
СУДОВЫЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ УСТАНОВКИ, УСТРОЙСТВА И СИСТЕМЫ, ТЕХНИЧЕСКИЕ СРЕДСТВА СУДОВОЖДЕНИЯ, ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ СУДОВ

УДК 681.2

В.В. Тарасов, П.С. Иушин

Морской государственный университет им. адм. Г.И. Невельского,
690059, г. Владивосток, ул. Верхнепортовая, 50а

ПРИМЕРЫ АКТИВНОЙ ЛЕДОВОЙ ЗАЩИТЫ МОРСКИХ НЕФТЕГАЗОВЫХ СООРУЖЕНИЙ И НОВЫЕ РАЗРАБОТКИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЯГКИХ НАДУВНЫХ ОБОЛОЧЕК ДЛЯ РАЗРУШЕНИЯ ЛЬДА

Показаны основные существующие способы по активной защите морских нефтегазовых сооружений (МНГС) от воздействия ледяных полей, приведены новые разработанные способы их ледовой защиты с использованием мягких пневматических надувных емкостей (МПНЕ), конструирование в САПР Solid Works.

Ключевые слова: ледостойкие морские платформы, способы защиты от льда, мягкие надувные оболочки.

V.V. Tarasov, P.S. Iushin

EXAMPLES OF ACTIVE ICE PROTECTION OFFSHORE STRUCTURES AND NEW DEVELOPMENTS WITH SOFT SHELL INFLATABLE FOR DESTRUCTION OF ICE

The basic methods of the existing active protection offshore structures (MNGS) from the effects of ice fields, are newly developed methods for their ice protection with soft pneumatic air tanks (MPNE), design in CAD Solid Works.

Keywords: ice-resistant offshore platforms, methods of protection from ice, soft inflatable shell.

1. Общие положения, перечень мероприятий

При активных методах защиты воздействие льда первоначально воспринимается специальными устройствами на защищаемом сооружении или у этого сооружения, а затем уже разрушенный лед вступает в контакт с сооружением [1, 4]. При этом нагрузка от льда на сооружение меньше по значениям, а также изменяется характер воздействия льда. К мероприятиям, снижающим или исключающим нагрузки от льда на сооружение, относится следующее:

- 1) использование ледоколов для разрушения ледяных полей;
- 2) устройство прорезей (траншей) в ледяном покрове, окружающем сооружение;
- 3) применение специальных конструктивных устройств для разрушения льда (устройства монтируются, например, на опорном стволе платформы-монопода или на опорных колоннах платформы);
- 4) применение направленных взрывов для разрушения ледяных полей, заторов;
- 5) обогрев конструкции сооружения в зоне воздействия льда с целью таяния льда и снижения его прочности;
- 6) применение пневматических или гидравлических установок для накачки под ледяной покров у сооружения горячей среды (попутного газа, воздуха, пара, выхлопных газов, воды);

7) использование для работ буровых судов, разрушающих ледяной покров качкой корпуса.

Из отмеченных выше мероприятий активной защиты от льда наиболее распространенным и надежным является использование ледоколов [3]. С целью снижения ледовых нагрузок получило широкое распространение устройство прорезей, или траншей, в ледяном покрове. Так, в случае круглого в плане искусственного острова или сооружения в окружающем ледяном покрове устраивается сеть круговых в плане и радиальных прорезей. При навале на остров разрушение льда происходит прежде всего по системе прорезей как наиболее слабым местам; в результате общая нагрузка от льда уменьшается. Устраиваются сухие (глухие, несквозные) и мокрые (сквозные) прорези. При сухой прорези делается траншея, ледяное дно которой препятствует поступлению воды в прорезь (и на поверхность льда). При мокрой прорези – траншеи сквозные (до воды). Замерзание воды в траншее идет от поверхности льда вниз со скоростью образования льда по толщине от 15 до 30 см в сутки [1, 4]. Прорези устраиваются как вертикальные, так и наклонные. Может устраиваться комбинация сухих и мокрых прорезей.

Применение направленных взрывов вообще является надежным способом защиты, но при этом наносится вред экологии среды, иногда требуется эвакуация обслуживающего персонала платформ и др.

С целью снижения ледовых нагрузок на сооружения известны практические применения обогрева строительных конструкций в местах контакта со льдом. Для этого рекомендуется использовать из газовых турбин отработанные газы, тепло которых должно передаваться теплоносителю – морской воде с антифризом [2]. Теплоноситель уже должен подогревать соответствующие конструкции сооружения.

Осваиваются пневматические и гидравлические установки для разрушения ледяного покрова. Получил практическое применение пневматический способ разрушения льда воздушными струями, выпускаемыми из перфорированных трубопроводов, уложенных по дну. Другие мероприятия находятся в стадии исследований и опытного применения [2,3].

2. Конструктивные устройства для разрушения льда

Следует особо остановиться на вопросе применения конструктивных специальных устройств для разрушения льда. Наиболее часто рассматриваются противоледовые защитные устройства типа бандажей (манжет, поясов и т.п.), монтируемых на опорном стволе или на колоннах платформ в зонах воздействия льда. Само бандажное устройство обычно представляет собой стальной разделенный внутри на отсеки понтон с круговой или многогранной формой в плане и с наклонными (в том числе коническими) боковыми поверхностями для разрушения льда. В отсеки понтона может подаваться горячий агент (воздух, пар, вода и пр.).

Одно из известных предложений [3] норвежских и других специалистов по активной защите от льда платформ с колоннами заключается в устройстве на колоннах ледокольных бандажей в зоне ватерлинии (рис. 1, 2, 3). Каждый бандаж подвешивается к тросам лебедок, установленных в надводном строении платформы, и может перемещаться по вертикали. Наружные поверхности бандажей наклонные, так что лед может разрушаться при движениях бандажей как вниз, так и вверх. Бандаж гравитационного типа имеет значительную собственную массу, так что при опускании вниз он разрушает лед своей силой тяжести (по принципу работы ледоколов).

На рис. 1: 1 – колонна; 2 – балластные отсеки; 3 – отсеки с насосами и подогревом воды; 4 – подъемные тросы; 5 – силовой кабель; 6 – опорное подшипниковое устройство.

Вертикальные перемещения бандажа могут обеспечиваться рядом устройств и прежде всего работой лебедок. Кроме того, в верхней части бандажа устраиваются балластные от-

секи, которые могут балластироваться подогретой водой и затем продуваться. Подогрев балластной водой имеет целью исключение смерзания бандажей со льдом. Также для обеспечения вертикальных перемещений возможно устройство в бандаже гидравлической силовой системы (гидропривода). Колонна в зоне ледокольного бандажа укрепляется, при этом сам бандаж движется по роликовым направляющим. Очевидно, что ледокольный бандаж может находиться в зоне ватерлинии только во время подвижек льда. Все остальное время бандаж может быть в поднятом тросами положении у надводного строения платформы, вне воздействия льда и волн.

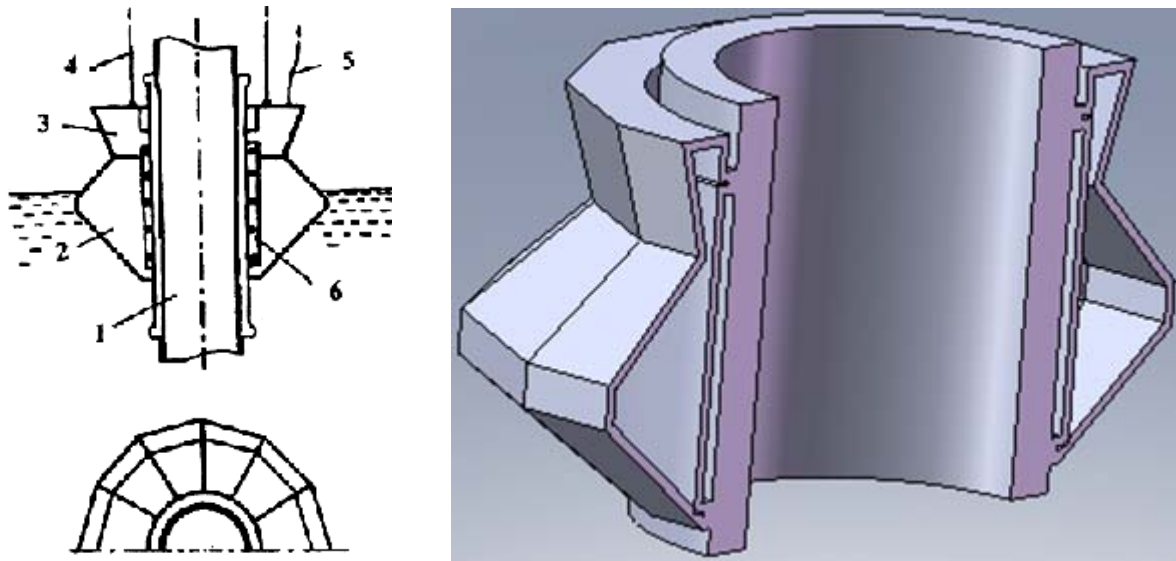


Рис. 1. Схема вертикально перемещающегося бандажа на колоннах платформы
Fig. 1. Scheme vertically moving platform bandage on columns

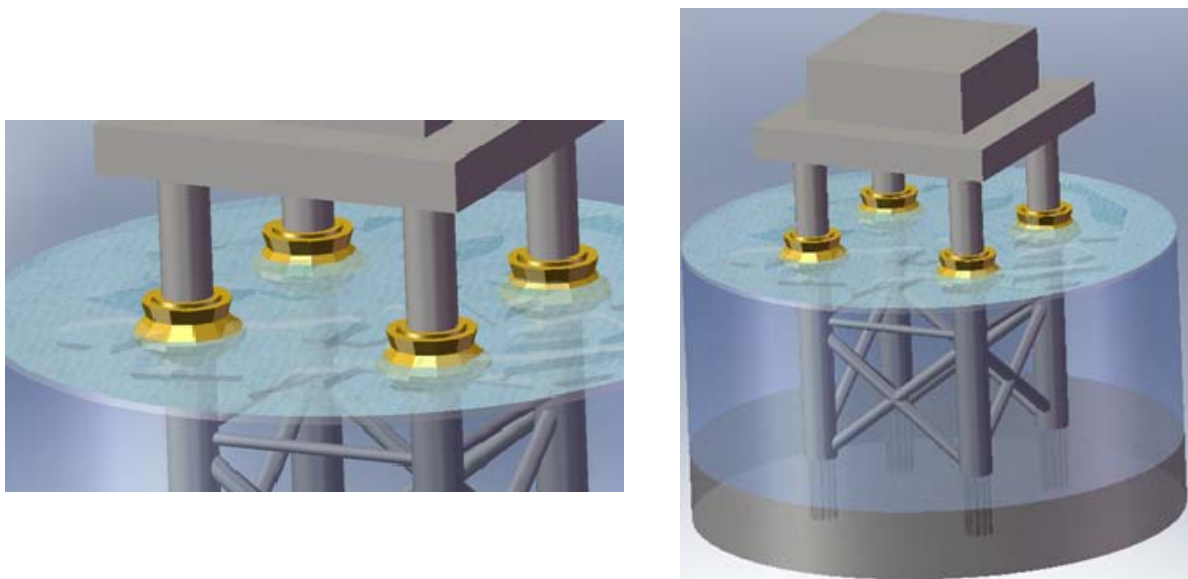


Рис. 2. Модель платформы, на колоннах которой расположены вертикально перемещающиеся бандажи, выполненные в программе Solid Works
Fig. 2. Model platform on the columns that are vertically movable bands performed in the program Solid Works

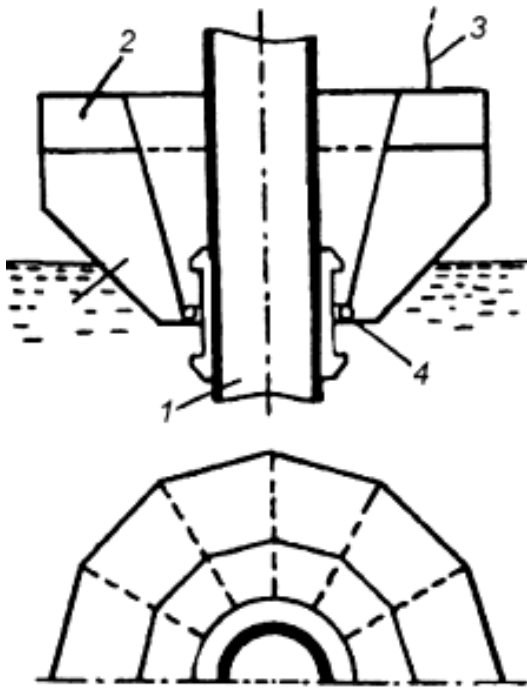


Рис. 3. Схема поворотного бандажа на колоннах платформы
Fig. 3. The scheme of the rotary platform bandage on columns

На рис. 3: 1 – колонна; 2 – отсеки с насосами и подогревом воды; 3 – силовой кабель; 4 – опорное подшипниковое устройство.

Известным является также предложение по активной защите от льда колонн платформы посредством поворотного ледокольного бандажа (рис. 3). Последний шарнирно закрепляется внизу к опорному кольцу на колонке и может совершать поворотные движения. Корпус бандажа имеет «ледокольные» обводы, так что разрушение льда происходит подобно тому, как при движении ледокола. Бандаж может снабжаться разрушающими лед устройствами, так, например, буровой машиной, ледорезными фрезами, подачей под лед горячего газа или жидкости и др. Внутренний объем бандажа разделяется на водонепроницаемые балластные отсеки, заполняемые подогретой водой (подогрев для исключения смерзания). Балластировка отсеков регулируется. Для перемещения бандажа по вертикали может применяться тросовая подвеска к лебедкам, гидроприводное устройство, балластировка и продувка отсеков и др.

Изобретателями [3] предложена активная защита колонн многоопорной платформы ледокольными

бандажами в виде усеченных конусов с противоположно расположенными вершинами (рис. 4). Бандажи находятся на колоннах, могут вращаться в плане и одновременно совершать вертикальные перемещения. Такие движения бандажей должны обеспечиваться теми или другими известными силовыми приводами. При контактах со льдом бандажи вращаются в противоположных направлениях и должны совершать противоположные вертикальные движения. В результате ледяное поле подвергается деформациям изгиба с изломом, а также эффекту скручивания. Предполагается, что обломки льда будут уходить из зоны сооружения, так что образование торосов исключается. Очевидно, что предложенная идея активной защиты представляет интерес. В направлении практического использования требуются разработки в отношении размеров бандажей, их параметров движения в связи с конкретными ледовыми условиями [2, 5].

Представляют интерес известные за рубежом и у нас предложения по устройству на колоннах платформ цилиндрических бандажей с винтовой наружной поверхностью (рис. 5, 6). Бандаж приводится во вращение электродвигателем, при этом в процессе разрушения льда возникают горизонтальные и вертикальные составляющие нагрузок. Внизу и вверху бандаж опирается на упорные кольцевые выступы колонны через посредство подшипниковых устройств, через которые на колонку передаются вертикальные нагрузки. Контакт между внутренней поверхностью бандажа и наружной поверхностью колонны осуществляется также через посредство ряда подшипниковых кольцевых устройств (передача на колонну горизонтальных нагрузок). Винтовая поверхность (нарезка) бандажа имеет внутри каналы для движения в них горячей жидкости или газа с целью исключения обмерзания. Винтовой бандаж устанавливается на колонну и включается в работу по разрушению льда только на время подвижек ледяного поля. На другие периоды времени он демонтируется и не подвержен действию льда и волн. Очевидно, что имеются технические трудности по изготовлению большеразмерных бандажей с винтовой поверхностью при больших диаметрах колонн или одного опорного ствола в платформах типа монопод, где диаметры до 10 м и более.

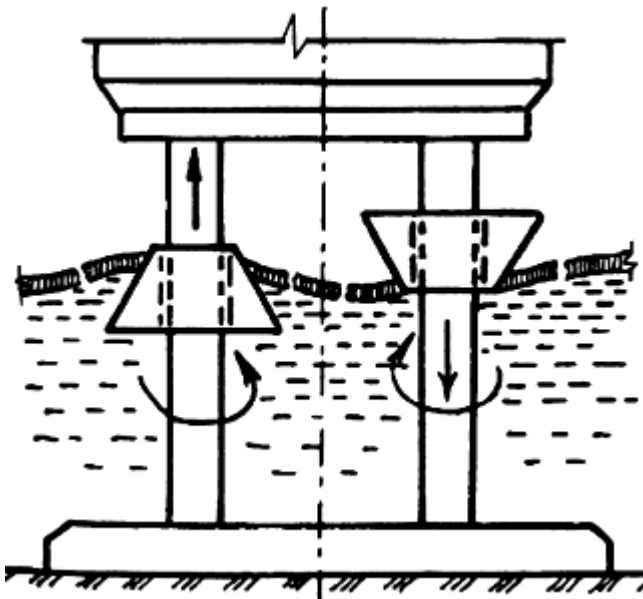


Рис. 4. Схема вертикально перемещающихся
и вращающихся бандажей с противоположно
направленными движениями
Fig. 4. Scheme vertically moving or rotating tires
with opposite movements

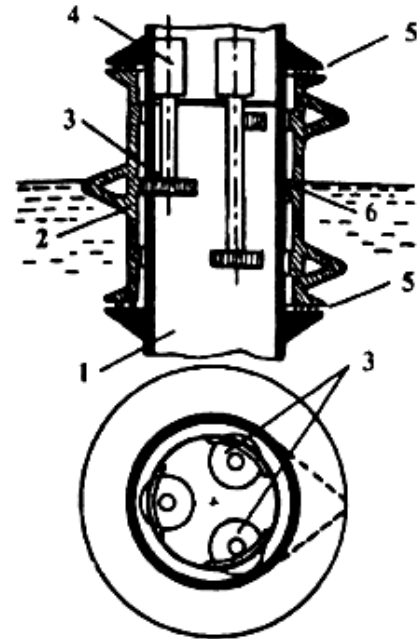


Рис. 5. Схема ледорезов винтового типа
на колонне многоопорной платформы
Fig. 5. Scheme breaker screw type
on the column multisupporting platform

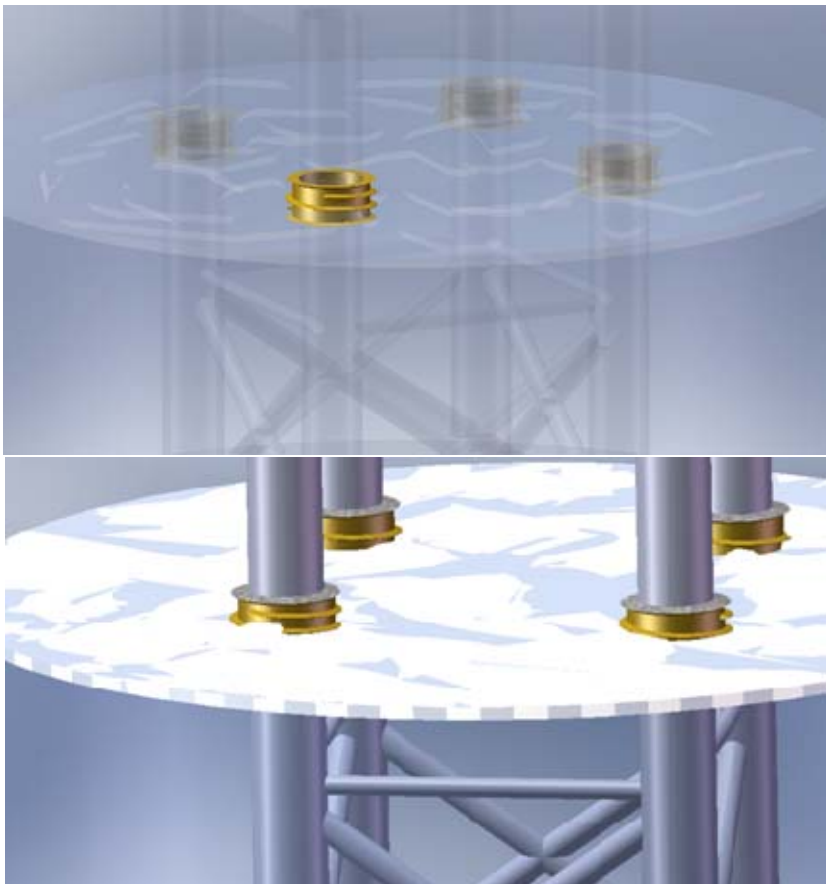


Рис. 6. Модель ледорезов
винтового типа
на колонне многоопорной
платформы, выполненная
в Solid Works
Fig. 6. Model breaker screw
type on the column
multisupporting platform
made in Solid Works

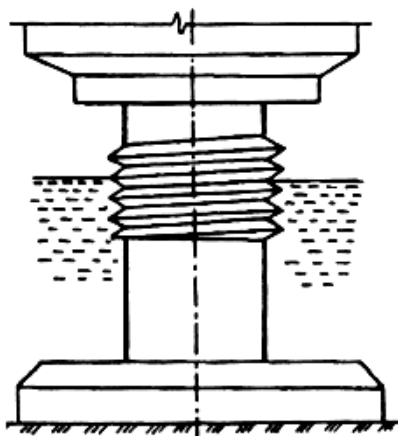


Рис. 7. Схема ледорезов винтового типа на опорном стволе платформы типа монопод
Fig. 7. Scheme breaker screw type on the reference barrel type platform monopod

На рис. 5: 1 – колонна; 2 – винтовой корпус с резьбой; 3 – зубчатое колесо привода; 4 – электродвигатель; 5 – опорные подшипниковые устройства; 6 – зубчатое колесо.

