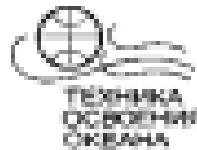


*I.N. Галахов  
D.E. Литонов  
I.A. Алисейчик*

# **ПЛАВУЧИЕ БУРОВЫЕ ПЛАТФОРМЫ (КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ)**

---



**ННГРАД  
УДОСТРОЕНИЕ™**

ББК 39.425.3

ГРН

УДК [629.126.74 : 622.242].009.11 : 239.4

## ОТ АВТОРОВ

### СЕРИЯ «ТЕХНИКА ОСВОЕНИЯ ОКЕАНА»

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕКТИВ СЕРИИ:

И. В. ИЮННИКОВ (ответственный ре-  
дактор), В. И. БАРАНЦЕВ, В. М. ГАВ-  
РИЛОВ, А. Н. ДМИТРИЕВ, В. А. ЛОБА-  
НОВ, Б. Г. МАСЛЕННИКОВ, И. В. МЕ-  
РЕНOV, В. А. МОЛЧАНОВ, И. Г. РУСЕ-  
ЦИЙ (засл. редактор), Н. П. ЧИКЕР,  
Н. П. ШАМАНОВ, А. И. ШАПОШНИ-  
КОВ, В. С. ЯСТРЕБОВ

Редактор  
проф., докт. техн. наук В. В. КОЗЛЯКОВ  
Научный редактор  
канд. техн. наук С. В. СОЧИЕНСКИЙ

527058

Фундаментальная

Библиотека

Гос. Береговстроиздат  
Библиотека

33805-855  
0480(1)-88 26-81

3800000000

Написание этой книги обусловлено двумя основными факторами: народнохозяйственной важностью создания плавучих технических средств освоения минеральных ресурсов континентального шельфа СССР и сложностью этой проблемы. В решении указанной проблемы обеспечение высокой надежности плавучих платформ составляет весьма существенную, если не доминирующую часть.

Примая во внимание, что вопросы прочности и конструкции плавучих буровых платформ в систематизированном виде в отечественной технической литературе освещаются впервые, авторы сочли целесообразным после общей характеристики плавучих платформ сосредоточить внимание на обосновании подхода к проектированию конструкций платформ с позиций прочности, рассмотрев наиболее важные ее аспекты. Изложение этих вопросов иллюстрируется результатами выполненных исследований и сопровождается практическими рекомендациями.

Авторы не склонны видеть свою работу свободной от недостатков, тем более что она касается новых и малоизученных объектов и явлений. Поэтому замечания и пожелания, направленные на улучшение содержания книги, будут приветствованы с благодарностью.

Распределение материала книги между авторами следующее: введение, § 9, 10, 12–14, 21–23, заключение написал И. Н. Гавахов; § 11, 15–20 — О. Е. Лятошов; § 1–8 — А. А. Алисейчик. Авторы приложительны первым читателям книг — рецензенту проф., докт. техн. наук В. В. Козлякову и научному редактору канд. техн. наук С. В. Сочиенскому.

Принципиальное значение приобретает создание научно-методической базы для проектирования платформ, отвечающих требованиям эксплуатации.

В последнее десятилетие во всем мире возрастают интенсивность освоения минеральных ресурсов континентального шельфа морей и океанов. В решении этой проблемы особое место принадлежит созданию надежных технических средств, включаящих буровые платформы различных типов, стационарные установки для эксплуатационного бурения и добычи нефти и газа, буровые суда, подводные трубопроводчики, подводные хранилища нефти и газа, суда снабжения плавучих платформ и стационарных установок в море, плавучие причалы, плавучие заводы для переработки нефти и газа.

Полупогруженные и самоподъемные буровые платформы — это совершившиеся новые для традиционного судостроения типы плавучих технических средств. Их архитектура и конструкция сформировались под влиянием основных требований, предъявляемых условиями эксплуатации: удержание с заданной точностью над определенной точкой морского дна при функционировании установки до значительной интенсивности волнения и ветра, выживание платформы при самых суровых штормах, которые могут быть в заданном районе ожидания в течение проектного срока службы сооружения.

Самоподъемные платформы обычно используются за глубинами моря до 90 м, хотя имеются проекты таких платформ для глубин моря до 120 м. Длина по рабочим глубинам полупогруженных платформ, используемых в настоящее время, составляет 180—600 м.

На Каспийском море работают построенные в СССР самоподъемные установки «Альгеро» и «Азербайджан» для глубин моря, 15—20 м, а также «Бакык» (рис. 1.1) и «60 лет Октября» для глубин моря 60 и 70 м соответственно.

Вошла в строй действующих первая отечественная полупогруженная буровая установка для бурения скважин при глубине моря до 200 м.

Значительный интерес для народного хозяйства нашей страны представляет создание плавучих средств, которые позволяют проводить разведочное и эксплуатационное бурение в существенно большем районе континентального шельфа СССР.

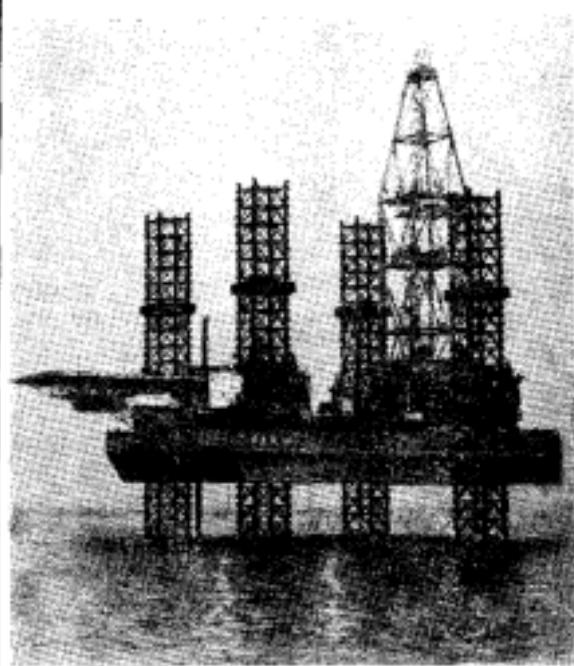


Рис. 1.1. Плавучая буровая установка «Бакык»

Здесь нельзя не обратить внимание на одну особенность.

Современные требования к прочности обычных судовых конструкций, методы обоснования размеров сечений, критерии проектирования конструкций формулируются прежде всего на основе накопленного опыта проектирования, строительства и эксплуатации предыдущих поколений судов.

Иначе происходит развитие технологии освоения океана. По архитектурным и конструктивным особенностям, условиям эксплуатации и многим другим параметрам первые плавучие буровые платформы не имели аналога. Трансформация архитектуры, конструкции, условий работы платформ продолжается и в настоящее время. Платформы определяющий вклад в создание базы для проектирования платформ и других сооружений вакуума и вносят последние изменения различных аспектов поведения этих сооружений в море, в том числе исследования в области прочности. Основной объем таких исследований обычно предшествует процессу проектирования или является его этапом.

С позиций прочности специфика проектирования платформ связана с отличительными чертами самих платформ, с условиями их эксплуатации. Основные из них следующие:

Платформы, как правило, эксплуатируются в определенных ограниченных по размерам, рабочих окнах или зонах. Каждый такой район имеет свои особенности, которые в совокупности составляют характеристику внешних условий. Различие в индивидуальных особенностях районов по отдельным компонентам внешних условий может быть весьма существенным, например по повторяемости сильных штормов, по соотношению высот и первоначальной волн для часто повторяющихся штормов и т. п. Учет этих особенностей, с одной стороны, позволяет избежать затрат на излишнее упрощение конструкции, с другой стороны, он обеспечивает уверенность в ее достаточной надежности.

В отличие от транспортных судов плавучие платформы не могут избежать встречи с волнением большой интенсивности. Во время сильных штормов прекращаются буровые работы, однако платформы должны оставаться над устьем буровой скважины.

По отношению к платформам становятся многообразные составляющие, характеризующие воздействие внешней среды. Помимо волнения, температуры, солености воды, скаживаются влияния ветра, течения, рельефа и механических характеристик морского грунта, сейсмичности района. В некоторых изложенных специфических скаживаются эксплуатационные режимы, связанные с функциональными особенностями платформ и диксида привести к попаданию больших нагрузок на элементы конструкции.

Резюме сооружений таким, что для них требуются специальные ложевые средства. По этой причине осуществление ремонта конструкций и ремонт в доке становится проблемой. Правила некоторых классификационных обществ предусматривают однодневное использование сооружений в эксплуатационном состоянии, на плыву, а при значении толщины связей учитывается весь срок службы сооружений.

Известно, что основной мерой внешнего воздействия постоянных и переменных нагрузок, действующих на конструкцию обычного судна, является значение вертикального изгибающего момента на миделе судна. В качестве дополнительных силовых факторов

в некоторых случаях рассматривается горизонтальный, изгибающий и крутизний моменты. Внешнее воздействие на платформы окружающей среды, прежде всего волны, не может быть представлено какой-либо одной составляющей. Поэтому рассматривается до возможности более полный состав компонентов нагрузок, вклад которых в уровень напряженного состояния может быть весьма значительным. Особенности силового взаимодействия элементов платформ с волнением состоит еще и в том, что многие элементы платформ имеют размеры поперечного сечения, которые при определенной интенсивности волнения могут оказаться малыми по сравнению с размерами волны. В этом случае к извергаемой составляющей волновых нагрузок добавляется скоростная, пропорциональная квадрату относительной скорости частицы воды и, следовательно, величине как относительной высоты волны.

Гибкость оторванных колонн самоподъемных платформ, предназначенных для больших глубин, такова, что становится реальным вырывание конструкций. Современные методы расчета таких сооружений даже при оценке прочности по пределному критерию оперируют не самими расчетными нагрузками и законом виде, как это принято по отношению к жестким сооружениям, а экстремальными или расчетными напряжениями и соответствующими им условиями.

По многим причинам возникает необходимость в определенной форме и полноте информации о внешних условиях для перехода к введение силы, а также в требованиях к форме представления внешних сил для расчета напряжений в конструкции. Конструктивные и архитектурные особенности платформ, условия их эксплуатации обуславливают определенные особенности в характере напряженного состояния конструкций этих сооружений. Во многих узлах современных становятся компоненты плоского напряженного состояния. Соответственно при оценке прочности используют критерии, учитывающие эти особенности.

Одниничный чертой конструкции платформ является также своеобразие и даже название конструктивных узлов соединений различных связей. Работоспособность этих соединений в условиях статического и закономеренного нагружения является важной, но пока еще неизмененной проблемой. Дело в том, что работоспособность конструкций во многих отношениях не поддается моделированию, и для получения данных о действительной прочности конструкций сложных узлов или отдельных соединений необходимо воспроизведение натурных конструкций в реальных условиях их работы.

От том, насколько далеким от реальности может оказаться прогнозизирование прочности свойств конструкции, зависят дальнейшие малоизвестных моделей образцов, существуют, например, неоднократные случаи расследования обычной толстойстовой стали. Эти явления отмечались в конструкциях крупнотоннажных судов и буровых платформ. Последующий анализ причин этих неизвес-

ний показал, что решающими факторами при расслоении являются способ плавки, толщина листа, технология проката листа и сварка элементов конструкций; наличие усилий, которые загружаются лист в поперечных направлениях, является необходимым, но не первостепенным фактором. Поскольку длительного и массового опыта работы конструкций платформ пока не накоплено, остается единственный — получение этих сведений на испытательных машинах. Нетрудно представить, что для этого требуется уникальное испытательное оборудование, затраты времени и деньги.

Правила плавки буровых платформ, как и любых других инженерных сооружений, зависят от большого числа факторов полный состав которых представят затруднительно. В практической деятельности речь может идти лишь о том, чтобы выделить из всего этого многообразия лишь самые основные, способные оказывать существенное влияние на прочность сооружений. Сами эти факторы удобно разделить на две группы. К первой группе относятся те факторы и связи между ними, которые моделируются при переходе от одного объекта к другому и, следовательно, влияние которых на прочность сооружения может быть сформулировано в ясном виде. Вторую группу составляют факторы, влияние которых на прочность по тем или иным причинам не моделируется, во-принципе или косвенно проявляется. Состав той или другой группы даже для объектов одного типа, вообще говоря, непостоянен. Он может меняться как по мере более глубокого проектирования в существенных научных линиях, так и в зависимости от конкретных требований к точности оценки, стадии разработки проекта сооружения и т. д. При этом часть факторов может переноситься из одной группы в другую.

Совокупность идеализированных факторов первой группы, отражающая взаимосвязь этих факторов в их количественное влияние на характеристики прочности, составляет расчетную модель прочности сооружения. Для рассматриваемых платформ и расчетную модель должны входить также факторы, как внешние условия, режимы эксплуатации, архитектура и конструкции платформы, материал корпуса и некоторые другие.

Если говорить о самой расчетной модели, то основным требованием к ней является требование полноты (включения всех основных моделируемых факторов) и равной достоверности отдельных блоков или элементов модели. Глубина исследований по вопросам прочности платформы оказывается пока различной. Наиболее полно решена проблема внутренних усилий при работе сооружений в упрощенной стадии. Значительно меньше усилий достигнуты в области внешних сил. Еще меньше работ проходит по изучению фактической работоспособности и запаса прочности материалов, работающих в составе сварных соединений, относящихся к сложным узлам конструкции. Состав элементов расчетной модели и характер связей между ними, по-видимому, не могут быть выбраны сразу же однозначно. Они формируются путем последовательного учета их

различного влияния. Например, сразу немедленно ответить на вопрос, какие компоненты внешних сил следует внести в модель прочности полупогружной платформы, не связана необходимость этого эффектом их проявления.<sup>5</sup>

Расчетная модель после ее конкретной реализации дает расчетный запас прочности, который может отличаться от фактического запаса, если не принят специальный зазор, регулирующий толщинность факторов второй группы, архитектурную выполнимость ограничений и условий, при которых расчетный запас прочности обеспечивается.<sup>6</sup> Приведем несколько примеров.

Известно, что любая технология может быть задержана только определенной точностью. Однако принципиально важно, чтобы любые отклонения в режиме сварки, допускаемые в условиях завода, не приводили к существенным изменениям характеристик прочности сварных соединений.

При выдергивании опорных колонн из грунта их конструкция может быть повреждена, если оператор лишен возможности контролировать углы крена и дифферента корпуса, допустимые значения которых определяны условиями прочности.

Перегон полупогружных и самоходимых платформ из одного района в другой осуществляется при ограниченной балластности корабля. Тем не менее расчетная проверка прочности платформы в этом состоянии остается часто формальным актом, если не будут предусмотрены такие меры, как достаточная энергооборудованность системы и устройств, обеспечивающих быстрый переход платформы из рабочего состояния в транспортное и наоборот; если не будет организовано специальное прогнозирование погоды, не разработан безопасный маршрут перегона и т. д.

Сказанное иллюстрирует положение о том, что прочность сооружений и платформ, в частности, должна рассматриваться как комплексная проблема, решение которой зависит от согласованных действий проектировщиков, строителей и эксплуатационников.

## ОСНОВНЫЕ АРХИТЕКТУРНО-КОНСТРУКТИВНЫЕ ТИПЫ ПЛАВУЧИХ БУРОВЫХ УСТАНОВОК И РЕЖИМЫ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИИ

### § 1. Технические средства освоения шельфа

Быкиск историондений нефти и газа на континентальной шельфе, разведку запасов и их разработку обеспечивают различные типы судов, плавучих и стационарных сооружений, каждая из которых выполняет определенную функцию. В зависимости от характера выполняемых работ их можно разделить на следующие группы.

**Средства для выполнения геофизических и геокорнеро-инсталляционных работ.** Это, в основном, относительно небольшие суда, оборудованные комплексами аппаратурой для сейсмоакустического исследования дна моря, бурения келлубоков (до 100–200 м) скважин с целью изучения геологического строения пород, слагающих дно моря. С помощью этих средств производятся первые этапы работ — исследование геотектоники перспективных участков шельфа, получение косвенной информации о возможности наличия нефти или газа. Суда этой группы должны работать иногда на значительных удалениях от берега. В условиях работы требуется удержание судна на точке при бурении скважин. Геофизические работы требуют движения судна заданным курсом и условиями действия ветра и волнения.

**Средства для разведочного бурения.** К этой группе относятся буровые суда, самонадежные, полуавтоматические и погруженные плавучие буровые установки (ПБУ). С их сооружений производится бурение разведочных скважин глубиной до 6–7 тыс. м с целью определения работы расщепления и местоположения нефтегазовых участков. Буровые суда и плавучие буровые установки должны быть мореходными, так как условия работы требуют их передвижения в пределах исследуемого месторождения а также перехода на новые участки. При бурении эта плавучая средство должна сохранять свое положение относительно установки. Бурение разведочных скважин может быть доведено до конца (до 6–8 мес.).

**Средства для эксплуатации месторождений.** Они предназначены для бурения эксплуатационных скважин первичной обработкой нефти или газа и их подачи на бу-

рги или в подводные резервуары. Наиболее характерными сооружениями этого типа являются стационарные платформы, с которых можно производить весь комплекс работ. Иногда эксплуатационное бурение ведут с самонадежными или полупогруженными буровыми установками. В последнее время для эксплуатации месторождений начали привлекаться подводные комплексы. Условия работы требуют длительной стоянки эксплуатационных сооружений на одном месте (до нескольких лет).

**Обеспечивающие средства.** К этим средствам можно отнести различные вспомогательные суда: суда для спуска плавучих буровых установок бурильными и обсадными трубами и технологическими материалами, буксиры-толкачи ПБУ и суда для развозки якорей и погруженных буровых установок, пропицедоражные суда, плавучие трубобуровые крановые суда для выполнения монтажных и демонтажных работ на морских нефтепродуктальных, суда для обзора нефтедобычики отходов с ПБУ и другие.

Установки эксплуатации судов этой группы весьма разнообразны. Некоторые из них, например трубобуровые и крановые монтажные суда, находятся в районе работы довольно продолжительное время, иногда по несколько недель. Как правило, эти суда обладают хорошими коррозионными и магнитными качествами для возможности работы около стационарных и плавучих буровых установок в условиях волнения.

### § 2. Архитектурно-конструктивные типы самонадежных буровых установок

Самонадежные буровые установки являются эффективным средством для разведочного и эксплуатационного бурения на глубинах до 100–120 м. Эти установки имеют плавучий пост и не менее трех опорных колонн. При транспортировке ПБУ на место работы опоры подняты вверх и зафиксированы в этом положении (рис. 1.2). На точке бурения колонны опускаются вниз, касаются грунта и задвигаются в него, после чего пост с оборудованием и экипажем поднимается вверх по опорным колоннам. Подъем осуществляется с помощью специальных подъемных механизмов гидравлического или электромеханического типов. При бурении пост располагают над водой за такой валом, чтобы в него не ударяли волны. В настоящее время в море эксплуатируются пять 200 самонадежных буровых установок самых разнообразных типов.

Самонадежные ПБУ можно различать по следующим принципам:

- количеству опорных колонн;
- форме конструкции опорных колонн;
- форме поста;
- конструктивному решению нижней части опорных колонн.

тизу механизма подъема;

расположению буровой вышки.

Рассмотрим подобные те или иные архитектурно-конструктивные решения и причины, влияющие на их выбор.

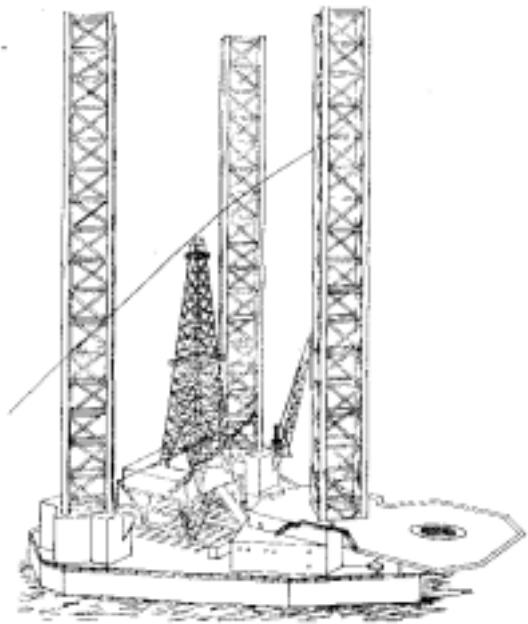


Рис. 1.2. Семисекционная ПБУ во время перевода

По количеству опорных колонн известны ПБУ с тремя, четырьмя, пятью и более опорными колоннами (до 12—14). Опорные колонны получают обводы по углам постолы (при частоте вибрации от 3 до 5 Гц) или на длинных сторонах постолы при количестве 6 и более. На выбор количества опорных колонн влияет много факторов. К ним можно отнести расчетную глубину моря в районе бурения и гидроакустические условия эксплуатации, характер грунтов, сло-

ящих дно моря, способ задавливания колонн в грунт и извлечения из них из него, общую массу поднимаемого постола с технологическими и судовыми запасами, а также соображения стоимости и трудоемкости постройки, наличие запатентованных решений у той или иной фирмы.

Как видно из табл. 1.1, на глубинах до 45 м нашли применение установки с различным количеством опорных колонн. Обеспечение устойчивости ПБУ за грунты при таких расчетных глубинах не представляет больших трудностей, поэтому количество опорных колонн выбирают, в основном, исходя из опыта фирмы, создающей ПБУ, наличие у нее сработанных технических решений по конструкции колонны и механизмов подъема.

Таблица 1.1. Распределение самодельных ПБУ по типам в зависимости от расчетной глубины моря

Расчетная глубина моря, м	ПБУ с тремя опорами			ПБУ с четырьмя опорами		ПБУ с пятью и более опорами		Всего
	С колоннами равной высоты	с неравнозаданной высотой опор	с трехстоечной конструкцией	с четырехстоечной конструкцией	с фундаментом	с колоннами равной высоты	с фундаментом	
45	12	—	25	17	1	10	1	57
60	3	—	—	1	6	2	1	22
75	17	—	58	—	9	—	—	36
90	1	12	29	4	4	—	—	40
Более 90	1	14	4	—	—	—	—	19
Итого	34	35	75	18	17	12	3	294

На больших глубинах обеспечение устойчивости ПБУ превращается в сложную проблему, так как значительно возрастает эффект воздействия волновых и ветровых нагрузок. Учитывая, что при большой длине колонны по условиям прочности и устойчивости колонны ее поперечное сечение получается достаточно большим, выгоднее иметь меньшее количество опор. Эта тенденция явно прослеживается при анализе распределения самодельных ПБУ по глубинам моря. На глубинах свыше 60 м уже нет установок с четырьмя опорами более четырех, в количестве установок с четырьмя опорами величина падает, преобладают ПБУ на трех опорах. На глубинах же более 90 м применяются только установки с тремя опорными колоннами. Если учесть, что в последние времена бурение проводится на все больших глубинах, доля трёхстоечных установок в общем количестве самодельных ПБУ имеет тенденцию к увеличению.

К концу 1977 г. 74 % находившихся в эксплуатации самоподъемных установок были трёхпоровыми, в то время как в начале 70-х годов их было около 60 %. Формы и конструкции опорных колонн также

изменились, при таких размерах цилиндрические опорные колонны не могли выдерживать тяжелые нагрузки.

В дальнейшем глубин от 45 до 75 м применяются цилиндрические, ферменные опоры. Практически все ПБУ с цилиндрическими колоннами — это трёхпоровые установки с опорой на подводный мат (рис. 1.3), построенные индийской фирмой Bellm Стил и ее отделением в Сингапуре.

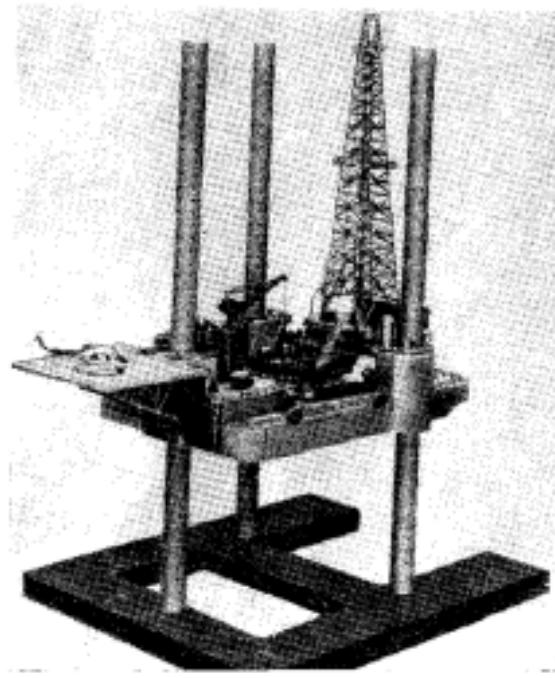


Рис. 1.3. ПБУ с цилиндрическими колоннами в опорных ящиках

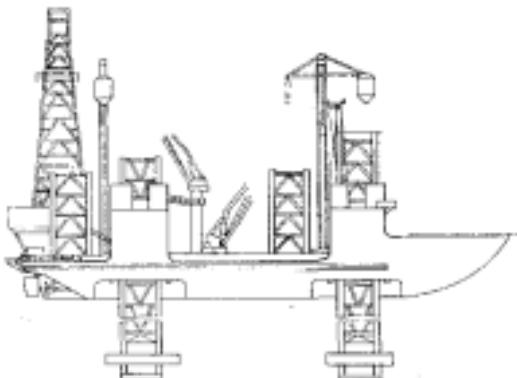


Рис. 1.4. Самоподъемное ПБУ «Оффисер Меркурий»

Но уже в этом диапазоне глубин ПБУ с ферменными опорами составляют 70 %. На глубинах более 75 м практически все ПБУ имеют опоры ферменного типа, как обеспечивающие наименьшие значения половых нагрузок, что в свою очередь позволяет уменьшить расстояние между колоннами и размеры платформы.

Ферменные опорные колонны бывают с квадратным или с треугольным сечением. Выбор формы сечения зависит, как правило, от применяемой той или иной фирмой конструкции механизма подъема. Кроме того, наличие в каждой колонне только трех реек с углами колонны упрощает схему раскосов, обеспечивающих стойкость формы по сравнению с четырехгранным конструкцией. Уменьшение числа реек и раскосов положительно сказывается на уменьшении количества нагрузок и на снижении износостойкости колонны. Трудоемкость ее изготовления. Около 2/3 установок с ферменными опорами имеют треугольное сечение колонн. Форма понтонов обычно связана с количеством опорных колонн: установки с четы-

рьмя опорами определяется расчетной глубиной моря. Большая часть (~ 70 %) установок, работающих на глубинах до 45 м, имеет опорные колонны цилиндрической формы, которые хотя и выдерживают несколько большее полевые нагрузки по сравнению с ферменными, но при небольшой общей высоте сооружения эти нагрузки являются вполне допустимыми с точки зрения устойчивости ПБУ на грунте.

ым количеством колонн имеют правоугольную форму в плане, установки с тремя или четырьмя колоннами большей частью треугольные и пятиугольные. Но известны ПБУ с тремя опорами, имеющими прямоугольный контур (например, ПБУ типа «Стормарала»). И дающее большинство самоходимых ПБУ имеют корпуса, разделяющие только плоскими секциями. При этом выигрыш в сокращении трудоемкости постройки оказывается более значительным, чем потеря от увеличения бокового сопротивления при погоне. ПБУ «Оффшор Меркурий» (рис. 1.4) является одной из немногих установок, имеющих отъемные обводы корпуса.

По конструктивному решению нижней части юровых колон самоходимые ПБУ можно разделить на три типа: закреплены и спускающиеся на два шпилечных (штыревых), проникающие в грунт винтозапашные. Выбор конструкции зависит от плотности и несущей способности грунта, на который ставится ПБУ. Для плавающих грунтов применяются ПБУ с открытыми нутрами, для наиболее плотных — с колоннами, проникающими в грунт. Важное отличие установок с различными конструктивными решениями опор, проникающими в грунт, являются как бы промежуточными. Во всех случаях величина допустимого погружения колонн в грунт вычисляется с таким расчетом, чтобы было возможное извлечение их грунта без участия посторонних средств.

По типу механизма подъема ПБУ можно разделить на два основных класса: с гидравлическим механизмом подъема и с электромеханическим приводом. Тип механизма определяет конфигурацию сопрягающихся узлов механизма подъема и оторвной колонн и оказывает влияние на конструкцию колонны. Опорные колонны ПБУ с гидравлическим механизмом подъема имеют на рядах расположенные выступы, которые взаимодействуют с захватами устройствами механизма подъема. При электромеханическом подъемнике, как правило, по всей длине рейки располагают сплошные зубчатые рейки, падающие зацепление с шестернями подъемного механизма. По расположению машин самоходимые буровые установки могут быть с вышкой, расположенной над якорем ПБУ, и с вышкой, кольцами выступающей за корпус специальными кронштейнами. В первом случае корпус будет иметь открытый с одной стороны якорь, внутри которого к размещают устья скважин и запорно-предохранительная арматура. Во втором — устья скважин располагаются вне корпуса. Общим для всех типов установок с надводным зазором между машинами и нижними поперечными конструкциями, это направление должно быть свободным.

Основные данные некоторых самоходимых ПБУ, зарекомендовавших для определенных архитектурно-конструктивных типов, приведены в табл. 1.2. В таблицу включены установки, построенные в последние годы, а также ПБУ «Оффшор Меркурий», которая, хотя и построена несколько раньше, представляет интерес как од-

Наименование установки	Год постройки и страна	Максимальная глубина, м	Максимальная производительность, м <sup>3</sup> /ч	Состав установки		Срок службы, лет
				Погружение	Подъем	
ПБУ «Оффшор Меркурий»	1977 г., СССР	1976 г., США	1977 г., Нидерланды	1976 г., СССР	1977 г., Нидерланды	1975 г., СССР
Максимальная производительность	Колонны	Сборка	Погружение	Погружение	Подъем	Фундаментные работы
Глубина зал., м	4000	76	7600	7600	7600	—
Глубина погруж., м	4000	6100	—	—	—	—
Задорожник	—	—	—	—	—	—
Колонны	—	—	—	—	—	—
Якорь, т	—	—	—	—	—	—
Тип погружения колонн	—	—	—	—	—	—
Подъемные краны, т	—	—	—	—	—	—
Колонны-трапеции	—	—	—	—	—	—
Способ подъема колонн по установкам, тонн	—	—	—	—	—	—
Максим. «Экспресс», тонн	21500	6800	6800	6800	6800	—
Задорожник, тонн	4300	72	80	80	80	—
Колонны	30	—	—	—	—	—

из немногих самоподъемных ПБУ, обладающих собственной жесткой установкой и обтекаемыми обводами носовой оконности.

### 5. Особенности эксплуатации самоподъемных буровых установок

Основные режимы эксплуатации самоподъемных буровых установок определяются их положением относительно поверхности воды, а также положением опорных колонн. Когда нос ПБУ находится на воде в плавучем положении, а опорные колонны подняты выше поверхности, — это позиция положения. Вес при этом опущены до дна или положение установки перегоняется как внутри одного зала и надежно защищены с одной точки бурения на другую, так и из одного бассейна в другой. Правда, довольно часто для улучшения обстановки над водой на высоту, достаточную для избежания аварийности при перегоне на большие расстояния для того, чтобы избежать нависание секции опорных колонн движутся впереди зала максимальных волн либо на другом судне, либо из палубы самой ПБУ. Перегон днища ПБУ. Необходимое дальнее расстояние обычно осуществляют без технологического изменения длины корпуса или запасов, а при перегонах с одной точки бурения на другую на ПБУ кроме моря определяют способ склонения бурения предыдущей скважины.

Учитывая большую габаритные размеры ПБУ по ширине и сопротивление, а также большую парусность, маршрут перегона предполагает  $\hat{h}_0$  — высота расчетной течи, следуя тщательно прорабатывать. При сильном шторме;  $\hat{h}_1$  — высота прилива; даже военным буякам трудно удержать ПБУ на заданном курсе — регламентированный зазор поэтому обычно выбирают такие маршруты перегонов, на которых между гребнем волны и днищем есть места для переходования шторма. Такими местами могут быть ПБУ (большинство зарубежных не только бухты или защищенные гидротехнические сооружения классификационных обществ и районов с глубиной моря, позволяющей стать из опорные колонны из-за ограничений возвышения) в этом случае при получении неблагоприятной метеоситуации возвышения ведут от нормального уровня моря для заштормованного района эксплуатации. ПБУ можно заблаговременно поднять на колонны в тем самым зону опасности дрейфа и сильной качки. Большая часть аварий при перегоне самоподъемных ПБУ происходит именно по причине отсутствия возможности укрыться от шторма или переждать его, подвергнувшись сильному ветру и аэродинамическим нагрузкам, полученных по результатам продувки модели в аэродинамической трубе. Обычно бурение на глубинах до 75—90 м с надводными зонами возвышения устья скважины, т. е. когда надводная колонна забита непосредственно в дно моря и извлекена выше уровня воды. Верхний конец надводной колонны закреплен на ПБУ. На самоподъемных ПБУ, работающих в больших глубинах, иногда применяют и другую конструкцию скважины. Устье располагается на дне моря, и придонная рукоять скважины с ПБУ только с помощью направляющих тросов, которым идет спуск и подъем необходимых залпов подводного оборудования.

Перегон с полностью погруженными опорными колоннами совершают обычно при ограничении водности 5 баллонов к ветру 7 ламм. Перед началом перегона предметом тщательной проек-

ции являются закрытие в палубе и во внутренних конструкциях ПБУ, такие устройства, фиксирующие опорные колонны в поднятом положении. На многих самоподъемных ПБУ буровая вышка установлена на перемещающиеся вдоль корпуса портала. В этом случае перегоне общую подъемную силу портала сдвигается ближе к мачте штанги труту ПБУ.

Основным режимом эксплуатации самоподъемных ПБУ является режим стоянки на дне. Вес при этом опущены до дна или положение установки перегоняется как внутри одного зала и надежно защищены с одной точки бурения на другую, так и из одного бассейна в другой. Правда, довольно часто для улучшения обстановки над водой на высоту, достаточную для избежания аварийности при перегоне на большие расстояния для того, чтобы избежать нависание секции опорных колонн движутся впереди зала максимальных волн либо на другом судне, либо из палубы самой ПБУ. Перегон днища ПБУ. Необходимое дальнее расстояние обычно осуществляют без технологического изменения длины корпуса или запасов, а при перегонах с одной точки бурения на другую на ПБУ кроме моря определяют способ склонения бурения предыдущей скважины.

$$A = 0,6 \cdot h_0 + h_1 + \Delta h,$$

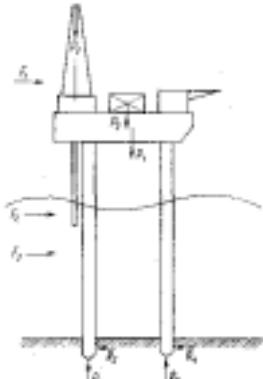


Рис. 1.5. Схема сада, действующего на самоподъемную ПБУ в рабочем положении

Схема сада, действующего на самоподъемную ПБУ в рабочем положении

Схема сада, действующего на самоподъемную ПБУ в рабочем положении

Самоподъемные установки рассчитывают в отношении опорожнения и сдига за действие максимальных значений параметров

етра и волнения для заданного района. Схема сил, действующих на самодельную установку, стоящую на точке бурения, приведена на рис. 1.5. Как видно из этой схемы, внешние силы стремятся сдвинуть ПБУ в направлении своего действия и опрокинуть относительно точки закрепления в грунте второго ряда спор. Силы нейтралитета установки препятствуют опрокидыванию, а горизонтальные сдвиги и сила поддержания воды приводят к увеличению реакции грунта — сдвигу ПБУ. Говоря о сдвиге, необходимо иметь в виду, что худший в этом смысле случай, когда опорные колонны опираются на скалистый грунт и не проникают в него. Тогда они осуществляются по-разному на различных типах установок: устойчивость против сдвига обеспечивается силой трения башни. Но ПБУ, имеющих чистое подвижство спор, обычно преодолевают колонны о грунт. Так как эта сила зависит от коэффициента трения, то переноса всей массы установки сначала на одну, а потом на другую, проходящую за каждую башню, легко избежать, — другую половину спор. На установках с нечетным количеством первых и второй ряды опорных колонн испытывают различную для увеличения нагрузки принимают большое количество силу трения. Хотя одни из основных требований к распределению балласта. Балластики насыпь, приходящая на каждую пару нагрузок на самодельные ПБУ при их стоянке на твердую при задавливании, выбирают такой, чтобы она была больше и является равномерной нагрузкой всех спорных колонн, одинаковой для каждой пары нагрузки, которая может возникнуть в процессе ее изменения. Влияние отсутствия внешних сил. После прекращения погружения

Действие сил, стремящихся опрокинуть ПБУ, приводит к сдвигу в грунте дистанции выдергиваю во времени, и при отсутствии противодействующего ему сдвига, опоры первого ряда поднимают на расчетную высоту над землей.

расчета устойчивости против сдвига основные внимание надо уделить первому ряду спор. Но по этой же причине споры второго и третьего рядов колонн представляют собой один из наиболее тяжелых для выполнения опасных в отношении просадки в грунте, когда колонны работают в едином блоке. Для этого требуется, чтобы действие внешних сил давления колонн на грунт может превысить его предельную способность. Самодельная установка иногда в следующем образом: колонны опускают в воду с помощью ходят на одной точке до года, и за это время в зависимости от глубины погружения и расположения механизма, работающего в режиме спуска корабля, может произойти разрыв грунта около спорной колонны ПБУ погружают в воду выше расчетной осадки, благодаря чему Известны случаи аварий самодельных ПБУ вследствие разрушения донных механизмов сила поддержания. Она и вытаскивает грунт под одной из спорных колонн. Это еще больше подтверждает колонны из грунта. Иногда для облегчения вытаскивания необходимость постоянного контроля за просадкой опорных колонн приводят устройством для гидравлического грунта. Существует способность спуско-подъемного устройства ПБУ. При первом всплытии из грунта неодновременно. В случае, когда номерной просадки опорных колонн может произойти всплытие колонн, кроме одной, выплыть из грунта одновременно, весь мостик установки и ведущее к нему — заклинание корабля. Появление дополнительной силы поддержания передается на последнюю пару опорных колонн, при котором сдвигение корпуса отводится, оставшуюся еще в грунте. Все это усиливается динамикой тяжелых колонн станет невозможным. Чтобы не допустить этого процесса и может привести к деформации спор. Также важно обеспечить нестабильность тяжелых колонн на плаву. Дополнительное внимание на такое распределение первичных грузов на стапели плавучими намотки определяется зазорами между рейками станции перед ее опусканием на воду, которые не создавали бы опорной колонны и деталимеханизма подъема и общую составляющую краевого момента при всплытии корпуса ПБУ.

Кроме двух рассмотренных режимов эксплуатации самодельные суда воспринимаются последней спорой. Таким образом, таких бурных установок — по плаву и на спорных колоннах. Режим плавания колонн в грунте является одним из труднейших представляет интерес и процесс перехода из одного рабочего режима для обеспечения прочности самой колонны и чистой прохождения в другое. Подъем ПБУ на колонны и опускание из воды или узла закрепления колонны в донную ПБУ. После вытаскивания происходит обычно при сравнительно спокойной погоде, всплытие колонн из грунта же поднимают в верхнее положение и фиксируют в нем с помощью специальных устройств.

#### § 4. Архитектурно-конструктивные типы полупогруженных буровых установок

Полупогруженные буровые установки (ППБУ) находятся так потому, что большая часть их грузового объема гружена на значительную глубину от поверхности воды с целью уменьшения волновых воздействий. Каждый погруженный в воду постолт соединен с верхним корпусом установки вертикальными колоннами, а также вертикальными и наклонными раскосами. Эти колонны обеспечивают остойчивость всего сооружения, поэтому они называются стабилизирующими. На верхнем корабле размещаются жилые помещения, все оборудование и большая запасы.

В настоящее время общее количество построенных полупогруженных буровых установок уже превысило 125 единиц. В Советской Союзе к созданию таких сооружений приступила в 10-й пятилетке.

Полупогруженные установки по сравнению с другими плавучими сооружениями имеют необычное разнообразие архитектурно-конструктивных типов.

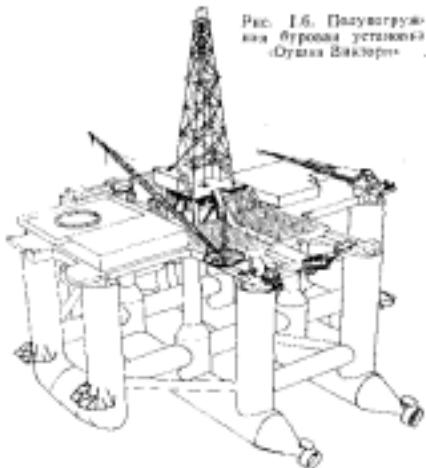
Если проследить историю возникновения и развития этого вида плавучих сооружений, то можно отметить, что со временем они приобретают черты, свойственные традиционному судостроению.

Первые полупогруженные установки, как правило, создавались предприятиями судостроительного профиля, в компаниях связанных с консультантами, разработкой и эксплуатацией морских месторождений нефти и газа. Эти компании, имея опыт строительства морских стационарных нефтепромысловых сооружений, расположенных вдоль моря, в какой-то степени применяли его и решали задачи освоения больших глубин моря. У первых полупогруженных платформ было довольно большое количество стабилизирующих щитов и раскосов, и внешне они напоминали фирменные конструкции стационарных сооружений. Понтонные переколупогруженные платформы представляли собой, как правило, разрозненные цилиндры. Надводная часть сооружения также напоминала стационарные платформы, на верхней части колонн раскосов опиралась площадка, на которой размещались буровые установки, лаборатории, жилые и служебные помещения. Часто помещения были разбросаны и выглядели как группа отдельных палубок. По мере роста потребности в полупогруженных установках к их созданию стали все шире привлекаться судостроительные предприятия и во внешнем облике ППБУ стали проявляться черты, характерные для судостроения. Кроме того, во эксплуатации значительного количества установок в поисках трех гидродинамических заграждений также привели к более рациональным конструкциям.

Постепенно уменьшалось количество стабилизирующих колонн и упрощалась схема раскосов. Это видно из сопоставления ти-

панков, как, например, «Оушэн Виктор» (рис. 1.6) и «Краснодар» (рис. 1.7). Появилась довольно большая группа установок с тремя стабилизирующими колоннами (рис. 1.8). Этот тип ППБУ также зарекомендовал себя в работе на волнистии, так как имел гораздо меньшую «волнообразную» форму конструкции, что в сочетании с довольно большой осадкой (до 25 м) обеспечивало минимальную высоту. К недостаткам этого типа можно отнести большие габариты

Рис. 1.6. Полупогруженная буровая установка «Оушэн Виктор»



буровозного (ширина и высота), что затрудняло проливание на их строительство традиционной судостроительной технологией. Желаете упомянуть о французском проекте ППБУ «Лентагон» (рис. 1.9) с пятью стабилизирующими колоннами. Его основные особенности и недостатки аналогичны преимуществам и недостаткам ППБУ с тремя колоннами с той лишь разницей, что он имеет более близкую характеристики остойчивости во всех направлениях.

Значительные изменения можно отметить в конструкции понтонов, корпус которых первоначально имели цилиндрическую или спиральную форму. Затем она превратилась в понтоны с круглыми образованиями оконечностей. Здесь также наблюдается определенное разнообразие форм.

Наиболее близкую к обычной судовой форме имеют понтоны американских установок типа «Запита Воркстейт» (рис. 1.10).

Архитектурно-конструктивный тип ППБУ с двумя параллельно расположенными плавучими понтонами становится преобладающим для постройки этих платформ приемлема обычная судостроительная технология. Параллельное расположение понтонов в сочетании с небольшим количеством стабилизирующих колонн позволяет сократить количество типоразмеров раскосов и упростить условия соединения. Широкое распространение получила ППБУ, строившаяся по норвежскому проекту «Алар-Н3» (рис. 1.11).

Надводная часть также имеет тенденцию к переходу от понтоника с надстройками к единой объемной конструкции.

Рис. 1.7. Плавучая полупогруженая буровая установка (ППБУ) «Крик Чекер» (проект «Фарк-2»)



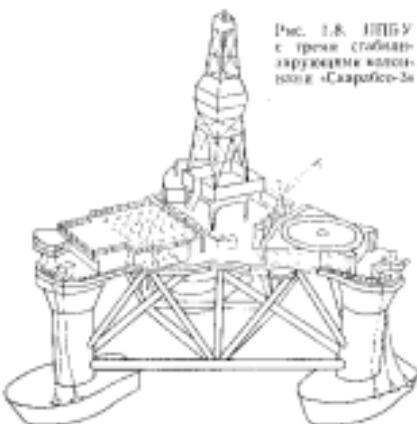
имеются ряд установок, у которых надводную часть можно звать «верхним корпусом» (см. рис. 1.7), так как он не только архитектурно составляет единое целое, но и участвует в обесцеменении общей прочности сооружения. Общая прочность установок, имеющих верхний корпус с надстройками, обеспечивается системой палубных балок, опирающихся на верхнюю часть колонн в раскосах. Эти балки служат также опорой для верхнего корпуса.

В технологии постройки верхнего корпуса все шире применяется метод крупноблочной сборки. Корпус разделяют на функциональные блоки, которые могут быть построены одновременно, насыщены оборудованием и с помощью грузоподъемных средств смонтированы на установке.

В последние время также также отмечена тенденция к уменьшению осадки ППБУ в рабочем положении и к уменьшению возведения верхнего корпуса над уровнем воды, так называемого вертикального клиренса. Хотя уменьшение осадки теоретически приводит к некоторому снижению волновых воздействий на по-

ры, однако изучение опыта эксплуатации и гидродинамические исследования позволили более точно определить допускаемые граничные уменьшения осадки, при котором увеличение качки ППБУ не станет значительным. Более глубокое экспериментальное изучение поведения полупогруженых платформ на волнении, в частности их вертикальных колебаний, позволило несколько уменьшить вертикальный клиренс без ухудшения надежности эксплуатации ППБУ.

Рис. 1.8. ППБУ с тремя стабилизирующими колоннами «Сарабис-3»



Все это дало возможность снизить общую массу сооружения и улучшить условия постройки благодаря уменьшению габаритной высоты сооружения.

Исследования в области гидродинамики ППБУ и систем управления были также направлены на увеличение допустимой глубины плавания и корабельных напряжений при уменьшении допустимой глубины плавания.

Распределение полупогруженых установок по допустимым глубинам стоянки приведено в табл. 1.3. Как видно из таблицы, установки, созданные до 1970 г., в основном, предназначались для глубин 180–200 м.

В 1971–1973 гг. для этих глубин было предназначено также около 60 % построенных ППБУ, а в 1975–1977 гг. — 12,5 %. В последние годы количество установок, рассчитанных для работы в глубинах более 360 м, составило 25 % числа построенных в этот период.



Рис. 1.16. ЦПБУ № 3000 в виде монолитного стального блока

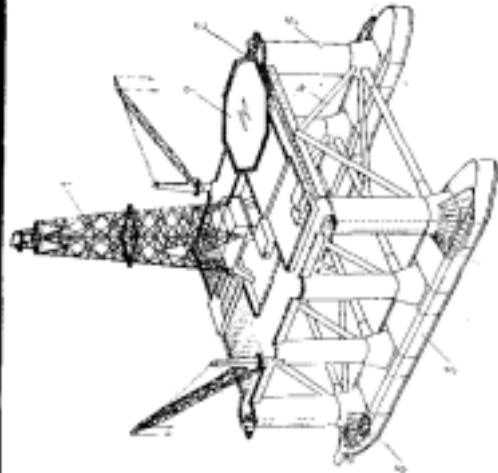


Рис. 1.17. Схема ЦПБУ № 3000 (блочная конструкция): 1 — вертикальный резервуар; 2 — опорная конструкция; 3 — промежуточный патрубок; 4 — насосная установка; 5 — насос

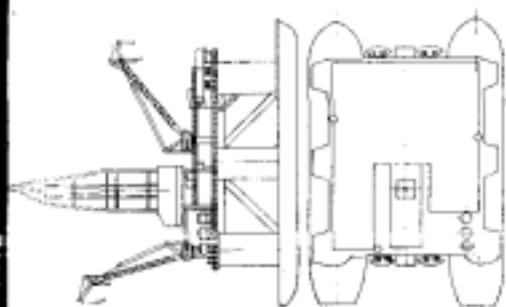


Рис. 1.18. ЦПБУ № 3000 (блочная конструкция)

Таблица Г.3. Распределение полупогружных буровых установок по глубине в зависимости от года постройки

Глубина, м	Годы постройки			Всего
	до 1970 г.	1971—1975 гг.	1976—1980 гг.	
180—200	33	28	7	68
200—250	—	6	3	9
250—300	1	9	24	34
300—350	1	3	8	12
370—400	—	—	3	3
400—450	—	—	6	6
Свыше 610	—	—	3	3
<b>Итого</b>	<b>28</b>	<b>44</b>	<b>56</b>	<b>128</b>

Рассмотрев тенденции роста количества полупогружных буровых установок, перейдем к их классификации по основным отличительным признакам. ППБУ можно различать по количеству и форме колонн, по количеству стабилизирующих колонн, по форме конструкции подводной части, по типу системы удержания установки на точке бурения, по способу перемещения из одного района эксплуатации в другой, по расположению буровой вышки на ППБУ.

По количеству и форме колонн можно разделить их на следующие группы: установки с двумя параллельными конопинами судовой или блокажной формой, установки с двумя сигарообразными конопинами и установки с тремя и более конопинами различными конфигурациями.

К наиболее характерным представителям первой группы можно отнести ППБУ типа «Альб-Н» и «Запад Иоркшира», второй — «Оуди Виктория» и «Крис Ченери», третьей — «Седж-135» и «Пентагон».

Количество стабилизирующих колонн обычно тесно связано с конструкцией каждой конопинки. Установки с тремя и четырьмя конопинами имеют по одной стабилизирующей колонне на каждом из них. Установки с двумя параллельными конопинами имеют четвертое количество колонн (четыре, шесть или восемь). ППБУ с блокажной системой никаких конопин имелось больше, чем у стабилизирующих колонн. Колонны обычно цилиндрической формы, однако известны ППБУ (например, «Южный Крест») с колоннами имеющими в сечении форму профилогольфника со скосленными листами.

По форме и конструкции подводной части установки можно разделить на две группы: ППБУ с наливной частью в виде плавника с надстройкой и ППБУ с главным корпусом кораблесом. Первые представители первой группы являются уже упомянутыми выше ППБУ типа «Седж-135» и «Пентагон», а вторая — ППБУ типа «Зефир-1» и «Крис Ченери».

Значительное количество установок имеет верхний корпус в виде комбинации двух ранее упомянутых типов, например ППБУ типа «Альб-Н».

По типу системы удержания на точке бурения можно выделить три группы полупогружных установок: с якорными системами удержания, с системами динамического позиционирования и с комбинированными системами.

Полупогружные установки с якорными системами удержания буроводами обычно 8—12 якорными цепями или тросами, расположенным, как правило, по углам установки, и применяются в глубинах моря до 200—300 м. Масса якорей достигает 20 т каждых. На больших глубинах могут применяться установки с системами динамического позиционирования, состоящими из автоматических управляемых поворотных двигателевых колонн, требуемых выносов и систем управления ими. Такие ППБУ могут работать в глубинах до 1000 м и более. В настоящее время известны только две полупогружные буровые установки, удерживающиеся на точке бурения системой динамического позиционирования. Это установка «Дель-708», построенная в 1976 г. фирмой «Хаукер Сидлер» (Канада) по проекту компании «Одак» (США). Она оборудована восьмью поворотными двигателями мощностью по 3000 л. с. каждым, управляемыми с помощью ЭВМ. Суммарная мощность электромеханической установки составляет 25 тыс. л. с., что примерно два раза больше, чем на ППБУ без системы динамического позиционирования.

В последнее время довольно значительное внимание находят комбинированные системы удержания, состоящие из якорных колонн и автоматически управляемых двигателевых органов. При работе на небольшом всплытии (т. е. большую часть эксплуатационного периода) удержание ППБУ обеспечивается всплытием якорей — якорными цепями, а на большом всплытии и при действии сильного ветра в работу включаются также и активные системы — всплытиевые органы. Такие установки могут работать на глубинах до 600 м.

По способу парирования ППБУ из одного района эксплуатации другой различаются две группы — насекомодобные (ППБУ) и самодобные. Следует, однако, отметить, что при перемещении за большие расстояния даже самодобные установки сопровождаются буксирами. Общая массость, необходимая для буксировки недобываемой полупогружной установки, достигает 10—15 тыс. л. с. Количество собственной двигателевой установки, там где она требуется, обычно находится в пределах 6—8 тыс. л. с.

По расположению буровой вышки полупогружные установки можно разделить на установки с расположением вышки в средней зоне и в оконечности. Большинство установок имеют буровую вышку в средней части. Такое расположение считается предпочтительным, так как при этом на конструкцию вышки и на систему подъема бурильной колонны меньшее влияние оказывает креневый

Табл. 1.4 Основные характеристики некоторых полупогруженных буровых установок

Характеристика ППБУ	Страны-изготовители	Мощность генератора	Система приводов	Минимальный радиус разворота	Максимальная глубина бурения	Глубина скважины
Без насосов на платформе	СССР Канадское представительство	1950 1600 3000	Неподвижная конструкция	1500	3000	1500
Роторные насосы на платформе	США Мексиканская компания	1500 2000 3000	Неподвижная конструкция	1500	3000	1500
Гидравлические насосы, включая насосы для бурения, и гидравлические насосы для перекачки	США Канада	3,2 6,0 13,8 6,0 5,8	7,0 11,2 15,0 9,7 9,7	— — — — —	— — — — —	— — — — —
Установка Б-10000	США	91,2	70,8	1000	1000	1000
Установка С-10000 с гидравлическим насосом, включая насосы для бурения, и насосы для перекачки из бурового раствора и гидравлические насосы для бурения	США Канада	94,2 54,5 14,7 70 000 1700	61,8 34,8 31,7 11 000 3800	10,4 14,3 14,3 20 000 20 000	1000	1000
Система ГР-10000	Болгария	347,6	Гидравлическая	1000	1000	1000
Мини-ППБУ	США Канада	457,6 81	Роторно-гидравлическая	817,6 84	1000	1000

чик. На многих установках ось вышку расположена строго на вертикальной оси ППБУ (например, на «Акер-НЭ». На некоторых установках буровая вышка по соображениям общей компоновки склоняется от мидель-шпангоута («Лайссеттер»). Имеются установки с горизонтальным расположением вышки, например «Хардри-П».

Большого распространения такой тип ППБУ не получал, так как при колебании вертикальных перемещений по оси скважины из-за сдвигирования вертикальной и креновой камик получаются в 20–30 % большие, чем при расположении вышки на мидель-шпангоуте.

В табл. 1.4 приведены основные характеристики ряда полуторагруженых буровых установок, построенных в последние годы и имеющихся представителями наиболее распространенных архитектуро-конструктивных типов.

В последнее время стоят преимущественно установки с двумя расположенным параллельно мидельными контурами. В 1977 г. установки этого типа составляли 60% всех эксплуатирующихся установок. Около 20% общего числа ППБУ приходится за долю установок с третьим и пятым стабилизирующими колоннами, в остальном 20% составляют установки более сложной конструкции, проявившиеся, в основном, в начальный период создания полуторагруженных платформ.

## § 5. Особенности эксплуатации полуторагруженных буровых установок

Полупогруженные буровые установки транспортируются к месту работы обычно в таком положении, когда башня пересекает плоскость палубы, имея при этом максимальную площадь парусности.

Возможность харкиха корпуса над водой при транспортировке достигает у некоторых установок 40 м. С целью уменьшения парусности при перегоне часто применяются укрупняющиеся горизонтальные буровые вышки. На установки во время буксировки обычно погодится некоторое количество технологических и судовых запасов, оставшихся после завершения проходки скважины. Целесообразность этого количества определяется по соображениям безопасности и обеспечению требуемой транспортной осадки. В пределах одного участка бурения при благоприятной погоде перегон может осуществляться и при осадке бурения, т. е. без поплыма установки.

Длинную полупогруженную буровую установку транспортируют обычно два-три южных букира. В случае, если перегонают замковую ППБУ, кроме тяговых букиров используют также и сдвоенный южный букар. Якорные цепи при перегоне убирают в ценные ящики, а якори укладывают на специальные кронштейны,

Буксируемые тросы закрепляют за нижних понтонах ППБУ. Изменение буксированием полупогружных платформ за вспомогательные цепи, при этом якоря либо подтягивают к буроворонке, либо укладывают за его палубу, а цепи закрепляют в специальном ройстсе.

Буроворонки ППБУ осуществляют с ограничениями по погодным условиям, обычно волнистое ограничение 5–6 баллами, а тер 7–8. В мировой практике отмечены перегонки полупогружных буровых установок из района Австралии или Сингапура в Северное море и в Атлантическую побережью Канады. Аварии при работе, как правило, связаны с вынужденным пробоям последней установки при недостаточной мощности буксиров или тросов управляемости при обрыве буксирного троса.

После завершения перегона полупогружная установка должна занять определенное положение за заранее выбранной точке репера.

Наведение ППБУ на эту точку, разворотку якорей и якорь которой выполняют по определенной схеме, которую выбирают с тем параметрами системы управления ППБУ в гидрометрологическом режиме работы эксплуатации. Если в заданных районах можно уверенно определять направление максимальных вероятных действий, то установку располагают таким образом, чтобы с направлением совпадало направление максимальной держащей силы системы управления. Самоходные установки, как правило, располагают застручу наиболее вероятному направлению действия максимальной поперечной силы, а у несамоходных установок, меняют ориентированную раскладку якорных цепей. Цепи якорей разводят облучивающие суда, при этом очередность раскладки якорей устанавливают в зависимости от направления ветра.

После раскладки всех якорей производят подтягивание якорных цепей для создания так называемого предварительного натяжения. величину этого натяжения выбирают исходя из условий, чтобы при действии максимальных внешних сил установка сместилась бы от первоначального положения в допустимых пределах для различных условий работы эти пределы разные.

Рассмотрим основные режимы эксплуатации полупогружных буровых установок при стоянке на точке бурения.

После раскладки якорей полупогружную установку переводят из зондового положения в рабочее путем приема водного балла в цистерны нижних центропов. Осадку установки изменяют от минимальной до максимальной, установка из режима перегона переходит в режим бурения.

В этом положении установка находится большую часть эксплуатационного времени. Все виды работ, связанные с проходкой скважин, ведутся именно в этом положении. На дно моря опускается подводно-устьевое оборудование, а с ним шарнирно соединенные секции морского стока, обеспечивающего изоляцию бурильных скважин от морской воды. Под действием ветра, волнения и

изменений установки может смещаться относительно первоначального положения. Для того чтобы это смещение не привело к коллизии или заклиниванию вращающейся бурильной колонны, оно не должно превышать допустимой величины. Таким образом, величина допустимого горизонтального смещения установки в режиме бурения определяется гибкостью бурильной колонны и конструкцией шарнира морского стока. Обычно эта величина находится в пределах 4–5% глубины моря.

В режиме бурения установка должна иметь наибольшее количество технологических запасов и выдерживать совместное воздействие сил ветра, течения и волнистости, при котором еще возможно продолжение бурения. Это значит, что время прекращения бурения зависит от характера реакции полупогружной установки на внешние воздействия. Одним из важнейших видов реакции является вертикальная качка ППБУ. Для того чтобы во время бурения вертикальные колебания установки не передавались на бурильную колонну, в системе подвески колонны применяются специальные компенсаторы, обладающие рабочими ходом до 5 м.

На рис. 1.12 приведена схема сил, действующих на полупогружную буровую установку в режиме бурения. Эти силы можно разделить на три группы. Первая — это силы внешних воздействий на установку ветра, волнистости и течения ( $F_v$ ,  $F_w$ ,  $F_t$ ). Вторая группа — постоянные и медленно изменяющиеся нагрузки. К ним относятся силы подъёжания  $\gamma V_s$ ,  $\gamma V_d$ , сила тяжести самой ППБУ  $P_u$ , а также сила тяжести технологических и судовых запасов  $P_{t,s}$ ,  $P_{s,s}$ , сила тяжести балласта в нижних понтонах  $P_{b,p}$ ,  $P_{b,s}$ . Третья группа — это функциональные нагрузки от натяжения якорных цепей  $T_a$ ,  $T_s$ , от действия устройства натяжения морского стока и направляющих тросов для спуска и подъема подводно-уставного оборудования  $T_d$ ,  $T_b$  и нагрузка на крон-блоке буровой машины, создаваемая бурильной колонной. Эти нагрузки в процессе эксплуатации могут изменяться в широком диапазоне за короткий промежуток времени. Так, при горизонтальных колебаниях установки натяжение якорных цепей извернутого и подвернутого бурового постоянно изменяется. Это изменение может достигать 12–16% за половину периода действия волны. Резкое изменение нагрузки происходит в процессе подъема бурильной колонны, осо-

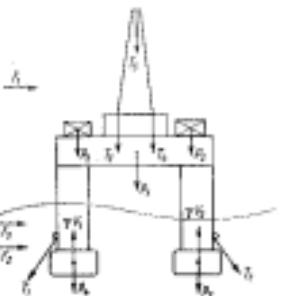


Рис. 1.12. Схема сил, действующих на ППБУ в рабочем положении

бенно при ее заклинении в скважину, когда буровая лебедка работает на выдергиваниерынками. Нагрузка в талевой системе буровой вышки при этом может меняться от нуля до максимальной в течение нескольких секунд. На современных буровых установках величина нагрузки может достигать 500 тс.

Таким образом, режим бурения характеризуется следующими системами нагрузки: на ППБУ находится наибольшее количество запасов, количество балласта обеспечивает максимальную осадку опорной плиты подводно-уставкового комплекса отходами из двух направляющих каналов затянуты, преантигер для закрытия устья скважины установлен на опорную плату, морской стояк отпущен и затянут, буровая колонна поднята на вышке и отпущена в скважину, якорные цепи затянуты. В режиме бурения могут появиться и другие, менее значительные, нагрузки, которые, тем не менее, необходимо учитывать при решении задач по обеспечению местной прочности установки. К ним можно отнести нагрузку от сдвиговиков на ППБУ вертолета, удары в стабилизирующие колонны от подводных судов снабжения и буксиров.

Современные ППБУ в режиме бурения характеризуют волны высотой 10–12 м и ветер 18–24 м/с. Скорость течения может доходить до 1,5 м/с. Продолжительность периода, при котором возможено бурение, является основным критерием, определяющим технико-экономическую эффективность полупогруженной буровой установки, а также технические решения, обеспечивающие наибольшую продолжительность этого режима,— основная задача проектировщиков.

При возрастании скорости ветра и увеличении высоты волн становится невозможным обеспечить допустимые для режима бурения горизонтальные, вертикальные и угловые об拘еменности установки. ППБУ должна перейти в другой эксплуатационный режим—аптермовой отстой или ожидание погоды (зарубежной литературе часто употребляется термин «зигзагодный шторм»). В этом режиме прекращается бурение, буровую колонну поднимают из скважины, разматывают, и ее сессии (секции) устанавливают вертикально внутри буровой вышки на специальных устройствах, называемых подставочником. Связь со скважиной осуществляют гибкими шлангами, через которые идет прокачка бурового раствора. Натяжение якорных цепей и трюсов, связывающих установку с морским стояком и подводно-уставковым оборудованием, ослаблено, чтобы уменьшить усилия на них от действия ветра и волнения. Расположение и количество технологических запасов в водоногое балласте в этом режиме остается таким же, как и при бурении.

В качестве расчетных внешних условий для режима ожидания погоды обычно принимают такие скорости ветра и высоту волн, которые имеют вероятность появления один раз в год для заданного района эксплуатации. Например, Правила Норвежского Бюро Верitas для плазмовых буровых установок дают нормативную скорость ветра для режима ожидания погоды 35 м/с.

