

УДК 629.039.58

DOI [10.37153/2618-9283-2023-4-8-23](https://doi.org/10.37153/2618-9283-2023-4-8-23)

Теоретические и экспериментальные исследования

Сравнение методов сейсмического анализа в рамках расчетно-аналитического подхода

Горюнов Олег Владимирович¹

¹АО РЭИН Инжиниринг. Санкт-Петербург, Российская Федерация

Аннотация

Введение. В атомной энергетике обеспечение ядерной и радиационной безопасности имеет первостепенное значение, потому все аспекты, которые могут повлиять на безопасность, рассматриваются в детерминистической и вероятностной постановке.

В составе обоснования безопасности регламентируется учет землетрясения различных уровней интенсивности. При этом детерминистический анализ землетрясения и используемые модели и методы расчета являются достаточно устоявшимися. В вероятностной постановке к настоящему времени разработано и используется большое количество различных подходов в составе вероятностного анализа безопасности уровня 1. Результаты оценки условной вероятности отказа элементов систем, зданий и сооружений в зависимости от интенсивности сейсмического воздействия на свободной поверхности грунта площадки зависят от используемого в расчетах подхода.

Цели. Выполнить сравнительный анализ различных методов построения кривой вероятности отказа при сейсмическом воздействии.

Материалы и методы. Выполнен сравнительный анализ использования различных подходов к построению кривой отказа при сейсмическом воздействии для относительно простого случая.

Результаты. Результаты расчетов показали, что метод масштабирования приводит к наиболее консервативным результатам. Применение методов линеаризации и метода моментов дают более реалистичные оценки, что может положительно отразиться на результатах ВАБ уровня 1.

Выводы. Сравнительный анализ ряда подходов представляет определенный практический интерес и является актуальным, поскольку различные методы могут приводить к вкладу в вероятность тяжелой аварии более 50%, что создает существенный дисбаланс в безопасности АЭС.

Ключевые слова: сейсмическое воздействие, динамическое поведение, акселерограмма СА-482, моделирование, напряжения, вероятность отказа, ядерная безопасность

Для цитирования: Горюнов О.В. Сравнение методов сейсмического анализа в рамках расчетно-аналитического подхода // *Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений*. 2023. № 4. С. 8–23

DOI [10.37153/2618-9283-2023-4-8-23](https://doi.org/10.37153/2618-9283-2023-4-8-23)

@ O.V. Goryunov, 2023

Theoretical and experimental studies

Comparison of seismic analysis methods within analytical approach

Oleg V. Goryunov¹

¹JSC REIN Engineering, Saint Petersburg, Russian Federation

Abstract

Introduction. In the nuclear power industry, ensuring nuclear and radiation safety is of paramount importance, therefore all aspects that may affect safety are considered in a deterministic and probabilistic approaches.

As part of the safety justification, consideration of earthquakes of various intensity levels is regulated by safety standards. At the same time, the deterministic analysis of the earthquake and the models and calculation methods used are quite well-established, and in the probabilistic way, a relatively large number of different approaches have been developed and used as part of PSA level 1. The results of the evaluation of the conditional probability of failure of system elements, buildings and structures depending on the intensity of seismic impact on the free ground surface of the site depends on the approach used for the calculations.

Aims. To perform a comparative analysis of various methods for constructing a failure probability curve under seismic impact.

Materials and methods. A comparative analysis of the use of various approaches to the construction of a failure curve under seismic impact for a relatively simple case is performed. The results of the calculations showed that the scaling method leads to the most conservative results. The use of linearization methods and the method of moments give more realistic estimates, which can have a positive impact on the results of PSA level 1.

Conclusions. A comparative analysis of some approaches has practical interest and is relevant, since various methods can contribute more than 50% to the core damage frequency, which creates a significant imbalance in the safety of nuclear power plants.

Keywords: seismic impact, dynamic modeling, accelerogram CA-482, modeling, stress, probability of failure, nuclear safety

For citation: Goryunov O.V. Comparison of seismic analysis methods within analytical approach. *Earthquake engineering. Constructions safety*. 2023, no. 4, pp. 8–23. [In Russian]

DOI [10.37153/2618-9283-2023-4-8-23](https://doi.org/10.37153/2618-9283-2023-4-8-23)

Введение

В атомной энергетике обеспечение ядерной и радиационной безопасности имеют первостепенное значение, потому все аспекты, которые могут повлиять на безопасность, рассматриваются в детерминистической и вероятностной постановке.

В НП 001-15 представлены количественные целевые показатели, регламентирующие значение вероятности возникновения тяжелых аварий с повреждениями активной зоны и частоту превышения предельного выброса радиоактивных веществ в окружающую среду, которые следует подтверждать путем выполнения вероятностного анализа безопасности (ВАБ). В соответствии с п.1.2.17 НП 001-15 значение суммарной вероятности тяжелых аварий не должно превышать 10^{-5} на реактор за один год, а вероятность предельного аварийного выброса – 10^{-7} на реактор за один год.

Одной из составных частей полномасштабного ВАБ уровня 1 является ВАБ сейсмических воздействий, разрабатываемого для всех возможных эксплуатационных состояний. В состав целей и задач ВАБ сейсмических воздействий входят:

- оценка граничной сейсмостойкости блока АС как характеристики устойчивости к сейсмическим воздействиям, превышающим уровень МРЗ;
- вероятностный анализ реакции зданий (сооружений) на сейсмические воздействия.

При сейсмическом воздействии (кинематическое возмущение) вынужденные колебания конструкции происходят под действием переносного движения – колебаний ее основания [4].

Целью оценки сейсмической повреждаемости элементов систем, зданий и сооружений при сейсмических воздействиях является оценка условных вероятностей отказа в зависимости от интенсивности сейсмического воздействия на свободной поверхности грунта площадки (максимального или спектрального (для фиксированного диапазона частот) ускорения a_0) для различных уровней доверительной вероятности.

Кривая вероятности отказа элемента при сейсмическом воздействии зависит от используемого подхода. Методы расчета конструкций на сейсмическую прочность в российских нормах делятся в зависимости от степени ответственности сооружений. Существует два основных метода расчета:

- линейно-спектральный (квазистатический),
- прямой динамический анализ.

Линейно-спектральный анализ использует в своих расчетах обозначенный в нормах спектр отклика (соответствующий категории грунта). В основу линейно-спектрального метода положен метод приведения, который позволяет свести линейную систему с N степенями свободы к N эквивалентным системам с одной степенью свободы, наложение колебаний которых дает в сумме колебание исходной системы.

