

МНО — СССР

ЦЕНТРАЛЬНЫЙ
НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ИНСТИТУТ
МОРСКОГО ФЛОТА

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПРОЧНОСТИ МОРСКИХ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ

Книжка третья

340392

Фундаментальная

БИБЛИОТЕКА
Инженерно-конструкторского
Института

У 26614-98



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ТРАНСПОРТ»
МОСКВА 1964 ЛЕНИНГРАД

Методика расчета прочности морских транспортных судов

*Подготовлена к печати Судовым гидроинженерским отделом ЦКБМТ
и Главным морским Регистра СССР при ЦКБМТ-1*

Редактор *А. Н. Магмадов*

Техн. редактор *Н. П. Курдюков*

Корректор *Г. М. Юдина*

М-21988.	Слало и производство ЦОТК 1963 г.	Поступило к печати 25/ХІ 1963 г.
Бумага 70×108 ¹ / ₂ мм—6,18 фун. л.	Усл. печ. л. 12,25.	Экз.-маш. л. 11,43.
Изд. № НТЦЛ—166.	Тираж 400 экз.	Цена 60 коп. Заказ № 1131.

7-я типография издательства «Морской транспорт»,
Ленинград, ул. К. Заслонова, 30.

ПРЕДИСЛОВИЕ К ПЕРВОМУ ИЗДАНИЮ

«Методика расчета прочности морских транспортных судов» предназначена для выполнения проверочных расчетов прочности вновь строящихся судов с использованием «Норм прочности морских стальных судов» Регистра СССР, а также может быть использована для проверки прочности корпусов судов, находящихся в эксплуатации.

При разработке «Методики» были использованы основные работы в области строительной механики корабля, решения Междуправительственного совещания по применению низколегированных сталей в гражданском судостроении, опыт проектирования и расчетов прочности судовых корпусов в соответствующих проектных организациях и специальные исследования по вопросам прочности транспортных судов, выполненные ЦНИИМФ. Были учтены также пожелания ряда организаций (ЦПКБ ММФ № 1 и № 3, ОИИМФ и др.), замечания проф. А. А. Курдюмова и решения седьмого судостроения Ученого совета ЦНИИМФ.

Настоящая «Методика» согласована с Регистром СССР и рекомендуется к использованию при выполнении расчетов прочности корпусов судов, представляемых Регистру СССР на утверждение (письмо ГУ Регистра СССР № 2-67-1677 от 28/IV-58 г.).

Авторы «Методики» — ст. научные сотрудники ЦНИИМФ, кандидаты технических наук Я. И. Короткий (руководитель работы) и А. И. Максимова и В. Расчеты, связанные с разработкой «Методики», выполнялись вл. научным сотрудником Н. Т. Чиважевской, инж. И. И. Парлаевым, инж. Д. В. Комарниковым, А. М. Алексеевым, Р. А. Еникоевым, О. А. Лысовым и Ю. В. Костиным. Раздел, посвященный расчету гофрированных переборок, составлен при участии канд. техн. наук А. Л. Васильева.

Центральный научно-исследовательский институт морского флота просит все предложения и замечания по настоящей «Методике» направлять в адрес института для учета их в дальнейшей работе.

ПРЕДИСЛОВИЕ КО ВТОРОМУ ИЗДАНИЮ

Во второе издание введены некоторые дополнения и изменения, необходимость которых выявилась в процессе практического использования первого издания «Методики». Исправлены также некоторые неточности и опечатки.

Второе издание предпринято с целью удовлетворить многочисленные заявки, поступавшие в ЦНИИМФ от различных организаций после реализации тиража первого издания.

ПРЕДИСЛОВИЕ К ТРЕТЬЕМУ ИЗДАНИЮ

В третье издание «Методика» внесены некоторые дополнения и коррективы, уточняющие ряд вопросов и согласовывающие положения «Методика» со вторым изданием «Норм прочности».

В частности, расширены таблицы для расчета днищевых переборок с продольными полупереборками в ДП, внесена новая глава «Определение реакций кильблоков и нагибающих моментов при заставке судна в плаву или в сухой док», написанная к. т. н. Дикончем Л. В., уточнен ряд формул и т. п.

Работа по подготовке «Методика» к третьему изданию выполнена сектором Норм и Правил постройки судов ЦНИИМФ.

ВВЕДЕНИЕ

Выпуск «Норм прочности морских судов» и «Методики расчета прочности морских транспортных судов»¹ должен явиться первым шагом на пути внедрения расчетного метода определения размеров стенок корпусов транспортных судов.

При разработке «Методики» ставилась задача отобрать из имеющихся решений строительной механики корабля все те решения и расчетные схемы, которые можно обоснованно использовать при расчетах прочности транспортных судов. Особенности конструкции и условий работы корпусов транспортных судов требовали в отдельных случаях детального анализа общепринятых расчетных схем и их видоизменения.

В настоящей «Методике» рассматриваются основные вопросы, связанные с проверочными расчетами прочности корпусов транспортных судов. Некоторые типы специальных расчетов прочности, как, например, расчет общей и местной заборона корпуса, расчеты общей и местной прочности судна при скачке и т. п. в настоящей методике не рассматривались. Для выполнения подобных расчетов следует использовать специальную литературу.

Следует отметить, что в настоящей «Методике» содержится много новых вспомогательных материалов, которые должны значительно упростить работу по расчетам прочности корпусов судов. К этим материалам относятся, в частности, таблицы для расчета днищевых перекрытий сухогрузных судов и танкеров, таблицы для расчета бортовых перекрытий при наличии рамных шпангоутов, таблицы для расчета жесткой прочности валовых гофрированных переборок и др.

Некоторые новые рекомендации по расчетам прочности, содержащиеся в «Методике», сделаны на основании исследований, проведенных в ЦНИИМФ.

Ряд вопросов, затронутых в «Методике», решен пока весьма приближенно и нуждается в дальнейших теоретических и экспериментальных уточнениях. К ним относятся вопросы редуцирования днища, выделения жестких поясков при редуцировании палуб, потеря устойчивости которых происходит с увлечением бимсов и др. Приближенно решается также вопрос об устойчивости перекрытий с карлингсами конечной жесткости, в особенности при поперечной системе набора палуб и ряд других.

При использовании «Методики» и «Норм» необходимо иметь в виду, что на настоящем этапе нормирования прочности транспортных судов нормы допускаемых напряжений должны быть тесно увязаны с величинами внешних расчетных нагрузок и методикой расчета.

Приведенные в настоящей «Методике» расчетные схемы этому условию удовлетворяют. Однако при расчетах прочности транспортных судов с использованием допускаемых напряжений и нагрузок, регламентированных в «Нормах», могут быть применены и другие расчетные схемы, не противоречащие основным исходным предположениям расчетов, содержащимся в настоящей «Методике» и требованиям «Норм».

¹ В дальнейшем, в настоящей работе называемых соответственно «Нормы» и «Методика».

Предполагается, что в настоящее время использование расчетного метода, дающего возможность обеспечить прочность корпуса в средней его части, должно сочетаться с использованием Правил Регистра СССР для назначения размеров связей, которые пока нельзя обосновать расчетным путем (например, обеспечение прочности корпуса в оконечностях).

Выпускаемая «Методика» состоит из 5 глав:

I. Вычисление изгибающих моментов и сдвигающих сил при общем изгибе судна.

II. Проверочный расчет общей прочности судна и суммирование напряжений.

III. Расчеты местной прочности судозгрузных судов.

IV. Расчеты местной прочности танкеров.

V. Определение реакции кильблоков и изгибающих моментов при постановке судна в плавучий и сухой док.

Расчет прочности вновь проектируемых судов должен производиться в соответствии с этими главами «Методики».

«Методика» может быть использована также при проверке прочности корпусов судов, находящихся в эксплуатации.

В ближайшее время предполагается издание приложения к «Методике», в которое войдут материалы по расчетному проектированию связей корпуса судна, выбору марки стали и системы набора. Кроме того, в приложении будут приведены примеры типовых расчетов прочности по ряду судов.

ОСНОВНЫЕ УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

- L — длина судна по КВЛ, м
 H — высота борта судна, м
 B — ширина судна, м
 T — осадка судна, м
 D — водоизмещение судна, т
 L_p — расстояние между поперечными переборками
 B_p — расчетная ширина днищевой переборки, измеренная между
 серединами склзовых окон
 B_1 — расстояние между комингсом люка и бортом
 t — толщина листов
 δ — приведенные толщины в поперечном сечении
 x — отстояние центра тяжести продольной связи до нейтральной оси
 x — ширина при поперечной системе набора
 a — расстояние между флорами или рамками брусками при про-
 дольной системе набора
 b — расстояние между продольными ребрами
 c — расстояние между стрингерами
 h — высота связи
 f — площадь поперечного сечения продольных ребер
 i — пролет связи
 σ — нормальные напряжения, кг/см²
 σ_p — предел текучести стали, кг/см²
 τ — касательные напряжения, кг/см²
 τ_x — эйлеровы касательные напряжения, кг/см²
 σ_x — эйлеровы нормальные напряжения, кг/см²
 k — коэффициент опорной пары закрепления
 r — полувысота волны
 δ — интенсивность нагрузки, деление
 Q — нагрузка

Все другие обозначения пояснены в тексте «Методики».

Сокращения

δ — днище, n — палуба, $\delta\delta$ — двойное дно, b — борт κ — вертикальный киль, $\kappa\kappa$ — карлингс, c — стрингер, κ — горизонтальный киль, ϕ — флор, λ — шпротек, \max — максимум,	\min — минимум, \sum — суммарные, \max — оптимум, $тв$ — танпек, $\delta_{доп}$ — допускаемое, ж. со. — жесткое связь, λ — высота волны $пд$ — подшина волны, $пл$ — пластины, $оп$ — опорный.
--	--

ГЛАВА I

ВЫЧИСЛЕНИЕ ИЗГИБАЮЩИХ МОМЕНТОВ И ПЕРЕРЕЗЫВАЮЩИХ СИЛ ПРИ ОБЩЕМ ИЗГИБЕ СУДНА

§ 1. ОБЩИЕ УКАЗАНИЯ

1. Определение изгибающих моментов и перерезывающих сил для расчета общей прочности корпуса должно производиться методом статической постановки судна на вершину и подошву трапециевидальной волны. Волновые моменты и перерезывающие силы при статической постановке на волну должны вычисляться при осадке по легкому грузовую ватерлинию (в полном грузу).

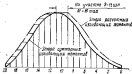


Рис. 1.

Для косвенного учета относительного влияния поправки Смига на гидродинамичность двоеклин следует принимать волновые моменты и перерезывающие силы при других осадках такими же, как и для состояния в полном грузу. Допускается применение приближенных формул для определения волновых изгибающих

моментов и перерезывающих сил (см. § 7, пп. В и Е). Суммарные величины изгибающих моментов и перерезывающих сил получаются алгебраическим сложением их составляющих на тихой воде и на волне. Длина волны λ принимается равной длине судна по КВЛ, высота — $2z$.

$$2z = 0,64\sqrt{L} - 1 \text{ для } L < 120 \text{ м}$$

$$2z = 6 \text{ м для } L > 120 \text{ м.} \quad (1)$$

В результате сложения строится эпюра суммарных изгибающих моментов и перерезывающих сил.

2. Вычисление изгибающего момента на тихой воде производится для судна в полном грузу и для судна в балластном плавании по указанным п. 4.02 «Норм прочности»¹. При наличии большого запаса топлива и при неблагоприятном его расположении необходимо производить дополнительный расчет изгибающих моментов для судна в полном грузу, но с судовыми запасами на исходе (~с 10% судовых запасов). В особых случаях может потребоваться рассмотрение и других, промежуточных, вариантов загрузки.

3. Расчетные изгибающие моменты определяются по эпюре суммарных изгибающих моментов (вычисленных в п. 1 настоящего параграфа)

¹ Регистр СССР, Нормы прочности корпусов стальных судов, 1962 г. Л. «Морской транспорт».

путем смещения ее ординат в нос и в корму на одну теоретическую шпангоут $\Delta L = \frac{L}{30}$.

На теоретических шпангоутах 9—10—11 значение M_{max} принимается постоянным и равным максимальному (рис. 1).

4. Вычисление динамической составляющейгибающего момента следует производить по указанным пунктам 4.06 «Норм прочностя».

5. Все расчеты следует выполнять с точностью до единицы третьего знака, т. е. с той точностью, какая может быть достигнута при подсчетах на логарифмической линейке.

6. Расчет должен включать:

а) весовую нагрузку с разбивкой всех весов, входящих в водоизмещение судна, по теоретическим шпангоутам и определение положения центра тяжести судна по длине;

б) вычислениегибающих моментов и перерывающих сил на тилой воде;

в) постановку судна на вершину волны;

г) постановку судна на половину волны;

д) кривые нагрузки, перерывающих сил игибающих моментов при положении судна на тилой воде, на половине и вершине волны;

е) сводную таблицу расчетных значенийгибающих моментов по всех сечениях, для которых выполняются проверочные расчеты общей прочностя (в соответствии с указаниями пункта 5.01 «Норм прочностя»);

ж) вычисление динамической составляющейгибающего момента в выделенном сечении.

§ 2. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕСОВОЙ НАГРУЗКИ СУДНА ПО ТЕОРЕТИЧЕСКИМ ШПАНГОУТАМ

1. Для распределения весовой нагрузки судна по теоретическим шпангоутам необходимо иметь веса и расположение всех грузов, составляющих водоизмещение судна, а именно:

а) таблицу нагрузки с указанием весов всех грузов и положением их центров тяжести, или весовой журнал;

б) продольный разрез судна, позволяющий определять районы, занимаемые каждым грузом в отдельности.

2. При практическом построении кривой сил веса необходимо учитывать следующие правила:

а) длину судна по КВЛ следует делить на 20 равных отсчетов (шпангоутов);

б) вес данного компонента, распределенного по какому-либо закону на протяжении одного или двух смежных отсчетов, представлять как сосредоточенную силу P , приложенную в центре тяжести груза. Эта сила заменяется двумя эквивалентными параллельными силами P_1 и P_2 , приложенными по середине двух смежных отсчетов ступенчатой элеры веса (двух смежных теоретических шпангоутов). В свою очередь, полученные силы P_1 и P_2 могут быть заменены на элере эквивалентными им прямоугольниками с основаниями, равными шпангоутам.

Описанный способ разложения нагрузки дает возможность сохранить ее величину и положение центра тяжести. Для практического выполнения указанного разложения рекомендуется следующий прием.

Масштаб длиной, равной длине одной шпангоуты с 10 равными делениями, прикладывается к координатной шпангоуты, в которой действует данная сила (рис. 2). Деление масштаба, соответствующее данной силе, показывает, какие доли от нее составляют параллельные силы, на которые она должна быть разложена;

а) если центр тяжести сосредоточенного груза совпадает с границей двух теоретических шпангоутов, то к каждой из шпангоутов следует относить вес $P_1 = 0,5P$, где P — полный вес груза;

г) грузы весом до $\frac{D}{100}$ (или несколько грузов, сумма которых не превосходит $\frac{D}{100}$) могут быть равномерно размещены по длине всей палубы, независимо от действительного положения их центра тяжести;

д) если груз равномерно распределен на части длины судна (рис. 3), то такой груз можно разбить на 3 части: P_1 , P_2 и P_3 . Среднюю часть P_2 следует распределить на 3 отсека, а с частями P_1 и P_3 поступить так, как указано в пунктах б или в;

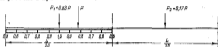


Рис. 2.

е) если на судне имеются грузы, центры тяжести которых находятся за пределами крайних (0 и 20) ординат (выступающие части), то они учитываются в таблице загрузки следующим образом.



Рис. 3.

Груз P с центром тяжести, отстоящим на расстоянии c в нос от нулевой ординаты, заменяется двумя грузами

$$P_1 = \left(\frac{3}{2} + \frac{c}{\Delta L} \right) P_1$$

$$P_2 = \left(\frac{1}{2} + \frac{c}{\Delta L} \right) P$$

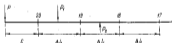


Рис. 4.

Груз P_1 прибавляется к нагрузке отсека 0—1, а груз P_2 вычитается из нагрузки отсека 1—2. Так же заменяется груз, центр тяжести которого отстоит на расстоянии c в корму от 20 ординаты. $P_1 = \left(\frac{3}{2} + \frac{c}{\Delta L} \right) P$ прибавляется к нагрузке отсека 19—20, а $P_2 = \left(\frac{1}{2} + \frac{c}{\Delta L} \right) P$ вычитается из нагрузки отсека 18—19 (рис. 4).

3. Для распределения веса металлического корпуса по длине судна рекомендуется следующий упрощенный способ.

Эшора веса корпуса представляется в виде ступенчатой кривой, изображенной на рис. 5а и 5б [14]. Если известны положение центра тяжести корпуса, то величины g_1 , g_2 , g_3 могут быть подобраны так, чтобы центр тяжести эшоры совпадал с центром тяжести корпуса.

Для выбора этих величин следует пользоваться зависимостями, приведенными в табл. 1.

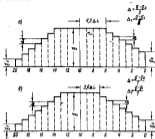


Рис. 3.

Если положение ЦТ корпуса неизвестно, то следует задаться им ориентировочно.

4. Распределение веса судна по 20 теоретическим шпангоутам сводится в табл. 2.

Таблица 2

Коэффициенты для построения ступенчатой кривой веса корпуса

	Для полных судов с неизменяемой вставкой по рис. 3-а	Для острых судов по рис. 3-б
k	$1,35 \frac{G}{20}$	$1,35 \frac{G}{20}$
k_1	$(0,667 + 0,333 \cdot \epsilon) \frac{G}{20}$	$(0,730 + 0,333 \cdot \epsilon) \frac{G}{20}$
k_2	$(0,667 - 0,333 \cdot \epsilon) \frac{G}{20}$	$(0,730 - 0,333 \cdot \epsilon) \frac{G}{20}$

Примечание. В таблице G — вес металлического корпуса судна;

$$\epsilon = \frac{x_{\text{с.г.}}}{\Delta L}$$

$x_{\text{с.г.}}$ — расстояние ЦТ металлического корпуса от киля, положительное в нос.

§ 3. ПОСТРОЕНИЕ КРИВОЙ СИЛ ПОДДЕРЖАНИЯ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ОТСЕКОВ

Для облегчения работы по определению пререзывающих сил и изгибающих моментов на тихой воде рекомендуется строить кривые сил поддержания теоретических отсеков (табл. 3).

Для построения кривой сил поддержания теоретических отсеков необходимо иметь кривые площадей шпангоутов для 20 ординат.

Объем теоретического отсека между i -ым и j -ым шпангоутами для данной ватерлинии равен:

$$V_{ij} = (a_i + a_j) \frac{\Delta L}{2},$$

Таблица

№№	Счетная единица	Момент от- вращения клетки	Положение центра в- дкости K_{0-4}	Вис. r	Торцевые				
					50-10	70-10	10-17	17-18	08-18
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	План	—	—	—	-0,5	-0,5	-7,5	-6,5	-0,5
	Счетная единица								
I									
II									
III									
IV									
A.	Итого: сучья порожки								
	Сучья в записи и комата								
1									
2									
3									
B.	Итого: сучья в записи и комата								
B.	Груз								
	Железобетон								
1									
2									
3									
G.	Итого: железобетон								
1	Сучья с грузом и 100% сучьями в записи (A+B+G)								
2	Сучья без груза с балластом и 100% сучьями в записи (A+Г+В)								

Построение кривой сдв подкрепления теоретических откосов

№№ теоретических откосов	Теоретические откосы									
	II	I в. л.			II в. л.			III в. л.		
		Половая откосов	Средняя ступень III откосов	Сила подкрепления на откосе, $\frac{\Delta L}{\sqrt{2}}$ (III)	Половая откосов	Средняя ступень V откосов	Сила подкрепления на откосе, $\frac{\Delta L}{\sqrt{2}}$ (VI)	Половая откосов	Средняя ступень VIII откосов	Сила подкрепления на откосе, $\frac{\Delta L}{\sqrt{2}}$ (IX)
1	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	
0	a_0	$a_1 + a_2$	$\frac{\Delta L}{\sqrt{2}}(a_1 + a_2)$							
1	a_1	$a_1 + a_2$	$\frac{\Delta L}{\sqrt{2}}(a_1 + a_2)$							
2	a_2	$a_1 + a_2$	$\frac{\Delta L}{\sqrt{2}}(a_1 + a_2)$							
3										
4										
5										
6										
7										
8										
9										
10										
11										
12										
13										
14										
15										
16										
17										
18										
19	a_{11}	$a_{11} + a_{12}$	$\frac{\Delta L}{\sqrt{2}}(a_{11} + a_{12})$							
20	a_{12}									

а сила поддержания на теоретический отсек запишется

$$C_{ij} = (\omega_i + \omega_j) \gamma \frac{\Delta L}{2},$$

где ω_i — погруженная площадь i -вого теоретического шпангоута;
 ω_j — погруженная площадь j -вого теоретического шпангоута;
 ΔL — теоретическая шпангоута $\left(\Delta L = \frac{L}{20} \right)$;
 γ — удельный вес воды в т/м^3 .

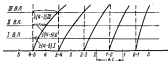


Рис. 6.

Для занесения на график значений столбцов IV, VII, X и т. д. табл. 3 необходимо разделить теоретическую шпангоута пополам и на соответствующей WATERLINE отложить значения сил поддержания по каждому теоретическому отсеку (рис. 6).

§ 4. УДИФФЕРЕНТОВКА СУДА И ВЫЧИСЛЕНИЕ ИЗГИБАЮЩИХ МОМЕНТОВ И ПЕРЕРЕЗЫВАЮЩИХ СИЛ НА ТИХОЙ ВОДЕ

Для удифферентовки судна на тихой воде необходимо иметь:

а) кривые сил поддержания теоретических отсеков (для 20 отсеков) или масштаб Бонжана;

б) кривые элементов теоретического чертежа.

Удифферентовку судна на тихой воде следует начать с определения величины средней осадки T_{cp} , отвечающей заданному водоизмещению. Затем, по кривым теоретических элементов, определяются следующие величины:

x_c — расстояние центра валичности от миделя в м;

x_f — расстояние центра тяжести площади ватерлинии от миделя в м (считается положительным в нос от \mathbb{X});

R — продольный метацентрический радиус в м;

F — площадь ватерлинии, м^2 .

С помощью этих величин по формулам (2) и (2') вычисляются осадка судна носом

$$T_{a1} = T_{cp} + \left(\frac{L}{2} - x_f \right) \frac{x_c - x_c}{R}; \quad (2)$$

осадка судна кормой


$$T_{k1} = T_{cp} - \left(\frac{L}{2} + x_f \right) \frac{x_c - x_c}{R}; \quad (2')$$

где x_c — расстояние центра тяжести судна от миделя в м (положительно, в нос от \mathbb{X}).

После определения осадок T_{a1} и T_{k1} следует провести по этим осадкам ватерлинию первого приближения.

Далее по кривым сил поддержания теоретических отсеков устанавливается величина объемного водоизмещения V_1 и положение центра валичности x_{c1} . Расчеты по вычислению V_1 и x_{c1} сводятся в табл. 4. Если окажется, что эти величины сильно разнятся от расчетных значений V и x_c , то необходимо сделать второе приближение.

а) Удифференцированная сумма на годовой основе по критическим подпараметрам теоретических отклонений

Примеры теоретических отклонений	Факторы план.	I приближение		II приближение	
		Сумма подпараметр. на теоретич. отклонен. г	II×III	Сумма подпараметр. на теоретич. отклонен. р	II×V
1	II	III	IV	V	VI
0-1	9,5				
1-2	8,5				
2-3	7,5				
3-4	6,5				
4-5	5,5				
5-6	4,5				
6-7	3,5				
7-8	2,5				
8-9	1,5				
9-10	0,5				
10-11	-0,5				
11-12	-1,5				
12-13	-2,5				
13-14	-3,5				
14-15	-4,5				
15-16	-5,5				
16-17	-6,5				
17-18	-7,5				
18-19	-8,5				
19-20	-9,5				
Σ		Σ_{III}	Σ_{IV}	Σ_V	Σ_{VI}

$$V_1 = \Sigma_{III}$$

$$x_{VI} = \Delta L \frac{\Sigma_{VI}}{\Sigma_{III}}$$

$$V_{II} = \Sigma_V$$

$$x_{III} = \Delta L \frac{\Sigma_{III}}{\Sigma_V}$$

4) Удифференциала судна на тихой воде по масштабу Кошиана

ММ теоретическая планового	Фактор ММ	I приближение		II приближение	
		Погруж. площ. мидельшпота, м ²	II×III	Погруж. площ. мидельшпота, м ²	III×V
1	II	III	IV	V	VI
0	10				
1	9				
2	8				
3	7				
4	6				
5	5				
6	4				
7	3				
8	2				
9	1				
10	0				
11	1				
12	- 2				
13	- 3				
14	- 4				
15	- 5				
16	- 6				
17	- 7				
18	- 8				
19	- 9				
20	- 10				
Σ					
погрешка коэф. γ		Σ_{III}	Σ_{IV}	Σ_V	Σ_{VI}

$$V_1 = \Delta L \Sigma_{III}$$

$$x_{01} = \Delta L \frac{\Sigma_{IV}}{\Sigma_{III}}$$

$$V_{01} = \Delta L \Sigma_V$$

$$x_{01} = \Delta L \frac{\Sigma_{VI}}{\Sigma_V}$$

Переходные силы в морозильной камере на талой воде

Таблица 6

Переходная сила в морозильной камере на талой воде	III	II	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	XII	$D = \frac{1}{2} \Delta L$	μ
	Сила контактная на поверхности	Сила на поверхности	Сила контактная	Сила на поверхности	Сила контактная	Сила на поверхности	Сила контактная	Сила на поверхности	Сила контактная	Сила на поверхности	Сила контактная	Сила на поверхности	Сила контактная	Сила на поверхности	Половина ширины	Половина ширины
	III	II	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	XII	$\frac{1}{2} \Delta L$	μ
	III	II	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	XII	$\frac{1}{2} \Delta L$	μ
1	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
2	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
3	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15
4	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
5	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25
6	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
7	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35
8	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
9	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45
10	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
11	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55
12	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6
13	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65
14	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7
15	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75
16	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8
17	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85
18	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9
19	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95
20	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0

 $D = \frac{1}{2} \Delta L$

Половина ширины

Сила

 $F_N = \mu$ $F_C = \mu$

Моментальный момент

 $M_{\text{переход}} = \mu$

Коэффициент момента

 $\mu = \frac{D \Delta L}{M_{\text{переход}}}$ $\mu = \frac{D \Delta L}{M_{\text{переход}}}$

Моментальный момент

 $N_{\text{переход}} = \mu$

Коэффициент момента

 $\mu = \frac{D}{N_{\text{переход}}}$ $\mu = \frac{D}{N_{\text{переход}}}$

Определяются новые осадки носы и кормы по формулам:

$$T_{\text{нов}} = T_{\text{ст}} + \frac{V - V_1}{r} + \left(\frac{l}{2} - x_f \right) \frac{x_g - x_d}{R}; \quad (2^*)$$

$$T_{\text{нов}} = T_{\text{ст}} + \frac{V - V_1}{r} - \left(\frac{l}{2} + x_f \right) \frac{x_g - x_d}{R}.$$

Найдя во втором приближении величину объемного водозаполнения и положение центра величины, следует их также сравнить с расчетными значениями V и x_g и, если потребуется, сделать еще одно приближение.

Удифферентовку судна можно считать практически законченной, если расхождение Δ абсолютных центра величины и центра тяжести $(x_g - x_g)$ не будет превышать 0,1% от длины судна L , а разница в водозаполнениях не будет превосходить 0,5% от V .

Вычисление изгибающих моментов и перерезывающих сил на тиллой воде производится в табличной форме (табл. 5) для ватерлинии, полученной в результате удифферентовки.

§ 4. УКАЗАНИЯ К РАСЧЕТАМ ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ ИЗГИБАЮЩИХ МОМЕНТОВ И ПЕРЕЗЫВАЮЩИХ СИЛ НА ВЕРХНЕИ И ПОДОШВЕ ВОЛНЫ

Для облегчения построения профиля транзитальной волны в табл. 6 приведены относительные ординаты волнового профиля (рис. 7 и 8). Ординаты даны для случая совмещения подошвы и вершины волны с мидельшпангоутом.

Таблица 6

Относительные ординаты транзитной $\frac{\Delta z}{r}$

Мидельшпангоут	10	9; 11	8; 12	7; 13	6; 14	5; 15	4; 16	3; 17	2; 18	1; 19	0; 20
Вершина волны на $\frac{\Delta z}{r}$	-1,0	-0,922	-0,742	-0,470	-0,158	0,154	0,441	0,677	0,854	0,922	1,0
Подошва волны на $\frac{\Delta z}{r}$	1,0	0,963	0,854	0,677	0,441	0,154	-0,158	-0,470	-0,742	-0,922	-1,0

При определении площадей шпангоутов по масштабу Бонжана ординаты волны z_1 на участках, где волновой профиль выше линии палубы, следует вычислять по формуле (3):

$$z_1 = z_2 + z_3 k, \quad (3)$$

где z_1 — часть ординаты волны до линии палубы или фальшборта, если имеется последний;

z_2 — часть ординаты волны выше палубы или фальшборта;

k — численный коэффициент.

Коэффициент $k=0,5$ в районе свободной палубы и $k=1,0$ в районе надстроек, являющихся продолжением борта.

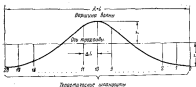


Рис. 7.

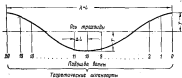


Рис. 8.

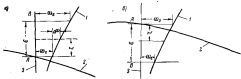


Рис. 9. а) построения на ровную землю; б) построения на неровной земле.
Условно обозначения: 1 - внутренняя форма Вогнера; 2 - линия опорного профиля; 3 - вертикальный клин.

Удифферентовка судна на волне по масштабу Боткина и вычисление перемещаемых сил и изгибающих моментов

Удифферентовку судна на волне можно производить по масштабу Боткина. Предлагаемый ниже способ удифферентовки может быть использован как для вычисления дополнительного изгибающего момента на волне, так и для расчета суммарного изгибающего момента.

Расчет удифферентовки на вершине или подошве расчетной волны при $\lambda = L_{\text{волн}}$ сводится к следующим операциям.


1. Ось траектории совмещается с ватерлинией такой воды. В точке A_1 пересечения теоретических шпангоутов волновым профилем снимаются значения ω_0 . Выше точки A_1 (для подошвы волны) или ниже ее (для вершины волны) откладываются значения $x = 1 \div 2$ м и снимаются значения ω_1 (рис. 9а и 9б).

2. Дальнейшие вычисления выполняются в табл. 7.

Таблица 7

Удифферентовка судна на волне $\lambda = L$ по масштабу Боткина

Обозначения I и б

Теорети- ческий шпангоут	ω_1 , м	Масса, тонн, б	$\omega_0 - \omega_1$, м	ω_2 , м	$\omega_1 - \omega_2$, м $= V = 11$ м	$(\omega_1 - \omega_2) \cdot b$	$(\omega_2 - \omega_1) \cdot b^2$
I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
0	$\frac{1}{2} \omega_0$	20		$\frac{1}{2} \omega_0$			
1	ω_1	19		ω_1			
2		18					
3		17					
4		16					
5		15					
6		14					
7		13					
8		12					
9		11					
10		10					
11		9					
12		8					
13		7					
14		6					
15		5					
16		4					
17		3					
18		2					
19	ω_{12}	1		ω_{12}			
20	$\frac{1}{2} \omega_{12}$	0		$\frac{1}{2} \omega_{12}$			
Σ	Σ_1		Σ_2		Σ_3	Σ_4	Σ_5

Дополнительные преобразования сил в катящиеся колеса на ровном вращ полюсе

№ вращения	Порядковые координаты		Сила		Момент		Сила		Момент		Максимальный изгибающий момент	Коэффициент кинематического сопротивления	Максимальная передаточная сила	N_{max}	Коэффициент передаточной силы	$A = \frac{D}{N_{max}}$	
	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI							XII
0																	
1																	
2																	
3																	
4																	
5																	
6																	
7																	
8																	
9																	
10																	
11																	
12																	
13																	
14																	
15																	
16																	
17																	
18																	
19																	
20																	

По найденным в табл. 7 суммам составляются уравнения (4) для определения

$$\zeta_0 \text{ и } \psi = \frac{\beta}{L},$$

где ζ_0 — смещение оси трюмной на кормовом перпендикуляре, положительное при погружении судна;

ψ — угол дифферента, положительный при дифференте на нос.

$$\Sigma_2 + \frac{c}{s} \Sigma_0 + \frac{\beta}{s} \cdot \frac{\Sigma_0}{20} = \frac{V}{\Delta L}$$

$$\Sigma_1 + \frac{c_1}{s} \Sigma_0 + \frac{\beta}{s} \cdot \frac{\Sigma_0}{20} = V \frac{x_c}{\Delta L} \quad (4)$$

Для положения судна на вершине волны в уравнениях (4) β принимается отрицательным; x_c — расстояние ЦВ от кормового перпендикуляра.

3. После определения величин ζ_0 и β ($\beta = \psi L$) погруженные площади шпангоута, соответствующие равновесному положению судна на волне, могут быть сняты непосредственно с масштаба Бонжана путем смещения оси волны на ζ_0 и поворота ее на угол ψ относительно смещенной точки на кормовом перпендикуляре.

Для вычисления доверительных изгибающих моментов и перерезывающих сил может быть использована табл. 8.

§ 8. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СУММАРНЫХ ИЗГИБАЮЩИХ МОМЕНТОВ И ПЕРЕРЕЗЫВАЮЩИХ СИЛ

Определение суммарных изгибающих моментов и перерезывающих сил в каждом случае загрузки судна проводится алгебраическим суммированием значений этих величин для положения судна на такой волне и на волне для каждого теоретического шпангоута.

Суммирование проводится в табличной форме (табл. 8).

Таблица 8

Суммарные перерезывающие силы и изгибающие моменты

№ шпангоута	Перерезывающая сила				Изгибающий момент					
	Тонна воды, т	на вершине		на волнате		Тонна воды, тм	на вершине		на волнате	
		дополнительная, т	суммарная, т	дополнительная, т	суммарная, т		дополнительный, тм	суммарный, тм	дополнительный, тм	суммарный, тм
1										
2										
3										
4										
5										
6										
7										
8										
9										
10										
11										
12										
13										
14										
15										
16										
17										
18										
19										
20										
21										
22										
23										
24										
25										
26										
27										
28										
29										
30										
31										
32										
33										
34										
35										
36										
37										
38										
39										
40										
41										
42										
43										
44										
45										
46										
47										
48										
49										
50										
51										
52										
53										
54										
55										
56										
57										
58										
59										
60										
61										
62										
63										
64										
65										
66										
67										
68										
69										
70										
71										
72										
73										
74										
75										
76										
77										
78										
79										
80										
81										
82										
83										
84										
85										
86										
87										
88										
89										
90										
91										
92										
93										
94										
95										
96										
97										
98										
99										
100										

По данным табл. 9 строятся эпюры суммарных изгибающих моментов и перерезывающих сил, а в соответствии с указаниями § 1 устанавливаются величины их расчетных значений.

Максимальные значения расчетных изгибающих моментов и перерезывающих сил на миделе сведены в табл. 10.

Таблица 10

Таблица максимальных значений изгибающих моментов и перерезывающих сил

№ п/п	Расчетываемые состояние нагрузки судна	На такой воде	Дополнительно на вершине волны	Дополнительно на покатом волне	Суммарные на вершине волны	Суммарные на покатом волне
Изгибающие моменты, тм						
1		—	—	—	—	—
2		—	—	—	—	—
Перерезывающие силы, т						
1		—	—	—	—	—
2		—	—	—	—	—

Примечания:

1. Для моментов: числитель — величина момента в тм, знаменатель — коэффициент k в формуле $M = \frac{Dk}{k}$.

2. Для перерезывающих сил: числитель — величина перерезывающей силы в т, знаменатель — коэффициент k , в формуле $N = \frac{D}{k}$.

3. D — водовытеснение при осадке по КВЛ.

Допускается производить вычисления суммарных изгибающих моментов непосредственной постановкой судна на вершину или подошву волны, не вычисляя изгибающий момент на такой воде. В этом случае для вычисления суммарных изгибающих моментов может быть использована табл. 9. В столбец II этой таблицы должны быть занесены силы поддержания на теоретическую шпацию, вычисленные для удифферентованного на волне судна.

Удифферентовка на волне может быть выполнена в соответствии с указаниями § 5.

§ 7. ПРИБЛИЖЕННЫЕ ФОРМУЛЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОБЩЕГО ИЗГИБАЮЩЕГО МОМЕНТА В МИДЕЛЕВОМ СЕЧЕНИИ И РАСЧЕТНОГО ЗНАЧЕНИЯ ПЕРЕРЕЗЫВАЮЩЕЙ СИЛЫ

В стадии эскизного проектирования индивидуального бруса, а также для плановых судов, когда нет достаточных данных для точного определения величин расчетных нагрузок, для их определения рекомендуется пользоваться приближенными зависимостями.

Приводимые ниже формулы (5), (9) и (11) полностью справедливы только для судов с симметричными относительно миделевого сечения обводами подводной части.

Однако точность вычислений с помощью этих формул, вследствие небольшой погрешности, вносимой несимметричностью обводов, вполне достаточна и для реальных судов с обычными обводами.

А. Постатейное определение составляющих изгибающего момента на тихой воде на миделе

а) Определяется изгибающий момент на тихой воде на миделе от сил веса по формуле:

$$M_{\text{изг}} = \frac{1}{2} (M_x + M_{\text{орп}}) \quad (5)$$

где M_x — арифметическая сумма моментов относительно миделя всех весов (посыпок и кормовых), входящих в вес судна порожнем;

$M_{\text{орп}}$ — то же, для весов, входящих в ледевит.

Если какой-либо груз перекрывает мидельное сечение, то он должен быть разбит на две части по обе стороны от миделя.

Составляющую M_x можно вычислять по приближенной формуле:

$$M_x = k_1 PL, \quad (6)$$

где P — вес судна порожнем;

k_1 — численный коэффициент, равный: для грузовых судов с машиной в корме — 0,252, для грузовых судов с машиной в середине — 0,200, для грузо-пассажирских судов — 0,195.

б) Определяется изгибающий момент на миделе от сил поддержания на тихой воде по формуле:

$$M_{\text{с.п.т.в.}} = -k_2 DL, \quad (7)$$

где k_2 — численный коэффициент, определяемый в зависимости от φ (коэффициента продольной полноты судна).

φ	0,5	0,6	0,7	0,8
k_2	0,0772	0,0845	0,0930	0,1016

Изгибающий момент на тихой воде в мидельном сечении определяется алгебраическим суммированием составляющих, вычисляемых по формулам (5) и (7).

Б. Приближенное определение волнового изгибающего момента при статической постановке судна на вершину и подошву волны

Дополнительный изгибающий момент на миделе от постановки на волну определяется по формуле:

$$M_{\text{изг}} = k r B L^2, \quad (8)$$

где r — полувысота расчетной волны, м;

k — коэффициент, принимаемый по табл. II в зависимости от α (коэффициента полноты КВЛ) и положения судна на волне.

Таблица II

Коэффициенты для определения M_p

α	0,6	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,95
$k_{\text{вн}}$	0,017	0,019	0,022	0,025	0,030	0,034	0,039	0,044
$k_{\text{вп}}$	-0,025	-0,027	-0,030	-0,033	-0,036	-0,039	-0,043	-0,046

Закон изменения M_x по длине судна при этом принимается по формуле:

$$M_x = M_{\text{ср}} \frac{1}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{L_{\text{ср}}} \right),$$

где x — отсчитывается от любой оконечности судна.

В. Изменение изгибающего момента в мидельном сечении при изменении весовой нагрузки судна

Изменение изгибающего момента на миделе от приема, снятия груза или изменения общего расположения может определяться следующим образом.

1. Если распределенный по любому закону или сосредоточенный груз принимается (снимается) по одну сторону от миделя, то изменение изгибающего момента на миделе будет

$$\Delta M_{\text{ср}} = -\frac{P}{2} (x - l_1), \quad (9)$$

где P — вес груза (положительный при приеме и отрицательный при снятии);

x — расстояние центра тяжести груза от миделя;

l_1 — среднее расстояние центра тяжести кормовой и носовой половины площади ватерлинии от миделя.

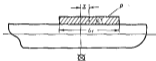


Рис. 10.

Для определения величины l_1 рекомендуется пользоваться приближенной формулой $l_1 = \psi_1 \frac{L}{2}$, где ψ_1 — коэффициент, приведенный в табл. 12 в функции от коэффициента полноты соответствующей обшивки площади ватерлинии α_1 или α_2 . Значения α_1 и α_2 можно вычислять по формулам (10):

$$\alpha_1 = \alpha + 2,23 \frac{x_f}{L}, \quad \alpha_2 = \alpha - 2,23 \frac{x_f}{L}, \quad (10)$$

где α — общий коэффициент полноты площади ватерлинии;

x_f — расстояние центра тяжести общей площади ватерлинии от миделя (положительно, в нос).

Таблица 12

Коэффициенты для определения полноты ЦТ половины площади ватерлинии

α_1 или α_2	0,50	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,95
ψ	0,333	0,343	0,353	0,370	0,385	0,400	0,415	0,425	0,435	0,475

2. Если принимаемый (или снимаемый) груз P распределен равномерно и его расположение по длине частично перекрывает мидельное

сечении (рис. 10), то изменение изгибающего момента на миделе определяется формулой (11):

$$\Delta M_{\text{изг}} = \frac{P}{2} \left(\frac{l_1}{4} + \frac{x^2}{l_1} - l_1 \right), \quad (11)$$

где l_1 — длина, на которой распределен груз P ;
 x , l_1 — то же, что и в пункте 1.

