

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего
профессионального образования
«САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ АРХИТЕКТУРНО-
СТРОИТЕЛЬНЫЙ УНИВЕРСИТЕТ»

На правах рукописи

ОСТРОВСКАЯ Надежда Владимировна

**МЕТОД РАСЧЕТА И ОПТИМИЗАЦИИ
ПАРАМЕТРОВ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕМПФЕРОВ
В СИСТЕМАХ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИИ**

Специальность: 05.23.17 – Строительная механика

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук,
профессор Рутман Ю.Л.

Санкт-Петербург
2015

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	5
1 АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕМПФЕРОВ В СИСТЕМАХ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИИ	13
1.1 Применение демпфирования в системах сейсмоизоляции	13
1.2 Обзор существующих средств демпфирования	16
1.3 Обзор исследований, посвященных расчету и выбору параметров пластических демпферов.....	21
Выводы по главе 1.....	28
2 МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СИСТЕМ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИИ.....	29
2.1 Постановка задачи.....	29
2.2 Математические модели движения сейсмоизолируемого объекта....	32
2.3 Анализ экстремальных сейсмических воздействий.....	33
2.4 Численный анализ динамики сейсмоизолированного объекта.....	36
2.4.1 Исследуемая конструкция.....	36
2.4.2 Исследование возможного диапазона изменения силовых характеристик ПД.....	39
2.5 Результаты численного анализа.....	43
Выводы по главе 2.....	46
3 ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ ДИАГРАММЫ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ ЭЛЕМЕНТОВ.....	47
3.1 Общая постановка для криволинейного элемента.....	47
3.2 Прямолинейный элемент – аналитические зависимости для силовой характеристики при произвольном законе пластичности материала...	49

3.2.1	Исходные обозначения и гипотезы.....	49
3.2.2	Вывод разрешающих уравнений в безразмерной форме.....	50
3.2.3	Примеры аналитического решения.....	52
3.3	Элемент с осью, являющейся частью окружности.....	55
3.3.1	Исходные обозначения и гипотезы.....	55
3.3.2	Вывод разрешающих уравнений в безразмерной форме.....	55
3.4	Стержень круглого поперечного сечения.....	60
3.4.1.	Прямолинейный стержень.....	60
3.4.2	Элемент с осью, являющейся частью окружности.....	61
3.5	Численный анализ.....	64
3.6	Рекомендации по учету статической неопределимости.....	68
3.7	Определение силовой характеристики в условиях циклического нагружения.....	70
3.8	Другие применения полученных результатов.....	70
	Выводы по главе 3.....	71
4	УЧЕТ МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ ПРИ ОПТИМАЛЬНОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ ПАРАМЕТРОВ ПД.....	73
4.1	Методика определения пластического ресурса.....	73
4.2	Численный анализ.....	76
	Выводы по главе 4.....	78
5	ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ДЕМПФИРОВАНИЯ В СИСТЕМАХ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИИ.....	79
5.1	Качественная иллюстрация оптимального демпфирования.....	79
5.2	Поиск оптимального демпфирования для репрезентативной выборки случайных сейсмических воздействий.....	81
5.2.1	Постановка задачи.....	81
5.2.2	Синтезирование внешних воздействий.....	83

5.2.3	Численный анализ.....	86
5.2.4	Оценка спектральной плотности.....	91
5.3	Нелинейная постановка задачи.....	94
	Выводы по главе 5.....	94
6	ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕМПФИРОВАНИЯ.....	95
6.1	Подготовка и проведение эксперимента.....	95
6.2	Анализ результатов эксперимента.....	97
6.2.1	Оценка эффективности работы системы сейсмоизоляции.....	97
6.2.2	Оценка эффективности работы пластического демпфирования.....	99
6.2.3	Сравнение экспериментальных данных с расчетными.....	101
	Выводы по главе 6.....	102
	ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	103
	СПИСОК ИСПОЛЬЗУЕМОЙ ЛИТЕРАТУРЫ.....	107
	ПРИЛОЖЕНИЕ А.....	122
	ПРИЛОЖЕНИЕ Б.....	124

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность избранной темы. В системах сейсмоизоляции (ССИ) всегда присутствуют диссипативные элементы, рассеивающие энергию, передающуюся на защищаемый объект (ЗО) во время сейсмического воздействия. В качестве диссипативных элементов могут выступать устройства, принцип работы которых основан на вязком либо сухом трении, либо на пластическом деформировании специальных конструкций, например стальных стержней. Последнее является наиболее эффективным способом демпфирования.

Рассеивание энергии в пластических демпферах (ПД) осуществляется за счет возникающих в процессе пластического деформирования гистерезисных петель силовых характеристик ПД. Поэтому важной задачей является расчет этих силовых характеристик, на основе которого можно выбрать оптимальные параметры ПД, а также установить количество циклов, которое способен выдержать демпфер. Оптимизация параметров ПД приводит к минимизации возникающего при землетрясении ущерба, т.е. к существенно меньшим экономическим потерям. Однако, для поиска оптимума в условиях ограниченного при проектировании временного ресурса необходимо наличие физически прозрачных аналитических зависимостей, описывающих силовые диаграммы ПД.

Данная работа посвящена разработке метода аналитического расчета силовых характеристик пластически деформируемых элементов, входящих в состав ПД, метода определения пластического ресурса этих элементов, метода расчета оптимальных параметров демпфирования в системах сейсмоизоляции.

Степень разработанности темы исследования. Несмотря на то, что пластические демпферы имеют широкое применение в различных технических устройствах, поведение этих устройств в целом исследовано недостаточно.

Начиная с 80-х годов прошлого века, появилось большое число работ, рассматривающих проблему оптимизации параметров ССИ. Этот вопрос исследовали отечественные специалисты: Я.М. Айзенберг, И.У. Альберт, Т.А. Белаш, Г.Д. Давыдова, А.А. Долгая, И.О. Кузнецова, А.М. Масленников, Ю.Л. Рутман, О.А. Савинов, В.И. Смирнов, А.М. Уздин, а также зарубежные

ученые: R.I. Skinner, W.N. Robinson, J.M. Kelly, A.K. Chopra, I. Hirokazu и другие. Однако проблема еще далека от разрешения.

Исследование непосредственно параметров демпфирования, в том числе и пластического, можно найти в трудах итальянского ученого L.M. Moreschi, который использует для описания работы гистерезисного стального устройства «модель Боука-Вена». Данная модель представляет собой сложные дифференциальные зависимости, которые требуют большого количества экспериментальных данных.

Такая же ситуация складывается при рассмотрении работ итальянских инженеров S. Infanti, M.G. Castelliano, G.P. Colato, которые, имея в распоряжении обширную испытательную базу и производство, приводят в своих статьях численное или экспериментальное обоснование силовых характеристик демпферов.

Расчет стержней с учетом их физической нелинейности рассматривался в работах В.В. Елисеева, В.В. Лалина, Д.П. Голоскокова, Ю.Л. Рутмана.

Если говорить о поиске аналитических методов расчета силовых характеристик, то первые результаты в этом направлении были получены И.Л. Диковичем, но они имели весьма частный характер.

Необходимость учета малоциклового усталости при сейсмостойком проектировании отражена в работах Э. Симборта, S. Cambell, P. Fajfar, E. Cosenza, R. Perera. Однако данные исследования проводились применительно к сейсмостойким зданиям. В настоящей работе рассмотрена проблема возникновения малоциклового усталости у элементов ПД.

Вопрос поиска оптимальных параметров пластических демпферов в системах сейсмоизоляции рассмотрен не достаточно полно, является актуальным и находится в стадии развития.

Цель исследования заключается в разработке методов, алгоритмов и аналитических инструментов для расчета и выбора оптимальных параметров пластических демпферов в системах сейсмоизоляции.

Задачи исследования:

- проанализировать существующие динамические модели, описывающие поведение сейсмоизолированных объектов;

- разработать метод аналитического расчета параметров силовых диаграмм пластически деформируемых стержневых элементов;
- получить силовые диаграммы для элементов различной конфигурации и поперечных сечений;
- разработать метод расчета пластического ресурса пластически деформируемых элементов в условиях циклического нагружения;
- сформулировать критерии для выбора оптимальных параметров демпфирования на основе теории сейсмического риска;
- разработать алгоритм поиска оптимальных параметров для различных постановок задачи (функций цели);
- сопоставить результаты исследований с экспериментальными данными, полученными в ходе натурных сейсмических испытаний макета здания с системой изоляции маятникового типа.

Объект исследования – пластические демпферы в системах сейсмоизоляции.

Предмет исследования – проектирование и расчет пластических демпферов для оптимальной диссипации энергии в системах сейсмоизоляции.

Научная новизна исследования заключается в достижении следующих конкретных результатов:

1. Установлен критерий оптимизации пластических демпферов в системах сейсмоизоляции: в качестве целевой функции выбран минимум абсолютных ускорений защищаемого объекта, а в качестве ограничений выбраны конструктивно возможные относительные перемещения.

2. Получены аналитические зависимости в безразмерном виде, описывающие силовые характеристики пластически деформируемых элементов. Аналитическая форма определения силовых характеристик позволяет находить оптимальные параметры пластических демпферов в приемлемые для практического проектирования сроки.

3. Разработан метод расчета пластического ресурса демпферных стержней в условиях циклического нагружения, который позволяет определить используемый и утрачиваемый пластический ресурс стержней регулировать эти параметры с

помощью варьирования геометрии и количества стержней в пластическом демпфере.

4. Разработан метод определения оптимальных параметров пластических демпферов. Найденные оптимальные параметры позволяют уменьшить сейсмический риск в 1.5–1.8 раза.

5. Разработана методика экспериментальной проверки эффективности применения пластических демпферов на основе натурных испытаний макета здания с системой изоляции маятникового типа, которая позволила подтвердить результаты теоретических исследований.

Теоретическая значимость работы заключается в том, что полученные аналитические зависимости для определения силовых характеристик ПД являются новыми результатами в теории физически нелинейной стержневой модели. Новыми теоретическими результатами также являются: постановка задачи оптимизации параметров ПД на основе теории сейсмического риска, выбор критериев и ограничений для оптимизационной задачи.

Практическая значимость диссертационного исследования заключается в том, что разработанные аналитические зависимости позволяют проводить эффективный поиск оптимальных параметров ПД. Применение предложенного метода оптимизации параметров ПД уменьшает среднеквадратические значения абсолютных ускорений ЗО в 1.6–2 раза. В работе показано, что необходимый пластический ресурс стержневых ПД можно обеспечить варьированием геометрии и количества стержней.

Методология и методы исследования. В работе использовались современные методы теории упругости и пластичности, строительной механики, теория сейсмостойкости и сейсмического риска, общепринятые допущения сопротивления материалов, методы теории оптимизации.

Положения, выносимые на защиту:

– постановка задачи оптимизации параметров пластических демпферов (критерий и система ограничений) на основе теории сейсмического риска;

- аналитические силовые характеристики пластически деформируемых элементов различной конфигурации и поперечных сечений;
- метод расчета пластического ресурса демпферных стержней в условиях циклического нагружения;
- алгоритм выбора оптимальных параметров пластических демпферов;
- подтверждение теоретических разработок результатами натурных испытаний системы сейсмоизоляции маятникового типа.

Область исследования соответствует паспорту научной специальности ВАК: 05.23.17 – Строительная механика, а именно п. 3 «Аналитические методы расчета сооружений и их элементов», п. 5 «Теория и методы оптимизации сооружений» и п. 7 «Теория и методы расчета сооружений в экстремальных ситуациях (землетрясения, ураганы, взрывы и т.д.)».

Степень достоверности и апробация результатов. Достоверность результатов диссертации подтверждают соответствие результатов аналитического и численного методов расчета, а также сопоставлением с данными, полученными другими авторами.

Основные теоретические положения и выводы диссертационной работы подтверждены апробацией на следующих конференциях и семинарах:

- XXII Международная конференция «Математическое моделирование в механике деформируемых тел и конструкций. Методы граничных и конечных элементов», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 24–27 сентября 2007;
- IV Межвузовская студенческая научно-учебная конференция «Моделирование явлений в технических и гуманитарных науках», Санкт-Петербург, СПбГМТУ, 5 марта 2008;
- I научная конференция молодых специалистов ОАО «КБСМ», Санкт-Петербург, ОАО «КБСМ», 20 апреля 2009;
- Научно-практический семинар «Расчет сооружений на экстремальные нагрузки», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 13–15 марта 2013;

- XXV Международная конференция «Математическое моделирование в механике деформируемых сред и конструкций. Методы граничных и конечных элементов», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 23–26 сентября 2013;
- IX Всероссийский форум студентов, аспирантов и молодых ученых «Наука и инновация в технических университетах», Санкт-Петербург, СПбГПУ, 27–30 октября 2015;
- Научно-технический семинар секции строительной механики «Санкт-Петербургского Дома Ученых РАН РФ», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 10 ноября 2015.

Основные алгоритмы и методики, а также рекомендации по рациональному проектированию и подбору оптимальных параметров пластических демпферов в системах сейсмоизоляции были апробированы при разработке и производстве сейсмозолирующих опор СМ-859: разработчик – ОАО «КБСМ», г. Санкт-Петербург, изготовитель – ОАО «Спец-М», г. Пермь. Достоверность разработанных расчетных моделей подтверждается удовлетворительным согласованием с экспериментальными данными, полученными в процессе натурных испытаний макета здания, сейсмоизолированного с помощью опор СМ-859, на динамические воздействия адекватные нагрузкам при землетрясении.

Результаты научного исследования были использованы в качестве учебно-методического материала на кафедре «Сопротивления материалов» в ФГБОУ ВПО «СПбГМТУ» и удостоены дипломов «Победитель конкурса на соискание премии Правительства Санкт-Петербурга в области научно-педагогической деятельности»:

– разработка конспекта практических занятий по дисциплине «Семинар по механике» для студентов 2 курса специальности «Прикладная механика» в 2012 году (диплом № 12025);

– разработка лабораторного практикума по дисциплинам «Вычислительный/расчетный практикум по механике деформируемого твердого тела» для студентов 3/5 курса специальности «Прикладная механика» в 2013 году (диплом № 13018);

– разработка практического модуля по дисциплине «Сопротивление материалов» для студентов 2 курса технических специальностей в 2014 году (диплом № 14022).

Публикации. Материалы диссертации опубликованы в 10 печатных работах общим объемом 3.45 п.л., лично автору принадлежат 2.37 п.л., из них 5 статей в рецензируемых изданиях из перечня, размещенного на официальном сайте ВАК.

Структура и объем диссертационной работы. Диссертация изложена на 127 страниц печатного текста, состоит из введения, шести глав, заключения, списка литературы, включающего 140 источников, в том числе 40 – на иностранном языке, и двух приложений. В работе представлено 62 рисунка, 12 таблиц и 95 формул.

Во введении обоснована актуальность диссертационной работы, сформулированы цель и задачи исследования, дана оценка научной и практической значимости полученных результатов.

В первой главе представлен анализ основных средств демпфирования в системах сейсмоизоляции. Проводится обзор публикаций, касающихся аналитического и численного расчета силовых характеристик ПД.

Во второй главе проведен анализ динамической системы «сооружение–сейсмоизоляция». Сформированы исходные данные для нестационарных сейсмических воздействий и параметров силовых характеристик ССИ. Приведены результаты динамических расчетов.

В третьей главе сформулирована общая постановка задачи для нахождения параметрических уравнений силовой диаграммы для криволинейного стержня. В случае прямолинейного стержня все выкладки доведены до конца в аналитическом виде. Получены выражения для силы, прогиба и продольного перемещения для упруго-пластической диаграммы материала в случае стержня с очертанием оси, являющейся частью окружности. Аналогичные зависимости найдены для стержня круглого сечения различной конфигурации.

В четвертой главе предложен алгоритм проектирования параметров ПД в системах сейсмоизоляции с учетом малоцикловой усталости. Приведены все этапы определения пластического ресурса демпферных стержней.

В пятой главе сформулированы критерии оптимизации параметров демпфирования систем сейсмоизоляции при стохастической постановке задачи. Установлена связь между задачей оптимизации параметров ПД и теорией сейсмического риска. Даны алгоритмы поиска оптимальных параметров для различных постановок задачи. Рассмотрены линейная и нелинейная модели демпфирования. Приведены примеры расчета.

