

ВІСНИК



ОДЕСЬКОГО
НАЦІОНАЛЬНОГО
МОРСЬКОГО
УНІВЕРСИТЕТУ

30

**ОБРАЩЕНИЕ РЕКТОРА
ОДЕССКОГО НАЦИОНАЛЬНОГО МОРСКОГО УНИВЕРСИТЕТА
К АВТОРАМ И ЧИТАТЕЛЯМ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОГО СБОРНИКА «ВІСНИК ОНМУ»**

Дорогие коллеги!

В 2010 году исполняется 80 лет с момента образования Одесского национального морского университета. Учитывая многочисленные пожелания наших читателей, ректорат и редколлегия объявляют период с октября 2010 года по октябрь 2011 года годом ОНМУ в университетском «Вестнике». Предлагается, не приостанавливая обычного процесса представления авторами статей по актуальным проблемам морехозяйственного комплекса, специально публиковать обобщающие научные материалы, в которых отражается основное содержание научных исследований и результаты, полученные в различные годы наиболее яркими представителями педагогического коллектива университета.

Несомненно, что публикации будут способствовать дальнейшему совершенствованию процесса обучения и воспитания студенческой молодежи.

**Ректор ОНМУ
докт. эконом. наук, профессор**

Морозова И.В.

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

Рассмотрены работы по расчету портовых причальных сооружений, выполненные в Одесском национальном морском университете.

Rozглянуто роботи за розрахунком портових причальних споруд, які виконано в Одеському національному морському університеті.

Works by calculation of the port berthing constructions, executed in the Odessa national sea university are considered.

Ключевые слова: *Причальные сооружения, давление грунта на стенку, система, Р.В.Лубенов, Ф.М.Шихиев, П.И.Яковлев.*

Как хорошо известно, религия свободно может пренебрегать законами причинности и поэтому отвечает на такие вопросы, которые не могут иметь научного решения, так, например, о сотворении мира, свободе воли, присутствии божественной силы и др. Вот почему религий может существовать множество, а наука только одна, как таблица умножения.

П.Л.Капица «Эксперимент, теория, практика»

Начало пятидесятих годов прошлого столетия. Страна еще не полностью оправилась от разрухи, вызванной войной. Но уже разрабатывались планы строительства новых и реконструкции существующих портов. Основными сооружениями любого порта являются причалы. Их надежное и экономичное строительство или реконструкция зависят от правильного учета совместного взаимодействия причальной стенки, окружающих ее грунта, воды и действующей нагрузки. Следовательно, причал должен рассматриваться как единая система, состоящая из перечисленных элементов. Расчет такой системы в те не так далекие времена был просто невозможен. Причина состояла в том, что не были разработаны достаточно точные, учитывающие реальные свойства материалов и грунтов, расчетные нелинейные модели причальных систем. Но самое главное состояло в том, что с помощью единственно существующей в те времена такой расчетной механизации, как арифмометр или логарифмическая линейка, было просто невозможно выполнить расчеты даже простейших упругих их представителей. Поэтому в качестве единственного элемента системы принималась только стенка, а взаимодействующие с ней остальные элементы заменялись нагрузками, т. е. взаимное влияние всех реально существующих элементов друг на друга в процессе деформирования не учитывалось.

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

Но в этом случае возникала новая существенная проблема, каким будет действительное давление грунтовой среды на стенку, от которого в основном и зависело ее напряженно-деформированное состояние. Решением этой актуальной проблемы занимались преподаватели и нашего Одесского института инженеров морского флота. В этой статье авторы остановились только на некоторых работах трех наиболее ярких их представителей, много сделавших в решении указанной проблемы. Это Ростислав Витальевич Лубенов, Фуад Максимович Шихиев и Петр Иванович Яковлев. Они в науке своими выполненными исследованиями подставили плечи другим, чтобы те, встав на них, смогли продолжить их дело по разработке более совершенных моделей и методов расчета портовых гидротехнических сооружений.

Ростислав Витальевич Лубенов родился в 1908 году в семье моряка.



С 1928 по 1932 годы учился в Одесском инженерно-строительном институте. После его окончания работал в ЧерноморНИИпроекте инженером, начальником отдела по проектированию портов и главным инженером. Ростислав Витальевич Лубенов – участник Великой Отечественной войны, он занимался инженерным обеспечением Черноморского флота.

После окончания войны Ростислав Витальевич назначается главным инженером Одесского порта. Под его руководством в 1945-1950 годах в порту были восстановлены 11 причалов, рей-

довый мол и волнолом, многие береговые здания и сооружения.

В 1951 году Ростислав Витальевич, обладая большим производственным опытом, перешел в Одесский институт инженеров морского флота на преподавательскую работу. В 1954 году он защитил кандидатскую диссертацию, затем был утвержден в звании доцента. В течение 1954-1957 гг. он возглавлял гидротехнический факультет (был отличным деканом), а в 1957-1965 гг. заведовал кафедрой «Водные пути и порты». Авторам статьи посчастливилось слушать лекции этого ученого и педагога и видеть, как он особенно загорался при изложении материала по причальным сооружениям.

В те времена, часто и в настоящее время, расчет причальных стенок выполнялся и выполняется графоаналитическим методом, предложенным в докторской диссертации инженера Г.Блюма, и опубликованным в переводе на русский язык во втором томе монографии Л. Бреннеке и Э. Ломейера [1]. В этом методе давление грунта на причальную стенку определялось по классической теории Кулона-Мора и не учитывалось ее перемещения при нагружении. Проведенные немногочисленные экспери-

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

менты показывали, что эта теория дает удовлетворительные результаты только для очень частного случая, когда поверхность грунта горизонтальная, задняя грань абсолютно жесткой стенки вертикальная и отсутствует трение грунта о стенку. В остальных случаях полученное из расчета давление грунта не соответствовало опытным данным и по этой причине рекомендовалось волевым образом уменьшать изгибающие моменты, возникающие в гибкой стенке, на 35 %-50 %, не изменяя глубину забивки стенки. Основной причиной такого расхождения считали неоправданно заложенные в расчетах приближенные и неточные методы теории предельного состояния. Такие утверждения нуждались в серьезной экспериментальной проверке.

В первых исследованиях [2, 3] Ростислав Витальевич поставил перед собой задачу определить напряжения в грунте на контакте с жесткой подпорной стенкой, когда на поверхности грунта действует различного вида нагрузка. Затем сравнить полученные экспериментальные данные с теоретическими результатами, определенными по различным используемым на практике методам. Для этой цели в лаборатории механики грунтов был построен стенд в виде стального каркаса со стенками из зеркального стекла, который заполнялся песком. Для определения напряжений и перемещений в грунте использовалась современная измерительная аппаратура. Для различных нагрузок было проведено 326 опытов.

Сравнения опытных и теоретических данных показали, что применяемый в инженерной практике метод расчета причалов гравитационного типа “на условную вертикаль” дает в общем случае неверные результаты. В 1947 г. министр морского флота СССР обязал ввести в расчетную практику министерства расчетные положения и теоретические формулы, предложенные проф. Г.А. Дуброва. Результаты проведенных опытов Ростиславом Витальевичем дали подтверждение выводам, к которым теоретически пришел проф. Г.А. Дуброва. В технической литературе рекомендовалось величину угла трения грунта о стенку принимать в пределах от половины до двух третей угла внутреннего трения грунта. Опыты Ростислава Витальевича показали, что лучшие совпадения теоретических результатов с экспериментами наблюдается при втором значении угла трения грунта о стенку. Другим неясным местом в проектной практике было определение угла, под которым распределяется давление от нагрузки, расположенной на некотором расстоянии от стенки. Считалось, что давление распространяется под углом внутреннего трения грунта φ и $45^{\circ} - \varphi$, либо по плоскостям, параллельным кулоновской плоскости обрушения. Проведенные опыты показали, что давление в грунте захватывает большие области, чем это предполагалось. Если условно считать, что области напряженного грунта ограничены плоскостью, то угол этой плоскости с горизонтом меньше угла φ , причем с увеличением интенсивности нагрузки этот угол уменьшается. Автор считает, что заложенные в классической теории допущения и условности вызывают расхождения между расчетными и опытными данными и рекомендует пользоваться в расчетах

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

только строгой теорией предельного равновесия сыпучей среды. Как показали последние исследования, эти пожелания автора не оправдались. Допущения этой бездеформационной теории также вызывали несоответствия теоретических результатов с экспериментальными данными.

Во второй статье приведены важные экспериментальные и теоретические исследования Ростислава Витальевича о влиянии действия полезной нагрузки на несущую способность причалов гравитационного типа. Наблюдения показывают, что чрезмерная нагрузка причалов приводит к их серьезным авариям, а недогрузка снижает пропускную способность порта. Автор выделяет три зоны, нагрузка которых различно влияет на несущую способность причала. К первой зоне относится прикордонная площадь, загрузка которой вызывает максимальное давление на стенку. Эта площадь простирается от кордона до границы кулоновской призмы обрушения. Загрузка этой площади не должна превышать расчетной величины нагрузки, так как она вызывает распор, составляющий 95% всего возникающего распора. Ко второй зоне относится площадь причала, загрузка которой оказывает давление примерно в 19-20 раз меньше, чем при нагружении ею первой зоны. Ее граница определяется плоскостью, проведенной от основания стенки под углом от 23° (для нагрузок большой интенсивности) до $28^{\circ}30'$ (для нагрузок меньшей интенсивности). Нагрузка в этой области может быть увеличена в 4-5 раз по сравнению с расчетной. Третья зона – это тыловая площадь причала, загрузка которой не оказывает заметного влияния на стенку. Но как влияют физико-механические свойства грунтов причала на величину его нагружения, осталось автором не исследованным. Следует также отметить, что в этой статье рассматриваются в первом приближении важные вопросы возникновения в грунтах причала остаточных напряжений и деформаций при их многократном нагружении.

В следующей опубликованной работе [4] были выполнены исследования по определению давления на неподвижную стенку от действия различной многократно прикладываемой нагрузки. Причина необходимости таких исследований в то время заключалась в следующем. Экспериментально не было надежно установлено распределение давления грунта по высоте вертикальной неподвижной стенки. В большинстве выполненных экспериментов рассматривали только давление грунта на стенку при отсутствии действующей нагрузки. Исследований при воздействии на грунт многократно прикладываемой нагрузки вообще не существовало.

Было проведено более 600 опытов, результаты которых позволили сформулировать следующие основные выводы. При изменении давления на стенку происходит непропорциональное взаимное изменение его величины и действующей нагрузки. После нагружения стенки временной нагрузкой и последующей ее разгрузкой существующее до нагружения давление не восстанавливается, а остается в 2,5 раза больше первоначального. При последующих многократных нагружениях и разгрузках макси-

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

мальное давление на стенку возрастает незначительно (в пределах 5-6 %) по сравнению с давлением при первом нагружении.

В других двух интересных статьях [5, 6] излагаются исследования Ростислава Витальевича и его ученика о влиянии смещения стенки и расположения нагрузки на напряженное состояние грунтового массива. В 116 опытах, проведенных в специальном лотке, исследовалось влияние естественных перемещений сооружения, возникающих от действия нагрузки, на величину бокового давления грунта и на характер его изменения по высоте сооружения. Основной вывод первой статьи состоит в следующем. Модель сооружения, на которую действует давление песка и расположенной на ней нагрузки, перемещается. При этом давление на стенку уменьшается на 15-25 % по сравнению с несмещаемой моделью, которое продолжается до достижения песком состояния предельного равновесия. При этом характер эпюры напряжений по высоте модели не изменяется. Было установлено, что под действием собственного веса грунта, расположенного за кулоновской призмой обрушения, происходит его разгрузка вблизи модели и это уменьшает боковое давление грунта на стенку. Далее, интенсивность горизонтального давления грунта в основании стенки меньше максимальной величины интенсивности, расположенной выше этой области. При увеличении нагрузки напряжения в основании стенки нарастают значительно медленнее, чем в зоне максимального давления. Поэтому с увеличением интенсивности полезной нагрузки точка приложения равнодействующей давления повышается.

Во второй статье ставились те же цели, что и в первой, но при повороте стенки вокруг верхней ее оси. В реальных условиях стенка испытывает сложные перемещения, которые зависят от многих факторов. Но исследования различных частных случаев перемещений позволяют приближениях оценить истинную картину напряженно-деформированного состояния грунта за стенкой. Основной вывод исследований заключается в следующем. Качественная картина изменения состояния грунта аналогична предыдущему случаю. Количественное изменение состоит в том, что равнодействующая бокового давления грунта находится значительно выше (0,55–0,6 высоты стенки), чем при поступательном ее смещении. Происходит возрастание напряжений в верхней части стенки, поэтому при анкерном закреплении ее в этом месте может быть увеличена несущая способность причального сооружения.

В течение 30-ти летней работы в ОИИМФе Ростислав Витальевич умело передавал свой производственный опыт и воспитал несколько поколений инженеров-гидротехников, педагогов и научных работников. Его лекции отличались тщательной методической разработкой и являлись обобщением результатов научных исследований и инженерной практики, неизменно увлекали и интересовывали студентов. Он обладал большим личным обаянием и был человеком высокой культуры.

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

Фуад Максимович Шихиев родился в 1913 году. В 1936 г. он успешно окончил гидротехнический факультет Ленинградского института водного транспорта и был направлен в Касптехфлот в город Баку, где работал инженером техотдела. Затем в 1945 г. работал главным инженером строительно-восстановительного участка в городе Таганроге, а в 1947 г. был назначен начальником гидротехнического участка по восстановлению сооружений Одесского порта и судоремонтного завода.



Имея за плечами большой опыт проектной и производственной работы, Ф.М. Шихиев в 1949 году поступил в аспирантуру ОИИМФа, и вся дальнейшая его деятельность до 1977 года была связана с этим институтом. Здесь он прошел путь от аспиранта до заведующего одной из ведущих кафедр «Водные пути и порты».

Авторам этой статьи, будучи студентами, очень посчастливилось учиться у этого прекрасного человека, а затем повышать знания по его научным работам.

Круг научных интересов Ф.М. Шихиева был весьма широк и охватывал крупные проблемы морской гидротехники, механики грунтов, фундаментостроения и гидравлики. Он опубликовал свыше 150 научных трудов, в том числе 6 учебников, 10 учебных пособий, которые перечислены в статье о научной деятельности Фуада Максимовича [7]. Его доклады и сообщения публиковались в трудах международного конгресса по механике грунтов и фундаментостроению и Всемирной конференции по сейсмостойкости сооружений. Он является членом Национальной Ассоциации по механике грунтов и фундаментостроению, членом Научно-технического совета ММФ.

Наиболее существенной научной его работой, на наш взгляд, было создание оригинальной кинематической теории давления грунта на жесткие и гибкие подпорные сооружения. Это фундаментальное исследование получило широкое признание и высокую оценку научной общественности. Ее основные положения изложены в работе [8] и учебнике [9]. Рассмотрим, в чем суть этой теории.

Во времена ее создания в области исследования давления грунта на подпорные сооружения главенствующее положение занимала теория предельного напряженного состояния. Казалось, что использование в расчетах ее точной довольно сложной модели приведет к хорошим результатам. Но эксперименты, проведенные в СССР и за рубежом, не подтвер-

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

ждали этих оптимистических утверждений. Они показывали, что классическая теория давления грунта неприменима для расчета гибких стенок. Глубина забивки тонких стенок почти всегда оказывалась преувеличена. Анкерные усилия в действительности были меньше расчетных данных примерно на 20 %, а изгибающие моменты в стенках по сравнению с расчетами значительно увеличены (до трех раз). Дело в том, что в основу этой теории в свою очередь были заложены довольно серьезные допущения. Это отсутствие связи между напряжениями и деформациями, неестественный переход всей исследуемой грунтовой среды одновременно в предельное недеформируемое состояние и пренебрежение очень важными физико-механическими свойствами грунтовой среды. Дополнительная гипотеза, также введенная при расчете подпорных сооружений и состоящая в том, что существует поверхность, по которой происходит одновременное смещение двух абсолютно жестких частей грунтового массива, также не подтверждалась опытными данными.

Экспериментами было установлено, что в грунтах при сдвиговых деформациях происходит изменение объема. Для учитывания этого фактора Фуад Максимович стал использовать новую характеристику грунта – угол сдвига, определяемый на приборе объемного сдвига. Это позволило ему применять в расчетах новый параметр грунта – предельное значение угла сдвига, обуславливающего начало пластических деформаций. Опытные данные, представленные графиками сопротивления грунта сдвигу в зависимости от этого угла сдвига, можно было с достаточной точностью изображать идеальной диаграммой Прандтля. Следовательно, предельное состояние для различных грунтов достигается при определенном значении угла сдвига и его можно считать одной из основных их характеристик. На специально сконструированном автором приборе были определены для некоторых грунтов значения этого угла сдвига, и было отмечено, что он обладает при постоянной нагрузке устойчивым постоянным значением для данного типа грунта.

Затем на основании несущественных допущений, подтвержденных опытными данными, была установлена связь между деформацией стенки и сдвигами в грунте и определены зоны напряженных состояний в засыпке. В конечном итоге были получены дифференциальные уравнения распределения давления засыпки в переходной и активной зоне. Они существенно усложнялись для граничных условий реальных сооружений, а для неоднородных грунтов также увеличивалось их количество. Поэтому для их решения автором был разработан графоаналитический метод последовательных приближений. Полученные решения подтверждены опытными данными на больших моделях. Проведенные расчеты показали, что уменьшение изгибающих моментов в тонких стенках происходит не только при перераспределении давления на них засыпки, но и от общего его уменьшения, а увеличение давления грунта на стенку в области крепления анкера не вызывает в нем существенного возрастания усилия.

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

В заключение отметим, что разработанная Фуадом Максимовичем кинематическая теория давления грунта, безусловно, в то время являлась прорывом в теории расчета гибких подпорных сооружений, но ее сложность и недостаточно разработанная методика определения предельного угла сдвига грунтов сдерживали ее использование в расчетной практике. В настоящее время разработаны новые более совершенные расчетные модели причальных сооружений и программные комплексы их реализации на ЭВМ. Модель профессора Шихиева является существенным этапом в их появлении, ее можно считать одним из первых мостиков перехода от классических моделей, базирующихся на теории предельного напряженного состояния, к современным деформационным упругопластическим моделям.

Здесь мы не будем останавливаться на других многочисленных работах Фуада Максимовича, они перечислены в журнале [7]. Только отметим, что его исследования по нагрузкам, действующим на причальные сооружения, по укреплению грунтов за стенками и по разработке новых конструкций портовых сооружений, заслуживают и в настоящее время особого внимания научных работников и применения при строительстве новых и реконструкции существующих морских сооружений.

Петр Иванович Яковлев родился в 1929 году. Всю свою трудовую



жизнь он посвятил строительству, подготовке инженерных кадров и науке. После окончания в 1951 г. гидротехнического факультета Одесского института инженеров морского флота он в течение шести лет работал на строительстве Углегорского порта (Сахалинская обл.), где прошел путь от инженера до директора строящегося предприятия порта.

Дальнейшая деятельность Петра Ивановича связана с Одесским национальным морским университетом, где более 45 лет он проработал ассистентом, доцентом, профессором, деканом, а с 1977 по 2000 г. заведующим ведущей кафедрой «Морские и речные порты, водные пути и их техническая эксплуатация».

В созвездии Большой Медведицы с координатами Ursa Major 9h 12,5m 49.2 degrees 180296 есть звезда, названная “Профессор Петр Иванович Яковлев”.

Характерная черта Петра Ивановича – стремление к инженерным методам решения задач механики грунтов, портовых сооружений и доведение этих решений до практического использования. Его кандидатская диссертация (1964г.) посвящена исследованию способов уменьшения

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

давления грунта на подпорные стенки и причальные сооружения, а докторская (1981г.) методам расчета гидротехнических сооружений на основе технической теории предельного напряженного состояния грунтовой среды. Результаты его исследований по расчету устойчивости гидротехнических сооружений и несущей способности оснований вошли в три СНиПа. Он принимал участие в работе международных конгрессов по механике грунтов в Москве, Токио, Сан-Франциско, Рио-де-Жанейро, Дели и многих международных конференций, в трудах которых опубликованы его статьи. П.И. Яковлев – автор более чем 280 научных публикаций, в том числе 30 на английском языке, 10 изобретений, 12 справочников и брошюр, 7 учебников, а также 8 монографий. Он считал себя учеником двух ученых: Ростислава Витальевича Лубенова (его научный руководитель по кандидатской диссертации) и Сергея Сергеевича Голушкевича, хотя с последним ни разу не встречался.

Основными направлениями научной деятельности П.И. Яковлева явились боковое давление грунта на сооружения, несущая способность оснований, работа морских гидротехнических сооружений в сложных условиях. Большое внимание он уделял экспериментальным исследованиям, также при сложных случаях взаимодействия сооружений с грунтом.

Трудно в одной статье описать все сделанное Петром Ивановичем в морской гидротехнике. На наш взгляд, основные его исследования в этом направлении сосредоточены в следующих трех монографиях [10, 11, 12]. Начало и последующие годы научной деятельности Петра Ивановича совпали с господством классической теории Кулона и теории предельного напряженного состояния, которые использовались для разработки различных моделей грунтовой среды. Эксперименты показали, что классическая теория очень часто не подтверждается опытными данными. Применение же точных довольно сложных уравнений теории предельного напряженного состояния в постановке В.В. Соколовского [13] и С.С. Голушкевича [14] вызывает значительные трудности, и поэтому требуются их различные упрощения. Одной из таких удачно приближенных работ была наиболее точная и наиболее простая в расчетах техническая теория предельного напряженного состояния, созданная Петром Ивановичем [15]. Ее можно рассматривать как базу, на основе которой можно определять решения многих прочностных задач взаимодействия сооружений с грунтовой средой.

Данная теория разработана при действии статических нагрузок и при сейсмических воздействиях. Она является дальнейшим развитием теории и методов решения С.С. Голушкевича и имеет практическую инженерную направленность. Ее результаты были проверены многочисленными опытными данными, полученными автором и многими научными учреждениями. Одной из главных своих задач Петр Иванович считал разработку общей теории давления грунтовой среды на гладкие и шероховатые подпорные сооружения с учетом их смещений. Им также решались важные практические задачи при использовании слоистых и связанных

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

сред, армирования грунта, изломе свободной поверхности грунтового массива, сложных граничных условиях, для разрывных функций действующих нагрузок, для расчета устойчивости заглубленных сооружений с наклонной подошвой при наклонной поверхности грунта перед наклонным сооружением и для других принципиальных проблем. Для всех рассматриваемых случаев на основании технической теории в замкнутом виде в интегральной форме и в форме безразмерных коэффициентов, облегчающих выполнение расчетов, с учетом и без учета сейсмических воздействий получены решения перечисленных задач. Для многих из них разработаны программы для ЭВМ, составлены расчетные таблицы и графики.

Петром Ивановичем выполнены экспериментальные и теоретические исследования разгружающих плит, а также нового предложенного весьма эффективного способа облегчения стенок с помощью разгружающих балочных систем. Им разработан инженерный графоаналитический способ расчета откосов самого сложного очертания, позволяющий учесть сцепление грунта и сейсмические воздействия. Даны рекомендации по применению метода расчета для случаев заглубленной, возвышающейся, наклонной или комбинированной каменной постели.

Здесь перечислена только часть того, что сделал в науке этот очень работоспособный и прекрасный человек. Более полное научное наследие Петра Ивановича изложено в его очень интересной работе [11] и последней монографии [12]. Мы никогда не забудем минут и часов общения с этим крупным ученым, удивительным человеком и другом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бреннеке Л., Ломейер Э. *Основания и фундаменты*. Т. 2. – М.-Л.: Госстройиздат, 1933. – 255 с.
2. Лубенов Р.В. *Результаты экспериментальной проверки некоторых теоретических положений по определению распорного давления грунта на подпорную стенку* // Научные труды ОИИМФа. – Вып. XIII. – 1957. – С. 206-225.
3. Лубенов Р.В. *Влияние величины, места расположения и времени действия полезной нагрузки на несущую способность причалов гравитационного типа и их пропускную способность* // Научн. труды ОИИМФа. Вып. XIII. – 1957. – С. 226-234.
4. Лубенов Р.В., Яковлев П.И. *Исследование давления грунта с равномерно распределенной нагрузкой на неподвижную стенку* // Гидротехника. – Вып. 2. – 1962. – С. 46-53.
5. Лубенов Р.В., Яковлев П.И. *Влияние поступательного перемещения вертикальной стенки на величину распорного давления грунта и на его напряженное состояние* // Гидротехника. – Вып. 3. – 1964. – С. 5-22.

УЧИТЕЛЯ И ДРУЗЬЯ

6. Лубенов Р.В. Давление грунта на вертикальную стенку при повороте ее вокруг верхней оси. Напряжения в массе грунта // *Гидротехника.* – Вып. 3. – 1964. – С. 86-96.
7. О научной деятельности профессора Ф.М. Шихиева // *Морские порты.* – Вып.11. – 1978. – С. 116-122.
8. Шихиев Ф.М. Новый метод расчета заанкерных больверков // *Научн. труды. Гидротехника.* – Вып. XX. – 1959. – С. 15-32.
9. Брюм А.И., Воронов П.А., Гинсбарг Р.И., Кутейников А.Н., Федоров А.Т., Шаповалов П.Б., Шихиев Ф.М. *Морские порты и портовые сооружения.* – М.: Морской транспорт, 1959.
10. Яковлев П.И. *Устойчивость транспортных гидротехнических сооружений.* – М.: Транспорт, 1986. – 191 с.
11. Яковлев П.И., Бибичков А.Г., Бибичков А.А. *Взаимодействие сооружений с грунтом.* – М.: Недра, 1997. – 464 с.
12. Яковлев П.И. *Предельное состояние по С.С. Голушкевичу и техническая теория предельного напряженного состояния грунтовой среды.* – Одесса: Астропринт, 2008. – 230 с.
13. Соколовский В.В. *Статика сыпучей среды.* – М.: Физматгиз, 1960. – 243 с.
14. Голушкевич С.С. *Статика предельных состояний грунтовых масс.* – М.: ГИТТЛ, 1957. – 288 с.
15. Яковлев П.И. *Инженерные методы расчета взаимодействия гидротехнического сооружения с грунтом на основе технической теории предельного напряженного состояния.* – М.: Мортехинформреклама, 1986. – 50 с.

Надійшла 15.09.10

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ

Приведены результаты систематических расчетов волнового демпфирования, а также возмущающих силы и момента, действующих на судно, идущее по мелководному фарватеру на регулярном волнении.

Наведено результати систематичних розрахунків гідродинамічних сил хвильового демпфування, вертикальних збурюючих сил та моментів, які діють на судно в мілководному фарватері на регулярному хвилюванні.

The results are given for hydrodynamic forces of wave damping, vertical wave force and moments for longitudinal motions. The vessel is going in shallow water under waves.

Ключевые слова: продольная качка, излучение, дифракция, демпфирование, потенциал скоростей, значительное мелководье.

В [1] с помощью метода сращиваемых асимптотических разложений найден потенциал скоростей

$$\Phi(x, y, z, t) = \operatorname{Re}[\Phi_c(x, y, z) - i\Phi_s(x, y, z)]e^{i\sigma t}$$

движения жидкости, возмущенного продольной качкой судна, идущего по мелководью глубиной H на регулярном волнении малой амплитуды. Качка рассматривается в рамках математической модели удлиненного судна [2], мелководье считается «значительным», когда $\frac{H}{T} = 1 + o(\varepsilon)$, $\varepsilon \ll 1$,

T – осадка судна.

Полностью сохраняя обозначения статьи [1], рассмотрим потенциал скоростей жидкости, являющийся решением задачи излучения

$$\Phi_0(x, y) = -\frac{i}{2\pi} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \exp[-ipF_h(x - \xi)] f(\xi) H_0^{(1)}\left(p\sqrt{(x - \xi)^2 + (1 - F_h^2)y^2}\right) d\xi, \quad (1)$$

$$k^* = \frac{\sigma}{\sqrt{gH}}, F_h = \frac{V}{\sqrt{gH}}, p = \frac{k^*}{1 - F_h^2}, \pi = \sqrt{1 - F_h^2}. \quad (2)$$

Функция $f(x)$ получается в результате сращивания решения краевых задач на внутренней и внешней границах внешней и внутренней зон. В [1] эта функция была определена в виде:

– для продольно-горизонтальных колебаний $f_1(x) = \frac{1}{2H} \frac{dS(x)}{dx}$,

– для вертикальных колебаний $f_3(x) = \frac{1}{2H} B(x)$,

– для килевых колебаний $f_5(x) = -\frac{x}{2H} B(x)$.

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ

В этих выражениях $S(x)$ – строевая по шпангоутам, $B(x)$ – ширина судна на действующей ватерлинии.

Специальные исследования показали, что функцию $f(x) = \frac{B(x)}{2H}$ можно уточнить. Было использовано асимптотическое представление нормальной производной потенциала излучения вблизи внутренней границы внешней области и в связи с постоянством расхода жидкости $Q_j(x)$ в поперечной плоскости (y, z) найдено [2], что

$$\begin{aligned} Q_j(x) &= \int_0^{B/2} \exp[-\kappa \zeta_0(t)] \cos(N\zeta) \frac{dS}{dt} dt = \\ &= \int_0^{B/2} \exp[-\kappa \zeta_0(t)] \frac{\sqrt{1 + [\zeta'_0(t)]^2}}{\sqrt{1 + [\zeta'_0(t)]^2}} dt = \\ &= \int_0^{B/2} \left[1 - \kappa \zeta_0(t) + \frac{\kappa^2 \zeta_0^2(t)}{2} - \frac{\kappa^3 \zeta_0^3(t)}{6} + \dots \right] dt = \\ &= \frac{1}{2} B(x) + \frac{1}{2} S(x) \kappa + \frac{1}{2} \kappa^2 M(x). \end{aligned}$$

Здесь $M(x)$ – статический момент площади погруженной части шпангоута.

Таким образом

$$\tilde{f}_3(x) = \frac{B(x)}{2H} (1 - \kappa \beta + \kappa^2 \beta \cdot \bar{z}_c), \quad \tilde{f}_5(x) = -x \frac{B(x)}{2H} (1 - \kappa \beta + \kappa^2 \beta \cdot \bar{z}_c), \quad (3)$$

где $\beta = \frac{S(x)}{B(x) \cdot T(x)}$, $\bar{z}_c = \frac{z_c}{T(x)}$, z_c – центр тяжести шпангоута.

Определим величину волнового демпфирования μ_{ij} ($i = 1, 3, 5; j = 1, 3, 5$) при продольной качке идущего со скоростью V судна. Из соотношений М.Д. Хаскинда-Дж.Ньюмана [2] следует

$$\begin{aligned} \mu_{kj} &= \delta \cdot N_{kj}, \quad \delta = \begin{cases} 1 & \text{при } k \neq j, \\ 2 & \text{при } k = j \end{cases}, \\ N_{kj} &= -\rho \iint_{S_\infty} \frac{\partial \Phi_k}{\partial t} \frac{\partial \Phi_j}{\partial r} dS - \rho \frac{V}{g} \iint_{C_\infty} \frac{\partial \Phi_k}{\partial t} \left(\frac{\partial \Phi_j}{\partial t} - V \frac{\partial \Phi_j}{\partial x} \right) dy. \quad (4) \end{aligned}$$

**ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ
СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

Здесь S_∞ – боковая поверхность цилиндра бесконечного радиуса, а C_∞ – окружность, по которой свободная поверхность $z = 0$ пересекает поверхность S_∞ . Двойная черта над подынтегральными функциями обозначает операцию осреднения по времени. В соответствии с формулой М.Д. Хаскинда [4]

$$\overline{\overline{UV}}_{cp} = \frac{1}{2} \operatorname{Re}(U_0 \overline{V_0}),$$

где U_0, V_0 – амплитуды функций U, V .

Первое и второе слагаемые получены в виде

$$\begin{aligned} N_{kj} = & \frac{\rho H \sigma}{4\pi \mathfrak{K}^2} \int_0^{2\pi} (1 + F \cos \gamma) (I_k^c I_j^c + I_k^s I_j^s) d\gamma - \\ & - \frac{\rho V}{4\mathfrak{K}^2 \pi p g} \int_0^{2\pi} (\sigma^2 \cos \gamma + \sigma V \rho \cos^2 \gamma + \sigma V \rho F \cos^3 \gamma) \cdot \\ & (I_k^c I_j^c + I_k^s I_j^s) \cos \gamma d\gamma \end{aligned} \quad (5)$$

$$\text{где } I_k^c = \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \cos(p\xi \cos \gamma) \tilde{f}_k(\xi) d\xi, \quad I_k^s = \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \sin(p\xi \cos \gamma) \tilde{f}_k(\xi) d\xi. \quad (6)$$

В подынтегральной функции представим

$$I_k^c I_j^c + I_k^s I_j^s = \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \cos[p(x-\xi) \cos \gamma] \cdot \tilde{f}_k(x) \tilde{f}_j(\xi) dx d\xi \quad (7)$$

$$I_0(a) = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \cos(a \cos \theta) d\theta, \quad \int_0^{2\pi} \cos(a \cos \theta) d\theta = 0. \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \cos^2 \theta \cos(a \cos \theta) d\theta &= \frac{1}{2} (I_0 - I_2); \\ \int_0^{2\pi} \cos^3 \theta \cos(a \cos \theta) d\theta &= 0. \end{aligned}$$

**ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ
СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

Подставляя (8) и (7) в (5), (6), находим

$$\begin{aligned}
 N_{kj} = & \rho \frac{H\sigma}{2\kappa^2} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} I_0(p(x-\xi)) \cdot \tilde{f}_k(x) \tilde{f}_j(\xi) dx d\xi - \\
 & - \rho \frac{V^2\sigma}{4g\kappa^2} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} [I_0(p(x-\xi)) - I_2(p(x-\xi))] \cdot \tilde{f}_k(x) \tilde{f}_j(\xi) dx d\xi
 \end{aligned} \tag{9}$$

Перейдем к определению возмущающих сил и момента. Для этого используем классический путь определения гидродинамических сил. Определим гидродинамические давления на корпусе судна, индуцируемые этими силами и проинтегрируем соответствующие проекции этих давлений по смоченной поверхности корпуса. Для определения дифракционного потенциала можно применить приближенный прием, учитывающий, что краевая задача для дифракционного потенциала аналогична по структуре краевой задаче излучения с той лишь разницей, что граничное условие на корпусе

$$\frac{\partial}{\partial N} \Phi(x, y, z) = f(x, z), \quad (x, y, z) \in S_0$$

изменяется на следующее условие:

$$\frac{\partial}{\partial N} \Phi_d(x, y, z) = -\frac{\partial}{\partial N} \Phi_0(x, y, z), \quad (x, y, z) \in S_0. \tag{10}$$

Здесь $\Phi_0(x, y, z)$ – потенциал набегающего волнения.

Проводя в отношении граничного условия (10) для дифракционного потенциала при вертикальных колебаниях те же преобразования, которые были проведены выше для потенциала излучения при вертикальных колебаниях, получим, что

$$\tilde{f}_3(x) = \frac{B(x)}{2H} (1 - \kappa\beta + \kappa^2\beta \cdot \bar{z}_c). \tag{11}$$

Аналогичные результаты найдены для двух остальных видов колебаний.

Таким образом, потенциал Φ_{d3} получили в виде

$$\begin{aligned}
 \Phi_{dj}(x, y) = & \frac{gr_b}{2\kappa\sqrt{gH}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \exp\left\{-ik\left[\xi \cos\beta + \frac{1}{2}B(\xi)\chi(\xi)\sin\beta\right]\right\} \tilde{f}_j(\xi) \cdot \\
 & \cdot \exp[-ipF_h(x-\xi)] H_0^{(1)}\left(p\sqrt{(x-\xi)^2 + (1-F_h^2)y^2}\right) d\xi.
 \end{aligned} \tag{12}$$

**ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ
СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

По традиции и для удобства вычисления выделим отдельно главную и дифракционную части возмущающей силы (момента).

Проинтегрируем по контуру гидродинамические давления на корпусе

$$X_j = \int_S p \cos(n, z) dS = \int_{-L/2}^{L/2} p \int_0^H \cos(n, z) dl = \int_{-L/2}^{L/2} p B(x) dx. \quad (13)$$

Из формулы Бернулли следует, что

$$p = -\rho \frac{\partial}{\partial t} \Phi(x, y, z; t) = -\rho \sigma \Phi(x, y, z). \quad (14)$$

Поэтому, разложив гидродинамическую возмущающую силу на косинусную и синусную составляющие, формулу (13) представим в виде

$$X_j^c = - \int_{-L/2}^{L/2} \rho \sigma \cdot \Phi_s(x) \cdot B(x) dx; \quad X_j^s = - \int_{-L/2}^{L/2} \rho \sigma \cdot \Phi_c(x) \cdot B(x) dx. \quad (15)$$

Для определения дифракционной части необходимо подставить в формулы (15) косинусную и синусную части дифракционного потенциала (12)

$$\begin{aligned} \hat{O}_{d3}^c(x, 0) &= \frac{gr_b}{4\alpha H \sqrt{gH}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \left\{ \left[\cos[pF_h(x-\xi)] \cos \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] - \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - \sin[pF_h(x-\xi)] \sin \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] \right] J_0(p|x-\xi|) + \right. \\ &\quad \left. + \left[\sin[pF_h(x-\xi)] \cos \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] + \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \cos[pF_h(x-\xi)] \sin \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] \right] N_0(p|x-\xi|) \right\} B(\xi) d\xi \\ \hat{O}_{d3}^s(x, 0) &= \frac{gr_b}{4\alpha H \sqrt{gH}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \left\{ \left[\sin[pF_h(x-\xi)] \cos \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] + \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \cos[pF_h(x-\xi)] \sin \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] \right] J_0(p|x-\xi|) - \right. \\ &\quad \left. - \left[\cos[pF_h(x-\xi)] \cos \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] - \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - \sin[pF_h(x-\xi)] \sin \left[\kappa \left(\xi \cos \beta + \frac{1}{2} B(\xi) \chi(\xi) \sin \beta \right) \right] \right] N_0(p|x-\xi|) \right\} B(\xi) d\xi \end{aligned}$$

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ

Для определения главной части возмущающих сил введем в формулы (15) потенциал набегающего волнения на мелководье. Амплитуда потенциала представлена уравнением [4]

$$\Phi_b = i \frac{gr_b}{\omega} \exp[-ikr \cos(\beta - \gamma)]$$

или

$$\Phi_b = i \frac{gr_b}{\omega} \exp[-ik(x \cos \beta + y \sin \beta)].$$

Синусная и косинусная части этого потенциала получены в виде

$$\Phi_c = \frac{gr_b}{\omega} \sin(kx \cos \beta), \quad \Phi_s = \frac{gr_b}{\omega} \cos(kx \cos \beta). \quad (16)$$

Подставляя (16) в (15), находим главную часть возмущающих сил (косинусную и синусную части соответственно).

Описанный алгоритм расчета ГДХ качки, реализован в виде программы на языке Java и готов к регулярному использованию. С целью демонстрации эффективности полученных решений выполнены систематические расчеты ГДХ продольной качки судов серии 60 при различных скоростях хода, длинах набегающих волн и глубинах фарватера.

Корпуса серии 60 взяты для расчета по следующим причинам. Во-первых, представление ординат корпуса в виде ряда обеспечивает плавность смоченной поверхности корпуса для использования в ЭВМ. К сожалению, никакое другое численное представление не позволяет добиться столь высокой гладкости корпуса. Отсутствие гладкости корпуса приводит зачастую к необходимости преодоления серьезных вычислительных трудностей. Кроме того, корпуса 60-ой серии часто соответствуют формам корпусов среднего тоннажа, широко используемым в мировом судоходстве.

Ниже представлены графики (рис.) зависимостей от относительной

частоты $\nu = \sigma \sqrt{\frac{L}{g}}$ безразмерных амплитуд вертикальной возмущающей силы $\bar{X}_3 = \frac{|X_3|}{\mu_0 S}$ и дифференцирующего момента $\bar{X}_5 = \frac{|X_5|}{\mu_0 SL}$, а также

безразмерных коэффициентов демпфирования $\bar{\mu}_{pj} = \mu_{pj} \frac{\sqrt{gL}}{\Delta(L)^{(p+j-6)/2}}$. В

последней формуле Δ – весовое водоизмещение судна. Курсовой угол набегающего волнения принят равным 180° (встречное волнение), относительные глубины фарватера 1,1 и 1,3.

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ

Первые три кривые соответствуют различным скоростям хода $F_h = 0, F_h = 0,4, F_h = 0,8$. Четвертая кривая с пометкой «Ю.Л.Воробьев» – это результаты расчетов без хода, полученные ранее по полной асимптотической теории Ю.Л. Воробьева [2], но без учета хода судна ($F_h = 0$). По горизонтальной оси отложены относительные частоты, а по вертикальной – безразмерные ГДХ качки.

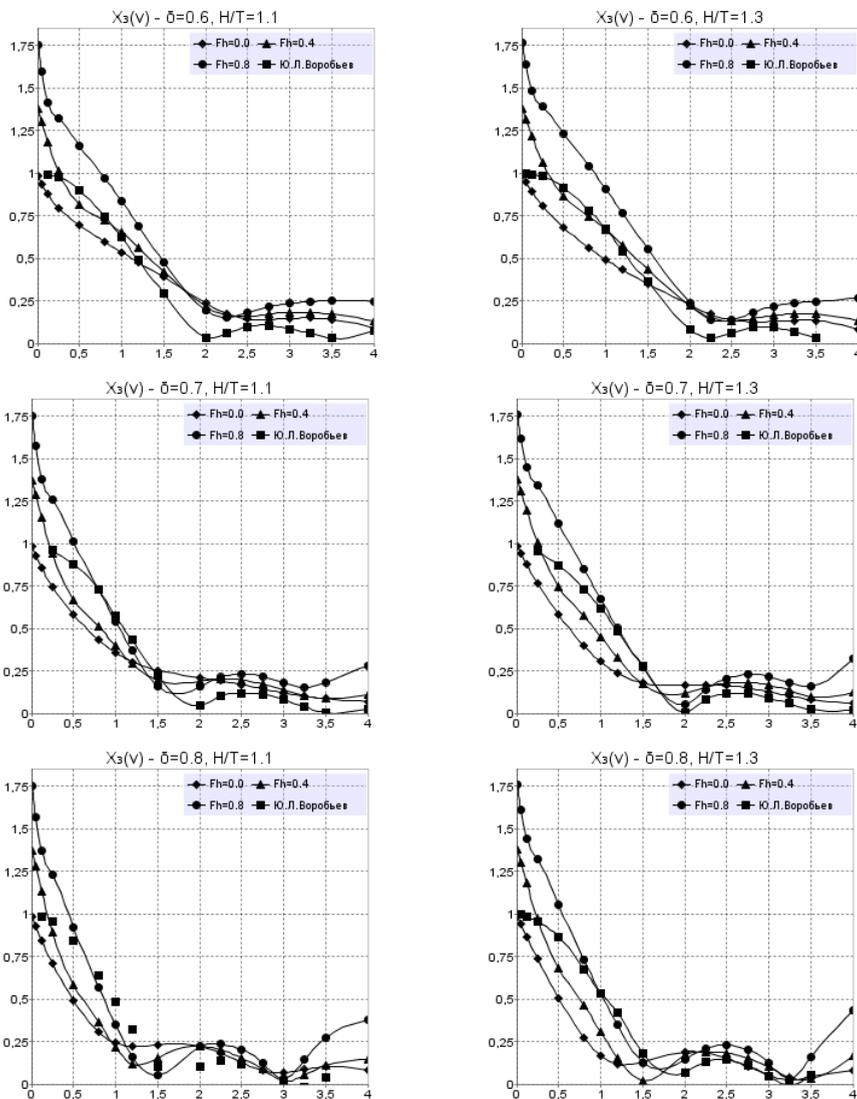
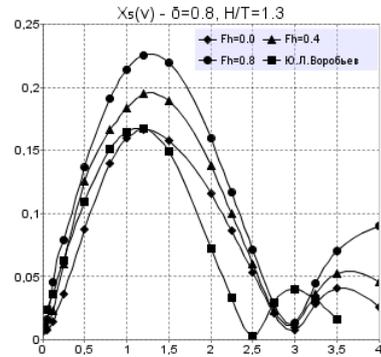
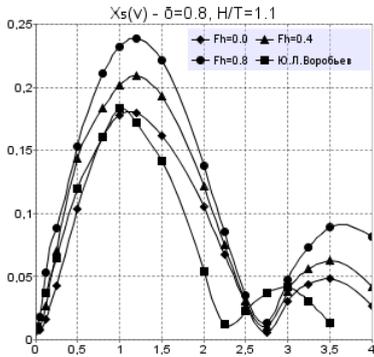
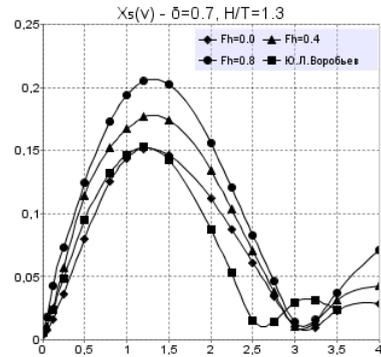
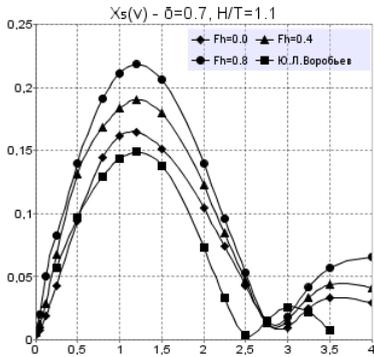
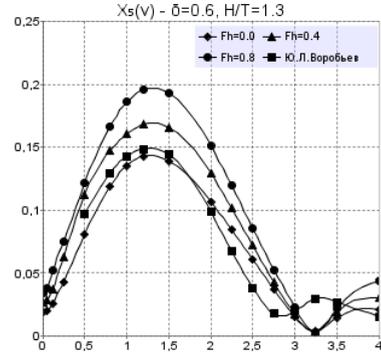
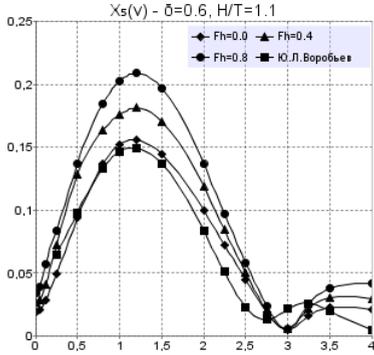


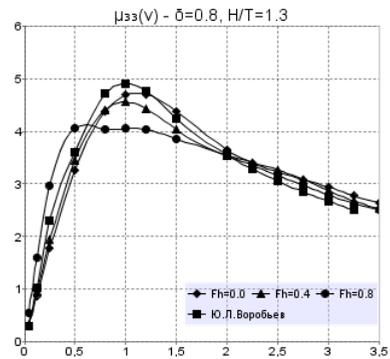
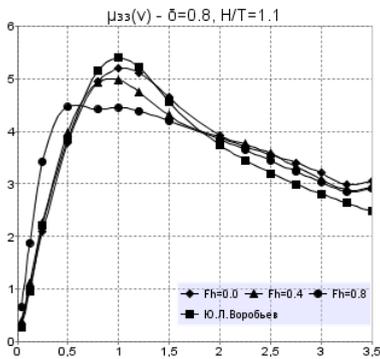
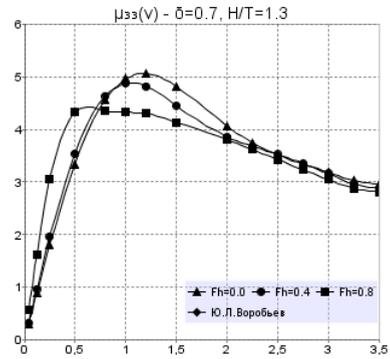
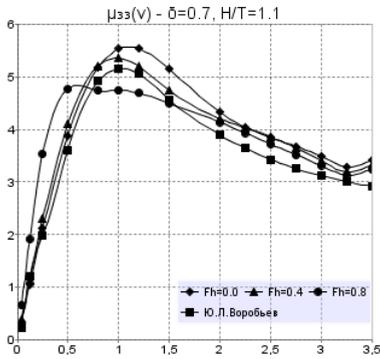
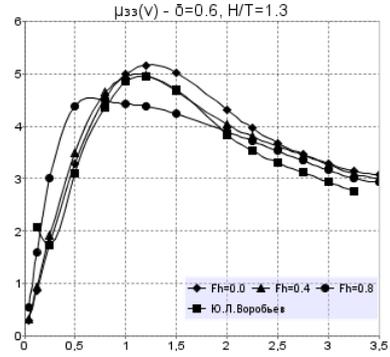
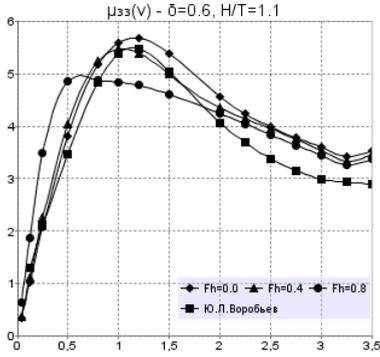
Рис.

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ



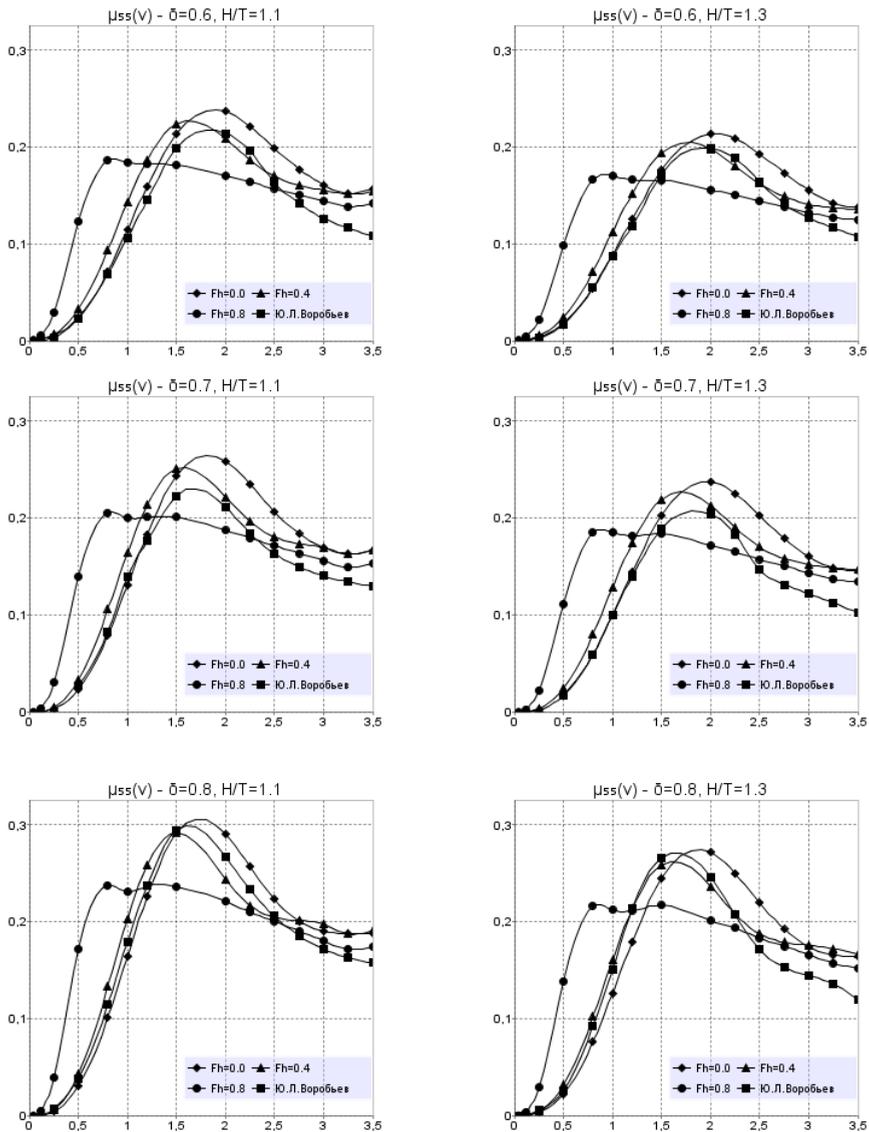
Продолжение рис.

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ



Продолжение рис.

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ



Продолжение рис.

Вывод: приведенные расчетные результаты убедительно демонстрируют эффективность использования концепции удлиненного судна на значительном мелководье для расчета ГДХ его качки. Применение метода САР для решения задач гидродинамической теории в условиях значительного мелководья открывают новые перспективы развития гидродинамической теории.

**ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ СИЛЫ ПРИ ПРОДОЛЬНОЙ КАЧКЕ
СУДНА, ДВИЖУЩЕГОСЯ ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

ЛИТЕРАТУРА

1. Костров И.С., Гидродинамика продольной качки судна, движущегося на значительном мелководье/ Вісник ОНМУ. – № 27. – 200 . – С.49-59.
2. Воробьев Ю.Л. Гидродинамика судна в стесненном фарватере. – СПб.: Судостроение. 1992. – 224 с.
3. Newman J.N. The damping and wave resistance of a pitching and heaving ship// Journal of Ship Research. – 1959. – Vol.3. – № 1. P.1-19.
4. Хаскинс М.Д. Гидродинамическая теория качки корабля. – М.: Наука, 1973. – 327с.

Надійшла 28.06.10

РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ

Поставлены и решены две гидродинамические задачи об определении условия некасания дна фарватера корпусом судна при его движении в условиях волнения на значительном мелководье, когда глубина H не намного превышает осадку судна T , т.е. $H/T = 1 + O(\epsilon)$, $\epsilon \ll 1$. Первая задача решена на базе использования классической теории потенциала, для разработки второй задачи применен формализм метода сращиваемых асимптотических разложений. Используются теоретико-вероятностные подходы.

Одержано рішення двох гідродинамічних проблем щодо можливих контактів корпусу та дна фарватеру під час ходу судна на значному мелководді в умовах хвилювання. Одну задачу вирішено за умови ходу судна на тихій воді, друга – на хвилюванні без урахування динамічної посадки судна. Рішення першої задачі отримано методами класичної теорії потенціалу, другої – використанням методу зрощування асимптотичних розкладань. Використовуються також елементи теорії ймовірності.

The two problems of avoiding the navigation contact of a hull with a bottom for ship propagating in the waves along the shallow water are studied. The shallowness is taken significant, so the water depth H is a bit bigger than the ship draft T , $H/T = 1 + O(\epsilon)$, $\epsilon \ll 1$. One problem is treated using the classical potential theory, another one – on the base of asymptotically matched expansion. The elements of the probability theory are used.

Ключевые слова: *запас воды под килем, ходовые просадка и дифферент судна.*

Большую долю ходового времени морские суда проводят в условиях значительного мелководья, когда глубина фарватера мало отличается от осадки судна. Это обстоятельство обуславливает высокие требования к точности определения вертикальных перемещений корпуса судна, которое движется по мелководью на волнении. Эти вертикальные перемещения принято условно делить на две независимые группы. Первая группа содержит вертикальные перемещения корпуса, определяемые посадкой и ходовым дифферентом судна на тихой воде, вторая группа – вертикальные перемещения корпуса, вызванные качкой на волнении.

Такое разделение имеет один принципиальный недостаток, поскольку сегодня первая группа запасов определяется в предположении того, что движение судна на тихой воде по фарватеру постоянной глубины – это детерминистичный динамический процесс, а движение судна на нерегулярном волнении – это стохастический динамический процесс. Суммирование перемещений, определенных в разных с вероятностной

РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ

точки зрения физических процессах, требуют, вообще говоря, специального обоснования. Сегодня используют простейший выход – суммирование соответствующих максимальных характеристик при движении на тихой воде и на волнении.

Современный метод расчета динамической посадки судна, движущегося по мелководью, приведен в работах [1, 2].

Детальные исследования вертикальных погружений корпуса судна, идущего по мелководному фарватеру при различных углах встречи судна с набегающим регулярным волнением показало, что для любых волновых режимов и умеренных скоростей хода максимальные погружения испытывают точки корпуса, лежащие на носовом, либо кормовом перпендикулярах (что больше).