В связи с тем, что буровая колонна поднята из скважины, снимаются ограничения по амплитуде вертикальных колебаний, а также увеличиваются допустимые горизонтальные перемещения платформы от устья скважины до 7–10 % глубины коря. Подход судов снабжения и посадка вертолета в этом режиме затруднены. В случае вероятности дальнейшего усиления шторма полупогруженная установка должна быть заблаговременно подготовлена к этому. В качестве расчетных параметров ветра и волнения для режима жесткого шторма (режим «зигзагование» по зарубежной литературе) используют обычно скорость ветра и высоту волн с вероятностью появления один раз в 50–100 лет. Например, для районов норвежского сектора Северного моря Правила Норвежского Бюро Верitas требуют принимать расчетную скорость ветра 60 м/с, а высоту волн — 30 м. Эти цифры дают достаточно хорошее представление о том, какие условия должны поддерживать полупогруженные установки в процессе эксплуатации.

В режиме жесткого шторма установка практически отоединена от скважины, морской стояк поднимают на палубу, и установка при этом связана с подводно-уставковым оборудованием, находящимся на дне, только тросами, натяжение которых еще более уменьшено. С целью снижения центра тяжести и уменьшения парусности, съем буровой колонны убирают из буровой вышки и укладывают на палубные стеллажи. Якорные цепи ослабляют до такой степени, чтобы избежать опасности их обрыва. Для того чтобы избежать ударов бьющих волн в конструкции верхнего корпуса, уменьшают вертикальный клиренс путем отката части балласта из пакетов погонов и уменьшения осадки платформы. Большинство классификационных обществ, имеющих правила для ПБУ, считают, что между гребнем максимальной зоны и пакетами конструкциями верхнего корпуса должен обеспечиваться просвет 1,0–1,5 м.

Возбуждаемое в зарубежной литературе определение этого режима — «зигзагование» — хорошо определяет основной смысл всех мероприятий, осуществляемых при подготовке к этому режиму. Надо иметь в виду, что вероятность появления такого воздействия на ППБУ достаточно мала, поэтому подход к обеспечению безопасности установки в режиме жесткого шторма может несколько отличаться от подхода в других, часто встречающихся и продолжительных по времени, режимах. Более оправданной с технико-экономической точки зрения может оказаться даже потеря части технологических запасов для снижения центра тяжести и улучшения остойчивости ППБУ, чем выбор плановых размерений толщин наружных стенок на режиме жесткого шторма, и, как следствие этого, излишне большого запаса остойчивости в остальных режимах.

Приведем характеристику аварий и норвежской при эксплуатации платформ, сведения о которых публиковались в различных зарубежных источниках.

В период с 1966 по 1977 гг. на самоподъемных установках произошло 44 аварии, каждая из которых приносила убыток более 1 млн долларов. Наибольшее число аварий (20) связано с переходом платформы с одной точки на другую. При этом большая часть аварий (12) отмечена при попадании установок в шторма. В процессе подготовки к переходу и постановке на место наблюдалось восемь аварий. Возникновение сильных штормов в процессе работы было 13 аварий. Основным повреждаемым элементом оказалась опорная колонна.

При том же объеме убыточного числа аварийных случаев с полнопогруженными платформами существенно меньше — это составило восемь случаев. Из них два случая произошли при попадании установок в шторм при переходе и два — во время жестоких штормов при стоянке за якорем. Наименее надежный конструктивный элемент системы — морской стояк, а в составе самой платформы — узел соединения трубчатых конструкций (раскосов и распоров).

В результате разрушения раскоса, содействующего стабилизации колонн в подводной части, в 1980 г. в Северном море перевернулась платформа «Александр Килдин» типа «Пентагон». Погибло 123 человека.

Механизмы расположения вне корпуса установлены. В первом случае достигается лучшая передача погружающих металлоконструкций подъемного механизма с переборками и набором корпса. Важность этого обстоятельства очевидна, так как именно этот узел обеспечивает передачу усилий между погружающими в воздухе корпсом и опорными колоннами через детали подъемного механизма. А, как уже говорилось в предыдущей главе, масса корпса с оборудованием и запасами, приходящаяся на одну опорную колонну, может достигать 2,5—3,0 тыс. т. Однако наличие внутри корпса ПБУ шантажирует прокладку опорных колонн в подкрепление для передвижения с металлоконструкцией подъемных механизмов существенно усложняет конструкцию и технологию изготовления корпса.

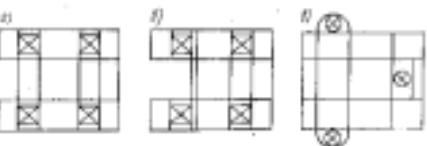


Рис. 2.1. Варианты расположения опорных колонн

## Глава 2

### КОНСТРУКЦИЯ ПЛАВУЧИХ БУРОВЫХ УСТАНОВОК

#### 9.4. Самоподъемные плавучие буровые установки

Самоподъемные ПБУ с прямоугольным корпусом обычно имеют конструкцию, во многом схожую с конструкцией корпуса судна. Корпус установки разделяется на водонепроницаемые отсеки продольными и поперечными переборками. Расположение переборок зависит от количества и расположения опорных колонн, так как переборки обеспечивают передачу нагрузок на опорные колонны в рабочем положении корпса.

Обычно конструкция набора для прямоугольных корпсов является продольной. Наряду с днищем, палубой и бортами в продольной системе забирают обычно и все основные переборки, что обеспечивает наиболее эффективное использование материалов в целях повышения общей прочности корпса.

Большое значение для прочности ПБУ имеет конструкция и расположение района сопряжения спорной колонны и корпса. Колонны могут либо проходить сквозь корпс (рис. 2.1, а, б), либо привинчиваться к нему (рис. 2.1, в), когда металлоконструкции подъемного

механизма расположены вне корпса установлены. В первом случае достигается лучшая передача погружающих металлоконструкций подъемного механизма с переборками и набором корпса. Важность этого обстоятельства очевидна, так как именно этот узел обеспечивает передачу усилий между погружающими в воздухе корпсом и опорными колоннами через детали подъемного механизма. А, как уже говорилось в предыдущей главе, масса корпса с оборудованием и запасами, приходящаяся на одну опорную колонну, может достигать 2,5—3,0 тыс. т. Однако наличие внутри корпса ПБУ шантажирует прокладку опорных колонн в подкрепление для передвижения с металлоконструкцией подъемных механизмов существенно усложняет конструкцию и технологию изготовления корпса.

На втором варианте корпс более удобен для расположения механизмов и оборудования, хотя необходимость подкрепления рабочих, примыкающих к шахтам ворот, также существует. Поэтому погружающие за пределы корпса портальные колонны должны быть переданы непосредственно с переборками. На некоторых ПБУ передача нагрузки от корпса на колонны через поперечные переборки осложняется наличием большого выреза в корпсе в районе расположения буровой вышки. Схема, приведенная на рис. 2.1, а, обеспечивает совпадение плоскости основной действующей нагрузки с осью заборчатой балки, образованной запертыми переборками. На рис. 2.1, б представлена схема расположения переборок, которая обеспечивает большую площадь выреза под вышкой, но заборчатая балка имеет в плане изломы.

На расположение продольных переборок часто оказывают влияние условия постройки. Некоторые самоподъемные установки строят в виде отдельных блоков, которые потом соединяются вместе. Блоки можно строить на одном предприятии, а собирать ПБУ из блоков — на другом. Например, одна из плавучих буровых установок типа «Бианки» была построена в бассейне Каспийского моря и из десяти отдельных понтонов, которые затем были промежуточно соединены водным путем в Черное море, где были состыкованы на плаву в единый корпс. Для обеспечения изолируемости каждого понтон в корпсе ПБУ были предусмотрены два продольных коффердама (рис. 2.2), во которых проходила линия разъема между

понтонами. Для обеспечения надежного соединения составных частей корпуса в носфердах установлены поперечные диaphragмы, части которых входят в состав соединяющих понтонов, при стыковке их края подглиняют друг к другу для обеспечения герметичности. Понтоны соединяют между собой при стыковке на плав с помощью стягивающих устройств, а возможность сварки стык создается с помощью специального герметизирующего приспособления, которое монтируется на понтонах еще на стапеле (рис. 2.3).

Учитывая, что большую часть времени корпус самодельных буровых установок находится под водой, как правило, в продольных и поперечных переборках корпуса устраивают проходы для улучшения сообщения между помещениями, объединенными одним технологическим процессом. В рабочем положении ПБУ эти



Рис. 2.2. Схема разделения корпуса ПБУ для прохода по внутренним водным путям



Рис. 2.3. Схема соединения частей корпуса на плаву  
1 — утеплительные профили; 2 — затяжниковый замок; 3 — герметизирующие пакеты; 4 — чехлы для фиксации

проходы открыты, и перед опусканием корпуса на воду при подготовке к зарядке ма некую точку работы их надменно задраивают и они остаются в таком положении в течение всего времени нахождения корпуса на воде.

Представляет интерес схема набора треугольных корпусов самоходных буровых ПБУ. Как правило, здесь также применяют продольную систему набора, при которой основные балки перекрытий и ходовой набор установлены в продольном и поперечном направлениях относительно оси платформы (рис. 2.4). В связи с тем, что борта расположены под углом к диаметральной плоскости, энгельевые части элементов корпуса имеют различные размеры. Отсутствие возможности унифицировать детали отдельно складывается из трудности изготовления корпуса. Такая конструкция мало приспособлена и для блочной постройки. Кроме того распределение нагрузки идет по основным линиям, соединяющим центры секторов, а основные несущие элементы конструкции расположены под углом к этим линиям. Это обстоятельство не дает воз-

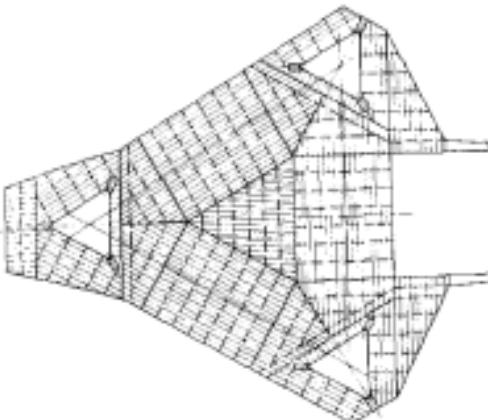
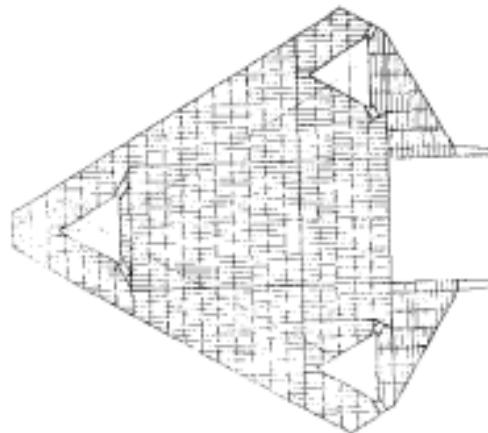


Рис. 2.4. Общая схема набора треугольного корпуса



можности полностью использовать сечение набора в общей пропорции корпуса и ведет к увеличению его массы. Компания «Ска дрил» разработала и запатентовала систему набора корпуса, имеющего форму, близкую к треугольной (рис. 2.5). Указанная система предусматривает расположение блоков главного направления в неразрытых ячейках осей, соединяющих штыри опорных колонн. Считается, что такая система набора обеспечивает снижение массы корпуса на 8—10%. Кроме того, более логичной становится разбивка корпуса на блоки и обесцвечивается унификация конструкций блоков между собой, а также унификация деталей набора.

Несколько скромность корпуса самоходимых буровых установок, имеющих в плане прямоугольную форму, обычно выполняется с подрезом для уменьшения сопротивления воды при бурении. Угол наклона подреза к горизонту находится в пределах 30—55°. При проектировании буровой оконечности необходимо также уделить внимание обеспечению прочности при ударах волны так как широкий плоский буровой траектория испытывает на волнении весьма значительные нагрузки.

В приведущей главе указывалось, что у некоторых самоходимых ПБУ подъемный портал в рабочем положении (рис. 2.6) — это металлическая рама с кронштейнами, на которых установлены гидроцилиндры, приводящие в действие механизмы подъема и опускания. Рама имеет форму, близкую к треугольной. Время от времени в практике проектирования и эксплуатации возникают случаи, когда подъемный портал не может быть установлен в рабочее положение из-за недостатка места. В таких случаях в качестве альтернативы предлагают использовать конструкцию, изображенную на рис. 2.7. На рисунке изображены металлоконструкции подъемного механизма с порталом ПБУ. Портал ПБУ (1) имеет форму, близкую к квадрату. Каждый из его вертикальных стоек (2) имеет в плане квадратное сечение и скошенные боковые грани. Очевидно, что волнообразное воздействие на такие колонны больше, чем на любые другие. Поэтому подобный тип колонн применяют на небольшой глубине воды и чаще не на плавучих буровых установках, а на самоходимых сооружениях других типов (платформы для мачт, контактные платформы с кранами и т. п.).

Важнейший раздел конструкции самоходимых буровых установок является узел соединения корпуса с подъемным механизмом. На рис. 2.7 изображено соединение металлоконструкций подъемного механизма (портала опорной колонны) с корпусом на ПБУ «Бакум». Для обеспечения надежного соединения должно быть достигнуто полное совпадение плоскостей основных стоеч портала

с подкрепляющими корпуса. С этой целью подкрепления корпуса прорезают палубу и выходят на 700 мм выше нее. Стойки портала соединяются с подкреплениями языком, что исключает возможность их смещения. Подкрепления и стойки портала обычно выполнены

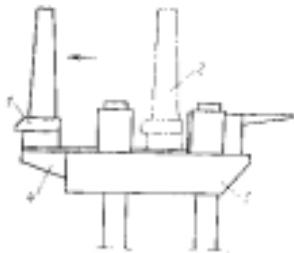


Рис. 2.6. Схема передвижения подъемного портала в рабочем положении:  
1 — подъемный портал в рабочем положении; 2 — гидроцилиндры в рабочем положении; 3 — корпус ПБУ; 4 — кронштейны

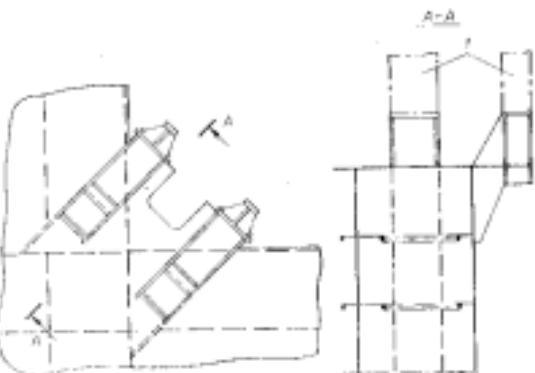


Рис. 2.7. Соединение металлоконструкций подъемного механизма с корпусом ПБУ  
1 — стойка портала

иных из низколегированной стали с пределом текучести около 40 кг/мм<sup>2</sup>.

## § 7. Опорные колонны самоходимых ПБУ

Наряду с цилиндрическими и решетчатыми (фермы) колоннами иногда применяют призматические колонны, имеющие квадратное сечение и скошенные боковые грани. Очевидно, что волнообразное воздействие на такие колонны больше, чем на любые другие. Поэтому подобный тип колонн применяют на небольшой глубине воды и чаще не на плавучих буровых установках, а на самоходимых сооружениях других типов (платформы для мачт, контактные платформы с кранами и т. п.).

Рассмотрим подробнее конструкцию цилиндрических и решетчатых опорных колонн. Цилиндрические опорные колонны строят, как правило, с гидравлическим механизмом подъема. Поверхность колонны в определенной ширине разрезается окном для захватов подъемного механизма (рис. 2.8). В практике встречаются различные варианты конструктивного оформления этих окон. На большинстве ПБУ окна располагаются велосредст-

рено на цилиндрической поверхности колонны, а подкрепления рамки вырезов полностью находятся внутри колонны. В зависимости от конструкции подъемного механизма бывает три или четыре вертикальных ряда окон. На некоторых установках окна располагаются на выступающих из колонны коробчатых рейках, как это показано на рис. 2.8. Такое решение золоти и повышает момент инерции поперечного сечения колонны, но значительно ухудшает ее обтекание и приводит к увеличению волновых и ветровых нагрузок.

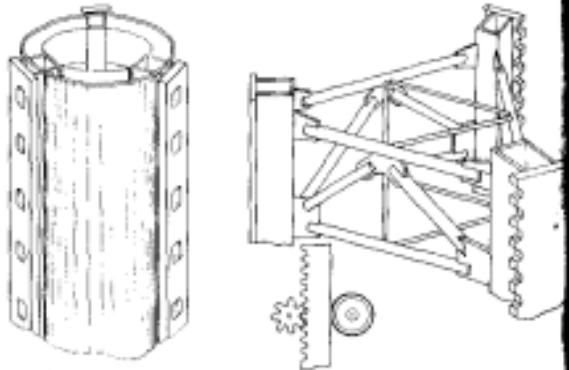


Рис. 2.8. Шлангодержатель второй колонки с выступающими рейками

Рис. 2.9. Треугольные решетчатые колонны

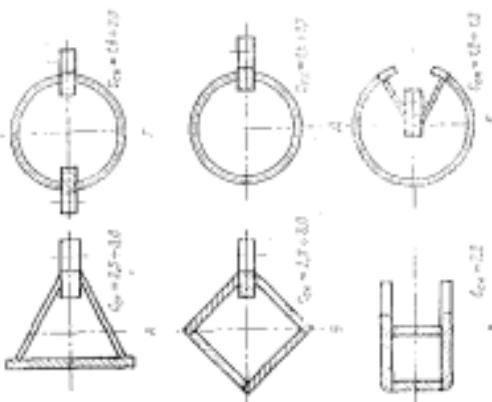


Рис. 2.9. Треугольные решетчатые колонны

Решетчатые колонны, как треугольные, так и четырехгранные, состоят из расположенных по углам сечения реек и системы раскосов, обеспечивающих сохранение формы сечения. Конструкция реек зависит от типа подъемного механизма. Если механизм гидравлический, то на рееке должны быть выступы или углубления для взаимодействия колонны с захватом подъемника. При этом гидромеханическом шестеренчатом подъемнике на всей длине реек должны быть нарезаны зубья. На рис. 2.9 изображена схема треугольных колонн для гидромеханического типа подъемного механизма, а на рис. 2.10 — для гидравлического с четырехгранными колоннами. Рейки обеспечивают прочность колонны на изгиб и ее устойчивость и являются основным элементом, с помощью которого проектируют стремление уменьшить сопротивление колонны воде.

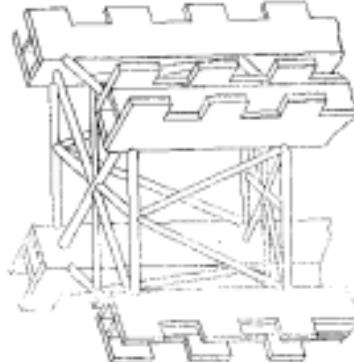


Рис. 2.10. Четырехгранные решетчатые колонны

ношими воздействиям и течению. В настоящее время имеется более разнообразные конструкции реек. На рис. 2.11 приведено шесть вариантов реек, применявшихся различной фирмами, и для каждого изображены коэффициенты лобового сопротивления этих конструкций (в предположении, что для шлюпдира  $C_{\text{ш}} = 1.0$ ). Характерно, что в последние годы усиливается применение трубчатой конструкции реек. Кроме уменьшения волновых воздействий на ПБУ, преимуществом этой конструкции является уменьшение объема сварки. О том, насколько важен этот вопрос, можно судить по толщине пластины коробчатой реек, которая ложатся до 100 мм, так что для сварки или с разделкой кромок требуется выполнить до 20 проколов.

Реики обычно изготавливают из стали ярусной прочности с пределом текучести 55–70 кгс/мм<sup>2</sup>. Применение реек с минимальным лобовым сопротивлением приведет к уменьшению охлаждаемого момента, действующего на всю установку от ветра, волнения и течения. Это, в свою очередь, позволяет уменьшить изгибающие моменты между опорами, т. е. уменьшить размеры и массу корпуса ПБУ. Минимум массы корпуса приводит к увеличению изгибающего момента, действующего на опорные колонны, и дает возможность уменьшить размеры и массу самих колонн. По оценкам фирмы «Скайдрайд» применение реек типа Е (см. рис. 2.11) по сравнению с типом Б приводит к уменьшению массы корпуса примерно на 10 % и массы колонн на 15 %. Это показывает, насколько важна выбор рациональную форму реек.

Еще раз обратимся к рис. 2.9 и 2.10. На них показано два типовых решения узла соединения раскосов с реекой: на рис. 2.10 раскосы подгнаны к поверхности реек, а на рис. 2.9 они соединены с реекой клипсами. Второй тип присоединения раскосов характеризуется большей величиной длины захвата на длину раскоса и удобством выполнения стяжочных работ.

При перегоне в условиях волнения поддины зверя опорные колонны испытывают большие изгибающие нагрузки от качки ПБУ. Кроме того, большая парусность установки обуславливает условия буксировки и часто приводят к аварийным ситуациям. Поэтому при большой длине колонн практикуется частичный демонтаж колонн перед длительными перегонами (см. рис. 1.4).

## § 8. Полупогруженные плавучие буровые установки

Конструкция полупогруженных установок бывает весьма разнообразной. Здесь мы рассмотрим, в основном, конструктивные особенности наиболее распространенного сейчас типа установок, а именно – ГПБУ с энтоле-перегружательной машиной верхушкой. Нижние платформы таких установок обычно имеют покрытие одного из следующих типов: круглое, овальное, правоугольное со скругленными углами. Форму сечения выбирают с учетом величины волновых воздействий от волнения и течения. Следует

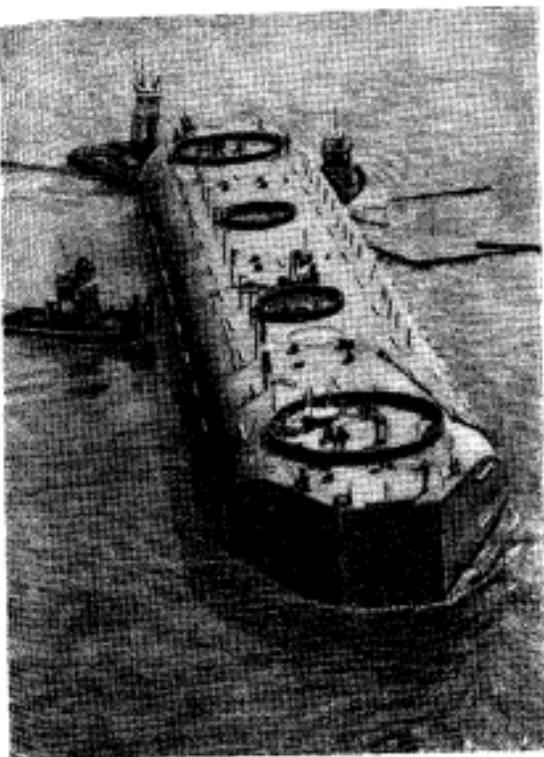


Рис. 2.12. Плавучая установка ГПБУ «Север-ЛДВ»

однако, отмечать, что в последнее время чаще применяют прямую угольную форму со скругленными углами. Она приводит к более большему сопротивлению при обтекании в плоскости очищения, но в то же время обеспечивает лучшую технологичность конструкции. Скругление выполняется и за носовой, и за верхнюю скуль.

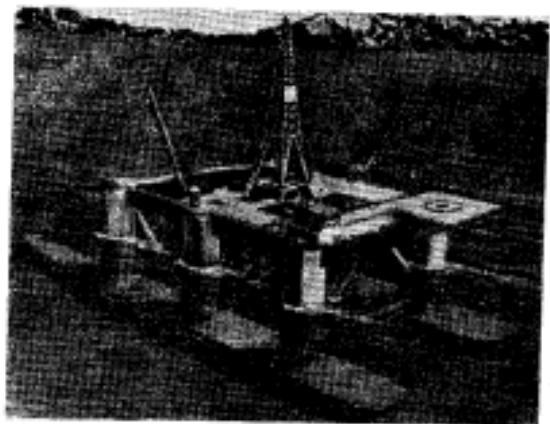


Рис. 2.13. Полувагонные установки «Запата Аганди»

Весьма разнообразна также форма оконечностей pontонов. Носовая оконечность цилиндрических pontонов имеет обычно обривочную форму (рис. 1.7). Оконечности pontонов с седловыми поперечными сечениями выполняются в виде поверхности, образованной несколькими пересекающимися плоскостями. На рис. 2.12 показана носовая оконечность линейного pontона ППБУ «Седло-702», выполненная именно таким образом. Носовая оконечность pontонов с прямоугольным сечением обычно более или менее приближается к судовой. ППБУ типа «Альер-НЭ» имеют клиновидный в плане нос с вертикальными бортами и вертикальным форштевнем. Некоторые установки, например «Запата Аганди», изображенные на рис. 2.13, имеют своеобразную форму носовой оконечности, характерную для морских судов. Установки типа «Запата Иорктина» по форме носа более всего приближаются к судовым обводам, отличаясь от них только несколько большей полнотой (см.

рис. 1.10). Поиски различных форм носовой оконечности на установках зарубежных фирм часто объясняются не только попытками уменьшить сопротивление воды при буксировке ППБУ и улучшить гидродинамические характеристики корпуса при стоянке за точкой бурения, но и стремлением обойти запатентованные решения других фирм.

Форма кормовой оконечности зависит от наличия движителей. Если установка несамоходная, то обычно кормовая оконечность симметрична носовой. Если же в корму pontona располагается гребной двигатель, то применяют обводы, обеспечивающие хороший подвод воды к движителю. Это могут быть обводы конической формы для ППБУ с сигарообразными низкими поясами или обводы с плоско поднимающимися боковыми у pontона другой формы. Для носовой оконечности типа ППБУ «Альер-НЭ», образованной в плане прямыми линиями, соединение скругленный, расположенных на цилиндрической вставке и на клиновидной части, представляет собой пересечение двух цилиндрических поверхностей.

Представляет интерес решение, примененное в этом случае в проектах американской фирмы «Фрид в Голдман», например, на ППБУ типа «Запата Иорктина». Скругление верхней скулы идет только в пределах цилиндрической вставки (поз. 1 рис. 2.14), а в районе оконечности борт соединяется с палубой углом (поз. 2). Сопряжение двух разных типов верхней скулы между собой выполняется с помощью конического листа 3.

Днище, палуба и борта, а также продольные переборки pontонов имеют продольную систему набора. Расположение продольных переборок зависит от количества и расположения стабилизирующих колонн, и его выбирают таким образом, чтобы обеспечить надежную герметичность pontонов и кладки.

Стабилизирующие колонны, в основном, имеют цилиндрическую форму, обеспечивающую хорошее обтекание с любого направления. Однако в последнее время начали появляться проекты полуторужильных сооружений с колоннами, имеющими в сечении форму прямоугольника со скругленными или со склоненными углами. Одна из таких установок изображена на рис. 2.15. Такие установки, как правило, применяют для работы в зоне жестких гидрометрологических условий.

Благодаря тому, что верхняя коническая часть у некоторых стабилизирующих колонн (в основном, ППБУ с тремя колоннами за каждым pontоном) служает, амплитуда качки на волнении



Рис. 2.14. Верхняя скула pontона ППБУ «Запата Иорктина»  
1 — цилиндрическая вставка; 2 — уступы; 3 — водонепроницаемый щит

уменьшается. Значительное количество установок имеет в нижней части расширенье, которое обеспечивает хорошую передачу конструкции колонны «понтон», а также улучшает характеристики остойчивости в процессе загружения или отсыпки установки несколькими стадиями резкое уменьшение площади ватерлинии при

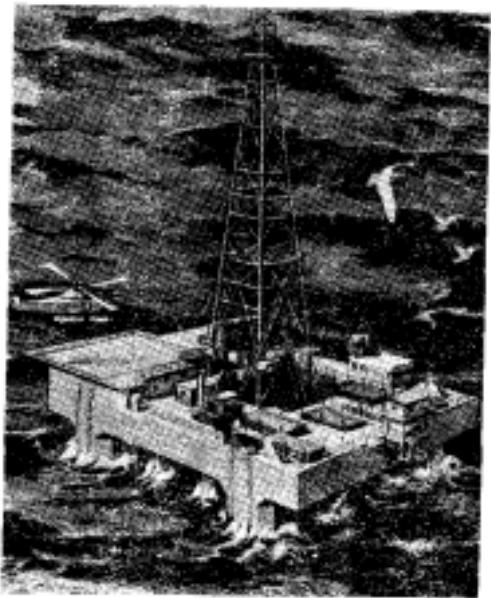


Рис. 2.16. ППБУ с полупогруженными стабилизирующими колоннами

нижней частью колонны перевозана с дном с поворотными переборками понтона (рис. 2.16, б).

Внутреннее пространство колонн разбивается горизонтальными платформами и вертикальными диафрагмами на водонепроницаемые отсеки. Количество и размеры отсеков выбирают, исходя из условий обеспечения непотопляемости установок при затоплении любого отсека, расположенного в районе эксплуатационной палубы. В угловых колоннах обычно располагают цистерны, а в средние — ящики для сообщения с помещениями в понтонах. Часто верхние ярусы колонн используют для размещения некоторой механизации машинной установки и технологического комплекса.

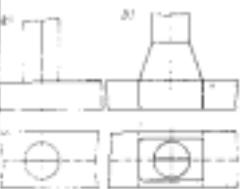


Рис. 2.16. Варианты перевозки колонн с понтонами

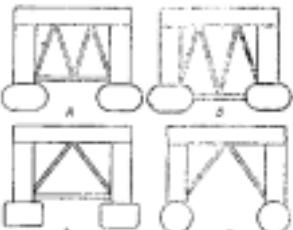


Рис. 2.17. Схемы разного полупогружения установок

Разнообразны и схемы раскосов, применяемые на полупогруженных установках. Типичными для установок с двумя параллельными понтонами являются схемы, приведенные на рис. 2.17. Одной из наиболее рациональных с точки зрения прочности является схема Б, примененная на ППБУ «Роман Миданди». Она обеспечивает наиболее надежную связь понтонов между собой. Низко расположенный поперечный раскос придает поперечному сечению установки форму замкнутой рамы без консольных частей. Верхний пересеченный раскос служит опорой для продольных несущих блоков верхнего корпуса, на которые, в свою очередь, опирается подъемный портал с бурковкойышкой. Однако при буксировке ППБУ поперечные раскосы оказываются в виде  $\times$  и увеличивают буксировочное сопротивление. От этого недостатка свободна схема А, примененная по установкам типа «Седло-700». Но в этой схеме нижние части колонн работают на изгиб при действии на понтоне сил, вызванных волнением. Общим недостатком схем А и Б является сложность узла соединения двух пакетных раскосов с поперечным. При этом надо иметь в виду, что к этой точке, как правило, примыкает еще два раскоса, лежащих в горизонтальной пло-

щади перехода с понтонов на колонны. Основными элементами, обеспечивающими передачу цилиндрической колонны с понтоном являются переборки и диафрагмы, при этом внутренние диафрагмы колонн располагаются в плоскости продольных и поперечных переборок нижних понтонов (рис. 2.16, в). Представляет интерес соединение, примененное на установках проекта «Амир-НЭ», где рас-

ности. Что представляет собой подобный узел, можно видеть на рис. 2.18.

Отверстиями является узел соединения раскосов со стыковкой колонн. Для надежной их передачи раскосы и разные соединения имеют внутренние подкрепления (на всей оставшейся длине трубчатые раскосы обычно не имеют), которые входят внутрь колонны и соединяются с ее арочными конструкциями платформами, дифрагмами, кольцевыми рамами. Такой узел, показанный на ППБУ «Шельф», показан на рис. 2.19. Обычно

так как именно он воспринимает большую часть момента, действующего на жесткоте и колонны от волнения.

Установки с четырьмя колоннами на каждом понтоне, как правило, не имеют дополнительных раскосов в плоскости, совпадающей с ДП понтонов. Установка с тремя колоннами на одном понтоне имеет в этой плоскости два паклонных раскоса, идущих от верхней части средней колонны к основанию крайних (см. рис. 1.10).

На всех установках применяют только трубчатые раскосы. По исполнению они могут быть герметичными или с вырезами для забораживания внутреннего пространства с забортной водой, как, например, на ППБУ проекта «Акер-НЭ». При таком решении необходимо обеспечить защиту внутренних поверхностей от коррозии.

Наиболее распространенной схемой верхнего корпуса является схема,



Рис. 2.18. Узел соединения раскосов

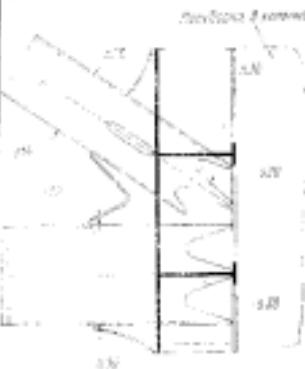


Рис. 2.19. Пересечение раскосов с конструкцией колонн

усложнение технологии стыковки колонн и раскосов иончика раскосов с подкреплениями выражаются в схемах колонны.

Наиболее рациональной схемой раскосов можно считать схему (рис. 2.17). Это самая распространенная схема для установок с двумя параллельными понтонами («Акер-НЭ», «Запата Иоркта», «Запата Альваро» и др.). Здесь минимум узлов пересечения раскосов что упрощает технологию сборки установки в полуподъемном состоянии на гидродинамических характеристиках. Недостатком схемы является большая длина пролета поперечного горизонта раскосов, на что он обычно имеет больший диаметр.

На установках проекта «Марин-Ф» применяется схема раскосов варианту Г. Количество раскосов здесь минимальное, однако оно требует значительного усиления верхнего корпуса для обеспечения пикировочной прочности установки, и также очень нагруженным становится узел соединения колонн с верхним корпусом

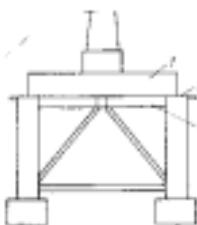


Рис. 2.20. Верхний корпус с подпружиненными балками  
1 — подвеска на палубе; 2 — гавани на палубе; 3 — подпружиненные балки

предложенная на рис. 2.20. Здесь конструкции верхнего корпуса 1 выполнены в виде надстроек, стоящих на палубе 2. Палуба опирается на верхние части колонн и систему подпружиненных балок 3. Дополнительной опорой для подпружиненных балок служит верхний узел пересечения раскосов (рис. 2.21). Палуба, до которой доходят стабилизирующие колонны, называется главной по аналогии с обычными судами, так как именно ниже этой палубы расположены весь водонепроницаемый объем установки, и размещение ниже нее конструкции не должны иметь наружных вырезов. В рассмотриваемой конструктивной схеме верхнего корпуса подпружиненные балки образуют верхнюю кессонную часть конструкции ППБУ. Обычно это развитые коробчатые конструкции, проходя-

шее внутрь стабилизирующих колонн и перекрытия с их подборками. Схема расположения подвалубных балок защищает от разбоя верхнего корпуса из блоков и строительные работы, а также от последовательности сборки, так как кроме обеспечения общей прочности установка балки предназначена для создания ограждения контура для установки блоков. Недостатком конструкций с подвалубными балками является увеличение вертикального зазора между нижними конструкциями главной палубы и поверхностью воды, а также ухудшение аэродинамических характеристик в



Рис. 2.21. Монтаж верхнего каркаса из подпалубных балок

представляет собой мощные коробчатые конструкции, внутри которых расположена большая часть жизненных, служебных и производственных помещений. В данном случае коробчатые балки изгибаются верхним корпусом установки.

### Глава 3

## ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ПРОЧНОСТИ ПЛАТФОРМ

Наиболее существенным является опыт проектирования и эксплуатации современных плавучих платформ обобщены в соответствующих Правилах классификационных обществ. Поэтому обратимся сначала к анализу требований этих Правил.

Обобщенное рассмотрение заставляет проблему установления критерия прочности. В этих критериях сконцентрирована идеология обеспечения прочности конструкций; проверка выполнения принятых критерий подчинена всей процедуре расчета. Состав критериев и их выполнимость обеспечиваются прежде всего возможностями материала и схемой конструкции. Поэтому требования к стали непосредственно рассмотрены в связи с критериями прочности конструкций. В заключении главы приведены анализы гидроизолирующих, гидростатических, инерционных и других нагрузок, действующих на погруженный элемент конструкции.

### 5. Требования Правил классификационных обществ к прочности плавучих буровых платформ

Современные Правила классификации и постройки плавучих платформ существенно отличаются во назначении и структуре от аналогичных Правил для морских транспортных судов. В правилах для плавучих платформ регламентируется подход к обозначению прочности конструкции, предохраняющей проектантов от недосмотра наиболее опасных факторов, от которых зависит прочность конструкции. Формулируются основные критерии прочности. В некоторых случаях приводятся указания о целесообразности методов расчета. Структура Правил задается их назначением. Например, Правила морских транспортных судов регламентируют размеры конструкции, не касаясь философии их обоснования.

Такое различие представляется вполне естественным, если учесть, что формирование подобной регламентации должны предприниматься стабилизацией типов и размеров плавучих средств, многолетняя практика проектирования, проверенная опытом эксплуатации. Альтернативные типы платформ еще претерпеваютволночленные изменения; опыта проектирования и эксплуатации

уставовки из-за наличия нескольких рядов вертикальных балок, создающих дополнительную площадь парусности и ухудшающие условия обтекания верхнего корпуса. Однако такие конструкции верхней части корпуса используются, главным образом, по соображениям технологий для удобства сборки блоков верхнего корпуса.

В последнее время в связи с поиском более рационального архитектурного типа установок изменилась тенденция к превращению падстроек и других конструкций на главной палубе в единий единый корпус. Наиболее завершенное воплощение эта тенденция нашла в проекте «Марк-2» (см. рис. 1.7). На этом проекте корабль выполнен в виде прямой объемной конструкции, симметричной относительно центральной оси и раскосами, набор обращен внутрь в путь, подвалубные балки исключены.

Интересным является конструктивное решение, примененное в проекте «Акер-НЭ» (см. рис. 1.11). Здесь подвалубные бал-

недостаточно, чтобы обобщения и зависимости, свойственные общим Правилам, были установлены и правомерны.

Рассмотрим действующие Правила классификационных обществ по ряду узловых вопросов: расчетные режимы, расчетные нагрузки, критерии прочности и нормы допускаемых напряжений.

### 9.1. Расчетные режимы и нагрузки

Все Правила принимают в качестве расчетных режимов (или состояний) конструкции: выпадание, или режим стремительного внешнего воздействия; функциональное состояние транспортное состояние — переход с одной точки бурения на другую.

Эти режимы в основном охватывают возможные условия по линии опасных состояний конструкции, за исключением ряда установок платформы на точку или снятие с нее. Вместе с тем действующие Правила дают различные определения понятий расчетных режимов. Часто они отличаются не столько реализацией, сколько техническим содержанием, а также полнотой. В этой связи имеет значение редакцию, предлагаемую Правилами.

**Экстремальное внешнее воздействие.** Американское Бюро Судоходства [121]. Для экстремальных условий расчетная скорость ветра должна приниматься равной 51,5 м/с (100 уз). Расчетную высоту волны определяет заказчик. Период волны должен приниматься таким, значение которого соответствует наибольшим нагрузкам, или определяться в зависимости от расчетной высоты волны:

$$T = \sqrt{0.66A}, \text{ с, если } A \leq 15,3 \text{ м;}$$

$$T = \sqrt{3.28 \frac{A}{(0.66A + 1)}}, \text{ с, если } A > 15,3 \text{ м.}$$

Правила рекомендуют метод расчета волновых нагрузок заданным параметром волны.

Норвежское Бюро Веритас [123]. Экстремальное состояние соответствует экстремальному воздействию внешней нагрузки в сумме с функциональными нагрузками. Экстремальные нагрузки должны быть не меньше, чем самая вероятная наибольшая нагрузка за период 100 лет.

Английский Ллойд [125]. Определение экстремальных условий не дается.

Руководство по проектированию и конструированию прибрежных установок Агентства [92]. Экстремальные условия могут быть реализованы в следующих случаях:

при действии нагрузок, обусловленных экстремальными внешними условиями одновременно с максимальной комбинацией нагрузок при бурении, работе механизмов и оборудования;

при действии нагрузок, которые являются необычными, но возможными в жизни установки (например, нагрузки при испытании).

**Японский Регистр [122].** Экстремальные нагрузки обусловлены одновременным действием ветра и волнения, а также внешними нагрузками, действующими на конструкцию. Ветровые нагрузки должны определяться при скорости не выше чем 60 м/с. Волновые нагрузки должны рассчитываться исходя из высоты, предложенной судоходством и Обществом, но при этом она не должна быть меньше величины, показанной в табл. 3.1.

Таблица 3.1. Расчетные параметры волны по [122] в зависимости от глубины моря

Глубинный фактор зоны	Процент глубина зоны, м						
	0	10	40	80	80	40	10
Нижняя высота волны, м	13,6	14,9	15,9	16,7	17,2	18,0	18,3
Проектная высота гребня, м	17,6	11,2	11,0	10,5	10,8	10,7	10,6

Французское Бюро Веритас [120]. В качестве экстремальных условий рассматриваются такие, которые имеют первое повторение 50 лет.

**Функциональное состояние платформы.** Американское Бюро Судоходства. Расчетная скорость ветра должна приниматься не менее 36 м/с для открытых районов и 23,8 м/с для защищенных районов. Высоту волны определяет заказчик. Период волны принимают по тем же зависимостям, какие используют и в случае экстремальных условий.

Норвежское Бюро Веритас. Функциональному состоянию соответствуют нагрузки, которые являются необходимым следствием существования конструкции, ее использования и обслуживания при «идеальных обстоятельствах» для каждого различного условия. «Идеальные обстоятельства» означают отсутствие ветра, волн и других факторов внешней среды.

Английский Ллойд. Функциональное состояние соответствует действию статических нагрузок и нагрузок, связанных с работой платформы.

Руководство по проектированию и конструированию прибрежных установок (Агентство). Функциональному состоянию соответствует комбинация максимальных нагрузок, возможных при бурении, добыче или при других операциях, сопоставим с нагрузками, вызванными как-

сивальным воздействием внешних условий, при которых форма функционирует как буровая установка.

Японский Регистр Функциональному состоянию соответствуют следующие расчетные условия: скорость ветра не ме-  
25 м/с, проекция высоты волны, которая используется для ре-  
чта, должна быть не менее 7 м для платформ полуподвального и  
исследовательского типов и 3 м для буровых судов и установок судо-  
типа. Минимальный период волны должен быть не менее, чем та-  
буется формулой  $T = 2,56 \sqrt{h}$  с, где  $h$  — высота волны, м. В погла-  
жение в этом загружении прикладываются статические нагрузки  
на тихой воде, а также другие загрузки, связанные с нормальными  
функционированием платформы как буровой установки.

Французское Бюро Вергира (Норвежские функциональные) условиями являются такие, которые име-  
ют период повторения один месяц. В отношении воленния эти условия  
могут реализоваться с обеспеченностью  $4 \cdot 10^{-4}$ .

Переход платформы с одной точки бурения на другую. По  
точению и самовоздымным платформам различаются кратков-  
ременные переходы (продолжительностью менее 12 ч) и длительные  
северные переходы.

В первом случае при проверке прочности водолазных опери-  
валок, согласно [122, 123, 125], расчетная величина изгибающе-  
го момента, действующего в изборном сечении колонны, должна при-  
ниматься равной величине момента инерционных сил в сел тоже  
при качке с амплитудой  $6^\circ$  и периодом, равным периоду свободных колебаний. При длительных переходах амплитуды и периоды кач-  
ек обосновываются расчетами или принимаются равными  $15^\circ$  и  $10$  соответственно [123, 125]. Правила [122] требуют, чтобы в э-  
случае амплитуды качки принимались равными  $20^\circ$ .

Таким образом, можно выделить два подхода, которые исполь-  
зуются действующими Правилами при назначении экстремальных и функциональных нагрузок. Удовлетворяя им можно квалифицировать вероятностный в дегерминистической.

В первом случае эти нагрузки определяются исходя из статистики буровых и волновых режимов за прошедший период. Величина расчетной нагрузки связывается с определенной вероятностью ее превышения. Считается, что такая вероятность не должна быть более чем  $10^{-4}$ . Соответственно экстремальные условия рассматривают как условия 50- или 100-летнего шторма. Эта концепция сражена в Правилах Норвежского и Французского Бюро Вергира в английском Руководстве по проектированию и конструкции прибрежных установок.

При дегерминистической концепции, который используется в японских и китайских Правилах, ограничивается минимальное значение расчетной скорости ветра, а высоту волн определяют захватчики.

Нельзя не обратить внимание на имеющиеся различия в опре-  
длении функциональных нагрузок. Например, Норвежские Пр-

ава определяют функциональную нагрузку как такую, которая сопровождается полным отсутствием воздействия волн и ветра. Французские же Правила считают, что при этом должны приняться во внимание воздействие волн и ветра, а обеспеченность такой нагрузки должна быть около  $4 \cdot 10^{-4}$ .

Пожалуй, отмеченное различие не вызывало бы вопросов, если бы они сопровождались соответствующими различиями в величине допускаемых напряжений. Тем не менее соотношение между допускаемыми напряжениями для экстремальных и функциональных нагрузок во французских и китайских Правилах сохраняется одинаковым.

## 9.2. Гидродинамические нагрузки

Гидродинамические нагрузки на погруженный элемент конструкции определяются суммарным эффектом воздействия волны и течения на элемент, абсолютное перемещение которого обусловлено начальной и конечной частотами всей конструкции. Полная величина гидродинамической нагрузки определяется двумя составляющими: инерционной  $\vec{q}_{in}$  и скоростной  $\vec{q}_{sp}$ , которые действуют со слагают во фазе на  $\pi/2$ .

Для цилиндрического элемента, имеющего производящую форму сечение, интенсивность инерционной составляющей гидродинамической нагрузки определяют по формуле

$$\vec{q}_{in} = (1 + C_{in}) r S \vec{\omega} - C_{in} r \vec{S} \vec{\omega}, \quad (3.1)$$

где  $\vec{q}_{in}$  — вектор нагрузки, проходящей на единицу длины эле-  
ментов;  $C_{in}$  — коэффициент присоединенных масс;  $r$  — массовая  
плотность воды;  $S$  — площадь поперечного сечения элемента;  $\vec{\omega}$  —  
проекция вектора ускорения части изолированной жидкости на  
перпендикуляр к оси элемента, лежащий в одной плоскости с вектором  
абсолютного ускорения части изолированной жидкости  $\vec{v}$ .

Модуль абсолютных ускорений  $|v|_x$  вычисляют в точке с коорди-  
натами центра тяжести площади  $S$  элемента;  $\vec{i}$  — проекция вектора  
ускорения элемента, вызванного качкой или упрямими коле-  
баниями, на перпендикуляр к оси элемента, лежащий в одной пло-  
скости с вектором  $\vec{v}$ . Модуль ускорения  $|v|$  вычисляют в точке с ко-  
ординатами центра тяжести площади  $S$  элемента.

Для цилиндрического элемента с произвольной формой попереч-  
ного сечения интенсивность скоростной составляющей гидродинамич-  
еской нагрузки определяют по формуле

$$\vec{q}_{sp} = \frac{1}{2} C_{sp} \rho D |v|^2 \vec{v}, \quad (3.2)$$

где  $\vec{q}_{sp}$  — вектор скоростной составляющей интенсивности на-  
грузки.

8 Таблица 3.1. Нестационарный и скоростной коэффициенты нагрузки по различным Правилам

Номенклатура	$C_{\text{коэ}}$		$C_{\text{коэ}} = 1 + C_{\text{коэ}}$		$\Delta \sigma/\sigma$	Анализ длины волны	АМС	Фактическая скорость волнения	$D/\lambda$
	Аналитич.	AMC	Физическая сущность	Время					
Правило Баланса моментов $d$	$\max(d \leq 3.5 \lambda; 1.5)$ $\min(d > 3.5 \lambda; 2.0)$	$1.5 - 2.0$	$\max(d \leq 1.45 \lambda; 1.5)$ $\min(d > 1.45 \lambda; 1.5)$	$1 + K_1^2$	0.5	0.5	0.75	0.75 ***	
Цилиндрические волны с единичным коэффициентом дифракции $A$ . Ось $\delta$ в радиальном направлении	—	$1 + \frac{\delta}{\lambda}$	$1 + \frac{\delta}{\lambda} + C_{\text{коэ}} \frac{\delta}{\delta}$	$1 + K_2 \frac{\delta}{\lambda}$	—	1.0	—	—	
Правило с приведенными коэффициентами поглощения с радиусом излучения $R$ в метрах	—	$\beta + \frac{d}{\lambda}$	$\beta + \frac{d}{\lambda} + \frac{\alpha}{4} \left( \frac{d}{\lambda} + \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{d}{\lambda} \right)^2 + 4 \beta^2} \right)$	$1 + \frac{\alpha}{4} \times$ $\asymp K_2 \frac{d}{\lambda}$	—	1.0	2.0	2.0K <sub>2</sub> K <sub>0</sub>	
Правило Земмеринга для волн с постоянной амплитудой на периодичности волны	$2.0 \pm 1.0$	—	—	—	4.0-2.0	—	—	—	2.0 K
Правило Баланса моментов для волн с постоянной амплитудой на периодичности волны	—	—	—	—	—	—	—	—	2.0 K

$$\alpha = C_{\text{коэ}} = \frac{1}{1 + K_1^2} \quad (\text{для } K_1^2 \ll 1).$$

если  $K_1^2 = \frac{1}{1 + \Delta \sigma/\sigma}$ , т.е. для  $\Delta \sigma/\sigma \ll 1$ .

$$\alpha = K_1^2 = \frac{1}{1 + \Delta \sigma/\sigma} \quad (\text{для } K_1^2 \gg 1).$$

если  $K_1^2 = \frac{1}{1 + \Delta \sigma/\sigma}$ , т.е. для  $\Delta \sigma/\sigma \gg 1$ .

$$K_1^2 \ll 1$$

$$1.0 \leq \frac{\Delta \sigma/\sigma}{K_1^2} \leq 10$$

$$K_1^2 \gg 1$$

гружи:  $C_{\text{коэ}}$  — коэффициент скоростного сопротивления;  $D$  — раз-  
мер поперечного сечения цилиндрического элемента, перпендику-  
лярный к плоскости, образованной осью элемента и вектором, ко-  
торый представляет собой вектор относительной скорости частиц  
воды, не вызванный присутствием элемента;  $|\vec{v}|$  — модуль век-  
тора  $\vec{v}$ , вычисляемый в точке с координатами центра тяжести пло-  
щади  $S$ ;  $\vec{v}$  — проекция вектора скорости частиц жидкости на пер-  
пендикуляр к оси элемента, лежащий в одной плоскости с вектором  $\vec{v}$ .  
Вектор  $\vec{v}$  определяют выражением

$$\vec{v} = \vec{v}_0 + \vec{v}_1 + \vec{v}_2 - \vec{v}_3,$$

где  $\vec{v}_1$  — вектор абсолютной скорости изолированной жидкости  
в точке с координатами центра тяжести площади  $S$ ;  $\vec{v}_2$  — вектор  
скорости течения;  $\vec{v}_3$  — вектор абсолютной скорости элемента.

Значения коэффициентов  $(1 \pm C_{\text{коэ}})$  и  $C_{\text{коэ}}$  рекомендуемые раз-  
личными Правилами, приведены в табл. 3.2. Несмотря на различ-  
ную форму представления зависимости этих коэффициентов от раз-  
ных параметров, количественные значения коэффициентов различ-  
ных Правил очень почти одинаково (см. табл. 3.3).

Таблица 3.2. Составление коэффициентов гидравлических нагрузок  
по различным Правилам

Правила	Зависимости от параметров Правил *		Зависимости от параметров Правил **	
	$C_{\text{коэ}}$	$C_{\text{коэ}}$	$C_{\text{коэ}}$	$C_{\text{коэ}}$
Лонгейль Лоби	1.5	0.90	2.0	0.90
МС	1.5	0.90	1.50	0.90
Французские Воды Ве- рратас	1.6	0.75	1.57	0.75
Норвежские Воды Ве- рратас	2.0	0.70	1.34	0.70

\* Для  $d \leq 0.30$  м,  $\Delta \sigma/\sigma \leq 1$ .

\*\* Для  $d \geq 0.30$  м,  $\Delta \sigma/\sigma \leq 10$  и для  $d \geq 0.6$  м,  $\beta = 0.5$  ч — превышение уровня.

### 9.3. Ветровая нагрузка

Расчетное давление ветра ( $\text{кН}/\text{м}^2$ ) по Правилу опре-  
деляется по принципу единичной фазы:

$$\rho_w = 0.0625 C_a C_{\text{коэ}} v_w^2, \quad (3.4)$$

где  $C_a$  — коэффициент влияния высоты;  $C_{\text{коэ}}$  — коэффициент влия-  
ния формы;  $v_w$  — расчетная скорость ветра ( $\text{м}/\text{s}$ ), соответствую-

шан скорости с продолжительностью осреднения 1 мес и периодом повторения 100 лет.

В коэффициенте влияния высоты на скорость ветра  $C_H$  проявляется некоторое различие Правил (см. рис. 3.1). Однако в тех случаях, когда Правила (например, французские и норвежские) ре-

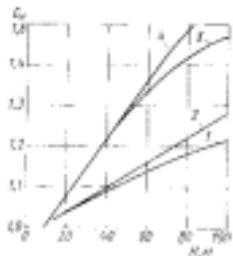


Рис. 3.1. Зависимость  $C_H$  от высоты над уровнем моря по различным Правилам:

1 — французское Бюро вертексов; 2 — Норвежское Бюро вертексов; 3 — Азиатское Бюро судоходства; 4 — Азиатский Альянс; Западная Рига-вертекс

командуют меньшее значение  $C_H$ . Коэффициенты формы принципиально большие значения (см. табл. 3.4).

Таблица 3.4. Коэффициент формы  $C_F$  по различным Правилам

Тип здания	Азиатский Альянс, Китайский ABC	Французское Бюро вертексов	Норвежское Бюро вертексов
Цилиндр	0,5	0,6	0,7—1,2
Большие ровные объемы (платформы, рузы)	1,0	1,0	2,0
Бургундские пирамиды	1,25	—	—
Выступающие балки под ногами	1,30	—	1,5
Отдельные выступающие части (вершины и т. д.)	1,5	1,4	2,14

\* Дифференцированные коэффициенты.

#### 3.4. Местные расчетные функциональные нагрузки на палубные конструкции

Нагрузки, за которые рассчитываются конструкции различных палуб и платформ, должны отражать наиболее неблагоприятное сочетание статических постоянных и переменных составляющих. Принедел росточные значения нагрузок для различных палуб, рекомендованные Правилами:

#### Раздел рассчитанных палуб и платформ

Платформы-платформы, кН/м	3,2—4,4
Фермы гембекинга, прогибные палубы	8,5—9,0
Работные палубы	не 0,7 + 1,0) $B$
Складские помещения объекта назначения	min = 13
Складские помещения для химии	$\mu B$
	$\mu \mu =$
	13,0 + 13,2

здесь  $B$  — высота усадки грунта;  $\mu$  — коэффициент глубины грунта.

В Правилах пока не находят отражения такие важные факторы, как влияние морского грунта на прочность опорных колонн, загрузка и процесс заделывания и выдергивания опорных колонн самодельными платформами.

#### 3.5. Критерии прочности и нормирования

Выбор критерия и соответствующих запасов прочности составляет стержневую проблему нормирования. Определение роли отводится этой проблеме и в Правилах классификационных обществ. В данном разделе даются лишь краткое характеристику этих вопросов, как они изложены в Правилах. Однако приведены схематично несколько общих соображений.

Состав критериев непосредственно отражает вид опасных состояний, которые возможны для данной конструкции. Каждый критерий представляет собой качественное выражение условий появления (или исчезновения) определенного опасного состояния. Количественной мерой заданности конструкции по выбранному критерию служит коэффициент безопасности.\* Если форма опасных состояний и критерии прочности конструкций можно сформулировать исходя из физических представлений о работе материалов, свойствами конструкции, условиями ее эксплуатации и т. п., то запасы прочности в принципе не могут быть установлены на основе чисто теоретических соображений, поскольку только практика способна ответить за вопросы, на которые должны применяться запасы, отвечающие определенному типу и назначению конструкции, материалу, условиям погоды, методу расчета, уровням технической эксплуатации и пр.

Опыт эксплуатации конструкций платформ невелик в сравнении с огромным по продолжительности и числу объектов опытом транспортного судостроения. Это обстоятельство, пожалуй, вносит наибольшее существенные отличия в выше отмеченные к применению критериям прочности конструкций платформ и тем более к величин-

\* В Правилах классификационных обществ изобильно распространены палубы термин «коэффициент безопасности» (Safety Factor). Известный смысл этого слова в действующих наприклад в области инженерной технической литературе большей частью используется термин «коэффициент запаса» или величина, обратная «коэффициенту безопасности».

ним коэффициентов безопасности в сопоставлении с аналогичными критериями и коэффициентами, принятыми в традиционном судостроении. Не исключено, что под влиянием опыта в проектировании конструкций платформ будут выдвинуты новые критерии, тем более может измениться уложение запаса по отношению к опасному состоянию.

До заключения достаточного самостоятельного, если можно так выражаться, опыта остается постоянно обращаться к практике нормирования прочности в традиционном судостроении, а также в других областях техники.

В конструкции платформ считаются возможными следующие виды опасных состояний:

- изменение значительных пластических деформаций, обхватывающих большую зону конструкции;

- хрупкие разрушения, проявляющиеся практическое уничтожение без заметного развития пластических деформаций;

- поглощение и распространение усталостных трещин; потеря устойчивости.

Первое опасное состояние характеризует значительные изменения, которые могут произойти в способности конструкции воспринимать дальнейшее увеличение статической экстремальной нагрузки, если действующие напряжения в обширной зоне конструкции превысят предел текучести. Такие изменения связаны с развитием значительных пластических деформаций и потерей устойчивости в склонной области, что для конструкции в целом на практике сознанет исчерпание прочности. Первым в основном признаком этого опасного состояния считается достижение предела текучести материала  $\sigma_t$ , само опасное состояние часто называют предельным. Соответственно выдвигается критерий предельной прочности. Вводится также критерий усталостной прочности и критерий устойчивости. Специального критерия опасного состояния, связанного с хрупкими разрушениями (критерия хрупкой прочности), в Правила не ведется. Считается, что выполнение требований к материалам исключает возможность хрупкого разрушения конструкций.

Специфика платформ проявляется прежде всего в нормировании предельной прочности. Запасы предельной прочности, предусмотренные Правилами, содержатся в неком виде при назначении вероятности нагрузок или напряжений, принимаемых в качестве расчетных, а также в ином виде — в величинах напряжений, разных разности между пределом текучести и допускаемыми напряжениями.

Различные классификационные общества устанавливают практику определения запасов расчетных напряжений по отношению к пределу текучести. Однотаковым сохраняется соотношение между коэффициентами безопасности в функциональном и экстремальном состояниях конструкции. Однако такое однобразие в запасах труда согласуется с различными в подходе классификационные общества к назначению расчетных напряжений. Выше отмечалось,

Таблица 3.5. Коэффициенты безопасности т.р. рекомендации различными Правилами классификационных обществ

$$\left( 1 - \frac{\sigma}{\sigma_t} = \frac{\text{расчетные напряжения}}{\text{предел текучести}} \right)$$

Классификационное общество	Характер напряжения	Расчетное состояние	
		изгибающий	функциональный
Нидерландское Бюро Верitas [123]	Эквивалентные напряжения при воздействии общей и местных нагрузок	0,84 0,87	0,87 0,80
Американское Бюро Судоходства [124]	При воздействии общей и местных нагрузок:		
	нормальные напряжения при растяжении и изгибе	0,80	0,60
	при сжатии	0,76	0,57
	изгибательные напряжения	0,53	0,40
Азиатский Лобб [125]	При воздействии общей и местных нагрузок:		
	изгибательные напряжения	0,85	0,70
	нормальные напряжения при растяжении и изгибе	0,80	0,60
	при сжатии	0,76	0,57
	изгибательные напряжения	0,53	0,40
Нидерландский Регистр [122]	Нормальные напряжения:		
	при растяжении и изгибе	0,81	0,60
	при сжатии	0,76	0,57
	изгибательные напряжения	0,53	0,40
Французское Бюро Веритас [126]	Эквивалентные напряжения в средней изогнутости листа:		
	из статических напряжений	—	0,60
	постоянные и переменные нагрузки	0,80	—

\* Коэффициент безопасности за исключением к криволинейному изгибу.

что состав функциональных нагрузок и расчетная обеспеченность переменной части этих нагрузок оказываются совершенно различными.

В большинстве случаев нормируются эквивалентные напряжения. Коэффициенты безопасности, разные относительно допускаемых напряжений к определенным, приведены в табл. 3.5. Обращает на себя внимание тот факт, что Правила требуют обеспечения прочности платформ в транспортном состоянии, не регламентируя величину допускаемых напряжений в этом режиме.

Особенности нормирования устойчивости элементов конструкций платформ связана прежде всего с наличием в конструкции многочисленных изолированных стержней (раскосов и распорок),

а также цилиндрических редко подкрепленных или неподкрепленных оболочек. В соответствии с Правилами толщина стержней элементов  $\lambda = f_c/r$  не должна превышать 150 (здесь  $f_c$  — эффективная длина стержня;  $r$  — радиус внутреннего сечения). При проверке устойчивости изолированных стержней коэффициент безопасности  $\eta$ , равный отношению действующих сжимающих напряжений к критическим, в Правилах принимается не менее следующих значений:

$$\begin{cases} \eta = 0.67, & \text{если } \lambda \geq \lambda_{cr}, \\ \eta = 0.84(1 - 0.25\lambda/\lambda_c), & \text{если } \lambda < \lambda_c, \end{cases} \quad (3.4)$$

где

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{2\pi^2 E}{\sigma_t}}. \quad (3.5)$$

При подкрепленных трубчатых элементах, подверженных действию осевого скатия или сжатия при изгибе, рекомендуется следующее соотношение:

$$\frac{D}{t} \leq \frac{E}{9\sigma_t}, \quad (3.6)$$

где  $D$  — средний диаметр цилиндрической оболочки элемента;  $t$  — толщина оболочки.

Позиции отдельных Правил в отношении требований к материалам, сварке, методам контроля качества конструкций платформ изложены в § 12 и 13.

### § 10. Критерий предельной прочности

Если известна действующая нагрузка  $Q$ , которая соответствует определенному напряженно-деформированному состоянию конструкции, и известно предельное значение нагрузки  $Q_{cr}$ , при котором параметры этого напряженно-деформированного состояния достигли опасных значений, то условие предельной прочности имеет вид:

$$Q < \eta Q_{cr}, \quad (3.7)$$

где  $Q \neq Q_{cr}$  — действующая и предельная нагрузки соответственно;  $\eta$  — коэффициент безопасности,  $\eta < 1$ .

Выражение (3.7) является критерием предельной прочности при статическом режиме воздействия нагрузок известной величины. Когда изменчивость прочностных свойств конструкции чрезвычайно велика, то действие нагрузки в большинстве случаев является случайным величинами. Изменчивость присуща также прочностным характеристикам конструкции. По этой причине критерий предельной прочности в более общем случае может быть сформулирован только с вероятностными позициями.

вероятность превышения действующей нагрузкой своего предельного значения не должна превосходить нормативной величины [1], т. е.

$$P(Q > Q_{cr}) < P_n, \quad (3.8)$$

где  $P_n$  — нормативная вероятность появления данного опасного состояния.