Примечание. Точность результатов, зависящих формулами (9) и (11), существенно зависит от относительной величины груза $P \left(\frac{P}{D} \right)$, связанной с увеличением этого отклонения. Практически вполне достаточная точность получается при $\frac{P}{D} < 0,15$.

Г. Изменение изгибающего момента в миделевом сечении при изменении общего расположения судна и постоянном водоизмещении

В начальной стадии проектирования с использованием прототипов может возникнуть необходимость приближенной оценки влияния изменения общего расположения на величину изгибающего момента на тиллой воде.

Приводимые ниже формулы позволяют с точностью до 10% определить абсолютную величину изменения изгибающего момента на миделе за счет изменения основных характеристик общего расположения сухогрузных судов и танкеров.

При выводе формул предполагалось, что изменения в общем расположении происходят при сохранении водоизмещения судна постоянным.

1. Изменение изгибающего момента на миделе сухогрузных судов с МКО в средней части при изменении основных характеристик общего расположения.

а) Изменение длины машинно-котельного отделения.

$$\Delta M_{l_{\text{мк}}} = 0,225 \frac{BN}{v} (l_{\text{м}} - l_{\text{м}}^0) \left(x_{\text{м}} + x_{\text{м}} - l_{\text{м}}^0 - \frac{l_{\text{м}} - l_{\text{м}}^0}{2} \right) + 0,125 P_{\text{м}} (l_{\text{м}} - l_{\text{м}}^0). \quad (12a)$$

б) Изменение положения центра тяжести машинно-котельного отделения (центр тяжести перемещается в пределах одной половины судна).

$$\Delta M_{x_{\text{м}}} = -0,45 \frac{BN}{v} (x_{\text{м}} - x_{\text{м}}^0) (x_{\text{м}} + x_{\text{м}}^0) + \frac{P_{\text{м}}}{2} (x_{\text{м}} - x_{\text{м}}^0). \quad (12б)$$

в) Изменение веса машинно-котельной установки.

$$\Delta M_{P_{\text{м}}} = \frac{P_{\text{м}} - P_{\text{м}}^0}{2} \left(x_{\text{м}}^0 - \frac{x_{\text{м}} \frac{P_{\text{м}}}{P_{\text{м}}^0} + x_{\text{м}}}{1 + \frac{P_{\text{м}}}{P_{\text{м}}^0}} \right). \quad (12в)$$

г) Размещение грузов в концевых помещениях (базе, юте и т. п.).

$$\Delta M_{x_{\text{ог}}} = \frac{P_{\text{ог}}}{2} \left(x_{\text{ог}}^0 - \frac{x_{\text{ог}} \frac{P_{\text{ог}}}{P_{\text{ог}}^0} + x_{\text{ог}}}{1 + \frac{P_{\text{ог}}}{P_{\text{ог}}^0}} \right) \quad (12г)$$

В формулах 12 а, б, в, г обозначено:

$P_{\text{м}}$ — вес машинно-котельной установки с оборудованием, но без валопровода и вента;

- P_0 — вес груза в концевых помещениях;
 P_1 — вес груза в носовой системе трюмов;
 P_2 — вес груза в кормовой системе трюмов;
 φ — удельная погруженная кубатура трюмов судна при расчетной грузоподъемности;
 L_0 — длина машинно-котельного отделения;
 x_0 — расстояние ц. т. машинно-котельного отделения от миделя;
 x_1 — расстояние ц. т. кормовой системы трюмов от миделя;
 x_2 — расстояние ц. т. носовой системы трюмов от миделя;
 x_3 — расстояние ц. т. груза в концевом помещении от миделя.
 Значок «б» относится к судну прототипу, все линейные величины представляются в формулы своей абсолютной величиной в м, а веса в т.

2. Изменение изгибающего момента на миделе танкеров при изменении основных характеристик общего расположения.

а) Изменение изгибающего момента на миделе за счет изменения длины грузовых танков (насосное отделение расположено вне длины грузовых танков)

$$\Delta M = \frac{P \cdot \Delta l}{10} \quad (134)$$

Δl — изменение длины грузовых танков (положительное при увеличении).

б) Изменение изгибающего момента на миделе танкера за счет переноса насосного отделения.

$$\Delta M = Qb \frac{M}{l} \left(1 - \frac{l_1}{l}\right), \quad (135)$$

где Q — общий вес груза в танках;

$b = \frac{V_{нас}}{V_{отс}} J_{отс}$ — приведенная длина отсека насосного отделения;

$J_{отс}$ — действительная длина отсека насосного отделения;

$V_{отс}$ — объем насосного отделения;

$V_{отсн}$ — полный объем отсека между бортами на длине, равной длине насосного отделения;

Δl — перемещение ЦТ насосного отделения, положительное при перемещении от оконечностей к миделю;

l — полная длина грузовых танков;

l_1 — длина кормовой или носовой части танков, кормовой, если перемещение насосного отделения происходит на участке длины судна, расположенном в корму от миделя, и носовой в противном случае. Измеряется от миделя в нос или корму соответственно для исходного положения насосного отделения.

Д. Влияние коэффициента общей полноты на величину суммарного изгибающего момента на миделе (при постоянном L , B , T и общем расположении)

Значение суммарного изгибающего момента в мидельном сечении в зависимости от величины коэффициента общей полноты судна может быть определено по формулам:

для сухогрузных судов

$$M_s = M_0 \left[1 + \frac{1 - \lambda_0}{2}\right],$$

для танкеров

$$M_T = M_0 [1 + 3(1 - \lambda_0)],$$

где M_0 — суммарный изгибающий момент для судна-прототипа,
 b_0 — коэффициент общей полноты судна-прототипа,
 b — коэффициент общей полноты рассчитываемого судна.

Е. Приближенное определение расчетного значения перерезывающей силы

Для приближенного вычисления расчетного значения перерезывающей силы следует предварительно определить максимальное значение изгибающего момента на валуе. Для этой цели могут быть использованы формулы пункта А и Б настоящего параграфа. При известной величине M_{max} искомого значения перерезывающей силы определяется формулой:

$$N_{\text{max}} = 3,5 \frac{M_{\text{max}}}{L_{\text{вал}}}$$

Закон изменения N по длине судна при этом будет

$$N = N_{\text{max}} \cdot \sin \frac{2\pi x}{L_{\text{вал}}},$$

где x — отсчитывается от любой оконечности судна.

ГЛАВА II

ПРОВЕРОЧНЫЙ РАСЧЕТ ОБЩЕЙ ПРОЧНОСТИ СУДНА И СУММИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ

§ 8. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ. ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ

Проверка прочности продольных связей производится по вымышленным расчетным нагибающим моментам, действующим в сечениях корпуса при положении судна на вершине и подошве волны.

Исходными данными для расчета напряжений в шпангоутном сечении являются значения наибольших суммарных изгибающих моментов для положения судна на вершине и подошве волны. В первом приближении в состав эквивалентного бруса зачисляются все непрерывные продоль-

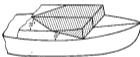


Рис. 10. Эквивалентная часть прямой связи, вычисляемая с эквивалентной брус.

ные связи, имеющие длину более высоты борта. Пластинки, составляющие наружную обшивку дна, настил внутреннего дна, настил палубы от борта до линии больших вырезов зачисляются полностью, с редуцирующим коэффициентом, разным единице.

Надстроек включаются в состав эквивалентного бруса только в том случае,

если их длина превышает 0,15 длины судна и составляет не менее шести высот надстройки. Длинные рубки, включаемые в состав эквивалентного бруса, должны опираться не менее, чем на три поперечные переборки.

Концы надстроек рубок и других прерывных связей выводятся в эквивалентный брус не по своим сечениям, а только сечением, заключенным между непрерывными связями (основным корпусом) и прямой линией, проведенной под углом 30° к продольной кромке, по которой прерывная связь соединяется с непрерывной (рис. 11).

Продольные балки фундаментов и других подкреплений, как правило, в состав расчетного сечения не включаются.

В отношении связей, ослабленных вырезами, необходимо иметь в виду следующие положения:

1. Односторонние, полностью компенсированные вырезы в палубах, не должны учитываться при определении элементов эквивалентного бруса.

2. Односторонние некомпенсированные вырезы в палубах в зависимости от размеров вырезов должны учитываться при расчете эквивалентного бруса следующим образом:

а) Если поперечный размер вырезов не превышает 20% ширины палубы в этом сечении, то влияние этих вырезов сводится только

в перераспределении напряжений в палубе и на величину напряжений в остальных продольных связях они не оказывают влияния. Поэтому в данном случае при определении элементов эквивалентного бруса ширины можно не учитывать.

б) Вырезы, ширина которых превышает 20%, ширины палубы в рассматриваемом сечении, а длина превышает две ширины выреза, должны полностью исключаться из расчетного сечения палубы, т. е. площадь палубы должна подсчитываться netto.

в) Вырезы, ширина которых превышает 20% ширины палубы в рассматриваемом сечении, имеющие длину, меньшую, чем две ширины выреза, должны быть исключены из расчетного сечения палубы частично.

При определении элементов эквивалентного бруса в его состав следует засчитывать площадь палубы, определенную формулой

$$F_{\text{расч}} = F - 0,5 \frac{a}{b} (F - F_1),$$

где F — площадь сечения палубы без учета выреза,

F_1 — то же, с учетом выреза,

a — длина выреза,

b — ширина выреза.

г) При исключении вырезов из расчетного сечения связи палубы, расположенные перед или за вырезом и ограниченные пересекающимися прямыми, проведенными под углом 30° к диаметральной плоскости судна из углов выреза, также не включаются в состав эквивалентного бруса. При всех условиях, независимо от того, компенсируется ли потерянная площадь палубы или нет, должны быть предусмотрены конструктивные меры для уменьшения концентрации напряжений.

3. Если вырезы расположены один за другим, как это обычно имеет место в палубах сухогрузных судов, ослабленных вырезами для грузовых люков, то участки палубы между вырезами обычно практически не могут включиться в работу эквивалентного бруса и расчет последнего должен, как правило, производиться по сечению в районе выреза.

Возможность включения междюльковых участков палубы в работу эквивалентного бруса может быть приблизительно оценена путем проведения прямых из углов вырезов под углом 30° , как это указано выше.

4. Ослабление непрерывных продольных связей единичными вырезами размерами (диаметром) менее 20 толщины листа при расчете эквивалентного бруса не учитывается.

Следует иметь в виду, что некоторые прерывистые связи, не включаемые в состав расчетного сечения, фактически оказываются в той или иной степени работающими и воспринимающими усилия от общего корпуса судна. В связи с этим должны быть приняты конструктивные меры по уменьшению степени участия таких связей в общем изгибе и, во всяком случае, должна быть проверена их прочность и устойчивость. Поэтому во всех сомнительных случаях, когда степень участия отдельных связей в работе эквивалентного бруса не ясна, необходимо при проверке напряжений, возникающих в последнем, в состав эквивалентного бруса эти связи не включать, прочность и устойчивость же самих связей должна быть проверена в предположении, что они участвуют в изгибе корпуса.

Вычисление элементов эквивалентного бруса производится в табличной форме (для половины сечения). Ось сравнения рекомендуется принимать возможно ближе к предполагаемому положению нейтральной оси поперечного сечения, т. е. примерно на расстоянии $(0,45 \div 0,5)H$ от основной линии.

Продольные связи, одинаково отстоящие от оси сравнения, рекомендуются объединять в группы. При этом не следует объединять в одну группу пластины различной толщины, пластины и балки набора и т. п.

Для удобства расчета эквивалентного бруса во 2-м приближении и вычисления продольных изгибающих моментов (см. § 16) рекомендуется при поперечной системе набора пластины внутреннего дна и обшивки дна разделить на две части:

а) часть, относимую к жестким связям (0,25 короткой стороны оверного контура, см. рис. 27),

б) оставшуюся часть, относимую к «гибким» связям и подвергающуюся, в случае необходимости, редуцированию.

При составлении таблицы для расчета эквивалентного бруса следует отдельно заносить все жесткие связи и «гибкие» связи.

Собственные моменты инерции следует учитывать только для связей, ориентированных вертикально и имеющих сравнительно большую высоту — листы вертикального кля, стрингеров, шпирстрек и обшивки борта.

Рекомендуется следующая последовательность проверочного расчета общей прочности с суммированием напряжений:

- 1) Вычисление элементов эквивалентного бруса и определение напряжений от общего изгиба судна в первом приближении.
- 2) Проверка устойчивости продольных связей корпуса.
- 3) Расчет дешишевого перекрытия.
- 4) Определение редуцированных коэффициентов и вычисление напряжений от общего изгиба судна во втором приближении.
- 5) Определение напряжений от изгиба дешишевых продольных балок (при продольной системе набора) и от изгиба пластины дна.
- 6) Суммирование напряжений и проверка условий прочности.
- 7) Определение касательных напряжений при общем изгибе судна и проверка условий прочности по касательным напряжениям.
- 8) Вычисление предельных изгибающих моментов.

§ 8. ВЫЧИСЛЕНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ ЭКВИВАЛЕНТНОГО БРУСА И ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЯ ОТ ОБЩЕГО ИЗГИБА СУДНА В ПЕРВОМ ПРИБЛИЖЕНИИ

Все непрерывные продольные связи, разбитые на соответствующие группы, заносятся в расчетную табл. 13.

Площадь сечения продольных связей вычисляется в см², а отстояние от оси сравнения — в м.

Отстояние нейтральной оси от оси сравнения

$$e = \frac{B}{A}, \text{ м.} \quad (14)$$

Момент инерции сечений относительно нейтральной оси

$$J = 2 \left(C - \frac{B^2}{A} \right), \text{ м}^4 \text{ см}^2. \quad (15)$$

Вычисляется наименьший момент сопротивления поперечного сечения относительно крайней фибры палубы $W_x = \frac{J}{x_n}$.

Нормальные напряжения в продольных связях вычисляются по формулам:

на верхней палубе

$$\sigma = k_{\sigma} \cdot z \text{ кг/см}^2 \quad (16)$$

ние изгибающих моментов для проверки общей прочности производится по указаным § 1.

При расчете днищевых перекрытий (для суммирования напряжений) (см. § 11) давление заборной воды определяется с учетом наиболее неблагоприятного для данного сечения положения волны. Расчетное давление воды на вершине волны может быть определено по формуле

$$q_{\text{из}} = [T + (r-s)\chi] \gamma, \quad \text{т/м}^2, \quad (19)$$

где: r — полувысота волны, м;

s — поправка на испльтие (формулы 50, 51);

χ — численный коэффициент, значение которого дается в табл. 14;

γ — удельный вес воды.

Таблица 14¹

Коэффициенты χ для расчетных волнов в отсеках, отличных от миделя

$\frac{a}{L}$	$\frac{x}{L}$	χ			
		0,10	0,15	0,20	0,25
0,667		0,89	0,75	0,57	0,35
0,750		0,88	0,75	0,56	0,33
0,800		0,86	0,74	0,54	0,30

Примечание: В таблице x — расстояние рассматриваемого сечения от миделя, а — коэффициент полноты волнения.

§ 10. ПРОВЕРКА УСТОЙЧИВОСТИ СВЯЗЕЙ КОРПУСА

Проверка устойчивости имеет целью установление величины эйлеровых напряжений для последующего учета редуцированных коэффициентов связей, теряющих устойчивость при общем изгибе судна, и уточнения напряжений в жестких связях корпуса.

Определение эйлеровых напряжений должно производиться для всех пластин, входящих в обшивку корпуса и настила палуб и внутреннего дна, образующих стенки стрингеров и других продольных связей, а также для балок продольного набора и палубных перекрытий. (При определении эйлеровых напряжений пластины влияния отступления от закона Гука на устойчивость не учитываются. Эйлеровы напряжения рассчитываются по теоретическим формулам; если определенными таким образом эйлеровы напряжения оказываются выше предела текучести материала, то принимается $\sigma_e = \sigma_T$.)

Для балок продольного набора эйлеровы напряжения определяются также по теоретическим формулам. Если определенными таким образом эйлеровы напряжения оказываются выше предела пропорциональности материала, то необходимо определить эйлеровы напряжения с учетом влияния отступления от закона Гука (критические напряжения). Критические (исправленные эйлеровы) напряжения могут быть найдены с помощью графика из рис. 13.

А. Проверка устойчивости пластины

Все пластины настила палуб и обшивки борта при проверке их устойчивости считаются свободно опертыми по контуру, образованному соответствующими балками набора. При продольной системе набора днаца устойчивость пластины днаца и внутреннего дна проверяется так же, поскольку они считаются свободно опертыми из контура.

¹ См. [1] стр. 90.

При проверке системы набора днища следует производить учет влияния сплошных флоров на устойчивость пластин [21] (см. ниже п. в).
 в) Поперечная система набора (рис. 14).

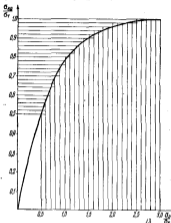


Рис. 13. График для определения критического напряжения с учетом влияния модуля нормальной упругости.
 σ_0 — напряжение облатного напряжения,
 σ_p — напряжение облатного напряжения,
 σ_c — предел текучести.

Эйлеровы напряжения вллубных пластин вычисляются по формуле:

$$\sigma_c = 200 \left(\frac{100t}{s} \right)^2 \left(1 + \frac{s^2}{k^2} \right)^2. \quad (19)$$

Примечание. Указанная формула может применяться лишь в том случае, когда жесткость флора равна или больше критической (см. формулу (19)).

Эйлерово напряжение для листов широтрека может определяться как для пластины, свободно опертой по трем кромкам и совершенно свободной по четвертой.

$$\sigma_c = 200 \left(\frac{100t}{s} \right)^2 \left[1 + 0,425 \left(\frac{s}{k_m} \right)^2 - 0,143 \frac{s}{k_m \left(4 + \frac{s^2}{k_m^2} \right)} \right]. \quad (20)$$

где k_m — ширина широтрека.

Формула (20) может быть использована также для проверки устойчивости листов палубного стрингера.

Устойчивость листов бортовой обшивки проверяется по формуле (21):

$$\sigma_y = 200 \left(\frac{100M}{s} \right)^2, \quad (21)$$

Эйлерово напряжение для листов днищевой обшивки в частях внутреннего дна определяется по формуле:

$$\sigma_y = k \cdot 200 \left(\frac{100M}{s} \right)^2 \left[1 + \frac{s^2}{r^2} \right], \quad (22)$$

где: k — численный коэффициент, равный:

1,5 — при установке сплошных флоров на каждом шпангоуте

1,25 — при установке сплошных флоров через две шпангоуты

1,15 — при установке сплошных флоров через три шпангоуты

1,00 — при установке сплошных флоров через четыре и больше шпангоуты

s — расстояние между стрингерами.

б) Продольная система набора.

Эйлеровы напряжения пластин, подкрепленных продольным набором (рис. 15), определяются по формуле:

$$\sigma_y = 800 \left(\frac{100M}{b} \right)^2 \quad (23)$$

При использовании последней формулы предполагается, что критические (асимптотические Эйлеровы) напряжения продольных балок не меньше, чем Эйлеровы напряжения подкрепляемых ими пластин.



Рис. 14.



Рис. 15.

в) Эйлеровы напряжения свободных поперечных составных балок (жарницы, бортовые стрингеры, киль и днищевые стрингеры вне двойного дна) определяются по формуле:

$$\sigma_y = 84 \left(\frac{100M}{b_1} \right)^2, \quad (24)$$

где b_1 — полуширина свободного поперечного сечения (для балок с симметричным относительно стенки поперечем).

г) Эйлеровы напряжения прямоугольной пластины, подверженной действию касательных напряжений (стенки балок, флоров, стрингеров и пр.) определяются по формуле:

$$\tau_y = k \cdot \lambda \cdot 200 \left(\frac{100M}{b} \right)^2, \quad (25)$$

где b — меньшая сторона опорного контура (высота стенки или расстояние между ребрами жесткости);

k — коэффициент, зависящий от отношения сторон пластины (см. табл. 15);

λ — коэффициент влияния вырезов (табл. 16).¹

¹ На основании исследований Г. С. Чумовского и М. К. Свиридовой.

Значения коэффициента k в формуле (35)

$\frac{A}{b}$	1	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0	2,8
k	9,4	8,0	7,3	7,0	6,8	6,6	6,3

A, b — стороны осязого контура пластины.

Б. Проверка устойчивости балок продольного набора

а) При проверке устойчивости продольных балок последние считаются свободно опертыми на соответствующих поперечных связях (флорах, ригелях шпалтоутах, бимсах).

Эйлеровы напряжения продольных балок вычисляются по формуле:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2 (I + I_0)} \quad (36)$$

где b — ширина присоединенного пояса обшивки, равная полусумме пролетов, прилегающих к балке.

При подсчете момента инерции I продольной балки с присоединенным поясом обшивки приведенная ширина последнего может приниматься равной b , но не должна быть больше $1/8$ пролета балки.

б) Устойчивость длинных продольных балок в случае, если они перекрываются распорками с продольными балками внутреннего дна (рис. 16)¹.

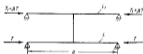


Рис. 16.

Таблица 16

Значения коэффициента k в формуле (36)

$\frac{D}{b}$	$\frac{A}{b}$						
		0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
0,1		0,478	0,357	0,337	0,303	0,302	0,280
0,2		0,357	0,315	0,275	0,233	0,237	0,218
0,3		0,337	0,275	0,217	0,182	0,175	0,172
0,4		0,315	0,238	0,192	0,161	0,158	0,158
0,5		0,302	0,207	0,175	0,139	0,130	0,134
0,6		0,280	0,178	0,172	0,133	0,124	0,123

В таблице A, D — соответственно вертикальный и поперечный размеры шпала.

¹ См. [26].

Эйлеровы напряжения длинных продольных балок определяются по формуле

$$\sigma_{\text{дл}} = k \sigma_{\text{ст}} \quad (27)$$

где: $\sigma_{\text{ст}}$ — эйлеровы напряжения по формуле (26),

k — расчетный коэффициент, определяемый по табл. 17 в зависимости от величины β и α

Таблица 17

Значения коэффициента k в формулах (27) и (29)

β	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7
0,5	1,77	1,61	1,49	1,37	1,27	1,18	1,10	1,03
0,6	1,67	1,50	1,38	1,26	1,17	1,09	1,03	1,00
1,0	1,37	1,30	1,24	1,20	1,16	1,13	1,11	1,10

$$\beta = \frac{(J_{\text{дл}} + b_{\text{дл}} \cdot i_{\text{дл}}) \sigma_{\text{ст}}}{(J_{\text{д}} + b_{\text{д}} \cdot i_{\text{д}}) \sigma_{\text{д}}} \quad (28)$$

Здесь: $b_{\text{д}}$, $b_{\text{дл}}$ — расстояния между продольными балками по дну и внутреннему дну;

$z_{\text{д}}$, $z_{\text{дл}}$ — расстояния дна и внутреннего дна от нейтральной оси поперечного сечения корпуса;

$J_{\text{д}}$, $J_{\text{дл}}$ — площади сечения продольных балок по дну и внутреннему дну;

$$\alpha = \frac{L}{l} - 1$$

i_1 — момент инерции сечения продольных балок внутреннего дна;

i — момент инерции сечения продольных балок дна.

Эйлеровы напряжения продольных балок внутреннего дна определяются по формуле:

$$\sigma_{\text{дл}} = \beta k \frac{\pi^2 E I}{l^2 (J_{\text{дл}} + b_{\text{дл}} \cdot i_{\text{дл}})} \quad (29)$$

В. Проверка устойчивости гофрированных переборок

а) Эйлерово напряжение вычисляется для отдельного гофра, как балки, по формуле:

$$\sigma_{\text{дл}} = \frac{\pi^2 E I_{\text{гф}}}{l_{\text{гф}}^2} \quad (30)$$

где l — длина дуги гофра;

$I_{\text{гф}}$ — средний момент инерции гофра (за единицу длины поперечного сечения),

$$I_{\text{гф}} = \frac{l}{8} h^3 k,$$

где k — вычисляется по одной из формул, приведенных в табл. 18, в зависимости от формы гофра.

Длина дуги гофра вычисляется по следующим формулам по синусу

$$s = d \left(1 + 2,5 \frac{M}{\sigma} \right)$$

по дуге круга

$$s = R \frac{2\alpha}{1 - \cos \alpha}$$

б) Эйлеровы напряжения гофрированной переборки, подверженной действию касательных напряжений, вычисляются, как для ортотропной пластины, по формуле:

$$\tau_y = \frac{3l}{r} \sqrt{D_1 D_2} \frac{\sigma}{H}, \quad (31)$$

где:

$$D_1 = \frac{E T^3}{2(1+\mu)}; \quad D_2 = E I_{cp}$$

Формула справедлива, если длина хорды одной полуволны в момент потери устойчивости равна

$$l_c = 1,15l \sqrt{\frac{D_1}{\sigma_1}} > d,$$

где l — сторона, параллельная направлению гофр.

в) При проверке местной устойчивости волнистых гофр на действие сжимающих усилий в направлении образующих критическое напряжение определяется зависимостью

$$\sigma_{cp} = 0,133 \eta_1 \eta_2 \frac{E T}{r}, \quad (32)$$

где η_1 — поправочный коэффициент, учитывающий отступление от правильной круговой формы ($\eta_1 = 0,75$);

η_2 — коэффициент, учитывающий отступление от закона Гука и определяемый по графику рис. 13 в зависимости от $\frac{\sigma_2}{\sigma_T}$, где

$$\sigma_2 = 0,133 \eta_1 \frac{E T}{r}; \quad \eta_2 = \frac{\sigma_{cp}}{\sigma_2}$$

г) При проверке местной устойчивости волнистых гофр на действие поперечной нагрузки критическое напряжение определяется формулой:

$$\sigma_{cp} = 0,29 \eta_1 \eta_2 \frac{E T}{r} \quad (33)$$





при прежних обозначениях (см. п. «в») $\eta_1 = 0,75$; η_2 находится по графику рис. 13 в зависимости от $\frac{\sigma_2}{\sigma_T}$, где $\sigma_2 = 0,29 \eta_2 \frac{E T}{r}$.

д) При проверке местной устойчивости пластин, составляющих коробчатые гофры, Эйлерово напряжение может определяться по формуле (23), где b — ширина большей грани гофра.

е) Для проверки устойчивости листов, изогнутых по цилиндрической поверхности, нагруженных продольными усилиями и поперечной нагрузкой (скеловые листы), следует пользоваться формулой:

$$\sigma = E \left[\frac{E^2 \sigma^2}{12(1-\mu^2) M^2} A^2 + \frac{M^2}{2^2 r^2 M^2} \right] = \frac{E T}{r} k \frac{E T^2}{\sigma^2 M^2}. \quad (34)$$

Коэффициенты для вычисления среднего момента, введенные на единицу длины поперечного сечения гофры

№№	Схема гофры	$k \left(\cos \frac{\alpha}{n} \right)$
1	по свесу	$1 + 1,35 \frac{1}{\alpha^2}$
2	 по дуге круга	$\frac{r^2 \alpha}{4 \sin^2 \alpha} \left[1 + \frac{2 \alpha \alpha + \cos \alpha}{3} - 2 \cos^2 \alpha \right]$
3	 по прямому углу	$\frac{2}{3} \sqrt{1 + 4 \frac{1}{\alpha^2}}$
4	 по прямому	$k \left(\frac{a}{r} + \frac{b}{3a} \right)$
5	 по прямоугольнику	$2 + \frac{4}{3\alpha}$

Эйлерово продольное напряжение σ_y находится, как наименьшее из всех значений σ , соответствующих

$$m=1 \text{ при } n=1; 2; 3; \dots$$

$$m=2 \text{ при } n=1; 2; 3; \dots$$

$$m=3 \text{ при } n=1; 2; 3; \dots$$

В формуле (34) обозначено:

$$A = \frac{mb}{l} + \frac{n^2 \nu}{\pi^2 E}, \quad (35)$$

где l — длина гофры по образующей;

b — развернутая ширина полугофры;

ν — поперечное давление в кг/см²;

k — коэффициент, учитывающий неравномерность поперечных напряжений в гофре и равный 1,0; для скрученных листов $k=1$;

m — число полуволн по образующей;

n — число полуволн по направляющей.

Г. Проверка устойчивости палубных перекрытий

а) При поперечной системе набора (рис. 17) устойчивость перекрытия проверяется как пластин, подкрепленной поперечными ребрами жесткости (бимсами). Бимсы в общем случае считаются упруго заделанными на бортах.

Коэффициент опорной пары закрепления бимса верхней палубы у борта может быть определен по формуле:

$$\alpha_1 = \frac{1}{1 + \frac{2}{3} \frac{J}{J_1 B_1}} \quad (35)$$

где J — момент инерции сечения бимса;

J_1 — момент инерции сечения шпангоута;

l — пролет шпангоута (для однопалубных судов — пролет треугольного шпангоута, для многопалубных — высота верхнего тиндека);

B_1 — пролет бимса, измеренный от борта до Карлинга.



Рис. 17.

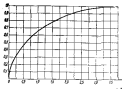


Рис. 18.

Для бимсов нижних палуб коэффициент опорной пары закрепления у борта может определяться по формуле (35), при следующих наименованиях обозначений:

J_1 — сумма моментов инерции шпангоутов, примыкающих к данной палубе;

l — полусумма пролетов примыкающих шпангоутов.

В районе бортовых палубных вырезов перекрытия рассматривается шириной от борта до Карлинга (продольного концыга мача). При этом коэффициент опорной пары закрепления у Карлинга принимается $\alpha_2 = 0$.

Эйлерово напряжение палубной пластины определяется по формуле:

$$\sigma_x = \lambda \cdot 300 \left(\frac{100r}{s} \right)^2 \left[1 + \frac{s^2}{B_1^2} \right]^2 \quad (37)$$

Значение параметра λ определяется по графику на рис. 18 в функции от величины χ вычисляемой по формуле:

$$\chi = 100 \left(\frac{\mu}{\pi} \right)^2 \left(\frac{s}{B_1} \right)^2 \frac{l}{2r^2} \quad (38)$$

Здесь μ — числовой коэффициент, определяемый по табл. 19, в зависимости от коэффициентов опорной пары закрепления бимсов α_1 и α_2 .

Если величина χ получается большей, чем 3,67, то параметр λ принимается равным единице. В этом случае жесткость бимсов превышает критическую и устойчивость пластины определяется устойчивостью одного поля ее между бимсами, т. е. по формуле (19). Критическая же-

Значения коэффициента μ

α_1	α_2				
	0	0,25	0,5	0,75	1,0
0	∞	3,235	3,267	3,560	3,927
0,25	3,235	3,234	3,454	3,657	4,004
0,50	3,367	3,454	3,517	3,734	4,130
0,75	3,560	3,657	3,776	3,867	4,221
1,00	3,927	4,005	4,130	4,221	4,730

ствоство бруса соответствует значению момента инерции сечения, определенного формулой:

$$J_{\text{оп}} = 0,0367 \left(\frac{a}{b} \right)^4 \left(\frac{B_1}{b} \right)^3 B_1 b^3. \quad (39)$$

Определенные вышеуказанным образом эйлеровы напряжения палубной пластины (перекрытия) соответствуют случаю, когда карниза можно считать достаточно жесткой опорой для палубных брусков.

Устойчивость карниза (комингса) должна быть проверена отдельно, причем критические (исправленные эйлеровы) напряжения для карниза

должны быть не меньше предела текучести материала, из которого изготовлена палуба.

При проверке устойчивости карниза последний рассматривается как балка, свободно опираемая на поперечных переборках. Если в пролете между переборками имеются палуберы, то они считаются дополнительными жесткими опорами для карниза.

В случае, если брусья являются упругоупругими на бортах, устойчивость карниза проверяется как балки на сплошном упругом основании.

Коэффициент жесткости упругого основания для работы больших палубных шпангоутов вычисляется по формуле:

$$k = \frac{EJ}{\gamma a b^3}, \quad (40)$$

где γ — коэффициент влияния, вычисляемый для схемы, изображенной на рис. 19 и равный

$$\gamma = \frac{1}{3} + \frac{1-x}{2a}. \quad (41)$$

Эйлеровы напряжения для карниза вычисляются по формуле:

$$\sigma_e = \frac{\pi^2 E J_{\text{оп}}}{L_0^2 (F + k a^2)} \left(m^2 + \frac{k}{m^2} \right), \quad (42)$$

где $J_{\text{оп}}$ — момент инерции сечения карниза с присоединенным поперечным настилом палубы;

F — площадь сечения карниза;

a — приведенная ширина настила, включаемая в состав площади карниза,

$$\beta = \frac{k L_0^4}{\pi^2 E J_{\text{оп}}}. \quad (43)$$

m — число полуколец деформации, подбираемое из условия минимума величины σ , методом последовательных попыток (обычно $m=1$).

Определение критических (исправленных эйлеровых) напряжений для карлингса следует производить подбором по формуле:

$$\sigma_{кр} = \frac{E I_{кр}}{L_n^2 (F + \delta_n \beta)} \cdot \eta \left(\pi^2 + \frac{1}{\alpha^2 \eta} \right), \quad (44)$$

где $\eta = \frac{E_r}{E}$ — определяется с помощью рис. 13 в зависимости от критического напряжения $\sigma_{кр}$ как отношение $\frac{\sigma_{кр}}{\sigma_y}$;

E_r — приведенный модуль упругости.

Для определения $\sigma_{кр}$ нужно поступать следующим образом: задаваясь различными $\sigma_{кр}$, определять по графику рис. 13 соответствующие значения коэффициента η . Подставляя найденное таким образом значение η в формулу (44), можно вычислить $\sigma_{кр}$. То значение $\sigma_{кр}$, которое окажется совпадающим с вычисленным по формуле (44), и будет давать критическое напряжение для карлингса.

Если карлингс имеет жесткость переменную по длине пролета (в районе лоба и вне его), то в качестве расчетного момента инерции $I_{кр}^r$ может быть принята величина, вычисляемая следующим образом:

$$I_{кр}^r = \frac{2}{L_n} \int_0^{l_n} I_{кр}(x) \sin^2 \frac{\pi x z}{L_n} dx, \quad (45)$$

где m — число полуволн потери устойчивости карлингса;

$I_{кр}(x)$ — переменный момент инерции сечения карлингса.

Вычисление интеграла (45) производится либо по любому методу численного вычисления определенных интегралов, например, по правилу трапеции.

Примечания. Для бортов палуб в районе грузовых люков, где карлингс (форманг) имеет значительную высоту за счет выступающей над палубой части, устойчивость карлингса может не проверяться.

При подсчете эйлеровых напряжений карлингса по теоретическим формулам в состав площади его сечения следует вводить часть палубного настила шириной $\delta_1 = 0,15 B_1 (1 + \varphi)$,

где φ — редуцированный коэффициент, равный $\varphi = \frac{2 \alpha \eta}{\alpha_r}$;

α_r — вычисляется по формуле (37).

Ширина приведенного пояса настила палубы, засчитываемой в состав сечения при подсчете момента инерции карлингса, должна приниматься в соответствии с общими рекомендациями, но не должна превышать $\frac{1}{6}$ длины полуволны потери устойчивости карлингса.

б) При продольной системе набора (рис. 20).

При проверке устойчивости перекрытия в районе бортовых палубных вырезов следует рассматривать район перекрытия между бортом и карлингсом. При обеспечении волной устойчивости карлингса ($\sigma_{кр} > \sigma_T$) последний считается жесткой опорой для рамных бимсов. Коэффициент опорной пары α_2 принимается равным нулю.



Рис. 20.

Величина коэффициента опорной пары μ может быть определена по формуле (36). Исходной зависимостью для определения эйлеровых напряжений перекрытия является формула:

$$J = \left(\frac{\sigma}{\mu}\right)^2 \left(\frac{B_1}{a}\right)^3 \frac{B_1 l}{\lambda} \eta \chi_{\text{эвр}}(\lambda), \quad (46)$$

где μ — численный коэффициент, определяемый по табл. 19;
 η — коэффициент, учитывающий влияние отступления от закона Гука и определяемый по графику (рис. 13), в зависимости от критического напряжения $\sigma_{\text{кр}}$, как отношение $\frac{\sigma_{\text{кр}}}{\sigma_s}$;
 λ — параметр, определяемый по формуле:

$$\lambda = \frac{\sigma_{\text{кр}}}{\sigma_s}, \quad (47)$$

где $\sigma_{\text{кр}}$ — критическое (исправленное эйлерово) напряжение для перекрытия;
 σ_s — эйлерово напряжение для продольной балки, вычисленное в предположении, что равные бинсы являются для последней жесткими опорами (формула 26);
 $\chi_{\text{эвр}}(\lambda)$ — функция П. Ф. Папковича, определяемая по графикам для данного значения λ (см. [6] или по табл. 21);
 k — число пролетов между поперечными переборками $\left(k = \frac{L_0}{a}\right)$.

При заданных размерах перекрытия и балок обеих направлений определение критического напряжения для перекрытия производится подбором в следующей последовательности:

- 1) Задавшись различным $\sigma_{\text{кр}}$, определяем по графику (рис. 13) соответствующие $\eta = \frac{\sigma_{\text{кр}}}{\sigma_s}$;
- 2) по $\sigma_{\text{кр}}$, η и σ_s вычисляются значения λ по формуле (47). Если вычисленное таким образом значение оказывается больше единицы, то принимается $\lambda = 1$;
- 3) по табл. 21 для соответствующего числа пролетов по известным значениям λ находят значения $\chi_{\text{эвр}}(\lambda)$;
- 4) из формулы (46) по известным размерам перекрытия находят значения σ (λ), соответствующие различным заданным $\sigma_{\text{кр}}$ и η .

Все вышеуказанные расчеты удобно производить в табличной форме (см. табл. 20).

Таблица 20

Вычисление критического напряжения перекрытия

1	σ_s				
2	$\eta = \frac{\sigma_{\text{кр}}}{\sigma_s}$				
3	$\lambda = \frac{\sigma_{\text{кр}}}{\sigma_s}$				
4	$\chi(\lambda)$ по табл. 21				
5	$\sigma(\lambda)$ по ф-ле (46)				

Критическое напряжение $\sigma_{кр}$ перекрытия соответствует совпадению значения $\chi(\lambda)$, вычисленных в строках 4 и 5 таблицы. Для определения $\sigma_{кр}$ целесообразно построить графики зависимостей $\chi(\lambda)$ по значениям строк 4 и 5 таблицы и найти точку их пересечения.

Таблица 21

Значения функции χ , $\chi(\lambda)$

λ	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,95	1,0
5	-0,0016	0,0024	0,0064	0,0128	0,0287	0,0631	0,1265	0,1922	0,1714	0,2192	0,2786	0,3662
6	-0,0068	0,0026	0,0093	0,0211	0,0379	0,0636	0,0869	0,1214	0,1781	0,2347	0,2622	0,3780
7	-0,0064	0,0016	0,0077	0,0212	0,0402	0,0590	0,0834	0,1284	0,1670	0,2454	0,2816	0,3830
8	-0,0062	0,0022	0,0090	0,0232	0,0370	0,0636	0,0868	0,1282	0,1745	0,2342	0,2821	0,3912
9	-0,0060	0,0022	0,0108	0,0236	0,0416	0,0646	0,0894	0,1332	0,1744	0,2354	—	0,4250

Устойчивость карлингса при продольной системе набора палубы проверяется так же, как и для поперечной системы набора (см. формулу 42). В состав площади сечения карлингса следует включать примерно $\frac{1}{2}$ площади палубы между бортом и вырезом, включая и площадь сечения продольных балок. При подсчете момента инерции сечения карлингса с приближенным пояском обшивки ширина последнего не должна превышать $\frac{1}{2}$ длины палубы; потери устойчивости. Момент инерции карлингса будет определяться по формуле¹

$$I_{кар} = I_{кар}^* - \Sigma I,$$

где $I_{кар}^*$ — момент инерции сечения, вычисленный с учетом указанного выше пояса (включая попадающие в поясок продольные балки);

ΣI — сумма моментов инерции сечений продольных балок с пояском относительно их нейтральной оси.

§ 18. РАСЧЕТ ДНИЩЕВЫХ ПЕРЕКРЫТИЙ СУХОГРУЗНЫХ СУДОВ²

Расчет днищевых перекрытий производится для определения суммарных напряжений в продольных связях днища. Для выявления степени участия их в общем изгибе судна и оценки местной прочности поперечного набора.

А. Установленные значения расчетных нагрузок на перекрытия

Днищевые перекрытия рассчитываются на действие нагрузки, представляющей собой разность между давлением забортовой воды и противодействием грузов.

Давление забортовой воды определяется по формулам:

$$\text{на вершине волны } q_{вв} = (T + r - z_0) \gamma \quad (48)$$

$$\text{на подошве волны } q_{пв} = (T - r + z_0) \gamma \quad (49)$$

¹ Обозначения см. [17].

² Расчет днищевых перекрытий танкеров см. § 24.

Поправка на всплытие или погружение α определяется по приближенным формулам:

$$\text{на вершине волны } \alpha_v = 0,55 (0,85 - \alpha^2) r, \quad (50)$$

$$\text{на подошве волны } \alpha_n = 0,55 (1,15 - \alpha^2) r. \quad (51)$$

Величина противодавления в трюме $q_{пр}$ может быть приближенно определена по формуле (52):

$$q_{пр} = \frac{1}{\sigma} [H - 0,5 (\alpha - 1) \Delta_{вн} - \Delta_{д}], \quad (52)$$

где α — число палуб;

σ — удельно-погрузочный объем груза, $\text{м}^3/\text{т}$.

Давление забортной воды и противодавление грузов в трюме следует, как правило, считать равномерно распределенным по площади перекрытия. Результирующее давление на перекрытие будет:

$$q_{рез} = q_{вн} - q_{пр} \quad \text{т/м}^2. \quad (53)$$

Если получающийся напор (давление) на вершине волны (формула 53) оказывается меньшим, чем $0,6 T$, то в качестве расчетного напора на вершине волны следует принимать

$$q_{рез} = 0,6 T \quad \text{м вод ст.}$$

Если предполагается производить суммирование напряжений в продольных связях днища при плавании в балласте, то напор на перекрытие определяется по балластной осадке на миделе, а противодавление грузов не учитывается.