В шестой главе приведены результаты натурных сейсмических испытаний макета здания с системой сейсмоизоляции маятникового типа на динамические воздействия адекватные нагрузкам при землетрясении. Проведено сопоставление результатов теоретических исследований эффективности пластических демпферов с экспериментальными данными.

В заключении изложены основные итоги выполненного исследования, сделаны предложения о возможных направлениях продолжения исследования.

1 АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕМПФЕРОВ В СИСТЕМАХ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИИ

1.1 Применение демпфирования в системах сейсмоизоляции

Для обеспечения безопасной эксплуатации и сохранности зданий и сооружений во время сейсмического воздействия применяются различные системы сейсмоизоляции (ССИ). Известно, что есть два основных типа сейсмозащиты – различного рода упругие и упруго-демпферные опоры и кинематические опоры (рисунок 1.1, 1.2) [40, 55]. Есть множество и других способов защиты – системы с включающимися и выключающимися связями, гидроопоры (в сочетании с упругими опорами), динамические гасители колебаний, системы с маятниковой подвеской и т.д. [7, 63, 130, 134, 135]. Общую классификацию существующих ССИ на основе данных многочисленных источников можно найти в работе [28]. Анализ зарубежного опыта показывает, что системы сейсмоизоляции широко применяются для сейсмозащиты мостов, культурных центров, больниц, крупных официальных зданий, стадионов, платформ для добычи нефти на шельфе и т.д. [7, 15, 90, 92]. В России активно стали использовать ССИ в последние 5–10 лет, в основном это резинометаллические опоры (РМО) зарубежных производителей [83, 116, 120].

При применении ССИ снижение нагрузок на защищаемый объект (ЗО) может быть осуществлено за счет создания низкой собственной частоты системы «сооружение – сейсмоизоляция» для фильтрации энергосодержащих частот внешнего воздействия. Низкая собственная частота системы может быть реализована либо использованием в сейсмоопорах элементов с малой жёсткостью (пружин, резинометаллических устройств и т.д.) [8, 85], либо «гравитационным» методом (кинематические опоры) [1, 95, 96]. В существующих конструкциях ССИ указанные принципы используются или порознь или в каком-либо сочетании. Пример системы «сооружение – сейсмоизоляция» показан на рисунке 1.3, где здание сейсмоизолировано с помощью ССИ маятникового типа [25].



Рисунок 1.1 – Примеры различных типов упругих и упруго-демпферных опор

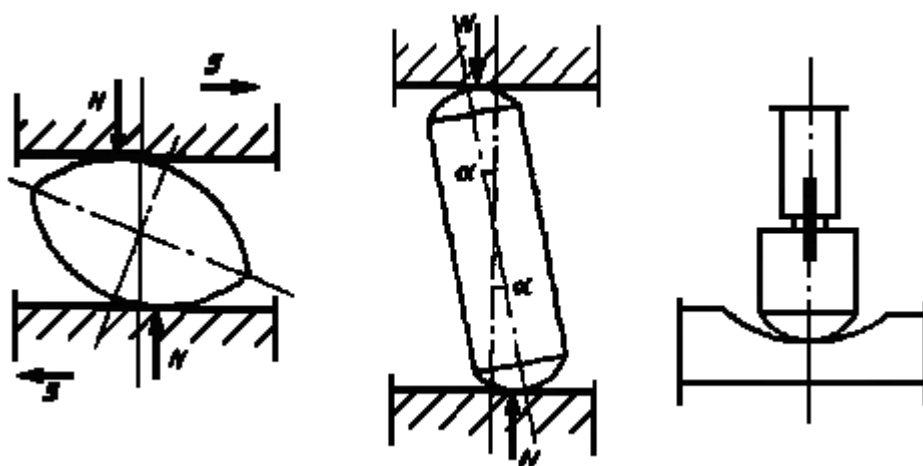


Рисунок 1.2 – Примеры различных видов кинематических опор

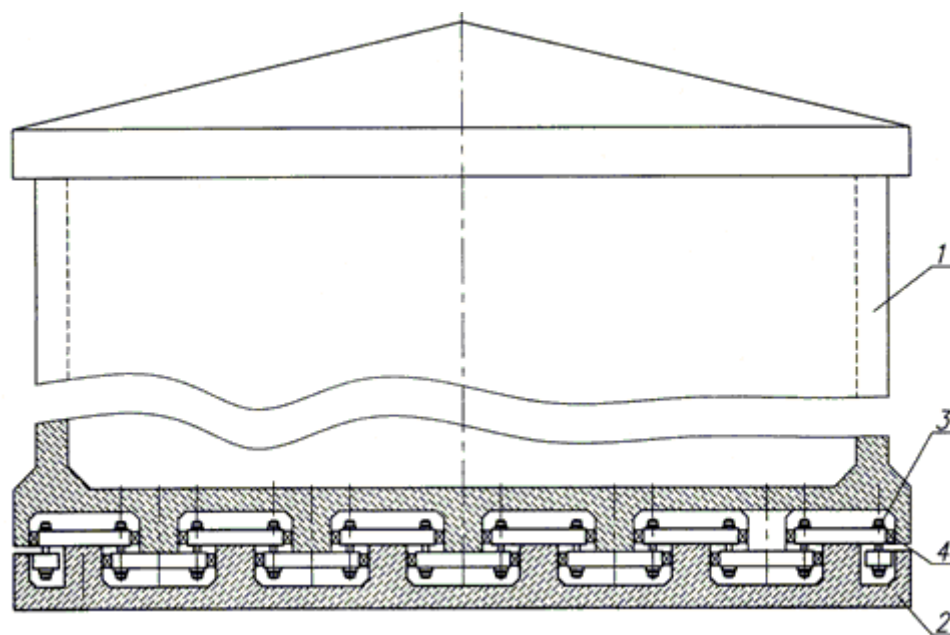


Рисунок 1.3 – ССИ маятникового типа:

1. ЗО – здание; 2. фундамент; 3. опорный стержень (маятниковый подвес);
4. пластически деформируемый стержень

Для ССИ маятникового типа ЗО становится на кегельные или скользящие по сферической поверхности опоры, и во время землетрясения ведёт себя как низкочастотный астатический маятник [25]. Возможно также создание системы «сооружение – маятниковые тяги» в виде обычного статического маятника.

Использование этого принципа связано со следующей проблемой: сейсмическое воздействие поличастотно, оно содержит как высокочастотные, так и низкочастотные составляющие. Таким образом, за счет влияния низкочастотной составляющей воздействия возможно возникновение резонансных явлений. Чтобы избежать этого в ССИ применяют демпфирующие элементы, ограничивающие уровень усилия передаваемого на ЗО (пластически деформируемые или фрикционные элементы) [2, 83]. С другой стороны применение таких элементов может привести к ухудшению качества ССИ при фильтрации высокочастотных составляющих воздействия. Это означает, что при проектировании параметров демпфирования существует компромиссное, то есть оптимальное решение, поиск которого предполагает наличие методики расчета гистерезисных характеристик демпфирующих элементов.

Исследования вопросов расчета, проектирования и применения ССИ можно найти в работах отечественных и зарубежных специалистов [1, 40, 55, 63, 64, 90, 92, 113, 115, 125, 128]. В последнее время появилось большое число работ, рассматривающих проблему оптимизации параметров ССИ. Среди них стоит отметить таких отечественных ученых как: Я.М. Айзенберг [2, 4], И.У. Альберт [6, 7, 8, 9, 10], Т.А. Белаш [14], А.А. Долгая [94], Г.В. Давыдова [26, 28], И.О. Кузнецова [42, 122, 123], Ю.Л. Рутман [15, 25, 70, 73, 101, 102, 132], О.А. Савинов [74, 75], В.И. Смирнов [83, 85], А.М. Уздин [43, 93, 138], С.А. Шульман [10, 41]; а также зарубежных специалистов R.I. Skinner, W.N. Robinson [130, 134, 135], J.M. Kelly [119, 120], A.K. Chopra [106] и другие.

1.2. Обзор существующих средств демпфирования

Как было сказано выше, низкочастотная ССИ невозможна без демпфирующих элементов, которые должны исключить резонансные явления при совпадении какой-либо частотной составляющей воздействия с частотой системы «сооружение – сейсмоизоляция» [56].

Демпфирующими элементами обычно являются элементы, создающие:

- вязкое трение;
- сухое трение;
- пластическое деформирование.

В разных ССИ реализуется различное демпфирование или его комбинации. Актуальным является вопрос поиска демпфирующих элементов, работающих параллельно с упругими наиболее эффективно.

Примером применения вязкого демпфирования служат системы немецкой фирмы «GERB» и итальянской фирмы «FIP Industriale» (рисунок 1.4). Сухое трение, осуществляемое за счет трения качения, используется в слайдерах немецкой фирмы «Maurer» (рисунок 1.5).

Информация взята с веб-сайтов компаний www.fipindustriale.it, www.gerb.com и www.maurer-soehne.com, а также из материалов, приведенных в работах В.И. Смирнова, Е.А. Никитиной и т.д. [83].

Подбирать и регулировать параметры вязкого и сухого трения в таких системах либо затруднительно, либо дорого, так как поиск расчетного обоснования необходимых зависимостей крайне сложен и ведется в основном экспериментально.



Рисунок 1.4 – Примеры вязкого демпфирования

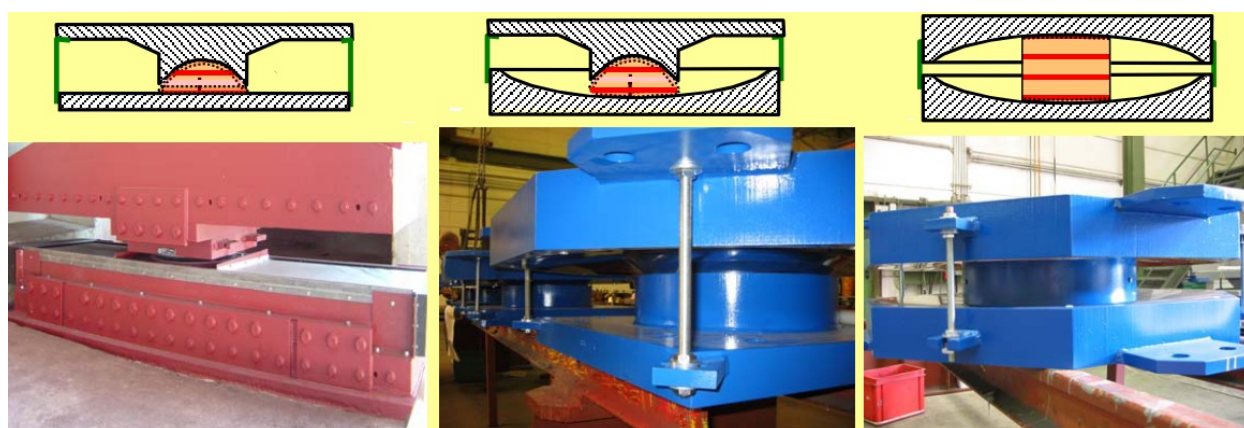


Рисунок 1.5 – Примеры демпфирования на основе сухого трения

Наиболее эффективно демпфирование, реализуемое пластически деформируемыми демпфирующими элементами, например, пластически деформируемые стержни [15, 117, 125, 132, 135]. Рассеивание энергии осуществляется за счет гистерезисных петель, возникающих в процессе пластического деформирования (рисунок 1.6) [128, 135]. Главной задачей является расчет силовых характеристик пластического демпфера (ПД), параметры которых можно обеспечить варьированием количества пластически деформируемых элементов в демпфере либо изменения геометрии ПД (длины, размеров сечения).

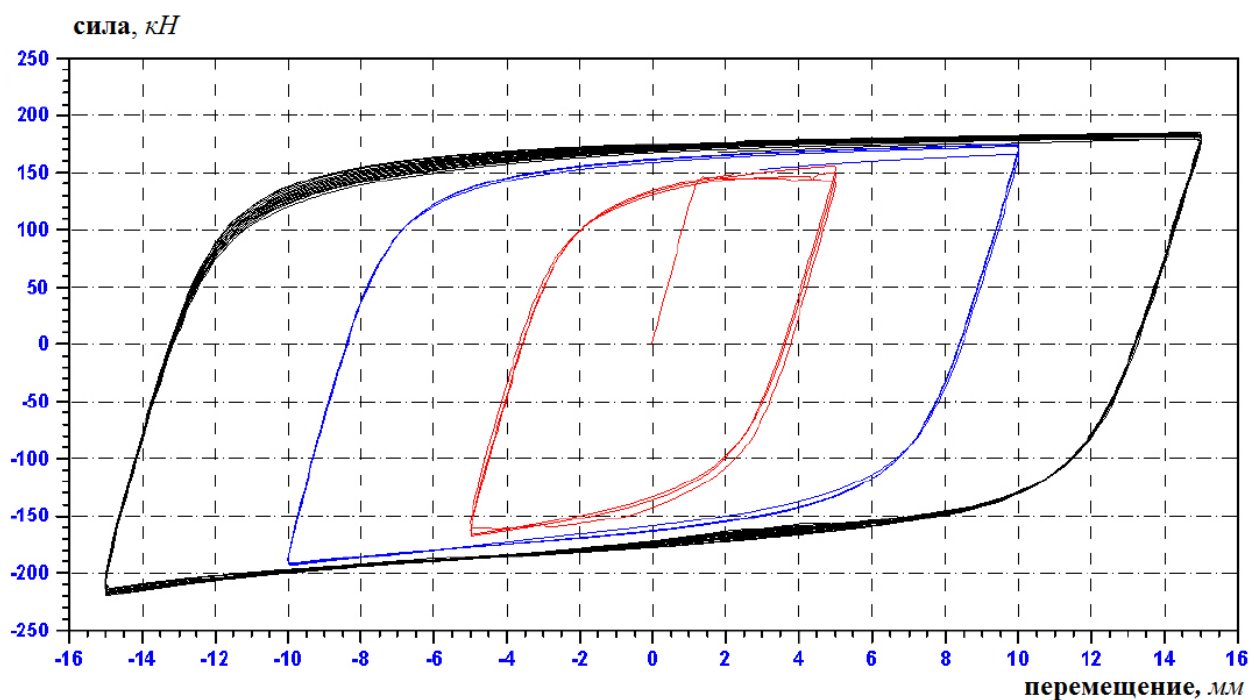


Рисунок 1.6 – Гистерезисные характеристики пластически деформируемых демпфирующих элементов

Например, в широко применяемых фирмами Турции, Китая, США – (www.earthquakeprotection.com, www.dis-inc.com, www.robinsonseismic.com, www.scougalrubber.com, www.rjwatson.com) РМО, демпфирование осуществляется с помощью пластически деформируемого свинцового сердечника (рисунок 1.7).

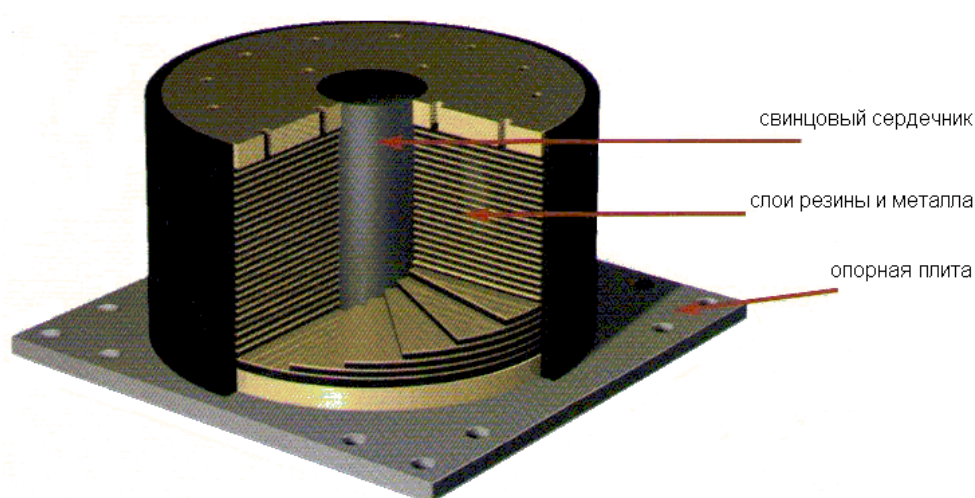


Рисунок 1.7 – Структура резинометаллической опоры

В ССИ, которые разрабатывает итальянская фирма «FIP Industriale», демпфирование осуществляется за счет устройств из мягкопластичной стали, сконструированных с использованием элементов различных форм и поверхностей (рисунок 1.8).

