

doi: 10.5862/MCE.48.8

## Вибрация шельфовых сооружений при действии льда

*Инженер-гидротехник Е.А. Салганик,  
ЗАО «ГТ Морстрой»;*

*д.ф.-м.н., профессор К.Н. Шхинек,  
Санкт-Петербургский государственный политехнический университет*

**Аннотация.** Целью статьи является изучение процесса динамического взаимодействия льда и шельфовых сооружений и определение условий возникновения вибраций. Для этого решены задачи по созданию полноразмерной конечно-элементной модели взаимодействия ровного льда и шельфовых сооружений, сравнению полученных результатов условий возникновения вибраций с результатами полевых исследований.

Моделирование проводилось с помощью программы конечно-элементного анализа ANSYS. Для создания модели льда с возможностью разрушения были решены задачи моделирования процесса трещинообразования, проверки полученной многокомпонентной модели с помощью базовых тестов по определению ее прочностных свойств, определению уровня нагрузок на сооружения различного типа.

Объектом исследования является роль упругих и инерционных параметров шельфовых сооружений, геометрических и динамических параметров ледового поля в процессе возникновения вибраций при взаимодействии сооружения и льда. В качестве предметов для моделирования сооружений были выбраны платформа «Моликпак» в Канаде и маяк «Норстрёмсгрюнд» в Швеции.

Исследование содержит апробацию результатов, их сравнение с данными полевых исследований, с величинами нагрузок, полученных с помощью рекомендаций стандарта ISO 19906 «Нефтяная и газовая промышленность. Сооружения арктического шельфа» и с результатами дискретно-элементного моделирования. Полученные результаты имеют приемлемый уровень погрешности по сравнению с результатами других исследований процесса возникновения динамических нагрузок при действии льда.

**Ключевые слова:** вибрация; ледовые нагрузки; шельфовые сооружения; механика разрушения; компьютерное моделирование; метод конечных элементов; ANSYS

### Введение

Растущий объем деятельности человека в арктической зоне требует точной методики определения нагрузок на сооружения. Ледовые нагрузки в этой зоне превышают значения суммы всех остальных нагрузок. Обычно ледовые нагрузки рассматриваются со стороны ровного льда, торосов и айсбергов [1]. В данной статье рассматриваются динамические нагрузки со стороны ровного льда.

За последние несколько десятилетий значительное количество гидротехнических сооружений подвергалось влиянию динамических нагрузок со стороны ровного льда, превышающих расчетные [2]. Одним из наиболее значительных событий было возникновение вибрации нефтедобывающей платформы «Моликпак» в море Бофорта в апреле 1986 года [3].

Современные стандарты определения нагрузок на шельфовые сооружения со стороны ровного льда предполагают определение динамических нагрузок. Международный стандарт ISO 19906 [4] предлагает методы их нахождения. Однако величины нагрузок, полученные по этому стандарту, нередко бывают превышены на различных гидротехнических сооружениях [1]. Кроме того, методика нахождения этих нагрузок по стандарту ISO не учитывает многие значимые для динамического воздействия параметры, такие как скорость ледового поля, форма гидротехнического сооружения, его жесткостные и инерционные параметры.

Целью этого исследования является изучение процессов динамического взаимодействия льда и шельфовых сооружений на основе конечно-элементного моделирования. Анализ литературы показывает, что с помощью этого метода пока что не было описано возникновение вибраций шельфовых сооружений [5].

Методология исследования основана на использовании метода конечных элементов для моделирования динамического взаимодействия льда и сооружения с учетом образования внутренних трещин во льду. Для процесса трещинообразования использовалась модель связывающих элементов.

Статья состоит из описания исследования свойств модельного льда, их соотношения с реальными физическими параметрами и расчета вибрации сооружений. Соотношение модели с физическими параметрами льда состоит в проведении базовых тестов для используемой модели льда для определения достоверности основных характеристик материала: прочность на одноосное сжатие, прочность на одноосное растяжение, прочность на изгиб. В третьей части исследования определены глобальные статические и динамические нагрузки, которые были сравнены с нагрузками, определяемыми с помощью стандарта ISO 19906.

### *Обзор иностранной и отечественной литературы*

Ранние исследования вибрации сооружений показывают, что при рассмотрении взаимодействия льда и сооружения следует учитывать несколько диапазонов скоростей, которые и определяют характер взаимодействия [1].

Бленкарн и Пейтон провели натурные эксперименты, которые показали, что колебания сооружения происходят при малых скоростях льда [6]. Также они получили зависимость прочности льда на одноосное сжатие от скорости деформации льда.

Карна [7] с помощью лабораторных экспериментов определил диапазон скоростей, при которых возникают вибрации. Он пришел к выводу, что при возникновении вибраций максимальная скорость сооружения превышает скорость льда на 40 %.

Уравнения, полученные Пейтоном, и модель вибраций Маттанена использовались для анализа динамических взаимодействий на сооружения [8].

С помощью полевых измерений на различных гидротехнических сооружениях были получены условия возникновения вибраций платформ в Бохайском заливе [9], заливе Кука [10], море Бофорта [3], Ботническом заливе [11].

Показано, что возникновение вибраций зависит от соотношения между скоростью льда, его прочностными и геометрическими параметрами, размерами сооружения, его жесткостью и массой [2].

Существенный шаг в решении вопроса возникновения вибраций сделан в работах [5, 12], описывающих процесс разрушения льда через образование трещин. Для описания связи усилий и деформаций в работе [13] использована модель Твергаарда и Хатчинсона, описывающая связь усилий и деформаций в предварительно созданных трещинах. Также использовались положения механики разрушения, разработанные Барренблаттом [14].

В области статического и динамического конечно-элементного моделирования работали Дайан [15] и Санд [16].

Для задачи описания процесса динамического взаимодействия сооружения и льда Жиленковым [17] и Шхинком [18, 19] была создана дискретно-элементная модель.

Динамическая нагрузка в ISO 19906 определяется из условий воздействия на сооружение силы, величина которой определяется с помощью идеализированной кривой и зависит от времени [4]. Нагрузка задается в определенном диапазоне значений в виде повторяющихся треугольников с периодом, равным собственной частоте колебаний сооружения  $F_{str}$ .

### *Постановка задачи*

Рассматривается следующая задача: на податливое сооружение, расположенное на дне моря, действует ледяное образование. Задача решается путем изучения взаимодействия сооружения со льдом, определения нагрузок, действующих на сооружение, и возникающих при этом усилий и реакции сооружения.

В качестве программного комплекса для моделирования выбран комплекс ANSYS. Для корректного описания свойств льда должен быть проведен комплекс исследований. Эти исследования касаются вопросов развития трещин между элементами и связи параметров отдельных элементов модели льда и параметров конечно-элементной сетки с глобальными прочностными свойствами льда, такими как модуль упругости, коэффициент Пуассона, пределы прочности на растяжение, сжатие и изгиб в различных направлениях.

Для подтверждения правильности моделирования процесса необходимо сравнить полученные результаты с данными полевых наблюдений и рекомендациями нормативных документов.

## Механические свойства льда

Морской лед в общем случае является анизотропным и нелинейным материалом. При динамических нагрузках он описывается основными параметрами: пределом прочности на сжатие  $\sigma_y$  и растяжение  $T$ , модулем Юнга  $E$ , коэффициентом Пуассона  $\nu$  и коэффициентом кулоновского трения  $\mu$  [1].

При высоких значениях скорости деформации  $\dot{\varepsilon}$ , которым соответствует процесс взаимодействия льда и гидротехнических сооружений, лед разрушается путем образования трещин. При увеличении нагрузки лед сначала деформируется упруго, затем пластично при параллельно идущем процессе образования трещин.

В основе линейно-упругой механики разрушения лежит предположение о существовании доминирующих трещин, роль которых в моделировании льда выполняют связывающие элементы. Для характеристики трещины существует коэффициент интенсивности напряжений  $K$ .

Согласно экспериментам [20] зарождение трещин при высоких скоростях деформации происходит при растягивающих напряжениях до 1,2 МПа, развитие трещин – после этого предела.

Критический коэффициент интенсивности напряжений  $K_{IC}$  составляет 100–250 кПа/м<sup>1/2</sup> [4]. Большие значения соответствуют морскому льду, меньшие – лабораторным образцам. Интенсивность выделения энергии  $G_I$  в нормальном направлении определяется по формуле Ирвина [20]:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E'} = \frac{K_I^2(1-\nu^2)}{E}, \quad (1)$$

где  $E$  – модуль Юнга льда,  $\nu$  – коэффициент Пуассона льда.

## Параметры конечно-элементной модели

Для моделирования принимаются следующие параметры льда: модуль Юнга  $E = 5$  ГПа; коэффициент Пуассона  $\nu = 0,3$ ; предел прочности на сжатие  $S = 1,5$ – $3,0$  МПа; предел прочности на растяжение  $T = 0,3$ – $1,1$  МПа [22]. Для льда используются полноинтегрируемые 8-узловые объемные элементы и упруго-пластичный материал [23, 24] (табл. 1).