В настоящей работе обсуждается упрощенная методика определения максимальных перемещений оконечностей судна, идущего по мелководному фарватеру на нерегулярном волнении фиксированной бальности и направления.

В условиях нормальной эксплуатации наибольшую из осадок носом T_H и T_K имеет осадка кормой T_K . Вертикальные перемещения этой точки корпуса судна не должны превышать величины

$$H = H_0 - T_k - \delta, \quad (1)$$

где H_0 – глубина фарватера, δ – ходовая просадка кормового шпангоута при ходе на тихой воде (сумма просадки судна и ходового дифферента).

Рассматривая общий случай и полагая, что касание дна фарватера возможно как носовым, так и кормовым перпендикулярами, запишем условия некасания качающимся судном дна фарватера, учитывая значение условной величины H для носовой и кормовой оконечностей соответственно.

$$\begin{aligned} \left(\frac{L}{2} - x_f\right)X_3 + X_3 < H \\ -\left(\frac{L}{2} - x_f\right)X_5 + X_3 < H. \end{aligned} \quad (2)$$

Тогда полная группа событий некасания корпусом судна дна водоема описывается неравенством

$$\left(\frac{L}{2} - x_f\right)|X_5| + |X_3| < H. \quad (3)$$

В формулах (2) и (3) L – длина судна, x_f – абсцисса центра тяжести площади действующей ватерлинии судна, $X_3^{(t)}$ и $X_5^{(t)}$ – процессы вертикальной и килевой качки судна на действующем волнении. Учитывая,

**РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА
ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

что для большинства транспортных судов справедлива оценка $\frac{|x_f|}{L} \ll 1$, условия некасания корпусом судна дна водоема можно упростить, положив

$$\frac{L}{2}|X_5| + |X_3| < H. \quad (4)$$

Вероятность P события, состоящего в том, что корпус судна не коснется дна фарватера можно оценить с помощью неравенства Чебышева

$$P\left\{\frac{L}{2}|X_5| + |X_3| < H\right\} \geq 1 - \frac{M\left[\frac{L}{2}|X_5| + |X_3|\right]^2}{H^2} =$$

$$= 1 - \frac{1}{H^2}\left\{\frac{L^2}{4}M|X_5|^2 + LM|X_3X_5| + M|X_3|^2\right\} \quad (5)$$

Таким образом, вероятностная оценка явления касания судна о дно водоема выражается через моменты M соответствующих случайных процессов. Оценка (5) содержит слагаемое, которое нам неизвестно. Учтем, что

$$LM|X_3X_5| \leq \frac{1}{2}\left[L^2M|X_5|^2 + M|X_3|^2\right]. \quad (6)$$

Используя (6), можно оценку (5) максимально усилить. Это, несомненно, будет отвечать подлинным стремлениям специалистов повышать уровень безопасности плавания. Усиленная оценка имеет вид

$$P \geq 1 - \frac{3}{2H^2}\left[\frac{L^2}{2}|X_5|^2 + M|X_3|^2\right]. \quad (7)$$

Вторые моменты $M|X_3|^2$, $M|X_5|^2$ определяются через спектральные плотности процессов вертикальной $X_3^{(t)}$ и килевой качки $X_5^{(t)}$.

$$M|X_3|^2 = \int_{-\infty}^{\infty} S_3(\sigma)d\sigma, \quad M|X_5|^2 = \int_{-\infty}^{\infty} S_5(\sigma)d\sigma. \quad (8)$$

Примем в качестве доверительной вероятности малую величину α ($\alpha = 0,95 - 0,98$), найдем вероятностно гарантированную при уровне обеспеченности α глубину фарватера H , при которой не имеет места факт касания корпуса судна о дно фарватера.

**РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА
ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

$$H_{\alpha} = T + \sqrt{\frac{3}{2(1-\alpha)} \left[\frac{L^2}{2} |x_5^2| + M |X_3^2| \right]}. \quad (9)$$

Рассмотрим теперь разработанный нами способ расчета спектральных характеристик качки судов в условиях мелководья на нерегулярном волнении с заданным частотным спектром. При разработке способа расчета учтены особенности его практического применения для оценки характеристик качки судна в условиях мелководья, когда запас воды под килем невелик, а в интенсивном судопотоке встречаются суда различных классов и назначения. Последнее обстоятельство свидетельствует о необходимости создания таких расчетных методик, которые обеспечивали бы возможность их надежного использования в условиях широкой вариации судовых форм. Эта возможность может быть достаточно надежно обеспечена, если соответствующие данные, регулирующие посадку судна при качке, были бы представлены для использования в виде числовых полей с систематически изменяющимися параметрами. По этой причине в качестве базовой принята совокупность корпусов серии «60», которая затем была дополнена специальной серией судов «река-море» и прибрежного плавания. Примем во внимание еще одно важное соображение. Традиционно транспортные суда на мелководных участках акватории движутся, как правило, с малыми скоростями хода, а по большинству подходящих каналов к акватории портов скорость хода судов ограничена шестью узлами. Это позволяет уверенно использовать принятый в теории качки прием, когда при малых скоростях хода кинематические характеристики определены его кажущейся частотой, а гидродинамические характеристики – частотой набегающего волнения. Рассмотрим процедуру расчета кинематических характеристик качки судна на произвольном волнении. Учитывая важное свойство, согласно которому при любом курсе набегающего волнения относительно движущегося судна максимальные вертикальные перемещения имеют точки на его перпендикулярах, и поэтому, пренебрегая продольно-горизонтальной качкой, запишем систему линейных дифференциальных уравнений вертикальной и килевой качки судна на произвольном нерегулярном волнении малой амплитуды. Это уравнение представлено во «временном пространстве» так:

$$\sum_{j=3,5} \left[(M_{kj} + m_{kj}) \ddot{x}_j - \int_0^t K_{kj}(\tau) \dot{x}(t-\tau) d\tau + c_{kj} x_j \right] = F_k(\tau), \quad (10)$$

где

$k = 3, 5$

M_{kj} – матрица инерции судна;

m_{kj} – матрица независимых от частоты (постоянных) коэффициентов присоединенных масс;

K_{kj} – матрица импульсной нерегулярной функции;

**РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА
ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

τ – сдвиг во времени;

c_{kj} – матрица коэффициентов восстанавливающих сил;

$F_k(\tau)$ – переменная во времени волновая возмущающая сила;

Опыт [3] показал, что функция K_{kj} может быть представлена в виде

$$K_{kj} = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} b_{kj}(\sigma) \cos(\sigma\tau) d\sigma, \quad (11)$$

где $b_{kj}(\omega)$ – коэффициент волнового демпфирования от частоты σ .

Постоянные индексные коэффициенты определяются так:

$$m_{kj} = a_{kj}(\bar{\sigma}) + \frac{1}{\sigma} \int_0^{\infty} K_{kj}(\tau) \sin(\sigma\tau) d\tau, \quad (12)$$

где $a_{kj}(\sigma)$ – зависящий от частоты волнения коэффициент присоединенной массы, взятый при произвольно назначенной замене частоты σ .

Рассмотрим алгоритм вычисления импульсной передаточной функции для судна серии «60», корпус которого задан многочленом специального вида [4]

$$y(x, z) = \frac{B}{2} \sum_m \sum_n a_{mn} x^m z^n, \quad (13)$$

где B – ширина КВЛ судна, $|x| \leq 1; |z| \leq 1$, a_{mn} – коэффициенты, заданные таблицей с двумя входами, причем наборы чисел m и n приведены отдельно для каждого значения коэффициента общей полноты судна.

Функцию $K_{kj}(\tau)$ можно, конечно, вычислить по результатам подстановки и последующего интегрирования зависимости коэффициентов демпфирования, если она получена в результате тщательного эксперимента для значительного числа частот. Иначе обязательно возникнут трудности вычисления определенного интеграла. В настоящей статье использованы результаты предварительного расчета волнового сопротивления судна серии «60», $\sigma = 0,7$, $\frac{L}{B} = 7,0$, $\frac{B}{T} = 2,5$, выполненные на основе

теоретического решения гидродинамической задачи излучения при качке тонкого судна на мелководье. Математическая модель тонкого судна предполагает, что его ширина B намного меньше длины L судна, а его диаметральной плоскостью всюду составляет малый угол с поверхностью судна, иначе $\frac{B}{L} = O(\varepsilon)$. Ограничения, используемые в математической

модели, позволят, тем не менее, получить физически хорошо обоснованные решения практических задач. [5]

Применяя классический метод решения краевых задач гидродинамической теории качки на мелководье [5], получим оригинальные расчет-

**РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА
ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

ные формулы для коэффициентов волнового демпфирования μ_{ij} ($i = 3,5; j = 3,5$)

$$\mu_{33} = \frac{\nu}{8\delta} \frac{L}{H} \frac{B}{T} \frac{u}{u + chushu} \sum_m \sum_q \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 A_m x^m A_q \xi^q J_0 [e|x - \xi|] d\xi dx, \quad (14)$$

где в соответствии с [4]

$$m = 0, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11;$$

$$q = 1, 2, 3, 4, 5, 30, 200;$$

$$e = \frac{u}{2} \frac{L}{H};$$

u – действительный положительный корень трансцендентного уравнения

$$\frac{\sigma^2 H}{g} = uthu, \quad \alpha = \frac{uT}{H} \quad (15)$$

$$\nu = \sigma \sqrt{\frac{L}{g}}$$

L, B, T – длина, ширина и осадка судна.

$$A_m = \sum_{n=1}^m a_{mn} T_n(u, \alpha);$$

$$T_n(u, \alpha) = ch(\alpha - u) \left(1 + \frac{\alpha^2}{(n+1)(n+2)} + \frac{\alpha^4}{(n+1)(n+2)(n+3)(n+4)} + \dots \right) - \quad (16)$$

$$\frac{\alpha sh(\alpha - u)}{n+1} \left(1 + \frac{\alpha^2}{(n+2)(n+3)} + \frac{\alpha^4}{(n+2)(n+3)(n+4)(n+5)} + \dots \right)$$

Коэффициенты волнового демпфирования μ_{35}, μ_{55} вычисляются с помощью аналогичной формулы

$$\mu_{35} = -\frac{\nu}{32\delta} \frac{L}{H} \frac{B}{T} \frac{u}{u + chushu} \sum_m \sum_q \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 A_m x^{m+1} A_q \xi^q J_0 [e|x - \xi|] d\xi dx \quad (17)$$

$$\mu_{55} = \frac{\nu}{32\delta} \frac{L}{H} \frac{B}{T} \frac{u}{u + chushu} \sum_m \sum_q \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 A_m x^{m+1} A_q \xi^{q+1} J_0 [e|x - \xi|] d\xi dx. \quad (18)$$

Вертикальная возмущающая сила $[F_c^3(\sigma, \gamma) - iF_s^3(\sigma, \gamma)] \exp(\sigma_k t)$ и продольный возмущающий момент $[F_c^5(\sigma, \gamma) - iF_s^5(\sigma, \gamma)] \exp(\sigma_k t)$ вызваны воздействием регулярных волн малой амплитуды (принятой равной единице), с постоянной кажущейся частотой σ_k . Действительная частота волнения σ определяет амплитудное значений сил и моментов в то время, как кажущиеся частоты описывают изменяющиеся характери-

**РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА
ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

стики процесса. Амплитуды вертикальной возмущающей силы и дифференцирующего момента определяются так:

$$F_c^3 = \frac{\gamma LB}{2} \psi_c(\gamma), \quad F_s^3 = \frac{\gamma LB}{2} \psi_s(\gamma)$$

$$\psi_c(\gamma) = \frac{1}{chu} \sum_m A_m \int_{-1}^1 x^m \cos(ex \cos \gamma) dx \quad (19)$$

$$\psi_s(\gamma) = \frac{1}{chu} \sum_m A_m \int_{-1}^1 x^m \sin(ex \cos \gamma) dx$$

$$F_c^5 = \frac{\gamma LB}{2} \bar{\psi}_c(\gamma), \quad F_s^5 = \frac{\gamma LB}{2} \bar{\psi}_s(\gamma)$$

$$\bar{\psi}_c(\gamma) = \frac{1}{chu} \sum_m A_m \int_{-1}^1 x^{m+1} \cos(ex \cos \gamma) dx \quad (20)$$

$$\bar{\psi}_s(\gamma) = \frac{1}{chu} \sum_m A_m \int_{-1}^1 x^{m+1} \sin(ex \cos \gamma) dx$$

В формулах (19) и (20) условно принята равной единице амплитуда набегающих волн. Система дифференциальных уравнений продольной качки судна (10) теперь исследована полностью и будет применена для определения спектральных плотностей линейных S_{x3} и угловых S_{x5} перемещений судна. Эти спектральные плотности найдем из спектральной плотности волнения через передаточные функции системы.

Используя интегральное преобразование Лапласа [7], и учитывая, что

$$L[f(t)] = f(p) = \int_0^{\infty} e^{-pt} f(t) dt; \quad L[f'(t)] = pf(p) - f(0);$$

$$L[x_j(t)] = X_j(p); \quad L[F_k(t)] = F_k(p) \quad (21)$$

Таким образом, имеем

$$L \left[\int_0^t K_{kj}(\tau) \dot{x}_j(t-\tau) d\tau \right] = L \left[\int_0^t K_{kj}(\tau) d\tau \right] [pX_j(p)] \quad (22)$$

Специальные исследования показали, что, с достаточной для практики точностью, функцию удобно представить в виде

$$K_{kj}(t) = \exp(-b^{(kj)} t) \sum_{n=0}^6 a_n^{(kj)} t^n \quad (23)$$

**РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА
ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

Учитывая, что

$$L[K_{kj}(t)] = \int_0^{\infty} \exp(-b^{(kj)}t) \sum_{n=0}^6 a_n^{(kj)} t^n dt,$$

находим

$$\sum_{n=0}^6 \frac{a_n^{(kj)} n!}{(b^{(kj)} + p)^{n+1}}. \quad (24)$$

Обратимся к правым частям системы уравнений(10), которые описывают силы гидродинамического воздействия судна на набегающие волны

$$\begin{aligned} F_3(t) &= F_3^c(\sigma) \cos(\sigma_k t) + F_3^s(\sigma) \sin(\sigma_k t); \\ F_5(t) &= F_5^c(\sigma) \cos(\sigma_k t) + F_5^s(\sigma) \sin(\sigma_k t). \end{aligned} \quad (25)$$

Поэтому

$$\begin{aligned} F_3^c(p) &= F_3^c(\sigma) \frac{\sigma_k}{p^2 + \sigma_k^2}; F_5^c(p) = F_5^c(\sigma) \frac{\sigma_k}{p^2 + \sigma_k^2}; \\ F_3^s(p) &= F_3^s(\sigma) \frac{p}{p^2 + \sigma_k^2}; F_5^s(p) = F_5^s(\sigma) \frac{p}{p^2 + \sigma_k^2}. \end{aligned} \quad (26)$$

Применим также почленно преобразование Лапласа к правой и левой частям системы дифференциальных уравнений продольной качки (10). Находим

$$\begin{aligned} [(M_{33} + m_{33})p^2 + \\ + p \sum_{n=0}^6 \frac{a_n^{(33)} n!}{(b^{(33)} + p)^{n+1}} + c_{33}] X_3(p) + [(M_{35} + m_{35})p^2 + p \sum_{n=0}^6 \frac{a_n^{(33)} n!}{(b^{(33)} + p)^{n+1}} + c_{35}] X_5(p) = F_3(p); \end{aligned} \quad (27)$$

$$\begin{aligned} [(M_{53} + m_{53})p^2 + \\ + p \sum_{n=0}^6 \frac{a_n^{(53)} n!}{(b^{(53)} + p)^{n+1}} + c_{53}] X_3(p) + [(M_{55} + m_{55})p^2 + p \sum_{n=0}^6 \frac{a_n^{(55)} n!}{(b^{(55)} + p)^{n+1}} + c_{55}] X_5(p) = F_5(p). \end{aligned} \quad (28)$$

Введем обозначение

$$A_{kj}(p) = (M_{kj} + m_{kj})p^2 + p \sum_{n=0}^6 \frac{a_n^{(kj)} n!}{(b^{(kj)} + p)^{n+1}} + c_{kj}. \quad (29)$$

**РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА
ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ**

Система (25)-(26) может быть представлена в виде

$$\begin{cases} A_{33}(p)X_3(p) + A_{35}(p)X_5(p) = F_3(p) \\ A_{53}(p)X_3(p) + A_{55}(p)X_5(p) = F_5(p) \end{cases} \quad (30)$$

Определитель системы

$$D(p) = \begin{vmatrix} A_{33}(p) & A_{35}(p) \\ A_{53}(p) & A_{55}(p) \end{vmatrix}. \quad (31)$$

А ее решение

$$X_3(p) = \frac{A_{55}(p)}{D(p)} F_3(p) - \frac{A_{53}(p)}{D(p)} F_5(p) \quad (32)$$

$$X_5(p) = -\frac{A_{35}(p)}{D(p)} F_3(p) + \frac{A_{33}(p)}{D(p)} F_5(p). \quad (33)$$

Функции

$$H_{33}(p) = \frac{A_{33}(p)}{D(p)}; H_{35}(p) = -\frac{A_{35}(p)}{D(p)}; H_{55}(p) = \frac{A_{55}(p)}{D(p)}$$

передаточные функции системы (25)-(26). Функция $H_{kj}(p)$ определяет k -й отклик системы на действие j -й внешней силы. Если найден оригинал передаточной функции $h_{kj}(t) = L^{-1}(H_{kj}(p))$, то решение системы выражается в свертках

$$x_k(t) = \int_0^t F_3(\tau) h_{k3}(t-\tau) d\tau + \int_0^t F_5(\tau) h_{k5}(t-\tau) d\tau. \quad (34)$$

В заключение отметим, что спектральная плотность функции – это Фурье-образ процесса. Поэтому, как только найдены характеристики процесса $x_j(t)$, $j=3,5$, сразу же могут быть найдены их спектральные плотности

$$x_j^*(\nu) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x_j(t) e^{-i\nu t} dt. \quad (35)$$

Когда найдены спектральные плотности характеристик процессов $x_3(t)$ и $x_5(t)$, легко определить моменты второго порядка. Эти моменты как раз и предоставляют решение поставленной в настоящей статье задачи.

$$M(X_3^2) = \int_{-\infty}^{\infty} S_3(\sigma) d\sigma; M(X_5^2) = \int_{-\infty}^{\infty} S_5(\sigma) d\sigma. \quad (36)$$

РАСЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ КАСАНИЯ КОРПУСОМ ДНА ПРИ ПЛАВАНИИ СУДНА ПО МЕЛКОВОДНОМУ ФАРВАТЕРУ

Возвратимся к проблеме обеспечения безопасного с точки зрения некапания корпусом дна фарватера при ходе судна на нерегулярном волнении по мелководью. Формула (9) позволяет количественно оценить уровень риска касания дна корпусом, если известен небольшой набор характеристик движения судна. Часть из них (скорость хода, осадка судна) легко наблюдаются. Другие достаточно точно определяются по прототипу. Волновые условия легко наблюдаются, устанавливаются и фиксируются многие годы. В то же время характеристики судопотока, особенно в части появления судов с конструктивными особенностями и размерениями, не соответствующими условиям района плавания, их количество, изменение расположения и геометрии судоходных трасс требуют тщательного и систематического изучения влияния этих факторов на величину допускаемого клеренса в разных районах мелководья. Поэтому уже готовые к использованию справочные материалы могут быть предоставлены после завершения своеобразной деловой экспертизы заинтересованных специалистов, после учета замечаний которой полученные решения можно уверенно распространить на различные районы мирового океана. Авторы приглашают всех желающих принять участие в проведении подобной экспертизы, приняв на себя посильную часть работ по успешному завершению необходимой экспертизы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Павлов И.А. Об одной особенности вычислительного процесса при расчете посадки судна, движущегося на значительном мелководье// Вісник ОНМУ. – 2009. – № 27. – С. 77-87.
2. Воробьев Ю.Л., Давыдов И.Ф., Павлов И.А. Экспресс-оценка минимального запаса глубины под килем судна, идущего в мелководном фарватере// Вісник ОНМУ. – 2010. – № 29. – С.26-38.
3. Ogilvie, T.F. Recent progress towards the understanding and prediction of ship motions. Fifth Symposium on Naval Hydrodynamics. – Berlin, 1964. – P. 11-38.
4. Gerritsma J., Kervin J.E., Newman S.N. Polynomial representation and damping of series 60 hull forms. International shipbuilding Progress, 1962. – Vol. 3. – № 95. – P.295-304.
5. Воробьев Ю.Л. Гидродинамика судна в стесненном фарватере. – СПб.: Судостроение, 1992. – 224 с.
6. Некрасов В.А. Вероятностные задачи мореходности судов. – Л.: Судостроение, 1978. – 303 с.

Надійшла 20.08.10

АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ

Выполнен анализ основных характеристик нефтехимовозов и химовозов смешанного плавания. Предлагаются графические зависимости для выбора главных размерений рассматриваемых судов в первом приближении.

Виконано аналіз основних характеристик нафтохімовозів і хімовозів змішаного плавання. Пропонуються графічні залежності для вибору головних розмірів даних суден в першому наближенні.

The analysis of basic characteristics of river-sea-going oil/chemical tankers and chemical tankers is produced. Graphic dependencies are offered for the determination of main dimensions of the examined ships in the first approaching.

Ключевые слова: проектирование, нефтехимовозы, химовозы, главные размерения, суда смешанного плавания.

Создание транспортных судов смешанного плавания было вызвано необходимостью организации в широких масштабах бесперевалочных перевозок грузов по моря и рекам.

Постоянное увеличение добычи полезных ископаемых, в том числе сырой нефти, а также интенсивное развитие химической промышленности обусловили необходимость транспортировки большого количества наливных грузов морем и по рекам.

Накапливать химические грузы в портах для отправления их морскими судами затруднительно. Кроме того, перевозка химических грузов, как и нефтепродуктов, осуществляется, как правило, в одном направлении. Это существенно снижает экономическую эффективность эксплуатации и танкеров, и химовозов. Поэтому, с начала 50-х годов XX века началась транспортировка морем нефтепродуктов и химических грузов на нефтехимовозах и химовозах.

Одни из первых нефтехимовозов и химовозов смешанного плавания (СП) были построены в начале 80-х годов XX века. Позднее были спроектированы и построены серии других судов СП этих типов. Но до настоящего времени широкого распространения постройка таких судов не получила, тогда как флот малых морских нефтехимовозов и химовозов (дедвейтом до 10000 тонн) значительно вырос и продолжает увеличиваться. Это можно объяснить тем, что такие грузы перевозятся относительно небольшими партиями, а также ограничениями, накладываемыми на суда СП из-за района плавания, а также с попытками максимально уменьшить вес корпуса судна для увеличения грузоподъемности при речном перехо-

АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ

де, значительным снижением скорости судна на волнении, ухудшением управляемости и увеличением заливаемости. Также необходимо отметить невозможность использования наливных судов без специально оборудованных причалов.

До настоящего времени еще не разработана методика проектирования как малых нефтехимовозов и химовозов [1], так и аналогичных судов СП. Поэтому в настоящей работе осуществлена попытка проанализировать основные характеристики нефтехимовозов и химовозов СП (табл. 1).

По архитектурно-конструктивному типу нефтехимовозы и химовозы смешанного плавания – однопалубные суда с баком и ютом, двухъярусной рубкой в корме над машинным отделением, двухвинтовые. Суда имеют двойное дно, в основном, двойные борта и продольную переборку в ДП, либо две – три продольные переборки и 6-12 грузовых танков для обеспечения небольшой вместимостью каждого и для соответствия 2 или 3 степени конструктивной защиты. Форштевень прямой наклонный или с бульбом в носу. Корма санеобразная. Суда имеют избыточный надводный борт и переходный мостик с бака на ют.

Соотношения основных характеристик рассмотренных судов приведены в таблице 2.

В таблице

$$Fr = \frac{v_{cd}}{\sqrt{g \cdot L}};$$

$$C_{adm} = \frac{\Delta^{2/3} \cdot (0,514v_{cd})^3}{N_e}.$$

В устьевых портах суда СП догружаются при наличии груза, а также принимают запасы для морского перехода.

Главные размерения судов СП ограничены путевыми условиями [2, 3, 4, 5]: осадки – по глубинам в реках и на порогах шлюзов; ширина – по ширине шлюзов; длина габаритная – по длине шлюзов и с учетом радиусов закругления фарватера.

На рис. 1, 2, 3, 4, 8 приведены основные зависимости главных размерений от дедвейта, а так же высоты борта от грузоместимости (рис. 5), кубического модуля от суммарной вместимости (рис. 6), коэффициентов общей полноты морского и речного водоизмещений от числа Фруда (рис. 7).

Длина габаритная может быть выражена в виде зависимости от длины между перпендикулярами

$$L_{max} = 0,97L_{bp} + 8,0.$$

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**

Таблица 1

*Основные характеристики нефтехимовозов
и химовозов смешанного плавания*

Название судна	Amaze	Астон Эксплорер	RST17	Каллиопа	Aet Hazar	КБ Вымпел
/проект/	19620*	191*	RST17	VHX591	пр 00216	
1	2	3	4	5	6	7
Класс	КМ* ПСП химовоз типа 2 (ОРП)	КМ (*) ЛУ1 ПСП нефтеналивное (>60°C) / химовоз типа 2 (ОРП)	* М-СП 3.5.	КМ* Ice1 R2-RSN AUT3 oil/chemical tanker type 2(ESP)	КМ(*) ЛУ1 [2] ПСП А1К нефтеналивное / химовоз типа 2(растительное масло) (ОРП)	КМ (*) ЛЗ [1] А1 нефтеналивное химовоз III (ОРП)
Тип	химовоз-2	нефте- химовоз-2	нефте- химовоз-3	нефте- химовоз-2	нефте- химовоз-2	нефте- химовоз-3
Год постройки	1993	1987	-	2010	2009	-
Место постройки	Россия	Югосла- вия	-	Китай	Россия	-
Длина максимальная L_{max} , м	88,90	89,67	107,85	139,90	139,90	133,90
Длина между перпен- дикулярами $L_{бр}$, м	83,30	84,75	105,00	136,60	138,50	127,21
Ширина В, м	12,30	12,00	14,80	16,70	16,70	16,50
Высота борта D, м	5,96	5,80	5,70	6,40	6,04	7,70
Осадка в море d_m , м	3,79	4,00	3,80	4,00	4,06	5,20
Водоизмещение в море Δ_m , т	3365	3848	-	8694	8930	-
Дедвейт в море d_{w_m} , т	2391	2704	3705	6024	6650	7200
Чистая грузоподъем- ность в море $P_{ч_m}$, т	-	2605	3550	-	6450	-
Осадка в реке d_p , м	-	3,60	3,60	-	3,60	3,70

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**

Продолжение табл.1

1	2	3	4	5	6	7
Водоизмещение в реке Δ_p , т	-	3360	-	-	7680	-
Дедвейт в реке dw_p , т	-	2216	3415	-	5400	4060
Чистая грузоподъемность в реке $P_{чp}$, т	-	2113	3260	-	5200	-
Запас топлива W_T , м ³	98	78	-	314	210	-
Автономность, сут	-	10	10	-	-	15
Дальность плавания, миль	-	1100	2160	-	-	4000
Грузовместимость $W_{гр}$, м ³	2314	2588	3940	7830	7762	8100
Число грузовых танков	8	6	10	12	6	-
Количество видов груза	1	1	1	1	1	5
Подогрев груза	-	+	-	-	-	+
Вместимость балластных танков W_6 , м ³	522	790	2020	4120	4366	-
Мощность ГД N_e , кВт	1028	920	1030	2206	2386	2190
Спецификационная скорость $v_{сд}$, узл	10,4	10,0	9,0	10,0	10,0	11,0
Экипаж	-	10	12	-	11	11
мест	-	-	-	-	12	16
Суммарная вместимость W_{Σ} , м ³	2934	3456	-	12264	12338	-

Таблица 2

*Соотношение основных характеристик нефтехимовозов
и химовозов смешанного плавания*

Название судна	Amaze	Астон Эксплорер	RST17	Каллиопа	Aet Nazar	КБ Вымпел
L / B	6,772	7,063	7,095	8,180	8,293	7,709
B / D	2,064	2,069	2,596	2,609	2,765	2,143
B / d_m	3,245	3,000	3,895	4,175	4,113	3,173
B / d_p	-	3,333	4,111	-	4,639	4,459
L / D	13,98	14,61	18,42	21,34	22,93	16,52
D / d_m	1,573	1,450	1,500	1,600	1,488	1,481

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**

Продолжение табл.2

D/d_p	-	1,611	1,583	-	1,678	2,081
$d_M / (\Delta_M / \gamma_M)^{1/3}$	0,255	0,257	-	0,196	0,197	-
$d_p / (\Delta_p / \gamma_n)^{1/3}$	-	0,240	-	-	0,182	-
Fr	0,187	0,178	0,144	0,140	0,139	0,160
L_{\max} / L	0,937	0,945	0,974	0,976	0,990	0,950
C_{adm}	33	36	-	26	24	-
$C_{adm p}$	-	33	-	-	22	-
dw_M / Δ_M	0,711	0,703	-	0,693	0,745	-
dw_p / Δ_p	-	0,660	-	-	0,703	-
N_e / Δ_M	0,305	0,239	-	0,254	0,267	-
N_e / Δ_p	-	0,274	-	-	0,311	-
$P_{чM} / dw_M$	-	0,963	0,958	-	0,970	-
$P_{чp} / dw_p$	-	0,954	0,955	-	0,963	-
$W_6 / W_{гp}$	0,226	0,305	0,513	0,526	0,562	-
$W_{гp} / P_{чM}$	-	0,993	1,110	-	1,203	-
$W_{гp} / P_{чp}$	-	1,225	1,209	-	1,493	-
C_{bM}	0,845	0,923	-	0,930	0,928	-
C_{bp}	-	0,918	-	-	0,922	-
LBd _M	3883	4068	5905	9125	9391	10914
LBd _p	-	3661	5594	-	8327	7766
LBD	6107	5899	8858	14600	13970	16161
$L / (\Delta_M / \gamma_M)^{1/3}$	5,513	5,364	-	6,589	6,621	-
$L / (\Delta_p / \gamma_n)^{1/3}$	-	5,658	-	-	7,020	-
$W_{гp} / W_{\Sigma}$	0,789	0,749	-	0,638	0,629	-

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**

Относительная длина может быть выражена в виде зависимости от числа Фруда

$$l_p = \frac{L_{bp}}{\sqrt[3]{\Delta_p}} = 10,3 - 26,4Fr$$

Относительная скорость рассмотренных судов находится в пределах $Fr = 0,14 - 0,19$. Относительная энерговооруженность эксплуатирующихся судов изменяется в пределах $N_e / \Delta_m = 0,24 - 0,30$, что может быть частично объяснено наличием типоразмеров главных двигателей, которые могут быть применены на рассмотренных судах.

При проектировании эксплуатирующихся нефтехимовозов и химовозов СП принята спецификационная скорость около 10 узлов, в основном, из-за ограничений ее при следовании речным участком пути и в каналах во избежание размыва грунта берегов. В настоящее время морской участок пути рассматриваемых судов значительно превышает речной, поэтому целесообразней при проектировании нефтехимовозов и химовозов СП принимать более высокие скорости для повышения конкурентоспособности этих судов. Выше изложенное может служить обоснованием принятой скорости 11 узлов для проекта нефтехимовоза СП КБ "Вымпел".

Соотношения главных размерений нефтехимовозов и химовозов СП находятся в следующих пределах (здесь $L = L_{bp}$):

$$L/B \approx 6,8 - 8,3$$

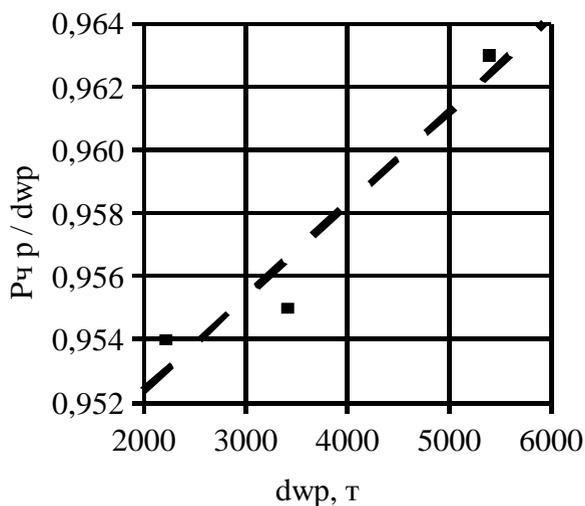
$$L/D \approx 14,0 - 22,9$$

$$B/d_m \approx 3,0 - 4,2$$

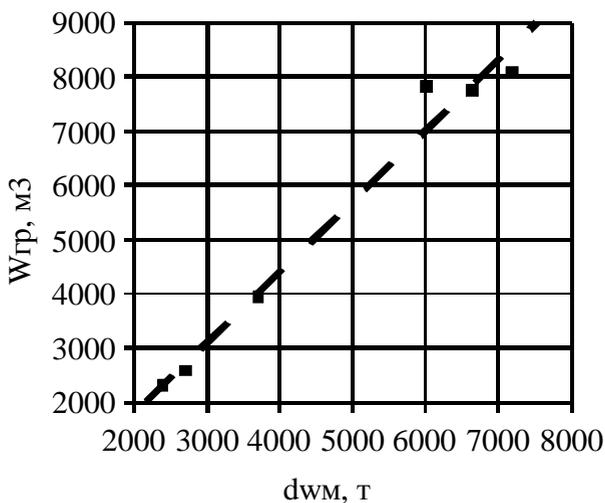
$$B/D \approx 2,1 - 2,8$$

$$D/d_m \approx 1,45 - 1,60$$

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**



*Рис. 1. Зависимость $P_{чp}/d_{wp}$
от речного дедвейта*



*Рис. 2. Зависимость грузоподъемности
от морского дедвейта*

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**

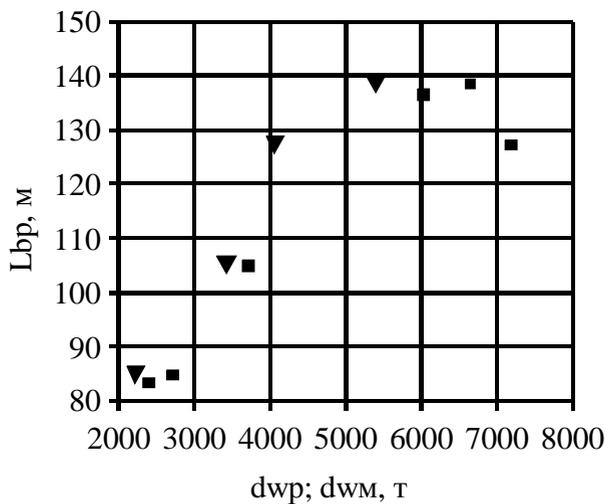


Рис. 3. Зависимость длины между перпендикулярами от дедвейта:

■ – в море;

▼ – в реке

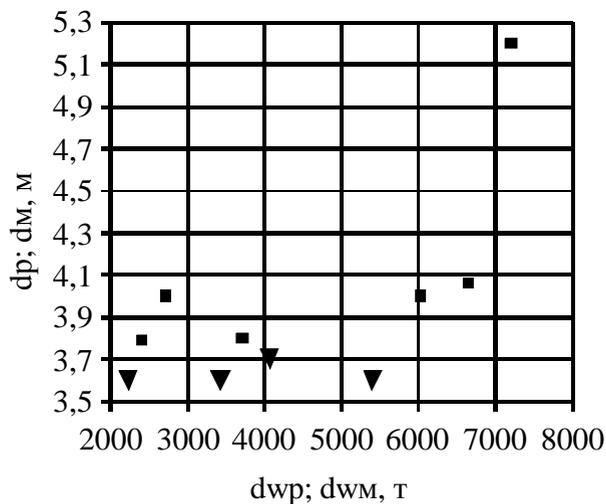


Рис. 4. Зависимость осадки от дедвейта:

■ – в море;

▼ – в реке

АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ

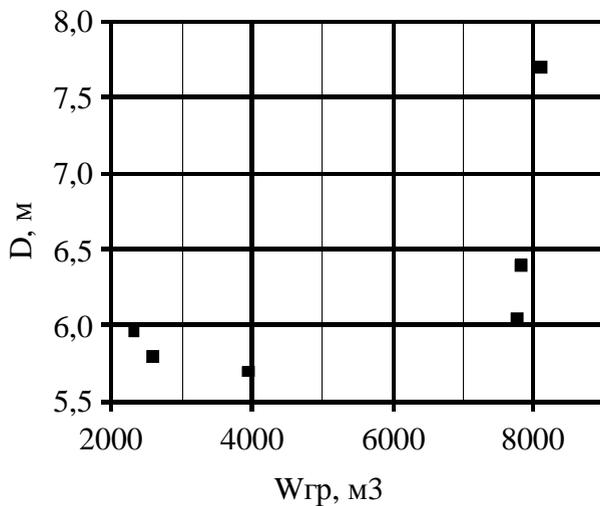


Рис. 5. Зависимость высоты борта
от грузопместимости

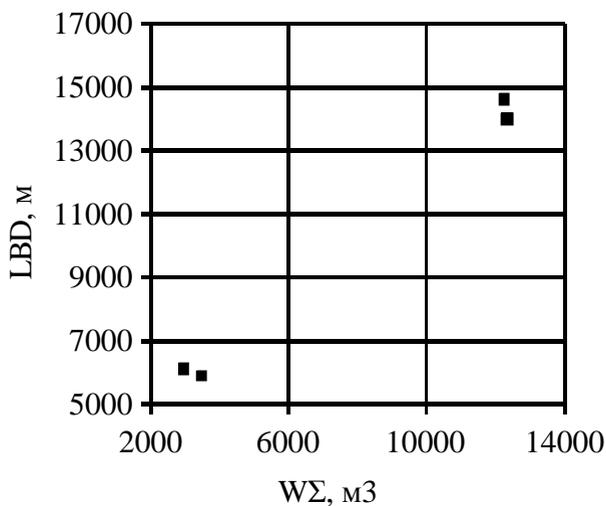


Рис. 6. Зависимость кубического модуля
от суммарной вместимости

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**

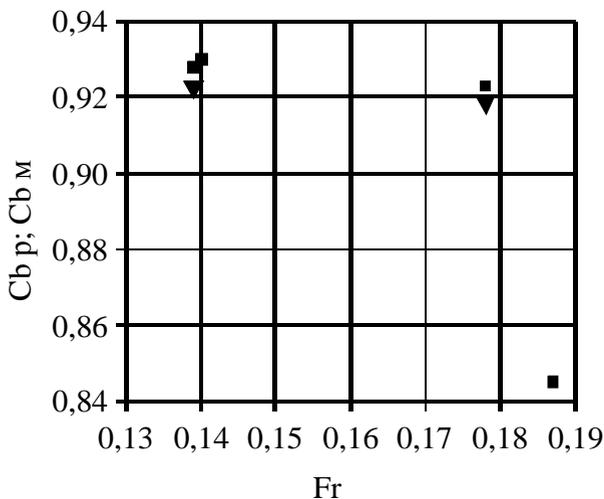


Рис. 7. Зависимость коэффициента общей полноты от числа Фруда:

■ – в море;

▼ – в реке

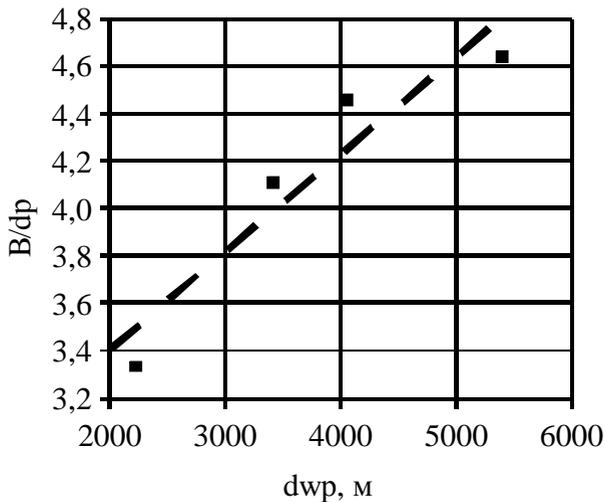


Рис. 8. Зависимость отношения V/d_p от речного дедвейта

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
СОВРЕМЕННЫХ НЕФТЕХИМОВОЗОВ
И ХИМОВОЗОВ СМЕШАННОГО ПЛАВАНИЯ**

Сравнительно небольшое количество спроектированных и построенных судов СП этих типов не позволяет получить достаточно устойчивые зависимости. Можно рассматривать полученные результаты как приближенные, которыми можно пользоваться для грубой оценки на начальной стадии проектирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Потравко А. С. Анализ основных характеристик современных малых морских нефтехимовозов // *Вісник ОНМУ*. – Одеса: ОНМУ, 2009. – Вип. 27. – С. 39-48.
2. Вицинский В. В., Страхов А. П. Основы проектирования судов внутреннего плавания. – Л.: Судостроение, 1970. – С. 25-30.
3. Проектирование судов внутреннего плавания / Н. К. Формидонтов, В. Н. Анфимов, П. А. Малый и др. – Л.: Судостроение, 1974. – С. 64-68.
4. Егоров Г. В., Ильницкий И. А. Определение главных размерений судов ограниченных районов плавания на основе анализа путевых условий // *Вісник ОНМУ*, 2007. – Вип. 22. – С. 20-39.
5. Егоров Г. В. Особенности выбора главных элементов современных грузовых судов ограниченного района плавания // *Вісник ОНМУ*. – Одеса: ОНМУ, 2004. – Вип. 13. – С. 3-22.

Надійшла 15.04.10

ВЛИЯНИЕ УГЛА КИЛЕВАТОСТИ ДНИЩА НА ПРОЧНОСТЬ И ВЕС КОРПУСА БЫСТРОХОДНОГО СУДНА

В статье проводится анализ влияния угла килеватости днища на общую прочность и вес корпуса быстроходного судна. Установлена взаимосвязь между коэффициентом утилизации поперечного сечения эквивалентного бруса судна и углом килеватости днища.

В статті проводиться аналіз впливу кута кильоватості днища на загальну міцність та вагу корпусу швидкісного судна. Виявлено взаємозв'язок між коефіцієнтом утилізації поперечного перетину еквівалентного бруса судна та кутом кильоватості днища.

Influence of the deadrise angle on the strenght and weight of the hull high-speed ship is conducted.

Ключевые слова: *угол килеватости днища, коэффициент утилизации, общая прочность, вес корпуса быстроходного судна.*

Эффективная эксплуатация быстроходного судна существенно зависит от веса его корпуса, так как напрямую связана с расходом топлива, что в современных условиях энергетического кризиса является немаловажным. Один из возможных способов снижения веса корпуса – изменение значения угла килеватости, который в свою очередь приведет к изменению коэффициента утилизации профиля η .

Этот коэффициент показывает отличие поперечного сечения реального судна от идеального профиля [1] (рис. 1).

$$W = \frac{\eta}{2} D \Omega, \quad (1)$$

где Ω – площадь поперечного сечения эквивалентного бруса;

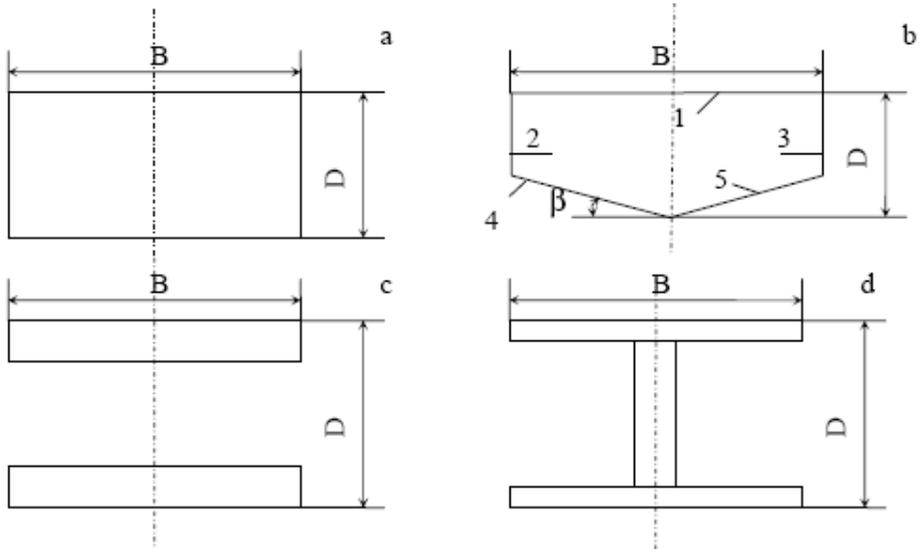
D – высота борта;

η – коэффициент утилизации профиля;

W – момент сопротивления эквивалентного бруса.

Значение коэффициента утилизации идеального профиля предлагается принимать $\eta = 1$ [1]. Действительно записывая формулу для момента сопротивления поперечного сечения идеального профиля и сравнивая формулы (1) и (2), можно убедиться в справедливости этого предположения.

**ВЛИЯНИЕ УГЛА КИЛЕВАТОСТИ ДНИЩА НА ПРОЧНОСТЬ
И ВЕС КОРПУСА БЫСТРОХОДНОГО СУДА**



*Рис. 1. Тип профиля поперечного сечения:
а) с отсутствием килеватости;
б) килеватое днище; в) идеальный;
д) реальный, соответствующий эквивалентному брусу*

$$W = \frac{I_x}{z} = \frac{2\left(\frac{\Omega}{2} * \left(\frac{D}{2}\right)^2\right)}{D/2} = \frac{1}{2} \Omega D^2, \quad (2)$$

где Ω – площадь поперечного сечения эквивалентного бруса;

D – высота борта;

I_x – момент инерции площади поперечного сечения;

z – расстояние от нейтральной оси до крайних связей.

Значения η по предположениям В.В. Ашика лежат в пределах $\eta = 0,45-0,6$. Рассматривая транспортные суда, Л.М. Ногид считал $\eta = 0,05L^{1/2}$ [1]. Принимая различные значения η при постоянных значениях величины высоты борта и площади поперечного сечения Ω , можно получать профили разной прочности.

$$\left. \begin{array}{l} \Omega = \text{idem} \\ D = \text{idem} \end{array} \right\} \rightarrow \eta \downarrow \uparrow \Rightarrow W \downarrow \uparrow \quad (3)$$

ВЛИЯНИЕ УГЛА КИЛЕВАТОСТИ ДНИЩА НА ПРОЧНОСТЬ И ВЕС КОРПУСА БЫСТРОХОДНОГО СУДНА

Элементы эквивалентного бруса для сечения b (рис. 1) представлены в таблице 1. Положение нейтральной оси (н.о.) принято посередине высоты борта, так как наличие килеватости сместит положение н.о. по направлению к палубе, а необходимость создать более прочную, по отношению к палубе, способную выдерживать нагрузки от ударов встречных волн, днищевую конструкцию, требует смещения нейтральной оси по направлению к днищу.

В результате расчетов (табл. 1) получена формула для момента сопротивления поперечного сечения судна, при различных углах килеватости днища β .

$$W_{\beta=0} = (0,33D^2 + DB)t \quad (4)$$

$$W_{\beta=5} = (0,33D^2 - 0,034B^2 + 0,96DB + 0,0006 \frac{B^3}{D})t \quad (5)$$

$$W_{\beta=14} = (0,33D^2 - 0,05B^2 + 0,89DB - 0,0006 \frac{B^3}{D})t \quad (6)$$

$$W_{\beta=20} = (0,33D^2 - 0,03B^2 + 0,85DB - 0,009 \frac{B^3}{D})t \quad (7)$$

$$W_{\beta=25} = (0,33D^2 + 0,015B^2 + 0,82DB - 0,028 \frac{B^3}{D})t \quad (8)$$

$$W_{\beta=30} = (0,33D^2 + 0,083B^2 + 0,79DB - 0,06 \frac{B^3}{D})t, \quad (9)$$

где D – высота борта судна;

B – ширина судна;

t – толщина обшивки.

Таблица 1

Элементы поперечного сечения судна (рис. 1 б)

Номера элементов соответствуют рис. 1 б	Площадь элемента F	Расстояние от центра тяжести элемента до н.о. z
1	tB	$\frac{D}{2}$
2, 3	$(D - \frac{B}{2} \operatorname{tg}\beta)t$	$\frac{B}{2} \operatorname{tg}\beta$
4, 5	$\frac{Bt}{2 \cos\beta}$	$\frac{D}{2} - \frac{B}{4} \operatorname{tg}\beta$

ВЛИЯНИЕ УГЛА КИЛЕВАТОСТИ ДНИЩА НА ПРОЧНОСТЬ И ВЕС КОРПУСА БЫСТРОХОДНОГО СУДНА

Формула для момента сопротивления эквивалентного бруса корпуса малого судна, при $\beta = 0$, представлена в работе [2] и идентична формуле (4).

Далее, представляя площадь поперечного сечения эквивалентного бруса в функции от высоты борта, ширины и толщины обшивки и учитывая формулы (4-9), можно получить из выражения (1) значения коэффициента утилизации профиля η .

$$\eta_{\beta=0} = \frac{2\left(\frac{B}{D}\right) + 0,66}{2\left(\frac{B}{D}\right) + 2} \quad (10)$$

$$\eta_{\beta=5} = \frac{1,92\left(\frac{B}{D}\right) - 0,068\left(\frac{B}{D}\right)^2 + 0,0012\left(\frac{B}{D}\right)^3 + 0,66}{1,92\left(\frac{B}{D}\right) + 2} \quad (11)$$

$$\eta_{\beta=14} = \frac{1,78\left(\frac{B}{D}\right) - 0,1\left(\frac{B}{D}\right)^2 - 0,0012\left(\frac{B}{D}\right)^3 + 0,66}{1,78\left(\frac{B}{D}\right) + 2} \quad (12)$$

$$\eta_{\beta=20} = \frac{1,7\left(\frac{B}{D}\right) - 0,06\left(\frac{B}{D}\right)^2 - 0,018\left(\frac{B}{D}\right)^3 + 0,66}{1,7\left(\frac{B}{D}\right) + 2} \quad (13)$$

$$\eta_{\beta=25} = \frac{1,64\left(\frac{B}{D}\right) + 0,03\left(\frac{B}{D}\right)^2 - 0,056\left(\frac{B}{D}\right)^3 + 0,66}{1,64\left(\frac{B}{D}\right) + 2} \quad (14)$$

$$\eta_{\beta=30} = \frac{1,58\left(\frac{B}{D}\right) + 0,17\left(\frac{B}{D}\right)^2 - 0,12\left(\frac{B}{D}\right)^3 + 0,66}{1,58\left(\frac{B}{D}\right) + 2} \quad (15)$$

Изменение коэффициента η от угла килеватости β представлено на рис.2.

**ВЛИЯНИЕ УГЛА КИЛЕВАТОСТИ ДНИЩА НА ПРОЧНОСТЬ
И ВЕС КОРПУСА БЫСТРОХОДНОГО СУДНА**

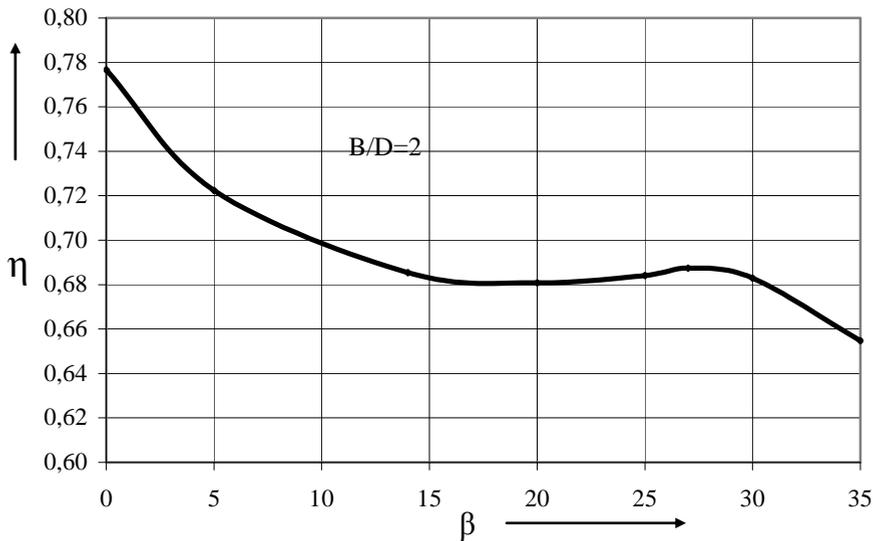


Рис. 2. Зависимость коэффициента утилизации профиля η от угла килеватости β

С увеличением угла килеватости β значение коэффициента утилизации уменьшается рис. 2.

В диапазоне от 14° до 30° этот показатель практически не изменяется. Это свидетельствует о том, что влияние η на момент сопротивления поперечного сечения эквивалентного бруса W в границах приведенных выше значений углов килеватости незначительно.

В диапазонах значений β от 0° до 14° и выше 30° , W будет зависеть от коэффициента утилизации η .

$$\left. \begin{array}{l} \Omega = \text{idem} \\ D = \text{idem} \end{array} \right\} \rightarrow \beta \uparrow \Rightarrow \eta \downarrow \Rightarrow W \downarrow. \quad (15)$$

Изгибающий момент, действующий на судно $M = \frac{\Delta L}{k}$. Выражая Ω из формулы $\sigma_{\text{доп}} = \frac{M}{W} = \frac{2\Delta L}{\eta k D \Omega}$, получаем $\Omega = \frac{2\Delta L}{\eta k D \sigma_{\text{доп}}}$. Вес про-

дольных связей судна $P_L = \gamma_m c \Omega L$, а с учетом формулы для площади поперечного сечения эквивалентного бруса

**ВЛИЯНИЕ УГЛА КИЛЕВАТОСТИ ДНИЩА НА ПРОЧНОСТЬ
И ВЕС КОРПУСА БЫСТРОХОДНОГО СУДНА**

$$P_L = \frac{2c\gamma_w\gamma_m c_b L^3 B d}{\eta\sigma_{\text{доп}} k D}, \quad (16)$$

где γ_w – удельный вес воды;

γ_m – удельный вес материала корпуса;

c – коэффициент, учитывающий уменьшение площади сечения эквивалентного бруса по длине судна;

Анализируя эту формулу, можно сделать вывод о том, что с ростом значения коэффициента утилизации профиля вес продольных связей судна будет уменьшаться.

$$\left\{ \begin{array}{l} \Omega = \text{idem} \\ D = \text{idem} \end{array} \right\} \rightarrow \beta \downarrow \Rightarrow \eta \uparrow \Rightarrow P_L \downarrow. \quad (17)$$

Возможно достичь снижения веса конструкции на 10 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ашик В.В. Проектирование судов. – Л.: Судостроение, 1985. – 317 с.
2. Опыт проектирования и постройки, состояние и перспективы малотоннажного судостроения: Тез. докл. научн.-техн. конф. Вып. НТО им. акад. А.Н. Крылова- 79. – 1966. – 140 с.

Надійшла 20.04.10

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Выполнен анализ происшедших с 1991 года по май 2010 года аварий с корпусами судов ограниченных районов плавания (СОРП). Всего удалось получить сведения о 441 аварии и инциденте с СОРП. Наблюдается устойчивый рост аварийности для судов старше 10 лет с пиком катастроф для судов с возрастом 25-30 лет. Значительная часть аварий происходит с судами старше 20 лет. Кардинальное долговременное решение проблемы требует строительства нового флота СОРП.

Зроблено аналіз аварій, які трапились, починаючи з 1991 року, по травень 2010 року включно, з корпусами суден обмежених районів плавання (СОРП). Загалом було одержано відомості про 441 аварію та інцидент із СОРП. Просліджується стійкий зріст аварійності для суден віком більше, ніж 10 років із піком катастроф для суден із віком 25-30 років. Значна частина аварій трапляється із суднами віком більше, ніж 20 років. Кардинальне довгострокове рішення проблеми вимагає будівництва нового флоту СОРП.