Основная идея этих демпферов заключается в использовании пластической работы при изгибе. Форму элемента и его окончательные размеры выбирают в соответствии с расчетными перемещениями. Стальные диссипативные элементы должны также удовлетворять требуемым функциям в зависимости от того, где они будут установлены (работать в одном направлении или в любых направлениях). Требуемая максимальная сила, упругая и упругопластическая жесткость гистерезисного стального демпфера получается в результате подбора необходимого количества диссипативных элементов, устанавливаемых параллельно.

В России, в частности в ОАО «КБСМ» были разработаны надежные, компактные, несложные в изготовлении пространственные пластические демпферы (ППД), обеспечивающие пространственную защиту по всем 6-ти степеням свободы (рисунок 1.9). Там применяются конструкции, позволяющие создать ППД с различными заранее заданными усилиями срабатывания вдоль каждой оси [15, 25, 101].

Японская фирма «Sumitomo Metal Mining» (www.smm.co.jp) также предлагает пластические демпферы. Они представляют собой U-образное стальное демпфирующее устройство вместе с РМО и свинцовый сердечник (рисунок 1.10).

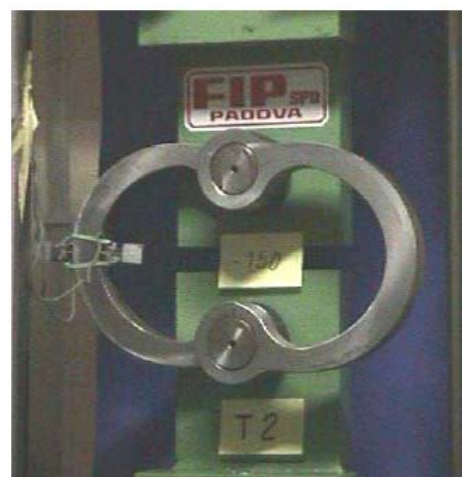
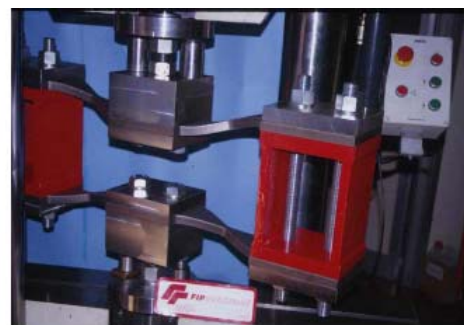


Рисунок 1.8 – ССИ итальянской фирмы «FIP Industriale»

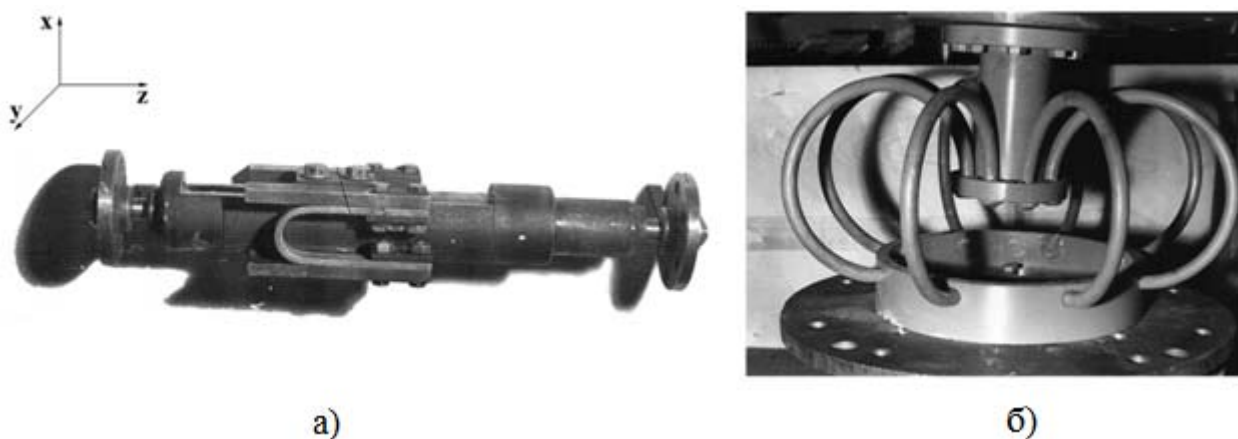


Рисунок 1.9 – Пространственные пластические демпферы российской фирмы ОАО «КБСМ»: а) с ленточно-кегельными элементами;
б) с криволинейно-стержневыми элементами

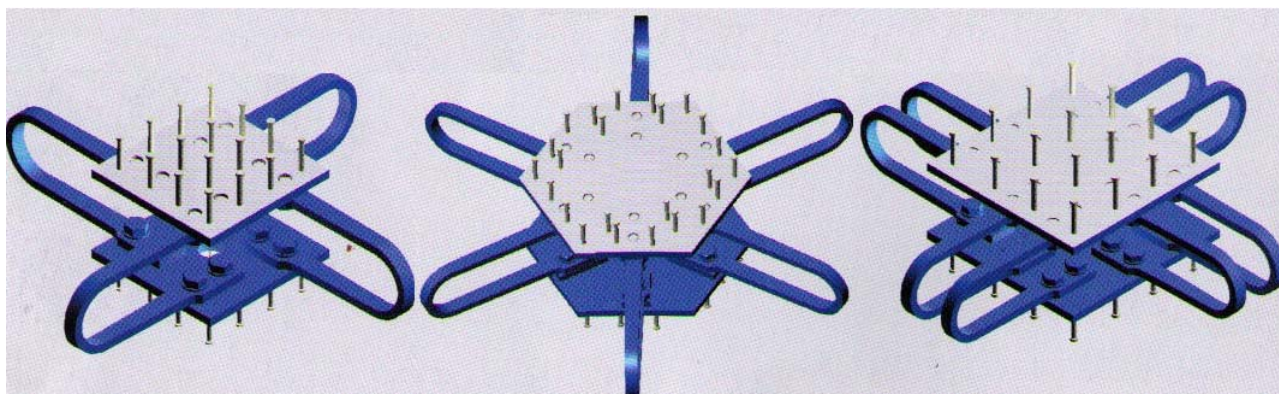


Рисунок 1.10 – Пластические демпферы японской фирмы «Sumitomo Metal Mining»

1.3. Обзор исследований, посвященных расчету и выбору параметров пластических демпферов

Остановимся подробнее на расчете и выборе параметров силовых характеристик ПД.

Реальная силовая диаграмма циклического нагружения входящих в состав ПД криволинейно-стержневых упругопластических элементов (УПЭ) (рисунок 1.9), полученная экспериментально [112], представлена на рисунке 1.11. Из рисунка циклического упрочнения УПЭ видно, что на первом цикле усилие соответствует меньшей величине P_1 , а ко 2–3 циклу диаграмма стабилизируется и

усилие выходит на некий уровень P_T . В дальнейших расчетах заложена стабилизированная диаграмма с усилием срабатывания P_T .

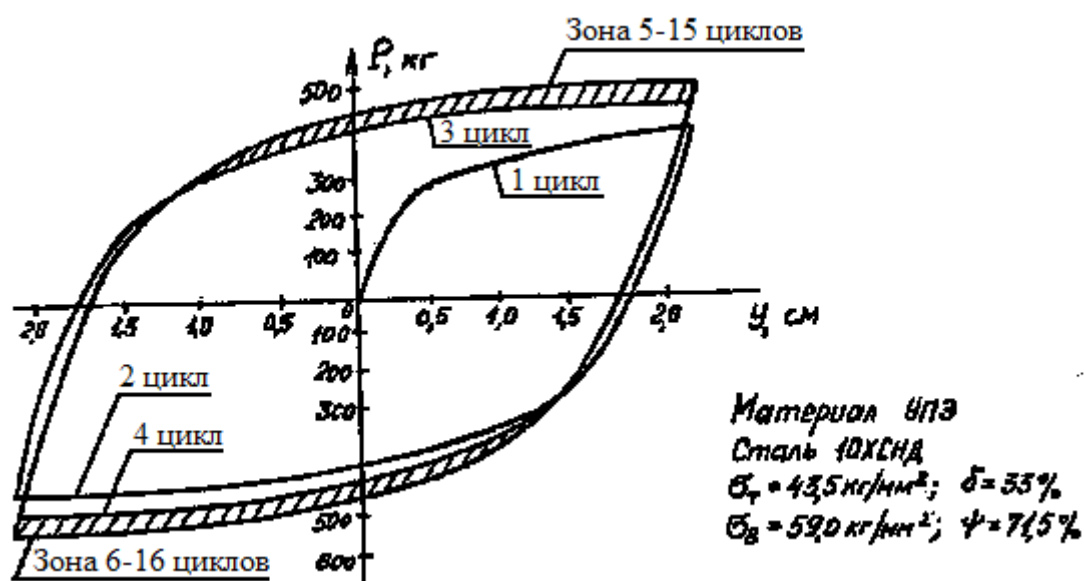


Рисунок 1.11 – Реальная диаграмма циклического нагружения криволинейно-стержневого упругопластического элемента ПД

Первоочередной является задача определения таких диаграмм и дальнейшим использованием для расчетов их кусочно-линейной аппроксимации с выполнением условия по линейно-упругой разгрузке и циклическому деформированию по принципу Мазинга [49] – рисунок 1.12а.

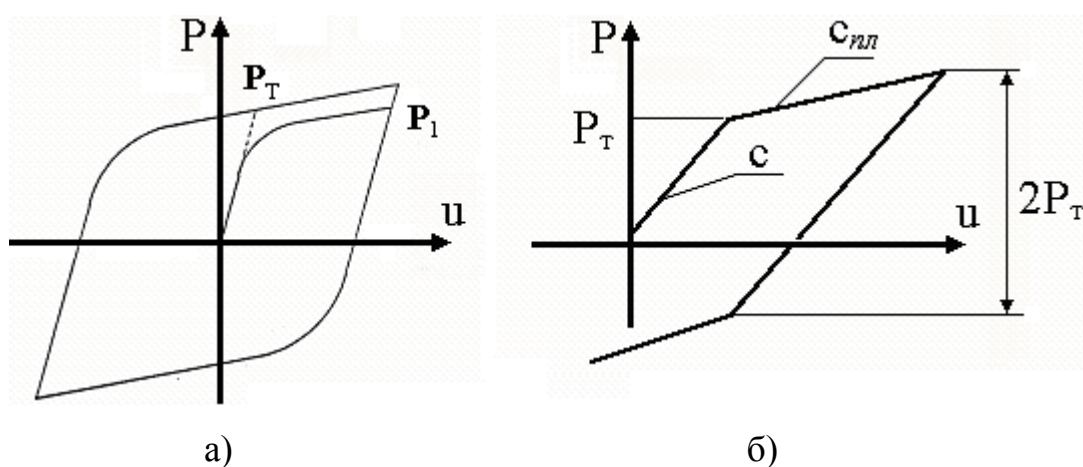


Рисунок 1.12 – Нелинейная силовая диаграмма элементов ПД и пример ее кусочно-линейной аппроксимации

Для выполнения различных видов расчетов в первом приближении в качестве силовой характеристики можно рассматривать либо диаграмму Прандтля, либо билинейную диаграмму с упрочнением – рисунок 1.12б. Для этого требуется отыскание следующих параметров:

- угловая точка P_T ;
- наклоны первого и второго участка c и c_{nl} ;
- разгрузка по упругому закону и циклическое деформирование по принципу Мазинга;
- а также пластический ресурс, учитывающий количество циклов, которое способен выдержать демпфер.

Параметр первого участка – наклон c – может быть найден обычными методами сопротивления материалов и теории упругости.

Задача определения угловой точки – усилия срабатывания P_T , когда система превращается в механизм, рассмотрена в ряде исследований.

В российских исследованиях данная задача ставится в трудах Р.А. Каюмова [32, 33].

В простейших случаях усилие срабатывания определяется методами сопротивления материалов, когда демпфером является балка или рама, а сила приложена в плоскости [88].

Однако стоит изменить направление силы, и определение предельной нагрузки, превращающей систему в механизм, становится сложной задачей. В этом случае необходимо использовать понятие поверхности текучести, которая связывает значение компонентов силы с углом ее направления [52].

Поверхность текучести может быть построена аналитически прямым методом теории предельного равновесия и численно методом псевдожесткостей.

Разработка специального метода для отыскания усилия срабатывания системы – метода псевдожесткостей, основанный на концепции жестко-пластического тела, представлена в работах Ю.Л. Рутмана [71, 131]. Этот метод нашел широкое практическое применение и реализован в программном комплексе

«ING+» опцией «MicroFe» – «предельный анализ» и программном комплексе «STARK_ES» [45, 46, 76]. В монографии Ю.Л. Рутмана [71] также можно найти результаты расчета поверхности текучести трехмерного пластического демпфера.

Развитие данного метода и оценка его применимости для предельных состояний балочных моделей судовых конструкций, было сделано в работах А.А. Родионова и М.Ю. Миронова [47, 65, 66, 67].

Аналитические расчеты рамных конструкций с использованием развития макромодели для многоугольных поверхностей текучести, предложены в работе [52]. Решение задачи предельного равновесия системы с ПД для случаев движения ЗО или в плоскости ПД или в плоскости перпендикулярной ПД, рассмотрены в работе [72]. Соотношения, приведенные в [72], дают возможность определить силы сопротивления ПД в зависимости от направления движения, то есть параметрическое задание поверхности текучести ПД.

Затруднительным является определение наклона второго участка в пластике $c_{пл}$, не говоря уже о получении подробных нелинейных силовых диаграмм. Выбрать параметр второй ветви можно приближенно [70], однако для учета малоциклового усталости необходимо иметь возможность рассчитывать не только усилия срабатывания, но и деформации. Поэтому для обеспечения работоспособности системы требуется аналитическая методика расчета силовых характеристик пластического демпфера хотя бы в простейших случаях.

Научно-расчетного обоснования определения параметров вышеописанных силовых диаграмм пластически деформируемых стержней практически нет. Другими словами, затруднительно привести пример работ, в которых приведены конкретно методы расчета нелинейной силовой диаграммы элементов пластического демпфирования ССИ.

Первое феноменологическое описание гистерезисной модели подобной силовой характеристики можно встретить в работах Bouc R. и Wen Y. K. – «Bouc–Wen’s model of hysteresis», так называемая «модель гистерезиса Боука–Вена» [103, 139]. Согласно терминологии встречающейся в иностранной литературе – гистерезисные стальные демпферы (или устройства) – есть ни что

иное как пластически деформируемые или упругопластические демпферы в отечественной литературе.

В работах R. Bouc и Y.K. Wen рассматривается уравнение движения системы с одной степенью свободы [140]:

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + F(t) = f(t), \quad (1.1)$$

где m – масса; $u(t)$ – перемещение; c – коэффициент линейного упругого (вязкого) демпфирования; $F(t)$ – восстанавливающая сила; $f(t)$ – вынуждающая сила.

Согласно модели Боука–Вена, восстанавливающая сила выражается следующим образом:

$$F(t) = ak_i u(t) + (1 - a)k_i z(t), \quad (1.2)$$

где $a = \frac{k_f}{k_i}$ – отношение пластической жесткости k_f к упругой жесткости

$k_i = \frac{F_y}{u_y}$; F_y – предел текучести; u_y – перемещение текучести; $z(t)$ – так

называемое гистерезисное перемещение, которое описывается следующим нелинейным дифференциальным уравнением с нулевыми начальными условиями ($z(0) = 0$) и имеет размерность длины:

$$\dot{z}(t) = A\dot{u}(t) - \beta|\dot{u}(t)||z(t)|^{n-1}z(t) - \gamma|\dot{u}(t)||z(t)|^n. \quad (1.3)$$

После упрощения:

$$\dot{z}(t) = \dot{u}(t) \left\{ A - [\beta \cdot \text{sign}(z(t)\dot{u}(t)) + \gamma] |z(t)|^n \right\}. \quad (1.4)$$

где sign – означает знак функции; A , $\beta > 0$, n и γ – безразмерные значения, отвечающие за упругопластический гистерезис модели.