Прямой динамический метод позволяет произвести расчет на заданные акселерограммы с использованием прямого интегрирования без разложения по формам, что дает более точный результат.

Таким образом, входными данными для выполнения расчета на сейсмическое воздействие являются:

- синтезированная сейсмограмма свободной поверхности;
- спектр ответа грунта.

Традиционно предполагается, что кривая отказа элемента системы или здания удовлетворительно для практики описывается нормальным или логарифмически нормальным распределением, которое полностью определяется двумя параметрами: математическим ожиданием и дисперсией параметра, характеризующего запас до достижения предельного состояния.

Для любого заданного уровня интенсивности сейсмического воздействия a_0 реакция Q в элементе будет представлять собой случайную величину. Обычно предполагается, что нагрузка Q и несущая способность R являются независимыми случайными величинами, распределенными по нормальному или логнормальному закону, хотя для Q это допущение не всегда справедливо [1]. Запас несущей способности $R - Q$ элемента является случайной величиной, обусловленной разбросом всех входных параметров расчетной модели: физико-механические и теплофизические характеристики материалов, геометрические размеры, параметры рассеяния энергии, факторы системы передачи воздействия от колебаний поверхности грунта к элементу (разброс свойств грунтового основания, жесткостных и массовых характеристик элементов строительных конструкций, демпфирования) и др. В общем случае процедура определения кривой сейсмической повреждаемости элемента сводится к определению совместной плотности вероятности реакции, действующей на элемент, и его несущей способности. В частном случае, когда расчетные величины можно разделить на две группы, где первая включает характеристики, относящиеся к свойствам самой конструкции, а вторая характеризует

внешние воздействия, в приложении к задачам расчета на прочность условие отказа математически будет выражаться неравенством [2, Приложение № 6]:

$$R < Q,$$

где Q – реакция или нагрузочный эффект; R – несущая способность.

Если случайные величины R и Q независимы, математическое ожидание и стандартное отклонение резерва прочности соответственно равны:

Для нормального распределения случайных величин вероятность отказа определяется по формуле:

$$P_f = \Phi \left(\frac{m_Q - m_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_Q^2}} \right),$$

где $\Phi(x)$ - функция стандартного нормального распределения; m_R и σ_R – математическое ожидание и стандартное отклонение распределения несущей способности; m_Q и σ_Q – математическое ожидание и стандартное отклонение распределения нагрузочного эффекта.

Если функции R и Q распределены логарифмически нормально и независимы, приведенное выше соотношение можно представить в виде:

$$P_f = \Phi \left(\frac{m_{\ln Q} - m_{\ln R}}{\sqrt{\sigma_{\ln R}^2 + \sigma_{\ln Q}^2}} \right). \quad (1a)$$

Если Q_m и R_m – медианные значения «нагрузки» Q и «прочности» R , то $m_{\ln R} = \ln(R_m)$, $m_{\ln Q} = \ln(Q_m)$, $\sigma_{\ln Q} = \beta_Q$, $\sigma_{\ln R} = \beta_R$, $\beta_C = (\beta_R^2 + \beta_Q^2)^{1/2}$, тогда при землетрясении с ускорением на свободной поверхности «а» случайной величиной будет нагрузка на рассматриваемый элемент $Q(a)$, а ее медиана – $Q_m(a)$ и для рассматриваемого элемента справедливо:

$$P_f(a) = \Phi \left(\frac{\ln(Q_m(a)/R_m)}{\beta_C} \right). \quad (1b)$$

Указанное соотношение в общем виде определяет кривую повреждаемости элемента с параметрами R_m и β_C .

В настоящее время разработано относительно большое количество подходов к построению кривой сейсмической повреждаемости. Наиболее часто на практике используются следующие методы, основанные на различных предположениях и допущениях:

1. Метод повреждаемости (масштабирования) [2, Приложения № 3, 4, 6];
2. Метод статистической линеаризации;
3. Метод моментов.

На практике во всех трех подходах традиционно используется допущение, что кривая сейсмического повреждения описывается логнормальным распределением (1). Логнормальная модель проста в использовании и может быть частично оправдана Центральной предельной теоремой, поскольку общий коэффициент безопасности является произведением нескольких отдельных коэффициентов безопасности. Ряд авторов [4, 5] также пришли к аналогичным выводам.

Таким образом, построение кривой сводится к определению параметров, входящих в выражения (1a), (1b).

Сравнительный анализ указанных подходов представляет определенный практический интерес и является актуальным, поскольку использование консервативных

подходов может приводить к вкладу в вероятность тяжелой аварии более 50%, и создает существенный дисбаланс в безопасности АЭС. Цель настоящей работы - на относительно простом примере сравнить кривые отказа, получаемые различными методами.

Краткое описание подходов

Метод повреждаемости (масштабирования)

Переходя от нагрузок и несущей способности на элемент (на отметке) к нагрузкам и несущей способности на свободной поверхности, выраженным в ускорениях, получим традиционный вид кривой сейсмической повреждаемости в виде двойной логарифмически нормально-распределенной случайной величины для доверительной вероятности q :

$$P_f(a) = \Phi\left(\frac{\ln(a/A_m) + \beta_U \Phi^{-1}(q)}{\beta_R}\right), \quad (1c)$$

где β_R , β_U – логарифмически стандартные отклонения, характеризующие алеаторный и эпистемический разбросы, соответственно.

Алеаторный разброс (неопределенность) - разброс значений параметра явления вследствие его случайной (стохастической) природы (ее источником является какой-либо шум в данных). В этом случае параметру соответствует функция распределения вероятности.

Эпистемический разброс (неопределенность) - разброс, отражающий неопределенность, связанную с недостаточной изученностью рассматриваемого явления (вследствие неполноты знаний или информации), что препятствует возможности точнее это явление моделировать. Эпистемическая неопределенность может быть снижена за счет получения дополнительного объема информации.

Характеристики распределения (1c) определяется из выражения:

$$A = F \cdot A_{MP3},$$

где F – статистический коэффициент запаса.

Теоретической основой подхода является несущественное отличие значений нормального и логнормального распределений при коэффициенте вариации менее $v < 0,3$ в зоне практического применения в рассматриваемой задаче.