Следует заметить, что применение бандажных ледокольных устройств не зависит от глубин, на которых установлена платформа. В принципе, возможно применение подобных устройств и на колоннах полупогружных платформ. Однако бандажные ледокольные устройства могут проектироваться только для определенного диапазона толщин льда, возможны повреждения при воздействии льда, эксплуатационные расходы могут быть существенными.

Изобретателями [3] предложено для защиты от льда платформ типа монопод устраивать на опорном стволе винтовую ледорезную поверхность с клиновидными профилями зубьев (рис. 7, 8).

При контакте с винтовой поверхностью ледяное поле претерпевает деформации прорезания и излома в совокупности с изгибом и сжатием. Касательная составляющая реакции винтовой поверхности уводит разрушенный лед из зоны сооружения, так что исключается образование торосов.

Испытания в ледовом бассейне Арктического и Антарктического научно-исследовательского института показали, что нагрузка от плавучих ледяных полей на опорный ствол с винтовой поверхностью примерно в 2 раза меньше, чем в случаях отсутствия винтовой поверхности, вследствие чего сделаны рекомендации по проектированию [2, 5].

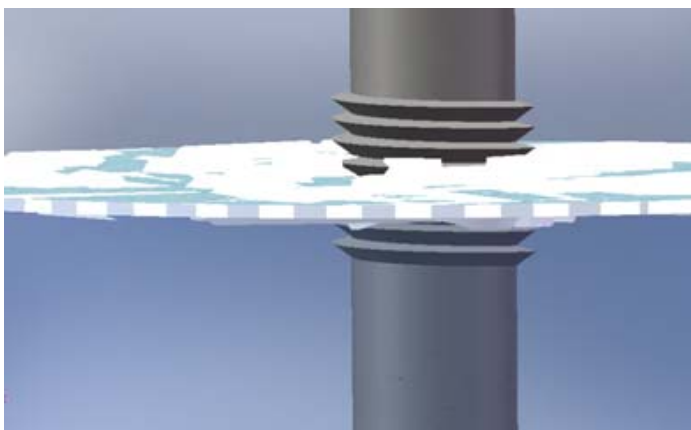


Рис. 8. Модель ледорезов винтового типа на опорном стволе платформы типа монопод, выполненная в программе Solid Works
Fig. 8. Model breaker screw type on the reference barrel type platform monopod made in the program Solid Works

Представляет интерес ледорезное пневматическое устройство для защиты платформ типа монопод, предложенное изобретателями (рис. 9, 10). На опорном стволе платформы имеется стационарное конусное устройство в виде двух усеченных конусов, соединенных основаниями. Дополнительно к этому для разрушения льда служит предложенное подводное ледорезное пневматическое устройство, которое включает:

- плавучие понтоны с избыточной плавучестью, имеющие в плане общую форму окружности или многоугольника;
- бандаж (может совершать вертикальные перемещения по стволу);
- трубчатые кронштейны, соединяющие бандаж с понтонами;
- упоры на опорном стволе;
- пустотелые ножи, установленные на палубах понтонов.

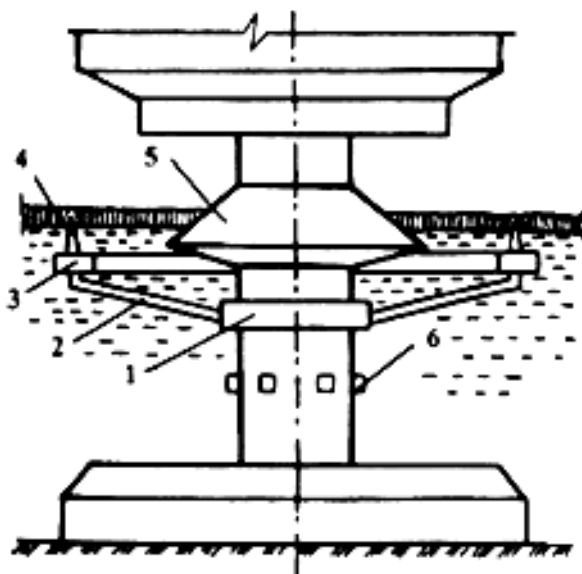


Рис. 9. Схема ледорезного пневматического устройства для защиты платформ типа монопод
Fig. 9. Scheme ledoreznogo pneumatic devices for protection platforms such monopod

На рис. 9: 1 – бандаж; 2 – трубчатый кронштейн; 3 – плавучий понтон; 4 – пустотелый тяж; 5 – стационарное конусное устройство; 6 – упор.

Вертикальные перемещения всей пневматической системы обуславливаются регулировкой балластировки понтонов. Понтоны, бандаж и в целом вся пневматическая система могут совершать вертикальные перемещения, ограничиваемые снизу упорами, а сверху – стационарным конусным устройством. Высотные положения упоров и конусов зависят от колебаний уровня, отметок и толщин ледяных полей и др. При нахождении понтонов в подводном положении и удалении из них водяного балласта происходит всплытие пневматической системы до упора кромок ножей в ледяное поле снизу. Резка льда производится горячим воздухом (отработанными газами, паром), вытекающим из кромки пустотелых ножей. Воздух к ножам подается через трубчатые кронштейны. Образующиеся подрезы льда способствуют разрушениям ледяных полей при их последующем взаимодействии с конусным устройством. При этом уменьшаются нагрузки на платформу в целом от воздействия льда.

На рис. 10, а представлена модель ледорубного пневматического устройства в опущенном состоянии, а на рис. 10, б – в поднятом состоянии.

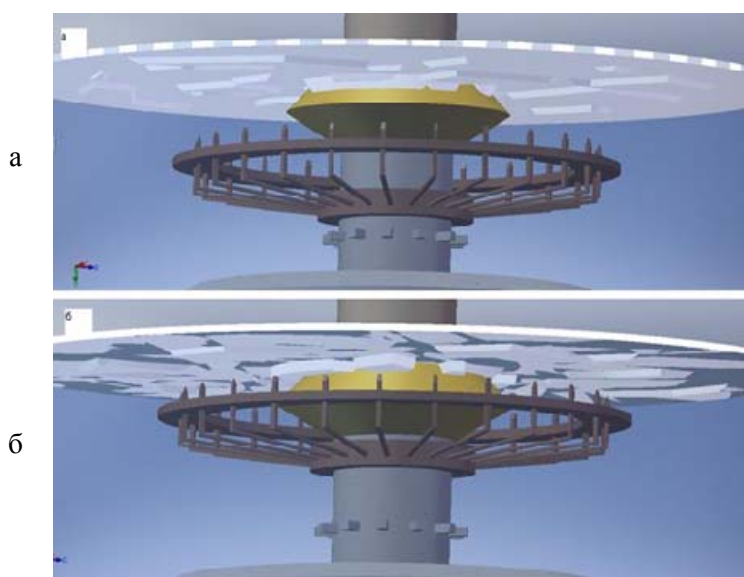


Рис. 10. Модель ледорезного пневматического устройства для защиты платформ типа монопод, выполненная в программе Solid Works
Fig. 10. Model ledoreznogo pneumatic devices for protection platforms such monopod, made in the program Solid Works

3. Использование мягких пневматических надувных емкостей для активной защиты МНГС от ледовых нагрузок

Так как до недавнего времени не рассматривался вопрос применения мягких пневматических надувных емкостей (МПНЕ) для активного разрушения движущихся ледяных полей перед непосредственным воздействием на МНГС, поэтому сотрудниками кафедры «Теории и устройства судна», где накоплен большой опыт применения мягких оболочек в различных областях народного хозяйства, и кафедры «Технологии и эксплуатации нефтегазового оборудования» предложены конструктивные мероприятия по уменьшению ледового воздействия на основания МНГС с помощью применения МПНЕ, модель одного из них предложена на рис. 11. Поставлена также задача по проектированию и изготовлению опытного ледяного бассейна для проведения экспериментальных исследований уменьшения ледовых нагрузок на имитируемое в масштабе основание МНГС при использовании МПНЕ для разрушения льда с целью уменьшения на него ледовой нагрузки [5].

В данной конструкции используются металлические полые короба, в которых вставлены МПНЕ, с возможностью увеличения объема при их надувании с помощью воздуха или газа. При этом короба всплывают (рис. 12, 13) и своей подъемной силой взаимодействуют с ледяным полем, взламывают его за счет давления на лед снизу установленными на коробах конусными устройствами различной конфигурации.



Рис. 11. Модель устройства активной защиты от ледовых нагрузок, использующей мягкие пневматические надувные емкости, выполненная в программе Solid Work
 Fig. 11. Device model of active protection against ice loads, use a soft, inflatable pneumatic tank made in the program Solid Work

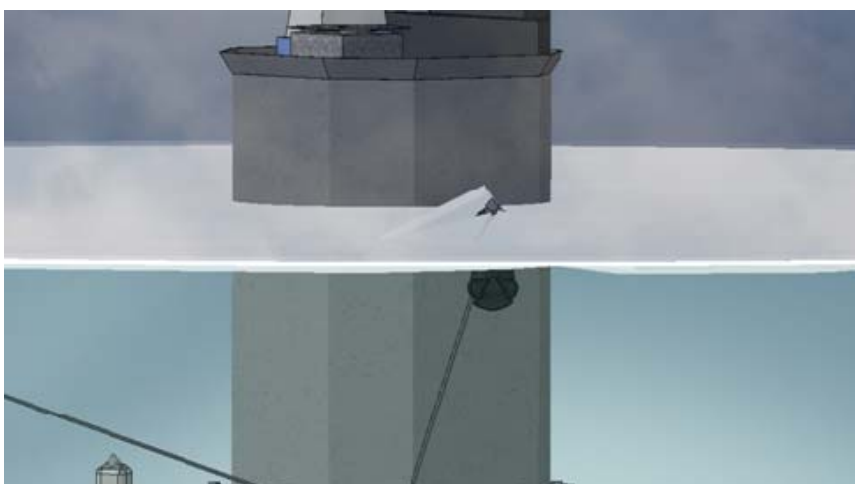


Рис. 12. Модель устройства активной защиты от ледовых нагрузок, использующей мягкие пневматические надувные емкости, выполненная в программе Solid Works
 Fig. 12. Model of the device active protection against ice loads, use a soft, inflatable pneumatic tank made in the program Solid Works

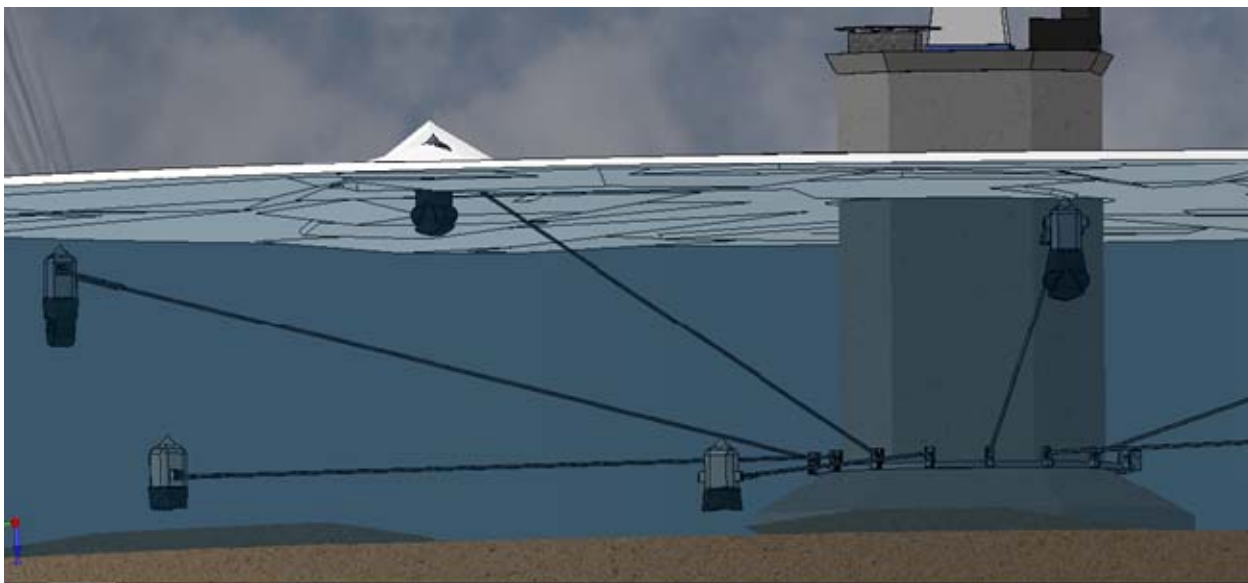


Рис. 13. Модель устройства активной защиты с использованием МПНЕ, выполненная в программе Solid Works, разламывающая ледовое поле вокруг МНГС
Fig. 13. Model of the device active protection using MPNE made in the program Solid Works, she breaks the ice field around MNGS

Короба закреплены на штангах, которые шарнирно крепятся на бандажах турельной конструкции, установленной на нижней части основания МНГС, что уменьшает ледовую нагрузку в области ватерлинии основания монопода или кессонной части платформы. Использование поочередного всплытия и погружения коробов с МПНЕ по заданной программе усилит эффект воздействия (в плане разрушения) на ледовый покров, что увеличит его дробление на более мелкие части и значительно уменьшит нагрузку на основание МНГС.

На рис. 13 показано, как поднятый бокс за счет силы всплытия МПНЕ разламывает ледовое поле. Данное устройство также может значительно снизить волновое воздействие на МНГС в летнее время за счет создания кругового пояса безопасности от волн при одновременном всплытии коробов с МПНЕ на уровень водяной поверхности. Устройство можно использовать как способ улучшения эффективности планов ликвидации аварийных разливов нефти (ЛАРН).

Таким образом, решение вопросов безопасной эксплуатации МНГС значительно упрощается с учетом применения предполагаемых конструктивных мероприятий, направленных на состояние МНГС даже при воздействии движущегося ледяного поля.

4. Конструктивные особенности метода защиты

Устройство для активной борьбы с ледовыми нагрузками является сложным гидротехническим сооружением, состоящим из множества узлов, которые должны сохранять работоспособность в сложных природных условиях.

Сама модель устройства для борьбы с ледовыми нагрузками с использованием МПНЕ состоит из нескольких основных составных частей, как показано на рис. 14.

На рис. 14: 1 – турельный бандаж; 2 – рычаг; 3 – бокс; 4 – юбка; 5 – МПНЕ.

Турельный бандаж – устройство, крепящееся к колонне МНГС, желательного типа монопод. В плане он имеет форму кольца, на поверхности которого выступают турели, как показано на рис. 15, 16.

На рис. 15 представлен общий вид турельного бандажа, выполненного в виде кольца, на поверхности которого находятся турели.

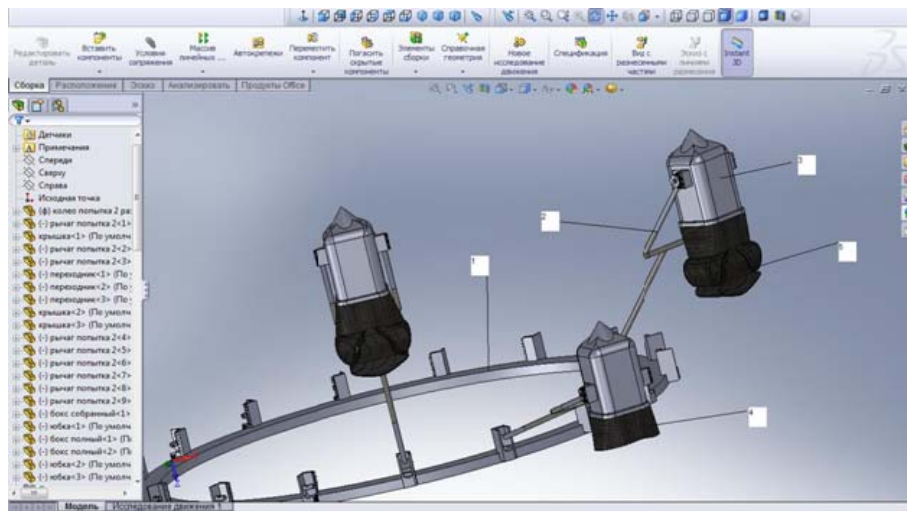


Рис. 14. Модель устройства активной защиты от ледовых нагрузок
 Fig. 14. Model of the device active protection against ice loads

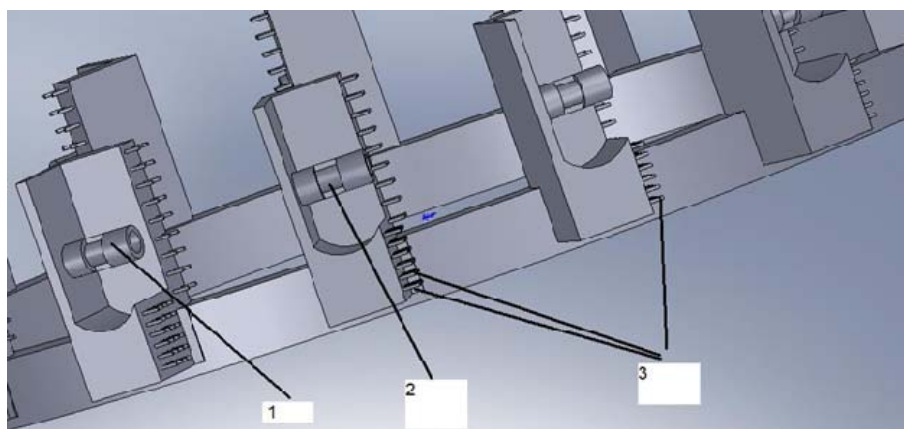


Рис. 15. Общий вид модели турельного бандажа
 Fig. 15. General view of the model turret brace

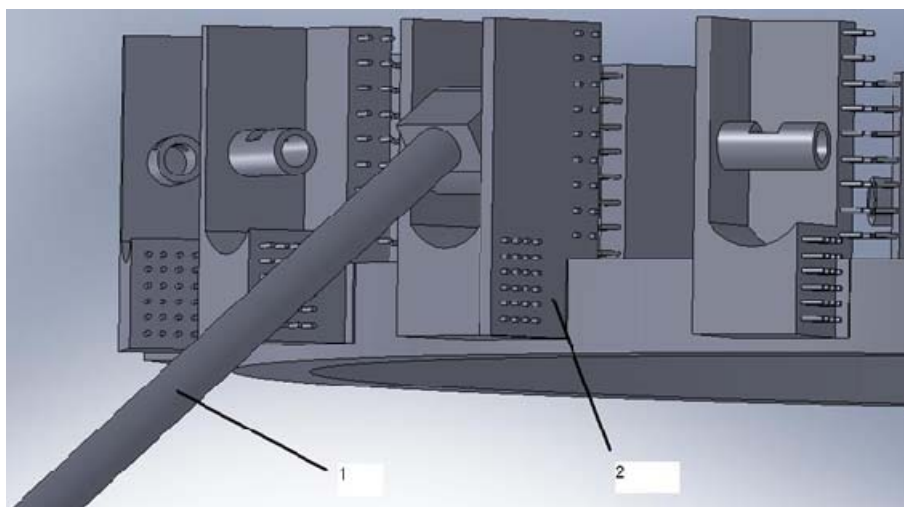


Рис. 16. Турель в собранном состоянии
 Fig. 16. Turret in the assembled state

Как видно на рис. 15, турель имеет на одной из боковых поверхностей множество выступов. Это сделано для облегчения сборки устройства на глубине при помощи дистанционно управляемых аппаратов. На выступах имеется резьба, после того как на полый цилиндрический выступ, обозначенный на рис. 15 цифрой 1, расположенный в углублении и имеющий прорезь, обозначенную цифрой 2, насаживается рычаг, показанный на рис. 16, обозначенный цифрой 1, насаживается крышка, обозначенная цифрой 2 на рис. 15, которая выполнена в виде пластины с множеством отверстий. После того как крышка встала на свое место, на выступы с резьбой, обозначенные на рис. 15 цифрой 3, накручиваются болты.