Если предусматривается плавание судна с отдельными пустыми трюмами, то прочность флоров днищевых перекрытий этих трюмов должна быть дополнительно проверена на восприятие нагрузок

$$q_{вн} = T + r \geq H_{свн},$$

где $H_{свн}$ — высота борта судна в рассматриваемом сечении (см. табл. 1 пункт 5 «Норм прочности»).

Б. Типы днищевых перекрытий сузгрузных судов

Днищевые перекрытия сузгрузных судов следует рассчитывать как систему пересекающихся балок двух направлений. Выбор метода расчета должен зависеть от типа перекрытия, числа перекрестных связей, соотношения сторон опорного контура перекрытия и т. д.

В практике строительства сузгрузных судов можно встретить следующие основные типы днищевых перекрытий:

а) симметричные перекрытия с тремя перекрестными связями (киль и по одному стрингеру с каждого борта);

б) симметричные перекрытия с пятью перекрестными связями (киль и по два стрингера с каждого борта);

в) симметричные перекрытия с полупереборками в диаметральной плоскости, установленными между поперечным комингсом грузового люка и поперечными переборками.

С точки зрения устройства балок главного направления (флоров) можно выделить следующие случаи:

а) сплошные флоры устанавливаются на каждом шпангоуте (поперечная система набора);

б) сплошные флоры устанавливаются через несколько шпангоутов и чередуются с бракетными флорами (длинная система набора);

в) сплошные флоры устанавливаются через несколько шпангоутов, бракетные флоры отсутствуют, обшивка днища и ватсап внутреннего дна

подкреплены продольными ребрами жесткости (продольная система набора).

г) сплошные флоры устанавливаются через несколько шпангоут, бракетные флоры отсутствуют, обшивка днища и настил внутреннего дна подкреплены часто поставленными стрингерами с вырезами (стрингерная система набора).

В. Установление условий закрепления связей

Перекрестные связи (киль, диншевые стрингеры) в большинстве случаев можно считать жестко заделанными на поперечных переборках. В случае, если длины отсеков, смежных с отсеком, для которого производится расчет диншевого перекрытия, заметно отличаются от длины расчетного отсека, должны быть установлены коэффициенты опорной пары, характеризующие заделку перекрестных связей на поперечных переборках.

Для определения коэффициента опорной пары перекрестных связей на переборках может быть использована следующая приближенная формула:

$$k = \frac{1 + \frac{1}{2} \frac{q_0}{q} \left(\frac{L_n}{L_s} \right)^2}{1 + \frac{1}{2} \frac{L_n}{L_s}} \quad (54)$$

где q — интенсивность нагрузки (напор) на расчетное перекрытие;

q_0 — средняя интенсивность нагрузки (напор) в двух смежных с расчетным перекрытием отсеках;

L_n — пролет расчетного перекрытия;

L_s — средний пролет смежных отсеков.

Балки главного направления (флоры) можно, как правило, считать свободно опираемыми на борты.

Г. Определение момента инерции балок перекрытия

Моменты инерции поперечных сечений балок перекрытия определяются как для составных балок, в табличной форме.

Ширина присоединенных поясков днища и внутреннего дна, включаемых в состав сечения соответствующих балок, принимается:

Для киля и стрингеров $c_1 = \left(\frac{1}{8} L_n \div \frac{1}{8} L_s \right)$ или $c_1 = c$ в зависимости от того, что меньше.

Здесь c_1 — ширина присоединенного пояска обшивки днища и ватала внутреннего дна;

c — фактическое расстояние между перекрестными балками.

При продольной системе набора площадь сечения продольных балок в пределах присоединенного пояска включается в состав сечения киля и стрингеров.

Для флор:

а) при установке сплошных флор на каждом шпангоуте в состав сечения флоры засчитываются пояски, обшивка днища и внутреннего дна шириной, равной шпангоуту;

б) при установке сплошных флор, чередующихся с бракетными, приведенная ширина поясков для сплошного флора принимается меньшей на величину: расстояния между сплошными флорами и $1/8$ пролета флор. Углубления бракетных флор в состав расчетного сечения не засчитываются.

При продольной системе набора днища в отношении ширины поясков принимаются те же рекомендации.

Д. Схемы расчета перекрытий различных типов

1. Общие замечания

Определение напряжений в связях перекрытия при действии расчетной нагрузки $q_{расч}$, определяемой формулой (53), может производиться лишь в том случае, если напряжения в опорных сечениях стенок кила и стрингеров σ^* не достигают величины σ_p . Напряжения σ^* определяются формулой:

$$\sigma^* = \sqrt{\sigma_0^2 + 3\tau^2}, \quad (55)$$

где σ_0 — напряжения от общего изгиба корпуса, вычисленные для точки, расположенной посередине высоты стенки кила или стрингера;

τ — среднее значение касательных напряжений в опорных сечениях стенок кила или стрингеров, вычисляемое по формуле:

$$\tau = \frac{M}{kt}, \quad (56)$$

Здесь: M — переизгибающая сила в соответствующем опорном сечении при действии на перекрытие расчетной нагрузки;

k — высота стенки кила или стрингера;

t — толщина стенки кила или стрингера.

В дальнейшем принимается, что при достижении напряжениями σ^* величины σ_p опорные сечения стенок переходят в пластическое состояние, вследствие чего соответствующие перекрестные связи не могут воспринимать нагрузку сверх той, при которой $\sigma^* = \sigma_p (q_p)^{1/2}$.

При дальнейшем возрастании нагрузки сверх q_p избыток ее воспринимается теми перекрестными связями, у которых в опорных сечениях стенок $\sigma^* < \sigma_p$ и балками главного направления (флорами), а после выхода из строя всех перекрестных связей — только балками главного направления. Таким образом, при расчете днищевых перекрытий могут встретиться два случая:

а) При нагрузке $q_{расч}$ напряжения $\sigma^* < \sigma_p$. При этом определение напряжений в связях перекрытия производится обычными методами, расчетом на действие нагрузки $q_{расч}$.

б) При нагрузке $q_{расч}$ напряжения $\sigma^* > \sigma_p$. В этом случае определение напряжений в сечениях перекрестных связей производится расчетом перекрытия на действие нагрузки q_p , при которой в стенке данной связи напряжение σ^* достигает величины σ_p .

Напряжения в сечениях флор должны определяться суммированием двух составляющих:

1) напряжений, получающихся на расчете перекрытия при нагрузке q_p ;

2) напряжений, получающихся из расчета флора как отдельной балки на действие нагрузки $\Delta q = q_{расч} - q_p$.

Конкретизация указанных положений в формулы для определения нагрузки q_p приводятся ниже.

Предлагаемый метод учета пластического деформирования стенок кила и стрингеров является приближенным. Для расчета перекрытий

¹ См. [24].

² Указанное обстоятельство возможно в случае относительно длинного перекрытия ($L_{дл}/B_p > 1,5$) при приближении стали к $\sigma_p \approx 300$ кг/см². В случае приближения стали к пределу текучести $\sigma^* > \sigma_p$ может быть дано, при весьма больших значениях отношения $L_{дл}/B_p$.

по этому методу рекомендуется использование вспомогательных таблиц 22—26.

2. Перекрытия с тремя или пятью перекрестными связями
(Моменты инерции перекрестных связей откладывают друг от друга не более, чем на 20%, расстояния между перекрестными связями не более, чем на 20%).

В этом случае для расчета перекрытия могут быть использованы таблицы, дающие значения изгибающих моментов в опорном сечении и посередине пролета перекрестных связей, перерезывающих сил в опорных сечениях перекрестных связей, а также изгибающего момента и реакции вала и стрингера для среднего флора и точки на пересечении в зависимости от отклонения сторон перекрытия и действующей на него расчетной нагрузки $q_{расч}$. Таблицы могут быть использованы и в случае, когда напряжения в стержнях вала или стрингеров от совместного действия напряжений от общего и местного изгиба, а также срезающих сил в их опорных сечениях достигают величины σ , при нагрузке, меньшей чем $q_{расч}$.

Таблицы составлены для перекрытий, у которых перекрестные связи (валы, стрингеры) можно считать жестко заделанными на опорах, а балки главного направления (флоры) — свободно опираемыми.

Таблицы даны в функциях от следующих величин:

1) отношения сторон перекрытия $\frac{L_x}{L_y}$;

2) отношения $\frac{t}{b}$ — истинной толщины обшивки днища к ее приведенной толщине в поперечном сечении.

Приведенная толщина обшивки днища вычисляется по формуле:

$$t = t_0 + \frac{I_{ср}}{b} \cdot \frac{t-b}{c},$$

где $I_{ср}$ — площадь поперечного сечения днищевой рабры жесткости;

3) отношения $\frac{J_x}{J_c}$ — момента инерции вала и стрингера;

4) величинами присоединенных повсюду перекрестных связей c_1 .

Для всех промежуточных значений исходных данных коэффициенты следует определять путем линейной интерполяции.

Коэффициенты m определяют долю расчетного изгибающего момента от произведения $Q_x L_x$ или $Q_y L_y$; коэффициенты k — долю реакции от полной нагрузки Q на связь.

Знаки изгибающих моментов в таблицах соответствуют нагрузке, действующей сверху вала.

Реакции взаимодействия флоров и стрингеров считаются положительными, если флоры поддерживаются перекрестными связями. При наличии сплошных флоров, чередующихся с бракетными, a — расстояние между сплошными флорами.

При поперечной системе набора днища расчетное значение перерезывающей силы для проверки прочности стенок сплошных флоров должно назначаться с учетом влияния бракетных флоров. Считается, что нагрузка между сплошными и бракетными флорами распределяется пропорционально их жесткостям. С учетом этого допущения рекомендуется определять величину перерезывающей силы для сплошного флора по следующей формуле

$$N = kN_1,$$

где N_1 — перерезывающая сила в данном сечении флора, определенная по нагрузке соответствующей расстоянию между сплошными флорами;

$\frac{L_1}{b}$	1.0	0.466	0.440	0.260	0.324	-37.00	-31.26	16.40	14.80	-53.00	-52.00	24.20	-13.30	-17.10	-26.26
	1	0.326	0.360	0.276	0.304	-55.70	-44.00	21.80	18.80	-80.00	-67.00	26.30	-10.50	-13.76	-16.15
	1.2	0.366	0.398	0.287	0.294	-47.50	-34.79	19.50	16.80	-82.30	-68.80	20.00	-10.82	-12.82	-16.37
	1	0.324	0.322	0.248	0.274	-74.30	-50.76	26.1	21.76	-107.00	-80.00	34.10	-9.21	-10.49	-12.65
	1.2	0.321	0.328	0.246	0.266	-64.00	-48.48	23.30	19.29	-109.00	-82.40	35.70	-9.37	-10.71	-12.45
2.0	1	0.295	0.282	0.235	0.248	-100.00	-72.84	31.26	26.90	-141.00	-107.50	46.00	-8.40	-9.50	-12.37
	1.2	0.281	0.273	0.218	0.241	-87.70	-62.48	27.53	23.19	-146.00	-104.26	41.80	-8.59	-9.45	-12.56
	1	0.252	0.232	0.164	0.164	-72.50	-51.70	11.46	11.10	-70.00	-74.26	14.40	-6.20	-7.30	-10.60
	1.2	0.250	0.267	0.162	0.164	-50.20	-39.00	10.36	16.10	-58.40	-31.59	14.76	-13.20	-12.00	-14.29
	1	0.158	0.207	0.101	0.113	-35.00	-23.00	12.50	11.60	-35.00	-37.70	16.20	-15.00	-13.16	-17.85
$\frac{L_2}{b}$	1.2	0.327	0.346	0.205	0.185	-22.4	-26.00	11.26	10.70	-37.00	-35.29	17.10	-45.70	-74.20	-11.60
	1	0.413	0.473	0.272	0.336	-29.20	-26.40	14.00	12.60	-41.20	-37.30	16.20	-30.94	-34.19	-31.90
	1.2	0.430	0.513	0.256	0.334	-26.20	-23.70	12.00	11.70	-44.80	-40.29	19.60	-26.80	-35.09	-31.42
	1	0.337	0.420	0.234	0.302	-26.40	-31.29	16.20	14.50	-31.29	-44.10	21.20	-14.20	-13.65	-18.60
	1.2	0.434	0.473	0.229	0.320	-31.20	-27.26	14.20	13.00	-54.20	-46.79	22.60	-17.46	-22.76	-16.00
1.4	1	0.322	0.260	0.224	0.224	-47.20	-39.00	19.69	17.00	-66.70	-55.00	24.40	-11.60	-11.80	-17.45
	1.2	0.282	0.429	0.205	0.217	-41.20	-33.00	17.40	15.20	-70.60	-57.90	27.20	-13.17	-15.20	-18.68
	1	0.201	0.205	0.201	0.206	-67.80	-52.10	24.70	20.20	-85.70	-73.66	20.40	-9.60	-10.47	-12.57
	1.2	0.229	0.209	0.224	0.278	-67.00	-45.04	21.20	18.60	-98.70	-77.60	23.00	-16.20	-12.30	-14.55
	1	0.251	0.250	0.233	0.238	-59.00	-71.24	31.20	28.80	-140.00	-110.00	37.20	-8.50	-9.35	-11.19
1.2	0.284	0.320	0.226	0.230	-63.00	-41.70	27.00	22.86	-142.00	-106.00	41.20	-9.28	-7.78	-11.44	

Коэффициенты для вычисления реакций на опорной фазе для перевернутой с трех вершинными опорами

Обозначения:



$Q_{op} = q \cdot c \cdot N_p$ — нагрузка на фазе;

$\frac{R}{N_p}$ — отношение высоты вершины;

L_a и L_b — моменты инерции кля и стреллера;

t и k — толщина и продольная толщина обшивки

кляма в изогнутом состоянии;

q — расчетная нагрузка (давление).

Продольный поперек у пролета, см/м	Характеристики поперечника		На опоре		На стреллере		На кляе		
			$K_{op} = \frac{R \delta_p}{Q_{op}}$		$K_{op} = \frac{R \delta_p}{Q_{op}}$		$K_{op} = \frac{R \delta_p}{Q_{op}}$		
			$L_a : N_p$	$L_a : L_b$	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1
$\frac{L_a}{\delta_p}$	0,8	1	0,200	0,179	0,172	0,184	0,226	0,273	
		1,2	0,199	0,180	0,168	0,166	0,220	0,302	
	1,0	1	0,255	0,254	0,141	0,159	0,207	0,235	
		1,2	0,232	0,223	0,122	0,146	0,203	0,262	
	1,2	1	0,306	0,277	0,107	0,128	0,168	0,191	
		1,2	0,289	0,272	0,104	0,122	0,175	0,212	
	1,4	1	0,367	0,329	0,077	0,100	0,110	0,142	
		1,2	0,358	0,322	0,085	0,090	0,115	0,176	
	1,6	1	0,415	0,373	0,050	0,090	0,070	0,095	
		1,2	0,408	0,360	0,058	0,073	0,077	0,114	
	1,8	1	0,451	0,418	0,031	0,049	0,034	0,066	
		1,2	0,446	0,403	0,034	0,054	0,039	0,073	
2,0	1	0,478	0,449	0,015	0,023	0,014	0,037		
	1,2	0,473	0,444	0,020	0,026	0,014	0,041		
$\frac{L_b}{\delta_p}$	0,8	1	0,182	0,163	0,182	0,166	0,274	0,283	
		1,2	0,187	0,167	0,163	0,175	0,211	0,216	
	1,0	1	0,231	0,204	0,133	0,166	0,223	0,236	
		1,2	0,227	0,202	0,134	0,149	0,278	0,297	
	1,2	1	0,285	0,251	0,121	0,141	0,187	0,217	
		1,2	0,278	0,245	0,102	0,133	0,240	0,264	
	1,4	1	0,327	0,296	0,114	0,114	0,118	0,176	
		1,2	0,323	0,291	0,070	0,094	0,201	0,230	
	$\frac{q}{N_p}$	1,6	1	0,260	0,254	0,059	0,082	0,037	0,129
			1,2	0,264	0,259	0,086	0,093	0,100	0,134
1,8		1	0,442	0,410	0,030	0,048	0,025	0,085	
		1,2	0,435	0,400	0,022	0,024	0,025	0,124	
2,0		1	0,483	0,453	0,003	0,022	0,027	0,051	
		1,2	0,475	0,437	-0,024	0,141	0,037	-0,155	

k — численный коэффициент, равный:

0,45	—	при	установке	скользящих	флюров	через	4	шпанды
0,55	—	"	"	"	"	"	3	шпанды
0,75	—	"	"	"	"	"	2	шпанды

При продольной системе набора влияние продольных ребер жесткости должно учитываться при назначении расчетной величины перерезывающей силы в опорном сечении кила и стрингеров.

В предположении, что нагрузка между перекрестными связями и продольными рамками, образуемыми ребрами жесткости, распределяется пропорционально их жесткостям, расчетное значение перерезывающей силы для стенок кила и стрингеров можно определять по формуле

$$N = kN_p,$$

где N_p — перерезывающая сила в опорном сечении кила или стрингера, вычисленная по нагрузке соответствующей расстоянию между перекрестными связями;

k — численный коэффициент равный:

0,95 — при двух продольных ребрах между перекрестными связями;

0,93 — при трех продольных ребрах;

0,90 — при четырех продольных ребрах.

а) Перекрытые с большим числом флюров и тремя перекрестными связями — вертикальный киль и два стрингера (см. табл. 22, 22а, 23¹⁾).

При выполнении расчетов с помощью таблиц необходимо руководствоваться следующими указаниями по выбору величины расчетной нагрузки.

Проверяется величина напряжений в опорном сечении стрингеров по выражению (55).

Для подстановки в выражение (55) величина касательных напряжений в стенке стрингера определяется по формуле:

$$\tau = \frac{N_p}{k_p d_p},$$

где $N_p = Q_p k_p$ — перерезывающая сила в опорном сечении стрингера, вычисленная с помощью коэффициентов табл. 22 для нагрузки $q_{расч}$ (с учетом приведенных выше указаний для продольной системы набора).

Если $\sigma^* < \sigma_T$, то расчет перекрытия проводится по табл. 22, 22а на нагрузку $q = q_{расч}$.

Если $\sigma^* > \sigma_T$, то предварительно определяется величина нагрузки q_T , при которой σ^* достигает величины σ_T в стенках стрингеров. Обычно при трех перекрестных связях σ^* достигает величины σ_T раньше в стенках стрингеров.² Нагрузка, при которой это происходит, может быть определена по приближенной формуле (57)

$$q_T = \frac{k_p d_p}{L_p k_p} \sqrt{\frac{\sigma_T^2 - \sigma^2}{b}}, \quad (57)$$

где L_p — расстояние между стрингерами, а

k_p — коэффициент по табл. 22.

¹ См. [13].

² или одновременно в стенках стрингеров и кила.

Коэффициенты для расчета парабол с одной параболой снизу

Обозначение: $Q_0 = q \cdot 0,5 \cdot B_p \cdot L_p$ — нагрузка на мост; $Q_p = q \cdot d \cdot B_p$ — нагрузка на боксы; L_p — длина параболы; B_p — расчетная ширина параболы; B_p — расчетная ширина параболы; L_p — длина параболы; L_p — ширина и длина в направлении толканы обшивки моста в направлении стропил.

Продольная и поперечная размеры	Коэффициенты расчета						Коэффициенты стабилизации мостов					
	мост на опоре		фигур на опоре		фигур на опоре		мост на опоре		мост в пролете		фигур на опоре	
	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$	$k_{op} = \frac{R_{op}}{Q_0}$
L_p/B_p	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4
$\frac{L_p}{B}$	0,8	0,823	0,803	0,827	0,804	0,846	12,8	11,9	— 30,4	— 26,3	— 37,8	— 33,6
	1,0	0,852	0,834	0,851	0,853	0,888	13,7	14,1	— 36,2	— 31,2	— 41,8	— 36,6
	1,2	0,874	0,848	0,848	0,866	0,874	16,7	17,1	— 50,0	— 40,6	— 49,9	— 44,7
	1,4	0,895	0,859	0,858	0,859	0,854	24,5	20,7	— 70,4	— 54,7	— 61,1	— 51,1
	1,6	0,909	0,849	0,857	0,852	0,856	30,4	25,3	— 102,7	— 73,9	— 8,4	— 5,4
	1,8	0,920	0,856	0,876	0,868	— 0,016	37,0	31,0	— 157,0	— 106,7	— 7,8	— 8,4
2,0	0,938	0,851	0,878	0,875	— 0,055	43,8	36,8	— 220,0	— 150,0	— 7,4	— 7,8	
$\frac{L_p}{b}$	0,8	0,937	0,970	0,958	— 0,441	0,485	12,0	11,3	— 25,4	— 20,5	— 28,1	— 25,6
	1,0	0,495	0,496	0,334	0,306	0,383	14,2	13,9	— 31,5	— 28,0	— 23,9	— 23,8
	1,2	0,497	0,440	0,386	0,355	0,238	17,8	16,2	— 41,4	— 34,7	— 34,6	— 33,0
	1,4	0,357	0,368	0,431	0,401	0,137	21,1	18,3	— 53,7	— 44,5	— 41,0	— 33,2
	1,6	0,315	0,346	0,463	0,439	0,070	25,8	21,9	— 76,5	— 58,4	— 54,3	— 50,6
	1,8	0,284	0,333	0,489	0,468	0,021	31,4	26,3	— 109,0	— 78,9	— 8,3	— 9,7
2,0	0,261	0,385	0,507	0,489	— 0,018	37,8	31,3	— 150,0	— 100,0	— 7,8	— 8,3	

Далее определяется дополнительная нагрузка Δq_1 , сверх q_p , при которой σ^* достигает σ_p в стенке кила.¹

Рассматривая для этой цели перекрытие с одной поперекрестной связью (не учитывая стрингера см. рис. 21),² получаем

$$\Delta q_1 = \frac{1}{2L_0 \lambda_n} \left(\lambda_n \lambda_n \sqrt{\frac{\sigma_p^2 - \sigma^2}{2}} - N_{cr} \right), \quad (38)$$

где: λ_n — коэффициент перерывающей силы в опоре кила для перекрытия с одной поперекрестной связью по табл. 23;

N_{cr} — перерывающая сила в опоре кила при трех поперекрестных связях и нагрузке, равной q_p (по табл. 22).

Определение расчетовгибающих моментов в балках перекрытия производится следующим образом.

1. Для кила — суммированием моментов от жатба кила и состава перекрытия с тремя поперекрестными связями при нагрузке q_p и жатба кила в составе перекрытия с одной поперекрестной связью при нагрузке Δq_1 (табл. 22, 23).

2. Для стрингеров расчетом перекрытия с тремя поперекрестными связями при нагрузке q_p (табл. 23).

3. Для флора — суммированием изгибающих моментов для среднего флора:

в составе перекрытия с тремя поперекрестными связями при нагрузке q_p (табл. 22).

в составе перекрытия с одной поперекрестной связью при нагрузке Δq_1 (табл. 23).

флора как свободно опертой неподкрепленной балки при нагрузке $\Delta q = q_{расч} - q_p - \Delta q_1$.

Стена флора проверяется на действие наибольшей суммарной перерывающей силы (табл. 22а, 23).

б) Перекрытие состоит из большого числа флоров в пяти поперекрестных связях (см. табл. 24, 24а, 25, 25а, 26).

При выполнении расчетов с помощью таблиц следует руководствоваться следующими указаниями. Прежде всего необходимо определить величину напряжений σ^* в опорном сечении первого от кила стрингера по формуле (35). Касательные напряжения в стенке первого стрингера определяются формулой:

$$\tau = \frac{N_{cr}}{\lambda_{12} \cdot t_{12}}, \quad (39)$$

где N — вычисляется с помощью коэффициентов, представленных в табл. 24, для нагрузки $q = q_{расч}$.

Если $\sigma^* \leq \sigma_p$, то расчет перекрытия проводится по табл. 24, 24а на нагрузку $q = q_{расч}$. Если $\sigma^* > \sigma_p$, то предварительно определяется величина нагрузки q_p , при которой σ^* достигает величины σ_p .

Обычно при пяти поперекрестных связях σ^* достигает величины σ_p раньше всего в стенках стрингеров ближайших к килу.



Рис. 21. Притягивая показаны стрингеры, не участвующие в дальнейшей работе перекрытия.

¹ Следует помнить, что если $\Delta q_1 + q_p$ получается больше $q_{расч}$, то $\Delta q_1 = q_{расч} - q_p$.

² На рис. 21, 22 и 23 притягивая показаны стрингеры, не участвующие в дальнейшей работе перекрытия.

Коэффициенты для расчета перекладки с легкой верхнеуплотненной сепарацией



Обозначения: $Q_{\text{в}} = q \cdot l \cdot d$;
 $Q_{\text{г}} = q \cdot l \cdot d_0$;

Минус: K — для переклада от вала ступицы;

Плюс: K — для отвода от вала ступицы;

L_1 — длина перекладки;

L_2 — расчетная длина перекладки;

e и t — расстояния между ступицами и фланцами соответственно;

d и d_0 — диаметр вала и ступицы соответственно;

l и l_0 — толщина и расчетная длина обшивки ленты в продольном сечении;

q — расчетная нагрузка (давление).

L_2/B_0	Длина перекладки в продольном сечении	Для верхнеуплотненной сепарации				Для легкой перекладки							
		на вале		на 3/4 от вала ступицы		на вале ступицы		на 3/4 от вала ступицы					
		$K_1 = K_2/Q_{\text{в}}$	$K_3 = K_4/Q_{\text{г}}$	$K_5 = M_{\text{в}}/Q_{\text{в}}$	$K_6 = M_{\text{г}}/Q_{\text{г}}$	$K_7 = K_8/Q_{\text{в}}$	$K_9 = K_{10}/Q_{\text{г}}$	$K_{11} = M_{\text{в}}/Q_{\text{в}}$	$K_{12} = M_{\text{г}}/Q_{\text{г}}$				
0,6	1,2	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4
1,0	1,2	0,635	0,624	0,506	0,519	0,364	0,374	0,320	0,315	0,280	0,285	0,270	0,265
1,2	1,2	0,458	0,441	0,376	0,385	0,335	0,340	0,300	0,295	0,260	0,265	0,250	0,245
1,4	1,2	0,488	0,464	0,413	0,422	0,367	0,372	0,330	0,335	0,295	0,300	0,285	0,280
1,6	1,2	0,514	0,487	0,451	0,467	0,413	0,420	0,375	0,380	0,340	0,345	0,330	0,325
1,8	1,2	0,487	0,474	0,432	0,438	0,395	0,400	0,360	0,365	0,325	0,330	0,315	0,310
2,0	1,2	0,502	0,489	0,444	0,458	0,406	0,415	0,365	0,375	0,335	0,340	0,325	0,320
1,4	1,2	0,400	0,427	0,385	0,416	0,368	0,389	0,351	0,366	0,325	0,330	0,315	0,310
1,6	1,2	0,447	0,462	0,426	0,457	0,414	0,434	0,377	0,392	0,350	0,355	0,340	0,335
1,8	1,2	0,466	0,481	0,445	0,476	0,432	0,452	0,395	0,410	0,370	0,375	0,360	0,355
2,0	1,2	0,485	0,499	0,463	0,494	0,450	0,470	0,413	0,428	0,385	0,390	0,375	0,370

 L_2/B_0
 B_0/B

Нагрузка, при которой это происходит, может быть определена по приближенной формуле:

$$q_r = \frac{k_x \Delta q}{1,2 \alpha_n \cdot c \cdot k_x} \sqrt{\frac{\sigma_r^2 - \sigma_0^2}{3}}, \quad (60)$$

где: k_x — коэффициент перерезывающей силы по табл. 24.

Таблица 24

Коэффициенты для определения реакции на средней опор перекрытия с пятью перекрестными связями

Обозначения: $Q_p = q \cdot l$ — нагрузка на опор, l — длина перекрытия, R_p — расчетная нагрузка (закладная), J_x и J_y — моменты инерции крана и стрелового, t и l — толщина и расстояние от края обшивки днища.



Присоединительный пояс перекр. связей	Характеристики перекрытия		на кране		на 1-м стреловом		на 2-м стреловом		на опоре	
	l_n/D_p	t/l	$k_{px} = \frac{R_{px}}{Q_p}$		$k_{px} = \frac{R_{px}}{Q_p}$		$k_{px} = \frac{R_{px}}{Q_p}$		$k_{px} = \frac{R_{px}}{Q_p}$	
			1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4
$\frac{l_n}{b}$	0,8	1	0,131	0,132	0,143	0,166	0,082	0,088	0,168	0,154
		1,2	0,206	0,216	0,145	0,161	0,075	0,074	0,168	0,151
	1,0	1	0,153	0,172	0,136	0,151	0,088	0,078	0,215	0,189
		1,2	0,187	0,187	0,133	0,143	0,083	0,089	0,213	0,184
	1,2	1	0,116	0,130	0,132	0,122	0,094	0,070	0,200	0,200
		1,2	0,151	0,172	0,110	0,132	0,083	0,060	0,204	0,214
$\frac{R_p}{b}$	1,4	1	0,089	0,123	0,078	0,089	0,047	0,059	0,204	0,204
		1,2	0,115	0,144	0,079	0,089	0,054	0,049	0,218	0,200
	1,6	1	0,087	0,088	0,051	0,068	0,029	0,016	0,287	0,250
		1,2	0,078	0,108	0,050	0,077	0,033	0,032	0,283	0,243
	1,8	1	0,032	0,030	0,028	0,037	0,015	0,028	0,448	0,405
		1,2	0,047	0,078	0,028	0,044	0,026	0,018	0,237	0,200
	2,0	1	0,013	0,034	0,006	0,029	0,007	0,018	0,491	0,452
		1,2	0,012	0,042	0,021	0,034	0,000	0,019	0,473	0,448

Далее определяется дополнительная нагрузка Δq , сверх q_r , при которой σ^* достигает σ_r в стенке крана. Рассматривая для этой цели перекрытие с тремя перекрестными связями (см. рис. 22), получаем: ¹

$$\Delta q_1 = \frac{1}{1,2 \alpha_n \cdot c \cdot k_x} \left(k_x t_x \sqrt{\frac{\sigma_r^2 - \sigma_0^2}{3}} - N_{cr} \right), \quad (61)$$

где k_x — коэффициент перерезывающей силы в кране при трех перекрестных связях (по табл. 25);

N_{cr} — перерезывающая сила в опорном сечении крана при пяти перекрестных связях и $q = q_r$ (по табл. 24).

После этого определяется дополнительная нагрузка Δq_2 , при которой σ^* достигает σ_r в стенках крайних перекрестных связей ². Рас-

¹ Следует помнить, что если сумма нагрузок $\Delta q_1 + q_r$ больше q_{max} , то $\Delta q_1 = q_{max} - q_r$ и Δq_2 определять не нужно.

² Если сумма $\Delta q_1 + \Delta q_1 + q_r$ больше q_{max} , то $\Delta q_1 = q_{max} - q_r - \Delta q_2$.

Коэффициенты для расчета переходной с точки первоначальной скорости (при равном расстоянии между первоначальной скоростью)

$$\text{Обозначения: } Q_{\text{в}} = q \cdot 1,5 \cdot \varepsilon \cdot L_{\text{в}} \cdot \frac{B_{\text{в}}}{4} \cdot L_{\text{в}}$$

$$Q_{\text{г}} = q \cdot B_{\text{г}}$$

$L_{\text{в}}$ — длина переходной;

$B_{\text{в}}$ — расчетная ширина переходной;

ε , ε_1 и ε_2 — расстояния между траекториями в фазовом соотношении;

$L_{\text{г}}$ и $L_{\text{д}}$ — моменты инерции колес и стержня соответственно;

t и t_1 — времена в пределах указанных областей фазы в переходном состоянии;
 q — расчетная нагрузка (динамическая).



Для изготовления элементов

Класс нагрузки	Характер статического перехода	Для первоначальной скорости движения		колес в проеме	колес на опоре	стержень в проеме	стержень на опоре	средний фазор на колес	средний фазор на стержне				
		на колес	на стержне										
$L_{\text{в}} B_{\text{в}}$	$L_{\text{г}} \cdot L_{\text{д}}$	$\frac{N_{\text{в}}}{Q_{\text{в}}}$	$\frac{N_{\text{г}}}{Q_{\text{г}}}$	$\frac{Q_{\text{в}} L_{\text{в}}}{M_{\text{в}}}$	$\frac{Q_{\text{в}} L_{\text{в}}}{M_{\text{в}}}$	$\frac{Q_{\text{г}} L_{\text{г}}}{M_{\text{г}}}$	$\frac{Q_{\text{г}} L_{\text{г}}}{M_{\text{г}}}$	$\frac{Q_{\text{в}} B_{\text{в}}}{M_{\text{в}}}$	$\frac{Q_{\text{г}} B_{\text{г}}}{M_{\text{г}}}$				
0,8	1	1:1	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1,4				
		0,675	0,700	0,610	0,420	-16,40	-17,30	8,58	4,57	-31,2	16,20	-41,20	-76,80
1,0	1,2	1:1	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1,4				
		0,705	0,725	0,385	0,407	-17,14	-16,15	8,22	4,18	-30,7	16,20	-68,50	-120,00
1,2	1	1:1	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1,4				
		0,655	0,647	0,354	0,389	-24,24	-20,00	10,47	5,61	-44,5	18,20	-21,50	-80,04
1,2	1,2	1:1	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1,4				
		0,645	0,578	0,347	0,368	-20,49	-18,45	9,75	5,08	-43,4	20,60	-24,80	-76,24
1,2	1	1:1	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1,4				
		0,537	0,577	0,317	0,346	-28,56	-24,58	12,54	11,20	-54,1	22,40	-14,08	-17,88
1,2	1,2	1:1	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1,4				
		0,565	0,609	0,304	0,329	-23,20	-21,88	11,57	10,28	-51,9	24,80	-15,20	-20,28

$\frac{L_{\text{в}}}{B_{\text{в}}}$

1,4	1	0,469	0,514	0,278	0,205	-38,24	-31,00	19,40	53,24	-77,0	-62,3	26,00	34,00	-	11,00	-	13,40	-	10,56	-	22,50
	1,2	0,469	0,517	0,289	0,223	-33,56	-27,20	12,96	12,14	-81,1	-66,5	20,00	20,00	-	11,50	-	14,00	-	20,00	-	23,4
1,6	1	0,415	0,462	0,252	0,215	-51,60	-39,70	18,45	15,74	-103,5	-79,8	34,50	29,20	-	9,20	-	10,80	-	17,18	-	19,25
	1,2	0,444	0,491	0,241	0,205	-44,50	-34,70	16,00	14,26	-107,9	-84,9	30,00	30,00	-	9,80	-	11,50	-	17,56	-	19,84
1,8	1	0,374	0,418	0,228	0,240	-71,20	-52,20	22,84	19,53	-143,9	-105,0	40,80	34,50	-	8,58	-	9,27	-	15,64	-	17,10
	1,2	0,398	0,443	0,221	0,242	-59,50	-41,00	20,00	16,88	-149,9	-109,9	42,20	36,00	-	8,70	-	9,70	-	15,96	-	17,50
2,0	1	0,325	0,371	0,211	0,229	-90,30	-70,60	26,00	21,44	-198,7	-141,5	48,00	40,00	-	7,94	-	8,42	-	14,33	-	15,68
	1,2	0,350	0,397	0,204	0,222	-82,40	-65,00	24,00	19,80	-198,9	-142,0	49,00	41,00	-	8,16	-	8,79	-	14,90	-	16,8
2,2	1	0,658	0,716	0,427	0,444	-17,26	-15,05	8,63	8,23	-23,6	-21,5	15,40	14,00	-	21,70	-	1,50	-	70,30	-	80,50
	1,2	0,722	0,740	0,405	0,423	-16,01	-13,79	9,19	7,00	-20,1	-24,6	16,04	15,78	-	100,00	-	40,80	-	60,00	-	60,50
2,4	1	0,628	0,672	0,384	0,408	-20,20	-18,62	9,26	9,08	-40,2	-36,5	17,00	16,00	-	26,80	-	41,70	-	60,90	-	62,55
	1,2	0,672	0,700	0,367	0,390	-18,70	-17,20	9,15	8,37	-44,4	-40,2	19,18	17,74	-	23,90	-	34,70	-	61,50	-	62,50
2,6	1	0,574	0,614	0,344	0,369	-24,00	-21,85	11,40	10,20	-50,1	-43,3	21,00	18,95	-	17,20	-	22,25	-	63,46	-	65,80
	1,2	0,608	0,640	0,325	0,345	-22,00	-19,80	10,80	9,54	-54,4	-47,6	22,40	20,20	-	19,40	-	26,40	-	20,30	-	21,94
2,8	1	0,500	0,531	0,304	0,331	-31,00	-28,54	13,53	11,37	-63,3	-53,3	25,10	22,10	-	12,50	-	13,55	-	22,04	-	26,22
	1,2	0,527	0,555	0,291	0,316	-28,00	-25,70	12,20	10,90	-69,5	-57,4	24,60	23,40	-	13,20	-	17,56	-	22,10	-	27,32
3,0	1	0,428	0,450	0,267	0,293	-43,16	-34,00	16,54	14,27	-87,3	-69,3	30,00	26,20	-	10,10	-	11,79	-	18,35	-	20,96
	1,2	0,470	0,500	0,253	0,280	-37,20	-30,20	15,00	12,96	-91,2	-73,4	32,56	28,00	-	10,75	-	12,68	-	18,86	-	21,40
3,2	1	0,379	0,400	0,234	0,256	-55,10	-48,25	21,28	17,75	-121,2	-87,2	38,20	33,00	-	8,82	-	9,52	-	16,00	-	17,50
	1,2	0,400	0,431	0,227	0,247	-51,90	-41,00	19,80	16,00	-124,4	-100,4	40,20	34,60	-	9,10	-	10,10	-	16,40	-	17,90
3,4	1	0,322	0,349	0,200	0,226	-102,0	-70,20	27,00	22,20	-207,9	-141,2	48,20	40,85	-	7,82	-	8,28	-	14,08	-	15,68
	1,2	0,352	0,380	0,204	0,220	-84,20	-65,70	24,20	20,10	-204,6	-144,0	50,00	42,60	-	8,02	-	8,72	-	14,78	-	16,87

смагриян для этой цели перекрытие с двумя перекрестными связями (рис. 23), получаем:

$$\Delta q_2 = \frac{1}{L_{\text{пр}} \Delta h_{\text{пр}}} \left(A_{\text{св}} f_{\text{св}} \sqrt{\frac{q_T^2 - q_2^2}{2}} - N_{\text{свГ}} - N_{\text{свн}} \right), \quad (62)$$

где $A_{\text{св}}$ — коэффициент перерезающей силы в крайнем стрингере при двух перекрестных связях (см. табл. 23);

$N_{\text{свГ}}$ — перерезающая сила в опорном сечении крайнего стрингера от нагрузки q_T при пяти перекрестных связях (определяется по табл. 24);

$N_{\text{свн}}$ — перерезающая сила в опорном сечении крайнего стрингера от нагрузки Δq_2 при трех перекрестных связях (определяется по табл. 25).



Рис. 22. Пунктиром показаны стрингеры, не участвующие в основной работе перекрытия.



Рис. 23. Пунктиром показаны стрингеры, не участвующие в основной работе перекрытия.

В соответствии с вышеизложенным определением расчетных изгибающих моментов в балках перекрытия производится:

1. Для кила — суммированием момента от калюба кила в составе перекрытия с пятью перекрестными связями при нагрузке q_T с моментом от калюба кила в составе перекрытия с тремя перекрестными связями при нагрузке Δq_1 (табл. 24, 25).

2. Для флора — суммированием изгибающих моментов для среднего флора:

в составе перекрытия с пятью перекрестными связями при нагрузке q_T (табл. 24),

в составе перекрытия с тремя перекрестными связями при нагрузке Δq_1 (табл. 25),

в составе перекрытия с двумя перекрестными связями при нагрузке Δq_2 (табл. 26).

Флоры как свободно опертой неподкрепленной балки при нагрузке $\Delta q = q_{\text{расч}} - q_T - \Delta q_1 - \Delta q_2$.

Стежка флора проперается на действие наибольшей суммарной перерезающей силы (табл. 24а, 25а, 26).