**Таблица 1. Входные параметры для упруго-пластичного материала объемных элементов льда [25]**

Параметр	Единица измерения	Значение параметра
Массовая плотность $\rho$	кг/м <sup>3</sup>	910
Модуль Юнга $E$	ГПа	5,0
Коэффициент Пуассона $\nu$	-	0,3
Предел текучести $\sigma_y$	МПа	1,0–3,0
Модуль упругого упрочнения $E_{tan}$	МПа	-6,7; 0; 1,0; 5,0; 10,0
Кривая зависимости напряжения от пластической деформации $\sigma = \sigma(\varepsilon_p)$	-	Рисунок 1

При малых напряжениях материал ведет себя как упругий с линейной зависимостью напряжений и деформаций, характеризуемой модулем Юнга  $E$ . Для перехода к пластичности напряжения в материале должны превысить значения предела текучести. Далее, если задана кривая зависимости напряжения  $\sigma$  от пластической деформации  $\varepsilon_p$  (рис. 1), напряжения в материале линейно уменьшаются (разупрочнение) при росте деформации до определенного значения напряжения (0,01 МПа), после чего материал становится идеально пластичным.

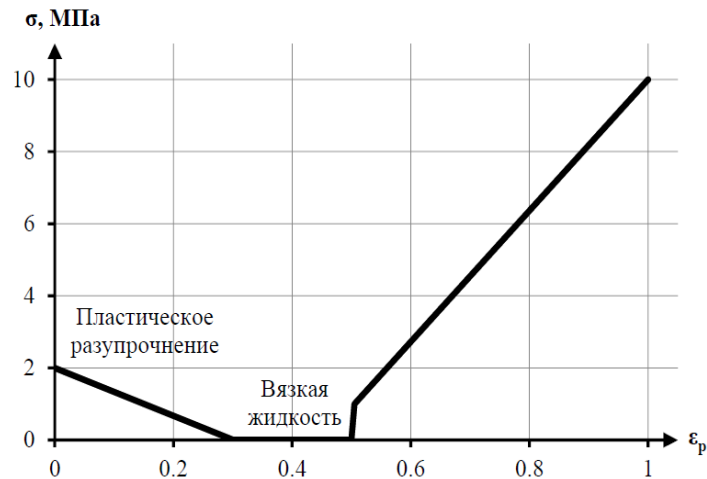


Рисунок 1. Кривая зависимости напряжения  $\sigma$  от пластической деформации  $\epsilon_p$

Если задан модуль упругого упрочнения  $E_{tan}$ , после преодоления предела текучести наступает фаза линейного упрочнения. В этом случае зависимость напряжения и деформации материала билинейная. Для корректного моделирования процесса образования трещин модель льда составляется из основных и связывающих элементов (рис. 3).

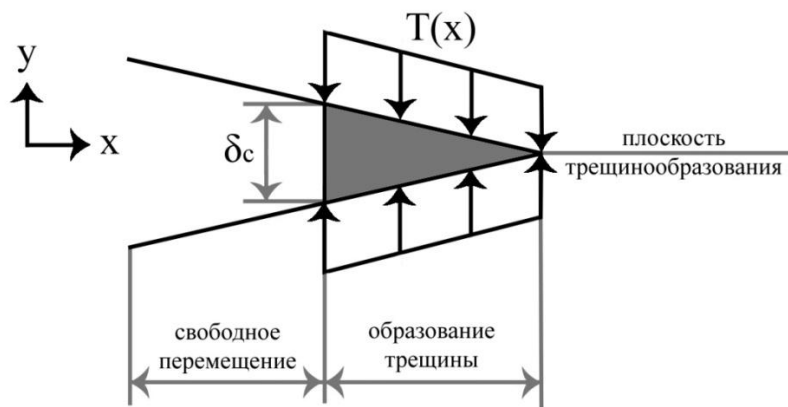


Рисунок 2. Схема образования трещины при использовании связывающих элементов: при росте деформации  $\delta$  растет тяга  $T(x)$  до момента достижения деформацией критического значения  $\delta_c$

При внедрении связывающих элементов необходимо задать закон связи тяги и деформации. В качестве этого закона удобно использовать закон Твергаарда и Хатчинсона [13] (рис. 4).

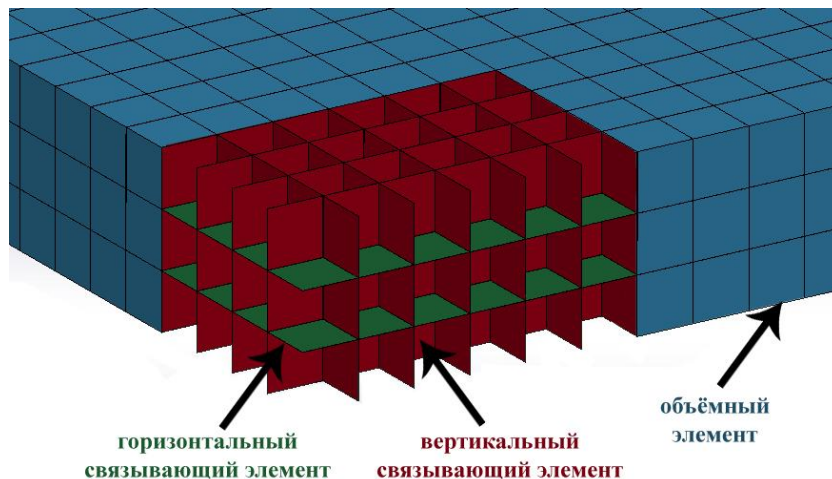
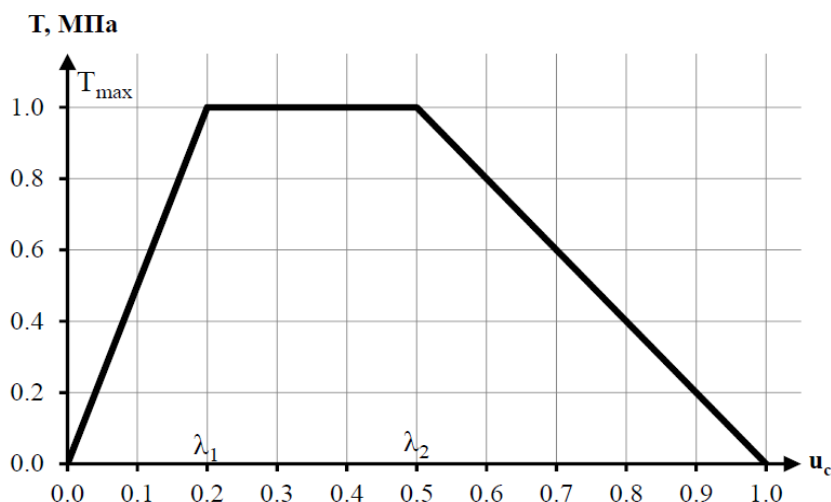


Рисунок 3. Разделение конечно-элементной модели льда на вертикальные и горизонтальные связывающие элементы и объемные элементы

Салганик Е.А., Шхинек К.Н. Вибрация шельфовых сооружений при действии льда



**Рисунок 4. Трилинейный закон тяги  $T$  и деформации  $u_c$  связывающих элементов**

В работе для моделирования использовался материал с произвольной связью тяги и деформации, которая была принята трилинейной (табл. 2).

**Таблица 2. Параметры связывающих элементов**

Параметр	Вертикальные связывающие элементы	Горизонтальные связывающие элементы
Массовая плотность $\rho$ кг/м <sup>3</sup>	910	910
Деформация до предельной тяги $\lambda_1$	0,08	0,10
Деформация до ослабления материала $\lambda_2$	0,45	0,55
Интенсивность нормального выделения энергии $G_I$ , Н/м	2–5200	2–5200
Интенсивность тангенциального выделения энергии $G_{II}$ , Н/м	2–5200	2–5200
Предельная тяга $T_{max}$ , МПа	0,3–1,0	1,1

Статическое давление на сооружение от ледовой нагрузки  $p$  находят через значения напряжений на поверхностях конечных элементов на границе между сооружением и льдом через интегрирование локальных значений давления по поверхности контакта:

$$p = \int p_i dA. \quad (2)$$

Глобальная ледовая нагрузка  $F$  определяется по формуле:

$$F = pA = pDh, \quad (3)$$

где  $D$  – ширина сооружения,  $h$  – толщина льда.

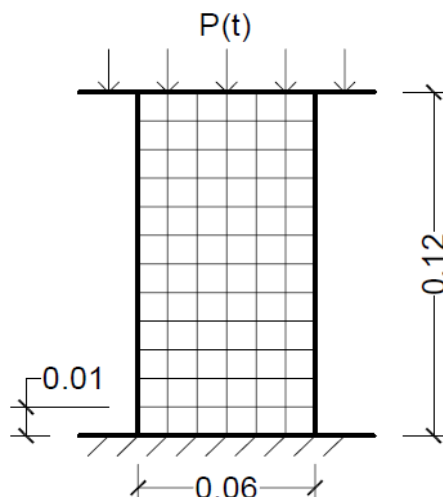
Реакция сооружения  $R_{str}$  определяется по формуле:

$$R_{str} = k_{str} x_{str}, \quad (4)$$

где  $k_{str}$  – коэффициент упругости пружины, определяющей податливость сооружения,  $x_{str}$  – перемещение сооружения относительно центра своего равновесия.

### Прочность на сжатие

При взаимодействии с сооружением лед подвергается значительным сжимающим нагрузкам, поэтому необходимо проверить реалистичность поведения модели на примере хорошо исследованных испытаний на одноосное сжатие [26]. Значения прочности льда на одноосное неограниченное сжатие находятся в пределах от 0,5 МПа до 12 МПа [1].