Обозначим через  $f_Q(x)$  и  $f_{Q_{cr}}(x)$  функции плотности вероятности нагрузки  $Q$  и предельной прочности  $Q_{cr}$  соответственно, тогда условие (3.8) может быть записано в виде (рис. 3.2)

$$P(Q > Q_{cr}) = \int_{Q_{cr}}^{\infty} f_Q(x) \left[ \int_{Q_{cr}}^{\infty} f_{Q_{cr}}(x) dx \right] dx. \quad (3.9)$$

Чтобы практически использовать критерий предельной прочности в форме (3.8), рассмотрим природу компонентов, формирующих выражение (3.8) или (3.9), а именно путь конкретизации и упрощения этого критерия.

Основные факторы, от которых зависит  $Q \neq Q_{cr}$ , можно упрощенно распределить по следующим группам:  $M$  — свойства материала;  $F$  — свойства конструкции, определяемые технологией, сборке и сварки, уровням требований к качеству конструкции;  $P$  — свойства конструкции, учитывающие основные допущения расчета;  $N$  — параметры, характеризующие условия эксплуатации;  $T$  — соотношение между внешними условиями и нагрузками. Факторы  $N$  и  $T$  определяют расчетную нагрузку  $Q$ , факторы  $M$ ,  $F$ ,  $P$  — предельную нагрузку  $Q_{cr}$ .

В общем случае влияние этих факторов должно рассматриваться как случайное. Оно может иметь объективный и субъективный характер. Объективный характер имеет изменчивость внешних условий. Изменчивость субъективного характера связана со случайными и систематическими ошибками, которые вносятся на разных этапах проектирования, строительства и эксплуатации конструкции. Полагаем, что грубые ошибки, благодаря системе контроля, будут исключены. Каждый компонент, входящий в состав этих факторов как случайная величина, характеризуется средним значением, коэффициентом изменчивости и функцией плотности вероятности. Степень отклонения случайной величины относ-

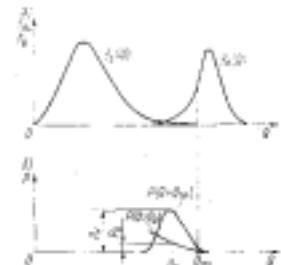


Рис. 3.2. Критерий предельной прочности: а — дифференциальное распределение нагрузки  $Q$  в сопротивлении  $Q_{cr}$ ; б — параллельное предельной прочности

тельно среднего значения в данной выборке определяется коэффициентом изменчивости (вариацией)

$$v = \frac{s}{\bar{x}}, \quad (3.1)$$

где  $s$  и  $\bar{x}$  — стандарт и среднее значение переменной величины.

Рассмотрим, в какой степени проявляется изменчивость компонентов, формирующих указанные факторы, воспользовавшись для этого данными, приведенными в работе [86]. Кроме коэффициентов изменчивости приводятся данные об отклонении  $\Delta$ , равном

$$\Delta = \frac{s}{\bar{x}_0}, \quad (3.1)$$

где  $\bar{x}$  и  $\bar{x}_0$  — действительное значение средней величины и ее nominalное значение. На величине  $\Delta$  в основном сказываются систематические ошибки, а случайные ошибки и изменчивость объектового характера проявляются в величине  $v$ . Данные о изменчивости характеристик прочности конструкций платформ приведены в табл. 3.6.

Таблица 3.6. Изменчивость характеристик прочности платформ

Характеристика	Факторы					
	M		F		P	
	$\Delta_M$	$v_M$	$\Delta_F$	$v_F$	$\Delta_P$	$v_P$
Повышение прочности в конструкции при расщеплении и изгибе	1,06	-0,05—-0,10	1,0	0,05	1,19	0,0
Повышение устойчивости при $\lambda > 50$	0,86	0,15	1,0	0,05	1,90	0,0
Предельная прочность трубчатых соединений	1,12—1,45	0,175—0,30	0,95	0,15	0,90	0,15
	-	-	-	-	-	-

Изменчивость предела текучести стали относится к американским малоуглеродистым стальям, для которых она имеет довольно устойчивый характер. Обращает на себя внимание, что прочность трубчатых соединений благодаря свойствам материала в среднем переоценивается, зато с помощью промежуточных  $F$  в проектах  $P$  фанзоров снижается. Пректирование  $v$ , славянообраз, и изготовление трубчатых соединений представляет относительно более трудности, что, естественно, сказывается на разбросе характеристик прочности таких соединений.

Полная изменчивость характеристик прочности конструкции платформ в предположении о статистической независимости влияния рассмотренных факторов находится в пределах 0,12—0,30. Большинство обобщений изменчивости свойств конструкций установ-

ляет о применимости логнормального или усеченного нормального закона распределения.

Статистические данные об изменчивости нагрузок и их воздействии на конструкцию представлены в табл. 3.7, которая обобщает данные Норвежского Бюро Верitas [124]. Отмечается, что долговременное распределение максимальных высот волн в Северном море оказывается близко совпадающим с экспоненциальными законами, для которого коэффициент изменчивости равен 1,0.

Таблица 3.7. Изменчивость характеристик нагрузок

Характеристика	Факторы			
	x		T	
	$\Delta_x$	$v_x$	$\Delta_T$	$v_T$
Постоянная нагрузка	1,0—1,05	0,07—0,10	1,0	0
Функциональная нагрузка	0,70	0,27—0,83	1,0	0
Вспомогательная нагрузка в ветрезультате текучести:				
параметры волны	1,0	1,0	—	—
аварийная нагрузка	1,0	0,13	1,1	0,24
скоростная нагрузка	1,7	0,26	1,0	0,28
Ветровая нагрузка	1,7	0,38—0,37	1,0	1,10

Инерционная составляющая, пропорциональная ускорению частицы воды, характеризуется небольшой изменчивостью ( $v_T = 0,13$ ), тогда как изменчивость скоростной составляющей в этом случае вдвое выше.

Фактор  $T$ , допускающий неопределенность в расчетах волновых нагрузок на основе данных о параметрах волнения, определяется рядом составляющих, зависящих от американского и скоростного сопротивления, выбора волновой теории, учитывающей влияние свободной поверхности, и характеристики трезмерности волнения. Наследование [101] указывает на небольшие отклонения средних значений коэффициентов сопротивления от их nominalных величин при существенной изменчивости ( $v_T = 0,22 \pm 0,24$ ). Указывается на возможность тестовой коррекции изменчивости скоростного и американского коэффициента [128].

Коэффициент изменчивости трезмерности составляет около 0,15, однако обычно его преигнорируют, анализая, что это дает ошибку только в балансовую сторону. Отклонения  $\Delta_T$  для инерционных, скоростных и ветровых нагрузок связаны с размерами выборки и градиентами изменения средних величин за 100 лет в среднем за один год.

Большая изменчивость присуща функциональным нагрузкам. Тех же менее в расчетах прочности экстремального состояния изменчивость этих нагрузок не принимается во внимание, поскольку

они являются управляемыми. В целом считается, что функция плотности вероятности нагрузок подчиняется нормальному закону.

Приведенные данные не претендуют на то, чтобы полностью характеризовать влияние изменчивости отдельных факторов. В лее того, они отражают уровень требований к прочности конструкций алгоритмов, принятых определенным странам, в данном случае США и Норвегии. Однако приведенные данные позволяют составить представление о существующих тенденциях и сделать полезные выводы.

Прежде всего видно, что изменчивость нагрузок в целом больше изменчивости характеристики прочности конструкций. Среди характеристик нагрузок особо выделяются параметры волнистого ветра, изменчивость которых является доминирующей. Это позволяет для практических целей превратить изменчивость всех характеристик, кроме параметров волнистого ветра, пологата, ошибки, которая может быть при этом сделана, должна быть открыта с помощью коэффициента безопасности.

Условие предельной прочности записывают в виде

$$Q_p \leq \eta \bar{Q}_{sp}. \quad (3.1)$$

Здесь  $\bar{Q}_{sp}$  имеет смысл некоторой гарантированной величины предельной нагрузки для данной конструкции;  $\eta$  — коэффициент безопасности;  $Q_p$  — расчетная нагрузка, соответствующая расчетной обеспеченности  $P_p$  (см. рис. 3.2).

$$P_p = P(Q > Q_p) = \int_{Q_p}^{\infty} f_Q(Q) dQ. \quad (3.2)$$

В соответствии со сделанными допущениями в дальнейшем функция  $f_Q(Q)$  отражает детерминированную связь параметра волнистого ветра с нагрузкой.

Перейдем к рассмотрению понятия предельного состояния предельной нагрузки.

В многократно статически неопределеных системах достижение напряжениями предела текучести в отдельных точках или элементах еще не означает, что дальнейшее увеличение нагрузки невозможно. Благодаря перераспределению внутренних усилий и более полному использованию возможностей материала в поперечном сечении элементов конструкции, последняя еще продолжает принимать нагрузку, хотя увеличение нагрузки сопровождается более быстрым ростом напряжений и перемещений. Эти особенности материала и конструкции в судостроении используются при нормировании местной прочности. Но относительно к корпусу в целом эта особенность не может реализоваться как резерв, главным об-

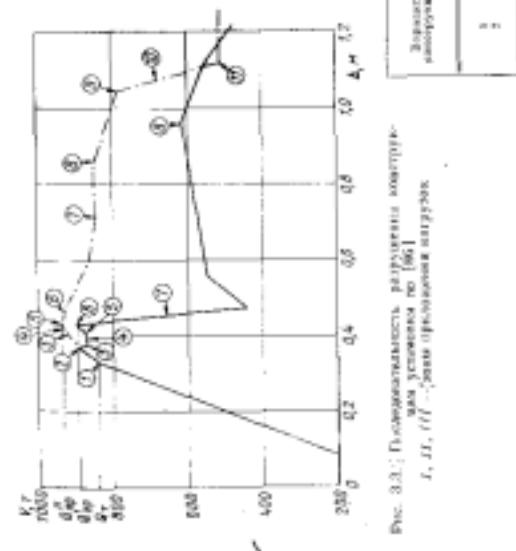
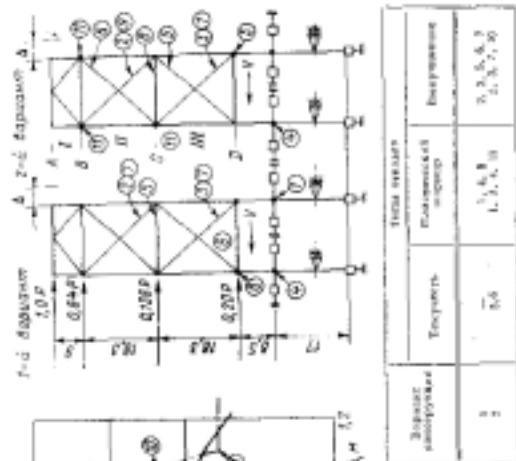


Рис. 3.3: Повторяемость разрешения конструкции  
 $J_1, J_2, J_3$  — зоны гарантированной нагрузки

\* В действующих системах стандартов величину браковочного минимума контролируемых параметров прижают к неминимальным значениям из средних значений. Поэтому обеспеченность гарантированной величины предельной нагрузки может превышать в целом больше 0,5, но всегда меньше 1,0.

разом, потому, что в толстостенных конструкциях судов и платформ достижение напряжениями предела текучести в скатой зоне обычно сопровождается потерей устойчивости формы.

Сама способность конструкции пластиически деформироваться без разрыва разрушения свидетельствует о возможности энергии поглощении конструкцией, однако наибольшая или предельная величина нагрузки линии неизбежно превышает значение ее груза, соответствующей началу текучести. Оно также можно проиллюстрировать на примере стационарной установки, для которой расчетом определена последовательность отказов: выпучивание или образование пластических деформаций во всем сечении элемента 186 Г (рис. 3.3).

В конструкции 1-го варианта с ростом нагрузки последовательно начали выходить из строя горизонтальные распоры, а затем диагональные распоры II и III уровня потеряли устойчивость или получили большие пластические деформации. В конструкции 2-го варианта была одновременно потеряна площадь сечения горизонтальных распорок на уровне *B*, *C* и *D*. В результате прогиб конструкции, при котором она еще сопротивлялась значительным нагрузкам, возрос в три раза. В то же время относительные нагрузки начала текучести  $Q_0$  к предельным нагрузкам 1-го  $Q_{p1}$  и 2-го  $Q_{p2}$  вариантов конструкции соответственно составило 0,938 и 0,90. Можно сделать вывод, что достижение в конструкции напряжениями предела текучести вполне определяет переход конструкции в предельное состояние, а напряжения предела текучести следует рассматривать как опасные, тем более что в настоящем времени рано говорить о надежном расчете таких сложных конструкций в упругопластической стадии деформирования.

Критерий предельной прочности в виде (3.12) и (3.13) удобен в том случае, когда суммарное внешнее воздействие может быть характеризовано какой-либо одной нагрузкой, у которой перемещением является модуль, а форма распределения нагрузки по элементам конструкции постоянна, или изменения этой формы несущественны. В существенно трехмерных конструкциях, ликии являются конструкции платформ, напряжения в конструкции зависят от нескольких компонентов нагрузок, к которым может быть приведено воздействие волн, ветра, морских систем, сил инерции при качке и т. д. Поэтому в качестве характеристики напряженности конструкции вводят суммарные напряжения, а в качестве связанных напряжений — напряжение предела текучести. Таким образом, критерий предельной прочности получает вид

$$\sigma_{p2} \leq \sigma_{pt}, \quad (3.14)$$

где  $\sigma_{p2}$  — расчетные суммарные напряжения, соответствующие расчетной обеспеченности составляющих нагрузок  $Q_i$ ,

$$P_p = P(Q_i > Q_{p2}) = \int_{Q_{p2}}^{\infty} f_{Q_i} dQ_i. \quad (3.15)$$

Напряжение  $\sigma_{p2}$  могут определяться также непосредственно через характеристики распределения суммарных напряжений из условия

$$P_p = P(\sigma_i > \sigma_{p2}) = \int_{\sigma_{p2}}^{\infty} f_{\sigma_i} d\sigma_i. \quad (3.16)$$

В дальнейшем критерий предельной прочности определяется в соответствии с выражениями (3.14) — (3.16).

В заключение можно отметить, что для конструкций плавучих платформ и стационарных установок, эксплуатируемых в прибрежных районах, нормативная ежегодная вероятность повреждения предельного состояния, рассчитываемая как вероятность разрушения, по различным зарубежным правилам и нормам имеет величину  $10^{-4}$ — $10^{-5}$ . Эти значения нормативной вероятности повреждения относятся к стальным конструкциям. Для бетонных и стальных конструкций береговых буровых установок ежегодная вероятность повреждения уменьшается до  $10^{-6}$ — $10^{-7}$ . Предлагается снизить эту цифру путем перехода от расчета конструкций в упругой стадии с использованием критерия Мизеса к расчету упругопластической стадии работы материала [124]. Нормативная величина вероятности разрушения за весь расчетный срок службы сооружения по Правилам, применяемым в США и Канаде [86], находится в пределах  $2 \cdot 10^{-4}$ — $8 \cdot 10^{-5}$ . Для сравнения указано, что вероятность повреждения упругих сооружений, спроектированных по СНиПу [Фл. 3.9], имеет величину  $10^{-8}$  [54].

Расчетная обеспеченность нагрузок или суммарных напряжений при оценке по критерию предельной прочности, принятая классификационными обществами, находится в пределах  $10^{-6}$ — $10^{-10}$ .

## § 11. Критерий усталостной прочности

Использование в качестве материала конструкций плавучих буровых платформ стальной повышенного сопротивления приводит к необходимости введения при их проектировании усталостного критерия. Дело в том, что при повышенном пределе текучести усталостные характеристики этих сталей, в особенности в зоне сварных швов, не столь сильно отличаются от соответствующих характеристик углеродистых сталей. Поэтому при увеличении уровня напряженности, допускаемого критериями предельной прочности, создаются дополнительные условия для возникновения усталостных трещин.

Усталостные трещины, образующиеся в местах значительной концентрации напряжений, вызванной прерывистостью связей или неоднородностью технологии сборки и сварки, сами по себе не обладают способностью их распространения и представляют реальную опасность. Однако в отдельных случаях, например при недостаточной вязкости материала или в условиях высоких температур, они могут привести к яркому разрушению. Кроме того, усталост-

ные трещины могут нарушать газо- и водонепроницаемость и/or пуским конструкций. Устранение образующихся трещин затрачено с дополнительными проблемами, что сказывается на рентабельности оборудования.

Важность учета требований обеспечения усталостной долговечности в настоящее время признана всеми индустриальными обществами [92, 120–123].

В Правилах классификационных обществ определяется, что талль оценки усталостной прочности конструкций залогом буровых платформ является обеспечение такого положения, чтобы в конструкциях, подверженных действию переменных нагрузок по возможности не возникало трещин за весь период эксплуатации платформ при сжатии их за это время величиной, равной [92]. Причем проектирование конструкций предполагается вести по критерию, в соответствии с которым появление усталостной трещины не считается катастрофическим событием, но признается возможным.

Критерий инцидентации трещин базируется на гипотезе линейного суммирования повреждений [92, 120, 123]

$$\sum \frac{s_i}{N_i} = 1, \quad (3.17)$$

где  $N_i$  — число циклов напряжений при  $i$ -м уровне нагружения;  $N_i^*$  — число циклов до появления трещины при  $i$ -м уровне нагружения.

В качестве кривой усталости, позволяющей определить значение  $N_i^*$ , рекомендуется либо кривая усталости Американского общества по сварке НСОЛ, либо кривая усталости для сваренных соединений трубчатых элементов [123], либо кривая усталости для сталей с переменным сопротивлением менее 5600 даН/см<sup>2</sup>, называемая ASME III [123]. Последняя кривая, изображенная на рис. 3.4, учитывает такие факторы, влияющие на усталостную прочность, как микропреконцентрации, коррозия, вибрация, остаточные напряжения. Считается, что эта кривая определена с коэффициентом безопасности 2 по отношению к напряжениям и с коэффициентом безопасности 20 по отношению к числу циклов до появления трещины.

Обеспечение необходимого ресурса усталостной прочности предполагает решение, по крайней мере, двух самостоятельных проблем: отработки конструктивных узлов с точки зрения их работоспособности при циклических нагрузках и разработка мероприятий по снижению общего уровня напряженности. Понятно, что

снижение эффективного коэффициента концентрации напряжения,<sup>4</sup> определяющего степень работоспособности, для всех узлов до минимального уровня невозможно, в связи с чем в качестве меры предотвращения появления массовых усталостных трещин приходится использовать изменение общего уровня напряженности, что, как правило, сопряжено с увеличением металлоемкости конструкций. Представляется неоднозначным строить критерий усталостной долговечности на базе малоцикловой усталости, проявляющейся в условиях упрогомплистического нагружения. Упрогомплистические деформации в машинах могут возникать либо при значительном уровне名义альных напряжений, либо при весьма большой величине эффективного коэффициента концентрации  $\alpha$ ; последнее, как правило, связано с неудачной конструкцией узла или с неизвестной технологией изготовления, что при этом может служить основанием для компенсации уровня нагружения узла  $a$ , где  $a$  — параметр масштаба нагружения узла, с помощью уменьшения массы металла. Появление трещин в таких узлах на начальной стадии эксплуатации должно рассматриваться как естественная реакция конструкций на неблагополучное проектирование и изготавливание, называемая в теории надежности стадией «закладки дефектов».

В связи с этой ролью, которую призваны играть усталостный критерий,— предотвращение во что бы то ни стало появления усталостных трещин, в предупреждении появления их в массовом количестве,— представляется целесообразным его ориентирование на стадию образования макротрешин, а не их развития. Исследование развития усталостных трещин должно отвечать на вопросы о том, засекундно опасна скорость их распространения, какими предпосылками перехода усталостных трещин в крупные и др. Существующие данные, как уже упоминалось, свидетельствуют о значительном преобладании времени развития трещин по сравнению со временем их зарождения. Поэтому и обоснование усталостного критерия, как правило, лежит рассмотрение стадии зарождения макротрешин, принятой как в отечественной, так и в зарубежной практике [9, 111].

Особо надо остановиться на гипотезе линейного суммирования, на которой базируются все усталостные расчеты.

Известно, что основой любого расчета долговечности служат усталостные кривые материала, полученные с помощью испытаний на вынесение образцов при разных уровнях нагружения. Уже эти испытаниях нескольких образцов на одном уровне нагружения обнаруживается значительный разброс чисел циклов. В ряде случаев отклонение наибольшего числа циклов к максимальному доходит до 10–20, а иногда — до 30–40. Причин рассогласия чисел цик-

<sup>4</sup> Эффективный коэффициент концентрации изгибающей силы определяется как отношение предела усталости образца с микропреконцентриатором к пределу усталости конструктивного узла за базу циклов.

лов за один уровень нагружения весьма много. Основные из следующие: микроскопические источники рассеяния, связанные с неоднородностями структуры (неупрочненные источники), и зоны рассеяния, связанные с различием в условиях изготовления, механической обработки и т. п. Даже при самой щадительной технологии изготовления образцов (а тем более конструкции, обеспечивающей их внешнюю однотипность, в результате которой на усталость наблюдается существенный разброс). По предложению авторов работы [72], влияние источников рассеяния, связанных с производственными дефектами в виде включений, пустот, трещин, вклюений, можно уменьшить, приводя усталостные испытания с предельно острой концентрацией. При этом предельною способностью сокращаются до некоторого минимального значения разброс экспериментальных данных сокращается.

Очевидно, что в испытаниях на выносливость уровень нагрузки (напряжение  $\sigma$ ) представляет собой независимую переменную число циклов  $N$  — случайную переменную, которая полностью определяется интегральной функцией распределения или вероятностью того, что разрушение наступит при числе циклов, меньше  $N$ . Поскольку эта вероятность зависит от  $\sigma$ , ее можно записать как  $P(\sigma, N)$ . Уравнение  $P(\sigma, N) = const$  определяет статистическую зависимость между  $\sigma$  и  $N$ , а кривые разных обеспеченности построенные по этой зависимости, носят название кривых равнозначности (см. рис. 3.5).

Рассматривая статистическую кривую усталости, следует отметить очень важный момент: самая нижняя кривая имеет нулевую вероятность разрушения. Это означает, что существует так называемый «порог чувствительности» по циклам  $N_0(\sigma)$ , т. е. в наибольшем количестве циклов, для которого вероятность разрушения  $N > N_0$  еще равна нулю. Наличие порога чувствительности, также введенного в работе [19], подтверждено многочисленными испытаниями [121], которые показали увеличение абсолютного броса опытных данных с увеличением уровня нагрузки. Это право записать формулу для долговечности при любом уровне нагружения в виде

$$N = N_0(\sigma) \Psi, \quad (3.18)$$

где  $\Psi$  — случайная величина, распределенная в диапазоне  $1 \leq \Psi < \infty$ .

Поскольку в реальных условиях нагружение конструкций происходит на разных уровнях, чередующихся случайным образом, возникает вопрос о законе законочения усталостных повреждений — суммировании.

Наиболее распространенным законом суммирования повреждений является гипотеза линейного накопления (3.17).

Эта гипотеза равносильно утверждению, что разрушение наступает при заполнении конструкции некоторой «пороговой зоной», величина которой не зависит от истории нагружения. То обстоятельство, что в действительности срок службы обни-

жает большой разброс, может быть объяснямо случайным характером кривой усталости. В своем деле, подставляя запись кривой усталости (3.16) в условие (3.17), получаем

$$\sum_{i=1}^n \frac{n_i}{N_{i+1}} = \Psi. \quad (3.19)$$

Проверка условия (3.19) при использовании кривой  $\sigma - N$  двухуровневой обеспеченности, как правило, дает хорошие результаты [6]. Таким образом, с большой степенью достоверности можно предположить, что если при подсчете  $\sum_{i=1}^n \frac{n_i}{N_i}$  использовать позитивное по-

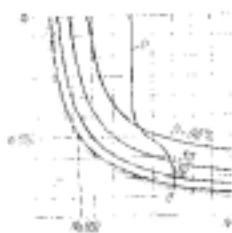


Рис. 3.5. Кривые усталости различных уровней обеспеченности

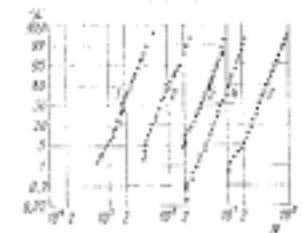


Рис. 3.6. Результаты усталостных испытаний образцов  
1—3 — фронталы, бандажированные дополнительными обрамлениями

роя чувствительности по циклам, то мы должны получить выражение

$$\sum_{i=1}^n \frac{n_i}{N_i} > 1.$$

Изложенные подтверждения зависимости (3.19) могут служить результатами сравнительных испытаний при стационарных и программных амплитудах напряжений и программах нагружения образцов, имеющих, например, в работе [23]. На рис. 3.6 показаны соответствующие функции распределения долговечностей образцов. Из рисунка видно, что аппроксимирующие прямые вблизи горизонтальной линии сечки почти параллельны. Это свидетельствует о близости коэффициентов изменения долговечности, как при испытаниях на отдельных уровнях, так и при программных испытаниях.

Таким образом, можно считать гипотезу линейного суммирования повреждений не противоречщей опытным данным. Поэтому,

в принципе, определенный срок службы рекомендуется вычислять следующей формулой:

$$T_p = T \Psi, \quad (3)$$

где  $T$  — срок службы, получаемый в соответствии с линейной методикой суммирования повреждений при использовании критерия усталости нулевой обеспеченности.

При получении расчетных одинок долговечности замка величины  $T$  и  $T_p$  дает оценку силу для срока службы аналогично использованию браконьерского значения предела текучести материала  $\sigma_y$ , в расчетах предельной прочности, между тем известно, что  $\sigma_y$  имеет заметный разброс. В дальнейшем при подсчете долговечности применяется именно эта оценка, основанная на критерии усталости нулевой обеспеченности (при  $\Psi = 1$ ).

Расчет по формуле (3.3) при заданных параметрах конструкции и имеющимся условиям позволяет получать срок службы и сравнивать его с требуемым. Однако отсутствие надежных сведений о уровне нагружения конструкций платформ, недостаток данных по характеристики усталости узлов и соединений, типичных для плавучих буровых платформ, относительно малый опыт эксплуатации этих сооружений приводят к тому, что наиболее перспективным становится решение обратной задачи усталостной долговечности, заключающейся в нахождении значения  $\Psi$  при заданном сроке службы и сравнении его с допускаемым для данного типа узла.

Попытку отметить, что такой подход реализуется в Правиле Французского Бюро Верitas [120].

## § 12. Хрупкая прочность

Хрупкие разрушения конструкций характеризуются практическим мгновенным распространением трещин без заметного развития пластических деформаций. Поскольку трещина при этом может занять существенную часть конструкции, последствия хрупких разрушений могут стать катастрофическими. Такие разрушения становятся все более редким событием, однако они все еще случаются. Наблюдались случаи, когда хрупкие трещины проходили в листах, из которых, у которого энерговложенные при испытания образцов Шарпи превышали 4,8 кг-м при  $-30^{\circ}\text{C}$ , несмотря на удовлетворяло требованиям классификационных обществ. Несмотря на то что повреждения хрупкого характера отмечались на конструкциях самодельных и полуподъёмных платформ, установленных в Северном море [87].

Применение к некоторым элементам платформ высокопрочными сталей с испытанием листов больших толщин (до 70—100 м) к конструкции сжимных узлов, характеризуемых объемными приведенными состояниями, отрицательно сказывается на способности стальных противостоять хрупкому разрушению.

За основную параметрическую характеристику сопротивления хрупкому разрушению классификационные общества принимают у-

зую вязкость, отвечающую определенной температуре образования трещин Шарпи.

Критерий для оценки температуры, при которой происходит зарождение разрушения, часто служит температура перехода к нулевой пластичности (NDT), определяемая при испытании подрывным взрывом.

В качестве упомянутого критерия используют такие значения температуры  $\psi_{\text{ГД}}$ , при которой для всякой части излома в месте разрушения составляет 50 %. Значение  $\psi_{\text{ГД}}$  определяется путем испытаний образцов Шарпи с двух миллиметровым V-образным надрезом.

В последние годы для анализа сопротивления элементов конструкций хрупкому разрушению все шире применяют энергетические, силовые и деформационные критерии, основанные на рассмотрении изнашивания и деформированного состояния в зонах возникновения, распространения и остановки трещин и на представлении линейной механики разрушения. Тем не менее, несмотря на ряд фундаментальных достижений в этой области, результаты таких работ в большей степени приближаются к сопоставительному анализу свойств стали и установление требований к их производству, поставке в область применения, чем к оценке несущей способности конструкций с учетом возможного хрупкого ее разрушения.

Такое состояние вопроса вполне объяснимо. При проектировании, как правило, стремится к тому, чтобы хрупкое разрушение конструкций в расчетных условиях было вообще исключено, что может быть достигнуто прежде всего выбором стали, установленных жесткими требований к контролю за качеством материала в сварных соединениях.

Детальное обоснование основных критерий, характеризующих хрупкое разрушение, читатель может найти в специальной литературе (см., например, [49, 57, 71]), правдев лишь те основные результаты работы в этой области, которые могут быть полезны в практике проектирования конструкций платформ.

Согласно [57], характеристика сопротивления разрушению существенно зависит от температуры. В общем виде температурная зависимость механических свойств сталей представлена на рис. 3.7, где в качестве характеристики стали приведены постоянное сопротивление отрыву  $\sigma_u$ , временное сопротивление  $\sigma_t$ , предел текучести  $\sigma_y$ , относительное сужение поперечного сечения  $\Phi$  и доля вязкой части излома в месте разрушения  $F_v$ . На рисунке одновременно показана зависимость критических напряжений  $\sigma_c$  от температуры при данной форме трещины или дефекта. Рассматриваются две характеристики: температура  $T_{cr}$  и температура  $T_{cr2}$ . При температуре  $T_{cr}$  критическая температура, при которой разрыв падает для всякой части излома (до 50 %). При второй критической температуре  $T_{cr2}$  разрушающие напряжения  $\sigma_c$  уменьшаются до уровня предела текучести.

Соответственно выделяются три температурные области, в которых разрушения материалов имеют разный характер.  $T > T_{cr,1}$  материал может испытывать пластические деформации и разрушение его имеет мягкий характер. В случае, когда  $T < T_{cr,2}$  все разрушения будут хрупкими ( $\sigma_c < \sigma_t$ ). Температурная область  $T_{cr,2} < T < T_{cr,1}$  соответствует изнашивающим разрушениям.

Для отечественных судостроительных сталей типа 10ХС (9Г2, МК) температура  $T_{cr,2}$  оказывается, по крайней мере, выше  $-60^{\circ}\text{C}$  [1].

Учет реальных размеров конструкций и условий нагружения должен привести к сдвигу  $T_{cr,2}$  и  $T_{cr,1}$  в сторону положительных температур. Отметим, что значение однотипной зависимости  $\sigma_c = f(T)$  в области  $T < T_{cr,2}$  связано с размером исходной трещины. Чем меньше длина трещины, тем более велики критические напряжения  $\sigma_c$ . Области хрупких и изнашивающих разрушений и являются потенциально опасными.

Современная механика разрушения берет начало из известной работы Граффа [1911]. За рубежом экспериментальный метод исследования способности материалов противостоять хрупкому разрушению с помощью следования механизма раскрытия трещины известен как метод COD (Crack Opening Displacement). Большое развитие он получил в Англии, Японии, США.

Различаются три характеристические стадии развития трещины: измельчение, распространение и торнажение.

Под инцинированием — началом развития хрупкой трещины понимают начало ее движения от некоторого-либо дефекта: надрыва усталостной или технологической трещины и т. п.

Характеристиками материала, определяющими условия неограниченного развития трещины в растянутой пластине, являются предельные (критические) значения коэффициентов интенсивности напряжений  $K_{1c}$ , предельных удельных энергий  $G_{1c}$ , необходимые для образования единицы поверхности трещины, критическое раскрытие трещины  $\delta_c$ . При других видах нагружения рассчитываются также параметры  $K_{1c}$ ,  $K_{1c}$ ,  $G_{1c}$ ,  $\delta_c$  с соответствующими поправочными функциями. Однако первостепенным интересом представляют изучение трещин нормального разрыва и соответствующие значения  $K_{1c}$ ,  $G_{1c}$ ,  $\delta_c$ . Величина  $K_{1c}$  называется так-

же критической разрушения [71]. Значения  $K_{1c}$  и  $G_{1c}$  определяют из следующих выражений:

$$K_{1c} = a_k f_{1c} \sqrt{\pi l_c}; \quad K_{1c} = \sqrt{2 E \gamma_p}; \quad (3.21)$$

$$G_{1c} = \frac{K_{1c}^2}{E} \rightarrow \gamma_p.$$

где  $a_k$ ,  $l_c$  — критические значения напряжений и длины трещины, с превышением которых дальнейшее развитие трещины будет проходить неустойчиво;  $f_{1c}$  — поправочная функция, учитывающая окончание размеров конструкции и трещины, а также расположение трещины;  $\gamma_p$  — необратимая энергия диссириации. Критическое значение раскрытия трещины  $\delta_c$  для хрупких разрушений при  $\sigma_c < 0,8 \sigma_t$  согласно [135] определяют приближенным выражением

$$\delta_c = \frac{\sigma_c^2}{\sigma_t E} \pi l_c = \frac{K_{1c}^2}{\sigma_t E} = \frac{G_{1c}}{\sigma_t}. \quad (3.22)$$

Значение  $K_{1c}$  находят экспериментально по поведению зависимости  $J$  в функции от  $\sigma$ . Величину  $G_{1c}$  можно рассчитать непосредственно через работу внешних сил при растяжении образца с трещиной.

В практической деятельности важное значение приобретает также способность материала к распространению и торможению хрупких трещин.

Величина энергии  $\gamma_{cr}$ , необходимой для прорастания трещины, растущаяся с увеличением скорости ее распространения. Значение характеристики  $K_{1c}$ ,  $G_{1c}$ ,  $\delta_c$  в этом случае оказываются значительно меньше тех, которые необходимы для статического инцинирования трещины хрупкого разрушения.

В настоящее время применяются три вида испытаний на распространение и торможение хрупких трещин, различающихся по способу их инцинирования: с ударным инцинированием трещины (метод Робертсона), с хрупким элементом, на двойное растяжение, данные испытаний, полученные этими методами, могут быть представлены также в виде зависимости величины критических напряжений  $\sigma_c$  от температуры  $T$ , выше которой трещина затормаживается. Характерный вид этой зависимости показан на рис. 3.8. Можно изменить две характеристические точки на этой кривой. При  $T < T_1$  критические напряжения  $\sigma_c$  не уменьшаются. При  $T > T_2$  напряжения  $\sigma_c > \sigma_t$ . Для некоторых судостроительных сталей

Рис. 3.7. Схема температурных зависимостей кинематических свойств стали

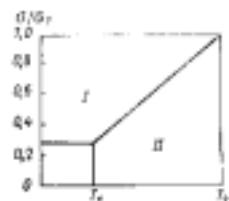
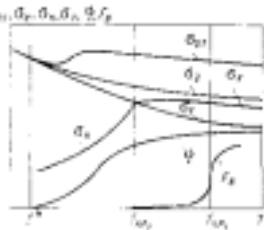


Рис. 3.8. Кривая торможения хрупких трещин  
I — зона распространения трещин;  
II — зона торможения трещин

отечественных марок толщиной 12—35 мм значения  $T_1$  и  $T_2$  ведены в табл. 3.8 [9].

Таблица 3.8. Значения температур  $T_1$  и  $T_2$  (°С), характеризующих термо-крутильную прочность, для некоторых марок стали

Температура	Ст3с	09Г2	СЛ-1	РК-4
$T_1$	-20	-31	-35	-46
$T_2$	15	-20	-2	-13

Влияние толщины пластин как особого фактора, свойственного конструкции платформы на характеристики хрупкой прочности исследовано многими авторами. Результаты этих работ являются несколько различными.

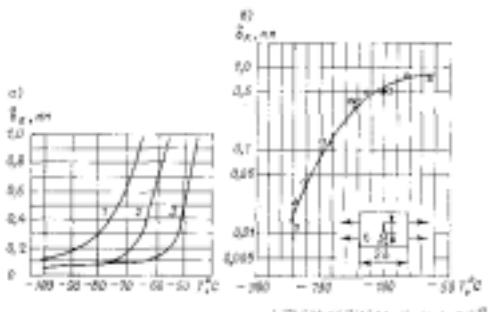


Рис. 3.9. Зависимость критической величины раскрытия трещин от температуры [87]: а — вид брусков сечением  $t = 10 \times 10$ ;  $t = 25 \times 25$ ;  $t = 35 \times 35$  мм; б — вставки из пластин

Так, Граньют [87] применил метод COD к испытаниям на базовых образцах квадратного сечения ( $10 \times 10$ ,  $25 \times 25$ ,  $35 \times 35$  мм). Сталь с пределом текучести 36 даН/мм<sup>2</sup> после листов были вертикализованы. Кривые  $\delta_c(T)$ , представляемые на рис. 3.9, а, свидетельствуют о существенном эффекте, который определяет площадь поперечного сечения образца на  $\delta_c$ . На рис. 3.9 показаны результаты [87], полученные при испытаниях растянутой стальной пластины с центральным поперечным надрезом. При

увеличении толщины составила 60 кг/мм<sup>2</sup>. Толщины пластин вертикализаций: 10, 20 и 30 мм. В этом случае влияние толщины пластины на хрупкую прочность оказалось преубежденно малым. Большинство специалистов разделяет мнение о том, что с увеличением толщины пластины  $K_{Ic}$  должно уменьшаться. По данным [88], такое снижение происходит до толщины листа 40 мм и при дальнейшем увеличении толщины  $K_{Ic}$  стабилизируется.

Представляет интерес практическое использование рассмотренных характеристик хрупкой прочности материала при проектировании конструкций платформы.

Дефекты материала и смарки соединений (включения, непровары, усталостные трещины и т. п.) являются основой источниками инцидентов трещин, которые при низкой температуре могут перейти в хрупкие разрушения. Факторами, от которых зависит развитие трещин, являются вязкость материала, размеры дефекта, температура материала конструкции, величина действующих и остаточных напряжений и т. д.

Проблемы качества конструкций заслуженно привлекают внимание специалистов. Рекомендации, касающиеся размеров дефектов, допустимых с позиций хрупкой прочности, были разработаны Комитетом машиностроения разрушения металлических материалов 6-го Международного конгресса по конструкциям судов [87].

В последнее время в ряде работ [87, 126] установлены взаимосвязь характеристик, получаемых с помощью испытаний образцов Шарона, с критической величиной раскрытия трещины  $\delta_c$  или вязкостью разрушения  $K_{Ic}$ . Благодаря этому становится возможностью судить о способности стали сопротивляться инцидентному трещине или торкотрону трещину для конкретной стали в заданных условиях ее использования на основе достаточно простых испытаний. Параметром, характеризующим это свойство материала и поддающимся контролю, является размер дефекта  $a$ .

Допустимые линейные приведенные размеры дефекта  $a$  были установлены в функции от коэффициента интенсивности материала  $K_{Ic}$  (на стадии инцидентования трещинами), кратического раскрытия трещины  $\delta_c$ , предела текучести стали  $\sigma_t$ , величины действующих напряжений и температуры конструкции  $T$ . Предполагается, что рассматривается такая реальная комбинация исходных параметров, которая обеспечивает минимальный приведенный размер дефекта  $a$ . Расчетные значения приведенного размера  $a$  для различных типов дефектов показаны на рис. 3.10. Отдельные плоские дефекты рассматриваются взаимодействующими, если их расположение относительно друг друга или относительно поверхности листа соответствует условиям, показанным на рис. 3.11 и 3.12. В таких случаях два или несколько дефектов рассматриваются как один разрыв  $a$  и  $b$ , по которым определяется приведенный размер  $a$  согласно рис. 3.10. Все дефекты считаются похожими, что связано с использованием плоской линейной механики разрушения. Влия-

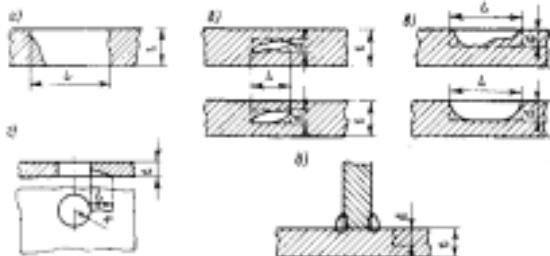


Рис. 3.10. Характеристика реальных дефектов и зоны влияния различных разновидностей дефектов

Рисунок	Тип дефекта	$\bar{a}$	Чертежи
а	Скашевой внутренний	$\bar{a} = L/2$	—
б	Поверхностный	$\bar{a} = L/2 + d$ $\bar{a} = d/2$	$d/t > 1 - 400_t$ $d/t < 1 - 0.0_t$
в	Трещина у стыка им резонанса	$\bar{a} = L/2 + d$ $\bar{a} = d$	$d/t > 1 - 0.0_t$
г	Трещина у основания стального пята	$\bar{a} = L/2 + R$ $\bar{a} = d$	$L \leq 0.15R$ — изображение с учетом обвода радиуса $L > 0.15R$ — изображение концентрическими окружностями $d < 0.1R$ — деформации вдоль оси линейные $d > 0.1R$ — деформации параллельные

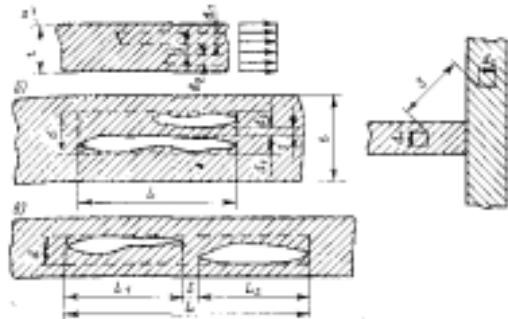


Рис. 3.11. Влияние гладких дефектов

Рисунок	Тип дефекта	Коэффициенты	Нормализованы
а	Наклонение и изогнутость осевых краев пластины	$S < d_1$ или $S \leq d_2$	$S > d_1$ и $S > d_2$
б	Разломы по краям с изогнутостью оси	$S < d_1$ или $S \leq d_2$	$S > d_1$ и $S > d_2$
в	Разломы по дну	$S < L_1$ или $S \leq L_2$	$S > L_1$ и $S > L_2$

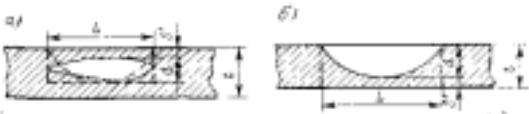


Рис. 3.12. Влияние дефектов со свободной поверхностью

Рисунок	Тип дефекта	Коэффициенты	Нормализованные коэффициенты
а	Внутренний поверхностный	$\frac{S}{t} \leq 0.43$	$\frac{S}{t} \geq 0.43$

ние сварочных дефектов на хрупкие повреждения зависит от размеров и расположения дефекта, от величины действующих напряжений и скапливается интегрально на характеристиках распространения трещины  $K_{IC}$  и  $\delta_c$ . Эти характеристики могут быть получены из общепринятых испытаний широких образцов. Если же испытания не могут быть выполнены, то приближенная оценка хрупких свойств материала должна быть сделана исходя из результатов испытаний образцов типа Шарпи с V-образным надрезом (с помощью рис. 3.13). На рисунке дана нижняя граница для

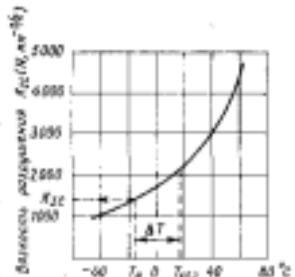


Рис. 3.13. Нижняя граница величины разрушения  $K_{IC}$  по температуре испытаний образца V-Шарпи, обеспечивающей поглощением энергии 40 Дж  
 $\Delta T = T_g - T_{40}$  — разница температур, °С.

лей в составе сварных соединений с пределом текучести не более 45 кгс/мм<sup>2</sup> в функции от температуры  $T_{40}$ , °С, при которой поглощаемая энергия при испытаниях образцов Шарпи составляет 40 Дж.

Рекомендуется следующая зависимость для определения достаточного приведенного размера дефекта  $\bar{a}$ :

$$\left. \begin{aligned} \bar{a} &= C \left( \frac{K_{IC}}{\sigma_t} \right)^2, \\ \bar{a} &= C \frac{\delta_c}{\sigma_t}, \end{aligned} \right\} \quad (3.23)$$

где  $\sigma_t = \frac{\sigma_0}{E}$ ;  $C$  — параметр, зависящий от условий нагружения

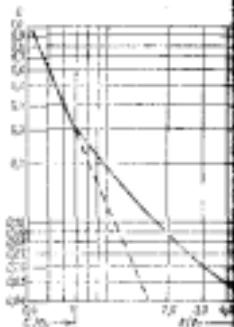


Рис. 3.14. Коэффициент  $C$  в функции от величины действующих напряжений и деформаций

Таблица 3.9. Предельные значения размеров надрезов в зоне

размером надреза выше границы	Предельные размеры надрезов, гарантирующие отрыв	Пористость в процентах от головки надреза	Диаметр отдельных пор
Высота или ширина 2 мм, длина не ограничена	Высота или ширина 3 мм, длина не ограничена	3	Δ/4 или 6 мм, в зависимости от того, что меньше

Величину  $C$  определяют по графику (рис. 3.14) в зависимости от величины действующих напряжений. В сварных конструкциях в районе сварного шва следует вводить поправку на влияние остаточных сварочных напряжений путем приближенной деформации текучести к приложенным, действующим деформациям (сдвиг вправо на единицу ячейк оси абсцисс на рис. 3.14).

Для оценки допустимых параметров пространственных дефектов, таких как плоское включение, пористость, рекомендуются требования, содержащиеся в табл. 3.9. Они распространяются на стали с пределом текучести до 48 джоулей, имеющие поглощаемую энергию образования трещин Шарпи 40 дж при минимальной температуре эксплуатации. Для других материалов требования табл. 3.9 распространяются как приемлемые, если минимальное значение поглощения разрушения материала превышает 1300 дж/мм<sup>2</sup>. Для оценки критических значений и также проводятся зависимости, разработанные Японским обществом сварки JWES на основе характеристики сталей НТ50, 60, 80 [126]. Критическую величину раскрытия трещин определяют выражением

$$\delta_c = 0,02 \cdot E(T_g), \quad (3.24)$$

где  $E(T_g)$  — поглощаемая энергия при испытании образцов Шарпи, дж.

$$E(T_g) = 10 + 0,4(T_g - T_{40}), \quad (3.25)$$

$T_g$  — температура испытаний образцов Шарпи;  $T_g$  определяют следующими зависимостями:

для механических надрезов

$$T_g = T + 142 - \alpha_t - 5\sqrt{t},$$

где  $t$  — толщина, миллиметров, трещиной;

$$T_g = T + 92 - \sigma_t - 5\sqrt{t},$$

где  $T$  — рабочая температура эксплуатации материала в конструкции, °С;  $t$  — толщина листа, мм;  $\sigma_t$  — в джоулях/мм<sup>2</sup>.

Величину раскрытия трещины  $\delta$  выражают через полевую длину дефекта  $a$ , модуль упругости и напряжение в материале при отсутствии остаточных напряжений

$$\delta = 3,5 a \frac{\sigma}{E}. \quad (3.27)$$

При наличии остаточных напряжений, равных пределу текучести,

$$\delta = 3,5 a (\sigma + 0,6 \sigma_0) \frac{1}{E}. \quad (3.28)$$

Приравняв  $\delta = \delta_0$ , можно найти выражение для полевой критической длины дефекта  $a$ . Подставив (3.26) и (3.27) в (3.2), при  $\delta = \delta_0$  соответственно получим

$$\bar{a} = 0,29 \delta_0 \frac{E}{\sigma}; \quad \bar{a} = 0,29 \delta_0 \frac{E}{\sigma + 0,6 \sigma_0},$$

что хорошо согласуется с результатами, полученными при использовании формулы (3.26).

Данные о критических значениях  $\delta_0$  и  $\bar{a}$  для некоторых применяемых марок стали [126] приведены в табл. 3.10.

Таблица 3.10. Критические размеры дефектов, характеризующие способность стали к распространению трещин [126]

Марка стали	Испытания образцов Шарик		$T_{K_C}$ , °C	$\sigma_{p, \text{крупн}}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$T_c$ , °C	$\delta_0$ , мм	$\sigma$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\bar{a}$ , мм
	$T_{K_C}$ , °C	$\sigma_{p, \text{крупн}}$ , кг/мм <sup>2</sup>						
КЛ	19,0	4,8	0	24	0	0,42	16	82
КЕ	-0,5	6,2	-29	24	0	0,33	16	164
КА32	17,0	3,2	0	35	0	0,33	16	47
КД32	-3,0	3,2	-10	32	0	0,49	16	71
КЕ42	-23,0	3,2	-9	32	0	0,65	16	96
Б7-35-У	-23,8	5,6	-35	28	-35	0,44	16	86
Б7-50-У	-38,8	5,5	-30	24	-45	0,48	16	94
Б7-50-У	-30,5	6,2	-62	33	-60	0,42	16	66
Б7-50-У	-23,5	7,0	-60	37	-55	0,40	16	56

Примечание. Толщина листов 30 мм, величина напряжения  $\sigma$ .

Возможность разрушения  $K_{IC}$  и длина запороженной трещины характеризующие способность материала передавать распространение трещин и соответствующие применяемым стальям, приведены в табл. 3.11. На рис. 3.15 показана зависимость  $K_{IC}$  от температуры для стали HT-60 [126].

Таблица 3.11. Критические значения длины запороженной трещины  $2\delta$  в зависимости от температуры  $T_{K_C}$ , характеризующие способность стали препятствовать распространению трещин [126]

марка стали	Испытания образцов Шарик		$T_c$ , °C	$\sigma_{p, \text{крупн}}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\sigma_{p, \text{стекл}}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$K_{IC}$ , кг м <sup>0,5</sup>	зс, кг
	$T_{K_C}$ , °C	$V$ , кг/мм					
КД	13,0	4,8	0	16	24	82	53
КЕ	-0,5	6,2	0	16	24	131	134
КА32	17,0	3,2	0	22	32	72	21
КД32	-3,0	3,2	0	22	32	144	86
КЕ42	-23,0	3,2	0	22	32	802	377

Примечание. Толщина листов 30 мм.

Приведенные выше данные о допустимых размерах дефектов не содержат обоснования. Поэтому уместно оценить, в какой мере они согласуются с имеющимися представлениями о вероятности хрупких разрушений конструкций платформ при их эксплуатации.

Найдем допустимый размер дефекта, при котором во внимание, что изменение напряжений и температуры несет случайный характер. При этом будем исходить из предположения, что вероятность хрупких разрушений должна быть существенно меньше вероятности нарушения предельной прочности конструкции.

Хрупкие разрушения могут произойти в том случае, когда температура конструкции  $T$  будет соответствовать области хрупких разрушений, а величина действующих напряжений  $\sigma$  достигнет значений критических  $\sigma_c$ . Учитывая то обстоятельство, что температура и напряжение могут рассматриваться как статистически независимые величины, верхний предел вероятности хрупких разрушений определяют выражением

$$P_{sp} = P(T < T_c) P(\sigma > \sigma_c). \quad (3.28)$$

Заданное распределение температур обычно принимают нормальным. Тогда вероятность того, что температура конструкции  $T$  будет меньше заданной  $T_c$ , определяется выражением

$$P(-\infty < T < T_c) = \frac{1}{2} [1 - \Phi(z)], \quad (3.29)$$

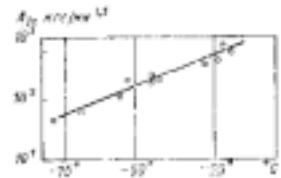


Рис. 3.15. Температурные зависимости  $K_{IC}$  для стали HT-60,  $\sigma = 20$  кг/мм<sup>2</sup> [126]

где  $\Phi(\cdot)$  — функция Лапласа аргумента  $\xi = \frac{T_x - \bar{T}}{\sqrt{D_T}}$ ;  $T_x$  — заданное значение температуры;  $\bar{T}$  — математическое ожидание  $D_T$  — дисперсия температуры конструкции.

Закон распределения нормальных напряжений с практической точностью соответствует вероятности превышения напряжения  $\sigma$  величины  $\sigma_0$  равен

$$P(\sigma > \sigma_0) = \int_{\sigma_0}^{\infty} h e^{-k \sigma} d\sigma = e^{-k \sigma_0}. \quad (3.29)$$

Найдем параметр  $k$  по условию, что при расчетной обеспеченности напряжений  $P_{cr}$  последние достигнут расчетной величины. Прологарифмируем выражение (3.29) и, подставив  $\sigma$ , вместо  $\sigma_0$ , получаем

$$k = -\frac{\ln(P_{cr})}{\sigma_0 \lg \sigma}.$$

Кратические напряжения  $\sigma_x$  выражаются через коэффициенты интенсивности напряжений  $K_{IC}$ , и критическую длину трещин можно записать с помощью зависимости (3.21) при  $f_{cr} = 1$

$$\sigma_x(T_x) = K_{IC}(T_x)(\pi l_x)^{-0.5}.$$

Функцию  $K_{IC}(T_x)$  аппроксимируем выражением

$$K_{IC} = k_0 + k_1 T_x + k_2 T_x^2.$$

Подставляя значения коэффициентов из (3.28) и выполнив логарифмацию, получаем выражение для определения допустимой длины трещин

$$l_{cr} = \frac{1}{\left| \frac{\lg(P_{cr})(k_0 + k_1 T_x + k_2 T_x^2)}{\sigma_0 \lg(P_{cr}) - 0.3 - \lg(1 - \Phi(\xi))} \right|^2}. \quad (3.30)$$

Найдем значения  $l_{cr}$  в рассмотрим, каким образом на величину допустимой длины трещин влияет температурный режим эксплуатации плаформы. С этой целью исследуем сталь НТ-60. Параметры входящие в выражение для  $K_{IC}$  этой стали при толщине листа 20 мм равны:  $k_0 = 1290 \text{ кгс}/\text{м}^{0.5}$ ;  $k_1 = 20.4 \text{ кгс}/\text{м}^{1.5}$ ;  $k_2 = 0.066 \text{ кгс}/\text{м}^{2.5}$ ; град $^2$ ; предел текучести стали  $\sigma_0 = 46 \text{ кгс}/\text{м}^2$ .

Примем следующую зависимость математического ожидания среднесуточной температуры:  $\bar{T} = -10^\circ, 0^\circ + 10^\circ$ , что соответствует климатическим условиям различных зон, расположенных для центрального шельфа СССР. Пусть также  $1/D_T = 10^\circ$ ,  $T_x = -31/\sqrt{D_T} + \bar{T}$ . В соответствии с установленной практикой вероятность превышения расчетных напряжений считаем равной  $P_{cr} = 10^{-6}$ , соответственно  $P_{cr} = 10^{-6}$ . Расчетными напряжениями

по критерию предельной прочности считаем  $\sigma_0 = 0.8 \sigma$ . Для указанных условий согласно выражению (3.31) получим значения  $l_{cr}$ , приведенные в табл. 3.12.

Таблица 3.12. Расчетные значения допустимой длины трещин для стали НТ-60

$T, ^\circ\text{C}$	-10	0	+10
$l_{cr}, \text{мм}$	48	83	124

Рассмотрим, в какой мере полученные результаты согласуются с рекомендациями, вытекающими из (3.23). Поскольку формула (3.23) предусматривает детерминированную связь величины  $\sigma$  с выражением  $\sigma$  в температуре, а выражение (3.31) основано на вероятностном подходе, представимся уместным найти те значения напряжений, при которых допустимые размеры дефектов будут одинаковы, т. е. при  $l_{cr} = \bar{a}$ . Одновременно полагаем, что в качестве расчетной температуры принимается

$$T_x = T_k - 3\sqrt{D_T}.$$

Относительные напряжения  $\sigma/\sigma_0$ , которые при детерминированном подходе можно рассматривать как некоторы эффективные, являются довольно устойчивой характеристикой при разных  $\bar{T}$ , а по абсолютной величине получение соотношения  $\sigma/\sigma_0$ , является вполне реальным (табл. 3.13).

Таблица 3.13. Зависимость  $\sigma/\sigma_0$  от  $\bar{T}$ , отвечающая условиям, при которых допустимые размеры дефекта по (3.23) и (3.31) равны

Расчетные температурные изменения	$\bar{T}, ^\circ\text{C}$		
	-10	0	+10
$\sigma/\sigma_0$ по (3.23) при $l_{cr} = \bar{a}$	0.60	0.62	0.65

Таким образом, предложенные выражения удовлетворительно согласуются с результатами, вытекающими из рекомендаций 6-го Международного конгресса по конструкции судов. Такой подход позволяет учесть имеющуюся изменчивость основных факторов, от которых зависит величина зонных разрушений. Различия в условиях эксплуатации конструкций существенно сказываются на величинах допустимых дефектов.

Несмотря на весьма правдоподобный характер результатов, которые могут быть получены предлагаемым методом, представляется

целесообразным, однако, рассматривать их прежде всего в составительной плоскости как условные измерители, объединяющие с единицей дружины прочности свойства материала и режимы его работы в конструкции. Значения условных измерителей, которые соответствуют хорошо себя зарекомендовавшим в эксплуатации сталью и которые определены с помощью выражения (3.31), можно рассматривать как нормативные. Последующее наложение ограничения допустимых дефектов позволит установить степень соответствия расчетных размеров дефектов их реальным значениям.

### § 13. Особенности свойств сталей и сварных соединений

К факторам, которые непосредственно влияют на требования к свойствам сталей, применяемых в конструкциях платформ, относятся: уровень действующих напряжений и характер напряженного состояния элемента, требования к его надежности температура паружного воздуха и агрессивность окружающей среды. Кроме того, на свойства стали оказывают влияние такие статистические особенности, как большая толщина основных элементов, конструктивная поверхность с высокой высокопрочностью узлов корпсовых конструкций, высокий уровень сварочных проклей, высокий сварной конструкций в местах контура трубы контроля качества сварных соединений и случаи трещин в элементах и т. п.

Соответственно для сталей, применяемых в конструкциях платформ, важнейшими свойствами являются: высокая прочность действия усилий в плоскости листа и в направлении, достаточная усталостная долговечность, высокая пластичность, достаточная вязкость и отсутствие склонности к хрупким разрушениям при низкой температуре, достаточная стойкость к воздействию агрессивной внешней среды, хорошая свариваемость.

**Механические характеристики химический состав сталей.** Конструкции плавучих платформ в настоящее время выполняют стали различными марок, которые могут быть подразделены на группы в зависимости от величины предела текучести  $\sigma_t$ . Первая группу составляют стали нормальной прочности с гарантированным пределом текучести  $24 \leq \sigma_t < 28 \text{ кг/м}^2$ . В нее входят следующие категории: А, В, Д и Е. Вторая группа состоит из сталей повышенной прочности, гарантированный предел текучести которых находится в границах  $28 \leq \sigma_t < 40 \text{ кг/м}^2$ . Согласно классификации, входящей в эту группу, в Правилах классификационных обществ обозначаются АН, ВН и ЕН. К третьей группе относятся высокопрочные стали, у которых  $\sigma_t \geq 40 \text{ кг/м}^2$ . Как правило, такие стали применяют в ограниченном объеме, возможность их использования согласовывается с классификационным обществом в индивидуальном порядке.

Высокопрочные стали предназначаются прежде всего для зубчатых колес самоподъемных установок. В отношении их использования предполагаются различные тенденции. Европейские фирмы, как правило, не рискуют применять для этой цели стали с временными сопротивлением более  $60 \text{ даН/мм}^2$ . Основными мотивами такой осторожности служат снижение пластичности и опасность дружины повреждений, сложность и высокие требования к точности соблюдения технологии сварки. В то же время некоторые американские и японские фирмы применяют стали с временными сопротивлением  $50$  и  $60 \text{ даН/мм}^2$  (стали SSS-100 и WT-80 соответственно).

В указанных трех группах сталей Правила регламентируют предел текучести  $\sigma_t$ , временное сопротивление  $\sigma_u$ , относительное удлинение  $\delta$  и среднюю постигнутую энергию  $A_v$ , заключенную в результате испытаний на ударную вязкость при заданной температуре образца.

Для сталей, к которым предъявляются повышенные требования высокой пластичности при растяжении в краевом состоянии, требуется гарантизование относительного удлинения плоского полноразмерного сечения образца, ось которого ориентирована по направлению. Стали, удовлетворяющие нужному уровню пластичности по этому параметру, получили название г-стали. В принципе, каждая из указанных трех групп сталей может иметь подгруппу, содержащую г-стали.

В табл. 3.14 и 3.15 приведены лимитский состав и основные регламентируемые механические характеристики сталей повышенной прочности и высокопрочных сталей, используемых в конструкциях платформ.

Согласно [80] стали первой и второй групп имеют содержание углерода до  $0,18\%$  и маргана до  $1,5\%-1,6\%$ . В случае применения сталей повышенной прочности входит легирующие элементы, такие как алюминий, никель или ванадий. После проката листы такой стали обычно коращиваются при температуре  $900^\circ\text{C}$ , что придает лучшую однородность и лучшую структуру металла и обуславливает хорошую ударную вязкость стали.

Рассмотрим некоторые свойства стали, которые могут иметь также значение преимущественно в конструкциях плавучих платформ. При этом не будем касаться дружины прочности, которая достаточно подробно рассмотрена в § 12.

**Свойства растрескивания.** Свойство растрескивания является формой повреждения, возникающего обычно в сильно сжимаемых

Таблица 3.14. Химический состав сталей повышенной прочности,  $(25 \leq \sigma_t \leq 38 \text{ кг/м}^2)$  по [80]

Комплекс	Химический состав	Контрольная проба
C	$\leq 0,18\%$	$\leq 0,20\%$
Mn	$\leq 1,5\%$	$\leq 1,6\%$
Si	$\leq 0,50\%$	$\leq 0,50\%$
S	$\leq 0,040\%$	$\leq 0,030\%$
P	$\leq 0,040\%$	$\leq 0,035\%$

Таблица 3.16 Характеристики примененных высокопрочных сталей [88]

Характеристика стали	Обозначение	Категория качества			различной толщины			Фактор (ИМКСС/ИМДА)	Фактор «Надежность структуры»		
		Формы			Группы						
		HT-19	HT-60	HT-65	HT-20	HT-60	HT-65				
Химический состав	C	≤ 0,20 0,20—1,40	≤ 0,18 0,18—1,20	≤ 0,18 0,18—1,20	≤ 0,18 ≤ 1,2	≤ 0,18 0,18—1,20	≤ 0,18 0,18—1,20	≤ 0,18 0,18—0,70	0,18		
	Ni	—	—	—	—	—	—	0,30—0,70	0,41		
	P	≤ 0,03	≤ 0,03	≤ 0,03	≤ 0,03	≤ 0,03	≤ 0,03	0,20—0,50	0,20		
	S	≤ 0,010	≤ 0,010	≤ 0,010	—	—	—	0,20—0,50	0,20		
	Cr	—	—	—	—	—	—	0,40—0,80	0,60		
	Si	≤ 0,30	≤ 0,28	—	0,30—0,80	0,40—1,00	0,40—1,00	1,00—2,00	0,500		
	Mn	≤ 0,70	≤ 0,60	≤ 0,70	≤ 1,20	≤ 1,20	≤ 1,20	≤ 1,20	1,07		
	Mo	≤ 0,10	≤ 0,18	≤ 0,10	0,10—0,20	≤ 0,20	≤ 0,20	≤ 0,20	0,18		
	V	—	—	—	—	—	—	0,20—0,50	0,20		
	Nb	—	—	—	—	—	—	0,40—0,80	0,60		
	V	≤ 0,15	≤ 0,12	≤ 0,10	≤ 0,15	≤ 0,10	≤ 0,10	≤ 0,10	—		
Механические свойства при растяжении: предел прочности, кг/мм <sup>2</sup> ; предел текучести, кг/мм <sup>2</sup> ; коэффициент неупругости, %	R <sub>u</sub>	51—68	60—74	72—86	80—98	88—105	97—115	116	99		
	R <sub>t</sub>	16	26	40	12	40	30	—	23		
	Δε <sub>pl</sub> , %	≤ 0,35 ≤ 0,30 ≤ 0,25	≤ 16 ≤ 18 ≤ 18	≤ 20 ≤ 20 ≤ 18	≤ 15 ≤ 18 ≤ 18	≤ 18 ≤ 20 ≤ 21	≤ 18 ≤ 20 ≤ 18	—	—		
	Δε <sub>pl</sub> , %	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub> , °C	13—19 +15 8	26—32 +15 8	26—32 +15 8	13—19 26—32 +15 8	13—19 26—32 +15 8	13—19 26—32 +15 8	—	—		
	σ <sub>0,2</sub> , МПа	4,8	4,8	4,0	—	—	—	—	—		
	σ <sub>U</sub> , МПа	—	—	—	—	—	—	—	—		
	σ <sub>Y</sub> , МПа	—	—	—	—	—	—	—	—		
	σ <sub>U</sub> /σ <sub>0,2</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	σ <sub>Y</sub> /σ <sub>0,2</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
Хладостойкость (согласно ТУ 15.1 и величины отпуска листов листов I (мат.)	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		
	T <sub>cr</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—		

сварных швах соединений, в которых одна из пластин подвергается воздействию усилий, перенапряженных к ее границам. Такое расщепление возникает в основном металле близко к зоне термического влияния. Чувствительность к сложному расщеплению зависит от числа, типа, формы и расположения включенияй, содержащихся в металле. Эти включения имеют форму слоев и достигают длины 50 мкм и более для сульфидов и силикатов и 10 мкм для различных оксидов. Размеры таких слоев оказываются недостаточными, чтобы их обнаружить сформированными средствами дефектоскопии. Границы между основным металлом и включениями могут служить точками начала расщепления. Под действием остаточных напряжений или приложенной нагрузки трещины могут распространяться, соединяя разрывы и образуя одну большую так называемую ступенчатую форму.