It is executed the analysis of failures with hulls of restricted navigations area vessels (RNAV) occurred since 1991 till May, 2010. It was possible to receive data on 441 failures and incident with RNAV. Steady growth of breakdown for vessels older than 10 years with peak of accidents for 25-30 years vessels are observed. The significant part of failures occurs with vessels older than 20 years. The cardinal long-term decision of a problem demands building of new RNAV Fleet.

Ключевые слова: суда ограниченных районов плавания, анализ риска, опасности, ущерб, проектирование, надежность.

Исследование риска эксплуатации судов является основой для совершенствования норм и правил создания новых судов, управления технической эксплуатацией существующих судов, принятия мер по снижению числа происшествий и аварий. Исследование аварий всегда было важнейшим этапом научных исследований [14, 16].

За последние 10-15 лет риск-ориентированные подходы успешно применяются ИМО и классификационными обществами для выявления основных проблем торгового флота с последующей корректировкой подходов в нормах и правилах [13].

Особенный интерес для отечественной судостроительной науки представляет исследование риска судов ограниченных районов плавания (СОРП).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Под СОРП автор понимает любые суда, имеющие те или иные ограничения по районам и сезонам плавания в морских условиях – от морских судов ограниченного района плавания I (в новой трактовке Правил РС R1) и до судов река-море плавания О-ПР Российского Речного Регистра (РРР).

Данные об авариях и аварийных происшествиях с отечественными СОРП до 1990 года мало публиковались и не подвергались систематическому анализу. В 2000 году в статье автора [3] впервые был дан анализ риска для СОРП на основании данных с 1993 по 2000 годы (в 2002 году материал был дополнен в статье [5]). В статьях [3, 5] использовалась формализованная классификация последствий на морском и водном транспорте, предложенная автором в работе [2] на основе «Международного кодекса проведения расследований аварий и инцидентов на море», 1997 года.

В 2002 году в публикациях [10, 11] РРР и в 2005 году в публикации [12] РС были рассмотрены аварии судов с классом РРР и РС соответственно.

В [12] отмечалось, что к 2004 году частота кораблекрушений судов с классом РС составляла примерно 1,5 на 1000 судов в год. Там же было показано, что после относительно спокойного периода 1990-1995 годов с 1996 по 2001 год наблюдался рост частоты аварий, оставшийся на достигнутом уровне с 2001 года. В XXI веке отмечается 25-35 аварий на 1000 судов за год, причем из них корпусных 40-60%. Был сделан вывод, что существенного роста аварийности не произошло, несмотря на рост среднего возраста судов.

В 2003 году по данным DNV в публикации [15] было показано, что на основании статистики 1995-2000 годов частота кораблекрушений сухогрузных судов составляла примерно 5,4, а танкеров – 1,5 на 1000 судов в год. Причем, в отличие от [12], был отмечен более высокий уровень аварийности для более старых судов. Интересно отметить, что в более ранней работе [14] на основании статистики потерь 1984-1994 года пик катастроф приходился на суда с возрастом 19-24 года, причем тенденция была одинакова для всех типов судов.

В 2008-2009 годах в работах М.Д. Емельянова [7-9] был использован близкий к [3] формализованный подход для анализа риска морских судов. В [9] был приведен пример анализа риска для нефтерудовозов пр. 1570 – приведенная частота аварий около 28 на 1000 судов в год (в 2001-2003 годах – около 51).

Целью настоящей статьи является анализ происшедших с 1991 года (по май 2010 года) аварий с корпусами транспортных судов ограниченных районов плавания (СОРП), находящихся под контролем судовладельцев России и Украины и составляющих де-факто основу современного отечественного торгового флота.

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Согласно [2] по степени повреждений, нанесенных людям, окружающей среде и техническим средствам, указанные ситуации условно классифицированы 5 уровнями последствий (см. табл. 1). Формальная оценка последствий обозначается величиной C , определяемой по 5-балльной шкале.

Всего удалось получить сведения о 441 аварии и инциденте с СОРП, находившихся под надзором различных классификационных обществ. Суда имели ограничения по величине высоты волны 3% обеспеченности [$h_{3\%}$] от 2,0 до 8,5 м.

Таблица 1

Классификация последствий аварий и аварийных ситуаций с СОРП

Уровень последствий C	Количество рассмотренных происшествий и катастроф	Степень повреждения		
		Воздействие на людей	Воздействие на окружающую среду	Повреждение технических средств
1 – Light Incident	153	Нет	Нет	Ничтожное
2 – Incident	137	Легкое телесное повреждение	Ничтожное	Незначительное
3 – Casualty	60	Серьезное, необратимое телесное повреждение	Существенное	Серьезное
4 – Serious Casualty	31	Потеря человеческой жизни	Критическое	Значительное
5 – Very Serious Casualty	60	Много человеческих жертв	Катастрофическое	Гибель судна

Обращает на себя внимание тот факт, что более или менее открыты сведения о незначительных инцидентах ($C = 1$), которые часто выясняются на стадии изучения актов дефектации корпусов в ходе выполнения расчетов фактической прочности, и о катастрофах ($C = 5$), которые стали доступны благодаря средствам массовой информации и вмешательству администраций портов и флагов.

Случаи с промежуточными уровнями последствия, которые могли подорвать репутацию судовладельцев, последними, как правило, не обнародовались.

В табл. 2 дана предложенная в [3] краткая классификация основных групп идентифицированных опасностей, имеющих значение для исследования надежности и безопасности СОРП.

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Таблица 2

Идентифицированные опасности для СОРП

Но- мер	Опасности	$F_{AB},$ %	FK AT, %
1	Опасности, связанные с техническим состоянием корпуса, машин, механизмов и систем судна	83	95
1.1	Несоответствие технологий, уровня качества и допускаемых дефектов речного судостроения требованиям для морской эксплуатации	65	58
1.2	Водотечность наружной обшивки, настила второго дна, обшивки второго борта, обшивки поперечных переборок, стенок цистерн	36	73
1.3	Нарушение технологии при выполнении ремонтных и модернизационных работ	18	25
1.4	Пропуски дефектов при дефектации корпуса	14	21
1.5	Ошибки проектировщиков	11	15
1.6	Выход из строя главного двигателя, гребного вала, гребного винта, обесточивание	10	15
1.7	Большие объемы замен корпусных конструкций при ремонте	16	24
1.8	Не выполнение требований международной конвенции по грузовой марке в отношении люковых крышек, комингсов и конструкций воздушных труб, вентиляторов, непроницаемых дверей	29	44
1.9	Удифферентовка для осмотра винта, баллера руля	0,4	-
2	Опасности, связанные с нарушениями технологии перевозки груза	54	100
2.1	Перевозка металлолома	20	46
2.2	Перевозка взрывоопасных грузов	22	18
2.3	Грузовые операции с применением грейферов, тяжелых погрузчиков и бульдозеров	27	48
2.4	Нарушение порядка погрузки/выгрузки в порту, «Инструкции по загрузке», «Наставления по креплению грузов»	1	1
3	Опасности, связанные с действиями судовладельца, береговых операторов и экипажа	91	100
3.1	Балластировка, не соответствующая указаниями «Инструкции по загрузке и балластировке»	3	7
3.2	Сознательное нарушение установленных ограничений по району, сезону плавания	13	26
3.3	Сознательные и кратковременные посадки на мель, выморозка	32	31
3.4	Навигационные ошибки	54	16
3.5	Контакт с льдом, контакт со стенками причалов и шлюзов, столкновение с другим судном	38	11
3.6	Смена балласта в море	2	1
3.7	Ошибка прогноза	13	34
3.8	Перегруз судна	2	8
3.9	Смена судовладельца	28	63

Общая частота возникновения опасности во всех исследуемых случаях определяется как $F_{AB} = N_I / N_{AB}$, частота возникновения опасности

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

для наиболее тяжелых случаев (катастроф), имеющих уровни последствий $C = 4$ и $C = 5$ $F_{\text{КАТ}} = N_I / N_{\text{КАТ}}$, где N_I – число аварийных ситуаций, где имела место i -я опасность, $N_{\text{АВ}}$ – количество всех изучаемых аварий, $N_{\text{КАТ}}$ – количество катастроф.

Обращает на себя внимание тот факт, что ряд опасностей имеет $F_{\text{КАТ}} > F_{\text{АВ}}$, что свидетельствует об их значительной роли в увеличении степени тяжести последствий событий.

Среди них водотечность (явная) непроницаемых конструкций (опасность 1.2) и близкие к ней по сути опасность 1.8 – невыполнение условий МК-66 (т.е. потенциальная водотечность), опасность 2.1 – перевозка металлолома и опасность 2.3 – применение грейферов.

Отмечается существенная доля в событиях, имеющих последствия $C = 4$ и $C = 5$, человеческого фактора в виде ошибок, при проведении ремонта (опасности 1.3 и 1.7) и надзора (опасность 1.4), а также при проектировании (опасность 1.5).

Особую роль играет смена судовладельца (опасность 3.9), которая сопутствует значительному числу катастроф. Можно сказать, что именно переход СОРП из классических структур пароходств в небольшие частные компании инициирует значительную часть других опасностей (см., например, ошибки в навигации – опасность 3.4).

СОРП в связи с их пониженным стандартом прочности, имеют меньшие запасы прочности, чем аналогичные суда неограниченного района плавания. Поэтому все факторы, приводящие к запроектному росту усилий на тихой воде и на волнении – опасности 3.2, 3.3, 3.7, 3.8 – отражаются на тяжести последствий воздействия на корпус СОРП этих опасностей.

СОРП работают в тяжелых условиях мелководья и частых шлюзований (до 30 в одном рейсе) летом и в ледовой обстановке зимой, что повышает весомость опасности 3.5, т.к. она в силу накопления деформационных повреждений и истирания наружной обшивки снижает несущую способность корпусов судов.

Обобщенные данные табл. 2 сформированы на основании обработки аварий и аварийных происшествий (для случаев с $C = 4$ и $C = 5$ результаты анализа приведены в табл. 3).

Все из рассмотренных 441 случаев были проанализированы (пример анализа дан в статье [4]) на основе тех данных, которые имелись в распоряжении автора, а также с помощью математического моделирования разных сценариев развития событий путем построения деревьев отказов и деревьев событий. Полученные автором выводы не всегда совпадают с официальными заключениями и носят сугубо исследовательский характер.

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Таблица 3

Информация и последствия стокостей, способствующих катастрофам СОРП

№ п/п	Проект, название, дата аварии, место аварии, [№д]	Вид опасности (факторы см. в таблице стокостей) и стокостная стокостность															Описание последствий									
		1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7	1.8	1.9	2.1	2.2	2.3	2.4	3.1	3.2		3.3	3.4	3.5	3.6	3.7	3.8	3.9		
1.	Пр. 11, Тонара, 1994, [№д] = 1,5 м	1	2	2	2	2			3		1	1									2	2	2	2	2	Загорание (3).
2.	Пр. 11, Санде-2, 1993, [№д] = 1,5 м	1	2	2	2	2			3		1	1									2	2	2	2	2	Загорание (3).
3.	Пр. 574, Подольск, 30.05.01, река Ока [№д] = 2,3 м	2	3				1	2									3	2								Удар о подводные препятствия. Загора. Пожар. Восстановлен. (4).
4.	Пр. 574, Курган, 16.08.02, С.Петербург [№д] = 2,0 м	2	2				3	1	2									3								Столкновение с опорой моста и последующая затопление (3).
5.	Пр. 574, Калуга, 11.11.07, Каргопольский, [№д] = 2,0 м	2	2				1	2		1	2	1									2		2	2	2	Столкновение с затопленным объектом, пожар судна. Выбросы паров 1 и 2, протек 1 и последующее затопление после затопления после аварии на затопленном объекте. Пожар. Ущерб: паров. 1921; паров. серия (3).
6.	Пр. 574, Рязань, 03.12.09, мостовый парк через Рязань, [№д] = 2,0 м	2	2					2		2	1	2									2		2	2	2	Паровые корпуса. (4).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл.3

7.	Пр. 21-88, Мадан, 1994, [R ₂₀] = 2,5 м	1	3																1	Перелом в шпоре с гибкой осью. (2)
8.	Пр. 21-88, Елван, 1994, [R ₂₀] = 3,5 м	1	2							3									1	Загибало после аварии. (2)
9.	Пр. 21-88, Муром, 1997, [R ₂₀] = 3,5 м	1	1	1	3														1	Посадка на мель с по- рванным корпусом. (3)
10.	Пр. 21-88, Воскресенск, 1996, п. Саватковском, [R ₂₀] = 3,5 м	1	1	1	2														1	Выдрыв на борту в шпоре со сломанной осью. (4)
11.	Пр. 21-88, Тавош, 02.02.2000, [R ₂₀] = 3,5 м	1	2	1	1	1													1	Загибало после перелома в шпоре в 2000 г аварии. Поверх специальной защиты. (5)
12.	Пр. 21-88, Светловск, 01.10.02, район Лаво, [R ₂₀] = 2,0 м	1	1																	Сломано в буре- шпоре. На борту забрало мало 7 человек. (4)
13.	Пр. 21-88, Навиш (В. Куменко), 02.02.03, у берегов Турина, [R ₂₀] = 3,5 м	1	3	1	1														1	Загибало. (3)
14.	Пр. 21-88, Несвижск, 11.2007, Королевский прудок, [R ₂₀] = 2,5 м	2	3																	При стоянке в Берези- ском пруде в шпоре в аварии с грузом оско- па. Потопил боковую часть основания. (5)
15.	Пр. 21-88, Воскресенск, 11.2007, Королевский прудок, [R ₂₀] = 2,5 м	2	3																	При стоянке в Берези- ском пруде в шпоре в аварии с грузом оско- па. (5)

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл.3

16.	Пр. 21-08 (Финляндия), Вальста-1, 11.11.07, Балтийское море, [V_{max}] = 6,0 м	1	3	1															1	1	Литераги и шпиги с грузом 2186 тонн выехали. Большая часть топлива пошла в (5).
17.	Пр. 21-08, Костафик, 08.02.08, Порт Азов, [V_{max}] = 2,5 м	1	3	1																1	Литераги. (4).
18.	Пр. 1977, Восточный 240, 28.12.1999, Мраморный море, [V_{max}] = 2,5 м	1	3	2				3													Переход в состоянии с грузом 4300 т шпиги попл. 160 и шпиги (фосфорит 3 м) в ст. бал. судна. Стреловидный корпус судна вылетел с грузом вылетев в составили 929 тыс. долларов США. (3).
19.	Пр. 590А, Восточный, 138, 27.09.01, Азовское море, Татарский шельф, [V_{max}] = 2,5 м	1							1				1	2	3						Получен при столкновении с судном (5) Восточный грузовой раб- шпиги 252 м в грузовой марке. Вылетела на борт около 700 т нефти. (4)
20.	Пр. 590А, Восточный 139, 11.11.2007, Коринский пролив, [V_{max}] = 2,5 м	1	2											1	3						Переход в состояние с грузом 4877 т шпиги в шпиги (фосфорит 3-7 м). Вылетела на борт около 1200 тонн шпиги. Большая часть шпиги вылетела в шпиги судна. (3).
21.	Пр. 1565, Восточ- ный 500А, 04.11.1995, м. Станбул, [V_{max}] = 2,5 м	1						3												1	Выбросил на борт в шпиги и парализова- (5).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл. 3

28.	Пр. 5078, Аризона-1, 19.11.08, Словен, [Pos] = 3,3 м	1	2																Перелом и гибель судна на рейде Слов. (5)
30.	Пр. 791, Венгрия- Боме 36, 21.12.1993 [Pos] = 3,0 м	1	2						1										Перелом и штырь (после 4 м) в стальной судне. (5)
31.	Пр. 791, Венгрия- Боме 36, 1994, [Pos] = 3,2 м	1	2						2										После на маче и штыря. (Словен) (4).
32.	Пр. 791, «Ванна» (Боме-Боме 13), 12.08.05, [Pos] = 3,5 м		2																В боковой маче на грот-маче Бомефер вырван штырь на порты Украины. Потоки штырями. Судно дало в тиски 2:11 дурно с тисками в Черном море на высоте 4 м – отвалился. Проклятые штыри после падения штыря судна на 116, смачива 3 гр, после 4 гр. Судно разорвалось и ушло своим ходом в Бомефер. В мачу вырван штырь, были повреждены бункеры. Штырь обрубился на Тунай. Крут при походе в Тунай был 6 град. Начел быстрее ушел на маче. Котел догорел 10 град (за период для 13 штырей), судно было повреждено на маче.

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл.3

																						Тела кораблей с пещерной структурой. Прибытие кораблей численно управляли водонепроницаемость и прочностью обшивки. По ообщению капитана, вода не поступила в том числе и в трюмы. (4).	
																						Судно было повреждено на 33% т. Затонуло на рейде порта Зенит (Иран). Затопил трюмы. (5).	
																						Сел на мель в районе Аната. Затопил трюмы. Затонуло после столкновения с мачтой при бурном течении моря. (5).	
																						Затонуло судно после столкновения с судном «Ваня Виделин». Судно село с грузом металлолома 2000 т. рейсы Ростов-на-Дону - Иран. (5).	
																						Порвалось на две части между трюмами 3 и 4 в трюме. Мачта на 7 баллов, корпус в балласте. 11 человек потерял экипаж судна «Иран» (в. 1 человек моряк). (5).	
																						Искривлен на мачте, авария в трюме Иран-Турция с грузом леса 3000 м ³ . Корпус герметичен. (5).	
33.	Пр. 3-05, А/В, Брант (8, Восток-Барт 173), 10.11.2000, м. Зенит, [P _{max}] = 2,5 м	1	3	2	2	1																	
34.	Пр. 3-05, А/В, Ярвиз (8, Восток-Барт 172), 02.02.03, Аната, [P _{max}] = 2,5 м	1	3	2	2	1																	
35.	Пр. 3-05, Восток, 23.11.00, Ассоциация морей, [P _{max}] = 2,5 м	1	2																				
36.	Пр. 1743, Модулар (8, Север-В 34), 07.12.04, Зрибизон морей, [P _{max}] = 2,5 м	1																					
37.	Пр. 1743, Север, 02.03, Чираниморей, [P _{max}] = 6,0 м	1	2																				

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл. 3

38.	Пр. 781, RybLen (Б. Балтийский 14), 1992, Владивосток, [P _{max}] = 6,0 м	1																		Села на море. Страны (4).		
39.	Пр. 781, Swen (Б. Балтийский 2), 10.11.1999, Норвег, [P _{max}] = 6,0 м	1																		1	Заповед. (3)	
40.	Пр. 781, Вармискоит 6, 07.08.01, ШИГ, [P _{max}] = 6,0 м	1																		3	2	Села на море. Страны (4).
41.	Пр. 781, Syvinda (Б. Балтийский 24), 10.2001, Черное море, [P _{max}] = 6,0 м	1																		1	Заповед. с группой плав- ательных средств после поступления воды в два трюма в 30- 40 км от побережья при выполнении рейса Восток-на-Даль - Амур. (3)	
42.	Пр. 781, Seabird (Б. Балтийский 38), 2008, у берегов Грэнландии, [P _{max}] = 6,0 м	1																		1	Заповед. (3)	
43.	Пр. 1157, сборная (Сарматовский 1), 04.09.99, [P _{max}] = 6,0 м	04																		2	2	Паромы в аварии с гибелью судна - подробнее см. [4], (5).
44.	Пр. 1367, Boreal, 28.02.01, пролив Басфорт, [P _{max}] = 6,0 м	01																		3	Заповед. с результата сплошного поиска судна. (3).	
45.	Пр. 1157, с/базисный Владивосток, 05.01.03, [P _{max}] = 6,0 м	04																		2	Судно в аварии с гибелью судна после посту- пления воды в трюм. (5)	

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл. 3

46.	Пр. 1557, «Варяг Восточный», 11.11.07, [Всд] = 6,0 м	2																		Параллельно посадке на мель в районе Ком- станица-Покровосельские в шхеры (3).
47.	Пр. 621, «Линкюнден- 2681», 08.08.2004, река Пюна, [Всд] = 3,5 м	2								2										Параллельно посадке стопилом на грунт вытрусил грузы. Потопило 7 человек. (5)
48.	Пр. 197, «Виктория», 2003, Сызрань, [Всд] = 3,5 м	2	1							2										Параллельно посадке Литовские судны. (3).
49.	Пр. 977, «Резина-5», 26.05.08, Карабурун, [Всд] = 3,5 м	1								1										В результате посадки на мель в районе ШРК вышли на грунт один ГД, Судно вышло на берег. Повреждения в районе каютового и машинного отделений. (4)
50.	Пр. 326.1, «Турган-8», 02.1992, [Всд] = 3,5 м	1																		Суровые условия. (3).
51.	Пр. 326, «Алмаз-ИСП», 1998, [Всд] = 6,0 м	1	1																	Загорело в шхеры. Сбежали на мель остаточные топливные двигатели (4 мт) и судно- стиральные принадлежности в русском каютовом отделении. (3).
52.	Пр. 326, «Сарак», 05.01.2007, Кургинь, [Всд] = 6,0 м	1	2																	Параллельно фарфорови- там. Потопило галла в каюту-рубку. Гибель 2 человек экипажа. (4).
53.	Пр. 326, Россохино 1, 16.03.2008, Кургинь, [Всд] = 6,0 м	1	3																	Потопило галла при фарфорови там. стиральную. Гибель 1 чело- век экипажа. (4).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл.3

63.	Пр. ДВВМБ, Славутин-7, 14.08.03, барже верс. [P _{вс}] = 3,0 м Пр. 1933.																		Перелом в шпоре с структурной частью. Положение ремонту. (4)
62.	Варфоломеев-7, 06.10.99, река Пана, [P _{вс}] = 3,3 м	1	3						2										Проблемы. Вылет из берга 48 тонн груза. (4).
60.	Пр. 1976, Варфоломеев-578М, 01.08.2003, Смоленский канал, [P _{вс}] = 6,0 м			3						2									Проблемы: поврежде- ние «Буря-1» в районе ста- рца Славута и Славут- ского канала Балтого мо- ри. Разрыв корпуса. Найдены старания были заделаны. (4).
64.	Пр. 1814, Бела 1, 23.03.87, Волгоград- Донской, [P _{вс}] = 6,0 м																		Выброшены в шпору на берга. Забитые стволы. (4).
65.	Пр. 1814, Искор Корпус, 18.12.2007, п-во Рыбинск, [P _{вс}] = 6,0 м																		Рез в Арзамасском Сам-Мисра (Буряев) с трещиноматериалами в шпоре: 2300 т. Стоян на шпоре в сопро- тлении корпуса. Выброшены на каналь- ные стволы. Забитые стволы. (4).
66.	Пр. 1814/1000, Белосудский 10, [P _{вс}] = 2,3 м	1																	Выброшены на берга Проблемы: трещины, стволы. (4)
67.	Пр. 341, Росвик, 1991, [P _{вс}] = 0,5 м																		Гибель судна при походе на шель. Страныца вылетела 1345 т.м. груза США. (3).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл.1

68.	Чернышевск, 04.12.01, в районе мыса Совет, [R _{ср}] = 7,0 м	1																3	Спрогнозирована судна в аварии (7 человек). Потрачено 6 человек здоровья. (2).
69.	Миргород 2, 22.10.2007, [R _{ср}] = 8,5 м	2	2	2														1	Губительная авария со входом в штормовую группу. Потрачено 42 человека. (2).
70.	Аурал, 16.02.04, [R _{ср}] = 3,5 м	2	3	2														2	Загорелся в шторм. Потрачено 6 человек здоровья. (2).
71.	Калинин Узлов, 01.2008, Восстание- Варшавское море, [R _{ср}] = 8,5 м	3					1											2	Вышел на Исток в Головом с судном митин- га в районе 4523 т. Прогнал. (2).
72.	Самарга, 23.01.06, Восточное море, [R _{ср}] = 8,5 м	3																2	Вышел на Пискаруна в Челму (5000) с судном веса 3204 м ³ . В аварии произошел обрыв палуб- ного коридора, при этом произошло повреждение палубы: конструкторы и люди не заметили. Люди начали поступать в трюм 2 и близлежащие талии. Судно загорелся. Потрачено 7 человек. (2).
73.	«Ульяна», 01.01.08, Корейский пролив, [R _{ср}] = 8,5 м	3											2					1	Загорелся в шторм с судном 2536 тоннажистый в рай- оне Корейско-Японский. Потрачено 10 человек здоровья. (2).
74.	«Олеа Немань», 11.11.07, Самарское, [R _{ср}] = 8,5 м	3																1	Загорелся в шторм с судном мешками в районе Мугур- поль-Тарту. Потрачено 15 человек здоровья. (2).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл. 2

73.	«Санта-Is», 18.11.07, Атлантический океан, [RMS] = 0,5 м	3																		Загорела шпация с грузом леса (282 т) в районе Исландия-Мальдивы (Кариб), Северный Атлантический океан. (3).
74.	«Paris», 21.11.03, Балтийское море, [RMS] = 0,5 м		3																	Пылеизнос от строповальной деятельности в районе Свешья-Миско. Грузовые отсеки сломаны. (4).
77.	«Wendy», 02.11.04, Балтийское море, [RMS] = 0,5 м	3																		Загорела шпация с грузом леса (678 т) в районе Искова-Ямочка. (3).
78.	«Linnas», 17.07.09, Эгейское, [RMS] = 0,5 м	3	2				2													Загорела в районе Карфагуса (Низкогорья-Южная), Эгейское море. (3).
79.	«Linnas Za», 17.07.09, Средиземное, [RMS] = 0,5 м	3	2				2													Средиземное и западное в районе Страны-Понтийского моря. (3).
80.	«Linnas», 02.11.04, Атлантический океан, [RMS] = 0,5 м	3						2												Загорела шпация с грузом леса (400 т) в районе Искова-Ямочка. (3).
81.	«Linnas», 02.11.04, Атлантический океан, [RMS] = 0,5 м	3																		Порядок в Искова. (3).
82.	«Linnas», 18.02.08, Черное море, [RMS] = 0,5 м	3																		Загорела шпация с грузом леса (918 т) в районе Мармара-Губе. (3).
83.	«Linnas», 03.12.08, Турецкое, [RMS] = 0,5 м	3																		Загорела в районе Искова-Ямочка-Губе. (3).
																				Загорела шпация. Порядок в Искова. (3).
																				Загорела шпация. Порядок в Искова. (3).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Продолжение табл. 3

84.	«Супер Вейв», 11.12.09, Северное море, [вс.] = 6,5 м	2																			Посадка в район Туше- ов, Чукотка. Потопило 2 члена экипажа. (3).
85.	«Ирина, Надежда», 10.03.08	2			2																Пароход при посадке на мель. Судно разле- злось на три килевы. (3).
86.	«Рубин, Славянка», 22.11.08	2			2																Посадка на мель. Затопило экипаж. (4).
87.	«Lady Rains», Мраморное море, 27.09.08 [вс.] = 6,0 м	2			2																Посадка на мель. Пароход корпус. Затопило экипаж. (3).
88.	«Андрей 2», Суэцкий, 29.09.08 [вс.] = 6,0 м	2			2																Посадка на мель. Пароход корпус. Затопило экипаж. (3).
89.	«MAD Is», Суэцкий, 14.02.09	2			2																Посадка на мель. Затопило экипаж. (4).
90.	«Mesta D», Мраморное море, 09.02.10	2	2		2																Посадка на мель. Затопило экипаж. Судно затонуло. (3).
91.	«Ван-Д», 20.08.09, Северное море	2	2		2																В 30 минут после начала бесфорсажного послуживения поезда в троем. Затопило поваров судна. (4).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

В табл. 3 по каждой опасности указан по 3-бальной шкале коэффициент относительной ответственности (весомости) в рассматриваемом случае. По результатам исследования методами теории риска каждого происшествия назначались: балл «3» – опасность прямого действия, непосредственно приведшая к аварии; балл «2» – опасность косвенного действия, вызвавшая к жизни опасности с баллом «3»; балл «1» – фоновые опасности, оказавшие неблагоприятное воздействие на ситуацию.

Для каждой опасности был определен обобщенный уровень риска СОРП R , который определялся как произведение вероятности возникновения опасности F на последствия воздействия указанной опасности на объект C . Условная вероятность F определялась по 5-бальной шкале («1» – частота возникновения в 0-20% аварийных случаях, «2» – 21-40 %, «3» – 41-60 %, «4» – 61-80 %, «5» – 81-100 %).

В табл. 4 представлена формальная оценка риска, полученная в двух вариантах: на основе всех рассмотренных аварийных ситуаций и для катастроф.

Таблица 4

Формальная оценка риска СОРП

Опасность	Все случаи			Катастрофы		
	F	C	R	F	C	R
1.1	3.27	0.95	3.12	2.91	1.98	5.77
1.2	1.81	2.59	4.69	3.68	3.95	14.52
1.3	0.88	1.91	1.69	1.26	3.14	3.97
1.4	0.68	1.44	0.98	1.04	2.53	2.64
1.5	0.53	1.62	0.86	0.77	2.45	1.89
1.6	0.49	1.88	0.91	0.77	3.29	2.53
1.7	0.80	1.57	1.26	1.21	2.11	2.55
1.8	1.45	1.53	2.23	2.20	3.22	7.07
1.9	0.02	0.50	0.01			
2.1	0.98	1.60	1.56	2.31	2.40	5.53
2.2	1.09	1.55	1.69	0.88	3.69	3.24
2.3	1.37	1.19	1.63	2.42	2.17	5.26
2.4	0.06	1.87	0.11	0.05	3.33	0.18
3.1	0.16	2.55	0.40	0.33	3.83	1.26
3.2	0.67	2.59	1.73	1.32	4.18	5.51
3.3	1.58	2.18	3.44	1.54	4.24	6.52
3.4	2.70	1.23	3.33	0.82	3.02	2.49
3.5	1.88	1.79	3.36	0.55	3.37	1.85
3.6	0.09	1.58	0.14	0.05	3.33	0.18
3.7	0.66	2.53	1.67	1.70	3.31	5.64
3.8	0.08	3.81	0.30	0.38	3.81	1.47
3.9	1.42	1.23	1.75	3.13	1.97	6.17

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

На основе данных табл. 4 были построены матрицы риска СОРП: на рис. 1 – для всех аварийных случаев и происшествий, исследуемых в статье и на рис. 2 – для катастроф.

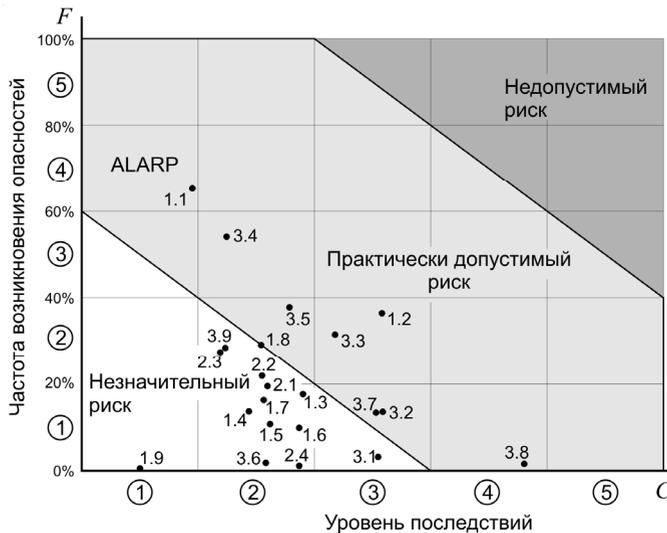


Рис. 1. Матрица риска СОРП (для всех исследованных аварий)

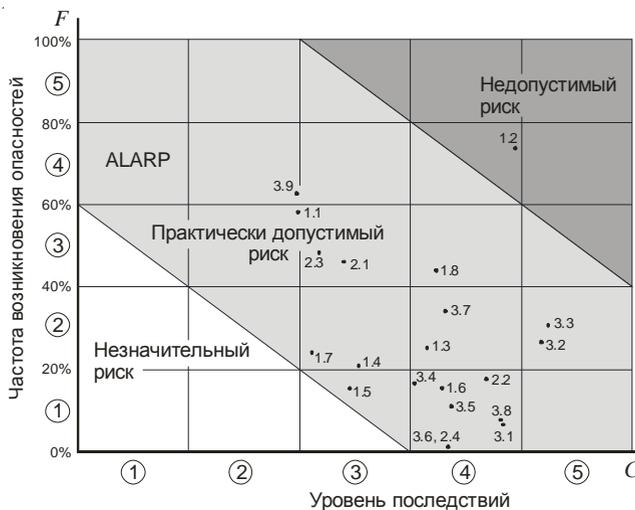


Рис. 2. Матрица риска СОРП (для катастроф)

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Анализ рис. 1 и 2 позволяет сделать следующие выводы о ранжировании опасностей:

- наибольшую опасность для СОРП представляет опасность 1.2 (фактическое обеспечение непроницаемости корпусных конструкций), существующий уровень риска по данной опасности относится к «недопустимому»;

- опасность 1.8 (степень соответствия МК-66, состояние и конструкция люковых закрытий, комингсов дверей, вентиляторов и прочих отверстий в непроницаемой корпусе), 2.1 (перевозка металлолома), 2.3 (применение грейферов) имеет достаточно высокий формальный уровень риска как по частоте, так и по последствиям, который находится в т.н. зоне «ALARP», т.е. в пределах минимально допустимого практически уровня риска;

- опасности 3.2 (нарушение ограничений), 3.3 (посадки на мель) и 3.7 (ошибка прогнозов) относятся к зоне «ALARP» за счет тяжести последствий.

- опасности 1.1 (несоответствие технологий речного судостроения), 3.9 (смена судовладельца) относятся к зоне «ALARP» за счет высокой частоты возникновения.

Согласно подходам, принятым в методе формализованной оценки безопасности [1, 3], опасности, которые отнесены по уровню риска к зоне «недопустимого риска», должны быть подвергнуты процедуре управления риском (снижения частоты и/или последствий) при любом уровне затрат, требуемых для этого. Опасности из зоны «ALARP» требуют проведения технико-экономического анализа, с определением оптимальных по стоимости мероприятий по снижению уровня риска.

Решение задачи управления риском СОРП при воздействии опасности 1.2 лежит в сфере организационно-технических мероприятий при проведении наблюдения за фактическим состоянием корпусов судов при эксплуатации.

На основании статистики были построены графические зависимости числа аварий и катастроф от возраста судна (см. рис. 3) и распределение по годам (см. рис. 4).

На рис. 3 наблюдается устойчивый рост аварийности для судов старше 10 лет с пиком катастроф для судов с возрастом 25-30 лет. Значительная часть аварий происходит с судами старше 20 лет.

Рис. 4 позволяет отметить кардинальный рост количества аварийных случаев в 2000 и последующих годах. Если в 1992-1999 годах отмечалось 1-4 катастрофы с СОРП, то в 2000-2009 годах эта цифра составила 5-14 случаев в год (при общем числе происшествий до 80 в год).

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

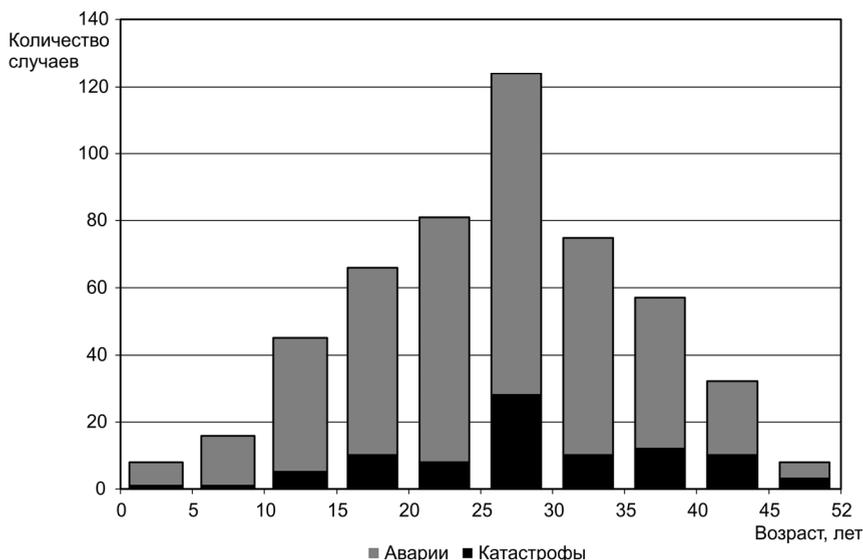


Рис. 3. Зависимости количества аварий и катастроф от возраста судна

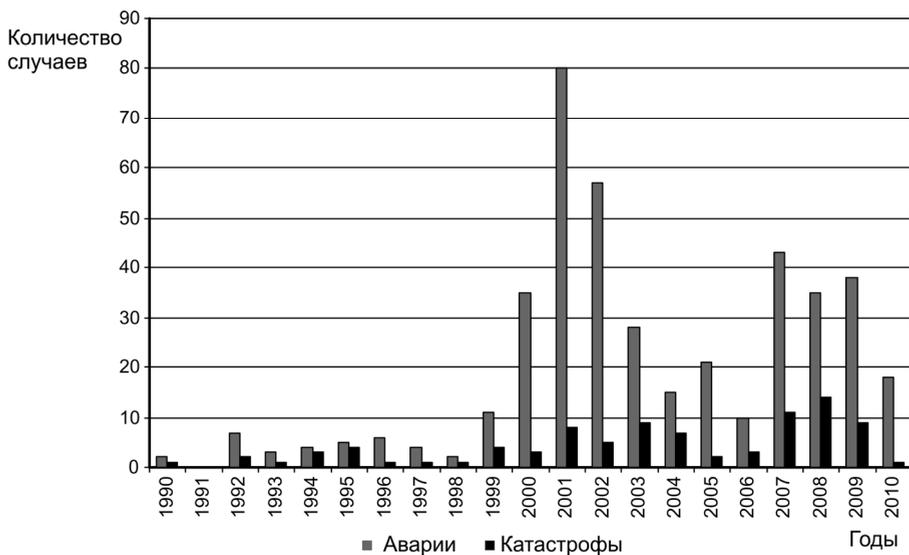


Рис. 4. Распределение количества аварий и катастроф по годам

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

Учитывая, что общее количество находившихся ежегодно в эксплуатации СОРП, составляло около 1000 судов, частота кораблекрушений с СОРП за 1991-2009 годы достигло примерно 5 на 1000 судов в год, что соответствует среднемировому уровню. Данная оценка может быть признана достаточна достоверной, т.к. случаи с уровнем последствий $C = 4$ и $C = 5$ скрыть крайне сложно. При этом эта же величина для периода с 2001 по 2009 год составила уже 8,6 катастроф на 1000 судов в год.

Ежегодная вероятность аварий и аварийных происшествий с СОРП за 1991-2009 годы составляет грубо 24,5 случая на 1000 судов в год. Однако имеющиеся в распоряжении автора данные по случаям с уровнями последствия $C = 1$, $C = 2$ и $C = 3$ нельзя признать полными.

Фактически данная величина должна быть существенно выше, возможно, в пределах 50-60 случаев на 1000 судов в год.

В краткосрочной и среднесрочной перспективе решение проблемы обеспечения достаточной надежности и безопасности СОРП при сохранении приемлемого уровня эффективности возможно только при обеспечении системного подхода на всех стадиях жизненного цикла СОРП, включая этапы классификации и требований Правил, проектирования, строительства, эксплуатации, освидетельствований, ремонта и модернизации. Необходим индивидуальный подход к существующим судам ограниченного района плавания, учитывающий условия эксплуатации, перевозимые грузы, средства погрузки-выгрузки, габаритные ограничения водных путей и портов, ледовую обстановку.

Кардинальное долговременное решение проблемы требует строительства нового флота СОРП.

ЛИТЕРАТУРА

1. Егоров Г.В. Проектирование судов ограниченных районов плавания на основании теории риска. – СПб.: Судостроение, 2007. – 384 с.
2. Егоров Г.В. Развитие требований к средствам контроля за грузки морских и смешанного плавания судов // Автоматизация судовых технических средств // Научн.-техн. сб. – Вып. 5. – Одесса: ОГМА, 2000. – С. 36-53.
3. Егоров Г.В. Исследование риска при эксплуатации судов смешанного плавания // Зб. наук. праць УДМТУ. – Миколаїв: УДМТУ, 2000. – № 5. – С. 49-59.
4. Егоров Г.В. О причинах переломов корпусов судов // Проблеми техніки. – 2002. – № 2. – С. 3-15.
5. Егоров Г.В. Анализ аварий корпусов судов ограниченных районов плавания // Проблеми техніки. – 2002. – № 3. – С. 3-25.

**ИССЛЕДОВАНИЕ РИСКА АВАРИЙ
КОРПУСОВ ТРАНСПОРТНЫХ СУДОВ
ОГРАНИЧЕННЫХ РАЙОНОВ ПЛАВАНИЯ ЗА 1991-2010 ГОДЫ**

6. Егоров Г.В. Суда смешанного река-море плавания: перспективы существующего флота // Зб. наук. праць НУК. – Миколаїв: НУК, 2008. – № 3 (420). – С. 3-12.
7. Емельянов М.Д. Критические элементы морских судов // Судостроение. – № 6. – 2008. – С. 16-22.
8. Емельянов М.Д. Оценка риска и критические элементы морских судов // Проблемы развития морского флота: Сб. научн. трудов. – СПб: ЦНИИМФ, 2009. – С. 20-41.
9. Емельянов М.Д. Применение условных рисков для оценки безопасности морских судов // Транспорт Российской Федерации. – 2009. – № 3-4 (22-23). – С. 40-45.
10. Обзор повреждений судов и их элементов за 1991-2001 гг. // Российский Речной Регистр. – М.: РРР, 2002. – 96 с.
11. Преснов С.В. Аварийность судов внутреннего и смешанного (река-море) плавания в морских районах в 2002 г. // Наука и техника на речном транспорте: Информационный сборник. – М.: ЦБНТИ МТ РФ, 2003. – С. 22-31.
12. Шурьяк В.К., Сергеев А.А. Анализ аварийности на судах с классом Регистра // Научно-технический сборник. – СПб: Российский морской регистр судоходства. – 2005. – Вып. 28. – С. 32-46.
13. Consolidated text of the Guidelines for Formal Safety Assessment (FSA) for use in the IMO Rule-making process. MSC/Circ. 1023-MERC/Circ. 392. – 14.05.2007.
14. Curry R. Merchant ship losses 1934-1993: an overview // RINA Transaction. – London: RINA, 1995. – P. 1-50.
15. General Cargo ships - danger overlooked? // The Naval Architect. – February. – 2003. – P. 30-32.
16. Manley C.V. Merchant ship losses – a general review // RINA Transaction. – London: RINA, 1965. – P. 539-548.
17. Papanikolaou A., Eliopoulou E. Environmental safety of crude oil tanker // Proc. of 13th Congress of IMAM. – Istanbul, Turkey, 2009. – P. 1129-1138.

Надійшла 27.07.10

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА

Выполнены анализ и совершенствование технологии исправления деформированного судна с определением оптимального количества и положения разрезов корпуса и перемещения стальной опор при сохранении прочности как самого корпуса, так и технологического оборудования заводов.

Зроблено аналіз та вдосконалення технології виправлення судна, що деформоване, з визначенням оптимальної кількості та розташування розрізів корпусу та пересування сталевих опір із збереженням міцності як самого корпусу, так й технологічного обладнання заводів.

The analysis and perfection of technology of correction of the deformed vessel, with definition of optimum quantity and position of cuts of the hull and moving of slip supports are executed at preservation of strength both the hull and technology equipment of shipyards

Ключевые слова: *остаточные деформации, упругая линия, перегиб, допускаемая величина, технология, линии реза, исправление деформаций.*

Обеспечение эффективной и безопасной эксплуатации судов смешанного река-море плавания в среднесрочной перспективе требует проведения значительных объемов работ по ремонту корпусов, включая полную замену грузовой зоны. В качестве примера таких работ можно привести проекты Морского Инженерного Бюро по реновации (с заменой средней части корпуса) танкеров пр. 550А/1577 типа «Волгонефть» (реализовано на 22 судах) и сухогрузов пр. 1557 типа «Сормовский» (5 судов), а также значительные ремонты сухогрузов проектов 1557, 781, 2-95 и ряда других [1, 2].

Отличительной особенностью этих работ стало исправление общих остаточных деформаций корпусов (100-150 мм), накопленных ими, как правило, за многочисленные ремонты в течение 20-30 лет своего существования. При этом остаточный перегиб достигает у отдельных судов 300-400 мм, а иногда даже 500-600 мм [3, 4].

Как показал опыт некоторых таких работ, неучет наличия остаточных деформаций приводил к появлению таких прогибов уже на обновленном корпусе, пусть даже и с меньшими стрелками.

Для устранения таких нарушений общей формы корпуса используют исправления деформаций путем разрезания корпусов на две, три, а иногда и четыре части, с последующим разворотом и подъемом отдельных частей и дальнейшей стыковкой между собой. Соответственно задача разработки технологии замены средней части корпуса, позволяющая существенно снизить деформации корпуса, остается актуальной.

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА

Задача рассматривается на примере «выравнивания» корпусов танкеров пр. 1577/550А «Волгонефть» на слипе типового речного судоремонтного завода. Такие работы активно проводятся в связи с реновацией судов этого проекта.

В статье выполнен анализ и разработана усовершенствованная технология исправления деформированного судна с определением оптимального количества и положения разрезов корпуса и перемещения стапельных опор при сохранении прочности как самого корпуса, так и технологического оборудования заводов.

К планированию разрезов приступают после размещения изогнутого судна на стационарных стапельных опорах (см. рис. 1), исходя из допустимых величин остаточной погиби на каждом участке.

Исходное положение корпуса определено на стационарных стапельных опорах с длиной килевой дорожки $l_{кд}$. Схема постановки судна на стационарные стапельные опоры представлена на рис. 7. Длины консолей от концевых опор в нос и в корму составляют соответственно l_n, l_k .

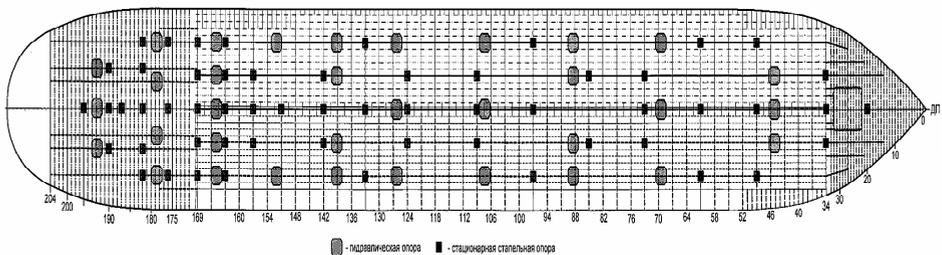


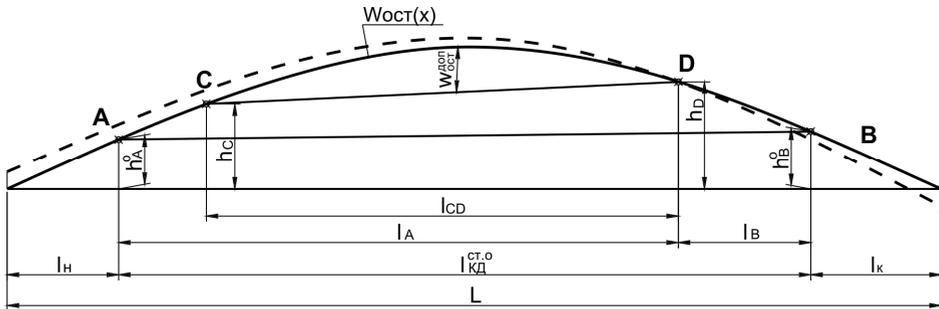
Рис. 1. Схема постановки судна на стационарные стапельные опоры

Ведем понятие базового участка длины корпуса CD (см. рис. 2), стрелка остаточного перегиба на котором $w_{осм}^{max}(CD)$ удовлетворяет основному критерию процесса исправления $w_{осм}^{max}(CD) \leq w_{осм}^{don}$, где $w_{осм}^{don} = 40$ мм – допустимая стрелка прогиба (обоснована в статье [3]).

В общем случае линия CD имеет некоторый угол наклона $\alpha_2 \cong \frac{h_D^0 - h_C^0}{l_{CD}}$. Базовый участок корпуса CD целесообразно установить горизонтально на высоте не менее 1900 мм (по условиям выполнения работ в районе днища). Поэтому в соответствии с рис. 2 кривую $w_{осм}^{zp}(x)$ необходимо повернуть относительно точки D на угол α_2 по часовой стрелке, тогда разница высот деревянной подушки на концах килевой дорожки составит

**ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ
ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА**

$$\left. \begin{aligned} h'_n &= h_n^0 + \alpha_2 \cdot \ell_A = h_n^0 + \frac{h_D^0 - h_C^0}{\ell_{CD}} \cdot \ell_A \\ h'_k &= h_k^0 + \alpha_2 \cdot \ell_B = h_k^0 - \frac{h_D^0 - h_C^0}{\ell_{CD}} \cdot \ell_B \end{aligned} \right\}.$$



*Рис. 2. Схема контакта искривленного судна
с концевыми стапельными опорами*

Поскольку базовая линия CD при этом становится параллельной горизонтальному основанию стапеля, то при условии заданного положения базовой линии относительно подошвы стапеля (не менее ≥ 1900 мм от подошвы стапеля) можно определить высоту деревянной подушки.

Если высота стационарной стальной опоры $h_{cm}^0 \cong 1500$ мм, то необходимая высота деревянной подушки составит

$$1500 + h'_B + \Delta h_B \geq 1900 \text{ мм},$$

а величины Δh_B и Δh_A равны

$$\left. \begin{aligned} \Delta h_B &\geq 200 - h'_B = 400 - h_k^0 + \frac{h_D^0 - h_C^0}{\ell_{CD}} \cdot \ell_B \\ \Delta h_A &\geq 200 - h'_A = 400 - h_n^0 + \frac{h_D^0 - h_C^0}{\ell_{CD}} \cdot \ell_A \end{aligned} \right\}.$$

Таким образом, места вертикальных разрезов уже определены – это сечения C/C' и D/D' (рис. 3).

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА

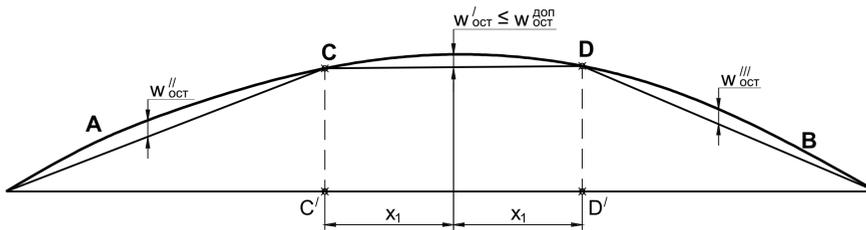


Рис. 3. Схема мест вертикальных разрезов по CC' и DD'

Этих двух разрезов будет достаточно, если остаточные величины перегиба на концевых участках удовлетворяют соотношениям $w''_{ост} \leq w^{дон}_{ост}$; $w'''_{ост} < w^{дон}_{ост}$.

Если предположить, что кривая остаточного перегиба определяется квадратной параболой, то легко установить, что при $w^{дон}_{ост} \leq 40$ мм количество вертикальных разрезов будет определяться фактической величиной $w^0_{ост}$ (см. рис. 4).

При $w^0_{ост} < 160$ мм – достаточно одного вертикального реза посередине. При $160 < w^0_{ост} < 350$ мм – достаточно 2-х вертикальных разрезов при

$$\bar{x}_i = \frac{2x_i}{L} = \sqrt{\frac{w^{дон}_{ост}}{w^0_{ост}}} = \sqrt{\frac{40}{180 \div 350}} = 0,47 \div 0,338.$$

При $350 < w^0_{ост} < 450$ мм – необходимо 3 реза – посередине и примерно на четвертях длины судна.

При произвольной форме кривой остаточного перегиба вопрос о местах расположения вертикальных разрезов решается графически.

Поскольку операция выполнения вертикальных разрезов производится на стапельных опорах, при окончательном выборе мест разрезов необходимо выполнить еще два условия:

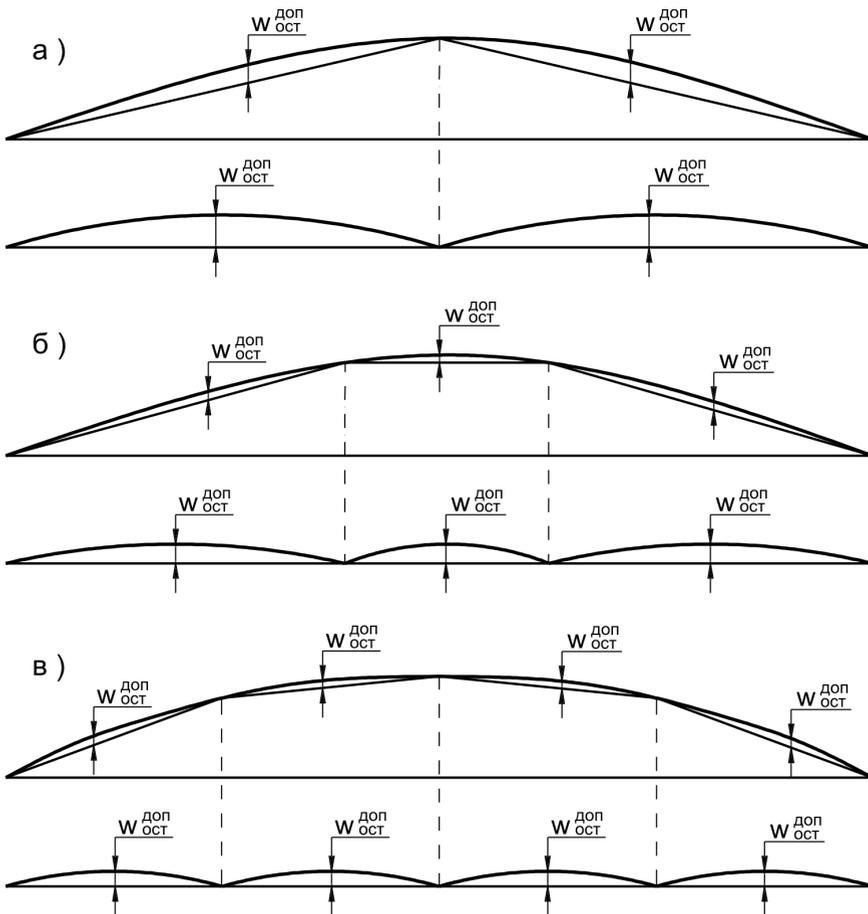
- места разрезов не должны совпадать с линиями стационарных стапельных опор, а располагаться в районе середины расстояния между ближайшими стапельными опорами;
- места разреза должны располагаться посередине между рамными шпангоутами судна.

Важно отметить, что в предложенной ранее методике ЦНИИТС [5] при использовании более жесткого критерия $w^{дон}_{ост} = 25$ мм получены несколько более жесткие величины необходимого количества вертикальных разрезов:

при $w^0_{ост} \leq 100$ мм – 1 рез; при $w^0_{ост} = 180-250$ мм – 2 реза;

при $w^0_{ост} = 400-420$ мм – 3 реза; при $w^0_{ост} = 700-800$ мм – 4-5 резов.

**ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ
ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА**



*Рис. 4. Схема 1-го, 2-х и 3-х разрезов
для исправления изогнутого корпуса судна*

Если корпус установлен на ступельных опорах так, что базовая линия CD параллельна плите стапеля, и установлены места вертикальных разрезов, то операция исправления может быть выполнена при одном технологическом этапе, используя только операцию подъема гидравлических тележек и при контроле горизонтальности конечного положения корпуса судна.

Для этой цели либо концевые части корпуса, либо весь корпус должны быть пересажены на гидравлические тележки, которые вместе с деревянными подушками имеют такую же высоту, как и стационарные опоры соответствующую заданной кривой остаточного перегиба $w_{\text{ост}}^{\text{зп}}(x)$.

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА

Поскольку базовая линия CD расположена на заданном расстоянии от плиты стапеля не менее 1900 мм (по технологическим условиям производства работ), то процесс исправления включает в себя только контролируемые расчетом перемещения платформ гидравлических тележек, определяемые расстоянием от центров вращения, совпадающих с местами вертикальных разрезов x_i

$$\Delta h(x_i) = x_i \cdot \alpha_j,$$

где $\alpha_j = \frac{w_{ocmj}^{\max}}{\ell_j^{\max}}$ – отношение максимальной величины остаточного перегиба w_{ocmj}^{\max} к расстоянию между оконечностями судна и основным шарниром.