Рычаг – сложное гидротехническое сооружение, выполняющее сразу несколько сложнейших функций:

- является устройством, через которое передается газ в бокс;
- является упором, воспринимающим часть нагрузки от движения льда на основание монопода;
- является устройством, направляющим бокс.

Рычаг состоит из переходника, соединяющего три упора, которые непосредственно насаживаются на турели, установленные на боксе и бандаже, пример этого устройства показан на рис. 17.

На рис. 17 цифрой 1 обозначен турельный бандаж, на котором крепится упор. Цифрами 2 обозначены непосредственно сами упоры. Цифра 3 – бокс, который непосредственно взаимодействует с ледовым полем. Цифрой 4 показан переходник, выполненный в виде вилки. Для того, чтобы бокс поднялся на поверхность, необходимо заполнить МПНЕ, поэтому упоры и переходник являются полыми, что видно на рис. 18, 19.

Благодаря такому способу крепления упора к турели, как показано на рис. 18, можно не беспокоиться о том, что если рычаг опустится или поднимется на угол, больший, чем предусмотрено проектной документацией, будет передавлен или порвется шланг, через который происходит подача и откачка газа в бокс. Ведь в результате такой поломки будет затруднено или даже невозможно подать газ в бокс или откачать его оттуда. В данном случае подача газа не будет зависеть от угла поворота рычага, что позволяет более плавно опускать или поднимать бокс. В свою очередь это более благоприятно сказывается на условиях эксплуатации оборудования, что обеспечивает более долговечный срок его службы.

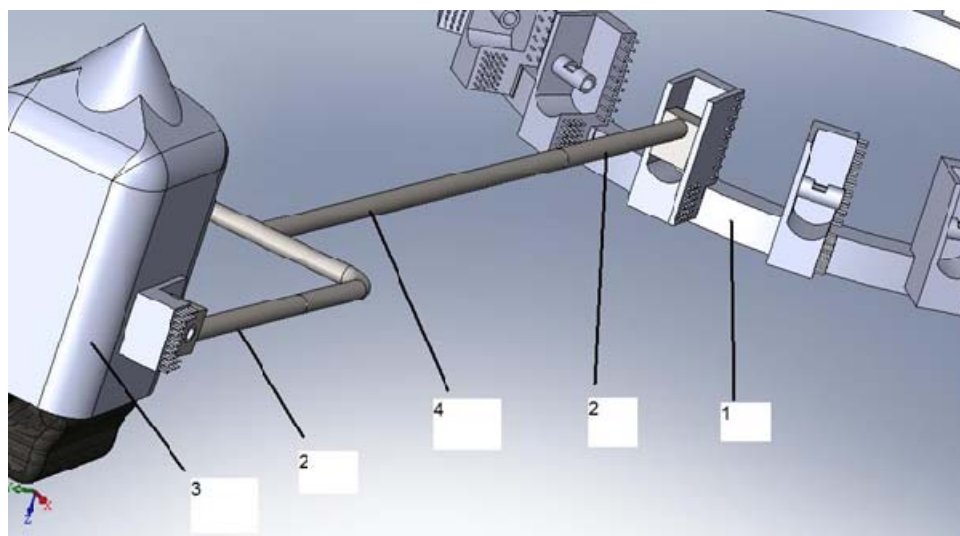


Рис. 17. Модель устройства активной защиты от ледовых нагрузок
Fig. 17. Device model of active protection against ice loads

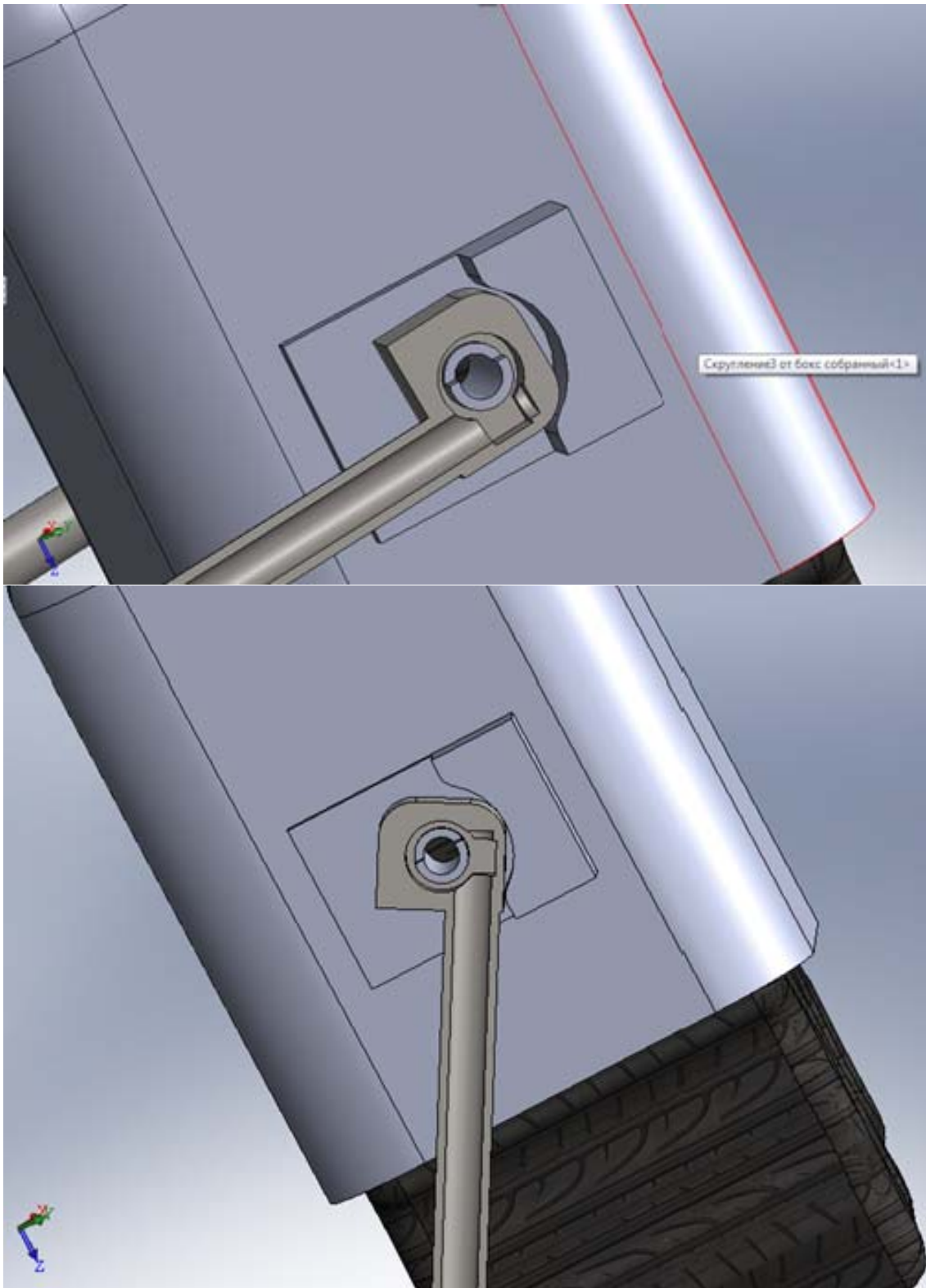


Рис. 18. Приближенный вид с продольным разрезом крепления упора рычага к турели бокса устройства для активной защиты от ледовых нагрузок, выполненный в программе Solid Works
 Fig. 18. The approximate form of a longitudinal section fixing the stop arm to the boxing ring mount device for active protection against ice loads executed in the program Solid Works

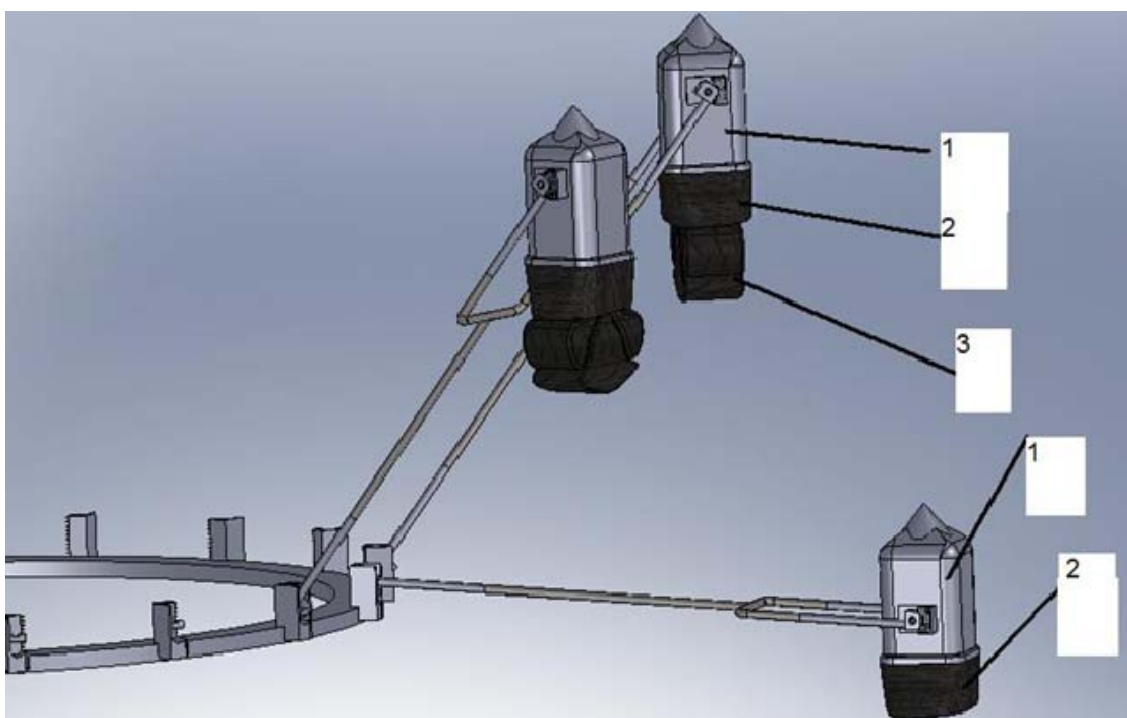


Рис. 19. Устройство бокса в опущенном и поднятом состояниях
Fig. 19. The device box in the lowered and raised stoyatoyanii

Как видно на рис. 18, турель, установленная на боксе, имеет форму, отличную от той, что крепится на бандаже. Эта конструктивная особенность позволяет ограничить угол, на который способен поворачиваться упор. Таким образом, если в результате неполадки МПНЕ будет заполняться не по запланированной программе, произойдет попытка опрокидывания бокса, которая может привести к огромным убыткам, так как потребует больших вложений по восстановлению работоспособности конкретной ветви. Но благодаря такому конструктивному решению при подобной неполадке бокс упрется в специально усиленные грани упора и дальнейшее опрокидывание его будет невозможно. После чего будет достаточно поднять поврежденную ветвь на поверхность и восстановить работоспособность.

Бокс является самым важным компонентом данного устройства активной защиты от ледовых нагрузок с использованием МПНЕ. Как видно на рис. 19, это составное изделие, состоящее из непосредственно самого бокса, обозначенного цифрой 1, который воспринимает нагрузки от веса ледового поля, которое разрушает, так как выполнено из твердосплавных материалов. Эти элементы должны не только выдерживать огромные нагрузки, возникающие под воздействием движения ледяного поля, а также и самого веса поля, но и быть коррозионно-стойкими, так как они должны сохранять свои свойства и работоспособность механизма. Помимо самого корпуса в состав бокса входит юбка, обозначенная цифрой 2 на рис. 19, или показанная отдельно от корпуса и МПНЕ на рис. 20. Основной задачей, которую решает данное конструктивное изделие, является удержание наполненных МПНЕ в вертикальном состоянии, не давая изогнуться, создав таким образом опрокидывающий момент. А это приведет к

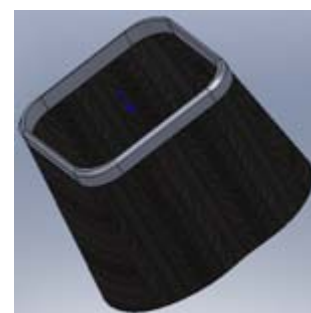


Рис. 20. Устройство юбки, прикрепляющейся к корпусу бокса
Fig. 20. The device is attached to the body of the skirt box

тому, что бокс наклонится сильнее, чем планируется в проекте, после чего он упрется ограничителями в упоры рычага, что приведет к дополнительным усилиям, деформирующим рычаг, и на какое-то время выведет всю ветвь из работоспособного состояния. Также в состав бокса входят непосредственно сами МПНЕ. Которые обозначены цифрой 3 на рис. 19. Предполагается, что они будут наполняться газом, поступающим через рычаг в корпус бокса через отверстие 3, внутри которого установлены перегородки, которые обозначены цифрой 2 на рис. 21, предназначенные для защиты бокса в случае повреждения корпуса одной из мягких пневматических емкостей или даже одной из ответвлений переходника, сохраняя его положительную плавучесть.

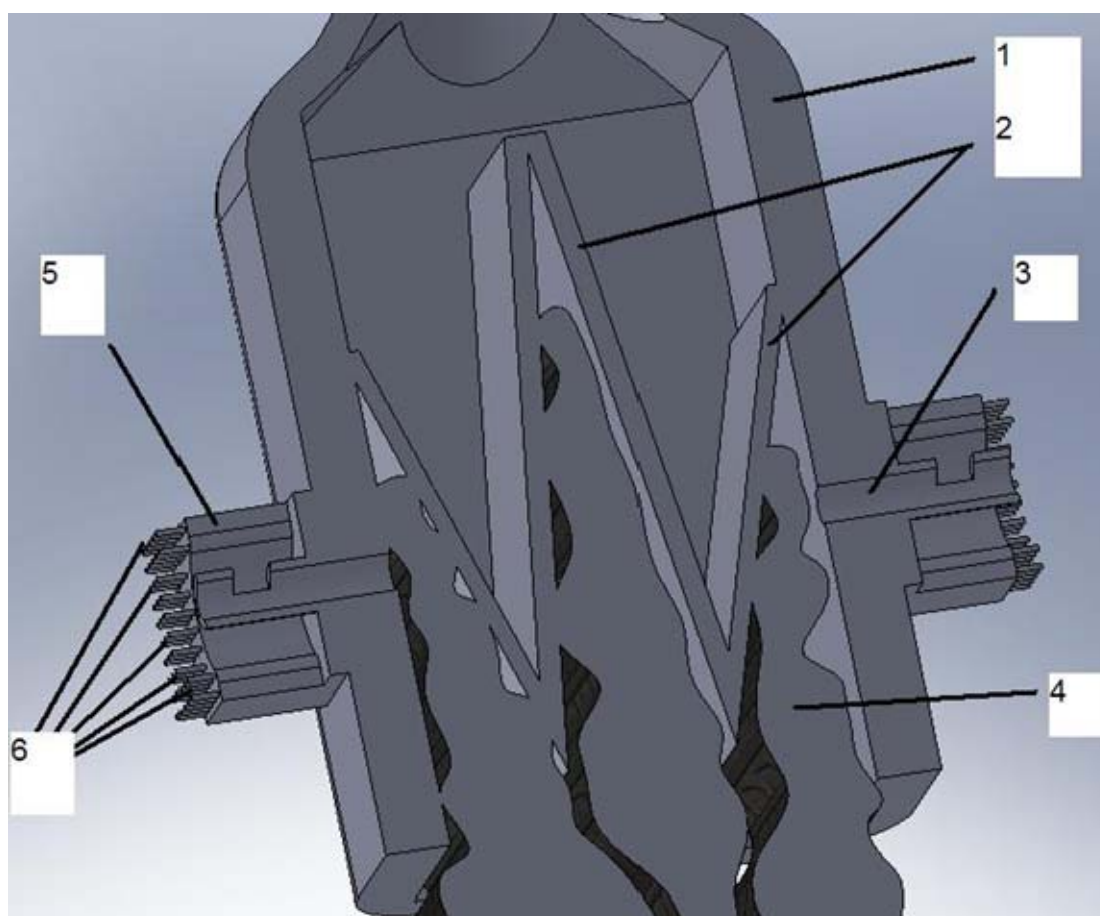


Рис. 21. Поперечное сечение бокса без юбки в состоянии погружения, когда весь газ был выпущен из МПНЕ

Fig. 21. The cross-section of boxing without a skirt able to dive when all the gas was released from MPNE

Как видно на рис. 21, корпус бокса, обозначенный цифрой 1, имеет усиленные грани, предназначенные для того, чтобы выносить огромные нагрузки, помимо того, на двух гранях, на которых крепятся турели, обозначенные цифрой 5, имеются отверстия, которые выходят наружу внутри опоры, на которую, при сборке, насаживаются упоры 3. Таким образом, газ, который поступает в корпус бокса, наполняет МПНЕ, находящиеся по бокам. После того как они достигнут своего максимума, будут открыты предохранительные клапана, установленные на поверхности перегородок 2. Подобное расположение было выбрано из условия, что в результате аварии газ перестанет поступать через одну из турелей, ус-

тановленных на корпусе бокса. Если расположить перегородки не вдоль оси отверстий турелей, через которые подается газ, а поперек, то в случае аварии подача газа будет осуществляться неравномерно, что приведет к ситуации, когда одна из крайних МПНЕ будет не заполнена. В результате такого расположения возникнет опрокидывающий момент, который будет отклонять бокс от вертикального положения до тех пор, пока он не опрокинется. Или в нашем случае не упрется в усиленные грани упора специальными защитными гранями турели. Так как при работе данной модели в суровых климатических условиях могут возникнуть неполадки в оборудовании, при проектировании данных моделей мы попытались предотвратить наиболее опасные ситуации, которые могут привести к крайне нежелательным последствиям.