Появление при сложном расщеплении сопровождается следующими признаками:

трещины имеют длинные участки, параллельные плоскости листа и короткие разрывы в поперечном направлении;

поверхность разрывов имеет водянистую структуру;

трещины образуются за видимыми пределами зоны термического влияния.

Возможность сложного расщепления листов стали зависит от многих факторов. Считается [80, 88], что основными из них являются: степень сжесткости сварочных деформаций и тип соединения, толщина материала, параметры сварки, наличие включений и недостаточная вязкость при надрезе. Поскольку рассмотрение может пройти лишь вскоре после сварки конструкций, когда полная нагрузка на конструкцию еще не прикладывалась, послед-

ия не рассматривается как фактор первостепенной важности в образовании расслоения.

Сложное растрескивание основного металла проявляется в пристебанных и Т-образных сварных соединениях листов, обвязки с двухсторонними сварными швами, в соединениях трехмиллиметровой большой диаметр и толщину, а также в других случаях, когда в сварном соединении большой толщины прикладывается поперечная нагрузка в поперечном направлении плоскости основы листа. На рис. 3.16 показан пример соединений, в которых сложное растрескивание может реализоваться. Эффект стеснения усиливается с увеличением толщины. Обычно сложное растрескивание

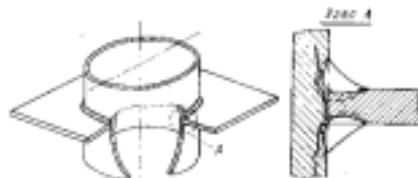


Рис. 3.16. Характерный узел, в котором возникает сложное растрескивание

наблюдается при толщинах листов, превышающих 20–25 мм. Особое влияние оказывают механические свойства наплавленного металла. Расслоение возникает быстрые в тех случаях, когда наплавленный металл имеет более высокую прочность, чем основной.

Число и распределение неметаллических включений прежде всего зависят от способа плавки и химического состава. Удивительные свойства з-стали получаются при условии, что содержание серы ниже 0,010% [80].

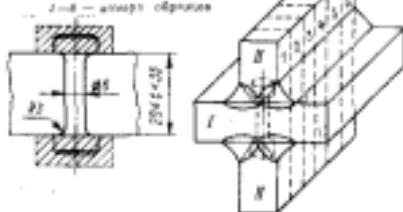
Таблица 3.16 Категории з-стали по [120]

Категория стали	Минимальное гарантированное значение $\varphi_z$ , %	Номинальное значение $\varphi_z$ для получения образца
z 15	15	10
z 25	25	15
z 35	35	25

Установлено [80, 88], что между вероятностью сложного растрескивания и уменьшением площади поперечного сечения образца, достигавшегося в направлении толщины листа, имеется хоро-

шее корреляция. Соответственно степень уменьшения площади сечения образца принимается в качестве критерия способности стали воспринимать растягивающие усилия в поперечном направлении. Еще связи со сложным растрескиванием высказывалось мнение [61], что эта характеристика в лучшей степени определяет пластич-

Рис. 3.17. Образец для определения относительного сужения з-стали



ческие свойства стали, чем относительное удлинение  $\delta$ . В табл. 3.16 приведены категории з-стали, регламентируемые французским Правилами [120] в зависимости от величины  $\varphi_z$ .

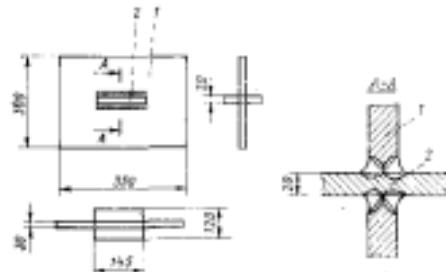


Рис. 3.18. Образец для испытаний з-стали при зажигании сварки з жестким контуром  
I — основной лист; II — марка брачка

Величину  $\varphi_z$  для образца определяют по формуле

$$\varphi_z = \frac{S_0 - S_f}{S_0} \cdot 100, \quad (3.32)$$

где  $S_0$  — начальная площадь сечения образца;  $S_f$  — площадь сечения разрушенного образца в месте образования шейки.

Всего испытывают три образца, по результатам испытания определяют среднее значение  $\varphi_2$  и минимальную величину  $\varphi_1$  вной партии. Согласно ГОСТ 11291 испытания производят на зернистых образцах, как показано на рис. 3.17.

Для толщин  $t < 35$  мм необходима приварка дополнительных листов, чтобы можно было измерять образцы требуемой длины.

Принципиально то же самое, что сварка и сварочные напряжения во многом предопределяют появление слоястого растрескивания для испытаний примененных образцов, скрепленных в жестком контуре. Один из образцов 1881 показан на рис. 3.18. О появлении слоястого растрескивания судят по данным дефектации или испытанием на растяжение.

**Усталостные характеристики** Для оценки усталостной способности конструкций важны являются две характеристики: зависимость амплитуды первичных напряжений от цикла, при которых получаются усталостные трещины, и число циклов нагружения, скорость распространения которых.

Предел усталости сталей, правило, изначально уменьшается при увеличении временного сопротивления. Особенно это касается материалов, образцы которых имеют грубую, необратимую поверхность (см. рис. 3.19). Существенным улучшением усталостных свойств материала в составе конструкции способствует ряд технологических операций. Так, отделка сварных соединений плаズменной дугой для сталей ЕНТ-50 и ВТ-80 позволяет достичь усталостную прочность сварного соединения до усталостной прочности основного металла. С этой целью применяют также плавную дополнительного слоя металла, обладающего повышенной пластичностью. Используются отдельно шов электрической дуги с применением полифазового электрода в среде защитного газа.

Скорость распространения трещин, не имеющей выхода краю листа, растягиваемого переменными напряжениями, описывается уравнением

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \frac{1}{1 - r} \cdot (\Delta K)^m, \quad (3.21)$$

где  $C$  и  $m$  — постоянные материала;  $r = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$  — коэффициент асимметрии цикла;  $\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a}$  — коэффициент интенсивности напряжений.

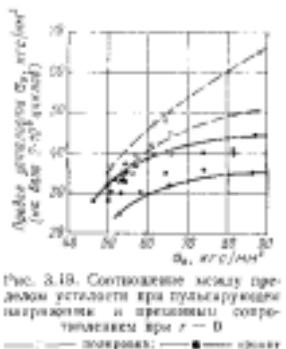


Рис. 3.19. Соответствие между пределами усталости при пульсирующем напряжении и временными сопротивлениями при  $r = 0$ :

- сварка;
- прокат.

где  $\Delta \sigma$  — размах напряжений;  $a$  — положение дна трещины;  $f$  — фактор формы и расположения трещины.

По данным [126], постоянные  $C$  и  $m$  в уравнении (3.21) характеризуются следующими значениями: для мягких сталей  $C = 5,8 \cdot 10^{-10}$ ,  $m = 2,7 \pm 3$ , для высокопрочных сталей  $C = 5,3 \cdot 8 \cdot 10^{-10}$ ,  $m = 2,6 \pm 2,8$ .

Видно, что скорость распространения трещин для мягких и высокопрочных сталей практически одинакова. Высказываются предположения о том, что величина коэффициента  $m$  соизмерима с относительными значениями обратной величины показателя степени зависимости  $\Phi = N^{-1}$ , построенной в логарифмической координате.

**Влияние агрессивной внешней среды.** Морская вода, воздух, колебание температуры, морской грунт могут повлиять на характеристики прочности материала при постоянной и амплитудной нагрузке. Длительное нагружение растягивающими постоянными усилиями большой величины может привести к коррозионному растрескиванию материала. В конструкциях самолетов, платформ, например, имеется несколько узлов или элементов конструкции, в которых действуют высокие растягивающие напряжения. К ним относятся рейки опорных полоний в районе зубьев, детали устройств, фиксирующих корпус платформы в надводном положении и пр. По имеющимся данным, длительное воздействие морской воды на стали с характеристиками, приведенными в табл. 3.15, снижает усилия разрыва образца. Эффект этого снижения пропорциональен пределу прочности, однако при  $\sigma_0 < 100$  кгс/м² он не превышает 10%. Влияние внешней среды вызывает такое снижение усталостных свойств материала.

Возникает опасение, что органические вещества морского грунта способны привести к водородному окрупчиванию сталей, особенно высокопрочных.

Исследование эффекта воздействия агрессивной среды на характеристики прочности материала уделяется большое внимание при отработке свойств материала, предназначенного для конструкций платформ.

**Свариваемость.** Свариваемость стали характеризуется угародным эквивалентом  $C_{eq}$  или показателем чувствительности к сварочным трещинам  $P_{eq}$ .

Эти показатели зависят от химического состава (в процентах) свариваемой стали и определяются следующими выражениями [88]:

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{11}, \%$$

$$P_{eq} = C + \frac{Mn}{30} + \frac{Ni}{20} + \frac{Cr}{60} + \frac{Ni}{20} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} : 5B, \%$$

Согласно [88] величина  $P_{eq}$  является более предпочтительным показателем.

Для упомянутых сталей категории НТ-60 углеродный эквивалент  $C_{eq}$  находится между 0,36 и 0,40%, а показатель  $P_{eq}$  в пределах 0,19–0,23%. Более прочные стали имеют большие величины  $C_{eq}$  и  $P_{eq}$ . Так, стали категории НТ-80 имеют  $C_{eq}$  от 0,58%, а  $P_{eq}$  — от 0,22 до 0,28%.

#### § 14. Нагрузки, действующие на погруженный элемент платформы

Существующие архитектурные типы платформ разнообразны. Так, платформы стационарного типа имеют элементы, размеры которых соизмеримы с длиной волны. В то время сплошнодемпные установки с колоннами ферменного типа имеют большое количество малых по размерам элементов. При куплонное положение в этом отношении занимают полупогруженные платформы. Соответственно физическая природа доминирующей компонентов сил взаимодействия со взаимодвижущей жидкостью отличается поскольку различной.

Однако в существующих подходах к расчету анализа сил, действующих на конструкции платформ полупогруженного и самоподъемного типов, достаточно много общего. Амплитуды качки и колебаний жидкости считаются малыми, что позволяет применять линейные или линеаризованные методы расчета гидродинамических сил. Это позволяет также разделить силы воздействия жидкости на скользящие (перемещаемые) компоненты, одни из которых связаны с солитным движением взаимодвижущей жидкости, а другие — с солитным движением элементов конструкции.

Другое допущение касается геометрии конструкции. Конструкция обычно аппроксимируется в виде пространственной рамы, состоящей из цилиндрических элементов или небольших концентрированных объемов. Предполагается, что размеры поперечных сечений этих элементов малы по сравнению с длиной волны. Суммарную нагрузку, удовлетворяющую условию равновесия всего оборудования, рассчитывают как сумму сил, действующих на отдельные элементы. В свою очередь эти силы, как правило, определяются из допущения об отсутствии гидродинамического взаимодействия между смежными элементами. Указанные допущения использовались в работах [97, 112, 116] в настоящее время являются общепринятыми. Однако и отхождение гидродинамического взаимодействия выражается мнением [114], что пренебрежение эффектом взаимодействия элементов происходит не потому, что его влияние действительно мало, а потому, что теоретическая количественная оценка такого взаимодействия и учет этого эффекта в расчетах практики оказываются сложными. Тем не менее уже появилась работа [117], в которой эффект гидродинамического взаимодействия смежных элементов (вертикальных колонн, колонн и понтонов, понтонов и понтонов) удалось оценить и показать, что учет этого эффекта в инженерной области приводит к значительным ко-

личественным изменениям в величине волновых нагрузок. Аналогичный вывод был сделан в результате модельных испытаний подвергнутой платформы (см. § 28).

Рассмотрим типичный цилиндрический элемент, имеющий плоскость поперечного сечения  $S$ , длину  $l$ , массу  $m = \rho S l$ , объем  $V$  и характерный поперечный размер сечения —  $d$ . Элемент погружен во взаимодвижущую жидкость и колеблется вместе с платформой. Введем следующие системы координат (см. рис. 3.20):  $Ox_0z_0$  — система координат, связанный с элементом, ось  $Ox_0$  направлена вдоль элемента;  $Oxyz$  — система координат, связанная с платформой

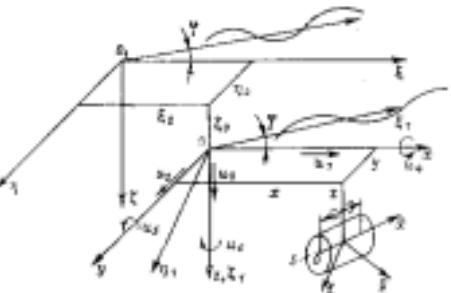


Рис. 3.20. Системы координат элемента конструкции платформы.

ось  $Oz$  направлена вдоль платформы;  $O_0x_0z_0$  — система координат, связанный с платформой в точке  $O_0$ , ось  $O_0z_0$  направлена по линии распространения волны;  $Oxyz$  — неподвижная в пространстве система координат, в начальный момент времени ось  $Oz$  совпадает с системой координат  $Oxyz$ .

Все системы координат являются правыми. Перемещения элемента при качке платформы определяются линейными перемещениями  $x_0, y_0, z_0$  и угловыми  $\alpha_0, \beta_0$  и  $\gamma_0$  в системе координат  $Oxyz$ . Кроме того, рассматриваются линейные и угловые перемещения  $x_1, y_1, \dots, y_n$ , определяющие равновесное положение платформы на спокойной воде по отношению к исходному. В обоих случаях индекс  $j$ , равный 1, 2, 3, относится к пространственным перемещениям, а индекс  $i$  осей  $Ox, Oy$  и  $Oz$ . Считается, что центр тяжести и центр величин элемента совпадают.

Векторы линейных перемещений, скоростей и ускорений центра тяжести элемента  $[u_i]$ ,  $[v_i]$ ,  $[w_i]$  выражаются через векторы ли-

нейших и угловых перемещений, скоростей и ускорений всей платформы  $\{u\}$ ,  $\{\dot{u}\}$ ,  $\{\ddot{u}\}$  и координаты центра тяжести масс элемента  $x$ ,  $y$  и  $z$ , так что

$$\{u_i\} = \{u\} |\{u\}|;$$

$$\{\dot{u}_i\} = \{u\} |\dot{u}_i|; \quad \text{таким образом } \{\dot{u}_i\} = \{u\} |\dot{u}_i|,$$

$$\{\ddot{u}_i\} = \{u\} |\ddot{u}_i|;$$

также

$$|\{u\}| = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & z & -y \\ 0 & 1 & 0 & -z & 0 & x \\ 0 & 0 & 1 & y & -x & 0 \end{bmatrix};$$

$$\{u_0\} = \{u_{10}, u_{20}, \dots, u_{n0}\}; \quad \{u\} = \{u_1, u_2, \dots, u_n\}.$$

Длина элемента  $\ell$  считается настолько малой, что можно пренебречь собственными моментами сил при сравнении с переносом.

Силы, действующие на элемент, состоят из общих и вязкостных. По своей физической природе они подразделяются на потенциальные и вязкостные. Составим общие выражения для сил элемента. Общие потенциальные силы состоят из сил тяжести  $F_g$  и сил инерции, вызванных качкой  $F_m$ .

Вектор сил тяжести  $\{F_g\}$  представляет собой сумму векторов постоянного вектора  $\{F_{g0}\}$  и вектора  $\{F_{g1}\}_{\alpha}$ , зависящего от переносной платформы, т. е.

$$\{F_g\} = \{F_{g0}\} + \{F_{g1}\}_{\alpha}, \quad (3.38)$$

где  $\{F_g\} = \{F_{g0}, F_{g0y}, F_{g0z}\}$ ,  $\{F_{g1}\}_{\alpha} = F_g |z|$ ,  $|z| \in [0, 0, 1]$ .

Принимая во внимание, что угловые перемещения  $u_{10}$  и  $u_{20}$  элементов платформы относительно осей  $Ox$  и  $Oy$  являются нулями, вектор  $\{F_{g1}\}_{\alpha}$  определяют выражением

$$\{F_{g1}\}_{\alpha} = F_g |\ell| \{u_0\} \cdot |\{u\}|, \quad (3.39)$$

также

$$|\ell| = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}.$$

Вектор сил инерции через единицу выражается через безединичных ускорений центра тяжести элемента  $\{\ddot{u}_i\}$  и его час-

$$\{F_m\} = -m |\ddot{u}_i|, \quad (3.40)$$

$$\text{также } \{F_m\} = \{F_{m0}, F_{m0y}, F_{m0z}\}.$$

100

Переходя к ускорениям платформы в целом, с учетом выражения (3.39) получаем

$$\{F_m\} = -m |\ddot{u}| |\ell|. \quad (3.39)$$

Перейдем к составлению выражений для поверхностных потенциальных сил.

Когда тело погружено в несжимаемую вязкую жидкость, движение частиц жидкости вокруг него может быть представлено с помощью скоростного потенциала  $\Phi(x, y, z, t)$ , который должен удовлетворять уравнению Лапласа, условию обтекания тела, граничным условиям на поверхности движущейся жидкости и на бесконечности. Тогда гидродинамические давление, действующие на тело, определяют из интеграла Лагранжа—Коши [64], который после преобразования величинными членами имеет вид

$$P = \rho g \zeta = \rho \frac{\partial \Phi}{\partial z}. \quad (3.40)$$

Базовые поверхностные силы, в принципе, могут быть получены в результате интегрирования давления  $P$  по сечениюной поверхности Ч элемента. После интегрирования гидростатических давлений, присущих на рассматриваемый элемент, получим силу поддержания  $F_d$ , называемую проекции не только на ось  $Ox$ , но и на оси  $Oy$  и  $Oz$  при погружении платформы.

Причем выделяются две группы элементов: полностью погруженные и пересекающие поверхность воды.

Для полностью погруженных элементов вектор сил поддержания равен

$$\{F_d\} = -\rho g V [(x + |\ell|) \{u_0\} + |\alpha|], \quad (3.41)$$

$$\text{так же } \{F_d\} = \{F_{d0}, F_{d0y}, F_{d0z}\}.$$

Перейдем к элементам, пересекающим поверхность воды. Объем акваторийского тела, погруженного на глубину  $L$  от поверхности воды, равен

$$V = S h_1^{-1} \zeta_0, \quad (3.42)$$

где  $\zeta_0$  — косинус угла между осью  $O_0z$  и  $\overline{Oz}$ , за скользящей воде он равен косинусу угла между осью  $Oz$  и  $\overline{Oz}$ .

$$\zeta_0 = z + (u_0 + u_{00}) \cdot y (u_0 \cdot \alpha_0) = x (u_0 \cdot \alpha_0) - b_0, \quad (3.43)$$

где  $\alpha_0$  — орт нормальной кромки элемента в системе координат  $Oxyz$ ;  $b_0$  — ориентация волнового профиля на поверхности с координатами  $x$  и  $y$

$$b_0 = r \cos (\theta_0 - \alpha_0 t). \quad (3.44)$$

Здесь  $r$  — амплитуда волн;  $k = \frac{2\pi}{\lambda} = \frac{\omega^2}{g}$  — волновое число;

$\lambda$  — длина волны;  $\omega = \frac{2\pi}{T}$  — круговая частота;  $T$  — период волны.

$$\xi_1 = (\xi_0 + x) \cos \varphi - (y_0 + y) \sin \varphi; \quad (3.4)$$

$\varphi$  — курсовой угол к направлению бега волны.

Соответственно силы плавучести подразделяются на силы, которые действуют на элемент неподвижной платформы, находящиеся на тихой воде в равновесном состоянии, силы, вызванные статичным наклонением на тихой воде, и силы, действующие на неизвестную платформу со стороны изолированной жидкости. Тогда суммарный вектор сил плавучести на такой элемент равен

$$\{F_{d_0}\} = \{F_{d_0}\} + \{F_{d_0}\} - \{F_{d_0}\}. \quad (3.5)$$

Вектор сил плавучести, соответствующий равновесному положению платформы на спокойной воде, равен

$$\{F_{d_0}\} = -\rho g S n^{-1} (\lfloor \alpha \rfloor \lfloor \eta_0 \rfloor \lfloor y_0 \rfloor + \lfloor z \rfloor) (\lfloor \alpha \rfloor + \lfloor z \rfloor); \quad (3.6)$$

$$\lfloor z \rfloor = [0, 0, 1];$$

$$\lfloor \alpha \rfloor = [0, 0, 1, y_0 - x, 0, 1];$$

Вектор сил плавучести, вызванных наклонением платформы на спокойной воде, выражается линейной зависимостью от величин  $\mu_1$ . Однако, пренебрегая налипки второго порядка, получим следующее выражение:

$$\{F_{d_0}\} = -\rho g S n^{-1} \lfloor \beta_1 \rfloor \lfloor \alpha \rfloor, \quad (3.7)$$

где

$$\lfloor \beta_1 \rfloor = \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & y_0 - x & 0 & 0 \end{vmatrix}.$$

Вектор сил плавучести, действующих на неподвижную платформу со стороны изолированной жидкости, равен

$$\{F_s\} = \rho g S n^{-1} \lfloor z \rfloor. \quad (3.8)$$

Таким образом для элемента, пересекающего поверхность воды, суммарный вектор сил плавучести  $F_{d_0}$  может быть получен путем сложения векторов, входящих в выражение (3.46) и определяемых уравнениями (3.47), (3.48) и (3.49).

Вследствие линейности уравнений Лапласа в граничных узлах, М. Д. Хаскина [69] скорость потенциал  $\Phi$  выражал в виде суммы гальванических составляющих

$$\Phi = \Phi_0 + \sum_{j=1}^6 \Phi_j \mu_j + \Phi_p, \quad (3.9)$$

где  $\Phi_0$  — скорость потенциала изолированной жидкости, не ре-

агирующей присутствием в ней тела; характеризует главную часть возмущающих сил, определяемую в соответствии с гипотезой А. Н. Крылова:  $\Phi_j$  ( $j = 1, 2, \dots, 6$ ) — потенциал скоростей при этом вынужденной качке тела на спокойной воде при условии, что он соответствует единичной скорости тела в  $j$ -м направлении ( $\bar{\mu}_j = 1$ );  $\Phi_p$  — потенциал скоростей, который характеризует дифракционное волновое движение, возникающее в результате погружения системы регулируемых волн со неподвижного тела.

Найдем главную часть возмущающих сил. Потенциал  $\Phi_0$  имеет вид (69)

$$\Phi_0 = \frac{B}{\alpha} e^{-kz} \sin \{k(\xi_1 - \alpha t)\}. \quad (3.51)$$

Тогда перенесенная величина давления жидкости в точке с координатами  $\xi$  и  $\xi_1$  по выражению (3.40) равна

$$p_0 = -\rho \frac{d \Phi_0}{dt} = -\rho g e^{-kz} \cos \{k(\xi_1 - \alpha t)\}. \quad (3.52)$$

Перейдем к системе координат, связанной с платформой с помощью выражений, вытекающих из рис. 3.20,

$$\xi = \xi_0 + x; \quad \eta = \eta_0 + y; \quad \zeta = \zeta_0 + z.$$

Однинита волнового профиля, определяется через скоростной потенциал  $\Phi_0$  с помощью зависимости

$$\zeta_0 = -\frac{1}{g} \frac{d \Phi_0}{d t}, \quad (3.53)$$

Дифференцируя выражение (3.51), при  $\zeta = 0$  получаем (3.44).

Подставляя (3.45) в (3.52), получаем выражение давления в системе координат платформы

$$p_0 = -\rho g e^{-k(\xi_0 + z)} \cos \{k[(\xi_0 + x) \cos \varphi - (y_0 + y) \sin \varphi] - \alpha t\}. \quad (3.54)$$

Проекция сил давления жидкости на  $j$ -ю координатную ось равна

$$P_j = - \int p_0 \cos \left( \pi \frac{j}{6} \right) d\Omega. \quad (3.55)$$

Преобразуем поверхностные интегралы в объемные, пользуясь формуулой Остроградского,

$$\int \rho_0 \cos \left( \pi \frac{j}{6} \right) d\Omega = \int \frac{d\sigma}{dV} dV.$$

Для определения вектора  $\{P_{d_0}\} = \{P_{d_0x}, P_{d_0y}, P_{d_0z}\}$  следует найти производную от  $p_0$  по координатам  $x, y, z$  и промтегрировать по

объему элемента, сделав предварительный переход от общей системы координат к местной с помощью зависимости

$$\begin{vmatrix} x \\ y \\ z \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} x_0 \\ -y_0 \\ z_0 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} l_x & l_y & l_z \\ m_x & m_y & m_z \\ n_x & n_y & n_z \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \bar{x} \\ \bar{y} \\ \bar{z} \end{vmatrix}$$

где  $x_0, y_0, z_0$  — координаты центра тяжести элемента, совпадающего с началом местной системы координат;  $l_x, l_y, l_z$  — косинус углов между осью  $x$  и осмами  $\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$ ;  $m_x, m_y, m_z$  — косинус углов между осью  $y$  и осмами  $\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$ ;  $n_x, n_y, n_z$  — косинусы углов между осью  $z$  и осмами  $\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$ .

Однако имеется возможность существенно упростить операцию вычисления вектора  $\langle P_{\text{el}} \rangle$ .

Допущение том, что размеры элемента мало по сравнению с длиной волны, дает основание полагать, что величина  $\partial r_y / \partial t$  сохраняет практически постоянное значение по направлению  $\hat{t}$ . Поэтому с достаточной точностью будет справедливо выражение

$$\int \frac{\partial p_y}{\partial t} dV = \frac{\partial p_y}{\partial t} \int dV,$$

где значение  $\partial r_y / \partial t$  относится к точке с координатами центра заливки элемента  $x, y, z$  (андекс в дальнейшем опущен).

С учетом сделанного получим следующие выражения:

$$\langle P_y \rangle = \rho g r_k e^{-k|t|+i\theta} V [a_1 \cos(\omega t) + a_2 \sin(\omega t)], \quad (3.55)$$

где  $|a_1| = |\cos(\varphi) \sin(kz_0)|; (-\sin(\varphi) \sin(kz_0); \cos(kz_0))$ ;

$$|a_2| = |(-\cos(\varphi) \cos(kz_0); \sin(\varphi) \cos(kz_0); \sin(kz_0)).$$

Успехи, соответствующие потенциалам  $\Phi_j$  ( $j = 1, 2, \dots, T$ ), определяются через коэффициенты присоединенных масс и демпферований. Обратим внимание на то, что указанные характеристики принуто выражать в системе координат, связанный с элементом. Поэтому скорости и ускорения частиц жидкости и элемента также выражены в системе  $\bar{O}x\bar{y}\bar{z}$ .

Так же, как прежде, преобразуем моменты гидродинамических сил относительно собственной оси по сравнению с первоначальными моментами этих сил относительно общих осей  $Ox\bar{y}\bar{z}$ . Поэтому мыслы  $j = 1, 2, \dots, T$  с признаком  $k = 1, 2$  и др. Составляющие давления, соответствующие колебаниям элемента по направлениям  $\hat{t}$ , при изменении скорости во времени по выражению

$$\dot{\bar{u}}_0 = \dot{\bar{u}}_0 e^{i\omega t} \quad (3.56)$$

будут равны

$$p_n = -\rho i \omega \sum_{q=0}^3 \Phi_q \dot{\bar{u}}_0 e^{i\omega t}. \quad (3.57)$$

Проделав усилий взаимодействия элемента с жидкостью на оси  $\bar{O}x, \bar{O}y, \bar{O}z$  определяются в результате интегрирования давлений

$$P_{x,y,z} = \int p_n \cos(n, x) d\Omega. \quad (3.58)$$

Остальные проекции имеют аналогичные выражения.

$$\text{Но, } \cos(n, x) = \frac{\partial \psi_n}{\partial x}; \quad \cos(n, y) = \frac{\partial \psi_n}{\partial y};$$

$$\cos(n, z) = \frac{\partial \psi_n}{\partial z}, \quad (3.59)$$

из  $\psi_n$  — функция заливки простейших форм.

Применив во внимание согласно [69], что

$$\int \frac{1}{w} \Phi_n \frac{\partial \psi_n}{\partial n} d\Omega = p_{\text{ext}} - \frac{i}{\omega} \dot{\lambda}_{n,w}, \quad (3.60)$$

из  $p_{\text{ext}}$  и  $\dot{\lambda}_{n,w}$  — присоединенная масса и коэффициент демпфирования в местной системе координат, из (3.58)–(3.57) получим

$$\langle \bar{P}_n \rangle = -[p] \langle \dot{\bar{u}} \rangle - [\dot{u}] \langle \bar{p} \rangle. \quad (3.61)$$

Здесь

$$\begin{aligned} |\bar{P}_n| &= P_{x\bar{n}}, P_{y\bar{n}}, P_{z\bar{n}}; \\ \langle \dot{\bar{u}} \rangle &= \langle \dot{u}_x, \dot{u}_y, \dot{u}_z \rangle; \\ \langle \bar{p} \rangle &= \langle p_x, p_y, p_z \rangle; \end{aligned} \quad (3.62)$$

$$[p] = \begin{vmatrix} p_{11} & p_{12} & p_{13} \\ p_{21} & p_{22} & p_{23} \\ p_{31} & p_{32} & p_{33} \end{vmatrix}; \quad [\dot{u}] = \begin{vmatrix} \dot{u}_{11} & \dot{u}_{12} & \dot{u}_{13} \\ \dot{u}_{21} & \dot{u}_{22} & \dot{u}_{23} \\ \dot{u}_{31} & \dot{u}_{32} & \dot{u}_{33} \end{vmatrix}. \quad (3.63)$$

Перейдем теперь от местной системы координат к общей. Для чего воспользуемся матрицей взаимодействия коэффициентов  $[A]$

$$[A] = \begin{vmatrix} l_x & m_x & n_x \\ l_y & m_y & n_y \\ l_z & m_z & n_z \end{vmatrix}, \quad (3.64)$$

где  $l_x, m_x, n_x$  — косинусы углов, которые образуют оси  $Ox, Oy, Oz$  с  $\bar{x}$ -й осью в системе координат  $\bar{O}x\bar{y}\bar{z}$ . Соответственно получаем

$$\langle \bar{P}_n \rangle = [A] \langle P_n \rangle. \quad (3.65)$$

$$|P_{\alpha}| = |P_{\alpha x} \ P_{\alpha y} \ P_{\alpha z}|.$$

Перемещения  $\bar{u}$ , скорости  $\bar{v}$  и ускорения  $\bar{a}$  в системе координат зависят от матрицы поворота осей координат  $[\Lambda]$  и матрицы параллельного переноса осей  $[\alpha]$ :

$$\begin{aligned} |\bar{u}| &= [\Lambda] |\alpha| |\bar{u}|; \\ |\bar{v}| &= [\Lambda] |\alpha| |\bar{v}|; \\ |\bar{a}| &= [\Lambda] |\alpha| |\bar{a}|. \end{aligned} \quad (3.67)$$

После подстановки выражений (3.65) и (3.67) в (3.61) получим матрицу проекций гидродинамических сил, обусловленных движением сплошной среды,

$$|P_{\alpha}| = -|\Lambda|^{-1} |\mu| |\Lambda| |\alpha| |\bar{a}| - |\Lambda|^{-1} |\lambda| |\Lambda| |\alpha| |\bar{v}|. \quad (3.68)$$

Дифракционные силы определяются по аналогии с гидродинамическими силами при качке с той разницей, что вместо скорости и ускорения качки вводятся скорость и ускорение частиц в изволнованной жидкости, не возмущенной присутствием тела, т. е.

$$|P_D| = |\lambda|^{-1} |\mu_D| |\Lambda| |\alpha| |\bar{v}| + |\lambda|^{-1} |\lambda_D| |\Lambda| |\alpha| |\bar{a}|, \quad (3.69)$$

где  $|\mu_D|$  и  $|\lambda_D|$  — матрицы присоединенных масс и демпфирования при дифракции волн, в общем случае эти матрицы могут отличаться от соответствующих матриц  $|\mu|$  и  $|\lambda|$ , где

$$\begin{aligned} |\bar{v}| &= |\bar{v}_x \ \bar{v}_y \ \bar{v}_z|; \\ |\bar{a}| &= |\bar{a}_x \ \bar{a}_y \ \bar{a}_z|. \end{aligned} \quad (3.70)$$

— матрицы ускорений и скоростей частиц изволнованной жидкости, имеющей потенциал  $\Phi_0$ .

Принимая во внимание, что

$$v_i = \frac{\partial \Phi_0}{\partial j}; \quad \bar{v}_j = \frac{\partial \Phi_0}{\partial \bar{j}}, \quad (3.71)$$

из выражения (3.54) получаем

$$|\bar{v}| = \left( \tau \frac{x}{a} e^{-ikx/a} \right) (a_1 \sin \omega t - [a_2] \cos \omega t), \quad (3.72)$$

$$|\bar{a}| = \left( \tau \frac{x}{a} e^{-ikx/a} \right) ([a_1] \cos \omega t - [a_2] \sin \omega t), \quad (3.73)$$

где  $a_1$  и  $[a_2]$  определяются выражением (3.63).

Помимо рассмотренных гидродинамических сил на погруженный элемент действуют силы, пропорциональные квадрату пограничной скорости жидкости. Эти силы имеют потенциальнуювязкую природу. Величина таких сил определяется интегралом

с помощью выражения для скоростной составляющей уравнения Ньютона (3.2).

В системе координат элемента проекции скоростной составляющей на оси  $\bar{Oy}$  и  $\bar{Oz}$  равны соответственно:

$$\begin{aligned} P_{\alpha y} &= \frac{1}{2} C_{\alpha y} \rho D_y |\bar{v}| \bar{v}_y; \\ P_{\alpha z} &= \frac{1}{2} C_{\alpha z} \rho D_z |\bar{v}| \bar{v}_z. \end{aligned} \quad (3.74)$$

Составляющей  $P_{\alpha x}$  обычно пренебрегают вследствие малости соответствующего коэффициента сопротивления. В выражении

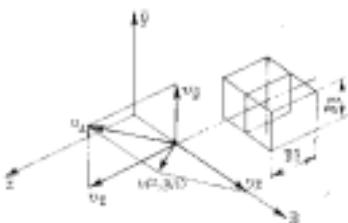


Рис. 3.21. Разложение вектора скорости в системе координат элемента

$C_{\alpha y}$  и  $C_{\alpha z}$  — коэффициенты сопротивления при направлении скорости по осям  $\bar{Oy}$  и  $\bar{Oz}$  соответственно;  $D_y$  и  $D_z$  — наибольшие размеры секции, измеренные по периододиодулу и осям  $\bar{Oy}$  и  $\bar{Oz}$  (см. рис. 3.21).

Модуль скорости частиц жидкости равен

$$|\bar{v}| = \sqrt{\bar{v}_x^2 + \bar{v}_y^2 + \bar{v}_z^2}, \quad (3.75)$$

где  $\bar{v}_x$ ,  $\bar{v}_y$  и  $\bar{v}_z$  предполагают, что вдоль оси течения в качестве можно пренебречь, описываются выражением (3.72). Подставляя (3.72) в (3.75), получаем

$$|\bar{v}| = \left( \tau \frac{x}{a} \right) \left( e^{-ikx/a} \right) \left( [a_1] \cos \omega t - [a_2] \sin \omega t \right). \quad (3.76)$$

Переходя к общей системе координат и подставив (3.76) и (3.77) в (3.74), получим матрицу присоединенной скоростной составляющей нагрузки

$$|P_{\alpha}| = |\Lambda|^{-1} \frac{3}{2} \rho |C| |\Lambda| \left( \tau \frac{x}{a} \right)^2 k^2 R e^{-2kR/a} \left( [a_1] \cos \omega t - [a_2] \sin \omega t \right). \quad (3.77)$$

где

$$\begin{aligned} \{P_{\text{ex}}\} &= [P_{\text{ex},1} \ P_{\text{ex},2} \ P_{\text{ex},3}]; \\ \{C\} &= \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & C_{\text{ex},2} D_{\frac{1}{2}} & 0 \\ 0 & 0 & C_{\text{ex},3} D_{\frac{1}{2}} \end{vmatrix}. \end{aligned} \quad (3)$$

Следующим составляющим из числа видовых компонентов грузов является основной для конструкций ферменного типа, торые присущи схемам вспомогательных платформ. У составляющей необходима также при расчете плавовых нагрузок действующих на раскосы и ригели полунаесущих платформ.

Матрица проекций суммарных значений сил, действующих погруженный элемент конструкции, представляет собой сумму каждой силы, определяемую выражениями (3.36), (3.39), (3.41), (3.4), (3.53), (3.58), (3.69) и (3.77),

$$\{F\} = \{F_g\} + \{F_m\} + \{F_d\} + \{F_{x_1}\} + \{P_x\} + \{P_b\} + \{P_m\}, \quad (3)$$

## Глава 4

### ХАРАКТЕРИСТИКА ВНЕШНИХ УСЛОВИЙ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ РАСЧЕТНЫЕ РЕЖИМЫ И НАГРУЗКИ

#### § 13. Общая характеристика

Плавучие буровые платформы, как правило, предназначены для эксплуатации в определенных районах континентального шельфа, которые могут заметно различаться по условиям внешней среды. Поэтому при их проектировании необходимо учитывать особенности ветроволновых условий этих районов, параметры течения и приливов. Понятно, что учет характеристик особенностей внешних условий должен способствовать более правильному выбору расчетных режимов и нагрузок.

В соответствии с расчетной схемой, обычно примываемой к последованию ветроволновых воздействий на плавучие сооружения, весь период его эксплуатации разбивается на ряд стационарных режимов, точнее квазистационарных, в пределах которых статистические характеристики ветра и волнения практически не меняются. Для стационарных режимов определяются коэффициенты 3%-й обеспеченности  $\lambda_3$ , средней шириной колебания  $T$ , средней скоростью цепи  $v$  и из повторяемостью. В табл. 4.1 приведены примеры ветроволновых условий Каспийского моря (II район классификации Регистра СССР) по данным ЛОИОНиНа. К чи-

табл. 4.1. Ветроволновой район Каспийского моря (II район) в единицах радиуса в процентах

Составляющая коэффициент $\lambda_3$	Видовая обеспеченность $\lambda_3$ , %							
	1,5—1,8	2,5—3,1	3,5—4,5	4,5—5,5	5,5—6,5	6,5—7,5	7,5—8,5	8,5—10,5
	Средняя скорость ветра $v$ , м/с							
	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX
2—3	9,99	1,16	—	—	—	—	—	—
3—4	7,09	2,36	0,56	0,040	—	—	—	—
4—5	4,17	1,98	0,60	0,160	0,035	0,035	—	—
5—6	2,29	1,29	0,70	0,230	0,049	0,015	0,001	—
6—7	1,09	0,57	0,52	0,230	0,085	0,016	0,004	0,002
7—8	0,349	0,459	0,282	0,165	0,029	0,016	0,005	0,002
8—9	0,299	0,266	0,176	0,090	0,013	0,009	0,003	0,002
9—10	0,119	0,194	0,125	0,060	0,023	0,009	0,003	0,002
10—11	0,042	0,059	0,039	0,020	0,008	0,004	0,001	—
11—12	0,007	0,038	0,020	0,013	0,004	0,001	—	—
12—13	0,008	0,019	0,012	0,005	0,002	0,001	—	—

характеристик режима относятся такие виды сдвигов, одномерные волны и дуньи, ветра, используемые для описание пакетированной поверхности земли и горизонта ветра.

Одним из изоморфических факторов, определяющих промышленность ветровых ПВУ в эксплуатационных условиях, является характер взаимодействия опорных колонн с грунтом. Степень этого взаимодействия зависит существенным образом как от параметров опорной колонны (плотность опорной ячейки, формы отопления, жесткости опорной колонны), так и свойств грунта (типа грунта, его характеристики).

Диапазон встречающихся грунтов весьма велик: от каменистых почв до слабых иллюстрий. Наиболее часто встречаются песчаные и глинистые почвы. Имеющая способность песчаных грунтов зависит от интенсивности внутреннего трения, который обычно защищается смычкой среды, степень обводненности, величины следования частиц.

Несущую способность глинистых грунтов  $\sigma_c$  определяют обычно по уравнению Терзаги

$$\sigma_c = C N_p, \quad (4.1)$$

где  $C$  — среднее сопротивление грунта под опорой;  $N_p$  — безразмерный коэффициент.

На аналитической глубине от поверхности грунта коэффициент  $N_p$  достигает предельной величины,  $N_p = 9$ . В верхней зоне для глинистых грунтов  $N_p$  не превышает  $2,5$ .

Сопротивление грунта сдвигу возрастает с увеличением глубины в пределах  $0,02$ — $0,2$  кг/см $^2$ .

При рассмотрении параметров течения в заданных районах учитывают такие факторы, как его природа, расположение по глубине,

постоянство во времени. Известно, что морские течения можно классифицировать на висячие грязи, в соответствии со способом их образования. Для районов континентального шельфа наибольший интерес представляют приливные течения, вызванные приливами Луны и Солнца, течения, вызванные вододействием океанского ветра, ветловые течения со скоростью переходящими в ветер. При отсутствии сведений о профиле скорости течения в рассматриваемом районе эксплуатации целесообразно использовать среднестатистические данные, как например, рекомендуются в [1]

$$v_t = v_1 \left( \frac{z}{H_s} \right)^{1/2} + v_{10} \left( \frac{z}{H_s} \right),$$

где  $v_t$  — общая скорость течения на расстоянии  $z$  от дна;  $v_1$  — скорость приливного течения на уровне спокойной воды  $H_s$ ;  $v_{10}$  — скорость ветлового течения на уровне  $H_s$ .

Скорости течения на поверхности могут достигать заметных величин. Рассматривая влияние течения на параметры внешней нагрузки на ПБУ, следует учитывать явление взаимодействия волн с волниами. Здесь имеется в виду, что при взаимодействии волн с течениями неравноголового происхождения, меняются характеристики самих волн. В подобных нерегулярных волнах это приводит к модификации волнового спектра [99].

$$S_{T_1}(w) = \frac{45 \text{ (м)}}{\left[ 1 + \left( 1 + \frac{4v_{10}}{g} \right)^{1/2} \right] \left[ \left( 1 + \frac{4v_{10}}{g} \right)^{1/2} + \left( 1 + \frac{4v_1}{g} \right)^{1/2} \right]}.$$

где  $S(w)$  — спектр поверхностного волнения.

Анализ показывает, что при совпадении направлений волн и течения ( $v_1 > 0$ ), ординаты спектра волнения  $S(w)$  уменьшаются в связи со снижением энергетического уровня волны, при противоположных направлениях волн и течения ( $v_1 < 0$ ) наблюдается резкая картина: ординаты спектра вспышки растут в связи с увеличением энергетического уровня волны [99]. Отмечается также, что когда  $v_1 < 0$ , существует критическая частота в спектре волнения, определяемая из условия

$$1 + \frac{4v_{10}}{g} = 0.$$

Волны с частотами в районе критической частоты становятся крутыми и в конечном итоге разрушаются.

## § 16. Ветроволновые условия

### 16.1. Ветер

Изменение скорости движения воздушных частиц приводит к пульсациям ветра, знание характеристик которых необходимо при оценке ветрового воздействия на плат-

формы. Реализация процесса изменения скорости ветра в фиксированной точке пространства имеет традиционный для замка стационарного служебного процесса вид. Различаются астинная  $w_a$ , средняя  $w_m$  и пульсационная  $w_p$  ее части. Последняя поддается обычно распределенной по нормальному закону.

В качестве параметров, способствующих описание пульсаций ветра, обычно используются следующие: стратификация атмосферы, динамическая скорость и шероховатость подстилающей поверхности.

Стратификация атмосферы обусловлена снижением температуры с увеличением высоты, и является признаком, отличающим турбулентность в атмосфере от турбулентных течений в трубах, каналах и других лабораторных установках.

Различают три типа стратификации атмосферы в зависимости от скорости снижения температуры с увеличением высоты: устойчивое, неустойчивое и безразличное.

Динамическая скорость  $w_d$ , называемая иногда скоростью трения, представляет собой некоторую характерную скорость в приводном слове.

Параметр шероховатости  $z_0$  (измеряется в единицах длины) выходит во порядок многих фактических высот первичности.

Эти параметры существенным образом влияют на основные характеристики ветра, интересующие исследователей:

- среднюю скорость ветра на высоте анемометра;
- закон изменения средней скорости по высоте;
- параметры нормальности ветра;
- спектральные свойства пульсаций ветра.

Среднюю скорость ветра в настоящее время чаще всего измеряют с помощью анемометра. Однако многие данные по ветру приводятся в литературе по флюгерным замерам. Перевод их в анометрические может быть осуществлен на основании рекомендаций [61] по формуле

$$w_a = \left( 0,75 + \frac{5}{w_f} \right) w_f, \quad (1.5)$$

где  $w_a$  — анометрическая скорость, м/с;  $w_f$  — скорость по флюгеру, м/с.

Среднюю скорость ветра обычно определяют в интервале от 2 до 50 мин. С целью сглаживания избыточных данных целесообразно придерживаться единого интервала. Отметим, что в большинстве стран принят 10-минутный интервал осреднения.

Не менее важной характеристикой ветра является повторяемость скоростей ветра определенных величин. Гистограмма повторяемости устанавливается на основе многочисленных наблюдений в заданном районе. Существует ряд широкомасштабных зависимостей для оценки повторяемости скоростей ветра. В отечественной

практике используется функция распределения Вейбулда, построенная для значений скоростей без учета направления [59, 60]:

$$F(\omega) = \exp \left[ - \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^{\gamma_0} \right],$$

где  $F(\omega)$  — обеспеченность скорости ветра  $\omega$ ;  $\omega_0$  и  $\gamma_0$  — параметры масштаба и формы распределения, зависящие от интенсивности ветрового режима заданного района.

В экстремальной области скорости ветра хорошо аппроксимируются с помощью 3-го предельного распределения Фишера-Типпетта

$$1 - F(\omega) = \exp \left[ - \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^{1/\gamma_0} \right].$$

Экстремальные значения скоростей ветра (как средние члены, так и верхние) в некоторых случаях хорошо отнесены к показательной 1-го предельного распределения (двойного экспоненциального). Так, в табл. 4.2 приведены следения об экстремальных значениях скоростей ветра на трех погодных станциях Северной Атлантики, рассчитанных на основе этого распределения [63].

Таблица 4.2. Экстремальные значения скоростей ветра

Погодная станция	Число зрелий, км	Верхний, м/с		
J	24.8 ± 2.35g	37.7 ± 3.07g		
J'	24.6 ± 2.65g	37.5 ± 4.20g		
K	21.4 ± 1.71g	32.6 ± 2.61g		
Период повторяемости, годы	10	30	50	
Продолжительность $\tau$	2.35	2.97	3.48	3.68

В придонном слое атмосферы средняя скорость ветра возрастает с высотой. При безразличной стратификации атмосферы эпиритические данные достаточно надежно описываются логарифмическими законами:

$$\bar{w}(z) = \frac{\omega_0}{k} \ln \frac{z}{z_0}, \quad z = 10 + 100 \text{ м},$$

где  $z$  — высота над уровнем стоящего моря;  $k$  — постоянная Кэрриона, равная 0,4.

Выражение (4.8) можно записать в другой форме

$$\bar{w}(z) = \bar{w}_{\infty} \frac{\ln(z/z_0)}{\ln(10/z_0)},$$

В пределах  $z = 10 \div 100$  м практическая эквивалентной ей является степенная зависимость средней скорости ветра от высоты  $z$ :

$$\bar{w}(z) = \bar{w}_{\infty} \left( \frac{z}{z_0} \right)^{0.09}. \quad (4.10)$$

Известны и другие законы, используемые при решении прикладных задач. Так, Норвежский Вернадт [123] при проектировании различных буровых платформ рекомендует принимать

$$\bar{w}(z) = \bar{w}_{\infty} \left| 0.93 \pm 0.0072 \right|. \quad (4.11)$$

Наиболее приемлемым для морских условий можно полагать малые изменения скорости ветра по высоте (4.10).

Связь между максимальной и средней скоростями задается с помощью коэффициента  $G$  порываистости [29, 136]

$$w = G \bar{w}; \quad G = 1 + \gamma \frac{\omega_0}{\bar{w}}, \quad (4.12)$$

который зависит от стандартного отклонения  $\sigma_w$  и числового коэффициента  $\gamma$ . Обобщение имеющихся данных позволяет считать, что  $\frac{\omega_0}{\bar{w}} = 2.3 \div 2.5$ , причем величина 2,3 рекомендуется Регистром СССР 5501.

Максимальная скорость при оценке порывистости определяется в интервале  $N = 2, 10, 60$  мин при осреднении за  $n$  секунд ( $n$  изменяется от 1 до 10 и обычно принимается равным 3). Коэффициент порывистости  $G$  является случайной величиной. Существуют экспериментальные данные по взаимозависимости коэффициентов воротистости, относящихся к различным интервалам осреднения. Так, Винерогором [136] получено следующее соотношение, относящееся к интервалам 10 мин и 1 ч

$$G(50, n) = 1.1G(10, \lambda), \quad (4.13)$$

Определенная информация по порывистости ветра заключена в спектральной плотности пульсаций изображена на рис. 4.1. Из общих физических соображений следует, что энергетический спектр имеет максимум при достаточно низких частотах. Область более высоких частот (нерезонансная подобласть) в соответствии с теорией Колмогорова, находящей подтверждение на практике, описывается зависимостью  $\omega^{-5/3}$  [59].

Эти условия удовлетворяют описание спектра звуковых пульсаций ветра, предложенное Дженниортом [81].

$$\Delta Q_f = \frac{4k^2 \omega_{\infty}^2}{(1 + \omega^2)^{10/3}}, \quad (4.14)$$

где  $f$  — частота, Гц;  $\pi = \frac{1000}{\omega_0}$ ;  $k$  — коэффициент побового сопротивления подстилающей поверхности,

В связи с влиянием стратификации воздушного потока и ветра на структуру турбулентности приводного слоя коэффициент лобового сопротивления подстилающей поверхности однозначно определяет ясность затруднительную. Однако статистические данные позволяют получить следующую зависимость  $k$  от  $w_{\text{av}}$  при нулевой стратификации [60]:

$$\frac{\bar{w}_{\text{av}}}{\bar{w} \times 10^3} = 15 \quad 20 \quad 25 \quad 30 \\ 3.0 \quad 2.5 \quad 3.0 \quad 3.5$$

Максимум спектра Давенпорта (см. рис. 4.2) приходится на круговую частоту

$$\omega_{\text{max}} = 4 \cdot 10^{-2} \bar{w}_{\text{av}},$$

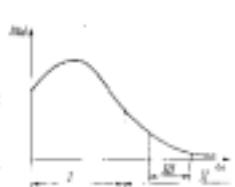


Рис. 4.1. Спектр горизонтальных пульсаций ветра  
I — аэроакустическая область; II — область упругого режима; III — вязкое течение.

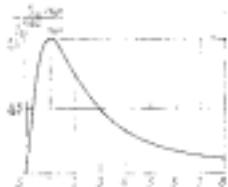


Рис. 4.2. Спектр Давенпорта

где  $\bar{w}_{\text{av}}$  измеряется в м/с; дисперсия единиц пульсаций ветра

$$S_{\text{av}}^2 = 68 \bar{w}_{\text{av}}^2,$$

Знание дисперсии продольных пульсаций позволяет определить коэффициент неизменности  $v_w = \frac{\sigma_w}{\bar{w}_{\text{av}}}$ , как

$$v_w = 2.45 + k \left( \frac{\bar{w}_{\text{av}}}{\bar{w}} \right)^{-0.30}.$$

Выражение (4.17) свидетельствует о неизменности интенсивности турбулентности, характеризуемой коэффициентом неизменности, от скорости ветра и частоты ее только от одного коэффициента лобового сопротивления подстилающей поверхности. Впрочем этот результат не противоречит экспериментальным данным, описанным в литературе [18, 44], что еще в большей степени подтверждает пользу применения спектра Давенпорта для описания продольных пульсаций ветра.

Наблюдающиеся отклонения спектра Давенпорта в области низких частот от экспериментальных данных [в реальных условиях оценка спектров продольных пульсаций в этой области отлична от кривой, между тем как спектр Давенпорта имеет нулевую оценку на нулевой частоте (см. рис. 4.2)] приводят к необходимости внесения определенных поправок в описание спектра продольных пульсаций ветра. В этом смысле заслуживает внимания модификация спектра Давенпорта, предложенная Ламблом Дж. и Панесским Г. [29].

$$S(f) = \frac{600 \bar{w}_{\text{av}}^2}{\left( 1 + \frac{900}{\bar{w}_{\text{av}}} f^2 \right)^{5/2}}, \quad (4.18)$$

Однини спектра (4.18) имеют хождение значение на низких частотах; стандартное отклонение  $\sigma_{\text{av}}$  совпадает по величине со стандартным отклонением спектра Давенпорта ( $\sigma_{\text{av}} = 2.45 \bar{w}_{\text{av}}$ ).

Среди других предложений по описанию спектров продольных пульсаций ветра следует отметить:

спектр Т. Караки [70]

$$S(f) = \frac{4 \bar{w}_{\text{av}} L_u}{(1 + (1.4 L_u / f)^{1/6})^2}, \quad (4.19)$$

и  $L_u$  — масштаб турбулентности;  
спектр Драйбена (Теймара)

$$S(f) = \frac{4 \bar{w}_{\text{av}} L_u}{1 + (2\pi/L_u f)}; \quad (4.20)$$

спектр Гепри

$$n S(n) = 0.0038 \left( \frac{\bar{w}}{f} \right)^{5/3} \ln \frac{131}{\bar{w}}, \quad (4.21)$$

$$f = \frac{2\pi n}{\bar{w}}.$$

Все эти спектры пульсаций ветра рассматриваются без учета обратного влияния водной поверхности. Однако известно [60], что определенные изменения вносятся в спектральный состав пульсаций ветра, в том числе и продольных, со стороны плавающей поверхности моря. В спектральной функции появляется спектр в перекрестной подобластях частот, обусловленный влиянием волн на воздушный поток. В связи с этим обстоятельством спектр продольных пульсаций ветра должен записываться следующим образом:

$$S_w(n) = S_{\text{av}}(n) + S_{\text{av}}(n), \quad (4.22)$$

где  $S_{\text{av}}(n)$  — собственно спектр пульсаций скоростей ветра;  $S_{\text{av}}(n)$  — спектр пульсаций скоростей, вызванный влиянием волн на ветер.

Аналитическая запись спектра  $S_{wh}(u)$  (и) согласно [60] выглядит

$$S_{wh}(u) \sim S_b(u) e^{-\frac{|u|}{\lambda}},$$

где  $S_b(u)$  — спектр поверхности волнения;  $z$  — отстояние от уровня стоячей воды;  $\lambda$  — средняя длина волны.

Дисперсия пульсаций скоростей ветра, соответствующая равна

$$\sigma_w^2 = \sigma_{ww}^2 + \sigma_{ww}^2 \omega^2 = \frac{\sigma_w^2}{E},$$

Представляет интерес оценка вклада каждого компонента в общую дисперсию, определяемую выражением (4.24). Подстановка в него значений параметров, соответствующих экстремальным линиям ( $h_0 = 12$  м,  $T = 12$  с,  $\bar{w}_{10} = 40$  м/с), показывает, что ветер вносит вклад в спектр высоты волнения  $z = 10+15$  м меньше, чем в первом. Это позволяет, по крайней мере в первом приближении, не считаться с вкладом продольных пульсаций ветра, направленных вдоль поверхности.

## 16.2. Волны

Воздействие ветра на поверхность моря является основным возмущающим процессом, порождающим возникновение морского волнения. По этой причине желательно получить данные о последнем на основе анализа ветровых процессов. В силу сложности этих процессов и многосторонним влиянием на них также факторов, как продолжительность действия ветра, длина волны, наличие забора, точные зависимости между различными режимами и величинами найти очень трудно. Представление об изобразах параметров волнения — высоты волны  $h_0$  и обобщенной периодичностью спектра  $T_m$ , отвечающей частоте максимума спектральной плотности — дано рис. 4.3 [84].

Как видно, с увеличением силы ветра наблюдается тенденция к возрастанию высоты волн и разбросу скоростей ветра и их волн. Табл. 4.3 дает представление об средней взаимосвязи между параметрами ветра и волнения [119].

Для трубной оценки высоты волн ( $h_0$ , м) при заданной скорости ветра предложены эмпирические зависимости, например,

$$h_0 = 0.15 \bar{w}_{10}^{1.5} + 2,$$

где  $\bar{w}_{10}$  — скорость ветра, уз.

Одной из основных характеристик волнения служит его спектр. Спектры волнения обычно выражаются через параметры вида

амплитуд волн ( $h_0$ , Т) и, как правило, их описание соответствует спектру типа Барлинга

$$S(u) = A u^{-k} \exp(-B u^{-n}), \quad (4.26)$$

где  $u$  — круговая частота,  $A$ ,  $B$ ,  $k$  и  $n$  — параметры спектра.

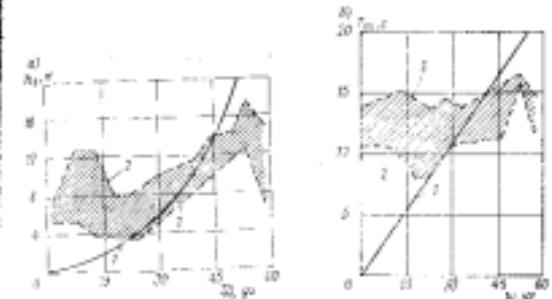


Рис. 4.3. Зависимость видимых амплитуд волн от скорости ветра:  
 а — высота волн 3%-ной обеспеченности  $h_0$   
 б — аппроксимация  $h_0 = 0.0574 \bar{w}_{10}^{1.5}$ ;  $\bar{w}_{10}$  — средняя величина  $\bar{w}_{10}$  выше-надувная стартовая отметка;  
 б — продольный период спектра волнения  $T_m$   
 б — аппроксимация  $T_m = 0.318 \bar{w}_{10}$  с  $\bar{w}_{10}$  — средняя величина  $\bar{w}_{10}$  выше-надувная стартовая отметка

Параметры  $A$  и  $B$  спектров Барлинга являются параметрами масштаба и зависят от амплитуд вида волн  $h_0$  и  $T$ ; параметры  $k$  и  $n$  характеризуют форму спектра.

Таблица 4.3. Связь параметров ветра и волнения

Сила ветра, уз	Скорость ветра, м/с	Высота волны $h_0$ , м	Средний период волнения, $T$ , с	Рекомендованная длина волны $h_0$ , м
1	0,5—2,0	2,1	4,5	20
2	2,0—3,5	2,6	4,9	27
3	3,5—5,5	3,0	5,3	45
4	5,5—8,5	3,6	5,9	54
5	8,5—10,5	4,6	6,5	65
6	11,5—14,5	5,3	7,10	79
7	14,5—17,5	6,3	7,8	94
8	17,5—21,0	6,4	8,1	110
9	21,5—24,5	6,6	8,1	129
10	24,5—28,5	10,0	9,8	149
11	28,5—33,0	11,5	10,5	171
12	33,0—36,0	13,0	11,1	194

В настоящее время при описании спектров используются различные сочетания параболических форм  $\psi$  и  $\pi$ . С одной стороны, это явление объясняется тем, что ни одна из известных аналитических спектров не может удовлетворить всему многообразию экспериментальных данных по волнению, с другой стороны, является удобство применения той или иной формы спектра в расчетных схемах, сложившейся традиции и др. Не случайно в различных руководствах, указанных за основу принятые различные спектры. Так, в Указаниях по определению волновых воздействий

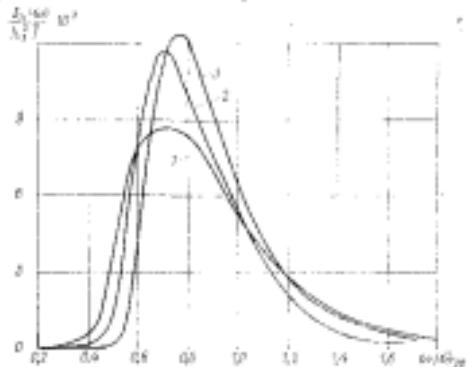


Рис. 4.4. Спектральные плотности волнений

$J$  — спектр Неймана;  $J'$  — спектр Пирсона—Москвитина;  $J''$  — спектр Бартлинга с параметрами  $k = 6$ ,  $n = 4$

на морские нефтепромысловые гидротехнические сооружения сплошной конструкции [63] использован спектр Неймана или спектр ГОННза ( $k = 6$ ,  $n = 2$ ), в Руководстве по определению нагрузок и воздействий на гидротехнические сооружения [55] — спектр Ю. М. Кралова ( $k = 7$ ,  $n = 4$ ), в судостроительной практике последовательно начин используется спектр Бартлинга с  $k = 6$ ,  $n = 4$  при исследовании прочности судовых конструкций спектр Пирсона—Москвитина или спектр II Международного конгресса по структуре корпуса ( $k = 5$ ,  $n = 4$ ) (см. рис. 4.4).

$$S(m) = 10^{-2} S_0 \left( \frac{m}{m_0} \right)^{-6} \exp \left[ -0.14 \left( \frac{m}{m_0} \right)^{-11} ] \quad (4.2)$$

где  $m_0$  — средняя частота волнения.

В § 18 рассмотрен вопрос влияния спектра на характеристики реакций платформ на волнение, однако ясно, что наполнение

эти экспериментальных данных и их обобщение предполагается для из важнейших задач в этом направлении, тем более что ряд зарубежных материалов свидетельствует о возможности существенной трансформации волновых спектров в области континентального шельфа, т. е. непосредственно в районах эксплуатации буровых платформ.

Волновые спектры в районе континентального шельфа, как это показано совместными усилиями нидерландских, английских, западногерманских и американских исследователей, проводивших общую работу в Северном море по программе JONSWAP, (Joint North Sea Wave Project) могут иметь существенные отличия от спектров глубокого моря.