Процедура определения перемещений $\Delta h(x_i)$ будет зависеть от числа вертикальных разрезов. Контроль перемещений подъема платформ гидравлических тележек ведется как с помощью оптического метода (теодолит, рейка, мишень), так и стоек с измерительными линейками, установленных либо в каждой группе гидравлических опор, либо даже у каждой гидравлической опоры.

Следует учитывать, что при неравномерном подъеме и повороте жестких частей корпуса между разрезами могут быть перегружены отдельные группы гидравлических тележек.

Поэтому контроль необходимо вести не только за перемещениями платформ, но и за их нагрузкой, путем контроля давлений по манометрам. Расчетные величины давлений, соответствующих положению судна на ровный киль, могут быть получены путем расчета по МКЭ системы шарнирно-сочлененного судна с упругими опорами.

Столь же важным является контроль напряженности оставшихся неразрезанными элементов корпуса в районе разрезов.

Для оценки прочности по нормальным и касательным напряжениям в этих элементах палубы необходимо по МКЭ определить величины изгибающих моментов $M(x_i)$ и перерезывающих сил $N(x_i)$ в районе каждого упругого шарнира и убедиться, что они не превышают опасных величин M_{on} и N_{on} в пределах упругой стадии работы.

В качестве примера используем пример исправления (см. рис. 5) общего остаточного перегиба корпуса танкера типа «Волгонетфть» с амплитудой $w_{ocm}^o = 150$ мм при одном вертикальном разрезе в районе середины длины на стапеле завода ЗАО «Нефтефлот».

**ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ
ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА**

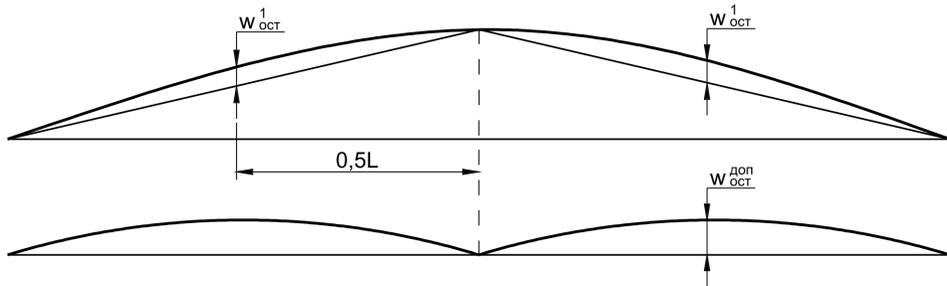


Рис. 5. Схема исправления изогнутого корпуса при одном вертикальном разрезе

В этом случае максимальный остаточный перегиб после исправления составит при

$$\bar{x}_2 = \frac{2x_2}{L} = 0,5$$

$$w'_{ост} = w^0_{ост} \left(1 - \bar{x}_2^2\right) - \frac{w^0_{ост}}{2} = 0,25\Delta^0_{ост} = 0,25 \cdot 150 = 37,5 \text{ мм} < w^{доп}_{ост} = 40 \text{ мм}.$$

Корпус целесообразно переставить со стационарных на 12 групп гидравлических тележек. Две дополнительные группы по 3 тележки в каждой устанавливаются на расстоянии 99,74 м и 118,9 м от кормы на дополнительных переносных рельсовых путях, которые имеются на ЗАО «Нефтефлот».

В этом случае дополнительные перемещения всех платформ гидравлических тележек определяются по формуле (в мм)

$$\Delta h_i \cong |x_i| \frac{\Delta^0_{ост}}{L/2} = x_i \frac{150}{64,3} = 2,33 \cdot x_i,$$

где $|x_i|$ – отстояние «i» опоры от миделя. Результаты см. в табл. 1 и табл. 2.

Таблица 1

Определение $\Delta h_{деп}^{гт}$ для гидравлических тележек

Номер опоры	3	6	8	10	13	15	19	22	25	27	29	32
$ x_i $, м	52,56	44,06	35,56	27,66	18,56	10,06	2,44	14,94	27,44	35,44	43,4	54,6
$\Delta h_i^{з.м.}$, мм	122,26	102,78	82,95	64,52	43,3	23,47	5,69	34,85	64,01	82,67	101,24	127,37

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА

Таблица 2

Определение $\Delta h_{дер}^{cm.o.}(x_i)$ для стационарных опор

Номер опоры	3	5	6	7	9	10	12	14	15	17	19	21	25	27	29	31	34	36	38	40
X_i , м	55	51,4	49,6	46,6	43	38,7	37,74	30,78	26,82	20,88	14,94	9	0,9	8,82	16,74	24,66	32,38	40,5	50,4	55,8
$\Delta h_i^{cm.o.}$ мм	128,3	119,9	115,7	108,7	100,3	90,3	81,0	71,8	62,6	48,7	34,9	21	2,1	20,6	39	57,5	75,5	94,5	117,6	130,2

После подъема судна на гидравлических тележках на величину $\Delta h_i^{z.m.} = 100$ мм необходимо добавить соответствующую высоту деревянных подушек $\Delta h_i^{cm.o.}$ (табл. 2) и на стационарных стапельных опорах.

После выкладки деревянных подушек на стационарных опорах, судно необходимо приподнять на гидравлических тележках на 10-15 мм над ними и переставить на стационарные стапельные опоры с откорректированными высотами деревянных подушек.

В заключение операции необходимо произвести контрольное измерение упругой линии выпрямленного корпуса с помощью теодолита, рейки и мишени при выполнении условия $w'_{осм}(x) \leq w_{осм}^{дон}$.

Операция исправления формы корпуса завершается восстановлением разреза по специальной технологии.

Проверка прочности конструкций палубного упругого шарнира осуществлялась расчетом по программе МКЭ-94. При этом $M_{ш}^{max} < M_{оп}$ и $N_{ш}^{max} < N_{оп}$, т.е. условия прочности корпусных конструкций в местах шарниров выполнены.

Заключение

1. Выполнено обоснование технологии «выравнивания» судового корпуса.
2. Обоснованы количество и расположение линий резов.
3. Приведен пример использования предлагаемой технологии для корпуса с фактическим остаточным прогибом 150 мм.
4. В зависимости от производственных условий и опыта завода операция исправления может быть выполнена не за один, а за несколько технологических этапов, особенно это относится к «выравниванию» при трех разрезах. В этом случае возможен такой вариант, что сначала выполняется только один рез посередине и производится подъем оконечностей в два этапа по рассмотренной выше схеме. После этого делаются два разреза на четвертях длины и подъем промежуточных и концевых частей до горизонтального уровня.

**ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИСПРАВЛЕНИЯ
ОБЩИХ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОРПУСА СУДНА**

ЛИТЕРАТУРА

1. Егоров Г.В. Модернизация как способ продления срока службы и обеспечения безопасной эксплуатации существующих судов // *Вісник ОДМУ*. – Одеса: ОГМУ, 2001. – Вып. 6. – С. 46-61.
2. Егоров Г.В. Рекласифицированные суда смешанного плавания // *Вісник ОНМУ*. – Одеса: ОНМУ, 2010. – Вып. 29. – С. 3-16.
3. Егоров Г.В., Фам Ван Туан. Анализ общих остаточных деформаций корпусов судов и обоснование их допускаемой величины // *Зб. наук. праць НУК*. – Миколаїв: НУК, 2009. – № 5 (428). – С. 8-17.
4. Бойцов Г.В., Александров А.В., Анкудинов О.С. Анализ и оценка остаточных деформаций корпусов судов смешанного плавания при пониженных запасах устойчивости их продольного набора // *Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова*. – Вып. 28 (312). – 2006. – С. 16-22.
5. *Технология и организация работ по реновации танкеров типа «река-море»* / В.М. Левшаков, А.А. Васильев, В.С. Михайлов, К.Д. Могилко, А.Я. Розинов // *Судостроение*. – 2004. – № 6. – С. 63-67.

Надійшла 26.05.10

ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ

В статье рассмотрены исследования влияния месторасположения нагнетательного клапана на процесс топливоподачи. С этой целью были проведены сравнительные стендовые испытания опытной топливоподающей системы, собранной на базе топливной аппаратуры дизеля NVD 48.

У статті розглянуто дослідження впливу місцеположення нагнетального клапану на процес паливоподачі. З цією метою були проведені порівняльні стендові випробування експериментальної паливоподаючої системи, зібраної на базі паливної апаратури дизеля NVD 48.

Here is given the information on investigation the influence of fuel valve location on a process of injection. For this purpose the comparative stand tests for the experimental injection system collected on the base of NVD 48 diesel fuel equipment have been carried out.

Ключевые слова: нагнетательный клапан, топливоподача, процесс впрыска.

Нагнетательный клапан делит нагнетательный тракт топливной системы на два участка, каждый из которых из-за своих характерных особенностей оказывает существенное влияние на процесс топливоподачи в целом. Так, на первом участке (от топливного насоса до клапана), из-за полной его разгрузки от остаточного давления после отсечки, процесс топливоподачи сопровождается разрывом сплошности потока, что может привести к плохому заполнению топливом насоса и нагнетательного трубопровода до клапана и к неудовлетворительному протеканию процесса впрыска. Второй участок (от клапана до седла иглы форсунки) после отсечки топлива остается под высоким остаточным давлением. При неблагоприятных условиях на этом участке после посадки иглы на седло может возникнуть интенсивный колебательный процесс, который вызовет дополнительные подъемы иглы, т.е. появятся подвпрыски топлива.

Нагнетательный клапан, как показывает практика, может быть установлен в любой точке нагнетательного тракта от насоса до иглы форсунки, в результате чего изменяются длины первого и второго участков L_{r1} и L_{r2} , а также отношение длины первого участка к общей длине L_{Σ} нагнетательного тракта. В этом случае будет изменяться и отношение объема первого участка V_{r1} к объему всего нагнетательного тракта

**ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ
НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ
СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ**

системы V_{Σ} , обозначим $\eta_L = \frac{L_{T1}}{L_{\Sigma}}$, $\eta_V = \frac{V_{T1}}{V_{\Sigma}}$. При $\eta_L = 0$ или $\eta_V = 0$ топливная система эквивалентна системе, в которой клапан размещен в насосе высокого давления, при $\eta_L = 1$ или $\eta_V = 1$ клапан располагается непосредственно у иглы форсунки.

Значения коэффициентов η_L или η_V в значительной степени определяют характер процесса впрыска топлива. В связи с этим возникает вопрос о необходимости проведения исследования влияния месторасположения клапана в системе на процесс топливоподачи. С этой целью были проведены сравнительные стендовые испытания опытной топливоподающей системы, собранной на базе топливной аппаратуры дизеля NVD 48, в которой нагнетательный клапан размещался либо в насосе высокого давления, либо перед форсункой, либо вообще удалялся из системы. Последний вариант по характеру протекания процесса топливоподачи аналогичен топливной системе с клапаном у иглы форсунки, но отличается простотой конструктивного исполнения. Идентичность гидродинамики процессов топливоподачи в этих системах обуславливается тем обстоятельством, что их нагнетательные тракты при отсечке полностью разгружаются от остаточного давления топлива, а поэтому условия наполнения систем топливом в начале впрыска практически одинаковы. Кроме того, исследование варианта топливной системы без нагнетательного клапана позволило одновременно провести сравнение процесса впрыска топлива в системах, имеющих нагнетательный клапан, с процессом впрыска топлива в бесклапанных системах.

В процессе исследования длина нагнетательного тракта $L_{\Sigma} = 1800$ мм и другие конструктивные параметры всех трех топливных систем оставались неизменными. Испытания проводились на режимах винтовой характеристики двигателя, соответствующих 5, 25, 50, 75, 100, 110 % нагрузке, при этом частота вращения кулачкового вала соответственно равнялась 69, 118, 148, 170, 188, 195 мин⁻¹. На всех указанных режимах цикловая подача $Q_{ц}$ устанавливалась одинаковой для всех трех опытных систем.

В процессе осциллографирования записывались давление топлива в нагнетательной полости насоса p_n , перед нагнетательным клапаном p_k и после него $p_{к'}$, перед щелевым фильтром форсунки p_f и в центральном канале сопла p_a . Одновременно регистрировались ход нагнетательного клапана u и подъем иглы форсунки z .

**ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ
НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ
СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ**

Результаты испытаний топливных систем на режимах, соответствующих винтовой характеристике дизеля NVD 48, представлены на рис.1. В качестве иллюстрации показано как изменяется характер процесса впрыска (кривые давления топлива в насосе p_H , форсунке p_ϕ и перед сопловыми отверстиями p_a , а также кривая подъема иглы z). На рис.2 показаны совмещенные осциллограммы процессов топливоподачи на номинальном режиме ($n = 188 \text{ мин}^{-1}$ и $q_{ц} = 0,95 \text{ г}$). Наибольшие значения максимального давления топлива в процессе впрыска наблюдаются в системе без клапана, а наименьшие в системе с клапаном в насосе. Так, на номинальном режиме давление $p_H = 67,5 \text{ МПа}$ в системе с клапаном перед форсункой и 50 МПа в системе, в которой клапан размещен в насосе.

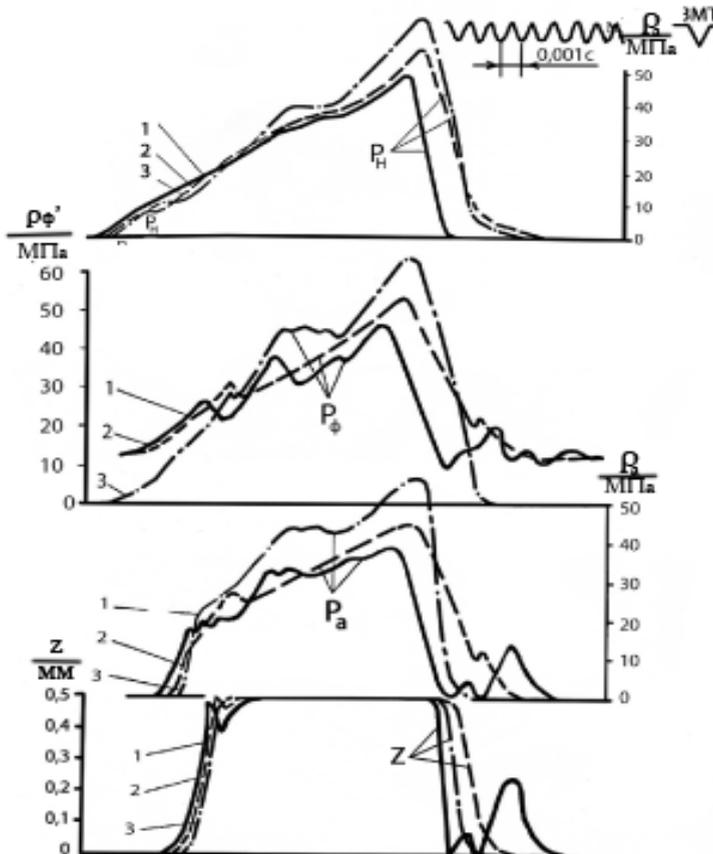


Рис.1. Совмещенные осциллограммы топливоподачи трех систем при работе на режиме $n = 188 \text{ мин}^{-1}$ и $q_{ц} = 0,95 \text{ г}$

**ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ
НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ
СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ**

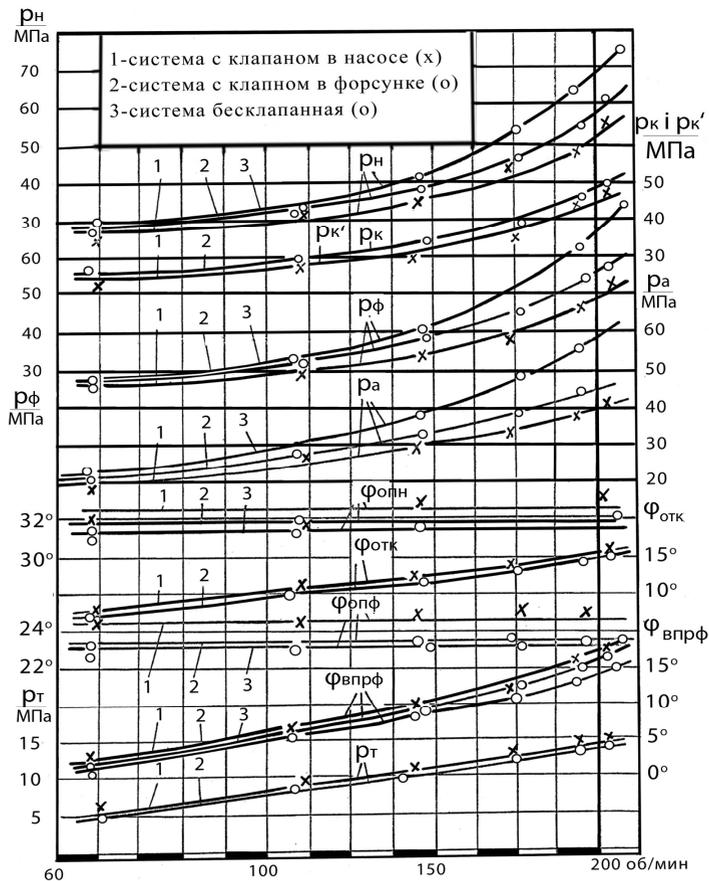


Рис.2. Влияние месторасположения нагнетательного клапана в системе на процесс впрыска при работе по винтовой характеристике

Следовательно, перенос клапана из насоса к форсунке привел к повышению давления p_H на 15 %, а его удаление из системы обусловило рост на 35 %.

Аналогично изменяется давление топлива и в других исследуемых точках системы.

Увеличение давления топлива в системе после переноса нагнетательного клапана из насоса к форсунке или удаления его из системы объясняется тем, что с появлением участка нагнетательного тракта полностью разгружающегося от остаточного давления, процесс топливоподачи смещается и дальше происходит на более крутом участке профиля топливной шайбы (т.е. происходит при большей скорости плунжера), из-за

ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ

потери части хода плунжера на ликвидацию разрыва сплошности потока и на сжатие топлива от давления подкачки до давления, необходимого для подъема иглы форсунки.

С изменением цикловой подачи по винтовой характеристике в сторону уменьшения эта закономерность распределения давлений в системе сохраняется, но разность в абсолютных значениях уменьшается и на режиме наименьшей подачи ($n = 69 \text{ мин}^{-1}$) она совсем незначительна из-за малой скорости плунжера на начальном участке профиля топливной шайбы.

Как видно из рис.1 и 2 перенос нагнетательного клапана или полное его удаление из системы приводят к уменьшению угла опережения подачи топлива насосом $\Phi_{\text{опн}}$ и угла начала впрыска топлива форсункой $\Phi_{\text{опф}}$. Так, на номинальном режиме $\Phi_{\text{опн}} = 32,5 \text{ }^\circ\text{ПКВ}$ и $\Phi_{\text{опф}} = 24,6 \text{ }^\circ\text{ПКВ}$ в системе с клапаном в насосе и $\Phi_{\text{опн}} = 31,5 \text{ }^\circ\text{ПКВ}$ и $\Phi_{\text{опф}} = 23,2 \text{ }^\circ\text{ПКВ}$ в бесклапанной системе. Углы опережения подачи топлива $\Phi_{\text{опн}}$, $\Phi_{\text{опф}}$, продолжительность подачи форсункой $\Phi_{\text{впрф}}$, а также продолжительность открытия нагнетательного клапана $\Phi_{\text{отк}}$ во всех опытах отсчитывались по условной шкале маховика.

Уменьшение угла $\Phi_{\text{опн}}$ с увеличением отношения η_L обусловлено изменением условий наполнения насоса и участка нагнетательного трубопровода до клапана и увеличением активного хода плунжера на устранение последствий разгрузки этих участков от остаточного давления после отсечки, сопровождающихся обычно разрывом сплошности потока топлива. Снижение угла $\Phi_{\text{опф}}$ в данном случае обусловлено не только уменьшением угла $\Phi_{\text{опн}}$, но и необходимостью дополнительной затраты хода плунжера на сжатие топлива от давления подкачки до величины остаточного давления в системе с клапаном в насосе. Естественно, чем длиннее участок, разгружающийся от остаточного давления, тем позже начинается впрыск топлива.

Продолжительность подачи топлива форсункой $\Phi_{\text{впрф}}$ после переноса клапана из насоса в форсунку или удаления его из системы уменьшается в связи с тем, что процесс топливоподачи происходит при более высоком давлении топлива. Так, продолжительность впрыска форсункой в системе, когда клапан размещен в насосе, на номинальном режиме равна $17 \text{ }^\circ\text{ПКВ}$ при максимальном давлении топлива под иглой 39 МПа , а в бесклапанной системе $13,5 \text{ }^\circ\text{ПКВ}$ при давлении $57,5 \text{ МПа}$.

Аналогичная ситуация наблюдается и с продолжительностью открытия нагнетательного клапана $\Phi_{\text{отк}}$.

ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ

Значения остаточного давления p_r в системах с клапаном в насосе и форсунке во всем диапазоне частот вращения кулачкового вала остались практически неизменными, равные 13,2-14 МПа на номинальном режиме ($n = 188 \text{ мин}^{-1}$) и 5 МПа на режиме минимальных циклов подачи ($n = 69 \text{ мин}^{-1}$). Хотя максимальное давление впрыска в последней системе и выше, но разгрузочный поясок нагнетательного клапана оказывает большое воздействие, так как объем нагнетательного тракта системы, остающегося под остаточным давлением, значительно меньше, чем в системе с клапаном в насосе, в результате чего остаточное давление в системе оказывается практически одинаковым.

С целью определения характера изменения параметров впрыска, в случае работы при одинаковом положении рейки топливного насоса ($m = \text{const}$) все три системы были подвергнуты исследованию с закрепленной рейкой на номинальном режиме. На рис.3 показаны совмещенные осциллограммы, а в табл.1 приведены основные параметры впрыска.

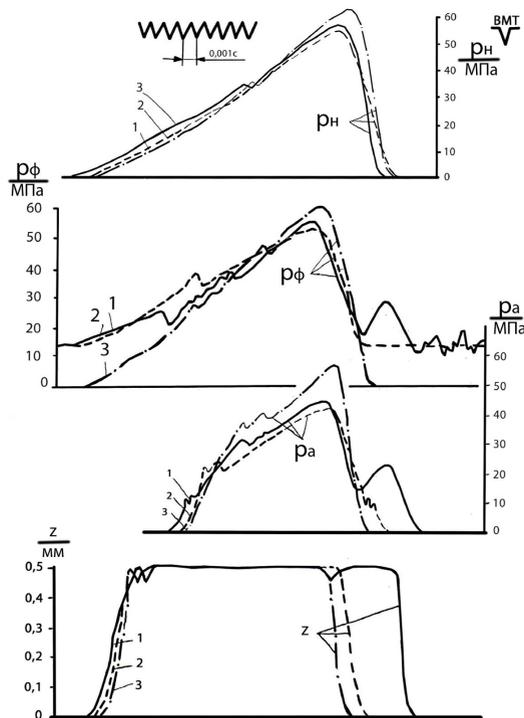


Рис.3. Совмещенные осциллограммы впрыска трех систем при работе на режиме $n = 188 \text{ мин}^{-1}$ и закрепленной рейке топливного насоса

**ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ
НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ
СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ**

Таблица 1

*Параметры процесса впрыска топлива
при неизменном положении рейки топливного насоса*

Система топливо- подачи	Частота вращения n , мин ⁻¹	Цикловая подача, $Q_{ц}$, г	Максимальное давление топлива		Остаточ- ное дав- ление, p_t , МПа	Углы, град.	
			p_n МПа	p_a МПа		$\Phi_{опф}$	$\Phi_{впрф}$
бесклапанная	188	0,774	62,1	56,6	0	24,3	16,2
с клапаном в форсунке	187	0,944	54,6	42,8	13,4	24,9	17,6
с клапаном в насосе	188	1,096	57,2	44,7	13,5	26,3	20,8

Как видно из табл.1, перенос клапана привел к значительному изменению цикловой подачи при постоянном положении рейки топливного насоса. Так, если цикловую подачу системы с клапаном в форсунке принять за 100 % ($Q_{ц} = 0,944$ г), то в бесклапанной системе она уменьшилась на 18 %, а в системе с клапаном в насосе увеличилась на 16,1 %.

В первом случае это объясняется увеличением потери активного хода плунжера на сжатие топлива от давления подкачки до максимального давления впрыска, которое происходит из-за полной разгрузки нагнетательного тракта от остаточного давления и ухудшения условий наполнения. Во втором случае потеря активного хода плунжера значительно меньше, так как от остаточного давления разгружается только надплунжерное пространство насоса и при этом сжатие топлива происходит на меньшую величину, определяемую в основном разностью значений максимального и остаточного давления топлива.

Наибольшие значения давления ($p_n = 62,1$ МПа и $p_a = 56,6$ МПа) наблюдается в бесклапанной системе, несмотря на уменьшение цикловой подачи. Это также связано со смещением процесса впрыска топлива на более крутой профиль кулачковой шайбы.

Давление в системе с клапаном в насосе несколько больше ($p_n = 57,2$ МПа и $p_a = 44,7$ МПа), чем в системе с клапаном в форсунке ($p_n = 54,6$ МПа и $p_a = 42,8$ МПа) за счет увеличения цикловой подачи.

Остаточное давление p_t в системе с клапаном в насосе незначительно превышает давление, чем-то которое присутствует в системе с клапаном в форсунке за счет большего значения максимального давления в период отсечки и меньшего влияния разгружающего пояса нагнетательного клапана вследствие большего объема системы находящегося под остаточным давлением после отсечки.

ВЛИЯНИЕ МЕСТОРАСПОЛОЖЕНИЯ НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА В ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЕ СУДОВОГО ДИЗЕЛЯ НА ПРОЦЕСС ТОПЛИВОПОДАЧИ

С потерей части активного хода плунжера на сжатие топлива, что имеет место с удалением нагнетательного клапана от насоса, угол опережения подачи топлива форсункой $\Phi_{\text{опф}}$ уменьшается, что подтверждается осциллограммами впрыска (рис.3). Система с наибольшей потерей активного хода плунжера (бесклапанная) имеет наименьший угол опережения подачи ($\Phi_{\text{опф}} = 24,3$ °ПКВ), в то время как система с клапаном в насосе – наибольший угол ($\Phi_{\text{опф}} = 26,3$ °ПКВ).

Продолжительность подачи топлива форсункой $\Phi_{\text{впрф}}$ по мере удаления клапана от насоса сокращается вследствие более позднего начала подъема и более ранней посадки иглы. Первое объясняется увеличением потери активного хода плунжера на сжатие топлива до давления начала подъема иглы, а второе – уменьшением объема топлива, аккумулированного в системе между иглой и клапаном после посадки последнего.

Таким образом проведенное исследование позволяет сделать вывод, о том что перенос нагнетательного клапана из насоса в любую точку системы приводит к существенному изменению основных параметров топливоподачи. Так, при впрыске одинаковых цикловых подач возрастает максимальное давление топлива в системе и уменьшается угол опережения и продолжительность впрыска топлива. Устраняется вероятность подвпрыскивания топлива. Этим можно объяснить тот факт, что в системах высокого давления современных дизелей MAN B&W клапан в насосе отсутствует, и он перенесен в форсунку перед иглой. Поэтому при проектировании топливоподающих систем выбору месторасположения нагнетательного клапана должно быть уделено большое внимание.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Ваншейдт В.А. Судовые двигатели внутреннего сгорания. – Л.: Судостроение, 1971. – С.75.*
2. *Ивановский В.Г. Исследования волновых явлений в отсечной всасывающей магистрали топливоподающих систем дизелей. – Одесса: ОИИМФ, 1970. – 208 с.*

Надійшла 27.05.10

**НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА
УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЙ СИСТЕМОЙ
КОМФОРТНОГО КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА**

Представлены результаты разработки фаззи логической системы управления компрессором холодильной установки системы комфортного кондиционирования воздуха.

Представлені результати розробки фазі логічної системи управління компресором холодильної установки системи комфортного кондиювання повітря.

The results of the development of fuzzy logic control system compressor refrigeration system installation comfortable air conditioning.

Ключевые слова: нечеткая логика, регулируемая скорость, экономия энергии, кондиционирование воздуха.

В настоящее для снижения энергопотребления холодильными установками, обслуживающими системы комфортного кондиционирования воздуха (СККВ), применяются различные технические решения. Проведенными исследованиями было установлено, что экономия энергии при работе СККВ может быть достигнута при использовании в системе холодооборудования СККВ компрессора с переменной производительностью. Известны также и другие, менее эффективные способы экономии энергии в СККВ, заключающиеся в регулировании скорости вращения вентилятора, изменении соотношения наружного и рециркуляционного воздуха в его смеси, управлении расходом хладагента за счет изменения степени открытия расширительного клапана в холодильной установке и т.д. [1].

Использование нечеткого (фаззи) управления [2] производительностью компрессора холодильной установки СККВ позволяет добиться снижения энергопотребления ее оборудованием и обеспечить поддержание комфортных параметров воздуха в кондиционируемых помещениях.

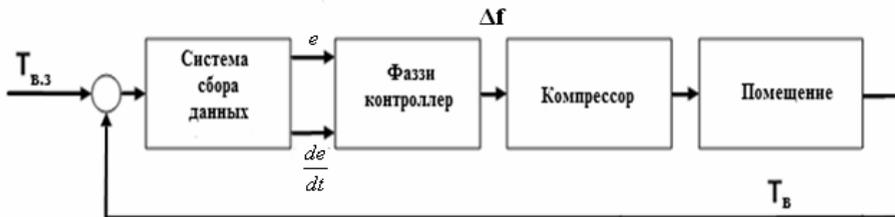
На рис. 1 приведена блок схема нечеткой системы управления производительностью компрессора для поддержания комфортной температуры воздуха в помещении в «летнем» режиме работы СККВ.

На рис.1 на входы фаззи-контроллера подаются значение ошибки регулирования (e) и ее производная (de/dt). С выхода этого блока снимается сигнал, соответствующий заданной частоте напряжения питания электродвигателя компрессора (Δf).

Система фаззи логического управления в своей основе содержит классическую схему построения фаззи-регулятора, приведенную на рис.2.

В блоке фаззификации четкие входные величины преобразуются в нечеткие – фаззифицируются. В блоке базы правил нечеткие входные пе-

**НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА
УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЙ СИСТЕМОЙ
КОМФОРТНОГО КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА**



*Рис.1. Блок схема системы фаззи управления
производительностью компрессора*



Рис.2. Структурная схема фаззи-регулятора

ременные регулятора преобразуются в нечеткую выходную переменную в соответствии с выбранными правилами управления системой. В блоке дефаззификации, полученная в базе правил нечеткая выходная переменная, приводится к четкости – пересчитывается в четкое число, являющееся выходом фаззи-регулятора. Сформированный на выходе фаззи-регулятора уровень управляющего сигнала u , пропорциональный заданной частоте напряжения питания электродвигателя компрессора (Δf), подается на вход частотного преобразователя схемы управления производительностью компрессора.

В табл.1 сведены сформулированные правила определения частоты питающего напряжения электродвигателя компрессора в зависимости от входных параметров фаззи-контроллера. В качестве лингвистических переменных используются следующие переменные для множеств: «температура воздуха» – горячо (Н), нормально (N), прохладно (С); «отклонение от заданного значения температуры воздуха в помещении» – отрицательно (NE), нормально (NO), положительно (PO); «изменение скорости вращения вала двигателя компрессора» – медленно (SL), нормально (NM), быстро (FT).

**НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА
УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЙ СИСТЕМОЙ
КОМФОРТНОГО КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА**

Таблица 1

База правил фаззи-контроллера

u	e		
	H	N	C
NE	SL	SL	SL
de/dt NO	SL	SL	SL
PO	FT	NM	SL

На рис.3 а, 3 б приведены функции принадлежности ошибки регулирования (e) и ее производной (de/dt). На рис.2 учтено, что функциям принадлежности ошибки регулирования соответствуют следующие лингвистические термы:

PB – положительно большой;

PS – положительно малый;

Z – нулевой;

NS – отрицательно малый;

NB – отрицательно большой.

Управляющее воздействие u на выходе фаззи-контроллера вычисляется по алгоритму Мамдани [3].

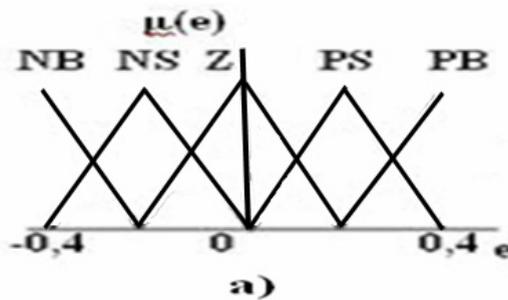


Рис.3 а. Функции принадлежности ошибки регулирования

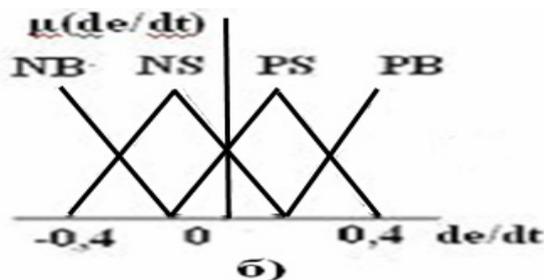


Рис.3 б. Функции принадлежности производной ошибки регулирования

**НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА
УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЙ СИСТЕМОЙ
КОМФОРТНОГО КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА**

На рис. 4 приведены результаты исследований изменений скорости вращения двигателя компрессора при различных значениях заданной температуры воздуха в помещении, а также в зависимости от различных текущих значений температуры воздуха в помещении.

Оценить энергосбережение E_C можно, используя зависимость (1), в которой сопоставляются энергозатраты при управлении компрессором по схеме фаззи-контроллера $E_{ф.к.}$ и при двухпозиционном управлении $E_{дв.р.}$.

На рис.5 результаты расчетов энергосбережения при использовании для управления компрессором фаззи-контроллера в сравнении с двухпозиционным управлением. Величина энергосбережения варьируется в зависимости от величины внутренних тепловых нагрузок и температуры воздуха в помещении. Если заданная температура воздуха в помещении низкая, а внутренняя тепловая нагрузка велика, то потребление энергии велико, а значит, уменьшается энергосбережение при управлении компрессором СККВ.

При проведении исследований учитывались возможные изменения температуры внутреннего воздуха от 22 до 24 °С и изменения внутренней тепловой нагрузки от 0 и 1000 Вт.

Разработанный алгоритм изменения производительности компрессора холодильной установки СККВ (табл.1) реализуем в системе управления, построенной на основе фаззи-контроллера.

Полученные результаты исследований (рис.4) показывают, что применение предложенного способа управления скоростью вращения двигателя компрессора холодильной установки СККВ позволяет снизить потребление энергии в ней в сравнении с двухпозиционным способом управления.

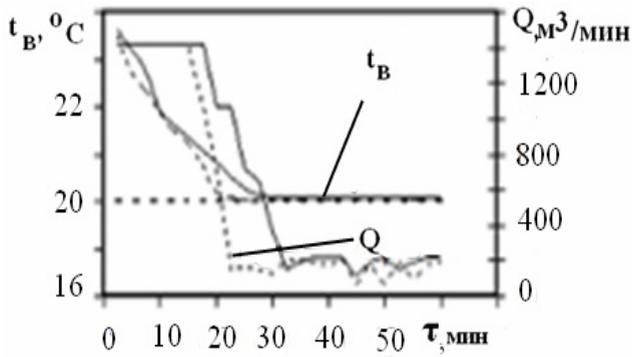
$$E_C = \frac{E_{дв.р.} - E_{ф.к.}}{E_{дв.р.}} \cdot 100\% . \quad (1)$$

Использование нечеткого (фаззи) управления производительностью компрессора холодильной установки СККВ позволяет добиться не только снижения энергопотребления ее оборудованием, но и обеспечить поддержание комфортных параметров воздуха в кондиционируемых помещениях.

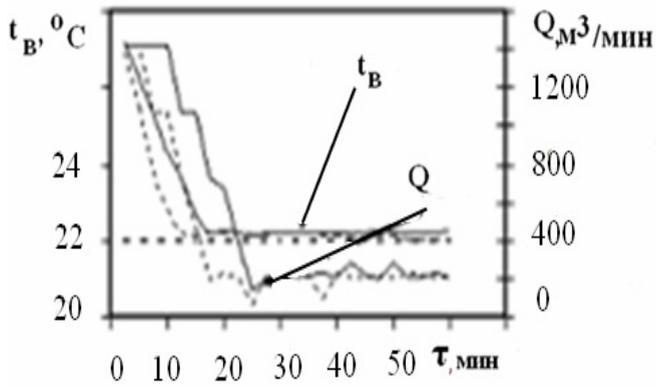
Управление установкой комфортного кондиционирования воздуха с применением фаззи логических регуляторов обеспечивает:

- выбор оптимального режима работы установки комфортного кондиционирования воздуха;
- экономию энергии – 20 процентов.

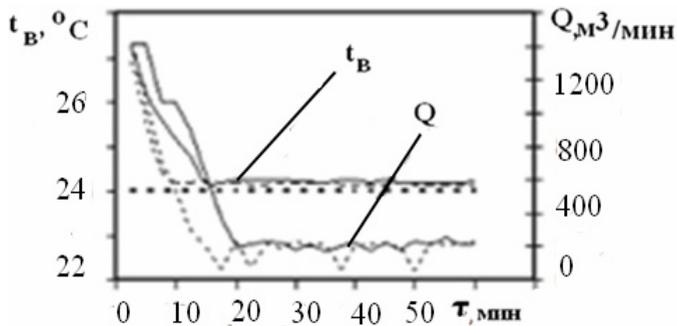
**НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА
УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЙ СИСТЕМОЙ
КОМФОРТНОГО КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА**



а)



б)



в)

Рис.4. Кривые изменений температуры воздуха в помещении t_B , производительности компрессора Q во времени при температуре наружного воздуха: а) 20°C; б) 22°C; в) 24°C

**НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА
УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЙ СИСТЕМОЙ
КОМФОРТНОГО КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА**

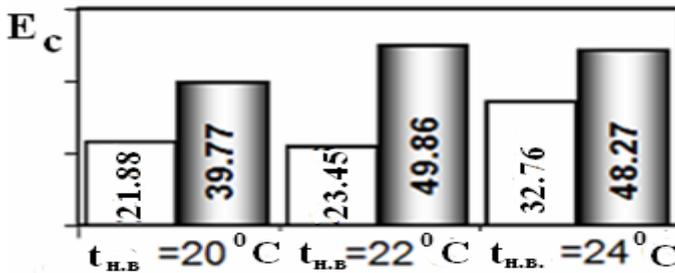


Рис.5. Энергосбережение при использовании для управления компрессором фаззи-контроллера в сравнении с двухпозиционным управлением

ЛИТЕРАТУРА

1. Вычужанин В.В. Повышение эффективности эксплуатации судовой системы комфортного кондиционирования воздуха при переменных нагрузках: Монография. – Одесса: ОНМУ, 2009. – 206 с.
2. Заде Л.А. Понятие лингвистической переменной и его применение для принятия приближенных решений: Пер. с англ. – М.: Мир, 1976. – 165 с.
3. Mamdani E.H. Application of fuzzy algorithm for simple dynamic plant // Proc. IEEE. – 1974. – № 12. – P.1585-1588.

Надійшла 26.04.10

ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ

Предлагается архитектура для построения диагностической нейро-нечеткой экспертной системы и ее отдельных подсистем. Рассматривается решение проблемы эффективного взаимодействия разнородных знаний в гибридной нейро-нечеткой экспертной системе при диагностировании судовых систем комфортного кондиционирования воздуха.

Пропонується архітектура для побудови діагностичної нейро-нечіткої експертної системи та її окремих підсистем. Розглядається вирішення проблеми ефективної взаємодії різнорідних знань в гібридній нейро-нечіткої експертної системі при діагностуванні судових систем комфортного кондиціонування повітря.

The proposed architecture for the construction of diagnostic neuro-fuzzy expert system and its individual subsystems. We consider the problem of effective interaction of diverse knowledge in a hybrid neuro-fuzzy expert system for diagnosing the ship's systems comfortable air-conditioning.

Ключевые слова: система комфортного кондиционирования воздуха, нейронные сети, диагностика, контроль.

Диагностика, контроль работоспособности при эксплуатации и ремонте судовых систем комфортного кондиционирования воздуха (СККВ) как сложных объектов могут быть осуществлены решением задачи управления, сведенной к построению решающего правила. При этом необходимо учитывать большой объем параметров такой сложной технической системы, который следует обрабатывать в реальном масштабе времени. Сама же эффективность функционирования систем технической диагностики и контроля работоспособности СККВ может быть достигнута использованием метода, основанного на теории гибридных экспертных систем (ГЭС).

В гибридных экспертных системах представлены концептуальные, экспертные, фактографические виды знаний и соответствующие им разные методы их обработки. Главная задача при разработке ГЭС – наилучшее сочетание различных форм представления и методов обработки знаний в процессе принятия решений диагностической экспертной системой. В условиях неопределенности актуальным становится решение задачи повышения качества, мобильности и эффективности ГЭС для диагностики и контроля СККВ путем исследования возможностей оптимального соединения разных механизмов обработки знаний в реальном масштабе времени (on-line). Мобильность ГЭС обусловлена мобиль-

ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ

ностью базы знаний (БЗ) и возможностью ее пополнения из разных информационных составляющих (базы данных (БД), базы экспертных знаний (БЭЗ), базы концептуальных знаний (БКЗ), динамических файлов и т.д.), а также различными процедурами вывода (рис.1) [1].

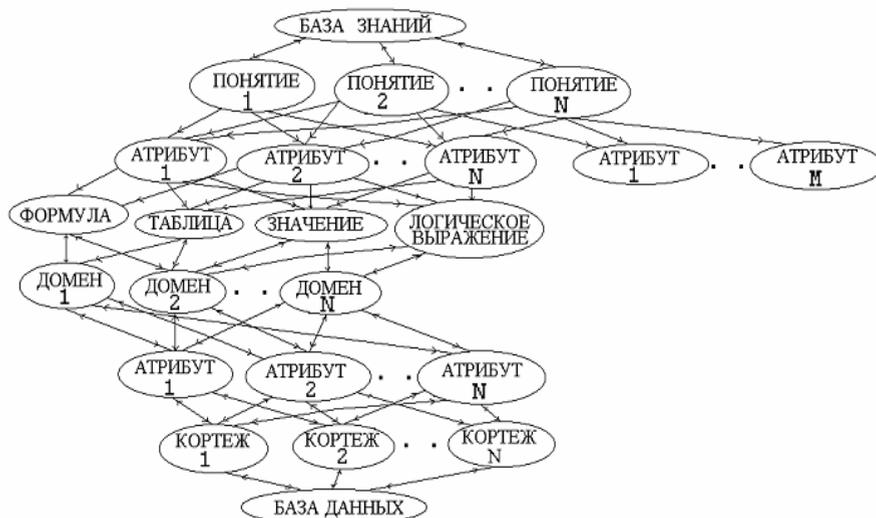


Рис.1. Модель БД и БЗ в ГЭС

Структура ГЭС on-line приведена на рис. 2. База данных содержит информацию о текущем состоянии объекта. В базе знаний находятся понятия конкретной предметной области, а также экспертные знания. Аппарат логического вывода координирует процессы ГЭС, используя системы управления БД (СУБД) и БЗ (СУБЗ), принимает решения по управлению сложным СККВ. ГЭС on-line должна отслеживать большой поток меняющихся параметров, принимать качественные и своевременные решения по управлению технической системой [2]. Так как управление должно проводиться в реальном масштабе времени, то предполагается использование математического аппарата, позволяющего обрабатывать большой поток сложно структурированной информации о текущем состоянии технической системы. Основу подобного математического аппарата составляют алгоритмы глобального распараллеливания вычислительных процессов. К таким моделям относятся искусственные нейронные сети (НС). Сложность технической системы, содержание в датчиках погрешностей, неизмеряемость части параметров, возможность комплексного отказа датчиков, отсутствие точной математической модели является основанием для применения в экспертной системе аппарата нечетких множеств (НМ).

**ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ
СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ
ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ**

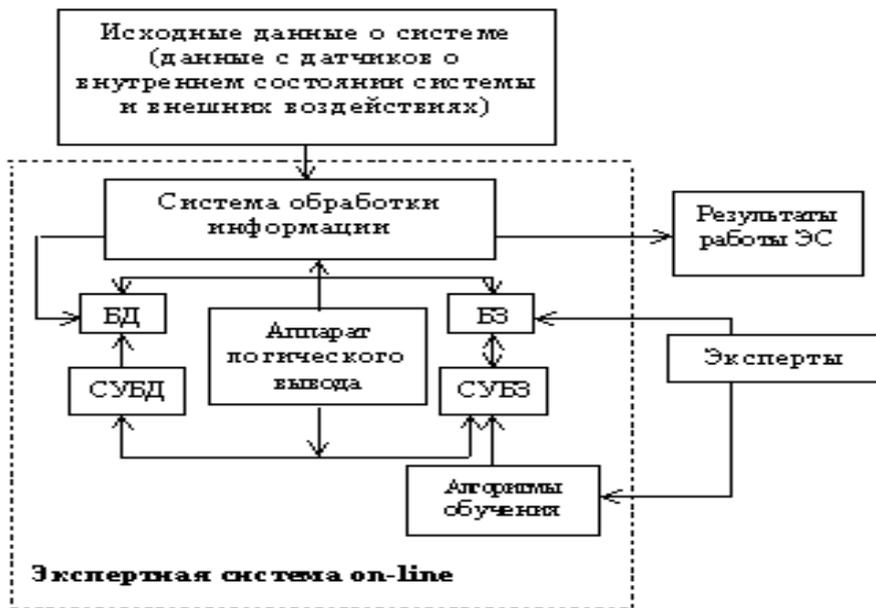


Рис. 2. Функциональная схема ЭС on-line

Современные судовые СККВ технические объекты, обладающие уровнем сложности, при котором их поведение и свойства являются суммой свойств отдельных компонент. Под сложными объектами будем понимать системы, в которых при вычленении отдельных компонент могут быть потеряны принципиальные свойства, а при добавлении компонент возникают качественно новые свойства системы. Каждая из компонент системы может быть описана набором характеристических признаков, значения которых определяют текущее состояние компонента и системы в целом. Таким образом, поведение системы описывается вектором значений характеристических признаков с учетом влияния внешних факторов на поведение системы. В общем случае математическая модель сложной технической системы представляется функциональной зависимостью между переменными состояния системы, управляющими воздействиями, наблюдаемыми параметрами системы и внешней среды

$$Y(t) = F(X(t), U(t), V(t)), \quad (1)$$

где X – вектор текущего состояния модели системы

U – вектор управляющих воздействий;

V – вектор внешних воздействий;

Y – вектор выходных сигналов модели.

**ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ
СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ
ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ**

Математическая модель функционирования СККВ использует с учетом [3] следующие данные о системе:

$\tilde{X}'(t) = \{\tilde{X}_j(t_i)\}_{i=\bar{1},T, j=\bar{1},\bar{n}}$ – вектор характеристических признаков состояния системы в момент времени t_i ;

$\tilde{X}(t_i) = \{\tilde{X}_j(t_i)\}_{i=\bar{1},T, j=\bar{1},\bar{n}}$ – вектор ситуационных признаков состояния системы в момент времени t_i ;

$\mu^i = \{\mu_j^i\}_{i=\bar{1},\bar{N}_S, j=\bar{1},\bar{n}}$ – вектор степени влияния j -го признака на i -ю ситуацию;

$S = \{S^i\}_{i=\bar{1},\bar{N}_S}$ – множество возможных ситуаций системы;

$U = \{U^i\}_{i=\bar{1},\bar{N}_U}$ – множество решений по управлению для перевода системы из ситуации S^k в ситуацию S^m ,

где n – число ситуационных признаков;

T – число векторов ситуационных признаков системы, соответствующие дискретным моментам времени;

N_U – число решений по управлению;

N_S – число возможных ситуаций системы.

Задача решается при ограничениях на время принятия решения и объем оперативной памяти. Используя [2, 3], представим множество всех ситуаций S следующим образом:

$$S = S_1 Y S_2 = S_1 Y S_2^1 Y S_2^2, S_1 I S_2 = 0, S_2^1 I S_2^2 = 0, \quad (2)$$

где $S_1 = \{S^{l_1}\}_{l_1=\bar{1},\bar{N}_1}$ – множество штатных ситуаций;

$S_2 = \{S^{l_2}\}_{l_2=N_1+1,\bar{N}_S}$ – множество нештатных ситуаций;

S_2^1 – множество нештатных ситуаций, для которых известны решения по управлению;

S_2^2 – множество нештатных ситуаций, для которых решения по управлению неизвестны.

Таким образом, решение по переводу системы из одной ситуации в другую должны приниматься в следующих случаях:

$$\forall S^{l_1} \in S_1 \quad (\forall l_1 \in [1, N_1]) \quad \exists U^{l'} : S^{l_1} \rightarrow S^{l'}$$

а)

$$U^{l'} \in U, \quad S^{l'} \in S_1, \quad l_1, l' \in [1, N_1], \quad l \in [1, N_U],$$

т.е. для любой штатной ситуации существует соответствующее ей решение по управлению, переводящее систему в другую штатную ситуацию;

**ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ
СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ
ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ**

$$\forall S^{l_2} \in S_2^1 \quad (\forall l_2 \in [N_1 + 1, N_2]), \quad \exists U^l : S^{l_2} \rightarrow S^{l_1},$$

б)

$$U^l \in U, \quad S^{l_1} \in S_1, \quad l_1 \in [1, N_1], \quad l \in [1, N_U],$$

т.е. для любой нештатной ситуации из множества S_2^1 существует соответствующее ей решение по управлению, переводящее систему в штатную ситуацию, если это возможно, иначе принимается решение по приостановке функционирования системы;

$$\forall S^{l_2} \in S_2^2 \quad (\forall l_2 \in [N_2 + 1, N_S]) \quad \exists U^l : S^{l_2} \rightarrow S^{l_1}$$

в)

$$U^l \in U, \quad S^{l_1} \in S_1, \quad l_1 \in [1, N_1], \quad l \in [1, N_U],$$

т.е. для любой нештатной ситуации из множества S_2^2 не существует соответствующего ей решения по управлению. В первых двух случаях достаточно решить задачу отнесения текущей ситуации к некоторому классу ситуаций, для которых уже известно решение по управлению. В третьем случае, когда не имеется решения по управлению, необходимо сформировать процедуру вывода решающего правила по переводу системы из ситуации S_i в ситуацию S_{i+1} .

Применение нечеткой логики [4] в ГЭС технического контроля и диагностики может иметь следующие реализации: обработка нечеткостей высказываний экспертов; использование матрицы нечетких отношений (определяется множество факторов и множество предпосылок); использование нечетких выводов при построении нечетких баз знаний. Применение нечетких ГЭС [5] для решения задач диагностики и контроля параметров СККВ расширяет возможности такого класса интеллектуальных систем, повышает их гибкость и мобильность, позволяет при равных вычислительных ресурсах ЭВМ проводить экспертную оценку большего количества вариантов, повышая достоверность и точность оценки полученных результатов. В работе рассматриваются основные принципы построения нейро-нечеткой ГЭС с разнородными знаниями и анализируется ее функционирование в условиях неопределенности ряда параметров объекта диагностирования с учетом применения в качестве динамической базы знаний комбинированных моделей нейросетей. Алгоритм параметрического диагностирования СККВ основан на сравнении математической модели конкретной системы двигателя с бездефектной моделью [5], т.е. в проверке принадлежности параметров состояний допустимым диапазонам их рассеивания. Выход параметра за пределы этих диапазонов должен свидетельствовать о наличии неисправности в соответствующем агрегате СККВ (рис.3).

**ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ
СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ
ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ**



Рис.3. Блок-схема метода диагностирования СККВ

В гибридной нейро-нечеткой ЭС бездефектная модель СККВ хранится в БЗ и уточняется в процессе приобретения новых знаний. Реальная модель формируется в среде БД, а связь с бездефектной моделью осуществляется через запросы пользователя.

Решение задачи по построению интеллектуальной системы технической диагностики и контроля состояния СККВ на базе ГЭС производилось с учетом особенностей ее среды и специфики адаптации модели в данной среде. Исходя из положений [5] в ГЭС входят: БД (эталонные и фактические данные о процессе, результаты их сравнения, концептуальная, инфологическая и физические модели СККВ); БЗ (статические знания, хранящиеся в виде экспертных знаний (продукции), а также формул, фактов, зависимостей, таблиц, понятий конкретной предметной области и динамические знания, хранящиеся комбинированными моделями НС в виде эталонных динамических процессов, с учетом частичной или полной неопределенности параметров диагностирования); механизм логического вывода, основанный на алгоритме порождения причинно-следственной сети событий в функционально-структурной модели; механизм адаптации, координирующий работу БД и БЗ в процессе логического вывода в зависимости от сложившейся ситуации; механизм объяснения, представляющий собой интерпретацию процесса логического вывода; планировщик, координирующий процесс решения задачи; решатель, позволяющий находить эффективные решения в прямой, обратной и смешанной постановке задач. Содержание, форма и алгоритмы представления информации в ГЭС имеют возможность варьирования в зависимости от сложности моделируемой ситуации, специфики и индивидуальных особенностей пользователя. Пользователь-эксперт представляет экспертные знания о диаг-

ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ

ностике СККВ виде наборов примеров. Внутренняя форма представления экспертных знаний – дерево вывода [6]. Набор примеров описывается при помощи атрибутов и содержит примеры одинаковой структуры, определяемой его атрибутами, связанными логическими переходами. В этом случае соответствующие деревья вывода объединяются таким образом, что в терминальную вершину одного дерева добавляется другое дерево (рис.4).

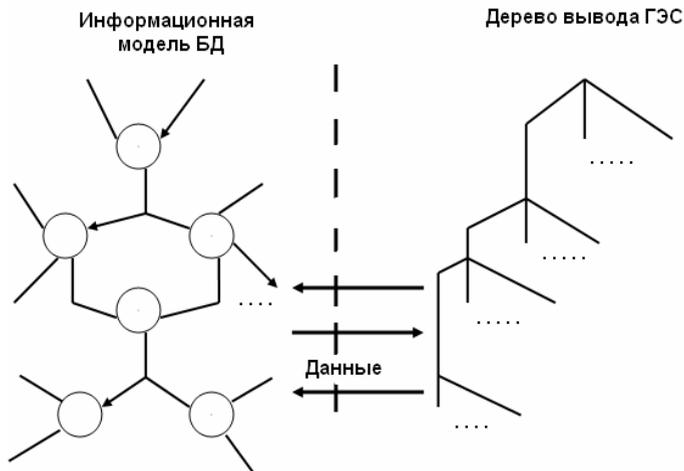


Рис.4. Схема обмена данными между БД и БЗ в ГЭС

Обмен разнородными знаниями в подсистемах ГЭС осуществляется по схеме, приведенной на рис.5.

При диагностировании ГЭС осуществляет поиск неисправности в глубину и в ширину. При этом глобальная цель разбивается на ряд подцелей, среди которых выбирается оптимальная, соответствующая более детальному уровню описания задачи. Например, при диагностировании СККВ гибридная ЭС на основе типовых отказов будет осуществлять уточнение признаков и симптомов этих отказов до тех пор, пока предполагаемая гипотеза не будет окончательно отвергнута. При поиске в ширину, ГЭС анализирует все симптомы, находящиеся на одном уровне пространства состояний, даже если они относятся к разным отказам, и лишь затем перейдет к симптомам следующего уровня детальности. Т.к. в каждой ГЭС свои определенные требования к форме представления знаний и они различны (фреймы, семантические сети, БД, понятия в БЗЭС, нейросети, нечеткая логика, генетические алгоритмы), то даже в рамках единого информационного пространства ГЭС объединить разные знания достаточно сложно. На рис.6 показано, что в ГЭС разнородные знания хранятся в статической ЭС, а динамические знания о состоянии СККВ представлены нейронными сетями.

ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ

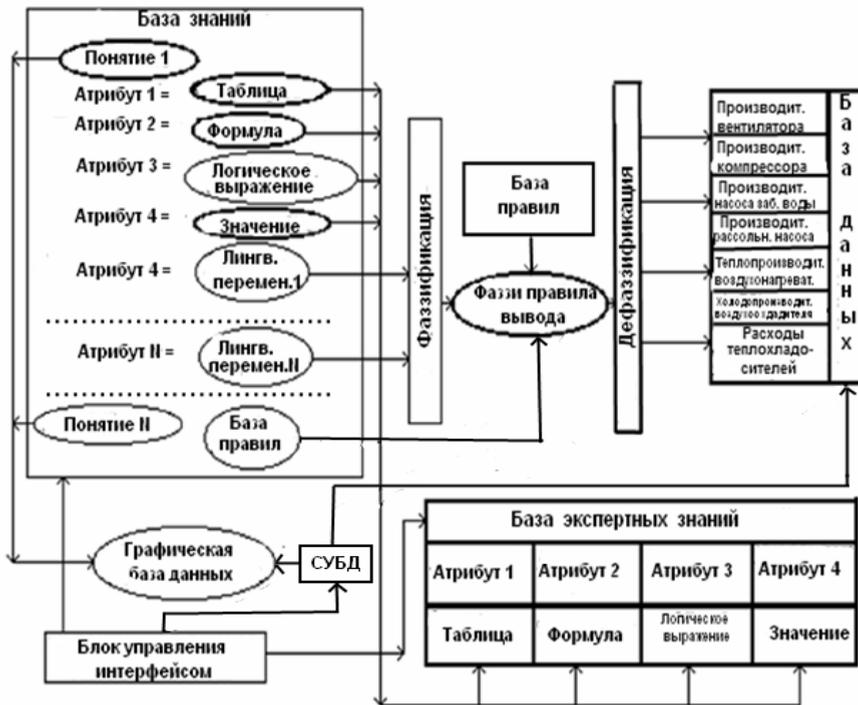


Рис.5. Обмен разнородными знаниями в подсистемах ГЭС



Рис.6. Диагностическая нейро-нечеткая ЭС

ДИАГНОСТИКА, КОНТРОЛЬ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТЕ СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА НА ОСНОВЕ ГИБРИДНЫХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ ЭКСПЕРТНЫХ СИСТЕМ

Современные информационные компьютерные технологии (на основе подхода OLE-технологий) позволяют легко обмениваться разнородными знаниями в рамках единого информационного пространства гибридной диагностической нейро-нечеткой ЭС.

Рассмотренный подход к построению интеллектуальной системы контроля и диагностики СККВ на базе ГЭС позволяет: адаптировать диагностируемый объект на основе использования OLE-технологий; применять разнородные знания (концептуальные, конструктивные, процедурные, фактографические, базы правил с функциями принадлежностей, правила и нечеткие правила в БД, БЗ, БЭЗ, процедуры) с комбинацией механизмов вывода для эффективного решения задач диагностики; включать и отключать программные модули, имитирующие поведение датчиков и компенсирующие недостающие параметры диагностируемого объекта.

ЛИТЕРАТУРА

1. Горбань А. Н. *Обучение нейронных сетей.* – М.: СП Параграф, 1990. – 190 с.
2. Васильев В.И., Жернаков С.В. *Контроль и диагностика силовых установок летательных аппаратов на базе нейронных сетей // Труды 8-й Всероссийской конференции "Нейрокомпьютеры и их применение" НКП.– 2002. – С. 289-303.*
3. Михалюк Д.П., Суворов А.В., Яценко В.В., Яценко Н.Ю. *Формирование оптимального пути в пространстве состояний сложной технической системы в условиях неполноты исходной информации // Известия РАН, Теория и системы управления. – 1996. – № 5. – С.61-65.*
4. Малышев Н.Г. *Нечеткие модели для ЭС в САПР.– М.: Энергоатомиздат, 1991. – 233 с.*
5. Жернаков С.Н. *К вопросу о построении гибридных нейро-нечетких экспертных систем диагностики и контроля ГТД // Управление в сложных системах. –1999. –С.119-125.*
6. Попов Э.В., Фомин И.Б., Кисель Е.Б., Шапот М.Д. *Статические и динамические экспертные системы. – М.: Финансы и статистика, 1996. – 348 с.*

Надійшла 05.05.10

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

Получено совместное решение уравнений абляции и движения капли, дробящейся в однородном скоростном потоке газа. Найдено выражение для соответствующей этим закономерностям функции распределения капелек по размерам. Сравнение полученной функции с найденной ранее при использовании эмпирического закона движения капли свидетельствует об их хорошем согласовании.

Отримано спільний розв'язок рівнянь абляції і руху краплі, яка подрібнюється у однорідному швидкісному потоці газу. Знайдено вираз для функції розподілення крапельок за розмірами, яка відповідає цим закономірностям. Порівняння отриманої функції зі знайденою раніше із застосуванням емпіричного закону руху краплі свідчить про їх добре погодження.

The joint solutions of equations of motion and ablation of shattering drop in a high-speed gas flows are obtained. The expression for corresponding distribution function for torn droplets by sizes is found. The comparison of this function with another one found earlier with a help of empirical law of drop motion get evidence of their good agreement.

Ключевые слова: диспергирование, дочерние капельки, функция распределения по размерам.

В работах [1-4] выведены основные уравнения кинетики дробления капель в скоростных газовых потоках. При некоторых упрощающих предположениях получены закон изменения массы дробящейся капли во времени $M(\tau)$ (закон абляции) и функция распределения сорванных капелек по размерам $f_n(\tilde{r})$. Это исследование показало, что на закономерности диспергирования существенное влияние, явно, оказывает закон движения капли в потоке, определяющий изменение основного для диспергирования фактора – относительной скорости газа и капли $1-W(\tau)$. При выводе указанных соотношений в качестве закона движения капли использовались зависимости, аппроксимирующие экспериментальные данные. При этом, несмотря на их хорошее количественное представление, возникает возможность влияния их функционального вида на получаемый результат. В то же время задача теоретического определения закона движения дробящейся капли осложняется существенным влиянием изменения её массы и деформацией, что приводит к необходимости совместного решения уравнений этих процессов. Попытки нахождения аналитического решения этой системы нелинейных дифференциальных уравнений нам неизвестны, а анализ численного решения затруднён многопараметричностью задачи. В настоящей работе законо-

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

мерности кинетики дробления найдены аналитически на основе закона движения капли, полученного одновременным интегрированием уравнения её движения.

Деформация капли исследовалась в основном для малоинтенсивных режимов разрушения, в частности, при определении критического для дробления значения числа Вебера $We_{кр}$ [5], при которых она может достигать значений $R(t)/R_0 \approx 3 \div 4$, где R_0 – начальный радиус капли. Как показали экспериментальные исследования с применением рентгеноимпульсной установки [6], в скоростных потоках деформация играет меньшую роль, т.к. это значение не превышает $R(t)/R_0 \leq 2$. Совместные уравнения движения и деформации капли, применимые для скоростных потоков и учитывающие потерю массы, выведены в работе [7], но они предполагают априорное задание закона изменения массы $M(\tau)$. В работе [8] с применением метода асимптотических разложений получено совместное решение уравнений деформации и движения, которое показывает, что капля движется с переменным ускорением. Однако максимальная деформация и степень её влияния на закон движения остались не найденными, т.к. существенное влияние на оба процесса оказывает уменьшение массы капли при её разрушении, которое не принималось автором к рассмотрению.

Предположим, что дробящаяся капля имеет форму, близкую к сфере радиуса $R(t)$, и запишем уравнение движения центра масс капли под действием силы аэродинамического напора однородного потока газа, движущегося со скоростью V_∞

$$\rho_{ж} \frac{4}{3} \pi R^3 \frac{dw}{dt} = C_d \pi R^2 \frac{\rho_r (V_\infty - w)^2}{2}, \quad (1)$$

где ρ – плотность, w – скорость капли, C_d – коэффициент аэродинамического сопротивления. Перейдя к безразмерным переменным $\tau = t/t_x$, $M = m/m_0$, $W = w/V_\infty$, $\tilde{R} = R/R_0$, где $t_x = 2R_0/\sqrt{\alpha}V_\infty$ – характерное время процесса, $\alpha = \rho_r/\rho_{ж}$, совместно с уравнением уноса массы, выведенным в [1], получим систему

$$\begin{cases} \frac{dW}{d\tau} = C \frac{(1-W)^2}{\tilde{R}}; \\ \frac{dM^{1/3}}{d\tau} = \frac{d\tilde{R}}{d\tau} = -\frac{A}{3}(1-W). \end{cases} \quad (2)$$

где $C = 3/4\alpha^{0.5} C_d$, $A \equiv 0.405 \frac{\pi^3 k_r^2}{k_1(1+\alpha^\xi)} \alpha^{-1/6} \mu^{1/3}$, $\mu = \mu_r/\mu_{ж}$.

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

Исключая из (2) скорость, получим дифференциальное уравнение относительно радиуса дробящейся капли $\ddot{\tilde{R}} = (h\tilde{R})^{-1} \left(\dot{\tilde{R}} \right)^2$, где $h \equiv A/3C$ – параметр, характеризующий отношение темпов диспергирования и релаксационного выравнивания скоростей газа и капли [2]. Решение этого уравнения при $h=1$ имеет экспоненциальный вид $\tilde{R} = 1 - \exp(-C\tau)$; из (2) тогда следует $1 - W = \exp(-C\tau)$. Поэтому в случае равенства темпов диспергирования и выравнивания скоростей газа и капли законы движения капли и уноса массы, а, следовательно, и функции распределения сорванных капелек по размерам полностью совпадают с таковыми, полученными в [2-4] с использованием эмпирического релаксационного закона движения капли, что снимает вопрос о противоречивости двух отмеченных выше способов описания ускорения капли потоком.

При $h \neq 1$ интегрирование (2) приводит к степенным зависимостям:

$$\tilde{R}(\tau) = (1 - C(h-1)\tau)^{h/(h-1)}, \quad W(\tau) = 1 - (1 - C(h-1)\tau)^{1/(h-1)}. \quad (3)$$

Для сравнения на рис.1 приведены зависимости $M(\tau)$ (кривые 1), $W(\tau)$ (кривые 2) и $\tilde{R}(\tau)$ (кривые 3), рассчитанные при $h=2.0$ и одинаковых начальных ускорениях капли $C = H$ по зависимостям (3) (сплошные кривые), и по соответствующим эмпирическим зависимостям, использованным в работе [2] (пунктир). Они показывают, что в случае описания движения зависимостями (3) скорость капли растёт быстрее, что постепенно приводит к большему падению относительной скорости и замедлению дробления на заключительной стадии.

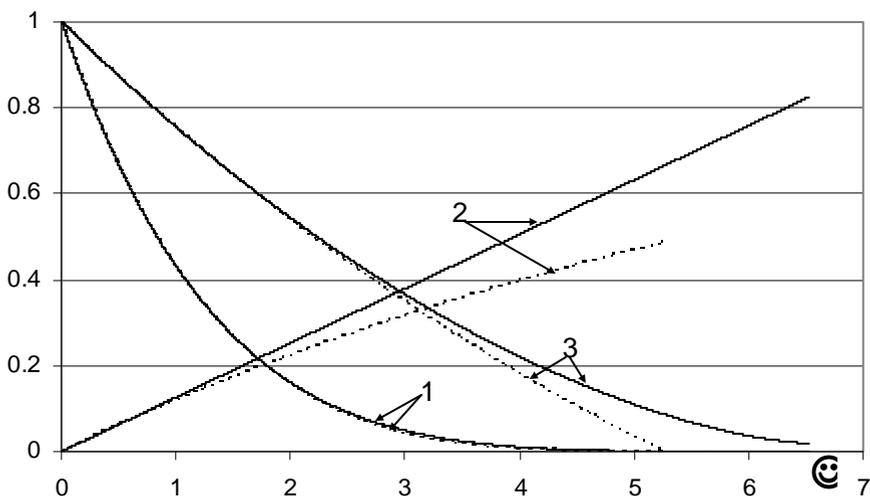


Рис. 1

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

Найдём функцию распределения количества сорванных дочерних капелек по размерам $f_n(\tilde{r})$, отвечающую зависимостям (3). Запишем уравнения для их количества n и радиуса $\tilde{r} = r/R_0$, полученные в [2]

$$\dot{n}' = B_1^3 B_2 \frac{\tilde{R}^2(\tau)(1-W(\tau))}{\tilde{r}^3} \sin^2 \varphi. \quad (4)$$

$$\tilde{r}(\varphi, \tau) \equiv \frac{r(\varphi, \tau)}{R_0} = B_1 T(\tau) \Psi(\varphi), \quad T(\tau) = \sqrt{\tilde{R}(\tau)/(1-W(\tau))}, \quad (5)$$

где $B_1 = \frac{4.4 \cdot \pi k_r \alpha^{1-2\xi}}{\Delta_m \sqrt{2 \text{Re}_0}}$, $B_2 = \frac{0.21 \Delta_m^2 \text{Im}(z) \sqrt{2 \text{Re}_0^3}}{\pi k_r k_r \alpha^{3.5(1-2\xi)} (1 + \alpha^\xi)}$, φ – полярный угол,

под которым площадка на поверхности капли видна из её центра, $\Psi(\varphi) \equiv ((6\varphi - 4\sin 2\varphi + 0.5\sin 4\varphi)/\sin^5 \varphi)^{0.5}$, $\xi = \log_\alpha(\alpha\mu)^{1/3}$, точка означает дифференцирование по τ , а штрих – по φ . Для получения функции распределения интегрирование уравнения (4) должно производиться в пределах (φ_n, φ_k) на плоскости (φ, τ) в полосе шириной $\Delta\tilde{r}(\varphi, \tau)$, окружающей линию $\tilde{r}(\varphi, \tau) = \text{const}$. Вид семейства этих линий приведен на рис. 1 работы [4]. В условиях интенсивного диспергирования, при значениях критерия градиентной неустойчивости $\text{GN} > 3$, можно считать, что волновое число и инкремент нарастания амплитуды доминантного неустойчивого возмущения постоянны: $\Delta_m = 1.225$, $\text{Im}(z) = 0.25$, тогда $B_1, B_2 \approx \text{const}$ [2]. Умножим (4) на $\Delta\varphi$ и на $\Delta\tau = \tilde{\Delta r} / B_1 T(\tau) \Psi(\varphi)$, полученное из (5) дифференцированием при $\varphi = \text{const}$, $B_1 = \text{const}$, и, проинтегрировав по φ вдоль $\tilde{r}(\varphi, \tau) = \text{const}$ с использованием (3), получим

$$\Delta n = f_n(\tilde{r}, \tau) \Delta\tilde{r} = \frac{2B_1^3 B_2}{C(h-1)\tilde{r}^4} \int_{\varphi_n}^{\varphi_k} (1 - C(h-1)\tau(\varphi))^m \sin^2 \varphi d\varphi \Delta\tilde{r}, \quad (6)$$

где $m = 3h/(h-1)$. В силу зависимости $\tau(\varphi)$ вдоль линии $\tilde{r}(\varphi, \tau) = \text{const}$, следующей из (5), интеграл может быть вычислен только приближённо. Следуя способу приближения, применённому в [4], аппроксимируем путь интегрирования $\tau = \tau(\varphi)$ прямой линией $\tau - \tau_n = (\varphi - \varphi_n) / a_{\text{эфф}}$ с некоторым эффективным значением $a_{\text{эфф}}$ её наклона к оси τ . Перейдём под знаком синуса к двойному углу и воспользуемся табличным интегралом [9], имеющим место для натуральных m $\int P_m(x) \cos 2x dx = \frac{\sin 2x}{2} \sum_{k=0}^{E(m/2)} (-1)^k \frac{P_m^{(2k)}(x)}{2^{2k}} + \frac{\cos 2x}{2} \sum_{k=1}^{E(m+1)/2} (-1)^{k-1} \frac{P_m^{(2k-1)}(x)}{2^{2k-1}} = F_m(x)$,

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

где $P_m(x) = (a + bx)^m$;

$P_m^{(k)}$ – его k -я производная;

$a = 1 - C(h-1)(\tau_n - \varphi_n / a_{\text{эфф}})$; $b = -C(h-1) / a_{\text{эфф}}$.

Тогда для функции распределения получим

$$f_n(\tilde{r}) = \frac{B_1^3 B_2}{C(h-1)\tilde{r}^4} \left[\frac{1}{b(m+1)} P_{m+1}(x) - F_m(x) \right]_{-\varphi_n}^{\varphi_k}, \quad (7)$$

Зависимость от \tilde{r} в квадратной скобке содержится в величинах $a(\tilde{r})$, $b(\tilde{r})$, $\varphi_n(\tilde{r})$, $\varphi_k(\tilde{r})$ и определена их зависимостью от $a_{\text{эфф}}(\tilde{r})$.

Натуральным $m > 3$ соответствует ряд дискретных значений $1 < h = m/(m-3) \leq 4$. Для целочисленных $m < 0$ получим ряд значений h , принадлежащих интервалу $0.25 \leq h < 1$ режимов неполного дробления; в этом случае интеграл в (6) выражается через интегральные синус и косинус [9]. Указанная совокупность значений m покрывает достаточно плотно весь практически важный диапазон значений h .

Принцип определения $a_{\text{эфф}}(h, \tilde{r})$ остаётся прежним [4] и приводит для $h > 1$ к той же зависимости для области I на плоскости (φ, τ) , формирующей базовый диапазон, что и в случае использования эмпирического закона движения капли

$$a_{\text{эфф}} = \frac{(h-1+h^{-2} + k(2h-1)|h-1|^{0.5}/h^2) a_{\text{cp}} a_n}{(h-1)a_n + h^{-2}a_{\text{cp}} + (a_{\text{cp}} + a_n)|h-1|^{0.5}/h}, \quad (8)$$

со значением $k = 1.08$. В области II, где на более поздней стадии дробления формируются мелкодисперсные фракции из дополнительного диапазона, зависимость несколько иная

$$a_{\text{эфф}} = \frac{(k_1 h + k_2) a_{\text{cp}} a_n}{h a_n + a_{\text{cp}}}. \quad (9)$$

Отличие вызвано изменениями в кинетике уноса массы и ускорения капли на поздней стадии, отражёнными на рис. 1; значения $k_1 = 1.133$, $k_2 = 0.867$ для $h > 1$ остаются неизменными.

Для более интересных с практической точки зрения режимов полного дробления $h > 1$ выражение (7) упрощается на верхнем пределе $\varphi_k = \pi/2$, где $\sin \varphi_k = 0$, $\cos \varphi_k = -1$, и на нижнем пределе для базового

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

диапазона $\tau_n=0$, где $P_m(\varphi_0)=1$. Приведём формулы для $f_n(\tilde{r})$ при $h=1.50$ ($m=9$) в области I

$$f_n(\tilde{r}) = \frac{B_1^3 B_2}{2C(h-1)\tilde{r}^4} \left[\frac{A_1^{10}-1}{10b} - \left(\frac{9}{2}bA_1^8 - 63b^3A_1^6 + \frac{945}{2}b^5A_1^4 - \frac{2835}{2}b^7A_1^2 + \frac{2835}{4}b^9 \right) - \right. \\ \left. - \left(\frac{9}{2}b - 63b^3 + \frac{945}{2}b^5 - \frac{2835}{2}b^7 + \frac{2835}{4}b^9 \right) \cos 2\varphi_n - \right. \\ \left. - \left(1 - 18b^2 + 189b^4 - 945b^6 + \frac{2835}{2}b^8 \right) \sin 2\varphi_n \right] \quad (10)$$

где $A_1=1+b(\pi/2-\varphi_0)$. Для области II

$$f_n(\tilde{r}) = \frac{B_1^3 B_2}{2C(h-1)\tilde{r}^4} \left[\frac{A_2^{10}-A_3^{10}}{10b} - \frac{9}{2}b \left(A_2^8 - 14b^2A_2^6 + 105b^4A_2^4 - 315b^6A_2^2 + 315b^8 \right) - \right. \\ \left. - \frac{9}{2}b \left(A_3^8 - 14b^2A_3^6 + 105b^4A_3^4 - 315b^6A_3^2 + 315b^8 \right) \cos 2\varphi_n - \right. \\ \left. - \left(A_3^9 - 18b^2A_3^7 + 189b^4A_3^5 - 945b^6A_3^3 + \frac{2835}{2}b^8A_3 \right) \sin 2\varphi_n \right] \quad (11)$$

где $A_2=1+b(\tau_1 a_{\text{эфф}} + \pi/2 - \varphi_1)$, $A_3=1+b\tau_1 a_{\text{эфф}}$, $\varphi_1 = \varphi_1(\tau)$ – уравнение левой границы области диспергирования. В соответствии с общей процедурой [4], $\tau_n = \tau_1$ в области II определяется как момент пересечения кривой $\varphi_1(\tau)$ и линии $\tilde{r} = \text{const}$ и находится из системы уравнений (5,6) работы [4].

По полученным соотношениям были рассчитаны распределения для значений $h=1.5$; $h=2.0$; $h=4.0$. На рис.2 приведены распределения всех сорванных капелек по размерам $\Delta n(\tilde{r})$, рассчитанные при $h=1.5$ в соответствии с двумя рассматриваемыми способами определения закона движения капли. Сравнение показывает хорошее согласование, а незначительное расхождение в диапазоне мелкодисперсных фракций объясняется отмеченным выше различием в относительной скорости $1-W$ на поздней стадии, когда при $h>1$ формируются мелкодисперсные фракции.

Момент окончания процесса диспергирования $\tau_{\text{дис}}$ определяется из условия исчезновения области диспергирования $\varphi_1(\tau_{\text{дис}}) = \pi/2$ [3], что приводит к уравнению

$$\tilde{R}(\tau_{\text{дис}})(1-W(\tau_{\text{дис}}))^3 = Z, \quad (12)$$

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

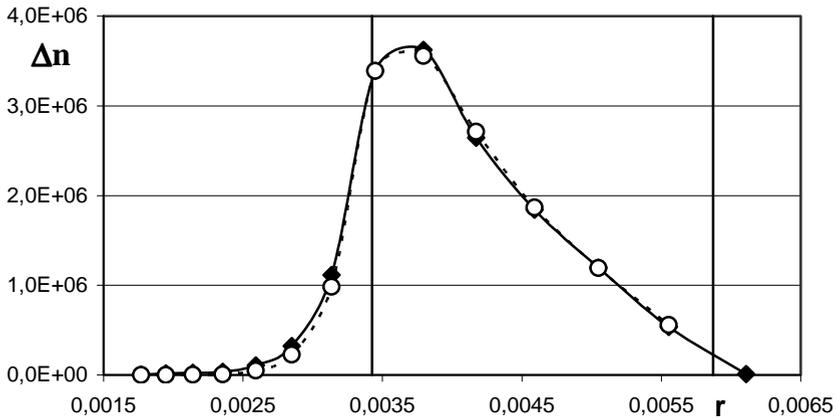


Рис.2. Распределения $\Delta n(\tilde{r})$, рассчитанные по формулам (7-11) (--- Γ ---), и по формулам (4-8) работы [4] ($\square \square \bullet \square \square$); вертикальные линии – границы базового диапазона $\tilde{r}_{0л} = 3.42 \cdot 10^{-3}$, $\tilde{r}_{0п} = 5.87 \cdot 10^{-3}$

где $Z = \left(7.9 \cdot 10^{-4} \frac{(1 + \alpha^5)^2}{\alpha GN} \right)^2$. Используя соотношения (3), получим

$$\tau_{\text{дис}} = \frac{1}{C(h-1)} \left(1 - Z^{(h-1)/(h+3)} \right) \quad (13)$$

Интегрируя уравнение (4) по всей области диспергирования $\varphi_0 < \varphi \leq \pi/2$, $0 < \tau < \tau_{\text{дис}}$, где $\varphi_0 = \varphi_1(0)$, найдём полное количество сорванных капелек $N \equiv \sum_{\Delta r} \Delta n$

$$N = B_2 \int_0^{\tau_{\text{дис}}} \tilde{R}^{0.5} (1 - W(\tau))^{2.5} \int_{\varphi_1(\tau)}^{\pi/2} \frac{\sin^2 \varphi}{\Psi^3(\varphi)} d\varphi d\tau. \quad (14)$$

Используя аппроксимацию функции

$$\Psi^3(\varphi) \approx \left(\frac{13.59 \sin^2 \varphi}{\sin^2(1.53\varphi)} \right),$$

предложенную в [3], и соотношение (3), найдём

$$N = 0.047 \frac{B_2}{3C(h+1)} \left(1 - Z^{3(h+1)/2(h+3)} \right) \cdot (1.45 - 0.76\varphi_{10} + 0.25 \sin(3.05\varphi_{10})). \quad (15)$$

Величина Z является малой, а при $GN > 3$ – пренебрежимо малой, что делает возможным упрощение соотношений (12,13,15). Отметим, что при $GN > 3$ можно считать $Z \approx 0.34\varphi_{10}^4$.

О КИНЕТИКЕ ДРОБЛЕНИЯ КАПЛИ В ГАЗОВОМ ПОТОКЕ

Проведенное исследование показало, что два способа определения закона движения капли, основанные на эмпирическом и теоретическом методах, в результате дают близкие функции распределения. Полученные в настоящей работе на основе решения системы дифференциальных уравнений движения, абляции и количества сорванных капелек приближённые формулы для функции распределения могут быть использованы для всего многообразия сочетаний свойств систем газ – капля. Эти формулы позволяют найти все основные статистические характеристики нестационарного факела распыла капли, необходимые для построения его математической модели и описания кинетики дальнейших процессов испарения всей совокупности срывающихся капелек, конвекции паров и смесеобразования в аэродинамическом следе разрушающейся капли.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гирин А.Г. Уравнение потери массы капли в скоростном потоке газа. Ч I // Вісник Одеського національного морського університету: Зб. наук. праць. – Вып. 26. Одеса: ОНМУ, 2009. С. 44-51.
2. Гирин А.Г. Уравнение потери массы капли в скоростном потоке газа. Ч II // Вісник Одеського національного морського університету: Зб. наук. праць. – Вып. 27. – Одеса: ОНМУ, 2009. С. 117-125.
3. Гирин А.Г. Функция распределения вторичных капелек при дроблении капли скоростным потоком газа // Вісник Одеського національного морського університету: Зб. наук. праць. – Вып. 28. – Одеса: ОНМУ, 2009. С. 54-61.
4. Гирин А.Г. Распределение диспергированных капелек при дроблении капли в скоростном потоке газа // Вісник Одеського національного морського університету: Зб. наук. праць. – Вып. 29. – Одеса: ОНМУ, 2010. С. 39-48.
5. Гордин К.А., Истратов А.Г., Либрович В.Б. К кинетике деформации и дробления жидкой капли в газовом потоке. Изв. АН СССР. Сер. МЖГ. – 1969. – № 1. С. 8-16.
6. Reinecke W.G., Waldman G.D. Shock layer shattering of cloud drops in reentry flight // AIAA Paper. – 1975. – №. 152. – 22 p.
7. Митрофанов В.В. Уравнение деформации жидкой капли в потоке газа за ударной волной: В сб. Динамические задачи МСС. – Н-ск, 1979. – Вып. 39. С. 76-87.
8. Симонс Г.А. Ускорение и деформация капли. // Ракетн. техн. и космон. – 1976. – Т.14. – № 2. – С. 178-180.
9. Градштейн И.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. – М.: Наука, 1971. – 1108 с.

Надійшла 30.06.10

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ

Предложена модернизация трёх моделей кривых усталости путём ввода дополнительных параметров, определяемых из условия минимального рассеяния экспериментальных данных.

Экспериментально показано, что при этом коэффициент корреляции повышается до 3 %. Повышение точности оценки долговечностей до разрушения достигает 60 %.

Запропоновано модернізацію трьох моделей кривих втоми за допомогою введення додаткових параметрів, що визначаються з умов мінімального розсіювання експериментальних даних.

Експериментально показано, що при цьому коефіцієнт кореляції підвищується до 3 %. Підвищення точності оцінки довговічностей до руйнування досягає 60 %.

There is offered a modernization of three fatigue curves models by usage of additional parameters defined from condition of minimum experimental data diffusing.

It is experimentally shown that while using this method a correlation coefficient is increasing to 3 per sent. Accuracy increase of longevity evaluation until destruction reaches 60 per cent.

Ключевые слова: коэффициент корреляции, предел выносливости, кривая усталости.

Аппроксимация экспериментальных данных, в частности результатов испытаний на сопротивление многоциклового усталости производится в соответствии с той или иной выбранной математической моделью. Выбор модели, как правило, обусловлен решаемой задачей. В частности, для наглядного представления относительного расположения кривых усталости лучше всего использовать степенное или показательное уравнения, а для оценки предела выносливости по известным параметрам наклонного участка кривой усталости предпочтительнее пользоваться уравнением Вейбулла. Общим требованием во всех случаях является обеспечение высокой тесноты группировки экспериментальных данных вокруг линии регрессии. Учитывая, что все модели кривых усталости путём логарифмирования могут быть приведены к линейному виду, устанавливают критерий линейности, сравнивая эмпирические корреляционные отношения с выборочным коэффициентом корреляции. По нему оценивают, насколько точно выбранная математическая модель, описывает массив экспериментальных данных.

На примере трёх наиболее распространённых моделей кривых усталости рассмотрим каким образом с помощью дополнительных параметров можно добиться повышения коэффициента корреляции. Важным

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ

фактором является то, что определение этих параметров не требует никакой дополнительной информации. Их определение связано лишь с условием обеспечения максимального значения коэффициента корреляции r . Другими словами, в качестве значения дополнительного параметра уравнения принимается такое, которое соответствует максимальной величине r .

Сначала рассмотрим уравнение Вейбулла. В работе [1] было предложено в этом уравнении заменить предел выносливости параметром A т.е.

$$(\sigma - A)^{m'_w} \cdot N = 10^{C'_w}, \quad (1)$$

где σ и N – переменные значения напряжения и долговечности до разрушения соответственно;

m'_w , C'_w и A – параметры.

Использование уравнения (1) в качестве модели кривой усталости позволило повысить коэффициент корреляции примерно до 3%. Причём его значение во всех случаях оказывалось выше, чем при использовании других моделей кривых усталости. В качестве экспериментальных данных были использованы результаты испытаний гладких и надрезанных образцов из различных марок стали.

Анализируя уравнение Вейбулла, следует заметить, что резерв повышения коэффициента корреляции не ограничивается предложенной модернизацией этого уравнения. Рассмотрим возможность повышения значения r за счёт ввода ещё одного дополнительного параметра B' . В этом случае уравнение (1) примет вид

$$(\sigma - A)^{m'_w} \cdot (N \pm B') = 10^{C'_w}. \quad (2)$$

Сравнивая параметр B' уравнения 2 с аналогичным параметром B уравнения Вейбулла в его канонической форме, заметим, что он имеет другой смысл и определяется по иному принципу. Если в уравнении Вейбулла этот параметр может принимать значения в интервале $10^3 - 5 \cdot 10^3$ циклов, и при долговечности $N \geq 10^5$ циклов приниматься равным нулю, то в уравнении (2) параметр B' определяется из условия минимального рассеяния экспериментальных данных относительно линии регрессии и может принимать как положительные, так и отрицательные значения, причём именно при долговечностях, превышающих 10^5 циклов.

Для количественной оценки влияния параметра B' на величину коэффициента корреляции, обратимся к опытным данным, опубликованным в работе [1]. В табл. 1 приведены расчётные значения коэффициентов корреляции, полученные при обработке экспериментальных данных

**ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ
ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ**

согласно уравнениям (1) и (2). В этой же таблице представлены параметры этих уравнений.

Как видно из табл.1, повышение коэффициента корреляции имеет место во всех случаях, однако оно весьма незначительно. Таким образом, для повышения точности построения кривой усталости, выраженной уравнением Вейбулла, достаточно ввода в это уравнение одного параметра A .

Повысить коэффициент корреляции, как указывалось выше, путём ввода дополнительных параметров можно и в случаях использования других математических моделей кривых усталости. Проследим это на примере степенного и показательного уравнений.

$$\sigma^m \cdot N = 10^C, \quad (3)$$

$$10^{\sigma/K} \cdot N = 10^{C_{II}}, \quad (4)$$

где m , C , K и C_{II} – параметры.

Таблица 1

Параметры кривых усталости и расчётные коэффициенты корреляции кривых усталости, выраженных уравнениями (1) и (2)

Уравнение 1				Уравнение 2			
m'_W	C'_W	$A, \text{МПа}$	R_1	m''_W	C''_W	$B, \text{цикл.}$	R_2
Образцы I типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 200 \text{ МПа}$)							
3,8	13,6	125	0,9497	3,9	13,8	-5500	0,9499
Образцы III типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 240 \text{ МПа}$)							
2,0	9,4	215	0,9440	2,2	9,6	-20000	0,9448
Образцы V типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 415 \text{ МПа}$)							
1,5	8,4	401	0,9421	1,7	8,4	-25000	0,9429
Образцы VI типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 370 \text{ МПа}$)							
3,3	12,3	320	0,9375	3,2	12,1	11500	0,9378
Образцы II типа, сталь 35 ($\sigma_R = 190 \text{ МПа}$)							
4,9	16,8	55	0,9720	5,0	16,9	-4000	0,9721
Образцы IV типа, сталь 35 ($\sigma_R = 240 \text{ МПа}$)							
3,6	13,2	170	0,9522	3,5	13,0	13000	0,9524
Образцы V типа, сталь 35 ($\sigma_R = 280 \text{ МПа}$)							
3,1	11,7	235	0,9756	3,1	11,8	1000	0,9757
Образцы VII типа, сталь 35 ($\sigma_R = 250 \text{ МПа}$)							
1,2	7,7	250	0,9333	1,3	7,7	-35000	0,9338

**ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ
ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ**

В случае ввода дополнительных параметров B_C и B_{II} они запишутся в таком виде:

$$\sigma^m \cdot (N \pm B_C) = 10^C, \quad (5)$$

$$10^{\sigma/k} \cdot (N \pm B_{II}) = 10^{C_{II}}. \quad (6)$$

Аналогичным образом, используя те же исходные опытные данные, определим коэффициенты корреляции для этих уравнений (табл. 2 и 3).

Таблица 2

Параметры кривых усталости и расчётные коэффициенты корреляции кривых усталости, выраженных уравнениями (3) и (4)

Уравнение 3			Уравнение 5			
m_C	C_C	R_3	m'_C	C'_C	B_C , цикл.	R_4
Образцы I типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R=200$ МПа)						
7,530	23,713	0,9483	8,177	25,226	-20000	0,9495
Образцы III типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R=240$ МПа)						
8,052	25,496	0,9338	9,699	29,460	-50000	0,9425
Образцы V типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R=415$ МПа)						
13,089	40,738	0,9244	15,175	46,215	-75000	0,9314
Образцы VI типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R=370$ МПа)						
14,025	42,527	0,9338	14,472	43,682	-10000	0,9343
Образцы II типа, сталь 35 ($\sigma_R=190$ МПа)						
6,297	20,659	0,9719	6,562	21,2736	-10000	0,9721
Образцы IV типа, сталь 35 ($\sigma_R=240$ МПа)						
8,576	26,910	0,9502	8,840	27,533	-10000	0,9504
Образцы V типа, сталь 35 ($\sigma_R=280$ МПа)						
10,718	32,670	0,9690	12,136	36,212	-30000	0,9730
Образцы VII типа, сталь 35 ($\sigma_R=250$ МПа)						
9,132	28,435	0,8880	11,261	33,574	-100000	0,9101

**ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ
ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ**

Таблица 3

Параметры кривых усталости и расчётные коэффициенты корреляции кривых усталости, выраженных уравнениями (5) и (6)

Уравнение 4			Уравнение 6			
k_{II}	C_{II}	R_5	k'_{II}	C'_{II}	B_{II} , цикл.	R_6
Образцы I типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 200$ МПа)						
79,505	8,842	0,9438	69,721	9,228	9,228	0,9474
Образцы III типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 240$ МПа)						
85,799	9,083	0,926	69,532	9,775	-55000	0,9392
Образцы V типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 415$ МПа)						
81,824	11,528	0,9204	68,786	12,506	-85000	0,9292
Образцы VI типа, сталь 18X2H4BA ($\sigma_R = 370$ МПа)						
70,523	11,514	0,9314	65,918	12,100	-20000	0,9325
Образцы II типа, сталь 35 ($\sigma_R = 190$ МПа)						
93,250	8,285	0,9691	81,276	8,613	-30000	0,9712
Образцы IV типа, сталь 35 ($\sigma_R = 240$ МПа)						
80,872	9,414	0,9463	74,764	9,675	-25000	0,9478
Образцы V типа, сталь 35 ($\sigma_R = 280$ МПа)						
70,523	10,268	0,9636	60,945	11,077	-40000	0,9708
Образцы VII типа, сталь 35 ($\sigma_R = 250$ МПа)						
76,769	9,750	0,8770	60,302	10,672	-110000	0,9008

Чтобы оценить, в какой мере повышение коэффициента корреляции влияет на изменение положения средневероятной кривой усталости, сравним расчётные значения долговечностей, найденные по уравнениям (5) и (6) со значениями, полученными по зависимостям (3) и (4) (на примере образцов из стали 35). Для корректности сопоставления результатов сравним также значения долговечностей, рассчитанных по зависимости (2) с результатами расчёта величин долговечностей найденных по уравнению Вейбулла в его канонической форме. Результаты расчёта представлены в табл. 4.

Сопоставление приведенных в табл. 4 относительных отклонений δ показывает, что ввод дополнительных параметров в уравнения кривых усталости позволяет заметно повысить точность определения долговечностей во всём диапазоне напряжений. Для уравнений (3) и (4) это повышение составило до 15 %, а для уравнения Вейбулла – даже до 60 %.

**ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ
ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ**

Таблица 4

*Результаты расчёта долговечностей
и их относительных погрешностей*

σ , МПа	N , цикл. согласно уравнению		δ , %	N , цикл. согласно уравнению		δ , %	N , цикл. согласно уравнению		δ , %
	Вей- булла	(2)		(3)	(5)		(4)	(6)	
200	1995262	1243253	-60,5	1269144	1503624	15,6	1448647	1449871	0,1
220	533893	653502	18,3	696205	809139	14,0	885236	835701	-5,9
240	289225	370557	22,0	402410	461496	12,8	540947	487192	-11,0
260	193145	223397	13,5	243034	277021	12,3	330561	289432	-14,2
280	142859	141749	-0,8	152372	174191	12,5	201998	177214	-14,0
300	112287	93985	-19,5	98659	114407	13,8	123437	113536	-8,7

Рассмотренный пример демонстрирует общую тенденцию повышения точности оценки положения средневероятной кривой усталости за счёт ввода дополнительных параметров, определяемых методом подбора из условия обеспечения наивысшего коэффициента корреляции. Таким образом, предложенная модернизация уравнений кривых усталости может стать резервом повышения точности расчётов деталей машин на сопротивление усталости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Коноплев А.В. Повышение точности построения кривой усталости при использовании трехпараметрического уравнения Вейбулла // Вісник ОНМУ. – 2007. – № 22. – С. 131-136.

Надійшла 25.06.10

ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН

В работе предложена методика для определения ресурса сварных узлов металлоконструкций грузоподъемных машин. Полученные числовые результаты подтверждены известными в литературе экспериментальными данными.

В роботі запропоновано методика для визначення ресурсу зварних вузлів металлоконструкцій вантажопіднімальних/ машин. Отримані тут числові результати підтверджені відомими в літературі експериментальними даними.

In hand offered a methodology for definition a weld assembly resource of metal wares of lifting machines. Numerical outputs we got, checked out by known in literature observed facts.

Ключевые слова: *крановые металлоконструкции, сварные соединения, грузоподъемные машины, долговечность элементов металлоконструкций, усталостное разрушение.*

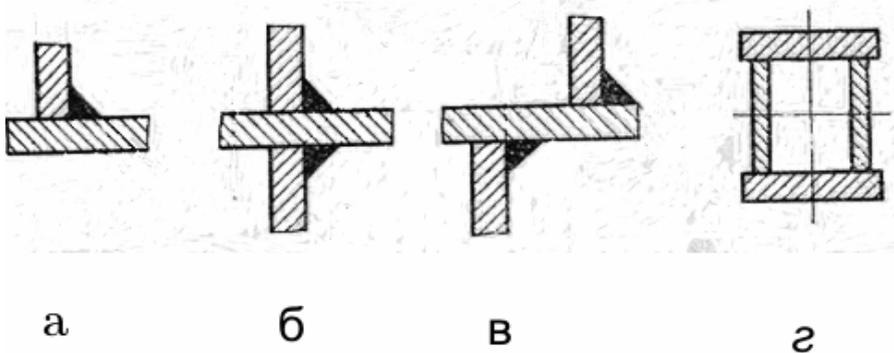
Важливою проблемою сьогодення є втома зварних конструкцій. Доля втомних пошкоджень зварних конструкцій зростає і становить близько 40 % загальної кількості їх передчасних пошкоджень та відмов. Стосовно окремих видів виробів та споруд цей відсоток є ще вищим. Втома стала основним фактором, що визначає довговічність зварних елементів вантажопіднімальних механізмів, мостів, морських стаціонарних платформ, антенно мачтових споруд, залізничних локомотивів та вагонів, сільськогосподарських машини та інших конструкцій, які зазнають в процесі експлуатації дії змінних навантажень. Вивченню проблем втомного руйнування зварних з'єднань присвячено багато робіт різних вчених [1-11]. Це дослідження Б.Є. Патона, І.К. Походні, Г.П. Карзова, П.І. Кудрявцева, В.П. Леонова, Л.М. Лобанова, В.І. Махненка, В. Т. Тимофєєва, В.І. Труфякова, В.А. Осадчука, В.Я. Якубовського та інших. Але в аналітичних дослідженнях питанням впливу концентраторів напружень біля зварних з'єднань, а також залишкових напружень на зародження і кінетику росту втомних тріщин та врахування цього феномену при розрахунках зварних конструкцій приділено недостатньо уваги. Саме тому в даній роботі досліджується втомне руйнування основних видів зварних з'єднань несучих вузлів вантажопіднімальних механізмів і визначається їх ресурс стосовно заданих умов навантаження.

Розглянемо особливості зварних з'єднань елементів вантажопіднімальних машин. Як показує практика експлуатації зварних металлоконструкцій кранів і інших вантажопіднімальних машин, основними причинами втрати їх міцності є дефекти типу тріщин, що виникають і розви-

ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН

ваються при змінних навантаженнях. При цьому умови безпечної експлуатації між виявленням тріщини в металоконструкціях і її критичними розмірами, що приводять до втомного руйнування, складають близько 60-90 % від загального нормативного ресурсу роботи вантажо-піднімальних машин.

В залежності від типу, призначення і умов експлуатації елементів конструкцій вимоги до зварних з'єднань змінюються і конкретизуються. Так зварні з'єднання металевих елементів кранів виконують [12] згідно Правил Держтехнагляду [13] і рекомендацій з довідника [11]. Зокрема, кутові шви таврових з'єднань в перерізі, як правило, повинні мати вгнуті, або плоскі контури (рис. 1, а) поверхні з плавним переходом до основного металу; кутові шви допускаються з обох боків елемента, якщо його товщина в 1,5 рази перевищує висоту шва (рис. 1, б); при меншій товщині вони повинні бути віддалені один від одного на віддаль не меншу ніж 2 товщини елемента (рис.1, в). Дуже часто в кранах використовуються зварні конструкції коробчастого типу (рис. 1, г), де і застосовуються кутові шви з обох сторін елемента.



*Рис. 1. Схеми основних типів зварних з'єднань
в металоконструкціях кранів [12]*

Якраз для типових зварних з'єднань, що застосовуються при виготовленні металоконструкцій кранів [12] ми побудуємо розрахункову методику для визначення їх ресурсу.

Поперше, поставимо задачу. Як один із важливих типів зварних з'єднань елементів металоконструкцій кранів, розглянемо хрестоподібне зварне з'єднання, яке навантажено циклічно зусиллями з амплітудою p за силовою схемою рис. 2. Задача полягає у визначенні довговічності (кількості циклів навантаження до зруйнування) N_* цього з'єднання при вказаному навантаженні.

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

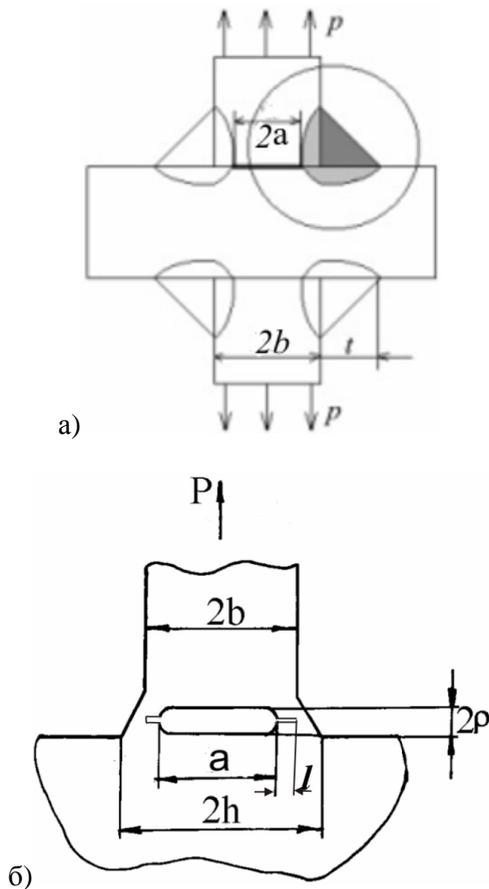


Рис. 2. Схеми навантаження хрестоподібного зварного з'єднання з непроваром

Для розв'язку задачі поступаємо наступним чином. Як показано в роботах [14, 15], згідно положень механіки руйнування довговічність N_* елементів конструкцій визначається так:

$$N_* = N_C + N_{\bar{A}}. \quad (1)$$

Тут N_C – період зародження макротріщин біля вершини концентратора з найменшим радіусом заокруглення ρ (таким концентратором в даному випадку можна вважати щілину непровару довжиною a і радіусом заокруглення ρ); $N_{\bar{A}}$ – період докритичного росту макротріщини,

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

що зародилася. Для визначення N_C використовуємо раніше розроблену автором розрахункову модель [16]. В результаті цього величину N_C визначаємо за наступною формулою:

$$N_* = \frac{K_{fc}^4 (1 + (\rho / \rho_0)^2)}{(K_{I_{\max}} - K_{I_{\min}})^4}, \quad \rho_0 = \frac{2K_{fc}^2}{\pi E \sigma_{0f} \varepsilon_{fc}}, \quad (2)$$

де K_I – коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН) біля вершини концентратора довжиною a (рис. 2), якщо радіус заокруглення його вершини $\rho = 0$;

K_{fc} – критичне значення цього коефіцієнту за циклічного навантаження;

$K_{I_{\max}}, K_{I_{\min}}$ – відповідно, максимальне і мінімальне значення K_I для амплітудних значень зовнішніх зусиль p_{\max} і p_{\min} ;

E – модуль пружності;

ε_{fc} – критичне значення деформації ε в пластичній зоні біля вершини концентратора за циклічного навантаження, що визначається із експерименту; $\sigma_{0f} = 0,5(\sigma_t + \sigma_\delta)$;

σ_t, σ_δ – відповідно максимальне напруження в пластичній зоні і границя текучості матеріалу.

В свою чергу, величину $N_{\dot{A}}$ періоду докритичного росту тріщини, що зародилася, визначаємо з допомогою відомої [17, 18] розрахункової моделі. Згідно з цією моделлю величина $N_{\dot{A}}$ визначається із наступних співвідношень:

$$\frac{dl}{dN} = (\gamma_f - \gamma_t)^{-1} \frac{\partial W_p^{(3)}}{\partial N}, \quad \frac{\partial}{\partial \theta} \left\{ (\gamma_f - \gamma_t)^{-1} \frac{\partial W_p^{(3)}}{\partial N} \right\} = 0 \quad (3)$$

із заданими початковими і кінцевими умовами

$$N = 0, \quad l(0) = l_0, \quad \theta = \theta_0; \quad N = N_{\dot{A}}, \quad l(N_{\dot{A}}) = l_*, \quad (4)$$

де критичну довжину тріщини $l = l_*$ визначаємо із енергетичного критерію

$$\gamma_t(l_*) = \gamma_f, \quad (5)$$

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

де $W_p^{(3)}$ – частина енергії пластичного деформування за один цикл, що генерується самим тілом під час стиску зон передруйнування за сталої довжини тріщини при знятті навантаження;

θ – кут напряму поширення тріщини;

γ_f – питома енергія руйнування під час поширення втомної тріщини;

γ_t – питома енергія пластичного деформування в зоні передруйнування біля вершини тріщини, яка залежить тільки від її довжини

$$\gamma_t = \sigma_t \delta_{I_t}(0) + \tau_t \delta_{II_t}(0) \quad [17, 18];$$

σ_t і τ_t – усереднені нормальні і дотичні напруження в зоні передруйнування;

$\delta_{I_t}(0)$ і $\delta_{II_t}(0)$ – нормальний і дотичний розкриви вершини тріщини.

Для спрощення розв'язку задачі приймаємо, що в зоні термічного впливу біля зварного шва прямолінійно вздовж лінії щілини непровару зароджується і поширюється втомна тріщина нормального відриву. При цьому отримуємо дещо меншу довговічність, тобто отримана неточність піде в запас довговічності. В результаті цього припущення математична задача (3)-(5) спроститься [17, 18] до наступного виду:

$$dl/dN = \alpha_0 [K_{I_{\max}}^4 (1-R)^4 - K_{I_{th}}^4] / 4\sigma_{0f} E (K_{fc}^2 - K_{I_{\max}}^2) \quad (6)$$

за початкових і кінцевих умов

$$N = 0, \quad l(0) = 0,5a; \quad N = N_*, \quad l(N_*) = l_*; \quad K_{I_{\max}}(l_*) = K_{fc}. \quad (7)$$

де $R = K_{I_{\min}} / K_{I_{\max}}$;

α_0 – константа, яка визначається із експерименту [17, 18].

Таким чином задача звелася до визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень $K_{I_{\max}}, K_{I_{\min}}$. При визначенні періоду N_c зародження тріщини вважаємо, що не провар в своїх вершинах має радіус заокруглення ρ . Але для випадку, коли тріщина зародилася з обох вершин концентратора довжиною l , приймаємо, що дефект довжиною $a + 2l$ є звичайна прямолінійна тріщина, яка поширюється прямолінійно до критичної довжини $l = l_*$. При цьому будемо вважати, що довжина зародженої тріщини l буде $a \gg l$. Тому при визначенні періоду докритичного росту тріщини приймаємо початковий розмір тріщини рівний a .

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

Для визначення коефіцієнта інтенсивності напружень $K_{I \max}$ в даному випадку скористаємося методом граничної інтерполяції [14]. Згідно з цим методом коефіцієнт інтенсивності напружень визначається так:

$$K_I = \sigma_i \alpha, \quad (8)$$

де σ_i – номінальні напруження, обчислені для даного випадку на основі відомих формул опору матеріалів;

α – геометрична частина коефіцієнта, що залежать від форми елемента конструкції і типу напруженого стану. Згідно з результатами роботи [14] величини σ_i і α визначаються так:

$$\begin{aligned} \sigma_H &= [(\sigma_i^{(0)})^{0,5} + (\sigma_i^{(1)})^{0,5} - (\sigma_i^{(1)})_{\xi=0}^{0,5}]^2, \\ \alpha &= \alpha_0 \alpha_1 [(\alpha_0)^2 + (\alpha_1)^2]^{-1/2}. \end{aligned} \quad (9)$$

Тут $\alpha_0, \alpha_1, \sigma_H^{(0)}, \sigma_H^{(1)}$ – значення α, σ_H для малої і великої тріщини [14];

$\xi = ah^{-1}$. Розглянемо граничні випадки малої і великої тріщин.

Для малої тріщини $ah^{-1} = \xi \rightarrow 0$ задача еквівалентна випадку для нескінченної пластини із прямолінійною тріщиною, до берегів якої прикладені неперервно розподілені напруження

$$\sigma(a) = 0,5P(h-a). \quad (10)$$

КІН в цьому випадку визначиться за формулою [19]

$$K_I = 0,5P(h-a)\sqrt{\pi a}. \quad (11)$$

Розділивши в співвідношенні (11) геометричну α_0 та силову $\sigma_H^{(0)}$ частини КІН, отримаємо

$$\sigma_H^{(0)} = 0,5P(h-a); \quad \alpha_0 = \sqrt{\pi a}. \quad (12)$$

У випадку великої тріщини ($\xi \rightarrow 1$) задача зводиться до випадку пів нескінченної тріщини у півплощині із перешийком довжиною $h-a$, через який передається зусилля

$$P_\infty = 0,5P. \quad (13)$$

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

Розв'язок цієї задачі має вид [19]

$$K_I = 0,41P(h-a)\sqrt{\pi(h-a)} . \quad (14)$$

Звідси геометрична і силова частини КІН для розтягу

$$\sigma_H^{(1)} = 0,5P(h-a) ; \quad \alpha_1 = 0,82\sqrt{\pi(h-a)} , \quad (15)$$

Підставляючи залежності (12), (15) в інтерполяційні співвідношення (8), (9), отримуємо КІН для довільної глибини тріщини ($0 < ah^{-1} < 1$)

$$K_I = \frac{P\sqrt{\pi a}}{2h\sqrt{(1-\xi)(1+0,56\xi)}} , \quad (16)$$

Визначення залишкових напружень біля зварних швів. Для можливості врахування залишкових зварних напружень при розв'язанні задач про втому зварних елементів конструкцій треба мати аналітичні функції, які описували би розподіл залишкових напружень в області зварного з'єднання. Для визначення цих функцій використаємо розрахунково-експериментальний метод [11]. Суть цього методу полягає в тому, що залишкові напруження відповідають певним напруженням в допоміжній термопружній задачі, в якій задана функція розподілу фіктивної температури з невідомими константами, що знаходяться з експерименту. Таким чином задача про знаходження залишкових напружень зводиться до розв'язування відповідної термопружної задачі [11, 14].

Розв'яжемо рівняння термопружної рівноваги [14]

$$(1-2\nu) + \Delta \bar{u} + \text{grad div} \bar{u} - 2\alpha(1+\nu)\text{grad}T = 0, \quad (17)$$

де \bar{u} – вектор зміщень;

T – функція розподілу температури в тілі;

α – коефіцієнт температурного розширення;

Δ – оператор Лапласа [14]. За теоремою [14], якщо в пружному півпросторі $z \geq 0$ відсутні об'ємні сили, джерела тепла та

$$T|_{z \rightarrow \infty} = 0; \quad \partial T / \partial z|_{z \rightarrow \infty} = 0,$$

то розклад виду

$$2\mu \bar{u} = z \text{grad div} \bar{D} - 2(1-\nu) \partial \bar{D} / \partial z + (1-2\nu) \left(\text{grad} \hat{D}_3 - \bar{\alpha}_3 \text{div} \bar{D} \right) - \\ - 2\alpha \mu (1+\nu) \int \int \text{grad} T dz dz - 4\bar{\alpha}_3 \alpha \mu (1+\nu) \int T dz \quad (18)$$

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

є розв'язком рівняння (17), а проєкції Φ_1, Φ_2, Φ_3 гармонічного вектора $\bar{\Phi} = (\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3)$ визначають в площині $z = 0$ відповідно дотичні та нормальні напруження. Тут $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ – направляючі одиничні вектори прямокутної системи координат $Oxyz$. Оскільки в півплощині розв'язок рівняння термопружності описується однією гармонічною функцією, то $\bar{\Phi} = (0, 0, \Phi_3)$. Тоді поклавши в рівнянні (18) $z = 0, u_z = 0$ і виконавши певні математичні перетворення, отримаємо

$$\hat{\sigma}_3 / \partial z \Big|_{z=0} = -\alpha \mu (1 + \nu)(1 - \nu)^{-1} \int_{z=0}^{\infty} T(x, z) dz. \quad (19)$$

Функція Φ_3 , що є розв'язком цього рівняння, буде визначати шукані залишкові напруження. З теорії пружності відомо [15]

$$\begin{aligned} \sigma_x &= 2G \left(\varepsilon_x + \frac{\mu}{1 - 2\mu} (\varepsilon_x + \varepsilon_z) \right); \sigma_z = 2G \left(\varepsilon_z + \frac{\mu}{1 - 2\mu} (\varepsilon_x + \varepsilon_z) \right); \\ \tau_{xz} &= G \varepsilon_{xz}; \varepsilon_x = \partial u_x / \partial x; \\ \varepsilon_z &= \partial u_z / \partial z; \varepsilon_{xz} = \partial u_x / \partial z + \partial u_z / \partial x, \end{aligned} \quad (20)$$

де u_x, u_z – компоненти вектора переміщень;

G – модуль зсуву. Функції u_x, u_z визначаються з рівнянь (18), функція Φ_3 задовольняє рівняння (19).