МПНЕ наполняются газом, их объем сильно превышает объем корпуса бокса. Вследствие того, что они имеют сильно вытянутую форму в вертикальной плоскости и из-за неравномерности наполнения газом, что также хорошо видно на рис. 22, возникает опрокидывающий момент, который обусловлен положительной плавучестью объектов, наполненных газом. Для обеспечения безопасности бокса в целом принято решение использовать юбку, которая не дает МПНЕ разойтись друг от друга на значительное расстояние, таким образом, это уменьшает плечо от силы выталкивания. Используются предохранители, которые ограничивают предельный поворот, как показано на рис. 18.

Также проектируется система балластных отсеков, которые установлены в нижней части МПНЕ. Они будут наполняться водой благодаря особому устройству, когда из мягких оболочек будет выходить газ, т.е. бокс будет притапливаться, а затем при наполнении газом вновь всплывать и разрушать ледовое покрытие, движущееся в сторону МНГС.

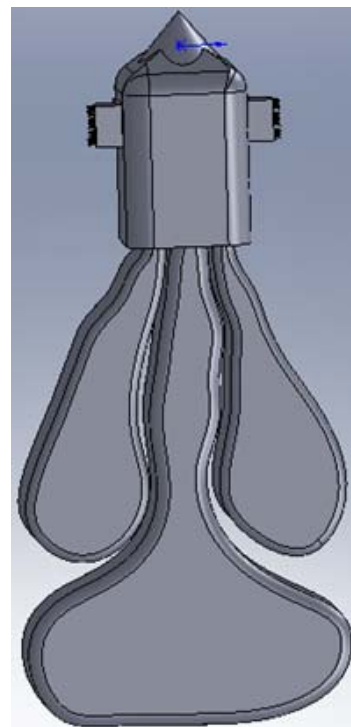


Рис. 22. Модель бокса с наполненными газом МПНЕ до предельного значения

Fig. 22. Box Model with a gas-filled MPNE to the limit

Список литературы

- 1 Алексеев Ю.Н. и др. Ледотехнические аспекты освоения морских месторождений нефти и газа / Ю.Н.Алексеев, В.П.Афанасьев, О.Е. Литонов, М.Н. Мансуров, Панов В.В., Трусков П.А. – СПб.: Гидрометеиздат, 2001. – 282 с.
- 2 Беллендир Е.Н. и др. Обоснование проектирования стационарных сооружений на арктическом шельфе / Е.Н. Беллендир, В.Б. Глаговский, Н.Ф. Кривоногова, Д.Д. Сапегин // Гидротехническое строительство. – 1997. – № 7. – С. 31-35.
- 3 Кульмач П.П. Морские сооружения для освоения полярного шельфа. – М.: ЦНИИ МО РФ, 1999. – 336 с.
- 4 Ледотехнические аспекты освоения морских месторождений нефти и газа / под ред. О.Е. Литонова и В.В.Панова. – СПб.: Гидрометиздат, 2001.
- 5 Российский Морской Регистр Судоходства (РМРС). Правила классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок (ПБУ) и морских стационарных платформ (МСП). – М., 2001. – 423 с.

Сведения об авторах: Тарасов Валерий Васильевич, профессор;
Иушин Павел Сергеевич, аспирант.

УДК 681.2

В.В. Тарасов, И.Б. ВласовМорской государственный университет им. адм. Г.И. Невельского,
690059, г. Владивосток, ул. Верхнепортовая, 50а**ЦИКЛОННЫЙ ВАКУУМНЫЙ ИСПАРИТЕЛЬ УСТАНОВКИ
ДЛЯ РЕГЕНЕРАЦИИ МАСЕЛ, ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУКЦИИ
И РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ПО УДАЛЕНИЮ
ВОДОТОПЛИВНЫХ ФРАКЦИЙ**

Представлена установка регенерации масел с оригинальной конструкцией циклонного вакуум-термического испарителя (ЦВТИ) для удаления водотопливных фракций (ВТФ) из отбракованного моторного масла (ОММ), а также результаты испытаний установки по удалению ВТФ.

***Ключевые слова:** регенерация отработанных масел, установки по регенерации, способы регенерации, водотопливные фракции.*

V.V. Tarasov, I.B. Vlasov**CYCLONE VACUUM EVAPORATOR RECYCLING PLANTS OILS FEATURES.
TEST RESULTS FOR DISPOSAL WATER-FUEL FRACTIONS**

Oil regeneration plant is presented with the original construction of cyclone vacuum thermal evaporator (TSVTI) to remove the water-fuel fractions (WTF) from discarded motor oil (GMM) and the results of testing the installation to remove the WTF.

***Key words:** regeneration of waste oils, plant regeneration, methods of regeneration, water-fuel fractions.*

Считается, что при годовом объеме потребления масел более 10 т капитальные вложения в очистку и регенерацию ОММ на месте потребления полностью окупаются при наличии стационарной малогабаритной установки [1, 3]. Однако проведение очистки и регенерации в судовых условиях невозможно из-за отсутствия необходимых установок. Анализ эффективности существующих установок по регенерации ОММ показывает, что в диапазоне производительности от 0,3 до 3,0 т/ч отсутствуют малогабаритные установки по регенерации [2, 4]. При малотоннажной регенерации наиболее эффективными являются комбинированные методы с преобладанием физических способов регенерации [5].

На морском транспорте целесообразно использовать для судовых условий малогабаритные и мобильные установки, а для береговых предприятий – многофункциональные передвижные и стационарные регенерационные установки, реализующие единую концепцию сбора и переработки ОСМ.

Основной частью существующих установок является тонкопленочный испаритель (ТПИ) – это высокая колонна круглого сечения, в которую подается подогретое до 80-120 °С ОММ [1, 4]. В колонне создается вакуумным насосом разрежение 400-200 мм рт. ст. В центре колонны проходит ось с лопатками прямоугольной формы, которые при вращении размазывают ОММ по стенкам колонны, создавая тонкую масляную пленку. Стенки колонны подогреваются до температуры около 200 °С. Масляная пленка должна контактировать со стенками колонны очень кратковременно, чтобы не было крекинга, выгорания масла и уноса масляных фракций вместе с испаряющейся водой и легкими фракциями топлива. За счет вакуума и температуры из ОММ удаляются ВТФ [5].

В процессе эксплуатации механизмов, двигателей, транспортирования и хранения смазочных масел происходит их загрязнение топливом, водой и хладагентами. Для судовых условий эксплуатации в результате загрязнения смазочных масел жидкими загрязнителями бракуется от 50 до 70 % масел [3, 5].

Итак, в сложившейся ситуации для более эффективного маслоиспользования необходимо развивать как теоретическую, так и практическую базы по улучшению маслоиспользования [5]. Необходимо улучшать качество моторных масел, произвести их унификацию и внедрить новые более эффективные присадки. Произвести техническую модернизацию как дизелей для снижения расхода масла на угар, так и систем очистки масел. Разработать технические основы регенерации отработанных смазочных материалов непосредственно на судах для более экономного их применения.

Авторами разработана установка «РУМС-1» (регенерационная установка для масел судовая – 1) и способ регенерации ОММ для повышения интенсификации процесса дистилляции жидких загрязнителей (ВТФ) из ОММ и повышения экономичности ее работы за счет возможности использования при ее работе утилизации тепла судовой энергетической установки и вакуумирования ЦТВИ за счет работы судовых систем и механизмов. Результаты экспериментальных испытаний РУМС-1 показали, что установка обеспечивает стабильность процесса регенерации ОММ в условиях статических и динамических воздействий и линейных и угловых перемещений (наклонов) на нее при эксплуатации судна – крен, дифферент, качка.

Способ регенерации ОММ с использованием созданной установки РУМС-1 уникален тем, что для очистки ОММ от ВТФ после удаления механических примесей (нагрев и фильтрация) применяется термовакуумное испарение при последовательном двухэтапном процессе отгона ВТФ: сначала – капельно-пленочная дистилляция в объемном линейном цилиндрическом испарителе после форсунки – эжектора, а затем – в циклонном пленочном испарителе ЦТВИ соответственно, где за счет конструктивных особенностей реализуется применение эффекта ранка-хилша. На этапе капельного испарения из масла удаляется вся вода и большая часть легких топливных фракций, причем наличие в масле диспергированной воды увеличивает эффективность капельного испарения за счет вторичного распыла капель масла и местной турбулизации факела за счет кавитации от микровзрывов перегретых капель воды в насадке форсунки, стабилизация этапа капельного испарения обеспечивается формой цилиндрической камеры и высокой скоростью факела (обеспечивается конструкцией форсунки – эжектора). Одновременно с дистилляцией в камере капельного испарения из распыленного обезвоженного масла и паров воды и топлива формируется двухфазный узкий парожидкостный факел с высокой линейной скоростью, который непосредственно из цилиндрической камеры капельного испарения тангенциально подводится на внутреннюю неподвижную поверхность в верхней части циклонного термовакуумного испарителя (ЦТВИ). В данной установке имеется циклон с колбой оригинальной формы, которая состоит из двух частей: верхней цилиндрической и примыкающей к ней нижней части, которая имеет сужение к своей нижней части и отверстие выхода масла после удаления ВТФ.

Форма и размерные характеристики циклона выбираются такими, чтобы обеспечить движение пленки масла на начальном этапе с высокой линейной и угловой скоростью по спирали сверху вниз и безотрывное течение пленки на всей поверхности циклона, исключить разбрызгивание пленки масла факелом, а движение паровой фазы в объеме циклона организовать с высокой угловой скоростью по двойной спирали: внешний вихрь сверху вниз спутно движению пленки масла и внутренний вихрь снизу вверх с противоположным вращением.

Тангенциальный подвод распыленного масла в верхней части циклона, его высокая линейная скорость и форма циклона обеспечивают создание на его поверхности тонкой пленки масла, движущейся по внутренней поверхности циклона с высокой линейной и угловой скоростью. Высокая угловая скорость пленки на этапе пленочного испарения обеспечивают полное разделение паровой и жидкой фаз факела после этапа капельного испарения и эффективную стабилизацию пленки в поле центробежных сил при статических и динамических воздействиях, линейных и угловых перемещениях (наклонах) установки. Формирование пленки из обезвоженного на первом этапе масла, место подвода факела и вывод пленки масла из зоны воздействия факела за счет формы циклона исключают вторичное разбрызгивание масла в циклоне и капельный унос масла с паровой фазой.

Высокая линейная скорость движения тонкой пленки масла по неподвижной внутренней поверхности циклона и вязкость масла за счет взаимодействия инерционных сил, сил трения между поверхностью циклона и маслом, внутренних сил трения в масле и центробежных сил делают движение пленки масла волнообразным в виде последовательных перекатывающихся по поверхности циклона микровихрей в виде наклонных шнуров. А форма циклона и место подвода факела обеспечивают движение пленки масла по спирали сверху вниз. Такое движение пленки масла характеризуется **интенсивным теплом и массообменом**.

Тангенциальный подвод факела в циклон, форма циклона и высокая линейная скорость факела формируют движение паровой фазы в объеме циклона в виде двух вихрей: внешний паровой вихрь движется спутно движению пленки масла сверху вниз по внешней спирали, внутренний паровой вихрь – по обратной спирали снизу вверх. В соответствии с эффектом Ранка-Хилша температура внешнего вихря выше температуры внутреннего вихря.

Итенсивный тепло- и массообмен в пленке и воздействие горячей паровой фазы на поверхность пленки масла в условии вакуума обеспечивают высокую скорость и полноту испарения из пленки топливных и многократно превышают скорость испарения топливных фракций на этапе пленочного испарения по сравнению с ламинарным движением пленки в ТПИ.

На рисунке представлена общая схема установки регенерации масла.

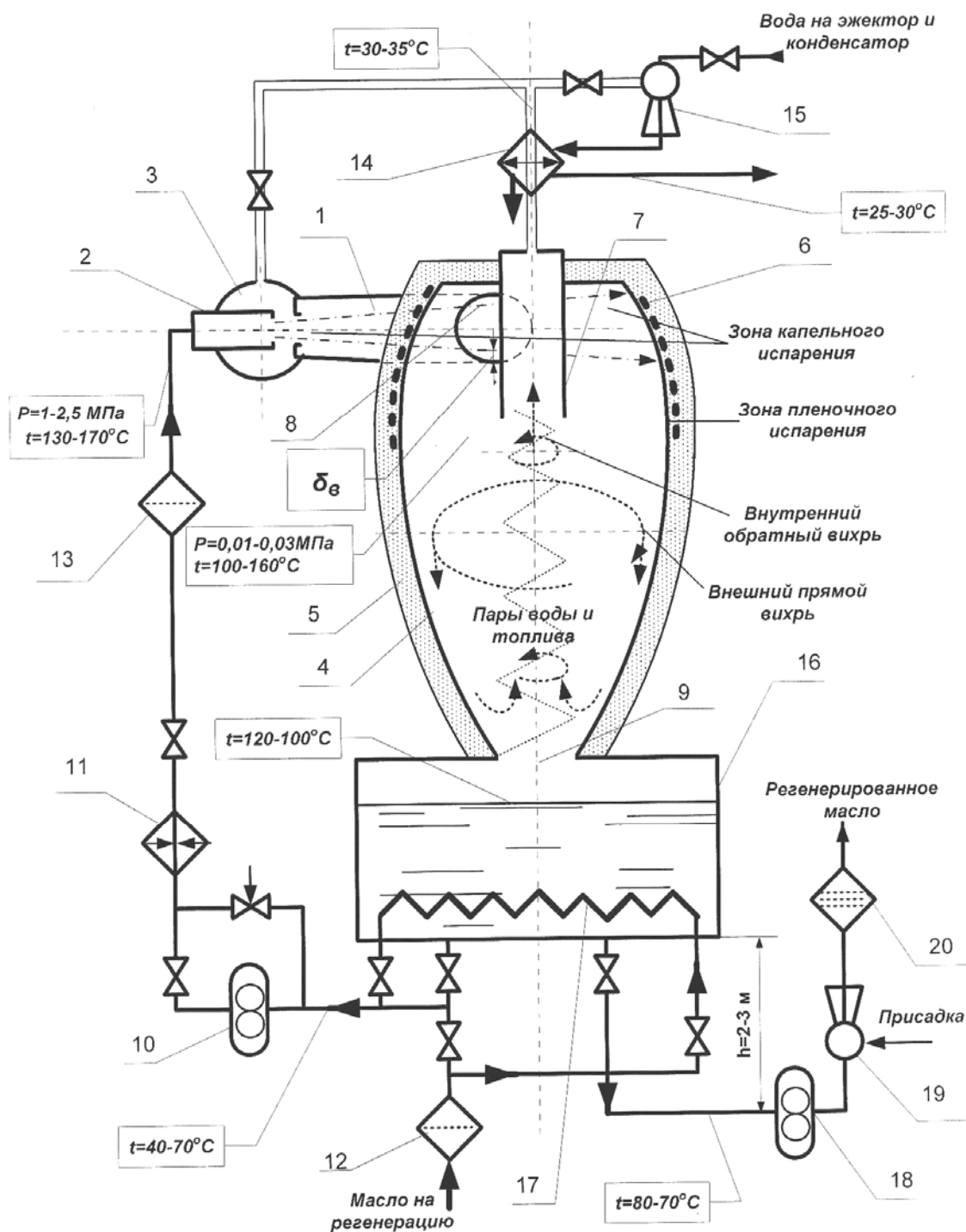
Установка работает следующим образом. Загрязненное масло через фильтр грубой очистки 12, теплообменник 17 насосом 10 подается на подогреватель масла 11. От подогревателя 11 через фильтр тонкой очистки 13 масло с параметрами давление $p_m = 1-2,5$ МПа и температурой $t_m = 130-170$ °С подается на форсунку 2. Из форсунки 2 линейный факел без крутки распыленного масла в виде узкого полого конуса через камеру всасывания 3 со скоростью $V = 25-40$ м/с подается в камеру объемного капельного испарения 1.

Разрежение в камере всасывания 3 используется для формирования факела распыленного масла и вакуумирования конденсатора 14. Давление (абсолютное) в камере капельного испарения и циклоне 4 с теплоизоляцией стенки 5 поддерживается в диапазоне 0,01-0,03 МПа при температуре 100-160 °С.

В вакуумированной камере капельного испарения 1 перегретые капли диспергированной в масле воды мгновенно испаряются, «микровзрывы», разрывая частицы распыленного форсункой 2 масла на десятки более мелких частиц, в сотни раз увеличивают поверхность испарения масла, одновременно увеличивается внутренняя турбулизация и поперечное сечение факела. В камере капельного испарения 1 из масла испаряется вся вода и часть легких топливных фракций.

Камера капельного испарения 10 представляет собой ступенчатый цилиндр или конус, соосный с форсункой с небольшим углом конусности, например 5-10°, расширяющийся по движению факела. Поперечное сечение камеры капельного испарения 1 выбрано таким,

чтобы скорости движения паровой и жидкой фракций факела были примерно равными, а длина камеры и диаметр выходного отверстия такими, чтобы при заданных динамических линейных и угловых перемещениях установки перемещение оси факела на выходе за время движения масла от среза форсунки до выходного отверстия камеры 11 было меньше зазора δ_e между внешним диаметром факела на входе в циклон 4 из камеры 1 и диаметром входного отверстия циклона 8 и выходного отверстия 9.



Устройство для регенерации масла
Device for oil recovery

Непосредственно из камеры капельного испарения 1 парожидкостный факел распыленного масла тангенциально подается в верхнюю часть неподвижной внутренней поверхности циклона 12, движение факела из линейного переходит во вращательное по внутренней поверхности циклона. На стенке циклона 12 за счет центробежных сил, многократно превышающих силу тяжести, осуществляется разделение паровой и жидкой фаз факела распыленного масла и формируется пленка масла. Геометрические характеристики циклона при проектировании выбираются такими, чтобы обеспечивалось стабильное безотрывное течение пленки масла по спирали сверху вниз при статических наклонах циклона от вертикали $\pm 40^\circ$ и $\pm 30^\circ$ в условии качки с периодом качки 5 с и исключался вторичный распыл масла из пленки, например, воздействием факела. Например, форма циклона может быть составлена из двух тел вращения: верхняя половина циклона представлена усеченным сверху и снизу эллипсоидом с длинной вертикальной осью, а нижняя часть – сопряженным параболоидом.

За счет суммарного взаимодействия в пленке сил инерции движущегося масла, сил трения между маслом и стенкой циклона, внутренних сил трения в масле и центробежных сил движение пленки масла по стенке циклона осуществляется волнообразно попеременными вихрями, перекатывающимися по стенке циклона по спирали вниз, обеспечивая высокую интенсивность массо- и теплообмена в пленке и высокую интенсивность и полноту испарения топливных фракций из пленки. Пары воды и топлива, испарившиеся в камере капельного испарения 1 и отсепарированные в циклоне 4, за счет формы циклона и инерционных сил движутся в циклоне по двум вихрям: внешнему, движущемуся спутно движению пленки масла по спирали сверху вниз, и внутреннему, поднимающемуся снизу циклона вверх к выходному парубку циклона 7 по спирали с обратным вращением. За счет эффекта Ранка-Хилша температура внешнего вихря выше температуры внутреннего парового вихря, что способствует интенсификации процесса пленочного испарения.

Из выходного патрубка 7 пары воды и топлива транспортируются в конденсатор 14, где за счет охлаждения они конденсируются и далее удаляются на утилизацию. Дополнительно к всасывающей камере 3 для вакуумирования конденсатора 14, циклона 4 и камеры капельного испарения 1 используется водяной эжектор 15. Отработанная вода эжектора используется для охлаждения конденсатора 14.

Пленка масла в циклоне после испарения топливных фракций самотеком через выходное отверстие внизу циклона 4 стекает в маслосборник 16, установленный ниже циклона. В маслосборнике очищенное масло охлаждается маслом, поступающим на регенерацию через теплообменник 17, снижая тепловые затраты на работу установки. Из маслосборника охлажденное масло насосом 18 через диспергатор-дозатор присадки 19 и фильтр тонкой очистки 20 транспортируется в емкость чистого масла.