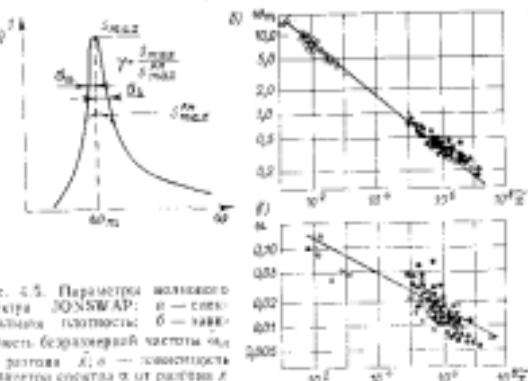


Рис. 4.5. Параметры волнового спектра JONSWAP: а — спектральная плотность; б — зависимость безразмеренной частоты  $\omega_0$  от расстояния  $\lambda_0$ ; в — зависимость частоты спектра  $\omega_0$  от расстояния  $x$

При проведении экспериментов по программе JONSWAP изучались особенности волнообразования в условиях ограниченного пространства. Полученные спектры волнения были аппроксимированы полиномической функцией

$$S(m) = (2\pi)^{-3} m_0^{5/3} \exp \left| -\frac{5}{3} \left( \frac{m}{m_0} \right)^{-4} \right|^{\frac{(m-m_0)^2}{2m_0^2}} \quad (4.28)$$

где  $m_0$ ,  $\alpha$ ,  $\gamma$  — параметры спектра, значения которых даны предварительно на рис. 4.5;  $m$  — частота процесса.

По данным [98], ориентировочно можно принять:

$$\alpha = \alpha_0 = 0.07 \text{ для } m < m_0;$$

$\sigma = \sigma_0 = 0,09$  для  $m > m_{\text{cr}}$ ;

$$T = \begin{cases} 1 & \text{для спектра Пирсона—Московина} \\ 0,3 & \text{для среднего спектра JONSWAP.} \end{cases}$$

Таким образом, спектр JONSWAP может быть представлен в виде

$$S(\omega) = S_{PM}(\omega) \Upsilon \cos^2 \left( -\frac{(m - m_0)^2}{2\pi^2 \sigma_m^2} \right),$$

где  $S_{PM}$  — спектр Пирсона—Московина.

Зависимость параметров спектра JONSWAP от разгона и скорости ветра была исследована Китайгородского [185].

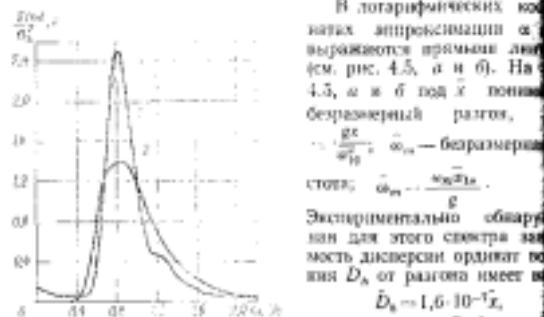


Рис. 4.6. Переизданные спектры волнистости: 1 — спектр Пирсона; 2 — спектр Неймана.

В качестве иллюстрации положению приведем спектр, полученного во результате замеров в районе поста ПБУ «Хазар» (~ 60 миль от берега). На рис. 4.6 изображен спектр волнистости ( $D_h = 4,4$  м,  $T = 5,6$  с) и соответствующая теоретическая аппроксимация спектра Неймана.

Вследствие ограниченного объема измерений данные по спектру JONSWAP не могут быть рекомендованы для непосредственного использования. Однако, даже ввиду обнаруженный факт волности повышенного сосредоточения волновой энергии в узких полосах, тем не менее, исследование необходимо для выполнить более целиальный анализ опытных данных по волнам в районе континентального шельфа.

Одним из важнейших параметров волнения выделяется спектр углового распределения, характеризующий степень трезумен-

тации. Как правило, принятого рассматривать угловое распределение энергии не зависит от частоты, что позволяет использовать для описания двумерного спектра  $S(\alpha, \theta)$  произведение лежащими функций

$$S(\alpha, \theta) = S(\alpha)\Phi(\theta). \quad (4.31)$$

Обычно рассматриваются два вида этих функций

$$\Phi_1(\theta) = G(\theta) \cos^2 \theta; \quad (4.32)$$

$$\Phi_2(\theta) = G(\theta) \cos^2 \frac{\theta}{2}. \quad (4.33)$$

Функция (4.32) отвечает распространению волновой энергии в диапазоне углов от  $-\pi/2$  до  $\pi/2$ ; функция (4.33) охватывает любые направления распространения.

Множители  $G(\alpha)$  и  $G(\theta)$ , определенные из условия нормированния  $\int_0^\infty \int_{-\pi/2}^{\pi/2} S(\alpha, \theta) d\alpha d\theta = 1$ , являются следствием основного допущения об ergодичности процесса волнения, равны

$$G(\alpha) = \frac{1}{1 + \alpha^2} \frac{\Gamma\left(\frac{n}{2} + 1\right)}{\Gamma\left(\frac{n+1}{2}\right)}, \quad (4.34)$$

$$G(\theta) = \frac{1}{2\sqrt{2\pi}} \frac{\Gamma(n+1)}{\Gamma\left(\frac{2n+1}{2}\right)}, \quad (4.35)$$

где  $\Gamma$  — гамма-функция.

Введенный Лонг-Хэггинсоном [103] показатель трехмерности  $r$ , являющийся среднеквадратичным угловым отклонением от горизонтального направления, определяется для рассматриваемых случаев как

$$Tr = \sqrt{\frac{1}{n+1}}, \quad T\theta = \sqrt{\frac{2}{n}}. \quad (4.36)$$

Отсюда видно, что параметры  $n$  и  $r$  служат характеристической цепью углового спектра. С увеличением  $n$  и  $r$  угловой спектр сужается.

В работе [28] даны рекомендации по конкретному определению  $n$  и  $r$  на основе анализа экспериментальных данных. Показано, что в результате сопряжения экспериментальных данных можно получить  $n = 2$ . Известно эта функция углового распределения с  $n = 2$ , называемая функцией Артура, используется в настоящей работе при исследовании реакций плавающих буровых платформ на волнение.

## ПРОЧНОСТЬ КОНСТРУКЦИЙ САМОПОДЪЕМНЫХ БУРОВЫХ УСТАНОВОК

### § 17. Особенности расчетной схемы самоподъемных буровых установок

В настоящее время еще не сложилось более или менее единого подхода к расчету самоподъемных плавучих буровых установок при нерегулируемом динамическом воздействии моря в волнении. Это вызвано как трудностью теоретического характера, так и недостатком необходимых экспериментальных данных. Не смотря на имеющиеся решения в этой области различаются не только своими особенностями, но и результатами.

Первые решения, связанные с применением статистических методов исследования при определении реакций сооружений, подняты глубоководными буровыми основанием, на ветроволновые воздействия, принадлежат М. Ф. Бартийну [4—6]. Выполненные ими работы позволили сформулировать задачу динамики ПБУ при ветроволновых воздействиях и строить модели, полученные первыми спекулятивными нагрузками, действующими на конструкцию ПБУ. Дальнейшее развитие этих вопросов получило в трудах [22, 26, 45, 67, 68] и нашло отражение в Руководстве по определению нагрузок на воздействие на гидротехнические сооружения [55].

Известны также решения, полученные В. Г. Саркисовым и др. [66], в результате выполненных теоретических и экспериментальных работ, выполненных под руководством А. В. Васильева. С точки зрения анализа волновых воздействий на ПБУ, все эти работы опираются на гидродинамические зависимости, выведенные Лади [31, 33] и уточненные его последователями [30, 32, 34, 35, 45].

По мере накопления материала оценки способствования амплитуды полученного решения с результатами упомянутых работ, представляющих наибольший интерес с точки зрения влияния на рабочие сдвиги прочности конструкций.

Установки плавучести между характеристиками внешних условий и реагирования ПБУ на основе достаточно простой физической модели прочности конструкции ПБУ [39, 40].

Активное воздействие на самоподъемные ПБУ трех сред — воздушной, водной и грунта — является характерной особенностью их работы. Это предопределяет формирование как расчетной конструктивной схемы, так и системы внешних нагрузок. На рис. 5.1 изображена схема ветровой нагрузки на ПБУ при правильной ориентации платформы. Трехмерный характер задачи, связанный как с пространственностью конструкций, так и с пространственностью приложения внешних нагрузок, делает необходимым использование принципа разложения нагрузок на составляющие

такой схемы, позволяющей перейти к композиции решений плоских задач, в основе которых лежит конструктивная схема, показанная на рис. 5.2.

При выборе пути решения плоской задачи целесообразно учесть, что наибольший интерес представляют только частоты низших ти-

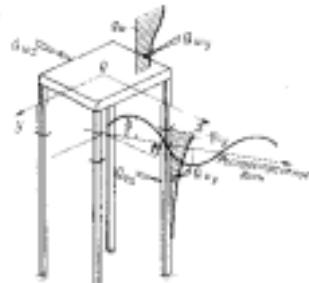


Рис. 5.1. Схема приложения ветровых нагрузок на конструкции ПБУ

$d_w$  и  $d_w'$  — радиусы ветровых давлений;  $\theta_w$  и  $\phi_w$  — направления линий ветровой и ветровой нагрузок

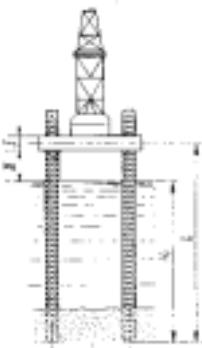
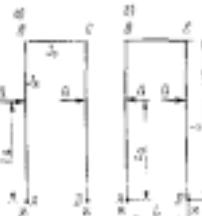


Рис. 5.2. Плоская схема ПБУ

ион свободных колебаний колебаний ПБУ. Поэтому для конструктивной схемы на рис. 4.3 в первом приближении достаточно рассмотреть колебание системы с двумя степенями свободы. Причем одна из них отвечает изгибам нососимметричным деформациям опорных колонн (см. рис. 5.3, а), а другая — их изгибам симметричным деформациям (рис. 5.3, б). Соответственно ветровые воздействия удобно разложить по формам этих колебаний на носо-

симметричные и антиподальные колебания, соответствующие основным формам, определяющим основные нагрузки



Симметричные и антиподальные составляющие. Поскольку для ветровых воздействий возникающих в расчетных сечениях,

(районы I и II на рис. 5.2), практически безразлично, как представления давления в дифференциальном или интегральном виде для удобства дальнейшего анализа будем использовать равенства, имеющие вид давлений  $q_1 = q_2$ .

Учитывая сказанное, уравнение изгибаемых кососимметрических колебаний точки приложения  $\bar{y}$  (в качестве которой целесообразно принять центр тяжести пойта, где сосредоточены основные массы сопротивления) в одной из вертикальных плоскостей, можно записать следующим образом:

$$M_{11} + C_{11} + K_{11} - Q_{11}^D + Q_{11}^F, \quad (5.1)$$

где  $\bar{y}$  — горизонтальные перемещения центра тяжести пойта;  $Q_{11}^D$  — приведенные массы ПБУ;  $C$  — коэффициент конструкции и демпфирования;  $K$  — приведенная жесткость конструкции;  $Q_{11}^D$  и  $Q_{11}^F$  — проекции приведенных волновых и ветровых нагрузок на ось  $y$  соответственно.

Поскольку собственная частота симметрических изгибаемых колебаний пойдома выходит за диапазон частот ветроволокового действия,\* нагружение конструкций в этом случае, по существу, не имеет статического характера.

Для определения реакций ПБУ на заданные силовые воздействия необходимо располагать результатами статического расчета плоской рамы. Рассмотрим расчет рамы при следующих предположениях:

заглубление всех опорных колонн принимается одинаковым; ригель рамы считается бесконечно жестким, поскольку момент инерции поперечного сечения контура  $I_r$  существенно превышает момент инерции поперечного сечения колонн  $I_k$ ;

угол поворота концевого сечения опорных колонн проверяется действующемуому в этом сечении изгибающему моменту, т. е.

$$\Psi = \frac{\partial M}{\partial z}, \quad (5.2)$$

где  $\Psi$  — упругая постоянная, зависящая от соотношения жесткостей колонны и грунта, а также от формы оголовка опорной колонны.

Расчет плоской рамы при симметричной нагрузке (рис. 5.3) дает следующие результаты:

$$M_{11} = Q_{11}^D \left(1 - \frac{z_k}{l}\right)^2 \Psi;$$

\* Симметрические колебания, передаваемые приближением Фурье по формуле  $\frac{15.42}{P} \int_{-\pi}^{\pi} \frac{dJ_k}{z} dz$ , где  $m$  — пологовая масса опорной колонны  $J_k = \frac{m}{l^3}$ .

Из колесной схемы эквивалентной балки, при подстановке аналогичных предположений ПБУ «Баки», где  $P_F = 14.9 \text{ кН}$ ,

$$M_{11} = \frac{Q_{11}^D \left(1 - \frac{z_k}{l}\right)}{2} \left[ \left(1 + \frac{z_k}{l}\right) - \left(1 - \frac{z_k}{l}\right) \Psi \right]; \quad (5.3)$$

$$N = 0,$$

где  $\Psi = \frac{1}{1 + \frac{9AEI_k}{l}}$ ;  $\Psi$  — коэффициент заданной опорных колонок

и грунта.

Параметры внутренних усилий (изгибающие моменты, перерезывающие и осевые силы), возникающих в конструкциях рамы при действии кососимметричной нагрузки, целесообразно определять с помощью функции прогибов опорных колонн. В качестве этой функции, используемой в дальнейшем в динамических расчетах для описания формы колебаний, примем кривую изгиба опорных колонн ПБУ при действии горизонтальной силы  $Q$  на уровне центра тяжести пойта.

На основании применения теоремы трех моментов можно записать:

$$M_{11} = \frac{Ql}{4} \Psi; \quad M_{22} = \frac{Ql}{4} (2 - \Psi); \quad N_k = \frac{Ql(1 - 3\Psi)}{2AEI_k}, \quad (5.4)$$

$$\text{где } \Psi = \frac{1}{1 + \frac{9AEI_k}{l}}. \quad (5.5)$$

Вторую линию изгиба колонн будем находить без учета влияния осевых сил.

Интегрирование дифференциального уравнения изгиба колонн  $M_{11} = -EI_k y''$  дает

$$\bar{y} = \frac{6(1 - \Psi)}{4 - 3\Psi} \frac{z}{l} + \frac{3\Psi}{4 - 3\Psi} \left(\frac{z}{l}\right)^3 - \frac{2}{4 - 3\Psi} \left(\frac{z}{l}\right)^5, \quad (5.6)$$

где  $\bar{y} = \frac{y}{l}$  — нормированное перемещение сечения опорной колонны;  $z$  — отстояние сечения от пяты опорной колонны.

Легко показать, что предельные случаи ( $\Psi = 0$  и  $\Psi = 1$ ) соответствуют известным зависимостям для рассматриваемой рамы [29]:  $\bar{y} = 0$  — ширинное закрепление

$$\bar{y} = \frac{1}{2} \left[ 3 \frac{z}{l} - \left(\frac{z}{l}\right)^3 \right]; \quad (5.7)$$

$\bar{y} = 1$  — жесткое заделка

$$\bar{y} = 3 \left(\frac{z}{l}\right)^2 - 2 \left(\frac{z}{l}\right)^5. \quad (5.8)$$

Используя соотношения для элементной изгиба, получим в зависимости внутренних усилий в сечениях опорных колонн на уровне центра тяжести понтонов от величины перемещений точек приложения:

$$M_B = \frac{4EI_b}{\rho} \frac{2-x}{4-3x} y_{Bz}, \quad (5.1)$$

$$\left. \begin{aligned} T_B &= \frac{12EI_b}{\rho L} \frac{1}{4-3x} y_{Bz} \\ N &= \frac{12EI_b}{\rho L} \frac{2-x}{4-3x} y_{Bz}, \end{aligned} \right\} \quad (5.1)$$

где  $T_B$  — перерезывающая сила;  $N$  — осевая сила.

Располагая упругой линией, можно приблизительно определить частоту первого тона собственных изгибных колебаний ПБУ в основе использования метода Релея:

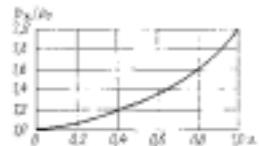


Рис. 5.4. Изменение частоты собственных изгибных ПБУ в зависимости от степени подъема опорных колонн в группе

оценить с помощью выражения

$$\beta = \sqrt{1 - \frac{P_0}{4P_M}}, \quad (5.2)$$

где  $P_0$  — эйлерова нагрузка на раму.

Редукционный множитель  $\beta$  свидетельствует о некотором уменьшении собственной частоты и тем больше, чем меньше коэффициент заделки опорных колонн в группе  $x$ .

На рис. 5.4 приведено графическое изображение зависимости (5.1) в нормированном виде. В качестве координат выбрана частота собственных изгибных колебаний ПБУ при ширине базы равной  $\rho_L$ . Как видно из рисунка, зона заделки увеличивает частоту колебаний в два раза.

Коэффициенты внутренних усилий, а следовательно, и максимальных напряжений зависят от действия петровых и волновых нагрузок. Однако, ориентируясь за линейную постинику задачи, рассмотрим отдельно реалии конструкций на ветровые нагрузки, что весьма удобно с методической точки зрения.

## 5.18. Определение компонентов волновых нагрузок

### 18.1. Волновые давления на обтекаемые преграды

Для решения уравнения (5.1) прежде всего необходимо распределить силы волновых давлений на опорные колонны. Базовую силу определим на основе результатов гидродинамического анализа обтекания твердых тел жидкостью. Фундаментальная формула для определения волнового давления на единицу длины цилиндрической преграды имеет вид [33, 77]:

$$q_v = \frac{\rho u^2}{4} C_{av} + \rho u^2 C_{cv} \frac{\sigma_v \sigma_c}{2}, \quad (5.13)$$

где  $\rho$  — массовая плотность воды;  $u$  и  $v$  — горизонтальные проекции скорости и ускорения движения жидкости при волнении;  $C_{av}$  и  $C_{cv}$  — коэффициенты инерционного и скоростного сопротивлений;  $d$  — поперечный размер обтекаемой преграды.

Результаты расчетов по формуле (5.13), измененной в зарубежной печати формулой Моррисона и используемой в отечественной практике с 1948—1949 гг. [33], существенно зависят от числовых значений коэффициентов сопротивления.

Существенный разброс в расчетные значения давлений имеют некоторые неизвестности, связанные с назначением расчетных величин коэффициентов скоростного и инерционного сопротивлений  $C_{av}$  и  $C_{cv}$ . Используемые при этом экспериментальные данные по коэффициентам  $C_{av}$  и  $C_{cv}$ , полученные при обтекании призматических тел потоком жидкости, первоначально и вертикальной оси, не являются однозначными и замаскируют друг друга.

В особенности сказанное относится к коэффициенту скоростного сопротивления. Отмечены расходения в величинах  $C_{cv}$ , частично объясняемые первичными условиями проведения экспериментов. Это обращалось внимание [12] на существенную разницу в результатах, обтекающихся ли призматическое тело установившимся потоком или волной; причем более приближающиеся к реальным процессам дают эксперименты при обтекании волной. Однако и здесь наблюдается разница в результатах. Пожалуй, беспорядок будет явлен качественной картиной, иллюстрированной рис. 5.5, на котором показаны зоны сопротивления в зависимости от числа Рейнольдса

$$Re = \frac{ud}{v}, \quad (5.14)$$

где  $u$  — константный коэффициент интенсивности вихревой

Крайняя зона сопротивления определяется положением точек отрыва пограничного слоя на контуре тела. В зависимости от характера обтекания (стационарной потоком или волной) происходит перераспределение положений этих точек, что приводит к изменению коэффициента лобового сопротивления. В принципе

существует семейство кривых  $C_{cr} = C_{cr}(Re)$ , определяемых с помощью турбулентности и широковатости цилиндра [22]. Поскольку степень турбулентности потока в реальных условиях может меняться в широких пределах, коэффициент  $\delta_{cr}$  по сути является случайной величиной, т. е. не существует однозначной зависимости между  $C_{cr}$  и числом Рейнольдса. Поэтому застужено внимание предложению [147] принимать расчетную величину с помощью огибающей семейства кривых  $C_{cr} = \bar{C}_{cr}(Re)$ , что даёт определенный запас. Однако наличие широковатости величина

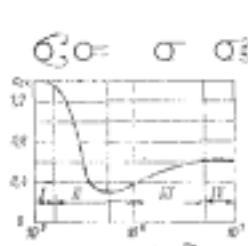


Рис. 5.5. Коэффициент скоростного сопротивления кругового цилиндра при переходе через критический режим.

$1$  — дозвуковой режим;  $2$  — критический режим;  $3$  — сверхзвуковой режим

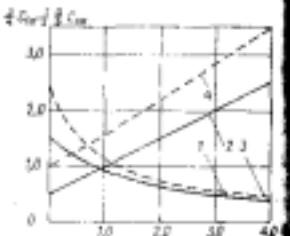


Рис. 5.6. Графики коэффициентов притяжения  
1, 2 — широковатые; 3 — критическая для широковатых цилиндров

и с ней и действующими нагрузками, и невозможность надежного постановления теоретических и экспериментальных результатов и таким образом подтверждает требование применения в этом случае статистических методов анализа, способствующих адекватному описанию рассматриваемого явления. Площадьность такого подхода будет возрастать во мере накопления необходимых экспериментальных данных, в особенности для призматических тел сложной конфигурации.

Представление о влиянии широковатости на величину коэффициента сопротивления  $C_{cr}$  могут дать результаты, полученные Миллером применительно к круговому цилинду [110]. Им показано, что критический режим сдвигается влево по числу Рейнольдса

и начиняется при  $Re = \frac{6 \cdot 10^3}{\delta AM}$ , где  $AM$  — относительная широковатость цилиндра.

Транскритический режим в этих условиях также сдвигается вправо в сторону меньших чисел Рейнольдса и для  $\delta/d = 10^{-2}$  начинается при  $Re = \frac{2 \cdot 10^4}{\delta AM}$ .

Некоторую сложность в определение коэффициентов сопротивления доставляют тела, каковые являются решеткой спиральных колонн, ибо наличие гидродинамического взаимодействия отдельных элементов, естественно, служит экспериментальным. Введение коэффициента эквивалентности  $\mu_e$ , равного отношению силы воздействия на модуль спиральной колонны к сумме воздействий на отдельные элементы, позволяет оценить влияние гидродинамического взаимодействия. Как правило, коэффициент эквивалентности не превышает 0,8—0,9, меняясь в зависимости от курсового угла. В первом приближении коэффициент  $\mu_e$  без заметной погрешности можно принять равным 0,9.

Некоторые классификационные общества дают рекомендации относительно расчетных значений  $C_{cr}$  и  $C_{tr}$  (см. табл. 3.2). Для простейших форм (круговых и прямоугольных) призматических Справочники норм и Правил [63] рекомендуют использовать в расчетах значения коэффициентов сопротивления  $C_{cr}$  и  $C_{tr}$ , показанные на рис. 5.6.

Весьма кратко на результаты расчетов по формуле (5.13) указывают такие, кроме коэффициентов сопротивления, значения скоростей и ускорений, рассчитываемых в соответствии с той или иной теорией волн. Как правило, для определения скоростей и ускорений частичной используется теория волн Стокса третьего или пятого порядка, либо модифицированная теория одиничных волн, либо линейная теория волн малой амплитуды [27, 79, 115].

Простота параметрическая для скоростей и ускорений, записываемых в основе использования линейной теории волн малой амплитуды, делает целесообразным рассмотрение ее конкруентоспособности в terms of времени надежности получаемых результатов. Согласно этой теории амплитуды скорости и ускорения на горизонте  $z$  (отсчитываемом от уровня спокойной воды вниз) определяются как

$$\begin{aligned} v &= \frac{1}{2} \omega h e^{-kz}, \\ u &= \frac{1}{2} \omega^2 h e^{-kz}, \end{aligned} \quad (5.15)$$

где  $\omega$  — частота волны;  $k$  — волновое число,  $k = 2\pi/\lambda$ ;  $h$  — высота и длина волны.

Проблему приемлемости использования теории волн малой амплитуды для расчета давлений на рассматриваемые конструкции разрешают, сравнивая разделяющие силы давления.

Интегрирование по высоте падающей волны коэффициента сопротивления размером  $d$  в пределах от 0 до  $H_0$  приводят к следующему выражению для разделяющих составляющих:

$$Q_{tr} = \frac{C_{tr} d H_0^2}{16} (1 - e^{-dM}); \quad (5.16)$$

$$Q_{ss} = \frac{2C_{ss}\sinh^2}{8} (1 - e^{-kH_0}), \quad (5.16)$$

где  $H_0$  — глубина акватории.

В связи с использованием в решении теории волн малой амплитуды принят линейный предел интегрирования  $z = 0$  вместо  $z = -h/2$ , где  $h$  — высота волны.

С помощью математического приема замены бегущей гравитационной волны эквивалентной системой из двух стоячих волн [6] для скоростной и инерционной составляющих можно получить несколько другие формулы

$$Q_{ss} = \frac{2C_{ss}\sinh^2}{16} \left[ \frac{\sinh\left(H_0 + \frac{h}{2}\right) + \sinh\left(H_0 - \frac{h}{2}\right)}{\sinh 2kH_0} \right], \quad (5.17)$$

$$Q_{ss} = \frac{T^2 \sinh^2 h}{8} \operatorname{th} kH_0. \quad (5.18)$$

Сопоставление выражений (5.16) и (5.17) с приведенными в [52] формулами (5.18) и (5.19) и доказанное, представленное в практический интерес ( $H_0/h > 1/2$ ,  $k = 0,1 \lambda$ ), свидетельствует о существенной разнице волновых нагрузок.

Это обстоятельство позволяет сделать вывод о возможном получении полезных результатов на основе используемой в настоящей работе теории волны малой амплитуды.

Влиянием глубины постановки ПБУ на затухание перемещения частиц воды можно пренебречь, поскольку рассматриваются губки  $H_0 > 50$  м. Для этих глубин коэффициент поглощения  $\alpha h$  близок к единице (только при  $\lambda \geq 170$  м  $\alpha h H_0 \approx 0,95$ ).

Наличие двух составляющих взаимодействия сил [см. формулу (5.13)] вносит заметные осложнения в анализ прочности конструкций платформ. Поэтому обычно исследуется возможность преодоления одной из составляющих, что должно привести к частным случаям. Эти случаи соответствуют обтекаемым предметам с относительно низкими (Фермиевский тип спиральных колонн) и носительно большими поперечными размерами (шарообразные тела).

Определим область параметров, в которой пренебрежение одной из составляющих не приведет к заметной погрешности в зумпфах. Для этого запишем амплитуду суммарной нагрузки в виде

$$Q_{ss} = f_{ss} h^2 |\cos \omega t| |\cos \omega t| + f_{ss} h \sin \omega t, \quad (5.19)$$

где

$$f_{ss} = \frac{\omega^2 \sinh^2}{16} (1 - e^{-kH_0}); \quad (5.20)$$

$$f_{ss} = \frac{\pi M^2 C_{ss}}{8} (1 - e^{-kH_0}). \quad (5.21)$$

Максимальное значение  $Q_{ss}$  определяется из условия

$$Q_{ss} = 0.$$

Дифференцируя (5.20), получим

$$\sin \omega t = \frac{f_{ss}}{2f_{ss} h}, \quad (5.22)$$

и получим

$$\cos^2 \omega t = 1 - \frac{f_{ss}^2}{4f_{ss}^2 h^2}. \quad (5.23)$$

После подстановки значений  $\sin \omega t$  и  $\cos \omega t$  в выражение (5.20), имеем

$$Q_{ss} = f_{ss} h \left( \frac{\cos \omega t - h}{f_{ss}} + \frac{f_{ss}}{4f_{ss} h} \right). \quad (5.24)$$

Выражение в скобках в зависимости от (5.24) всегда больше единицы, если  $f_{ss}/2f_{ss} h < 1$ . Предельное его значение равно

$$Q_{ss} = f_{ss} h \quad (5.25)$$

при  $f_{ss}/2f_{ss} h = 1$ , т. е. не зависит от  $f_{ss}$ .

Последнее свидетельствует о том, что при  $f_{ss}/2f_{ss} h > 1$  амплитудное значение  $Q_{ss}$  формируется благодаря инерционной составляющей. Значение высоты волны, до которой изблюдается преобладание инерционной составляющей, можно определить из условия

$$h_{ss} = \frac{f_{ss}}{2f_{ss}}, \quad (5.26)$$

или с учетом (5.21)

$$h_{ss} = \frac{\pi d}{1 + e^{-kH_0}} \frac{C_{ss}}{C_{ss}}. \quad (5.27)$$

В расчетных случаях величина  $e^{-kH_0}$  весьма мала по сравнению с единицей. Тогда

$$h_{ss} \ll \pi d \frac{C_{ss}}{C_{ss}}. \quad (5.28)$$

Принимая за допустимую погрешность величину  $1/10$ , можно оценить область параметров, соотношение которых позволяет преодолеть динамическую составляющую. Программная в (5.24) второе стационарное значение  $h_{ss}$ , получаем

$$\frac{f_{ss}}{4f_{ss}^2 h^2} < \frac{1}{16}, \quad (5.29)$$

откуда

$$h_{\text{ex}} > 2 \frac{f_{\text{ex}}}{f_{\text{ex}}}, \quad (5.34)$$

что приблизительно в четыре раза больше величины  $h_{\text{ex}}$ .

$$h_{\text{ex}} > 4\pi d \frac{C_{\text{ex}}}{C_{\text{ex}}}, \quad (5.35)$$

Используя (5.28) и (5.31), определяем критические значения поперечных размеров

$$d_{\text{ex}} > \frac{C_{\text{ex}}}{C_{\text{ex}}} \frac{k}{\pi}; \quad (5.36)$$

$$d_{\text{ex}} < \frac{C_{\text{ex}}}{C_{\text{ex}}} \frac{\lambda}{4\pi}. \quad (5.37)$$

Например, при  $C_{\text{ex}} = 1,33 + 2,3$ ,  $C_{\text{ex}} = 2$ ,  $\delta = 12$  м,  $d_{\text{ex}} < 0,7 > 1$ . Поперечные размеры несущих симметрии ПБУ ферменного типа находятся на верхнем пределе полученных размеров  $d$ , поэтому, что, по крайней мере, в экстремальных условиях будет уходить скорость составляющая нагрузка. Учитывая, что они составляющие сдвигнуты по фазе на  $\pi/2$ , это означает их неизолированность в перегулируемых условиях, рассмотрены отдельно реакции конструкции ПБУ на эти составляющие.

### 18.2. Скоростная составляющая волновой нагрузки

Излагаемый метод решения годится для расчета прочности конструкций самодельных ПБУ принципиально любой конфигурации в плавке и при любом количестве опорных колонн. Тем не менее конкретную реализацию метода можно видеть на примерах для отечественного судостроения прямоугольных плавок ПБУ.

Учитывая сложность определения параметров нагружения конструкций в общем случае, т. е. при произвольном угле альбедо воздействия, заменим прямоугольники пояса ПБУ на квадраты стороной, равной среднему геометрическому сторон приведенного  $L_x L_y$ :

$$L = \sqrt{L_x L_y}. \quad (5.38)$$

Это допущение не может привести к заметной погрешности, значительно упрощает вычисления и дает возможность приближенно к более обобщенным результатам.

Определим составляющие волновых нагрузок в случае двумерного волнения, распространяющегося под углом  $\varphi$ . Мгновенные значения составляющих волновых нагрузок при прохождении волны

волны через колонну А в представлении о неискажаемости волн можно записать в следующем виде:

$$\begin{aligned} Q_A &= Q_0 \cos \omega t; \\ Q_B &= Q_0 \cos \left( \frac{\omega L}{g} \cos \varphi + \omega t \right); \\ Q_C &= Q_0 \cos \left[ \frac{\omega L}{g} (\cos \varphi + \sin \varphi) + \omega t \right]; \\ Q_D &= Q_0 \cos \left( \frac{\omega L}{g} \sin \varphi + \omega t \right), \end{aligned} \quad (5.39)$$

где  $\varphi$  — курсовой угол к волне;  $Q_0$  — линейное значение амплитуды равнодействующей волнового давления на одну опорную колонну (в рассматриваемом случае скоростная составляющая);  $\omega$  — круговая частота волны;  $g$  — ускорение силы тяжести;  $L$  — условное расстояние между осами опорных колонн, определяемое по формуле (5.34).

Для удобства решения задачи разложим каждую составляющую волновой нагрузки (5.39) из двух компонент, параллельных оси  $x$  и  $y$ , например,

$$\begin{aligned} Q_{A_x} &= Q_0 \cos \varphi \cos \omega t; \\ Q_{A_y} &= Q_0 \sin \varphi \cos \omega t. \end{aligned} \quad (5.36)$$

Кроме того, каждую пару сил, скажем  $Q_{A_x}$  и  $Q_{B_x}$ , можно представить, как уже говорилось ранее, состоящей из симметричной  $Q_{A_x}^S$  и кососимметричной  $Q_{A_x}^K$  частей по отношению к воздействию на ранец ПБУ.

Представим каждую из рассматриваемых сил  $Q$  как силу, вызывающую изгиб и закручивание ПБУ (см. рис. 5.7), получим возможность перехода к решению плоской задачи изгиба обширных колонн при  $\psi = 0$  (вопрос о закручивании ПБУ будет рассмотрен обособленно).

Рассмотрение плоской задачи изгиба начнем с определения кососимметричных и симметричных составляющих нагрузок на опорные колонны при прохождении регулярной волны длиной  $\lambda$ . Кососимметричная составляющая равна

$$Q_K = \frac{Q_0}{2} \left[ \cos \omega t + \cos \left( \omega t + \frac{2\pi L}{\lambda} \right) \right]; \quad (5.37)$$

Симметричная составляющая

$$Q_S = \frac{Q_0}{2} \left[ \cos \omega t - \cos \left( \omega t + \frac{2\pi L}{\lambda} \right) \right], \quad (5.38)$$

где  $Q_0$  — амплитудное значение волновой нагрузки на одну опорную колонну.

Как уже говорилось, составляющая  $Q_x$  несёт статистический характер, и поэтому в правую часть уравнения колебаний (5.1) следует вводить приведенную силу  $Q_{x*}$ .

Предлагая решать задачу в спектральный постановке, рассмотрим возможность линеаризации нагрузки, поскольку скорость составляющая зависит от квадрата орбитальных скоростей частиц воды, а также, если учесть взаимодействие конструкции с водой от квадрата разности ( $v - \bar{v}$ ) ( $\bar{v} = \bar{v}_0$ ). Необходимость учета

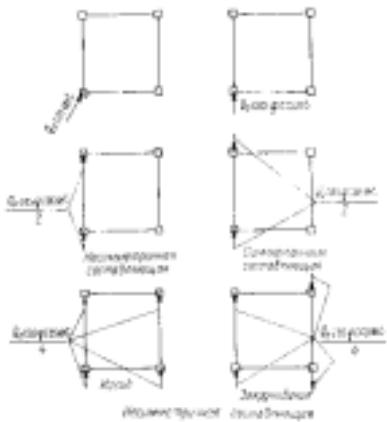


Рис. 5.7. Разложение силы  $Q_x$  со  $m = 2$  на составляющие

взаимодействия конструкции и воды показана не только теоретическими расчетами [79], но и экспериментальными исследованиями Тих. в работе К. Харади и др. [94] описывается испытания динамически подобной модели четырехсторонней ПБУ самоходного типа на волнении. Результаты испытаний показали зависимость усилия взаимодействия конструкции и воды, приводящего дополнительным звуку демпфированию, особенно в районе частот возмущения судна, близкому к собственной частоте колебаний платформы, где паспортные в величинах реакций платформы может достигнуть 100%.

Существует несколько способов линеаризации процессов следующего типа. Все они, линеаризуют амплитуду процесса, оставляют без изменения его частотный состав. Между тем известно, что любое нелинейное преобразование обогащает частотный сост-

аводного процесса, в частности, при квадратичном преобразовании должен появиться вторичный максимум на утроенной частоте максимума входного процесса. Однако, если иметь в виду, что эта строительная частота выходит за диапазон энергоснегущих составляющих возмущения судна, пренебрежение изменением частотного состава не должно влиять заметных потерь в расчетную формулу поведения конструкции.

В качестве метода статистической линеаризации воспользовались методом, основанным на минимуме среднего квадратического отклонения процессов на выходе нелинейного элемента. Поскольку кинетическое сжжение орбитальных скоростей частиц воды, определяемых с помощью теории волн малой амплитуды, разно куплю, а распределение орбитальных скоростей не противоречит нормальному закону, для нелинейного элемента с квадратичной характеристикой  $v | v |$ , или  $v^2$  sign  $v$  можно записать [36]

$$v | v | \approx \sqrt{\frac{8}{\pi}} v_0 v, \quad (5.39)$$

где  $v_0$  — стандарт орбитальных скоростей частиц воды.

Таким образом, приведенную кососимметричную нагрузку за актуальную раму можно определить по формуле

$$Q_x^{**} = \mu_{q_x} \int_{-L}^{L} \sqrt{\frac{8}{\pi}} \beta C_{\text{спр}} \mu_{\text{вн}} d_z (v - \bar{v}) dz, \quad (5.40)$$

где  $\mu_{q_x}$  — единица формы колебаний ПБУ первого тона в месте приложения равнодействующей давлений;  $v$  — скорость колебаний сечения спорной колонны на уровне  $z$ ;  $\mu_{\text{вн}}$  — коэффициент, учитывающий влияние на нагрузку горизонтальных и наклонных элементов решетки спорной колонны;  $H_1$  — отстояние пяты спорной колонны от уровня спокойной воды,  $\bar{v} = v_0 (2(\cos \varphi_1 - \cos \frac{\omega L}{g}))$ ;  $v, dz$  — амплитудное значение орбитальной скорости в зависимости от глубины.

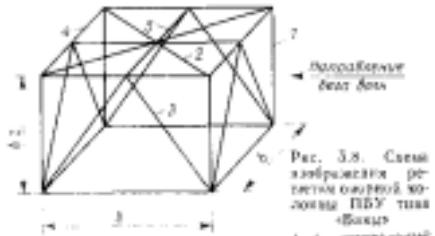
При составлении выражения для приведенной нагрузки на плоскую раму учтено наличие четырех исходных сил на каждой опорной колонне.

Значение  $\mu_{q_x}$  — коэффициента влияния на нагрузку горизонтальных и наклонных сил — определим следующим образом. Поскольку опорные колонны, как правило, имеют равномерный конструктивный план, повторяющийся на всем их протяжении с шагом  $\Delta z$  (см. рис. 5.8), найдем соотношение нагрузок на вертикальные, горизонтальные и наклонные элементы в пределах одного конструктивного цикла для регулярного воздействия

$$Q_x = \frac{\rho C_{\text{спр}} A_p}{2} \int_{-L}^{L+1} |v| dz, \quad (5.41)$$

Подставляя в (5.41) значение  $\sigma$  согласно (5.15), получим

$$Q_s = \frac{\rho C_{ex}^2 d_y k^2 g k}{8} \frac{1}{2k_1} (e^{-2k_1 z_1} - e^{-2k_1 z_1 + 1}). \quad (5.4)$$



Обозначив середину  $i$ -го пролета через  $z_m$ , имеем

$$Q_s = \frac{\rho C_{ex}^2 d_y k^2 g k}{8} \frac{1}{2k} e^{-2k_1 z_m} (e^{2k_1 z_m} - e^{-2k_1 z_m}). \quad (5.5)$$

Ввиду малости  $k\Delta z$  можно записать

$$Q_s = \frac{\rho C_{ex}^2 d_y k^2 g k}{8} \frac{1}{2k} e^{-2k_1 z_m} [1 + k\Delta z - 1 + k\Delta z], \quad (5.6)$$

или окончательно

$$Q_s = \frac{\rho C_{ex}^2 d_y k^2 g}{8} e^{-2k_1 z_m} \Delta z. \quad (5.7)$$

Так как центр приложения нагрузки на горизонтальные элементы имеет вертикальную координату  $z_b$ , то согласно (5.41)

$$Q_r = \frac{\gamma b C_{ex}^2 d_y k^2 g}{8} e^{-2k_1 z_b}. \quad (5.8)$$

Таблица 5.1. Параметры модуля жесткости ПБУ типа «Бакс»

Параметр	Номер сечений				
	1	2	3	4	5
$d_y, \text{м}$	0,665	0,285	0,285	0,285	0,380
$\frac{d}{b} = \text{число сечений}$	4	2	8	2	1
$C_{ex}$	2,0	1,0	1,0	1,0	1,0

В этих же предположениях нагрузка на наклонные элементы определяется как

$$Q_n = \frac{\gamma C_{ex}^2 d_y k^2 g}{8} e^{-2k_1 z_b} l_n \cos \theta, \quad (5.47)$$

где  $l_n$  — длина наклонной связи;  $\theta$  — угол, образованный наклонной связью с плоскостью, перпендикулярной к линии волны. Генеральный коэффициент  $\mu_{ex}$  равен

$$\mu_{ex} = 1 + \frac{\sum_{i=1}^n n_i d_i / C_{ex}^2 \cos \theta_i}{e_y d_y k^2 g C_{ex}^2}, \quad (5.48)$$

где  $n_i$  — общее число горизонтальных и наклонных связей.

Интересно отметить, что коэффициент  $\mu_{ex}$  в (5.48) не зависит от координаты  $z$ , в связи с чем влияние горизонтальных и наклонных элементов можно учитывать с помощью умножения конечного разностного для нагрузки  $Q_s$  на коэффициент  $\mu_{ex}$ .

О выражении величины  $\mu_{ex}$  можно получить представление на примере его оценки для ПБУ типа «бакс» (см. рис. 5.8). Данные по оценке решения приведены в табл. 5.1.

Коэффициент  $\mu_{ex}^2$  вычисленный по формуле (5.48), равен 2,03.

С учетом коэффициента экранирования  $\mu_e$  суммарный коэффициент влияния горизонтальных и наклонных связей  $\mu_{ex}^2$  может быть записан как  $\mu_{ex}^2 = \mu_e \mu_{ex}$ .

В рассматриваемом случае  $\mu_{ex}^2 = 0,9 \cdot 2,03 = 1,83$ .

Входящий в выражение (5.39) стандарт орбитальных орбит частичного определен с помощью их спектральной плотности как

$$\sigma_x^2 = \int_0^\infty \omega^2 S_h(\omega) \exp\left(-\frac{2\omega z}{g}\right) d\omega, \quad (5.49)$$

где  $S_h(\omega)$  — повернутый спектр волнистой (вольнистый  $z$  считают  $z$  от уровня спокойной воды).

Подставив (4.26) в (5.49), при  $k=6$ ,  $n=2$  получим

$$\sigma_x^2 = 0,143 k^{2+1} \int_0^\infty \omega^{-1} \exp\left[-\frac{3}{2} \left(\frac{\omega_{ex}}{\omega}\right)^2 - \frac{2\omega z}{g}\right] d\omega, \quad (5.50)$$

где  $\bar{\omega}_{ex}$  — средняя частота поверхности волнения, определяемая по второму моменту. Известно [17], что интеграл в этой форме при четных моментах выражается через элементарные функции. Второй момент имеет вид

$$\begin{aligned} \sigma_x^2 = & 0,113 \left(\frac{v_0}{2}\right)^2 \omega_{ex}^2 \left(1 + 2 \sqrt{-\frac{\omega_{ex}^2}{g}}\right) \times \\ & \times \exp\left(-2 \sqrt{\frac{2\omega_{ex}^2}{g}}\right). \end{aligned} \quad (5.51)$$

Поскольку выражение для стандартных орбитальных скоростей потребуется для последующих преобразований, целесообразно аппроксимировать  $\sigma_x$ , подходящей, но достаточно простой аналитической зависимостью. В качестве такой мы используем

$$\sigma_x = \exp\left(-\frac{D\pi^2 R_1}{g}\right), \quad (5.53)$$

где  $D$  — параметр аппроксимации, величина  $D$ , определяемая табл. Наибольших квадратов практически равна единице. Поэтому

$$\sigma_x = 0,19\sqrt{g} \exp\left(-\frac{\pi^2 R_1}{g}\right). \quad (5.54)$$

Экспериментальные исследования в волновом лотке позволяют отметить привлекательность принятого спектра орбитальных орбит для оценок статистических характеристик орбитальных скоростей.

В процессе проведения изысканий экспериментов фиксировались параметры первичного колебания  $b$  и  $T$ , а также скорости орбитальных частиц волны на трех уровнях заполнения. Составлялись полученных экспериментальных данных с теоретическими значениями стандартных скоростей (5.51) (см. рис. 5.9), смотря на некоторый разброс, позволялся сделать вывод об их универсальности. Аналогичный вывод сделан в работе [68].

Значение  $y$  можно определить согласно зависимости

$$y = \bar{y}_B \bar{y}, \quad (5.55)$$

где  $\bar{y}_B$  — скорость точки приема;  $\bar{y}$  — ордината формы колебаний, определяемая выражением (5.6).

Подставив выражение (5.53) и (5.54) в правую часть уравнения (5.19), после необходимых преобразований получим следующее выражение для приведенной силы:

$$Q_{\text{ex}}^{(0)} = \bar{y}_B \bar{y}_B \mu_{\text{ex}}^2 C_{\text{ex}}^2 \bar{y}_B \left[ \frac{1,26 \mu_{\text{ex}}^2 R_1}{\bar{y}_B^2 + \omega^2} - \right.$$

$$\left. \frac{5,4(2-\kappa) R_1 \bar{y}_B \left[ \frac{R_1}{1} \left( 1 - \frac{g}{\bar{y}_B^2 R_1} \right)^{(1+\kappa)} \bar{y}_B \right]}{(1-2\kappa) \bar{y}_{\text{ex}}^2} \right], \quad (5.55)$$

где  $\bar{y}_B = \bar{y}_B \left[ \cos \omega t + \sin \omega t \left( \frac{g R_1}{\bar{y}_B^2 R_1} \right) \right]$ ;  $\bar{y}_B$  — амплитудное значение орбитальной скорости частицы воды на поверхности.

Величина  $\bar{y}_{\text{ex}}$  определяется как

$$\bar{y}_{\text{ex}} = \frac{\int_0^{\infty} \bar{y}_B e^{-2\theta \bar{y}_B^2}}{\int_0^{\infty} \bar{y}_B^2 e^{-2\theta \bar{y}_B^2}}, \quad (5.56)$$

с учетом (5.53) равна

$$\bar{y}_{\text{ex}} = \frac{R_1}{\omega^2 + \bar{y}_B^2}. \quad (5.57)$$

Так как величина  $\bar{y}_{\text{ex}}$  относительно мала по сравнению с величиной  $R_1$ , здесь и в дальнейшем примем под величиной  $\bar{y}_{\text{ex}}$  значение ее среднеквадратичного значения при  $\theta = \bar{y}_{\text{ex}}$ , т. е.

$$\bar{y}_{\text{ex}} = \frac{R_1}{2\bar{y}_B^2}. \quad (5.58)$$

Подстановка (5.58) в уравнение (5.1) дает

$$\bar{y} \bar{y}_B + \left[ C + \frac{5,4(2-\kappa) R_1 \left[ \frac{R_1}{1} (1-\Phi)^{1+\kappa} T \bar{y}_B^2 C_{\text{ex}}^2 \bar{y}_B \bar{y}_B \right]}{(1-2\kappa) \bar{y}_{\text{ex}}^2} \right] \bar{y}_B + \right. \\ \left. + K_{\text{ex}} = \frac{1,26 \bar{y}_B \bar{y}_B \mu_{\text{ex}}^2 C_{\text{ex}}^2 (1-\Phi)}{\bar{y}_B^2 + \omega^2} R_1, \quad (5.59) \right]$$

$$\text{где } \Phi = \frac{g}{\bar{y}_B^2 R_1}; \quad T = \pi g.$$

Разделив обе части уравнения (5.59) на  $\bar{y} \bar{y}_B$ , получим

$$\bar{y} = (2\pi + A) \bar{y}_B + \beta^2 \bar{y}_B = \\ = \frac{1,26 \bar{y}_B \bar{y}_B \mu_{\text{ex}}^2 C_{\text{ex}}^2}{2\pi} \frac{\bar{y}_B}{\bar{y}_B^2 + \omega^2}, \quad (5.60)$$

где  $2\pi \rightarrow C/200$ ;  $\omega$  — частота первичного поля свободных колебаний ПВК.

$$A = \frac{5,4(2-\kappa) R_1 \left[ \frac{R_1}{1} (1-\Phi)^{1+\kappa} T \bar{y}_B^2 C_{\text{ex}}^2 \bar{y}_B \bar{y}_B \right]}{2\pi (1-2\kappa) \bar{y}_{\text{ex}}^2}, \quad (5.61)$$

Амплитудно-частотная характеристика, отвечающая уравнению (5.60), имеет вид

$$H_p(\omega) = \frac{2.4\eta Q_0 T \bar{\rho}_{20} d_0 k p^2 C_{20}^2}{2\pi} \times \\ \times \frac{\cos \frac{\omega L}{2g}}{\sqrt{(w_{20}^2 + w^2)} / \sqrt{(p^2 - w^2)^2 + w_{20}^2}}.$$

При написании (5.62) учтено, что

$$\cos \omega t + \cos \left( \omega t + \frac{\omega L}{g} \right) = 2 \cos \frac{\omega^2 L}{2g} \cos \left( \omega t + \frac{\omega L}{2g} \right).$$

Домножив в разделив правую часть зависимости (5.62) на предложенную модельность системы  $K_s$ , определенную из статического члены  $K = \frac{48EI_s}{l^3(1-34)}$ , получим

$$H_p(\omega) = \frac{\eta Q_0 T \bar{\rho}_{20} d_0 k p^2 C_{20}^2 H - 3\delta_0 \cos \frac{\omega L}{2g}}{30EI_s \left[ 1 + \left( \frac{\omega}{\omega_{20}} \right)^2 \right]^{1/2} \sqrt{\left[ 1 - \left( \frac{\omega}{p} \right)^2 \right]^2 + \frac{w_{20}^2}{p^2} \frac{w^2}{p^2}}}$$

где  $\pi_0 = 2\pi + A$ .

Зависимость амплитудно-частотной характеристики для первичной и спектральной плотности орбитальных скоростей частицы позволяет определить спектральную плотность перемещений, т.е. все необходимые статистические характеристики работы ПБУ на волнение, с помощью зависимости

$$S_x(\omega) = |H_p(\omega)|^2 S_{\omega}(\omega).$$

Подставив выражение (4.26) при  $k = 6$ ,  $n = 2$  в (5.63) и сократив (5.64) и проинтегрировав ее в диапазоне  $[0 \rightarrow \infty]$  получим величину дисперсии  $D_p$ , заметим, что значение  $D_p$  — нормированное величина интеграла

$$I = \int_{\delta_0}^{\infty} \frac{\left( \frac{\omega}{\omega_{20}} \right)^{-1} \exp \left[ -\frac{3}{2} \left( \frac{\omega_{20}}{\omega} \right)^2 \right] \left[ \cos \frac{\Delta \pi}{2} \left( \frac{\omega}{\omega_{20}} \right)^2 \right]^2}{\left[ 1 + \left( \frac{\omega}{\omega_{20}} \right)^2 \right]^3 \left[ 1 - \left( \frac{\omega}{p} \right)^2 \right]^2 \left[ \frac{w_{20}^2}{p^2} \frac{w^2}{p^2} \right]} d \left( \frac{\omega}{\omega_{20}} \right)$$

$$\text{т.е. } \Delta = \frac{4p^2}{3}; \quad w_0 = \frac{\omega_{20}}{p}.$$

Задействовавшись подстановкой  $\left( \frac{\omega}{\omega_{20}} \right)^2 = t$ , получим

$$I = \frac{1}{4} \int_0^{\infty} \frac{t^{-1/2} \exp \left( -\frac{3}{2t} \right) (1 + \cos \Delta \pi t)}{(1 + t)^2 \left[ (1 - t w_0^2)^2 + \Delta^2 w_0^2 t^2 \right]} dt, \quad (5.65)$$

$$(5.66) \quad \Delta_0 = \frac{\delta_0}{\pi} + \frac{0.11(2 - \pi) \eta Q_0 T C_{20}^2 d_0^2}{EI_s \omega_0} \left( \frac{H_1}{l} (1 - \Phi) \right)^{1+K} R_1 l_0^2 \eta^2 Q_0,$$

$$(5.67)$$

После выполнения необходимых преобразований стандартные параметры  $\sigma_x$  при хососимметричном нагружении можно записать следующим образом:

$$\sigma_x = \frac{0.15 \cdot 10^{-2} \eta Q_0 T \bar{\rho}_{20} d_0^2 p^2 C_{20}^2 (1 - 3\eta K_r)}{EI_s} \times \sqrt{1 + r^2}, \quad (5.68)$$

где  $K_r$  — коэффициент динамичности приложения хососимметричной нагрузки; коэффициент  $K_r$  счищается с помощью зависимости  $K_r = \sqrt{\frac{I_0}{I_1}}$  (здесь  $I_0$  — значение интеграла  $I$  при  $\Lambda = 0$ ,  $I_1$  — значение интеграла  $I$  при  $\Lambda = 0$  и  $\pi_0 = 0$ );  $r^2$  — коэффициент взаимного влияния опорных колонн на передвижение погони.

Зависимость коэффициента  $K_r$  от параметров  $\pi_0$  и  $\Delta_0$  приведена на рис. 5.10. Характер этой зависимости традиционен для этого класса кривых. Не является необычным и заметное влияние на коэффициент динамичности  $K_r$  параметра  $A_0$ , зависящего от амплекса колебаний  $\delta$ . Знание этого декремента, характеризующего степень рассеяния энергии при колебаниях, является во многих определяющим при оценке конкретных величин нагрузок. Декремент колебаний  $\delta$  существенным образом зависит от вида и вида соединений. Качество изготовления также оказывается на величине затухания (демпфирования): чем лучше соединение, тем больше рассеяние энергии. Кроме того, на величину  $\delta$  оказывает влияние дополнительное рассеяние энергии в группах.

Для уверенного суждения о расчлененной величине в необходимы экспериментальные данные. К сожалению, в литературе практически отсутствуют сведения о декременте колебаний пламучих боровых платформ. В качестве примера можно привести данные Ванмарка, в основу которых относится к стационарным установкам [134]. В среднем гидравлические коэффициенты демпфирования (0/2x) изгибных колебаний составляет 2,0—3,7%, причем минимальные их значения лежат 1,5—3,2%; максимальные значения критических коэффици-

ментов демпфирования не превышают 4%. Логарифмический декремент колебаний Ванмарк оценивал по экспериментальным данным, ориентируясь на спектральную плотность процессов и

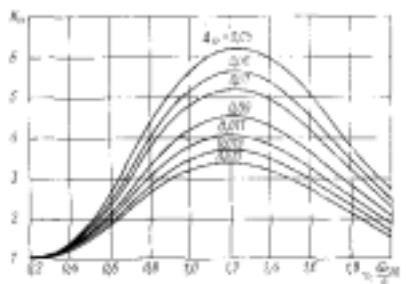


Рис. 5.10. Коэффициент динамичности сопротивления составляющей волнистой нагрузки

мощностей. Для однокомпонентной системы в работе [134] получено выражение, основное же подсчете частных моментов,

$$\frac{\delta}{\pi} = \frac{\pi}{2} \frac{(1 + \Omega_0)(1 - \Omega_0)}{1 - \Omega_0 \Omega_0} \left( 1 - \frac{\mu^2}{\mu_{\text{бр}}^2} \right), \quad (5.71)$$

где  $\Omega_0 = \frac{\omega_0}{\mu}$ ;  $\Omega_0 = \frac{\mu}{\mu_{\text{бр}}}$ ;  $\mu_0$  и  $\mu_{\text{бр}}$  — крайние значения, показанные на рис. 5.11,

$$\mu_{\text{бр}} = \frac{\mu_0}{\int_0^{\mu_0} \mu^2 S(\mu) d\mu},$$

$S(\mu)$  — экспериментально измеренная спектральная плотность разрезающей (напряжений).

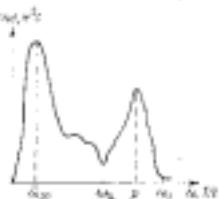


Рис. 5.11. Спектральная плотность приложенной к зданию волнистой нагрузки в виде импульса

Для случая более гибких сооружений, когда может оказаться недостаточным опирание первых частот колебаний, разработан метод оценки декремента колебаний для систем с ломанными динамическими системами [134].

Коэффициент взаимного влияния опорных колонн на вертикальные колебания определяется с помощью формулы

$$r^B = \frac{f_1}{f_2} - 1.$$

Графическое изображение этого коэффициента в зависимости от нормированного параметра  $L/\sqrt{\Delta_0}$  показано на рис. 5.12, а. Естественно, что при  $\Delta = 0$ , т. е. при  $L = 0$ , коэффициент влияния равен единице. Полученный результат не согласуется с предложением [55] учитывать взаимосвязь между колебаниями воздействующей первой и второй (но лука колонн) рядами спорных колонн путем выгонки стандартов реакций на коэффициент взаимосвязи, определяемый по формуле

$$k_{\text{вз}} = \frac{1}{1 + \frac{1}{2}} \sqrt{1 + \cos \frac{\pi^2 L}{8}}, \quad (5.72)$$

$L \leq 0,25L$

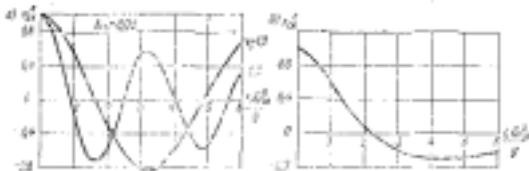


Рис. 5.12. Коэффициент взаимного влияния опорных колонн на колебания симметричной составляющей волнистой нагрузки: а — кососимметричный; б — симметричный

также, что то же самое, по формуле

$$k_{\text{вз}} = \cos \frac{\pi^2 L}{8}. \quad (5.73)$$

Не говоря уже о расхождении и абсолютных значениях  $r^B$  и  $k_{\text{вз}}$  полученные результаты для них отличаются качеством. Формула (5.73) свидетельствует о регулярности взаимосвязи, между тем как зависимость для  $r^B$  аналогична корреляционной функции пропуска, известно, что с увеличением расстояния между опорными колоннами либо с увеличением средней длины здания  $\bar{L}$  степень взаимосвязи задает и, наоборот, при сближении опорных колонн стремится к единице. Суммарные волнистые нагрузки на установку при этом никогда не разны нулю (речь, конечно, не идет о тривиальном случае равенства нулю нагрузок на тихой воде). Больше того, волнистые нагрузки на симметричные колонны ввиду антисимметрии, а не изгибающие усилия (нагрузки) не могут стать равными нулю, еще и по другой причине. Если обратиться к формулам (5.37), (5.38), то становится ясно, что при обращении амплитудного значения волнистовой нагрузки в нуль величинное значение симмет-

рничной нагрузки становится максимальным. Необходимые з-  
ности для определения этих амплитудных значений предста-  
влены формулами (5.3).

Все статистические характеристики элементов нагиба при  
симметричном нагружении зависят от стандарта ординат разнодей-  
ствующей силы  $\sigma_{0z}$ , определяемой формулой

$$\sigma_{0z} = \sqrt{\int_0^{\pi} \alpha^2 S_h(\alpha) \left( \frac{\sin \frac{\omega L}{2\alpha}}{\frac{\omega^2 L}{2g} + \alpha^2} \right)^2 d\alpha} \cdot 12.5 \sqrt{a_0 d_0} A_{0z} \frac{E}{C_{0z}} C_{0z}^{-1} \beta^2 da$$

Представляя  $\sin \frac{\omega L}{2\alpha}$  в виде  $\frac{1 - \cos \frac{\omega L}{2\alpha}}{2}$ , получаем выражение

$$\sigma_{0z} = \sigma_{00} \sqrt{\frac{1 - r^2}{2}},$$

где  $r^2$  — коэффициент пассивного влияния опорных колонн на  
воковую нагрузку при статическом воздействии (см. рис. 5).

$$r^2 = \frac{\int_0^{\pi} \alpha^2 S_h(\alpha) \cos \frac{\omega^2 L}{2\alpha} \left( \frac{2.4 \bar{a}_0 d_0 A_{0z} \frac{E}{C_{0z}} C_{0z}^{-1}}{\frac{\omega^2 L}{2g} + \alpha^2} \right)^2 d\alpha}{\sigma_{00}^2};$$

$\sigma_{00}$  — стандарт ординат разнодействующей давлений на одну  
нуеву колонну;

$$\sigma_{00} = 5.35 \cdot 10^{-5} \bar{a}_0^2 C_{0z}^2 M_{0z}^2.$$

С целью проверки точности полученного выражения для  
дларта ординат волновой нагрузки  $\sigma_{0z}$ , сопоставим его с результатом более строгого решения, учитывающего корреляционную  
связь между загружениями по высоте опорной колонны. Боргманом показано, что в этом случае спектральная плотность разнодействую-  
щих давлений пропорциональна

$$S_{0z}(\omega) \sim S_h(\omega) \left[ \frac{M}{1 - \phi_{0z} \omega L} \right]^2,$$

что полностью соответствует результатам, полученным с помо-  
щью спектральных преобразований, принятого в настоящем  
бюке в качестве основного инструмента исследования.

Анализ показывает, что симметричная составляющая играет  
заметную роль только в определенных условиях. Поэтому для  
возможности упрощения окончательных выражений оценки усло-

вий которых пренебрежение симметричной составляющей не при-  
водит к заметной погрешности. С этой целью сопоставим дисперсия  
единичных напряжений, возникающих от действия симметричной и  
кососимметричной составляющих волновых нагрузок.

Оценку непринятого состояния опорных колонн пытаемся  
выполнить для двух районов по высоте опорной колонны (см.  
рис. 5.2). Первый из них расположен выше пояса; напряженное  
состояние конструкций здесь определяется загружением, не зависи-  
щим от схемы взаимодействия элементов опорных колонн с конструк-  
циями пояса. Второй район расположжен внутри пояса; напри-  
женное состояние конструкций этого района зависит не только  
от уровня общих нагрузок, но и схемы взаимодействия упомянутых  
элементов конструкций опорных колонн и пояса, особенностей  
устройства и геометрии кладочных арок и т. п. Несмотря  
на то, что суждение о достаточной прочности связей опорных ко-  
лонн на практике вносятся по напряженному состоянию кон-  
струкций во втором районе, ценность определения уровня напри-  
женности в первом районе не менее велика. Именно по первому  
району определяется общий уровень нагруженностя конструкций  
БВУ, дающий возможность сопоставления с уровнем нагруженностя  
конструкций других БВУ. По аналогии с транспортными сущ-  
ествлениями о прочности в первом районе будем говорить как об  
общей прочности.