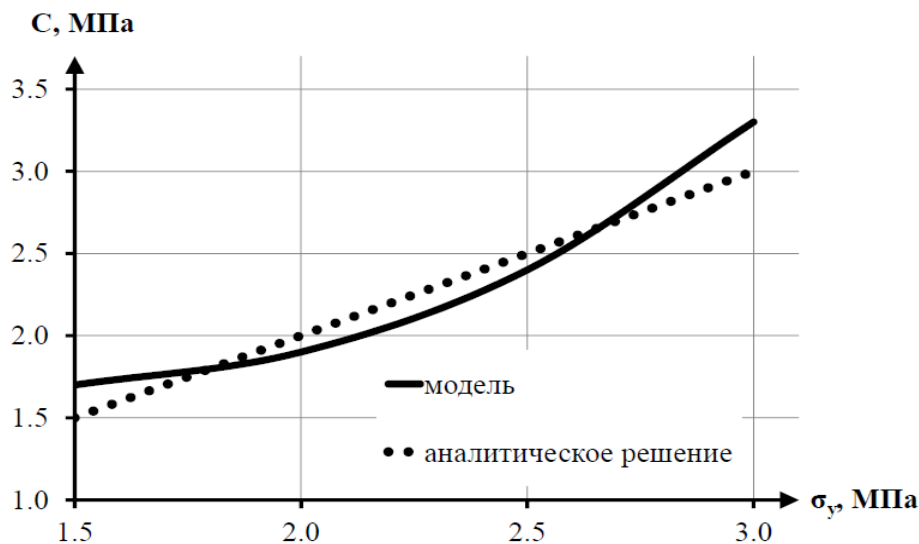
**Рисунок 5. Схема определения прочности модели льда на одноосное сжатие**

Расчетные образцы представляли собой призмы с квадратным сечением. Задавалась нагрузка  $P(t)$ , линейно возрастающая со временем. Регистрировалась нагрузка при разрушении  $P_{\max}$  и площадь поперечного сечения  $A$ . Прочность льда на одноосное сжатие  $C$  равна:

$$C = \frac{P_{\max}}{A}. \quad (5)$$

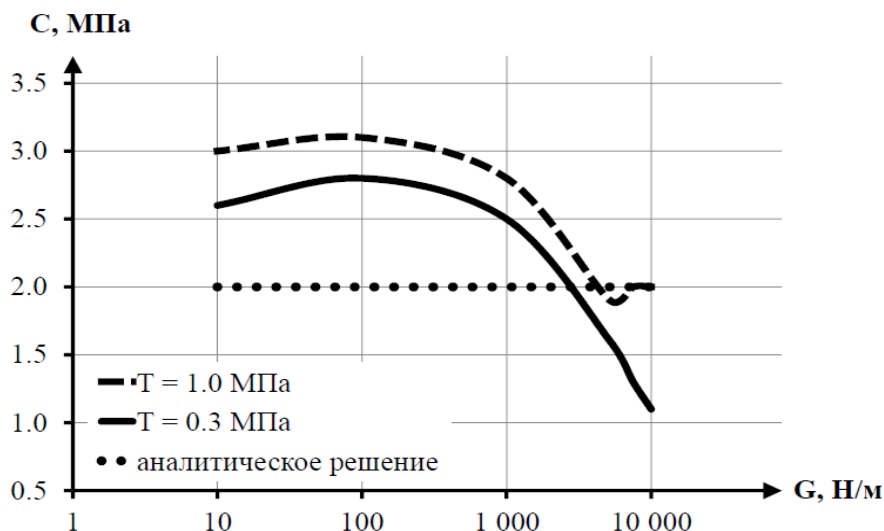
Была определена зависимость прочности модели на сжатие от прочностных параметров отдельных материалов: предела текучести  $\sigma_y$  объемных элементов, предела прочности на растяжение  $T$  и сдвиг  $S$  связывающих элементов, интенсивности выделения энергии при трещинообразовании  $G_I$  и  $G_{II}$ .

Прочность на сжатие  $C$  модели льда значительно зависит от формы и параметров кривой зависимости между напряжением и деформацией.



**Рисунок 6. Зависимость прочности на сжатие  $C$  от предела текучести  $\sigma_y$  для модели льда и для аналитического решения  $C(\sigma_y) = \sigma_y$**

В интервале значений предела текучести 1,5–3,0 МПа разность между пределом текучести объемных элементов  $\sigma_y$  и пределом прочности на сжатие образца  $C$  не превышает 12 % (рис. 6).



**Рисунок 7. Зависимость прочности на сжатие  $C$  от интенсивности выделения энергии при трещинообразовании  $G$  при различных пределах прочности на растяжение  $T$  для модели льда и для аналитического решения**

Прочность льда на сжатие  $C$  зависит от параметров связывающих элементов. При изменении интенсивности выделения энергии при трещинообразовании в нормальном и касательном направлениях  $G_I$  и  $G_{II}$  в пределах 10–5200 Н/м прочность льда на сжатие изменяется в диапазоне 95–150 % от предела текучести объемных элементов  $\sigma_y$  (рис. 7).

Наилучшее соответствие с аналитическим решением модель льда показала при пределе текучести объемных элементов в диапазоне 1,5–2,5 МПа и интенсивности выделения энергии при трещинообразовании 5200 Н/м.

Прочность модели льда на сжатие:

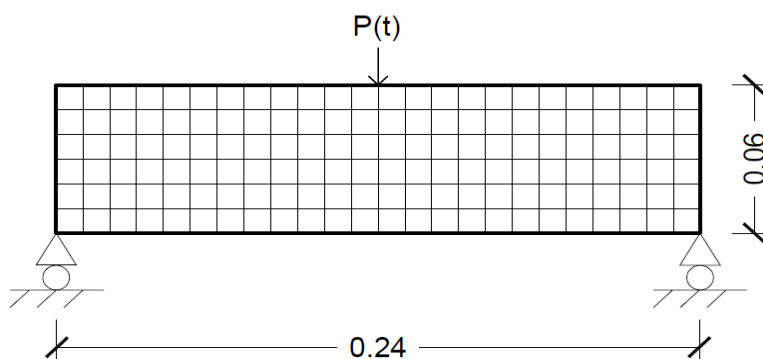
- повышается прямо пропорционально увеличению предела текучести объемных элементов;
- повышается при понижении интенсивности выделения энергии трещинообразования;
- незначительно понижается при уменьшении предела прочности на растяжение и сдвиг вертикальных связывающих элементов.

### Изгибная прочность

Экспериментальные значения изгибной прочности  $\sigma_f$  находятся в пределах 0,1–1,0 МПа.

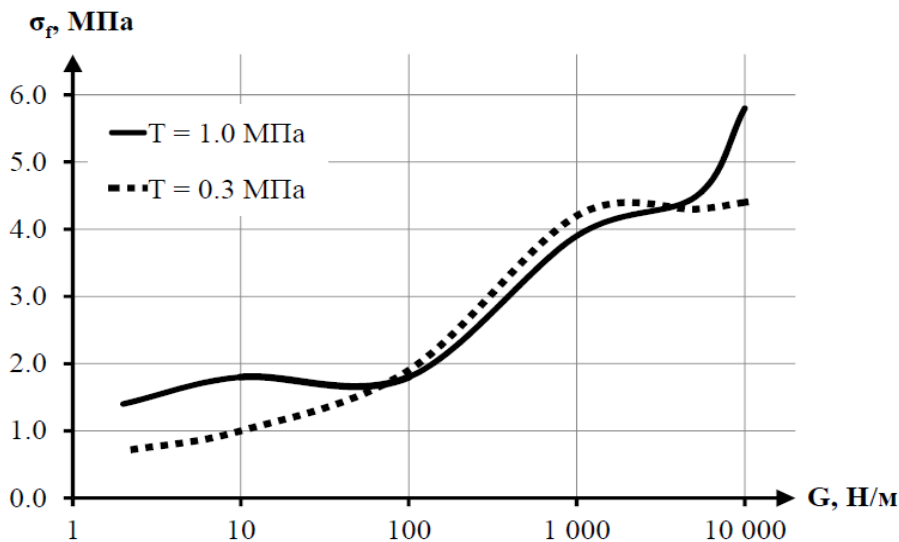
Изгибная прочность  $\sigma_f$  определяется прочностью льда на растяжение [27].

Для проведения тестов была создана модель, представляющая собой балку прямоугольного сечения на двух роликовых опорах (рис. 8). Разрушению отвечает момент удаления первого связывающего элемента модели. Нагрузка приложена к центру верхней поверхности балки вдоль оси  $Z$ .



**Рисунок 8. Схема определения прочности модели льда на изгиб**

Неизменными при моделировании изгиба балки остаются параметры горизонтальных связывающих элементов: предельная тяга в нормальном и касательном направлении  $T_x^{hor} = T_z^{hor} = 1,1 \text{ МПа}$ .



**Рисунок 9. Зависимость прочности на изгиб  $\sigma_f$  от интенсивности выделения энергии при трещинообразовании  $G$  при различных пределах прочности на растяжение  $T$**

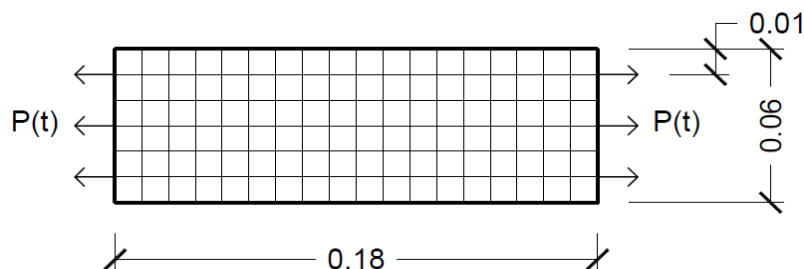
Предел прочности на изгиб увеличивается при возрастании интенсивности выделения энергии при трещинообразовании  $G$  (рис. 9) и находится в пределах 1,5–6,0 от величины прочности на растяжение  $T$  вертикальных связывающих элементов.