Коэффициенты для вычисления реакции на средней опоре для перекрестия с тремя перекрестными сваями (при равных расстояниях между перекрестными сваями)



Обозначения: Q_{op} — нагрузка на опору;

R_{op} — расчетная нагрузка перекрестия;

J_{op} и J_{op}^* — моменты инерции сваи в опоре;

i и i^* — толщина и приведенная толщина обшивки сваи в опоре и соответственно в сечении;

q — расчетная нагрузка (давление);

Приведенная толщина i у продольных свай	Характеристика перекрестия		На опоре		На стрелере		На сваях	
			$K_{op} = \frac{R_{op}}{Q_{op}}$		$K_{op}^* = \frac{R_{op}^*}{Q_{op}}$		$K_{op} = \frac{R_{op}}{Q_{op}}$	
	$L_{op} : B_p$	$i : i^*$	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4	1:1	1:1,4
$\frac{L_{op}}{B_p}$	0,8	1	0,192	0,265	0,153	0,206	0,310	0,339
		1,2	0,150	0,208	0,136	0,247	0,342	0,376
	1,0	1	0,262	0,325	0,123	0,187	0,333	0,377
		1,2	0,254	0,328	0,116	0,175	0,285	0,332
	1,2	1	0,331	0,388	0,093	0,140	0,151	0,202
		1,2	0,323	0,382	0,089	0,130	0,178	0,236
	1,4	1	0,390	0,349	0,062	0,075	0,094	0,151
		1,2	0,383	0,341	0,053	0,072	0,129	0,177
	1,6	1	0,432	0,335	0,048	0,050	0,058	0,099
		1,2	0,425	0,385	0,043	0,058	0,063	0,113
	1,8	1	0,497	0,324	0,032	0,047	0,031	0,056
		1,2	0,450	0,428	0,032	0,045	0,019	0,055
2,0	1	0,490	0,490	0,031	0,031	-0,037	0,034	
	1,2	0,466	0,463	0,020	0,025	-0,014	0,023	
$\frac{L_{op}^*}{B_p}$	0,8	1	0,163	0,145	0,184	0,175	0,335	0,337
		1,2	0,171	0,149	0,145	0,211	0,367	0,379
	1,0	1	0,230	0,196	0,136	0,145	0,268	0,304
		1,2	0,228	0,197	0,122	0,166	0,269	0,274
	1,2	1	0,294	0,253	0,107	0,127	0,166	0,229
		1,2	0,288	0,250	0,097	0,133	0,208	0,272
	1,4	1	0,355	0,312	0,082	0,099	0,125	0,176
		1,2	0,347	0,303	0,073	0,092	0,159	0,211
$\frac{B_p}{4}$	1,6	1	0,419	0,369	0,056	0,076	0,066	0,109
		1,2	0,402	0,363	0,050	0,086	0,094	0,141
	1,8	1	0,458	0,426	0,027	0,036	0,028	0,046
		1,2	0,449	0,417	0,031	0,044	0,039	0,074
	2,0	1	0,462	0,467	0,020	0,023	-0,026	0,031
		1,2	0,489	0,463	0,015	0,025	-0,039	0,034

Коэффициенты для расчета перекрытия с двумя перекрестными связями

Обозначения: $Q_0 = l_0 \cdot q$ — нагрузка на стропила; $Q_{\text{флор}} = B_p \cdot q$ — нагрузка на флор; L_p — длина перекрытия; B_p — расчетная ширина перекрытия; l — толщина перекрытия; δ — приведенная толщина перекрытия;

Полосовый поперек стропила	$\frac{L_p}{B_p}$	$\frac{l}{\delta}$	Коэффициенты реакций			Коэффициенты изгибающих моментов			
			на опоре флора	флор на стропиле	на опоре стропила	опора стропила	край стропила	край флора	флор на стропиле
			$k_{\text{флор}} = \frac{R_{\text{флор}}}{Q_0}$	$k_{\text{стропиле}} = \frac{R_{\text{стропиле}}}{Q_0}$	$k_{\text{опора}} = \frac{R_{\text{опора}}}{Q_0}$	$\frac{M_{\text{опора}}}{Q_0 \cdot L_p}$	$\frac{M_{\text{край}}}{Q_0 \cdot L_p}$	$\frac{M_{\text{край}}}{Q_{\text{флор}} \cdot B_p}$	$\frac{M_{\text{флор}}}{Q_{\text{флор}} \cdot B_p}$
$\frac{l_0}{\delta}$	0,8	1:1	0,234	0,266	1,270	5,38	-12,05	-12,40	-30,00
		1:1,4	0,174	0,236	1,270	4,81	-16,32	-14,14	-65,60
	1,0	1:1	0,358	0,142	1,050	7,10	-17,86	9,06	-21,50
		1:1,4	0,206	0,204	1,170	6,10	-14,32	-11,00	-26,30
	1,2	1:1	0,440	0,080	0,900	9,26	-22,80	6,70	-16,85
		1:1,4	0,260	0,170	0,905	7,89	-21,24	9,08	-19,60
	1,4	1:1	0,496	0,020	0,763	12,05	-45,0	8,02	-14,50
		1:1,4	0,258	0,042	0,800	10,00	-20,96	8,43	-16,00
	1,6	1:1	0,524	-0,024	0,700	14,75	-71,00	7,66	-18,35
		1:1,4	0,266	-0,026	0,766	12,27	-47,60	7,83	-14,15
	1,8	1:1	0,546	-0,046	0,634	18,00	-93,50	7,52	-13,00
		1:1,4	0,234	-0,024	0,800	15,00	-78,80	7,83	-13,35
2,0	1:1	0,560	-0,060	0,568	20,88	-123,60	7,47	-12,82	
	1:1,4	0,246	-0,046	0,840	17,00	-107,60	7,53	-13,00	

3. Перекрытие с большим числом одинаковых перекрестных связей при усложненной вертикальной кривой $l_0 > 1,2 l_1$

В этом случае для расчета могут быть использованы зависимости, вытекающие из решения так называемой обобщенной задачи П. Ф. Павловца¹.

4. Перекрытие с несколькими симметричными перекрестными связями, моменты инерции которых различны при разных расстояниях между ними

В этом случае расчет рекомендуется вести методом главных изгибов² с использованием вспомогательных таблиц [19].

а) Общее число перекрестных связей равно трем (рис. 24).

Расчет ведется в следующем порядке:

1) по табл. 27 в зависимости от $\frac{L_p}{B_p} = \frac{l_0}{l_1}$ и χ^* находят величины χ_1 и χ_2 .

2) Определяются приведенные жесткости упругого основания для каждого главного изгиба

$$k_1 = \frac{384EJ}{\chi_1 \delta B_p^3}; \quad k_2 = \frac{384EJ}{\chi_2 \delta B_p^3}. \quad (63)$$

¹ См. [6] стр. 328.

² Обобщенная методика гл. изгибов и вывод расчетных формул см. [6].

³ χ_1 — коэффициент опорной пары вертикальных кривых флора.

	Значения K_1					Значения K_2					Значения $\frac{d^2}{L_0^2}$				
	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85
$\frac{\varepsilon \cdot B_0}{L_0 \cdot L_1}$	1,0	11,23	13,40	15,78	18,30	20,86	0,280	0,255	0,238	0,228	0,225	0,228	0,238	0,250	0,265
	1,2	12,77	15,00	17,36	19,70	22,08	0,300	0,274	0,255	0,244	0,245	0,255	0,268	0,282	0,298
	1,4	14,36	16,60	19,04	21,36	23,65	0,316	0,288	0,268	0,256	0,258	0,268	0,280	0,294	0,310
	1,6	15,98	18,00	20,39	22,70	25,14	0,330	0,297	0,276	0,264	0,265	0,275	0,286	0,299	0,314
	1,8	17,54	19,70	22,02	24,20	26,64	0,340	0,298	0,276	0,264	0,265	0,275	0,286	0,299	0,314
	2,0	19,13	21,40	23,70	26,00	28,43	0,340	0,298	0,276	0,264	0,265	0,275	0,286	0,299	0,314
$\frac{\varepsilon \cdot B_0}{L_0 \cdot L_2}$	1,0	9,84	11,16	12,21	13,22	14,20	0,285	0,271	0,261	0,254	0,250	0,256	0,265	0,275	0,285
	1,2	10,78	12,36	13,58	14,64	15,64	0,293	0,276	0,265	0,258	0,254	0,260	0,269	0,279	0,289
	1,4	11,84	13,65	14,97	16,04	17,06	0,303	0,283	0,271	0,264	0,260	0,266	0,275	0,285	0,295
	1,6	12,94	14,9	16,22	17,22	18,21	0,313	0,292	0,279	0,272	0,268	0,274	0,283	0,293	0,303
	1,8	14,14	16,37	17,68	18,65	19,70	0,323	0,301	0,287	0,280	0,276	0,282	0,291	0,301	0,311
	2,0	15,40	17,86	19,37	20,33	21,33	0,333	0,310	0,295	0,288	0,284	0,290	0,299	0,309	0,319
$\frac{\varepsilon \cdot B_0}{L_0 \cdot L_3}$	1,0	-0,432	-0,489	-0,546	-0,603	-0,660	0,905	1,177	1,414	1,613	1,774	0,084	0,084	0,081	0,086
	1,2	-0,431	-0,486	-0,543	-0,600	-0,656	0,752	0,977	1,176	1,342	1,477	0,111	0,078	0,062	0,114
	1,4	-0,443	-0,503	-0,564	-0,624	-0,684	0,642	0,835	1,006	1,149	1,265	0,131	0,095	0,089	0,129
	1,6	-0,449	-0,513	-0,578	-0,644	-0,704	0,560	0,729	0,876	1,004	1,106	0,149	0,114	0,102	0,142
	1,8	-0,447	-0,516	-0,584	-0,654	-0,724	0,507	0,647	0,781	0,892	0,983	0,160	0,127	0,116	0,154
	2,0	-0,445	-0,514	-0,584	-0,656	-0,726	0,460	0,583	0,706	0,803	0,884	0,171	0,138	0,127	0,164
$\frac{\varepsilon \cdot B_0}{L_0 \cdot L_4}$	1,0	-0,442	-0,570	-0,698	-0,800	-0,888	0,884	1,158	1,386	1,561	1,706	0,089	0,086	0,071	0,085
	1,2	-0,446	-0,576	-0,696	-0,792	-0,882	0,732	0,962	1,163	1,323	1,468	0,113	0,080	0,062	0,118
	1,4	-0,456	-0,574	-0,684	-0,777	-0,861	0,623	0,820	1,000	1,152	1,283	0,136	0,100	0,076	0,126
	1,6	-0,456	-0,572	-0,680	-0,770	-0,851	0,545	0,725	0,878	1,009	1,141	0,151	0,115	0,087	0,141
	1,8	-0,455	-0,570	-0,676	-0,763	-0,843	0,483	0,645	0,789	0,934	0,990	0,164	0,129	0,098	0,154
	2,0	-0,454	-0,569	-0,674	-0,759	-0,838	0,434	0,573	0,716	0,856	0,919	0,174	0,140	0,103	0,160

3) Вычисляются аргументы α для каждого главного изгиба

$$\alpha_1 = \sqrt[4]{\frac{R_1 L_0^4}{64 E J_0}}; \quad \alpha_2 = \sqrt[4]{\frac{R_2 L_0^4}{64 E J_0}}. \quad (64)$$

4) Значения форм главных изгибов v_{12} и v_{21} находятся по табл. 27. Значения форм главных изгибов v_{31} и v_{32} принимаются равными единице.

5) По табл. 27 находят значения приведенных нагрузок $\frac{Q_0^d}{Q_0}$ и $\frac{Q_0^d}{Q_0}$: Q_0 — нагрузка на одну балку главного направления.



Рис. 24

c — расстояние от расчетной центральной оси опорной пары до центра тяжести сечения;
 c' — расстояние от оси до стенок;
 l_1 — коэффициент опорной пары балки главного направления.

6) Определяются значения главных изгибов перекрытия посередине пролета:

Для перекрестных связей, свободно опертых на жесткие опоры

$$P_1' = \frac{Q_0}{R_1} [1 - \gamma_0(\alpha_1)];$$

$$P_2' = \frac{Q_0}{R_2} [1 - \gamma_0(\alpha_2)]. \quad (65)$$

Для перекрестных связей, жестко закрепленных на жестких опорах

$$P_1 = \frac{Q_0}{R_1} [1 - \gamma_1(\alpha_1)];$$

$$P_2 = \frac{Q_0}{R_2} [1 - \gamma_1(\alpha_2)]. \quad (66)$$

В случае упругой заделки перекрестных связей с коэффициентом опорной пары κ значения главных изгибов будут

$$P_1 = P_1' (1 - \kappa) + \kappa P_1$$

$$P_2 = P_2' (1 - \kappa) + \kappa P_2$$

7) По вычисленным значениям главных изгибов определяются прогибы посередине пролета перекрестных связей для вертикального клада

$$v_1 = \frac{l_0}{64 E J_0} (\gamma_{11} P_1 + \gamma_{12} P_2), \quad (68)$$

для стрингера

$$v_2 = \gamma_{21} v_1 + \gamma_{22} v_2, \quad (69)$$

8) Определяются изгибающие моменты в сечении перекрестных связей.

При свободно опертых перекрестных связях в среднем сечении вертикального клада

$$M_{12=0} = - \left[\frac{2\gamma_{11} Q_0^d}{Q_0} \chi_2(\alpha_1) + \frac{2\gamma_{12} Q_0^d}{Q_0} \chi_2(\alpha_2) \right] \frac{Q_0 L_0^2}{64} \quad (70)$$

и в среднем сечении стрингера

$$M_{22=0} = - \left[\frac{\gamma_{21} Q_0^d}{Q_0} \chi_2(\alpha_1) + \frac{\gamma_{22} Q_0^d}{Q_0} \chi_2(\alpha_2) \right] \frac{Q_0 L_0^2}{64}, \quad (71)$$

При жестко заданных поперекрестных связях в среднем сечении вертикального кля

$$M_{12-3} = - \left[\frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_2(\alpha_1) + \frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_2(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n^2}{24a} \quad (72)$$

в среднем сечении стрингера

$$M_{32-1} = - \left[-\frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_1(\alpha_1) + \frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_1(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n^2}{24a} \quad (73)$$

В опорном сечении вертикального кля

$$M_{12-3,12} = \left[\frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_2(\alpha_1) + \frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_2(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n^2}{12a} \quad (74)$$



Рис. 25

В опорном сечении стрингера

$$M_{32-1,32} = \left[-\frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_1(\alpha_1) + \frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} \chi_1(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n^2}{12a} \quad (75)$$

9) Определяются перерезывающие силы в опорных сечениях поперекрестных связей.

При свободно открытых поперекрестных связях в опорном сечении кля

$$N_1 = \left[-\frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_{22}(\alpha_1) + \frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_2(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n}{2a} \quad (76)$$

в опорном сечении стрингера

$$N_2 = \left[\frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_{22}(\alpha_1) + \frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_2(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n}{2a} \quad (77)$$

При жестко заданных поперекрестных связях в опорном сечении кля

$$N_1 = \left[\frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_1(\alpha_1) + \frac{2\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_1(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n}{2a} \quad (78)$$

в опорном сечении стрингера

$$N_2 = \left[-\frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_1(\alpha_1) + \frac{\gamma_1 \gamma_2 d}{Q_p} r_1(\alpha_2) \right] \frac{Q_p l_n}{2a} \quad (79)$$

10) Расчет среднего флора производится как неразрывной балки на жестких крайних опорах и смешанных промежуточных опорах (кля и стрингерах). При расчете флора смешанных промежуточных опор принимаются равными найденным ранее прогибам α_1 и α_2 (рис. 25).

б) Общее число поперекрестных связей равно пяти¹.

Вспомогательные таблицы составлены лишь для случая, когда расстояния между поперекрестными связями принимаются одинаковыми, моменты инерции стрингеров также одинаковы, а кля имеет усиленную жесткость. Общий порядок расчета сохраняется таким же, как в слу-

¹ Основное обозначение те же, что и для варианта с тремя поперекрестными связями.

час с тремя перекрестными связями, но соответствующие коэффициенты берутся из табл. 28.

При расчете можно ограничиться вычислением двух первых главных изгибов, а связи с чем все расчетные формулы, приведенные в п. 5 для жала в первом от ДП стрингера, остаются в силе.

Расчетные величины для второго от ДП стрингера вычисляются по формулам:

1) Прогиб посередине пролета

$$w_2 = v_{21} \rho_1 + v_{22} \rho_2. \quad (80)$$

2) Изгибающие моменты в сечении второго стрингера. При свободно опертых перекрестных связях в среднем сечении

$$M_{2x=0} = \left[\frac{v_{21} \rho_1 \pi}{Q_p} \chi_2(u_1) + \frac{v_{22} \rho_2 \pi}{Q_p} \chi_2(u_2) \right] \frac{Q_p l^2 \pi^2}{32} \quad (81)$$

При жестко заданных перекрестных связях в среднем сечении

$$M_{2x=0} = \left[\frac{v_{21} \rho_1 \pi}{Q_p} \chi_2(u_1) + \frac{v_{22} \rho_2 \pi}{Q_p} \chi_2(u_2) \right] \frac{Q_p l^2 \pi^2}{24}; \quad (82)$$

в опорном сечении

$$M_{2x=l/2} = \left[\frac{v_{21} \rho_1 \pi}{Q_p} \chi_2(u_1) + \frac{v_{22} \rho_2 \pi}{Q_p} \chi_2(u_2) \right] \frac{Q_p l^2 \pi^2}{12\alpha}. \quad (83)$$

3) Перерывающие силы в опорных сечениях стрингера. При свободно опертых перекрестных связях

$$N_2 = \left[\frac{v_{21} \rho_1 \pi}{Q_p} \nu_2(u_1) + \frac{v_{22} \rho_2 \pi}{Q_p} \nu_2(u_2) \right] \frac{Q_p l \pi}{2\alpha}. \quad (84)$$

При жестко заданных перекрестных связях

$$N_2 = \left[\frac{v_{21} \rho_1 \pi}{Q_p} \nu_2(u_1) + \frac{v_{22} \rho_2 \pi}{Q_p} \nu_2(u_2) \right] \frac{Q_p l \pi}{2\alpha}. \quad (85)$$

Значения χ_1 и χ_2 , форм главных изгибов v_{ij} и приведенных нагрузок выводятся по табл. 28.

Таблица 28

Значения коэффициентов χ_1 , χ_2 и $\frac{Q_p \pi}{Q_p}$ для перекрестий с пятью перекрестными связями

$\frac{l}{\rho}$	χ_1	χ_2	χ_3	v_{11}	v_{21}	v_{31}	v_{41}	v_{51}	v_{12}	v_{22}	$\frac{Q_p \pi}{Q_p}$	$\frac{Q_p \pi^2}{Q_p}$
1,0	79,84	1,000	0,1628	1	1,732	1,000	1,00	0	-2,58	0,1281	-0,028	
1,1	82,59	1,002	0,1678	1	1,574	0,998	-13,99	1	36,11	0,1190	0,0025	
1,2	85,16	1,003	0,1729	1	1,444	0,992	-8,71	1	55,75	0,1103	0,0061	
1,4	90,59	1,130	0,1789	1	1,268	0,710	-5,29	1	8,74	0,1320	0,0103	
1,6	93,84	1,179	0,1834	1	1,075	0,521	-3,93	1	6,16	0,1418	0,0128	
1,8	101,25	1,230	0,1900	1	0,869	0,353	-3,32	1	4,37	0,1475	0,0205	
2,0	106,55	1,259	0,1939	1	0,822	0,495	-3,27	1	4,27	0,1527	0,0250	

Приведенные жесткости упругого основания для каждого главного изгиба определяются по формулам:

$$k_1 = \frac{1206EJ}{L_p \rho^3}; \quad k_2 = \frac{1206EJ}{L_p \rho^3}. \quad (86)$$

Вспомогательные функции для расчета балок на сплошном упругом основании

α	$\varphi_0(\alpha)$	$\varphi_1(\alpha)$	$\chi_0(\alpha)$	$\chi_1(\alpha)$	$\chi_2(\alpha)$	$\lambda_0(\alpha)$	$\lambda_1(\alpha)$
0,5	0,560	0,390	0,550	0,501	0,503	0,978	0,565
0,6	0,540	0,379	0,539	0,502	0,503	0,976	0,563
0,7	0,527	0,361	0,525	0,507	0,503	0,982	0,573
0,8	0,513	0,345	0,511	0,516	0,506	0,986	0,587
0,9	0,519	0,330	0,499	0,517	0,511	0,988	0,594
1,0	0,448	0,313	0,500	0,518	0,499	0,978	0,599
1,1	0,280	0,295	0,494	0,520	0,509	0,960	0,600
1,2	0,272	0,278	0,468	0,514	0,513	0,931	0,606
1,3	0,178	0,253	0,327	0,512	0,511	0,870	0,614
1,4	0,100	0,223	0,292	0,515	0,516	0,817	0,760
1,5	0,037	0,192	0,268	0,516	0,518	0,773	0,729
1,6	-0,013	0,171	0,184	0,509	0,501	0,737	0,681
1,7	-0,052	0,155	0,129	0,444	0,517	0,688	0,629
1,8	-0,081	0,154	0,104	0,384	0,493	0,636	0,594
1,9	-0,102	0,160	0,078	0,328	0,470	0,585	0,561
2,0	-0,117	0,144	0,051	0,275	0,397	0,546	0,517
2,1	-0,133	0,054	0,027	0,197	0,325	0,524	0,469
2,2	-0,133	-0,009	0,021	0,126	0,260	0,504	0,424
2,3	-0,127	-0,054	0,011	0,062	0,205	0,489	0,397
2,4	-0,114	-0,074	0,005	0,000	0,150	0,477	0,356
2,5	-0,098	-0,085	0,002	0,028	0,107	0,466	0,313
2,6	-0,078	-0,087	0,000	0,025	0,145	0,464	0,271
2,7	-0,064	-0,082	0,000	0,012	0,129	0,447	0,268
2,8	-0,049	-0,073	-0,002	0,005	0,115	0,439	0,278
2,9	-0,035	-0,063	-0,002	0,002	0,104	0,432	0,263
3,0	-0,024	-0,052	-0,002	-0,001	0,094	0,425	0,250
3,1	-0,015	-0,041	-0,002	-0,002	0,085	0,419	0,238
3,2	-0,008	-0,031	-0,001	-0,001	0,078	0,414	0,227
3,3	-0,002	-0,022	-0,001	-0,001	0,071	0,409	0,217
3,4	-0,001	-0,015	-0,001	-0,002	0,065	0,404	0,208
3,5	-0,004	-0,009	-0,001	-0,002	0,060	0,400	0,200

Входящие в расчеты формулы вспомогательные функции для расчетов балок на сплошном упругом основании $\varphi_0(\alpha)$, $\varphi_1(\alpha)$ и $\chi_0(\alpha)$ и др. приведены в табл. 29.

Расчет среднего флора производится так же, как указано выше, по известным проходам в точках пересечения флора с килем и стрингерами.

5. Перекрестие с тремя перекрестными связями и продольными переборками в диаметральной плоскости

При наличии полупереборок (рис. 26) для расчета перекрестий не могут быть использованы обычные методы, рассмотренные выше.

Для расчета таких перекрестий можно использовать метод подбора нагрузок [6]. Ниже даны рекомендации по приближенному расчету перекрестий с полупереборками при наличии трех или пяти перекрестных связей, полученные на основании проведенного в ЦНИИМФ исследования:

а) Пролет кила принимается равным расстоянию между кромками полупереборок.

б) Ширина присоединенных поперков настала внутреннего дна и обшивки днища, засчитываемых в состав килевой балки, принимается равной $\frac{1}{8} + \frac{1}{8}$ пролета, измеренного между серединами полупереборок.

в) Киль считается жестко заделанным в сечении у краев полу-пересборок.¹

Для определения изгибающих моментов в сечениях кила могут служить следующие формулы: в опорных сечениях

$$M_{оп} = \frac{Ql_c}{12} \chi_2(\alpha) a_2; \quad (87)$$

в сечении по середине пролета

$$M_{ср} = \frac{Ql_c}{24} \chi_1(\alpha) a_1; \quad (88)$$

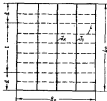


Рис. 26.

где: Q — расчетная нагрузка на килевую балку, определяемая по формуле

$$Q = q \frac{l_c}{2} l_c; \quad (89)$$

q — интенсивность нагрузки (давления) на перекрытие;

l_c — пролет кила.

Перерезывающая сила в опорном сечении кила может вычисляться по формуле

$$N = \frac{Q}{2} \mu_1(\alpha) a_1; \quad (90)$$

$\chi_2(\alpha)$, $\chi_1(\alpha)$ и $\mu_1(\alpha)$ — вспомогательные функции Н. Г. Бубнова для балок

на упругом основании (см. табл. 29), a_2 , a_1 и a_1 — численные коэффициенты, определенные по табл. 30.

Таблица 29

Коэффициенты для балки непрерывной с полузаделками				
Число перерезных сечений	Коэффициент	dl_c		
		0,15	0,20	0,25
3	χ_2	0,70	1,00	0,90
	χ_1	0,90	1,02	1,15
	μ_1	1	1	1
5	χ_2	0,82	0,775	0,65
	χ_1	0,82	0,91	0,86
	μ_1	0,82	0,80	1,0

Изгибающие моменты в сечениях стрингера могут не подсчитываться, так как стрингер работает в более благоприятных условиях, чем киль. Для приближенного расчета среднего флора можно превратить впадины стрингеров и рассчитывать флор как балку, свободно опирающуюся по бортам и нижнюю промежуточную опору на киле с известной просадкой σ .

Прогиб кила в месте его пересечения со средним флором определяется по формуле:

$$\sigma = \frac{1}{30} \frac{q a l_c^3}{E I_c} [1 - \eta_1(\alpha)]; \quad (91)$$

Аргумент α вычисляется по формуле (92):

$$\alpha = \sqrt[4]{\frac{3}{4} \left(\frac{l_c}{R_c} \right)^3 \frac{l_c}{a} \frac{c}{I_c}}; \quad (92)$$

¹ Строй поворот, заданная отклоняется только в стене кила.

§ 12. РЕДУЦИРОВАНИЕ СВЯЗЕЙ КОРПУСА И ВЫЧИСЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ ОТ ОБЩЕГО ИЗГИБА СУДНА ВО ВТОРОМ ПРИБЛИЖЕНИИ

После проверки устойчивости всех связей корпуса и установления их эйлеровых (или критических) напряжений следует сопоставить величины действующих сжимающих напряжений (из вершины или по длине волны) с величинами соответствующих эйлеровых (или критических) напряжений.

Для связей, теряющих устойчивость, определяются редуцированные коэффициенты, которые затем учитываются при уточнении элементов эквивалентного бруса. Части пластин, непосредственно примыкающие к продольным жестким связям шарнирой по 0,25 короткой стороны опорного контура редуцированию не подлежат (рис. 27). Остальные части пластин вводятся в расчет с редуцированным коэффициентом φ , который может быть $0 < \varphi \leq 1$.

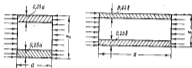


Рис. 27.

В зависимости от системы набора редуцированный коэффициент φ определяется:

А. При продольной системе набора:

а) для пластин, не участвующих в изгибе продольного набора под действием поперечной нагрузки (обычно палубы, надводный борт)

$$\varphi = \frac{\sigma_e}{\sigma_{кр.пр}} \quad (93)$$

б) для пластин, участвующих в изгибе продольного набора (обычно днища, второй дюр)

$$\varphi = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{\sigma_{кр.пр}} \quad (94)$$

Б. При поперечной системе набора:

$$\varphi = \frac{\sigma_e}{\sigma_{кр.пр}} \quad (95)$$

где σ_e — эйлерово напряжение пластины, определяемое по указаниям § 10 п. А;

$\sigma_{кр.пр}$ — сжимающее напряжение от общего изгиба на уровне рассматриваемой пластины, вычисленное в первом приближении;

σ_1 — напряжения в соответствующих связях от изгиба поперечной нагрузкой, действующее вдоль судна и принимающееся с учетом знака (+ растяжение, — сжатие).

Напряжения от изгиба днищного перекрытия σ_2 , входящие в формулу (94), может быть принято для связей, примыкающих к вертикальному килю, без учета его изменения по ширине перекрытия.

Определение редуцированных коэффициентов для связей донца и внутреннего дна с учетом местных напряжений производится только для сечения, совпадающего с серединой пролета димшивого перекрытия. Если определенный по формуле (94) редуцированный коэффициент φ окажется отрицательным, то принимается $\varphi=0$.

При поперечной системе набора донца редуцирование производится только по направлению от общего изгиба, без учета напряжений от изгиба димшивого перекрытия.

Начальная погрешь при редуцировании димшивых связей может учитываться либо снижением допускаемых напряжений (по указанным в 3.12 «Норм прочности»), либо в явном виде, как это указано ниже в настоящем параграфе.

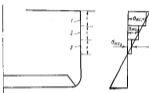


Рис. 28.

Редуцирование пластины бортовой обшивки при поперечной системе набора борта производится по участкам. Сжатая часть бортовой обшивки разбивается на 3—4 равных по высоте участка (рис. 28). На каждом участке редуцированный коэффициент вычисляется по формуле (95), где $\sigma_{\text{сж. об}}$ — средние сжимающие напряжения от общего изгиба для соответствующего участка бортовой обшивки.

После определения редуцированных коэффициентов связей, теряющих устойчивость, вычисляются напряжения от общего изгиба судна во втором приближении. Для этого к результатам расчета в первом приближении вводится поправка, вычисленная отдельно для поперечной судна на вершине и подошве волны. Вычисление результатов второго приближения производится в табличной форме (см. табл. 31). Для заполнения таблицы необходимо вычислить редуцируемые площади связей, теряющих устойчивость. Для пластины редуцируемая площадь вычисляется как фактическая площадь их сечения за вычетом площади участков, примыкающих к продольным жестким связям (рис. 27).

Исправленное отстояние нейтральной оси от оси симметрии составляет

$$e_1 = \frac{A_1}{A_2}$$

Момент инерции сечения относительно нейтральной оси

$$J_1 = 2 \left(C_1 - \frac{B_1^2}{A_2} \right) \pi^2 c m^2$$

Нормальные напряжения от общего изгиба судна во втором приближении на вершине волны $\sigma = k_{\text{сж}} \cdot 2, \pi c / \text{см}^2$;

Таблица 21

Вычисление элементов эквивалентного бруса по второму приближению (вариант 1)

Положения сучка на $\frac{\text{верхняя}}{\text{нижняя}}$ кромке

№№	Наименование сучка	Редуцированная площадь $F, \text{см}^2$	Редуцированный коэффициент, φ	Поправка к площади $F(F_0 - 1) \text{ см}^2$	Отстояние от оси сращения, $z, \text{см}$		Статистический момент $W_{\text{с.с.}}^3 \text{ см}^3$	Момент инерции $I_{\text{с.с.}}^4 \text{ см}^4$
					z	z		
I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	
1	Совокупность жестких сучков корушки в первом приближении ¹	—	—	A	—	B	C	
II	Редуцированные сучки							
1								
2								
	Σ			A ₀	—	B ₀	C ₀	

¹ Данные принимаются по табл. 18.

Таблица 22

Вычисление элементов эквивалентного бруса по второму приближению (вариант 2)

Положения сучка на $\frac{\text{верхняя}}{\text{нижняя}}$ кромке

№№	Наименование сучка	Редуцированная площадь, $F, \text{см}^2$	Редуцированный коэффициент, φ	Поправка к площади, F_0	Отстояние от оси сращения, $z, \text{см}$		Статистический момент $W_{\text{с.с.}}^3 \text{ см}^3$	Момент инерции $I_{\text{с.с.}}^4 \text{ см}^4$
					z	z		
I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	
1	Совокупность жестких сучков корушки ¹							
II	Редуцированные гибкие сучки							
1								
2								
	Σ			A ₀		B ₀	C ₀	

¹ Без учета гибких редуцированных гибких сучков.

на подошве волны

$$\varepsilon = k_{\text{нп}} \cdot z, \text{ кг/см}^2,$$

где: $k_{\text{нп}}$; $k_{\text{нв}}$ — коэффициенты, соответственно равные

$$k_{\text{нп}} = -\frac{M_{\text{нп}}}{I_1} \cdot 10^9; \quad k_{\text{нв}} = -\frac{M_{\text{нв}}}{I_1} \cdot 10^9;$$

$M_{\text{нп}}$; $M_{\text{нв}}$ — расчетные изгибающие моменты на вершине и подошве волны, тм;

I_1 — момент инерции поперечного сечения корпуса, вычисленный во втором приближении (величина I_1 вычисляется раздельно для положения судна на вершине и подошве волны).

Если вычисленные таким образом напряжения от общего изгиба во втором приближении отличаются от результатов первого приближения больше, чем на 5%, то необходимо сделать еще одно приближение.

Элементы поперечного сечения эквивалентного бруса вычисляются в табл. 31.

При этом в качестве исходных данных принимаются величины A_1 , B_1 , C_1 , полученные во втором приближении, а поправка к площади вычисляется по формуле:

$$F(\varphi_1 - \varphi_2), \quad (96)$$

где F — редуцируемая площадь связей;

φ_1 — редуцированный коэффициент, полученный во втором приближении;

φ_2 — редуцированный коэффициент, полученный в третьем приближении.

По новому положению нейтральной оси и значению момента инерции поперечного сечения вычисляются напряжения от общего изгиба в третьем приближении.

Процесс последовательных приближений можно приостановить тогда, когда разница между напряжениями в двух смежных приближениях составит не более 5%.

Если при расчете напряжений от общего изгиба в первом приближении «гибкие» связи учитывались отдельно от жестких связей, то для вычисления элементов эквивалентного бруса во втором приближении может служить табл. 32.

Если при поперечной системе набора редуцированные пластины производятся с учетом начальной погни, то величина расчетной стрелки погни при расчетах прочности корпуса проектируемого судна должна приниматься по рекомендациям «Норм прочности» (пункт 3.12).

При проверочных расчетах прочности плавающих судов величина стрелки начальной погни может приниматься по фактически данным.

При этом редуцированные коэффициенты пластин определяются по формуле:

$$\varphi = \frac{\sigma_{\text{нп}}}{\sigma_{\text{нп, ср}}} = \frac{\alpha^2}{\alpha}, \quad (97)$$

где $\sigma_{\text{нп}}$ — установившееся в сечении пластины цепные напряжения (+ растяжение, — сжатие);

α — отношение цепных напряжений в пластине к ее «линейному» напряжению;

$$\alpha = \frac{\sigma_{\text{нп}}}{\sigma_0}$$

¹ См. [8] стр. 106, а также [7] стр. 30.

m — отношение напряжений в жестких связях к эйлеровскому напряжению для пластин

$$m = \frac{\sigma_{ж.св.}}{\sigma_E}$$

Связь между коэффициентами m и α для неразрезной, равномерно нагруженной пластины, дается следующим уравнением

$$m - 1 - \frac{3(1-\mu^2)}{\rho^2} \left[\left(\frac{h_1 + c_1}{1 + \frac{c_1}{r}} \right)^2 - \delta_1^2 + \left(\frac{h_1}{1 + \frac{c_1}{r}} \right)^2 - \delta_1^2 \right], \quad (98)$$

где h_1 — стрелка прогиба пластины под действием поперечной нагрузки

$$h_1 = 1,32 \rho^2 \left(\frac{\sigma}{1000} \right)^2;$$

ρ — расчетное давление кг/см²;

c_1 — стрелка начальной погни, имеющей косинусоидальный характер;

δ_1 — то же, для синусоидальной погни;

μ — коэффициент Пуассона;

$$\rho = \frac{4}{\delta};$$

k — коэффициент в формуле (22) § 10.¹

Для использования уравнения (98) должен быть построен график, связывающий величины m и α . При этом следует учитывать, что $\alpha \geq -1$, так как $\alpha = -1$ соответствует случаю потери устойчивости, и пластина (за исключением участков, относимых к жестким связям) не может воспринимать сжимающих напряжений, больших, чем эйлеровы.

Расчет ведется в следующем порядке.

Для пластины, имеющей начальную погни, устанавливаются расчетные величины стрелок этой погни (c , или δ_1), а для длинных пластин, кроме того, стрелка прогиба от поперечной нагрузки h_1 . Затем строятся графики, связывающие величины m и α для соответствующих пластин по уравнению (98). По данным расчета эквивалентного бруса в первом приближении вычисляются параметры m для пластины, как отношение соответствующих напряжений в жестких связях к эйлеровым напряжениям пластины, принимающих в данном жестком связях (m положительно при растяжении и отрицательно при сжатии).

По вычисленным значениям m по графикам находят соответствующие значения α , затем $\varphi = \frac{\alpha}{m}$.

После вычисления редуцированных коэффициентов для пластины составляется таблица поправок (табл. 31) для определения элементов эквивалентного бруса во втором приближении и напряжений от общего изгиба. Если вычисленные таким образом напряжения от общего изгиба во втором приближении отличаются от результатов первого приближения больше, чем на 5%, то необходимо сделать еще одно приближение. Для этого по вычисленным напряжениям в жестких связях на уровне соответствующих пластин во втором приближении производятся вычисления новых значений параметров $m(\sigma_1)$.

По графикам, связывающим m и α , находят величины α_1 , соответствующие новым значениям m_1 , а затем новые значения редуцированных коэффициентов $\varphi_1 = \frac{\alpha_1}{m_1}$. Вычисление новых элементов эквивалентного бруса производится в табл. 31, а поправки к площадям пластин вы-

¹ Коэффициент k принимается равным единице, если при проверке устойчивости элементами считаются свободно открытые.

числяются по формуле $F(\varphi, -\varphi)$, где F — редуцируемые площади пластины (за вычетом жестких поясков, рис. 27).

После окончательного установления напряжений в жестких связях от общего изгиба судна находят напряжения в соответствующих пластинах $\sigma_{\text{пл}} = \alpha \cdot \sigma_x$, где α принимается по данным последнего приближения расчета.

§ 12. ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ ОТ ИЗГИБА ДЛИННЫХ ПРОДОЛЬНЫХ БАЛОК

А. Без раскосных планок на ребрах жесткости

При расчете на изгиб длинных продольных балок последние по симметрии пролетов и нагрузки считаются жесткозакрепленными на флорах (рис. 28).

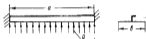


Рис. 28.

Изгибающие моменты вычисляются для двух сечений: в опорном сечении (у флора или у переборки)

$$M_{\text{оп}} = -\frac{Qa}{12} \text{ т.м.} \quad (99)$$

в сечении посередине пролета

$$M_{\text{пр}} = \frac{Qa}{24} \text{ т.м.} \quad (100)$$

где Q — нагрузка, приходящаяся на одну балку на длине между флорами;

a — пролет продольной балки, т. е. расстояние между флорами в м;

$Q = q_{\text{пл}} b$, т. где $q_{\text{пл}}$ — расчетная нагрузка в положении судна на вершине или подошве волны в т/м², формулы (48) и (49).

При вычислении элементов поперечного сечения продольной балки с присоединенным пояском обшивки приведенная ширина последнего b_1 принимается как меньшая из величин $b_1 = b$;

$$b_1 = \frac{a}{6}.$$

Напряжения от изгиба вычисляются для двух указанных выше сечений в свободном пояске продольной балки.

Для подсчета элементов сечения продольной балки может служить табл. 33.

Отстояние нейтральной оси от оси сравнения $e = \frac{B}{A}$ см.

Момент инерции сечения относительно нейтральной оси

$$J = C - \frac{B^3}{A} \text{ см}^4.$$

Вычисление теоретических моментов поперечного сечения балки

№	Наименование сечений в размерности	Площадь, см ²	Расстояние от осей симметрии, см	Статический момент III-IV, см ³	Первый момент инерции IV-V, см ⁴	Собственный момент инерции, см ⁴
I	II	III	IV	V	VI	VII
1	Профиль балки					
2	Предельная толщина пояса					
	г	А	—	В		С

¹ Ось симметрии принимается поперек толщине продольного пояса. Для составных профилей сечения балки занесены в таблицу моменты: свободный пояс, пояс и т. д.

Б. С распорками планками на ребрах жесткости

В случае, если продольные нижние балки переязаны распорками с продольными балками внутреннего дна, изгибающие моменты определяются формулами:

$$M_{\text{дн}} = \frac{Q_{\text{дн}}}{k}, \quad M_{\text{вр}} = \frac{Q_{\text{дн}}}{k_1}$$

Таблица 34

Коэффициенты для расчета прочности ребер жесткости с распорками планками

$\frac{Q_{\text{вр}}}{Q_{\text{дн}}}$	0	0,1	0,2	0,3	0,4
k	17,9	19,2	20,7	22,3	24,1
k ₁	49,2	54,0	59,8	66,5	80,0

Примечания. Значения коэффициентов k и k₁ в таблице соответствуют случаю, когда собственная масса пояса составной продольной балки дна и внутреннего дна принята = 1,35.

Коэффициенты k и k₁ определяются по табл. 34 в зависимости от отношения нагрузок на балки внутреннего дна и дна $\frac{Q_{\text{вр}}}{Q_{\text{дн}}}$ (рис. 30*).

Q_{дн} — нагрузка на продольную балку внутреннего дна грузом, находящимся в трюме.

Распорки, соединяющие продольные балки дна и внутреннего дна, должны быть рассчитаны на сжатие усилием $\frac{Q}{2}$ (Q — нагрузка на продольную балку дна); кроме того, должна быть проверена устойчивость распорок, как свободно опертых стержней. Необходимо, чтобы критические (исправленные Эйлером) напряжения для распорок были не меньше предела текучести материала.

* На рис. 30 вместо Q_{вр} следует читать Q_{дн}, а вместо Q_{дн} — Q_{дн}.

§ 14. ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ ОТ ИЗГИБА ДНИЩЕВОЙ ОБШЕВКИ ДАВЛЕНИЕМ ВОДЫ

Листы днищевой обшивки рассматриваются как жесткие пластины, нагруженные равномерно распределенной нагрузкой. Ввиду симметрии пролетов и нагрузок следует считать пластины на опорном контуре (флоры, стрингеры, продольные балки) жестко заделанными.

Для расчета пластины можно использовать таблицы, приведенные в [8], а также в книге [7].

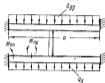


Рис. 30.



Рис. 31.

А. При поперечной системе набора

При поперечной системе набора (рис. 31) вычисляются напряжения посередине длинной кромки и посередине пролета.

Если отношение опорного контура пластины $\frac{b}{a} > 3,0$, то наибольшие напряжения посередине длинной кромки можно вычислять по формуле:

$$\sigma = \pm \frac{1}{2} p \left(\frac{a}{r} \right)^2, \quad (101)$$

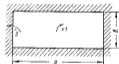


Рис. 32.

где p — давление воды в кг/см^2 , соответствующее расчетному напору на вершине и подошве волны.

Напряжения посередине пролета пластины

$$\sigma = \pm \frac{1}{4} p \left(\frac{a}{r} \right)^2, \quad (102)$$

Б. При продольной системе набора

При продольной системе набора (рис. 32) вычисляются напряжения посередине короткой стороны опорного контура и посередине пролета пластины, направленные вдоль судна.