В дальнейшем делается различие между оценками напряжен-  
ного состояния в первом и втором районах. В данном случае сопо-  
стравление будет применительно к несущей рейке в первом районе.  
Из-за неизменности симметричной и кососимметричной состав-  
ляющих соотношение стандартов ординат напряжений может быть  
выражено через принятый уровень относительной ошибки с как

$$\frac{\sigma_0^2}{\sigma_0^2} < \sqrt{2\epsilon}, \quad (5.79)$$

Подставляя значение стандартов ординат напряжений в неравенство (5.79) и произведя сопоставление сокращения, получаем

$$K_{0z} > \frac{4.75 \frac{\eta_0}{L} \left( 1 - \frac{\eta_0}{L} \right) \left[ \left( 1 + \frac{\eta_0}{L} \right) - \left( 1 - \frac{\eta_0}{L} \right) \chi_c \right]}{\eta_{0z} (1 + \chi)} \sqrt{\frac{1 - r^2}{1 + r^2}}, \quad (5.80)$$

$$\text{где } \chi_c = \frac{b}{L}.$$

При получении выражения (5.80) учтено, что для несущей рееки  
коэффициент сопротивления может быть определен как для балки, ра-

бывающей на изгиб с эквивалентным моментом инерции покрытия

$$J = F_B h^2.$$

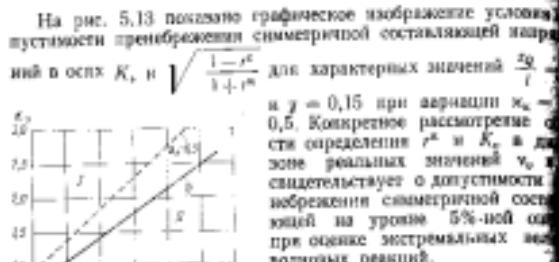


Рис. 5.13. Области определения параметров  $K_p$ ,  $L/h$  и  $\psi$  по уровню 5 %-ной ошибки

1 — для преобразования симметрической составляющей; 2 — для статической динамики консольных и кососимметрических колонн

в следующем виде, в направлении осей  $x$  и  $y$  соответственно:

$$\begin{aligned} Q_x^S &= \frac{Q_0 \cos \psi}{4} \left[ \cos \alpha f + \cos \left( \alpha f + \frac{\omega^2 L}{E} \cos \psi \right) + \right. \\ &\quad \left. + \cos \left[ \alpha f + \frac{\omega^2 L}{E} (\cos \psi + \sin \psi) \right] + \cos \left( \alpha f + \frac{\omega^2 L}{E} \sin \psi \right) \right]; \\ Q_y^S &= \frac{Q_0 \sin \psi}{4} \left[ \cos \alpha f + \cos \left( \alpha f + \frac{\omega^2 L}{E} \sin \psi \right) + \right. \\ &\quad \left. + \cos \left( \alpha f + \frac{\omega^2 L}{E} \cos \psi \right) + \cos \left[ \left( \alpha f + \frac{\omega^2 L}{E} \right) (\cos \psi + \sin \psi) \right] \right]. \end{aligned}$$

Спектральная плотность перемещений поглощает от действия грузов, представляющих собой сумму алгебраически складывающихся компонентов, определяется согласно выражению

$$S(u) = \sum_i \sum_j S_{ij}^S(u),$$

где  $S_{ij}^S(u)$  — спектральные плотности перемещений поглощают действия процессов  $i$  и  $j$  соответственно для кососимметрических составляющих.

Ориентируясь на полученную ранее амплитудно-частотную характеристику для перемещений поглощает ПБУ и выражения

(5.83), стандарт перемещений можно записать в следующем виде:

$$\begin{aligned} a_x &= \frac{0,223 \cdot 10^{-2} \rho q_0 \pi d_b^2 a_{\text{ex}}^2 C_{\text{ex}}^2 l^3 (4 - 3x) K_p \cos \psi}{EI_n} \times \\ &\times \sqrt{1 + r_{L \cos \psi} + r_{L \sin \psi} + \frac{r_{L \cos \psi + \sin \psi} + r_{L \cos \psi - \sin \psi}}{2}}, \\ a_y &= \frac{0,223 \cdot 10^{-2} \rho q_0 \pi d_b^2 a_{\text{ex}}^2 C_{\text{ex}}^2 l^3 (4 - 3x) K_p \sin \psi}{EI_n} \times \\ &\times \sqrt{1 + r_{L \cos \psi} + r_{L \sin \psi} + \frac{r_{L \cos \psi + \sin \psi} + r_{L \cos \psi - \sin \psi}}{2}}, \end{aligned} \quad (5.84)$$

где  $r_{L \cos \psi}$ ;  $r_{L \sin \psi}$ ;  $r_{L \cos \psi + \sin \psi}$ ;  $r_{L \cos \psi - \sin \psi}$  — коэффициенты влияния опорных колонн на поликовую нагрузку с условиями расположения между опорными колоннами  $L \cos \psi$ ;  $L \sin \psi$ ;  $L \cos \psi + \sin \psi$ ;  $L \cos \psi - \sin \psi$ .

Значения  $r_L$  определяются по формуле (5.71) при подстановке в нее вместо  $L$  указанных выше условных расстояний.

Наибольший интерес при пространственном нагружении представляет оценка напряженного состояния, поскольку в отдельных точках опорных колонн напряжения могут суммироваться неблагоприятным образом от составляющих нагрузок (5.82).

Спектральную плотность напряжений в крайних фибрах операльных колонн для складывающихся алгебраических составляющих от нагрузок (5.82) можно записать следующим образом:

$$S(u) = \sum_i \sum_j S_{ij}^S(u). \quad (5.85)$$

Используя полученную ранее амплитудно-частотную характеристику для перемещений поглощает и зависимости, сплюсывающие параметры усилий с параметрами перемещений (5.6), получаем следующее выражение для стандарта напряжений в несущих рядах

$$\begin{aligned} a_x(u) &= \frac{1,34 \cdot 10^{-5} \rho q_0 \pi d_b^2 a_{\text{ex}}^2 C_{\text{ex}}^2 N_p}{r_{\beta b}} (1 + X) (\sin \psi + \\ &+ \cos \psi) \sqrt{1 + r_{L \cos \psi} + r_{L \sin \psi} + \frac{r_{L \cos \psi + \sin \psi} + r_{L \cos \psi - \sin \psi}}{2}}. \end{aligned} \quad (5.86)$$

Для характерных курсовых углов  $\psi = 0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  величины стандартов напряжений равны

$$\sigma_{\text{нап-45}} = \frac{1,9 \cdot 10^{-2} F_{\text{б}} \gamma d_{\text{б}}^2 P_{\text{св}}^2 C_{\text{нк}}^2 K_0}{F_{\text{б}}} (1 + \chi) \sqrt{1 + r^2};$$

$$\sigma_{\text{нап-45}} = \frac{1,34 \cdot 10^{-2} F_{\text{б}} \gamma d_{\text{б}}^2 P_{\text{св}}^2 C_{\text{нк}}^2 K_0}{F_{\text{б}}} (1 + \chi) \times$$

$$\times \sqrt{\frac{3 + 5r_{\text{LSE}}^2 + r_{\text{LSE}}^4}{3}}.$$

Разумеется, соотношение между дисперсиями (стандартами) различных курсовых углов зависит от интенсивности ряда. Наибольший интерес, по-видимому, представляет знание соотношений на экстремальных режимах.

В качестве примера оценим соотношение стандартов  $\frac{\sigma_{\text{нап-45}}}{\sigma_{\text{нап-0}}}$  для ПБУ типа «Баки» применительно к нестационарной работе в условиях оторвавшейся колонны в грунте, отвечающих  $\chi = 0$ . При  $\omega_{\text{нк}} = 0,6 \text{ Гц}$  и  $k_2 = 10 \text{ м}$ , получим

$$\frac{\sigma_{\text{нап-45}}}{\sigma_{\text{нап-0}}} = 1,32,$$

$$\text{при } \chi=0.$$

Это соотношение между напряженными должно быть откорректировано на влияние трехмерности волнения, что и приведет к приведению (уменьшению) значений статистических характеристик для  $\psi = 45^\circ$  и к увеличению этих характеристик для  $\psi = 0$ .

Для учета влияния трехмерности волнения, имея в виду вторую условность обьятия применяемых физической и математической моделей трехмерности волнения, воспользуемся следующей формулой:

Построим зависимость статистических характеристик от курсовых углов, с тем чтобы аппроксимировать их подходящей степенью полинома и получить искомый редукционный коэффициент (для  $\psi = 45^\circ$ ) при описании углового спектра в виде функции Артура

$$\psi(\theta) = \frac{2}{\pi} \cos^2 \theta,$$

где  $\theta$  — угол между генеральным распространением поля и углом составляющей.

На рис. 5.14 изображена типичная зависимость стандартов от курсовых углов.\* Как можно видеть,

\* График из рис. 5.14 приведен в предположении аппроксимации кривой  $\sigma_{\text{нап-45}}^2 / \sigma_{\text{нап-0}}^2$  от угла распространения волны  $\psi$ . Учет зависимости градиентов, наблюдавшихся в реальных условиях, может изменить результаты коррекции.

если  $\psi = 135^\circ$  и  $\psi = 45^\circ$  ординаты стандартного отклонения не равны нулю. Поскольку функция углового распределения (5.88) в этом случае близка к нулю, для оценки параметров аппроксимации функции  $\sigma_{\text{нап}}$  в виде  $(\cos(\psi - 45))^\alpha$  будем ориентироваться в основном на ординаты  $\sigma_{\text{нап}}$  и  $\sigma_{\text{нап-45}}$ .

Принимая  $\sigma_{\text{нап}} = \Delta |\cos(\psi - 45)|^\alpha$ , получаем

$$\left. \begin{aligned} \Delta &= \sigma_{\text{нап}} \\ m &= 2,9 \ln \frac{\sigma_{\text{нап}}}{\sigma_{\text{нап-45}}} \end{aligned} \right\} \quad (5.89)$$

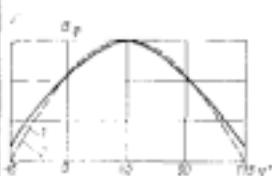


Рис. 5.14. Зависимость стандартных отклонений напряжений от угла распространения волны в условиях землетрясения:  $\tau =$  — аппроксимирующая зависимость (5.88).

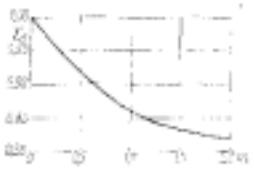


Рис. 5.15. Зависимость редукционного коэффициента  $\tau_\psi$  от параметра  $\psi$ .

В связи с (5.89), редукционный коэффициент для  $\psi = 45^\circ$  определяют следующим образом:

$$\tau_{45} = \sqrt{\frac{2 - \frac{\pi^2}{4}}{\pi - \frac{\pi^2}{8}}} \cos^{1.9} + 0.92 \Delta. \quad (5.90)$$

Последовательно беря параметр (5.90) в диапазоне  $\psi = 0 \div 2$ , можно построить  $\tau_\psi$  в функции от  $\psi$  (см. рис. 5.15). Таким образом, для получения коэффициента  $\tau_{45}$  необходимо определить значения  $\tau_\psi$  и  $\sigma_{\text{нап}}$  и выделить в графике на рис. 5.15. Для ориентировки оценки значение  $\psi$  для ПБУ типа «Баки» при  $\omega_{\text{нк}} = 0,6$ . В этом случае гипотетическая составляющая можно пренебречь. Поэтому

$$\frac{\sigma_{\text{нап}}}{\sigma_{\text{нап-45}}} = \sqrt{\frac{3 + 4r_{\text{LSE}}^2 + r_{\text{LSE}}^4}{2(1 + r_{\text{LSE}}^2)}}. \quad (5.91)$$

При значениях  $r_{\text{LSE}}$  для предложенного примера (здесь  $r_{\text{LSE}} = 1,32$ ),  $\sigma_{\text{нап}} / \sigma_{\text{нап-45}} \approx 0,81$ , стало быть,  $\tau_{45} = 0,88$ , что дает уменьшение расчетного стандарта напряжений по сравнению с расчетной величиной (традиционной) постановки в  $1,32 \times 0,86 = 1,16$ , т. е. уменьшение составляет 16 %.

### 18.3. Инерционная составляющая волнистой нагрузки

В тех случаях, когда поперечные размеры элементов опорной колонны превышают  $\delta_{\text{вн}}$ , необходимо учитывать инерционную составляющую. Так же, как при анализе реакций ПБУ на синусоидальную нагрузку, различим инерционную составляющую на кососимметричную и скометрическую. Для кососимметричной составляющей справедливо уравнение колебаний

$$\ddot{\mathcal{M}}_0 \ddot{y}_0 + C_0 \dot{y}_0 + K_0 y_0 = 2Q_{\text{вн}}^p \cos \frac{\omega L}{2g} \sin \left( \omega t + \frac{\pi T}{2g} \right). \quad (5.97)$$

Приведенную инерционную составляющую нагрузки на установку можно представить как

$$Q_{\text{вн}}^p = 4\mu_{\text{ин}} \int_0^L i \rho g \delta_{\text{вн}}^2 C_{\text{ин}}^2 dz - 4\mu_{\text{ин}} \int_0^L (C_{\text{ин}} - 1) \bar{y} \rho \delta_{\text{вн}} dz, \quad (5.98)$$

где  $y_{\text{ин}}$  — ордината формы колебаний ПБУ первого тона в приложении равнодействующей  $Q_{\text{вн}}$ ;  $\bar{y}$  — ускорение колебания сечения опорной колонны на уровне  $z$ ;  $\mu_{\text{ин}}$  — коэффициент, учитывающий влияние на инерционную нагрузку связей решетки опорной колонны.

Значение  $\mu_{\text{ин}}$  определяли способами, изложенным ранее для коэффициента  $\mu_{\text{ст}}$ , что дает

$$\mu_{\text{ин}} = 1 + \frac{\sum_{i=1}^{n_0} \mu_i^2 I_i^2 C_{\text{ин}}^2 \cos I_i}{\mu_0^2 \delta_{\text{вн}}^2 C_{\text{ин}}^2}.$$

Коэффициент  $\mu_{\text{ин}}$ , так же как коэффициент  $\mu_{\text{ст}}$ , не зависит от координаты  $z$ , ни от параметров волны; это обстоятельство позволяет использовать его как коэффициент идущий связи решетки волнистой нагрузки.

Если принять коэффициенты  $C_{\text{ин}}^0 = 2,0$ ,  $C_{\text{ин}}^1 = 1,0$ , то в типе решетки, изображенной на рис. 5.8, коэффициент  $\mu_{\text{ин}}$  равен 1,51.

После необходимых преобразований выражение для амплитуды инерционной составляющей нагрузки  $Q_{\text{вн}}^p$  имеет вид

$$Q_{\text{вн}}^p = 4\rho g \delta_{\text{вн}}^2 C_{\text{ин}}^2 I_{\text{вн}} \frac{I_0}{\pi^2} = A \Delta \mathcal{M}_{\text{ин}},$$

где

$$\Delta \mathcal{M}_{\text{ин}} = \frac{4\rho g \delta_{\text{вн}} \rho \delta_{\text{вн}}^2 [C_{\text{ин}}^0 - 1] I_1^2 [3(1-x) + x \frac{I_1}{I_0}]}{(4-3x) \beta^2}.$$

Разделив обе части уравнения (5.97) на  $\ddot{\mathcal{M}}_0 + \Delta \mathcal{M}_{\text{ин}}$ , получим

$$\ddot{y}_0 + 2m \ddot{y}_0 + p^2 y_0 = \frac{4\rho g \delta_{\text{вн}}^2 C_{\text{ин}}^2 \cos \frac{\omega L}{2g}}{\omega^2 (3x + \Delta \mathcal{M}_{\text{ин}})} \sin \left( \omega t + \frac{\omega L}{2g} \right). \quad (5.97)$$

Амплитудно-частотная характеристика, отвечающая уравнению (5.97), имеет вид

$$H_{10}(\omega) = \frac{4\rho g \delta_{\text{вн}}^2 C_{\text{ин}}^2 C_{\text{ин}}^0 \left| \cos \frac{\omega L}{2g} \right|}{(3x + \Delta \mathcal{M}_{\text{ин}}) \omega^2 \sqrt{[p^2 - \omega^2]^2 + \alpha_0^2 \omega^2}}. \quad (5.98)$$

Домножив и разделив аргументную часть зависимости (5.98) на пригодную величину системы  $K$ , получим

$$H_{10}(\omega) = \frac{4\rho g \delta_{\text{вн}}^2 C_{\text{ин}}^2 C_{\text{ин}}^0 (4-3x) \left| \cos \frac{\omega L}{2g} \right|}{12EI_{\text{вн}} \sqrt{1 - \left( \frac{\omega}{p} \right)^2} + \frac{\omega^2 - \alpha_0^2}{p^2 - \omega^2}}. \quad (5.99)$$

Определив спектральную плотность перемещений  $S_y(\omega)$  в соответствии с правилами преобразований спектральных плотностей в арионтегрировав ее по всему диапазону частот, получим выражение для дисперсии перемещений

$$D_y := \left| \frac{16\rho g^2 \delta_{\text{вн}}^2 \mu_{\text{ин}} C_{\text{ин}}^2 (4-3x)}{12EI_{\text{вн}}} \right|^2 \times \int_x^1 \frac{S_b(\omega) \cos \frac{\omega L}{2g} d\omega}{\left[ 1 - \left( \frac{\omega}{p} \right)^2 \right]^2 + \frac{\omega^2 - \alpha_0^2}{p^2 - \omega^2}}. \quad (5.100)$$

Динамичность приложения инерционной нагрузки можно определить по формуле

$$K_d = \sqrt{\frac{I_0}{I_b}}, \quad (5.101)$$

где  $I_0$  — значение интеграла  $I$  в выражении (5.100) при  $L = 0$ ;  $I_b$  — значение интеграла  $I$  при статическом приложении нагрузки.

Величина интеграла  $I_0$  не зависит от вида волного спектра, поскольку

$$I_0 = \left| \frac{16\rho g^2 \delta_{\text{вн}}^2 \mu_{\text{ин}} C_{\text{ин}}^2 (4-3x)}{12EI_{\text{вн}}} \right|^2 \int_0^1 S_b(\omega) d\omega, \quad (5.102)$$

где  $\int_0^1 S_b(\omega) d\omega$  — дисперсия ординат процесса колебаний.

Выражение для стандарта перемещений  $\sigma_y$  [с учетом (4.1)] может быть записано в следующем виде:

$$\sigma_y^{\text{ст}} = \frac{3.6 \cdot 10^{-3} \rho \pi^2 h_0^2 \lambda_0 Q_{\text{оп}} M_{\text{кр}} C_{\text{кр}}^2 / (4 - 3\mu) K_0}{E I_x} \sqrt{1 + r_{\text{кр}}^2}. \quad (5.1)$$

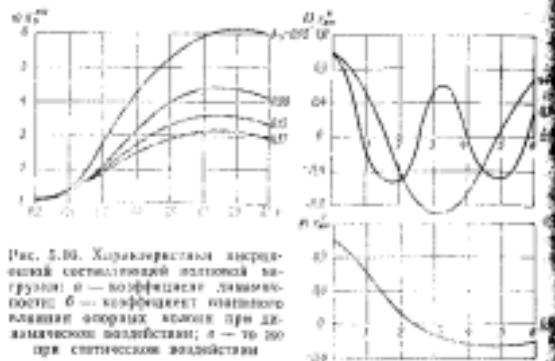


Рис. 5.16. Характеристики асимметрической составляющей колебаний нагрузки  $\lambda$  — коэффициент динамичности;  $\delta$  — коэффициент погашения колебаний опорных колонн при динамическом воздействии;  $\lambda$  — это же при статическом воздействии

Величину  $M_{\text{кр}}$  определяют как значение ординаты формы симметрических колебаний при подстановке в нее величины  $\varphi = 0$ :

$$M_{\text{кр}} = \frac{\int_0^L m e^{-\lambda_0 z} dz}{\int_0^L e^{-\lambda_0 z} dz}. \quad (5.2)$$

Определенная величина  $\lambda_{0,\text{кр}}$ , отсчитываемая от уровня спокойной воды вниз, равна  $\sqrt{\lambda_0}$ .

На рис. 5.16, а и б показаны зависимости коэффициентов динамического погашения, описывающих нагрузку, и коэффициенты взаимного влияния опорных колонн на нагрузку. Как можно видеть, при сопоставлении их с аналогичными коэффициентами для скоростной составляющей заштатной разницы не блеодаются.

#### 18.4. Параметры кручения ПБУ при носом обтекании волной

Набегание волнения под углом  $\psi$ , не равным нулю, ведет приконтакт к изгибо-крутильным деформациям конструкций ПБУ, в связи с чем представляет интерес априорная оценка доли кручения в общем балласте нагрузок на ПБУ с точки зрения как обеспечения необходимой прочности, так и жесткости конструкций.

Рассматривая прямоугольную  $\lambda$ -плоскость ПБУ (рис. 5.17), выражение для крутящего момента от волновых нагрузок в момент  $t = 0$  можно записать в следующем виде:

$$M_{\text{кр}} = \frac{Q_0 L}{2} [\cos \psi - \sin \psi - (\sin \psi - \cos \psi) \cos \frac{\omega t L}{g} \sin \psi] \\ + (\sin \psi + \cos \psi) \cos \frac{\omega t L}{g} \cos \psi - (\sin \psi - \cos \psi) \cos \frac{\omega t L}{g} \times \\ \times (\cos \psi + \sin \psi)]. \quad (5.105)$$

Учитывая, что действующие в конструкциях ПБУ напряжения от волновых нагрузок пропорциональны опрокидывающему моменту  $Q_0 L$ , прежде всего определим коэффициент корреляции между крутящим моментом  $M_{\text{кр}}$  и опрокидывающим  $M_{\text{опр}}$  в моменте  $t = 0$ :

$$M_{\text{опр}} = Q_0 L \left[ 1 + \cos \frac{\omega t L}{g} \sin \psi + \cos \frac{\omega t L}{g} \sin \psi \right. \\ \left. + \cos \frac{\omega t L}{g} (\sin \psi + \cos \psi) \right]. \quad (5.106)$$

Коэффициент корреляции зависит от симметричного момента, определенного как сумма произведений составляющих выражений (5.105) и (5.106). Анализ показывает, что

$$\sum_i \sum_j M_{\text{кр},ij} M_{\text{опр},ij} = 0, \quad (5.107)$$

тогда следует, что напряжения от изгиба совместно с осевой силой и от скручивания ПБУ действуют независимо друг от друга.

Вторым важным обстоятельством при оценке роли крутящего изгибающего момента в общем нагружении ПБУ является выяснение линейного соотношения между им и опрокидывающим моментом. Естественно, если в данном случае сравним маски по статической способностью.

Выполнив необходимые операции с выражениями (5.105) и (5.106), получаем

$$D_{M_{\text{опр}}} = 4 D \rho \tilde{v}^2 \left( 1 + r_1 + r_2 + \frac{r_1 - r_2}{2} \right); \quad (5.108)$$

$$D_{\text{уп}} = D_0 L^3 \left[ 1 + \cos 2\varphi (r_1 - r_2) - \frac{1 - \sin 2\varphi}{2} r_3 - \frac{1 + \sin 2\varphi}{2} r_4 \right], \quad (5.10)$$

где  $D_0$  — дисперсия единичной нагрузки на одну опорную колонну;  $r_1, r_2, r_3, r_4$  — коэффициенты корреляции по линии волн между нагрузками на опорные колонны с условными расстояниями между ними соответственно  $L |\cos \varphi|, L |\sin \varphi|, L |\cos \varphi + \sin \varphi|, L |\cos \varphi - \sin \varphi|$ .

Предварительный анализ показал, что наибольшее значение кручущего момента реализуется для угла  $\varphi \approx \pi/8$  (а предел жесткости  $D_{\text{уп}}$  от курсового угла в связи с чем сужение производим именно для  $\varphi = \pi/8$ ). Конкретную оценку выполнено



Рис. 5.17. Схема за-  
кручивания ПБУ

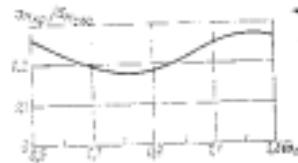


Рис. 5.18. Вариация частоты волнового воздействия на соединение стойки и колонны при кручении колонн

для установки типа «Бакас» при  $L = 36,8$  м,  $r_0 \sim H_1 \left( 1 - \frac{\Phi}{2} \right)$ , где  $H_1$  — отстояние уровня спокойной воды от пяты колонны;  $H_1 = 70$  м,  $\Phi = -\frac{\pi}{2}$ ,  $\bar{\omega}_0$  — средняя частота поверхности волнения.

Результаты расчета в графической форме представлены на рис. 5.18. Примечательно, что на всем реальном диапазоне волн соотношение статистических эпюйей стандартов моментов здесь одинаково и равно 0,18—0,27.

Третье обстоятельство, которое надлежит учесть при рассмотрении роли скручивающих нагрузок, — это изменение динамики при изгибно-крутильных деформациях. Частоту собственных

изгибных колебаний в случае шарнирного опирания опорных колонн можно определить по формуле (5.10)

$$\omega_{\text{из}} = \sqrt{\frac{12EJ_{\text{из}}}{P(P_0 + 2P_1)}}, \quad (5.110)$$

где  $J_{\text{из}}$  — момент инерции поперечного сечения опорной колонны как эквивалентной балки;  $P_0$  — вес pontона;  $P_1$  — вес опорной арматуры.

Частоту собственных изгибно-крутильных колебаний определим исходя из рассмотрения следующей схемы (см. рис. 5.17). Масса системы сосредоточена на уровне pontona, изгиб происходит по форме

$$\theta = \frac{\eta_0}{z} \left[ 3 \frac{x}{l} - \frac{x^2}{l^2} \right], \quad (5.111)$$

где  $\eta_0$  — перемещение pontona на уровне  $z = l$ .

Если угол изгиба pontona вокруг вертикальной оси принять равным  $\theta$ , то кинетическая энергия pontona  $T_{\text{кин}}$  составляет величину

$$T_{\text{кин}} = \frac{1}{2} J \rho \dot{\theta}^2, \quad (5.112)$$

где  $J$  — момент инерции масс pontona относительно оси изгиба.

Добавляя сюда кинетическую энергию колебания колонн по формуле (5.111) и учитывая, что момент инерции масс pontona как параллелепипеда равен  $\frac{1}{12} \frac{P_0}{g} (a^2 + b^2)$ , где  $a$  и  $b$  — стороны параллелепипеда, получаем

$$T_{\text{кин}} = \frac{\pi^2 D^3 (P_0 + 6P_1)}{6g} \theta^2, \quad (5.113)$$

где  $P_0$  — вес pontона;  $P_1$  — вес опорной колонны.

Потенциальную энергию деформаций складывают из двух компонентов: изгибной деформации опорных колонн и деформации кручения

$$V_{\text{из}} = V_{\text{из}} + V_{\text{кр}}, \quad (5.114)$$

по данным [58]  $V_{\text{из}}$  оценивают следующим образом:

$$V_{\text{из}} = \frac{3EI_0L^4}{\beta} \theta^2, \quad (5.115)$$

Потенциальную энергию при закручивании опорных колонн постоянным кручением моментом можно определить как

$$V_{\text{кр}} = 4 \frac{K_{\text{кр}} \theta^2}{2}, \quad (5.116)$$

так  $K_{sp}$  — жесткость опорной колонны при скручивании.

Таким образом,

$$V_{max} = \left[ \frac{3EJ_x I^4}{\mu} + 2K_{sp} \right] \theta^2. \quad (5.1)$$

Приравнивая  $T_{max} = V_{max}$ , получаем условие для оценки статики изгибо-изогнутых колебаний (без учета действия осей сил)

$$\rho_{sp} = \sqrt{\frac{6 \left( \frac{3EI_x}{\mu^2} + \frac{2K_{sp}}{I^2} \right) \theta^2}{P_{sp} + 6P_0}}. \quad (5.2)$$

Даже если не учитывать жесткость колонн при скручивании, частота собственных колебаний  $\rho_{sp}$  примерно в 1,25 раза превышает частоту собственных колебаний  $P_{sp}$ .

В связи с этим обстоятельством рассматриваемые раньше соотношения  $\sigma_{max}/\sigma_{M_{sp}}$  синтезируются, поскольку коэффициент динамичности для изгибо-изогнутых нагрузок будет мелкий.

Кручене четырех опорных ПБУ с точки зрения подачи пружин можно не рассматривать, если учитывать, что:

а) максимальные крутильные и изгибывающие моменты различны на различных курсовых углах ( $\varphi = \pi/8$  и  $\varphi = \pi/4$  соответственно).

б) соотношение даже в статическом случае достигает величины  $\sim 0,3$ , которое уменьшается при динамическом загружении;

в) крутящий и изгибающий моменты действуют независимо, что приводит к сложению квадратов их амплитуд, а не самих амплитуд.

### 5.8. Экстремальные значения усилий и напряжений в конструкциях ПБУ на стационарном режиме волнения

Как известно, поведение случайной величины определяют закон распределения и его параметры. Параметры закона — математическим ожиданием и дисперсией — мы, в принципе, располагаем. Применительно к рассматриваемым процессам можно говорить утверждательно о знании вида закона распределения. Чтобы было яснее, о чём идёт речь, приведём обсудим свою волну к настоящему времени ситуацию в этом вопросе. Во-первых известные решения [2, 3, 118] относятся, как правило, к закону распределения усилий на определенно сплошные опоры.

Плотности вероятностей оценивают этих усилий (статистически, полученные с помощью функции преобразования случайных величин), имеет вид [118]

$$p(\theta) = \frac{1}{2\pi \sigma_{\theta}^2} \int_{-\infty}^{\infty} \exp \left[ -\frac{\theta - \theta_0}{\sigma_{\theta}^2} \right] d\theta.$$

$$\times \exp \left[ -\frac{(j_{ex}\alpha + \theta)^2}{2\sigma_{\theta}^2 \sigma_j^2} + \exp \left[ -\frac{(j_{ex}\alpha - \theta)^2}{2\sigma_{\theta}^2 \sigma_j^2} \right] \right] \frac{1}{2j_{ex} \Gamma(\alpha)} d\theta, \quad (5.119)$$

где  $j_{ex}$  и  $j_{ex}$  — коэффициенты пропорциональности в выражениях для гидродинамической нагрузки [см. (5.21)];

$$q = j_{ex} \theta / v + j_{ex} \bar{\theta}. \quad (5.120)$$

В частных случаях, когда одной из составляющих можно пренебречь, выражение плотности вероятности можно записать следующим образом:

при  $j_{ex} = 0$

$$p(\theta) = \frac{1}{2 \Gamma(2\alpha_j) \sqrt{\pi} \sigma_{\theta}^2} \exp \left( -\frac{|\theta|}{2\sigma_{\theta}^2 \sigma_j^2} \right) (-\infty < \theta < \infty); \quad (5.121)$$

при  $j_{ex} = 0$

$$p(\theta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma_{\theta} \sigma_j^2} \exp \left( -\frac{\theta^2}{2\sigma_{\theta}^2 \sigma_j^2} \right) (-\infty < \theta < \infty). \quad (5.122)$$

Особый интерес представляет оценка параметров закона (5.121). В связи с тем, что дисперсия  $\theta$  является четной функцией, плотность вероятности ее распределения имеет нечетные моменты. Поэтому [118]

$$\mu_1 = 0, \quad \mu_3 = 3j_{ex}^2 \sigma_{\theta}^4 \pm j_{ex}^2 \sigma_{\theta}^2;$$

$$\mu_5 = 0, \quad \mu_7 = 105j_{ex}^2 \sigma_{\theta}^8 + 18j_{ex}^2 \sigma_{\theta}^2 \sigma_{\theta}^6 \pm 3j_{ex}^2 \sigma_{\theta}^4. \quad (5.123)$$

Если располагать экспериментальными данными, то оценками нечетких параметров могут служить [118]

$$j_{ex} \sigma_{\theta}^2 = \left[ \frac{\mu_4 - 3\mu_2^2}{72} \right]^{1/4};$$

$$j_{ex}^2 \sigma_{\theta}^2 = \left[ \mu_5 - 3 \left( \frac{\mu_4 - 3\mu_2^2}{72} \right) \right]^{1/2}. \quad (5.124)$$

Можно показать, что интегральное распределение, отвечающее плотности вероятности (5.121), выражается через функцию распределения нормального закона  $\Phi(\theta)$ . Простая подстановка  $\frac{\theta - \theta_0}{\sigma_{\theta}^2 \sigma_j^2}$  приводит к соотношению [4]

$$p(\theta > \theta_0) = 1 - 2\Phi \left( \frac{1 - \bar{\theta}}{\sqrt{2} j_{ex} \sigma_{\theta} \sigma_j} \right). \quad (5.125)$$

Поскольку расчетное значение  $\theta$  можно выражать в зависимости от числа стандартов, оценивают процесс как

$$q = n\sigma_{\theta}, \quad (5.126)$$

где  $n$  — число стандартов;  $\sigma_q$  — стандарт, определяемый как

$$\sigma_q = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sigma_i^2}, \quad (5.12)$$

то соотношение (5.125) примет вид

$$P(q > q) = 1 - 2\Phi\left(\frac{q - \mu_{12}}{\sigma_q}\right), \quad (5.13)$$

Задаваясь расчетной обеспеченностью  $P(q > q)$ , можно вычислить число стандартов  $n$ . Это число и можно также определить, используя понятие наибольшего характеристического значения [23].

$$P(q > q) = \frac{1}{N}, \quad (5.14)$$

где  $N$  — объем выборки.

Решение уравнения (5.129) дает

$$n = 0.58\bar{v}_h^2, \quad (5.15)$$

где  $\bar{v}_{12}$  — функция, табулированная Гумбелем [19]; величина берется обратной расчетной обеспеченности.

В случае «толстых» преград, когда скорость составляющей может превысить, распределение давления следует нормальный закону. В случае же стекляшки преград, распределение давления весьма существенно отличается от нормального.

Удобнее всего это прояснить, сравнив интегральные распределения. В работе [4] приведено несколько знаменитых интегральных распределений (5.126), кратные числу стандартов  $\sigma_{12}$  (табл. 5.2).

Таблица 5.2. Соотношения между числом стандартов и вероятностью превышения величин в различных законах распределения

Число стандартов $n$	Вероятность превышения $P( v  > n\bar{v}_{12})$ для распределения (5.126)	Вероятность превышения $P( v  > n\bar{v}_{12})$ для нормального закона
2,00	0,05	0,026 6
3,88	0,01	0,000 130
5,00	0,000 34	0,000 000 58

Как можно видеть, в экстремальной области, т. е. в наиболее интересующей нас области, расхождение направления в опасную сторону, прием разницы и обеспеченности достигает нескольких порядков. Следует подчеркнуть, что приведенные распределения относятся к одиннадцати процессам, между тем для оценок экстремальных величин необходимо иметь статистические характеристики амплитуд процесса.

Боргман в своей работе [77], исходя из фундаментальной зависимости волновых давлений от орбитальных скоростей и учений частичной воды (5.13), получил закон распределения ампли-

тудовых давлений и их равнодействующей\*. Аналогичный закон распределения получил в работе [2]. Более простое выражение для закона распределения, основанное на тех же исходных предположениях, можно получить следующим образом.

Соблюдение необходимого условия

$$p(Q)dQ = p(h)dh \quad (5.131)$$

применительно к зависимости (5.24) при допущении справедливости выражения высот волн законом Релея приводит к выражению:

$$\text{при } Q < \frac{\bar{v}_{12}}{2\bar{v}_{12}}$$

$$p(Q) = \frac{20}{\bar{v}_{12} E_h} e^{-\frac{Q^2}{\bar{v}_{12}^2 E_h}}; \quad (5.132)$$

$$\text{при } Q > \frac{\bar{v}_{12}}{2\bar{v}_{12}}$$

$$p(Q) = \frac{1}{\bar{v}_{12} E_h} e^{-\left(\frac{Q}{\bar{v}_{12} E_h} - \frac{\bar{v}_{12}}{\sqrt{\bar{v}_{12} E_h}}\right)^2},$$

где  $E_h$  — параметр распределения Релея высот волн;

$$E_h = 0,286\bar{v}_{12}^2. \quad (5.133)$$

Запись распределения амплитуд  $Q$  в форме (5.132) позволяет получить основу для анализа соотношений скоростей и инерциональной составляющей в актуарных условиях. С этой целью каждое отношение среднего квадрата величин к квадрату средней величины  $\bar{Q}$

$$T := \frac{2(e^{-\eta} + 2\eta + 1)}{\left[1 + \ln(1 - P(2\eta, 3)) + e^{-\eta}(2\eta + 1)\right]^2}, \quad (5.134)$$

$$\text{так} \quad \eta = \frac{\bar{v}_{12}^2}{4\bar{v}_{12}^2 E_h}, \quad (5.135)$$

$T$  — функция  $\chi^2$ -распределения Пирсона.

На рис. 5.19 показан график изменения  $\eta$  в зависимости от параметра  $\bar{v}$ . Предельные значения  $\eta$  при  $\bar{v} \rightarrow 0$  и  $\bar{v} \rightarrow \infty$ :  $\eta = 2$  при  $\bar{v} = 0$  и  $\eta = 4/3$  при  $\bar{v} = \infty$ . Величина  $\eta = 2$  (отсутствие апериодической составляющей) соответствует экспоненциальному закону, величина  $\eta = 4/3$  (отсутствие скоростной составляющей) соответствует закону Релея.

\* В работе [77] показано, что законы распределения волновых давлений и их равнодействующей идентичны.

Используя особенности распределения (5.132), определим критические значения  $\eta$ , допускающие возможность пренебрежения или иной составляющей. Интегральное представление в распределении в диапазоне  $0 < Q_2 < \frac{f_{\text{ex}}}{2f_{\text{ex}}}$  позволяет записать

$$Q_2 - f_{\text{ex}} \leq \sqrt{E_0} + \ln n, \quad (5.1)$$

$Q_2$  — наибольшее характеристическое значение, определяемое условием  $P(Q_2 > Q_2) = \frac{1}{n}$ , где  $n$  — объем выборки, принятый в распределение.

Поскольку  $Q_2 < \frac{f_{\text{ex}}}{2f_{\text{ex}}}$ , можем записать

$$\sqrt{E_0} + \ln n < \frac{f_{\text{ex}}}{2f_{\text{ex}}}. \quad (5.1)$$

Учитывая (5.21), (5.133), имеем

$$d_{\text{ex}} > \frac{f_{\text{ex}} \sqrt{\ln n}}{1.87n} \frac{C_{\text{ex}}}{C_{\text{av}}}. \quad (5.1)$$

Рис. 5.19. Зависимость параметра  $d$  от величины  $\eta$

Значения  $d_{\text{ex}}$  для скоростной составляющей найдены аналогичным образом. Интегральное распределение  $Q_{\text{D}}$ , отвечающее (5.132), можно записать следующим образом:

$$P(Q_2 > Q_2) = e^{-\left(\frac{Q_2}{f_{\text{ex}} E_0} - \frac{f_{\text{ex}}}{2f_{\text{ex}}}\right)}. \quad (5.1)$$

Наиболее характеристическое значение этого распределения равно

$$Q_2 = f_{\text{ex}} E_0 \ln n \left(1 - \frac{f_{\text{ex}}}{4f_{\text{ex}} \ln n}\right). \quad (5.1)$$

Полагая допустимый уровень непрерывности 1/16, получим

$$d_{\text{ex}} \leq \frac{f_{\text{ex}} \sqrt{\ln n}}{1.45n} \frac{C_{\text{ex}}}{C_{\text{av}}}. \quad (5.1)$$

Используя соотношение (5.129), можно показать, что пренебрежение инерционной составляющей на выбранном уровне непрерывности соправдимо для  $\eta \leq \frac{2n}{15}$ , где  $n$  — объем выборки, которому получена информация о параметре  $\eta$ ; пренебрежение скоростной составляющей соправдимо на том же уровне непрерывности для  $\eta \geq \frac{15}{3.25}$ .

Для взвешенности сравнения с экспериментальными данными частую удобно пользоваться такими критериями распределения (5.126), как средние из некоторого числа наибольших величин, определенные по формуле

$$\bar{Q} = \frac{1}{P} \sum_{i=1}^P Q_i^P (Q_i) dQ. \quad (5.142)$$

Результаты соответствующих расчетов по формуле (5.142) представлены в табл. 5.3, завершенной из [77].

Табл. 5.3. Средние значения из наибольших величин обеспеченности  $p$ , выраженные в единицах  $\frac{1}{P} \bar{Q}_P$

$\frac{1}{P} \left( \frac{C_{\text{ex}}}{C_{\text{av}}} \frac{b_n}{\sigma} \right)^P$	$p$							
	0,00	0,05	0,10	0,20	0,30	0,50	0,70	0,90
0,0	2,26	1,98	1,80	1,70	1,60	1,42	1,35	1,25
0,1	2,54	2,04	1,81	1,60	1,52	1,45	1,35	1,25
0,2	2,90	2,22	1,98	1,63	1,54	1,46	1,36	1,26
0,3	3,14	2,38	2,02	1,84	1,77	1,48	1,43	1,23
0,4	3,30	2,45	2,05	1,71	1,60	1,40	1,34	1,23
0,5	3,41	2,51	2,12	1,79	1,61	1,41	1,35	1,25
0,6	3,49	2,53	2,15	1,75	1,62	1,42	1,36	1,22
0,7	3,55	2,59	2,18	1,76	1,63	1,42	1,36	1,20
0,8	3,60	2,62	2,19	1,77	1,64	1,43	1,36	1,20
0,9	3,63	2,64	2,21	1,78	1,64	1,43	1,36	1,20
1,0	3,66	2,65	2,22	1,79	1,65	1,43	1,37	1,20
1,2	3,71	2,68	2,24	1,80	1,66	1,44	1,47	1,20
1,4	3,74	2,70	2,25	1,80	1,66	1,47	1,47	1,21
1,6	3,77	2,72	2,26	1,81	1,66	1,48	1,48	1,21
1,8	3,79	2,73	2,27	1,81	1,67	1,48	1,48	1,20
2,0	3,81	2,74	2,28	1,82	1,67	1,48	1,48	1,21
2,5	3,84	2,76	2,29	1,82	1,67	1,48	1,48	1,21
3,0	3,86	2,77	2,30	1,83	1,68	1,49	1,48	1,20
3,5	3,88	2,78	2,31	1,83	1,68	1,49	1,48	1,20
4,0	3,89	2,79	2,31	1,83	1,68	1,49	1,48	1,20
5,0	3,93	2,81	2,32	1,84	1,68	1,49	1,48	1,20
9,0	3,95	2,83	2,34	1,85	1,69	1,49	1,48	1,20
$\infty$	3,96	2,85	2,34	1,85	1,69	1,49	1,48	1,20

В таблице верхняя строка отвечает предельному случаю, когда доминирует инерционная составляющая, нижняя — предельному случаю, когда преобладает скоростная составляющая.

Анализ законов распределения оцнит и амплитуду рассматриваемых процессов позволяет обратить внимание на одну особенность их статистики, которую можно использовать при расчетных целях. Дело в том, что с достаточной для практики точностью в диапазонах экспериментальных значений амплитуд можно обойтись без аналитического выражения для их интегрального распределения, применяя квантили распределения оцнит процессов соответствующей обеспеченности. Чисто статистически можно показать,

что соответствует экстремальным значениям на стационарном режиме, полученных на основе распределений ординат и амплитуд, является при соотношении обеспеченности  $P_0 = \frac{P_0}{10}$ , где  $P_0$  — обеспеченность ординат и амплитуд. В работе [43] приведены сопоставления экстремальных значений ординат и амплитуд нерывной составляющей (см. табл. 5.6). Здесь же помещены сопоставленные данные по соответствующим экстремальным значениям нерывной составляющей (все экстремальные величины выражены в единицах стандартов ординат процессов). Как можно видеть, сопоставление результатов вполне приемлемое — погрешность расхождения величин  $x_0$  и  $x_1$  в обычно используемом диапазоне обеспеченностей ( $10^{-2.5}—10^{-4.8}$ ) не превышает 5%, в основном лежащая на уровне 1–2%.

Таблица 5.4 Экстремальные значения ординат и амплитуд нерывной и скоростной составляющих

Составляющая нагрузки	$P_0/P_{00}$			
	$10^{-2.5}$ $10^{-3.5}$	$10^{-3.0}$ $10^{-4.0}$	$10^{-3.5}$ $10^{-4.5}$	$10^{-4.0}$ $10^{-5.0}$
Нерывная				
$\frac{x_0}{x_1}$	3,39	3,79	4,01	4,20
$\frac{x_1}{x_0}$	8,42	8,72	8,99	9,20
Скоростная				
$\frac{x_0}{x_1}$	4,80	6,13	7,45	8,80
$\frac{x_1}{x_0}$	5,18	6,36	7,56	8,75

Формы предельных законов (экспоненциальный и закон Рэлея) позволяют обобщить полученные результаты и предложить единый закон для описания амплитуд волновых нагрузок при совместном действии скоростной и нерывной составляющих, в изменениях Вейбулла

$$P(Q > Q) = \exp \left( -\frac{Q}{x_0} \right)^k, \quad (5.14)$$

где  $x_0$  — параметр масштаба;  $k$  — параметр формы.

Параметр  $k$  изменяется в диапазоне от  $k = 1$  (скоростная составляющая) до  $k = 2$  (нерывная составляющая), остальные случаи промежуточные. Параметр  $k$  удобнее всего определять

с помощью соотношения  $\gamma$ , которое для закона Вейбулла имеет вид

$$\gamma = \frac{\Gamma \left( \frac{2}{k} + 1 \right)}{\Gamma \left( \frac{1}{k} + 1 \right)}. \quad (5.14)$$

На рис. 5.20 изображен соответствующий график зависимости  $\gamma$  от  $k$ . Параметр  $x_0$  можно найти исходя из зависимости

$$\ln(-\ln P) = k(\ln Q - \ln x_0). \quad (5.145)$$

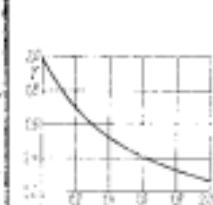


Рис. 5.20. Соответствующие пары двух моментов распределения Вейбулла в зависимости от параметра  $k$

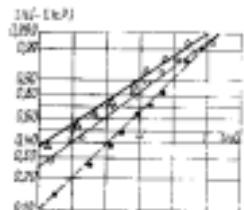


Рис. 5.21. Интегральные различия напряжений в нерывных волнах ПБУ «Хазар»  
— теоретические точки

позволяющей изобразить интегральный закон распределения Вейбулла в осах  $\ln(-\ln P)$  и  $\ln Q$  в виде прямой линии.

Анализ интегральных распределений напряжений, замеренных во испытании ПБУ «Хазар» во время шторма 15.04.1977 с характеристиками  $b_0 = 4,4$  м,  $T = 5,9$  с показал удовлетворительное согласование теоретических и экспериментальных данных в пределах 95% доверительного уровня (рис. 5.21).

Параметры распределения напряжений в связи с ординатами на стационарном режиме

$\eta$	$\gamma$	$k$	$\eta$	$\gamma$	$k$
0,95	1,37	1,70	0,75	1,42	1,57
1,20	1,32	1,82	0,64	1,46	1,50
1,74	1,03	1,55	0,76	1,42	1,58
1,50	1,30	1,69	0,64	1,47	1,48
1,20	1,32	1,82	0,58	1,49	1,45
1,00	1,35	1,74	0,60	1,29	1,92
1,10	1,38	1,80	0,50	1,63	1,40

Следует о параметрах  $\eta$ ,  $\gamma$  и  $k$  для напряжений свидетельствуют о величинах инерционной составляющей нагрузки для различных условий волнового воздействия. Об этом же говорят факты на рис. 5.22, на котором изображено отношение наибольшего характеристического значения распределения  $Q_{\text{ch}}$  в данной выборке объемом  $n$  к средней величине.

В связи с тем, что на практике нередко используются обстановки задачи (регулярные и нерегулярные), представляющую возможность сопоставления получаемых результатов. В этом случае это выполнить достаточно просто. Если сравнивать результаты по  $d_{\text{av}}$  для некоторого стационарного режима, характеризующегося  $\eta_{\text{av}}$ , то обеспечимость, которую следует приписать эпюре регулярной волны  $h$ , определяется из условия адекватности результатов на  $d_{\text{av}}$  в обеих постановках, т. е.

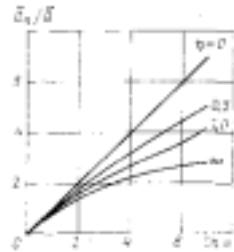


Рис. 5.22. Зависимость характеристических величин от объема выборки  $n$

Полученное из условия (5.149) значение  $k = \frac{\Delta_1 \sqrt{\ln n}}{1.67 \pi} \cdot \frac{C_{\text{av}}}{C_{\text{ch}}}$  имеет обеспеченность

$$e^{-\frac{k^2}{k_0^2}} = e^{-\ln n} = \frac{1}{n}. \quad (5.147)$$

Таким образом, если величина  $k$  приписывать обеспеченность  $1/n$ , другими словами, использовать наибольшее характеристическое значение  $\hat{h}$  в выборке объемом  $n$ , то результаты полностью совпадут.

Попытаемся привести пример практического использования разделенного рассмотрения составляющих волновой нагрузки на обтекаемые преграды. Ориентируясь на роль скоростной составляющей в формировании хвостовой части распределения, будем способ экспериментальной оценки параметра  $C_{\text{ch}}$  при проведении испытаний в нерегулярных условиях. Отсечем гистограмму амплитудных значений  $Q_{\text{ch}}$  в некоторой точке  $Q_{\text{ch}} > \frac{f_{\text{av}}}{2\pi C_{\text{ch}}}$ . Отсечем как плотность вероятности (протягивая линии) получим вид

$$\bar{P}(Q_{\text{ch}}) = \frac{P(10\eta)}{\int_{\frac{f_{\text{av}}}{2\pi C_{\text{ch}}}}^{\infty} P(Q_{\text{ch}}) dQ_{\text{ch}}}. \quad (5.148)$$

раскрывая (5.148), получаем

$$\bar{P}(Q_{\text{ch}}) = \frac{1}{\pi C_{\text{ch}} f_{\text{av}}} e^{-\frac{Q_{\text{ch}} - Q_{\text{av}}}{C_{\text{ch}} f_{\text{av}}}}, \quad (5.149)$$

т. е. плотность распределения не зависит от параметров инерционной составляющей.

Невизвестный параметр закона распределения  $f_{\text{av}} E_{\text{ch}}$  определяем методом моментов, приравнивая первый момент генеральной совокупности и выборки, т. е.

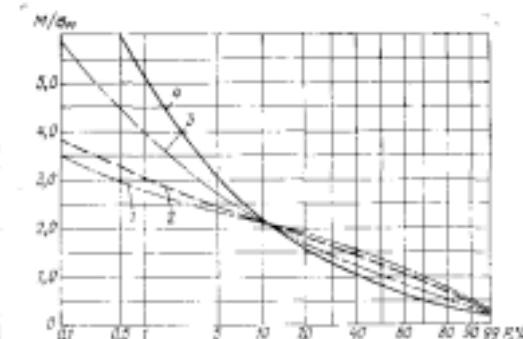


Рис. 5.23. Обеспеченность амплитуд волновых нагрузок в спектрах при нерегулярном воздействии

$x$  — коэффициент Релея:  $2 - \sqrt{T} = 0.05 + 1.1$ ;  $3 - \sqrt{T} = 0.1$   
 $4 - \sqrt{T} = 0.1$

$$\int_{f_{\text{av}}}^{\infty} \frac{Q_{\text{ch}}}{\pi C_{\text{ch}} f_{\text{av}}} e^{-\frac{Q_{\text{ch}} - Q_{\text{av}}}{C_{\text{ch}} f_{\text{av}}}} dQ_{\text{ch}} = \sum_i m_i Q_{\text{ch},i}, \quad (5.150)$$

$$1 > f_{\text{av}}$$

Что  $Q_{\text{ch},i}$  — экспериментальные значения амплитуд волновых нагрузок.

Произведя необходимые действия, запишем

$$f_{\text{av}} E_{\text{ch}} = \sum_i m_i Q_{\text{ch},i} - Q_{\text{av}}, \quad (5.151)$$

Имея в виду (5.133), по выражению (5.151) можно оценить

$$C_{\text{ex}} = \frac{66 \left( \sum_i m_i Q_{z,i} - Q_{z,0} \right)}{k_{\text{зд}}^2}, \quad (5.152)$$

$i \geq I_0$

Полученное значение  $C_{\text{ex}}$  следует рассматривать в качестве математического окружения, поскольку в натурных условиях этот коэффициент имеет определенный разброс.

Говоря о законах распределения волновых нагрузок, неизбежно отметить экспериментально полученные данные, касающиеся особенностей распределения скоростной составляющей  $B_0$ . Результаты испытаний в гидротехнике представляются кратко, и заключается в том, что для одиночно стоящих стерней функция обесценивания скоростной составляющей зависит от гибкости стерни, характеризуемая отношением  $\tau_s = \frac{\omega_s}{\rho}$ . На рис. 1 показаны обобщенные интегральные распределения амплитуды изменений изгибающих моментов в горизонтальных сечениях стерни. Несмотря на физиономологическое происхождение вывода о зависимости гибкости зала закона распределения скоростной составляющей, соотношения частотных характеристик, для его упрощенного использования необходимо дальнейшее накопление опытных данных, особенно в загруженных условиях.

Все изложенное выше в основном относится к законам распределения составляющих волновых нагрузок, действующих на единую поставленную преграду. Принимая в качестве допущения, что рассматриваемому закону распределения не противоречат также равные платформы с учетом взаимного влияния опорных колонн. Установлено, что для ферменного типа конструкций опорных колонн определяющей служит скорость составляющая нагрузки, имеющая оценку параметра экспоненциального распределения  $a_0$ , выведенную из обычного соотношения между параметром масштаба экспоненциального распределения  $a_0 = 2I_{\text{ex}}\sigma_0^2$  и соответствующему стандартному отклонению ординат при квадратичном их изображении, т. е.

$$a_0 = 2I_{\text{ex}}\sigma_0^2 \rightarrow I_{\text{ex}} = \frac{\sigma_0}{\sqrt{\frac{6}{\pi}}} = 1.25\sigma_0. \quad (5.153)$$

## § 19. Определение компонентов волновых нагрузок

### 19.1. Реакции конструкций ПБУ на волновое воздействие

Известно, что воздействие ветра на сооружение может вызвать следующие явления: автоколебания, газопиррование, ветровой резонанс. Наибольший интерес с точки зрения

волновых нагрузок в рассматриваемом случае представляет явление ветрового резонанса.

Для расчета реакций ПБУ на такое воздействие определим приложенную ветровую нагрузку, т. е. правую часть уравнения (5.1). При этом учтем, что ордината формы изгибших колебаний ПБУ на уровне приложения радиодействующей ветровых давлений равна единице.

Радиодействующая ветровая нагрузка может быть определена по формуле

$$Q_w = \frac{\rho u^2}{2} \sum_i C_{1i} C_{2i} S_i, \quad (5.154)$$

где  $\rho$  — массовая плотность воздуха;  $C_{1i}$  — коэффициент лобового сопротивления  $i$ -го элемента;  $C_{2i}$  — коэффициент возрастания скоростного напора по высоте;  $S_i$  — площадь поверхности  $i$ -го элемента.

Коэффициент возрастания скоростного напора по высоте определяется как

$$C_2(z) = \left( \frac{\omega(z)}{\omega_\infty} \right)^2. \quad (5.155)$$

Имея в виду данные, изложенные в 16.1, коэффициент  $C_2$  можно записать в следующей форме:

$$C_2 = \left( \frac{z}{10} \right)^{0.18}. \quad (5.156)$$

В ряде случаев удобно с целью сокращения определить коэффициент зоны  $C_{12}$  для платформы в целом, используя формулу

$$C_{12} = \frac{\sum_i C_{1i} S_i}{\sum_i S_i}. \quad (5.157)$$

Можно показать, что для платформ типа «Хазар» и «Бакыт» при замедлении изменения скоростного напора по высоте (5.153) величина  $C_{12}$  не превышает 1.1.

Коэффициент лобового сопротивления  $C_{1i}$  так же, как коэффициент скоростного сопротивления  $C_{2i}$  зависит от формы тела, числа Рейнольдса, степени турбулизации потока [20, 62].

Ветровую нагрузку на всю платформу определяют аналогично водной нагрузке с помощью суммирования нагрузок на отдельные элементы. Как и в случае волновых нагрузок на модули опорных колонн, суммарное сопротивление всех элементов ферменных конструкций следует откорректировать на величину интерференции. По данным продюкса в аэродинамической трубе коэффициент интерференции (произведенный для опорных колонн и буровых вышек) может быть принят ориентировочно равным  $C_w = 0.7$  (при угле

атаки ветра  $\varphi = 45^\circ$ )  $\times C_s = 0,55 \sim 0,60$  (при угле атаки  $\varphi = 0^\circ$ ).

Для возможности сопоставления нагрузок на различные платформы и различных условиях волнообразования уместно задать общий коэффициент лобового сопротивления согласно формуле

$$C_{\text{BE}} = \frac{\sum C_{12} S_i}{\sum S_i}, \quad (5.15)$$

Оказывается, что этот коэффициент для различных буровых платформ и различных условиях достаточно стабилен. Так, по данным [54], основанным на исследовании коэффициента  $C_{12}$  промышленных судов с тандемными винтами, его величину рекомендуется брать постоянной и равной 0,9. Больше того, в работе [54] утверждается, что общий коэффициент сопротивления даже с учетом перекрывания и скрещивания элементов мало зависит от угла атаки. Однако, по-видимому, подобный вывод нельзя считать справедливым для всех типов установок. Если, например, ориентироваться на данные продукции буровой установки типа «Бакка» [52], то следует признать, что зависимость коэффициента  $C_{12}$  от угла атаки может быть достаточно заметной (см. рис. 5.34).

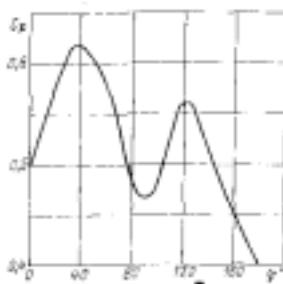


Рис. 5.34. Зависимость коэффициента лобового сопротивления ПБУ от угла атаки ветра

Правда, результаты получены для обтекания постоянным во времени потоком. Учет неоднородности четверного потока во времени и пространстве может внести определенные коррекции. В терминах нерегулярного нагружения это приводит к изменению коэффициентов корреляции составляющих нагрузок как во высоте, так и по фронту. Степень редукции волнения (уменьшение нагрузки), связанная с наличием корреляции, зависит не только от статистических характеристик четверного потока, но и от размеров (протяженности) элементов конструкций, по высоте, по ширине и даже платформы. Это уменьшение может быть весьма заметным для относительно простых сооружений. Если знать, например, что структура надводной части ПБУ состоит из двух основных компонентов: погонка с привлекающим участком скирных колонн в ванне, то представляется целесообразным рассмотреть для них отдельные коэффициенты пространственной корреляции пульсационной

струйющейся ветровой нагрузки; в связи с малой протяженностью длины во высоте — корреляцию ветровых давлений по фронту распространения ветра, в связи с неизначительной протяженностью длины в поперечном направлении — корреляцию ветровых давлений по ее высоте. В качестве характеристики плавучей корреляции Давенпорт рекомендует использовать величину квадратного корня из ковариантности.

$$r_w = e^{-c(x_2 - x_1)}, \quad (5.159)$$

где  $x_2 - x_1$  — расстояние между исследуемыми точками пространства;  $c$  — коэффициент, равный  $\frac{1}{\pi} \frac{e}{\sigma}$  по вертикали и  $\frac{1}{\pi} \frac{e}{\sigma}$  по горизонтали.

Используя это представление, М. Ф. Бартийский на базе смысла Давенпорта получает обобщенные коэффициенты пространственной корреляции пульсационной составляющей ветровой нагрузки. Эти коэффициенты приведены в СНиП 161: во высоте — в зависимости от параметра  $e = \frac{r_w}{100}$  и имются сооружения (см. табл. 10 в [54] В, по фронту — в зависимости от параметра высоты и длины сооружения (см. табл. 11 в [51]). Для волнета ПБУ «Бакка», по данным М. Ф. Бартийского, коэффициент пространственной корреляции равен 0,65, для имиджа — 0,85.

Зависимость коэффициентов  $C_{12}$ ,  $C_{21}$  и площади парусности элементом позволяет перейти непосредственно к определению приведенной ветровой нагрузки  $Q_0$  на ПБУ. С учетом квадратичной зависимости ветровой нагрузки от продольной пульсации скорости ( $Q \sim Aw^2 \sin^2 \theta$ ) выполним ее статистическую линеаризацию, т. е. приведем к виду  $Q = f(\theta)$ . Коэффициенты статистической линеаризации  $a$  и  $b$  определим согласно решению, представленному в [56] применительно к нормально распределенному входному процессу с математическим ожиданием  $\bar{w}$  и стандартным отклонением  $\sigma_w$ :

$$a = \frac{1}{2} \left[ \bar{w}^2 - \sigma_w^2 \left( 1 + \Phi \left( \frac{\bar{w}}{\sigma_w} \right) \right) - \bar{w} \sigma_w \varphi \left( \frac{\bar{w}}{\sigma_w} \right) \right], \quad (5.160)$$

$$b = 2A \frac{\bar{w}}{2} \left[ 1 - \Phi \left( \frac{\bar{w}}{\sigma_w} \right) \right] - \sigma_w \varphi \left( \frac{\bar{w}}{\sigma_w} \right),$$

где  $\Phi = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\bar{w}} \varphi \frac{d\theta}{\sigma_w}$  — интегральная и дифференциальная плотность нормального закона.

Так как коэффициент изменения продольной пульсации ветра  $w$  существенно меньше единицы (см. (5.1)), что дает  $4 \left( \frac{\bar{w}}{\sigma_w} \right) \ll 1$ ,

\* Под ковариантностью понимается функция  $S_{xy}(u)$   $= \frac{\langle S_{xy}(u) \rangle}{S_x(u) S_y(u)}$ , где  $S_{xy}(u)$  — ковариантная функция;  $S_x(u)$ ,  $S_y(u)$  — автокорреляции временных функций  $x(t)$ ,  $y(t)$ .

$\psi \left( \frac{\bar{w}}{\sigma_w} \right) = 0$  и, следовательно,  $a = \bar{w}$ ,  $b = 2A\bar{w}$ , уравнение гибких колебаний в одной из плоскостей можно записать в следующем виде:

$$-2\ddot{y}_0 + C_0 y_0 + K y_0 = \frac{\rho_0}{2} C_0 S_0 \bar{w}^2 y_0 + \rho_0 C_0 S_0 (\bar{w} - \dot{y}_0) \omega_{sp}. \quad (5.16)$$

При определении приведенной ветровой нагрузки (правой части уравнения (5.161)) использовано обстоятельство, что единичная форма колебаний установки на уровне приложения равнодействующей равна единице. Постоянная составляющая правой части уравнения (5.161) соответствует статическому напору ветра; для определения реакций ПБУ на переменную составляющую динамики ветра рассмотрим амплитудно-частотную характеристику кососимметричных колебаний,<sup>6</sup> задаваемую уравнением (5.162).

Амплитудно-частотную характеристику относительно  $y_0$  зададим на этого уравнения, засим записав как

$$H_{y_0} = \frac{\rho_0 C_0 S_0 \bar{w}^2 \omega_{sp}}{981000 [(1 - \omega^2) + \Lambda_w^2 \omega^2]}, \quad (5.162)$$

где  $\Lambda_w = 2R + \frac{\rho_0 C_0 S_0 \bar{w}^2}{981000}$ . (5.163)

Домножив и разделив правую часть зависимости (5.162) на предложенную величину системы  $K$ , получим

$$H_y(\omega) = \frac{\rho_0 C_0 S_0 \bar{w}^2 \mu^2 (1 - 3\mu)}{981000 \sqrt{[(1 - (\frac{\omega}{\mu})^2)^2 + (\frac{\Lambda_w}{\mu})^2] (\frac{\omega}{\mu})^2}}. \quad (5.164)$$

Спектральную плотность перемещений поктона определим как

$$S_y(\omega) = |H_y(\omega)|^2 S_0(\omega). \quad (5.165)$$

Соответствующая спектральная плотность (5.165) дисперсия перемещений имеет вид

$$D_y = \frac{63.5 \rho_0^2 C_0^2 S_0^2 \bar{w}^4 \mu^6 (1 - 3\mu)^2}{(981000)^2} \times \\ \times \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\omega d\omega}{\left[ 1 + \left( \frac{\omega}{\omega_m} \right)^2 \right]^{1/2} \left[ 1 - \left( \frac{\omega}{\mu} \right)^2 \right]^2 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\Lambda_w}{\mu} \right)^2 \left( \frac{\omega}{\mu} \right)^2 \right]} \quad (5.166)$$

<sup>6</sup> При действии ветровой нагрузки симметричных составляющих приведены ранее в п. 5.20.