Восстанавливающая сила $F(t)$ может быть разложена на упругую и гистерезисную составляющую следующим образом:

$$F^{el}(t) = ak_i u(t), \quad (1.5)$$

$$\text{и} \quad F^h(t) = (1 - a)k_i z(t), \quad (1.6)$$

следовательно, восстанавливающая сила может быть представлена как две соединенные параллельно пружины.

Параметры A , β и γ отвечают за размер и форму гистерезисных петель. Было определено, что параметры модели Боука–Вена функционально избыточные. Устранение данной избыточности может быть достигнуто, принимая $A=1$.

Вен принял целочисленные значения n , однако, все вещественные положительные значения n допустимы. Параметр β предположительно положительный, в то время как допустимые значения γ могут быть получены из термодинамического анализа.

Очевидно, что данная модель силовой характеристики представляет собой сложные дифференциальные зависимости, в которые входят экспериментальные данные параметров демпфирования.

Использование «модели Боука–Вена» для описания работы гистерезисного стального устройства, а также задача оптимизации параметров различного демпфирования рассматривается в трудах L.M. Moreschi [127].

В работе рассматривается оптимизация параметров следующих демпферов: вязкоупругих; вязко жидкостных; гистерезисных; фрикционных.

В работе L.M. Moreschi восстанавливающая сила гистерезисного стального демпфера, представляющая главную проблему работы устройства, определяется следующими соотношениями:

$$P(t) = k_0 [\alpha \Delta(t) + (1 - \alpha) \Delta_y h(t)], \quad (1.7)$$

$$\Delta_y \dot{h}(t) - H \dot{\Delta}(t) + \gamma |\dot{\Delta}(t)| h(t) |h(t)|^{\eta-1} + \beta \dot{\Delta}(t) |h(t)|^\eta = 0, \quad (1.8)$$

где $h(t)$ – безразмерная вспомогательная переменная, а гистерезисные характеристики k_0 , α , Δ_y , H , γ , β , η , отвечающие за форму гистерезисных кривых устройства, получены экспериментально и приняты в работе $\alpha = 0.02$, $H = 1$, $\gamma = 0.9$, $\beta = 0.1$, η варьируется 1, 5 и 25, k_0 , Δ_y также варьируются и зависят от свойств материала устройства.

Очевидно, что гистерезисные петли для рассматриваемых устройств, обеспечивающих пластическое демпфирование, сгенерированные в работе с помощью модели Боука–Венса, требуют большого количества экспериментальных данных.

Такая же ситуация складывается при рассмотрении работ итальянских инженеров S. Infanti, M.G. Castelianno, G.P. Colato [118]. В работах этих специалистов рассматриваются вопросы определения параметров пластического демпфирования на основе опыта проектирования различных систем сейсмоизоляции, включая и стальные гистерезисные демпферы итальянской фирмы «FIP Industriale» (рисунок 1.8). Имея обширную испытательную базу и собственное производство, итальянские ученые приводят в своих статьях численное или экспериментальное обоснование силовых характеристик ПД.

Известно, что в настоящее время любые исследования можно проводить с использованием численных расчетов в конечно-элементных пакетах. Однако эти расчеты требуют перебора большого количества факторов, влияющих на характеристики демпферов, и такой подход малоэффективен для возможности проектирования оптимальных параметров.

Не остается сомнений, что наиболее актуальной представляется задача поиска полуаналитических методов расчета силовых диаграмм изгибаемых физически нелинейных статически определимых балочных элементов, которая предназначена для учета их пластических свойств. Первые результаты в этом направлении были получены И.Л. Диковичем [29, 30]. Однако эти результаты имели весьма частный характер, а выражения для силовых диаграмм были слишком громоздкими.

Расчет стержней с учетом их физической нелинейности можно найти в работах В.В. Елисеева, В.В. Лалина [44, 124], Д.П. Голоскокова, Ю.Л. Рутмана [69].

Условия эксплуатации ПД диктуют необходимость обеспечить достаточную работоспособность системы в условиях циклических нагружений, которые сопровождают сейсмические воздействия. Основные сведения о поведении и

свойствах металлов при циклических нагружениях отражены в работах В.В. Москвитина, В.П. Когаева, Ю.А. Окопного [48, 49, 37, 54]. Необходимость учета малоциклового усталости при сейсмостойком проектировании отражена в работах Э. Симборта [80, 133], S. Cambell [104], P. Fajfar [111], E. Cosenza [107, 108], R. Perera [129], A. Teran-Gilmor [137]. Однако данные исследования проводились применительно к сейсмостойким зданиям. В настоящей работе рассмотрена проблема возникновения малоциклового усталости у элементов ПД.

Также стоит отметить, что одним из ключевых и сложнейших вопросов при проектировании ССИ является выбор оптимальных параметров демпфирования. Часто этот выбор связан с перебором большого числа параметров демпфирующих элементов. В целом влияние демпфирования на сейсмоизоляционный эффект исследовалось в работах А.М. Уздина, Г.В. Давыдовой, А.А. Долгой [92, 138, 26, 109], а за рубежом – R.I. Skinner, W.N. Robinson, I. Hirokazu [130, 134, 135, 114]. В работах рассматривались некоторые качественные стороны проблемы, а вопрос о поиске оптимальных параметров демпфирования решен не был.

Выводы по главе 1

Во избежание резонансных явлений за счет влияния низкочастотной составляющей воздействия в ССИ применяют демпфирующие элементы. Наиболее эффективно демпфирование, реализуемое пластически деформируемыми стержнями. Поиск оптимальных параметров демпфирования предполагает наличие методов расчета гистерезисных характеристик ПД.

2. Несмотря на то, что ПД имеют широкое применение во всем мире, поведение этих устройств в целом исследовано недостаточно, и отыскать разработки в этом направлении представляется довольно сложной задачей.

3. С помощью конечно-элементного моделирования в программных комплексах можно рассчитывать основные параметры ПД численно, но это является препятствием при поиске оптимальных параметров. Перебор большого количества факторов, влияющих на характеристики демпфирования, затрудняет проектирование системы в целом.

2 МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СИСТЕМ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИИ

2.1 Постановка задачи

Моделирование поведения объектов защищенных с помощью ССИ позволяет определить эффективность этих систем, учесть конструктивные особенности расположения ССИ, а также определить влияние изменения основных параметров ССИ на движение ЗО.

При математическом моделировании систем сейсмоизоляции использовалась расчетная схема, предложенная в работах [98, 70]. Этой схеме соответствует следующее допущение: здание моделируется как твердое тело и смещается относительно движущегося фундамента во время сейсмического воздействия за счет работы сейсмоизоляции (рисунок 2.1).

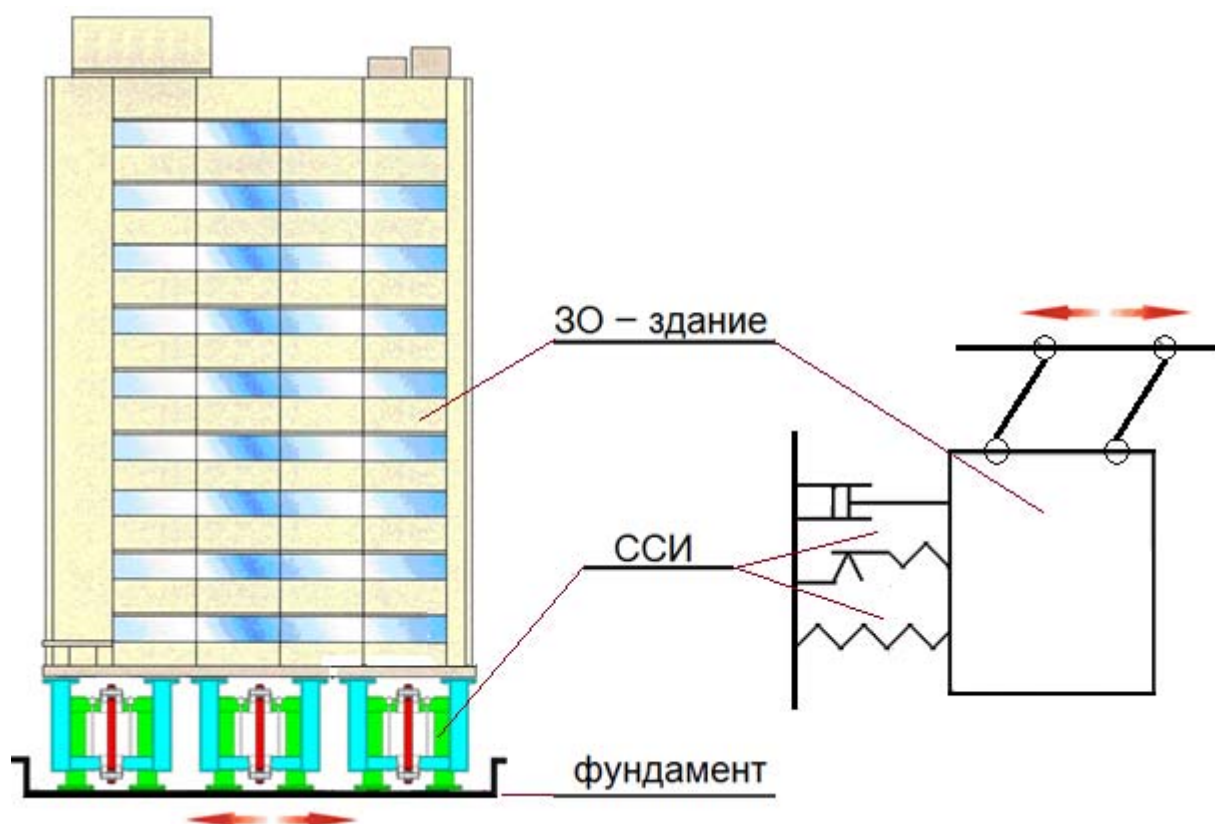


Рисунок 2.1 – Принципиальная расчетная схема многоэтажного здания, защищенного с помощью ССИ

Система сейсмоизоляции в свою очередь моделируется с помощью пластического демпфера (ПД) и кинематических связей.

Ранее отмечалось, что ПД, входящее в состав ССИ, имеют нелинейную силовую диаграмму. Для динамического расчета системы «сооружение – сейсмоизоляция» использовалась ее билинейная аппроксимация, основные параметры которой – значениями P_T , c , $c_{пл}$ (рисунок 2.2).

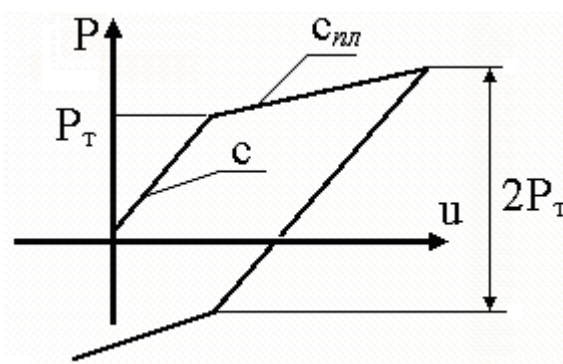


Рисунок 2.2 – Билинейная аппроксимация силовой диаграммы ПД

Кинематические связи в ССИ конструктивно реализуются маятниковой тягой, которая дает восстанавливающую силу и работает как некая условная пружина, жесткость которой определяется следующим образом:

$$R_M = \frac{mg}{l} \cdot \Delta = c_M \cdot \Delta, \quad \omega_M = \sqrt{\frac{c_M}{m}}, \quad (2.1)$$

где R_M – восстанавливающая сила маятника;

m – масса ЗО; l – длина маятника; g – ускорение свободного падения.

Сопротивление ССИ складывается из двух составляющих – восстанавливающая сила маятника и сопротивление ПД:

$$R_{\Sigma} = R_M + R_{пл}. \quad (2.2)$$

При суммировании силовая диаграмма будет иметь вид, показанный на рисунок 2.3в [127]. В случае маятниковой системы сопротивление ПД существенно ниже восстанавливающей силы маятника, поэтому суммарное сопротивление имеет вид, представленный на рисунок 2.4в.

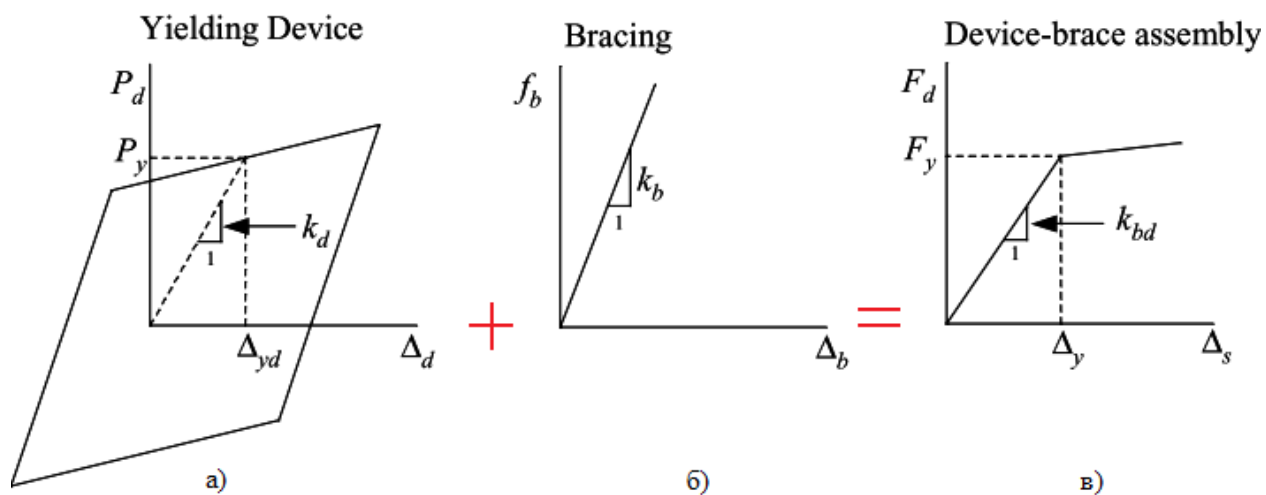


Рисунок 2.3 – Суммирование диаграмм сопротивления ССИ:

а) устройства пластического деформирования (yielding metallic device);

б) основного крепления (bracing);

в) блок «крепление-устройство» (device-brace assembly)

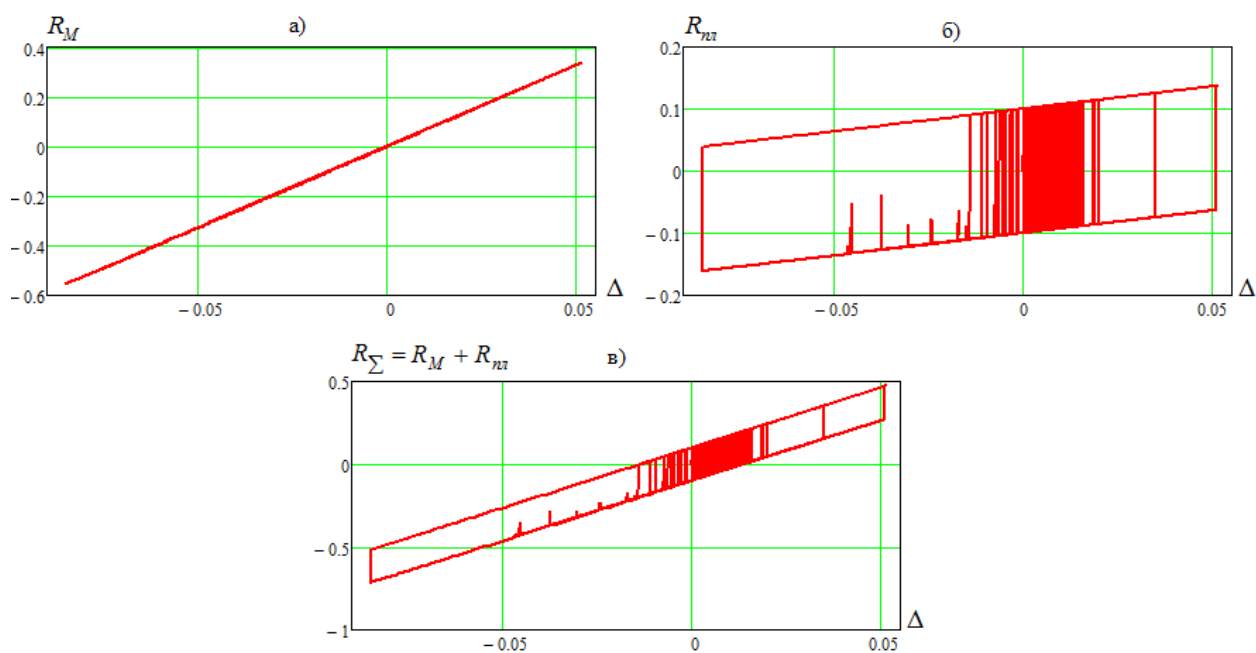


Рисунок 2.4 – Суммарное сопротивление ССИ маятникового типа:

а) восстанавливающая сила маятника;

б) сопротивление ПД; в) суммарное сопротивление ССИ

Суммируя все вышесказанное, формулируются следующие задачи:

- моделирование динамического поведения объектов защищенных с помощью сейсмоизоляции;
- формирование исходных данных для нестационарных сейсмических воздействий;
- построение спектральных кривых для сравнительного анализа динамики системы с одной степенью свободы при наличии и отсутствии сейсмоизоляции;
- численный анализ динамики сейсмоизолированного объекта (на примере маятниковой ССИ, разработанной в ОАО «КБСМ»);
- исследование возможного диапазона изменения силовых характеристик ПД;
- проведение сравнения полученных результатов для различных расчетных схем.