Если отношение стороны опорного контура пластины $\frac{a}{b} > 1,5 \div 2$, то для вычисления напряжений в соответствующих сечениях могут служить формулы:

посередине короткой кромки

$$\sigma = \pm 3090 p \left(\frac{b}{100g} \right)^2; \quad (103)$$

посередине пролета пластин

$$\sigma = \mp 780\rho \left(\frac{b}{100t} \right)^2 \quad (104)$$

Во всех приведенных выше формулах верхний знак относится к наружной поверхности пластины, а нижний — к внутренней поверхности.

В. При поперечной системе набора и учете начальной погиба листов обшивки

В этом случае напряжения определяются следующим образом:
В опорном сечении пластин

$$\sigma = \pm \left[\frac{1}{2} \rho \left(\frac{x}{t} \right)^2 \chi(\alpha) - \frac{\delta}{1 + \alpha} \cdot \frac{c_2}{2} \cdot \sigma_{\text{из}} \right]. \quad (105)$$

В сечении пластины посередине пролета

$$\sigma = \pm \left[\frac{\delta}{1 + \alpha} \cdot \frac{c_2}{2} \cdot \sigma_{\text{из}} + \frac{\delta}{1 + \alpha} \cdot \frac{b_2}{t} \cdot \sigma_{\text{из}} - \frac{1}{4} \rho \left(\frac{x}{t} \right)^2 \varphi_1(\alpha) \right]. \quad (106)$$

где $\sigma_{\text{из}}$ — установившееся в днищевой обшивке при общем изгибе судна шпановое напряжение (+ растяжение, — сжатие), определенное при расчете общей прочности (см. § 12);

$\alpha = \frac{\sigma_{\text{из}}}{\sigma_r}$ — (с учетом знака, но $\alpha \geq -1$);

σ_r — эйлерово напряжение днищевой обшивки;

$\chi(\alpha)$; $\varphi_1(\alpha)$ — вспомогательные функции сложного изгиба, определяемые по [6] стр. 517 в зависимости от аргумента

$$\alpha = \frac{\sigma}{\sigma_r} \sqrt{\alpha}$$

Если напряжения $\sigma_{\text{из}}$ являются сжимающими, то аргумент α подсчитывается по формуле $\alpha^* = \frac{\sigma}{\sigma_r} \sqrt{\alpha^*}$, где α^* — абсолютная величина отношения $\frac{\sigma_{\text{из}}}{\sigma_r}$.

Стрелка начальной косинусоидальной погиба e , считается положительной, когда погиба направлена внутрь корпуса.

В приведенных выше формулах для определения напряжений верхний знак относится к наружной поверхности обшивки, а нижний — к внутренней поверхности.

§ 15. СУММИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ В СВЯЗЯХ ДНИЩА И ПРОВЕРКА УСЛОВИЯ ПРОЧНОСТИ

После определения напряжений от общего изгиба и от изгиба днищевой перекрытия производится суммирование напряжений в связях днища.

А. Суммирование напряжений в диметных связях сухогрузных судов

Суммирование напряжений в связях второй категории производится для двух сечений — посередине пролета перекрытия и в опорном сечении (у переборки) в табл. 35.

Суммирование напряжений в связях второй категории

Таблица 35

Наименование связей	Сечение	На верхней волне			На нижней волне			Сред	$\frac{\sigma_{\text{связей}}}{\sigma_{\text{дощ}}}$
		напряжения от общего изгиба σ_1	напряжения от момента перевертыва σ_2	$\sigma_1 + \sigma_2$	σ_3	σ_4	$\sigma_3 + \sigma_4$		
Обшивка днища	Посередине пролета перекрытия ¹								
	У переборки								
Настав изгородного дна	Посередине пролета перекрытия								
	У переборки								

¹ Сред — наибольшее по абсолютной величине суммарное напряжение.

Суммирование производится, как правило, для связей, примыкающих к перпендикулярному килу. Если при расчете перекрытия окажется, что напряжение от его изгиба в связях стронгера больше, чем в связях кила, то суммирование производится для связей первого от кила стронгера.

Б. Суммирование напряжений в диметных связях танкеров

После определения напряжений от общего изгиба, изгиба кила (см. § 25), производится суммирование напряжений в связях днища.

Суммирование производится в середине пролета кила. В опорном сечении кила, у переборки суммирование не производится, учитывая наличие большого кила в этом районе (табл. 36).

Суммирование напряжений в связях второй категории (танкеры)

Таблица 36

Сечение	Наименование связей	Верхняя волна			Нижняя волна			Сред	$\frac{\sigma_{\text{связей}}}{\sigma_{\text{дощ}}}$
		напряжения от общего изгиба, σ_1	напряжения от изгиба кила, σ_2	$\sigma_1 + \sigma_2$	напряжения от общего изгиба, σ_3	напряжения от изгиба кила, σ_4	$\sigma_3 + \sigma_4$		
Посередине пролета перекрытия	Наружная обшивка								

¹ Наибольшее по абсолютной величине суммарное напряжение.

При суммировании напряжений нагрузка на днищевое перекрытие вычисляется в зависимости от положения судна на волне:

- 1) на вершине волны для случая пустого отсека;
- 2) на подошве волны для случая отсека, загруженного тяжелым грузом с максимально возможным удельным весом (см. § 25). (В данном случае рекомендуется принимать $\gamma = 1 \text{ т/м}^3$).

§ 18. РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ КОРПУСА СУДНА ПО ПРЕДЕЛЬНЫМ ИЗГИБАЮЩИМ МОМЕНТАМ

Предельным моментом будем называть изгибающий момент, вызывающий в наиболее удаленных связях корпуса появление напряжений, равных пределу текучести материала.

Проверка прочности корпуса по предельным моментам является основным критерием для оценки общей прочности корпуса судна, позволяющего оценить способность его выдерживать случайные перегрузки, возможные во время эксплуатации судна (досадка на мель и т. д.).

Величина предельного момента вычисляется по формуле:

$$M_{\text{пр}} = \sigma_T W_T, \quad (107)$$

где W_T — минимальный момент сопротивления сечения корпуса, соответствующий случаю, когда в крайних его связях действуют напряжения, равные пределу текучести.

Величина W_T , а следовательно, и $M_{\text{пр}}$, вычисляется для двух случаев.

1) В палубе судна действуют сжимающие напряжения, равные пределу текучести.

2) В днище судна действуют сжимающие напряжения, равные пределу текучести.

Если для второго случая в связях палубы возникнут растягивающие напряжения, большие чем предел текучести материала, то расчет производится в предположении, что в палубе действуют растягивающие напряжения, равные пределу текучести.

При этом сжимающие напряжения в днище полагаются равными

$$\sigma_{\text{дн}} = \frac{\sigma_T}{\sigma_{\text{дн}}} \sigma_T, \quad (108)$$

В качестве исходной нейтральной оси принимается нейтральная ось, полученная при расчете эквивалентного бруса в 1-м приближении.

Вычисление момента сопротивления W_T производится в табличной форме (табл. 38) для двух указанных выше случаев.

Для вычисления W_T необходимо составлять таблицу, в которой выписываются подлежащие редуцированию связи, их площадь, а также значения редуцированных коэффициентов (табл. 37).

Изменение положения нейтральной оси $\Delta z = \frac{B}{A} \Delta z$. Отстояние наиболее удаленных связей палубы от нейтральной оси $(z_1)_{\text{max}} = z_{\text{max}} - \Delta z$.

— Δz . Момент инерции поперечного сечения $J_1 = 2 \left(C_1 = \frac{B^3}{12} \right) \text{ м}^2 \text{ см}^4$. Минимальный момент сопротивления определяется формулой:

$$W_T = \frac{J_1}{(z_1)_{\text{max}}} \text{ м см}^3. \quad (109)$$

В случаях, когда вычисляемый по формуле (109) момент сопротивления W_T окажется меньшим, чем $0,9 W$ (W — минимальный момент сопротивления сечения корпуса при расчете общей прочности), может потребоваться еще одно приближение для вычисления W_T .

Вычисление reduционных коэффициентов

№ связи	Наименование связи, подлежащей reduцированию	Площадь сечения, F см ²	Отстояние связи от нейтральной оси x, z	Предельные напряжения, σ_p кг/см ²		σ_p кг/см ²	Redуционный коэффициент $\varphi = \frac{\sigma_p}{\sigma_0}$	
				при сжатии поперу	при сжатии длине		при сжатии поперу	при сжатии длине
I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX

Примечания: 1) Предельные напряжения σ_p вычисляются по формуле: $\sigma_p = \frac{M}{F_{\text{связи}}} \pm \sigma_0$, где σ_0 — отстояние от нейтральной оси до наиболее удаленной связи.

2) В столбцах V, VI, VIII и IX записаны значения напряжений и reduционных коэффициентов только для связей, испытывающих сжатие.

3) Введенная жорская ленточная пластина, не подлежащая reduцированию, применяется по рекомендациям § 12.

Таблица 38

Вычисление момента сопротивления W_y для случая $\frac{\text{сжатия}}{\text{растяжения}}$ поперу

№ связи	Наименование связи	Redуцируемая площадь, F см ²	Redуционный коэффициент, φ	Площадь в поперу, $F(\varphi-1)$	Отстояние от оси сжатия, x, z	Статический момент V-VI, $W_{\text{ст}}$	Переносный момент VI-VII, $W_{\text{пер}}$
I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
I	Замкнутая двутавровая балка в первом приближении			A		0	$\frac{1}{2} J$
II	Redуцируемая связь						
	3			A_0		M_1	C_1

До вычисления W_y во втором приближении необходимо определить новые значения reduционных коэффициентов φ_1 для связей, теряющих устойчивость. Значения φ_1 определяются в столбцах VIII и IX табл. 37; в столбце IV этой таблицы записываются исправленные отстояния связей от нейтральной оси, а в столбцы V и VI — исправленные значения предельных напряжений σ_p .

Вычисление W_T по второму приближению производится также в табл. 38, в которой:

- 1) вместо элементов эквивалентного бруса в первом приближении A и $\frac{1}{2}I$ подставляются A_1 и $\frac{1}{2}I_1$;
- 2) вместо редуцированных коэффициентов φ подставляются коэффициенты φ_1 ;
- 3) поправка к площади (столбец V) вычисляется по формуле $F(\varphi_1 - \varphi)$;
- 4) в столбце VI заносятся исправленные отстояния от нейтральной оси;
- 5) суммы столбцов V, VII, VIII обозначаются через A_2 , B_2 , C_2 соответственно.

После вычисления волн A_2 , B_2 , C_2 необходимо вычислить новое смещение нейтральной оси $\Delta x_1 = \frac{B_2}{A_1}$, момент инерции $I_2 = 2\left(C_2 - \frac{B_2^2}{A_1}\right)$ и новое значение $W_T = \frac{I_2}{(2\Delta x_{max})^2}$.

Предельныйгибающий момент, соответствующий случаю сжатия или растяжения палубы, вычисляется по формуле (107).

После вычисления предельныхгибающих моментов составляются отношения последних к расчетнымгибающим моментам для судна на верфи и подошве волны, с учетом динамической составляющей.

- 1) Для случая сжатия палубы

$$\frac{M_{sp}}{M_{sa} + M_s}$$

- 2) Для случая растяжения палубы

$$\frac{M_{sp}}{M_{sa} + M_s}$$

Эти отношения должны быть не меньше, чем указано в п. 1 табл. 1 «Норм прочности». При вычислении M_{sa} и M_{ss} высоту волны следует определять по формуле $h = 0,64\sqrt{L} - 1$ для всего диапазона длин судов. При этом допускается полной момент определять путем пересчета

$$M_s = [M_s] \frac{0,64\sqrt{L} - 1}{6}$$

где $[M_s]$ — волновой момент при $2r = 6$ м.

Если длина судна набрана по поперечной системе набора, то для случая сжатия дна величина предельногогибающего момента может быть вычислена по формуле, которая справедлива, если нейтральная ось сечения (после редуцирования) ближе к палубе, чем к дну:

$$M_{sp} = W_0 \sigma_T \left(1 + \frac{\sum F_{ij} z_{ij}^2}{W_0^2 \sigma_T} + \frac{\sum F_{ij} z_{ij}}{F_0 \sigma_T} \right), \quad (110)$$

где W_0 — момент сопротивления связей дна, вычисленный для поперечного сечения, в состав которого включены только жесткие связи, т. е. термичные устойчивости;

F_{ij} — площадь i -ой «гибкой» связи;

z_{ij} — отстояния от i -ой «гибкой» связи до нейтральной оси сечения, составленного только из жестких связей (в соответствии с принятым направлением оси z , — положительно);

σ_T — двустороннее напряжение для i -ой «гибкой» связи;

F_0 — площадь сечения жестких связей.

Величины F_0 , W_0 и положение нейтральной оси поперечного сечения, состоящего из жестких связей, должны вычисляться в табличной форме (табл. 39).

Вычисление элементов поперечного сечения, выделенного только жесткие связи

Наименование связей	Площадь сечения F , см ²	Отстояние от оси сравнения Z , м	Статический момент II-III мкс ²	Момент инерции II-IV м ⁴ см ⁴
I	II	III	IV	V
	A	—	B	C

Данные для заполнения указанной таблицы должны быть приняты из табл. 13 расчета эквивалентного бруса в первом приближении. При этом в состав жестких связей должны быть включены все элементы поперечного сечения (продольный набор и пластины палуб, обшивка борта), лежащие выше нейтральной оси и являющиеся в рассматриваемом случае растянутыми. На сжатой зоне поперечного сечения должны быть включены только связи, не подлежащие редуцированию.

Отстояние нейтральной оси от оси сравнения $e = \frac{B}{A}$ м.

Момент инерции сечения относительно нейтральной оси

$$I = 2 \left(C - \frac{B^2}{A} \right) \text{ м}^4 \text{ см}^4; \quad W_0 = \frac{J}{z_{\text{см}}} \text{ мкс}^2;$$

где $z_{\text{см}}$ — отстояние от нейтральной оси до динка;

$$F_0 = A.$$

Если палуба судна набрана по поперечной системе набора и бимсы имеют жесткость меньше критической (см. § 10 п. Г), так, что $\lambda < 0,7 + 0,8$ (см. ф-лу 37), то при определении предельного момента, соответствующего сжатию палубы должны быть учтены следующие особенности расчета:

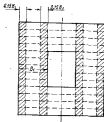


Рис. 30.

а) Размеры жестких волсков палубных пластин, не подлежащих редуцированию, принимаются равными $0,15B$, с каждой стороны продольных жестких связей (борта, валинги), как показано на рис. 33.

б) Остальные части палубных пластин вводятся в расчет с редуцированным коэффициентом

$$\varphi = \frac{\sigma_p}{\sigma_T}$$

Эйлерово напряжение σ_p определяется по формуле (37) § 10.

§ 13. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ОБЩЕМ ИЗГИБЕ СУДНА

Паряду с определением нормальных напряжений в связях корпуса при положении судна на подошве и вершине волны необходимо определять возникающие при общем изгибе касательные напряжения.

Касательные напряжения вычисляются для сечений, в которых действуют наибольшие перерезывающие силы, и определяются по формуле:

$$\tau = \frac{NS}{J}, \quad (111)$$

где N — наибольшая перерезывающая сила;

S — статический момент связей поперечного сечения, лежащих по одну сторону от точки, для которой определяются касательные напряжения, относительно нейтральной оси;

J — момент инерции сечения относительно нейтральной оси;

t — толщина связи, в которой определяются касательные напряжения.

Момент инерции и статический момент, входящие в формулу (111), должны вычисляться для того сечения корпуса, в котором действует наибольшая перерезывающая сила. Допускается подставлять в формулу (111) величины S и J , вычисленные для модельного сечения по результатам первого приближения (без учета редуцирования связей в месте нейтральной оси сечения). Величина статического момента S вычисляется для одной половины сечения корпуса в табличной форме (табл. 40).

Таблица 40

Вычисления статического момента

№	Наименование связи	Площадь связи F , см ²	Отстояние от нейтральной оси x , м	Статический момент Fx , см ³	Сумма связей ΣFx
I	II	III	IV	V	VI

При наличии заклепочных соединений (клепаный угольник палубы стрингера) необходимо проверить величину касательных напряжений в сечении по заклепочному шву.

Для этого используется формула (111), где t — приведенная ширина заклепочного шва, определяется по формуле $t = \frac{nd^2}{4e}$, где d — диаметр заклепок; n — число рядов заклепок; e — шаг заклепок.

При определении касательных напряжений в сечениях корпуса тавров с двумя продольными переборками следует считать, что касательные напряжения в обшивке борта и обшивке продольной переборки одном уровне от основной линии являются одинаковыми. При подстановке формулой (111) в качестве толщины t необходимо подставить суммарную толщину обшивки борта и продольной переборки в симметричном месте, а при вычислении статического момента S должна быть учтена площадь продольной переборки.

РАСЧЕТЫ МЕСТНОЙ ПРОЧНОСТИ СУХОГРУЗНЫХ СУДОВ

§ 18. РАСЧЕТ МЕСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ПАЛУБНЫХ ПЕРЕКРЫТИЙ

Местная прочность связей палубного перекрытия проверяется на действие поперечной нагрузки в соответствии с указаниями пункта 11.01 «Норм прочности».

Определению подлежат напряжения в балках набора (продольные балки, шпангоуты, рамные бимсы), а также наибольшие прогибы шпангоутов (комингсов) в районе грузовых люков для учета их при расчете шпангоутных рам (см. § 19).

Ниже данося указания на расчет прочности палубных перекрытий.

А. Поперечная система набора

Расчет шпангоута (комингса, рис. 34) может быть сведен к расчету балки ступенчатого-переменного сечения на упругом основании при наличии дополнительных упругих опор (концевые бимсы люков, рис. 35).

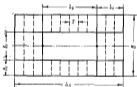


Рис. 34

Обозначения:

I_0 — момент инерции сечения шпангоута (комингса) с присоединенным пояском палубного настила в районе выреза;

I_1 — то же, для района между вырезом и поперечной переборкой.

При вычислении элементов поперечного сечения шпангоута (комингса) ширина присоединенного пояса настила палубы, включаемая в состав сечения, может быть принята следующей:

а) для района выреза $-\frac{1}{12} l_1$; б) для района вне выреза $-\frac{1}{8} l_1$.

Коэффициенты жесткости упругого основания будут различными на участке от поперечной переборки до выреза и в районе выреза. Однако при отсутствии продольных переборок в диаметральной плоскости значения коэффициентов жесткости отличаются друг от друга весьма незначительно. Поэтому для расчета можно принимать коэффициент

жесткости упругого основания, определенный для участка палубы в районе грузового люка

$$k = \frac{Ej}{\gamma \Delta B_1^3} \quad (112)$$

где $\gamma = \frac{1}{2} + \frac{1-\kappa}{2\kappa}$;

j — момент инерции сечения бруса;

κ — условный коэффициент опорной пары для заделки бруса у борта. Значение κ для верхней палубы может быть принято по формуле (35), а для нижней палубы $\kappa = 1,0$.



Рис. 38.

Коэффициент жесткости дополнительных упругих опор, образуемых концевыми рамными брусами люков, может вычисляться по формуле:

$$K = \frac{EJ_2}{\gamma \left(\frac{B}{2}\right)^3} - \frac{Ej}{\gamma \Delta B_1^3} \quad (113)$$

где J_2 — момент инерции рамных брусков в районе выреза;

γ_1 — коэффициент влияния сосредоточенной силы на прогиб рамного бруса в месте его пересечения с карлингсом (см. ниже формулу (119)).

Аргумент a упругого основания для среднего пролета карлингса (между концевыми рамными брусами) определяется по формуле:

$$a = \sqrt[4]{\frac{6E_1^2}{64EJ_2}} \quad (114)$$

Если величина определяемого по формуле (114) аргумента не превышает $a = 0,7 \div 0,8$, то при расчете карлингса можно пренебречь упругим основанием, создаваемым брусами. В этом случае для определения изгибающего момента в сечении карлингса, совпадающим с концом выреза (M_2), может быть использована формула:

$$M_2 = \frac{q_0 \Delta B_1^3}{12} \frac{\frac{q_1 \Delta B_1^3}{6q_0 \Delta B_1^3} (1 - 4\alpha) + (2 + \alpha) \frac{l_1}{4} \frac{J_1}{J_2} - q_2 \frac{l_1}{4}}{1 + 2 \frac{J_1 J_2}{J_2^2} + \alpha \left(2 + \frac{J_1 J_2}{J_2^2} \right)} \quad (115)$$

где q_0 — интенсивность нагрузки карлингса в среднем пролете (в районе выреза);

q_1 — интенсивность нагрузки карлингса в пролете между вырезом и поперечной переборкой.

$$\alpha = \frac{6AEJ_1}{J_2^2} \quad (116)$$

Здесь A — коэффициент податливости концевой рамной бруса.

В рассматриваемой схеме палубного перекрытия (рис. 36) интенсивность нагрузки q_0 и q_1 одинакова и определяется по формуле:

$$q_0 = q_1 = \left(\frac{B_1}{2} + \frac{b_1}{2} \right) q; \quad (117)$$

q — напор в т/м², назначаемый в соответствии с пунктом 11.01 «Норм прочности».

Коэффициент податливости концевое рамного бруса определяется для схемы, изображенной на рис. 36, и равен

$$A = \frac{P}{12EI_2} \left(\frac{L_1}{4} \right)^3 \frac{3 + 4 \frac{L_2}{L_1} \cdot \frac{L_3}{L_1}}{3 + \frac{L_2 L_3}{L_1 L_4} + \frac{L_1}{L_2} \left(3 + \frac{L_3}{L_4} \right)} \quad (118)$$

При использовании формулой (118) для перекрытия, изображенного на рис. 34, нужно подставить $L_2 = B_1$; $L_3 = \frac{B_1}{2}$; $L_4 = \frac{B_1}{2}$; L_1 — момент инерции сечения концевое рамного бруса на участке от борта до выреза; L_2 — то же, в районе выреза (см. рис. 36).

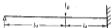


Рис. 36.

При вычислении момента инерции сечения концевое рамного бруса ширина присоединяемого полка в районе между вырезом и бортом может приниматься равной: а) $\frac{1}{6} \cdot B_0$, б) $\frac{1}{12} \cdot b$, в районе выреза.

Коэффициент влияния γ_0 определяется по формуле:

$$\gamma_0 = A \frac{P L_1}{P} \quad (119)$$

Изгибающий момент в сечении карлингса (комангса) посередине его пролета может быть определен по формуле:

$$M = \frac{P L_0^2}{2} - M_1. \quad (120)$$

Для определения наибольшего прогиба карлингса (комангса) посередине его пролета необходимо вычислить прогиб карлингса в месте пересечения с концевым рамным брусом.

Прогиб v можно найти по формуле

$$v = A \left(\frac{P L_1^3}{2} + \frac{M_1 L_1}{I_1} \right), \quad (121)$$

где A — коэффициент податливости концевое рамного бруса;

M_1 — изгибающий момент в опорном сечении карлингса у поперечной переборки, определяемый формулой:

$$M_1 = \frac{P L_0^2}{12} \left(2 + \frac{3L_2}{L_1} \cdot \frac{L_3}{L_4} \right) - M_0 \left(1 + \frac{L_2}{L_1} \cdot \frac{L_3}{L_4} \right). \quad (122)$$

Наибольший прогиб карлингса посередине его пролета будет:

$$v_{max} = v + \frac{5}{384} \frac{P L_0^4}{EI_0} - \frac{M_0 L_0^2}{2EI_0}. \quad (123)$$

Проверка прочности концевой рамной бимсы должна производиться на совместное действие распределенной нагрузки, приходящейся на одну плечико и сосредоточенной реакции карниза (комингса):

Указанная реакция определяется по формуле:

$$R = \frac{q_0 l_1 + q_2 l_2}{2} + \frac{M_1 - M_2}{l_1}$$

Учитывая, что концевой рамный бимс является балкой ступенчато-переменного сечения, его удобнее рассчитывать по теореме трех моментов как балку, имеющую в месте пересечения с карнизом известный прогиб ω , определяемый по формуле (121).

Если в диаметральной плоскости имеются продольные переборки (рис. 37), то в расчет должны быть введены некоторые изменения по сравнению со случаем, рассмотренным выше.

Коэффициент жесткости упругого основания на участке от конца выреза до поперечной переборки определяется по формуле:

$$k = \frac{E\gamma}{\gamma_1^2 \left(\frac{B}{2}\right)^3} \quad (124)$$

где γ_1 — коэффициент влияния сосредоточенной силы на прогиб бимса

в месте его пересечения с карнизом. Если пренебрегать для этого района упругой заделкой бимса на бортах, то γ_1 можно определять по формуле (119), полагая $J_1 = J_2 = I$. Коэффициент жесткости упругого основания в районе выреза k может определяться по формуле (112). Коэффициент жесткости дополнительных упругих опор (рамных бимсов) определяется формулой:

$$K = \frac{E\gamma}{\gamma_1 \left(\frac{B}{2}\right)^3} (m-1), \quad (125)$$

где $m = \frac{J_2}{I}$.

Интенсивность нагрузки q_0 определяется по формуле (117).

Интенсивность нагрузки в районе люков и переборки будет:

$$q_1 = \left(\frac{b_1}{2} + \frac{b_2}{4}\right) q_0 \quad (126)$$

Расчет прочности бимсов см. в § 19.

Б. Продольная система набора

а) Расчет продольных балок (ребер жесткости, рис. 38).

Балки рассчитываются как жестко заделанные по симметрии пролета и нагрузки. Нагрузка в олюк пролета $Q = q_0 b$, где q_0 — расчетный напор в т/м^2 .

Расчетный изгибающий момент в опорных сечениях

$$M = \frac{Qa}{12} = \frac{q_0 b a^2}{12}, \quad \text{тм} \quad (127)$$

б) Рамные бимсы можно рассчитывать, как балки, свободно опертые на карнизе (комингса) и упруго заделанные на бортах.

Коэффициент податливости упругой заделки рамных бимсов у борта может определяться по формуле

$$k = \frac{J}{3EI_1}$$

где J — пролет шпангоута, примыкающего к рамному бимсу;

I_1 — момент инерции шпангоута.

Нагрузка на рамный бимс $Q = qaB_1$.

Расчетный изгибающий момент для рамного бимса может вычисляться по формуле:

$$M_{max} = \frac{Qa}{8} \left[1 - \frac{\gamma + \frac{3aEI_0}{E_1}}{8 \left(\frac{\gamma}{3} + \frac{3aEI_0}{E_1} \right)^2} \right] \quad (128)$$



Рис. 88.

где: I_0 — момент инерции сечения рамного бимса.

в) Расчет прочности карнигса (конингса) должен производиться по той же схеме, как и при поперечной системе набора.

§ 10. УКАЗАНИЯ ПО РАСЧЕТУ ШПАНГОУТНЫХ РАМ

Для проверки местной поперечной прочности бортового и палубного

набора необходимо производить расчет шпангоутных рам. При этом расчете возникают следующие вопросы:

- 1) установление комбинации расчетных нагрузок, действующих на отдельные стержни, входящие в состав рамы;
- 2) установление расчетных длин пролетов стержней.

Анализ работы шпангоутных рам сухогрузных судов приводит к следующим основным положениям, которые нужно принимать при расчете:

1) В качестве длин пролетов стержней необходимо принимать расстояния между точками пересечения нейтральных осей стержней, составляющих раму. Так, для треугольного шпангоута длиной пролета следует считать расстояние между нижней палубой и нейтральной осью дивизионного флора.

2) При раскрытии статической неопределенности рам переменность сечения стержней по длине (за счет клин) может не учитываться.

3) При расчете шпангоутных рам в районе больших палубных вырезов необходимо учитывать просадки конингсов люков, являющихся опорами для полубимсов, в особенности для нижних (грузовых) палуб.

Расчет замкнутых шпангоутных рам (флоры, шпангоуты, бимсы) в некоторых случаях требует учета влияния дивизионных поперечных связей (киль, стрингеры), что значительно усложняет его. При расчете дивизионных перекрытий (см. § 11) с некоторой погрешностью в сторону запаса прочности можно не считаться с упругой заделкой флоров на шпангоутах и считать флоры свободно опираемыми на бортах. С другой стороны, анализ величины опорных моментов, возникающих в месте пересечения треугольного шпангоута с флором, показывает, что эти колебания

эти моменты получаются равными или большими, чем при жесткой заделке шпангоута у флора.

Увеличение опорных моментов для трюмного шпангоута приводит к уменьшению расчетного изгибающего момента в пролете его. (Опорные моменты не являются расчетными, так как соответствующее сечение усилено килем). Поэтому, расчетным случаем для трюмного шпангоута следует считать такой, при котором в сечении у флора получается наибольшая момент, соответствующий жесткой заделке.

Указанные выше соображения позволяют при расчете шпангоутных рам отличать дековую сеть и рассматривать раму, состоящую из бимсов и шпангоута.

Последнее следует считать жестко заделанным в месте пересечения с нейтральной осью флора (рис. 39).

Расчетные нагрузки следует назначать в соответствии с требованиями «Норм прочности».

При расчете шпангоутных рам необходимо рассмотреть следующие комбинации нагрузок (см. рис. 40):

а) бимсы не загружены, шпангоут загружен по уровень волновой ватерлинии, не выше высоты борта (расчетный случай для трюмного шпангоута);

б) бимсы верхней палубы нагружены, бимсы нижней палубы не загружены, шпангоут загружен по уровень волновой ватерлинии (расчетный случай для бимсов верхней палубы);

в) все бимсы загружены, шпангоут загружен по уровень волновой ватерлинии (расчетный случай для бимсов нижней палубы).



Рис. 39

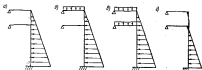


Рис. 40

Для проверки прочности трюмного шпангоута на тихой воде необходимо рассмотреть также следующую вариант нагрузки:

г) бимсы не загружены, шпангоут загружен по уровень грузовой ватерлинии.

Расчет шпангоутных рам многопалубных судов следует вести методом угловых деформаций, принимая за основные неизвестные углы поворота в узловых сечениях [9].

При расчете шпангоутных рам однопалубных судов целесообразно за основные неизвестные принимать изгибающие моменты в узловых сечениях и решение вести по уравнениям трех моментов. Все узлы рам (кроме точек, соответствующих комингсам — карлингсам) следует считать несмещающимися, т. е. не имеющими линейных перемещений в плоскости рамы. Учет прогиба комингсов (карлингсов) должен обязательно производиться для нижних (грузовых) палуб. Прогобы могут вы-

числяться приближенно на основании расчетов палубного перекрытия, независимо от расчета шпангоутной рамы¹.

При расчете палубного перекрытия (см. § 18) бимсы следует считать упруго заделанными на бортах. Если борт сконструирован по поперечной системе набора, а верхняя палуба по продольной, то при расчете шпангоутной рамы верхний конец шпангоута следует считать свободно открытым (у верхней палубы). Расчет рам в плоскостях установки рамных бимсов по палубе можно не производить.

§ 26. РАСЧЕТ БОРТОВОГО НАБОРА ПРИ НАЛИЧИИ РАМНЫХ ШПАНГОУТОВ И БОРТОВЫХ СТРИНГЕРОВ

Бортовое перекрытие состоит из обыкновенных шпангоутов, рамных шпангоутов и бортовых стрингеров. Загрузка вдоль перекрытия — равномерно распределенная.

Основные обозначения:

- l — ширина перекрытия (полный пролет шпангоута);
- s — расстояние между обыкновенными шпангоутами (шпация);
- I — момент инерции сечения обыкновенных шпангоутов с присоединенным пояском обшивки;
- J — то же, для рамных шпангоутов;
- I_1 — момент инерции сечения бортового стрингера;
- Q — нагрузка, приходящаяся на один шпангоут;

$$\alpha = \frac{l}{s};$$

β — коэффициент влияния поперечной нагрузки Q на прогиб шпангоута в месте его пересечения с бортовым стрингером;

γ — коэффициент влияния сосредоточенной силы на прогиб в этом же месте;

m_1 и m_2 — коэффициенты опорной пары закрепления концов шпангоутов;

μ — аргумент, определяемый формулой:

$$\mu = \sqrt[4]{\frac{1}{64\gamma} \cdot \frac{I_1}{s} \cdot \left(\frac{I_1}{I}\right)^2 \frac{l}{J_1}}. \quad (129)$$

А. Перекрытия, длина которых невелика по сравнению с его шириной и число рамных шпангоутов между переборками мало (1 ÷ 3)

1. Перекрытие с одним стрингером и одним рамным шпангоутом (рис. 41)

Стрингер жестко заделан на своих опорах.

Расчет бортового стрингера сводится к расчету балки на упругом основании с аргументом μ , определенным по формуле (129), загруженной нагрузкой $q = \frac{\beta}{\gamma} \cdot \frac{Q}{s}$ и сосредоточенной силой P в месте пересечения рамного шпангоута и бортового стрингера.

Величина P определяется по формуле:

$$P = \frac{\beta(\alpha - 1) \mu \eta_1(\mu) (\alpha \mu Q)}{\gamma + \frac{(\alpha - 1) \gamma_1(\mu)}{192} \left(\frac{I_1}{I}\right)^2 \frac{l}{J_1}}, \quad (130)$$

где $\eta_1(\mu)$; $\eta_2(\mu)$ — функции для расчета балок на сплошном упругом основании, значения которых приведены в табл. 44.

¹ В действительности прогибы комбинированной (карлатовой) системы от реальной работы рамы и их влияние значительно могут быть вычислены лишь при совместном расчете рам и палубных перекрытий.

Прогиб посередине перекрытия (в месте пересечения бортового стрингера и рамного шпангоута) определяется формулой:

$$v = \gamma \frac{P^2}{(m-1)EI} \quad (131)$$

Обыкновенный шпангоут рассчитывается на действие нагрузки Q и поддерживающей реакции стрингера R , определяемой по формуле:

$$R = \frac{\beta}{\gamma} Q - \frac{P}{m-1} \quad (132)$$

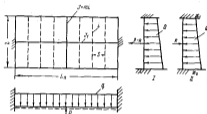


Рис. 41.

1 — рамный шпангоут; 2 — обыкновенный шпангоут.

Рамный шпангоут рассчитывается на действие поперечной нагрузки Q и сосредоточенной силы P^* , приложенной в месте пересечения со стрингером и равной $P^* = R$, где R определяется по формуле (132).

$$P^* = \frac{m}{m-1} P - \frac{\beta}{\gamma} Q \quad (133)$$

Если стрингер имеет пролет шпангоута пополам, а шпангоуты (обыкновенные и рамные) упруго заделаны по концам, то коэффициенты влияния определяются следующими зависимостями:

$$\beta = \frac{5 - 4\alpha}{384} ; \quad \gamma = \frac{4 - 3\alpha}{192} ,$$

где

$$\alpha = \frac{x_1 + x_2}{L} ,$$

2. Перекрытие с одним стрингером и двумя рамными шпангоутами (рис. 42)

Стрингер жестко заделан на своих опорах.

Расчет бортового стрингера сводится к расчету балки на упругом основании с аргументом α , определенным по формуле (129), нагруженной нагрузкой $q = \frac{10}{\gamma}$ и двумя сосредоточенными силами P в местах пересечения рамных шпангоутов с бортовым стрингером.

Величина силы P определяется по формуле:

$$P = \frac{1(m-1) [1 - \eta_1^2(\alpha)] Q}{1 + \frac{(m-1) \xi_1(\alpha)}{16} \left(\frac{L_0}{l} \right)^2 \frac{l}{L_1}} = kQ; \quad (134)$$

$\xi_1(\alpha)$; $\eta_1^2(\alpha)$ — функции от аргумента α , значения которых приведены в табл. 44.

Когда стрингер жестко заделан в пролет шпангоута (всплошь и нижний конец шпангоута жестко заделан ($\alpha_2=1$)), значение силы P в долях от $Q \left(2 - \frac{P}{Q} \right)$ может быть определено по табл. 41, 42 для 4-х случаев:

$$1. \alpha_1=1; \quad \frac{L_0}{L_1}=9 \quad 2. \alpha_1=0; \quad \frac{L_0}{L_1}=9$$

$$3. \alpha_1=1; \quad \frac{L_0}{L_1}=12 \quad 4. \alpha_1=0; \quad \frac{L_0}{L_1}=12$$

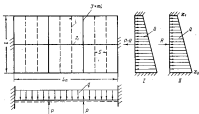


Рис. 42

1 — рамный шпангоут; 2 — обыкновенный шпангоут.

Прогиб стрингера посередине пролета (между рамными шпангоутами) определяется по формуле:

$$v_2 = \beta_0 \frac{Ql^3}{EI}.$$

Значения коэффициентов β_0 даны в табл. 41, 42.

Прогиб рамных шпангоутов в месте пересечения со стрингером определяется формулой:

$$v_1 = \gamma \frac{Pl^3}{(m-1) EI}. \quad (135)$$

Обыкновенный шпангоут рассчитывается на действие нагрузки Q и поддерживающей реакции стрингера R , определенной по формуле:

$$R = \frac{\beta - \beta_0}{\gamma} Q. \quad (136)$$

Рамные шпангоуты рассчитываются на действие поперечной нагрузки Q и сосредоточенной силы P^* , определенной по формуле (135).

Коэффициенты для расчета боковых проветров с двумя разными вентиляторами в одном строении

$$k = \frac{1}{\gamma} \cdot \sqrt{\frac{1}{64\gamma} \cdot \frac{\beta}{\gamma} \left(\frac{L_0}{L}\right)^2 \cdot \frac{1}{\beta} \cdot \frac{1}{\beta} \cdot \frac{1}{\beta} - 0,001 \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}}}$$

μ	$\left(\frac{L_0}{L}\right)^2 \cdot \frac{1}{\beta}$	$k_0=1$			$\gamma = \frac{1}{110}$			$k_0=0$			$k_0=1$			$\gamma = \frac{1}{110}$								
		$m=3(n-1)$	$m=2$	$m=1$	$m=3(n-1)$	$m=2$	$m=1$	$m=3(n-1)$	$m=2$	$m=1$	$m=3(n-1)$	$m=2$	$m=1$	$m=3(n-1)$	$m=2$	$m=1$						
1,0	0,007	0,009	0,003	0,024	0,885	1,210	3,08	3,36	3,79	2,19	0,80	0,065	0,117	0,219	0,455	0,712	1,200	0,79	0,27	0,28	0,59	1,46
1,25	0,020	0,021	0,020	0,026	0,885	1,350	6,95	6,12	4,90	3,10	0,87	0,158	0,226	0,397	0,728	1,008	1,440	13,04	11,46	8,48	8,83	1,90
1,50	0,106	0,319	0,027	0,803	1,000	1,700	16,43	8,66	6,78	3,22	1,12	0,328	0,343	0,565	0,994	1,172	1,696	18,65	16,50	16,73	7,63	2,19
1,75	0,249	0,406	0,049	0,970	1,170	1,900	33,39	10,32	6,66	4,18	1,63	0,607	0,428	0,689	1,043	1,290	1,510	26,00	19,76	12,24	7,81	2,64
2,00	0,552	0,474	0,177	1,037	1,200	1,420	43,44	11,96	7,27	4,67	1,78	1,032	0,507	0,779	1,116	1,310	1,558	29,07	23,40	13,68	8,78	3,10
2,25	0,950	0,506	0,265	1,070	1,227	1,420	60,79	12,63	7,89	6,00	2,01	1,669	0,555	0,820	1,150	1,330	1,529	31,20	23,60	14,23	9,13	3,66
2,50	1,445	0,546	0,346	1,093	1,254	1,410	87,46	13,93	8,00	5,22	2,56	2,559	0,588	0,905	1,174	1,350	1,546	38,70	24,79	15,39	9,90	5,03
2,75	2,118	0,629	0,383	1,087	1,260	1,285	117,90	15,63	8,46	5,94	3,29	3,769	0,600	0,923	1,170	1,330	1,490	48,40	28,28	16,72	10,79	6,06
3,00	3,00	0,677	0,411	1,087	1,267	1,269	158,22	18,04	9,17	6,77	4,30	4,72	0,612	0,927	1,170	1,330	1,450	54,20	35,28	17,8	12,12	8,28

L_0 — длина всасывания, L — ширина всасывания (кроме вентилятора), β — ширина, γ — высота всасывания
 J — то же для прямого вентилятора, β_1 — то же для строения, β_2 и β_3 — коэффициенты отсоса для трехстороннего вентилирования, γ — высота всасывания в вентилируемом помещении
 μ — отношение разных вентиляторов в строении, β — отношение разных вентиляторов, представляемых в строении, γ — высота вентилируемого помещения
 γ — коэффициент снижения сопротивления ветви, а в ветви в этом же месте $\beta = \left(\frac{L_0}{L}\right)^2 \cdot \frac{1}{\beta}$

Коэффициенты для расчета бортовых аппаратов с двумя рамками колесными в одном строении

$$\alpha = \frac{1}{\gamma} \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{E_1} \cdot \frac{1}{E_2} \cdot \frac{1}{\gamma}}} \cdot \frac{1}{\lambda} = 0,638 \sqrt{\frac{\alpha}{\gamma}}$$

α	$\alpha_1=1$		$\alpha_2=1$		$\alpha_1=0$		$\alpha_2=1$		$\alpha_1=0$		$\alpha_2=1$											
	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$	$\gamma=100$										
$(\frac{1}{\gamma})^2 \cdot \frac{1}{\lambda}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$8 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{E_1}{Q^2}$	$(\frac{1}{\gamma})^2 \cdot \frac{1}{\lambda}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$	$8 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{E_1}{Q^2}$	$\frac{1}{\lambda} = \frac{P}{Q}$										
α	$\alpha=3$	$\alpha=2$	$\alpha=1$	$\alpha=1$	$\alpha=2$	$\alpha=3$	$\alpha=2$	$\alpha=1$	$\alpha=1$	$\alpha=2$	$\alpha=3$	$\alpha=2$	$\alpha=1$									
1,0	0,008	0,111	0,210	0,455	0,744	1,039	3,025	4,45	3,09	2,45	1,0	0,048	0,119	0,226	0,490	0,800	1,040	0,93	0,50	0,44	4,62	1,90
1,25	0,068	0,219	0,394	0,760	1,166	1,729	7,20	6,52	5,06	3,73	1,20	0,118	0,234	0,422	0,817	1,180	1,860	13,30	12,20	9,50	7,60	2,34
1,50	0,141	0,309	0,577	1,010	1,531	2,219	11,03	9,50	6,82	4,58	1,43	0,245	0,392	0,659	1,289	1,936	3,040	20,65	17,75	12,52	6,94	2,63
1,75	0,250	0,438	0,720	1,360	2,090	3,042	14,33	11,77	7,81	5,11	1,67	0,465	0,672	1,122	1,950	3,073	5,065	28,80	22,80	14,60	9,37	3,17
2,00	0,404	0,515	0,817	1,500	2,240	3,370	19,79	15,40	9,63	5,95	2,00	0,776	1,152	1,874	2,90	4,647	7,100	31,20	24,20	16,15	10,00	3,90
2,25	0,712	0,868	1,389	2,113	3,073	4,670	28,30	19,32	9,16	5,88	2,34	1,246	1,808	2,944	4,410	6,883	11,000	38,90	30,80	16,77	10,93	4,30
2,50	1,093	1,360	2,059	2,947	4,290	6,360	39,10	25,00	9,25	6,31	2,80	1,893	2,817	4,549	6,468	10,714	17,140	56,70	44,00	17,70	11,70	5,12
2,75	1,590	1,960	2,835	3,942	5,870	8,620	52,50	33,20	9,39	6,83	3,40	2,686	3,886	6,022	8,490	14,685	24,600	79,20	60,20	18,40	12,77	6,57
3,00	2,25	2,820	4,047	5,362	7,990	11,600	70,30	43,60	7,75	4,50	4,10	3,900	5,692	8,659	12,620	20,600	37,200	114,00	84,00	24,10	14,10	8,40

3. Перекрытия с одним стрингером и тремя равными шпангоутами, расположенными на равных расстояниях (рис. 43)

Стрингер делит пролет шпангоутов пополам и жестко заделан на своих опорах.