Используя замену переменной  $(\omega/\omega_m)^2 = t$ , получим

$$D_y = \frac{3.2 \cdot 10^{-4} \rho_0^2 C_0^2 S_0^2 \bar{w}^4 \mu^6 (1 - 3\mu)^2}{(981000)^2} \times \\ \times \int_0^{\infty} \frac{dt}{(1 + 0.04t^{1/2})^2 [(1 - t^{1/2})^2 + \Lambda_w^2 t^{1/2}]} . \quad (5.167)$$

$$\text{т.е. } \Lambda_w = \frac{\sigma_w}{\mu}, \quad \tau_w = \frac{\omega_{sp} \pi}{\mu}.$$

Это позволяет записать стандартную формулу в виде

$$D_y = \frac{3.1 \cdot 10^{-4} \rho_0 C_0 S_0 \bar{w}^4 \mu^6 (1 - 3\mu)}{981000 E I_c} K_w, \quad (5.168)$$

где  $K_w$  — коэффициент линейности ветровой нагрузки, определенный по формуле

$$K_w = \frac{1}{\int_0^{\infty} \frac{dt}{(1 + 0.04t^{1/2})^2 [(1 - t^{1/2})^2 + \Lambda_w^2 t^{1/2}]}} \int_0^{\infty} \frac{dt}{(1 + 0.04t^{1/2})^2} . \quad (5.169)$$

Параметр  $\Lambda_w$  имеет вид

$$\Lambda_w = \frac{\delta}{a} + \frac{K \cdot 981000}{v_w}, \quad (5.170)$$

где  $v_w$  — статическая составляющая перемещений.

Зависимость коэффициента линейности ветровых нагрузок от параметров  $v_w$  и  $\Lambda_w$  показана на рис. 5.25. Эта зависимость практически полностью совпадает с аналогичной зависимостью, полученной М. Ф. Барштейном и приведенной в [6.1].

Статическая составляющая перемещений, соответствующая статическому члену нагрузки в уравнении (5.163), равна

$$\hat{y}_w = \frac{\rho_0 C_0 S_0 \bar{w}^2 \mu^2 (1 - 3\mu)}{981000} . \quad (5.171)$$

Запись спектральной плотности перемещений (5.166) в ее предельном значении позволяет определить коэффициент дисперсии перемещений

$$D_y = \frac{\sigma_y^2}{g_0^2} = 2K_w v_w \mu^2 . \quad (5.172)$$

Зависимости, полученные для статистических характеристики при угле атаки ветра  $\varphi = 0$ , легко трансформируются приведенными к углам  $\varphi \neq 0$ . В этом случае с числитель выражений (5.162) и (5.171) для  $\sigma_x$  и  $\mu_w$  входит множитель  $\cos \varphi$ , а для  $\sigma_z$  и  $K_w$  — множитель  $\sin \varphi$ . Причем обобщенный коэффициент сопротивления  $C_s$  берут соответствующими углу  $\varphi$ , т. е.  $C_w = C_s(\varphi)$ . Дальнейший переход к параметрам нагружения (изгибающим моментам, перерезывающим и осевым силам) осуществляют с помощью зависимостей (5.9), (5.10).

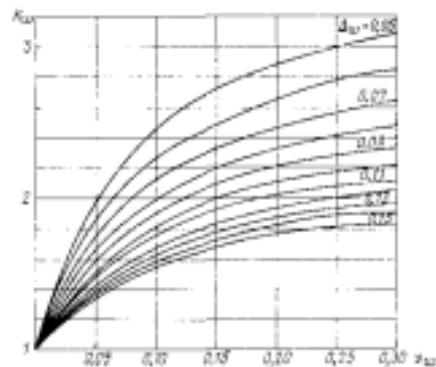


Рис. 5.25. Коэффициент динамичности ветровых нагрузок

Результаты по характеристикам ветровых нагрузок позволяют определить критическое соотношение параметров ветра и установки, начиная с которого следует учитывать динамический эффект ветрового воздействия. Искомое критическое соотношение определяем исходя из допускаемого уровня ошибки  $c$ , возникающей при пренебрежении динамичности приложения ветровых нагрузок,

$$\frac{(K_w - 1) \mu_w}{1 - \mu_w} = c. \quad (5.173)$$

В условии (5.173)  $c$  — число стандартов ветровой нагрузки;  $\mu_w$  — коэффициент пульсации ветровой нагрузки, приложенной статически;  $\mu_0 = 2r_w v_0$ , где  $r_w$  — коэффициент пространственно-временной корреляции ветровых динамик.

Поскольку зависимость  $K_w$  от  $\mu_w$  в начальном диапазоне доступно аппроксимировать выражением

$$K_w = 1 + \frac{0.8}{\mu_w} \mu_w, \quad (5.174)$$

связь между  $\omega_m$  и  $c$  определяют следующим образом:

$$\bar{\omega} > \frac{10000c}{\pi}, \quad (5.175)$$

при значениях параметров  $c = 0.1$ ,  $\pi = 3.14$ ,  $v_0 = 0.1$ ,  $r_w = 0.8$ .

Выражение (5.175) дает возможность ориентировочно оценить скорость ветра, выше которой необходим учет динамичности.

### 19.2. Экстремальные значения усилий и напряжений в конструкциях ПБУ на стационарном режиме ветра

Экстремальные значения усилий и напряжений могут быть определены после установления закона их распределения. Исходный закон распределения найдем исходя из рассмотрения преобразующей зависимости, которую можно представить следующим образом:

$$Q_w = \bar{Q}_w + \overline{Q}_w \left[ \frac{2w}{\omega} + \frac{w^2}{\omega^2} \right], \quad (5.176)$$

где  $\bar{Q}_w$  — статический закон ветра,  $\bar{Q}_w \sim w^k$ .

Форму закону распределения  $Q$  определяют случайным множителем

$$M = \frac{2w}{\omega} + \frac{w^2}{\omega^2}. \quad (5.177)$$

Используя известное соотношение из теории вероятностей

$$p(u) du = p(u) dw \quad (5.178)$$

и имея в виду, что амплитуды  $w$  следуют закону Релея

$$p(w) = \frac{w}{\sigma_w^2} e^{-\frac{w^2}{2\sigma_w^2}}, \quad (5.179)$$

где  $\sigma_w$  — стандарт от摆н скорости пульсации ветра, получаем

$$p(u) = \frac{1}{2\sigma_w \sqrt{u+1}} e^{-\frac{(u-\sigma_w^2)^2}{2\sigma_w^2}}, \quad (5.180)$$

где  $\sigma_w$  — коэффициент изменчивости пульсации ветра.

Интегральное распределение вероятных реакций, соответствующее плотности распределения (5.180), имеет вид

$$P(u) = e^{-\frac{(u-u_0)^2}{u_0^2}}, \quad (5.181)$$

Можно показать, что в области малых обеспеченностей распределение (5.181) приемлемо аппроксимируется экспоненциальным распределением

$$P(u) = e^{-\alpha u}, \quad (5.182)$$

с параметром распределения  $\alpha_u \approx 1,7 u_0$ .

На рис. 5.25 показано соотношение интегральных распределений (5.181) и (5.182) для характеристического значения  $u_0 = 0,15$  в области  $u - u_0$ . Составление производим при 95%-ном доверительном уровне границ, построенных для условного объема выборки, отвечающего стационарному режиму продолжительности около 6 ч. Как можно видеть, исключение начального динамичного зоны, сходимость рассматриваемых законов вполне удовлетворительна, причем в экстремальной области наблюдаемое отклонение не потетического закона направлено в безопасную сторону.

Рис. 5.25. Интегральное распределение вероятных реакций  
1 — кратное распределение (5.180); 2 — кратное распределение (5.182); 3 — 95%-е доверительные границы

Поскольку первая часть распределения  $Q$  пропорциональна  $\bar{w}^2$  [см. формулу (5.176)], параметр  $a_Q$  равен

$$a_Q \sim \bar{w}^2 a_u \sim 1,7 u_0. \quad (5.183)$$

Согласно (5.160) стандарт ординат ветровых нагрузок равен  $s_0 \sim 2 u_0$ , что приводит к соотношению

$$a_Q = \alpha_u s_0. \quad (5.184)$$

Это соотношение будет использовано для определения вероятных реакций, действующих элементов, перерезывающих и осевые скжимающиеся.

## § 20. Экстремальные значения усилий и напряжений в конструкциях самонадъемных ПБУ при одновременном воздействии волнения и ветра

Согласно принятой расчетной схеме экстремальные значения усилий и напряжений в конструкциях определяются на основе долговременного их распределения  $Q(x_2 > x_1)$ , записанного с помощью формулы полной вероятности

$$Q(x_2 > x_1) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} p_{ijk} P_{ijk}(x_2 > x_1), \quad (5.185)$$

где  $p_{ijk}$  — вероятность  $j$ -го стационарного режима, характеризуемого высотой волны  $\lambda_2$ , средним периодом волнения  $T$ , средней скоростью ветра  $\bar{w}_{16}$ ;  $P_{ijk}(x_2 > x_1)$  — обеспеченность величины  $x_2$  из  $j$ -го стационарного режима.

Функция обеспеченности  $P(x_2 > x_1)$  величины  $x_2$  находится в результате рассмотренной композиции двух независимых экспоненциальных распределений величин  $x_2 + x_0$  т. е.

$$x_2 = x_0 + x_1. \quad (5.186)$$

В соответствии с правилами композиции для независимых случайных величин функция плотности распределения  $p(x_2)$  можно записать следующим образом:

$$p(x_2) = \int_0^{x_2} \frac{1}{a_x} \exp \left[ -\frac{x_2 - x_0}{a_x} \right] \frac{1}{a_x} \exp \left[ -\frac{x_0}{a_x} \right] dx_0. \quad (5.187)$$

После преобразований получим

$$p(x_2) = \frac{1}{a_x - x_0} [e^{-x_2/a_x} - e^{-x_0/a_x}]. \quad (5.188)$$

Интегральное распределение, соответствующее (5.188), имеет вид

$$P(x_2 > x_1) = \frac{1}{1 - \frac{x_0}{a_x}} \left( e^{-x_2/a_x} - \frac{x_0}{a_x} e^{-x_2/a_x} \right). \quad (5.189)$$

Обозначив  $a_x/a_0 = \beta$ , запишем

$$P(x_2 > x_1) = \frac{1}{1 - \beta} (p - \beta p^{1/\beta}), \quad (5.190)$$

где  $p = e^{-x_0/a_x}$ .

Учитывая, что  $a_x$ , как правило, существенно превышает  $a_0$ , можно упрощающе записать

$$P(x_2 > x_1) \approx \frac{1}{1 - \beta} e^{-x_2/a_x}, \quad (5.191)$$

что справедливо для  $\beta \leq 0,5$ .

В случае  $\beta = 1$ , т. е. при равенстве стандартных отклонений реакций от вертикальной и ветровой нагрузок, приходы к закону их композиции

$$P(x_2 > x_1) = e^{-x_2 \sigma_x^2} \left[ 1 + \frac{x_2}{\sigma_x} \right]. \quad (5.192)$$

Знание величин  $\rho_{12}$  и  $P_{12}(x_2 > x_1)$  позволяет решить поставленную задачу с помощью зависимости (5.191). Задавшись расчетным уровнем обеспеченности (обычно  $Q = 10^{-3}$ ) и решая (5.191) относительно  $x_2$ , можно найти искомую кривизну с нормативной обеспеченностью.

К сожалению, расчетная схема (5.192) не позволяет определить, во сколько стационарных режимах реализуется получимое значение  $x_2$ , что приводит к неопределенности в отношении суммирования  $x_2$  в статистической составляющей.

Поэтому necessity перспективным в этой связи может быть выявление и использование такого стационарного режима (так называемого «антиудара»), суммирование напряжений на котором можно было бы выполнить вполне строго, и в то же время достаточно представительно, что позволяло бы рассматривать его как режим, при котором наиболее вероятно реализуется экстремальная величина заданной обеспеченности. Если учитывать некоторую условность номенклатуры «антиударного режима», то видимо, этоведение можно проиллюстрировать из разных позиций.

В основу предлагаемого подхода положена возможность использования чисто статистических соображений, сущность которых заключается в следующем. Известно, что в качестве расчетной величины применяется экстремальное значение  $\bar{x}$ , характеризующее тем, что в выборке объема  $n$  среднее число превышений уровня  $\bar{x}$  равно единице. В теории экстремальных величин  $\bar{x}$  имеют характеристическое наибольшее значение и являются из уравнения

$$P(\bar{x}) \approx 1 - \frac{1}{n}, \quad (5.193)$$

где  $P$  — интегральное распределение величины  $x$ .

По своему смыслу это значение справедливо как для долговременного распределения  $x$ , так и для стационарных режимов, на которые условно разбивают весь период эксплуатации судна. Зависимость наиболее вероятной экстремальной величины от объема выборки на стационарном режиме дает достаточно надежную основу для нахождения некоторой характеристики долговременного распределения. Для каждого стационарного режима это значение берут фиксированные границы распределения и обозначают  $\bar{x}_{2,ik}$  для стационарного режима  $\rho_{12k}$ , определяемого как

$$\rho_{12k} = \rho_{12}/n, \quad (5.194)$$

где  $n$  — объем выборки, соответствующий всему сроку эксплуатации сооружения.

Так, для закона Релея эта зависимость выглядит как

$$\bar{x}_{2,ik} = \sigma_{12k} \sqrt{2 \ln \rho_{12k}}, \quad (5.195)$$

где  $\sigma_{12k}$  — стандартное отклонение величины  $x$  на  $i$ -й режиме. Существование максимальных величин характеристического наибольшего значения среди всех  $\bar{x}_{2,ik}$  дает возможность, с одной стороны, установить наиболее вероятный стационарный режим, с другой стороны, получить исковые экстремальные величины заданной обеспеченности. Учет множественности событий в этой схеме производится обычным порядком, т. е. умножением расчетного значения на количество рассматриваемых объектов. Поднимаемый в связи с оценкой экстремальных величин вопрос об усечении сверху действительности волги ветра при предложенном подходе стоит гораздо менее остро [42].

Реализацию предлагаемого подхода можно осуществить с помощью таблич вспомогательных данных, аналогичных табл. 4.1. Как показывают расчеты, район максимума локализуется в районе наиболее устойчивых режимов, в связи с чем для оценки экстремальных величин необходимо лишь информация о ветровомном режиме в этой области. Однако из этого нельзя делать вывод о неизбежности всего объема исходной информации: для оценки устойчивости долговременных зондирований весь спектр действующих нагрузок.

Разумеется, по мере накопления опыта расчетов и экспериментальных данных район предложенного максимума  $\bar{x}_{2,ik}$  будет все более и более уточняться. В настоящее время расчет целесообразно вести начиная с  $k_0 \geq 7+8$  и  $T = 5+7$  с.,  $\bar{w}_{18} = 15+20$  м/с.

Полученное выражение (5.191) позволяет определять характеристическое значение суммарной амплитуды  $\bar{x}_2$  на  $i$ -м стационарном режиме. Это значение, найденное из условия (5.191), равно

$$\bar{x}_{2,ik} = \sigma_{12k} \ln \frac{\rho_{12k}}{1 - \rho_{12k}}. \quad (5.196)$$

Характеристическое значение  $\bar{x}_2$  для закона (5.192) приближенно равно

$$\bar{x}_{2,ik} \approx 1.08 \sigma_{12k} \ln 4 \rho_{12k}. \quad (5.197)$$

Добавляя к наибольшему из значений (5.196) соответствующие рожки от статистического напора ветра и условий, создаваемых маской погоня, определим исковые экстремальные величины (под  $\sigma_{12k}$  понимается величина  $\rho_{12k}$ , где  $k$  — расчетный объем выборки за весь период эксплуатации сооружения, обычно  $n = 10$ ).

Знание композиции распределения реакций, вызванных ветровыми волнами и нагрузками, позволяет со статистических позиций рассмотреть предложение о представлении экстремальной величины суммарных реакций в виде

$$\bar{x}_2^{ext} = \bar{x}_2^{max} + \eta \bar{x}_2^{var}, \quad (5.198)$$

где  $\bar{x}_2^{max}$ ,  $\bar{x}_2^{var}$ ,  $\bar{x}_2^{ext}$  — величины одной и той же обеспеченности;

$\eta$  — редукционный коэффициент составляющей реакции от морской нагрузки (а данном случае ветровой).

Согласно указаннем СНиП [52] при проектировании склонов сооружений морских нефтяных промыслов в случае одновременного действия волновой, ветровой и вертикальной нагрузок можно опасную горизонтальную силу следует учитывать с коэффициентом 0,8, т. е. величину  $\eta$  рекомендуется брать  $\eta = 0,8$ , и тем самым учесть, что арифметическое сложение максимальных нагрузок от волнения и ветра маловероятно. Поскольку ясно, что величина этого коэффициента в общем случае должна зависеть не только от законов распределения составляющих и их композиции, но и от уровня выбранной обеспеченности подачами в зависимости (5.198) соответствующие выражения для  $\eta_1^{(x)}$ ,  $\eta_2^{(x)}$ .

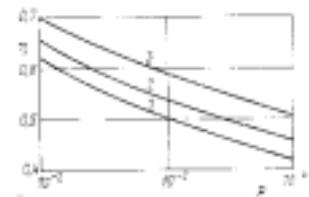


Рис. 5.27. Зависимость редукционного коэффициента  $\eta$  от рабочей обеспеченности  $\rho$  и коэффициента изменчивости  $\tau_{\omega}$

$$1 - \tau_{\omega} = 0,8; 2 - \tau_{\omega} = 0,10; 3 - \tau_{\omega} = 0,12$$

Здесь  $\rho$  — уровень нормативной обеспеченности.

После исключений преобразований с учетом (5.183) получим\*

$$\eta = \frac{1 - 1,7\tau_{\omega} \frac{\sigma_x}{\sigma_y} \ln \left( 1 - \frac{\sigma_x}{\sigma_y} \right)}{1 - 1,7\tau_{\omega} \ln \rho}, \quad (5.200)$$

где  $\tau_{\omega} = \sigma_x/\omega$  — коэффициент изменчивости горизонтальной пульсации скорости ветра.

На рис. 5.27 приведено графическое изображение редукционного коэффициента  $\eta$  в зависимости от уровня обеспеченности  $\rho$ . На коэффициент  $\eta$  практически не влияет соотношение параметров  $\sigma_x/\sigma_y$  на всем реальном диапазоне его изменения. С увеличением обеспеченности меняющую горизонтальную нагрузку (в данном случае ветровую) следует вводить с меньшим редуцированием. Показательно, что в пределах изменения уровня обеспеченности, обычно применяемого в расчетах при рассмотрении стационарного режима ( $\rho = 10^{-2} \dots 10^{-3}$ ), значкаς  $\eta$  не превышают рекомендаций [52] величины  $\eta = 0,8$ .

\* Этот результат является аналитическим представлением решения, изложенного в работе [48].

В заключение отметим, что выполнение практических расчетов прочности конструкций предусматривает использование данных о коэффициентах опорной пары в динамике колебаний для их обоснования необходимы инструментальные наблюдения за покоящимся конструкциями в натурных условиях.

## Глава 6

### МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПРОЧНОСТИ ПОЛУПОГРУЖНЫХ ПЛАТФОРМ

Рассмотрим методы, применяемые при расчете прочности полупогруженых платформ. Основной задачей расчета по критерию предельной прочности является определение наибольших напряжений в конструкции при достижении переходными нагрузками или напряжениями величин, соответствующих расчетной обеспеченности, при наиболее неблагоприятном значении постоянных нагрузок. Известно, что возможность показания пластического состояния материала зависит не только от знания схемы компонентия напряжений  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  и т. д. но и от их комбинации, характеризуемой по Минесу эквивалентными напряжениями:

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2}. \quad (6.1)$$

Поскольку в конструкции платформ каждый компонент может иметь доминирующее или, во всяком случае, существенное значение, в качестве действующих напряжений обычно принято рассматривать эквивалентные напряжения  $\sigma_e$ . Когда внешняя нагрузка на конструкцию представлена в виде кратного числа составляющих нагрузок определенной формы, действующие напряжения также должны представлять собой суммарный процесс с учетом корреляционной связи между отдельными составляющими.

Для расчета прочности по критерию усталостной долговечности необходимо проанализировать всю историю нагружения конструкции, а не только максимальные значения напряжений заданной обеспеченности. Поэтому расчет в принципе должен также дать закономерность повторений напряжений определенной величины.

Методы расчета прочности конструкций платформ, в той или иной степени удовлетворяющие этим требованиям, представлены в табл. 6.1.

Классический метод основан на использовании экстремальных волн для определения платформы в заданном районе эксплуатации. Метод долговременного распределения компонентов напряжений в методе динамического подобия на нерегулярных волнах определяет пульсирующий долговременный спектр напряжений через среднестатистические функции напряжений. В методах, использующих интегральное представление нагрузок, расчетные напряжения определяются исходя из передаточных функций нагрузок и их долговременных или режимных спектров.

Таблица 6.1. Методы расчета краткосрочных изолированных платформ

Этап	Классический метод	Метод, использующий распределенную нагрузку		Метод, использующие интегрирование предельных нагрузок	
		метод дифференциального распределения концентрических изолированных	метод, динамического подбора из изолированного изгибающего момента	метод квадратного кирпича	интегриальный метод
1	Расчетная высота и длина заложки	Нагрузка на заложке 	Нагрузка на заложке 	Предельные функции исходной нагрузки $Q_1$ 	Предельные функции исходной нагрузки $Q_1$ 
2	Компактное разложение в ряде при различных положениях гибким	Предельные функции изогнут	Предельные функции изогнут	Дифференциальное распределение исходной нагрузки $Q_1$ 	Дифференциальное распределение исходной нагрузки $Q_1$ 
3	Расчетные нагрузки в каждом изгибочном	Предельные функции напряжений $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ 	Предельные функции напряжений $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ 	Суперпозиция рисунков; напряжение от каждой нагрузки $Q_i$ $Q_1 + Q_{21}, Q_{22}, \tau_1$	Суперпозиция рисунков; напряжение от каждой нагрузки $Q_i$ $Q_1 + \sigma_{11}, \sigma_{12}, \tau_1$
4	Напряжения $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ в разных углах при разных положениях	Сумма изолированных по полюсам решений 	Реализации $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ по полюсам решений 	Суперпозиция рисунков; суммарные напряжения $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ $\sigma_x = \sqrt{\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \dots + \frac{1}{2\sigma_{12}\sigma_{21}}(\sigma_{12}^2 + \sigma_{21}^2 + \dots + 2\sigma_{12}\sigma_{21}\sigma_{22} + \dots)}$	Суперпозиция рисунков; суммарные напряжения $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ $\sigma_x = \sqrt{\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \dots + \frac{1}{2\sigma_{12}\sigma_{21}}(\sigma_{12}^2 + \sigma_{21}^2 + \dots + 2\sigma_{12}\sigma_{21}\sigma_{22} + \dots)}$
5	Максимальные $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ и минимальные $\sigma_z$	Дифференциальное распределение напряжений $\sigma_x, \sigma_y, \tau$ 	Дифференциальное распределение нагрузок $\sigma_z$ 	--	Суммарные эквивалентные напряжения $\sigma_0$ для заданной обеспеченности изгибающих моментов $Q_0$

Перейдем к содержанию этого подраздела, отметив, что их назначение формировалось разными авторами в разное время. В одних случаях название связано с содержанием метода, в другом — с его формой представления. Не все методы одинаково подробно изложены в специальной литературе. Для их обоснования процедура расчета и основные зависимости наложены с позиций, которые представляются неоднозначными автору данного раздела.

### § 21. Квазистатический метод

Метод предназначен для расчета экстремальных нагрузок и напряжений в конструкции. Он основан на следующих главных допущениях.

Предполагают, что может быть определена такая расчетная волна высотой  $h_0$  и длиной  $\lambda_0$ , воздействие которой в количественном и качественном отношении будет характеризовать экстремальное нагружение конструкций, возможное во всей совокупности волновых режимов. Платформа считается неподвижной. Равновесие платформы при этом обеспечивается с помощью системы сил, имитирующих силы инерции при качке.

При определении параметров расчетной волны  $h_0$  и  $\lambda_0$  могут использоваться два подхода: по опасной длине волны и по наибольшей высоте. В первом случае под опасной длиной волны понимают такое значение длины волны, при котором реализуется максимум волновых нагрузок (например, длина волны, соответствующая максимуму гармонических функций основных компонентов интегральных нагрузок). По данным модельных испытаний для полупогруженных платформ катamarанного типа длина  $\lambda_0 \approx 2\delta$ , где  $\delta$  — расстояние между осьми стабилизирующих колонн в попечном направлении. Тогда высоту волны  $h_0$ , как производный параметр от  $\lambda_0$ , называют по наибольшей крутизне  $\rho = h_0/\lambda_0$ . В соответствии с [21]  $\rho = 0,10$ , если  $h_0 < 15,3$  м; когда  $h_0 > 15,3$  м, соотношение между  $h_0$  и  $\lambda_0$  определяют из уравнения

$$\lambda_0 = 51,3h_0 (0,066h_0 - 1),$$

где  $\lambda_0$  и  $h_0$  в метрах.

В качестве независимой переменной может рассматриваться также высота волны  $h_0$ . Расчетной высотой волны  $h_0$  будет называться высота волны расчетной обеспеченности; долговременное распределение высот волн в общем случае аппроксимируют законом Вейбулла.

$$P(h > h_0) = \exp \left[ - \frac{(h - Ah)}{B} \right] \quad (6.2)$$

Параметры  $A$ ,  $B$  и  $c$  выбирают в соответствии с особенностями данного района эксплуатации конструкции. Расчетную длину волны  $\lambda_0$  принимают равной тому значению, при котором реакция

конструкции будет наибольшей, при условии, что крутизна волн не превышает оторванные выше пределы.

После того как параметры расчетной волны определены, платформу уравновешивают в нескольких положениях последней относительно волны. В спотовствии с допущениями метода равновесие платформы в пакете обеспечивается следующими силами: силами тяжести  $F_g$ , гидростатическими силами  $F_d$ , гидродинамическими силами, действующими на втекающееся тело, — гравитационной части возмущающих сил  $P_g$  и инерционной составляющей дифракционных сил  $P_D$ , а также дополнительными вынуждающими силами, пропорциональными массе элемента, —  $F_{ext}$

$$[F_{ext}] = -m[\alpha] [\dot{\alpha}], \quad (6.3)$$

где  $m$  — масса элемента;  $[\alpha]$  — матрица единичных перемещений (§ 36).

$$[\alpha] = [\bar{\omega}_1, \bar{\omega}_2, \dots, \bar{\omega}_n]; \quad (6.4)$$

вектор дополнительных инерционных сил

$$[F_{ext}] = [F_{ext}, F_{ext}, F_{ext}]; \quad (6.5)$$

$\bar{\omega}_1, \dots, \bar{\omega}_n$  — коэффициенты пропорциональности, имеющие размерность, ускорений, поступательных единиц осей  $Ox$ ,  $Oy$ ,  $Oz$  ( $j=1, 2, 3$ ) и угловых относительно этих осей ( $j=4, 5, 6$ ). Эти коэффициенты пропорциональности определяют из условий равновесия платформы в целом. Система сил, действующих на платформу, может быть получена путем суммирования сил, действующих на отдельные элементы. С этой целью воспользуемся выражениями § 11, помня, что перемещения, скорость и ускорения платформы равно нуль, и скорость составляющей дифракционных сил мала по сравнению с инерционной.

Условия равновесия платформы после суммирования по всем элементам имеют вид

$$\sum_i [\alpha]^T [F] = 0, \quad (6.6)$$

где  $n$  — число элементов, на которые разделена платформа с учетом надводной и подводной частей. Здесь вектор сил  $[F]$  с учетом допущений метода получит более простое выражение по сравнению с (6.7)

$$[F] = [F_g] + [F_d] + [F_{ext}] + [P_g] + [P_D] + [F_{ext}]. \quad (6.7)$$

Вектор сил тяжести  $[F_g]$  и векторы сил поддержания  $[F_d]$ ,  $[F_{ext}]$  определяют в § 36, (3.41) и (3.44) при условии, что перенесенные  $\alpha_{ij}$  (коэффициенты  $\bar{\omega}_0$ ,  $\bar{\omega}_1$ ,  $\bar{\omega}_2$ ), а также  $\alpha_1$  являются заданными. Если вектор сил тяжести вычисляют для всех элементов платформы, то векторы сил поддержания — только для погруженных элементов, для которых  $\bar{\omega}_0 + z > \bar{\omega}_0$ .

Вектор гидродинамических сил выходит из (3.56) и имеющей  
ной составляющей дифракционных сил из (3.69)

$$|P_s| + |P_{\text{ши}}| = [\mu g k e^{-k \cdot 6.5+2} V / |\Lambda|^{-1} |\mu| |\Lambda| |\mu|] r g k e^{-k \cdot 6.5+2} \times \\ \times (|\alpha_1| \cos \omega t + |\alpha_2| \sin \omega t), \quad (3.69)$$

где  $0 < t \leq T$ ;  $\omega = \frac{2\pi}{T}$ .

Подставляя компоненты сил в (3.6), получаем систему уравнений относительно  $\bar{\psi}_j$ . Таким образом, инструкция платформы становится полностью уравновешенной, что позволяет определять узловые силы как внешние нагрузки и рассчитать внутренние усилия, включая как отдельные компоненты  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  и т.д. так и  $\sigma_r$ . Составляя результаты расчета в направлениях для нескольких перемещений платформы относительно волны, нетрудно установить наименьшее значение напряжений, действующих в конструкции.

В литературе встречаются упоминания таким об упрощенном варианте этого метода, когда гидродинамическая сила не пренебрегают ( $|P_s| + |P_{\text{ши}}| = 0$ ). По-видимому, подобное упрощение характера и величины внешних сил будет недостаточно преувеличено и предложено. Так, из условий гидростатики нельзя получить существенных усилий, действующих на посты и колонны в горизонтальной плоскости. Соответственно наименьшие могут оказаться горизонтальные попечерные распоры между колоннами. Между тем из более глубокого знания видно, что горизонтальные усилия — очень существенный фактор, а упомянутые распоры оказываются весьма полезными конструктивными элементами, поскольку они упрощают обеспечение общей попечерной прочности конструкций.

В целом квазистатический метод, не претендующий на высокую точность расчета напряжений, может оказаться полезным в различных случаях, когда необходимо выполнить оценку реакции конструкции к экстремальным условиям эксплуатации. Метод позволяет определить как максимальное значение действующих напряжений, так и максимальное значение эквивалентных напряжений.

## § 22. Методы, использующие передаточные функции напряжений и распределенную нагрузку на элемент платформы

Рассмотрим сначала, как simplest простой, метод  
дополнительного распределения компонентов напряжений. Подход, свойственный этому методу, находил применение в задачах общей прочности судовых конструкций. Применительно к плавучим платформам метод получил развитие, главным образом, в работах [116],

[31], в которых при рассмотрении гидродинамических нагрузок и резонансах используются основные допущения о результатах, полученных в [66, 97] и в некоторых других работах.

Было отмечено, что представление о характеристиках волны платформы на волнении, соответствующее линейной системе, дает дополнительные соглашения с опытом. Это укрепляет уверенность в том, что и другие виды реакции сооружения (нагрузки, интегральные внутренние усилия, напряжения, упругие перемещения) также будут обладать свойством линейности по отношению к высоте волны, если при этом имеется линейная связь между нагрузками и направлениями в конструкции. Тогда любая реакция конструкции на случайное морское волнение может быть получена суперпозицией реакций на отдельные волновые компоненты, но которые может быть разложено случайное морское волнение. Этой целью используются методы передаточных функций интегральных. Отметим, что в этом случае должны выполняться не только линейности принципа наложения процессов по отношению к высоте волны, но сами процессы должны описываться гармоническими функциями времени, с помощью которых представляют случайное морское волнение. Интегральные внутренние силы и напряжения  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ , и т.д. в узлы платформы имеют линейную зависимость.

В исходающих расчетах по спектральной характеристике волны и повторяемости волновых режимов различной интенсивности определяют спектральные и статистические характеристики на основе этих режимов, а затем в дополнительный слой компонент напряжений, действующих в заданной точке конструкции.

При определении величин сил приводят следующие основные положения:

конструкция может быть подразделена на отдельные элементы, состоящие, главным образом, из тонких цилиндров или небольших элеменов простых геометрических форм;

расстояние между элементами конструкции считается близким к размерам его инверсионного сечения, так что гидродинамическим взаимодействием элементов можно пренебречь и вычислить гидродинамические силы, действующие на элемент исходя из предположения, что другие элементы платформы отсутствуют;

характерный размер попечерного сечения каждого элемента, например его диаметр, мал по сравнению с длиной волны, вызывающей качку, так что давление жидкости, скорость и ускорение на поверхности элементов могут быть аппроксимированы комбинированными величинами, вычисленными для продольной оси элемента;

гидродинамическое взаимодействие элементов с волнами учтывают с помощью коэффициентов аэромеханических волн в динамике, считаю силы сопротивления, обусловленные волновым рассеянием, а также вязкостные силы преобразованы заливки;

упругие перемещения точек конструкции насыщены по сравнению с перемещениями платформы, как твердого тела;

периода изменения переносных внешних нагрузок много боле́е периода собственных колебаний конструкции якоря частота изменения деформаций в конструкции происходит только с единой возмущающей силой.

Как следует из выражений для усилий, действующих на погруженный элемент конструкции (§ 14), эти силы связаны с перемещениями  $\bar{u}_i$ , определяющими равнобесие платформы на платформе за свободной водой, и с перемещениями при качке  $u_i$ .

Условия для гармонизации  $\bar{u}_i$  служат уравнениями статики, в которых помимо рассмотренных ранее компонентов сил (см. § 14) участвуют силы, действующие на платформу со стороны якорной системы, а также силы, представляющие собой постоянные во времени составляющие давления ветра, волнистости, течения. С учетом сказанного уравнения равновесия получают вид

$$[D_i] + [K_{ij}] \bar{u}_j - [Q_i] = 0, \quad (i=1, 2, \dots, 6). \quad (6.9)$$

Здесь  $[D_i]$  — вектор сил и моментов сил равновесия, создаваемых всеми полностью или частично погруженными элементами.

Из (3.41) и (3.47) при  $\omega_0 = \omega = 0$  следует:

$$[D_i] = - \sum_{n=1}^k [\alpha]^{-1} \rho g V |z| - \sum_{n=1}^k [\alpha]^{-1} \rho g S_m^{-1} z_T |z|,$$

$k$  — число полностью погруженных элементов;  $m$  — число элементов, пересекающих поверхность воды;  $[K_{ij}]$  — матрица коэффициентов сил и моментов сил, пропорциональных статическим изгибающим моментам платформы из условия равновесия

$$[K_{ij}] = [K_{ij}]_r + [K_{ij}]_p, \quad (6.10)$$

где  $[K_{ij}]_r$  — матрица коэффициентов гидростатических восстанавливающих сил и моментов (произвихих сил тяжести на оси Оx и Оy при начальных наклонениях  $\bar{u}_0$  в  $u_0$  пренебрегаем);

На уравнений (3.41) и (3.47) при  $\omega = 0$  получим

$$[K_{ij}]_r = - \sum_{n=1}^k [\alpha]^{-1} \rho g S_m^{-1} H_n - \sum_{n=1}^k [\alpha]^{-1} \rho g V |f|;$$

$[K_{ij}]_p$  — матрица жесткости якорной системы;  $[Q_i]$  — вектор восстанавливающих сил и моментов сил, создаваемых собственной силой тяжести, ветром, волнением, течением и начальными напряжениями якорной системы.

Перемещения  $u_i$  определяют из решений уравнений качки, которые получаются после суммирования сил, действующих на отдельные элементы. С учетом принятых допущений в результате предыдущих изысканий получается выражение (3.79), получающее следующую систему уравнений, спроецированную в любой момент времени  $t$ :

$$[M_{ij}] \ddot{u}_j + [R_{ij}] u_j + [K_{ij}] \bar{u}_j = [Q_i], \quad (6.11)$$

Здесь  $[M_{ij}]$  — матрица масс и элементов измерений масс самой плат-

формы, а также присоединенных масс и элементов инерции присоединенных масс жидкости. В соответствии с выражениями (3.38) и (3.68) матрица  $[M_{ij}]$  равна

$$[M_{ij}] = - \sum_{\alpha} [\alpha]^{-1} \alpha |z| - \sum_{\alpha \in \eta} [\alpha]^{-1} |\Lambda|^{-1} |p| |\Lambda| [\alpha]; \quad (6.12)$$

$[R_{ij}]$  — матрица коэффициентов деформации, которую получают из выражения (3.68),

$$[R_{ij}] = - \sum_{\alpha \in \eta} [\alpha]^{-1} |\Lambda|^{-1} |k| |\Lambda| [\alpha]; \quad (6.13)$$

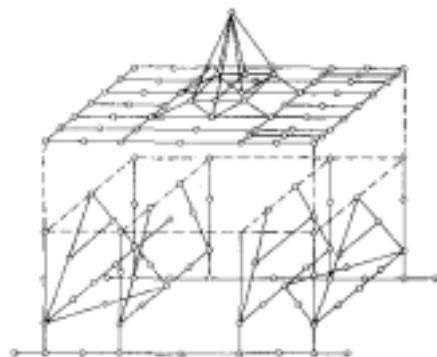


Рис. 6.1. Иерархическая конструкция платформы зала «Амур-Н2» (первый уровень)

$[K_{ij}]$  — матрица жесткости, определяемая по выражению (6.10);  $n$  — общее число элементов, обладающих массой. Вектор нагрузки  $[Q_i]$  складывается из главной части возмущающих сил  $[P_i]$  (3.35) и дифракционных сил  $[P_D]$  (3.69). Суммируя эти нагрузки, получим

$$\begin{aligned} [Q_i] = & \sum_{n=1}^k (\alpha)^{-1} \rho g k \epsilon^{(0) \frac{1}{2}} e^{-i \omega t} V + [\alpha]^{-1} |\Lambda|^{-1} |p| |\Lambda| [\alpha] \rho g h^{(0) \frac{1}{2}} e^{i \omega t} \\ & \times (a_1 \cos \omega t + a_2 \sin \omega t) + \\ & + \sum_{n=1}^k [\alpha]^{-1} |\Lambda|^{-1} |\Lambda| [\alpha] \rho g h^{(0) \frac{1}{2}} e^{i \omega t} + \\ & \times (-a_1 \sin \omega t - a_2 \cos \omega t). \end{aligned} \quad (6.14)$$

В результате решения системы уравнений (6.11) могут быть получены перемещения платформы  $u_i$  как твердого тела, что

полностью определяет нагрузку на каждый элемент. Поскольку система таких нагрузок удовлетворяет в любой момент времени условиям равновесия, она может рассматриваться как система инерционных сил при расчете реакций конструкции в виде интегралов внутренних сил и моментов, упругих перемещений.

Для определения напряжений в конструкции, загруженной весточной нагрузкой, используют метод конечных элементов. На образованной временным на подготавку исходных данных и выполнение машинного счета признаю альтернативным использование однинаковой детальной идеализации конструкции всех ее элементов.

В последнее время находят применение двухуровневые идеализации и расчет конструкции. На первом уровне конструкция идеализируется с помощью относительно небольшого числа стержневых или стержневых и пластичных элементов. В результате такого расчета могут быть получены напряжения или интегральные внутренние усилия, отвечающие самым простым представлениям о работе конструкции (гипотезе плоских сечений). При стержневой идеализации конструкции платформы типа «Алгоритм» показан на рис. 6.1.

На втором уровне выбирают наиболее напряженные и наиболее сложные узлы конструкции, их рассматривают отдельно от оставшейся части, в которой напряжения хорошо аппроксимируются простыми функциями и достаточно надежно оцениваются из первого уровня. В выделенных узлах по сечениям разреза проплываются сквозь силы, соответствующие по величине и закону распределения по контуру сечения результатам решения первого уровня. Конструкцию узла идеализируют как пластичную систему с подразделением на мелкие элементы в наиболее напряженных рабочих зонах.

Фундаментальным уравнением метода конечных элементов является уравнение вида

$$[K](\omega) = Q, \quad (6.15)$$

где  $[K]$  — матрица жесткости конструкции;  $\omega$  — вектор узловых перемещений;  $Q$  — вектор приложенных узловых нагрузок, отыскание которых построено вся предыдущая часть наложения метода расчета.

По величине упругие перемещения узлов для каждого элемента находятся условия в узловых точках

$$R_i = [k_i] \omega, \quad (6.16)$$

или напряжения в любой точке элемента

$$\sigma_i = [E_{ij}] \omega, \quad (6.17)$$

где  $[k_i]$  и  $[E_{ij}]$  — матрица жесткости элемента и матрица, характеризующая связь напряжений в данной точке элемента с перемещениями его концов.

Из выражений (6.14) видно, что возмущающие силы  $Q_j$  являются по тому же закону, что и единицы положения  $\xi_{j0}$ , а именно:

$$Q_j = Q_{j0} \sin(\omega t - \delta_j), \quad (6.18)$$

аналогично, перемещения  $\omega_i$ ,  $\omega_0$  и напряжения  $\sigma_i$  описываются тем же законом, в частности,

$$\omega_i = \omega_{i0} \sin(\omega t + \delta_i), \quad (6.19)$$

Причем, амплитудное значение напряжений  $\sigma_{i0}$  оказывается линейно связанным с амплитудой волны  $r$

$$\sigma_{i0}(r) = a_{i0}(r), \quad (6.20)$$

где  $a_{i0}(r)$  — амплитудно-частотная характеристика напряжений, равная отношению амплитуды напряжений в данной точке к пульсации волны.

Для линейной динамической системы спектральную плотность выходного процесса (напряжений) выражают через спектральную плотность входного процесса (волниения) в условиях стационарного режима с помощью зависимости

$$S_{ii}(r) = a_{i0}^2(r) S(r), \quad (6.21)$$

где  $S(r)$  — спектральная плотность волниения, определяемая выражением (4.26).

Для вычисления величины напряжений заданной обеспеченности используют релеевский закон распределения амплитуд напряжений в краткосрочном распределении и закон Веббуэля для долгосрочного распределения.

Таким образом, могут быть получены долговременные спектры для каждого из компонентов напряжений  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  и  $\tau$ , действующих в любой выбранной точке конструкции. Блок-схема расчета показана на рис. 6.2.

Особенность рассматриваемого метода состоит в том, что он оберегает напряжения силами, которые представляются на уровне интегральных или узловых нагрузок, действующих на элементы. Интегрирование нагрузок по всей конструкции проводят только с целью выполнения условий статического или динамического равновесия. Эту особенность можно рассматривать как достоинство метода, поскольку исключается операция определения интегральных компонентов напряжений сил путем интегрирования распределенных нагрузок или суммирования сил и моментов сил, создаваемых узловыми нагрузками. В то же время эта особенность имеет и отрицательную черту, связанную с тем, что поступивший вхород напряжения теоретических расчетов нагрузок становится затруднительным, если не невозможным.

Дело в том, что для получения передаточных функций интегральных внутренних усилий или напряжений для статически неизмененных конструкций с помощью модульных испытаний за регуляром волнения необходимо моделирование формы, массы



Рис. 6.2. Блок-схема цикла расчета долговременного распределения компонентов напряжений.

вместности каждого элемента, вследствие чего к модели предъявляются такие требования, реализовать которые можно только в очень простых случаях. Поэтому остаются два этапа, на которых анализ конструкции разделен с помощью эксперимента — определение коэффициентов присоединенных масс и демпферирования для отдельных типовых элементов или для альбомов в составе груза, а также проведение инструментальных наблюдений реальной внутренней конструкции на изнашиванических режимах. Естественно,

что всегда существует еще один путь проверки — эксплуатация конструкции и заключение следений о характере и частоте появления различных отказов. Однако для этого нужно длительное время, разумеющее со сроком службы сооружения.

Рассмотренный метод позволяет прогнозировать долговременный спектр компонентов напряжений  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  и т. д., из которых эквивалентные напряжения  $\sigma_e$ .

Между тем характеристика напряженного состояния только этих отдельных компонентов напряжений может привести к извлечению возможности достижения предела текучести  $\sigma_t$ . Так, при  $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = 2\tau$  нормальные напряжения  $\sigma_3$  почти в два раза выше эквивалентных напряжений  $\sigma_e$ . Поэтому замеченный представляется получение долговременного спектра не только компонентов напряжений, но и, главным образом, эквивалентных напряжений  $\sigma_e$ . Однако  $\sigma_e$  не является просто гармонической функцией времени, как  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ , и т. д., что создает определенные трудности в получении краткосрочных и долговременных спектров. Эти трудности преодолеваются в методе динамического моделирования за счет регулирования положения путем использования импульсных переходочных функций. Такие функции используются для построения частотных компонентов напряжений  $\sigma_x(t)$ ,  $\sigma_y(t)$ ,  $\sigma_z(t)$ .

$$\sigma(t) = \sum_{n=1}^{\infty} b_n(t - \tau) \zeta_n(\tau) d\tau = \sum_{n=1}^{\infty} b_n(t) \zeta_n(t - \tau) d\tau, \quad (6.22)$$

где  $t$  — момент наблюдения процесса  $\sigma$  на выходе системы;  $\tau$  — момент приложения процесса по отношению к входу;  $b_n(t)$ ,  $b_n(t - \tau)$  — импульсная переходная функция напряжений;  $\zeta_n(t)$ ,  $\zeta_n(t - \tau)$  — входной процесс — сдвиги волнового профиля для данного режима заданной интенсивности.

Импульсная переходная функция связана с передаточной функцией обратным преобразованием Лапласа

$$\zeta_n(t) = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} a_n(\omega) \cos[\omega t - \delta(\omega)] d\omega \quad (6.23)$$

где  $a_n(\omega)$  и  $\delta(\omega)$  — амплитудная и фазовая частотные характеристики напряжения.

Входной процесс  $\zeta_n(t)$  представляется в виде конечного числа леди гармоник со случайными амплитудами, распределенными по закону Релея, так что параметры этого распределения соответствуют заданному спектру колебаний. По реализации  $a_n(t)$ ,  $a_n(t - \tau)$  с помощью выражения (6.1) рассчитывают реализацию  $\sigma_e(t)$ . Для этого первоначально во всем диапазоне компонент напряжений суммируют с постоянными значениями этих компонент, пропорциональными постоянным составляющим нагрузок. После того как на каждом волновом режиме получена реализация  $\sigma_e(t)$ , определяют статистические и спектральные характеристики напряжений  $\sigma_e$  в этих режимах, и затем в долговременный спектр  $\sigma_e$ .

Таким образом, возможностями метода динамического подохода к нестационарным колебаниям в приложении удовлетворяют все три критерия, которые обусловливаются рассмотренными ранее критериями прочности. Однако нельзя не отметить, что это может быть достигнуто значительным усложнением расчета.

Общий недостаток методов, основанных на использовании дифференциальных функций напряжений, состоит в том, что весь расчет относится к одной определенной точке конструкции, тогда как неизвестности в том, что именно этот район конструкции оказывается наиболее напряженным. В то же время для обретения к другой точке нужно повторить всю процедуру расчета.

### § 23. Методы, использующие интегральное представление нагрузки

Методы, основанные на интегральных характеристиках нагрузок, широко применяются при расчете прочности различных классов сооружений, в том числе обычных судов. Такими характеристиками нагрузки обычно служат вертикальный и горизонтальный изгибающие моменты, передаваемые силы, крутящий момент.

Существенным достоинством интегрального представления нагрузки является возможность проверки качественной и количественной зависимости внешних сил от параметров сооружений и параметров колебания с помощью относительных простых испытаний на моделях. Интегральная форма представления нагрузки для всех целей оказывается очень удобной.

Другое важное достоинство интегральных нагрузок — возможность и наглядность сопоставления расчетных значений нагрузок, относящихся к различным сооружениям одного типа, особенно если такие оценки выполнены различными авторами с различными данными.

При расчете прочности полуводружных платформ, некоторые из своеобразия из архитектуры, такие могут быть с успехом использовано интегральное представление внешних сил. Первое применение такого подхода содержится в работах [14, 16 и 112], опубликованных практически одновременно. Рассмотрим особенности понятия «интегральная нагрузка» применительно к плавучим буровым платформам.

#### 23.1. Интегральные нагрузки

Конструктивная модель сооружения даже после определенных упрощений, включаяших при идеализации реальной формы корпуса, включает большое число элементов. На каждый из них действует в большинстве случаев распределенная нагрузка, характеризуемая в произвольной точке элемента собственной амплитудной и фазовой частотной характеристиками. С целью упрощения описание этих процессов представим внешние силы, действующие на платформу, в виде конечного числа составляющих нагрузок определенной формы.

Число составляющих нагрузок и их форма не могут быть произвольными. Каждая форма нагрузок должна представлять собой интегрируемую систему сил, что позволяет по заданной интенсивности нагрузки установить соответствующее напряженное состояние конструкции, а также найти ту или иную интегральную характеристику этой нагрузки. Обозначим интенсивность нагрузки  $i$ -й формы за  $\bar{q}_i$  элемент и имея произведения

$$q_i(\bar{x}) = \bar{q}_i(\bar{x}) q_{i_0}, \quad (6.24)$$

где  $q_i(\bar{x})$  — безразмерная ордината формы нагрузки;  $q_{i_0}$  — интенсивность  $i$ -й нагрузки в точке, во отношении к которой принято определение этой распределенной нагрузки.

Интегральная нагрузка представляет собой величину, перерывающую силы или моменты сил, действующих в определенном сечении всей конструкции.

Вектор интегральных нагрузок может быть получен путем суммирования нагрузок, действующих на отдельные элементы.

Таким образом, для каждого из сечений  $x_0 = \text{const}$ ,  $y_0 = \text{const}$ ,  $x_0 = \text{const}$  с помощью выражений (3.35) и (3.79) получим

$$\begin{vmatrix} Q_x \\ Q_y \\ Q_z \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{vmatrix} = \sum_{i=1}^k |\alpha_i|^{-1} F_i; \quad (6.25)$$

$$|\alpha_i| = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & (x-x_0) & -(y-y_0) \\ 0 & 1 & 0 & -(x-x_0) & 0 & (x-x_0) \\ 0 & 0 & 1 & (y-y_0) & -(x-x_0) & 0 \end{vmatrix}.$$

Суммирование ведется по всему числу элементов  $k$ , расположенных соответственно для  $x > x_0$ ,  $y > y_0$ ,  $z > z_0$ .

Имея в виду необходимость последующего сопоставления расчетных данных с экспериментальными, предпочтительнее выбрать такое сечение и такую интегральную характеристику нагрузки, изменение которой может быть просто достаточно просто и плавко. В принципе выбор той или иной  $i$ -й интегральной нагрузки не имеет решающего значения, поскольку сама эта характеристика рассматривается прежде всего как измеритель уровня нагрузки конструкции. Такой измеритель удобен не только для сопоставления с экспериментом, но и для характеристики нагрузжен-

кости платформы на стационарных волновых режимах, в долговременном распределении. Когда становится известной расчетное значение нагрузки ( $Q_i = Q_{ik}$ ), то распределенную нагрузку во все

конструкции внешние силы каждой-либо  $i$ -й нагрузки не совершают работы на перемещениях, соответствующих другой,  $j$ -й нагрузке. С такой целью для аппроксимации нагрузки удобно использовать четные и нечетные функции относительно моделей платформы или разделение ее на симметричную и кососимметричную компоненты относительно диаметральной плоскости.

Выполнение этих условий позволяет применить правило наложения при вычислении напряжений в конструкции

$$\sigma_i = \sum_j \sigma_{ij} \quad (6.27)$$

где  $\sigma_{ij}$  — составляющая напряжений, пропорциональных  $i$ -й нагрузке.

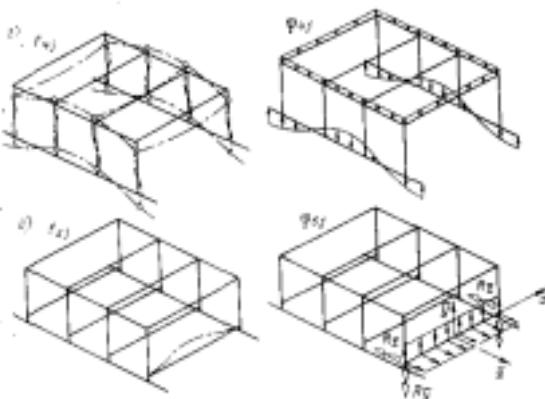


Рис. 6.3. Формы деформаций и формы распределенных нагрузок, передаваемые на платформу: а — изгибающий момент в продольной плоскости; б — поперечный изгиб, кососимметричный относительно горизонтальной плоскости; в — изгибающий момент в поперечной плоскости; г — изгибающий момент в поперечной плоскости; д — поперечная сила в продольной плоскости; е — поперечная сила в поперечной плоскости; ж — поперечная сила в поперечной плоскости.

премия: а — поперечный изгиб, симметричный относительно диаметральной плоскости; б — изгибающий момент в продольной плоскости; в — изгибающий момент в поперечной плоскости; г — поперечная сила в продольной плоскости; д — поперечная сила в поперечной плоскости; е — поперечная сила в поперечной плоскости.

элементам воспроизводят в соответствии с выражениями, вытекающими из (6.24) и (6.25), например,

$$q_{kij} = \frac{Q_{ik}}{\int_0^L \int_0^t q_{ij}(x) dx} \sum_{i=1}^k \int_0^L q_{ij}(x) dx \quad (6.28)$$

Выбор форм нагрузок упрощается, если подчинить эти формы условиям взаимной ортогональности. При этом в целом по всей

Есть еще одно важное требование к составу нагрузок, на которые раскладывается реализованная мгновенная комбинация внешних сил. Оно состоит в том, что принятая система нагрузок должна быть достаточно полной. Принятые формы разложения нагрузки должны отвечать всем наиболее опасным формам деформаций конструкции, возникающим при различных схемах волноводействия конструкции платформы с волнением, соответствующим различному положению последней относительно основной системы волн.

Такие формы деформаций в перемещениях включают основные формы свободных колебаний наземных частей. Количественным критерием

терном полноты прижатой системы разложения нагрузок можно служить относительный уровень напряжений, создаваемых неустановленной составляющей,

$$\frac{a_{i+1}}{\sum a_i} \leq a, \quad (6.28)$$

где  $a$  — заданная величина.

На рис. 6.3 показаны формы деформаций и формы нагружек, соответствующие современным полупогруженным платформам, имеющим для погруженных континент и по три или четыре стабилизирующие колонны на каждом из них. Число и расположение раскосов и ригелей не имеют принципиального значения. К такому типу относятся платформы «Акер-НЭ», «Крайс Ченерис», «Запата» и др.

В качестве интегральных характеристик нагрузок можно принять следующие:  $Q_0$  — водонаполняющаяся сплошной воде, как постоянная нагрузка, уравновешивающая силы тяжести; распределенная или узловая нагрузка, соответствующая этому состоянию, может быть задана достаточно подробно и не нуждается в аппроксимации;  $Q_1$  — поперечная горизонтальная нагрузка, симметричная относительно диаметральной плоскости;  $Q_2$  — поперечная вертикальная неравнозначающая сила, действующая в сечении, перпендикулярном к оси  $Oy$ ;  $Q_3$  — крутящий момент относительно оси  $Ox$  на миделе или момент относительно оси  $Oy$  в диаметральной плоскости;  $Q_4$  — поперечная вертикальная неравнозначающая сила, действующая в сечении, перпендикулярном к оси  $Ox$  и расположенной на четверти длины поплавка внос от миделя;  $Q_5$  — поперечная вертикальная (или горизонтальная) нагрузка на распоры между стабилизирующими колоннами.

В отличие от приведенной системы загружек в работе [112] рассматривается всего две силы —  $Q_1$  и  $Q_2$ .

По-видимому, система форм нагружек, приведенная на рис. 6.3, по мере получения более обширных представлений об особенностях работы конструкции платформ будет изменяться и дополняться.

### 23.2. Полновероятностная схема определения расчетных нагрузок $Q_1-Q_5$

За время эксплуатации платформа может встретиться с различной интенсивностью. Найдем взаимосвязь различия нагрузки  $Q_1$  с вероятностью ее превышения  $P(Q_1 > Q'_1)$ . Известно, что такая связь носит название долговременного спектра нагрузок.

События, формирующие основные этапы эксплуатации установок состоят из двух групп:  $A_3$ ,  $A_2$  — пребывание установки в районах эксплуатации, отличающихся волновым режимом;  $B_3$ ,  $B_2$  — переход платформы из одного района в другой.

Эти события являются несовместными, а их совокупность должна составлять полную группу, т. е.

$$\sum_{k=1}^3 P(A_k) + \sum_{k=1}^2 P(B_k) = 1. \quad (6.29)$$

Как правило, переходы непродолжительны и число переходов недавно, поэтому значение первого члена в формуле (6.29) являются доминирующими. В основном по этой причине спектр нагрузки для транспортного состояния платформы рассматривают отдельно. Вероятность превышения нагрузки в этом случае определяют в предположении, что вероятность перехода, как событий, равна единице. По этой причине можно приближенно считать, что

$$\sum_{k=1}^3 P(A_k) = 1. \quad (6.30)$$

Период работы платформы в том или ином районе содержит в привиле две группы событий:  $A_{3,4}$  — функционирование платформы как буровой установки, что возможно до определенной интенсивности волнения, характеризуемой высотой волны  $h_{3,4}$ , так что  $0 < h_3 < h_{3,4}$ ;  $A_{2,5}$  — режим вынуждения, когда интенсивность волнения превышает  $h_{3,4}$ , так что  $h_{3,4} < h_2 < h_{2,5}$ .

Вероятность того или другого события зависит, по крайней мере, от двух факторов: вероятности появления соответствующего волнового режима и оправданности штормовых прогнозов, по получении которых платформа переходит из одного состояния в другое. Предположим что оправданность прогнозов (вероятность того, что прогноз волнения оправдывается с определенной точностью) для конкретного района очевидна известна. (Очевидно, что оправданность прогноза является функцией интенсивности волнения и ветра.) Ошибки прогноза и оправданность его составляют полную группу событий.

Когда существует полная оправданность прогнозов, справедливы выражения:

$$P(A_{3,4}) = \sum_{h_3=h_{3,4}}^{h_{3,5}} \sum_{T_c=T_{c,3,4}}^{T_{c,3,5}} p(h_3, T_c), \\ P(A_{2,5}) = \sum_{h_2=h_{2,5}}^{h_{2,3}} \sum_{T_c=T_{c,2,5}}^{T_{c,2,3}} p(h_2, T_c), \quad (6.31)$$

где  $p(h_3, T_c)$  — повторяемость волнового режима, характеризующего высоту волны  $h_3$  в среднем периоде  $T_c$ .

В соответствии с формулой полной вероятности [16] полная вероятность превышения нагрузки в общем случае имеет вид

$$P(Q_1 > Q'_1) = \sum_k P(A_k) \sum_{h_k} \sum_{T_c} p(h_k, T_c) \sum_q p(q) p(Q_1). \quad (6.32)$$

где  $P(A_k)$  — повторяемость пребывания платформы в  $k$ -м районе;  $p(\varphi)$  — повторяемость курсовых углов  $\varphi$  к основной синусоидальной волне на каждом волновом режиме;  $p(Q_i)$  — обеспеченность  $i$ -й нагрузки.

Отметим, что величины  $p(h_b, T_c)$ ,  $p_r(h_b)$ ,  $p(\varphi)$ ,  $p(Q_i)$  характеризуют соответствующие условные вероятности, когда имеются остальные события.

В соответствии со сказанным разделим волновые режимы на две группы в зависимости от высоты волны  $h_b$ . При этом отметим, что в режиме функционирования понижение платформы на зонирование с  $h_b > h_{b+}$  может быть следствием ошибки прогноза. После приведения подобных членов для режима функционирования получим

$$P(Q_i > Q'_i) = \sum_k P(A_k) \left| \sum_{h_b=0}^{h_{b+}} \sum_{T_c} p(h_b, T_c) \sum_\varphi p(\varphi) p(Q_i) + \right. \\ \left. + \sum_{h_b=h_{b+}}^{\infty} \sum_{T_c} p(h_b, T_c) [1 - p_r(h_b)] \sum_\varphi p(\varphi) p(Q'_i) \right|. \quad (6.33)$$

так  $p_r(h_b)$  — определяемость прогноза волновых режимов с высотой волны  $h_b$ . Для режима вынуждения

$$P(Q_i > Q'_i) = \sum_k P(A_k) \sum_{h_b=0}^{h_{b+}} \sum_{T_c} p(h_b, T_c) \sum_\varphi p(\varphi) p(Q_i). \quad (6.34)$$

Как видно из (6.33), ошибки прогноза приводят к увеличению вероятности превышения нагрузки, что при заданной обеспеченности расчетных нагрузок должно сопровождаться увеличением расчетных нагрузок в функциональном состоянии.

Если платформа уже находится в состоянии вынуждения, ошибки прогноза потери не оказывается на долговременном спектре нагрузок.

Обеспеченность нагрузки  $Q_i$  в квазистационарном волновом режиме определяется законом Релея

$$p(Q_i) = \exp \left[ -\frac{Q_i^2}{3\sigma_{Q_i}^2(h_b, T_c, \varphi)} \right], \quad (6.35)$$

где  $Q_i$  — нагрузка  $i$ -й формы для режима функционирования  $h_b$  вынуждения;  $\sigma_{Q_i}(h_b, T_c, \varphi)$  — стандарт нагрузки  $Q_i$  в квазистационарном волновом режиме с параметрами  $h_b$ ,  $T_c$ , при курсовом угле  $\varphi$  в основной системе волн. Стандарт  $\sigma_{Q_i}$  определяют с учетом трехмерности ветrozового волнения.

Повторяемость курсовых углов  $p(\varphi)$  устанавливают по «ролю» ветров или «ролю колебаний», относящимся к определенному району эксплуатации, а также по ориентации платформы. Величина  $p(\varphi)$

представляет собой повторяемость направления бега волн (независимо от интенсивности волнения) в системе координат, связанных с платформой. Вследствие влияния трехмерности волнения, распределение повторяемости  $p(\varphi)$  по курсовым углам оказывается несущественным для величины нагрузок. Поэтому в расчетах распределение  $p(\varphi)$ , как правило, принимают равномерным.

### 23.3. Идеализация архитектуры и конструкции платформ

Реальную форму корпуса платформы, распределение масс, конструкцию для упрощения расчетов идеализируют. При этом требуется два вида идеализации: идеализация архитектуры

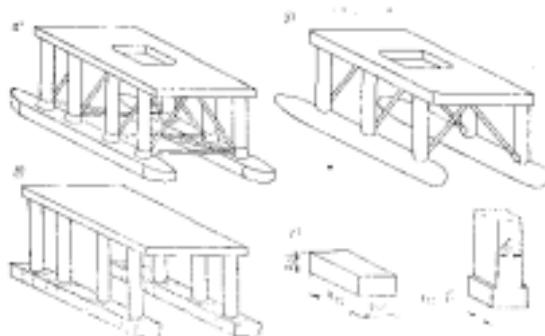


Рис. 6.4. Идеализация формы корпуса пограничной платформы: а, б — элеваторные форты корабля платформы; в — квазистационарная галерея платформы при расчете давлений сил; г — элементы кессона в моменте с участком волны.

и распределения масс для выполнения расчетов, связанных с определением внешних сил; идеализация конструкции для выполнения расчетов внутренних усилий и вероятности по заданным внешним силам. Естественно, что оба вида идеализации должны быть полностью согласованы между собой.

При идеализации архитектуры и масс конструкции устанавливают элементы платформы, влияние которых на внешние силы преобразуется нулью. Вместе с тем состав этих элементов должен отвечать последующему использованию данных о внешних силах при расчете внутренних усилий. Идеализация формы понтонов и стабилизирующих колонн в основном сводится к следующему (рис. 6.4):

участки поясов в оконечностях, имеющие отступление от цилиндрической формы, заменяют разными во объеме цилиндрическими элементами;

стабилизирующие колонны, имеющие утолщения или конусные участки, заменяют колоннами с постоянным по высоте погруженной части концентрическим сечением, которое определяют из равенства объемов идеализированной и реальной колонн;

При этом считается, что после идеализации координаты центра тяжести в центре величины, метаметрические высоты, моменты инерции масс и другие характеристики платформы остаются без изменения.