2.2 Математические модели движения сейсмоизолируемого объекта

Ниже приведены различные математические модели движения системы «сооружение – сейсмоизоляция» для маятниковой ССИ (рисунок 2.1). Расчетная схема системы с одной степенью свободы (в иностранной литературе обозначается, как *s dof*) учитывает различные особенности работы кинематических связей [98, 70].

Уравнение движения системы с учетом работы кинематических связей как параллелограммных механизмов было получено в [70]:

$$\frac{l^2}{l^2 - u^2} \ddot{u} + l^2 \frac{u \cdot \dot{u}^2}{(l^2 - u^2)^2} = -(g - \ddot{z}(t)) \frac{u}{\sqrt{l^2 - u^2}} - \frac{P(u, \dot{u})}{m} - \frac{\alpha}{m} \dot{u} - \ddot{x}(t), \quad (2.3)$$

где x, z – координаты, описывающие горизонтальное и вертикальное движение фундамента; u – координата, описывающая перемещение ЗО относительно фундамента; α – параметр внутреннего конструкционного демпфирования; $P(u, \dot{u})$ – силовая характеристика ПД (рисунок 2.2).

При $u \ll l$ (2.3) переходит в уравнение:

$$\ddot{u} + 2\gamma\omega \cdot \dot{u} + \left(\omega^2 - \frac{\ddot{z}(t)}{l} \right) \cdot u + f(u, \dot{u}) = -\ddot{x}(t), \quad (2.4)$$

где $\omega = \sqrt{\frac{g}{l}}$ – собственная частота системы; $\gamma = \frac{\alpha}{2m\omega}$ – безразмерный коэффициент относительного линейного демпфирования; $f(u, \dot{u}) = \frac{P(u, \dot{u})}{m}$ – приведенное к единичной массе усилие сопротивления ПД.

Пренебрегая вертикальной составляющей движения ЗО, уравнение (2.4) переходит в уравнение [53, 106]:

$$\ddot{u} + 2\gamma\omega \cdot \dot{u} + \omega^2 \cdot u + f(u, \dot{u}) = -\ddot{x}(t). \quad (2.5)$$

Упрощенной динамической расчетной схеме с линейным демпфированием соответствует следующее уравнение движения:

$$\ddot{u} + 2\gamma\omega \cdot \dot{u} + \omega^2 \cdot u = -\ddot{x}(t). \quad (2.6)$$

2.3 Анализ экстремальных сейсмических воздействий

При формировании исходных данных по сейсмическим воздействиям был проанализирован целый ряд акселерограмм – зависимостей ускорений грунта от времени. При выборе расчетных воздействий были использованы как отечественные синтезированные акселерограммы [28, 91], так и зарубежные инструментальные записи [105, 110]. Воздействия оценивались по двум критериям: интенсивность землетрясения (балльность) и частотный состав. Балльность землетрясения определяется различными шкалами, в России обычно используют шкалу MSK-64 [18]. Поэтому после оцифровки более 100 акселерограмм были рассмотрены варианты воздействий, соответствующие по шкале MSK-64 интенсивности 7–9 баллов. После проведения спектрального анализа были выбраны воздействия наиболее опасные по частотному составу в полосе 0.25–0.5 Гц, акселерограммы которых показаны на рисунках 2.5–2.8.

Спектральный анализ был выполнен с помощью построения спектральных кривых – $a(\omega)$ [18, 22]. Функция $a(\omega)$ определялась следующим образом:

$$a = \max_t |\ddot{u}(t) + \ddot{x}(t)|, \quad (2.7)$$

где u – решение уравнения (2.4), в котором принято $\gamma = 0.01$.

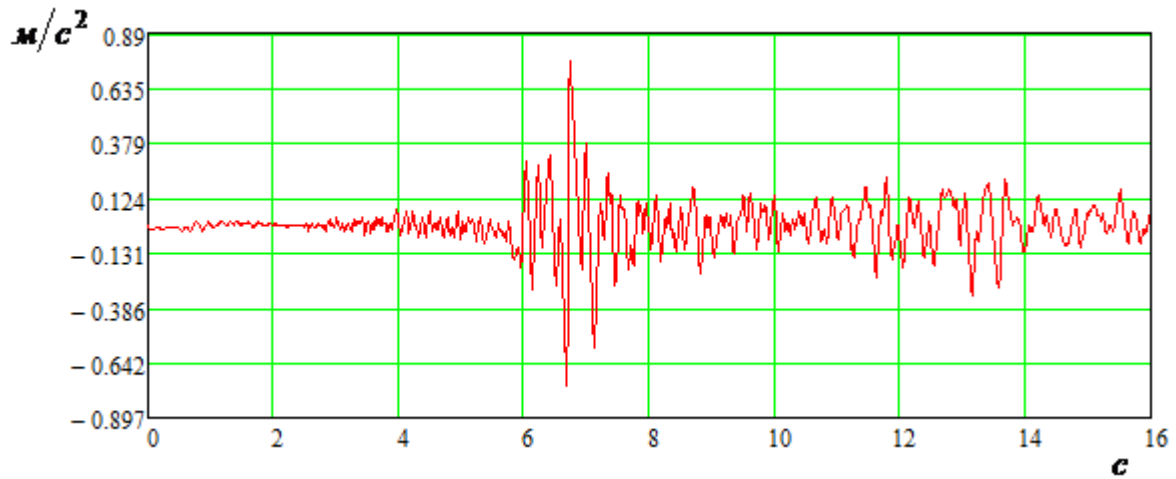


Рисунок 2.5 – Воздействие № 1,
максимальное значение ускорения – 0.79 м/с^2

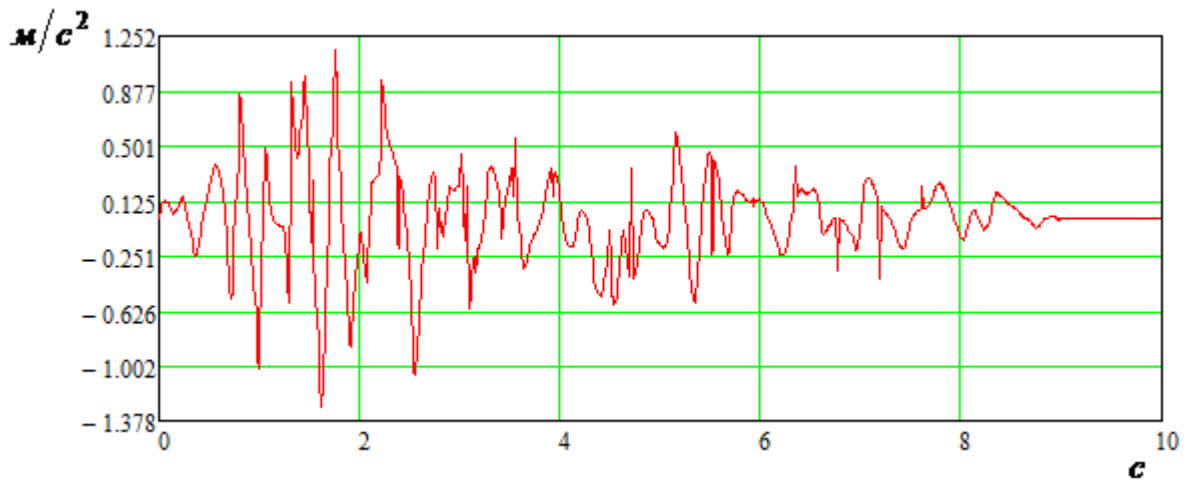


Рисунок 2.6 – Воздействие № 2,
максимальное значение ускорения – 1.28 м/с^2

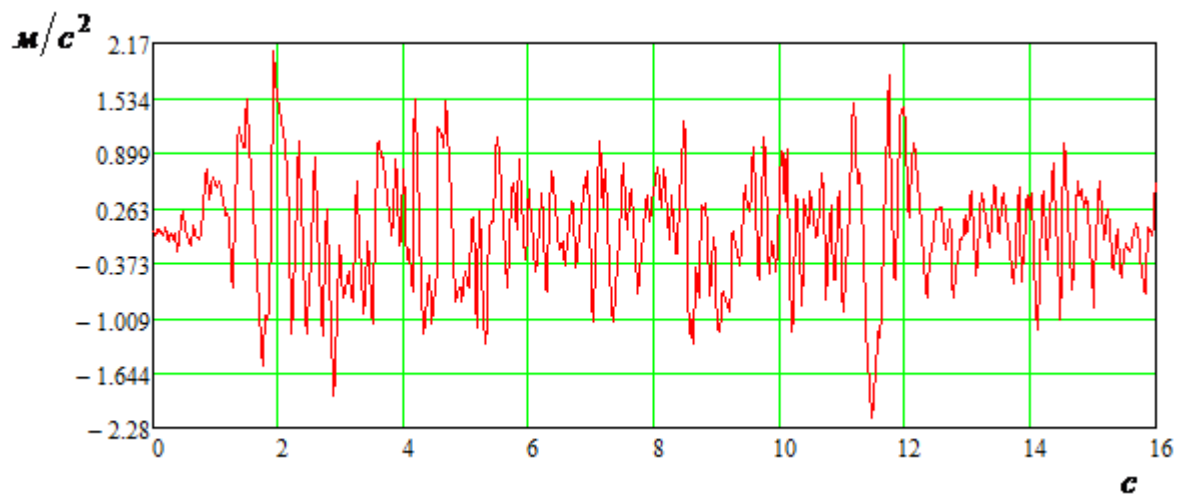


Рисунок 2.7 – Воздействие № 3,
максимальное значение ускорения – 2.18 м/с^2

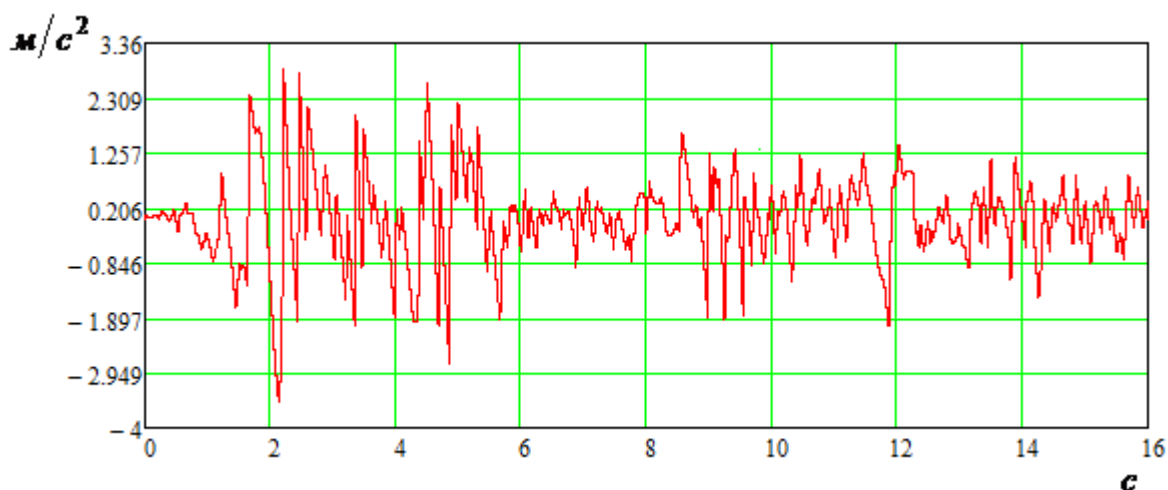


Рисунок 2.8 – Воздействие № 4,
максимальное значение ускорения – 3.5 м/с^2

За счет наличия ССИ понижается собственная частота системы. По результатам расчетов, представленных в виде зависимостей максимальных значений абсолютных ускорений от частоты в диапазоне $0 \dots 1 \text{ Гц}$ на рисунке 2.9, видно, если в сейсмическом воздействии имеется низкочастотная составляющая, то возможно резкое увеличение (всплеск) абсолютных ускорений. Избавиться от этих резонансных явлений позволяет применение ПД. Численный анализ влияния ПД на систему выполнен ниже в п. 2.4.

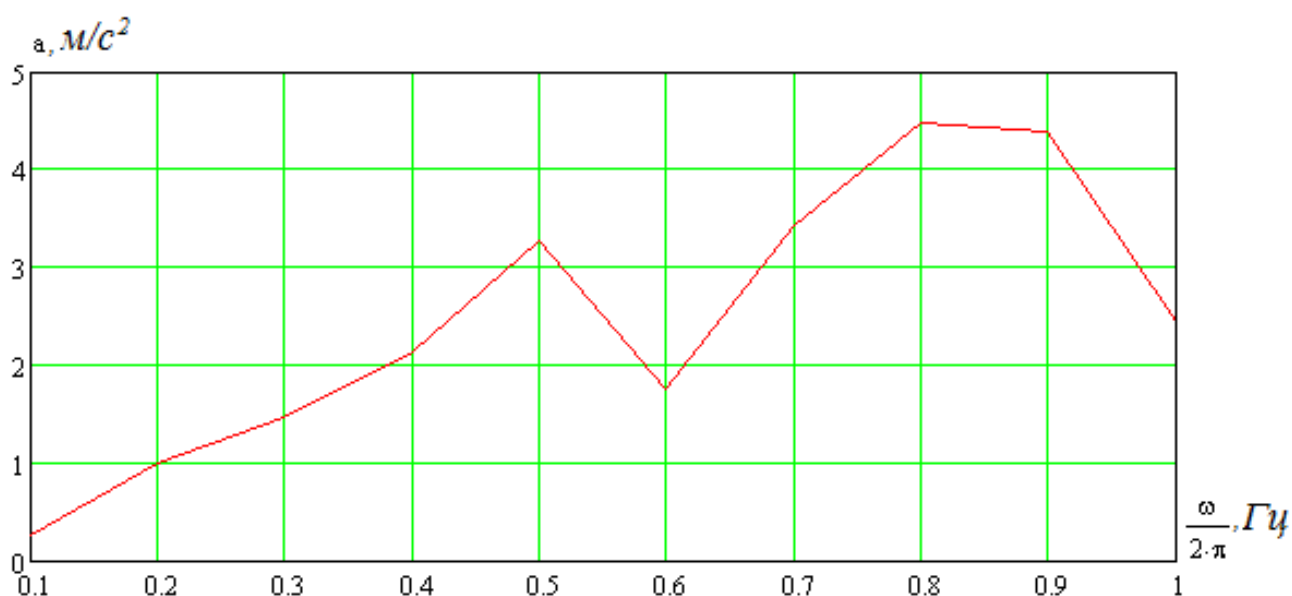


Рисунок 2.9 – Пример построения спектральной кривой
для воздействия № 3

2.4 Численный анализ динамики сейсмоизолированного объекта

Ниже проводится численный анализ уравнений (2.3)–(2.6), выполненный для маятниковой ССИ, разработанной в ОАО «КБСМ» [58, 59, 60, 61]. Однако, все изложенные далее методические подходы действительны для любой конструктивной схемы сейсмоизоляции с пластическим демпфированием.