При отсутствии необходимости дозировать присадку насос чистого масла из схемы можно исключить, но в этом случае емкость чистого масла должна быть расположена ниже уровня маслосборника на высоту, большую высоты вакуума в циклоне, либо вакуумироваться вместе с циклоном.

Для компенсации охлаждения факела масла в камере капельного испарения 1 и масляной пленки в верхней части циклона 4 от интенсивного испарения, в верхней части циклона 4 установлен подогреватель 6.

Вышеописанный способ и установка были проверены в работе на специально изготовленной опытной мобильной установке.

Технические характеристики опытной установки:

- номинальная производительность установки $Q_{\text{ном.}} - 0,12 \text{ м}^3/\text{ч}$;
- объем циклона $V - 1,5 \text{ дм}^3$;
- мощность электронагревателя, установленная $N_{\text{н.}} - 1,5 \text{ кВт}$;
- вес установки – 30 кг.

Пример 1

Таблица 1

Полученные на опытной установке результаты

Table 1

The results obtained in the pilot plant

Но- мер п/п	Очищаемое масло, загрязнитель	Показатели масла	Значение		
			Стан- дартное масло	Масло до регене- рации	Масло после реге- нерации, за одно- кратный проход
1	M10-B2C, разбавленное 5 % дизельного топлива	Плотность, кг/м ³	906	902	905
		Вязкость кинематическая, мм ² /с	11,61	8,97	11,22
		Температура вспышки, °С	210	155	200
2	Castrol MLC-30, эмульгированная вода 3,1 %	Содержание воды, %	Отс.	3,1	следы
		Щелочное число, мг КОН/г	12	9,2	9,9

Пример 2

Стабильность работы установки при дистилляции масла, обводненного диспергированной водой более 2 % (наименее стабильный режим), обеспечивается при наклонах испарителя:

при статических наклонах установки в пределах $\pm 40^\circ$;

при динамических наклонах с периодом качки $10 \text{ с} \pm 30^\circ$.

О стабильной работе установки также свидетельствуют результаты испытаний ЦВТИ по отгонке ВТФ:

1. Экспериментальные испытания ЦВТИ РУМС-1 в режиме отгонки из масла легких топливных фракций, результаты и выводы

Испытания предназначены для определения режима эффективного восстановления до рабочих значений температуры вспышки и вязкости моторного масла, разбавленного дизельным топливом, на разработанном испарителе.

Испытания выполнены на лабораторной установке в режиме циркуляции регенерируемого масла в системе установки.

В качестве испытуемого (регенерируемого) масла применялось моторное масло М-10-В₂(с), разбавленное дизельным топливом. Для испытаний было приготовлено две смеси: смесь № 1 с содержанием дизельного топлива 5 % и смесь № 2 с содержанием дизельного топлива 2,5 %.

Физико-химические характеристики свежего масла, дизельного топлива и испытуемых масел (смеси № 1 и № 2), полученные в результате лабораторных анализов, приведены в табл. 2. При испытаниях применялся распылитель с соплом $\delta = 0,1 \text{ мм}$, давление масла перед распылителем поддерживалось $P_m = 1,0 \pm 0,05 \text{ МПа}$, угол раскрытия факела был установлен $\alpha = 5 \pm 1 \text{ град}$.

Объем регенерируемого масла при проведении испытаний на всех режимах составлял $V_m = 2,0 \text{ дм}^3$.

Отгонка легких топливных фракций при проведении испытаний производилась при ступенчатом снижении давления (абсолютного) в камере испарения в три ступени: $P_{н1} = 0,06 \text{ МПа}$; $P_{н2} = 0,03 \text{ МПа}$; $P_{н3} = 0,015 \text{ МПа}$. Последнее $P_{н3}$ – минимально допустимое давление. При проведении испытаний для каждого сочетания температуры масла в испарите-

ле и содержания топлива в масле (цикл испытаний) определялось начало отгонки топливных фракций по появлению первых капель конденсата в конденсатосборнике. После чего давление в камере испарения со скоростью $\Delta P_n = 0,035 - 0,40$ МПа/мин последовательно снижалось до давления P_{n2} и P_{n3} .

Таблица 2

Характеристики испытуемых нефтепродуктов

Table 2

Characteristics of the test oil

Параметр	Свежее масло М-10-В ₂ (с)	Дизельное топливо «Л»	Смесь № 1	Смесь № 2
Содержание топлива в масле, %	–	–	5	2,5
Плотность, кг/м ³	0,906	0,852	0,902	0,95
Вязкость кинематическая ν , мм ² /с	11,61 при 100 °С	5,21 при 20 °С	8,97 при 100 °С	10,12 при 100 °С
Температура вспышки, °С	210	62	155	17
Содержание воды	Отсутствует	Отсутствует	Отсутствует	Отсутствует
Содержание механических примесей, %	Отсутствует	Отсутствует	Отсутствует	Отсутствует
Щелочное число, мг КОН/г	5,8	–	5,8	5,8
Водородный показатель рН	9.0	–	9.0	9.0

Работа испарителя на давлении P_{n1} осуществлялась до момента прекращения поступления конденсата в конденсатосборник. В период работы на P_n фиксировались параметры работы установки. Измерялись объемы конденсата, поступившего в тарированный конденсатосборник, и время работы испарителя на давлении P_{n1} . Затем осуществлялся перевод режима работы испарителя на следующую ступень давления P_{n2} , производились соответствующие измерения и т.д.

После завершения каждого цикла испытаний выполнялось определение физико-химических показателей испытуемого масла: температура вспышки, кинематическая вязкость, плотность, щелочное число и рН. На каждом «цикле» проведено по три испытания, средние результаты определений приведены в табл. 3.

Заключение по результатам определений режимов отгонки топливных фракций.

Испытания показали достаточную эффективность разработанного испарителя для удаления из масла легких топливных фракций.

При испытаниях (табл. 3) за двукратную циркуляцию из масла удалялось более 50 % разбавленного в нем дизельного топлива, преимущественно легких фракций. При этом достигнуто повышение температуры вспышки со 155 до 200 °С и повышение кинематической вязкости масла с 8,97 до 11,22 мм²/с при 100 °С. То есть моторное масло из разряда непригодного к использованию в дизелях после вакуумно-термической обработки в испарителе перешло в разряд пригодного к использованию.

В результате испытаний определен рабочий диапазон режима отгонки легких дизельных фракций:

- температура масла в камере испарения 140-170 °С причем при повышении температуры масла в камере испарения со 140 до 170 °С, скорость отгонки легких фракций возрастает примерно в два раза;
- давление в камере испарения абсолютное $P_n = 0,03-0,015$ МПа.

Таблица 3

Испытание отгонки из масла легких топливных фракций

Table 3

Test distillation of light fuel oil fractions

Режим испытаний						Конденсация легких фракций то- плива		Характеристика масла								
Разбавление масла топливом, %	Температура масла в разбавителе, °С	Температура масла перед распылителем, °С	Давление в испарителе абсолютное, МПа	Температура конденсации, °С	Время на режиме, мин	Скорость конденсации, мл/мин	Объем конденсата, мл	Свежее			Испытуемое			Регенери- рованное		
								Температура вспышки, °С	Вязкость кинематическая, мм ² /с	Плотность, кг/м ³	Температура вспышки, °С	Вязкость кинематическая, мм ² /с	Плотность, кг/м ³	Температура вспышки, °С	Вязкость кинематическая, мм ² /с	Плотность, кг/м ³
5	140	150	0,075	18	-	Начало конденсации		210	11,6	0,906	155	8,97	0,902	196	10,10	0,904
						5	10									
		150	0,030	22	3	10	30	210	11,6	0,906	155	8,97	0,902	200	11,22	0,905
	170	190	0,085	17	-	Начало конденсации		210	11,6	0,906	176	10,12	0,905	198	10,59	0,905
						10	10									
		180	0,060	21	1	17,5	35	210	11,6	0,906	176	10,12	0,905	198	10,59	0,905
2,5	140	160	0,070	20	-	Начало конденсации		210	11,6	0,906	176	10,12	0,905	205	11,30	0,905
						2,5	5									
		145	0,030	22	3	3,3	10	210	11,6	0,906	176	10,12	0,905	205	11,30	0,905
	170	185	0,080	22	-	Начало конденсации		210	11,6	0,906	176	10,12	0,905	205	11,30	0,905
						7	7									
		180	0,060	24	1	20	10	210	11,6	0,906	176	10,12	0,905	205	11,30	0,905
175	0,030	24	1	20	10	210	11,6	0,906	176	10,12	0,905	205	11,30	0,905		
															5	5

2. Экспериментальные испытания ЦВТИ РУМС-1 в режиме отгонки из обводненного масла фракций воды, результаты и выводы

Испытания предназначены для определения режима эффективного удаления воды из обводненного моторного масла. Для испытаний выбран худший в эксплуатации вариант обводнения масла: вода в масле находится в виде мелкодисперсной стабильной эмульсии. Содержание воды в масле более 2 %. При данном обводнении существующие судовые средства очистки масла бессильны.

Испытания выполнялись на лабораторной установке. Для испытаний применялось нестандартное моторное масло Marine MLC-30 (Burman Castrol) с судна «СЛВ-315» Владивостокского рыбного порта. При хранении масло было обводнено, образовалась

стойкая эмульсия. В лабораторных условиях данная эмульсия не расслоилась в течение шести месяцев.

Физико-химические показатели чистого и обводненного масла MLC-30 (испытываемого масла) по результатам лабораторных исследований приведены в табл. 4.

Таблица 4

Физико-химические показатели испытываемого масла

Table 4

Physico-chemical properties of the test oil

Параметр	Масло MLC-30 чистое	Масло MLC-30 обводненное
Вязкость кинематическая при 100 °С, мм ² /с	11,6	Не определяется эмульсия
Температура вспышки, °С	210	208 (обезвоженного)
Щелочное число, мг КОН/г	9,1	8,5
рН	7,7	7,7
Содержание механических примесей, %	0,006	Отсутствует
Содержание воды, %	Следы	3,1
Микрокопия	Чистое	Эмульсия с дисперсностью 5-10 мкм

По результатам наладочных испытаний на данном режиме определено, что на эмульгированном масле распылитель с соплом $\delta = 0,1$ мм работает неудовлетворительно. Из-за очень высокой вязкости холодного эмульгированного масла невозможен запуск испарителя в холодном состоянии, а при высокой температуре нагрева масла $t_m > 160$ °С происходит заклинивание сопла. Распылитель с соплом $\delta = 0,2$ мм на эмульгированном масле работал достаточно надежно.

При испытаниях применялся распылитель с соплом $\delta = 0,2$ мм, давление масла перед распылителем поддерживалось $P_m = 1,0 \pm 0,1$ МПа, угол раскрытия факела был установлен $\alpha = 4$ град.

На первом этапе испытания выполнялись в режиме циркуляции регенерируемого масла в испарителе. Из-за большого количества воды в масле (3,1 %) установленный на испаритель конденсатор без принудительного охлаждения перегревался и параметры испарителя не стабилизировались. Результаты испытаний невозможно было систематизировать.

Для выполнения заданного объема испытаний лабораторная установка регенерации была модернизирована. Был спроектирован и изготовлен конденсатор с водяным охлаждением типа труба в трубе. Для вакуумирования установки был установлен водяной эжектор, а отработанная вода эжектора использована в качестве охлаждающей конденсатора.

Второй этап испытаний выполнен в режиме работы испарителя на проток без циркуляции регенерируемого масла. На втором этапе испытания выполнялись в следующей последовательности.

Испытуемое масло (обводненное масло MLC-30) объемом 6 дм³ нагревалось в емкости до температуры 60-80 °С.

Одновременно испаритель и масляная система установки разогревались циркуляцией чистого масла MLC-30, залитого в циркуляционную емкость в объеме 0,5-1 дм³, по системе при включенном маслоподогревателе.

После того как температура элементов установки поднималась на 5-10 °С выше, чем задано режимом испытаний, насос и маслоподогреватель выключались, а масло из циркуляционной емкости сливалось. Установка переключалась в режим работы на проток, при-

емный шланг насоса опускался в емкость разогретого испытуемого масла, сточный патрубок циркуляционной емкости соединялся с герметичной приемной емкостью. Эжектором давление в камере испарения быстро доводилось до заданного значения. После чего включался насос и подогретое испытуемое масло последовательно прокачивалось через маслоподогреватель (где оно нагревалось до заданного значения) в испаритель, где в камере испарения из масла при заданных давлении и температуре испарялась вода и затем из циркуляционной емкости установки оно самотеком стекало в герметичную сборную емкость.

После обработки всего масла установка выключалась, из сборной емкости отбиралась для лабораторного анализа проба регенерированного масла.

При необходимости регенерированное горячее масло сразу же подвергалось повторной регенерации по указанной выше схеме.

Результаты испытаний приведены в табл. 5.

Таблица 5

Испытание отгонки из эмульгированного масла воды

Table 5

Test distillation of emulsified oil water

Режим работы установки	Режим испытаний							Характеристика масла								
	Температура масла, °С		Давление, кПа		Температура конденсации, °С	Объемы регенерируемого масла, дм ³	Время регенерации, с	Кратность циркуляции, производительность, м ³ /ч	До регенерации				После регенерации			
									Содержание воды, %	Температура вспышки, °С	Вязкость кинематическая, мм ² /с при 100 °С	Щелочное число, мг КОН/г	Содержание воды, %	Температура вспышки, °С	Вязкость кинематическая, мм ² /с при 100 °С	Щелочное число, мг КОН/г
1-й этап циркуляции	100	110÷160	1,0	0,03÷0,08	18-начало 60-конец	2	360	Четырехкратная	3,1	208	11,6*	9,2*	Отсутствует	208	10,64	9,7
	140	160÷210	1,0	0,03÷0,08	18-начало 70-конец	2	240	Трехкратная	3,1	208	11,6*	9,2*	Отсутствует	210	10,83	10,6
2-й этап на проток	100	165÷180	1,0	0,04÷0,05	16-18	6	318	0,068	3,1	208	11,6*	9,2*	0,06	208	10,94	9,4
	100 повторно	115÷140	1,0	0,02÷0,03	16-18	5	190	0,094	0,6	208	10,94	9,4	Отсутствует	208	10,94	9,7
	100	165÷180	1,0	0,015÷0,03	16-18	6	335	0,065	3,1	208	11,6*	9,2*	0,12	208	10,70	9,6
	140	200÷215	1,0	0,015÷0,03	16-18	6	395	0,054	3,1	208	11,6*	9,2*	Следы	208	10,75	9,9

Испытания показали эффективность испарителя при отгонке воды из обводненного масла.

Даже эмульгированная вода, при начальном содержании 3,1 %, полностью удаляется при двукратной обработке при температуре в камере испарения $t_n = 100$ °С. Однократная обработка масла при температуре в камере испарения $t_n = 100$ °С и давлении в камере испарения $P_n = 0,02-0,03$ МПа позволяет снизить содержание воды в масле до 0,12 %.

Однократная обработка масла при температуре в камере испарения $t_n = 100$ °С и давлении в камере испарения $P_n = 0,02-0,03$ МПа позволяет удалить воду из эмульгированного масла практически полностью.

При удалении воды в вакуумно-термическом испарителе одновременно со снижением содержания воды в масле повышается его щелочное число, что говорит о возврате растворенной в воде части присадки масла.

Для поддержания заданной температуры в камере испарения требуется более высокий нагрев масла перед распылителем, на 30-50 °С выше, чем при отгонке фракций дизельного топлива.

Расход обводненного эмульгированного масла через сопло при одинаковых условиях на 30-60 % ниже «сухого» масла. Это объясняется запирающим действием части выходного сечения сопла парами вскипаемой воды.

Расчетный рабочий режим отгонки воды из обводненного масла по результатам испытаний составляет:

- температура в камере испарения $t_n = 100-140$ °С;
- давление в камере испарения абсолютное $P_n = 0,05-0,015$ МПа.

3. Экспериментальные испытания ЦВТИ в режиме совместной отгонки воды и легких топливных фракций из моторного масла

Испытания по определению режимов отдельной отгонки легких дизельных фракций из разбавленного дизельным топливом моторного масла и воды из обводненного эмульгированного масла показали невозможность эффективной одновременной отгонки воды и топливных фракций из масла с высоким содержанием воды в испарителе конструктивного исполнения, примененного в лабораторной установке.

При регенерации масла с высоким содержанием воды (> 2 %), при максимально допустимом нагреве масла в маслоподогревателе (табл. 6) из-за высокой теплоты испарения воды температура в камере испарения снижается до значения меньших диапазонов эффективной отгонки топливных фракций. И кроме этого, при высоком нагреве обводненного масла происходит заклинивание сопла распылителя.

Наладочные испытания на режиме показали возможность удовлетворительной одновременной отгонки воды и топливных фракций при содержании эмульгированной воды до 0,5 %.

Настоящие испытания выполнены для масла с содержанием воды 0,5 % и топлива 5 %.

Испытания выполнены на лабораторной установке в режиме циркуляции.

Для испытаний используется распылитель с $\delta = 0,2$ мм. Давление масла перед распылителем поддерживалось $P_m = 2,0 \pm 1$ МПа. Угол раскрытия факела был установлен $\alpha = 4 \pm 1$ град. В качестве испытуемого использовалось масло М-10-В₂(с), разбавленное на 5 % дизельным топливом Л-0,2-62 (ГОСТ 305-2010) и обводненное на 0,5 %, с использованием гомогенизатора.

Для испытаний приняты режимы:

- оптимальный режим по отгонке топливных фракций из масла.
- оптимальный режим по отгонке воды из обводненного масла.

Испытания проводились при постоянном, предварительно установленном давлении в камере испарения. Температура в камере испарения была установлена также предварительно с применением чистого масла М-10-В₂(с).

Результаты испытаний и физико-химические показатели свежего и испытываемого масел приведены в табл. 4. Результаты испытаний возможности совместной и одновременной отгонки из масла воды и топливных фракций показатели ее принципиальную возможность (табл. 6).

Таблица 6

Испытание совместной отгонки воды и топливных фракций

Table 6

Test the joint distillation water and fuel fractions

Параметр		Режим испытаний	
Температура в камере испарения, °С		140	170
Давление в камере испарения абсолютное, МПа		0,02-0,03	0,02-0,03
Температура масла перед распылителем, °С		175-190	205-220
Давление масла перед распылителем, МПа		2,0	2,0
Температура конденсации, °С		17	17
Объем регулируемого масла, дм ³		2,0	2,0
Время регенерации, с		180	180
Характеристики испытываемого масла 5 % воды, 5 % дизельного топлива	Плотность, кг/м ³ при 20 °С	902	902
	Кинематическая вязкость, мм ² /с при 100 °С	9,54	9,54
	Температура вспышки, °С	162	162
	Содержание механических примесей, %	Отсутствует	Отсутствует
	Содержание воды, %	0,5 эмульсия	0,5 эмульсия
	Содержание дизельного топлива, %	5	5
	Щелочное число, мг КОН/г	0,0	0,0
	рН	9,0	9,0
Характеристики испытываемого масла после регенерации	Плотность, кг/м ³	903	904
	Кинематическая вязкость, мм ² /с при 100 °С	9,65	10,1
	Температура вспышки, °С	170	165
	Содержание механических примесей, %	Отсутствует	Отсутствует
	Содержание воды, %	0,05	Отсутствует
	Щелочное число, мг КОН/г	6,0	6,0
	рН	9,0	9,0

Заключение и выводы по результатам лабораторных испытаний установки регенерации моторных масел

Настоящие испытания выполнены на специально разработанной и изготовленной лабораторной установке в соответствии с программой и методикой испытаний. Методы и режимы испытаний по определению режимов отгонки воды из эмульгированного масла в процессе проведения испытаний были скорректированы.