Розглянемо таврове зварне з'єднання (рис. 3, А) і приймемо відомий [10] розподіл в ньому фіктивної температури (рис. 3, В) для допоміжної задачі термопружності наступною функцією:

$$\begin{aligned} T(x, z) &= T_0 (1 + b^2 x^2)^{-1}, \quad x \geq 0; 0 \leq z \leq D; \\ T(x, z) &= T_0 (1 + b^2 x^2)^{-1} (1 + b^2 z^2)^{-1}, \quad x < 0; z \geq 0. \end{aligned} \quad (21)$$

При цьому задача розв'язується для достатньо малого околу кутової точки стику з'єднання, що еквівалентно для випадку нескінченної пластини з таким розподілом температури. Тому надалі задачу розв'язуємо наближено замінюючи її випадком для нескінченної пластини. Для розв'язання рівняння (19) в даному випадку застосуємо інтегральне перетворення Фур'є [15]. Виконуючи необхідні перетворення, одержимо

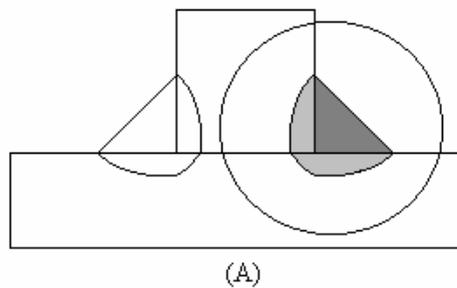
$$\hat{\sigma}_3(x, z) = -0,5 b^{-1} C_0 T_0 \left(D + b^{-1} \operatorname{arctg}(bD) \right) \ln \left(\left(z + b^{-1} \right)^2 + x^2 \right). \quad (22)$$

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

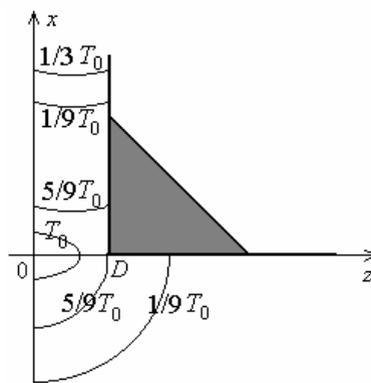
Підставляючи це значення функції Φ_3 у формули (18) і (20), матимемо співвідношення, що визначають розподіл залишкових нормальних напружень в області таврового зварного з'єднання

$$\sigma_x^{(Q)} = 2C_t \left[(z+0,02)(z+b^{-1})^{-3} - 1,79(z+b^{-1})^{-2} \right], \quad (23)$$

де $C_t = C_0 T_0 b [D + b^{-1} \arctg(bD)]$. Параметри C_t та b визначаються з експериментальних даних. Слід відзначити, що наближено такий же розподіл залишкових напружень біля аналогічної кутової точки буде і в хрестоподібному зварному з'єднанні.



(А)



(Б)

*Рис. 3. Схема таврового зварного з'єднання (А)
та розподіл фіктивної температури в ньому (Б)*

Як приклад, розглядається хрестоподібне зварне з'єднання з неповним проплавленням довжини a (рис. 2, а). З'єднання, виготовлене зі сталі

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

E355, механічні та втомні характеристики матеріалу його різних зон наступні [20]: $2a = 0,03$ м; $t = 0,005$ м, $2b = 0,012$ м; $\rho \approx 0,001$;

матеріал шва

$$\sigma_{\delta} = 539 \text{ МПа}, \sigma_a = 680 \text{ МПа}, K_{fc} = 62 \sqrt{i} \text{ МПа}, K_{th} = 4,1 \sqrt{i};$$

зона термічного впливу

$$\sigma_{\delta} = 395 \text{ МПа}, \sigma_a = 540 \text{ МПа}, K_{fc} = 41 \sqrt{i}; K_{th} = 3,2 \sqrt{i}$$

основний матеріал

$$\sigma_{\delta} = 449 \text{ МПа}, \sigma_a = 620 \text{ МПа}, K_{fc} = 48 \sqrt{i}, K_{th} = 3,7 \sqrt{i}.$$

Конструкція з відповідним з'єднанням циклічно розтягується максимальним напруженням $\sigma = 0,5Ph^{-1}$, коефіцієнт асиметрії циклу зовнішніх навантажень $R = 0,1$.

Використовуючи для даної задачі результати експериментальних досліджень [10], розподіл нормальних $\sigma_x^{(G)}$ залишкових напружень в області таврового зварного з'єднання (23) в даному випадку запишеться так:

$$\sigma_x^{(G)} = 0,2 \left(1,79 \left(z + 99^{-1} \right)^{-2} - \left(z + 0,02 \right) \left(z + 99^{-1} \right)^{-3} \right), \quad (24)$$

Для спрощення обчислень будемо вважати, що тріщина зароджується в напрямку продовження неповару в зоні термічного впливу, де характеристики матеріалу мають найменший опір руйнуванню. Коефіцієнт інтенсивності напружень на основі вище сказаного і формули (16) буде визначатися так:

$$K_I = \frac{(\sigma + \sigma_x^{(G)}) \sqrt{\pi a}}{\sqrt{(1 - \xi)(1 + 0,56\xi)}}. \quad (25)$$

На основі приведених даних, формул (2) і (25) для визначення періоду N_z зародження тріщини з вершини неповару отримаємо формулу

$$N_z \approx 2 \cdot 10^{15} \sigma^{-4}. \quad (26)$$

Вважаючи, що зароджена тріщина є достатньо малою порівняно з довжиною $2a$ неповару, на основі вище приведених характеристик матеріалу і розв'язуючи математичну задачу (6) і (7), для визначення періоду N_A докритичного її росту отримаємо таку формулу:

$$N_A = 14335 \cdot 10^4 \int_{0,0015}^{a_*} \frac{1681 - \pi a (\sigma + \sigma_x^{(G)})^2 (11 - a)^{-1} (11 + 0,56a)^{-1}}{\pi^2 a^2 \sigma^4 (11 - a)^{-2} (11 + 0,56a)^{-2} - 159,82} da, \quad (27)$$

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

де a_* визначається для кожного значення $\sigma + \sigma_x^{(G)}$ із рівняння

$$\pi a_* (\sigma + \sigma_x^{(G)})^2 - 1681(11 - a_*)(11 + 0,56a_*) = 0. \quad (28)$$

Тоді, використовуючи співвідношення (26) і (27), для визначення довговічності зварного з'єднання $N = N_*$ отримаємо формулу

$$N_* = 2 \cdot 10^{15} \sigma^{-4} + 14335 \cdot 10^4 \int_{0,0015}^{a_*} \frac{1681 - \pi a (\sigma + \sigma_x^{(G)})^2 (11 - a)^{-1} (11 + 0,56a)^{-1}}{\pi^2 a^2 \sigma^4 (11 - a)^{-2} (11 + 0,56a)^{-2} - 159,82} da \quad (29)$$

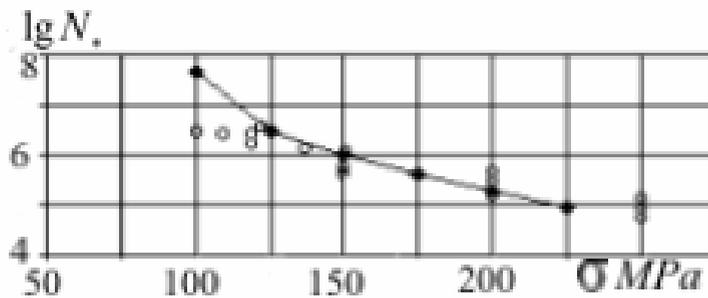


Рис. 4. Порівняння розрахункових та експериментальних оцінок залишкової довговічності хрестоподібного зварного з'єднання

За формулою (29) чисельно пораховано для різних значень напруження розтягу $\sigma + \sigma_x^{(G)}$ ресурс $N = N_*$ хрестоподібного зварного з'єднання. Порівняння експериментальних [20] та розрахункових за формулою (29) оцінок ресурс $N = N_*$ продемонстровано на рис. 4. Аналізуючи дані, наведені на рис.4, можна бачити, що розрахункові значення ресурсу $N = N_*$ хрестоподібного зварного з'єднання добре узгоджуються з результатами експериментів. Це свідчить про правомірність використання запропонованої розрахункової моделі для розв'язання задач про довговічність елементів конструкцій, зокрема таких як зварні з'єднання.

Висновки. Розроблено методику для визначення ресурсу зварних вузлів металоконструкцій вантажопіднімальних машин з врахуванням наявності непровару. В основу методики покладені розроблена раніше автором розрахункова модель для визначення періоду зародження втомної тріщини біля сплюснутих концентраторів напружень, методика визначення залишкових напружень біля зварних швів і коефіцієнтів

ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН

інтенсивності напружень біля тріщин, відома в літературі розрахункова модель для визначення періоду докритичного росту втомних тріщин. З допомогою розробленої методики визначена довговічність хрестоподібного зварного з'єднання з непроваром. Отримані числові результати підтверджені відомими в літературі експериментальними даними.

ЛІТЕРАТУРА

1. Лобанов Л. М., Махненко В. И., Труфяков В. И. Развитие расчетных и технологических методов повышения прочности, долговечности и точности изготовления сварных конструкций/ Труды Междунар. конф. "Сварка и родственные технологии – в XXI век". –К.: ИЭС им. Е. О. Патона, 1998. – С.137-157.
2. Походня И. К. Проблемы сварки высокопрочных низколегированных сталей. В кн.: Сучасне матеріалознавство ХХІ сторіччя. – К.: Наук. думка, 1998. – С. 31-69.
3. Карзов Г. П., Леонов В. П., Тимофеев Б. Т. Сварные сосуды высокого давления: Прочность и долговечность. – Л.: Машиностроение, 1982. – 287 с.
4. Мюнзе В. Х. Усталостная прочность сварных стальных конструкций. – М.: Машиностроение, 1968. – 310 с.
5. Клыков Н. А. Расчет характеристик сопротивления усталости сварных соединений. – М.: Машиностроение, 1984. – 158 с.
6. Сивцев М. Н., Слепцов О. И. Оценка сопротивляемости ЗТВ высокопрочных сталей замедленному разрушению по критериям трещиностойкости.// Труды Междунар. конф. "Сварка и родственные технологии – в XXI век". –К.: ИЭС им. Е. О. Патона, 1998.
7. Карзов Г. П., Кархин В. А., Леонов В. П., Марголин Б. З. Развитие усталостных трещин в тавровых соединениях с учетом сварочных напряжений// Проблемы прочности. – 1983. – № 11. – С. 70-73.
8. Осадчук В. А., Шелестовська М. Я. Розподіл залишкових зварювальних напружень у товстих плитах з круговими швами //Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 1998. – № 3. – С. 31-35.
9. Труфяков В. И., Михеев П. П., Кузьменко А. З. Влияние остаточных сварочных напряжений на развитие усталостных трещин в конструкционной стали// Автоматическая сварка. – 1977. – № 10. – С. 6-7.

**ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВАНТАЖОПІДНІМАЛЬНИХ МАШИН**

10. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – К.: Наукова думка, 1976. – 320 с.
11. Сварка в машиностроении: Справочник в 4 т.: Т. 3. – М.: Машиностроение, 1979. – 567 с.
12. Иванченко Ф.К. и др. Расчёты грузоподъемных и транспортирующих машин. – К.: Вища школа, 1978. – 576 с.
13. Госгортехнадзор СССР. Правила устройства и безопасности эксплуатации грузоподъемных кранов. – М.: Металлургия, 1974. – 185 с.
14. Андрейкив А. Е. Пространственные задачи теории трещин. – К.: Наук. думка, 1982. – 345 с.
15. Панасюк В.В., Андрейкив О. Е., Партон В.З. Основы механики разрушения. – К.: Наук. думка, 1988. – 488 с.
16. Банахевич Ю.В., Сакара А. Визначення періоду зародження втомих тріщин біля концентраторів напружень / *Машинознавство*. – 2009. – № 5. – С. 31-33.
17. Андрейків О.Є., Банахевич Ю.В., Кіт М.Б. Циклічна міцність тонкостінних елементів конструкцій з тріщинами // *Доп. НАН України*. – 2009. – № 7. – С. 56-62.
18. Андрейків О., Кіт М. Довговічність пластин з тріщинами при двохвісному розтязі // *Наук. збірник «Сучасні проблеми механіки і математики»*. – Т.2: М.П.Саврук / Коефіцієнти інтенсивності напружень в телах с тріщинами – Львів: ІППММ НАНУ, 2008. – С. 252-254.
19. Механика разрушения и прочность материалов: Справочное пособие в 4-х т. – К.: Наук.думка, 1988. – 620 с.
20. Махненко В.И., Починок В. Е. Сопротивление циклическим нагрузкам сварных соединений, имеющих швы с неполным проплавлением // *Автоматическая сварка*. – 1984. – № 10. – С. 33-40.

Надійшла 22.06.10

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ

Приведены исследования напряженно-деформированного состояния водонасыщенных склонов при подъеме в них уровня грунтовых вод.

Приведено дослідження напружено-деформованого стану водонасичених схилів при підйомі в них рівня ґрунтових вод.

Researches of the is intense-deformed condition of the water sated slopes are resulte Researches of the is intense-deformed condition of the water sated d at lifting in them of level of subsoil waters.

Ключевые слова: склоны, грунтовые воды, подпорная стена, деформации, напряжения, устойчивость.

Во многих случаях оказывается невозможным оценить степень устойчивости склона в оползневом отношении раньше, чем произойдет сам оползень.

К. Терцаги “IV Международный конгресс”

Приведенные на рисунках 1 и 2 аварии в виде оползней еще раз доказывают тот факт, что недоучитывание или пренебрежение некоторыми свойствами грунтов и подземных вод, расположенных на склонах, может привести к тяжелым и непредвиденным последствиям. В последнее время очень часто приводятся случаи возникновения на склонах оползневых процессов, которые произошли после проливных дождей или после повышения уровня воды в реках, приведших к обильному насыщению грунтов склонов водой. Это обычно вызывает в грунтах появление порового давления и изменение их свойств. Описание различных свойств грунтов в нелинейной постановке изложено в работах [1, 2, 3].

Решение задач поромеханики является очень сложной проблемой. В настоящее время она реализована только с помощью введения целого ряда гипотез. Наиболее полно в нелинейной постановке (физической и геометрической) эта проблема изложена в работе [4]. Поэтому здесь изложения теоретических вопросов не приводятся, а рассматриваются лишь результаты численных расчетов. Только напомним, что дискретизация исходных дифференциальных уравнений выполнена методом конечных элементов. Итерационный процесс решения, полученных после дискретизации нелинейных алгебраических уравнений, построен с использованием модифицированного процесса Ньютона-Канторовича.

Согласно К. Терцаги (1936 г.) вектор полного напряжения в недреннированных грунтах можно представить как

$$\sigma = \sigma' + \sigma_w, \quad (1)$$

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ



Рис. 1. Повреждение путепровода, вызванное оползнем

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ



Рис. 2. Повреждение жилого поселка, вызванное оползнем

где σ' – вектор эффективных напряжений;

σ_w – вектор активного порового давления. В свою очередь имеет место следующее соотношение:

$$\sigma_w = \sigma_{ws} + \sigma_{we}, \quad (2)$$

где σ_{ws} – вектор установившегося порового давления;

σ_{we} – вектор избыточного порового давления.

Установившееся поровое давление возникает лишь тогда, когда гидродинамические условия в грунтовом массиве остаются постоянными в течение продолжительного периода времени. Избыточное поровое давление возникает в недренированных грунтах в результате их нагружения водой.

Рассмотрим влияние избыточного порового давления на устойчивость склона, расчетная схема которого приведена на рис. 3.

Грунты склона состоят из четырех слоев, имеющих следующие физико-механические свойства: сцепление c (в кН/м^2), угол внутреннего трения φ (в градусах), модуль деформации E (в кН/м^2) и коэффициент Пуассона (безразмерная величина). В первом слое (суглинок) $c = 10$, $\varphi = 29$, $E = 16000$, $\mu = 0,33$; во втором слое (недренированная глина) $c = 20$, $\varphi = 24$, $E = 2000$, $\mu = 0,35$; в третьем слое (песок, в котором содержится поток подземных грунтовых вод) $c = 2$, $\varphi = 30$, $E = 20000$, $\mu = 0,3$; в четвертом слое (глина) – $c = 20$, $\varphi = 24$, $E = 1900$, $\mu = 0,35$. Слои грунта расположены сверху вниз, как показано на рисунке 3. Материалом подпорной стены является бетон, ее высота составляет 6 м. Действующая нагрузка равна 20 кН/м^2 .

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ

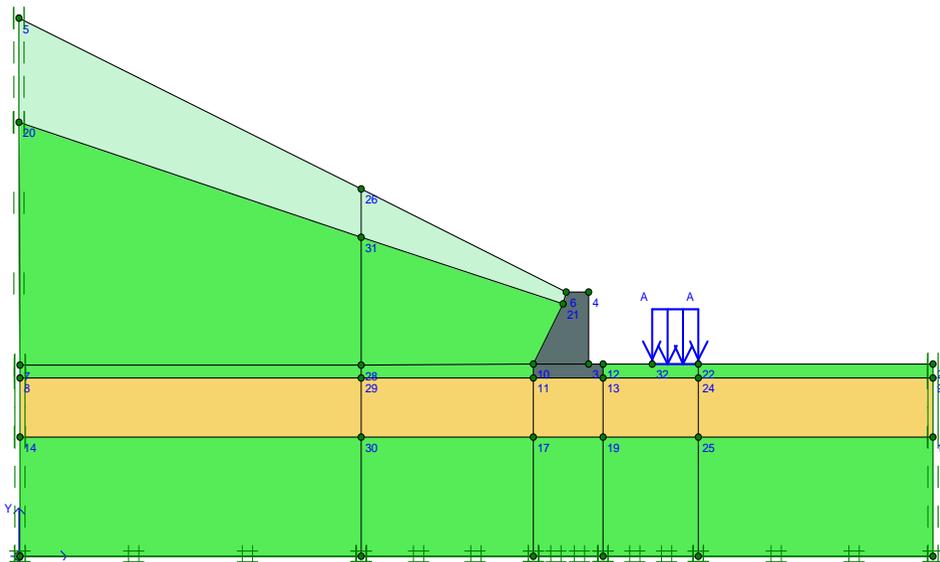


Рис. 3. Расчетная схема склона

Расчет выполнялся в следующей последовательности. На первом этапе определялось напряженно-деформированное состояние склона от действия собственного веса его грунта. На втором этапе перемещения, полученные на первом этапе, обнулялись, а напряжения сохранялись, т. е. склон приводился к естественному начальному состоянию. Затем сооружалась стена, и определялось напряженно-деформированное состояние системы, состоящей из грунтового массива и подпорной стены, от действия приложенной нагрузки. На третьем этапе производилось поднятие грунтовых вод до подошвы слоя суглинка, что вызывало повышение порового давления, которое дополнительно нагружало подпорную стену. От этого воздействия снова определялось напряженно-деформированное состояние системы. На четвертом этапе расчета производилось под воздействием грунтовых вод изменение свойства грунтов и проверялась устойчивость склона.

Вначале приведем напряженно-деформированное состояние системы, полученное после второго этапа расчета. На рис. 4 крестиками показано поровое давление, возникающее в слое песка от потока грунтовых вод.

На рис. 5 и 6 изображены соответственно эпюры полных (по направлению векторов) перемещений и напряжений системы. Наибольшие перемещения, равные 1,2 см, расположены под приложенной нагрузкой. Произошел поворот подпорной стены по часовой стрелке, перемещение ее верхней точки составило 0,2 см. Наибольшие напряжения возникли в нижнем левом углу грунтового массива. Они в основном вызваны собственным весом грунта. Наибольшее давление грунта на стену составило

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ

113 кН/м². Оно расположено в нижней точке стены. После второго этапа строительства склон находится в устойчивом положении.

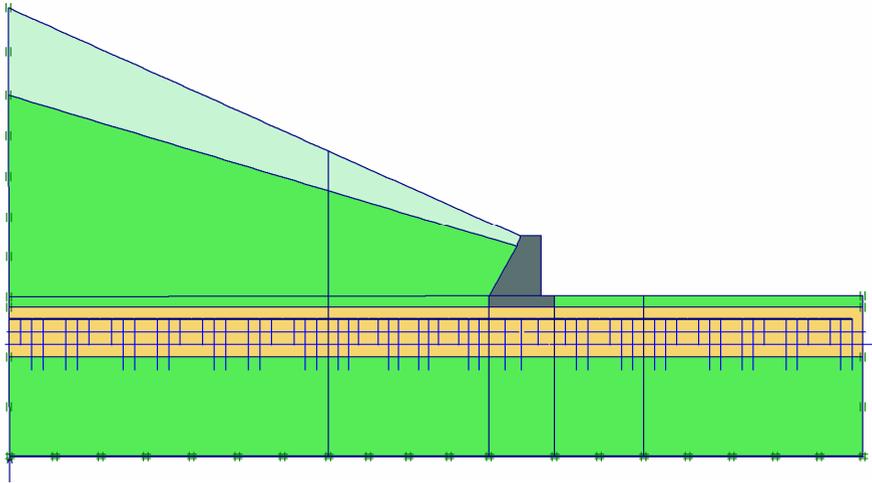


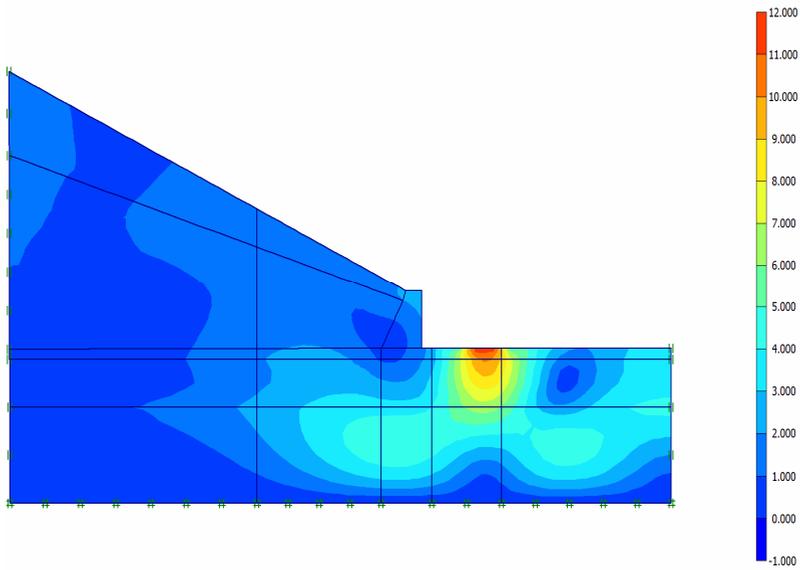
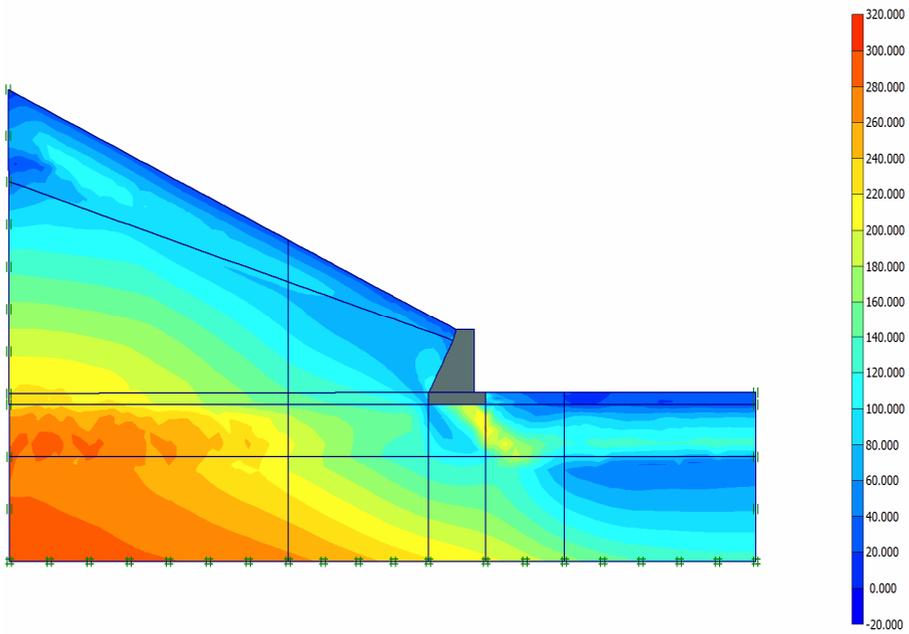
Рис. 4. Поровое давление в слое песка

Рассмотрим напряженно-деформированное состояние системы после третьего этапа расчета, т. е. когда произошло повышение уровня грунтовых вод и в грунте возникло поровое давление, показанное крестиками в масштабе на рис. 7. Видим, что поровое давление по сравнению со схемой рис. 4 резко возросло. На рисунках 8 и 9 изображены соответственно эпюры горизонтальных перемещений и полных напряжений системы после увеличения порового давления. Горизонтальное наибольшее перемещение стены стало равно 28,2 см, оно резко увеличилось. Наибольшее давление грунта на стену составило – 123 кН/м², оно увеличилось только на 10 кН/м².

Из приведенных результатов следует, что склон продолжает находиться в устойчивом положении, но его перемещения стали значительными и могут превышать допустимые. Напряженное состояние грунтов увеличилось незначительно. Следовательно, в данном случае расчеты по допускаемым деформациям будут основными.

Обычно при насыщении грунтов водой их физико-механические свойства ухудшаются. На четвертом этапе расчета было получено, что если в глинах произошло уменьшение сцепления и угла внутреннего трения только на 13,9 % , то это приведет к потере устойчивости склона. Перемещение оползня будет происходить по схеме, показанной в масштабе стрелками на рис. 10.

Приведенные расчеты показывают, что устойчивость склона, грунты которого в некотором промежутке времени могут быть обводнены, надежно гарантировано, если в решении учтено возникающее избыточное поровое давление и изменение физико-механических свойств грунтов от воздействия на них воды.

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ*Рис. 5. Этюра полных перемещений системы**Рис. 6. Этюра полных напряжений системы*

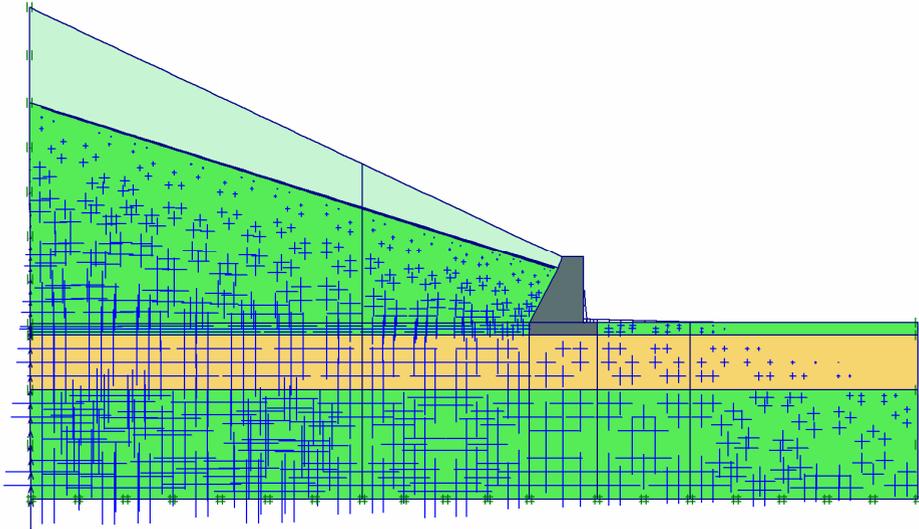
УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ

Рис. 7. Поровое давление на третьем этапе расчета

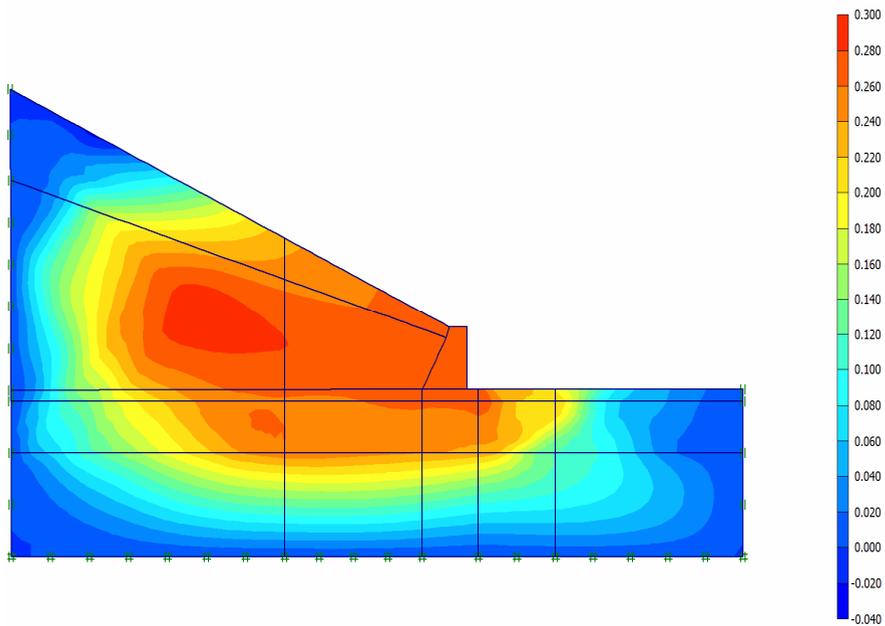


Рис. 8. Эпюра горизонтальных перемещений системы

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ

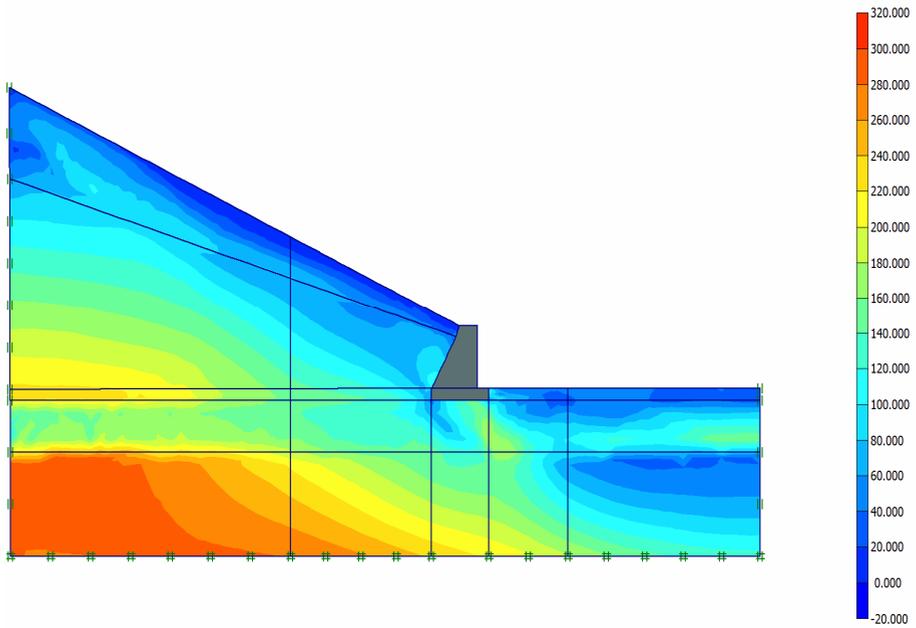


Рис. 9. Эюра полных напряжений в системе

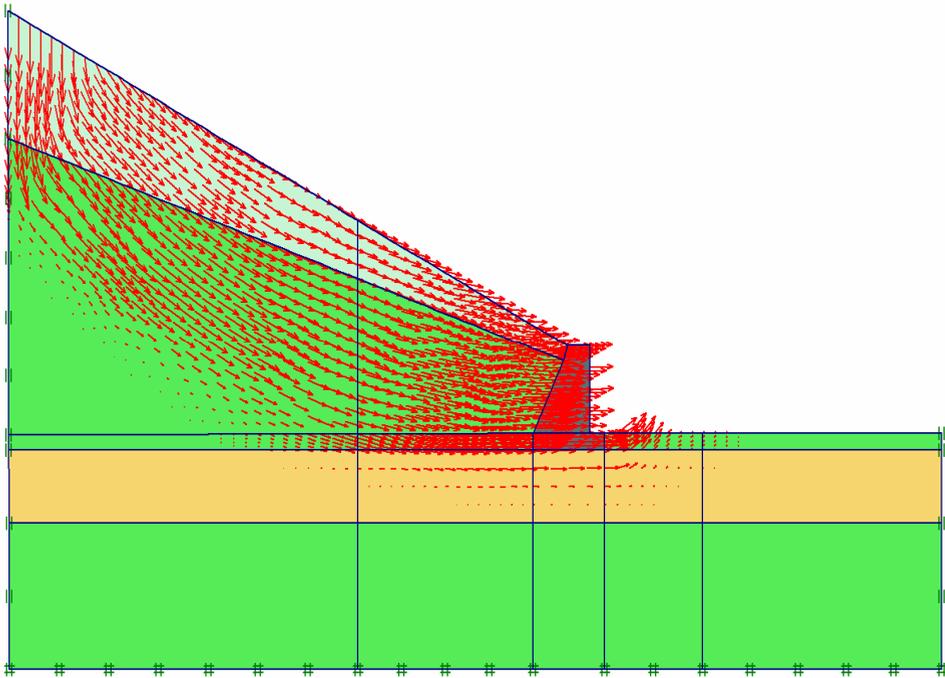


Рис 10. Перемещение оползня

УСТОЙЧИВОСТЬ ВОДОНАСЫЩЕННЫХ СКЛОНОВ

ЛИТЕРАТУРА

1. Гришин В.А., Дорофеев В.С. *Некоторые нелинейные модели грунтовой среды.* – Одесса: Внешрекламсервис, 2007. – 310 с.
2. Гришин В. А., Снисаренко В. И. *Одесские склоны и оползни.* – К.: МП "Леся", 2008. – 310 с.
3. Терцаги К. *Теория механики грунтов.* – М.: Госстройиздат, 1961. – 507 с.
4. Coussy O. *Poromechanics.* – John Wiley & Sons, Ltd, 2004. – 298 p.

Надійшла 15.06.10

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

Представлена реализация криволинейного изопараметрического слоистого объемного конечного элемента для расчета железобетонных плит и оболочек с учетом физически нелинейных свойств материала.

Представлено реалізацію криволінійного ізопараметричного шаруватого об'ємного скінченного елемента для розрахунку залізобетонних плит і оболонок з урахуванням фізично нелінійних властивостей матеріалу.

Realization curvilinear isoparametric sandwich-type volumetric finite element for calculation of reinforced concrete slabs and shells in view of physically nonlinear properties of material.

Ключевые слова: *изопараметрический слоистый конечный элемент, метод конечных элементов, плиты, железобетон.*

Расчет плит и оболочек ведется, как известно, на базе прикладных технических теорий, позволяющих перейти от трехмерной задачи к двумерной, что существенно упрощает как математическую, так и чисто вычислительную процедуру. Очевидно, что реализация подобного подхода, в основе которого лежит исследование поведения срединной поверхности плиты или оболочки, в МКЭ обуславливает появление специфических конечных элементов. В большинстве случаев для построения матриц, характеризующих такие элементы, используются соответствующие соотношения теории плит и оболочек, основанные на априорных гипотезах об изменении напряженно-деформированного состояния по толщине. Имеется целый ряд таких теорий, отличающихся характером и степенью обоснованности вводимых допущений. Наиболее распространенными из них являются теория тонких плит и оболочек Кирхгофа-Лява, средней толщины С.П.Тимошенко, Э.Рейсснера. Однако железобетонные плиты и оболочки трудно отнести к классу тонких или средней толщины, во-первых, из-за их геометрических размеров, во-вторых, из-за существенной неоднородности материала, наличия арматуры, трещин и т.д. Более того, с точки зрения МКЭ каждый конечный элемент, являясь частью системы, должен рассматриваться как отдельная конструкция в ее составе, соотношение его геометрических размеров должно отвечать требованиям, при которых допустимо использование кинематических и статических гипотез. Кроме того, при помощи технических теорий невозможно объяснить образование не только нормальных, но и наклонных трещин, появление напряжений в поперечной арматуре, проскальзывание арматурных стержней в трещине относительно бетона, в результате которого происходит их раскрытие, сдвиг отдельных блоков бетона, образуемых смежными трещинами и т.д.

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

Перечисленные особенности деформирования железобетона могут быть учтены только с привлечением аппарата общей трехмерной теории с использованием всей совокупности компонент напряжений и деформаций. Поэтому, на наш взгляд, необходим комплексный подход, сочетающий с одной стороны часть гипотез технической теории изгиба, с другой – соотношения общей механики. Основой такого подхода могут служить специальные конечные элементы, построенные на базе стандартных объемных элементов, но учитывающие особенности аппроксимации геометрии и перемещений по толщине.

Рассмотрим объемный конечный элемент в виде криволинейного параллелепипеда или гексаэдра (рис.1) в местных нормализованных криволинейных координатах ξ, η, ζ или L_1, L_2, L_3, ζ , значения которых находятся в пределах от -1 до 1, при этом $\zeta = \pm 1$ соответствуют верхней и нижней поверхностям элемента. Поверхности криволинейны, а поперечные сечения образованы прямыми линиями. Связь между этими координатами и общими декартовыми может быть представлена соотношением

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \sum C_k(\xi, \eta) \begin{Bmatrix} x_k \\ y_k \\ z_k \end{Bmatrix}_{\text{средн}} + \sum C_k(\xi, \eta) \frac{\zeta}{2} V_{3k}, \quad (1)$$

где x_k, y_k, z_k – координаты узлов в уровне срединной поверхности ($k = 1, 2, 3 \dots n$);

n – общее число узлов элемента;

$C_k(\xi, \eta)$ – интерполяционные функции перемещений в уровне срединной поверхности;

V_{3k} – вектор нормали к срединной поверхности в точке k .

$$V_{3k} = \begin{Bmatrix} x_k \\ y_k \\ z_k \end{Bmatrix}_{\text{верхн.}} - \begin{Bmatrix} x_k \\ y_k \\ z_k \end{Bmatrix}_{\text{нижн.}} \quad (2)$$

В случае гексаэдра интерполяционные функции будут зависеть от нормализованных L-координат $C_k(L_1, L_2, L_3)$. Отметим, что в дальнейшем для общности изложения аргументы интерполяционных функций будем опускать, считая все соотношения справедливыми как для криволинейного параллелепипеда, так и для гексаэдра. Несмотря на то, что данный элемент является частным случаем объемного элемента, тем не менее, наличие только двух узлов в направлении толщины приводит к тому, что изменение перемещений в этом направлении должно

**РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ
ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА**

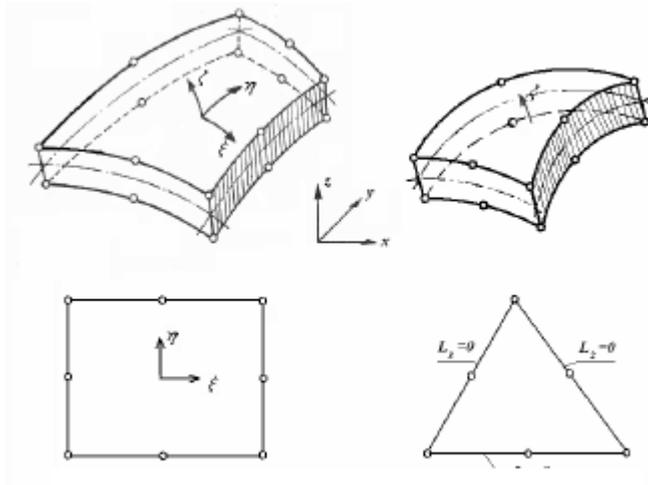


Рис.1. Конечные элементы оболочки

описываться линейными функциями, что отвечает гипотезе о прямолинейности нормали, принятой во всех технических теориях изгиба. Кроме того, это дает возможность принять в качестве узлов не точки по углам элемента, а линии-нормали к срединной поверхности до ее деформации. В результате, вектор узловых перемещений, например в k -ом узле элемента записывается так:

$$\{q(\zeta)\}_k = \{u_k(\zeta)v_k(\zeta)w_k(\zeta)\}. \quad (3)$$

Ясно, что компонентами в (3) являются перемещения точек нормали, зависящие от нормализованной координаты ζ . Для всего элемента

$$\{q(\zeta)\} = \{\{q(\zeta)\}_j \{q(\zeta)\}_k \dots \{q(\zeta)\}_n\}, \quad (4)$$

где n – число узлов в элементе.

Очевидно, что переход от (4) к перемещениям по области рассматриваемого элемента, пользуясь методом разделения переменных, можно представить в виде

$$\{u\} = \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = [[C]_j [C]_k \dots [C]_n] \begin{Bmatrix} \{q(\zeta)\}_j \\ \{q(\zeta)\}_k \\ \dots \\ \{q(\zeta)\}_n \end{Bmatrix}. \quad (5)$$

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

В работе [1] было показано, что даже в случае достаточно толстых оболочек использование линейного закона для $\{q_k(\zeta)\}$, что эквивалентно гипотезе о прямолинейности нормали, дает удовлетворительные результаты. Поэтому принимаем такой закон и, пренебрегая, как и в случае тонких оболочек, деформациями в направлении толщины элемента запишем

$$\{q_k(\zeta)\} = \begin{Bmatrix} u_{ok} \\ v_{ok} \\ w_{ok} \end{Bmatrix} - \frac{\zeta h}{2} \begin{bmatrix} n_{12} & n_{11} \\ n_{22} & n_{21} \\ n_{32} & n_{31} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} v_k \\ \psi_k \end{Bmatrix}. \quad (6)$$

Здесь n_{ij} – направляющие косинусы нормали к срединной поверхности k -м узле. Для определения направляющих косинусов n_{ij} введем следующие обозначения:

$$V_{1k} = \{n_{21} n_{22} n_{23}\}; \quad V_{2k} = \{n_{11} n_{12} n_{13}\}; \quad (7)$$

Совместно с вектором V_{3k} (2) совокупность векторов V_{1k} , V_{2k} (7) образует тройку взаимортогональных векторов базиса новой местной системы координат (рис.2). Как известно, связь между ними осуществляется с помощью векторных произведений

$$V_{1k} = i \times V_{3k}, \quad V_{2k} = V_{1k} \times V_{3k}, \quad (8)$$

где $i = \{1 \ 0 \ 0\}$.

Таким образом, согласно соотношению (6), деформированное состояние элемента будет однозначно определяться узловыми перемещениями в уровне срединной поверхности, составляющими которых в каждом k -ом узле являются - три линейных перемещения u_{ok} , v_{ok} , w_{ok} и два угла поворота ψ_k и ϑ_k .

Отметим, что в общем случае направление оси ζ не совсем точно совпадает с направлением нормали к срединной поверхности, тем не менее, как показано в [1], это не вызывает существенных погрешностей при расчете конструкций. Также следует подчеркнуть, что если геометрия элемента определяется в соответствии с уравнением (1) координатами узлов на нижней и верхней поверхностях общим числом для каждого узла-линии равным шести, то его деформированное состояние определяется компонентами узловых перемещений по пять в каждом узле. Следовательно данный элемент следует отнести к элементам суперпараметрического вида [1].

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

Определив геометрию и перемещения элемента, можно найти его деформации. В общем виде связь между узловыми перемещениями элемента $\{q\} = \{\{q\}_j \{q\}_k \dots \{q\}_n\}$, где $\{q\}_k = \{u_{ok} v_{ok} w_{ok} v_k \psi_k\}$ и деформациями $\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_x \varepsilon_y \varepsilon_z \gamma_{xy} \gamma_{yz} \gamma_{xz}\}$ в системе координат x, y, z имеет вид

$$\{\varepsilon\} = [B]\{q\}. \quad (9)$$

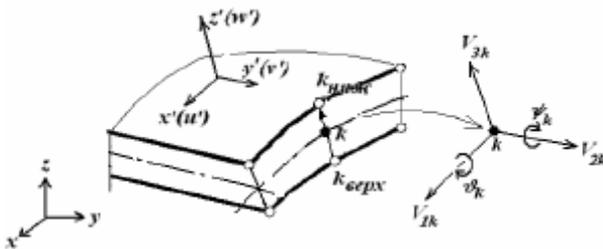


Рис.2. Системы координат и узловые перемещения

Поскольку здесь используются основные гипотезы технической теории, то в местной ортогональной системе координат x', y', z' (рис.2), где ось z' – нормаль к срединной поверхности, а оси y' и z' ей перпендикулярны, деформациями в направлении оси z' можно пренебречь. Поэтому связь между деформациями и перемещениями целесообразно записать, сначала именно в этой системе координат с последующим переходом в общую глобальную систему

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{x'} \\ \varepsilon_{y'} \\ \gamma_{x'y'} \\ \gamma_{y'z'} \\ \gamma_{x'z'} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \partial/\partial x' & 0 & 0 \\ 0 & \partial/\partial y' & 0 \\ \partial/\partial y' & \partial/\partial x' & 0 \\ 0 & \partial/\partial z' & \partial/\partial y' \\ \partial/\partial z' & 0 & \partial/\partial x' \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u' \\ v' \\ w' \end{Bmatrix}. \quad (10)$$

Для преобразования соотношения (10) в общую систему координат x, y, z необходимо осуществить два преобразования. Сначала нужно получить частные производные в общей системе координат x, y, z . Т.к. глобальные перемещения u, v, w с криволинейными координатами связаны соотношением (5), производные от этих перемещений по общим координатам определяются так:

**РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ
ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА**

$$\begin{bmatrix} \partial u / \partial x & \partial v / \partial x & \partial w / \partial x \\ \partial u / \partial y & \partial v / \partial y & \partial w / \partial y \\ \partial u / \partial z & \partial v / \partial z & \partial w / \partial z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \partial x / \partial \xi & \partial y / \partial \xi & \partial z / \partial \xi \\ \partial x / \partial \eta & \partial y / \partial \eta & \partial z / \partial \eta \\ \partial x / \partial \zeta & \partial y / \partial \zeta & \partial z / \partial \zeta \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \partial u / \partial \xi & \partial v / \partial \xi & \partial w / \partial \xi \\ \partial u / \partial \eta & \partial v / \partial \eta & \partial w / \partial \eta \\ \partial u / \partial \zeta & \partial v / \partial \zeta & \partial w / \partial \zeta \end{bmatrix}. \quad (11)$$

В этом выражении средняя матрица есть матрица Якоби $[J]$, ее определитель $\det[J]$ – якобиан.

Второе преобразование связано с переходом к локальным координатам x', y', z' . Для этого установим направления локальной оси z'

$$V_3 = \begin{Bmatrix} \partial x / \partial \xi \\ \partial y / \partial \xi \\ \partial z / \partial \xi \end{Bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \partial x / \partial \eta \\ \partial y / \partial \eta \\ \partial z / \partial \eta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \partial y / \partial \xi \partial z / \partial \eta - \partial y / \partial \eta \partial z / \partial \xi \\ \partial x / \partial \eta \partial z / \partial \xi - \partial y / \partial \xi \partial z / \partial \eta \\ \partial x / \partial \xi \partial y / \partial \eta - \partial z / \partial \eta \partial y / \partial \xi \end{Bmatrix}. \quad (12)$$

Остальные два направляющих вектора V_1 и V_2 определим по формуле (8). Нормируя векторы V_1, V_2, V_3 , получим составляющие ортов по осям x', y', z' , которые и образуют матрицу направляющих косинусов. Напомним, что процедура нормирования означает деление на длину векторов l_1, l_2, l_3 , где, например, $l_1 = \sqrt{(\partial x / \partial \xi)^2 + (\partial y / \partial \xi)^2 + (\partial z / \partial \xi)^2}$.

До сих пор все построения для элемента были связаны с его деформированным состоянием. Описание напряженного состояния невозможно без учета механических свойств материалов. Так, если для изменение деформаций по толщине оболочки определяется в соответствии с гипотезой о прямолинейности нормали, то принять аналогичный линейный закон для нормальных напряжений в случае физически нелинейного материала, каким является железобетон, было бы ошибкой, напряжения непропорциональны деформациям, а матрица механических характеристик железобетона меняется по толщине оболочки и является функцией $[D(\zeta)]$. При этом для каждого значения ζ должна быть установлена своя матрица механических характеристик, осуществляющая связь между напряжениями и деформациями, т.е.

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\}. \quad (13)$$

Для получения матрицы $[D]$ используются соотношения деформационной теории пластичности железобетона, описанной в работе [3]. Железобетон представляется физически нелинейным сплошным анизотропным телом.

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

тропным материалом, состоящим из совместно работающих сред – бетона и арматуры. При этом каждое s -е направление армирования в элементе характеризуется своим коэффициентом армирования μ_s , т.е. арматура данного направления «размазывается» и представляется сплошным материалом с модулем упругости $E_s \mu_s$, где E_s – модуль упругости стали.

Матрица $[D]$ при такой постановке будет иметь вид

$$[D] = [D]_b + \sum_s [D]_s, \quad (14)$$

где $[D]_s = \begin{bmatrix} -E_s \mu_s m_{11}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$ – диагональная матрица механических характеристик s -го слоя арматуры;

m_{11} – косинус угла между направлением армирования и осью x' ;

$[D]_b$ – матрица механических характеристик бетона.

Бетон рассматривается, как физически нелинейный изотропный сплошной материал, для которого матрица $[D]_b$ имеет стандартный вид [1]. Для ее построения необходимо получить два параметра, характеризующие его деформативные свойства – модуль продольных (E_b) и коэффициент поперечных деформаций (ν). Процедура определения этих параметров описана в [3]. Полученная матрица (14) преобразуется в общую систему координат по хорошо известным правилам [1].

Матрица жесткости конечного элемента, например, в форме криволинейного параллелепипеда, может быть получена по стандартной формуле

$$[K] = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [B]^T [D(\zeta)] [B] \det[J] d\xi d\eta d\zeta. \quad (15)$$

Для элемента, имеющего в основании криволинейный треугольник (рис.1), получим

$$[K] = \int_{-1}^1 \int_0^{1-L_1} \int_0^{1-L_1-L_2} [B]^T [D(\zeta)] [B] \det[J] dL_1 dL_2 d\zeta. \quad (16)$$

Интегралы (15) и (16) определяются численно с использованием процедуры Гаусса. В этом случае, как известно, интеграл заменяется суммой значений, вычисленных в определенных точках, так называемых точках интегрирования. Известно также, что согласно процедуре Гаусса эти точки вычисляются по определенному алгоритму и расположены неравномерно во всех трех направлениях интегрирования. Это значительно увеличивает точность интегрирования и уменьшает время вычислений. Однако, если для интегрирования по координатам ξ, η (L_1, L_2, L_3) действительно лучше использовать квадратуру Гаусса, то, что касается координаты ζ , в случае железобетонного элемента число точек интегрирования должно быть переменным параметром, определяемым во многом

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

конструктивными соображениями – толщиной оболочки, защитным слоем, процентом армирования и расположением арматуры, ее диаметром и т.д., и их положение в большинстве случаев не удастся привести в соответствии с положением гауссовых точек. Поэтому предлагается численное интегрирование по Гауссу в направлении третьей координаты заменить численным интегрированием по правилу прямоугольников. Фактически это означает представление толстой оболочки в виде набора слоев "сэндвича" (рис.3), а интегралы в (15) и (16) нужно представить так:

$$[K] = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \left(\sum_{j=1}^m [B]^T [D(\zeta_j)] [B] h_j \right) \det[J] d\xi d\eta; \quad (17)$$

или

$$[K] = \int_0^{1-L_1} \int_0^{1-L_2} \left(\sum_{j=1}^m [B]^T [D(\zeta_j)] [B] h_j \right) \det[J] dL_1 dL_2, \quad (18)$$

где m – число слоев, h_j – толщина j -го слоя. Здесь ζ_j – координата центра тяжести j -го слоя. Таким образом, матрица механических характеристик вычисляется послойно, что позволяет использовать элемент для физически нелинейных материалов, когда при линейном законе изменения деформаций по толщине напряжения меняются нелинейно.

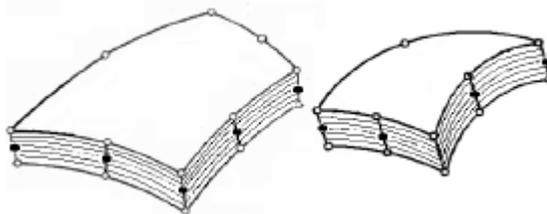


Рис.3. "Слоистость" элементов

Отметим, что если элемент имеет переменную толщину, то и толщина каждого слоя будет переменной.

Анализ напряженного состояния оболочки, ее конструирование, осуществляется, как правило, с помощью интегральных силовых характеристик – моментов, продольных и поперечных сил. Эти характеристики могут быть получены стандартным путем послойным суммированием по высоте сечения

$$\begin{aligned} N_{x'} &= \sum_{j=1}^m \sigma_x h_j; & N_{y'} &= \sum_{j=1}^m \sigma_y h_j; & N_{x'y'} &= \sum_{j=1}^m \tau_{x'y'} h_j; & Q_{x'} &= \sum_{j=1}^m \sigma_{x'z'} h_j; \\ Q_{y'} &= \sum_{j=1}^m \sigma_{y'z'} h_j; & M_{x'} &= \sum_{j=1}^m \sigma_{x'z'} z_j h_j; & M_{y'} &= \sum_{j=1}^m \sigma_{y'z'} z_j h_j; & M_{x'y'} &= \sum_{j=1}^m \tau_{x'y'z'} z_j h_j, \end{aligned} \quad (19)$$

z_j – расстояние от центра тяжести j -го слоя до срединной поверхности.

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

Точность описанного элемента во многом определяется выбором функций $C_k(\xi, \eta)$, входящих в выражения (1) и (5) и интерполирующих узловые перемещения по области срединной поверхности. Выражения для этих функций определяются числом узлов на срединной поверхности элемента. Вид этих функций для элементов различной размерности и формы можно найти в [1].

Данный элемент реализован в версии «Plast-Khan» пакета прикладных программ «Concord» [4], предназначенной для реализации нелинейных моделей материала с помощью МКЭ шаговым и шагово-итерационным методами.

Рассмотрим пример расчета квадратной железобетонной плиты из опытов [4], опертой по углам и нагруженной сосредоточенной силой в центре. Геометрические размеры, схемы армирования, нагружения и расчетная схема представлены на рис.4. Исходные характеристики материалов: $R_b = 43$ МПа, $R_{bt} = 3$ МПа, $E_b = 16400$ МПа, предельные деформации сжатия $\epsilon_b = 0,0035$, растяжения – $\epsilon_{bt} = 0,0002$, $E_s = 201000$ МПа, $R_s = 6700$ МПа. По высоте плита разбивалась на 10 слоев. Рабочая арматура располагалась в 2 и 9 слоях, указанных на рисунке. При этом коэффициент армирования для нижней арматуры принимался равным $\mu_{sx} = \mu_{sy} = 0,06$, для верхней $\mu_{sx} = \mu_{sy} = 0,03$. Нагружение осуществлялось ступенями по $\Delta P = 1,3$ кН вплоть до разрушения. Расчет велся шагово-итерационным методом. Результаты расчетов представлены на рис.5-6. Здесь же, на рис.5 дано сопоставление с опытными данными по прогибам.