Для оборудования (F – подчиняется логнормальному распределению)

$$F = (F_S \cdot F_\mu) \times F_{RE} \times F_{RS}$$

$$F_S = ([Q] - Q_{НЭ}) / (Q_{MP3+НЭ} - Q_{НЭ})$$

где $Q_{НЭ}$ – нагрузка, возникающая при НЭ, $Q_{MP3+НЭ}$ – нагрузка от совместного воздействия землетрясения уровня МРЗ и НЭ; $[Q]$ – предельная нагрузка; F_μ – коэффициент, учитывающий рассеяние энергии за пределами упругости; F_{RE} - коэффициент реакции оборудования относительно сооружения, в котором оно установлено; F_{RS} - коэффициент реакции сооружения. Параметры коэффициента реакции F_{RE} : метод расчета, демпфирование, моделирование, суммирование собственных форм и комбинация компонент землетрясения. Составляющие коэффициента F_{RS} : форма спектра, демпфирование, моделирование, суммирование по формам и учет пространственного и асинхронного характера действия внешнего воздействия на сооружение (некогерентность).

Коэффициент реакции конструкции – случайная величина, которая учитывает, что расчеты, выполненные в рамках проекта, основаны на определенных (консервативных)

детерминистических параметрах конструкции и реакции в ней. В зависимости от необходимости учета факторов, влияющих на реакцию конструкции, он может быть определен в виде произведения, например, соответствующих коэффициентов случайных величин [3], где в виде коэффициентов могут быть учтены различные факторы, например:

- отличие и разброс в реакции вследствие отличия проектного спектра и спектра, полученного в результате анализа сейсмической опасности площадки;
- некогерентность сейсмических волн;
- отличие реалистичного демпфирования от демпфирования согласно нормативным документам;
- неопределенность расчетных моделей;
- методы сложения собственных форм;
- метод учета совместного воздействия пространственных компонент воздействия;
- эффекты взаимодействия «грунт–сооружение» включая изменение интенсивности воздействия с глубиной относительно земной поверхности для заглубленных сооружений.

Определим следующие составляющие коэффициента F , которые будут рассмотрены далее:

F_{SS} (Mode Shape) – отличие и разброс в реакции вследствие отличия формы проектного спектра (например, нормативного) и спектра, полученного в результате вероятностного анализа сейсмической опасности площадки.

F_{GMI} (Ground Motion Incoherence) – учет пространственного и асинхронного характера действия внешнего воздействия на сооружение (некогерентность).

F_d – коэффициент различия в демпфировании, учитывающий погрешности в представлении реального демпфирования принятым в проекте демпфированием.

F_M – коэффициент, учитывающий отклонения и неопределенность моделирования (modelling factor accounting for uncertainty in response due to modelling assumptions).

F_{MC} (Mode Combination) – коэффициент сложения собственных форм, учитывающий отклонения и погрешности в реакции из-за метода, используемого для сложения собственных форм (SSRS, 100-40-40, CQC).

F_{EC} (earthquake component combination) – коэффициент сложения компонент землетрясения, учитывающий отклонения и погрешности в реакции вследствие метода учета совместного воздействия пространственных компонент воздействия.

F_{SSI} – коэффициент, учитывающий эффекты взаимодействия грунт–сооружение, включая снижение интенсивности воздействия с глубиной относительно земной поверхности.

Значения используемых значений коэффициентов представлены в Таблице 1.

Таблица 1 – Числовые значения коэффициентов

Table 1 – Numerical values of coefficients

F	F _m	β _U	β _R
F _S	$\frac{M[Q] - Q_{НЭ}}{Q_{МРЗ+НЭ} - Q_{НЭ}}$	βQ	0
F _μ	1	0	0
F _{SS**}	1	0.1	0.17
F _{GMI***}	1.14	0.065	0
F _{d**}	1	0,17	0
F _M	1	0.04*	0
F _{MC**}	1	0	0.15
F _{EC***}	1	0	0.18
F _{SSI}	1	0	0

* в соответствии с аттестационным паспортом программы для ЭВМ ANSYS (в качестве примера)

** EPRI TR-103959 [4]

*** принято в качестве примера в соответствии с РБ 123 17 [2]

Метод статистической линеаризации

Может быть использован, если известна явная функциональная зависимость реакции системы от входных параметров. Явная связь может быть также получена на основе интерполяции [1, 4].

Если известна явная функциональная зависимость $f(x_1, x_2, \dots, x_N)$, то, пользуясь разложением Тейлора в точке \bar{M} , соответствующей значениям математических ожиданий аргументов x_k функции

$$f(\vec{x}) = f(\bar{M}) + \nabla f(\bar{M}) \cdot (\vec{x} - \bar{M})$$

можно оценить в первом приближении параметры распределения:

$$M[f(\vec{x})] = f(\bar{M})$$

$$D[f(\vec{x})] = \sum_k \left(\frac{\partial f(\bar{M})}{\partial x_k} \right)^2 D[x_k],$$

где $M[x]$ – операция математического ожидания (МО) величины x , $D[x]$ – операция дисперсии случайной величины x .

Разложение до второго порядка малости может приводить к консервативным результатам, поскольку в этом случае оценка МО будет дополняться положительным слагаемым [1].

Если $f(x_1, \dots, x_N, R) = Q(x_1, \dots, x_N) - R$, то определяя первый и второй центральные моменты, используя формулы выше – получаем параметры логнормального распределения (1с), которое будет описывать распределение несущей способности рассматриваемого элемента.

Метод моментов

Метод моментов основан на вычислении первого и второго моментов на базе набора нескольких решений уравнения колебания, полученных с различными значениями входных параметров, т.е. на основе многовариантных расчетов (например, с применением латинского гиперкуба). Варьирование параметров производится в рамках определенных интервалов [6, 7].

Результатом применения метода являются математическое ожидание и дисперсия (вариация) интересующего параметра реакции системы (деформация, напряжение).

Эпистемическая неопределенность для последних двух подходов принимается соответствующей неопределенности расчетного метода или программы для ЭВМ (в соответствии с аттестационным паспортом).

Расчет отклика системы

Часто для «грубой» (экспресс) оценки модель исследуемого объекта упрощают с целью более быстрого получения необходимых оценок параметров. Рассмотрим вертикально установленный стальной трубопровод Ø89x4 из стали 20 длиной 10 м [8] жестко закрепленный в основании ($x = 0$) и свободным концом ($x = L$), находящийся в покое. Сейсмическое воздействие, характеризуется ускорением свободной поверхности с компонентами $\{1, 0, 0\} \times A(t)$, м/с². Значение $A_{MP3} = 2,5$ м/с². Физико-механические характеристики материала, геометрические размеры и используемые обозначения представлены в Таблице 2.