2.4.1 Исследуемая конструкция

Задачу динамики рассматривается на примере сейсмоизолирующей опоры (СИО) маятникового типа, разработанной в ОАО «КБСМ» (рисунок 2.10) [25, 70, 89]. Тип СИО и их количество определяется с учетом конструкции ЗО и его месторасположения. Различные варианты СИО, в которых демпфирование осуществляется деформированием прямолинейных стержней, жестко соединенных с обоих концов с опорными рамами, представлены на рисунке 2.11.

Технические характеристики СИО [89]:

- грузоподъемность 100–1000 t ;
- эффективная собственная частота, 0.2–0.5 $Гц$;
- максимальное допустимое горизонтальное перемещение 0.5 m ;
- долговечность, 100 лет (не менее);
- снижение сейсмических нагрузок в 3–6 раз.

В реальной конструкции СИО (рисунок 2.12), демпфирование осуществляется деформированием криволинейных стержней, соединенных с конструкцией опоры с помощью сепаратора и держателя (рисунок 2.13). Необходимые усилия срабатывания ПД подбираются с помощью варьирования следующих основных параметров стержней:

- геометрии L, l, R ;
- диаметра d ;
- количество n (в данной СИО может быть от 4 до 12 стержней);
- материала (со следующими механическими характеристиками: модуль упругости – E ; модуль упрочнения – $H = 0.01 \cdot E$; предел текучести – σ_T).

Для опор ОАО «КБСМ» заданной считалась длина маятника СИО ($l = 1.5 \text{ м}$) [70]. Тогда, если принять $g = 9.801 \text{ м/с}^2$, то собственная частота системы:

$$\omega = \sqrt{\frac{g}{l}} = \sqrt{\frac{9.801}{1.5}} = 2.556 \frac{1}{\text{с}} (0.4 \text{ Гц}). \quad (2.8)$$

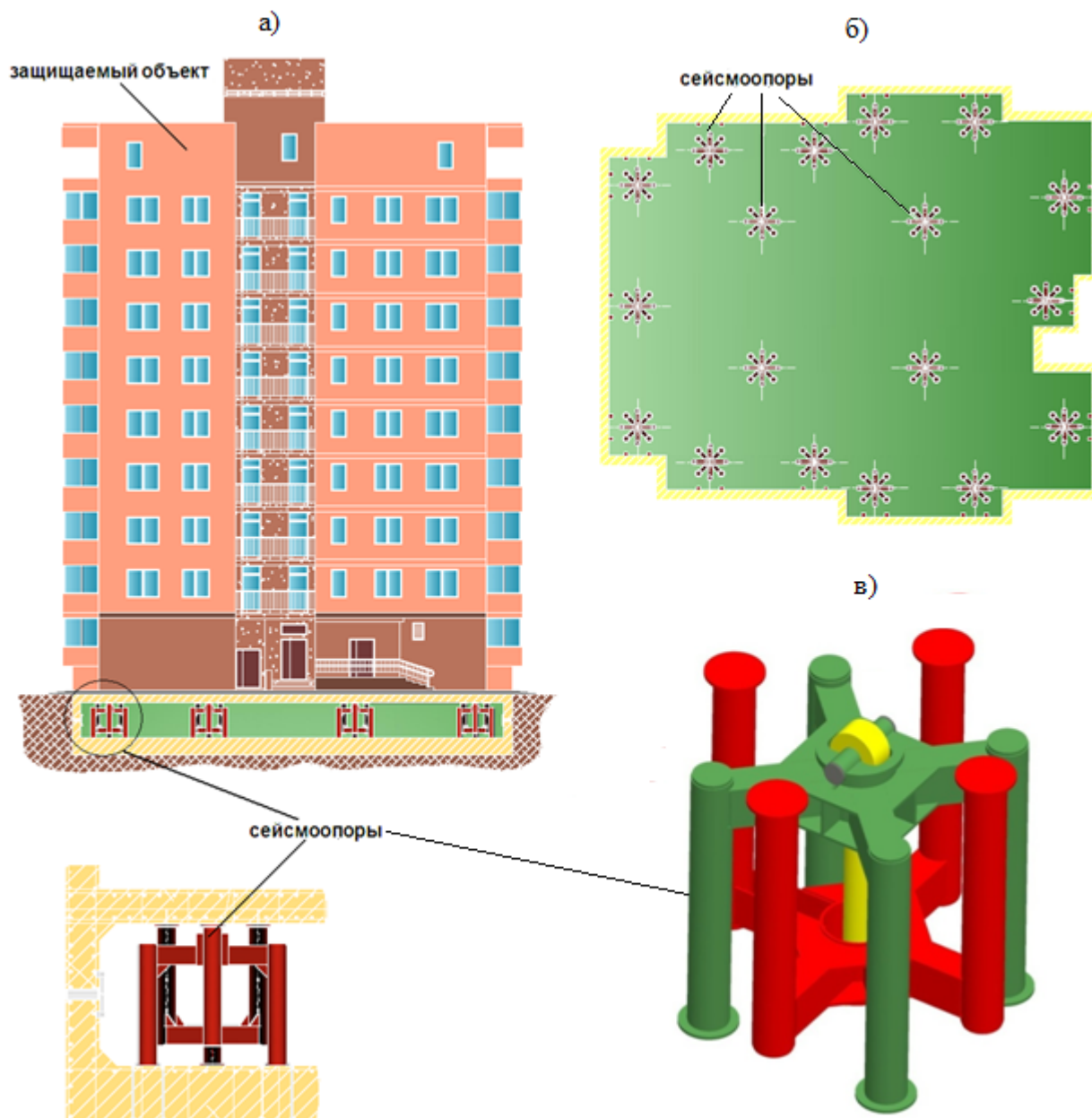


Рисунок 2.10 – Система сейсмоизоляции, разработанная ОАО «КБСМ»:

а) здание, расположенное на СИО;

б) вид сверху; в) 3D модель СИО

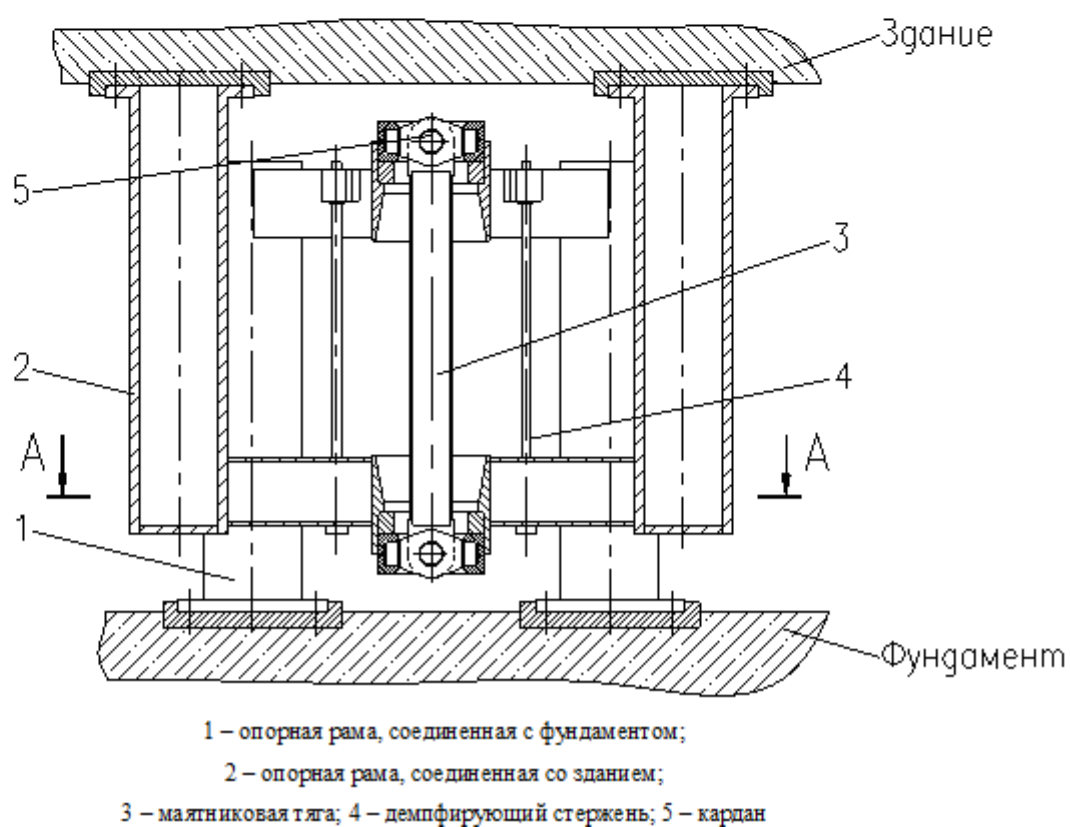
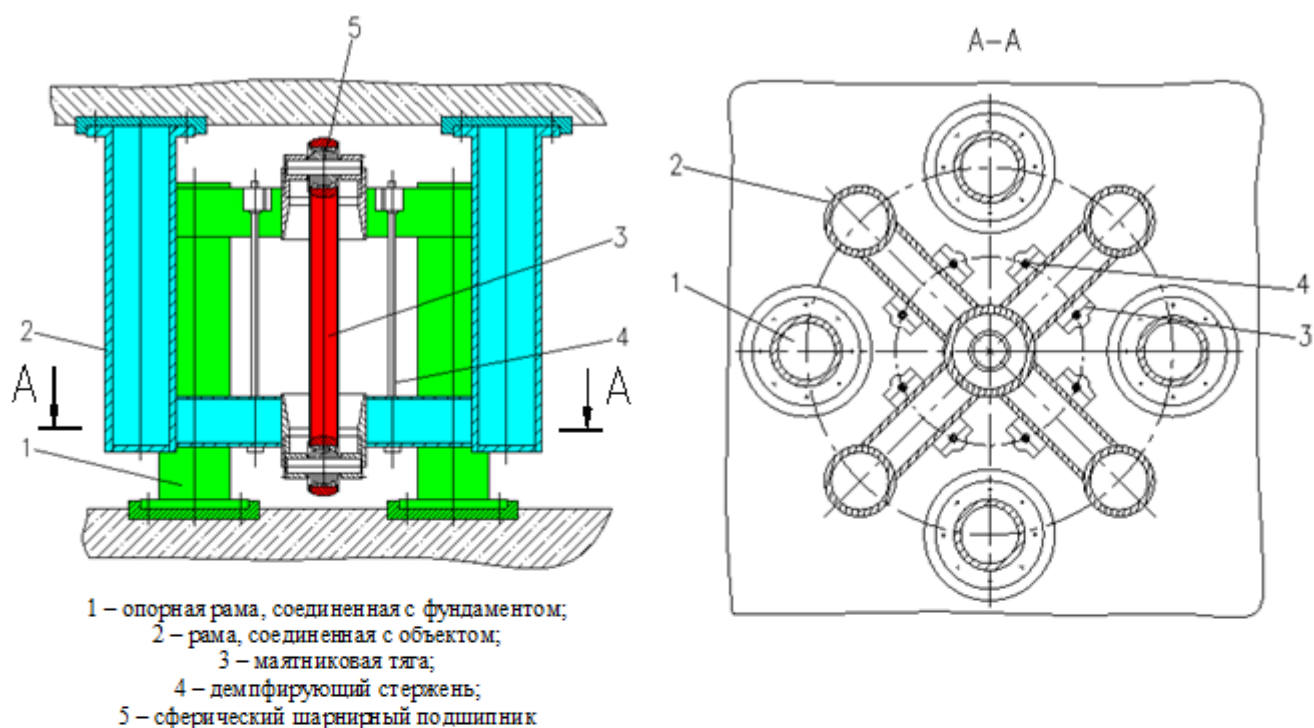


Рисунок 2.11 – Различные варианты СИО маятникового типа:

- а) с шарнирным узлом в виде сферического шарнирного подшипника;
- б) с шарнирным узлом в виде кардана



а)



б)

Рисунок 2.12 – Натурная конструкция СИО, разработанная для испытаний:

а) сейсмоопора маятникового типа;

б) пластические демпферы, используемые в данной сейсмоопоре

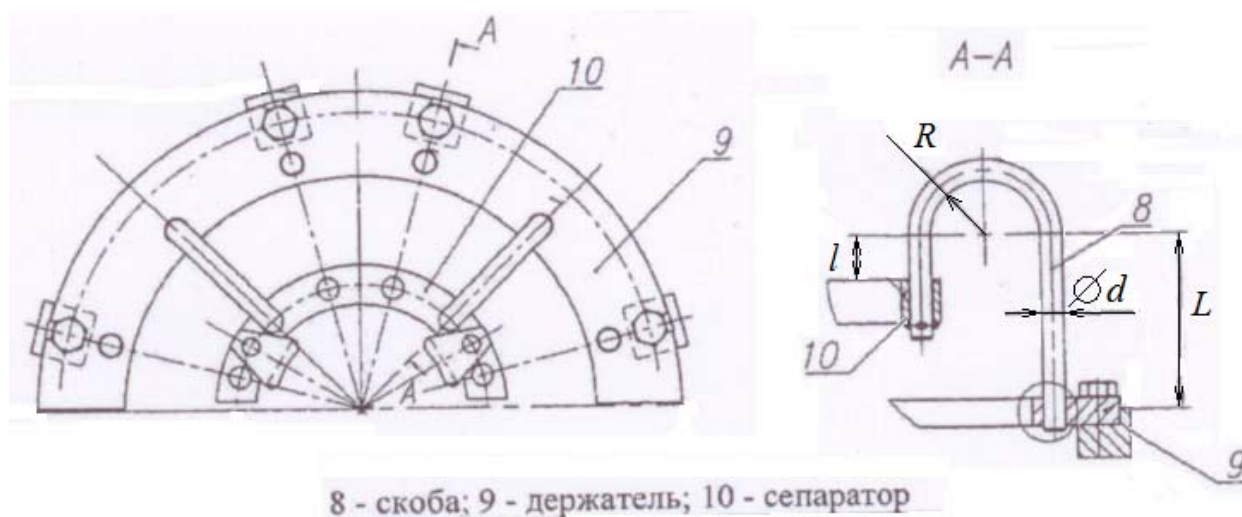


Рисунок 2.13 – Устройство демпфирующее

2.4.2 Исследование возможного диапазона изменения силовых характеристик ПД

Для поиска оптимального демпфирования необходимо знать диапазон изменения параметров силовых характеристик ПД, исходя из реальных

конструктивных возможностей. Для этого был проведен специальный расчетный анализ в возможном конструктивном диапазоне для стержней, входящих в состав демпфирующего устройства, показанного на рисунке 2.13. Варьировались различные значения диаметров стержней и их количество при заданной длине стержней и выбранном материале.

Расчет силовых диаграмм производился с помощью конечно-элементного моделирования в программном комплексе «ANSYS» (Лицензия ФБГОУ ВПО СПбГМУ – ANSYS Structural TECS through 31-Jan-2011 No Expiration Customer # 47601). При этом, в качестве диаграммы материала « $\sigma - \varepsilon$ » использовались билинейные аппроксимации реальных диаграмм деформирования материала со следующими механическими характеристиками: $E = 2.1 \cdot 10^{11} \text{ Па}$; $H = 0.01 \cdot E \text{ Па}$; $\sigma_T = 350 \cdot 10^6$.