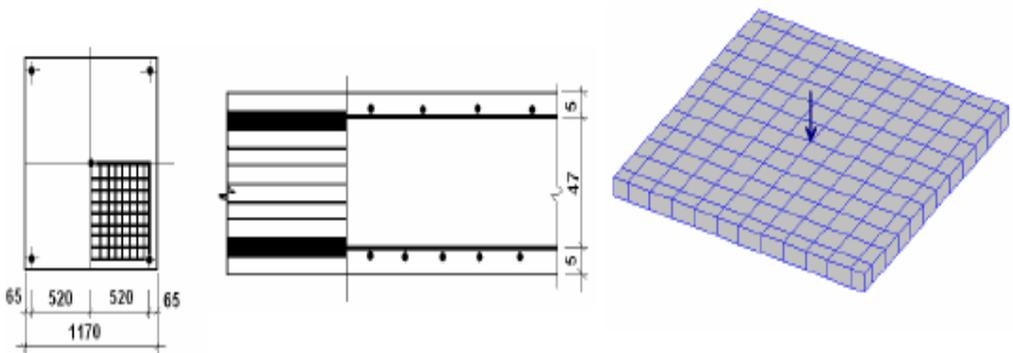


Рис.4. Конструкция и расчетная схема плиты

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА

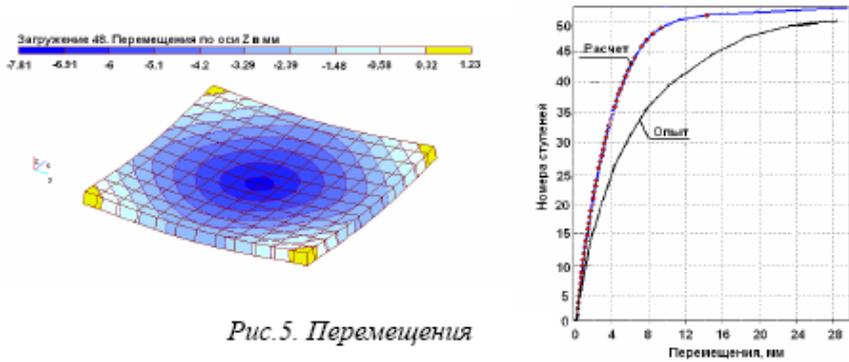


Рис.5. Перемещения

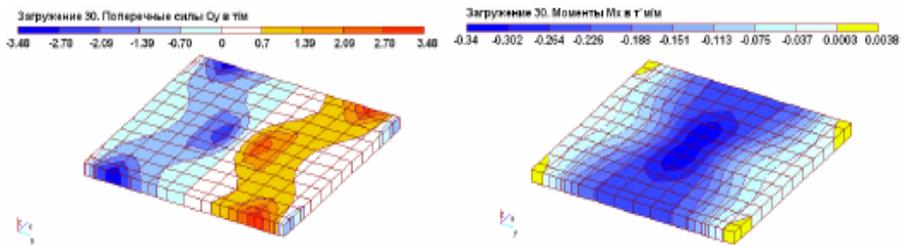


Рис.6. Усилия

Выводы. Реализация криволинейного изопараметрического слоистого объемного конечного элемента позволяет учесть с одной стороны часть гипотез технической теории изгиба, с другой – соотношения общей механики. Это допускает использование деформационной теории пластичности для учета нелинейных свойств материала.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1977. – 541 с.*
2. *Балан Т.А., Раздорожная О.В. Расчет анизотропных слоистых оболочек методом конечных элементов// Проблемы прочности. – 1985. – № 7. – С. 103-108.*
3. *Клованич С.Ф., Безушко Д.И. Численный эксперимент по исследованию деформационных теорий пластичности бетона// Вестник Одесской госакадемии строительства и архитектуры. – Вып. 22. – 2006. – С. 122-130.*

**РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ
ИЗОПАРАМЕТРИЧЕСКОГО КОНЕЧНОГО ЭЛЕМЕНТА**

4. Клованич С.Ф. Модель прочности и деформаций бетона и грунта при сложном напряженном состоянии // *Строительные конструкции / Межвед. н.-т. сб.* – Вып. 59. – К.: НИИСК, 2003. – С.163-170.
5. Duddeck H., Griebenon G., Schaper G. *Material and time dependent non-linear behavior of cracks concrete slab// Nonlinear behavior of reinforced concrete spatial structures.* – V.1. – Priliminary Report. – IASS Symp. – Darmstadt. – 1978.

Надійшла 10.05.10

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

Приведены некоторые исторические сведения об Одесских склонах и оползнях.

Some historical data on the Odessa slopes and landslips are resulted.

Приведено деякі історичні відомості про Одеські схили і зсуви.

Ключевые слова: *Одесские склоны, оползни, грунты, подземные воды, море, штольни, галереи.*

Существуют достоверныя свѣдѣнія, что одесскій берегъ былъ заселенъ и представлялъ оживленный торговый центръ еще за 2000 лѣтъ до Р. Х., а между тѣмъ всѣ архелогическія изысканія ни къ чему не приводятъ и не даютъ свидѣтельствъ, что это мѣсто въ дѣйствительности имѣло такое прошлое. Приходится придти въ виду этого къ заключенію, что берегъ подвергся за это время крупному измѣненію, и море стерло всѣ слѣды былого. Затѣмъ болѣе позднія карты опять-таки изображаютъ этотъ берегъ далеко не въ томъ видѣ, въ какомъ онъ находится теперь. Однако, если присмотрѣться ко всему побережью Чернаго моря и прослѣдить его шагъ за шагомъ, то можно сейчасъ же замѣтить, что особенно сильному разрушенію подвергается лишь часть этого побережья, а именно полоса, тянущаяся приблизительно отъ Большого Фонтана до Пересыпи. Нигдѣ слѣды разрушенія не такъ свѣжи, какъ именно въ этой мѣстности. Это было констатировано еще въ концѣ прошлаго вѣка первымъ обозрѣвателемъ этой мѣстности, полковникомъ Андреемъ Мейеромъ, онъ объяснялъ это явленіе особымъ <<свирѣпствомъ>> моря.

Старковъ А.П. ”Доклад 30.12.1899 г. [1]”

Трудно поверить, что Одесса началась только с 1794 года. Такой лакомый кусочек суши на побережье Черного моря не мог не привлечь внимание ранее существующих цивилизаций. Некоторые объяснения этому несоответствию приводит А.П. Старков [1] (смотри эпиграф).

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

Исследования бывшего начальника оползневой станции Министерства геологии и охраны недр в Одессе И.Я. Яцко [2] установили, что за последние тысячелетия берег в окрестностях Одессы отступил минимум на 5-6 км. История развития Черного моря и его берегов, приведенная в монографии [3], показывает довольно сложные изменения, происходившие в этом бассейне. Так, например, установлено, что отступление северо-западного побережья Черного моря, вид которого приведен на рис. 1, в настоящее время составляет в среднем около 1 м в год [4]. В прошлом этот процесс протекал, как показывают исследования И.Я. Яцко, более быстро. Основными причинами этого явления являются интенсивные эрозионные и абразионные процессы, вызванные в основном разрушительным воздействием подземных вод и морских волн на береговую террасу, а также особенно частыми оползнями на склонах побережья, которые простираются почти на 200 км вдоль берега моря [4]. Видимо оползни и море противодействовали устойчивому существованию поселений и с течением времени они уничтожали все ранее созданные людьми различные изделия, здания и сооружения. В те далекие времена человечество было просто не в состоянии бороться с этим грозным явлением природы. Возможно, в этом и кроется запоздалое официальное упоминание об Одессе.



Рис. 1. Берег в районе Одессы

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

Некоторые моменты из истории Одесских склонов и оползней были опубликованы автором в ряде статей, изложенных в "Вісник" ОНМУ за последние три года и в монографии [5]. Здесь будут рассматриваться некоторые вопросы, касающиеся Одесских оползней за период с 1813 года, когда аббат Гаюи впервые приступил к их исследованию, и до 1920 года, когда Одессой стали управлять Советы. Большинство из них не были описаны в приведенных выше работах. Так как в дальнейшем будут приводиться ссылки на различные старые названия, поэтому на рис. 2 приводится карта берега в окрестностях Одессы, на которой они обозначены.

За этот период были зарегистрированы следующие 28 крупных оползней (смотри карту):

- Ноябрь 1821 г. виноградники Рицци, 3 км от города (200*6 м),
- Сентябрь 1824 г. в Карантине,
- Апрель 1826 г. на даче Рибаса,
- Апрель 1828 г. на Николаевском (Приморском) бульваре,
- 1839 г. на даче Марини,
- 1845 г. на дачах Фонтана, Томазини и Рено (400*20 м),
- 1855 г. на Лицейском (Университетском) хуторе (300 м),
- 1856 г. на даче Цицине (Бухарина и Бекмана) (400 м),
- 1858 г. на даче Сафонова (Деппа) (100 м),
- 1859 г. вблизи деревни Дофиновка (600*6 м),
- Апрель 1861 г. на даче Ланжерон (300*30 м, опускание 16 м),
- Декабрь 1862 г. на даче Ковалевского (Б. Фонтан),
- 1867 г. между дачами Каратацци и Ралли,
- 1874 г. на заводе Беллино-Фендерих,
- Июнь 1884 г. на Большом Фонтанском Маяке,
- 1887 г. между Нарышкинским и Херсонским спусками,
- Январь 1892 г. дом Когана-Беренштейна (в конце ул. Гоголя),
- Февраль 1894 г. на Надеждинской ул.и у Б. Фонтанского маяка,
- Февраль 1894 г. в конце ул. Гоголя,
- Ноябрь 1897 г. на дачах Циммермана и Родоконаки (280*20 м),
- Июль 1898 г. от дачи Исаковича до дачи Бухарина (520*20 м),
- Август 1904 г. от дач Отрада до дачи Шполянского,
- Декабрь 1912 г. от Ланжерона до дачи Отрада (1000*64 м),
- Июнь 1915 г. на даче Диалегмено (на Б. Фонтане),
- Июнь 1915 г. на дачах Новой Швецарии (12 станция),
- Май 1918 г. на даче Отрада (750*25 м),
- Май 1918 г. на даче Ланжерон (ширина 42 м),
- Ноябрь 1918 г. на дачах Новой Швецарии.

Небольшие оползни в окрестностях Одессы происходят почти ежегодно, но особенного значения в разрушении берега они не имеют. Крупные же оползни сосредоточились главным образом на побережье между мысом Ланжерон и Б. Фонтаном (рис. 3 и 4).

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

КАРТА
МОРСКОГО БЕРЕГА ВЪ ОКРЕСТНОСТЯХЪ
Г. ОДЕССЫ,
отъ Дофиновскаго до Сухаго лимана.

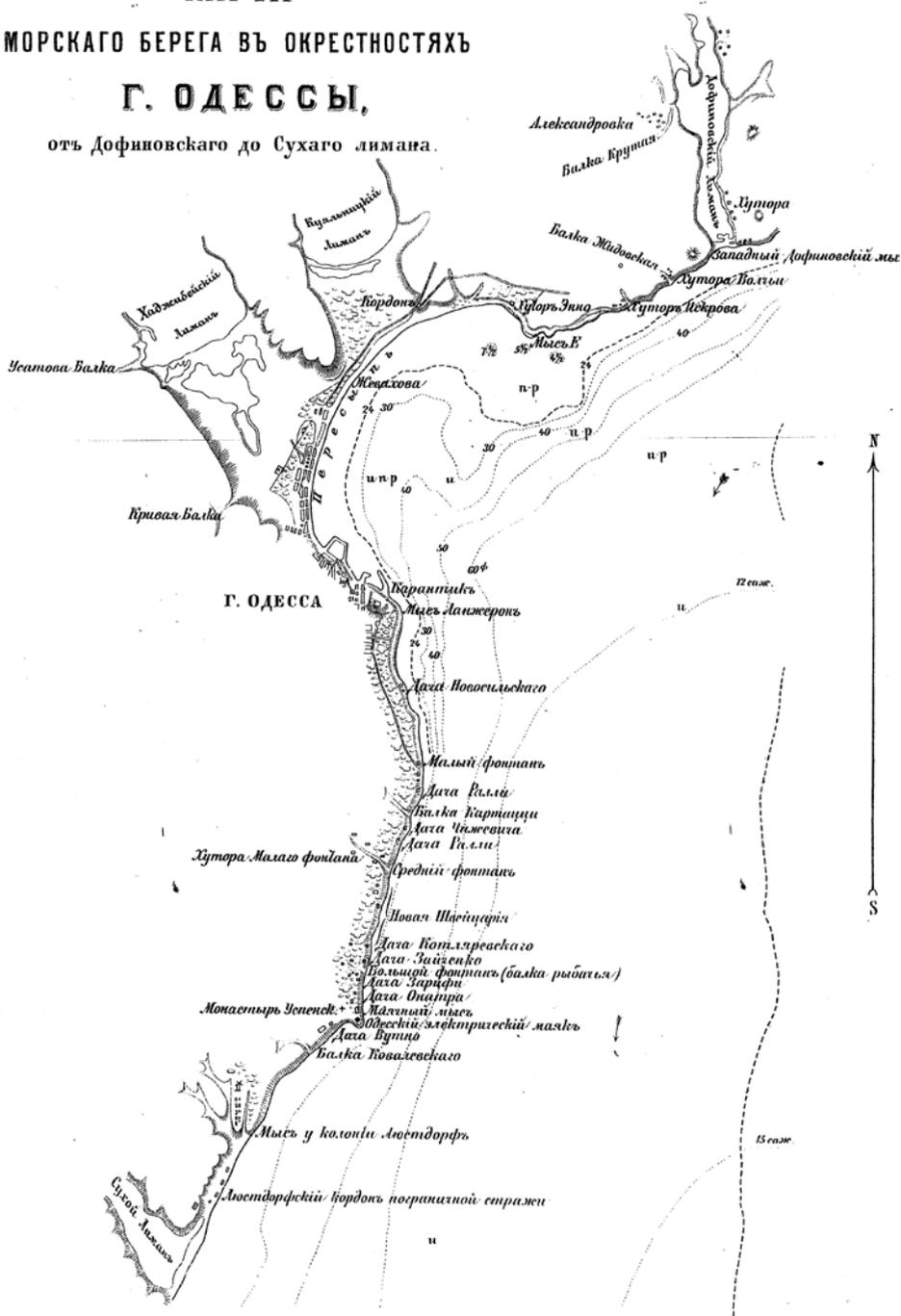


Рис. 2. Карта морского берега в окрестностях Одессы

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

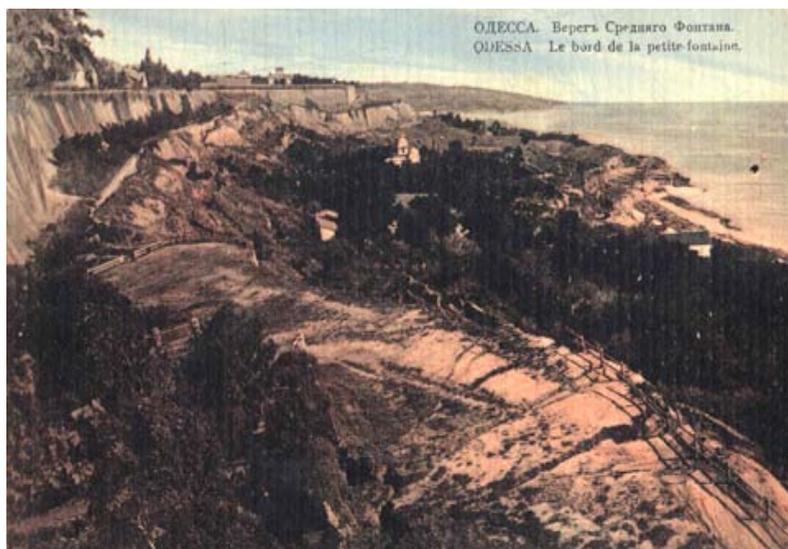


Рис. 3. Оползни на Среднем Фонтане



Рис. 4. Оползень на Ланжероне

По-видимому такое же их распределение имело место и до основания Одессы, что подтверждается существованием широкой оползневой террасы со стороны открытого моря.

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

Прежде чем разобраться с предложенными моделями образования оползней, необходимо кратко рассмотреть расположение подземных вод и свойства пород, образующие склоны, на которых они возникают, а также другие внешние факторы, влияющие на их неустойчивое состояние. Подробно с этими материалами можно ознакомиться в работах [4, 6, 7]. Следует, однако, отметить, что эти данные в основном были получены после рассматриваемого здесь периода времени, поэтому первые исследователи склонов и оползней ими не обладали.

На рис. 5 показан типичный реально существовавший профиль, который проходил нормально к морю от Кардиологического института через Черноморскую улицу и оползневую террасу к Ланжерону. На его протяжении было пробурено 9 скважин. Например, детальный разрез плато по скважине № 94 (четвертая слева с отметкой ее устья 50,92 м) состоит из следующих слоев грунта:

растительный слой от 0,0 до 0,5 м,
лесс желтый разных оттенков от 0,5 до 20,1 м,
глина красно-бурая с включениями известняка от 20,1 до 29,1 м,
глина зеленая понтическая с мергелистыми включениями от 29,1 до 32,3 м,
известняк понтический от 32,3 до 41,6 м,
глина меотическая от 41,6 м.

Для скважин, пробуренных на оползневой террасе, геологическое строение весьма типично. Оно в основном представлено лессом мощностью от 14 до 22 м, глыбы известняка разбросаны по всей террасе, а меотические глины оползли и деформированы. Мощность перемещенных пород состоит из грунтов, залегающих выше уровня моря, и колеблется от 10 до 34 м, причем к морю, она систематически уменьшается. Условия залегания пластов по другим профилям в общем аналогичны. Про-дольный профиль от Ланжерона до Люстдорфа впервые был составлен Е.А. Гапоновым в 1926 г., дополнен И.Я. Яцко в 1938 г. и исправлен в 1939 г. Он приведен в работе [7].

Лесс на побережье встречается всюду, имеет окраску различных тонов и имеет мощность от 1,8 до 26 м. Красно-бурая глина имеет яркую окраску, ее мощность от 0,15 до 4,7 м, а глубина залегания колеблется от 7,1 до 26,0 м. Понтическая глина встречается главным образом в районе Ланжерона. Глубина ее залегания составляет от 16,8 до 28,6 м, а мощность – от 0,6 до 2,4 м. Известняк понтический встречается повсеместно. Он ржаво-желтого цвета, весьма пористый, разбит трещинами до 50 см и обладает самой различной плотностью. Его глубина залегания составляет от 1,35 до 32,9 м, а мощность – от 6,0 до 13,8 м. Понтическая глина встречается на глубине от 21,9 до 42,05 м и имеет мощность от 0,6 до 3,45 м. Меотическая глина имеет синий и зеленый цвет с различными оттенками, в нее включены песчаные пропластики. Она разнообразна и встречается весьма плотной, жирной,

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

Рис. 5. Поперечный профиль склона

Первый водоносный горизонт (верховодка) расположен в лессовой толще, водоупором для него служит красно-бурая глина. Он частично дренируется оврагами и береговым обрывом и поэтому на всем протяжении побережья верховодка сравнительно редко встречается. Но в районе Черноморская улица – Геофизическая обсерватория она наблюдается всюду.

Второй водоносный горизонт (понтический) является самым обильным и мощным на побережье. Он находится в толще понтических известняков и лежит на водоупорной понтической глине. Питание этого водоносного горизонта происходит за счет выпадающих атмосферных осадков на большой площади плато южной части Причерноморской впадины. Его мощность колеблется от 0,3 до 5,05 м, а расход от 0,013 до 20 л/сек. Вода этого горизонта появляется на береговых обрывах в виде родников (фонтанов) и в период с 1836 до 1873 годов этой водой пользовался весь город из водопроводного заведения Ковалевского, сооруженного в глубокой балке на Большом Фонтане у границы с Люстдорфом и из многочисленных городских колодцев. Например, самый обильный родник, расположенный на даче Новосильского близ Малого Фонтана, давал не менее 50 тысяч ведер воды в сутки.

Третий не такой обильный водоносный горизонт встречается в меотической толще в водоносных пропластках, имеющих мощность от 2-3 см до 14 м и расположенных без всякой закономерности.

На оползневой террасе почти всюду встречается вода в оползших и коренных породах. В оползших породах она расположена в лессе и в перемятых глинах, но в них отсутствует выдержанный водоносный горизонт. В коренных залеганиях, которыми являются только меотические глины, вода встречается в водоносных пропластках.

В Одесском заливе глубина моря не превышает 15 м при небольшом уклоне дна. Так на участке побережья от Ланжерона до Люстдорфа 5-и метровая изобата проходит на расстоянии от берега 150-250 м, а 10-и метровая изобата на том же участке расположена на расстоянии 500 – 1000 м, поэтому разрушение морских волн начинается на значительном расстоянии от берега. Максимальная высота волн в районе Малого Фонтана составляет 2,6-3,7 м, а в районе мыса Большой Фонтан она не превышает 2,2-3,2 м. Разрушение же берега наступает при высоте волн 0,5 м и выше. При высоте волны 2-2,5 м, ее длине 20 – 30 м и периоде 4-6 сек сила ее удара составляет 4 т на 1 м². За многолетний период времени наибольшая амплитуда колебания уровня моря в порту составляет 1,9 м, а у берега 0,9 м. В связи с трансгрессией моря происходит повышение его уровня, так за 86 лет, начиная с 1880 г., он повысился на 63 см, что способствует увеличению размыва берега.

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

Вопрос о вдольбереговых перемещениях наносов в районе Одессы до конца не выяснен [4].

Оползневые процессы наиболее интенсивно наблюдаются в береговой полосе к востоку и западу от Одессы. Происходит откол от коренного склона массивных блоков пород длиной до 600 м и шириной около 5-10 м, которые обычно вертикально оседают на 6 – 15 м и, запрокидываясь к материку, горизонтально перемещаются. Эта оползневая масса, распространенная на глубину 30-45 м, захватывает лессовые породы, известняки, красно-бурые и меотические глины и перемещается ступенчатыми формами в сторону моря с выдавливанием части его дна. Толщи, отделившиеся в разное время, образуют параллельные полосы или гряды, число которых обыкновенно бывает 3-5. В чем же заключается истинная причина этих грозных явлений? Этим вопросом занимались многие ученые.

Первым из них был известный геолог и кристаллограф Гаюи, который с 1813 г. занялся изучением Одесских оползней. Свои труды на французском языке он представил в Петербургскую Академию наук в 1831 г. [8]. Вот как он описывает образование оползня, происшедшего 19 ноября 1813 г. на винограднике Антония Рицци [9]. “Садовник и его работники вошли в свое жилище, расположенное на северной окраине сада, и были поражены странным его движением. Пол, как бы проваливаясь, гнулся под их ногами: угол дома, ближайший к морю, отделился от остальной части дома двумя расселинами, имеющими около трех дюймов ширины, и крыша грозила раздавить их своим падением. Оледенев от ужаса, несчастные обитатели домика выбежали из него, чтобы достигнуть отлогой дороги, которая вела из сада на степную возвышенность. Но лишь только их ноги коснулись земли, как она начала растрескиваться параллельно берегу, так что бежавшим пришлось перескакивать через широкие расселины, отрезывавшие им отступление. Наконец, упомянутые лица достигли подножия обрыва; но нижняя часть дороги уже исчезла, и им довелось быть очевидцами того, как и вершина береговой кручи медленно оседала на значительном расстоянии. Сказанное произошло в какие нибудь 15 минут, а затем все успокоилось”.

Посетив это место на другой день, Гаюи убедился, что примыкавшая к обрыву полоса земли более чем в 200 м длины и в 6 м ширины осела на 4,5 м с северной и на 10 м южной стороны. Направляясь от оползня к морю, он встретил 4 глубокие трещины длиной от 200 до 450 м, которые были приблизительно параллельные берегу, и множество мелких. В других же местах земля казалась вертикально приподнятой или вздутой. Но особенно интересным показалось то обстоятельство, что в море, где перед оседанием было 3-3,5 м глубины, образовалась скалистая отмель, имевшая 80 м длины, около 10 м ширины и около 1 м высоты.

Гаюи предложил модель образования оползней, которую признавали все последующие геологи и инженеры, в том числе горный инженер Барбот-де-Марни, специально изучающий геологию

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

Новороссийского края. Суть ее состоит в следующем. Грунтовая вода второго горизонта, по мере своего просачивания, увлекает с собой тончайшие частицы глинистого пласта, служащего основанием берегового обрыва. Вследствие этого образуется пустота, постоянно увеличивающаяся как в ширину, так и в глубину и подвигающаяся внутрь материка. Затем масса известняка, с лежащими на нем лессом и глиной, оставаясь на весу, отрывается от материка и оседает на пласт, служащей прежде ей основанием. Поверхность этого пласта, имея уклон к морю, и будучи обильно смачиваема водой, представляет благоприятные условия для скольжения оторвавшейся массы вниз по направлению к морю. Вода второго горизонта также размягчает и ранее перемещенную часть грунта предыдущего оползня, и грунты его основания, поэтому оторвавшаяся и сползающая масса, вдавливаясь в них, выпучивая вокруг породу, включая появление гребней на море за урезом воды.

Инженер Д.Ф. Жаринцев в своей познавательной работе [10] привел 8 возражений против теории Гаюи, из которых наиболее важными являлись следующие два. Первое, при выходе грунтовой воды второго горизонта не замечается пустот под пластами известняка, существование которых допускает Гаюи. Второе, выход этой воды происходит в виде отдельных источников шириной каждого не более 1,5-2 м, причем по обеим сторонам источника поверхность глины едва сырая и на ней нет движения воды, а это не может повлечь обрушение верхних пластов породы длиной 200-600 м.

Но главное состояло в том, что выполненные по теории Гаюи укрепления мыса Большой Фонтан, на котором располагалась каменная башня Одесского электрического маяка, не остановили на нем оползни. Рассмотрим этот случай подробнее. Этот мыс выступал на 300 м от общей линии берега, его ширина по линии, проходящей через центр маяка, равнялась 110 м, а расстояние маяка от конечности мыса – 90 м. Верхняя площадка мыса имела форму трапеции, которая возвышалась на 38,8 м над морем, она показана на рис. 6. Грунты мыса имели такое же строение, как и в других местах морского берега в окрестностях Одессы.

Основываясь на модели Гаюи, было решено устранить действие грунтовой воды, текущей по меотической глине. С этой целью через мыс был прорыт туннель. Пол туннеля находился на уровне поверхности глинистого пласта. Его высота составила 7,93 м, так что он прорезал почти весь пласт известняка, имевшего высоту 9,15 м. Количество воды вытекаемой из туннеля составило около 40 ведер в час. Для защиты берегового обрыва от действия волнения с юго-западной стороны мыса была построена береговая оградительная стенка длиной 113 м, состоящая из свай обшитых пластинами. Пространство за стенкой было загружено рваным камнем. Перпендикулярно стенке соорудили 3 буны длиной 17 м, связанными для устойчивости с анкерными стенками.

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

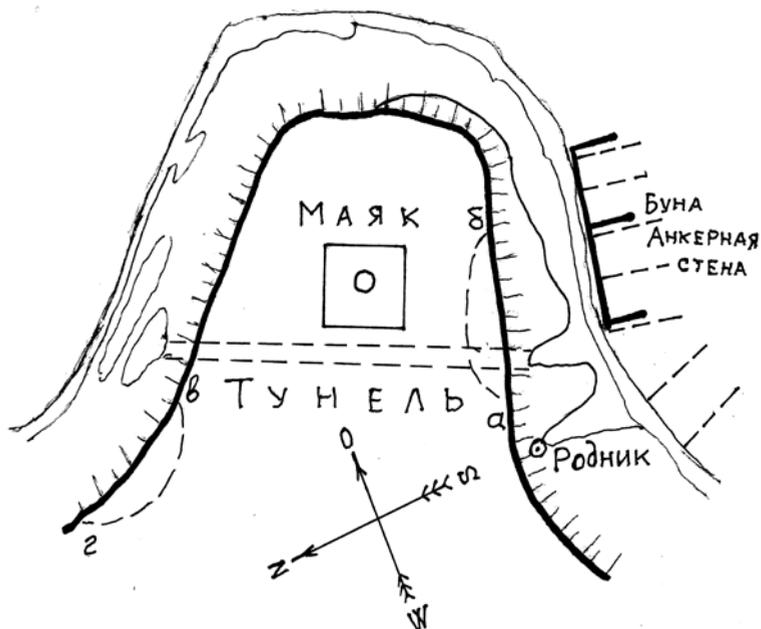


Рис. 6. План маяка на мысе Большой Фонтан

Вся работа была закончена весной 1884 г. Но уже 22-го июля этого же года при тихой и ясной погоде на юго-западной стороне мыса отделился от материка и осел на 8,5 м массив грунта длиной 57,5 м и среднею шириной 4,3 м (по пунктирной линии *аб* на рис. 6). Одновременно с этим нижняя часть берега длиной до 85 м пришла в движение. Этим оползнем засыпало южный выход тоннеля, повредило часть оградительной стенки и среднюю буну. Затем 19-го августа также в этом же году на северо-восточной стороне мыса на расстоянии около 526 м от маяка осел край обрыва длиной 76,7 м и шириной 4,3 м (пунктирная линия *вг* на рис. 6). На нижней части берегового откоса, которая выпучилась и сползла к морю, образовались значительные трещины. Вследствие этого оползня открылся родник, дававший 25 ведер воды в час. Оба эти оползня не вызвали движения пластов меотической глины и произошли без выпучивания дна моря. Они показали несостоятельность модели оползней Гаюи.

Инженер Д.Ф. Жаринцев обосновал свои предложения укрепления мыса, они изложены в статье [10]. Он предложил следующую модель разрушения береговых склонов основными глубокими оползнями. В верхних слоях жирные меотические глины (синяя глина), залегающие под известняком, представляются растрескавшимися кусками с заполненными грунтовой водой трещинами. Движение пластов этой глины обусловлено, с одной стороны, гидростатическим давлением грунтовой воды,

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

проникшей в эти трещины, а с другой стороны размывом наружного откоса этих глинистых пластов действием волнения моря. Движение грунтовой воды не влияет существенно на происхождение оползней, оно только отчасти способствует движению глинистого пласта, увеличивая количество воды, наполняющей трещины в глине. Впервые в предлагаемой модели упоминается влияние моря на образование оползней.

Профессор Новороссийского университета И.Р. Синцов в статье [11], во-первых, отвергал теорию Гаюи и, во-вторых, категорически обосновано возражал против первой причины Д.Ф. Жаринцева о гидростатическом влиянии грунтовых вод третьего горизонта на образование оползней, но поддерживал его вторую причину о разрушительном влиянии морских волн на устойчивость береговых склонов. Он признавал, что основной причиной образования оползней является работа подземных вод второго горизонта и считал, что оползание склона начинается тогда, когда зеленая меотическая глина обратится в тестообразное состояние. Масса пород нижней террасы может служить контрфорсом от дальнейшего сползания назревающего нового оползня до тех пор, пока волны не размоют часть террасы и этим ослабят ее сдерживающего влияния.

Вопросами о причинах Одесских оползней и о мерах борьбы с ними в 1898 г. по предложению Городского Управления занимались профессор А. Иностранцев и И. Мушкетов [12]. После изучения этой проблемы они пришли к заключению, что Одесские оползни представляют собой сложное взаимодействие с одной стороны волноприбоя со стороны моря, а с другой подземных вод, особенно второго горизонта, которые разжижают меотические глины. Также считали, что воды третьего горизонта, на которые обращал внимание Д.Ф. Жаринцев, вследствие своей малой мощности не оказывают принципиального влияния на движение оползней. Они предложили вести борьбу с оползнями по следующим трем направлениям: – предохранять склоны от оползней путем отвода подземных вод с помощью сооружения дренажных штолен и водосборных галерей; – остановить движение оползших грунтовых масс путем отвода каналами застоявшихся дождевых и грунтовых вод; – защитить берега от размывания их волноприбоем моря путем строительства набережных.

Состояние Одесских береговых склонов и результаты исследований на них оползневых явлений, которые были выполнены за рассматриваемый здесь период времени, подвела Комиссия Геологического Комитета в составе геологов Д.И. Мушкетова и Н.Ф. Погребова, прибывшая в Одессу в июне 1924 г. Результаты ее работы были опубликованы в статье [13].

Ознакомившись с весьма скудными имеющимися материалами по исследованию и описанию береговых оползней в Одессе и ее окрестностях, а также при содействии инженеров К.И. Соколовского,

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

М.Ф. Бесчастного и техника А. Окольского посетив некоторые районы побережья, захваченные оползнями, комиссия отметила. Во-первых, что в недопустимо запущенном состоянии находятся сами оползневые склоны и документация по их описанию и исследованию. “Так, несмотря на почти столетнюю обширную литературу, касающуюся Одесских оползней, до сих пор специальных исследований для выяснения причин этого явления произведено не было. До сих пор не имеется детальной геологической карты, которая иллюстрировала бы фактические изменения геологического разреза пород в различных пунктах окрестностей Одессы, условия их залегания, а такие изменения существуют и имеют большое значение в вопросах об оползнях. Нет до сих пор гидрогеологических данных, например, о площадях и условиях питания развитых здесь водоносных горизонтов, нет точных данных о том, который водоносный горизонт оказывает наибольшее влияние на оползни. Наконец, как это ни странно, для окрестностей Одессы не имеется до настоящего времени точной топографической съемки в горизонталях. Но без всех этих данных никакая рациональная борьба с оползнями невозможна, и причиняемые ими бедствия, будут несомненно продолжаться”.

Во-вторых, подверглись критике плохо обоснованные попытки борьбы с оползнями. Так, например, ни одна из существующих штолен и галерей не сделана была таким образом, чтобы собирала и отводила все воды, а лишь их часть, потому что их подошвы заложены на 0,7-1,5 м выше подошвы водоносного слоя. Поэтому существуют мнения о недостаточности дренажа для борьбы с оползнями. Вроде бы эти сооружения существуют, тем не менее, в этих районах наблюдаются оползни.

В-третьих, была предложена собственная модель образования оползней. “Вдоль береговой полосы образуются вертикальные трещины, перерезывающие всю толщу пород до известняков включительно, затем весь отделенный трещинами массив начинает скользить по поверхности меотической глины, двигаясь нижней своей частью к морю, причем верхняя часть наклоняется к коренному берегу и опускается все ниже и ниже. Одновременно с этим, впереди такого оползня происходит волнообразное выпучивание отложений, слагающих не только береговую полосу, но и ближайшие части морского дна, где иногда образуются параллельные берегу косы и острова”.

Дополнительно следует отметить, что почти после всех крупных оползней создавались комиссии по борьбе с оползнями. В большинстве случаев их работа сводилась к организации различных заседаний и заслушиванию докладов. Но необходимых практических мер почти не предпринималось. Приведем примеры наиболее деятельных комиссий. В 1861 г. и на протяжении трех последующих лет работала Особая Комиссия во главе с генерал-инженером Завадовским. Было пробурено более 40 скважин, составлен план города в горизонталях и ряд ценных

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

чертежей, которые потом бесследно исчезли. Было намечено ряд мер по борьбе с оползнями, в частности рекомендовалось устройство дренажных галерей, одну из которых начали сооружать в конце Херсонского спуска после оползня в 1874 г. После крупного оползня 1912 г. Городским Управлением было образовано Особое Совецание из представителей Технического Общества, Университета Городских Техников, Городского Кредитного Общества и Администрации, которое установило порядок выполнения работ по борьбе с оползнями, он собственно совпадал с рекомендациями профессоров Д.И. Мушкетова и Н.Ф. Погребова. На своем заседании 15 января 1913 г. было принято постановление о создании Особой Постоянной Комиссии, которая бы следила за всеми явлениями на морском побережье и в других местах, относящихся к оползням. Ей удалось начать работу по сооружению Лермонтовской дренажной штольни, которая позволила бы перехватить и вывести в море всю воду второго горизонта, собранную водосборной галереей между Ланжероном и Лермонтовским переулком. Мировая война и Революция не дали возможности выполнить все намеченные этой комиссией мероприятия. Документация о ее работе также бесследно исчезла.

В заключение следует отметить, что почти за столетний период изучения оползней на Одесском побережье не были решены два основных вопроса: не были установлены главные причины, вызывающие их образование, и не были разработаны оптимальные методы борьбы с ними.

ЛИТЕРАТУРА

1. Старковъ А.П. *О причинахъ оползней Одесского берега // Записки Одесского отделения Русского географического общества. – Вып. 1. – 1900. – С. 1-4.*
2. Яцко И.Я. *Этапы развития С-З побережья Черного моря между дельтами Дуная и Днепра//Труды совещания по динамике берегов морей и водохранилищ. Т.1. – Одесса, 1959. – С. 215-219.*
3. Архангельский А.Д., Страхов Н.М. *Геологическое строение и история развития Черного моря. – М.-Л.: Изд. АН СССР, 1938. – 226 с.*
4. *Оползни северо-западного побережья Черного моря, их изучение и прогноз. – К.: Наукова думка, 1993. – 227 с.*
5. Гришин В.А., Снисаренко В.И. *Одесские склоны и оползни. – К.: МП Леся, 2008. – 300 с.*
6. *Труды Одесского государственного университета им. И.И. Мечникова. Т. 150. – Вып. 1. Материалы по изучению Одесских оползней. – Одесса, 1960. – 157 с.*
7. *Генеральная схема противооползневых мероприятий побережья г. Одессы. – Одесса, 1940. – 190 с.*

ИЗ ИСТОРИИ ОДЕССКИХ ОПОЛЗНЕЙ

8. *Haiiy M. Examen du littoral de la mer Noire compris entre les embouchures du Boug et du Dniestre. Mém. Pres. Á l'Académie des Sciences de S.-Pétersb. Par divers Savants. – 1831. I. P. 131-154.*
9. *Безчастнов М.Ф. Оползни Одесского побережья, их причины и меры борьбы//Труды Южной Мелиоративной организации. – Вып. 2. – 1923. – С. 93-101.*
10. *Жаринцевъ Д. Ф. О причинахъ обваловъ обрывистого морского берега въ окрестностяхъ г. Одессы и мерахъ, которыя необходимо принять для предупрежденія обрушенія берега у Одесского маяка. – Санктпетербургъ: Типографія Императорской академіи наукъ, 1886. – 40 с.*
11. *Синцов И.Р. Об Одесских оползнях и о причинах их происхожденія//Записки Новороссійского общества естеств. Т. XXI. Вып. 2. – 1898. – С. 203-207.*
12. *Иностранцев А., Мушкетов И. Заключение о причинах Одесских оползней и меры борьбы с ними, 1899.*
13. *Мушкетов Д.И., Погребов Н.Ф. Одесские оползни//Известия Геологического комитета. Т.43. Вып. 8. – 1924. – С. 176-184.*

Надійшла 10.08.10

К РАСЧЕТУ ПЕРЕКРЫТИЙ ПОРТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ

Предложена методика расчета напряженно-деформированного состояния пространственной стержневой конструкции в виде четырехскатного купола. Численная реализация расчетов выполнялась в конечно-элементном пакете ANSYS.

Запропоновано методику розрахунку напружено-деформованого стану просторової стрижневої конструкції у вигляді чотирьохсхідчастого купола. Чисельна реалізація розрахунків виконувалася в кінцево-елементному пакеті ANSYS.

The method of calculation of the tense-deformed state of the spatial cored construction is in-process offered as a fourskate dome. Numerical realization of calculations was executed in the finite-element package of ANSYS.

Ключевые слова: стержневая конструкция, купол, напряженно-деформированное состояние, метод конечных элементов.

Основной концепцией современного портового строительства становится идея создания портовых сооружений, предназначенных для хранения грузов широкой номенклатуры. Важным элементом любого сооружения является легко возводимая и надежная кровля. В свою очередь надежность кровли обеспечивается прочностью и жесткостью ее несущих элементов. Наиболее распространенными пространственными кровельными конструкциями являются купола различной формы.

Проблемами совершенствования конструкторских решений, расчетам и исследованиям различных видов купольных перекрытий посвящены работы ученых А.В. Александрова, В.А. Большакова, П.А. Дмитриева, А.А. Журавлева, Е. М. Знаменикова, Г. Н. Зубарева, В. Ф. Иванова, И. С. Инжutowa, М. Е. Когана, В. Г. Котлова, и др.

Между тем широкое внедрение куполов сдерживается недостаточной проработкой в нормативной, научно-технической и справочной литературе указаний и рекомендаций по их конструированию и расчету.

Решение задач, направленных на обеспечение прочности и жесткости конструкций и сооружений, снижения материалоемкости и стоимости во все времена остаются важнейшей целью инженера-конструктора. Поэтому разработка методик расчета и исследования купольных конструкций различных видов – весьма актуально.

Целью работы является отработка методики расчета пространственной купольной конструкции (каркас шатрового купола, выполненный из тонкостенных стержней коробчатого сечения).

К РАСЧЕТУ ПЕРЕКРЫТИЙ ПОРТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ

Объектом исследования является четырехскатный купол, состоящий из нескольких треугольных скатов, объединяющихся вершинами (рис.1). Материал элементов купола – алюминий.

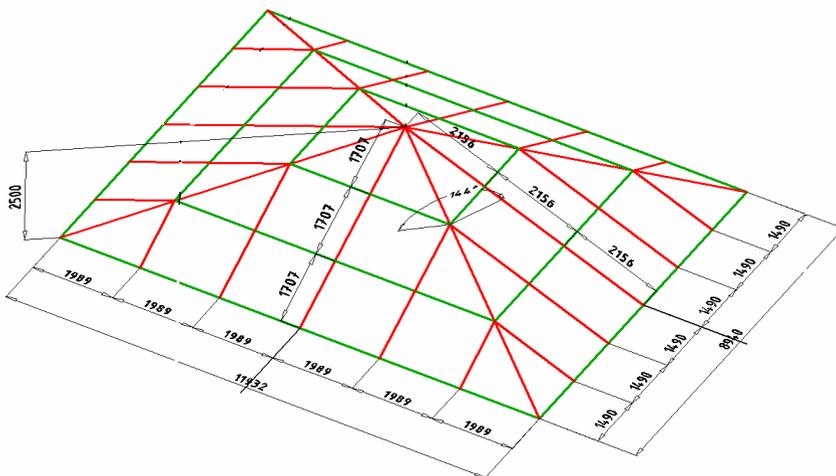


Рис.1. Геометрическая модель четырехскатного купола

В качестве основного инструмента расчетных исследований используется программный комплекс ANSYS, реализующий метод конечных элементов.

При определении напряжённо-деформированного состояния пространственных строительных конструкций методом конечного элемента могут использоваться различные подходы к построению конечно-элементных моделей. В каждом конкретном случае выбор степени детализации модели определяется, исходя из условий, сформулированных в постановке задачи.

Геометрическая модель должна соответствовать типу элемента, который будет использоваться при конечно-элементном разбиении. Если дискретизация рассчитываемой конструкции будет осуществляться балочными и стержневыми элементами, то геометрическая модель должна состоять из линий, для пластинчатых элементов – из поверхностей, для объемных элементов – из объемных тел.

В работе рассматривается модель из стержневых конечных элементов (рис.2).

Аппроксимация модели выполнена балочным конечным элементом Beam 189 из библиотеки конечных элементов программы ANSYS. Это квадратичный трехузловой стержневой элемент, используемый главным образом при расчете тонкостенных стержневых систем с учетом деформации поперечного сечения (рис.3).

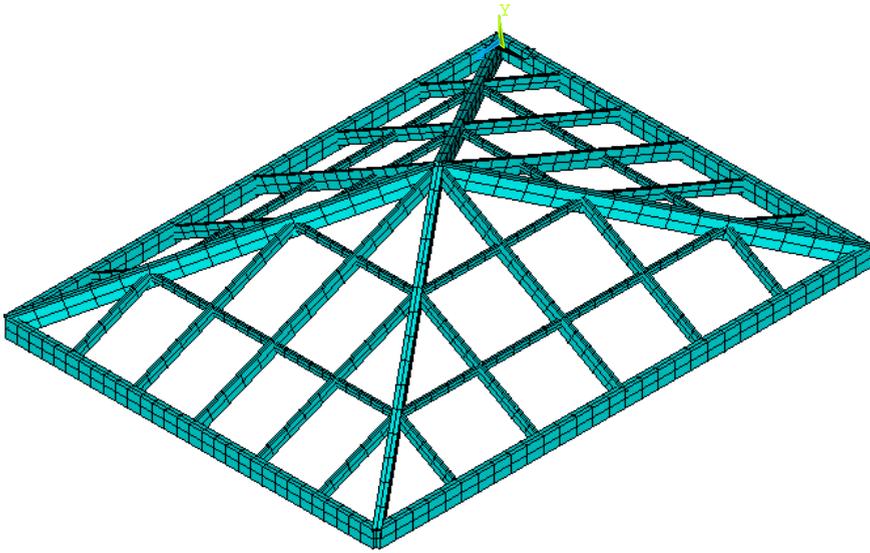
К РАСЧЕТУ ПЕРЕКРЫТИЙ ПОРТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ

Рис. 2. Конечно-элементная модель купола

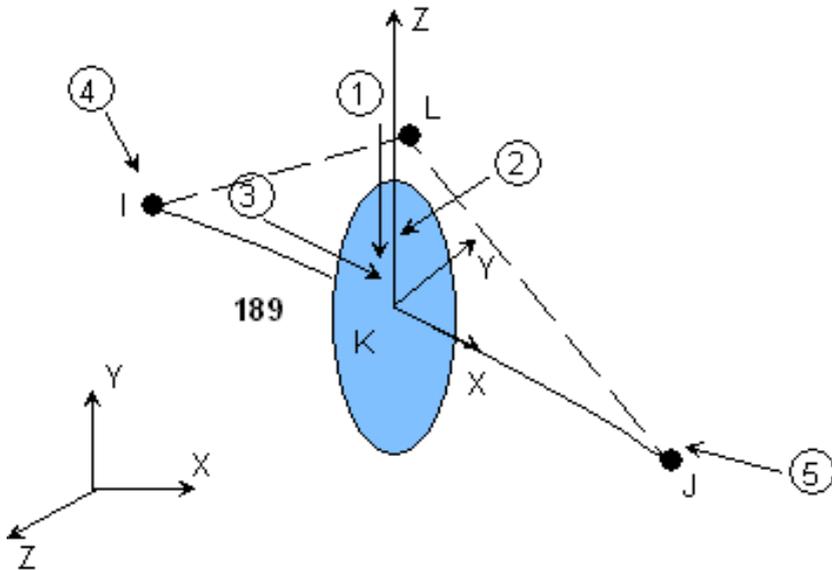


Рис.3. Трехузловой элемент BEAM189

Геометрическая модель купола состоит из 93 точек, 96 линий. Конечно-элементная модель купола (рис. 2) содержит соответственно 1457 узлов, 500 элементов.

К РАСЧЕТУ ПЕРЕКРЫТИЙ ПОРТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ

Статическая нагрузка, действующая на элементы купола, принята в соответствии с государственными строительными нормами (ДБН В.1.2-2:2006 «Нагрузки и воздействия») с учетом постоянных и временных нагрузок.

На основе анализа работы реальных конструкций куполов можно перечислить следующие основные варианты условий закрепления каркаса купола, учет которых нужно обеспечивать в расчетной схеме:

шарнирное закрепление основания купола в местах соединения со стеной (запрет всех осевых перемещений в направлениях осей X, Y, Z);

соединение верхнего центрального узла с помощью шарнира со стропилами и прогонами.

В результате расчета определены прогибы конструкции и напряжения в несущих элементах:

$\sigma_{эkv}$ – эквивалентные напряжения по гипотезе Губера-Мизеса (IV теория прочности);

σ_x – нормальные напряжения в направлении соответствующей оси;

τ_{xz} – касательные напряжения в соответствующей координатной плоскости;

UX, UY, UZ – перемещения в направлениях соответствующих осей;

$USUM$ – суммарные перемещения.

Максимальные значения указанных параметров напряженно-деформированного состояния по результатам расчета приведены в табл. 1.

Деформированная форма и эпюры эквивалентных напряжений в элементах купола приведены на рис. 4.

Сопоставление числовых значений напряжений и перемещений, полученных при конечно-элементном анализе элементов купола, с соответствующими нормативными значениями, позволяет сделать вывод о достоверности допущений, которые были приняты на этапах геометрического и конечно-элементного моделирования. Этот вывод, по-видимому, будет справедливым и в отношении граничных условий, а также величин и характера приложения внешних нагрузок.

Отметим что, конечно-элементный анализ позволил учесть практически все те особенности, которые имеют место при расчете пространственных стержневых систем: пространственное действие нагрузок, вызывающее помимо изгиба еще и кручение, упругие деформации узлов, вертикальные и горизонтальные эксцентриситеты осей стержней в этих узлах, а также особенности работы элементов каркаса купола, как тонкостенных стержней при кручении, сопровождающиеся значительными дополнительными нормальными напряжениями.

К РАСЧЕТУ ПЕРЕКРЫТИЙ ПОРТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ

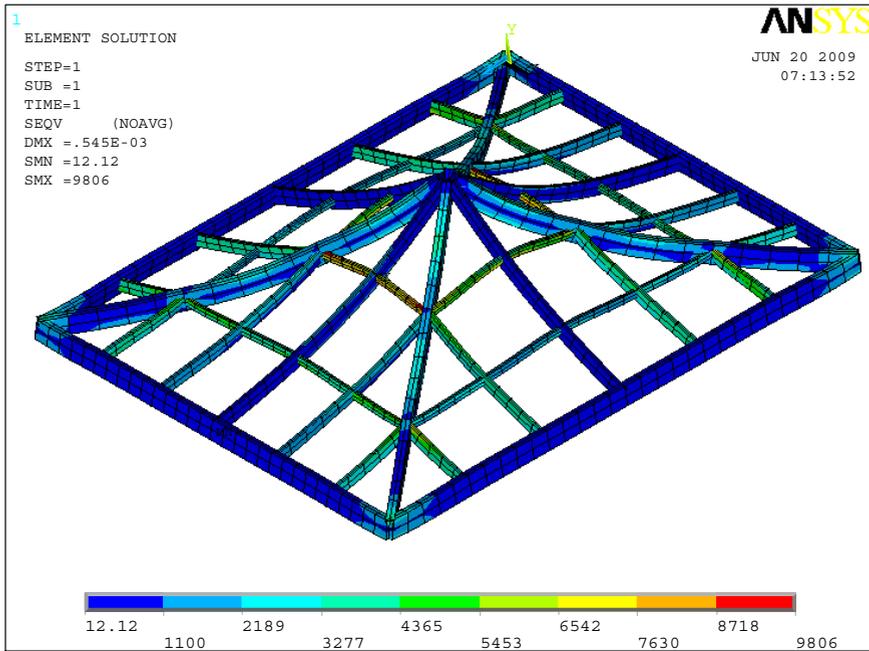


Рис. 4. Поля напряжений в несущих элементах купола (кПа)

Таблица 1

*Максимальные значения параметров
напряженно-деформированного состояния*

Параметры НДС	Ригель верхнего пояса	Ригель нижнего пояса	Прогоны	Вспомогательные стропила	Основные стропила
UX , мм	1,217	1,537	1,217	0,16	1,537
UY , мм	3,062	3,61	2,514	1,965	4,67
UZ , мм	0,651	1,173	1,174	0,652	1,174
$USUM$, мм	3,324	3,878	3,324	1,108	4,98
σ_x МПа	7,192	5,378	9,006	1,75	7,32
τ_{xz} МПа	0,175	0,243	0,453	0,385	1,014
$\sigma_{эKB}$ МПа	9,007	8,007	5,009	1,011	8,007

К РАСЧЕТУ ПЕРЕКРЫТИЙ ПОРТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ

Предложенная методика позволяет открыть новые возможности для оптимизации конструкции, снижения затрат на ее проектирование и материалоемкости несущих элементов.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Баженов В.А., Дащенко А.Ф., Коломиец Л.В., Оробей В.Ф., Сурьянинов Н.Г. Численные методы в механике. – Одесса: СТАНДАРТЬ 2005. – 563 с.*
2. *Каплун А.Б., Морозов Е.М., Олферьева М.А. ANSYS в руках инженера: Практическое руководство. Изд.2-е, испр. – М.: Едиториал УРСС, 2004. – 272 с.*
3. *Чигарев А.В., Кравчук А.С., Смалюк А.Ф. ANSYS для инженеров: Справочное пособие. – М.: Машиностроение-1, 2004. – 512 с.*

Надійшла 20.08.10

СТАЦИОНАРНЫЙ ЭЛЕКТРОДНЫЙ ПОТЕНЦИАЛ СТАЛИ В МОРСКОЙ ВОДЕ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ЧАСТОТЫ И ФОРМЫ ЦИКЛА МАЛОЦИКЛОВОГО НАГРУЖЕНИЯ

Представлены результаты электрохимических измерений стационарного электродного потенциала конструкционной стали в морской воде при малоциклового усталости с различной частотой и формой цикла нагружения.

Представлені результати електрохімічних вимірювань стаціонарного електродного потенціалу конструкційної сталі в морській воді при малоциклової втомі з різною частотою і формою циклу навантаження.

Here are set forth the results of electrochemical measurements of stationary electrode potential of structural steel in sea water under low-cycle fatigue with various cycling frequencies and forms of fatigue cycling.

Ключевые слова: *электродный потенциал, малоцикловая усталость, частота и форма цикла, конструкционная сталь, морская вода.*

Циклическая деформация активизирует металл (механохимическая активация). В жидкой среде на разрушение циклически деформируемой стали оказывают влияние как механические факторы, так и свойства среды. К первым следует отнести прежде всего величину деформации, а также параметры цикла, в частности частоту, форму цикла, вид нагружения и др. Свойства среды определяются ее коррозионной активностью (у морской воды – это pH, концентрация кислорода и депассиваторов, температура), способностью смачивать и абсорбироваться поверхностью стали. Как показали исследования [1], совместное воздействие механических нагрузок и коррозионного фактора в определенных условиях усиливает либо ослабляет друг друга.

Стационарный электродный потенциал, занимающий промежуточное положение между потенциалами анодного (ионизация металла) и катодного (ассимиляция электронов) сопряженных процессов, не определяет термодинамики коррозионных процессов. Величина стационарного электродного потенциала зависит от разности потенциалов анодного и катодного процессов, а также от их поляризуемости. Вместе с тем измерение стационарного электродного потенциала, широко практикующееся при коррозионных исследованиях, может все же дать некоторую информацию. Изменение стационарного электродного потенциала в коррозионной среде

обусловлено образованием (или разрушением) продуктов коррозии на поверхности образца. В случае зачистки оно косвенно характеризует кинетику пассивации металла и формирования продуктов коррозии.

Кроме того, деформация металла, усиливая его термодинамическую неустойчивость, разблагораживает равновесный потенциал анодного процесса, активируя металл. Термодинамические расчеты убеждают, что разблагораживание потенциала даже при высоких уровнях деформации должно быть весьма незначительным [2]. Однако по данным непосредственных измерений, оно все же оказывается довольно заметным [3, 4]. Причиной этого наряду с термодинамической активацией металла является, очевидно, повышение электрохимической гетерогенности металла.

Электрохимическая гетерогенность поверхности образца в процессе усталостного нагружения возрастает вследствие интенсивного накопления в его объеме повреждений, разрыхления и накопления вакансий, дислокаций и выхода их на поверхность образца, выделения углерода по границам зерен, формирования грубых полос скольжения, зарождения усталостных трещин и т.п. Электрохимическая гетерогенность поверхности образца делает его менее коррозионно-устойчивым, вызывает разблагораживание потенциала анодного процесса, что обязательно должно привести к смещению в область отрицательных значений стационарного электродного потенциала. Таким образом, изменение последнего при циклическом напряжении представляет определенный интерес.

Нами предпринято исследование изменения стационарного электродного потенциала в природной морской воде Черноморского бассейна. Измерения проводились с помощью потенциометра Р-307 относительно электрода сравнения. Методика эксперимента изложена в работе [5] с той лишь разницей, что кроме интегральных измерений потенциала в течение долговечности образца, осуществлялись также наблюдения за потенциалом на протяжении цикла нагружения. В первом случае изменение потенциала, по нашему мнению, помогает в известной степени оценить активацию металла для коррозионного воздействия морской воды на различных стадиях [6] процесса усталости. Во втором – проследить за электрохимическим поведением материала образца в цикле и выявить роль параметров цикла (величины деформации, частоты, формы цикла, знака прилагаемой нагрузки, экспозиции под нагрузкой и без нее и др.).