Поскольку объект исследования является относительно простым – решение уравнения колебаний для рассматриваемого можно выполнить аналитическим методом. Уравнение, начальные и граничные условия имеют вид ($M_y = M_z = 0$, $M_x \neq 0$, $Q_x = 0$, $Q_y \neq 0$, $Q_z \neq 0$):

$$\begin{aligned} \frac{\partial^4 u_{\text{отн}}}{\partial z^4} + \frac{\rho S}{EJ} \frac{\partial^2 u_{\text{отн}}}{\partial t^2} &= -\frac{\rho S}{EJ} A \\ u_{\text{отн}}|_{t=0} = 0, \frac{\partial u_{\text{отн}}}{\partial t}|_{t=0} &= 0 \\ u_{\text{отн}}|_{z=0} = \frac{\partial u_{\text{отн}}}{\partial z}|_{z=0} = 0, \frac{\partial^2 u_{\text{отн}}}{\partial z^2}|_{z=L} = \frac{\partial^3 u_{\text{отн}}}{\partial z^3}|_{z=L} &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

В связи с отсутствием паспортных данных по пределу текучести и пределу прочности, статистическое распределение можно получить следующим образом:

1. принимается нормальный закон распределения;
2. гарантированное значение механической характеристики материала (предел прочности или предел текучести) соответствует квантили нормального распределения $\alpha = 0,05$ (т.е. детерминированное значение механических свойств является нижним 5-процентным значением функции распределения);
3. СКО составляет 10% от значения МО для распределения предела текучести;
4. СКО составляет 5% от значения МО для распределения предела прочности;

Таблица 2– Варьируемые параметры

Table 2 –Variable parameters

Параметр	Обозначение	Нормативное значение	Предельное отклонение, %	МО	Вариация
Внешний диаметр, мм	D	89	± 1 *	89	0.006
Толщина стенки, мм	s	4	$\pm 12,5$ *	4	0.076
Длина, м	L	12	+ 10мм/12м*	12	0.001
Модуль Юнга, МПа	E	$2 \cdot 10^5$	5	$2 \cdot 10^5$	0.03
Плотность, кг/м ³	ρ	7850*	0	7850	0
Предел текучести, МПа	σ_T	216	$\pm 16,5$	258	0,1
Предел прочности, МПа	σ_B	402	$\pm 8,2$	438	0,05
Коэффициент демпфирования, % критического	K	5**			0.1
* ГОСТ 8732-78 [8]					
** НП 031 01 [15]					

В качестве акселерограммы примем синтезированную акселерограмму SA-482 (см. рисунки 1 – 3), обобщающую в себе свойства всех типов акселерограмм: низкочастотных (Бухарест), высокочастотных (Газли) и среднечастотных (Эль-Центро). Указанная акселерограмма создавалась по специальной методике [9].