Расчетная модель представляет собой жестко закрепленный стержень с одной стороны. Один из концов стержня смещается в горизонтальном и вертикальном направлениях, но не имеет возможности поворачиваться. Конечно-элементная модель стержня со следующими параметрами: $d = 30 \text{ мм}$; $L = 250 \text{ мм}$; $l = 25 \text{ мм}$; $R = 50 \text{ мм}$; а также деформированное состояние стержня представлена на рисунок 2.14.

Результаты расчета в виде зависимостей горизонтальной восстанавливающей силы P от относительных горизонтальных смещений концов стержня для различных диаметров, приведены на рисунок 2.15. Для дальнейших расчетов использовалась билинейная аппроксимация силовых характеристик стержней – рисунок 2.16.

Параметры билинейной аппроксимации силовой характеристики ПД:

$$f_T = \frac{P_T}{m_0}, \quad \omega_1 = \sqrt{\frac{c}{m_0}}, \quad \omega_2 = \sqrt{\frac{c_{nl}}{m_0}}, \quad (2.9)$$

где m_0 – грузоподъемность (рабочая нагрузка) СИО, которая определяется количеством расположенных в ней стержней.

Результаты расчетов приведены в таблице 2.1.

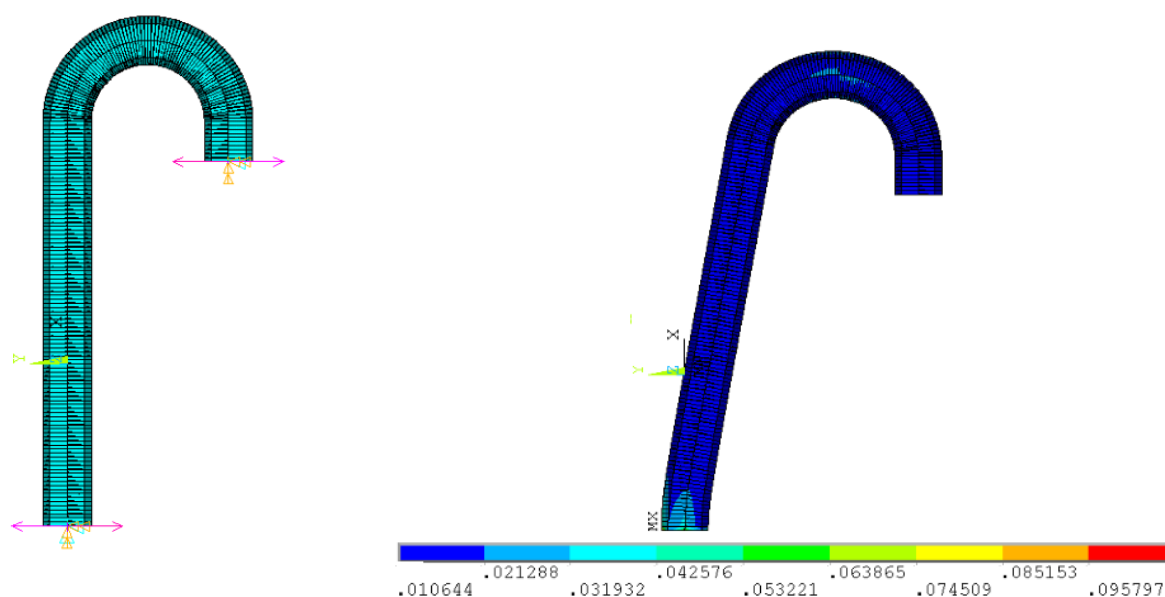


Рисунок 2.14 – Конечно-элементная модель стержня и деформированное состояние стержня

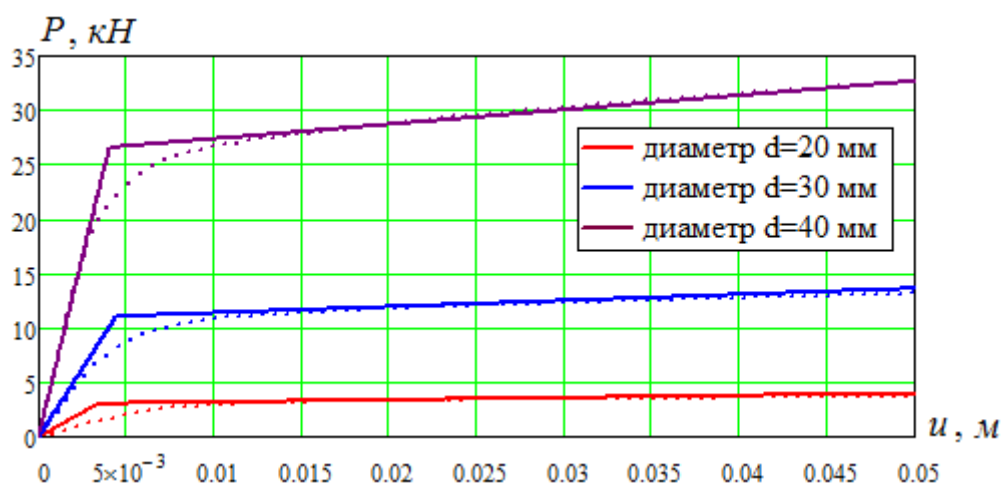


Рисунок 2.15 – Зависимости горизонтальной восстанавливающей силы P от относительных горизонтальных смещений концов стержня

Требуемая грузоподъёмность ССИ определяется условиями ее использования – весовыми характеристиками здания, геометрической компоновкой СИО, увязкой ее с несущими элементами здания и его архитектурой.

Например, если необходимо обеспечить грузоподъёмность опоры в 100 ms , то можно пользуясь таблицей 2.1, подобрать необходимый диаметр и количество стержней, обеспечивающих данную грузоподъёмность.

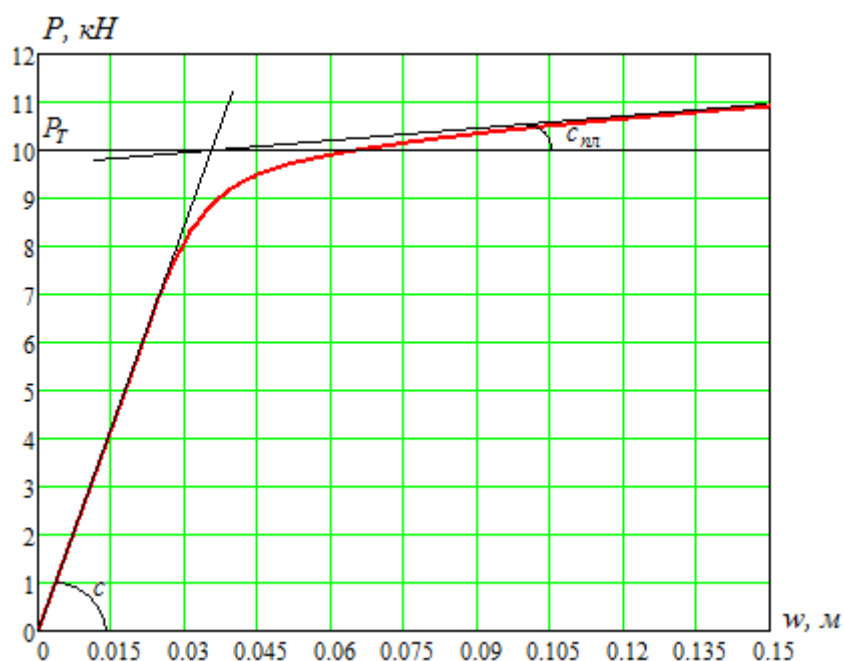


Рисунок 2.16 – Билинейная аппроксимация силовой характеристики ПД

Таблица 2.1 – Параметры силовых характеристик ПД

Вариант 1 $R = 25 \text{ мм}$ $l = 12.5 \text{ мм}$		Усилие срабатывания 1 стержня			Усилие срабатывания 1 опоры								
		P_T			P_T								
		κH			κH								
		I	II	III	I			II			III		
d L		20	30	40	количество стержней								
		мм	мм	мм	4	8	12	4	8	12	4	8	12
100	мм	7.25	25	60	29	58	87	100	200	300	240	480	720
125	мм	6.00	18	48	24	48	72	72	144	216	192	384	576
150	мм	4.50	15	40	18	36	54	60	120	180	160	320	480
Вариант 2 $R = 50 \text{ мм}$ $l = 25 \text{ мм}$		Усилие срабатывания 1 стержня			Усилие срабатывания 1 опоры								
		P_T			P_T								
		κH			κH								
		I	II	III	I			II			III		
d L		20	30	40	количество стержней								
		мм	мм	мм	4	8	12	4	8	12	4	8	12
150	мм	4.0	12.0	36.0	16	32	48	48	96	144	144	288	432
175	мм	3.0	10.5	31.5	12	24	36	42	84	126	126	252	378
200	мм	2.5	9.0	25.0	10	20	30	36	72	108	100	200	300
225	мм	2.0	8.0	23.5	8	16	24	32	64	96	94	188	282
250	мм	1.5	7.0	21.0	6	12	18	28	56	84	84	168	252

2.5 Результаты численного анализа

Для исследования степени снижения нагрузки, обеспечиваемой линейной схемой без пластического демпфирования, были проведены расчеты по уравнению (2.6) на сейсмическое воздействие № 4 для коэффициента линейного демпфирования γ от 0.00 до 0.05. Результаты, приведенные в таблице 2.2, показывают, что введение вязкого линейного демпфирования увеличивает эффективности СИО и избавляет от квазирезонансных явлений.

Таблица 2.2 – Параметры движения ЗО для линейного демпфирования

γ	$u_{\max}, м$	$\ddot{u}_{\max}, м/с^2$
0	0.47	3.1
0.01	0.44	3.0
0.02	0.42	2.8
0.03	0.40	2.7
0.04	0.38	2.5
0.05	0.36	2.4

Также было рассмотрено более 30 вариантов силовых характеристик ПД [35]. Для наглядной демонстрации динамических расчетов были выбраны 3 варианта силовых характеристик ПД (таблица 2.3).

Таблица 2.3 – Параметры силовых диаграмм ПД, принятые для расчетов

№ с/х	Грузоподъемность, тс	$f_T, м/с^2$	$\omega_1, 1/с$	$\omega_2, 1/с$
1	1000	1.0	25	2.5
2	500	0.5	23	2.3
3	100	0.1	20	2.0

Сравнение результатов подробного расчета системы «сооружение – сейсмоизоляция» методом конечных элементов позволило определить, что значение перемещения в верхней и нижней точках сейсмоизолированного здания близки по амплитуде [73, 97, 98, 121]. Адекватность применения упрощенных расчетных схем для усредненных оценок поведения системы «сооружение – сейсмоизоляция» и эффективности сейсмозащиты подтверждается расчетам, которые показали, что конструкция расположенная выше сейсмоизолированного фундамента совершает колебания как твердое тело.

Пример расчета для воздействия № 4, полученный по нелинейной и линеаризованной расчетным схемам, показан на рисунок 2.17. Результаты расчетов по нелинейной и линеаризованной расчетным схемам позволили сделать выводы о том, что для проектных оценок работы системы «сооружение – сейсмоизоляция» достаточно пользоваться линеаризованными схемами. Учет вертикальных сил также не вносит существенного вклада в определяемые параметры движения системы.

Для анализа эффективности пластического демпфирования был выполнен расчет по линеаризованной расчетной схеме без учета вертикальной составляющей воздействия (2.5) для выбранного диапазона параметров силовых характеристик (таблица 2.3). Результаты расчетов для всех сейсмических воздействий приведены в таблице 2.4.

Таблица 2.4 – Параметры движения ЗО, защищенного с помощью ССИ

№ с/х	Воздействие № 1		Воздействие № 2		Воздействие № 3		Воздействие № 4	
	$ u_{\max} $ мм	$ \ddot{u}_{\max} $ м/с ²	$ u_{\max} $ мм	$ \ddot{u}_{\max} $ м/с ²	$ u_{\max} $ мм	$ \ddot{u}_{\max} $ м/с ²	$ u_{\max} $ мм	$ \ddot{u}_{\max} $ м/с ²
1	37.8	0.85	42.9	0.86	24.8	0.83	68.2	0.90
2	23.6	0.67	129	0.78	24.6	0.67	103	0.68
3	31.9	0.51	153	0.60	27.0	0.51	137	0.59

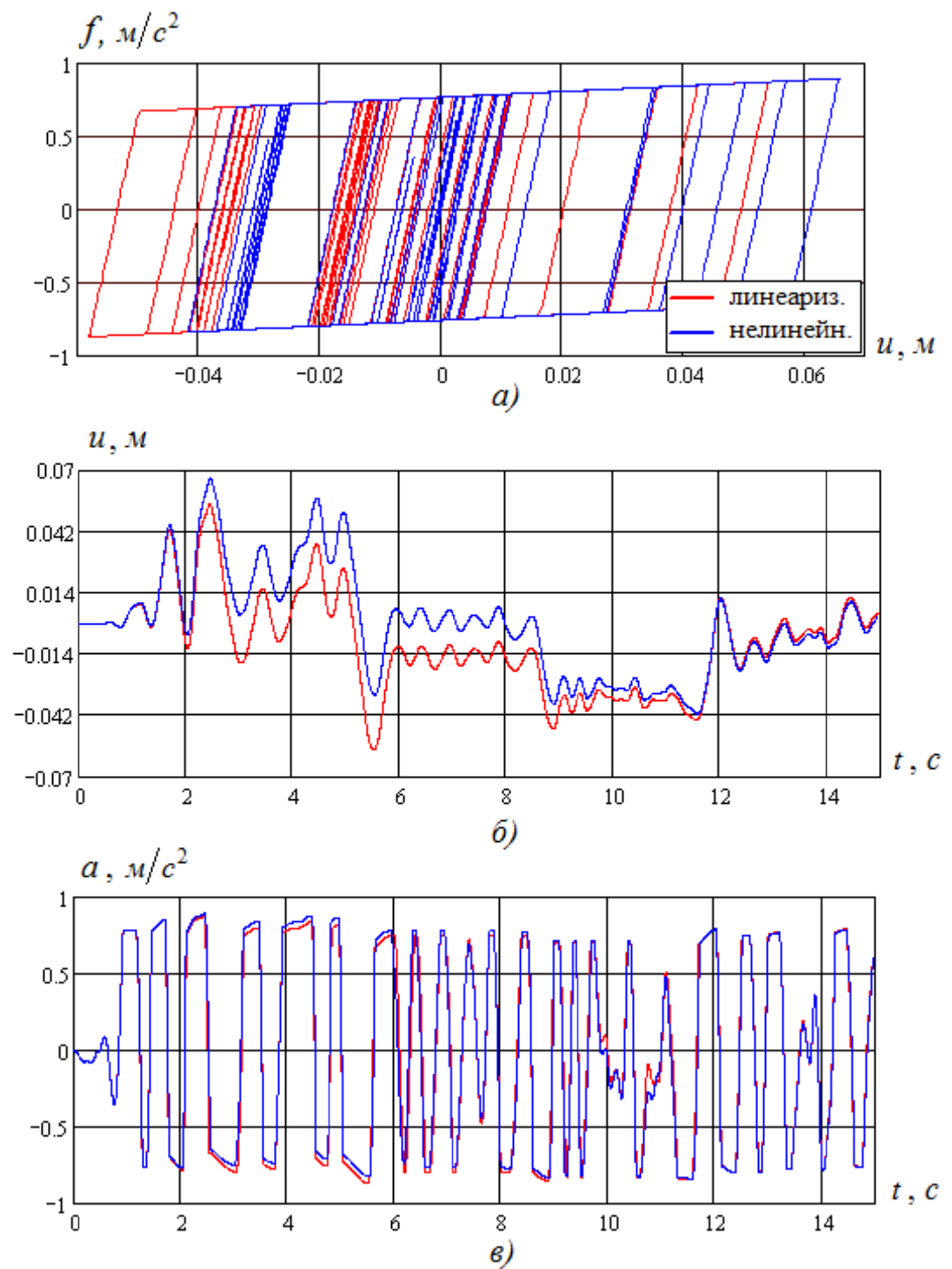


Рисунок 2.17 – Результаты расчетов на воздействие № 4 по нелинейной и линеаризованной расчетной схеме: а) зависимость $f(u, \dot{u})$; б) относительное перемещение; в) абсолютное ускорение

Выводы по главе 2

1. Получено численное решение уравнения движения системы «сооружение – сейсмоизоляция», возбужденной нестационарными сейсмическими воздействиями, по нелинейной и линеаризованной расчетным схемам.