Лабораторная установка была модернизирована с целью обеспечения возможности работы в длительном режиме на проток из емкости в емкость:

- для вакуумирования испарителя был установлен водяной эжектор, обеспечивающий при работе от водопровода давление в камере испарения (абсолютное) $P_{и} = 0,005$ МПа;

- спроектирован, изготовлен и установлен конденсатор с водяным охлаждением взамен конденсатора с воздушным охлаждением. Причем для охлаждения конденсатора используется обратная вода эжектора;

- на масляную систему установлен дополнительный приемный патрубок с запорным клапаном.

Проведенные лабораторные испытания подтвердили достаточную эффективность разработанных методов и конструкции испарителя, реализующего метод по очистке моторных масел от эмульгированной воды и легких топливных фракций.

Даже без оптимизации конструктивных и геометрических характеристик элементов испарителя на лабораторной установке в нормальных режимах работы осуществляется практически полное восстановление показателей масла до эксплуатационных, в отличие от браковочных, обусловленных наличием воды и топлива в моторном масле. Температура вспышки масла при двукратной циркуляции повышена со 155 до 200 °С, а кинематическая вязкость при 100 °С – с 8,97 до 11,22 мм²/с. Содержание воды в эмульгированном масле за однократный проход через испаритель понижено с 3,1 % до следов воды. Причем современные средства очистки моторных масел, установленные на судах, бессильны при данных загрязнениях масла.

В результате испытаний определены расчетные режимы работы испарителя и обслуживающих испаритель узлов и систем и конструктивные характеристики для проектирования с использованием САПР, опытно-промышленной установки регенерации моторных масел в судовых условиях с возможностью работы ЦВТИ в условиях качки и крена судна.

Список литературы

1. Фукс И.Г., Евдокимов А.Ю., Лашхи В.Л., Самойхмедов Ш.М. Экологические проблемы рационального использования смазочных материалов. – М.: Изд-во «Нефть и газ», 1993. – 164 с.

2. Сурин С.А. Отработанные масла: вторая жизнь // Мир нефтепродуктов. – 2000. – № 2. – С. 22-24.

3. Пиковская Е.В., Сурин С.А. Регенерация отработанных масел в США // Мир нефтепродуктов. – 2000. – № 4. – С. 23-25.

4. Юзефович В.И. Организация сбора отработанных смазочных масел // Мир нефтепродуктов. – 2001. – № 3. – С. 28-30.

5. Остриков В.В. Повышение эффективности использования смазочных масел путем разработки и совершенствования методов, технологий и технических средств: автореф. дис. ... доктора техн. наук. – Саратов, 2000. – 49 с.

Сведения об авторах: Тарасов Валерий Васильевич, профессор;
Власов Игорь Борисович, доцент.

УДК 621.165

Р.Р. Симашов, Ю.Л. Куликов

Дальневосточный государственный технический рыбохозяйственный университет,
690087, г. Владивосток, ул. Луговая, 52б

АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ ПОДХОДОВ К МНОГОРЕЖИМНОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ТУРБИН

Представлен анализ различных методик многорежимной оптимизации проточной части турбин.

Ключевые слова: математическая модель, многорежимная оптимизация, переменный режим, малорасходная турбина.

R.R. Simashov, U.L. Kulikov

ANALYSIS OF EXISTING METHODS TO MULTIMODE OPTIMIZATION TURBINES

Presents analysis different methods of multimode optimization flowing part turbines.

Key words: mathematical model, multi-mode optimization, variable mode, low-power turbine.

Большинство приводных механизмов эксплуатируются в широком диапазоне режимов, в то время как геометрические характеристики проточной части (ПЧ) определяются на номинальном режиме. Влияние переменных режимов при проектировании обычно учитывается субъективно путем проектирования не на номинальный, а на режим при пониженной среднеэксплуатационной нагрузке [6, 2]. Обеспечение высокой экономичности не только на режимах номинальной мощности, но и на частичных режимах при изменении параметров окружающей среды приводит к постановке и решению задачи оптимизации ПЧ турбины с объективным учетом ее характеристик на переменных режимах.

Попытка объективного учета влияния переменного режима предпринята в [7]. Многорежимная оптимизация (МО) четырехступенчатой газовой турбины осуществлялась на основе результатов расчета на всех режимах, включая и номинальный. В качестве функции цели (ФЦ) было выбрано среднее значение КПД на трех режимах. Режимы задавались частотами вращения (своя частота для данного режима работы). Параметры перед и за турбиной (P_0^* , T_0^* , P_2) на всех режимах были одинаковыми, а расход газа G был задан в виде границы II рода ($f(X) \geq 0$) на номинальном режиме. Варьировались по 6 основных геометрических параметров в ПЧ в каждой ступени ($\alpha_{1к}$, D_1 , D_2 , l_1 , l_2 , $\beta_{2к}$). МО в такой постановке позволила повысить средний КПД турбины на 1,4 % и улучшить в целом характеристику турбины по сравнению к исходному варианту (рис. 1).

Дальнейшее развитие задача многорежимной оптимизации получила в работах ЛПИ (СПбГПУ) [4, 3]. Развитый в этих работах подход к задаче МО многоступенчатых осевых тепловых турбин позволил успешно применить его к выбору номинального режима цилиндра высокого давления (ЦВД) влажно-паровой турбины с большими нерегулируемыми отборами пара [8] и к оптимизации ПЧ отсеков низкого давления тепловых турбин [5]. Суть подхода заключается в следующем. Поиск оптимального варианта ПЧ многоступенчатой осевой турбины ведется с учетом изменения структуры потока вдоль радиуса в межвенцовых зазорах и расчетом характеристик синтезированной на каждом шаге поиска ПЧ на переменных режимах.

τ_n, τ_n – время работы турбины на номинальном и переменном режимах; 1 – ПЧ, спроектированная только на номинальный режим ($\bar{\tau} = 1$); 2 и 3 – ПЧ, спроектированные с учетом переменного режима ($\bar{\tau} = 0,5$ и $0,2$ соответственно).

Синтез ПЧ осуществляется на номинальном режиме в рамках квазидвухмерной постановки на заданную номинальную мощность. Расчет переменных режимов, которые однозначно задаются параметрами перед и за турбиной ($P_{0i}^*, T_{0i}^*, P_{2i}$), ведется в рамках одномерной математической модели. В качестве ФЦ принят осредненный по всем режимам относительный внутренний КПД проточной части

$$\eta_T = \frac{\sum_{q=1}^t (\eta \cdot \tau)_q}{\sum_{q=1}^t \tau_q},$$

где t – число режимов; $\eta_{\text{ФЦ}}$ – КПД; $\tau_{\text{ФЦ}}$ – условное время работы турбины на соответствующем режиме.

Варьируемыми параметрами для каждой ступени выбраны углы потока в корневом сечении $\alpha_1, \beta_1, \alpha_2, \beta_2$, угол тангенциального наклона кромок направляющих лопаток δ и показатель степени в уравнении, определяющем закрутку угла α_1 по высоте ПЧ. Поиск максимума ФЦ ищется в (b, x, y) – мерном пространстве, где y – число ступеней турбины. Приведенные в работах [3, 4] примеры расчета свидетельствуют о целесообразности данного подхода к повышению экономичности турбин на переменных режимах; турбины, спроектированные с учетом переменных режимов, имели больший КПД η_T (см. выше формулу) по сравнению с турбиной, спроектированной на номинальный режим (рис. 2). На номинальном режиме все рассчитанные варианты ПЧ имели примерно одинаковый КПД $\eta_{T,н} \approx \text{idem}$.

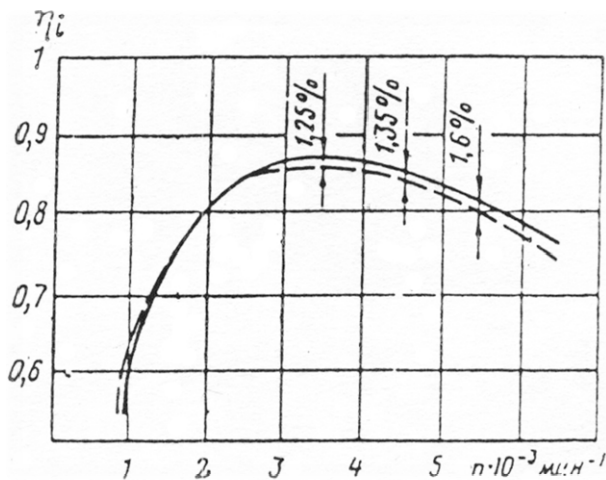


Рис. 1. Характеристики четырехступенчатой турбины до (---) и после (—) оптимизации
 Fig. 1. Characteristics of four-stage turbine before (---) and after (—) optimization.

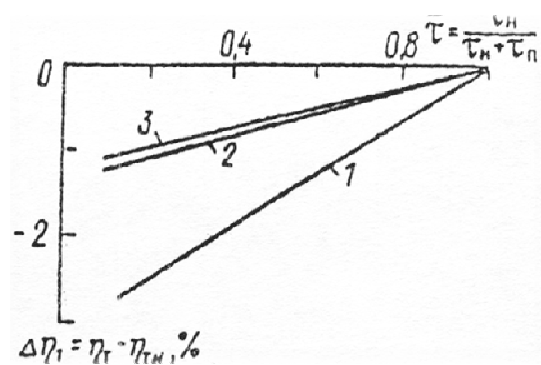


Рис. 2. Влияние $\bar{\tau}$ на снижение КПД проточной части $\Delta\eta_m$
 Fig. 2. Influence $\bar{\tau}$ at reduce Energy Conversion Efficiency flow section $\Delta\eta_m$

Развитый в работах [3, 4] подход к многорежимной оптимизации, как уже указывалось, позволяет решить задачу выбора оптимального номинального режима турбины, работающей с переменными расходами пара. Так как величина теплофикационного отбора

может существенно меняться, то турбина работает в спектре режимов ($G_{\min} \leq G_{отб} \leq G_{\max}$), среди которых нужно выбрать номинальный (по расходу через отбор), чтобы ее экономичность за период эксплуатации была максимальной. В работе [8] эта задача решалась путем сравнения вариантов ПЧ турбин, спроектированных на различные $G_{отб}$. Для каждого варианта решалась задача многорежимной оптимизации в описанной выше постановке. Примеры оптимизации различных вариантов ПЧ турбин с большими нерегулируемыми отборами, приведенные в статье, показали возможность применения методов многорежимной оптимизации для выбора номинального режима отсека паровой турбины.

Параллельно работе [8] в работе [1] задача выбора оптимального номинального режима турбины с теплофикационными отборами была решена не путем сравнения вариантов, а как задача оптимизации для любого заданного числа отборов. Такая постановка, по сути, является развитием подхода, предложенного в работе [8]. Однако наличие еще одного иерархического уровня оптимизации привело к упрощению задачи собственно многорежимной оптимизации турбины: оптимизация на номинальном режиме ведется только на среднем диаметре, коэффициенты потерь при расчете переменных режимов принимаются постоянными. Результаты расчетов, приведенные в статье, и основные выводы согласуются с приведенными в работе [8].

Развитые в рассмотренных работах прогрессивные подходы к многорежимной оптимизации требуют дальнейшего совершенствования с учетом графиков нагрузок, системы парораспределения и программ регулирования турбины, т.е. разработки задачи многорежимной оптимизации МРТ в составе энергетической установки, как того требует системный подход к проектированию АЭУ.

Список литературы

1. Гаркуша А.В., Субботович В.П. Методика выбора оптимальных расчетных режимов при проектировании ступеней турбины, работающей с переменными расходами пара // Энергетическое машиностроение. – 1988. – № 45. – С. 7-14.
2. Курзон А.Г. Теория судовых паровых и газовых турбин. – Л.: Судостроение, 1970. – 592 с.
3. Лапшин К.Л. Оптимизация проточных частей многоступенчатых турбин. – СПб.: Изд-во С.-Петербургского ун-та, 1992. – 196 с.
4. Лапшин К.Л. Многорежимная оптимизация проточных частей осевых тепловых турбин // Теплоэнергетика. – 1986. – № 1. – С. 56-57.
5. Лапшин К.Л. Оптимизация проточных частей отсеков низкого давления тепловых турбин // Теплоэнергетика. – 1989. – № 2. – С. 18-21.
6. Топунов А.М. Теория судовых турбин. – Л.: Судостроение, 1985. – 472 с.
7. Тунаков А.П. Методы оптимизации при доводке и проектировании газотурбинных двигателей. – М.: Машиностроение, 1979. – 184 с.
8. Ферафонтьев Ю.В., Лапшин К.Л., Гаев В.Д. К выбору оптимального номинального режима ЦВД влажно-паровой турбины с большими нерегулируемыми отборами пара // Теплоэнергетика. – 1988. – № 11. – С. 64-65.

Сведения об авторах: Симашов Рафаиль Равильевич, кандидат технических наук, доцент, e-mail: forsिमашов@yandex.ru;

Куликов Юрий Львович, старший преподаватель, e-mail: kulikov-uryi@yandex.ru.

УДК 621.431.74.016

Б.И. Руднев, О.В. ПовалихинаДальневосточный государственный технический рыбохозяйственный университет,
690087, г. Владивосток, ул. Луговая, 52б**ОПТИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ЧАСТИЦ САЖИ И РАДИАЦИОННЫЙ ТЕПЛООБМЕН В КАМЕРЕ СГОРАНИЯ ДИЗЕЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ**

Проанализированы основные аспекты, связанные с определением оптических параметров частиц сажи, образующихся в камере сгорания (КС) дизельных двигателей. Показано, что указанные частицы сажи с оптической точки зрения могут быть отнесены к малым. Отмечается необходимость проведения дальнейших экспериментальных исследований по определению оптических параметров частиц сажи и их распределения по размерам, особенно для современных высокофорсированных дизельных двигателей.

Ключевые слова: дизельный двигатель, камера сгорания, степень черноты пламени, оптические параметры, частицы сажи.

B.I. Rudnev, O.V. Povalikhina**OPTICAL PARAMETERS OF SOOT PARTICLES AND RADIATIVE HEAT TRANSFER IN DIESEL ENGINE COMBUSTION CHAMBER**

The basic aspects connected with the definition optical parameters of soot particles are analysed especially formed in diesel engine combustion chamber. It is shown that the abovementioned particles from optical point of view can be referred to the small ones. It is underlined the necessity of conducting further experimental investigations concerning the findings of soot particles parameters and size distribution expressed for modern high energy diesel engines.

Key words: diesel engine, combustion chamber, degree of flame blackness, optical parameters, soot particles.

Введение

Несовершенство математических моделей (ММ) радиационно-конвективного теплообмена в КС дизельных двигателей в значительной степени затрудняет достоверное определение локальных тепловых потоков, передаваемых от рабочего тела к стенкам деталей цилиндропоршневой группы на стадии проектирования. Это заставляет разработчиков перспективных моделей решать ряд вопросов экспериментальным путем и увеличивает сроки создания новых дизельных двигателей. В связи с отмеченным совершенствованием существующих и создание новых ММ локального радиационно-конвективного теплообмена в КС по-прежнему остается весьма актуальной проблемой, особенно для современных высокофорсированных дизельных двигателей, к которым предъявляются повышенные требования по эффективным и экологическим характеристикам их работы [1, 2].

Определение оптических параметров частиц сажи дизельного пламени

Экспериментальные данные показывают, что в процессе сгорания топлива в цилиндре дизельного двигателя образуется светящееся пламя. Светимость пламени обуславливается наличием в нем частиц сажи. Светящееся сажистое пламя в КС дизельного двигателя представляет собой дисперсную систему, излучательная способность которой, как известно [3, 4], зависит от оптических констант вещества частиц, их размеров, формы, концентрации, температуры и изменяется с длиной волны излучения. В общем случае такие дисперсные системы являются рассеивающими и поглощающими системами (средами).

Для этих сред введено понятие коэффициента ослабления, равного сумме коэффициентов поглощения α_λ и рассеивания β_λ [3, 4].

$$\alpha_\lambda + \beta_\lambda = k_\lambda. \quad (1)$$

где α_λ – коэффициент поглощения, м^{-1} ; β_λ – коэффициент рассеивания, м^{-1} ; k_λ – коэффициент ослабления, м^{-1} .

Выяснение вопроса, является ли данная среда (в рассматриваемом случае – дизельное пламя) только поглощающей или поглощающей и рассеивающей средой, связано с вычислением специального критерия. В теории теплообмена излучением [3, 4] таким критерием, характеризующим рассеивание, является критерий Шустера Sc :

$$Sc = \frac{\beta_\lambda}{\alpha_\lambda + \beta_\lambda}. \quad (2)$$

где Sc – критерий Шустера.

Последний является функцией параметра дифракции ρ и комплексного показателя преломления m . В свою очередь параметр дифракции

$$\rho = \pi d / \lambda, \quad (3)$$

где ρ – параметр дифракции; d – диаметр частицы сажи, мкм; λ – длина волны излучения, мкм.

Для оценки критерия Шустера необходимо определить размеры частиц сажи, находящихся в дизельном пламени. Образующиеся в КС дизельного двигателя пламя содержит в общем случае частицы сажи различных размеров. Последние оказывают влияние и на величину спектральных коэффициентов ослабления лучей, и на характер их зависимости от длины волн. В соответствии с размером частиц сажи изменяется температурная зависимость интегрального коэффициента ослабления лучей пламени и соотношение между поглощательной и рассеивающей способностями частиц [3, 4]. Следовательно, вопрос об оценке размеров частиц сажи является одним из основных вопросов при исследовании излучательной способности светящегося пламени, в том числе и дизельного. В различных видах пламени при сжигании углеводородных топлив могут образовываться частицы сажи, имеющие широкий диапазон изменения своих размеров и формы. Например, в [4, 5] отмечается, что частицы сажи, образующиеся в углеводородном пламени в лабораторных условиях и в промышленности, имеют диаметры от 0,005 до 0,3 мкм и более. Кроме того, сажа может присутствовать в пламени в виде сферических частиц, агломератов, а иногда и в виде длинных нитей.

Для определения энергетических характеристик излучения дизельного пламени целесообразно воспользоваться экспериментальными данными, полученными в [6]. Результаты этой работы являются итогом комплексных исследований, проведенных Научно-исследовательским автотранспортным институтом (НАМИ), Всероссийским научно-исследовательским институтом газовой промышленности (ВНИИГАЗ) и Институтом экспериментальной и клинической онкологии Российской академии медицинских наук (РАМН) по единой программе с целью изучения влияния типа рабочего процесса дизельных двигателей с объемным и пленочным смесеобразованием, вида применяемого топлива, скоростных и нагр-

зочных режимов работы, регулировочных и технологических фактов на физико-химические свойства сажи, ее концентрацию и адсорбцию бензо- α -пирена. Проведенными исследованиями [6] установлено, что сажа, содержащаяся в отработавших газах, как по форме, так и по распределению частиц по размерам приближается к высокодисперсным промышленным сажам типа ДГ-100 и ПМ-100 с удельной поверхностью $S = 80-125 \text{ м}^2/\text{г}$, средним поверхностным диаметром $d = 0,012-0,03 \text{ мкм}$ и числом частиц, заключенном в литре газа при нормальных условиях, до $3 \cdot 10^{13}$ частиц при массовой концентрации для КС дизельного двигателя 8ЧН 13/14 по скоростной характеристике в пределах $0,4-0,6 \text{ мг/л}$. Размер частиц сажи определялся с помощью электронного микроскопа, данные этих измерений представлены в таблице [6].