Расчет бортового стрингера сводится к расчету балки на упругом основании с аргументом α , определяемым по формуле (129), загруженной нагрузкой $q = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q}{a}$ и тремя сосредоточенными силами (сила P_1 и две силы P_2 , рис. 43).

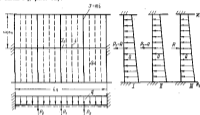


Рис. 43

I — 1-й равный шпангоут; II — 2-й равный шпангоут; III — обыкновенный шпангоут.

Величины сил P_1 и P_2 определяются формулами:

$$P_1 = \frac{384 \beta}{\alpha} \cdot \frac{[1 - \varphi_1^{**}(\alpha)] - [1 - \varphi_1(\alpha)] \left[\gamma \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{1}{\alpha-1} + \frac{5}{1536} \gamma(\alpha) \right] \frac{192}{\alpha(\alpha)}}{\alpha(\alpha) - \frac{384}{\alpha(\alpha)} \left[\gamma_1(\alpha) + \gamma \frac{192}{\alpha} \cdot \frac{1}{\alpha-1} \right] \left[\gamma \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{1}{\alpha-1} + \frac{5}{1536} \gamma(\alpha) \right]} Q = k_1 Q \quad (137)$$

$$P_2 = \frac{192 \beta}{\alpha} \cdot \frac{[1 - \varphi_1(\alpha)] - [1 - \varphi_1^{**}(\alpha)] \left[\gamma_1(\alpha) + \gamma \frac{192}{\alpha} \cdot \frac{1}{\alpha-1} \right] \frac{384}{\alpha(\alpha)} \gamma}{\alpha(\alpha) - \frac{384}{\alpha(\alpha)} \left[\gamma_1(\alpha) + \gamma \frac{192}{\alpha} \cdot \frac{1}{\alpha-1} \right] \left[\gamma \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{1}{\alpha-1} + \frac{5}{1536} \gamma(\alpha) \right]} Q = k_2 Q \quad (138)$$

где

$$\alpha = \frac{L_0^3}{\gamma Q_1}$$

Функции $\alpha(\alpha)$, $\gamma(\alpha)$, $\varphi_1(\alpha)$, $\varphi_1^{**}(\alpha)$ и $\varphi_2(\alpha)$ приведены в табл. 44.

При жесткой заделке концов шпангоутов ($\alpha_1 = \alpha_2 = 1$) коэффициенты k_1 и k_2 определяются по табл. 43 в зависимости от аргумента α и величины m (для случая $\frac{L_0}{a} = 16$).

Прогобы равных шпангоутов в местах пересечения их со стрингером определяются формулой (133) при подстановке вместо P значений P_1 и P_2 .

Обыкновенный шпангоут рассчитывается на действие нагрузки Q и поддерживающей реакции стрингера R , определяемой по формуле:

$$R = \frac{1}{2} Q - \frac{P_1}{\alpha-1} \quad (139)$$

Коэффициенты для расчета бортового перекрытия с тремя рамными шпангоутами в одном стрингере

$$\zeta_n = 16 - n \quad n_1 = n_2 = 1$$

n	m=3		m=5		m=11		m=21	
	$k_1 = \frac{P_1}{Q}$	$k_2 = \frac{P_2}{Q}$	$k_1 = \frac{P_1}{Q}$	$k_2 = \frac{P_2}{Q}$	$k_1 = \frac{P_1}{Q}$	$k_2 = \frac{P_2}{Q}$	$k_1 = \frac{P_1}{Q}$	$k_2 = \frac{P_2}{Q}$
1,0	0,14	0,06	0,26	0,13	0,57	0,32	0,94	0,53
1,25	0,27	0,16	0,50	0,38	0,96	0,66	1,38	0,82
1,50	0,42	0,24	0,72	0,42	1,26	0,75	1,67	1,07
1,75	0,54	0,32	0,89	0,54	1,42	0,91	1,75	1,20
2,00	0,63	0,38	1,00	0,63	1,52	1,02	1,77	1,34
2,25	0,68	0,44	1,05	0,70	1,53	1,10	1,77	1,39
2,50	0,71	0,48	1,07	0,76	1,52	1,19	1,73	1,46
2,75	0,72	0,52	1,07	0,81	1,49	1,24	1,70	1,52
3,00	0,72	0,55	1,06	0,85	1,48	1,28	1,70	1,55
3,50	0,69	0,59	1,04	0,89	1,42	1,31	1,62	1,54

при $m = \infty$ P_1 и P_2 стремятся к $-1,5Q$; $Q = q \cdot s \cdot l$

Q — нагрузка на один шпангоут

Вспомогательные функции Бесселя на углах осевых

n	$\eta_1(n)$	$\eta_2(n)$	$\eta_3(n)$	$\eta_4(n)$	$\zeta_1(n)$	$\zeta_2(n)$	$\eta_5(n)$	$\eta_6(n)$	$\eta_7(n)$
1,0	0,682	0,682	0,017	0,870	0,870	0,870	0,969	0,69	0,69
1,25	0,690	0,705	0,835	0,713	0,355	0,768	0,771	0,76	0,78
1,50	0,692	0,744	0,709	0,525	0,690	0,612	0,618	0,70	0,63
1,75	0,709	0,438	0,591	0,345	0,447	0,452	0,473	0,42	0,50
2,00	0,144	0,304	0,498	0,192	0,317	0,285	0,346	0,29	0,28
2,25	0,088	0,203	0,403	0,087	0,222	0,281	0,257	0,30	0,29
2,50	-0,030	0,131	0,334	0,013	0,174	0,173	0,192	0,19	0,23
2,75	-0,088	0,079	0,277	-0,035	0,109	0,129	0,145	0,08	0,18
3,00	-0,085	0,041	0,224	-0,060	0,076	0,066	0,111	0,05	0,14
3,50	-0,077		0,108				0,070	0,02	0,10

Разные шпангоуты рассчитываются на действие поперечной нагрузки Q и сосредоточенной силы P^* , определяемой по формуле (133), в которой для среднего рамного шпангоута подставляется значение силы P_1 , а для крайнего — P_2 .

Б. Перекрытие, длина которого велика по сравнению с его шириной и число рамных шпангоутов между переборками достаточно велико (больше трех)

В этом случае для расчета элементов бортового набора можно воспользоваться схемой, разработанной П. Ф. Палковичем [3] (см. стр. 335).

Остальные обозначения см. в начале настоящего параграфа, n — число обыкновенных шпангоутов между рамными.

Расчет обыкновенных шпангоутов сводится к расчету двух балок:
 1) балки с определенными закрепленными концами, имеющей в местах расположения стрингеров жесткие опоры и нагруженной нагрузкой

$$Q_1 = \frac{n-1}{n+1} Q, \quad (140)$$

Расчет такой балки должен производиться по схеме трех моментов;

2) балки, не имеющей промежуточных опор и имеющей нагрузку

$$Q_2 = Q - Q_1 = \frac{n+1}{n+1} Q. \quad (141)$$

Нагрузки Q_1 и Q_2 следует считать распределенными по тому же закону, что и нагрузка Q . Все элементы изгиба обыкновенных шпангоутов определяются суммированием соответствующих элементов изгиба от нагрузки Q_1 и Q_2 . Расчет рамных шпангоутов производится на действие нагрузки Q и сосредоточенных сил P , приложенных в местах пересечения рамного шпангоута и бортовых стрингеров, направленных в сторону действия нагрузки Q .

Величина указанных сосредоточенных сил определяется формулой:

$$P = nR, \quad (142)$$

где R — реакция взаимодействия соответствующего бортового стрингера с обыкновенным шпангоутом, рассчитываемым на действие нагрузки Q_1 .

Стрингеры рассчитываются как балка, жестко заделанные на рамных шпангоутах. Интенсивность нагрузки на стрингер определяется делением величины реакции R на шпангоу $s \left(s = \frac{R}{s} \right)$.

§ 2. РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ ВОДОНЕПРОНИЦАЕМЫХ ПЕРЕБОРОК

Проверка прочности водонепроницаемых переборок должна включать расчет стоек переборок и расчет листов обшивки. В качестве расчетной нагрузки принимается нагрузка от давления воды при затоплении соответствующего отсека по уровень палубы переборок.¹

А. Расчет стоек переборок

Стойки переборок многопалубных судов, если они в твиндеках и трюмах расположены в одной плоскости, должны рассчитываться как неразрезные балки с определенными условиями закрепления по концам.

При определении условий закрепления концов стоек могут встать следующие основные случаи:

а) При поперечной системе набора диньца и палуб стойки крепятся киньками, доходщими по внутреннему дну до ближайшего флора, а по палубе — до ближайшего бимса. В этом случае нижний конец стойки можно считать жестко заделанным, а верхний конец (у верхней палубы) — упруго заделанным с условным коэффициентом опорной пары $\alpha = 0,5$.

б) Концы стоек крепятся приваркой торцевых сечений. В этом случае можно считать концы стоек упруго заделанными, принимая $\alpha = 0,2 \div 0,4$.

в) Концы стоек срезаются «на ус».

Стойки следует считать свободно опертыми по концам.

¹ Палубой переборок называется непрерывная палуба, до которой доходят водонепроницаемые переборки.

г) При продольной системе набора днища и валуб стоек переборок совмещены с продольными ребрами жесткости внутреннего дна и валуб. В этом случае концы стоек следует считать упруго заделанными и значение коэффициента опорной пары может быть подсчитано по приближенной формуле

$$\alpha = \frac{1}{1 + 0,29 \frac{a}{l} \cdot \frac{J'}{J}} \quad (143)$$

где: a — расстояние между переборкой и ближайшим к ней флором;

l — пролет стойки переборки;

J — момент инерции сечения стойки с присоединенным пояском обшивки;

J' — момент инерции сечения продольного ребра жесткости (с присоединенным пояском).

Для расчета стоек многопалубных судов может быть использована схема 3-х моментов.

Коэффициенты податливости упругих заделок концевых закреплений α могут определяться по формуле:

$$\alpha = \frac{l}{2EJ} \cdot \frac{1-\kappa}{\tau} \quad (144)$$

где: κ — выбирается в соответствии с рекомендациями, указанными выше;

l — длина пролета стойки, примыкающей к рассматриваемому концевому закреплению.

В качестве расчетных пролетов стойки должны приниматься полные длины, включая кницы, если таковые ставятся.

После раскрытия статической неопределенности стоек строится эпюра изгибающих моментов и вычисляются значения расчетных изгибающих моментов для всех ее пролетов. При этом следует обязательно учитывать наличие книц у концов пролетов стойки и назначать расчетные изгибающие моменты для сечений, не усиленных кницами.

При вычислении элементов поперечного сечения стоек (момент инерции, момент сопротивления) ширина присоединенного пояска обшивки должна приниматься равной расстоянию между стойками. Толщина пояска принимается равной толщине листов обшивки на уровне середины пролета стойки.

Спроектированные сварные тавровые профили стоек переборок в трюме должны проверяться на устойчивость плоской формы изгиба по данным, приведенным в литературе.¹

Б. Расчет листов обшивки переборок

Обшивка переборок должна рассчитываться как пластина, жестко заделанная по симметрии пролетов и нагрузкам на своих опорах (стойках). Ввиду большого отношения между сторонами опорного контура пластины ее можно рассматривать как пластину, изгибающуюся по квадратической поверхности.

а) Если отношение длины пролета пластины к ее толщине не превосходит $70 \div 80 \left(\frac{b}{t} < 70 \div 80 \right)$, то обшивка должна рассчитываться, как жесткая пластина, без учета ее внутренних напряжений.

Напряжения изгиба в опорном сечении пластины

$$\sigma = \frac{1}{2} p \left(\frac{b}{t} \right)^2 \quad (145)$$

¹ См. [8], стр. 438.

Напряжениягиба в пролетном сечении

$$\sigma = \frac{1}{4} p \left(\frac{\delta}{l} \right)^2 \quad (146)$$

Проверка прочности обшивки в этом случае производится по напряжениям в середине пролета пластины.

Напряжения в пролетном сечении могут определяться по формуле (146) и в том случае, когда напряжения в опорном сечении превосходят предел текучести материала, но не превосходят $(1,5 \div 1,6) \sigma_p$.

6) Если отношение длины пролета пластины к ее толщине превосходит указанные в п. 4 величины, то обшивка должна рассчитываться как пластина конечной жесткости, с учетом возникающих при ее изгибе растягивающих и сжимающих напряжений. Для расчета в этом случае могут быть использованы таблицы расчета пластин конечной жесткости на графиках В. А. Никитина.¹

При использовании таблиц следует принимать значение коэффициента распора $k=0,5$ ($\sqrt{1-k}=0,7$).

Ввиду того что по симметрии пролета и нагрузки пластины обшивки переборки можно считать жестко заделанными на опорах (стойках), следует принимать коэффициент опорной шары $\alpha=1$.

Если определенные при этом по графикам В. А. Никитина суммарные напряжения в опорном сечении превосходят предел текучести материала σ_p , то расчет должен быть произведен также и при $\alpha=0$.

Суммарные напряжения посередине пролета пластины, по величине которых производится проверка прочности обшивки, определяются как средние арифметические для случаев $\alpha=0$ и $\alpha=1$.

§ 22. РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ ПОПЕРЕЧНЫХ ПЕРЕБОРКИ ПРИ ПОСТАНОВКЕ В ДОК²

Кроме проверки прочности обшивки переборок на действие гидростатического напора при затоплении отсека, необходимо проверить прочность переборок при постановке в док.

1. Если постановка судна в док производится по так называемому «мальтийскому» способу, т. е. на железную дорожку, то проверка прочности переборки должна производиться по расчетной схеме, представленной на рис. 44.

В этом случае переборка рассматривается как балка высотой H и пролетом B , действующая в посередине пролета (в диаметральной плоскости) реакцией кильблока R .

Упрощено предполагается, что своим весом, уравновешиваемые реакцией R , передаются по линии бортов судна.

Листы обшивки переборки (включая поднапряженный флор) образуют стенку балки, а поски ее образуют палубы, внутренним дном и днищем.

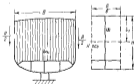


Рис. 44.

¹ См. [4], стр. 167; [7], стр. 48.

² См. [26].

Ширина соответствующих поясков может быть принята равной

$$b = \frac{B}{3}$$

Величина реакции килевых дорожек R может быть приближенно определена по формуле:

$$R \approx 1,3 \frac{D_s}{l} I, \quad (147)$$

где: D_s — доковый вес судна;

l — длина килевой дорожки;

I — полусумма пролетов двух смежных с рассматриваемой переборкой отсеков.

Проверке подлежат величины касательных напряжений в стенке балки (обшивке переборки), нормальных напряжений от изгиба балки в пояске верхней палубы, днища и внутреннего дна, а также устойчивость обшивки переборки между стойками под действием касательных напряжений.

а) Средняя величина касательных напряжений в обшивке переборки определяется формулой

$$\tau_{cp} = \frac{R}{2\omega}, \quad (148)$$

где ω — общая площадь сечения листов обшивки переборки, включая водонепроницаемый флор.

Условие прочности $\tau_{cp} < \tau_{adm}$

б) В качестве условия достаточной устойчивости принимается, что сумма эйлеровых касательных усилий листов переборки должна превышать переизгибающую силу $\frac{R}{2}$

$$\sum \tau_{si} l_i a_i \geq b \frac{R}{2}, \quad (149)$$

где: l_i — толщина i -го пояска переборки,

a_i — ширина „ „ „ „ „ „

τ_{si} — эйлерово касательное напряжение, определяемое формулой:

$$\tau_{si} = 1070 \left(\frac{100 l_i}{b} \right)^2, \quad (150)$$

где: b — расстояние между стойками;

k — коэффициент запаса устойчивости; рекомендуется принимать $k=1,5$.

в) Для определения нормальных напряжений от изгиба подсчитывается положение нейтральной оси поперечного сечения рассматриваемой балки (рис. 44) и момент инерции сечения J относительно нейтральной оси.

Величина расчетного изгибающего момента принимается

$$M_p = \frac{RB}{4}. \quad (151)$$

Наибольшее напряжение от изгиба в верхней палубе

$$\sigma_{max} = \frac{M_p y_1}{J} \quad (152)$$

2. Если судно ставится в док на несколько килевых дорожек или клетка, то прочность переборки из условия постановки в док не проверяется.

§ 21. ОБЕСПЕЧЕНИЕ РАВНОПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИИ ИЗ СТАЛЕЙ ПОВЫШЕННОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ И КОНСТРУКЦИИ, НАБРАЕМЫХ ПО ПРАВИЛАМ РЕГИСТРА СССР

Поскольку в «Нормах прочности» не дается расчетные нагрузки и нормы допускаемых напряжений для ряда конструкций, в настоящее время эти конструкции должны проектироваться равнопрочными с требованиями по Правилам Регистра СССР.

К таким конструкциям относятся, в частности:

- 1) набор и обшивка в оконечностях;
- 2) набор и обшивка борта в районе ледовых закреплений на классе Л и УЛ;
- 3) обшивка верхних и нижних поясов поперечных переборок судовых судов и др.

Конструкции, воспринимающие поперечную нагрузку, в общем случае считаются равнопрочными, если нагрузки, соответствующие появлению в крайних фибрах расчетных сечений балок и пластин нормальных напряжений, равных пределу текучести материала, одинаковы. Должны быть также проверены и составлены нагрузки, вызывающие появление в стенках балок касательных напряжений, равных $0,50 \sigma_T$.

При этом должна быть обеспечена необходимая устойчивость связей.

Для некоторых простейших частных случаев ниже даны конкретные указания по обеспечению равнопрочности.

а) Моменты сопротивления сечений балок набора, воспринимающих поперечную нагрузку при одинаковых пролетах и условиях закрепления, должны удовлетворять соотношению

$$\frac{W_1}{W_2} = \frac{s_1}{s_2} \cdot \frac{2400}{s_T} \quad (153)$$

где: W_1 — момент сопротивления сечения балки из стали повышенной сопротивляемости;

W_2 — то же для балки по Правилам Регистра СССР;

s_1 — расстояние между балками при применении стали повышенной сопротивляемости;

s_2 — то же, по Правилам.

б) Толщины листов обшивки, воспринимающей поперечную нагрузку, должны удовлетворять соотношению:

$$\frac{t_1}{t_2} = \frac{s_1}{s_2} \sqrt{\frac{2400}{s_T}} \quad (154)$$

где: t_1 — толщина листов из стали повышенной сопротивляемости;

t_2 — то же, по Правилам.

Примечание. Предполагается, что обшивка имеет одинаковую сторону сферической кривизны больше $2,5 \div 3$.

в) Для балок, могущих воспринимать сжимающие нагрузки и к которым предъявляется требование обеспечения устойчивости (например, холостые бимсы в оконечностях, бимсы палуб в районе ледовых закреплений) при одинаковых пролетах и условиях закрепления, моменты инерции сечений должны удовлетворять соотношению:

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{t_2}{t_1} \cdot \frac{s_T}{2400} \quad (155)$$

где: I_1 — момент инерции сечения (с присоединенным пояском обшивки) для профилей из стали повышенной сопротивляемости;

I_2 — то же для профиля, избранного по Правилам;

f_1 — площадь сечения профиля (с учетом поправки обшивки) из стали повышенного сопротивления;

f_0 — то же, для конструкции по Правилам.

Последняя формула может быть также использована для пиллерсов; при этом f_1 и f_0 — площади сечения пиллерсов.

г) Для пластин, образующих стенки балок (стенки флоров, рамных шпангоутов, бортовых стрингеров и т. п.), для обеспечения должной их устойчивости необходимо выполнение соотношения:

$$\frac{A_1}{A_0} = \sqrt{\left(\frac{a_1}{a_0}\right)^2 \frac{R_0}{R_1}} \quad (156)$$

где: a_1 — расстояние между ребрами, поддерживающими стенку при применении стали повышенного сопротивления;

a_0 — то же для конструкции по Правилам;

A_0 — высота стенки, принятая по Правилам;

A_1 — то же, при применении стали повышенного сопротивления.

При выполнении указанного выше соотношения обеспечивается одинаковый запас устойчивости по отношению к действующим касательным напряжениям.

д) При выборе размеров связей из стали повышенного сопротивления, кроме указанных выше условий, необходимо соблюдать требования Регистра СССР, относящиеся к минимально допустимым толщинам для оклепачек.

е) В тех случаях, когда по требованию Регистра СССР должно производиться сопоставление прочности проектируемого судна с прочностью судна, набираемого по Правилам Регистра СССР, критерием равной общей прочности судов является равенство отношений действующих напряжений (от общего изгиба и суммарных) к соответствующим пределам текучести стали, а также отношений предельных загибающих моментов к расчетным.

ГЛАВА IV

РАСЧЕТЫ МЕСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ТАНКЕРОВ

§ 24. ОБЩИЕ УКАЗАНИЯ ПО РАСЧЕТУ МЕСТНОЙ ПРОЧНОСТИ

При проверке местной прочности танкеров необходимо иметь в виду следующие положения:

1) Рамные связи (флоры, рамные бимсы, рамные шпангоуты, бортовые стрингеры и т. п.) можно считать жесткими опорами для балок главного направления (продольных балок днища и палубы, борта, бортовых шпангоутов и т. п.).

2) Переменность сечения рамных связей, образующих за счет книц, при раскрытии статической неопределенности перекрытий рам может не учитываться.

3) Наличие книц должно учитываться при определении напряжений в сечениях балок набора.

4) Расчетные пролеты рамных связей, образующих перекрытия, как правило, должны включать в себя и кницы. Расчетные пролеты для балок, составляющих раму, должны означаться как расстояние между точками пересечения нейтральных осей соответствующих балок.

5) Учет сдвига в стенках рамных связей при раскрытии статической неопределенности перекрытий и рам может не производиться. При вычислении прогибов рамных связей влияние деформации сдвига, как правило, должно учитываться.

6) При расчете рамных связей должна производиться проверка прочности стенок по касательным напряжениям в сечениях, где действуют наибольшие перерезывающие силы. Устойчивость стенок рамных связей должна проверяться на действие касательных напряжений. Расстановка подкрепляющих стенок ребер должна производиться исходя из условий обеспечения устойчивости.

7) Ширина присоединенных поясков обшивки, включаемых в состав поперечного сечения балок набора, должна означаться в соответствии с рекомендациями, приведенными в § 15 «Норм прочности», а именно:

а) для шпангоутов, вертикальных стоек переборок — расстояние между шпангоутами, стойками;

б) для продольных балок днища, борта, переборок — расстояние между балками, но не более $\frac{1}{4}$ пролета;

в) для рамных балок (флоры, рамные шпангоуты, рамные стойки и т. д.) — полусумма расстояний от данной балки до двух смежных, но не более $\frac{1}{4}$ пролета соответствующих балок.

8) В случае переменной высоты сечения балок (рамных шпангоутов, стоек и т. п.) допускается введение в расчет элементов поперечного сечения для середины пролета балки.

А. Общие положения

Перекрытие средних танков рассматривается как система пересекающихся балок двух направлений (горизонтальные флоры и вертикальный киль).

При обычной конструкции днища вертикальный киль следует считать жестко заделанным на поперечных переборках, а флоры — жестко заделанными на продольных переборках.

Переменность сечения флоры и вертикального киля за счет установки конических киля при раскрытии статической неопределенности может не учитываться, но должна обязательно учитываться при определении нормальных и касательных напряжений в сечении балок.

Ширина присоединенных поясков обшивки днища, засчитываемых в состав сечения киля и флоры, должна приниматься равной $\frac{1}{6}$ соответствующих пролетов, но для флоры — не больше расстояния между ними. При подсчете момента инерции сечения киля продольные днищевые ребра на ширине присоединенного пояса вводятся в состав сечения.

Учет сдвигов в стенках балок перекрытия при раскрытии его статической неопределенности может не производиться. Если при расчете возникает необходимость вычисления стрелок прогибов, то в этом случае влияние сдвигов должно быть учтено.

Б. Установление расчетных нагрузок на днищевое перекрытие

Расчет напряжений от местного изгиба в продольных связях перекрытия для последующего суммирования с напряжениями от общего изгиба должен производиться при нагрузках, соответствующих расчетному положению судна (вершина или подошва волны).

В общем случае расчетный напор на днищевое перекрытие $q_{расч}$ определяется формулами:

На вершине волны

$$q_{расч} = [T + r - r_{вн}] \tau - q_{гр} \quad r/M^2 \quad (157)$$

На подошве волны

$$q_{расч} = [T - r + r_{вн}] \tau - q_{гр} \quad r/M^2$$

где: $q_{гр}$ — протаводействие жидкого груза; $q_{гр} = \gamma_{ж} H$;
 τ и τ_1 — удельный вес морской воды и перевозимого жидкого груза соответственно, r/M^2 T , r , $r_{вн}$ и H — в метрах.

Для судна в полном грузу в положении на вершине волны следует считать возможным наличие незаполненного танка и полагать $q_{гр} = 0$.

Для судна в полном грузу на подошве волны следует считать танки полностью заполненными грузом с наибольшим возможным в условиях эксплуатации удельным весом.

При расчете балластного плавания должна приниматься осадка в балласте, а в отношении выбора величины $q_{гр}$ необходимо руководствоваться следующими положениями:

- а) если при плавании в балласте расчетный изгибающий момент соответствует положению судна на вершине волны, то принимать $q_{гр} = 0$;
- б) если расчетный изгибающий момент соответствует положению судна на подошве волны, то принимать $q_{гр} = H$.

При этом всплытие и погружение судна не может не учитываться.

Кроме указанного расчета прочности днищевое перекрытия, необходимо проверить его прочность на нагрузку в соответствии с указанным

нормы п. 9.04 «Нормы прочности». В последнем случае должны быть проверены не только величины возникающих в сечениях балок нормальных напряжений, но и касательные напряжения в стыках флоры и вертикального кила.

В. Раскрытие статической неопределенности перекрытия

Раскрытие статической неопределенности перекрытия можно вести методом приравнивания прогибов флоры и кила в предположении, что внешняя поперечная нагрузка сосредоточенно воспринимается только флорами.

Обозначения (рис. 45):

- Q — нагрузка на флор;
- l — расстояние между продольными переборками (полный пролет флоры); $Q = qal$;
- I — момент инерции сечения флоры с присоединенным полком обшивки;
- J — момент инерции сечения кила с присоединенным полком обшивки;

$$R = \frac{a^2}{7J}$$



Рис. 45.

Если киль считать жестко заделанным в опорных сечениях, а флоры — жестко заделанными у продольных переборок или упруго заделанными ($\kappa=0,75$), то можно использовать следующие расчетные зависимости:

а) Наибольший изгибающий момент посередине пролета вертикального кила

$$M_x = \frac{Q_0 l^2}{k_x} \quad (156)$$

где:

$$Q_0 = \frac{1}{7} qal_{cp}$$

k_x — числовые коэффициенты, в зависимости от параметра ν , числа флор в отсеке и условий закрепления флор (см. табл. 45).

б) Реакции взаимодействия флоры и вертикального кила:

при двух флорах в отсеке

$$R = kQ \quad (159)$$

при трех флорах в отсеке
реакция среднего флора

$$R_1 = k_1 Q \quad (160)$$

» крайнего »

$$R_2 = k_2 Q \quad (161)$$

Значения коэффициентов k , k_1 , k_2 приведены в табл. 45.

в) Наибольший изгибающий момент в пролетном сечении флора

$$M_p = \frac{Ql}{k_p} \quad (162)$$

Значения коэффициента k_p приведены в табл. 45.

Коэффициенты для расчета напряжений деформаций материалов (средней части)

Таблица 45

Группа	Коэффициент	r														
		0,1	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	5,5	6,0		
I группа	коэффициент деформации	k_1	0,75	0,355	0,427	0,349	0,282	0,252	0,188	0,162	0,154	0,141	0,130	0,121	0,112	
		k_2	1,0	0,447	0,335	0,225	0,148	0,125	0,104	0,087	0,087	0,075	0,072	0,067	0,062	
	в процентах	k_3	0,75	25	32	48	26	64	72	80	89	95	104	112	120	
		k_4	1,0	30	43	55	51	67	123	139	155	171	187	205	219	
	в процентах	k_5	0,75	18,5	54,0	62,0	55,4	31,2	28,7	26,7	24,3	23,3	22,6	21,9	21,6	
		k_6	1,0	51,7	68	80,5	42,3	28,6	26,7	25	21,4	20,7	20	20,4	20,9	
	в процентах	k_7	0,75	81,5	44,5	32,7	27,8	28,2	23,4	27,3	27,5	26,8	26,8	26,8	26,8	
		k_8	1,0	26,5	83,3	18,3	16,5	14,5	14,4	14,0	13,8	13,6	13,4	13,3	13,2	
	II группа	коэффициент деформации	k_1	0,75	0,554	0,346	0,259	0,156	0,098	0,049	0,030	0,045	0,033	0,035	0,034	0,029
			k_2	1,0	0,433	0,221	0,114	0,058	0,035	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025
в процентах		k_3	0,75	0,282	0,441	0,373	0,209	0,267	0,274	0,285	0,281	0,228	0,217	0,208	0,209	
		k_4	1,0	0,431	0,333	0,273	0,238	0,211	0,193	0,178	0,167	0,158	0,151	0,143	0,136	
в процентах		k_5	0,75	24	28	39	50	62	76	91	107	124	143	164	188	
		k_6	1,0	35	41	64	91	122	158	199	247	297	371	447	540	
в процентах		k_7	0,75	70,4	42,8	30,0	24,4	21,2	18,3	18,1	17,2	16,6	16,1	15,7	15,5	
		k_8	1,0	44,5	49,3	71,4	28,8	26,6	24,4	23,4	22,6	22,2	21,8	21,6	21,3	
III группа		коэффициент деформации	k_1	0,75	0,24	0,35	0,45	0,55	0,65	0,75	0,85	0,95	1,05	1,15	1,25	1,35
			k_2	1,0	0,35	0,45	0,55	0,65	0,75	0,85	0,95	1,05	1,15	1,25	1,35	1,45
	в процентах	k_3	0,75	24,4	35,5	45,5	55,5	65,5	75,5	85,5	95,5	105,5	115,5	125,5	135,5	
		k_4	1,0	35,5	45,5	55,5	65,5	75,5	85,5	95,5	105,5	115,5	125,5	135,5	145,5	
	в процентах	k_5	0,75	68,5	83,5	94,4	20,9	19,5	18,6	17,3	16,4	16,1	15,9	15,6	15,4	
		k_6	1,0	29,5	17,5	16,5	13,3	12,5	12,1	11,8	11,7	11,6	11,4	11,3	11,3	
	в процентах	k_7	0,75	83,3	47,5	26,4	11,4	24,9	27,0	26,9	26,5	26,1	25,9	25,9	25,5	
		k_8	1,0	27,3	24,4	26,3	18,5	17,8	16,4	16,3	15,7	15,5	15,3	15,1	15	

$$r = \frac{D_0}{D} \cdot \frac{1}{\gamma}$$

k_1 — коэффициент деформации; k_2 — коэффициент деформации; k_3 — коэффициент деформации; k_4 — коэффициент деформации; k_5 — коэффициент деформации; k_6 — коэффициент деформации; k_7 — коэффициент деформации; k_8 — коэффициент деформации.

D_0 — диаметр; D — диаметр; γ — коэффициент деформации.

r — коэффициент деформации; r_1 — коэффициент деформации; r_2 — коэффициент деформации; r_3 — коэффициент деформации; r_4 — коэффициент деформации; r_5 — коэффициент деформации; r_6 — коэффициент деформации; r_7 — коэффициент деформации; r_8 — коэффициент деформации.

r_1 — коэффициент деформации; r_2 — коэффициент деформации; r_3 — коэффициент деформации; r_4 — коэффициент деформации; r_5 — коэффициент деформации; r_6 — коэффициент деформации; r_7 — коэффициент деформации; r_8 — коэффициент деформации.

r_9 — коэффициент деформации; r_{10} — коэффициент деформации; r_{11} — коэффициент деформации; r_{12} — коэффициент деформации; r_{13} — коэффициент деформации; r_{14} — коэффициент деформации; r_{15} — коэффициент деформации; r_{16} — коэффициент деформации.

г) Изгибающий момент в опорной секции флора (у продольных переборок)

$$M_0 = \kappa \left(\frac{Ql}{12} - \frac{Rl}{8} \right) = \frac{Ql}{4}, \quad (163)$$

где R — соответствующая реакция взаимодействия между флором и килем.

Значения коэффициента κ приведены в табл. 45.

д) Перерезывающая сила в опорном сечении флоров.

$$N_{00} = \frac{Q - R}{2}. \quad (164)$$

е) Изгибающий момент в опорном сечении кила; при двух флорах в отсеке

$$M_{k, \text{оп}} = \frac{2}{9} R L_{\text{оп}} \quad (165)$$

» трех » »

$$M_{k, \text{оп}} = \frac{1}{3} R_1 L_{\text{оп}} + \frac{2}{15} R_2 L_{\text{оп}} \quad (166)$$

Г. Определение напряжений в продольных днищевых балках

Днищевые продольные балки рассчитываются как жестко заделанные по симметрии на флорах.

Прочность днищевых продольных балок должна проверяться на действии нагрузки, указанной в п. 9.02 «Нормы прочности».

Д. Вычисление напряжений в днищевых пластинах

Напряжения в днищевых пластинах вычисляются при нагрузке, указанной в п. 8.02 «Нормы прочности» (для проверки местной прочности).

При вычислении напряжений в днищевых пластинах последние следует считать жестко заделанными на своем опорном контуре (продольные балки, флоры).

§ 24. РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ БОРТОВОГО НАБОРА

А. Поперечная система набора борта (шпангоуты и бортовые стрингеры)

1. Бортовые шпангоуты следует рассчитывать как неразрезные балки, для которых бортовые стрингеры являются жесткими опорами (рис. 46).

Расчетную длину нижнего пролета рекомендуется принимать как расстояние между нижним бортовым стрингером и серединой высоты киля.

Нижний конец шпангоута при обычной конструкции следует считать жестко заделанным, а верхний конец (у верхней палубы) — упруго заделанным.

Нагрузка на бортовой шпангоут принимается по треугольному закону при максимальном напоре на уровне основной линии, равном осадке плюс половина высоты волны, но не менее высоты борта +2,5 м.

В случае, если расстояния между стрингерами назначены в соответствии с рекомендациями Правил Регистра СССР, а именно:

1) при одном стрингере 0,47*H*; 2) при двух стрингерах 0,31*H* и 0,61*H*; 3) при трех стрингерах 0,26*H*; 0,46*H* и 0,68*H* от основной линии, то шпангоуты можно рассчитывать как однопролетные, жестко заделанные на стрингерах балки.

Как правило, для определения расчетного изгибающего момента следует рассмотреть пролет шпангоута между первым и вторым стрингером, считая от основной линии.

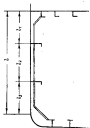


Рис. 46.

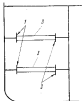


Рис. 47.

1 — бортовой стрингер; 2 — шельф продольной переборки; 3 — раскосы.

2. Бортовые стрингеры, перебранные распорками с шельфами продольных переборок, следует рассчитывать как систему балок (рис. 47).

Расчетным случаем для бортового стрингера является действие на него соответствующей нагрузки при незагруженном шельфе продольной переборки.

Нагрузка на стрингер определяется формулой:

$$Q = qbL, \text{ т.} \quad (167)$$

где: q — расчетный напор, определяемый как расстояние от уровня, указанного в п. 10.01 «Норм прочности» до рассматриваемого стрингера, м;

b — полуширина пролета шпангоутов, примыкающих к рассматриваемому стрингеру, м;

L — расчетный пролет стрингера, измеренный между нейтральными осями шельфов поперечных переборок (если оба шельфа устанавливаются в одном отсеке), либо между нейтральной осью шельфа и поперечной переборкой (см. рис. 48).

Степень заделки концов стрингеров может быть установлена специальным расчетом. При обычной конструкции концы стрингеров можно практически считать жестко заделанными.

Расчет системы балок можно производить в предположении, что распорки шарнирно связаны со стрингерами и шельфами и являются несжимаемыми связями.

Ниже приводятся формулы для вычисления изгибающих моментов в сечениях стрингеров.

а) Стрингер и шельф перевязаны тремя распорками (рис. 49). Изгибающие моменты в сечениях стрингера при жесткой заделке концов ($\alpha=1$) и опорном сечении

$$M_0 = \frac{Ql}{24} \left(2,00 - 1,875 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right);$$

в сечении 1

$$M_1 = \frac{Ql}{24} \left(-0,25 + 0,375 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right) \quad (168)$$

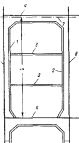


Рис. 48.

1—стрингер; 2—шельф; 3—распорка; 4—вертикальная распорка; 5—верт.; 6—вертикальная распорка; 7—вертикальная на шельфах.

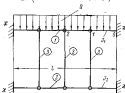


Рис. 49.

1—стрингер; 2—шельф; 3—распорка.

сечения 2

$$M_2 = \frac{Ql}{24} \left(-1,00 + 1,125 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right) \quad (169)$$

При упругой заделке концов стрингеров ($\alpha=0,5$)

$$\text{в опорном сечении } M_0 = \frac{Ql}{24} \left(1,00 - 0,94 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right)$$

$$\text{в сечении 1 } M_1 = \frac{Ql}{24} \left(-1,25 + 1,44 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right)$$

$$\text{в сечении 2 } M_2 = \frac{Ql}{24} \left(-2,00 + 2,11 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right)$$

(168')

б) Стрингер и шельф перевязаны двумя распорками (рис. 50). Изгибающие моменты в сечениях стрингера при жесткой заделке концов ($\alpha=1$) и опорном сечении

$$M_0 = \frac{Ql}{24} \left(2,00 - 1,77 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right) \quad (170)$$

сечения 1

$$M_1 = \frac{Ql}{24} \left(-0,664 + 0,885 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right)$$

При упругой заделке концов стрингера ($\alpha=0,5$):
опорном сечении

$$M_0 = \frac{Ql}{24} \left(1,00 - 0,963 \frac{J_1}{J_1 + J_2} \right) \quad (170')$$

в сечении I

$$M_1 = \frac{Ql}{24} \left(-1,66 + 1,92 \frac{l_2}{l_1 + l_2} \right)$$

Во всех предыдущих формулах

Q — нагрузка на стрингер;

l — полный пролет стрингера;

l_1 — момент инерции сечения стрингера;

l_2 — момент инерции сечения шельфа.

Для определения расчетного изгибающего момента в пролете стрингера необходимо построить эпюру изгибающих моментов. При построении эпюры изгибающих моментов необходимо учесть эпюры от распределенной нагрузки на участках между распорками, а также распоркой и концом пролета.

Наибольшая величина изгибающего момента от распределенной нагрузки равна $\frac{q^2}{8} \left(\frac{l}{n+1} \right)^2$; n — см. ниже. При этом должна быть проверена прочность и устойчивость распорок, передающих бортовым стрингерам и шельфам продольных переборок.

Проверка прочности распорок производится на действие сжимающих усилий P , определяемых формулой:

$$P = \frac{q^2 l^2}{n+1} \quad (171)$$

где l_n — расстояние между поперечными переборками;

n — число распорок между поперечными переборками.

Устойчивость распорок должна проверяться в предположении их свободного опирания по концам. При этом требуется, чтобы критические (распределенные эйлеровы) напряжения были бы меньше предела текучести материала.

Б. Поперечная система набора при наличии рамных шпангоутов

Бортовые шпангоуты рассчитываются так же, как это указано в п. А-1 настоящего параграфа.

Система балок — рамные шпангоуты и бортовые стрингеры, передаваемые с аналогичной конструкцией продольных переборок, образует совокупность двух перекрытий. Для расчета этих перекрытий может быть применен метод приравнивания прогибов. При расчете необходимо учесть реакции распорок в качестве сосредоточенных усилий, действующих на бортовое перекрытие и перекрытие продольной переборки.