Численный анализ показывает, что можно преобразить единицами расстояний и распоров на величину таких составляющих нагрузок, как  $Q_1$ ,  $Q_2$ ,  $Q_3$  и  $Q_4$ . Если же передаточные функции определяют аналитически, а экспериментально, то этого делать не следует, поскольку их отсутствие может привести к характеристиках качки. Таким образом, погруженную часть корпуса платформы можно представить в виде совокупности элементов двух типов: поясов и понтон-колонн. Под элементом типа поясов понимают участки поясов между стабилизирующими колоннами, длина которых мала по сравнению с длиной волны, а масса их может считаться сосредоточенной в центре величины элемента. Под элементом типа понтон-колонны понимают комбинированый элемент, состоящий из колонны и участка поясов, на который она опирается; масса такого элемента также считается сосредоточенной в центре величины. Для упрощения расчетов реальные сечения колонны можно заменять на прямоугольное, размер которого в направлении оси  $Ox$  определяют из условия равенства объемов идеализированной и реальной колонн ( $\delta' = 0.78 \delta$ ).

Форму корпуса платформы, а также распределение масс полагают симметричными относительно плоскости мидель-шпангоута и диаметральной плоскости, поэтому для неподвижения свойств симметрии при определении интегральных нагрузок число элементов каждого типа во длине платформы должно быть четным.

Основная задача идеализации конструкции состоит в построении такой модели, которая при использовании определенного метода расчета позволяет установить взаимосвязь между внешними силами и напряжениями или перемещениями в этой конструкции.

Идеализация конструкции, как правило, вызывает достоверные трудности.

Следует различать макро- и макроособенности конструкции. Под макроособенностями условно понимают такие факторы, как неспособность толстым в листах обшивкам, изменение формы поперечного сечения конструкции в районах сварных швов (усиления в подрезах швов), эксцентриситет в соединениях листов, наличие небольших по размеру вырезов и вырезшей в элементах набора и обшивки, строительные погоды пластины и т. п. Макроособенности конструкции связаны с локальными возмущениями (конструк-

ций) полей напряжений. Макроособенности конструкции в данной расчетную модель в явном виде не включаются. Идеализированная конструктивная модель должна отражать макроособенности конструкции — расположение и форму основных исущих связей, геометрические характеристики их сечений.

В практических расчетах встречается два вида идеализации конструкции. Конструкцию можно представить в виде большого числа небольших базовых элементов нескольких типов. В такой модели напряжения в разных узлах определяются с одинаковой точностью независимо от его величины базового элемента. Подобной идеализации соответствует метод суммирования и расчетах прочности всей конструкции.

В другом случае применяют идеализацию нескольких уровней по степени детализации конструкции. Первый уровень соответствует самой грубой идеализации. Такая идеализация позволяет установить наиболее загруженные узлы конструкции, определять значения интегральных внутренних усилий в этих узлах. Можно выделить модель конструкций трех уровней (рис. 6.3). Модель первого уровня аппроксимирует корпус платформы в целом и представляет собой пространственную стержневую или стержнево-пластиничатую систему; модель второго уровня аппроксимирует плавучие, бортовые и диаметральные перекрытия поясов, плавающие рамы понтонов и стабилизирующие колонны, перекрытия платформ и переборки; такая модель также может аппроксимировать конструкцию пространственного узла, например сопряжения колонн с раскосом и центротом; модель третьего уровня аппроксимирует плавучие и ребра наиболее круизные элементы — перекрытий поясов, колонн, верхнего корпуса. В каждом последующем уровне силовые и kinematische граничные условия модели определяют по результатам расчетов предыдущего уровня.

Второй вид идеализации конструкции, по-видимому, оказывается более экономичным и в практических задачах находит большее применение, чем первый.

Приведем определение геометрических характеристик элементов в различных моделях.

В модели первого уровня определение геометрических характеристик стержневых элементов, аппроксимирующих поясы, стабилизирующие колонны, ригели и раскосы, не требует пояснений. Считается, что продольные связи, выдерживающие обшивку в продольные ребра жесткости, участвуют в работе конструкции под пологающими, которая вводится в интегральные геометрические характеристики сечений этих связей.

Конструкция верхнего колпакса может трактоваться как композиционные элементы, так и элементы, состоящие из переборок и застеклов палуб, образующих замкнутые контуры и обладающие значительной сдвиговой жесткостью в плоскости палуб, а также жесткостью по скручивание. В этом случае моделирование с помощью стержней системы требует определенной специфики.

В приближенных расчетах широко используют известные комбинации П. Ф. Панкевича о величинах присоединенного пояса при изгибе балок. Ее принимают равной  $\frac{1}{3}$ , или  $\frac{1}{4}$  пролета балки в зависимости от того, свободно опорты или жестко заделаны концы балок, но не более расстояния между балками.

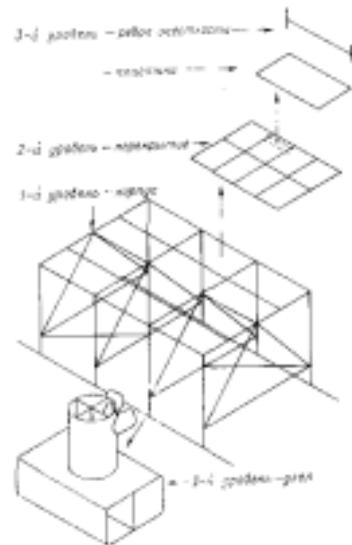


Рис. 6.5. Идеализация конструкции платформы

В связи с тем, что применение метода конечных элементов дает возможность при анализировать налипие изгиба широкопоясных балок более широко, позволив осложнения конкретизировать сделанные ранее выводы применительно к особенностям рассматриваемых конструкций. С этой целью воспользуемся результатами расчетов, приведенных в работе [1107], где рассмотрены соединительные конструкции коробчатого типа, загруженные во торках узловыми силами, которые приводят к перерезывающей силе, изгибающему и крутящему моментам. Для двух сечений по длине балки получены коэффициенты эффективности  $r = \sigma_{\text{ш}}/\sigma_{\text{ши}}$  (см. рис. 6.6).

Исследовалось влияние на величину  $r$  трех параметров:

соотношения площадей стяжки и ящика;  
соотношения между высотой стяжки и расстоянием между первичными связями;  
отношение пролета балки к расстоянию между связями балками.

Последний параметр оказался первым существенным в отличие от первых двух.

Найдем ширину присоединенного пояска балки, загруженной моментами по концам, из условия, что жесткость балки с поясом

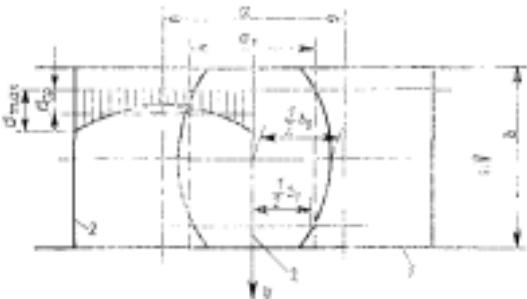


Рис. 6.6. Присоединенный поясок ящика при симметричном изгибе  
 $\tau$  — брачевание связи; 2 — поперечная связь

переменной ширины и жесткость балки с постоянным поясом одинаковы. Данные о коэффициенте эффективности  $r$  приведены в таблице 1107.

Ширину присоединенного пояска при изгибе в вертикальной плоскости по симметричной форме для рассматриваемого типа конструкций представим в виде зависимости

$$b(y) = b_0 + \alpha y^2, \quad (6.36)$$

где  $b_0$  — ширина присоединенного пояска при  $y = 0$ , а величину  $\alpha$  определяют из условия, что ширина пояска  $b(y_0)$  известна и равна  $b_1$ . В качестве меры жесткости будем считать угол изогнутости в сечениях.

Редукционный коэффициент  $r$  равен отношению

$$\xi = \frac{\sigma_1}{\sigma}, \quad (6.37)$$

где  $\sigma_1$  — ширина присоединенного пояска постоянной ширины;  $\sigma$  — расстояние между поперечными связями, по концам которых приложены моменты.

Примем значение  $\rho$  при  $y = 0$  и  $y = b/4$  по данным [100], из условия равенства углов поворота балок переменного и постоянного сечения найдем значения  $\psi$  в функции от  $b/y$ . Ширина присоединенного пояска получается несколько меньшей, чем по рекомендации П. Ф. Павловича. Значения редукционных коэффициентов для случаев симметричного и антисимметричного изгибов приведены на рис. 6.7. Когда расстояние между поперечными связями по длине платформы меняется, ширина присоединенного пояска  $k$ -й связи равна

$$\left. \begin{aligned} a_{1k} &= 0.5 (\psi_{1k-1} - \psi_{1k+1} + \psi_{2k-1} + \psi_{2k+1}) \\ a_{2k} &= 0.5 (\psi_{2k-1} - \psi_{1k-1} + \psi_{2k+1} - \psi_{1k+1}) \end{aligned} \right\} \quad (6.38)$$

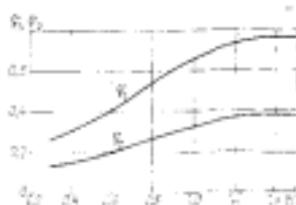


Рис. 6.7. Редукционные коэффициенты пасек при изгибе поперечных панелей:  $a_1$  — симметричный изгиб;  $a_2$  — антисимметричный изгиб

Индексы  $k-1$  и  $k+1$  изывают участки застекла слева и справа от  $k$ -й связи.

Чтобы с помощью стержневой модели правильно учитывались линейные жесткости на срезах, которым обладает палубный застекл, присоединенные пояса поперечной (или продольной) связи при изгибе ее в горизонтальной плоскости (и плоскости настила) должны быть сечениями большими. Составим уравнение равновесия переменений условной поперечной балки в застекле под действием одниной системы сил, вызывающей изгиб (рис. 6.8).

$$A_1 = A_2, \quad (6.39)$$

Откуда

$$a_1 = b \sqrt{\frac{v}{2v-1-\nu}}, \quad (6.40)$$

где  $b$  — расстояние между продольными связями;  $v$  — коэффициент Пуассона.

Когда расстояние между поперечными связями неодинаковое, величина присоединенного пояска должна равняться полусумме

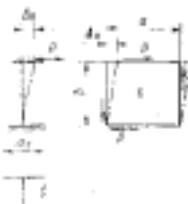


Рис. 6.8. Присоединение палубного застекла к балке, позволяющее работу палубного застекла при сдвиге

присоединенных поясков, соединяемых настилами слева и справа от поперечной связи,

$$a_{1k} = 0.5 (a_{1k+1} + a_{1k-1}). \quad (6.41)$$

Соответственно, для торцевых спилей присоединенный поясок получается меньшим, так как настил имеется только по одному стопору от связей.

Жесткость на кручение принимают такой, чтобы суммарная жесткость всех элементов равнялась жесткости контура, который образуется поперечным сечением, при повороте его относительно соответствующей оси.

### 23.4. Определение расчетных (экстремальных) напряжений в конструкции полупогруженной платформы

Как отмечалось, многие узлы конструкции полупогруженных платформ характеризуются наличием одновременно нормальных и касательных напряжений. Причем нормальные напряжения могут действовать на обеих ортогональных плоскостях. Справное определение расчетных значений  $\sigma_r$ , соответствующих расчетной обеспеченности нагрузок, представляет значительные трудности по причинам, изложенным в § 25. Это обстоятельство повышает интерес к поиску иных подходов к отысканию экстремальных значений эквивалентных напряжений. Ниже рассмотрены две модификации метода, основанного на проведении регуляризации процессов к регуляризации.

Первая модификация использует распространенную форму выражения регуляризированного процесса в виде

$$\sigma(t) = a_0 \sin \omega t + b_0.$$

Приятные ниже утверждения вытекают из результатов модельных испытаний волновых нагрузок, действующих на полупогруженную платформу.

Согласно [24] амплитудно-частотную и фазово-частотную характеристики каждой нагрузки представим в виде произведения

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{Q_i}(t) &= a_{Q_i}^{\max} \bar{\sigma}_{Q_i}(t), \\ a_{Q_i}^2(t) &= a_{Q_i}(t) \cos[\delta_{Q_i}(t)], \end{aligned} \right\} \quad (6.42)$$

где  $a_{Q_i}^{\max}$  — максимальное значение АЧХ нагрузки  $Q_i$ ;  $\bar{\sigma}_{Q_i}(t)$  — интенсивность АЧХ нагрузки  $Q_i$  от частоты, выраженная на величину  $a_{Q_i}^{\max}$ ;  $\delta_{Q_i}(t)$  — угол сдвига фаз нагрузки  $Q_i$  относительно  $Q_1$ .

Установлено, что наибольшие значения нагрузок  $Q_1$  и  $Q_2$  реализуются в положении платформы палуб (т.  $\varphi = 90^\circ$ ), а для нагрузки  $Q_3$  на курсовом угле, близком к положению палуб (т.  $\varphi = 60^\circ \pm 80^\circ$ ).

При этом форма амплитудно-частотной характеристики различна, нагрузки почти одинаковы, т. е. при  $\varphi = 60^\circ \sim 90^\circ$

$$\bar{a}_{Q_1}(\omega) \approx \bar{a}_{Q_2}(\omega) \approx \bar{a}_{Q_3}(\omega). \quad (6.43)$$

В диапазоне частот колебаний  $\omega = 0 \div 1$ , при котором реализуются волны большой энергии и которое в основном определяет уровень напряженности конструкции, относительный сдвиг фаз меняется неизначительно. Так что можно принять при  $\varphi = 60^\circ \sim 90^\circ$

$$k_M \approx 0 \div 1$$

$$\delta_{Q_1}(\omega) = \delta_{Q_2}. \quad (6.44)$$

Как следствие этого коэффициенты взаимной корреляции нагрузок  $k_{Q_1 Q_2}$  на стационарных волновых резонансах большой интенсивности ( $h_3 > 6,0$  м) практически не зависят от дальности заложения и могут считаться постоянными (рис. 6.9).

Следующее логичное упрощение упрощение выражение коэффициента взаимной корреляции нагрузок. Действительно, в общем случае может быть использована следующая зависимость:

$$k_{Q_1 Q_2} = \frac{\int_0^{\infty} S(\omega) \bar{a}_{Q_1}^2(\omega) d\omega}{\sqrt{\int_0^{\infty} S(\omega) \bar{a}_{Q_1}^2(\omega) d\omega} \sqrt{\int_0^{\infty} S(\omega) \bar{a}_{Q_2}^2(\omega) d\omega}}. \quad (6.45)$$

Рис. 6.9. Коэффициенты взаимной корреляции нагрузок, полученные по экспериментальным передаточным функциям

$k_{Q_1 Q_2} = k_{Q_2 Q_1}$

Подставляя значения  $\bar{a}_{Q_1}^2$ ,  $\bar{a}_{Q_2}$ ,  $\bar{a}_{Q_3}$  из выражения (6.42) и ограничивая пределы интегрирования рабочими диапазонами частот, получаем

$$k_{Q_1 Q_2} = \frac{a_{Q_1}^{max} a_{Q_2}^{max} \int_0^{\infty} S(\omega) \bar{a}_{Q_1}(\omega) \bar{a}_{Q_2}(\omega) \cos(\delta_{Q_1}) d\omega}{a_{Q_1}^{max} a_{Q_2}^{max} \sqrt{\int_0^{\infty} S(\omega) \bar{a}_{Q_1}^2(\omega) d\omega} \sqrt{\int_0^{\infty} S(\omega) \bar{a}_{Q_2}^2(\omega) d\omega}}. \quad (6.46)$$

С учетом выражений (6.43) и (6.44), когда формы амплитудно-частотных характеристик различных нагрузок одинаковы, а сдвиг фаз в рабочем диапазоне частот сохраняется постоянным, выражение (6.46) упрощается

$$k_{Q_1 Q_2} \approx \cos \delta_{Q_1}. \quad (6.47)$$

Сделаем оценку принятых упрощений. С этой целью рассмотрим значения стандартов суммарных напряжений  $\sigma_{Q_{1,2}}$ , которые найдены при действительном коэффициенте корреляции  $k_{Q_1 Q_2}$ , соответствующему всему диапазону частот полиспектра, и коэффициенте корреляции, равном  $\cos \delta_{Q_1}$ , когда  $\delta_{Q_1}$  принимается не зависимым от частоты в извивчастотной области. Результаты сопоставления, относящиеся к конструкции платформы типа «Акер-НЭ» в Каспийском море, приведены в табл. 6.2.

Таблица 6.2. Сопоставление стандартов суммарных напряжений, вычисляемых по точному и приближенному выражениям

Стандарты напряжения, дж/см <sup>2</sup>	Приближенное значение $\sigma_{Q_{1,2}}$	Точные решения		Приближенное значение $\cos \delta_{Q_1}$
		$\delta_{Q_1} = 0$	$\delta_{Q_1} \neq 0$	
$a_{Q_{1,2}} = 125$	1-2	0,22	0,45	
$a_{Q_{1,2}} = 85$	2-3	-0,15	-0,45	
$a_{Q_{1,2}} = 110$	1-3	-0,10	0	
$\sigma_{Q_{1,2}} = \sqrt{\sum_{i=1}^3 \sigma_{x_{ai}}^2 + 2 \sum_{i>j} k_{Q_1 Q_2} a_{Q_1} a_{Q_2}} \cdot \text{кгс/см}^2$	166	—	—	
$\sigma_{Q_{1,2}} = \sqrt{\sum_{i=1}^3 \sigma_{x_{ai}}^2 + 2 \sum_{i>j} \cos \delta_{Q_1} a_{Q_{1,2}} a_{Q_{1,2}}} \cdot \text{кгс/см}^2$	—	190	—	

Видно, что даже при различии между  $k_{Q_1 Q_2}$  и  $\cos \delta_{Q_1}$  разница между стандартами суммарного процесса в том и в другом случае не превышает нескольких процентов. Если та же платформа будет проектироваться применительно к более суровым условиям плавания, то относительный эхолот низкой частоты возрастает и условие (6.44) будет выполняться с большей точностью.

Перейдем к использованию полученного результата.

Система считается линейной по отношению к загрузкам. Компоненты суммарных напряжений в конструкции могут быть получены путем наложения результатов воздействия на конструкцию различных составляющих нагрузок  $Q_i$ . Соответственно стандарты суммарных компонентов напряжений имеют вид

$$\begin{aligned} \sigma_{Q_{1,2}}^2 &= \sum_{i=1}^3 \sigma_{x_{ai}}^2 + 2 \sum_{i>j} p_{Q_{1,2}} a_{Q_i} a_{Q_j}; \\ \sigma_{Q_{1,2}}^2 &= \sum_{i=1}^3 \sigma_{x_{ai}}^2 + 2 \sum_{i>j} p_{Q_{1,2}} a_{Q_{1,2}} a_{Q_{1,2}}; \\ \sigma_{Q_{1,2}}^2 &= \sum_{i=1}^3 \sigma_{x_{ai}}^2 + 2 \sum_{i>j} p_{Q_{1,2}} a_{Q_i} a_{Q_j}. \end{aligned} \quad (6.48)$$

где  $\sigma_{0_{ij}}$ ,  $\sigma_{\varepsilon_{ji}}$ ,  $t_i$  — стандарты компонентов напряжений, соответствующие загрузке  $Q_i$ ;  $\rho_{0j}$ ,  $\rho_{ij}$ ,  $\rho_{ji}$  — коэффициенты корреляции между составляющими напряжений в данной точке;  $n$  — число составляющих нагрузок.

Для линейной системы, какой считается рассмотриваемая конструкция, соотношение между напряжениями и загружкой выражается линейностью:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{ij} &= C_{ij} Q_i; \\ \sigma_{ji} &= C_{ji} Q_j; \\ t_i &= C_{ti} Q_i. \end{aligned} \right\} \quad (6.49)$$

В выражении (6.49) перейдем от напряжений к нагрузкам. При этом будем иметь в виду, что коэффициент корреляции между напряжениями равен коэффициенту корреляции между нагрузками при условии, что при одинаковых знаках нагрузок знаки напряжений будут также одинаковы. В противном случае коэффициенты корреляции напряжений и нагрузок будут отличаться по знаку, т. е.

$$\rho_{ij} = \rho_{0ij} - \rho_{0ij} k_{ij} \text{ если } C_{ij} C_{ij} > 0; \quad (6.50)$$

$$\rho_{ij} = \rho_{0ij} - -k_{ij} \text{ если } C_{ij} C_{ij} < 0. \quad (6.51)$$

Здесь коэффициенты  $C_{ij}$ ,  $C_{ji}$  и  $C_{ti}$  — реакция конструкции в нормальных  $\sigma_{ij}$ ,  $\sigma_{ji}$  и касательных  $t_i$  напряжениях при воздействии единичной системы сил  $Q_i$ .

Соответственно стандарты напряжений выражаются через стандарты загружек с помощью модулей коэффициентов  $C_{ij}$ ,  $C_{ji}$  и  $C_{ti}$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{0ij} &= |C_{ij}| \sigma_{ij}; \\ \sigma_{0ji} &= |C_{ji}| \sigma_{ji}; \\ \sigma_{0t_i} &= |C_{ti}| \sigma_{t_i}. \end{aligned} \right\} \quad (6.52)$$

Распределение амплитуд загружек подчинено закону Релея, так что амплитудное значение загружек  $Q_i$  связано с величиной стандарта соотношением

$$\sigma_{0t_i} = Q_i. \quad (6.53)$$

Пусть значение  $i$  соответствует расчетной загружке  $Q_i = Q_{ri}$ . Тогда, умножив обе части выражения (6.48) на  $i$  и приняв во внимание, что  $\sigma_{0_{12}}^2 + \sigma_{0_{21}}^2 + \sigma_{0_{13}}^2$  соответствуют расчетным амплитудам напряжений при той же обеспеченности в расчетном квазистатическом режиме, выражи амплитуды линейных компонентов расчетных напряжений через загружку  $Q_r$ . Для этого подста-

вим (6.50), (или 6.51) в выражение (6.48)

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{12}^2 &= \sum_{i=1}^n |C_{1i}|^2 Q_{ri}^2 \geq \sum_{i=1}^n k_{0i} \rho_{ij} |C_{1i}| |C_{2i}| |Q_{ri} Q_{ji}|; \\ \sigma_{21}^2 &= \sum_{i=1}^n |C_{2i}|^2 Q_{ri}^2 + 2 \sum_{i=1}^n k_{0i} \rho_{ij} |C_{1i}| |C_{2i}| |Q_{ri} Q_{ji}|; \\ \tau_2^2 &= \sum_{i=1}^n |C_{1i}|^2 Q_{ri}^2 + 2 \sum_{i=1}^n k_{0i} \rho_{ij} |C_{1i}| |C_{2i}| |Q_{ri} Q_{ji}|. \end{aligned} \right\} \quad (6.54)$$

После подстановки выражения  $k_{0i} \rho_{ij}$  согласно условию (6.47), уравнения (6.54) становятся выражением квадрата амплитуд суммарных гармонических процессов, компоненты которых имеют амплитуды  $|C_{1i}| |Q_{ri}|$ ,  $|C_{2i}| |Q_{ri}|$ ;  $|C_{1i}| |Q_{ri}|$ , прямым между  $i$ -й и  $j$ -й гармониками имеется сдвиг фаз  $\delta_{ij}$  (или  $-\delta_{ij}$ , если произведение соответствующих коэффициентов  $C_{ij} C_{ji} < 0$ ).

Фазовые углы таких квазирегулярных суммарных процессов определяются выражениями

$$\begin{aligned} \operatorname{tg}(\Delta_{r_p}) &= \frac{\sum_{i=1}^n |C_{1i}| Q_{ri} \sin \delta_i}{\sum_{i=1}^n |C_{1i}| Q_{ri} \cos \delta_i}; \\ \operatorname{tg}(\Delta_{r_p}) &= \frac{\sum_{i=1}^n |C_{2i}| Q_{ri} \sin \delta_i}{\sum_{i=1}^n |C_{2i}| Q_{ri} \cos \delta_i}; \\ \operatorname{tg}(\Delta_{r_p}) &= \frac{\sum_{i=1}^n |C_{1i}| Q_{ri} \sin \delta_i}{\sum_{i=1}^n |C_{1i}| Q_{ri} \cos \delta_i}, \end{aligned} \quad (6.55)$$

где  $\delta_i$  — фазовый угол  $i$ -го процесса относительно любого момента времени, общего для всех процессов. Если какой-либо коэффициент  $C_{ij} < 0$ , или  $C_{ji} < 0$ , или  $C_{ri} < 0$ , то знак минус присваивается аргументу  $\delta_i$ . Соответственно в числителе выражение (6.55) поддается вид  $-\delta_i$ .

Выражения (6.54) и (6.55) полностью отлучают три результирующие процессы  $\sigma_{12}$ ,  $\sigma_{21}$  и  $\tau_2$ , выраженные переменными залежими загружек.

К переменным напряжениям должны быть прибавлены постоянные напряжения  $\sigma_{0x}$ ,  $\sigma_{0y}$  и  $t_0$ , соответствующие постоянной загружке  $Q_0$ .

После чего определяют расчетные значения компонентов напряжений

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{x_0} + \sigma_{xx} \cos(\omega t + \Delta_{x_0}); \\ \sigma_y &= \sigma_{y_0} + \sigma_{xy} \cos(\omega t + \Delta_{y_0}); \\ t &= t_0 + T_0 \cos(\omega t + \Delta_t). \end{aligned} \right\} \quad (6.56)$$

Варьируя параметр  $\omega t$  в пределах от 0 до  $2\pi$ , найдем наибольшие значения приведенных напряжений  $\sigma_p$  по выражению (6.1).

Указанный алгоритм приведен на рис. 6.10. Наибольшие значения  $\sigma_p$  в пределах этого цикла и будут расчетными приведенными напряжениями в данной точке конструкции.

При определении напряжений в элементах конструкции второго уровня изменение компонентов напряжений  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  и  $t$  во всем кроме элементов представляет собой силовые граничные условия, которые совместно с поверхностью нагрузки обеспечивают равновесие узла. Рассмотрение напряжений за весь цикл позволит установить наибольшие напряжения в этом элементе.

Перейдем к другой модификации этого подхода. В отличие от предыдущего случая регулярный процесс представим в виде двух составляющих

$$Q_i(t) = Q_{i0} \sin \omega t + Q_{i0} \cos \omega t. \quad (6.57)$$

Соответственно введем для каждого компонента интегральную нагрузку для передаточных функций с амплитудно-частотными характеристиками  $\omega_{Q_{i0}}$  и  $\omega_{Q_{i0}}$ . Фазовый угол между этими регулярными процессами всегда постоянен и равен  $\pi/2$ . Поэтому коэффициент взаимной корреляции между синусной и косинусной составляющими нагрузок за любом режиме равен нулю

$$k_{Q_{i0}Q_{j0}} = 0. \quad (6.58)$$

Для различных процессов с одной временной функцией корреляция будет соответствовать условием

$$-1 \leq k_{Q_{i0}Q_{j0}} \leq 1; \quad -1 \leq k_{Q_{j0}Q_{j0}} \leq 1. \quad (6.59)$$

Условия (6.58) и (6.59) существенно упрощают определение стандартных суммарных напряжений. Для каждой временной функции можно представить зависимость стандарта напряжений от стандартных нагрузок. Для синусной составляющей с учетом (6.47) она имеет вид

$$\sigma_{xx,0}^2 = \sum_{i=1}^n |C_{xi}|^2 \sigma_{Q_{i0}}^2 + 2 \sum_{i,j} \cos \delta_{ij} |C_{xi}| |C_{xj}| \sigma_{Q_{i0}} \sigma_{Q_{j0}}. \quad (6.60)$$

Аналогично для косинусной составляющей

Для других компонентов напряжений выражения аналогичны.

С учетом (6.58) стандарт напряжения  $\sigma_x$  равен

$$\sigma_{xx,N}^2 = \sigma_{xx,0}^2 + \sigma_{xx,i}^2. \quad (6.62)$$

Повторим вывод выражения (6.54), перейдем от стандартных нагрузок к напряжениям к амплитудным значениям  $Q_i$ ,  $Q_j$  и  $\sigma_{Q_{i0}}$ ,  $\sigma_{Q_{j0}}$ .

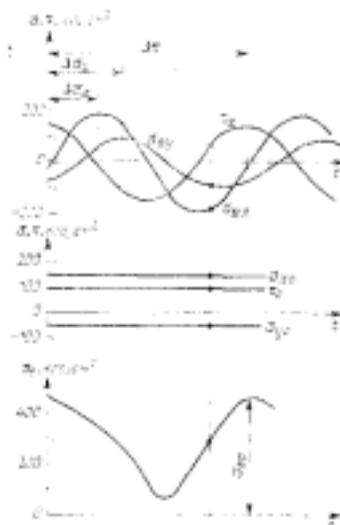


Рис. 6.10. Определение расчетных значений напряжений в конструкции

и расчетной обеспеченности. Тогда каждый компонент напряжений может быть представлен как квазирегулярный процесс

$$\sigma_{xx}(t) = \sigma_{xx,0} \cos(\omega t + \delta_{xx}), \quad (6.63)$$

амплитуду которого выражают через компонентные значения синусной и косинусной составляющей:

$$\sigma_{xx} = \sqrt{\sigma_{xx,0}^2 + \sigma_{xx,i}^2}, \quad (6.64)$$

угол сдвига фаз равен

$$\delta_x = \arctan \frac{\sigma_x}{\sigma_R}. \quad (6.65)$$

Подобным образом выражают остальные компоненты напряжений, после чего по формуле (6.1) определяют значение эквивалентных напряжений, экстремальное за цикл  $0 \leq \omega t < 2\pi$ .

### 23.5. Особенности учета скоростной составляющей волновой нагрузки

При определении статистических характеристик скоростной составляющей нагрузки необходимо прибегнуть к линеаризации процесса. Воспользуемся методом статистической линеаризации, основанным на использовании минимума среднего квадратичного отклонения процессов на выходе. Для теории волны малой амплитуды примем предположение о нормальности процесса скоростей частичь воды  $\sigma$ . Соответственно получим коэффициент линеаризации [40]

$$C_L = \sqrt{\frac{8}{\pi}} \sigma_{1/2}. \quad (6.66)$$

Здесь стандарт модуля относительной скорости  $|\sigma|$  определяют из выражения

$$\sigma_{1/2}^2 = \int_0^\infty a_{1/2}^2(\omega) S(\omega) d\omega, \quad (6.67)$$

где  $a_{1/2}(\omega)$  — амплитудно-частотная характеристика скорости, выражение которой следует из (3.76) при допущениях, принятых в § 14,

$$a_{1/2}(\omega) = g \omega^{-1} e^{-j(\omega + \alpha)}. \quad (6.68)$$

С учетом линеаризации, принятая во внимание, что по выражению (3.77) вектор скоростной составляющей нагрузки имеет две составляющие — синусоидальную и косинусоидальную, — которые связаны одна относительно другой из  $\lambda/2$  и, следовательно, могут рассматриваться как статистически независимые, получаем общее выражение для вектора дисперсий скоростной составляющей нагрузки

$$[D_{P_{1K}}] = C_L^2 \left( [D_{P_1}] \cdot [D_{P_2}] \right), \quad (6.69)$$

где

$$[D_{P_1}] = \int_0^\infty |a_{P_1}|^2 S(\omega) d\omega; \quad (6.70)$$

$$[D_{P_2}] = \int_0^\infty |a_{P_2}|^2 S(\omega) d\omega;$$

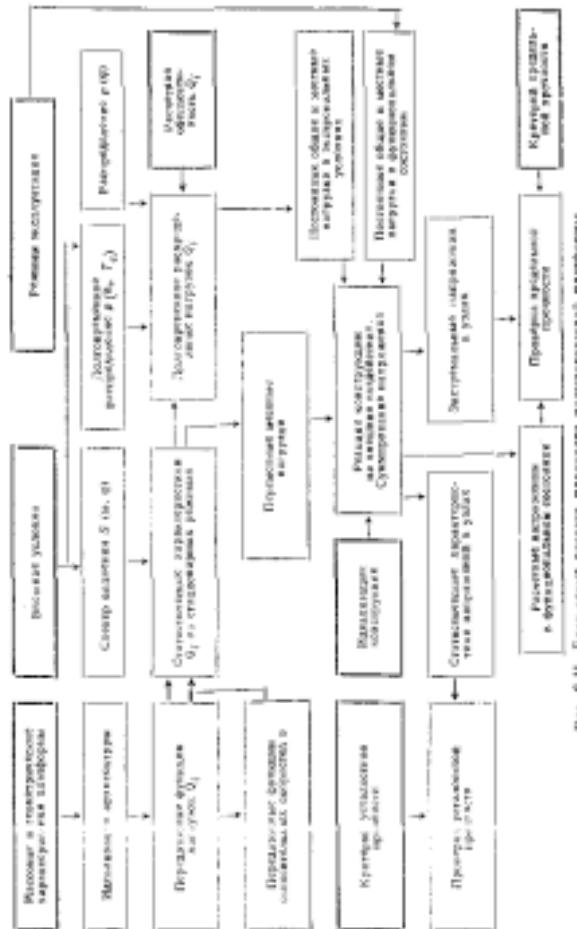


Рис. 6.11. Блок-схема расчета параметров волновой нагрузки

$$|\alpha_{p_1}| = |\Lambda|^{-1} \frac{1}{2} \rho |C| |\Lambda| g \rho e^{-k} e^{-k \frac{\rho}{\rho_0} + k} |\alpha_0|; \quad (6.71)$$

$$|\alpha_{p_2}| = -|\Lambda|^{-1} \frac{1}{2} \rho |C| |\Lambda| g \rho e^{-k} e^{-k \frac{\rho}{\rho_0} + k} |\alpha_0|. \quad (6.72)$$

### 23.6. Принципиальная процедура расчета прочности платформ

Основные этапы расчета прочности полуподвешенной платформы идентичны блок-схеме, показанной на рис. 6.11. Особенности, отличающие расчет прочности платформы от традиционного подхода, принятого в транспортных судостроениях, заключают учет специфики района эксплуатации, многокомпонентности нагрузок, своеобразия передачи функций внешних сил, необходимость линеаризации некоторых составляющих, учет многокомпонентности напряжений при определении экстремального уровня напряжений.

Эти особенности подробно рассмотрены выше. Отметим только, что указанная процедура распространяется на случай расчета прочности виртуонального и в экстремальном состояниях конструкций. Каждому состоянию присуща свою собственная схема расположения областей в перемещениях (в пространстве) грузов. В расчет должна входить наиболее неблагоприятная комбинация сил тяжести для каждого состояния.

В заключение обратим внимание на плечо, присущее методу квадратного корня. По-видимому, название метода связано с характером заключительной операции — вычислением стандарта суммарного процесса каждого компонента напряжений по стандартам составляющих и коэффициентам взаимной корреляции между ними. Вычисление эквивалентных напряжений в этом методе не предусматривается.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Как следует из содержания книги, прочность конструкций платформ буровых платформ зависит от многих факторов, оказывавших на них существенное влияние. Глубина современных прецессий об этих факторах оказывается различной.

Наиболее важными, по мнению авторов, представляются следующие вопросы:

внешние условия в перспективных районах континентального шельфа, в том числе совместная повторяемость параметров волн, параметров волны и ветра, спектральные свойства волнения и ветра, экстремальные значения высот волн и скорости ветра, свойства морского грунта;

взаимодействие конструкций с волнением, течением и ветром, расчетные значения гидродинамических и аэrodинамических характеристик конструкций с учетом гидродинамического воздействия гидродинамического взаимодействия конструктивных элементов между собой;

закономерности, характеризующие салловое взаимодействие опорных колонн самоподъемных установок с грунтом при постановке и звуковому давлению нагрузки; различные формы опорных конструкций;

работоспособность узлов корпусных конструкций с учетом особенностей материала, размеров и формы узла, характера нагрузок, условий окружающей среды, технологии и системы контроля за качеством сварки конструкций.

Более глубокое и конкретное изучение этих вопросов будет способствовать дальнейшему развитию техники освоения минеральных ресурсов океана.

## УКАЗАТЕЛЬ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Александров С. И., Радин В. А. Оценка сальвного залога спиральных конструкций в условиях перехода из низкого состояния в хрупкое. — Доклады в сообщение на Всесоюзной конференции по проектированию спиральных конструкций. Ч. 4. Казань, 1962.
2. Александров Ю. З., Майборов Ю. Б. О концепции перегуляризации поля неизотропную анизотропическую пропаграду. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, 1961, вып. 34, с. 33—43.
3. Александров Ю. З. Инженерный анализ в задачах сопротивления перегуляризованного поля и неизотропной анизотропной пропаграде в случае стокера гидроэнергостанции. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, вып. 50, 1968, с. 318—325.
4. Баранов М. Ф. Циркуляция сжатия сооружений при перегуляризации волнения. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. вып. 50, 1968, с. 503—508.
5. Баранов М. Ф. Ветровые нагрузки по длине и сооружения. — Справочник морского и расчета сооружений. 1974, № 4, с. 43—45.
6. Баранов М. Ф., Бубнов А. Н. Экспериментальное изучение вибраций нефтефтальных сооружений при перегуляризации волнения. — Труды ЦНИИГиК им. Б. П. Кулебко, 1974, вып. 63, с. 63—69.
7. Басин А. М. Канал судов. М.: Трансиздат, 1959.
8. Благодатская С. Н. Канал корабль. Л.: Судостроение, 1954.
9. Байдов Г. В., Корчин С. Д. Прочность в работоспособности конструкций судового корпуса в условиях нестационарного нагружения. Л.: Судостроение, 1972.
10. Байдов Г. В., Павлов Ю. М. Колглаковский ландж к проблемам обеспечения прочности судов. Проблемы прочности судов. Л.: Судостроение, 1973, с. 71—150.
11. Байдов Г. В. О принципах общей прочности судов. — Судостроение, 1977, № 8, с. 8—18.
12. Байдов Г. В. Статистические методы в строительной механике. М.: Госстройиздат, 1968.
13. Бородин И. К., Неделевская Ю. А. Канал судов по морским волнениям. Л.: Судостроение, 1969.
14. Гаврилов В. Н. Основные положения расчета прочности полуволновых платформ по волнистости. — Судостроение, 1976, № 8.
15. Гаврилов В. Н. Прочность и структура стальной и сталь для полуволновых платформ по волнистости. — Вопросы судостроения. Сер. Преконструкция судов, 1976, вып. 9, с. 3—18.
16. Гаврилов В. Н. Принципиальные особенности расчета прочности полуволновых буровых платформ. — Вопросы судостроения. Сер. Преконструкция судов, 1976, вып. 9, с. 20—30.
17. Гаврилов В. Н. Исследование морского ветрового волнения. Л.: Гидрометеоиздат, 1966.
18. Голиков Н. В. О влиянии дисперсионных и термических факторов на скорость ветра над кормой в широтности морской обстановки. — Труды ГОННП, 1960, вып. 54, с. 5—23.
19. Грибец Е. Статистика экстремальных волн. М.: Мир, 1955.
20. Денин С. И. Гидроупругость конструкций при отрывном обтекании. Л.: Судостроение, 1975.
21. Константин К. Я. Плавучие буровые установки в буровом судде. М.: Недра, 1974.
22. Класперсон А. А., Халфин И. Ш. О выборе коэффициента лобового сопротивления аэродинамических тел, обтекаемых волной. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, вып. 34, с. 44—54.
23. Китаев В. Б. Моделирование процесса усталости металлов методом Монье-Карда. — Заводская лаборатория, 1968, № 7, с. 828—832.
24. Колмогоров В. В. О решетчатой структуре формул для определения статистической характеристики волновых нагрузок. — Судостроение, 1966, № 8, с. 10—16.
25. Крамер Ю. М., Каскадон А. А., Халфин И. Ш., Проскин В. К., Фурманов В. П., Чудинов В. И. Лабораторные исследования перегуляризации волн и их воздействия на гидравлические суда. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, 1969, вып. 50, с. 509—517.
26. Крылов Ю. М. Спектральный метод колебаний в расчете ветровых волн. Л.: Гидрометеоиздат, 1965.
27. Крылов Ю. Я., Сорокин С. С., Чмырюков В. Ф. Ветровые волны и их воздействие на сооружения. Л.: Гидрометеоиздат, 1970.
28. Кубланов В. И., Радинова И. Н. Влияние об указанием зонергетических спектров наружного волнения. Теория волн и расчет гидроэнергетических сооружений. М.: Издат. 1975, с. 67—75.
29. Лавин Д., Шанинский Е. Структура атмосферной турбулентности. М.: Мир, 1966.
30. Лавин Д. Л., Козлов В. В. Исследование волнового давления на вертикальные обтекатели пропаграды. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, 1967, вып. 34, с. 69—87.
31. Лавин Д. Л., Шестаков Ю. Н. Некоторые результаты исследований коэффициентов обратимости при обтекании круглого канавки волной. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, 1967, вып. 34, с. 55—68.
32. Лавин Д. Л., Соловьев А. В., Мицкевич С. С., Кильтру В. В., Малиновский В. С. Расчетные формулы в графиках для определения волновых нагрузок на обтекатели пропаграды. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, 1968, вып. 34, с. 99—116.
33. Лавин Д. Л. Справочное пособие в направлении исследований волнодействий ветровых волн на гидротехнические сооружения. — Труды координационных совещаний по гидроэнергетике. Л.: Энергия, 1972, вып. 75, с. 4—17.
34. Лавин Д. Л., Некрасов С. В., Каплин В. В., Мицкевич С. С. Метод расчета нагрузок от волны на обтекатели пропаграды. — Известия ВНИИГИГ им. Б. В. Боденева. Л.: Энергия, 1975, вып. 112, с. 58—64.
35. Лавин Д. Л., Мицкевич С. С. Влияние спектральной структуры волны на динамику склонов гидротехнических сооружений. — Известия ВНИИГИГ им. Б. В. Боденева. Л.: Энергия, 1977, № 115, с. 73—94.
36. Лавинов Н. А., Пугачев В. Н. Вероятностный анализ систем антиатомического управления. М.: Советское радио, 1968.
37. Лавинов Н. А. Случайные параметры гидротехнических конструкций при волнистом сооружении. — Судостроение, 1976, № 11, с. 13—15.
38. Лавинов Н. А. Устойчивость краиной прямой коридора транспортерного флота. — Рогачев. ОСР. Л.: Транспорт, 1975, вып. 3, с. 297—334.
39. Лавинов Н. А. Параметры колебаний платформ самолетных плавучих буровых установок при воздействии волнения в ветре. — Вопросы судостроения. Сер. Преконструкция судов, 1976, вып. 9, с. 48—52.
40. Лавинов Н. А. Динамический расчет самолеторущих плавучих бу-

бровых установок при перегрузках воздействия волнения и ветра. — Вестник судостроения. Сер. Проектирование судов. 1976, вып. 9, с. 31—47.

45. Литонов О. Е. Особая экспериментальная нагрузка на самодвижущиеся буровые установки. Прир. 14—15.

46. Литонов О. Е. Некоторые aspects изыскания долговременных распространений напряжений в конструкциях двухкорпусных судов. — Межкорпусные суда. Л., Судостроение, 1978, с. 153—165.

47. Литонов О. Е. Суммаризация изысканий изысканий, действующих на корпус судов. — Судостроение, 1978, № 2, с. 18—20.

48. Лукомский В. В. Динамический расчет сплошных гидротехнических сооружений при перегрузках воздействия. — Научные исследования по гидротехнике в 1972 г. М., Энергия, 1973, с. 379—390.

49. Майер И. А. Методика оценки выносливости в условиях перегрузки. — Усталость и выносливость металлов. М., ИЛ, 1965, с. 337—358.

50. Майоров Ю. Б. Основные принципы и критерии конфигураций волновой нагрузки на судно. — Труды координационного совещания по гидротехнике. Л., Энергия, 1970, вып. 61, с. 205—211.

51. Макаровский А. И. Прочность судна транспортного флота. Л., Судостроение, 1976.

52. Мадутов Н. А. Сопротивление элементов конструкций хрупкому разрушению. М., Издательство АН СССР, 1973.

53. Маргарян А. Л., Лукомский В. В., Халфен И. Ш. Балансовая концепция для изучения неизотропических сооружений. М., ВНИИГиРЗИР, 1977.

54. Медведев В. А. К расчету бортовой качки судов, расположенного якорем к ветру. Сопротивление движению и неподвижности судов. — Материалы по общей гидродинамике. Л., Судостроение, 1977, вып. 63 [НТД Судостроя].

55. Нагибаев и коллеги по гидротехническим сооружениям. СНиП 11-57-76. М., Гостройиздат, 1975.

56. Прытков Ю. К., Рязанцев Н. Н. Качка полуводуруемых буровых платформ. — Многокорпусные суда. Л., Судостроение, 1978.

57. Рекомендации по оценке надежности стальных конструкций. Свердловск: Уральский промстroiенингиздат, 1974.

58. Руководство по определению нагрузок и воздействий на гидротехнические сооружения (понтонные, ледовые и т. д. судов). Л., ВНИИГиРЗИР, В. Е. Веденеев, 1977.

59. Сароян Г. Г., Семёнов И. Н., Смагин И. Ф. Определение первых собственных колебаний избыточных буровых установок. Баку, Азербайджанско-ское издательство, 1976, № 2, с. 48—52.

60. Серебренко С. В., Коткин В. И., Шнейдерман Р. М. Неоднородность в районах деталей машин и прочность. Справочное издание. М., Машиностроение, 1976.

61. Справочник по структурной механике корабля. Т. 1—3. Л., Судостроение, 1960.

62. Справочник по динамике сооружений. М., Стройиздат, 1972.

63. Справочные данные. Вторая волна в океанах и морях. Регистр ССР. Л., Трансиздат, 1974.

64. Справочные нормы и правила СНиП 11-6—74. М., Стройиздат, 1976.

65. Трекинский В. М., Волков Л. Д., Коротков А. Н. Аэродинамическая изыскательская судостроения. Л., Судостроение, 1976.

66. Указания по определению поправок коэффициентов на заряды избыточных гидротехнических сооружений стационарных конструкций. М., НИИ по ВНИИГИРЗИР, 1969.

67. Федоровский К. К., Войтусевский В. И., Фадеев Ю. Н. Гидромеханика. Л., Судостроение, 1969.

68. Федоровский В. И., Войтусевский В. Д., Алексеев А. А. Перспективы развития гидромеханики средоточий для изысканий морских нефтогазовых месторождений. — Технология судостроения, 1977, № 5, с. 7—10.

69. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. ч. 2. Механические испытания. Конструкционная прочность. И., Машгизстройиздат, 1976.

70. Халфин И. Ш. К вопросу об определении расчетных величин из групп из статистической сооружения. Труды координационных совещаний по гидротехнике. Л., Энергия, 1978, вып. 46, с. 194—197.

71. Халфин И. Ш. Лабораторные эксперименты затяжки по глубине коррозии при разрыве при перегрузках избыточности. — Труды координационных совещаний по гидротехнике. Л., Энергия, вып. 75, 1972, с. 64—68.

72. Алексеев Я. Д. Гидромеханическая теория износа корабля. М., Норс, 1973.

73. Альянис М. О. Турбулентность. М., Мир, 1968.

74. Черепанов Е. В. Механика групповых разрушений. И., Наука, 1974.

75. Чумаковская В. С., Павлов О. Я. Основы теории надежности судовых корабельных конструкций. Л., Судостроение, 1985.

76. Шашников В. М. Сущность гидравлической износстойкости судов, действующих на трассе. — Многокорпусные суда. Л., Судостроение, 1978.

77. Alster T., Math J. Wind drag coefficients for Bluff Offshore ocean platform. — 1<sup>st</sup> Offshore Technology Conference, Houston, 1969, p. 733—732.

78. Arata H. Comprehensive Study in Development of the Offshore Structure—Japan Ship and Machinery Development Association, 1969.

79. Bardal E., Haugset P. J. Condition Fatigue Crack Propagation Tests on Steels for Offshore Structures. — 9<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. 12, 1977, p. 381—390.

80. Bergman L. Wave Forces on Piling for Narrow Band Spectra. — Journal of the Waterways and Harbors Division, ASCE, WW3, 1955, p. 65—90.

81. Bergman L. Spectral Analysis of Ocean Wave Forces on Piling. — Journal of the Waterways and Harbors Division, ASCE, WW2, 1967.

82. Burke E., Tighe J. A Time Series Model for Dynamic Behavior of Offshore Structures. — 3<sup>rd</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. 2, 1971, p. 779—788.

83. Chastell J. Metallurgical, welding and inspection problems raised by the construction of jacket offshore platforms. — Bulletin Technique Du Bureau Veritas, June 1976, p. 60—68.

84. Daeverett A. G. Gust Loading Factors. — Journal of the Structural Division, ASCE, v. 19, 1967.

85. Dijkstra O. D. The Fatigue Behavior of Joints in Jacked Construction. — 5<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. II, 1977, p. 387—391.

86. Environmental conditions. Report of Committee I, ISSC, Tokyo, 1979.

87. Environmental conditions. Report of Committee I, ISSC, Hamburg, 1973.

88. Ewing L. A. Some results from the Joint North Sea Project of interest to engineers. — The Dynamic of Marine Vehicles and Structures in Waves, London, 1975, p. 45—59.

89. Fjeld S. Reliability of Offshore Structures. — Proceedings of the 9<sup>th</sup> Annual Offshore Technology Conference, OTC 3087, Houston, 1977, p. 320—337.

90. Fracture Mechanics of Ferrous materials. Report of Committee III.1. — 6<sup>th</sup> International ship structures congress, Reshet, 1976.

91. Fukagawa M. Steel for Offshore Structure. — Symposium on Current Technologies for High Strength Steels and Its Application to Offshore Materials in Japan. Tokyo, March, 1978.

92. Gates W. E., Marshall P. W., Mahin S. A. Analytical Methods for Determining the Ultimate Earthquake Resistance of Bare Offshore Structures. — Proceedings of Offshore Technology Conference, v. 1, OTC 2751, 1977, Houston, p. 233—246.

93. Guedes A. J., Debeau G. E., Darby C. G., Heas J. V. Statistical Analysis of Nonlinear Dynamic Response of Fixed Structures to Random

- Waves. Fatigue Evaluation.—9<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. IV, 1977, p. 492–502.
91. Griffith A. A. The phenomena of rupture and flow in solids.—Philosophical Transactions Royal Society, London, ser. A, 1920, v. 225, p. 163–168.
92. Guidance on the Design and Construction of Offshore Installations—Department of Energy, London, 1974.
93. Irwin G. R. Analysis of stresses and strain near the end of a crack traversing a plate.—Journal of applied mechanics v. 26, 1957, p. 361–364.
94. Marada K. Dynamic characteristics of offshore structures in regular waves—Seisaku dojirushi kankin, N. 83, 1976, p. 67–74.
95. Hibberd R. D., Dower W. B. Random Load Fatigue Crack Growth in T-Joints.—9<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. II, 1977, p. 385–392.
96. Head J. R. Motion of Stationary Structures.—The dynamics of marine vehicles and structures in waves. International Symposium The Institute of Mechanical Engineering, London, 1974, p. 75–87.
97. Head J. P. A mathematical method of determining hydrodynamically induced forces on a semiautonomous.—SNAME Transactions, v. 79, 1971, p. 28–63.
98. Hounaas O. G. Some experience gained from analysis of visual and instrumental wave data from the Norwegian Continental Shelf.—Schiff und Haven, 1974, N. 9, p. 9.
99. Huang N. E., Chen D. T., Tang G. C., Smith J. R. Interactions between steady non-uniform currents and gravity waves with applications for current measurements.—J. Phys. Oceanography, N. 2, 1973, p. 429–433.
100. Kim G. H., Chou F. Maritime Semiautonomous Drilling Platform in Deep Seas.—Marine Technology, v. 10, N. 2, 1973, p. 112–122.
101. Kim C. H., Hibberd. Analysis of simultaneous wave force and water particle measurements.—Offshore Technology Conference, Proceedings, Paper no 2192, Houston, 1976 p. 321–325.
102. Ketele H. Fatigue Analysis of Marine Structures.—BOSS-76, v. I, Trondheim, 76, p. 652–678.
103. Longuet-Higgins M. S. The Directional Spectrum of Ocean Waves and Processes of Wave Generation.—Proceedings Royal Society, v. 288, London, 1962.
104. Maddie N. R., Wildenstein A. W. A Spectral Fatigue Analysis for Offshore Structures.—7<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston, 1975.
105. Maeda H. Hydrodynamic Forces on a Cross-section of a Stationary Structure.—International Symposium «The Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves», London, 1974, p. 81–90.
106. Maeda H. Wave Excitation Forces on Two Dimensional Ship of Arbitrary Section.—JSNA, Japan, 1968, v. 125, p. 55–83.
107. Mansur A., Ferrier F. H. Structural analysis and design of a catamaran cross structure by the finite element method.—Naval Engineering Journal, 1973, 85, No. 1, p. 33–42.
108. Marchion N. V., Beach J. E. Procedure for Analyzing the Fatigue and Stress Crack Growth Behavior of a Ship Structure.—9<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. II, 1977, p. 409–414.
109. Martin T., Mc Gregor J. An investigation into the stress Distribution and Fatigue Strength of a Welded Tabular T-Joint.—9<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. II, 1977, p. 391–398.
110. Miller B. L. The Hydrodynamic Drag of Roughened Circular Cylinders.—The Naval Architect, Journal of the RINA, March 1977, p. 23–70.
111. Nibbering J. Fatigue of Ship Structures—International Shipbuilding Progress, v. 19, 1976, p. 315–332.
112. Ochi M. K., Wang S. Prediction of extreme wave-induced loads on coast structures—Behaviour of offshore structures (BOSS-76). Proceeding of the First International Conference, Trondheim, OSLO, August 1976, v. I, p. 170–183.
113. Ohkura M. Wave action on Groups of vertical Cylinders.—JSNA Japan, 1972, v. 131, p. 53–64.
114. Ohkura M. On the Hydrodynamic Forces on Multiple Cylinders in waves.—The Dynamics of marine vehicles and structures in waves. International Symposium. The Institute of Mechanical Engineering, London, 1974, p. 115–128.
115. Pakstis N. Dynamic Structural Analysis Techniques for Offshore Platforms.—3<sup>rd</sup> Offshore Technology Conference, Houston, v. 2, 1971, p. 807–814.
116. Paulling J. R. Elastic Response of Stable Platform Structures to Wave Loading—The dynamics of marine vehicles and structures in waves. International Symposium. The Institute of Mechanical Engineering, London, 1974, p. 263–273.
117. Paulling J. R., Hong Y. S., Chen H. H., Stassen S. G. Analysis of semi-submersible catamaran-type platforms.—Offshore Technology Conference, Houston, OTC975, 1977, p. 135–144.
118. Pierce W., Malone P. Irregular wave forces on a pile.—Journal of the Waterways and Harbors Division, ASCE, v. WW6, 1966, p. 1–10.
119. Proceedings 11<sup>th</sup> International Towing Tank Conference—Society of Naval Architects, Tokyo, 1966.
120. Rules and Regulations for the Construction and Classification of Offshore Platforms.—Bureau Veritas, Paris, 1975.
121. Rules for Building and Classing offshore Mobile Drilling Units.—American Bureau of Shipping, New York, 1973.
122. Rules for mobile drilling units, Nippon Kaiji Kyokai, 1973.
123. Rules for the Construction and Classification of Mobile Offshore units, Det Norske Veritas, 1975.
124. Rules for the design, construction and inspection of fixed offshore structures, 1974. Revised edition, Det Norske Veritas, 1977, OSLO.
125. Rules for the construction and classification of mobile offshore units, LLOYD'S Register of Shipping, London, 1979.
126. Sakai K. Practice Mechanism and Evaluation Criteria—Symposium on Current Technologies for High strength steels and low temperature service Materials in Japan, Tokyo, March 1978, p. 76–121.
127. Sandri W. Weld defects, cold cracking and lamellar tearing in shipbuilding: Prevention and criteria of acceptability of weld defects. Registro Italiano Navale.—Technical Bulletin, 61, Dec. 1972.
128. Sapekwa. Vortex, shedding and resistance in harmonic flow ahead smooth and rough circular cylinders.—BOSS Conference, Trondheim, 1976, p. 128–131.
129. Scott I. R. Some average sea spectra.—Transactions RINA, v. 110, 1968, p. 233–245.
130. Structural Welding Code.—American Welding Society, September 1972.
131. Sagura H. Some Calculation of Hydrodynamic Forces on Semi-Submersible Boats by Singularity Distribution Method.—Journal Kansai of the Society of Naval Architects Japan, 1977, No. 164, p. 33–42.
132. Takekawa S., Maeda H., Shiraki A., Eguchi S. On a Hydrodynamic Forces of a Catamaran Ship.—JSNA Japan, 1972, v. 131, p. 68–76.
133. Taylor R. E. Structural Dynamics of Fixed and Floating Platforms in Waves. The dynamics of marine vehicles and structures in waves. International Symposium. The Institute of Mechanical Engineering, London, 1974, p. 249–261.
134. Vassiljevic E. Estimation of Dynamic Properties of Offshore Structures.—3<sup>rd</sup> Offshore Technology Conference, Houston, 1971, p. 827–836.
135. Wells A. A. Crack opening displacement from elastic-plastic analysis of externally notched tensile bars.—Engineering fracture mechanics, 1969, v. 1, n. 3, p. 399–410.

## ОГЛАВЛЕНИЕ

От авторов . . . . .	3
Введение . . . . .	4
<b>Глава 1. Основные архитектурно-конструктивные типы плавучих буровых установок и режимы их эксплуатации . . . . .</b>	10
§ 1. Технические средства основных типов . . . . .	10
§ 2. Архитектурно-конструктивные типы самовоздымемых буровых установок . . . . .	11
— § 3. Особенности эксплуатации самовоздыменных буровых установок . . . . .	18
— § 4. Архитектурно-конструктивные типы полупогруженных буровых установок . . . . .	22
— § 5. Особенности эксплуатации земледелительных буровых установок . . . . .	31
<b>Глава 2. Конструкции плавучих буровых установок . . . . .</b>	36
§ 6. Самоподъемные плавучие буровые установки . . . . .	36
§ 7. Отборные установки самовоздымемых ПБУ . . . . .	43
§ 8. Полупогруженные плавучие буровые установки . . . . .	44
<b>Глава 3. Общие вопросы прочности платформ . . . . .</b>	53
§ 9. Требования Правил классификационных обществ к прочности плавучих буровых платформ . . . . .	53
— § 10. Расчетные режимы и нагрузки . . . . .	54
— § 11. Гидродинамические нагрузки . . . . .	57
— § 12. Ветровые нагрузки . . . . .	59
— § 13. Местные расчетные функциональные нагрузки на плавучие конструкции . . . . .	60
— § 14. Критерий прочности и нормализация . . . . .	61
— § 15. Критерий предельной прочности . . . . .	64
— § 16. Критерий установочной прочности . . . . .	71
— § 17. Хрупкая прочность . . . . .	76
— § 18. Собственная масса стапелей и сварных соединений . . . . .	90
— § 19. Нагрузки, действующие на погруженный элемент платформы . . . . .	98
<b>Глава 4. Характеристика альбомных условий, определяющих расчетные режимы и нагрузки . . . . .</b>	108
§ 20. Общий характеристика . . . . .	108
§ 21. Альбомные условия . . . . .	110
16.1. Ветер . . . . .	110
16.2. Волны . . . . .	116
<b>Глава 5. Прочность самовоздыменных буровых установок . . . . .</b>	122
§ 17. Особенности расчетной схемы самовоздымемых буровых установок . . . . .	122
§ 18. Определение компонентов волновых нагрузок . . . . .	127
18.1. Позиции докладчика по обтекаемым преградам . . . . .	127
18.2. Составная составляющая волновой нагрузки . . . . .	132
18.3. Инерционная составляющая волновой нагрузки . . . . .	132
18.4. Парашюты кручене ПБУ при косом обтекании волной . . . . .	132
18.5. Экстремальные значения усилий в палубской и котлованной конструкциях ПБУ за стационарное режиме волны . . . . .	156
§ 19. Определение компонентов ветровых нагрузок . . . . .	166
19.1. Рядные конструкции ПБУ за ветровое неподвижны . . . . .	166
19.2. Экстремальные значения усилий и палубской в конструкциях ПБУ за стационарном режиме ветра . . . . .	173
§ 20. Экстремальные значения усилий и напряжений в конструкциях самовоздыменных ПБУ при одновременном воздействиии ветра и волны . . . . .	175
<b>Глава 6. Методы расчета прочности полупогруженных платформ . . . . .</b>	179
§ 21. Квазистатический метод . . . . .	182
§ 22. Методы, использующие передаточные функции изгибающий и распределенную нагрузку на элемент платформы . . . . .	184
§ 23. Методы, использующие интегральные представления нагрузки . . . . .	192
23.1. Интегральные нагрузки . . . . .	192
23.2. Подинвариантная схема определения распределенных нагрузок $\Phi = \Phi r$ . . . . .	196
23.3. Направленная архитектура в конструкции платформы . . . . .	199
23.4. Определение расчетных (экстремальных) напряжений в конструкциях полупогруженных платформ . . . . .	205
23.5. Особенности учета скоростной составляющей колебаний нагрузки . . . . .	212
23.6. Принципиальная процедура расчета прочности платформ . . . . .	214
Заключение . . . . .	214
Указатель литературы . . . . .	216

Галаков Н. Н., Литонев О. Е., Алексеичук А. А.

Г15 Плавучие буровые платформы. Конструкция и прочность.—Л.: Судостроение, 1983.—324 с., ил.

В книге обобщены опыт сооружения и эксплуатации судоходных буровых платформ из корабельных стальных конструкций и приведены плавучие платформы. Рассмотрены различные способы изыскания ресурса, предложены методы расчета и методы проверки состояния конструкции. Теоретические зависимости состояния конструкции от параметров гидромеханических динамик.

Книга рассчитана на инженеров, занимающихся проектированием и эксплуатацией плавучих буровых платформ.

Г	21885-055 018(01)-91	76-31	1800000000	22.495,3
---	-------------------------	-------	------------	----------

Нина Николаевна Галакова  
Олег Евгеньевич Литонев  
Александр Александрович Алексеичук

СЕРИЯ «ТЕХНИКА ОСВОЕНИЯ ОКЕАНА»  
ПЛАВУЧИЕ БУРОВЫЕ ПЛАТФОРМЫ.  
КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

Редактор Н. М. Соловьев

Художественный редактор С. Н. Альбрехт, д. х. к. Кручинин

Макетный редактор Л. Н. Киселев

Компьютер В. Н. Сорокин

Художник В. Н. Ушаков

ИД № 448

Сдано в набор 29.01.83. Подписано в печать 21.04.83.

Издательство «Наука», 1983. Тираж 10000 экз. Заказ № 1000.

Бюджетная классификация: «Гидротехника, гидроэнергетика, гидроизыскания».

Удостоверение о регистрации № 448. Установлено Управлением по делам издательства, типографии и книжной торговли. (УГИД). Ленинград, Социалистическая ул. 14. Отпечатано в Ленинградской типографии (УГИД) в Ленинграде. 1984. Ленинград, ул. Залужного, 6.

Издатель и Ленинградский типография № 4, ул. Трудовая, Красногвардейский район, Ленинград.

Макетный бюро «Гидротехника». Типография № 10. Бюджетная классификация: «Гидротехника, гидроэнергетика, гидроизыскания». Установлено Управлением по делам издательства, типографии и книжной торговли. (УГИД). Ленинград, Социалистическая ул. 14. Отпечатано в Ленинградской типографии (УГИД) в Ленинграде. 1984. Ленинград, ул. Залужного, 6.