### Прочность на растяжение

Прочность льда на одноосное растяжение находится в пределах 0,1–2,0 МПа [1]. Для рассматриваемой модели льда на прочность образца при растяжении влияют параметры вертикальных связывающих элементов: предельная тяга в нормальном направлении  $T_x$  и интенсивность выделения энергии в нормальном направлении  $G_I$ .

При незначительных величинах интенсивности выделения энергии предел прочности на растяжение связывающих элементов  $T_x$  совпадает с полученным пределом прочности на растяжение модели льда  $T$ . При значительной интенсивности выделения энергии часть растягивающих усилий поглощается в связывающих элементах, совершая работу по относительному перемещению их противоположных плоскостей.

Горизонтальная нагрузка приложена ко всем узлам крайних граней балки, перпендикулярных направлению нагрузки, вдоль оси X (рис. 10).



**Рисунок 10. Схема определения прочности модели льда на растяжение**

В зависимости от значений  $G$  прочность на растяжение модели  $T$  находится в пределах 1,0–1,7 от предельной тяги связывающих элементов  $T_x = 1,0 \text{ МПа}$  и в пределах 0,9–5,2 от предельной тяги связывающих элементов  $T_x = 0,3 \text{ МПа}$ .



По результатам моделирования свойств льда можно сделать следующие заключения.

1. Определено влияние основных параметров модели на прочностные характеристики модельного льда.
2. Прочностные параметры модельного льда, в общем, близки к параметрам реального льда. Однако следует учитывать некоторое влияние масштаба, особенно при растяжении. Следует отметить, что коэффициент интенсивности  $K_{1c}$  является размерным, что приводит к масштабному эффекту в механике разрушения.
3. В зависимости от свойств льда по данным испытаний на сжатие, растяжение и изгиб можно откалибровать входные параметры для получения необходимых прочностных свойств модели.

### Глобальная нагрузка на жесткие сооружения

Для уверенности в результатах расчетов вибрации предварительно рассмотрена более простая задача определения квазистатических ледовых нагрузок на сооружения цилиндрического и прямоугольного поперечного сечений и проведено сопоставление их с результатами, определенными по нормам.

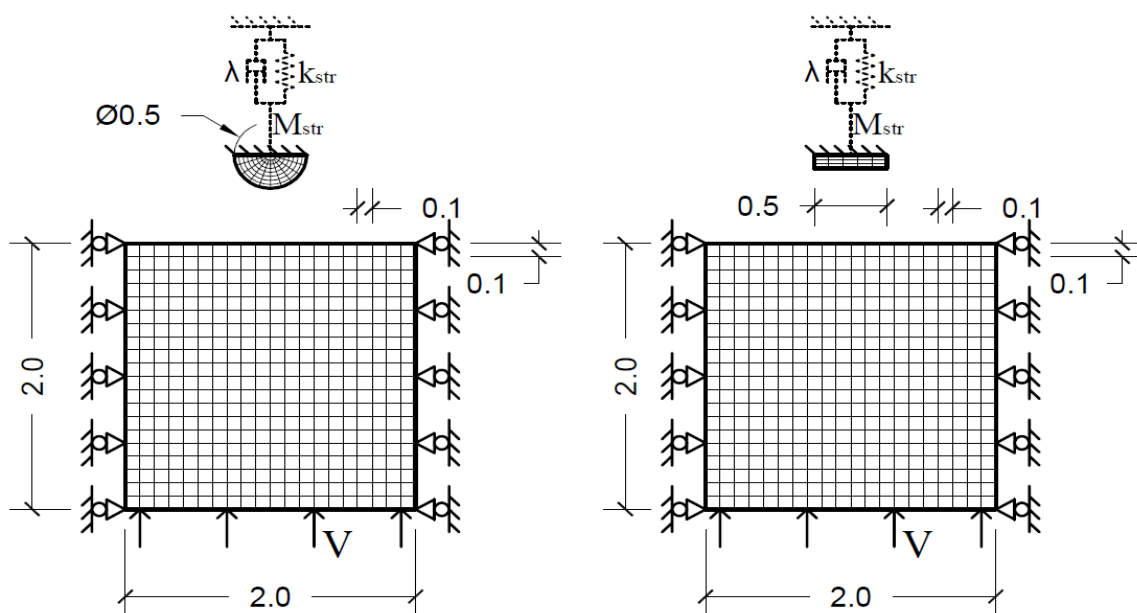


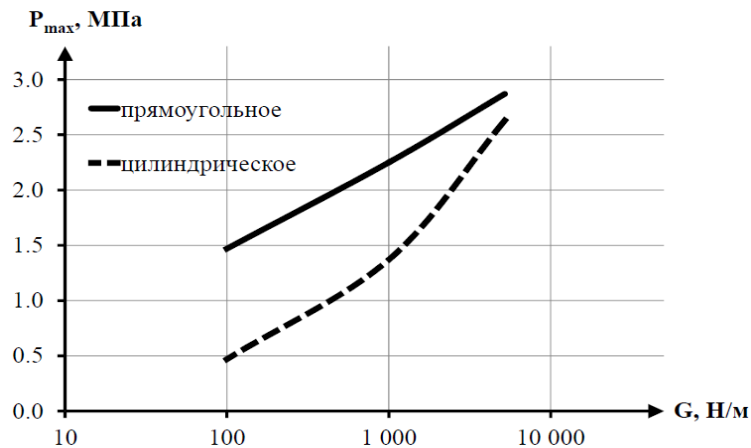
Рисунок 11. Конечно-элементная схема взаимодействия льда и жесткого или податливого сооружения прямоугольного или цилиндрического сечения

При моделировании рассматриваются прямоугольное и цилиндрическое сооружения, жестко закрепленные в узлах поверхности, не контактирующей со льдом.

Модель льда соответствует модели, описанной в предыдущих разделах. Часть входных параметров модели льда была постоянной во время всех проведенных тестов: плотность льда  $\rho = 910 \text{ кг/м}^3$ ; модуль Юнга  $E = 5 \text{ ГПа}$ ; коэффициент Пуассона  $\nu = 0,3$ ; предел на растяжение и сдвиг вертикальных и горизонтальных связывающих элементов  $T_x^{hor} = T_z^{hor} = 1,1 \text{ МПа}$ .

Для нахождения оптимальных параметров в процессе проведения экспериментов меняются следующие величины: скорость ледового поля  $V = 0,1-1,0 \text{ м/с}$ ; интенсивность выделения энергии при трещинообразовании  $G_{i,II} = 100-5200 \text{ Н/м}$ ; толщина льда  $h = 0,3-0,5 \text{ м}$ . Поперечный размер сооружения  $D = 0,5-0,7 \text{ м}$ . При различных входных параметрах модели находятся значения давления от ледовой нагрузки  $p_{max}$  и глобальной ледовой нагрузки  $F_{max}$ .

Значения максимального статического давления  $p_{max}$  прямо пропорциональны значениям предела текучести объемных элементов льда  $\sigma_y$ . При увеличении значений интенсивности выделения энергии при трещинообразовании  $G_{i,II} = 100-5200 \text{ Н/м}$  давление увеличивается (рис. 12).



**Рисунок 12. Зависимость максимального статического давления  $p_{\max}$  на жесткое сооружение цилиндрического и прямоугольного сечения от интенсивности выделения энергии при трещинообразовании  $G$  при скорости льда  $V = 0,5$  м/с**

Максимальное давление  $p_{\max}$  прямо пропорционально значениям предела прочности на сдвиг вертикальных связывающих элементов  $T_z^{vert}$ . Давление на жесткие сооружения достигает своего максимума в момент появления первых трещин, дальнейшее дробление льда не вызывает значительных нагрузок.

### Глобальная нагрузка на податливые сооружения

Податливое сооружение при взаимодействии с ледовым полем можно описать двумя основными характеристиками: коэффициентом упругости  $k_{str}$  и массой  $M_{str}$ . На процесс взаимодействия также влияет скорость ледового поля  $V$ .