Для частного случая, когда между поперечными переборками устанавливаются две рамы и имеются три бортовых стрингера, ниже приводятся необходимые для расчета перекрытий формулы. Коэффициенты в формулах числовые коэффициенты приведены в табл. 50.

Приводимые ниже формулы и соответствующие коэффициенты получены при следующих предположениях:

а) Бортовые стрингеры и рамные шпангоуты жестко заделаны в опорных сечениях;

б) Расположение бортовых стрингеров по высоте соответствует рекомендуемому по Правилам Регистра СССР.

Коэффициенты для определения избыточных моментов и стреловид в рамном шлюзовом системе борта — провольная переборка танкера. Избыточные моменты в рамном шлюзовом.

Таблица 45

$$M_{\text{борт}} = \frac{Q \cdot L}{24} \cdot K_1$$

для борта $M_{\text{стр}} = \frac{Q \cdot L}{24} \cdot K_2$
 для провольной переборки $M_{\text{стр}} = \frac{Q \cdot L}{24} \cdot K_3$



где L — длина стреловид;
 Q — весовое усилие на ось K ;
 K_1 — коэффициент по оси K ;
 K_2 — коэффициент по шлюзовому.

где L — длина стреловид;
 Q — нагрузка на соответствующий стреловид.

Аргумент $\frac{L}{B}$	Верхняя переборка												Провольная переборка						Борт и провольная переборка								
	1-й стреловид				2-й стреловид				3-й стреловид				1 стр. 2 стр. 3 стр.			1-й стреловид			2-й стреловид			3-й стреловид					
	M_1	M_2	M_3	M_4	M_1	M_2	M_3	M_4	M_1	M_2	M_3	M_4	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3
0,1	0,025	-0,144	-0,130	1,193	-0,250	-0,283	-0,307	0,799	-0,145	-0,162	-0,168	-0,173	-0,487	-0,473	-0,469	0,089	-0,036	-0,037	-0,038	0,077	0,072	0,143	0,143	0,143	0,143	0,143	0,143
0,2	0,112	-0,090	-0,074	0,972	-0,157	-0,174	-0,183	0,626	-0,080	-0,087	-0,090	-0,092	-0,267	-0,263	-0,260	0,284	-0,147	-0,147	-0,147	0,161	0,154	0,468	0,468	0,468	0,468	0,468	0,468
0,3	0,202	-0,065	-0,045	0,782	-0,104	-0,108	-0,109	0,524	-0,053	-0,055	-0,056	-0,057	-0,206	-0,202	-0,200	0,204	-0,104	-0,104	-0,104	0,204	0,195	0,574	0,574	0,574	0,574	0,574	0,574
0,4	0,278	-0,045	-0,025	0,607	-0,068	-0,074	-0,076	0,417	-0,040	-0,042	-0,043	-0,044	-0,166	-0,162	-0,160	0,206	-0,080	-0,080	-0,080	0,206	0,195	0,747	0,747	0,747	0,747	0,747	0,747
0,5	0,343	-0,025	-0,015	0,438	-0,035	-0,038	-0,039	0,308	-0,025	-0,027	-0,028	-0,029	-0,126	-0,122	-0,120	0,206	-0,060	-0,060	-0,060	0,206	0,195	0,830	0,830	0,830	0,830	0,830	0,830
0,6	0,394	-0,015	-0,010	0,287	-0,025	-0,028	-0,029	0,216	-0,015	-0,017	-0,018	-0,019	-0,102	-0,098	-0,096	0,206	-0,040	-0,040	-0,040	0,206	0,195	0,889	0,889	0,889	0,889	0,889	0,889
0,7	0,432	-0,008	-0,008	0,167	-0,015	-0,018	-0,019	0,130	-0,008	-0,010	-0,011	-0,012	-0,085	-0,081	-0,079	0,206	-0,030	-0,030	-0,030	0,206	0,195	0,944	0,944	0,944	0,944	0,944	0,944
0,8	0,459	-0,003	-0,003	0,081	-0,010	-0,013	-0,014	0,084	-0,003	-0,005	-0,006	-0,007	-0,075	-0,071	-0,069	0,206	-0,020	-0,020	-0,020	0,206	0,195	0,982	0,982	0,982	0,982	0,982	0,982
0,9	0,479	-0,001	-0,001	0,032	-0,008	-0,011	-0,012	0,039	-0,001	-0,003	-0,004	-0,005	-0,065	-0,061	-0,059	0,206	-0,010	-0,010	-0,010	0,206	0,195	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
1,0	0,494	-0,000	-0,000	0,000	-0,005	-0,008	-0,009	0,029	-0,000	-0,002	-0,003	-0,004	-0,055	-0,051	-0,049	0,206	-0,005	-0,005	-0,005	0,206	0,195	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000

Примечание: Для амплитуды коэффициентов стреловид: 1) $\lambda = 0,05$ в, 2) $\lambda = 0,2$ в.

3) 1 — Избыточные моменты от шлюзов, 2 — избыточные моменты от рамного шлюза, 3 — Коэффициенты K_1, K_2, K_3 .

в) Соотношения моментов инерции бортовых стрингеров правиты в соответствии с обычной практикой.

г) Моменты инерции балок бортового перекрытия и перекрытия продольной переборки соответственно одинаковы.

д) Нагрузка действует только на бортовое перекрытие.

Все коэффициенты даны в функции от аргумента

$$\alpha = \left(\frac{L_0}{l} \right)^2 \frac{l}{4} \quad (172)$$

где: l — расстояние от палубы до нейтральной оси рамного флора;

J — момент инерции рамного шпангоута;

I_0 — момент инерции нижнего стрингера.

Изгибающие моменты в сечениях рамных связей определяются по формулам:

для стрингера по борту

$$M_{ij} = \frac{Q_1 l^2}{24} r_{ij} \quad (173)$$

для стрингера по продольной переборке

$$M_{ij} = \frac{Q_1 l^2}{24} r'_{ij}$$

где: i — номер стрингера (нумерация сверху вниз);

j — номер сечения, в соответствии с рисунком в табл. 46;

r_{ij} и r'_{ij} — коэффициент по табл. 46;

Q_1 — нагрузка на соответствующий стрингер.

Рамные шпангоуты

$$M_j = \frac{Q l^2}{24} \beta_j \quad (174)$$

где: j — номер сечения шпангоута в соответствии с рисунком в табл. 46;

β_j — коэффициент по табл. 46;

Q — нагрузка на рамный шпангоут, равная $\left(h + \frac{l}{2} \right) \frac{l_0}{3} \cdot l$

В результате расчета должны быть построены эпюры изгибающих моментов и перерезывающих сил и установлены их расчетные значения.

При построении эпюры изгибающих моментов для стрингеров необходимо учесть эпюры от равномерно распределенной нагрузки на участках между сечениями, в которых изгибающие моменты определены по табл. 46. Наибольшие значения изгибающих моментов от равномерно распределенной нагрузки равны $\frac{Q^* l^2}{8}$

где: Q^* — часть нагрузки на стрингер на участке между указанными сечениями;

l^* — расстояние между сечениями.

Для рамных шпангоутов эпюры изгибающих моментов строятся без учета эпюры от распределенной нагрузки, так как при расчете предполагается, что рамные шпангоуты загружены только сосредоточенными реакциями.

В. Продольная система набора борта (продольные бортовые балки и рамные шпангоуты)

Продольные бортовые балки (ребра жесткости) рассчитываются как жестко заделанные в рамные шпангоуты. Нагрузка на бортовые балки принимается в соответствии с набором, указанным в «Нормах прочности» (пункт 10.01).

Рамные шпангоуты в общем случае можно рассчитывать в составе рамы, образованной бимсом и флором бортового отсека и рамным шпангоутом. Бимсы и флоры при таком расчете можно считать жестко заделанными у продольных переборок. В случае переделки рамных шпангоутов со стойками продольных переборок необходимо учитывать разгружающее действие последних, принимая рамную стойку жестко заделанной по концам (рис. 51).

Расчетным случаем для рамного шпангоута является загрузка его наружным давлением при пустых танках (бортовом и среднем).

1. При установившемся двух переувлажняющих распорках для расчета можно пользоваться последующими расчетными зависимостями:

а) изгибающий момент в сечении, разделяющем рамный шпангоут и бимс (см. рис. 51).

$$M_1 = Ql \left(\frac{0,216 + 0,267 a_1 - 0,214 \frac{l^2}{l^2} a_1}{3(1 + a_1 + a_2 + 0,75 a_1 a_2)} - \frac{P_1 l (0,432 + 0,576 a_1)}{3(1 + a_1 + a_2 + 0,75 a_1 a_2)} - \frac{P_2 l (0,189 + 0,41 a_1)}{3(1 + a_1 + a_2 + 0,75 a_1 a_2)} \right) \quad (175)$$

б) изгибающий момент в сечении, разделяющем рамный шпангоут и флор (см. рис. 51)

$$M_2 = Ql \left(\frac{0,282 + 0,29 a_2 + \frac{l^2}{l^2} (0,428 a_1 + 0,32 a_1 a_2)}{3(1 + a_1 + a_2 + 0,75 a_1 a_2)} - \frac{P_1 l (0,288 + 0,606 a_1)}{3(1 + a_1 + a_2 + 0,75 a_1 a_2)} - \frac{P_2 l (0,44 + 0,535 a_1)}{3(1 + a_1 + a_2 + 0,75 a_1 a_2)} \right) \quad (176)$$

где: Q — нагрузка на рамный шпангоут;

l — пролет рамного шпангоута;

l_1 — пролет флора и бимса;

P_1 — усилие в верхней распорке;

P_2 — усилие в нижней распорке.

$$a_1 = \frac{l_1}{l} - \frac{I_2}{I_1}; \quad a_2 = \frac{l_1}{l} - \frac{I_3}{I_2}; \quad a_3 = \frac{I_3}{I_2}.$$

Здесь: I_1 — момент инерции сечения флора в бортовом отсеке;

I_2 — момент инерции сечения рамного шпангоута;

I_3 — момент инерции сечения бимса в бортовом отсеке;

I_4 — момент инерции сечения рамной стойки продольной переборки.

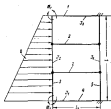


Рис. 51.

1 — бимс; 2 — рамный шпангоут; 3 — флор; 4 — рамная стойка продольной переборки.

Усилия в распорках P_1 и P_2 выражаются следующими зависимостями

$$P_1 = \beta \left[Q(1,6 + 0,79\alpha_1) - \frac{M_1}{l} (25,7 + 7,33\alpha_2) + \frac{M_2}{l} (6,65 - \alpha_2) \right]; \quad (177)$$

$$P_2 = \beta \left[Q(2,65 + 1,68\alpha_1) - \frac{M_1}{l} (30 + 12,1\alpha_2) + \frac{M_2}{l} (8,6 - 3,45\alpha_2) \right], \quad (178)$$

где:

$$\beta = \frac{1}{0,7 + 4,3\alpha_1 + 0,67\alpha_2^2}$$

При известных соотношениях жесткостей и пролетах балок, составляющих раму, необходимо вычислить все числовые коэффициенты, а затем подставить P_1 (177) и P_2 (178) в уравнения (173) и (176).

Исключив таким образом усилия P_1 и P_2 из уравнений (173) и (176), можно найти величины изгибающих моментов M_1 и M_2 , а затем при помощи уравнений (177) и (178) найти усилия P_1 и P_2 .

2. При установке трех неразрывных распорок для расчета можно использовать следующие расчетные зависимости:

а) изгибающий момент в сечении, разделяющем рамный шпангоут и бимс

$$M_1 = M_1' - (A_1 P_1 + B_1 P_2 + C_1 P_3) l; \quad (179)$$

б) изгибающий момент в сечении, разделяющем рамный шпангоут и флор

$$M_2 = M_2' - (A_2 P_1 + B_2 P_2 + C_2 P_3) l; \quad (180)$$

где:

$$M_1' = \frac{Ql}{(2 + 1,5\alpha_1)(2 + 1,5\alpha_2) - 1} \left[0,238(1,5\alpha_1 + 2) - 0,262 - 0,214\alpha_1 \frac{l^2}{l^2} \right], \quad (181)$$

$$M_2' = \frac{Ql}{2 + 1,5\alpha_1} \left[0,262 + 0,214 \frac{l^2}{l^2} \alpha_1 - \frac{M_1'}{Ql} \right];$$

$$A_1 = \frac{0,182(2 + 1,5\alpha_1) - 0,238}{(2 + 1,5\alpha_1)(2 + 1,5\alpha_2) - 1}; \quad A_2 = \frac{0,262(2 + 1,5\alpha_1) - 0,182}{(2 + 1,5\alpha_1)(2 + 1,5\alpha_2) - 1}$$

$$B_1 = \frac{0,3611(2 + 1,5\alpha_1) - 0,3846}{(2 + 1,5\alpha_1)(2 + 1,5\alpha_2) - 1}; \quad B_2 = \frac{0,3846(2 + 1,5\alpha_1) - 0,3611}{(2 + 1,5\alpha_1)(2 + 1,5\alpha_2) - 1}$$

$$C_1 = \frac{0,3779(2 + 1,5\alpha_1) - 0,3133}{(2 + 1,5\alpha_1)(2 + 1,5\alpha_2) - 1}; \quad C_2 = \frac{0,3133(2 + 1,5\alpha_1) - 0,3779}{(2 + 1,5\alpha_1)(2 + 1,5\alpha_2) - 1}; \quad (182)$$

Q — нагрузка на рамный шпангоут;

l — пролет рамного шпангоута;

l_1 — пролет флора и бимса;

P_1 — усилие в верхней распорке;

P_2 — усилие в средней распорке;

P_3 — усилие в нижней распорке.

$$\alpha_1 = \frac{I_1}{l} \frac{A_1}{I_1}, \quad \alpha_2 = \frac{I_2}{l} \frac{A_2}{I_1}, \quad \alpha_3 = \frac{I_3}{l}$$

I_1 — момент инерции сечения флора в бортовом отсеке;

I_2 — момент инерции сечения рамного шпангоута;

I_3 — момент инерции сечения бимса в бортовом отсеке;

I_4 — момент инерции сечения рамной стойки продольной переборки.

Усилия в распорках P_1, P_2, P_3 определяются решением системы уравнений (183)

$$a_{11}P_1 + a_{12}P_2 + a_{13}P_3 = 11,60Q - 62,976 \frac{M_1'}{l} - 52,224 \frac{M_2'}{l};$$

$$a_{21}P_1 + a_{22}P_2 + a_{23}P_3 = 12,66Q - 56,846 \frac{M_1'}{l} - 64,106 \frac{M_2'}{l}; \quad (183)$$

$$a_{31}P_1 + a_{32}P_2 + a_{33}P_3 = 8,01Q - 32,00 \frac{M_1'}{l} - 48,00 \frac{M_2'}{l};$$

где:

$$a_{11} = 17,700 + 4,077 a_2 - 52,224 C_2 - 62,976 C_1,$$

$$a_{12} = a_{21} = 17,280 + 3,577 a_2 - 62,224 B_2 - 62,976 B_1,$$

$$a_{13} = a_{31} = 9,560 + 1,265 a_2 - 52,244 A_2 - 62,976 A_1,$$

$$a_{22} = 19,500 + 4,718 a_2 - 64,104 B_2 - 56,846 B_1,$$

$$a_{23} = a_{32} = 12,030 + 2,010 a_2 - 64,104 A_2 - 56,846 A_1,$$

$$a_{33} = 8,530 + 1,365 a_2 - 48,00 A_2 - 32,00 A_1.$$

При известных соотношениях жесткостей в пролетах балок, составляющих раму, необходимо вычислить числовые коэффициенты $A_1, A_2, B_1, B_2, C_1, C_2$ (182), моменты M_1', M_2' (181) определить, пользуясь системой (183) усилия в распорках P_1, P_2, P_3 , а затем с помощью зависимостей (179) и (180) найти величины изгибающих моментов M_1 и M_2 .

При выполнении промежуточных расчетов следует удерживать три знака после запятой, для избежания погрешности, вследствие возможности появления малой разности близких величин.

Усилия в распорках считаются положительными при сжатии распорок, т. е. в случае, когда для рамного шпандюта реакция распорок является поддерживающими. После определения изгибающих моментов M_1 и M_2 и усилий в распорках необходимо построить эпюру изгибающих моментов для рамного шпандюта. Эпюра строится методом наложения с учетом эпюры от распределенной нагрузки Q на всем пролете шпандюта. По построенной эпюре находится величина расчетного изгибающего момента для сечения рамного шпандюта, вне района книц.

Должна быть проверена прочность и устойчивость распорок, соединяющих рамные шпандюты и рамные стойки переборок. Проверка прочности распорок производится на действие сжимающих усилий P , определяемых по формуле:

$$P = qab, \quad (184)$$

где: q — расчетный взпор на уровне распорок;

a — расстояние между рамными шпандютами;

b — полусумма пролетов рамного шпандюта, примыкающих к рассматриваемой распорке.

Устойчивость распорок должна проверяться в предположении их свободного опирания по концам.

А. Общие указания

Проверка прочности плоских переборок должна включать расчет рамных стоек, шельфов, вертикальных стоек или горизонтальных ребер и листов обшивки.

В качестве расчетной нагрузки для горизонтальных связей переборки принимается равномерно распределенная нагрузка, соответствующая давлению столба воды высотой, равной расстоянию от рассматриваемой связи до уровня на 2,5 м выше линии палубы.

Расчетной нагрузкой для вертикальных стоек является нагрузка, соответствующая давлению воды по трапезам с верхним основанием $q = 2,5 \text{ м}$ — на уровне верхней палубы и нижним — на уровне горизонтального кила $q + H$, где H — высота борта танкера.

При вычислении элементов поперечного сечения (момента инерции, момента сопротивления) рамных связей (шельфов, вертикальных рамных стоек) ширина присоединяемого пояса должна приниматься равной полусумме расстояний до смежных балок, но не более $1/4$ пролета связи. При вычислении элементов поперечного сечения ребер или вертикальных стоек ширина присоединяемого пояса принимается равной расстоянию между ребрами (стойками), но не более $1/4$ пролета. Толщина пояса должна приниматься равной средней толщине листов обшивки переборки, включаемых в присоединяемый пояс — для горизонтальных балок и толщине листов обшивки переборки на уровне середины пролета — для вертикальных стоек. Если вертикальные рамные стойки выполняются переменной высоты, то в расчет можно вводить среднюю высоту профиля.

Б. Расчет прочности плоских поперечных переборок

а) С горизонтальными шельфами и усиленной средней стойкой в диаметральной плоскости.

Рамные связи рассчитываются как система пересекающихся балок.

Для переборки среднего танка все рамные балки можно принимать жестко заделанными по концам. Для переборок бортовых танков шельфы следует считать жестко заделанными на продольных переборках и упруго заделанными на бортах. Коэффициент заделки следует определять в каждом отдельном случае, учитывая конструктивное оформление и соотношение жесткостей шельфов и бортовых стрингеров.

В качестве расчетных пролетов рамных связей для шельфов в среднем танке следует принимать расстояние между продольными переборками, а для вертикальной рамной стойки — расстояние между нейтральными осями вертикального кила и карлингса. В качестве балок главного направления при расчете переборки среднего танка следует принимать шельфы, а в качестве перекрестной связи — стойку в ДП.

Раскрытие статической неопределенности системы можно производить методом приравнивания прогибов в узлах, приняв узловые реакции за неизвестные. После раскрытия статической неопределенности вычисляютсягибающие моменты, перерезывающие силы и строятся соответствующие эпюры.

Прочность рамных связей проверяется как на изгиб, так и на восприятие соответствующих перерезывающих сил.

Вертикальные стойки переборок (исключая рамную в ДП) рассчитываются как неразрывные балки на жестких опорах, за которые принимаются палуба, днище и рамные шельфы. Для расчета стоек может быть использована схема 3-х моментов.

В качестве расчетных пролетов стоек должны приниматься полные длины, включая концы. Концы стоек следует считать упруго заделанными.

ными. Значение коэффициента опорной пары рекомендуется определять по приближенной формуле

$$k = \frac{I}{1 + 0,3 \frac{a}{a_1} \frac{I_{ср}}{I_p}}; \quad (185)$$

где a — расстояние между переборкой и ближайшей к ней поперечной связью (флором, бимсом);
 a_1 — расстояние от конца стойки (палубы, димша) до ближайшего шельфа;
 $I_{ср}$ и I_p — моменты инерции стойки и продольного ребра димша или палубы с присоединенными консками соответственно.

После раскрытия статической неопределенности стойки строятся эпюры изгибающих моментов и вычисляются расчетные значения по следящим.

Если расстояния между шельфами вынуждены в соответствии с требованиями Правил Регистра СССР, то расчетный изгибающий момент для стоек может вычисляться как для однопролетных балок, жестко заделанных на опорах, за которые следует принимать шельфы.

Для облегчения проверки прочности рамных связей в табл. 47 и 48 представлены значения вспомогательных коэффициентов для построения эпюр изгибающих моментов и перерезывающих сил в рамных связях плоских переборок средних танков с двумя и тремя шельфами и одной рамной стойкой в ДП.

При вычислении коэффициентов, приведенных в таблицах, расстояния между шельфами принимаются в соответствии с требованиями Правил Регистра СССР 1956 г.

Все необходимые для расчета коэффициенты даны в функции от параметра

$$\alpha = \left(\frac{L_3}{l} \right)^2 \frac{J}{I_{\text{шельф}}}, \quad (186)$$

где L_3 — расстояние между продольными переборками;
 l — пролет вертикальной рамной стойки;
 J — момент инерции вертикальной рамной стойки;
 $I_{\text{шельф}}$ — момент инерции нижнего шельфа.

Соотношения между моментами инерции шельфов приняты в соответствии с зависимостью

$$I_1 = I_{\text{шельф}} \sqrt[3]{\left(\frac{Q_1}{Q_{\text{шельф}}} \right)^2},$$

где Q_1 — нагрузка на i -ый шельф;

$Q_{\text{шельф}}$ — нагрузка на нижний шельф.

Для упрощения расчетов, а также для получения удобных для использования коэффициентов величина напора $q=2,5$ м (см. рис. табл. 47 и 48) приближенно заменялась через $0,2H$ м вод. ст. Погрешность от такой замены, как показали соответствующие расчеты, не превышает 3% в значениях изгибающих моментов и перерезывающих сил.

С помощью коэффициентов μ , γ , β табл. 47 и 48 значения изгибающих моментов в смежных рамных связях и узловых реакциях определяются по следующим формулам.

Изгибающие моменты в шельфах на опорах

$$M_j = \frac{Q_j L_3}{24} \mu_j,$$

в узлах

$$M_j = \frac{Q_j L_3}{24} \gamma_j, \quad (187)$$

Коэффициенты для определения избыточных моментов в перпендикулярных оси в шпильке в вертикальной рамной стоеке нагруженной веревочной (2 шпильки)



Избыточные моменты в шпильке

из выраж. $M_1' = \frac{Q_1 L_1}{2l} \beta_1$ и $M_2' = \frac{Q_2 L_2}{2l} \beta_2$

где L_1 — длина шпильки; Q_1 — нагрузка на соответствующий шпильке.

Избыточные моменты в рамной стоеке $M_1 = \frac{Q_1 L_1}{2l} \beta_1$

где Q_1 — нагрузка на рамную стоеку.

Условие: ось шпильки в рамной стоеке $R_1 = 2Q_1$.

Примечание. При вычислении коэффициентов значения 1) $\beta_1 = 0,05\beta_2$; 2) β_1 — берется между шпильками осью шпильки в вертикальном направлении; 3) и 4) — в соответствии с правилами Мурского (Стендер 1956 г.).

$\sigma = \left(\frac{L_1}{l}\right)^2 \cdot \frac{1}{h}$	Коэффициенты узловых моментов в рамной стоеке		Коэффициенты избыточных моментов в шпильке				Коэффициенты избыточных моментов в вертикальной рамной стоеке			
	β_1	β_2	на ось		в шпильке		β_3	β_4	β_5	β_6
			β_1	β_2	β_1	β_2				
0,1	0,649	0,037	1,820	1,842	-0,680	-0,829	0,135	-0,040	-0,086	0,182
0,2	0,156	0,107	1,800	1,498	-0,530	-0,511	0,268	-0,000	-0,389	0,600
0,5	0,240	0,209	1,280	1,252	-0,280	-0,254	0,369	-0,051	-0,492	0,921
1	0,325	0,331	1,004	1,004	-0,025	-0,005	1,035	-0,028	-0,415	1,23
2	0,368	0,374	0,944	0,940	0,105	0,129	1,170	-0,110	-0,494	1,590
4	0,396	0,399	0,816	0,804	0,180	0,165	1,282	-0,162	-0,531	1,900
6	0,412	0,416	0,734	0,732	0,239	0,246	1,307	-0,216	-0,573	1,995
8	0,424	0,428	0,728	0,718	0,271	0,262	1,312	-0,217	-0,594	1,716
7	0,434	0,437	0,695	0,692	0,301	0,299	1,314	-0,216	-0,611	1,755
8	0,441	0,444	0,676	0,669	0,325	0,321	1,308	-0,215	-0,625	1,790
9	0,447	0,449	0,660	0,654	0,340	0,346	1,415	-0,261	-0,633	1,803
10	0,453	0,456	0,644	0,640	0,355	0,359	1,425	-0,300	-0,644	1,828
∞	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	1,500	-0,500	-0,600	2,015

Коэффициенты для определения коэффициентов моментов и перемещений сил в шлефах в вертикальной рамной створке поперечной перегородки (в шлефах)



$$\text{Наибольшие моменты в шлефах на створках } M_{1j} = \frac{Q_1 L_j^2}{24} \beta_j \text{ и у столба } M_{1j} = \frac{Q_1 L_j^2}{24} \gamma_j$$

где j — номер шлефа, Q_1 — нагрузка на соответствующий шлеф. Коэффициенты моментов и перемещений створки

$$M_{1j} = \frac{Q_1}{24} \beta_j$$

где Q_1 — нагрузка на рамную створку.

Удельные реакции в рамной створке $R_j = \gamma_j Q_1$

Примечание. При известных коэффициентах прогибов:

$$1) \gamma_j = 0,65 \beta_j, \quad \mu = 0,85 \beta_j$$

2) γ_j — выделены между выделенными силами выделены в вертикальном виде.

3) 4, 5, 6 — прогибы в соответствии с таблицами Морозова Рязань 1956 г.

$\alpha = \left(\frac{L_1}{L}\right)^2 \cdot \frac{1}{b}$	Коэффициенты усилий рамной			Коэффициенты перемещений моментов и прогибов						Коэффициенты перемещений моментов и перемещений рамной створки						
	β_1	β_2	β_3	на створке			в прогибе			λ_0	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5	β_6
				β_1	β_2	β_3	δ_1	δ_2	δ_3							
0	0	0	0	2	2	2	-1	-1	-1	0	0	0	0	0	0	0
0,1	0,061	-0,030	0,134	1,89	2,12	1,58	-0,83	-1,12	-0,38	0,103	-0,025	-0,027	-0,027	-0,027	-0,027	-0,027
0,2	0,124	-0,060	0,260	1,54	1,77	1,22	-0,54	-0,77	-0,22	0,405	-0,205	-0,205	-0,205	-0,205	-0,205	-0,205
0,3	0,227	-0,115	0,390	1,32	1,52	1,04	-0,32	-0,52	-0,04	0,685	-0,321	-0,321	-0,321	-0,321	-0,321	-0,321
0,4	0,302	-0,160	0,500	1,07	1,29	0,87	-0,07	-0,22	0,13	0,910	-0,425	-0,425	-0,425	-0,425	-0,425	-0,425
0,5	0,355	-0,200	0,585	0,89	1,08	0,71	0,07	-0,03	0,27	1,050	-0,500	-0,500	-0,500	-0,500	-0,500	-0,500
0,6	0,395	-0,235	0,640	0,83	0,99	0,70	0,17	0,06	0,39	1,080	-0,555	-0,555	-0,555	-0,555	-0,555	-0,555
0,7	0,425	-0,265	0,675	0,76	0,84	0,57	0,24	0,16	0,53	1,100	-0,595	-0,595	-0,595	-0,595	-0,595	-0,595
0,8	0,448	-0,288	0,698	0,71	0,78	0,51	0,27	0,22	0,65	1,120	-0,620	-0,620	-0,620	-0,620	-0,620	-0,620
0,9	0,465	-0,305	0,715	0,66	0,76	0,43	0,29	0,26	0,76	1,130	-0,640	-0,640	-0,640	-0,640	-0,640	-0,640
1,0	0,475	-0,315	0,725	0,60	0,69	0,32	0,32	0,30	0,86	1,140	-0,655	-0,655	-0,655	-0,655	-0,655	-0,655
∞	0,500	-0,330	0,735	0,57	0,67	0,21	0,38	0,38	0,93	1,150	-0,665	-0,665	-0,665	-0,665	-0,665	-0,665
∞	0,500	0,500	0,500	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	1,150	-0,750	-0,750	-0,750	-0,750	-0,750	-0,750

Узловые реакции

$$R_j = \gamma_j Q_j \quad (188)$$

Изгибающие моменты в вертикальной рамной стойке

$$M_i = \frac{Q_i}{24} \beta_i \quad (189)$$

где j — номер шельфа;

i — номер сечения стойки;

Q — условная нагрузка на рамную стойку, определяемая по формуле

$$Q = \left(A + \frac{l}{2} \right) \frac{l^2}{2} \cdot I; \quad (190)$$

После определения изгибающих моментов и узловых реакций должны быть построены эпюры изгибающих моментов и перерезывающих сил и выбраны расчетные значения этих величин.

При построении эпюр изгибающих моментов для горизонтальных шельфов должны быть учтены эпюры от равномерно распределенной нагрузки на участке между опорой и рамной стойкой. Для рамной стойки эпюры от распределенной нагрузки не учитываются, так как при расчете предполагается, что она загружена только реакциями от шельфов.

б) С горизонтальными ребрами и вертикальными стойками. Рамные стойки следует рассчитывать как отдельные балки упруго заделанные по концам. Коэффициенты опорной пары α следует определять с учетом конструктивного оформления концов стоек. Если расстояние между вертикальными рамными стойками одинаково, то горизонтальные ребра следует рассчитывать как жестко заделанные на рамных стойках.

В. Расчет прочности пассажх продольных переборок танкеров

Расчет прочности вертикальных стоек при поперечной системе набора и горизонтальных ребер при продольной системе набора должен производиться так же, как и для поперечных переборок.

Горизонтальные шельфы или рамные стойки, перевязанные распорками с соответствующими балками бортового набора, должны рассчитываться на нагрузку со стороны средних танков при пустых бортовых танках и отсутствии нагрузки на бортовые перекрытия. При расчете горизонтальных шельфов могут быть использованы расчетные зависимости, полученные для бортовых стрингеров (см. § 26). При использовании этих зависимостей необходимо переставить местами моменты инерции бортовых балок и балок продольных переборок.

Рамные стойки, как правило, можно считать жестко заделанными по концам. Должно быть учтено разгружающее влияние рамных шпангоутов, с которыми рамные стойки перевязаны распорками.

При наличии двух перевязочных распорок изгибающие моменты в опорных сечениях рамной стойки и усилие в распорках могут быть определены из следующей системы уравнений:

$$M_1 = 0,072 Q l - 0,145 P_1 l - 0,063 P_2 l; \quad (191)$$

$$M_2 = 0,094 Q l - 0,096 P_1 l - 0,145 P_2 l; \quad (192)$$

$$P_1 l = \beta [Q l (1,6 + 0,79\alpha) - M_1 (25,7 + 7,32\alpha) + M_2 (6,65 - \alpha)]; \quad (193)$$

$$P_2 l = \beta [Q l (2,65 + 1,68\alpha) + M_1 (8,6 - 3,45\alpha) - M_2 (30,0 + 12,2\alpha)]; \quad (194)$$

где

$$\beta = \frac{1}{2,7 + 4,5\alpha + 0,87\alpha^2};$$

$$\alpha = \frac{A}{L};$$

где J_2 — момент инерции сечения рамной стойки;
 J_1 — момент инерции сечения рамного шпангоута;
 M_1 — изгибающий момент в верхнем опорном сечении рамной стойки;
 M_2 — изгибающий момент в нижнем опорном сечении рамной стойки;
 Q — нагрузка, действующая на рамную стойку;
 l — пролет рамной стойки;
 P_1 — усилие в верхней распорке;
 P_2 — усилие в нижней распорке.

После определения моментов M_1 и M_2 и усилий P_1 и P_2 должны быть построены эпюры изгибающих моментов и перерезывающих сил.

Г. Расчет местной прочности обшивки переборок

Обшивку поперечных и продольных переборок при отношении пролета пластины к ее толщине $\frac{b}{t} < 70 \div 80$ можно рассчитывать без учета ценных изгибов по формулам для изгиба жестких пластин.

В силу симметрии нагрузки кромки пластины следует принимать жестко заделанными, а ввиду большого отношения сторон считать ее гнувшейся по цилиндрической поверхности. Проверка прочности обшивки в этом случае проводится по формулам (145), (146).

Если отношение $\frac{b}{t}$ больше, чем указано выше, то может потребоваться расчет обшивки переборок как пластин конечной жесткости. Для расчета пластин конечной жесткости могут быть использованы графики В. А. Никитина¹ или таблицы Н. Г. Бубнова и Ю. А. Шиманского². В последнем случае коэффициент распора следует принимать $k=0,5$.

§ 28. РАСЧЕТ ГОФРИРОВАННЫХ ПЕРЕБОРОК

А. Принятые обозначения. Основные зависимости

Представленная на рис. 52 в сечении часть переборки названа коробчатой гофрой, для которой: a — грань гофры, горизонтальная, верхняя или нижняя (вертикаль была правая или левая) — в зависимости от ориентировки грани в пространстве, поворот гофры; b — наклонная грань, стенка гофры; величины a и b измеряются между линиями теоретического пересечения граней, без учета скруглений в углах; φ — угол наклона грани; k — теоретическая высота гофры; измеряется между серединами толщины граней — поворотом; d — неразвернутая ширина гофры; l — развернутая ширина гофры, равная сумме ширины всех граней, составляющих гофру; L — пролет гофры, расстояние между ее торцевыми закреплениями.

Между этими величинами существуют следующие основные зависимости:

$$\begin{aligned} d &= 2(a + b \cos \varphi); \\ l &= 2(a + b); \\ k &= b \cdot \sin \varphi. \end{aligned}$$

¹ См. [3], стр. 119—121 или [7], стр. 48—50.

² См. [5], стр. 395—396.

Практически точное значение момента инерции площади поперечного сечения гофры (без учета собственных моментов инерции горизонтальных граней и скрученной в углах) при изгибе относительно нейтральной оси определяется формулой:

$$J_r = \frac{bt^3 \sin^3 \varphi}{2(b \sin \varphi + t)} \left(a + \frac{b}{3} \right).$$

И, соответственно, практически точное значение момента сопротивления $W = \frac{2J}{t}$ определяется формулой

$$W_r = \frac{bt^3 \sin^3 \varphi}{b \sin \varphi + t} \left(a + \frac{b}{3} \right).$$

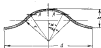


Рис. 53.

Однако, с достаточной для инженерных расчетов точностью, величинами J и W могут быть определены по формулам:

$$J = \frac{bt^3}{2} \sin^3 \varphi \left(a + \frac{b}{3} \right); \quad (195)$$

$$W = t \cdot b \cdot \sin \varphi \left(a + \frac{b}{3} \right). \quad (196)$$

Применение формул (195) и (196) дает погрешность, превышая момент инерции и момент сопротивления в $\left(1 + \frac{t}{b \sin \varphi} \right)$ раз.

Статический момент площади, лежащей выше сечения $A-A$ (см. рис. 52), относительно нейтральной оси равен

$$S = bt \sin \varphi \left[\frac{t(b-t)}{2} + \frac{a}{3} \right]. \quad (197)$$

Представления на рис. 53 в сечении часть пересборки названа волнистой гофрой, для которой:

r — радиус гофры; α_0 — половина центрального угла (все остальные обозначения — те же, что и для коробчатой гофры).

Для волнистой гофры

$$d = 4r \sin \alpha_0;$$

$$l = 4r \alpha_0;$$

$$h = 2r(1 - \cos \alpha_0);$$

$$J = 2tr^3k(1 - \cos \alpha_0); \quad (198)$$

$$W = 2tr^2k; \quad (199)$$

где

$$k = \frac{\alpha_0 + 2\alpha_0 \cos^2 \alpha_0 - 1,5 \sin 2\alpha_0}{1 - \cos \alpha_0} \quad (\text{см. табл. 49}).$$

Таблица 49

Значения $k = f(\alpha_0)$ для вычисления теоретических величин волнистой гофры

Градусы α_0	40	45	50	55	60	65	70	75	80
k	0,1726	0,242	0,336	0,427	0,544	0,677	0,862	0,991	1,171

Статический момент площади, лежащий выше сечения $A-A$ (см. рис. 53), относительно нейтральной оси равен

$$S = 2r^2t (\sin \alpha - \alpha \cos \alpha). \quad (300)$$

Проверка прочности гофрированных переборок должна включать расчет гофрированного поля переборок на общую и местную прочность, расчет устойчивости гофр при изгибе и расчет прочности рваных связей, подкрепляющих гофрированное поле.

Б. Расчет на поперечную нагрузку

1. Расчет общей прочности гофр

Под общей прочностью гофр понимается их прочность при изгибе между опорами.

В качестве опор для поперечных переборок могут служить борты и продольные переборки или днище и палуба; для продольных переборок — поперечные переборки, в качестве промежуточных опор — рваные связи, рваные стойки или горизонтальные шельфы.

Влияние взаимодействия гофр друг с другом по продольным краям пренебрежимо мало. Поэтому расчет общей прочности гофрированного поля переборок сводится к расчету на изгиб изолированных гофр, которые удовлетворяются

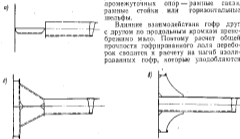


Рис. 54.

обычным балкам с определенными условиями закрепления по торцам.

В отношении закрепления торцов гофр могут встречаться следующие основные случаи:

а) Гофры продольных переборок, располагаемые только горизонтально, по симметрии конструкции и нагрузки могут рассматриваться как жестко заделанные на опорах.

б) Гофры поперечных переборок, расположенные горизонтально: торцы гофр привариваются к зонам рамы связей, не подкрепленных килем (рис. 54, а) — гофры следует считать свободно опираемыми;

торцы гофр привариваются к зонам рамы связей, подкрепленных килем (рис. 54, б) — гофры следует считать упруго заделанными с условным коэффициентом опорной пары $\chi = 0,4 \div 0,6$.

в) торцы гофр привариваются к листам перекрытий и переключаются с набором перекрытий (рис. 54, в) — гофры следует считать упруго заделанными с условным коэффициентом опорной пары $\chi = 0,2 \div 0,4$.

в) Гофры поперечных переборок, расположенные вертикально, должны рассчитываться как неразрезные балки. Коэффициенты опорных пар торсионных закреплений распределяются в зависимости от конструктивного оформления — как указано выше.

Кроме расчета гофр на изгиб, наклонные грани (стенки) коробчатых гофр в опорных сечениях должны быть проверены по касательным напряжениям. Полная величина касательного напряжения — вдоль стенки — равна

$$\tau = \frac{NS}{J} \quad (301)$$

где N — поперезывающая сила, S , J — см. выше.

Напряжения от общего изгиба в крайних гофрах, одна на продольных кромках которых закреплена на опорном контуре, не превышает напряжений, вычисленных для этих гофр как для изолированных балок. Влияние закрепления, выражающееся в уменьшении величины общих напряжений, перестает сказываться уже в пределах длины крайней гофры.

Отмеченное обстоятельство практически исключает необходимость расчета общей прочности крайних гофр более точными методами.

2. Расчет местной прочности гофр

а) Расчет местной прочности коробчатых гофр. Под местной прочностью понимается прочность отдельных пластинок — граней, составляющих гофру, при изгибе их в поперечной (по отношению к образующим гофры) плоскости. При этом считается, что грани взаимно оперты друг на друга по линии их пересечения (на ребрах гофры). Учитывая большое соотношение длины и ширины граней, их можно рассматривать как лежащие по цилиндрической поверхности и рассчитывать как систему балок-полосок с пролетом, равным расстоянию между ребрами.

В качестве расчетных изгибающих моментов для проверки местной прочности гофр следует принимать моменты на ребрах, определяемые по формуле

$$M_{\text{расч}} = \alpha h \frac{pR^2}{12} \quad (302)$$

где p — интенсивность нагрузки (давления); при горизонтальном расположении гофр интенсивность нагрузки определяется на уровне нижнего ребра, при вертикальном расположении гофр — на уровне нижнего торца рассчитываемой гофры;

h — коэффициент, учитывающий соотношение ширины граней a и b и равный $h = 1 - \frac{a}{b} + \left(\frac{a}{b}\right)^2$;

α — коэффициент заделки граней на ребрах, учитывающий превышение действительных изгибающих моментов против величины момента жесткой заделки. Впредь до уточнения этого вопроса можно принимать $\alpha \approx 1,3$.

б) Расчет местной прочности волнистых гофр. Проверка местной прочности волнистых гофр состоит в определении напряжений в сечениях гофр, параллельных образующей, возникающих при действии поперечной нагрузки [31].

Напряжения в среднем слое гофры получаются наибольшими в сечениях, соответствующих вершине или впадине гофры, и являются растягивающими при действии нагрузки с вогнутой стороны и сжимающими при действии нагрузки с выпуклой стороны (рис. 55).

В сечениях, соответствующих месту наименьшей кривизны (сечение α — α на рис. 55), напряжения в среднем слое равны нулю. Величина наибольших напряжений в среднем слое определяется формулой

$$\sigma_1 = k \frac{p r^2}{t}, \quad (203)$$

где p — давление на уровне рассматриваемой гофры, кг/см²;
 r — радиус цилиндрической поверхности, образующей гофру;
 t — толщина листа;
 k — численный коэффициент, зависящий от угла α , значения которого даны ниже в табл. 50.