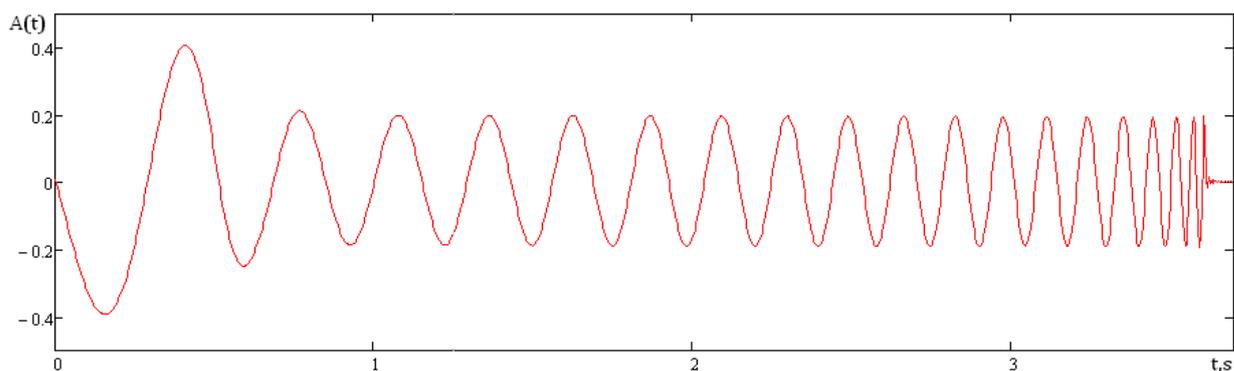


Рисунок 1 – Синтезированная акселерограмма SA-482

Figure 1 – Synthesized accelerogram SA-482

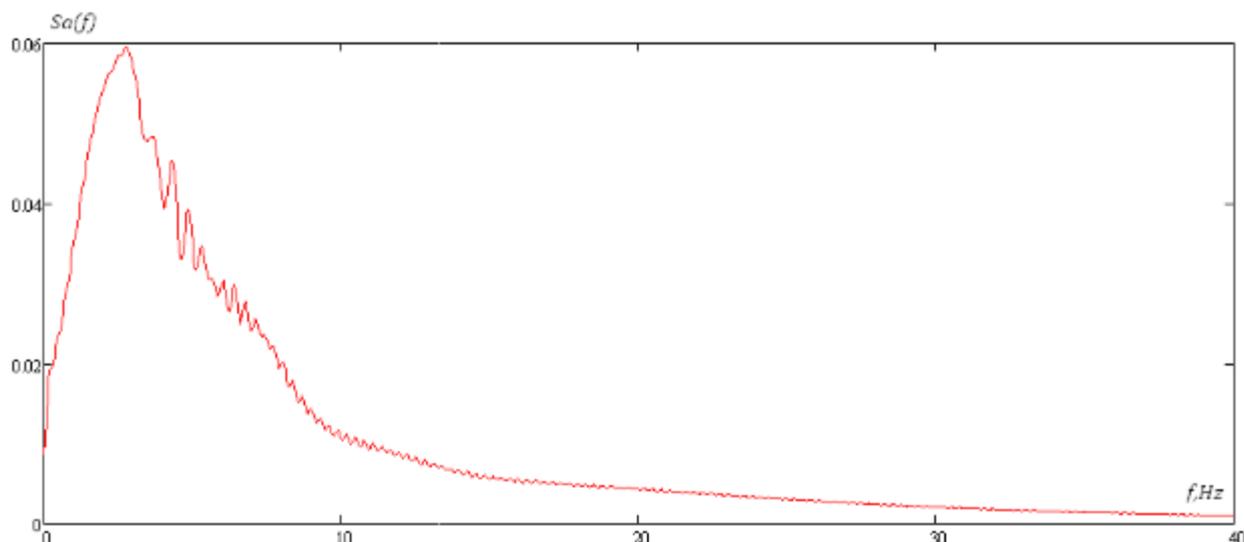


Рисунок 2– Спектральная плотность синтезированной акселерограммы СА-482

Figure 2– Spectral density of the synthesized accelerogram SA-482

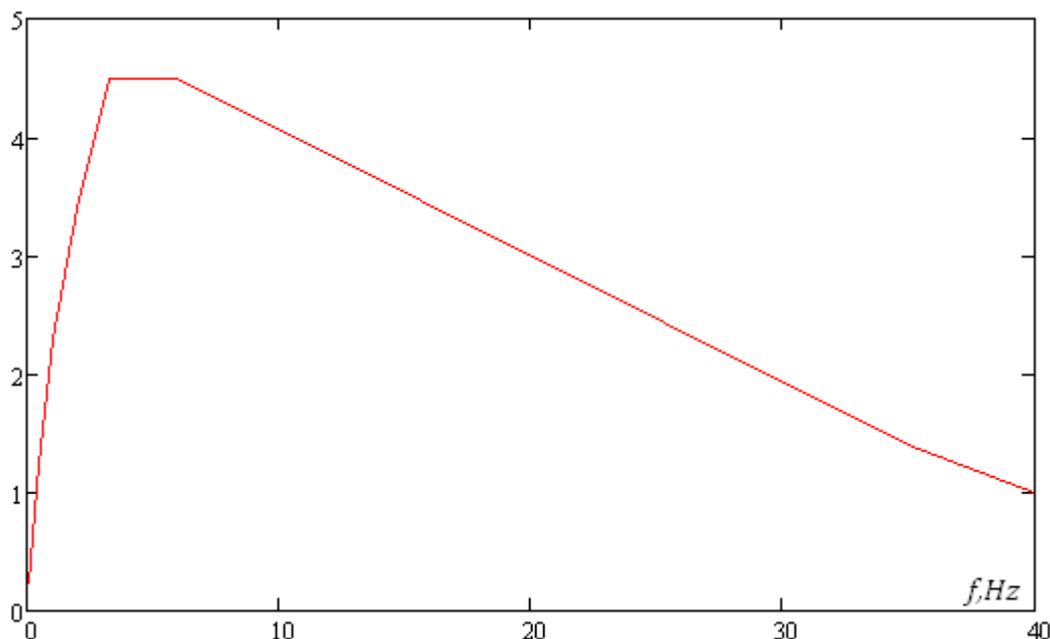


Рисунок 3– Спектр ответа ($\beta = 5\%$)

Figure 3– Response spectrum ($\beta = 5\%$)

Известно [10], что уравнение собственных частот колебания, соответствующее уравнению (2) имеет вид: $\text{ch}z_m \cos z_m + 1 = 0$, откуда $z_1 = 1,875$, а для $m > 1$ с удовлетворительной для инженерных расчетов точностью можно использовать формулу

$$z_m = \frac{2m-1}{2} \pi + \frac{(-1)^m}{\text{ch}((2m-1)\pi/2)}.$$

Собственные частоты колебаний определяются выражением: $\omega_m = z_m^2/(aL^2)$, Гц; $a^2 = \rho S/EJ$, $\text{с}^2/\text{м}^4$. Нормированные собственные формы $H_m(x)$, $\text{м}^{-1/2}$, представлены на рисунке 4А, а соответствующие модальные напряжения на рисунке 4В.

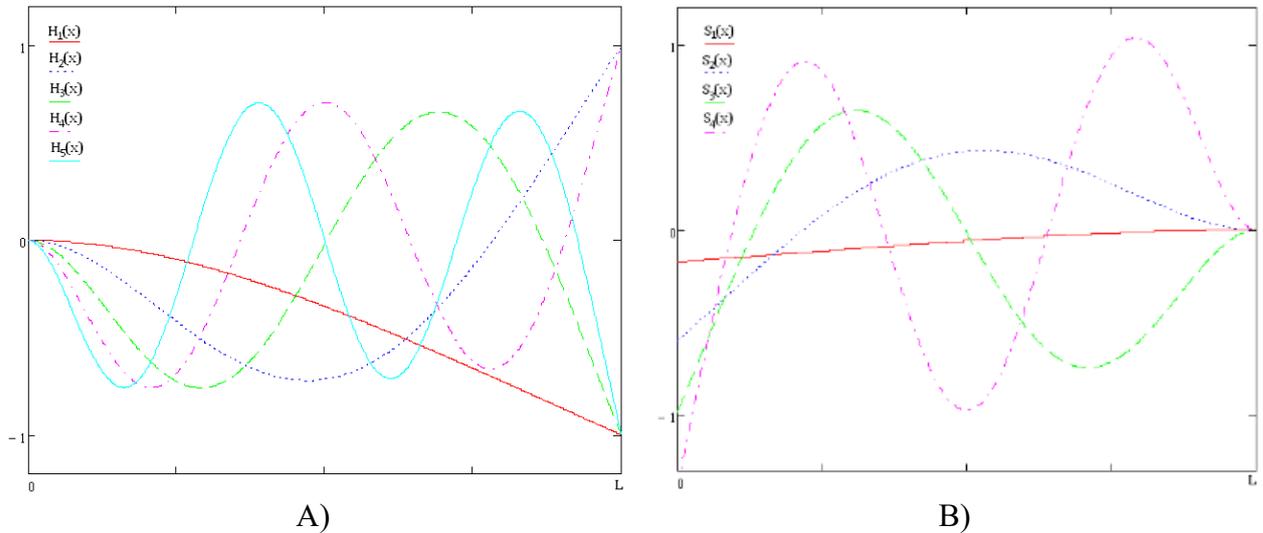


Рисунок 4 – Нормированные собственные формы колебаний стержня (А).
 Модальные нормальные напряжения, б/р (В)
 Figure 4 –Normalized natural forms of vibrations of the rod (A)
 Modal normal stresses (B)

Отклик рассматриваемой конструкции, полученный на основе динамического метода, имеет вид:

$$u_{отн}(z, t) = - \sum_k H_m(z) \cdot 1_m \int_0^t A(\tau) e^{-\beta \omega_m(t-\tau)} \frac{\sin \omega_m \sqrt{1-\beta^2}(t-\tau) d\tau}{\omega_m \sqrt{1-\beta^2}}$$

где $H_m(z)$ – ортонормированные формы колебаний $\int_0^L H_n(x) \cdot H_m(x) dx = \delta_{mn}$, $1_m = \int_0^L H_m(x) dx$ – коэффициент участия m -й моды, β – значение затухания колебаний в процентах от критического.