Частота собственных колебаний сооружения  $F_{str}$  может быть определена по формуле:

$$F_{str} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_{str}}{M_{str}}} \quad (6)$$

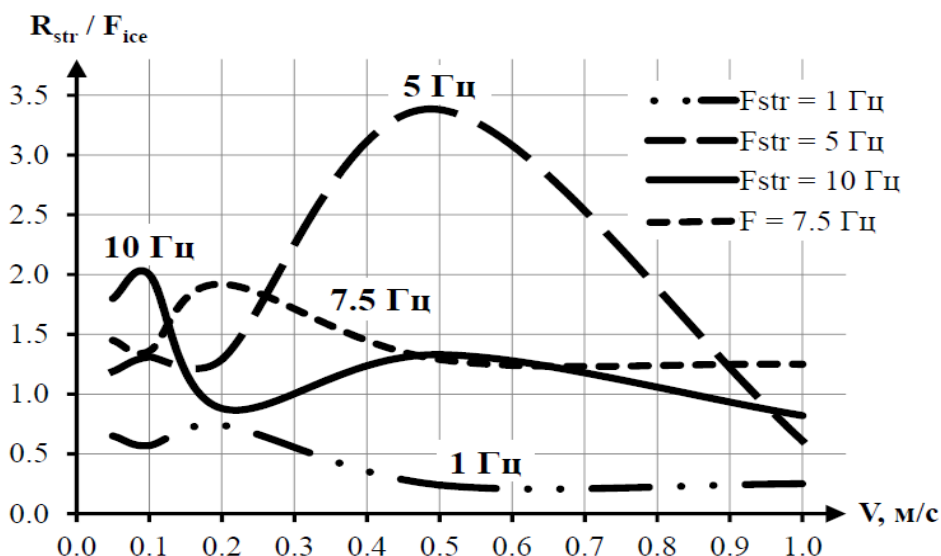
Для более точного понимания влияния податливости на статическую нагрузку в данном разделе рассматривается взаимодействие льда и сооружения с параметрами, аналогичными использованным при моделировании взаимодействия с абсолютно жестким сооружением: толщина льда  $h = 0,3$  м; диаметр цилиндра  $D = 0,5$  м; ширина сооружения прямоугольного сечения  $D = 0,5$  м.

При моделировании постоянными оставались: плотность льда  $\rho = 910 \text{ кг/м}^3$ ; модуль Юнга  $E = 5 \text{ ГПа}$ ; коэффициент Пуассона  $\nu = 0,3$ ; предел прочности вертикальных и горизонтальных связывающих элементов  $T_x^{vert} = T_z^{vert} = 1,0 \text{ МПа}$  и  $T_x^{hor} = T_z^{hor} = 1,1 \text{ МПа}$ ; предел текучести объемных элементов льда  $\sigma_y = 2,0 \text{ МПа}$ . Также не изменялись параметры кривой связи пластических напряжений и деформаций объемных элементов льда.

Варьировались скорость ледового поля  $V = 0,05; 0,1; 0,2; 0,5; 1,0$  м/с и частота собственных колебаний сооружения  $F_{str} = 1,5; 7,5; 10$  Гц за счет изменения массы сооружения  $M_{str}$  и коэффициента упругости сооружения  $k_{str}$ .

Для цилиндрического сооружения частоты собственных колебаний изменялись за счет изменения массы  $M_{str}$  в диапазоне 10–1000 т при постоянном коэффициенте упругости  $k_{str} = 40 \text{ МН/м}$  и за счет изменения коэффициента упругости  $k_{str}$  в диапазоне 10–40 МН/м при постоянной массе сооружения  $M_{str} = 10$  т.

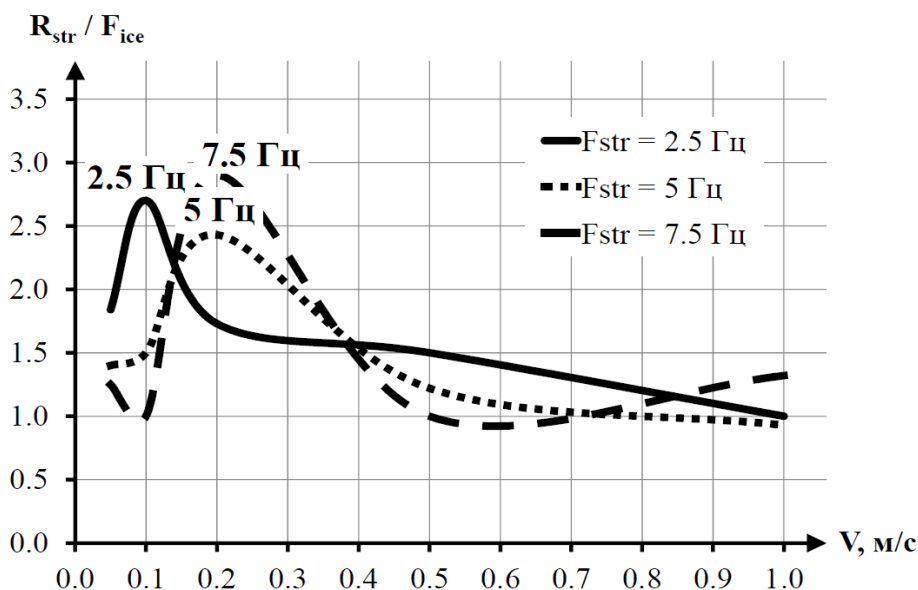
По итогам моделирования были определены условия возникновения вибраций при различных жесткостных характеристиках сооружений (рис. 13 и 14). При изменении жесткости сооружения  $k_{str}$  параметры условий возникновения вибраций изменяются менее значительно, чем при изменении массы сооружения  $M_{str}$ .



**Рисунок 13.** График зависимости отношения реакции сооружения и ледовой нагрузки  $R_{str} / F_{ice}$  от скорости льда  $V$  при собственной частоте сооружения  $F_{str} = 1; 5; 7,5; 10 \text{ Гц}$  и постоянной жесткости  $10 \text{ МН/м}$

Увеличению массы сооружения соответствуют большие скорости диапазона возникновения вибраций. Для сооружения с собственной частотой колебаний  $F_{str} = 5 \text{ Гц}$  при увеличении массы в 4 раза с 10 т до 40 т отношение реакции сооружения  $R_{str}$  и ледовой нагрузки  $F_{ice}$  увеличилось в 1,4 раза.

Диапазон максимальных вибраций соответствует диапазону скоростей ледового поля 0,1–0,5 м/с. При возникновении вибраций максимальные значения реакции сооружения  $R_{str}$  находятся в пределах 2,0–3,4 от соответствующих значений ледовой нагрузки  $F_{ice}$ .



**Рисунок 14.** График зависимости отношения реакции сооружения и ледовой нагрузки  $R_{str} / F_{ice}$  от скорости льда  $V$  при собственной частоте сооружения  $F_{str} = 2,5; 5; 7,5 \text{ Гц}$  и постоянной массе  $10 \text{ т}$

Для сооружения прямоугольного сечения с шириной  $D = 0,5$  м были проведены испытания при постоянной частоте собственных колебаний  $F_{str}$  при различных значениях коэффициента упругости  $k_{str}$  и массы сооружения  $M_{str}$ .

Уровень нагрузок и реакций на сооружения прямоугольного сечения с аналогичной диаметру шириной  $D = 0,5$  м превышает уровень нагрузок и реакций на цилиндрическое сооружение. Значительное воздействие на уровень вибраций сооружений прямоугольного сечения оказывает масса сооружения. При увеличении массы в 10 раз величина динамического коэффициента возрастает в 2 раза (рис. 15). Однако при дальнейшем увеличении массы при сохранении частоты собственных колебаний значения динамического коэффициента находятся в пределах 2,5–3,5.

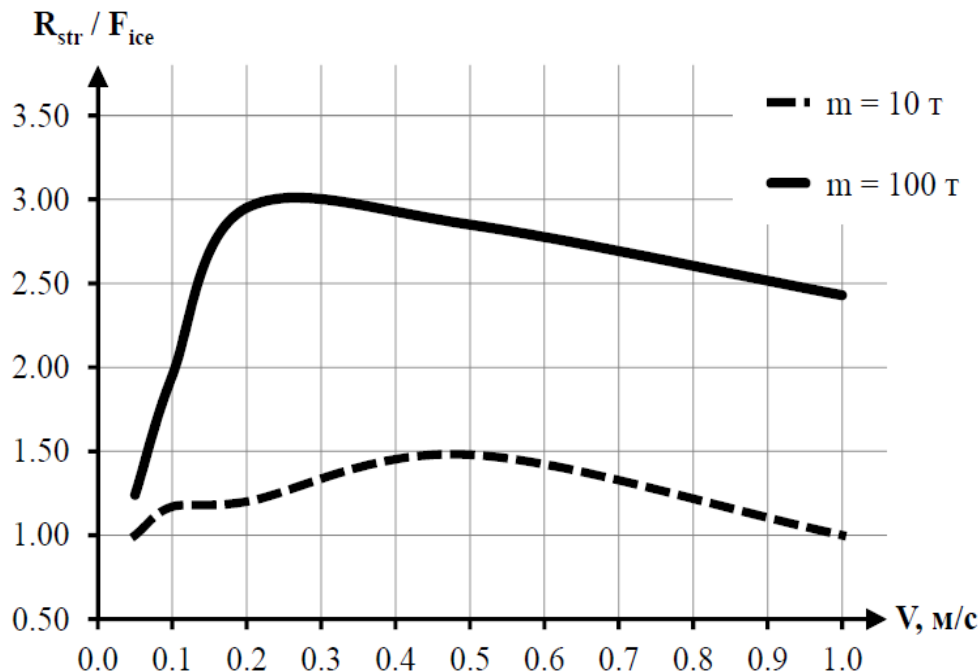


Рисунок 15. График зависимости отношения реакции сооружения и ледовой нагрузки

$R_{str} / F_{ice}$  от скорости льда  $V$  при собственной частоте сооружения прямого сечения

$F_{str} = 5$  Гц в зависимости от массы сооружения

Аналитическое решение подобной задачи с помощью рекомендаций стандарта ISO 19906 не позволяет учитывать влияние массы на уровень вибраций, т. к. масса вместе с жесткостью сооружения определяет постоянную частоту его собственных колебаний.