Таблица 50

Коэффициенты для определения наибольших напряжений в среднем слое волнистой гофры

α	30°	45°	60°	90°
k	1,571	1,580	1,593	1,607

Напряжения от изгиба в соответствующих сечениях определяются по величинам изгибающих моментов.

Изгибающий момент в сечении, соответствующем вершине или впадине гофры (на единицу длины гофры), определяется по формуле:

$$M_1 = k_1 p r^2, \quad (204)$$

Изгибающий момент в сечении, соответствующем месту изменения кривизны гофры, определяется по формуле:

$$M_2 = k_2 p r^2, \quad (205)$$

Значения числовых коэффициентов k_1 и k_2 приводятся в табл. 51 в зависимости от величины угла α .

Таблица 51

Коэффициенты для определения изгибающих моментов в сечении волнистой гофры

α	30°	45°	60°	60°	70°	80°	90°
k_1	0,018	0,031	0,050	0,073	0,102	0,134	0,174
k_2	0,021	0,036	0,056	0,081	0,111	0,147	0,187

Наибольшее напряжение от изгиба определяется по формуле:

$$\sigma = \pm \frac{6M}{t^2}.$$

Наибольшие суммарные напряжения в сечениях, соответствующих вершине или впадине гофр, получаются арифметическим суммированием напряжений в среднем слое и напряжений от изгиба.

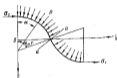


Рис. 55.

Приведенные выше формулы для определения напряжений в меридиональных сечениях выведены в предположении, что при общем изгибе гофр сохраняет гипотезу плоских сечений, т. е. напряжения в поперечных сечениях гофра можно определять по обычным формулам изгиба балок.

Поэтому, применяя формулы (203), (204) и (205) дает достаточно точные результаты лишь при относительно вытянутых гофрах (отношение пролета гофра к ширине больше двух-трех).

При меньших отношениях указанные формулы дают некоторую ошибку в безопасную сторону.

3. Расчет устойчивости гофра при изгибе

Сжатая от общего изгиба грань коробчатой гофры может потерять устойчивость, если эйлеровы напряжения грани, определяемые формулой $\sigma_e = 800 \times \left(\frac{1000}{\lambda}\right)^2$, будут меньше действующих. Хотя потеря устойчивости сжатой грани и не означает ни потерю несущей способности гофры, для переборок танкеров она недопустима. Рекомендуется доводить эйлеровы напряжения граней до предела текучести материала.

4. Расчет прочности рамных связей

Расчет рамных связей — рамных стоек или горизонтальных шельфов — производится в соответствии с указаниями § 27 настоящей главы с учетом следующих особенностей:

а) в качестве расчетной высоты стержня рамной связи принимается наименьшая высота (рис. 56);

б) гофрированная обшивка включается в работу подкрепляющей рамной связи совершенно незначительно. Во всяком случае не следует ширину присоединенного пояса гофрированной обшивки коробчатых гофр принимать больше, чем половину ширины свободного пояса рамной связи.

Для волнистых гофр ширину присоединенного пояса рекомендуется принимать такой, при которой площадь присоединенного пояса становится равной площади свободного пояса рамной связи.

При расчетах прочности рамных связей следует иметь в виду появление зон концентрации напряжений в стенке связи в месте начала впадин гофр (см. рис. 56). По предварительным данным, коэффициент концентрации достигает здесь величины около 2,0, что следует учитывать путем соответствующего увеличения расчетных напряжений. Где только представляется возможным, целесообразно ставить симметричные связи, с расположением гофрированного пояса в районе нейтральной оси рамных связей.



Рис. 56.

1 — высота гофра;
2 — ширина
соединенного
пояса.

ГЛАВА V

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕАКЦИИ КИЛЬБЛОКОВ И ИЗГИБАЮЩИХ МОМЕНТОВ ПРИ ПОСТАНОВКЕ СУДА В ПЛАВУЧИЙ И СУХОЙ ДОКИ

При расчете постановки судна в плавучий док корпус судна и док рассматриваются как две упругие балки с переменными моментами инерции, соединенные сплошным упругим основанием переменной жесткости (см. рис. 57).

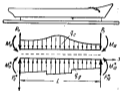


Рис. 57.

Обозначим:

- v_c — вертикальное перемещение судна;
- v_d — вертикальное перемещение дока;
- φ_c — интенсивность сил поддержки плавучего дока, уравновешивающих вес судна;
- φ_d — интенсивность веса судна;
- R — интенсивность сил реакций кильблоков;
- M_c — изгибающий момент судна;
- M_d — изгибающий момент дока;
- \mathfrak{M} — изгибающий момент системы судно — плавучий док;
- N_c — срезающая сила судна;
- N_d — срезающая сила дока;
- \mathfrak{N} — срезающая сила системы судно — плавучий док;
- J_c — момент инерции поперечного сечения судна;
- J_d — момент инерции поперечного сечения дока;
- K — коэффициент жесткости упругой связи дока и судна.

Задача о постановке судна в плавучий док сводится к интегрированию дифференциального уравнения изгиба условной балки системы судно — плавучий док, перемещение которой

$$v = v_c - v_d,$$

Балка эта лежит на упругом основании жесткости K , момент инерции ее

$$J = \frac{I_c I_0}{I_c + I_0}. \quad (207)$$

Если материал дока отличается от материала судна — стали, то J_0 есть приведенный момент инерции, который равен произведению действительного момента инерции дока на отношение модуля упругости материала дока к модулю стали.

Расчет, изложенный ниже, основан на интегрировании уравнения изгиба условной балки. Балка по длине разбивается на ряд участков, и в пределах каждого моменты инерции судна и дока, коэффициент жесткости упругой связи между ними, а также интенсивности нагрузки судна и дока принимаются постоянными, равными средним значениям на данном участке. На длине скоростной части судна достаточно брать десять равных участков. Длина участка l , номер участка совпадает с номером пидека на левом конце.

При выполнении числового расчета для каждого участка находят следующие вспомогательные величины:

$$\alpha = \alpha l = \sqrt[4]{\frac{K}{4EI}} \cdot l = \sqrt[4]{\frac{k}{4E} \left(\frac{1}{I_c} + \frac{1}{I_0} \right)} \cdot l, \quad (208)$$

интенсивность нагрузки

$$q = \frac{1}{1+f} q_s + \frac{f}{1+f} q_0, \quad (209)$$

где

$$f = \frac{I_c}{I_0}; \quad (210)$$

коэффициенты

$$\eta = e^{-\alpha l} \cos \alpha l, \quad \zeta = e^{-\alpha l} \sin \alpha l, \quad (211)$$

$$\gamma = \frac{1}{2} + \frac{1}{4} \frac{a_1}{a_{1+1}} + \frac{1}{4} \frac{k_1 a_{1+1}}{k_{1+1} a_1}, \quad (212)$$

$$\gamma' = \frac{1}{2} + \frac{1}{4} \frac{a_1}{a_{1-1}} + \frac{1}{4} \frac{k_1 k_{1-1}}{k_{1-1} a_1 k_1}, \quad (212')$$

а также

$$h = \frac{q}{2}, \quad (213)$$

$$H_l = \frac{1}{2} (k_{l+1} - k_l) \quad (214)$$

в функции A , B и A' , B' .

При интегрировании уравнения изгиба условной балки функции A , B и A' , B' разложены в ряды по степеням малых параметров. Ряды эти быстро сходятся. Для получения практически необходимой точности в расчетах достаточно ограничиваться первыми членами. Тогда значения A , B и A' , B' находятся по следующим рекуррентным формулам:

$$\left. \begin{aligned} A_{l+1} &= |\gamma a - H|_l, \\ B_{l+1} &= |\gamma b|_l. \end{aligned} \right\} \quad (215)$$

$$\left. \begin{aligned} A'_{l+1} &= \gamma' a' |_l + H_{l-1}, \\ B'_{l+1} &= |\gamma' b'|_l. \end{aligned} \right\} \quad (215')$$

в которых

$$\left. \begin{aligned} a_i &= |A \varphi + B \zeta|_i \\ b_i &= |-A \zeta + B \varphi|_i \end{aligned} \right\} \quad (216)$$

$$\left. \begin{aligned} a'_i &= |A' \varphi + B' \zeta|_i \\ b'_i &= |-A' \zeta + B' \varphi|_i \end{aligned} \right\} \quad (216')$$

Функции A, B вычисляются в порядке возрастания индекса i , т. е. слева направо, а A', B' — в порядке убывания индекса i , т. е. справа налево.

Начальные значения этих функций определяются выражениями

$$\left. \begin{aligned} B_0 &= \left| -\frac{2a^2}{k(1+j)} (M + jM^0) - b' \right|_0 \\ A_0 &= \left| \frac{2a}{k(1+j)} (P^0 + jP^0) - B + a' + b' \right|_0 \end{aligned} \right\} \quad (217)$$

$$\left. \begin{aligned} B'_0 &= \left| -\frac{2a^2}{k(1+j)} (M'_0 + jM'_0) - b \right|_0 \\ A'_0 &= \left| \frac{2a}{k(1+j)} (P'_0 + jP'_0) - B' + a'' + b \right|_0 \end{aligned} \right\} \quad (217')$$

Перемещения, изгибающие моменты и срезающие силы условной балки в точках, непосредственно примыкающих справа и слева к границам участков, вычисляются по формулам:

$$\left. \begin{aligned} v_{i+0} &= |A + a' + k|_i \\ M_{i+0} &= \left| \frac{k}{3a^2} (B + B') \right|_i \\ N_{i+0} &= \left| \frac{k}{2a} (A + B - a' - b') \right|_i \end{aligned} \right\} \quad (218)$$

$$\left. \begin{aligned} v_{i-0} &= |A' + a'' + k|_{i-1} \\ M_{i-0} &= \left| \frac{k}{3a^2} (B' + b) \right|_{i-1} \\ N_{i-0} &= \left| \frac{k}{2a} (A' + B' - a'' - b) \right|_{i-1} \end{aligned} \right\} \quad (218')$$

За расчетные значения принимаются средние:

$$\left. \begin{aligned} v_i &= \frac{1}{2} (v_{i-0} + v_{i+0}), \\ M_i &= \frac{1}{2} (M_{i-0} + M_{i+0}), \\ N_i &= \frac{1}{2} (N_{i-0} + N_{i+0}). \end{aligned} \right\} \quad (219)$$

Наконец даем формулы для определения интенсивности сил режущих стальных

$$r_i = |k_p \cdot v|_i \quad (220)$$

изгибающих моментов судна и дока

$$\left. \begin{aligned} M_{\mu} &= \left| \frac{J_p}{1+j_p} \mathfrak{M} + M \right|_i \\ M_{\mu'} &= \left| \frac{1}{1+j_p} \mathfrak{M} - M \right|_i \end{aligned} \right\} \quad (221)$$

срезающихся сил судна и дока

$$\left. \begin{aligned} N_{\alpha} &= \left| \frac{J_{\beta}}{1+J_{\beta}} N + N' \right|_{\alpha}, \\ N_{\beta} &= \left| \frac{1}{1+J_{\beta}} N - N' \right|_{\beta}, \end{aligned} \right\} \quad (222)$$

в которых расчетные значения k и j определяются выражениями:

$$k_{\beta} = \frac{1}{2} (k_{\beta-1} + k_{\beta}), \quad (223)$$

$$j_{\beta} = \frac{1}{2} (j_{\beta-1} + j_{\beta}). \quad (224)$$

Формулы для расчета постановки судна в сухой док получаются как частный случай рассмотренной задачи. В практике судостроения деформацией сухого дока пренебрегают, считая его абсолютно жестким. Это допущение соответствует предположению, что момент инерции дока равен бесконечности. Тогда из соотношений (206), (207), (209) и (210) следует

$$\sigma = \sigma_0, \quad I = I_0, \quad q = q_0, \quad j = 0,$$

т. е. изгиб условной балки соответствует изгибу судна. Несколько упрощаются выражения для определения начальных значений функций A , B и A' , B' .

$$\left. \begin{aligned} B_0 &= \left| -\frac{2\alpha^2}{k} M - B' \right|_0, \\ A_0 &= \left| \frac{2\alpha}{k} P - B + a' + B' \right|_0, \end{aligned} \right\} \quad (225)$$

$$\left. \begin{aligned} B'_0 &= \left| -\frac{2\alpha'}{k} M_{10} - b \right|_0, \\ A'_0 &= \left| \frac{2\alpha'}{k} P_{10} - B' + a + b \right|_0, \end{aligned} \right\} \quad (225')$$

Деформация судна и условия в этом случае определяются формулами (218), (218'), (219), (220) и (223). Формулы (221), (222) и (224) отпадают.

Расчет постановки судна в плавающий док начинается с определения равновесного состояния дока. Силы веса судна и силы поддержания дока должны быть взаимно уравновешенной системой сил.

Срезающиеся силы и изгибающие моменты системы судно—док у концов линии казёбной находится по выражениям (см. рис. 1)

$$\mathfrak{R}_0 = P_0 - P'_0, \quad \mathfrak{R}_{10} = -P_{10} + P'_{10},$$

$$\mathfrak{M}_0 = M_0 - M'_0, \quad \mathfrak{M}_{10} = M_{10} - M'_{10}.$$

Расчет выполняется в трех таблицах.

В табл. 52 определяются срезающиеся силы и изгибающие моменты системы судно—док, а также по формулам (208), (209), (210), (212), (212'), (213) и (214) вспомогательные величины расчета в предположении, что J_{β} не меняется по длине, как это обычно имеет место в практике. В строки 1, 2, 7 и 8 вносятся исходные данные расчета. В строках 3—6 определяются срезающиеся силы и изгибающие моменты системы судно—док. Контролем правильности определения срезающихся сил и изгибающих моментов является получение \mathfrak{R}_{10} и \mathfrak{M}_{10} для $i=10$ в строках 4 и 6.

Вспомогательные величины для построения сумм в поперечной ленте

№	Вычисляемые величины	r				
		0	1	...	9	10
1	$Q_0 = r$					—
2	$Q_1 = r$					—
3	$(1) - (2)$					—
4	$Q_2 = \Sigma(3)$ по строкам, r	$9r_0$	1			—
5	$\Sigma(4)$ по строкам	$\frac{9}{r} 9r_0$				—
6	$Q_3 = 1/2(5) - (1)$ по	$9r_0$				—
7	$A_1 = (6)/a^2$					—
8	$I_0 = a^2$					—
9	$\frac{a^2}{4a^2} \cdot (7)$					—
10	$1/(8)$					—
11	$(10) + 1/(8)$					—
12	$a^2 = (9) \cdot (11)$					—
13	$a^2 = \sqrt[4]{(12)}$					—
14	$q = a^{-2} \cos a$					—
15	$l = a^{-2} \sin a$					—
16	$f = (8) \cdot q$					—
17	$(7) \cdot (1) + (16)$					—
18	$q_1 = (1)/(9), 14, \text{ см}$					—
19	$q_2 f = (2)/(9)(10), 14, \text{ см}$					—
20	$(18) + (19)$					—
21	$A = (20) \cdot (10)/(17), \text{ см}$					—
22	$H = 1/2[(21)_{1+1} - (21)_1], \text{ см}$					—
23	$a_1/a_{1+1} = (18)_1/(18)_{1+1}$					—
24	$A_1/A_{1+1} = (7)_1/(7)_{1+1}$					—
25	$(23)/4$					—
26	$(24)/4 - (25)$					—
27	$\gamma = 1/2 + (26) + (25)$					—
28	$\gamma_1 = (14) \cdot (27)$					—
29	$\gamma_2 = (15) \cdot (27)$					—
30	$a_1/a_{1+1} = (17)_1/(17)_{1+1}$					—
31	$A_1/A_{1+1} = (7)_1/(7)_{1+1}$					—
32	$(30)/4$					—
33	$(31)/4 - (32)$					—
34	$\gamma' = 1/2 + (33) + (32)$					—
35	$\gamma'_1 = (14) \cdot (34)$					—
36	$\gamma'_2 = (15) \cdot (34)$					—
37	$1/2(A_1)^2 = 1/2(7)_1^2 \cdot 10^{-2} \cdot (13)^2, \text{ см/см}$					—

Значения η и ξ берутся из таблиц [3] по найденным в строке 13 значениям α .

В табл. 53 вычисляются значения функций A , B и A' , B' по формулам (10) и (10'). Вначале по данным таблицы 52 заполняются полностью строки 1, 2, 5, 10, 11 и 14. По формулам (217), пренебрегая α_0^i и β_0^i , определяются предварительные значения B_0 и A_0 , т. е.:

$$B_0^{(0)} = \left| -\frac{2^0 \alpha^0}{k(1+\beta)} (M + jM^*) \right|_0,$$

$$A_0^{(0)} = \left| \frac{2^0}{k(1+\beta)} (P + jP^*) - B_0^{(0)} \right|_0.$$

Таблица 53

Определение функций A , B и A' , B'

№	Вычисленные элементы	i				
		0	1	...	8	9
1	η					—
2	ξ					—
3	(1) (8)					—
4	(2) (8)					—
5	$-N$					—
6	$A_{i+1}^{(0)} = [(6) + (8) + (5)] i$	$A_0^{(0)}$				
7	$-(7) (8)$					—
8	(1) (5)					—
9	$B_{i+1}^{(0)} = [(7) + (8)] i$	$B_0^{(0)}$				
10	η^2	—				
11	ξ^2	—				
12	(10) (16)	—				
13	(11) (16)	—				
14	N_{i-1}	—				
15	$A'_{i-1} = [(12) + (13) + (14)] i$	—				A'_0
16	$-(11) (15)$	—				
17	(10) (16)	—				
18	$B'_{i-1} = [(15) + (17)] i$	—				B'_0
19	(1) (21)	—				—
20	(2) (24)	—				—
21	$A_{i+1}^{(1)} = [(4) + (19) + (20)] i$	A_1				
22	$-(2) (21)$	—				—
23	(1) (24)	—				—
24	$B_{i+1}^{(1)} = [(22) + (23)] i$	B_1				

Эти значения вписываются в 6 и 9 строку для $i=0$. Производятся операции, указанные в строках 3, 4, 7, 8 и 6, 9, и находятся $A_0^{(0)}, B_0^{(0)}$, которые вписываются в 6 и 9 строку для $i=1$. По $A_0^{(0)}, B_0^{(0)}$ вычисляются $A_1^{(0)}, B_1^{(0)}$, и т. д. до $A_8^{(0)}, B_8^{(0)}$. По формулам (216) для $i=9$ находятся α_9 и β_9 , затем по (216') определяются B_9^i и A_9^i . Эти значения вписываются в 15 и 18 строку для $i=9$. По ним вычисляются A'_9, B'_9 и т. д. до A'_0, B'_0 . Заполнение строк 12, 13, 16, 17 и 15, 18 производится справа

Определение переменных, интенсивности для рекурсивных моделей
и их взаимосвязи, коэффициенты

№	Вычисленные величины	i				
		0	1	...	q	∞
1	A					
2	B					
3	A'					
4	B'					
5	γ					
6	ε					
7	$\sqrt{14} = (1) (8)$					
8	$\sqrt{2} = (2) (8)$					
9	$a = (7) + (8)$					
10	$\sqrt{4} = (1) (8)$					
11	$\sqrt{8} = (2) (8)$					
12	$b = (11) - (10)$					
13	$\sqrt{4}' = (3) (8)$					
14	$\sqrt{8}' = (4) (8)$					
15	$a' = (13) + (14)$					
16	$\sqrt{4}'' = (2) + (8)$					
17	$\sqrt{8}'' = (4) (8)$					
18	$b' = (17) - (16)$					
19	h					
20	$v_{1+0} = (1) + (18) + (19)$	v_h				
21	$\varphi_{1+0} = [(8) + (9) + (10)]_{1-1}$	—			φ_h	
22	$\varphi = 1/2 [(20) + (21)]$, ca	v_h			φ_h	
23	$k, \sqrt{2}/\sqrt{2}$					
24	$k_p = 1/2 [(22)_{1-1} + (23)_1]$	k_h			k_h	
25	$r = (22) (24) \cdot 10^{-2}$, $r/\sqrt{2}$					
26	$1/32 \sqrt{2}$, $ca/\sqrt{2}$					
27	$B + B' = (2) + (18)$					
28	$M_{1+0} = - (26) (27)$	M_h				
29	$B'' + b = (4) + (12)$					
30	$M_{2+0} = - [(28) (29)]_{1-1}$	—			$M_{h'}$	
31	$M = 1/2 [(28) + (30)]$, ca	M_h			$M_{h'}$	
32	f					
33	$f_p = 1/2 [(32)_{1-1} + (33)_{1+1}]$	f_h			f_h	
34	$\sqrt{2}$, ca					
35	$\sqrt{2} \sqrt{f} + f_p = (34) \sqrt{f} + (32)$					
36	$\sqrt{2} \sqrt{f} + f_p = (33) + (35)$					
37	$M_1 = (31) + (36)$, ca					
38	$M_2 = (32) - (33)$, ca					

Всесоюзными вычислениями для постановки судна в сухой док

№	Вычисленные величины	l				
		0	1	...	8	9
1	$A_0, \text{ кг/см}^2$					
2	$I_0 = A_0^2$					
3	$a^2 = \frac{P}{4E} \cdot (11)(2)$					
4	$\alpha = \sqrt{\frac{1}{(3)}}$					
5	$\gamma = e^{-\alpha} \cos \alpha$					
6	$\zeta = e^{-\alpha} \sin \alpha$					
7	$a_0, \text{ кг/см}^2$					
8	$A = (7) \cdot (3)(7), \text{ мм}$					
9	$H = 1/2 [(8)_{i+1} - (8)_i], \text{ мм}$					
10	$a_0/a_{i+1} = (4)_i/(4)_{i+1}$					
11	$A_0/A_{i+1} = (11)_i/(11)_{i+1}$					
12	$(10)_i/A$					
13	$(11)_i/(1) \cdot A$					
14	$\gamma = 1/2 + (12) + (8)$					
15	$\gamma \zeta = (5) \cdot (14)$					
16	$\gamma (8) \cdot (14)$					
17	$a_0/a_{i-1} = (4)_i/(4)_{i-1}$	—				
18	$A_0/A_{i-1} = (11)_i/(11)_{i-1}$	—				
19	$(17)_i/A$	—				
20	$(18)_i/(7) \cdot A$	—				
21	$\gamma' = 1/2 + (16) + (20)$	—				
22	$\gamma' \zeta = (5) \cdot (21)$	—				
23	$\gamma' (8) \cdot (21)$	—				
24	$1/2E/a^2 = 1/2(1) \cdot P \cdot 10^{-9}/(4)^2, \text{ см/мм}$					

налево. По формулам (11') для $i=0$ находят a_0^i и b_0^i , после чего вычисляются окончательные значения B_0 и A_0 по формулам:

$$B_0 = B_0^i - b_0^i, \quad A_0 = A_0^i + 2b_0^i + a_0^i.$$

Значения A_0 , B_0 записаны в строки 21 и 24 для $i=0$. По значениям A_0 , B_0 в строках 19—24 определяются окончательные значения всех A , B таким же способом, как и их предварительные значения.

В табл. 54 строки 1—6, 19, 23, 26, 32 и 34 заполняются по данным таблицы 52 и 53. По формулам (217), (217') и (218) вычисляются перемещения и изгибающие моменты условной балки, а по ним в соответствии с формулами (219), (220), (222) и (223) интенсивность сил реакций кильблоков и изгибающие моменты судна и дока. Способ вычисления этих величин описан на таблице. Определение срезающих сил судна и дока в таблице не произведено, так как нужны они бывают

очень редко. В случае необходимости для нахождения их надо применить формулы (221), и табл. 54 продолжать.

Расчет постановки судна в сухой док выполняется также в трех таблицах. В табл. 55 определяются вспомогательные величины расчета. Исходные данные вносятся в строки 1, 2 и 7. По ним вычисляются все вспомогательные величины, способ определения которых неся в таблице.

В табл. 53 вычисляются значения функций A , B и A' , B' . Форма этой таблицы и порядок ее заполнения также же, как и для расчета постановки судна в плавающий док. Начальные значения функций определяются по формулам (225) и (225').

В табл. 54 находится перемещение, интенсивность сил резкой килевки и килебаковые моменты. Форма этой таблицы одинакова как для расчета постановки судна в плавающий док, так и в сухой док, только строки 33—35 при расчете постановки судна в сухой док отпадают. Вычисленные в таблице значения σ и M относятся к судну.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бурбон Н. Г. Давление в турсе «Стальной оболочки» корабля. Литературный институт им. М. И. Калашова. Л., 1933.
2. Павловский П. Ф. Строительная механика корабля, часть I, т. 1, М., Морской, 1945.
3. Павловский П. Ф. Строительная механика корабля, часть I, т. 2, М., Морской, 1947.
4. Павловский П. Ф. Строительная механика корабля, ч. II, М., Судостроитель, 1941.
5. Курдюмов А. А. Принципы рационального проектирования корпусных конструкций, ЛКИ, 1931.
6. Короткий Я. И., Давыдов А. Э., Сиверс Н. Л. Матрица и устойчивость стальной и стержневых систем, Л., Машино, 1953.
7. Короткий Я. И., Давыдов А. Э., Сиверс Н. Л. Матрица и устойчивость плоской и круговой мембранной оболочки, Судостроитель, 1955.
8. Шиманский Ю. А. Справочник по судостроению, т. 2.
9. Шиманский Ю. А. Справочник по судостроению, т. 3.
10. Сиверс Н. Л., Давыдов Я. И., Матусов И. В. Устойчивый каркас при прогибе судовых структурных элементов, М., Ресурсы, 1953.
11. Курдюмов А. А. Проектирование корабля, Л., Судостроитель, 1955.
12. Максимаджин А. И. Приближенные формулы для расчета деформации поперечной морской структурной судна. Труды ЦНИИМФ, вып. 3, 1957.
13. Редлинский Л. Я. Проектирование руля на транспортном судне. Изд. «Морской транспорт», 1956.
14. Морской Регистр СССР. Правила классификации и постройки морских стальных судов, 1949.
15. Морской Регистр СССР. Проект Правил классификации и постройки морских стальных судов. Россия 1954—1955 и 1956.
16. Общепринятые методы и временные нормы проектирования, ч. I и 2, ЦНИИМФ, 1955.
17. Курдюмов А. А. Устойчивость плоской перевернутой, изогнутой и скрученной системы, Труды ЛКИ, вып. XI, 1933.
18. Давыдов А. Э. Расчет перевернутой на устойчивость, Л., ЛКИ, 1935.
19. Вольгов М. А. и Максимаджин А. И. Практические методы расчета стальных перевернутых с учетом влияния жесткости мембранной рамы. Труды ЦНИИМФ, вып. XXVII, Л., 1954.
20. Вольгов М. А. Указания по расчету некоторых типов рамы перевернутой мембранной судна. — Труды ЦНИИМФ, вып. 24, 1953.
21. Короткий Я. И. Устойчивость плоской оболочки лонца с учетом влияния поперечных флангов, Л., Труды ЛКИ, вып. XVI, 1933.
22. Паннов В. В. О наибольшей изгибающей моменте при статической постановке корабля на волну. Труды ВНИТОСС, ч. V, вып. 4, 1948.
23. Морской Регистр СССР. Правила классификации и постройки морских стальных судов, 1955.
24. Колянов В. В. О расчете лонцевых перевернутых в упругопластический стадии. Труды ЦНИИМФ, вып. 9, 1957.
25. W. Muskhelishvili, *Shipbuilder and Marine Engine-Builders* vol. 61, 247, 1954.
26. Шиманский Ю. А. Расчет прочности корпуса корабля при постановке в док в прог сужен, М., Обorong, 1946.
27. Максимаджин А. И. Приближенные приближенные формулы для деформации поперечной морской стальной структурной судна. ЦНИИМФ (диссертация), 1955.
28. Временные нормы прочности морских стальных судов. ЦНИИМФ, 1955.
29. Короткий Я. И. К вопросу об устойчивости мембранных перевернутых ребер при изгибных нагрузках, Труды ЦНИИМФ, вып. 9, 1957.
30. Труды НТО Судостроительная промышленность, том VII, вып. 1, Л., Судостроитель, 1955.
31. Короткий Я. И. и Максимаджин А. И. Формулы для проверки устойчивости мембранных перевернутых ребер. «Судостроение», № 4, 1953.
32. Давыдов Л. В. Расчет балки на упругом основании арматурованной в задаче постановки судна в док, ОИИМФ, диссертация, 1953.

ПЕРЕЧЕНЬ ТАБЛИЦ, ПРИВЕДЕННЫХ В МЕТОДИКЕ

1. Коэффициенты для построения ступенчатой кривой веса корпуса	11
2. Таблица загрузки	12—13
3. Построение кривой для определения теоретического отбоя	14
4. Удифференцировка судна на такой воде	16—17
5. Поперечнополюсные сдвиги и катящиеся моменты на такой воде	18
6. Относительные значения трудностей $\frac{C}{C_0}$	19
7. Удифференцировка судна на воде $\lambda = \lambda_0$ по масштабу Босмана	21
8. Поперечнополюсные перерывающие сдвиги и катящиеся моменты на всплошь — вода	22
9. Суммарные поперечнополюсные сдвиги и катящиеся моменты	23
10. Максимальные значения катящихся моментов и поперечнополюсные сдвиги	24
11. Коэффициенты для определения действительного катящегося момента	25
12. Коэффициенты для определения действительного ЦУ волнения плавника орудия	26
13. Вычисление элементов эквивалентного бруса (второе приближение)	28
14. Коэффициент χ для расчетных выборов и срезовых, отличных от малых	34
15. Значения коэффициента A в формуле для вычисления τ_0	37
16. Значения коэффициента A в формуле для вычисления τ_0	—
17. Значения коэффициента A в формуле для вычисления τ_0 для срезовых досчатых ребер с разрывами	38
18. Коэффициенты для вычисления среднего момента инерции на единицу дли поперечного сечения галфа	40
19. Значения коэффициента μ	42
20. Вычисление критического напряжения поперечной	44
21. Значения функции H для $\lambda = \lambda_0$	45
22. Коэффициенты для расчета перевернутой с тремя поперекрестными связями	46—51
23. Коэффициенты для вычисления реакции на средней фланг для перевернутой с тремя поперекрестными связями	52
24. Коэффициенты для расчета перевернутой с одной поперекрестной связью	54
25. Коэффициенты для расчета перевернутой с двумя поперекрестными связями	56
26. Коэффициенты для определения реакций на средней фланг перевернутой связи поперекрестными срезами	57
27. Коэффициенты для расчета перевернутой с тремя поперекрестными связями (при разных расстояниях между поперекрестными связями)	58—59
28. Коэффициенты для вычисления реакции на средней фланг для перевернутой с тремя поперекрестными связями (при равных расстояниях между поперекрестными связями)	61
29. Коэффициенты для расчета перевернутой с двумя поперекрестными связями	62
30. Коэффициенты для расчета перевернутой с тремя поперекрестными связями по методу главными осей	63
31. Значения коэффициентов τ_0 , τ_0' и $\frac{C_0}{C_0'}$ для перевернутой с двумя поперекрестными связями	65
32. Максимальные функции для расчета балок на сплошном гнутом сечении	67
33. Коэффициенты для расчета перевернутой с квадратными	68
34. Вычисление элементов эквивалентного бруса по второму приближению (вариант 1)	71
35. Вычисление элементов эквивалентного бруса по второму приближению (вариант 2)	—
36. Вычисление теоретических значений поперечного сечения балки	75
37. Коэффициенты для расчета прогиба ребер жесткости с разрывными сечениями	—
38. Средние значения выходящей в сдвиге второй категории	78

36. Суммарные изгибающие и сдвигающие моменты (тангоры)	76
37. Вычисление радиальных коэффициентов	80
38. Вычисление момента сжатия W_3 для стержня $\frac{\text{сжатая}}{\text{растянутом}}$ палубы	—
39. Вычисление моментов поперечного сечения, исключившего только W_3 и сдвиг	82
40. Вычисление статических моментов	83
41. Коэффициенты для расчета бортовых переборок с двумя рамными шпангоутами и одним стрингером	88
42. Коэффициенты для расчета бортовых переборок с двумя рамными шпангоутами и одним стрингером	94
43. Коэффициенты для расчета бортовых переборок с тремя рамными шпангоутами и одним стрингером	96
44. Вспомогательные функции балки на упругом основании	—
45. Коэффициенты для расчета двутавровых переборок тангоров (средней толщины)	106
46. Коэффициенты для определения изгибающих моментов в стрингерах и рамных шпангоутах системы борт — продольная переборка тангоров	111
47. Коэффициенты для определения изгибающих моментов и перегибывающих сил в шпангоуте и вертикальной рамной стойке поперечной переборки (2 шпангоута)	118
48. Коэффициенты для определения изгибающих моментов и перегибывающих сил в шпангоуте и вертикальной рамной стойке поперечной переборки (3 шпангоута)	119
49. Функция $h = f(\lambda_2)$ для вычисления теоретических моментов, возникающей гофры	123
50. Коэффициенты для определения наибольшей изгибающей и сдвигающей силе в гофрированной гофре	125
51. Коэффициенты для определения изгибающих моментов в стержнях волнистой гофры	—
52. Вспомогательные величины для построения судна в поперечной плоскости	131
53. Определение функций A , B и A' , B'	132
54. Определение перегибывающих, изгибающих сил реакцией изгибающего и поперечного моментов	133
55. Вспомогательные величины для построения судна в судоустройственной плоскости	134

О Г Л А В Л Е Н И Е

Предисловие к первому изданию	3
Предисловие ко второму изданию	—
Предисловие к третьему изданию	4
Введение	5
Основные условные обозначения	7

Г л а в а I. Вычислениягибающихмоментовиперерывающихсил приобщемгибесуда

§ 1. Общие указания	8
§ 2. Распределение поперечной нагрузки судна по теоретическим шпангоутам	9
§ 3. Построение кривой сил поддеушиной теоретическим способом	11
§ 4. Удифференцированием судна и вычислениягибающихмоментовиперерывающихсилнакаждойбобе	15
§ 5. Указаниякрасчетнымдлинамдлиннагибающихмоментовиперерывающихсилнаверфляхиполозьяхволна	19
§ 6. Определение суммарныхгибающихмоментовиперерывающихсил	23
§ 7. Приближенные формулы для определения общегогибающегомомента в заданном сечении и расчетного значения перерывающей силы	24
А. Постоянное сечение составных гибящихмоментовнакаждой бобе на миделе	25
Б. Приближенное определение поперечногогибающегомомента при статической нагрузке судна на верфляхиполозьяхволна	—
В. Изменениегибающегомомента в заданном сечении при изменении поперечной нагрузки судна	26
Г. Изменениегибающегомомента в заданном сечении при изменении общего расположения судна в состоянии балластировки	27
Д. Плановое изображение общей кривой на основании суммарногогибающегомомента на миделе при возмущениях L, B, T и общем расположении	28
Е. Приближенное определение расчетного значения перерывающей силы	29

Г л а в а II. Проверочный расчет общей прочности судна и суммарные напряжения

§ 8. Общие указания. Исходные данные	30
§ 9. Вспомогательные элементы конструктивного бруса и определение напряжений от общегогиба судна в первом приближении	32
§ 10. Проверка устойчивости связей корпуса	34
А. Проверка устойчивости шпангоутов	—
Б. Проверка устойчивости балки предельного набора	37
В. Проверка устойчивости гребероночных переборок	38
Г. Проверка устойчивости надбрусных переборок	41
§ 11. Расчет деформаций переборок стальной конструкции	45
А. Установление величин расчетных нагрузок на переборки	—
Б. Типы деформаций переборок стальной конструкции	46
В. Установление величин расчетных связей	47
Г. Определение моментов инерции балок переборок	—
Д. Схемы расчета переборок расчетными типом	48
1. Общее замечание	—
2. Переборки с тремя или пятью переборочными связями	49
3. Переборки с большим числом односторонних переборочных связей при усилении вертикальным шпангоутом $L_{\text{в}} > 1,2L$	62
4. Переборки с несколькими симметричными переборочными связями, моменты инерции которых различны, при разных расстояниях между ними	—
5. Переборки с тремя переборочными связями в продольном направлении и двусторонней плоскости	67
§ 12. Редуцирование связей корпуса и вычисления напряжений от общегогибасудна во втором приближении	69

А. При продольной системе набора	68
Б. При поперечной системе набора	—
§ 13. Определение напряжений от изгиба динеровых продольных балок	74
А. Без расширения шпангоута на рабочих местностях	—
Б. С расширением шпангоута на рабочих местностях	75
§ 14. Определение напряжений от изгиба динеровой обшивки динеровым поясом	76
А. При продольной системе набора	—
Б. При поперечной системе набора	—
В. При продольной системе набора с учетом начальной кривой палубы обшивки	77
§ 15. Суммированные напряжения в стенке динера и промера условий прочности	—
А. Суммированные напряжения в динерных стенках судоустрояем судна	79
Б. Суммированные напряжения в динерных стенках танкеров	—
§ 16. Расчет прочности корпуса судна по предельным изгибающим моментам	79
§ 17. Определение касательных напряжений при обшивке киля судна	82

Глава III. Расчеты местной прочности судоустрояем судна

§ 18. Расчет местной прочности палубами переборок	84
А. Поперечная система набора	—
Б. Продольная система набора	87
§ 19. Указания по расчету шпангоутных рам	88
§ 20. Расчет бортовых наборов при наличии рамных шпангоутов и бортовыми стрингерами	90
А. Перекрытия, длина которых меньше по сравнению с его шириной в число рамных шпангоутов между переборками мало ($1 \leq n \leq 3$)	—
1. Перекрытия с одним стрингером и одним рамным шпангоутом	91
2. Перекрытия с одним стрингером и двумя рамными шпангоутами	—
3. Перекрытия с одним стрингером и тремя рамными шпангоутами, расположенными на равных расстояниях	95
Б. Перекрытия, длина которых больше по сравнению с его шириной в число рамных шпангоутов между переборками достаточно много (больше трех)	—
§ 21. Расчет прочности колоннастраничных переборок	97
А. Расчет стенок переборок	—
Б. Расчет листов обшивки переборок	98
§ 22. Расчет прочности поперечных переборок при вставлении в деки	99
§ 23. Обеспечение равномерности конструкций на стенке позадельного сопротивления и конструкции, выполняемых по Правилам Регистра СССР	101

Глава IV. Расчеты местной прочности танкеров

§ 24. Общие указания по расчету местной прочности	103
§ 25. Расчет выщелочных переборок	104
А. Общие положения	—
Б. Установление расчетной нагрузки на выщелочные переборки	—
В. Распределение статической воспламеняемости переборок	105
Г. Определение напряжений в продольных динерных балках	107
Д. Вычисления напряжений в динерных пластинах	—
§ 26. Расчет прочности бортовых наборов	—
А. Поперечная система набора борта (шпангоуты и бортовые стрингеры)	—
Б. Поперечная система набора при наличии рамных шпангоутов	109
В. Продольная система набора борта (продольными бортовыми балками и рамными шпангоутами)	112
§ 27. Расчет прочности плоских переборок танкеров	115
А. Общие указания	—
Б. Расчет прочности плоских поперечных переборок	—
В. Расчет прочности плоских продольных переборок танкеров	120
Г. Расчет местной прочности обшивки переборок	121
§ 28. Расчет гофрированных переборок	—
А. Правила обеспечения. Основные положения	—
Б. Расчет на деформацию изгибом	123
1. Расчет общей прочности гофра	—
2. Расчет местной прочности гофра	124
3. Расчет устойчивости гофра при изгибе	126
4. Расчет прочности рамных связей	—

Глава V. Определение реакций шпангоута и шпангоутных моментов при вставлении судна в пилонный и сухой док

Литература	126
Перечень таблиц, приложений и методик	137

О П Е Ч А Т К И

Стр.	Строка	Напечатано	Должно быть	По ка- ким
✓ 66	ф-ла (83)	$\dots \frac{Q_p l_m}{12a}$	$\dots \frac{Q_p l_m^2}{12a}$	Коррект
✓ 66	ф-ла (84)	$N_1 = \left[\frac{\gamma g l^2}{Q_p} \nu_1(x) \dots \right.$	$N_1 = \left[\frac{\gamma g l^2}{Q_p} \nu_1(x) \dots \right.$	Коррект
✓ 122	5 ст.	$J_p = \frac{\dots \sin^2 p}{\dots} (\dots)$	$J_p = \frac{\dots \sin^2 p}{\dots} (\dots)$	Коррект
✓ 128	ф-ла (212')	$+ \frac{1}{4} \frac{A_0 A_{1-1}}{A_{1-1} A_1}$	$+ \frac{1}{4} \frac{A_0 A_{1-1}}{A_{1-1} A_1}$	Редактор
✓ 128	ф-ла (217')	$A_0' = \{ \dots \sigma' + \delta \}_0$	$A_0' = \{ \dots \sigma + \delta \}_0$	Коррект
✓ 130	Табл. 54, графа 2 слова, строки 7 ст.	$\zeta A =$	$\gamma A =$	Коррект
✓ 133	Табл. 54, графа 2 слова, строки 16 ст.	$\dots (3) + (5)$	$\dots (3) + (5)$	Коррект
✓ 133	Табл. 54, графа 2 слова, строки 29 ст.	$\dots [(32) + \dots$	$\dots [(32)_{\gamma} + \dots$	Редактор
✓ 133	Табл. 54, графа 2 слова, строки 35 ст.	$33 (1) + J_p = (34) 1 + (33)$	$33 (1) + J_p = (34) (1) +$ $+ (33)$	Редактор
✓ 134	Табл. 55, графа 2 слова, строки 6 ст.	$\zeta = \sigma$	$\zeta = \sigma^{-1} \sin \sigma$	Редактор
✓ 134	Табл. 55, графа 2 слова, строки 14 ст.	$\gamma = 1/2 + (12) + (3)$	$\gamma = 1/2 + (12) + (3)$	Типограф