В соответствии с линейно спектральным методом вектор перемещений определяется выражением [11]:

$$u_y(z) = A_{max} \sum_m U_m(z)$$

$$U_m(z) = \frac{k_a(\omega_m, \beta)}{\omega_m^2} \cdot |H_m(z)| \int_0^L H_m(x) dx$$

где $k_a(\omega, \beta)$ – коэффициент динамичности по ускорению, $U_m(z)$ – модальный отклик перемещения для собственной частоты ω_m .

Тензор напряжений при изгибе имеет вид (ось z совпадает с нейтральной осью балки):

$$\sigma = \begin{pmatrix} 0 & \tau_{yz} \\ \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix}$$

Нормальное напряжение σ_z при поперечном изгибе определяется известным выражением:

$$\sigma_z(y, z) = \frac{M_x(z)}{W_x}, M_x(z) = -EJ_x \frac{\partial^2 u_y(z)}{\partial z^2}$$

$W_x = J_x/y_{\max} = \{\pi(D^4 - d^4)/64\}/(D/2)$ – момент сопротивления сечения балки (трубы) при изгибе, m^3 [10]; $J_x = \pi(D^4 - d^4)/64$ – момент инерции поперечного сечения (труба) относительно нейтральной оси.

Когда балка изгибается поперечными нагрузками, то в каком-либо поперечном сечении балки возникают не только нормальные напряжения σ_z , но также и касательные напряжения τ_{yz} (направлено параллельно оси z в плоскости, перпендикулярной оси y).

В случае чистого изгиба нормальные напряжения по граням будут равны и взаимно уравновесятся – тогда касательные напряжения $\tau_{yz} = 0$. Следствием действия касательных напряжений является сдвиг, который заставляет поперечные сечения, первоначально плоские, искривляться. Касательные напряжения при изгибе тонкостенного трубопровода имеют вид [12]:

$$\tau_{yz}(y, z) = \frac{2}{\pi D_s} Q_y \sin \theta$$

$$Q_y(z) = \frac{dM_x}{dz}$$

При использовании линейно-спектрального метода суммирование результатов по всем учитываемым формам проводится по методике полной квадратичной комбинации (CQC) [13], в которой все члены суммируются с учетом знаков и определенных по данной методике коэффициентов влияния. Применение данного метода позволяет избежать погрешностей вычислений, возникающих при использовании метода среднеквадратичного суммирования (SRSS) для систем с близкими собственными частотами. Например, компонента момента M_x (аналогично для Q_y), определяется из выражения:

$$M_x(z) = \sqrt{\sum_{j=1}^s \sum_{n=1}^s m_{jx}(z) \cdot \rho_{jn} \cdot m_{nx}(z)}$$

$$m_{nx}(z) = -EJ_x \frac{\partial^2 U_{my}(z)}{\partial z^2}$$

$$\rho_{jn} = \frac{8\beta^2(1+r)r^{3/2}}{(1-r^2)^2 + 4\beta^2 r(1+r)^2}, r = \frac{w_n}{w_j} > 1$$

Значения приведенных напряжений в сечениях трубопровода от действия сейсмических нагрузок определяются по формуле [14, 15]:

$$(\sigma_s)_2 = \sigma_1 - \sigma_3$$

где σ_1, σ_3 – главные напряжения. Для рассматриваемого случая $(\sigma)_2 = 0$, поскольку нагрузки от собственного веса пренебрежимо малы.

Используя представленные выше подходы и найденные выше решения уравнения колебаний, можно построить соответствующие кривые отказа. Поле приведенных напряжений $(\sigma_s)_2$ представлено на рисунке 5. На Рисунке 6 представлены медианные кривые отказа, полученные в рамках представленных выше подходов. Значение NCLPF представлены в Таблице 3.

Таблица 3 – Значения ВДНВО (высокой достоверности низкой вероятности отказа)

Table 3 – HCLPF (high confidence of low probability of failure) values

Наименование метода	Обозначение кривой отказа	HCLPF, g
Метод повреждаемости (масштабирования)	G1(a)	0.39
Метод статистической линейаризации	G2(a)	0.57
Метод моментов	G3(a)	0.55