Для аналитического решения задачи мы задаем сооружение материальной точкой с одной степенью свободы с соответствующей массой  $M_{str}$ , на линейной пружине с жесткостью  $k_{str}$ , на которую действует нагрузка, зависящая от времени, с максимальным значением  $F_{max}$  и амплитудой  $\Delta F = F_{max} - F_{min} = qF_{max}$ .

Коэффициент  $q$  принимается равным 0,3 и уточняется при нахождении максимальной скорости сооружения при нагружении  $V_{str}^{iso} = 0,084 \cdot F_{str}$ . Полученные для сооружений с собственной частотой колебаний  $F_{str} = 1; 5; 10$  Гц нагрузки находятся в диапазоне 1,2–1,7 МН, что в 3,5–5,0 раз превышает нагрузки, полученные с помощью моделирования. Динамический коэффициент при аналитическом решении задачи находится в пределах значений 2,6–3,6.

### Динамическая нагрузка на маяк «Норстрёмсгрюнд»

Маяк «Норстрёмсгрюнд» находится в северной части Ботнического залива на территории Швеции. Его высота составляет 42 метра, диаметр на уровне ватерлинии – 7,5 м. Тип сооружения – цилиндрический кессон.

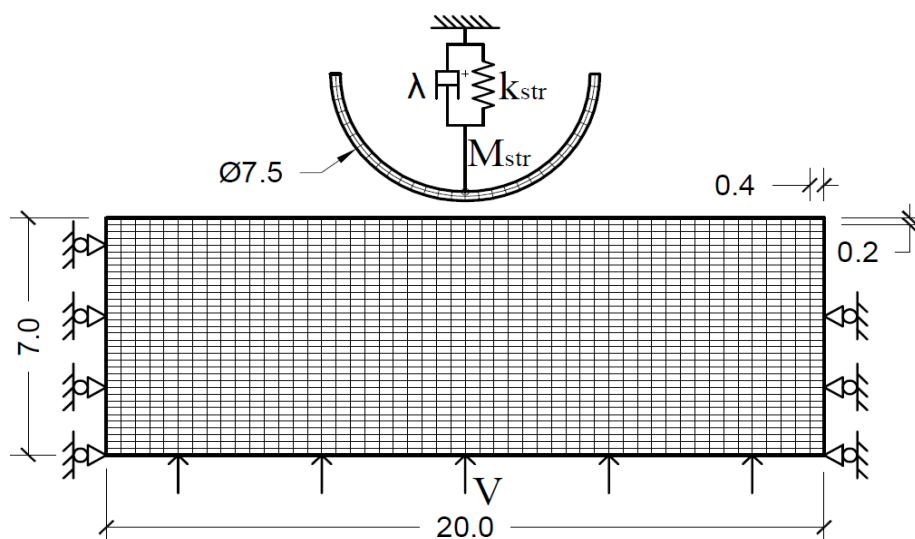


Рисунок 16. Конечно-элементная схема взаимодействия маяка «Норстрёмсгрюнд» и ледового поля

Во время исследовательского проекта по измерению нагрузок от тонкого льда (LOLEIF) [28] маяк «Норстрёмсгрюнд» был оборудован панелями для измерения ледовых нагрузок и устройствами по измерению толщины льда. Во время проекта STRICE были проведены измерения нагрузок на маяк в период между 2001 и 2003 годами. Частота снятия данных варьировалась в пределах 1–100 Гц для разных панелей.

Скорость льда в рассматриваемых 2001 и 2002 годах находилась в пределах 0–0,6 м/с, толщина ровного льда в пределах 0–0,7 м. В этот период наиболее вероятным было значение скорости льда 0,1 м/с. По данным за 2001 год максимальное эффективное давление на маяк находилось в пределах 0,4–1,6 МПа. Наибольшим значениям максимального давления (1,0–1,6 МПа) соответствовали толщина льда 0,2–0,3 м и скорость льда 0,15–0,17 м/с.

Полевые и модельные нагрузки необходимо сравнить с рекомендованными нагрузками на гидротехнические сооружения от действия ровного льда. Максимальная глобальная ледовая нагрузка  $F_{\max}$  и максимальное статическое давление  $p_{\max}$  в соответствии со стандартом ISO равны:

$$p_{\max} = C_R h^n \left( \frac{D}{h} \right)^m = 1,4 \cdot 0,6^{-0,38} \cdot \left( \frac{7,5}{0,6} \right)^{-0,16} = 1,13 \text{ МПа},$$

$$F_{\max} = p_{\max} D h = 1,13 \cdot 7,5 \cdot 0,6 = 5,09 \text{ МН}$$

Для определения зависимости уровня вибраций сооружения от параметров ледового поля было смоделировано несколько вариантов взаимодействия при скоростях и толщинах ледового поля, наблюдаемых в отчетах различных исследовательских проектов. Параметры модели маяка (табл. 3) включают в себя массу сооружения  $M_{str}$ , жесткость сооружения  $k_{str}$ , коэффициент демпфирования  $\lambda$  и диаметр  $D$ .

Таблица 3. Параметры модели маяка «Норстрёмсгрюнд»

Масса $M_{str}$	Жесткость $k_{str}$	Коэффициент демпфирования $\lambda$	Диаметр $D$
кг	Н/м	-	м
$7,13 \cdot 10^6$	$8,33 \cdot 10^8$	0,03	7,5

Были определены величины нагрузок и реакций маяка при действии льда толщиной 0,3 м и 0,6 м при скоростях  $V = 0,05-1,00$  м/с. Уровень вибраций определен с помощью отношения реакции и нагрузки при различных скоростях ледового поля (рис. 17). Максимальные динамические нагрузки наблюдаются при скорости 0,20 м/с, что соответствует полевым данным проекта STRICE.

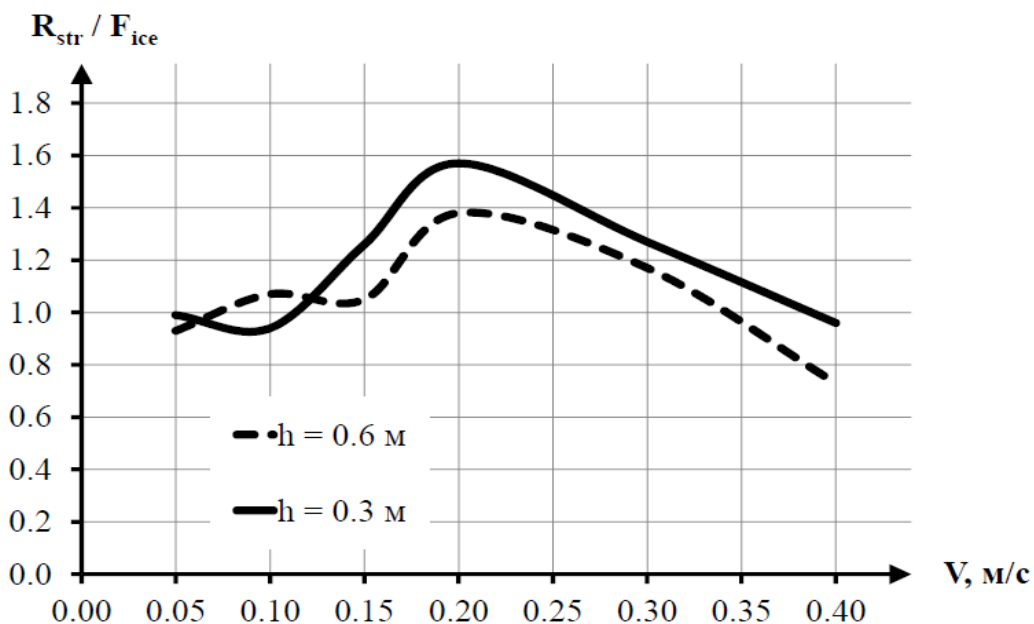


Рисунок 17. График зависимости отношения реакции маяка «Норстрёмсгрюнд» и ледовой нагрузки  $R_{str} / F_{ice}$  от скорости льда  $V$

Нагрузки были определены и аналитически с помощью рекомендаций стандарта ISO 19906. Уровень нагрузок (2,5–5,1 МН) и значения динамического коэффициента (2,6–5,0) при таком способе моделирования значительно превышают значения конечно-элементного моделирования и значения, полученные в ходе полевых экспериментов проектов LOLEIF и STRICE на маяке «Норстрёмсгрюнд».

При максимальном давлении на измерительные панели, установленные на маяке, в 1,6 МПа и среднем значении прочности льда на сжатие 1,1 МПа значения динамического коэффициента не превышают 1,5. Аналогичные значения отношения реакции и нагрузки получены с помощью моделирования в программном комплексе ANSYS.

### Динамическая нагрузка на платформу «Моликпак»

Платформа «Моликпак» представляет собой сооружение кессонного типа, предназначенное для установки на подводную песчаную берму. 12 мая 1986 года на платформе возникли значительные вибрации, что привело к увеличению нагрузок на сооружение до 250 МН.

Таблица 4. Параметры максимальных нагрузок на платформу «Моликпак» [2]

Дата	Скорость льда	Толщина льда	Нагрузка	Прочность льда
-	м/с	м	МН	МПа
17 февраля 1986	0,03–0,06	0,5–0,7	60	1,7
7 марта 1986	0,05	2,8	300	1,3
12 апреля 1986	0,06	3,5	400	1,5
12 мая 1986	0,1	1,9–3,5	250	1,4
25 июня 1986	0,1	1,7–2,5	115	0,8

Частота собственных колебаний платформы  $F_{str}$  составляет 1,8 Гц. По рекомендациям стандарта ISO 19906 вибрации на платформе должны возникать при скоростях, близких к значению 0,15 м/с. Коэффициент упругости и масса платформы Моликпак были определены через ее геометрические характеристики (табл. 5).