Данные о дисперсности частиц сажи, образующихся в пламени дизельного двигателя
Data about scales of soot particles diesel engine of flame

Параметр	Частота вращения коленчатого вала, n , мин^{-1}				
	1200	3000	3000	1500	3000
Число обмеренных частиц	Дизтопливо Л		Бензин А-72		
	1834	1498	1640	1164	1872
Диаметр обмеренных частиц, средний поверхностный \bar{d} , км	0.0271	0.0251	0.0284	0.0284	0.0272
Диаметр средний арифметический d_n , мкм	0.0215	0.0206	0.0204	0.0241	0.0238
Удельная геометрическая поверхность S , $\text{м}^2/\text{г}$ (электронно-микроскопический метод)	111.1	120.5	106.8	107	111
Удельная поверхность по методу газовой хроматографии, $\text{м}^2/\text{г}$	94.4	119	103	99	99

Принимается, что частицы сажи имеют сферическую форму диаметром d . В более поздних отечественных [7] и зарубежных [8, 9] исследованиях приводятся данные по размерам частиц дизельной сажи, весьма близкие к указанным ранее. Оценив размер частиц сажи, можно определить параметр дифракции ρ и величину критерия Шустера Sc . Выполненные в [10] расчеты показывают, что $\rho = 0,060 - 0,157$ и $Sc = 0,1681 \cdot 10^{-3} - 0,2592 \cdot 10^{-2}$.

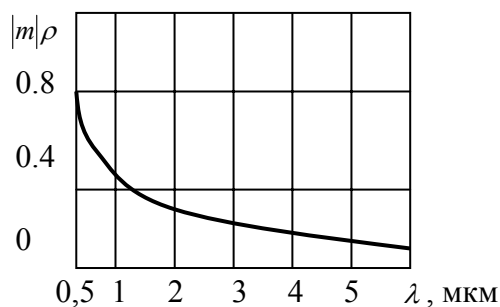


Рис 1. Спектральная зависимость параметра $|m|\rho$ для частиц дизельной сажи
 Fig. 1. Spectral dependence parameter $|m|\rho$ for soot particles of diesel engine

Столь малые величины критерия Шустера позволяют в условиях дизельного пламени пренебречь рассеиванием и считать, что ослабление потока излучения происходит лишь за счет его поглощения на частицах сажи, т.е. дизельное пламя можно считать поглощающей дисперсной средой, для которой справедливо выражение $k_\lambda \approx a_\lambda$. Определение спектрального показателя ослабления k_λ связано с выяснением вопроса, можно ли частицы дизельной сажи считать малыми или нет, так как выражения для k_λ в области малых и больших час-

тиц не совпадают. В [3, 4] показано, что частицы сажи могут быть отнесены к малым, если выполняются условия $\rho \leq 0,1$ и $|m|\rho < 1$ для ближней инфракрасной области спектра от

$\lambda = 0,5$ мкм до $\lambda = 6,0$ мкм. Результаты расчетов по параметру $|m|\rho$ для частиц дизельной сажи, выполненные в [10], представлены на рис. 1. Из него видно, что зависимость $|m|\rho = f(\lambda)$ близка к гиперболе и условие $|m|\rho < 1$ выполняется для всей ближней инфракрасной области спектра, а следовательно, частицы сажи в пламени дизельного двигателя с полным основанием могут быть отнесены к малым частицам. Поскольку зависимость комплексного показателя преломления в функции длины волны для частиц сажи (углерода) известна [3], то можно на основании известных из теории зависимостей определить спектральные коэффициенты ослабления лучей частицами при различных значениях параметра дифракции. Указанные расчеты при широком изменении ρ и длины волны λ в пределах видимой и ближней инфракрасной области были выполнены в [3]. В ней показано, что в области значений $\rho < 0,1$ спектральный коэффициент ослабления k_λ является линейной функцией параметра ρ во всем диапазоне длин волн теплового излучения пламени.

$$k_\lambda = \Phi(m)\rho. \quad (4)$$

В свою очередь функция $\Phi(m)$ может быть определена [3] по зависимости

$$\Phi(m) = 1,36(1 - 0,1\lambda). \quad (5)$$

Подставляя в (4) значение $\Phi(m)$ из (5), получим выражение для спектрального коэффициента ослабления

$$k_\lambda = 1,36(1 - 0,1\lambda)\rho. \quad (6)$$

Возможность использования зависимости (6) для турбулентного сажистого пламени показана в [11].

Зависимость (6) является приближенной, однако выполненное в [3] сопоставление результатов расчета k_λ по (6) и по точным теоретическим формулам показало, что вплоть до $\rho \leq 0,1$ значения k_λ практически совпадают. При $\rho > 0,1$ появляются заметные расхождения. Вместе с тем даже для $\rho = 0,15$ отличие составляет (в среднем по всей области спектра излучения пламени) не более 10 %. Последнее позволяет успешно применять формулу (6) для расчетов излучения сажистых частиц в светящихся пламенах при значении параметра дифракции $\rho \leq 0,1$ [3].

Спектральная оптическая толщина потока сажистых частиц τ_λ связана, как известно [3], со спектральным показателем ослабления k_λ уравнением

$$\tau_\lambda = 1,5k_\lambda \mu L / (jd), \quad (7)$$

где μ – концентрация частиц сажи в КС, кг/м³; j – удельный вес частиц сажи, кг/м³; L – эффективная длина пути луча, м.

Величина j для частиц дизельной сажи лежит в узких пределах 1800-2100 кг/м³ и может быть принята равной 1950 кг/м³. Подставив выражение (6) в (7) и выполнив преобразования, имеем

$$\tau_\lambda = \frac{6,4}{j} (\lambda^{-1} - 0,1) \mu L. \quad (8)$$

Обозначив постоянную величину $6,4/j$ через C , окончательно получим

$$\tau_{\lambda} = C(\lambda^{-1} - 0,1)\mu L. \quad (9)$$

На основании уравнения (9) можно сделать очень важный вывод, что для дизельного пламени с малыми частицами спектральная оптическая толщина не зависит от размеров частиц сажи.

Спектральные энергетические характеристики излучения дизельного пламени

В соответствии с законом Бугера выражение для спектральной степени черноты дизельного пламени можно представить в виде

$$\varepsilon_{\lambda} = 1 - \exp(-\tau_{\lambda}) = 1 - \exp[-C(\lambda^{-1} - 0,1)\mu L], \quad (10)$$

где ε_{λ} – спектральная степень черноты дизельного пламени.

Результаты расчета спектральной степени черноты пламени, выполненные одним из авторов доклада [10], для режима номинальной мощности дизельного двигателя 8 ЧН 13/14 представлены на рис. 2. Обращает на себя внимание сильная зависимость величины ε_{λ} от длины волны излучения. Для определения результирующих потоков излучения в КС дизельного двигателя с использованием зонального метода необходимо располагать интегральными энергетическими характеристиками [12]. Переход от спектральной степени черноты дизельного пламени к ее интегральной величине может быть осуществлен по зависимости

$$\varepsilon = \frac{\int_{0,5}^6 \{1 - \exp[-C(\lambda^{-1} - 0,1)\mu L]\} E_0 d\lambda}{\int_{0,5}^6 E_0 d\lambda}, \quad (11)$$

где ε – интегральная степень черноты дизельного пламени; E_0 – плотность потока излучения абсолютно черного тела при температуре дизельного пламени, Вт/м².

Величина интегральной степени черноты пламени для нескольких режимов нагрузочной характеристики дизельного двигателя 8ЧН13/14, рассчитанная по зависимости (11), представлена на рис. 3. Из него видно, что с ростом нагрузки интегральная степень черноты пламени возрастает. Это необходимо учитывать при оценке радиационной тепловой нагрузки на детали, образующие КС.

Заключение

Рассмотренные аспекты определения оптических параметров частиц сажи, образующихся в КС дизельного двигателя, позволяют отметить следующее. По имеющейся в научно-технической литературе информации о размерах частиц дизельной сажи они могут быть отнесены с оптической точки зрения к малым частицам. В связи с этим в расчетах радиационного теплообмена в КС рассеиванием можно пренебречь и считать, что ослабление излучения происходит лишь за счет поглощения. Коэффициент ослабления также входит и в уравнение для разрешающих угловых коэффициентов излучения, т.е. связан с оптико-геометрическими характеристиками радиационного теплообмена в КС. Последнее

требует проведения дополнительных экспериментальных исследований по определению оптических параметров частиц сажи и функции их распределения по размерам при работе дизельных двигателей на различных видах топлива. Отмеченное обстоятельство особенно актуально для современных высокофорсированных дизельных двигателей.

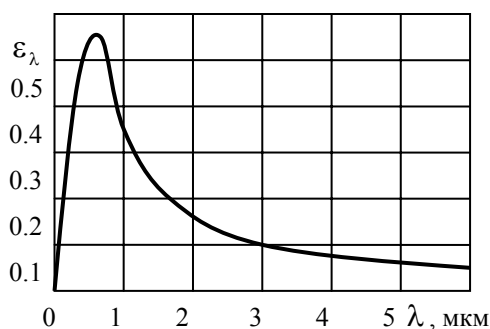


Рис. 2. Спектральная степень черноты
пламени дизельного двигателя 8ЧН 13/14
Fig. 2. Spectral degree of flame blackness
of diesel engine 8 ChN 13/14

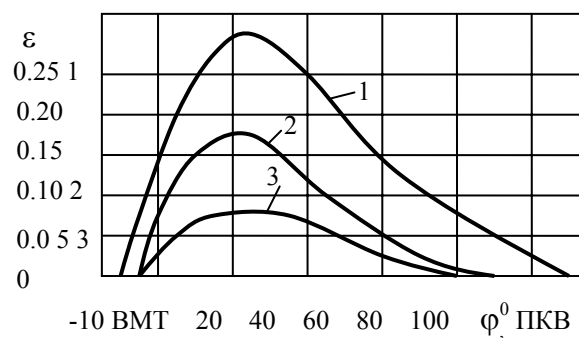


Рис. 3. Интегральная степень черноты пламени
дизельного двигателя 8ЧН 13/14:
1 – $P_{me} = 0,61$ МПа, 2 – $P_{me} = 0,36$ МПа,
3 – $P_{me} = 0,12$ МПа
Fig. 3. Integral degree of flame blackness
of diesel engine 8 ChN 13/14: 1 – $P_{me} = 0,61$ МПа,
2 – $P_{me} = 0,36$ МПа, 3 – $P_{me} = 0,12$ МПа

Список литературы

1. Кавтарадзе Р.З. Локальный теплообмен в поршневых двигателях. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. – 472 с.
2. Кавтарадзе Р.З. Теория поршневых двигателей. Специальные главы. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. – 720 с.
3. Блох А.Г., Журавлев Ю.А., Рыжков Л.Н. Теплообмен излучением: справ. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 432 с.
4. Зигель Р., Хауэлл Дж. Теплообмен излучением. – М.: Мир, 1975. – 934 с.
5. Kamimoto T., Yagita M. Particulate formation and flame structure in diesel engines // SAE Preprints. - 1989. – № 890436. – 9 p.
6. Влияние типа рабочего процесса и режима работы быстроходного дизеля на свойства сажи и отработавшие газы / М.М. Вихерт, А.П. Кратко, И.С. Рафалькес и др. // Автомобильная пром-сть. – 1975. – № 10. – С. 8-14.
7. Махов В.З. Процессы сгорания в двигателях. – М.: МАДИ, 1980. – 76 с.
8. Блазовски В.С. Зависимость сажеобразования от характеристик смеси топлива и условий горения // Энергетические машины и установки. – 1980. – Т. 102, № 2. – С. 150-158.
9. Carpenter K., Johnson J.H. Analysis of the physical characteristics of diesel particulate matter using transmission electron microscope techniques // SAE Preprints. – 1979. – № 790815. – 17 p.
10. Руднев Б.И. Процессы локального теплообмена в камере сгорания дизелей. – Владивосток: Дальнаука, 2000. – 221 с.
11. Кузнецов В.Р., Сабельников В.А. Турбулентность и горение. – М.: Наука, 1986. – 288 с.
12. Руднев Б.И., Повалихина О.В. Анализ использования зональной модели радиационного теплообмена в камере сгорания дизельного двигателя // Тр. 5-й Рос. национальной конф. по теплообмену. – М.: МЭИ, 2010. – Т. 6. – С. 261-263.

Сведения об авторах: Руднев Борис Иванович, доктор технических наук, профессор;
Повалихина Ольга Владимировна, доцент, e-mail: povalichina@mail.ru.

УДК 621.182.3 : 629.2 – 843.9

Л.К. Капран, В.В. Маницын, З.П. СтаровойтоваДальневосточный государственный технический рыбохозяйственный университет,
690087, г. Владивосток, ул. Луговая, 52б**ОПТИМИЗАЦИЯ МОЩНОСТИ И РАСХОД ТОПЛИВА ГЛАВНЫМ ДИЗЕЛЕМ
5ДКРН50/110-2 ТАНКЕРА ТИПА «ОХАНЕФТЬ» С УМЕНЬШЕНИЕМ
НОМИНАЛЬНОГО ДИАМЕТРА ВИНТА 3,7м ДО 3,58м**

Приводятся уравнения винтовой и топливных характеристик, полигоны распределений мощности главного дизеля на режимах «Переход» и «Работа на промысле». Даются рекомендации по оптимизации мощности и расходу топлива главным дизелем в эксплуатации для первого варианта обрезки винта.

Ключевые слова: главный дизель, винтовая, топливная характеристики, удельный расход топлива.

L.K. Kapran, V.V. Manyisyn, Z.P. Starovoytova**OPTIMIZATION OF POWER AND FUEL CONSUMPTION BY THE MAIN
DIESEL 5DKRN50/110-2 OF THE "OHANEFT" TANKER WITH REDUCTION
OF NOMINAL DIAMETER OF THE DO SCREW 3,7 м TO 3,58 м**

The equations screw and fuel characteristics, ranges of distributions of capacity of the main diesel engine on the transition modes and «work on trade» are given. Recommendations about optimization of capacity and to fuel consumption by the main diesel engine in operation for the first option screw scraps are made.

Keywords: main diesel engine, screw, fuel characteristics, specific fuel consumption.

Введение

Проблема оптимизации мощности и расхода топлива дизелями на судах морского и промыслового флотов до настоящего времени является предметом разработок научно-исследовательских и проектных организаций и относится к весьма актуальным. Решение этой проблемы предусматривает исследования, направленные на сокращение затрат на горюче-смазочные материалы.

Цель оптимизации мощности и расхода топлива главным дизелем 5ДКРН 50/110-2 – повышение эффективности его эксплуатации.

Общие сведения

Танкер «Оханефть» является головным судном, построенным в 1978 г. в Финляндии. Танкер типа «Оханефть» предназначен для перевозки топлива и смазочного масла в районы промысла и снабжения им добывающего и обрабатывающего флота.

Основные характеристики судна

наибольшая длина, м	115,5;
ширина, м	17;
дедвейт, т	5873;
водоизмещение полное, т	8913;
скорость судна, м/с (уз)	7,56 (14);
экипаж, чел.	32.

На танкере типа «Оханефть» в качестве главного дизеля (ГД) установлен малооборотный дизель типа 5ДКРН 50/110-2, двухтактный, крейцкопфный, реверсивный с наддувом при постоянном давлении газов перед турбиной.

Судовой пропульсивный комплекс включает корпус судна, гребной винт фиксированного шага, валопровод и ГД фирмы «Бурмейстер и Вайн». Номинальная мощность ГД 2574 кВт, номинальная частота вращения 170 мин^{-1} , удельный расход топлива $224,4 \text{ г/(кВт·ч)}$. Топливная система ГД предусмотрена для работы его на тяжелом топливе.

На танкере типа «Оханефть» был установлен винт фиксированного шага с номинальным диаметром $D = 3,7 \text{ м}$ и шагом $S = 2,94 \text{ м}$, который оказался «тяжелым» в эксплуатации. В связи с этим в 1983 г. ДВ ЦКБ ММФ была разработана документация по подрезке лопастей гребного винта в нескольких вариантах.

На танкерах «Усть-Кут», «Усть-Карск», «Гальве», «Усть-Илимск», «Усть-Лабинск» выполнена подрезка лопастей гребных винтов по первому варианту ($D = 3,58 \text{ м}$, $S = 2,94 \text{ м}$).

На танкерах «Оханефть», «Мыс-Кодош», «Усть-Кан» и «Делегат» – по третьему варианту ($D = 3,54 \text{ м}$, $S = 2,94 \text{ м}$).

На танкерах последней постройки «Лукоморье», «Усть-Ижма» финская фирма «Раума-Репола» установила гребные винты гидравлически облегченные за счет уменьшения шага винта ($D = 3,7 \text{ м}$, $S = 2,83 \text{ м}$).

В этой статье приведены результаты исследования по оптимизации мощности и расходу топлива ГД 5ДКРН 50/110-2 с подрезкой гребного винта по первому варианту ($D = 3,58 \text{ м}$, $S = 2,94 \text{ м}$) [1].

Определение текущей мощности ГД в эксплуатации

В связи с тем, что ГД 5ДКРН 50/110-2 с прямой передачей крутящего момента на винт фиксированного шага не обеспечен приборами автоматической регистрации мощности, оценка ее производится по косвенным показателям, которые фиксируются по истечении каждого часа в вахтенном машинном журнале. В качестве косвенного показателя принята частота вращения коленчатого вала дизеля. Для перехода от частоты вращения коленчатого вала ГД к его мощности используется их зависимость. Такая зависимость называется винтовой характеристикой дизеля.

Винтовая характеристика дизеля в аналитической форме с достаточной точностью рассчитывается в виде кубической параболы $\overline{N_e} = c \cdot n^3$, где $\overline{N_e} = \frac{N_e}{N_{ном}}$, n – частота вращения коленчатого вала; c – коэффициент пропорциональности, который определяется по

результатам стендовых испытаний ГД 5ДКРН 50/110-2 на тяжелом топливе (флотский мазут Ф-5), приведенных в табл. 1.

Таблица 1

Результаты стендовых испытаний ГД 5ДКРН 50/110-2

Table 1

Results of bench tests of the ME 5 ДКРН 50/110-2

Эффективная мощность, кВт	257,4	514,8	772,2	1030	1287	1544,4	1802	2059	2317	2574
Относительная мощность $\overline{N_e}$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
Частота вращения коленчатого вала n , мин^{-1}	80	100	115	126	135	143	150	158	165	170

Используя данные стендовых испытаний (табл.1) и метод наименьших квадратов, получен коэффициент $c = 2,03 \cdot 10^{-7}$. Тогда

$$\overline{N_e} = 2,03 \cdot 10^{-7} n^3.$$

Средняя ошибка аппроксимации при этом составляет 1,48 % и показывает хорошее соответствие эмпирических и теоретических данных.

Графики эмпирической (см. табл. 1) и теоретической $\overline{N_e} = 2,03 \cdot 10^{-7} n^3$ зависимостей относительной мощности $\overline{N_e}$ ГД от частоты вращения коленчатого вала n представлены на рис. 1.

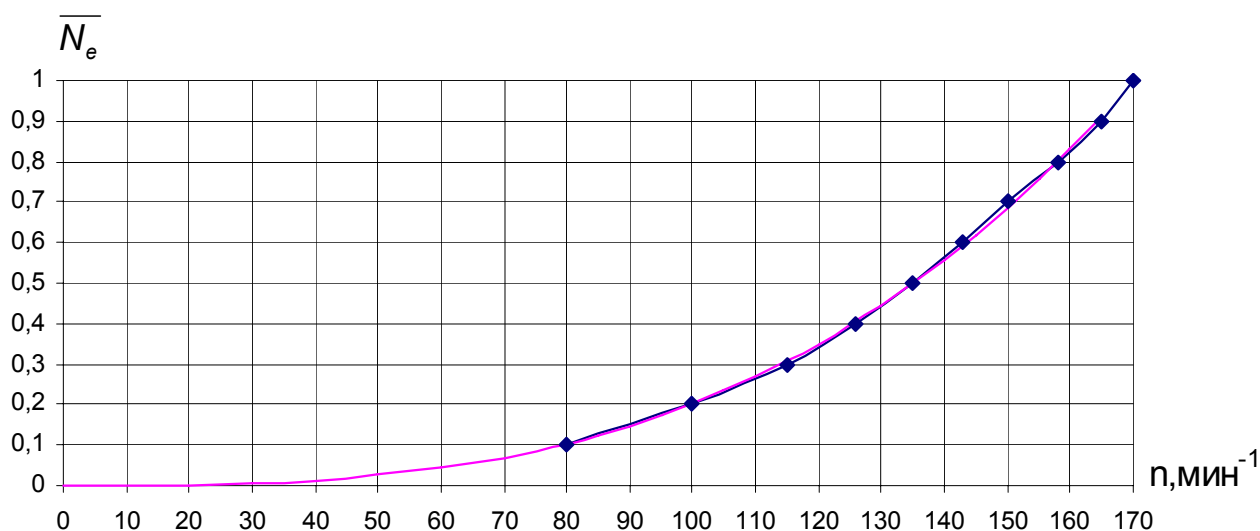


Рис. 1. Винтовая характеристика ГД 5ДКРН 50/110-2
 Fig. 1. Propeller characteristics of main engine 5DKRN 50/110-2

Режимы эксплуатации танкера и расчет параметров распределения мощности ГД на этих режимах

Для оптимизации мощности и расхода топлива необходимо знать распределение мощности ГД на всем диапазоне ее изменения от 0 до 1,0 номинальной мощности.