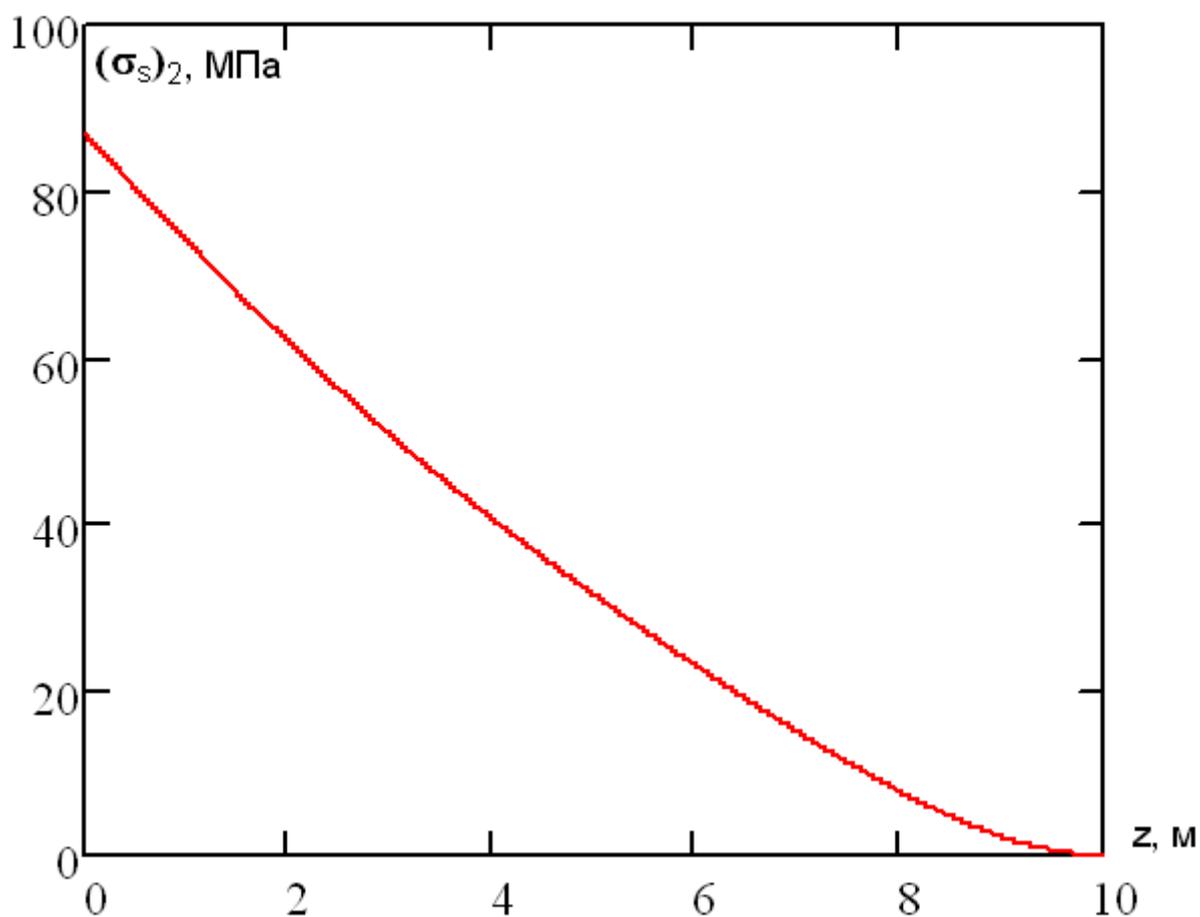


Рисунок 5 – Зависимость значения $(\sigma_s)_2$ от высоты

Figure 5 – Dependence $(\sigma_s)_2$ from height

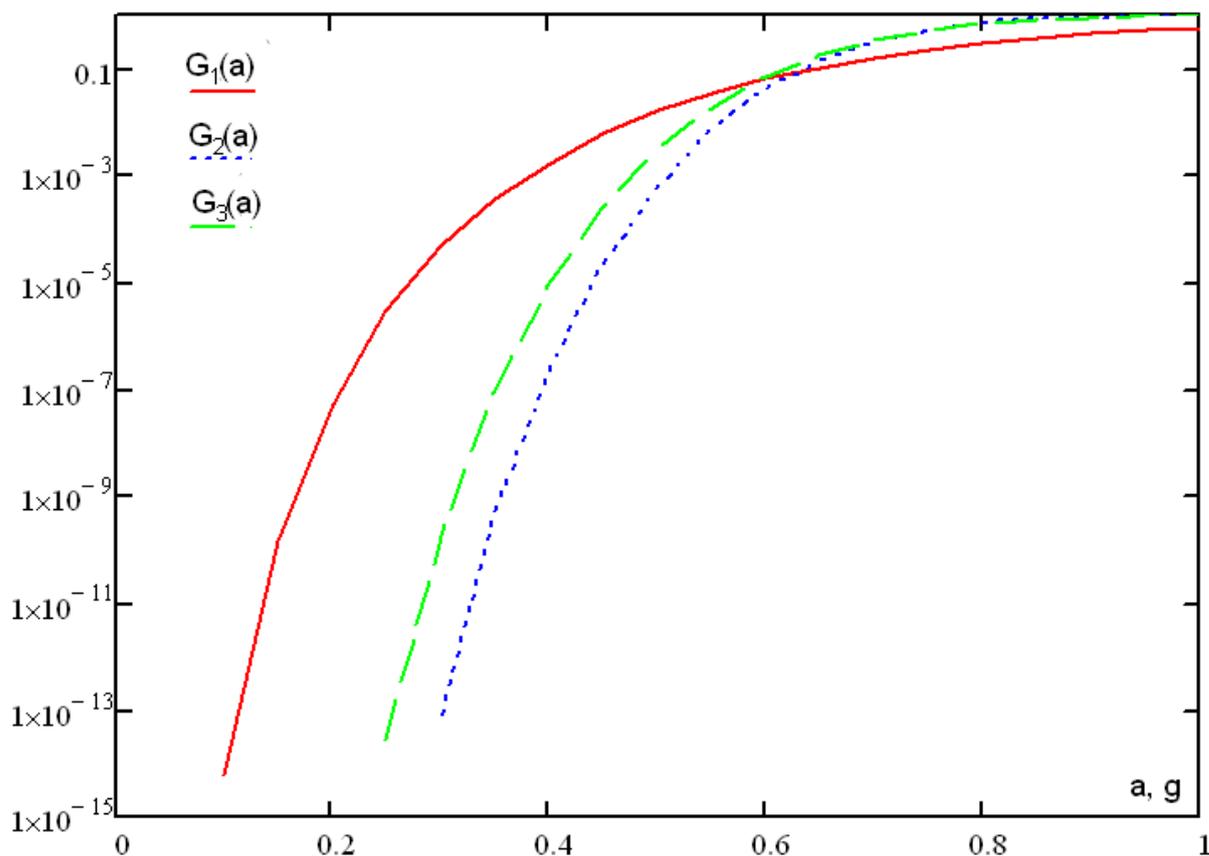


Рисунок 6 – Медианные кривые отказа при сейсмическом воздействии

Figure 6 – Median failure curves for seismic impact

Заклучение

На примере простого случая рассмотрено динамическое поведение/отклик при кинематическом (сейсмическом) воздействии. Для оценки параметров отклика использовался теоретический метод. В качестве сейсмического воздействия использовалась обобщенная синтезированная акселерограмма СА-482.

Выполнен сравнительный анализ использования различных подходов к построению кривой отказа при сейсмическом воздействии для относительно простого случая. Результаты показали, что метод масштабирования приводит к наиболее консервативным результатам. Применение методов линеаризации и метода моментов дают более реалистичные оценки, что может положительно отразиться на результатах ВАБ уровня 1.