Таблица 5. Параметры модели платформы «Моликпак»

Масса $M_{str}$	Жесткость $k_{str}$	Коэффициент демпфирования $\lambda$	Диаметр $D$
кг	Н/м	-	м
$7,8 \cdot 10^7$	$1,0 \cdot 10^{10}$	0,03	90,0

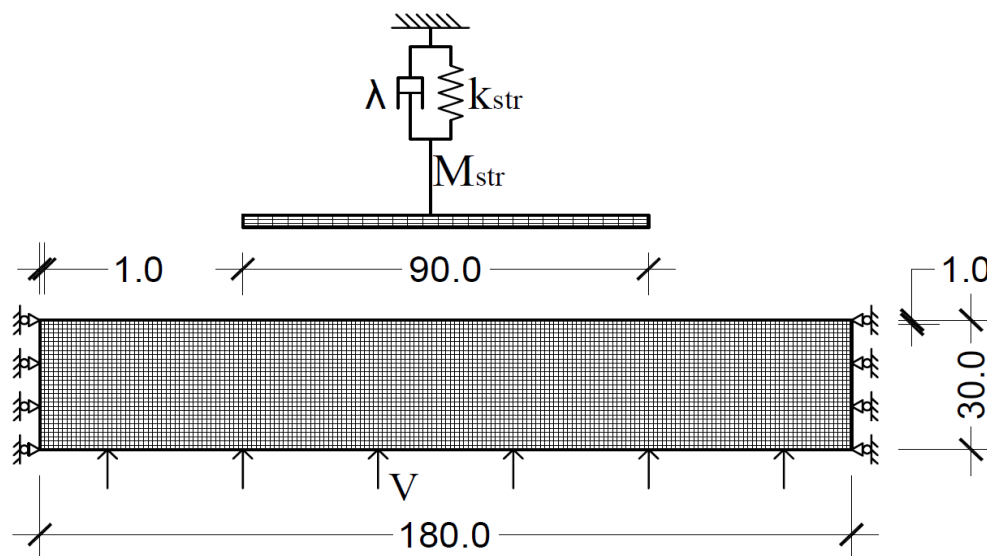


Рисунок 18. Конечно-элементная схема взаимодействия платформы «Моликпак» и ледового поля

Проведено моделирование взаимодействия платформы и ледового поля с толщиной  $h = 1$  м и диапазоном скоростей  $V = 0,05 - 0,5$  м/с (табл. 6). Максимальная реакция платформы соответствует скорости ледового поля  $V = 0,1$  м/с при величине динамического коэффициента 2,2.

Таблица 6. Результаты моделирования взаимодействия льда и платформы «Моликпак»

$h$	$V$	$V_{str}^{max}$	$x_{str}^{max}$	$\sigma_y$	$E_{tan}$	$R_{str} / F_{ice}$	$R_{str}$	$R_{str} / F_{ice}$
м	м/с	м/с	м	МПа	МПа	МН	МН	-
1,0	0,05	0,03	28,2	1,4	-	173,4	264,8	1,53
1,0	0,1	0,05	42,0	1,4	-	173,6	382,0	2,20
1,0	0,2	0,09	22,6	1,4	-	173,0	225,0	1,30
1,0	0,3	0,28	35,2	1,4	-	176,0	281,6	1,61
1,0	0,5	0,27	35,5	1,4	-	180,6	282,4	1,56

Значения полученных нагрузок превышают значения полевых нагрузок из-за того, что в полевых условиях ледовое поле действовало не на всю платформу «Моликпак», а вектор скорости поля не был перпендикулярен поверхности сооружения. Диапазон максимальных динамических нагрузок при моделировании соответствует условиям вибрации при эксплуатации платформы.

## Заклучение

Целью работы являлось изучение процесса возникновения вибраций сооружения при действии ровного льда. Для этого решена задача по созданию конечно-элементной модели льда в программном комплексе ANSYS.

Для созданной модели льда проведены базовые тесты по определению прочностных характеристик материала: одноосное сжатие, растяжение и изгиб. Были уточнены и связаны с глобальными характеристиками льда входные параметры конечно-элементной модели. Также определены статические нагрузки на сооружения круглого и прямоугольного сечения, их значения сопоставлены с рекомендациями стандарта ISO 19906. Для моделей податливых сооружений при различных величинах массы и жесткости определены нагрузки и реакции при различной скорости и толщине ледового поля, найдены условия возникновения вибраций. Значения нагрузок сопоставлены со значениями, определенными аналитически согласно рекомендациям стандарта ISO 19906.

Апробация модели проведена на примере маяка «Норстрёмсгрюнд» и платформы «Моликпак», параметры взаимодействия сооружения и ровного льда соотнесены со значениями полевых измерений. Величины нагрузок и условия возникновения динамических нагрузок, полученных с помощью конечно-элементного моделирования, имеют приемлемые расхождения с полевыми данными.

Данный метод определения ледовых нагрузок от ровного льда на податливые и жесткие сооружения позволяет учитывать множественные параметры: прочность льда на сжатие, растяжение и изгиб, массу и жесткость сооружения, форму поверхности сооружения, скорость и толщину ледового поля, коэффициенты трения между льдом и материалом сооружения. Это обеспечивает его преимущества перед аналитическими и полуаналитическими моделями.

В данной модели использовался упрощенный способ учета плавучести льда, что обеспечило приемлемую скорость расчета. Для более детального расчета можно учесть влияние вязких свойств воды, для которой была создана конечно-элементная модель. Однако учет этого параметра требует использования значительных расчетных ресурсов. Также для большей точности расчета необходимо учесть зависимость прочностных свойств льда от скорости деформации, что может увеличить уровень возникающих вибраций.

## Литература

1. Лосет, С., Шхинек, К.Н., Гудмestad, О., Хойланд, К. Воздействие льда на морские и береговые сооружения. СПб.: Лань, 2010. 272 с.
2. Bjerkås M. Ice action on offshore structures - with applications of continuous wavelet transforms on ice load signals: PhD Thesis. Norwegian University of Science and Technology, 2006. 176 p.
3. Jeffries M.G., Wright W.H. Dynamic response of "Molikpaq" to ice – structure interaction // Proceedings of the OMAE Conference. 1988. Pp. 201–220.
4. ISO/FDIS 19906: Petroleum natural gas industries – Arctic offshore structures, ISO TC 67/SC 7 N. International Organization for Standardization, 2010.
5. Gørtner A. Experimental and Numerical Investigations of Ice-Structure Interaction: PhD Thesis. Norwegian University of Science and Technology, 2009. 182 p.
6. Peyton, H. Sea Ice Forces. Ice Pressure against Structures // National Research Council of Canada, Ottawa, Technical Memorandum No. 92. Pp. 117-123.
7. Karna T., Turunen R. A straightforward technique for analyzing structural response to dynamic ice action // OMAE'90. Proceedings of the 9th International Conference Offshore Mechanics and Arctic Engineering. 1990. Pp. 135–142.
8. Nandan H., Younan A. H., Deng L. Ice induced vibration implementation of Maattanen model and development of design supplements // Proceedings of the 21st International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, Montreal, Canada, July 2011. Pp. 510-519.
9. Yue Q., Xiangui B., Sun B., Zhang T., Xiangyu C. Full scale ice measurements on JZ20-2 platform // Proceedings of the IAHR Ice Symposium. 1996. Vol. 1. Pp. 282–289.
10. Blenkarn K.A. Measurement and Analysis of the ICE Forces on Cook Inlet Structures // Proceedings of the 2nd Offshore Technology Conference, Houston, Texas. 1970. Vol. 2. Pp. 265–378.