Объектом исследования служили низколегированные термически улучшаемые конструкционные стали повышенной прочности типа 15ХНЗДМ, 12ХН4ДМФ и 15ХН5ДМФ с пределом текучести 800–1200 МПа. После стабилизации стационарного электродного потенциала в недеформированном состоянии гладкие образцы нагружали отнулевым синусоидальным жестким циклом частотой ν , равной 0,835 мГц, 16,7 мГц и 1,67 мГц на установке ИППУ [7] при максимальном уровне циклической деформации ϵ , достигающем 0,50%, 0,75% и 1,25%. За основу выбирались средние данные трех измерений.

Исследованиями [8] показано, что стационарный электродный потенциал зачищенного недеформированного образца интенсивно смещается в

отрицательную сторону в течение первых 35–55 мин, затем он снижается медленно и окончательно стабилизируется на протяжении 5–18 ч. На величину стационарного электродного потенциала недеформированного образца в морской воде оказывают влияние температура и скорость потока. В целях устранения влияния этих факторов морская вода, забираемая непосредственно из моря, во всех случаях поступала в коррозионную ячейку предварительно термостатированной (19–21°C) с весьма незначительной скоростью потока, меняясь в объеме ячейки 5 раз в сутки. Время для стабилизации потенциала принималось равным 18 ч.

Сдвиг потенциала исследуемых сталей колеблется в пределах 200–300 мВ. Смещение потенциала в отрицательную сторону свидетельствует о том, что образующийся слой продуктов коррозии тормозит преимущественно катодный процесс, т. е. ассимиляцию электронов молекулами растворенного кислорода. Учитывая, что в этом случае имеет место концентрационная поляризация, можно полагать, что этот слой задерживает доступ кислорода к поверхности металла.

Измерением электродного потенциала образцов в процессе малоциклового деформирования в морской воде с частотой $\nu = 0,835$ мГц (Рис.1) показано, что стационарный электродный потенциал, стабилизировавшийся со временем в условиях отсутствия деформирования, при циклическом деформировании смещается в отрицательную область и чем выше уровень нагружения, тем это смещение четче выражено (1 – $\epsilon=0,5\%$; 2 – $\epsilon=0,75\%$; 3 – $\epsilon=1,25\%$). Такое смещение потенциала усиливается по мере роста прочности стали (см. таблицу). Так, при $\epsilon=1,25\%$ максимальное разблагораживание потенциала для сталей в порядке возрастания их прочности составило 84, 90 и 132 мВ, при $\epsilon=0,5\%$ – соответственно 14, 15 и 55 мВ. Поскольку при одной и той же величине деформации у более прочной стали возникают большие напряжения, чем у менее прочной, величина сдвига потенциала $\Delta\phi$ зависит прежде всего от уровня циклического деформирования.

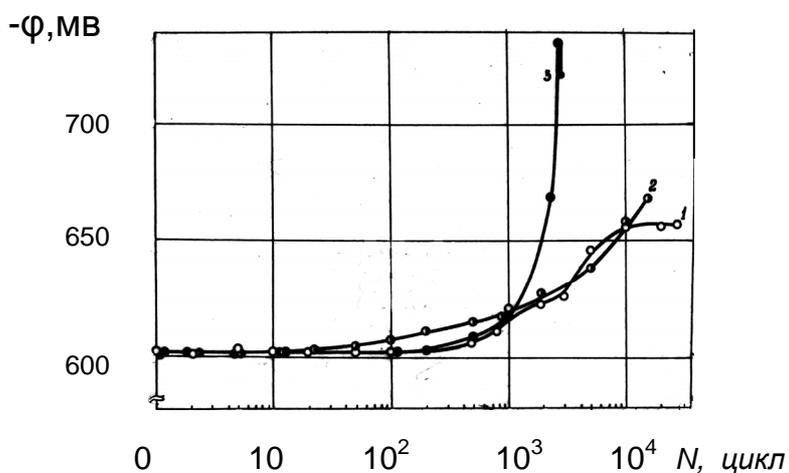


Рис. 1. Зависимость стационарного электродного потенциала стали типа 15ХН5ДМФ от уровня циклической деформации.

Параметры цикла		Разблагораживание потенциала, $\Delta\phi$, мВ		
Частота нагружения, мГц	Относительная деформация, %	Сталь 15ХН5ДМФ	Сталь 12ХН4ДМФ	Сталь 15ХН3ДМ
835	0,50	55	15	14
	0,75	69	–	60
	1,25	132	90	84
1,67	1,25	68	–	30

Характер кривых $\phi=f(\lg N)$ можно объяснить следующим образом. В течение первых циклов нагружения изменение стационарного электродного потенциала в морской воде незначительно, затем оно становится более интенсивным, достигая перед разрушением образца максимума. Аналогичные измерения при деформировании в 3%-ном растворе хлористого натрия [9] выявили подобную же картину, однако здесь отмечено значительное разблагораживание стационарного электродного потенциала уже на первых циклах нагружения, что связано, по-видимому, с повышенной концентрацией ионов хлора (30 г/л в солевом растворе). В наших опытах концентрация хлоридов в морской воде ~ 10 г/л.

Наблюдаемое [8] непрерывное разблагораживание стационарного электродного потенциала по мере увеличения числа циклов обусловлено сдвигом потенциала анодного процесса в отрицательную сторону из-за термодинамической активации металла и, одновременно, повышением уровня электрохимической гетерогенности поверхности образца. Тот факт, что несмотря на совершающееся в ходе деформации разрушение продуктов коррозии и образование ювенальных поверхностей (сдвигающие потенциал в положительную сторону) потенциал все же эффективно разблагораживается, свидетельствует о весьма интенсивной активации металла.

Проведенными исследованиями установлено, что при одинаковом уровне циклической деформации величина смещения стационарного электродного потенциала $\Delta\phi$ стали в морской воде зависит от частоты цикла. Обнаружено (Рис. 2), что частота цикла не только сказывается на величине $\Delta\phi$, но и определяет характер кривой $\Delta\phi = f(\lg N)$. Можно полагать, что это связано с зависимостью уровня механохимической активации металла от частоты цикла.

При высокой частоте нагружения ($\nu = 835$ мГц, рис. 2, кривая 1) усиливается упрочнение и снижается возможность отдыха, что приводит к накоплению микрповреждений в объеме образца и к возрастанию электрохимической гетерогенности. Указанные факторы смещают потенциал анодного процесса в отрицательную сторону в большей мере, чем образование ювенальных поверхностей, действующее в обратном направлении. Отмеченные процессы интенсифицируются в конце испытаний (перед разрушением) образца по мере поглощения его объемом энергии деформирования.

На низких частотах и высоком уровне нагружения создаются условия для более полного и равномерного деформирования в объеме образца, т. е. механохимической активации уже на первых циклах нагружения (Рис. 2, кривая 3, $\nu = 1,67$ мГц и кривая 2, $\nu = 16,7$ мГц). Однако за весь период испытаний общая величина смещения стационарного потенциала в отрицательную сторону (см. Рис. 2, 3) при этом все же меньше, чем при большой частоте нагружения, т. е. активация металла не столь выражена, как в случае высоких частот. Это можно объяснить улучшением условий для отдыха при низкочастотном деформировании. Кроме того, равномерное протекание микропластической деформации и большая продолжительность цикла стимулируют образование ювенальных поверхностей, потенциал которых положительнее. Последнее особенно заметно перед разрушением образца, когда на его поверхности скапливается множество ступенек дислокаций и других несовершенств, а скорость роста трещин максимальна.

При деформировании с низкой частотой перед концом испытаний (правая ветвь кривой 3, Рис.2.) тенденция к смещению потенциала в отрицательную сторону прекращается ввиду развития усталостных трещин и перерастания их в магистральную трещину. При этом происходит уменьшение напряжений в объеме образца (проведенные нами испытания выполнены с жестким видом нагружения) и интенсивное формирование ювенальных поверхностей, смещающее потенциал в положительную сторону. При окончательном доломе образца зафиксировано резкое смещение электродного потенциала в положительную сторону (см. кривые 1, 2 на Рис. 2). Причиной последнего,

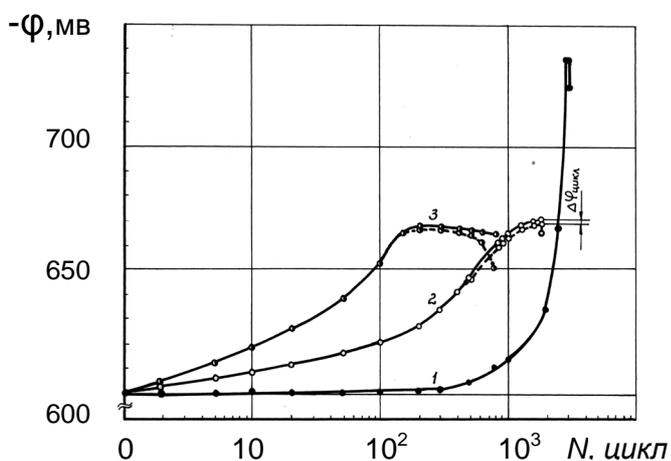


Рис. 2. Зависимость потенциала стали 15XН5ДМФ от частоты малоциклового нагружения при $\varepsilon = 1,25\%$.

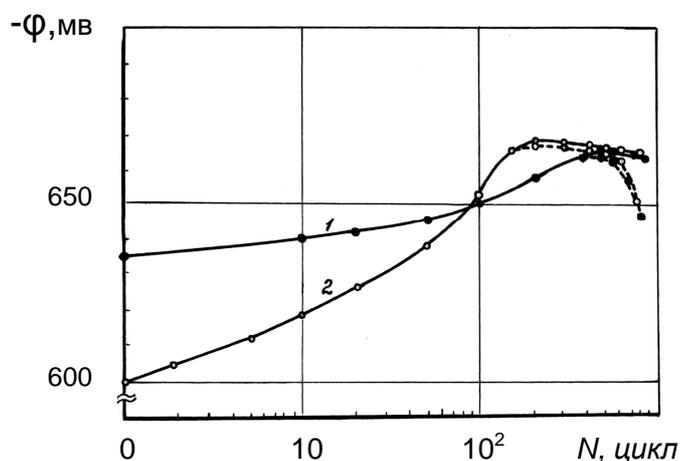


Рис. 3. Изменение потенциала сталей типа 15XНЗДМ (1) и 15XН5ДМФ (2) в морской воде при малоцикловом деформировании с низкой частотой 1,67 мГц, $\varepsilon = 1,25\%$.

вероятно, послужило резкое снижение напряжений при окончательном доломе образца (аналогично ниспадающему участку кривой напряжений на диаграмме

растяжения при испытаниях на разрыв металлического образца). Кроме того, этому способствовало интенсивное образование продуктов коррозии на вновь образованной ювенальной поверхности образца при долоте.

С целью исследования механохимической активации стали при ее деформации в морской воде нами предприняты исследования изменения стационарного электродного потенциала не только за период всей долговечности образца, но и на протяжении конкретного цикла деформирования. При этом несомненный интерес представляют данные о смещении потенциала в различные периоды цикла – в момент погружения образца и разгрузки, при выдержке под нагрузкой и в разгруженном состоянии.

Электрохимические исследования изменения стационарного электродного потенциала на протяжении цикла нагружения были проведены на образцах из стали типа 15ХН5ДМФ, смещение потенциала которой в течение всего периода испытаний (в сравнении с аналогичными менее прочными сталями) наиболее существенное и при $\epsilon=1,25\%$ и $\nu=835\text{мГц}$ составило 132 мВ (см. табл.). Нагружение образцов осуществлялось синусоидальным отнулевым циклом при $\epsilon=1,25\%$ с частотой 16,7 мГц (Рис. 4а), а также двумя отнулевыми циклами по форме близкими к трапецеидальным. При трапецеидальных циклах период нагружения и разгрузки как у первого, так и второго был одинаков и составил 30 секунд (как и у синусоидального цикла), но период выдержек в нагруженном и разгруженном состоянии у первого трапецеидального цикла составлял 60 секунд (см. Рис. 5а), а у второго – 15 секунд (см. Рис. 5в). Чтобы результаты измерений были сопоставимы, величина циклической деформации у обоих трапецеидальных циклов была такой же, как и синусоидального цикла, т.е. $\epsilon=1,25\%$. Частота цикла у первого трапецеидального цикла составила 5,5 мГц, у второго – 11,0 мГц.

Потенциал на протяжении синусоидального цикла измеряли каждые 15 секунд; в одном случае измерения проводили с остановками испытательной машины в точках замера (Рис. 4б), в другом (Рис. 4в) – без остановки машины. В обоих случаях отмечено, что колебание величины стационарного электродного потенциала в течение цикла синхронно изменению величины циклической деформации, причем максимуму нагрузки соответствует минимальное значение отрицательного потенциала, а минимуму нагрузки – максимальное его значение. В обоих случаях, независимо от наличия либо отсутствия остановок машины в моменты замеров потенциала, его отклонение в течение цикла составляло примерно одинаковую величину $\Delta\varphi_{\text{цикл.}}=40-42$ мВ. На рис. 4 представлены измерения после наработки образцом 25% циклов от общей долговечности.

Стационарный электродный потенциал на протяжении обоих трапецеидальных циклов измерялся в моменты начала и конца нагружения образца и начала и конца выдержки образца в нагруженном и разгруженном состояниях. При этом в обоих случаях машину в момент измерения не останавливали. Как и в случае с синусоидальным циклом, трапецеидальное нагружение образца сопровождается уменьшением отрицательной величины потенциала, а разгрузка сопровождается ростом его отрицательной величины. В

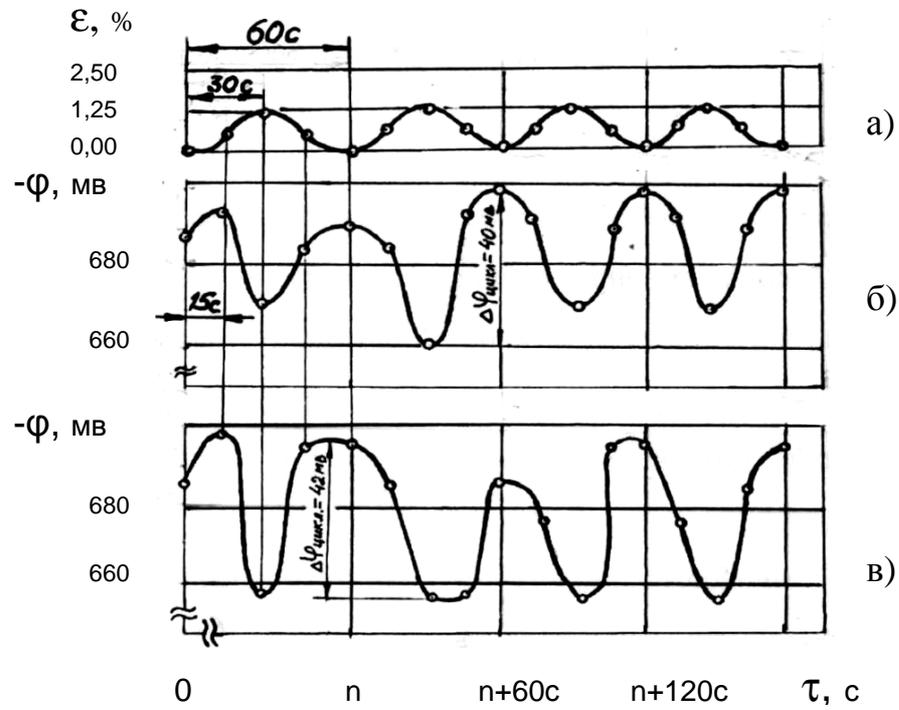


Рис. 4. Зависимость потенциала стали 15XN5DMF от формы циклов нагружения, синусоидальный цикл, $\varepsilon=1,25\%$.

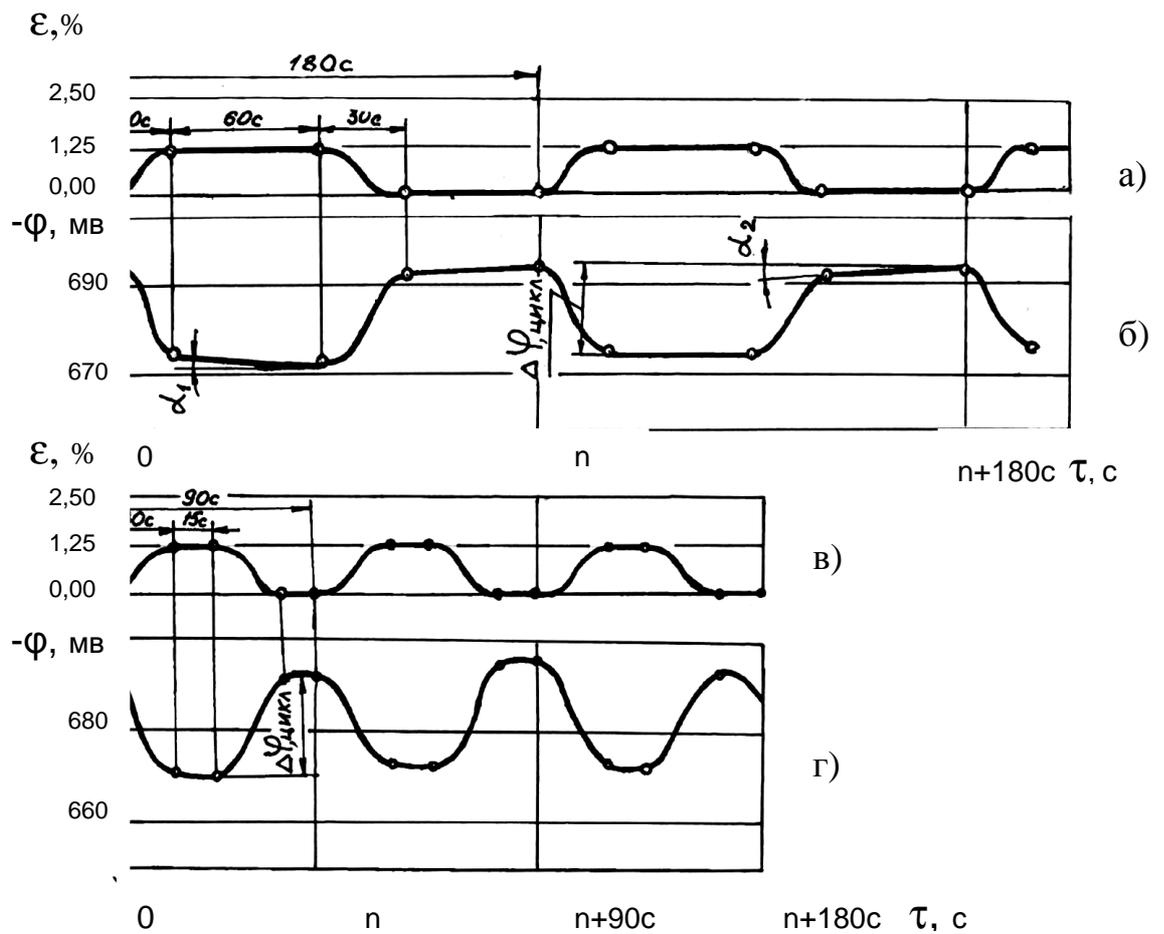


Рис. 5. Зависимость потенциала стали 15XN5DMF от формы циклов нагружения, 2 трапецидальных цикла, $\varepsilon=1,25\%$.

период выдержек нагруженного и разгруженного образца изменения потенциала незначительны. И хотя в течение выдержки напряженного образца было отмечено небольшое уменьшение отрицательных значений потенциала (см. угол α_1 на Рис. 5б), а в течение выдержки разгруженного образца – его рост (см. угол α_2), по нашему мнению, это связано с некоторой инерционностью изменения потенциала, имеющего тенденцию к смещению в отрицательную область по мере наработки образца.

В обоих трапецеидальных циклах независимо от частоты цикла, отклонение потенциала в течение цикла составило примерно одинаковую величину $\Delta\varphi_{\text{цикл.}} = 24-26$ мВ, значительно меньшую, чем при синусоидальном нагружении с одинаковой величиной пластической деформации и скорости нагружения и разгрузки.

Из всего сказанного выше следует, что в процессе малоциклового усталости в морской воде имеет место ярко выраженная механохимическая активация металла, обусловленная снижением его термодинамической коррозионной устойчивости, а также накоплением в нем повреждений.

Эффект механохимической активации стали в ходе циклического нагружения зависит от уровня деформации, частоты и формы цикла. Электрохимические измерения с одновременной записью диаграмм циклического деформирования, позволяющие проследить за изменением напряженного состояния исследуемого материала, открывают путь дальнейших исследований недостаточно изученного до сих пор вопроса о механохимической активации металла в морской воде, что весьма важно для разработки общей проблемы коррозионно-механической прочности металлов.

Проведенные экспериментальные исследования позволяют сделать следующие выводы:

1. Стационарный электродный потенциал конструкционной стали в морской воде, стабилизировавшийся со временем при отсутствии деформирования, при малоцикловом нагружении смещается в отрицательную область, тем существеннее, чем выше прочность стали и уровень жесткого нагружения.

2. Снижение частоты синусоидального нагружения способствует уменьшению смещения потенциала в отрицательную область.

3. При синусоидальном отнулевом нагружении стационарный потенциал в течение цикла колеблется синхронно изменению величины деформации. Максимуму нагрузки соответствует минимальное значение отрицательного потенциала. Разблагораживание потенциала в течение цикла по мере деформирования образца увеличивается, приобретая максимальную величину на последних циклах нагружения.

4. Трапецеидальное нагружение образца сопровождается отклонением потенциала в менее отрицательную область величин, а разгрузка способствует его росту, в период выдержек нагруженного и разгруженного образца его изменения малозначительны.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Карпенко Г.В. – Прочность стали в коррозионной среде. Машгиз, 1963, 188 с.
2. Скорчеллетти В.В. – Теоретические основы коррозии металлов. «Химия», 1973, 264 с.
3. Kichiro E., Kenjiro K., Masakaru H. – Trans. Jap. Soc. Mech. Eng. 1971, 37, N 303, p. 2036 – 2042.
4. Карлашов А.В., Батов А.П. – Влияние циклических напряжений на величину общего электродного потенциала алюминиевого сплава. Физико-химическая механика материалов, 1967, № 3, с. 293 – 298.
5. Кобзарук А.В. – Некоторые методические особенности коррозионно-механических испытаний корпусных материалов. Физико-химическая механика материалов, 1974, № 6, с. 98 – 100.
6. Иванова В.С. – Усталостное разрушение металлов. Metallurgizdat, 1963, 272 с.
7. Кобзарук А.В. – Установка для испытаний на малоцикловую коррозионную усталость при низких и весьма низких частотах нагружения. Физико-химическая механика материалов, 1974, № 2, с. 98 – 100.
8. Кобзарук А.В., Карпенко Г.В. – Кинетика стационарного электродного потенциала стальных образцов в морской воде при малоцикловом нагружении. Физико-химическая механика материалов, 1978, № 1, с. 75 – 80.
9. Кокотайло И.В. – К вопросу о малоцикловой усталости высокопрочных конструкционных сталей в рабочей среде. Физико-химическая механика материалов, 1974, № 6, с. 57 – 60.

СИНТЕЗ КОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА В НЕЛИНЕЙНОЙ ИНВАРИАНТНОЙ СИСТЕМЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

Изложен обобщенный метод синтеза компенсирующего устройства, позволяющий ввести дополнительную обратную связь в системе автоматизированного электропривода для обеспечения инвариантности скорости проталкивания слитков по поду методической печи в зависимости от силы сопротивления движению.

Викладено узагальнюючий метод синтезу компенсуючого пристрою, який дає можливість ввести додатковий зворотній зв'язок в системі автоматизованого електроприводу, що забезпечує інваріантність швидкості протавхування зливків по підлозі методичної печі від зусилля опору посування.

The generalized synthesis method is stated of the compensating device allowing the incorporation of the additional feedback in the automated electrically driven system to provide the velocity invariance of the bullion pushing on the continuous furnace floor depending on the resistance movement is stated.

Ключевые слова: речный толкатель, методическая печь, электропривод, автоколебания, компенсирующее устройство.

В механизме речного толкателя методической печи возникают значительные автоколебания. Этот вспомогательный механизм печного пролета стана 2000 предназначен для загрузки слябов в печь, проталкивания садки слябов по поду печи и выдачи их на прокатный стан.

В методических нагревательных печах трение между слябами и их опорами существенно зависит от скорости движения слябов.

Вначале, когда эта скорость меньше определенной (критической) величины, усилие сопротивления движению значительно, а затем при увеличении скорости трение, а, следовательно, и усилие сопротивления уменьшаются. При превышении критической скорости трение и усилие сопротивления вновь увеличиваются. Наличие нелинейной зависимости усилия сопротивления от скорости движения приводит к возникновению незатухающих колебаний нагрузок на штанги толкателя и продольные подовые трубы.

Частоты собственных колебаний различных участков каркаса печи, равные 3-5 Гц, близки к частотам вынужденных колебаний, что приводит к резонансному режиму и является основной причиной разрушения футеровки.

Рассматривается система электропривода с учетом взаимной связи переходных процессов в механической системе и электродвигателе. Такая

СИНТЕЗ КОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА В НЕЛИНЕЙНОЙ ИНВАРИАНТНОЙ СИСТЕМЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

взаимосвязь при определенных соотношениях параметров может быть причиной возникновения колебаний, устранение которых достигается изменением параметров системы, либо введением дополнительных обратных связей. В процессе анализа необходимо учесть нелинейную зависимость усилия сопротивления от скорости проталкивания слитков.

В связи с тем, что имеют место периодические нагружения деталей редуктора и валов, а также подовых труб, то при анализе переходных процессов в механизме необходимо учитывать также упругости этих элементов механической части системы. С этой целью многомассовую систему в первом приближении можно представить простейшей двухмассовой, так как динамический расчет ее во многих случаях удовлетворяет требованиям практической точности. К первой массе с моментом инерции m_1 отнесен якорь электродвигателя, подвижные части редуктора и тормозной шкив. Второй массой с моментом инерции m_2 соответственно будут штанги толкателя и слябы. Жесткость соединительных звеньев, участвующих в нагружении по линии электродвигатель-редуктор-плот слябов, приведен к условному безинерционному звену с коэффициентом жесткости «С». Массы системы подвергаются динамическому нагружению внешними силами, а именно, первая масса – моментом электродвигателя, приведенным к поступательному движению штанги, а вторая – силой сопротивления $F_C(V_2)$, зависящей от скорости линейного движения слябов. Механические постоянные времени первой и второй массы

$$T_{M1} = \sqrt{\frac{m_1}{C}}, \quad T_{M2} = \sqrt{\frac{m_2}{C}}.$$

Структурная схема системы электропривода, составленная с учетом действия упругой связи в механизме и возмущающего воздействия в виде усилия сопротивления, нелинейно зависящего от скорости, представлена на рис.1.

В электроприводе по системе ТП-Д использован комплектный тиристорный преобразователь КТПУ-2020, состоящий из двух комплектов вентиляей. Каждый из них собран по шестифазной нулевой схеме, получающей питание от шестифазного трансформатора.

Система управления выполнена по принципу подчиненного регулирования с применением блоков УБСР. Преобразователь представлен апериодическим звеном с постоянной времени T_n , определяемой наличием фильтров цепей управления. Регулятор тока представляет собой пропорционально – интегральное звено, компенсирующее постоянную времени якорной цепи с точностью до малой постоянной времени T_T , определяемой суммой постоянных времени преобразователя и датчика тока. Регулятор скорости компенсирует электромеханическую постоянную

**СИНТЕЗ КОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА
В НЕЛИНЕЙНОЙ ИНВАРИАНТНОЙ СИСТЕМЕ
АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА**

времени привода с точностью до малой постоянной времени контура скорости.

Несмотря на то, что такая система управления в принципе обеспечивает хорошие динамические характеристики тока якоря и скорости двигателя для механизмов с постоянным моментом сопротивления, в данном случае она не удовлетворяет этим требованиям. Регулятор скорости заменен регулятором ЭДС, что отражено на структурной схеме, показанной на рисунке.

Данную систему электропривода можно отнести к классу нелинейных инвариантных систем. Применение принципа инвариантности дает расчетные соотношения, позволяющие так выбрать параметры системы, чтобы одна из ее обобщенных координат была бы независимой от возмущающего воздействия, приложенного к этой системе. Принцип инвариантности для линейных систем хорошо разработан [1] и находит широкое применение на практике. Он заключается в том, что если передаточная функция системы относительно возмущения, составленная для искомой координаты, тождественно равна нулю, то обеспечивается инвариантность этой координаты. Используя принцип инвариантности, определим передаточную функцию компенсирующего устройства, обеспечивающего инвариантность скорости слитков V_2 от силы сопротивления F_c в линеаризованной системе.

Произведем линеаризацию нелинейной характеристики $F_c(V_2)$. Рассматривая малые отклонения переменной F_c от принятого установившегося значения, запишем выражение для падающей части характеристики $F_c(V_2)$ в виде

$$F_c = F_{co} - \Delta F_c. \quad (1)$$

Разложив правую часть этого уравнения в ряд Тейлора и воспользовавшись лишь линейными членами, получим

$$F_c = F_{co} - \frac{\partial F_c}{\partial V_2}, \quad (2)$$

где $\frac{\partial F_c}{\partial V_2} = K_{010}$ – тангенс угла наклона касательной к кривой F_c в точке установившегося режима.

В линеаризованной системе не учитывается также ограничение выходного напряжения регулятора скорости, а нелинейная зависимость вход-выход преобразователя заменяется линейной.

**СИНТЕЗ КОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА
В НЕЛИНЕЙНОЙ ИНВАРИАНТНОЙ СИСТЕМЕ
АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА**

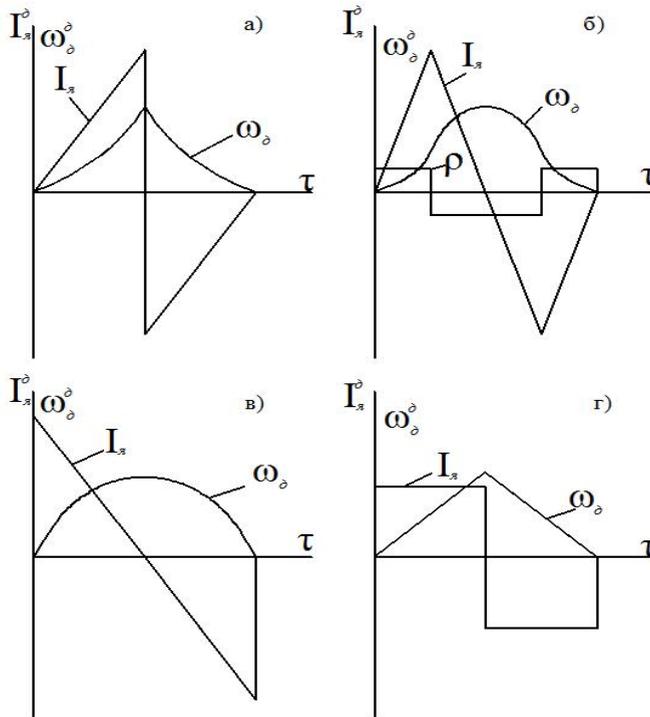


Рис.1. Диаграмма тока и скорости двигателя для:
а) оптимального управления по нагреву;
б) оптимального управления по первой и второй производным скорости;
в) оптимального управления по производительности;
г) рационального управления

В этом случае затухающий переходной процесс в системе при значении скорости меньше критической можно получить введением компенсирующей связи по скорости слитков. При этом будет создаваться дополнительный канал воздействия возмущения на координату V_1 , инвариантность которой от этого возмущения должна быть обеспечена. В этом случае будет соблюдаться основной структурный признак реализуемости условия инвариантности, то есть принцип двухканальности, найденный Петровым В.П. [1].

При введении компенсирующей связи, показанной на рисунке, получим следующую систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} W_{11}V_2 - W_{12}V_1 &= -W_1F_{co} \\ -W_{21}V_2 + W_{22}V_1 - W_{23}I_{я} &= 0 \\ -W_{31}V_2 + W_{32}V_1 + W_{33}I_{я} &= W_3U_{3II} \end{aligned} \right\}, \quad (3)$$

**СИНТЕЗ КОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА
В НЕЛИНЕЙНОЙ ИНВАРИАНТНОЙ СИСТЕМЕ
АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА**

где
$$W_{31} = \frac{W_{ko} W_{pc} W_{pm} W_{np} W_{01}}{1 + W_{\partial n} W_{pc} W_{pm} W_{np}}.$$

Передаточная функция по скорости замкнутой системы относительно возмущения определяется выражением

$$W_{V1f}(зам) = \frac{-A_{12,3}W_1}{\Delta_3}, \quad (4)$$

где Δ_3 – главный определитель системы уравнений (3);

$A_{12,3}$ – алгебраическое дополнение определяется Δ_3 .

Главный определитель замкнутой системы будет

$$\Delta_3 = \begin{vmatrix} W_{11} - W_{12} & 0 \\ -W_{21} & W_{22} - W_{23} \\ -W_{31} & W_{32} & W_{33} \end{vmatrix} = -W_{12}W_{21}W_{33} - W_{12}W_{23}W_{31} + W_{22}W_{11}W_{33} + W_{32}W_{11}W_{23},$$

или

$$\begin{aligned} \Delta_3 &= \Delta_p - W_{12}W_{23}W_{31} = \\ &= [-W_{04}W_{05}W_{06}W_{07}W_{03}(1 + W_{\partial n}W_{pe}W_{pm}W_{np} + W_{\partial m}W_{pm}W_{np}W_{01} - W_mW_{\partial n}W_{pc}W_{pm}W_{np}W_{01}) - \\ &- W_{04}W_{05}W_{06}W_{02}W_{03} \times W_{pc}W_{pm}W_{np}W_{01}W_{ko} + (1 + W_{03}W_{04})(1 + W_{07}W_{08}W_{06} - K_{010}W_{09}W_{06}) \\ &\times (1 + W_{\partial n}W_{pc}W_{pm}W_{np} + W_{\partial m}W_{pm}W_{np}W_{01} - W_mW_{\partial n}W_{pc}W_{pm}W_{np}W_{01}) + \\ &+ W_{02}W_{03}W_eW_{01}(1 + W_{07}W_{08}W_{06} - K_{010}W_{09}W_{06})(1 + W_{\partial n}W_{pc}W_{pm}W_{np})] \times \\ &\times \frac{1}{1 + W_{\partial n}W_{pc}W_{pm}W_{np}} \end{aligned} \quad (5)$$

Алгебраическое дополнение

$$A_{12,3} = - \begin{vmatrix} -W_{21} & -W_{23} \\ -W_{31} & W_{33} \end{vmatrix} = W_{21}W_{33} + W_{23}W_{31}. \quad (6)$$

Для числителя передаточной функции замкнутой системы получим следующее выражение:

**СИНТЕЗ КОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА
В НЕЛИНЕЙНОЙ ИНВАРИАНТНОЙ СИСТЕМЕ
АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА**

$$\begin{aligned}
 A_{12,3} \cdot (-W_1) &= -W_{21}W_{33}W_1 - W_{23}W_{31}W_1 = \\
 &= (-W_{07}W_{03}W_{09}W_{06} - W_{07}W_{03}W_{09}W_{06}W_{0n}W_{pc}W_{pm}W_{np} - \\
 &- W_{07}W_{03}W_{09}W_{06}W_{0m}W_{pm}W_{np}W_{01} + W_{07}W_{03}W_{09}W_{06}W_mW_{0n}W_{pc}W_{pm}W_{np}W_{01} - \\
 &W_{02}W_{03}W_{09}W_{06}W_{pc}W_{pm}W_{np}W_{01}W_{ko}) \times \frac{1}{1 + W_{0n}W_{pc}W_{pm}W_{np}}
 \end{aligned} \quad (7)$$

Неизвестную передаточную функцию компенсирующего устройства можно определить, составив условие инвариантности координаты V_1 от возмущающего воздействия F_c , для чего приравняем нулю числитель передаточной функции замкнутой системы. После преобразований получим следующее тождество:

$$\begin{aligned}
 -W_{07} - W_{07}W_{0n}W_{pc}W_{pm}W_{np} - W_{07}W_{0m}W_{pm}W_{np}W_{01} + \\
 + W_{07}W_mW_{0n}W_{pc}W_{pm}W_{np}W_{01} \equiv W_{02}W_{pc}W_{pm}W_{np}W_{01}W_{ko}
 \end{aligned} \quad (8)$$

Количественное выражение числителя передаточной функции

$$\frac{0,0007p^4 + 0,016p^3 + 0,68p^2 + 0,88p + 0,3}{1,67p^4(1 + 0,075p)(1 + 0,1p)(1 + 1,88p)} \equiv \frac{0,52p + 0,345}{1,67p^4(1 + 0,1p)(1 + 1,88p)} W_{ko}$$

Для удовлетворения этого тождества компенсирующее устройство должно иметь передаточную функцию

$$W_{ko} = -\frac{0,014p^3 + 0,31p^2 + 1,31p + 1}{1 + 0,075p} \quad (9)$$

Так как для передаточной функции (9) не соблюдается условие физической реализуемости (степень числителя больше степени знаменателя), то упростим ее, приняв

$$W_{ko} = -\frac{1,31p + 1}{1 + 0,075p} \quad (10)$$

В этом случае будет достигаться лишь частичная инвариантность координаты V_1 от возмущающего воздействия. Подставив в выражения (5) и (7) значения передаточных функций звеньев, приведенные на структурной схеме рис.1 и значение W_{ko} из выражения (10), а также используя (4), получим

**СИНТЕЗ КОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА
В НЕЛИНЕЙНОЙ ИНВАРИАНТНОЙ СИСТЕМЕ
АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА**

$$W_{V_1 f(зам)} = \frac{-A_{12,3}W_1}{\Delta_3} =$$

$$= \frac{-0,0007p^5 - 0,016p^4 + 0,03p^3 + 0,09p^2}{0,023p^8 + 0,55p^7 + 23,3p^6 + 22,7p^5 + 31p^4 + 27,6p^3 + 16,9p^2 + 7,5p + 1,3}$$

(11)

На основании выражения (11) заключаем, что при реализации найденной передаточной функции компенсирующего устройства достигается частичная (до 1-й производной) инвариантность регулируемой координаты V_1 от возмущения F_c . Эта связь делает систему устойчивой и независимой от нелинейной характеристики усилия сопротивления движения слябов по поду печи и возникающие колебания затухают. Об устойчивости замкнутой системы можно судить по положительным коэффициентам характеристического уравнения в знаменателе.

ЛИТЕРАТУРА

1. Петров Б.Н. Принцип инвариантности и условия его применения при расчете линейных и нелинейных систем. Межд. федер. по авт. упр. I межд. Конгресс ИФАК, 1960.
2. Петров Б.Н. Избранные труды. Т.1. – М.: Наука, 1963.

Надійшла 25.08.10

ЛИКВИДАЦИЯ ПРОСТОЕВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ЗА СЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ ВРЕМЕНИ ХРАНЕНИЯ ГРУЗОВ

Показана роль порта в системе доставки. Использована модульная модель организации системы поставок для описания возможности ликвидации простоев магистрального транспорта в порту с применением нового транспортного средства.

У роботі визначено місце порту в системі постачання. Використано модульну модель організації системи постачань для опису можливості ліквідації простояв магістрального транспорту в порту із застосуваннями нового транспортного засобу.

The role of port is shown in the delivery system. The module model of deliveries system of organization is used for evident presentation of possibility to liquidate outages of main transport in port with the use of new transport vehicle.

Ключевые слова: порт, ЛТЦ, интермодальная перевозка, контейнер, железнодорожная платформа, склад, время хранения, время простоя.

Черноморские украинские порты и проходящие через них интермодальные транспортные коридоры (оси) своей территориальной привлекательностью (близостью к рынкам сбыта) создают предпосылки для формирования логистических товарораспределительных центров (ЛТЦ), основной функцией которых является организация и выполнение всех необходимых операций по обработке и транспортировке грузов.

Реализация формирования ЛТЦ на базе портов возможна по результатам пилотного проекта организации логистических центров на транспортном полигоне международных транспортных коридоров (МТК №№ 3, 5, 7, 9) [1], где формирование экспериментального логистического центра (ЛЦ) на базе Одесского порта (Главный международный ЛЦ водного транспорта) является одной из первоочередных задач. Целью пилотного проекта транспортных полигонов является обеспечение конкурентоспособности транспортных услуг, повышение качества транспортно-логистического обслуживания. Такая концепция соответствует приоритетному направлению национальной транспортной политики по привлечению грузопотоков и повышению эффективности использования транзитного потенциала.

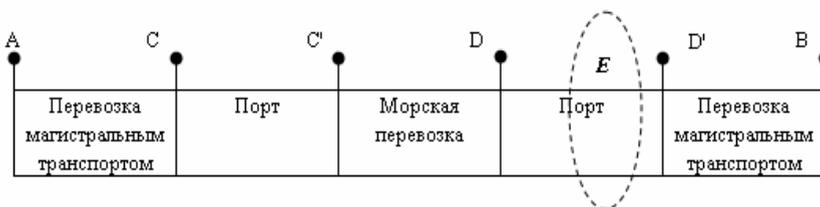
Для привлечения контейнеропотоков, в проектных планах крупнейших портов Одесского региона – Ильичевском (морском и рыбном), Одесском, Южном предусмотрено доведение суммарной мощности контейнерных терминалов к 2015 году до отметки в более чем 5 млн. TEU, что составляет около 40 % от прогнозируемых объемов суммарного контейнерного грузопотока на порты черноморского бассейна [2, 3].

ЛИКВИДАЦИЯ ПРОСТОЕВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ЗА СЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ ВРЕМЕНИ ХРАНЕНИЯ ГРУЗОВ

В обеспечении интермодальных перевозок порты играют роль опорных пунктов, и оценка их функционирования должна происходить не с точки зрения самостоятельного системообразующего центра, а как одного из элементов системы доставки грузов. Являясь крупным транспортным узлом, порты, (и прилегающие территории), наряду с развитием (созданием) инфраструктурных объектов с широким спектром операций и возможностью обработки значительных объемов грузов, требуют гармонизации административно-правовых отношений, тарифной политики, развития информационных и логистических технологий, рационального распределения функций между уже существующими мощностями и т. д., что в свою очередь обеспечит надлежащее функционирование системы доставки грузов в целом.

По оценке [1] использование логистических систем обеспечивает экономию на транспортных, складских и распределительных операциях до 30-40 % затрат потребителей продукции. Учитывая, что 20-30 % конечной стоимости товара составляют затраты на планирование и организацию грузовых перевозок решение задачи изменения хотя бы одного из технико-технологических параметров (времени хранения грузов, снижение времени простоя транспортных средств и др.) на одном элементе распределительной интегрированной сети доставки, например контейнерном терминале порта, создавая более привлекательные условия, может представлять интерес при организации процесса доставки контейнерных (транзитных) грузопотоков.

Учитывая большую размерность задачи на начальном этапе исследования для представления функционального цикла интермодальной перевозки используется модульный подход к структурированию системы [4, 5]. На рис. 1 приведена унифицированная модульная модель организации системы доставки в составе логистической системы, где каждый модуль является определенным функциональным циклом. В отличие от [5] процессы в функциональных циклах CC' и DD' модели на рис. 1 совмещаются, учитывая, что порт является одновременно как портом отправления, так и назначения.



*Рис. 1. Функциональные циклы интермодальной перевозки
в составе логистической системы*

Используя декомпозицию, на рис. 2 дано представление о взаимодействии встречных потоков в секторе E модуля DD' .

ЛИКВИДАЦИЯ ПРОСТОЕВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ЗА СЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ ВРЕМЕНИ ХРАНЕНИЯ ГРУЗОВ

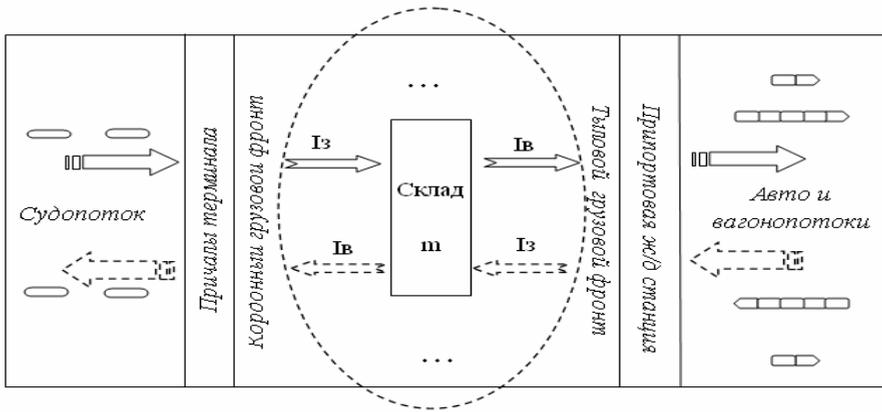


Рис. 2. Структурная схема взаимодействия двух встречных потоков в секторе E

В соответствии с планами портов Одесского региона по привлечению контейнеропотоков, учитывая существующие особенности перегрузочного процесса крупнотоннажных контейнеров (КК) в портах (применение только складского варианта) [6], представленные в таблице, для улучшения производственной деятельности интермодального сообщения в целом, влияние изменения временного параметра – времени хранения (пребывания) КК на складе портового терминала на время простоя магистрального транспорта является одним из направлений исследования.

Таблица

*Варианты перегрузочного процесса крупнотоннажных контейнеров
(на примере ОМТП)*

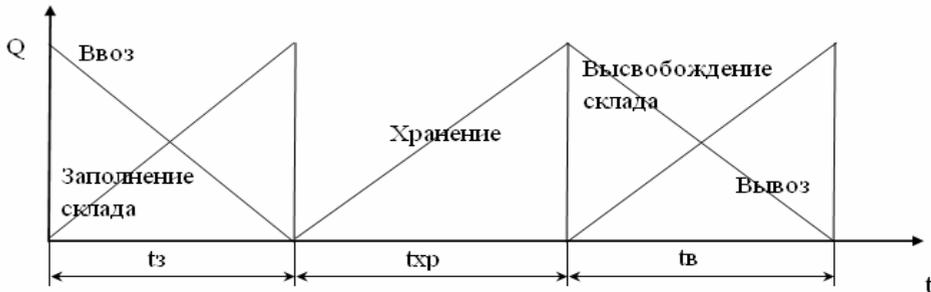
Номер п/п	Технологические схемы (ТС)	Местоположение контейнера	
		начальное	конечное
	Платформа – склад	платформа	склад
	Автомашина – склад	автомашина	склад
	Склад – палуба (трюм)	склад	палуба (трюм)
	Склад – палуба Ро-Ро	склад	палуба Ро-Ро
	Палуба (трюм) – склад	палуба (трюм)	склад
	Палуба Ро-Ро – склад	палуба Ро-Ро	склад
	Склад – платформа	склад	платформа
	Склад – автомашина	склад	автомашина

Учитывая высокую размерность задачи, исследуются функциональные процессы цикла DD' только для процесса ввоза (импорта) КК в

ЛИКВИДАЦИЯ ПРОСТОЕВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ЗА СЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ ВРЕМЕНИ ХРАНЕНИЯ ГРУЗОВ

порт морским транспортом и вывоз из порта магистральными видами транспорта (автомобильным и железнодорожным).

В данном контексте на рис. 3 представлен сектор Е модуля DD'.



*Рис. 3. Процессы в функциональном цикле порта
(импортный контейнерооборот, складской вариант)*

При использовании складского варианта, при условии совпадения режимов обработки морских судов и подвижного состава смежных видов транспорта процессы ввоза-вывоза, при достаточном показателе емкости склада (Е), в идеале, совпадают с процессами заполнения – освобождения склада (сплошные линии на рис. 3).

Общее время пребывания груза на терминале равно суммарному значению времени заполнения склада, хранения, высвобождения склада ($t = t_3 + t_{xp} + t_6$).

Интенсивность процесса заполнения склада определяется из соотношения

$$I_3 = \frac{Q_c}{t_3}, \quad (1)$$

где Q_c – партия судовых контейнеров ТС 5, 6 таблицы, т, TEU;

t_3 – продолжительность процесса загрузки склада, сут.

Аналогично определяется и интенсивность процесса высвобождения склада

$$I_6 = \frac{Q_m}{t_6}, \quad (2)$$

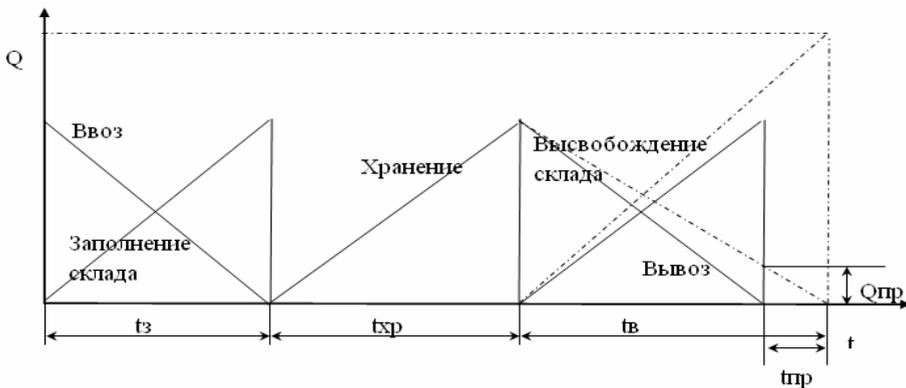
где Q_m – партия контейнеров ТС 7, 8 таблицы, т, TEU;

t_6 – продолжительность процесса выгрузки, сут.

ЛИКВИДАЦИЯ ПРОСТОЕВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ЗА СЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ ВРЕМЕНИ ХРАНЕНИЯ ГРУЗОВ

Для складского варианта характерно соотношение $I_3 \leq M_{сз}$, $I_6 \leq M_{св}$, где $M_{сз}$, $M_{св}$ – нормы загрузки / высвобождения склада (т/сут., TEU/сут.) принимается по положениям узлового соглашения, своду обычаев порта.

Вероятностный характер работы терминала, необходимость в повышении интенсивности процесса высвобождения склада может привести к неравенству $I_6 > M_{св}$, что обуславливает возможные простои магистрального транспорта. В таком случае процесс простоя магистрального транспорта в ожидании будет находиться за пределами модуля (рис. 4 – пунктирные линии).



*Рис. 4. Процесс простоя магистрального транспорта
(за пределами модуля)*

Соответственно, интенсивность простоя

$$I_{np} = \frac{Q_{np}}{t_{np}}, \quad (3)$$

где Q_{np} – партия контейнеров на складе в ожидании, т, TEU;

t_{np} – продолжительность процесса простоя, сут.

Изменение соотношения $I_6 > M_{св}$ для ликвидации $t_{пр}$ возможно за счет изменения параметра $t_{хр}$ (рис. 5 – пунктирные линии). Решение задачи изменения (снижения) $t_{хр}$ контейнеров на складе портового терминала возможно, в частности, за счет применения новых транспортных средств магистральных видов транспорта с измененными параметрами, что повлияет на интенсивности высвобождения (I_6) склада, и соответственно, снизит простои магистрального транспорта.

ЛИКВИДАЦИЯ ПРОСТОЕВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ЗА СЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ ВРЕМЕНИ ХРАНЕНИЯ ГРУЗОВ

Процессы заполнения – высвобождения склада укрупненными транспортными единицами, такими как крупнотоннажные контейнеры, позволяют говорить о кратности загрузки трех видов транспорта – морского (Q_c), железнодорожного ($Q_{жд}$), автомобильного (Q_a).

$$Q_c = k_a Q_a = k_{жд} Q_{жд}, \quad (4)$$

где k_a , $k_{жд}$ – коэффициент соотношения Q_c и Q_a , а также Q_c и $Q_{жд}$ соответственно.

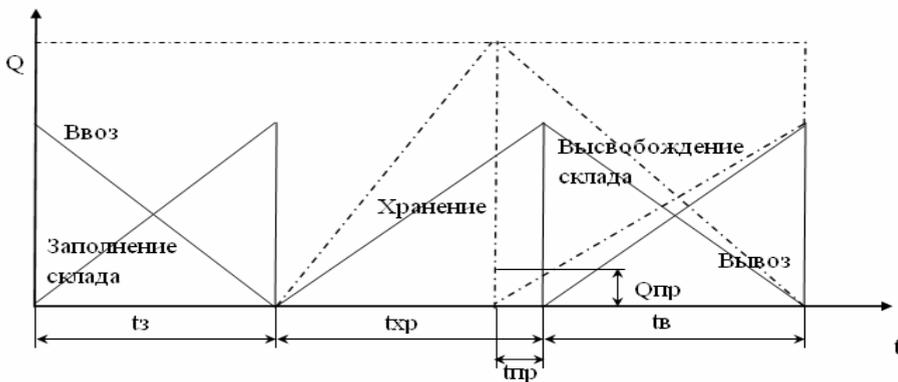


Рис. 5. Ликвидация t_{np} за счет изменения t_{xp}

Изменение параметра времени хранения контейнера на терминале должно происходить с учетом долевого соотношения количества видов магистрального транспорта, в данном случае двух, в интенсивности процесса высвобождения склада – $I_в$, что позволит более точно определить интенсивности отгрузки

$$I_в = k'_{жд} I_в + k'_a I_в, \quad (5)$$

где $k'_{жд} + k'_a = 1$; $k'_{жд} \leq 1$ и $k'_a \leq 1$ – доли железнодорожного и автомобильного транспорта соответственно.

Применение нового специализированного железнодорожного транспортного средства [7], в котором грузовая площадка снижена до минимально возможного уровня позволяет производить формирование двухъярусных контейнерных отправок, что отразится на параметр t_{xp} и новое значение будет равно

$$t'_{xp} = t_{xp} - \frac{Q_n}{I_n * k'_{жд}}, \quad (6)$$

Учитывая ряд габаритных ограничений – габариты подвижного состава, габариты приближенных строений, высота контактной сети и др.

ЛИКВИДАЦИЯ ПРОСТОЕВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ЗА СЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ ВРЕМЕНИ ХРАНЕНИЯ ГРУЗОВ

[8, 9], применение новой специализированной ж/д платформы позволяет рассматривать возможность формирования двухъярусные композитные контейнерные отправки на территории портового терминала, исследовать варианты использования незагруженной площади сформированного ж/д состава с применением дополнительного оборудования и т.д.

Данный подход дает наглядное представление влияния параметра t_{xp} на работу смежных видов транспорта, который, в свою очередь, может повлиять на весь процесс организации системы доставки. Реализации предложенного варианта снижения t_{np} магистрального транспорта за счет изменения t_{xp} КК на складе с применением специализированных транспортных средств невозможна без детальной проработки совокупности функциональных, технических, технологических, экономических, организационных и других задач.

ЛИТЕРАТУРА

1. Концепція програми формування мережі логістичних центрів в системі міжнародних транспортних коридорів України / Ю. М. Цвєтов, О. П. Кутах, М. В. Макаренко та ін. – К.: КУЕТ, 2003. – 109 с.
2. Черноморские порты в период экономического кризиса / К. Шмёкер // Материалы Черноморского контейнерного саммита. – 2010. – С. 78-88.
3. Проекты контейнерных терминалов в Украине / А. Кузьменко // Материалы Черноморского контейнерного саммита. – 2010. – С. 89-100.
4. Логистические транспортно-грузовые системы / Под ред. В. М. Николашина. – М.: Издательский центр «Академия», 2003. – 304 с.
5. Заборский Л. А. К вопросу об управлении транспортными издержками в логистической системе // Вісник ОНМУ. – Одеса: Вид-во ОНМУ. – 2007. – № 21. – С. 171-181.
6. РТК 5.12.3 Взамен РТК 5.12.2 ГП «ОМТП», ГП «ГПК Украина» Крупнотоннажные контейнеры и флоты. – 31 с.
7. Динамические качества платформы колодецеобразного типа для перевозки контейнеров в два яруса / Д. Н. Аршинцев, А. М. Бржезовский, Ю. М. Лазаренко // Вестник ВНИИЖТ. – 2005. – № 2. – С. 6-9.
8. Конченко А. Д. Конспект работникам службы движения, изучающим ПТЭ железных дорог Украины. – Одесса, 2006. – 17 с.
9. Правила технічної експлуатації залізниць України. – К., 2006. – 133 с.

Надійшла 30.06.10