Характерными режимами эксплуатации танкера являются «Переход в район промысла», «Работа на промысле», «Переход в порт». Параметры распределения мощности ГД для указанных режимов эксплуатации получены для танкеров, имеющих подрезку гребного винта по первому варианту ($D = 3,58$ м, $S = 2,94$ м). При этом статистические данные по мощности ГД для режимов «Переход на промысел» и «Переход в порт» объединены в одну группу.

Данные по распределению мощности ГД 5ДКРН 50/110-2 на режиме «Переход» приведены в табл. 2.

По данным табл. 2 построен полигон распределения мощности ГД на режиме «Переход» (рис. 2).

На режиме «Переход» ГД 78 % времени работает с относительной мощностью, изменяющейся от 0,55 до 0,85 при среднем значении относительной мощности $\overline{N_e} = 0,69$ и среднеквадратическим отклонением $\overline{\sigma} = 0,14$. Характер распределения мощности ГД,

как видно из полигона распределения, одномодальный. Интервал отклонения мощности ГД от среднего значения на режиме «Переход» составляет от 1415,7 до 2136,42 кВт. $((\bar{N}_c - \sigma) \cdot N_{ном}; (\bar{N}_c + \sigma) \cdot N_{ном})$.

Таблица 2
Статистические данные по распределению мощности ГД на режиме «Переход»
Table 2
Statistic data of distribution in power of the ME on a mode “Passage”

Интервалы мощности в относительных единицах	Середина интервала	Продолжительность работы ГД t , ч	Относительная продолжительность работы ГД \bar{t}
0-0,10	0,05	58	0,0133
0,10-0,20	0,15	35	0,008
0,20-0,30	0,25	28	0,0064
0,30-0,40	0,35	54	0,0124
0,40-0,50	0,45	172	0,0394
0,50-0,60	0,55	140	0,0321
0,60-0,70	0,65	1123	0,2574
0,70-0,80	0,75	2295	0,5260
0,80-0,90	0,85	458	0,105
0,90-1,00	0,95	-	-
Итого:		4363	1,000

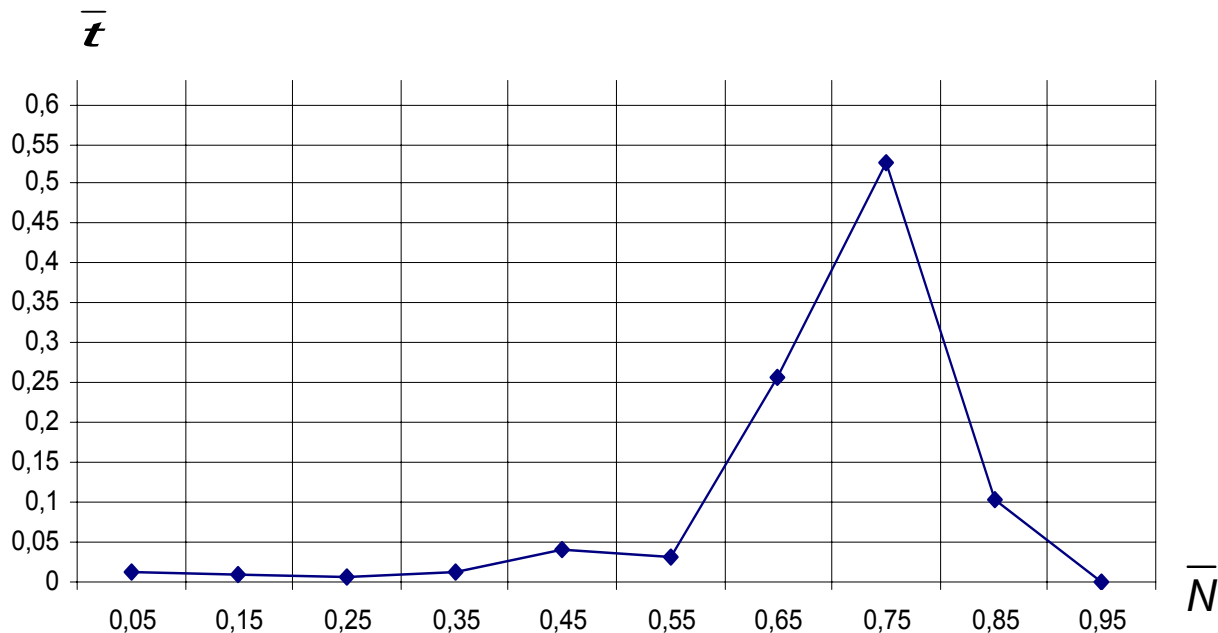


Рис. 2. Полигон распределения мощности ГД на режиме «Переход»
Fig. 2. Power distribution range of the main engine on a mode “Passage”

Статистические данные по распределению мощности ГД 5ДКРН50/110-2 танкера типа «Оханефть» на режиме «Работа на промысле» приведены в табл. 3.

По данным табл. 3 построен полигон распределения мощности ГД на режиме «Работа на промысле» (рис. 3).

Таблица 3

Статистические данные по распределению мощности ГД на режиме «Работа на промысле»

Table 3

Statistical data on distribution of capacity of GD on a mode «Work on trade»

Интервалы мощности в относительных единицах	Середина интервала	Продолжительность работы ГД t , ч	Относительная продолжительность работы ГД \bar{t}
0,00-0,10	0,05	1339	0,3870
0,10-0,20	0,15	667	0,1928
0,20-0,30	0,25	91	0,0263
0,30-0,40	0,35	144	0,0416
0,40-0,50	0,45	236	0,0682
0,50-0,60	0,55	398	0,1150
0,60-0,70	0,65	417	0,1205
0,70-0,80	0,75	168	0,0486
Итого:		3460	1,000

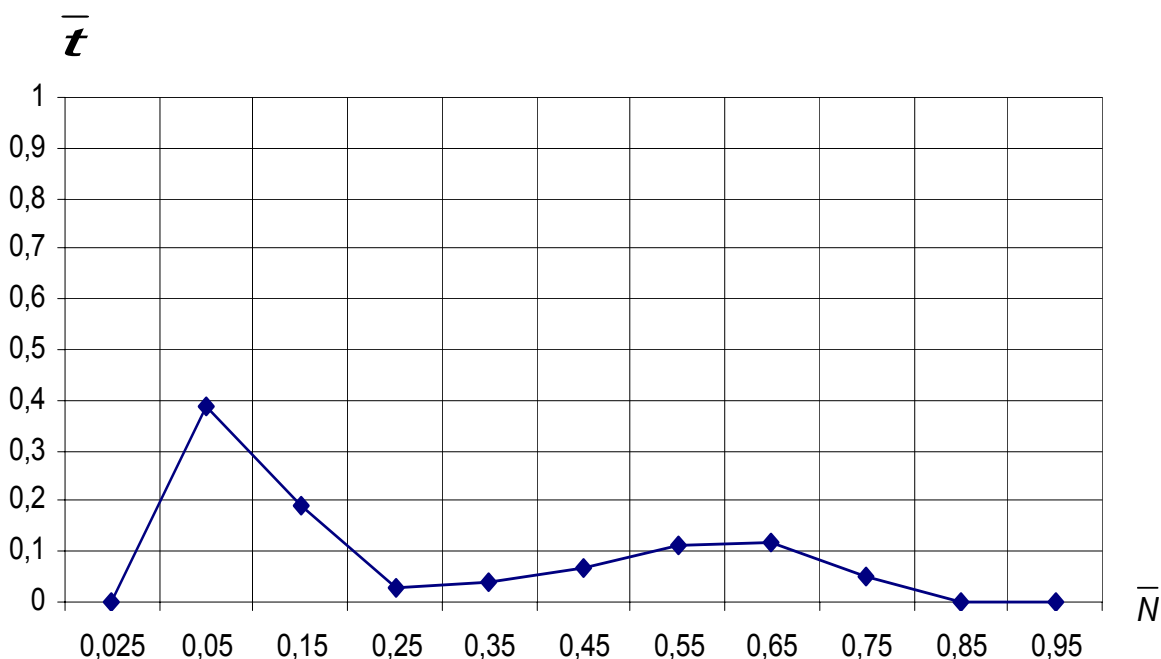


Рис. 3. Полигон распределения мощности ГД на режиме «Работа на промысле»
 Fig. 3. The range of distribution of capacity of GD on a mode «Work on trade»

Режим «Работа на промысле» характеризуется малой мощностью ГД и имеет двухмодальное распределение. ГД 58 % времени работает с относительной мощностью, изменяющейся в интервале от 0,05 до 0,20 и 24 % времени в интервале от 0,45 до 0,75. При этом среднее значение относительной мощности $\bar{N}_c = 0,28$ и среднее квадратическое отклонение $\bar{\sigma} = 0,25$.

Интервал отклонения мощности на режиме «Работа на промысле» от ее среднего значения составляет от 77,22 до 1364,22 кВт.

Такое отклонение объясняется спецификой работы ТР с добывающими судами.

Расчет оптимизированного расхода топлива ГД 5ДКРН 50/110-2

В эксплуатации текущая эффективная мощность ГД носит случайный характер. Она изменяется во времени в зависимости от режима эксплуатации, от условий внешних факторов и от состояния пропульсивного комплекса. Поэтому в основу расчета расхода топлива положен вероятностно-статистический метод обработки фактической мощности ГД. Этот метод наиболее полно учитывает многообразие внешних факторов, влияющих на элементы судового комплекса.

Для расчета оптимизированного расхода топлива необходима топливная характеристика ГД 5ДКРН 50/110-2. Топливная характеристика дизеля – это зависимость часового расхода топлива от его мощности, которая определяется по результатам стендовых испытаний.

Для расчета коэффициентов топливной характеристики ГД 5ДКРН 50/110-2 использовались результаты стендовых испытаний, которые приведены в табл. 4.

$$N_n = 2574 \text{ кВт}, \quad G_n = 577,5 \text{ кг/ч}, \quad \bar{G} = \frac{G_T}{G_n}, \quad \bar{N} = \frac{N_e}{N_n}, \quad g_e = \frac{G}{N_e}.$$

Таблица 4

Результаты стендовых испытаний ГД 5ДКРН 50/110-2

Table 4

Results of bench tests of the ME 5ДКРН 50/110-2

Эффективная мощность N_e , кВт	Относительная мощность \bar{N}	Часовой расход топлива G_T , кг/ч	Относительный часовой расход топлива \bar{G}	Удельный расход топлива g_e , кг/(кВт·ч)
334,62	0,13	119,6	0,207	0,3574
1055,34	0,41	272,7	0,472	0,2585
1673,1	0,65	387,3	0,670	0,2315
2213,64	0,86	478,4	0,828	0,2161
2496,78	0,97	551,4	0,955	0,2208
2574	1,00	577,5	1.00	0,2244

Зависимость относительного часового расхода топлива от относительной мощности можно представить графически (рис. 4) или в аналитической форме в виде полинома второй степени, параметры которого определены по методу наименьших квадратов, используя данные табл. 4.

$$\bar{G} = 0,02\bar{N}^2 + 0,86\bar{N} + 0,1.$$

Средняя ошибка аппроксимации при этом составляет 1,97 %, что говорит о хорошем приближении эмпирических данных к теоретическим. На рис. 4 изображены эмпирическая и теоретическая линии топливной характеристики, и они практически совпали.

На основании топливной характеристики ГД 5ДКРН 50/110-2 и параметров распределения мощности на основных режимах эксплуатации танкера типа «Оханефть» определен оптимизированный расход топлива. Результаты расчета параметров мощности и расхода топлива для ГД 5ДКРН 50/110-7 танкера типа «Оханефть» на режимах «Переход» и «Работа на промысле» приведены в табл. 5.

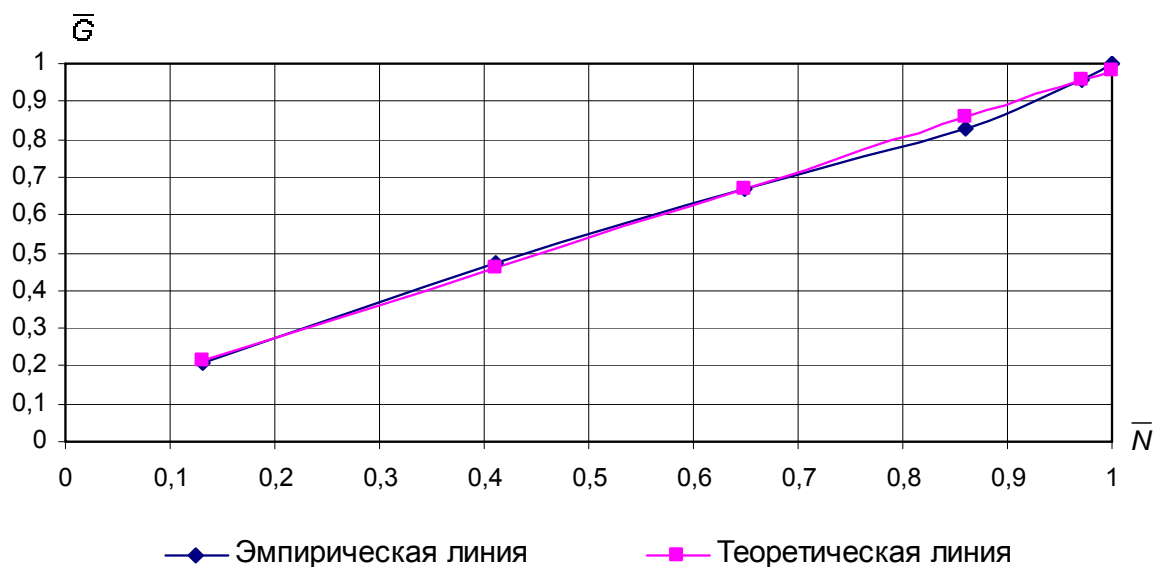


Рис. 4. Топливная характеристики ГД 5ДКРН 50/110-2
 Fig. 4. Main engine fuel oil characteristics ME 5ДКРН 50/110-2

Таблица 5

Параметры мощности и расхода топлива ГД 5ДКРН 50/110-2 на режимах «Переход» и «Работа на промысле»

Table 5

Power rating and fuel oil consumption of the ME 5 ДКРН 50/110-2 on a modes “Passage” and “Fishing”

Наименование	Режим «Переход»	Режим «Работа на промысле»
Число наблюдений, ч	4363	3460
Средняя относительная мощность	0,69	0,28
Среднеквадратическое отклонение	0,14	0,25
Средний часовой расход топлива, кг/ч	406	198
Средний суточный расход топлива, т/сут	9,8	4,8

Оптимизация мощности ГД 5ДКРН 50/110-2 по минимальному удельному расходу топлива

Одним из путей повышения эффективности эксплуатации танкера является оптимизация эксплуатационной мощности и расхода топлива, что приведет к снижению затрат на топливо, а следовательно, и к сокращению часового расхода топлива, зависящего от его удельного расхода и мощности, развиваемой ГД.

Зависимость удельного расхода топлива от относительной мощности ГД найдена по данным стендовых испытаний (см. табл. 4), построив график эмпирической кривой (рис. 5), теоретическую зависимость находим в виде полинома второй степени, параметры которого определены по методу наименьших квадратов:

$$g_e(\bar{N}) = 0,29\bar{N}^2 - 0,48\bar{N} + 0,4.$$

Средняя ошибка аппроксимации при этом составляет 1,19 %, что говорит о хорошем приближении.

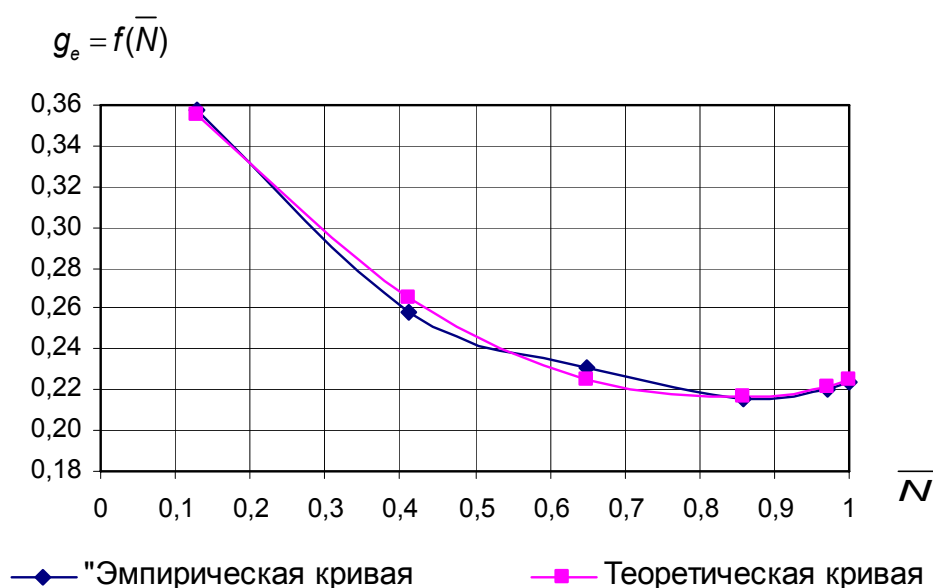


Рис. 5. Графики зависимости удельного расхода топлива от относительной мощности
Fig. 5. Curve of relative power dependence on specific fuel oil consumption for main engine

Условием минимума функции $g_e(\bar{N})$ являются равенство нулю ее производной. Решением уравнения $g'_e(\bar{N}) = 0,58\bar{N} - 0,48 = 0$ является $\bar{N} = 0,83$, а удельный расход топлива при этом $0,216$ кг/(кВт·ч) – это минимальное значение функции.

Если принять значение функции, описывающей удельный расход топлива, равным $0,22$ кг/(кВт·ч), т.е. $g_e(\bar{N}) = 0,22$, то область изменения предпочтительной относительной мощности \bar{N} ГД будет находиться в пределах от $0,7$ до $0,9$. Эффективная мощность при этом изменяется от 1802 до $2316,6$ кВт.

Следовательно, для ГД 5ДКРН 50/110-2 предпочтительная мощность в указанной области характеризуется минимальными значениями удельного расхода топлива от $0,216$ до $0,22$ кг/(кВт·ч).

Библиографический список

Маницын В.В., Музалевский Н.В. Определение индивидуальных технически обоснованных норм расхода ГСМ СЭУ танкера типа «Оханефть»: отчет о НИР (промежуточ.) / Дальрыбвтуз; рук. Маницын В.В. – № ГРО 01860044670. - Инв. № 0287.0016466. – Владивосток, 1986. – 82 с.

Сведения об авторах: Маницын Владимир Викторович, профессор;
Капран Людмила Кузьминична, доцент;
Старовойтова Зоя Павловна, доцент.