11. Olsen A.I. Time-Variant Reliability of Dynamic Systems by Importance Sampling and Probabilistic Analysis of Ice Loads / Norwegian University of Science and Technology, 2006. 153 p.
12. Gürtner A., Bjerkås M., Kühnlein W., Jochmann P., Konuk I. Numerical simulation of ice action to a lighthouse: Proceedings of the ASME 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. 2009. Pp. 175-183. 2009.
13. Tvergaard V., Hutchinson J.W. The Relation between Crack Growth Resistance and Fracture Process Parameters in Elastic-Plastic Solids // Journal of Mechanics and Physics of Solids. 1992. Vol. 40. Pp. 1377–1397.
14. Barrenblatt G.I. The Mathematical Theory of Equilibrium of Cracks in Brittle Fracture // Advances of Applied Mechanics. 1962. Vol. 7. Pp. 55–129.
15. Daiyan H., Sand B. Numerical Simulation of the Ice-Structure Interaction in LS-DYNA // 8th European LS-DYNA Users Conference, Strasbourg, 2011.
16. Sand B. Nonlinear finite element simulations of ice forces on offshore structures: PhD Thesis, Luleå University of Technology, 2008. 241 p.
17. Zhilenkov A., Shkhinek K., Thomas G. The Vibration of Fixed Offshore Structures under Ice Action. // SPE Arctic and Extreme Environments Conference and Exhibition, Russia, 2011. Pp. 917-933.
18. Карулин Е.Б., Карулина М.М., Шхинек К.Н., Томас Г.А.Н. Математическое и физическое моделирование взаимодействия четырёхопорной конструкции с ровным льдом // Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. 2011. №63. С. 81–92.
19. Шхинек К.Н. Ледовые нагрузки на арктические платформы // Гидротехническое строительство. 1994. №3. С. 33–36.
20. Lemaitre J., Chaboche J.-L. Mechanics of solid materials. Cambridge university press, 1990. 584 p.
21. Морозов Е.М. ANSYS в руках инженера: Механика разрушения. М.: ЛЕНАНД, 2010. 456 с.
22. Kuehn G.A., Lee R.W., Nixon W.A., Schulson E.M. The structure and tensile behavior of first-2014 sea ice and laboratory-grown saline ice // Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering. 1990. Vol. 112. Pp. 357–363.
23. Weimar K. LS-DYNA User's Guide / CAD-FEM GmbH, PWS, 2001. 219 p.
24. Hallquist J.O. LS-DYNA user's manual. Livermore software technology corporation, 2009. 3020 p.
25. Муйземнек А.Ю., Богач А.А. Математическое моделирование процессов удара и взрыва в программе Ls-Dyna. Пенза: ИИЦ ПГУ, 2005. 106 с.
26. Лавров В.В. О строительных нормах прочности льда на сжатие // Гидротехническое строительство. 1967. №2. С. 39–42.
27. Никитин В.А., Сухоруков К.К. Прочность морских ледяных полей и ледовые нагрузки // Метеорология и гидрология. 1998. №12. С. 88–95.
28. Jochmann P., Schwarz J. Ice Force Measurement at Lighthouse Norströmsgrund – Winter 1999 // Validation of Low Level Ice Forces on Coastal Structures: LOLEIF, Report No.:5, Hamburg, 2000. Pp. 749-753.

*Евгений Александрович Салганик, Санкт-Петербург, Россия  
Тел. моб.: +7(952)2266134; эл. почта: salganikea@mail.ru*

*Карл Натанович Шхинек, Санкт-Петербург, Россия  
Тел. моб.: +7(921)9499683; эл. почта: karl-1303@mail.ru*

© Салганик Е.А., Шхинек К.Н., 2014

doi: 10.5862/MCE.48.8

## Ice induced vibrations of offshore structures

**E.A. Salganik**CJSC GT Morstroy, Saint-Petersburg, Russia  
+79522266134; e-mail: salganikea@mail.ru**K.N. Shkhinek**Saint-Petersburg State Polytechnical University, Saint-Petersburg, Russia  
+79219499683; e-mail: karl-1303@mail.ru

### Key words

vibration; ice load; offshore structures; fracture mechanics; computer simulation; finite element method; ANSYS

### Abstract

The aim of the article was to analyze the process of the dynamic interaction between ice and offshore structures and find conditions of vibration beginnings. The problems of creating a full-scale finite element model of ice and offshore structure interaction and comparison of the received results of vibration conditions with the field data were solved. Modeling was realized with the finite element analysis software ANSYS.

The problems of modeling cracks formation, checking the multilateral model using basic ice strength tests and finding ice loads level on different types of structures were solved in order to create a destructible ice model. The object of the investigation is the role of elastic and inertial offshore structure parameters and geometrical and dynamical ice field parameters in the process of ice-induced structure vibrations. Molikpaq drilling and oil production platform in Canada and Norströmsgrund lighthouse in Sweden were chosen as objects for modeling.

The research contains verification of the results, their comparison to field data, load magnitudes from ISO 19906 «Petroleum and natural gas industries – Arctic offshore structures» algorithm and results of discrete element modeling. The results are acceptable in comparison with the results of other ice-induced vibration research.

### References

1. Løset S., Shkhinek K.N., Gudmestad O., Høyland K. *Vozdeystviye l'da na morskoye i beregovyye sooruzheniya* [Actions from Ice on Arctic Offshore and Coastal Structures]. Saint-Petersburg: Lan, 2010. 272 p. (rus)
2. Bjerkås M. *Ice action on offshore structures - with applications of continuous wavelet transforms on ice load signals*: PhD Thesis, Norwegian University of Science and Technology, 2006. 176 p.
3. Jeffries M.G., Wright W.H. Dynamic response of "Molikpaq" to ice – structure interaction. *Proceedings of the OMAE Conference*. 1988. Pp. 201–220.
4. *ISO/FDIS 19906: Petroleum natural gas industries – Arctic offshore structures, ISO TC 67/SC 7 N*. International Organization for Standardisation, 2010.
5. Gürtner A. *Experimental and Numerical Investigations of Ice-Structure Interaction*: PhD Thesis. Norwegian University of Science and Technology, 2009. 182 p.
6. Peyton H.R. Sea Ice Forces. *Ice Pressure against Structures*. National Research Council of Canada, Ottawa, Technical Memorandum No. 92. Pp. 117–123.
7. Karna T., Turunen R. A straightforward technique for analyzing structural response to dynamic ice action. OMAE'90. *Proceedings of the 9th International Conference Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. 1990. Pp. 135–142.
8. Nandan H., Younan A. H., Deng L. Ice induced vibration implementation of Maattanen model and development of design supplements. *Proceedings of the 21st International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, Montreal, Canada, July 2011. Pp. 510–519.
9. Yue Q., Xiangui B., Sun B., Zhang T., Xiangyu C. Full scale ice measurements on JZ20-2 platform. *Proceedings of the IAHR Ice Symposium*. 1996. Vol. 1. Pp. 282–289.
10. Blenkarn K.A. Measurement and Analysis of the ICE Forces on Cook Inlet Structures. *Proceedings of the 2nd Offshore Technology Conference, Houston, Texas*. 1970. Vol. 2. Pp. 265–378.

11. Olsen A.I. Time-Variant Reliability of Dynamic Systems by Importance Sampling and Probabilistic Analysis of Ice Loads / Norwegian University of Science and Technology, 2006. 153 p.
12. Gürtner A., Bjerås M., Kühnlein W., Jochmann P., Konuk I. Numerical simulation of ice action to a lighthouse. *Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, 2009. Pp. 175–183.
13. Tvergaard V., Hutchinson J.W. The Relation between Crack Growth Resistance and Fracture Process Parameters in Elastic-Plastic Solids. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*. 1992. Vol. 40. Pp. 1377–1397.
14. Barrenblatt G.I. The Mathematical Theory of Equilibrium of Cracks in Brittle Fracture. *Advances of Applied Mechanics*. 1962. Vol. 7. Pp. 55–129.
15. Daiyan H., Sand B. Numerical Simulation of the Ice-Structure Interaction in LS-DYNA. *8th European LS-DYNA Users Conference*, Strasbourg, 2011.
16. Sand B. *Nonlinear finite element simulations of ice forces on offshore structures*: PhD Thesis, Luleå University of Technology, 2008. 241 p.
17. Zhilenkov A., Shkhinek K., Thomas G. The Vibration of Fixed Offshore Structures under Ice Action. *SPE Arctic and Extreme Environments Conference and Exhibition*, Russia, 2011. Pp. 917–933.
18. Karulin E.B., Karulina M.M., Shkhinek K.N., Tomas G.A.N. Matematicheskoye i fizicheskoye modelirovaniye vzaimodeystviya chertyrekhopornoy konstruksii s rovnym ldom [Mathematical and physical modeling of four foot construction and level ice interaction]. *Trudy TsNII im. akad. A.N. Krylova* [Proceedings of the Krylov State Research Centre]. 2011. No. 63. Pp. 81–92. (rus)
19. Shkhinek K.N. Ledovyye nagruzki na arkticheskiye platformy [Ice loads on arctic platforms]. *Power Technology and Engineering*. 1994. No. 3. Pp. 33–36. (rus)
20. Lemaitre J., Chaboche J.-L. *Mechanics of solid materials*. Cambridge university press, 1990. 584 p.
21. Morozov E.M. *ANSYS v rukakh inzhenera: Mekhanika razrusheniya* [ANSYS in the hands of the engineer: Fracture Mechanics]. Moscow: LENAND. 2010. 456 p. (rus)
22. Kuehn G.A., Lee R.W., Nixon W.A., Schulson E.M. The structure and tensile behavior of first-year sea ice and laboratory-grown saline ice. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. 1990. Vol. 112. Pp. 357–363.
23. Weimar K. *LS-DYNA User's Guide / CAD-FEM GmbH, PWS*, 2001. 219 p.
24. Hallquist J.O. *LS-DYNA user's manual*. Livermore software technology corporation, 2009. 3020 p.
25. Muzemnek A.U., Bogach A.A. *Matematicheskoye modelirovaniye protsessov udara i vzryva v programme Ls-Dyna* [Mathematical modeling of shock and explosion in the program LS-DYNA]. Penza: IITs PGU, 2005. 106 p. (rus)
26. Lavrov V.V. O stroitelnykh normakh prochnosti lda na szhatiye [Building codes for ice compressive strength]. *Power Technology and Engineering*. 1967. No. 2. Pp. 39–42. (rus)
27. Nikitin V.A., Sukhorukov K.K. Prochnost morskikh ledyanykh poley i ledovyye nagruzki [Sea ice floe strength and ice loads]. *Russian Meteorology and Hydrology*. 1998. No. 12. Pp. 88–95. (rus)
28. Jochmann P., Schwarz J. Ice Force Measurement at Lighthouse Norströmsgrund – Winter 1999. *Validation of Low Level Ice Forces on Coastal Structures, LOLEIF, Report No. 5*, Hamburg, 2000. Pp. 749–753.

**Full text of this article in Russian: pp. 72–88**