Список литературы

1. Горюнов О.В. Интерполяционный метод оценки вероятности отказа при сложном нагружении / О.В. Горюнов, Н.Н. Куриков, К.А. Егоров // *Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева*. 2023. № 1. С. 42–52.
2. РБ 123-17 Основные рекомендации к разработке вероятностного анализа безопасности уровня 1 для блока атомной станции при исходных событиях, обусловленных сейсмическими воздействиями. Москва: ФБУ «НТЦ ЯРБ». 2017. 77 с.
3. IAEA-TECDOC-1487 Advanced nuclear plant design options to cope with external events, IAEA, 2006.

4. Reed J.W., Kennedy R.P., Methodology for developing seismic fragilities, EPRI TR-103959, Research Project RP2722-23, prepared for Electric Power Research Institute, Palo Alto, California (June 1994).
5. Ellingwood B. Validation of seismic probabilistic risk assessments of nuclear power plants, NUREG/GR-0008, The Johns Hopkins University, Baltimore, Maryland (January 1994).
6. Горюнов О.В., Егоров К.А., Куриков Н.Н. Оценка вероятности отказа защитной оболочки ВВЭР-1000 // *Тяжелое машиностроение*. 2020. № 7–8. С. 7–15.
7. Siti Nur Aqilah Saruddin, Fadzli Mohamed Nazri Fragility curves for low- and mid-rise buildings in Malaysia, *Procedia Engineering*, 125 (2015), pp. 873 – 878.
8. ГОСТ 8732-78 Трубы стальные бесшовные горячедеформированные. Сортамент. Москва: ИПК Издательство стандартов. 1979.
9. Ветошкин В.А. Синтезированная модель сейсмического воздействия. Ленинград: Труды ЦКТИ. 1984. Вып. 212. С. 41 – 52.
10. Тимошенко С.П. и др. Колебания в инженерном деле. Москва: Машиностроение. 1985. 472 с.
11. Бирбраер А.Н., Роледер А.Ю. Экстремальные воздействия на сооружения. С-Пб.: Изд-во Политехн. ун-та. 2009. 594 с.
12. Биргер И.А., Мавлютов Р.Р. Сопротивление материалов. Москва: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит. 1986. 560 с.
13. Wilson E.L., Kinreyhian A.D., Bayc E.P. A Replacement for the SRSS Method in Seismic Analysis. *Earthquake Engineering and Structural Dynamic*, 1981, vol. 9, no 2, pp.187–192.
14. ПНАЭ Г 7-002-86 Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. Москва: Энергоатомиздат. 1989. 525 с.
15. НП-031-01 Нормы проектирования сейсмостойких атомных станций. Москва: ФБУ «НТЦ ЯРБ». 2017. 77 с.

References

1. Goryunov O.V. Interpolyatsionnyj metod otsenki veroyatnosti otказа pri slozhnom nagruzhении / O.V. Goryunov, N.N. Kurikov, K.A. Egorov. *Trudy NGTU im. R.E. Alekseeva*. 2023, no. 1, pp. 42–52. [In Russian]
2. RB 123-17 Osnovnye rekomendatsii k razrabotke veroyatnostnogo analiza bezopasnosti urovnya 1 dlya bloka atomnoj stantsii pri iskhodnyh sobyitiyah, obuslovlennyh sejsmicheskimi vozdeystviyami. Moscow: FBU «NTC YARB». 2017, 77 p. [In Russian]
3. IAEA-TECDOC-1487 Advanced nuclear plant design options to cope with external events, IAEA, 2006.
4. Reed J.W., Kennedy R.P., Methodology for developing seismic fragilities, EPRI TR-103959, Research Project RP2722-23, prepared for Electric Power Research Institute, Palo Alto, California (June 1994).
5. Ellingwood B. Validation of seismic probabilistic risk assessments of nuclear power plants, NUREG/GR-0008, The Johns Hopkins University, Baltimore, Maryland (January 1994).
6. Goryunov O.V., Egorov K.A., Kurikov N.N. Ocenka veroyatnosti otказа zashchitnoj obolochki VVER-1000. *Tyazheloe mashinostroenie*. 2020, no. 7–8, pp.7–15. [In Russian]
7. Siti Nur Aqilah Saruddin, Fadzli Mohamed Nazri Fragility curves for low- and mid-rise buildings in Malaysia, *Procedia Engineering*, 125 (2015), pp. 873 – 878.
8. State Standard 8732-78. Truby stal'nye besshovnye goryachedeformirovannye. Sortament. Moscow: IPK izdatelstvo standartov, 1979. [In Russian]
9. Vetoshkin V.A. Sintezirovannaya model' sejsmicheskogo vozdeystviya. Leningrad: Trudy CKTI. 1984, vyp. 212, pp. 41–52. [In Russian]

10. Timoshenko S.P. i dr. Kolebaniya v inzhenernom dele. Moscow: Mashinostroenie. 1985, 472 p.
11. Birbraer A.N., Roleder A.Yu. Ekstremal'nye vozdejstviya na sooruzheniya. S-Pb.: Izd-vo Politekhn. un-ta. 2009, 594 p. [In Russian]
12. Birger I.A., Mavlyutov R.R. Soprotivlenie materialov. Moscow: Nauka. Gl. red. fiz.-mat. lit. 1986, 560 p. [In Russian]
13. Wilson E.L., Kinreyhian A.D., Bayc E.P. A Replacement for the SRSS Method in Seismic Analysis. Earthquake Engineering and Structural Dynamic, 1981, vol. 9, no. 2, pp.187–192.
14. PNAE G 7-002-86 Normy rascheta na prochnost' oborudovaniya i truboprovodov atomnyh energeticheskikh ustanovok. Moscow: Energoatomizdat. 1989, 525 p. [In Russian]
15. NP-031-01 Normy proektirovaniya sejsmostojkih atomnyh stancij. Moscow: FBU «NTC YARB». 2017, 77 p. [In Russian]

Информация об авторе / Information about author

Горюнов Олег Владимирович, кандидат технических наук, главный специалист,
АО РЭИН Инжиниринг. Санкт-Петербург, Российская Федерация
E-mail: ovgoriunov@mail.ru

Oleg Vladimirovich Goryunov
Chief Engineer, Cand. Sci. (Engineering), JSC REIN Engineering.
Saint Petersburg, Russian Federation
E-mail: ovgoriunov@mail.ru