2. Анализ решения уравнения системы «сооружение – сейсмоизоляция» по нелинейной и линеаризованной расчетной схеме демонстрирует незначительное расхождение результатов, что позволило в дальнейшем перейти на расчет по линеаризованной схеме.

3. Сформированы исходные данные для нестационарных сейсмических воздействий.

4. Эффективность ССИ была проверена для достаточно широкого диапазона воздействий, так как были рассмотрены варианты воздействий интенсивностью 7–9 баллов наиболее опасные по частотному составу в полосе 0.25–0.5 Гц.

5. Сформированы исходные данные для параметров силовых характеристик ПД с помощью конечно-элементного расчета в ПК «ANSYS».

6. Показано, что необходимые усилия срабатывания ПД подбираются с помощью варьирования основных параметров стержней: геометрии, диаметра и их количества.

7. Выполненная серия расчетов дала возможность сделать следующие важные промежуточные выводы:

- оптимум параметров демпфера существует, но реализовать его с помощью конечно-элементных расчетов в проектных условиях чрезвычайно сложно;
- полученные зависимости сопротивления демпфера от перемещений показывают, что деформирование происходит циклически и при выборе оптимальных параметров следует учесть возможность малоциклового усталости;
- возникает необходимость разработки специальной методики для отыскания аналитических зависимостей силовых характеристик демпфера.

3 ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ ДИАГРАММЫ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ ЭЛЕМЕНТОВ

3.1 Общая постановка задачи для криволинейного элемента

Рассмотрим пластически деформируемый криволинейный стержневой элемент, находящийся в условиях плоского изгиба [34]. Обратимся к модели, представленной на рисунке 3.1.

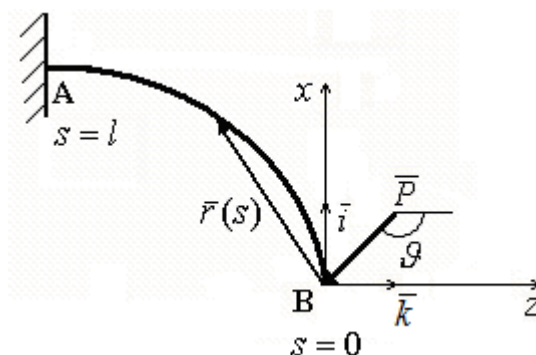


Рисунок 3.1 – Криволинейный стержневой элемент

Прогиб $\bar{U}_B$ конца стержня вычисляется по формуле [94]:

$$\bar{U}_B = \int_0^{s_A} \bar{r}(s) \times \bar{\chi}(s) ds, \quad (3.1)$$

где s – текущая длина дуги оси стержня; $\bar{\chi}(s)$ – радиус кривизны оси стержня; $\bar{r} = \bar{r}(s) = x(s)\bar{i} + z(s)\bar{k}$ – уравнение, определяющее плоскую кривую оси стержня.

Считается, что поперечное сечение стержня постоянно (не зависит от s) и двояко-симметрично, причем одна из главных осей инерции лежит в плоскости элемента. Описание ведется в геометрически линейной постановке в рамках классической модели типа Кирхгофа. Отличие конечной конфигурации от начальной считается незначительным, элемент неразтяжим.

Изгибающий момент в сечении стержня с координатой s от силы $\bar{P}$ выражается формулой:

$$\bar{M}(s) = -\bar{r}(s) \times \bar{P} = (x(s)\bar{i} + z(s)\bar{k}) \cdot (P_x\bar{i} + P_z\bar{k}), \quad (3.2)$$

где $x(s)$, $y(s)$ – компоненты вектора $\bar{r}(s)$;

P_x, P_z – компоненты вектора $\bar{P}$;

ϑ – угол между $\bar{P}$ и ортом $\bar{k}$, направленным вдоль оси z ;

$\bar{i}$ – орт, перпендикулярный плоскости изгиба.

Для рассматриваемой модели принципиально, что изгибающий момент в сечении есть функция от изменения кривизны:

$$M(s) = |\bar{M}(s)| = -x(s)P_z + z(s)P_x = f[\chi(s)]. \quad (3.3)$$

Введем обозначения:

$$g(s) = -x(s)P_z + y(s)P_x, \quad (3.4)$$

φ – функция, обратная к $g(s)$: $\varphi[g(s)] = s$.

С учетом этих обозначений и соотношений (2) и (3) интеграл (1) можно записать в виде:

$$U_B = \int_0^{\chi_A} \bar{r} [\varphi(f(\chi))] \times \bar{\chi} \cdot \varphi'_g \cdot f'_\chi d\chi, \quad (3.5)$$

где $\chi_A = \chi(s_A)$.

Обычно функция $g(s)$ задается простыми аналитическими зависимостями. В тоже время обратная к $g(s)$ функция $\varphi(s)$ с вычислительной точки зрения есть таблица и ее дифференцирование затруднительно. Поэтому, используя известное соотношение:

$$\varphi'_g = \frac{1}{g'_s}, \quad (3.6)$$

интеграл (3.5) запишем следующим образом:

$$\bar{U}_B = \int_0^{\chi_A} \bar{r} [\varphi(f(\chi))] \times \bar{\chi} \cdot \frac{f'_\chi}{g'_s [\varphi(f(\chi))]} d\chi. \quad (3.7)$$

Для вычисления интеграла необходимо задать χ_A . Запишем следующие соотношения:

$$\bar{r}(s_A) \times \bar{P} = f(\chi_A) \bar{k}. \quad (3.8)$$

или

$$P = \frac{f(\chi_A)}{g(s_A)}. \quad (3.9)$$

Уравнения (3.7) и (3.9) есть параметрическое задание силовой диаграммы криволинейного стержня. Параметром является величина χ_A . Для вычисления силовой диаграммы надо задать очертания оси стержня $x(s)$, $y(s)$, направление силы $\bar{P}$ (угол ϑ) и зависимость момента от изменения кривизны $f(\chi)$. В случае прямолинейного стержня все вышеприведенные выкладки можно довести до конца в аналитическом виде.

Учет изменения размеров стержней, то есть геометрически нелинейная постановка задачи, но для линейно упругих систем рассмотрена в работе В.А. Светлицкого [79]. Геометрически нелинейная постановка для упругопластических систем может быть найдена в статье Ю.Л. Рутмана [69].

3.2 Прямолинейный элемент – явные зависимости для силовой характеристики при произвольном законе пластичности материала

3.2.1 Исходные обозначения и гипотезы

Рассмотрим нагруженную краевой силой консоль с двояко-симметричным сечением (рисунок 3.2) и упруго-пластической диаграммой материала (рисунок 3.3).

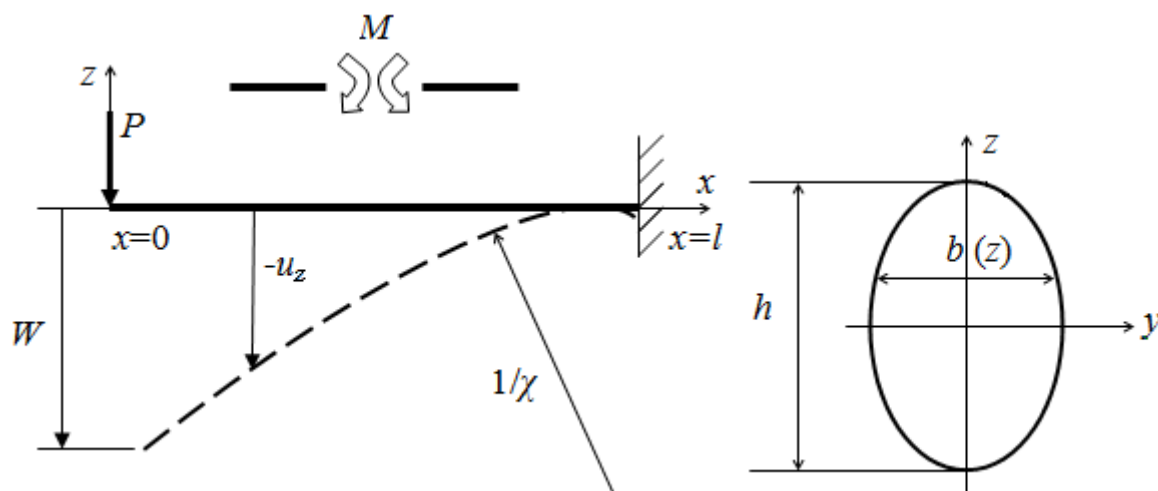


Рисунок 3.2 – Нагруженный краевой силой прямолинейный стержень и его двояко-симметричное сечение

На рисунке 3.2 обозначено:

x – продольная координата ($0 \leq x \leq l$); z – поперечная координата ($-h/2 \leq z \leq h/2$); y – боковая координата ($-b(z)/2 \leq y \leq b(z)/2$); l – длина консоли; h – высота сечения; $b(z)$ – ширина сечения; P – краевая сила; $M(x)$ – изгибающий момент; $\chi(x)$ – кривизна в деформированном состоянии; $u_z(x)$ – поперечное перемещение; $W \equiv -u_z(0)$ – прогиб под силой.

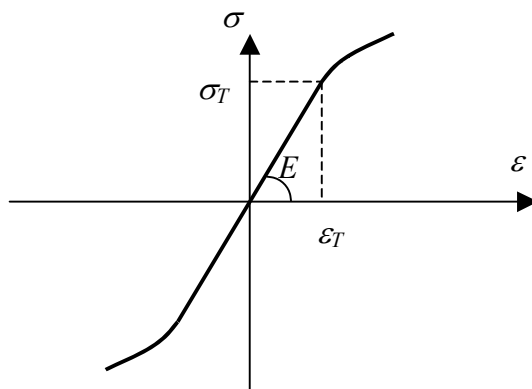


Рисунок 3.3 – Упруго-пластическая диаграмма материала

На рисунке 3.3 обозначено:

E – модуль упругости; σ_T – предел текучести; $\varepsilon_T \equiv \sigma_T / E$ – деформация текучести. Диаграмма считается строго нечетной, $\sigma(-\varepsilon) = -\sigma(\varepsilon)$.

На рисунке 3.3 показана типичная упруго-пластическая диаграмма материала – зависимость продольных напряжений $\sigma \equiv \sigma_x$ от продольных деформаций $\varepsilon \equiv \varepsilon_x$ при простом нагружении, построенная в рамках стандартной силовой гипотезы механики стержней $\sigma_y \equiv \sigma_z \equiv 0$.

3.2.2 Вывод разрешающих уравнений в безразмерной форме

Из кинематических гипотез геометрически-линейной механики стержней, а также уравнений глобального и локального равновесия, следует:

$$\varepsilon(x, z) = \chi(x)z, \quad \chi(x) = -\frac{d^2 u_z}{dx^2}, \quad u_z(l) = 0, \quad \frac{du_z}{dx}(l) = 0;$$

$$M(x) = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma b(z) z dz, \quad M(x) = P x. \quad (3.10)$$

Закон изменения ширины двояко-симметричного сечения в поперечном направлении принимается в виде произвольной четной функции $b(z) = b_0 \beta\left(\left|\frac{2z}{h}\right|\right)$, где b_0 – характерная толщина. Закон состояния материала задается

в виде $\sigma = \sigma_T f(\tau)$, $\tau \equiv \frac{\varepsilon}{\varepsilon_T}$.

При этом изгибающий момент, выраженный через силу и продольную координату, выражается интегралом по половине сечения:

$$Px = 2\sigma_T b_0 \int_0^{h/2} f\left(\frac{\chi z}{\varepsilon_T}\right) \beta\left(\frac{2z}{h}\right) z dz, \quad (3.11)$$

а прогиб под силой, согласно кинематическим соотношениям, – интегралом по длине [94]:

$$W = \int_0^l \chi(x) x dx. \quad (3.12)$$

Введем безразмерные параметры:

$$p \equiv \frac{2Pl}{\sigma_T b_0 h^2}, \quad w \equiv \frac{Wh}{\varepsilon_T l^2}, \quad \frac{\chi z}{\varepsilon_T} = \tau_1, \quad \frac{\chi h}{2\varepsilon_T} = \tau, \quad \tau|_{x=l} = t, \quad (3.13)$$

а также интегральную функцию закона состояния с учетом изменения ширины:

$$\Phi(\tau) \equiv \frac{1}{\tau^2} \int_0^\tau f(\tau_1) \beta\left(\frac{\tau_1}{\tau}\right) \tau_1 d\tau_1, \quad (3.14)$$

Проведем соответствующие замены переменных z и x в интегралах для силы и прогиба на приведенные деформации, меняющиеся вдоль z и x :

$$\begin{aligned} Px &= 2\sigma_T b_0 \frac{\varepsilon_T^2}{\chi^2} \int_0^{\frac{\chi h}{2\varepsilon_T}} f(\tau_1) \beta\left(\frac{\tau_1}{\tau}\right) \tau_1 d\tau_1 = \frac{\sigma_T b_0 h^2}{2} \frac{1}{\tau^2} \int_0^\tau f(\tau_1) \beta\left(\frac{\tau_1}{\tau}\right) \tau_1 d\tau_1 = \frac{\sigma_T b_0 h^2}{2} \frac{1}{\tau^2} F(\tau), \\ p \frac{x}{l} &= \frac{1}{\tau^2} F(\tau), \quad x = \frac{l}{p} \frac{1}{\tau^2} F(\tau), \quad F(\tau) = \int_0^\tau f(\tau_1) \beta\left(\frac{\tau_1}{\tau}\right) \tau_1 d\tau_1, \quad p = \frac{1}{t^2} F(t) = \Phi(t), \\ W &= \frac{1}{2} \int_0^l \chi \frac{d(x^2)}{dx} dx = \frac{1}{2} \int_0^l \frac{2\varepsilon_T}{h} \tau \frac{d\left(\frac{l}{p} \frac{F(\tau)}{\tau^2}\right)^2}{dx} dx = \frac{\varepsilon_T l^2}{hp^2} \int_0^t \tau \frac{d\left(\frac{F(\tau)}{\tau^2}\right)^2}{d\tau} d\tau, \end{aligned}$$

$$w = \frac{1}{p^2} \int_0^t \tau \frac{d\left(\frac{F(\tau)}{\tau^2}\right)^2}{d\tau} d\tau = t \left(1 - \frac{t^3}{\Phi^2(t)} \int_0^t \frac{\Phi^2(\tau)}{\tau^4} d\tau \right)$$

В результате решение задачи определения силовой диаграммы сводится к вычислению параметрических зависимостей $p(t)$, $w(t)$:

$$p(t) = \Phi(t), \quad w(t) = t - \frac{1}{\Phi^2(t)} \int_0^t \Phi^2(\tau) d\tau \quad (3.15)$$

Параметрические зависимости (3.12) в любом стандартном вычислительном пакете легко переводятся в явные графические зависимости $p(w)$ или $w(p)$.

3.2.3 Примеры аналитического решения

В большинстве практических случаев упруго-пластическая диаграмма напряжений может быть аппроксимирована полиномиальной функцией:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon, & 0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_T, \\ \sigma_T + E \left(a_1(\varepsilon - \varepsilon_T) - \frac{a_2}{\varepsilon_T}(\varepsilon - \varepsilon_T)^2 + \frac{a_3}{\varepsilon_T^2}(\varepsilon - \varepsilon_T)^3 \right), & \varepsilon_T \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{\max}, \end{cases} \quad (3.16)$$

при этом:

$$f(\tau) = \begin{cases} \tau, & 0 \leq \tau \leq 1, \\ 1 + a_1(\tau - 1) - a_2(\tau - 1)^2 + a_3(\tau - 1)^3, & 1 \leq \tau \leq \tau_{\max} \end{cases} \quad (3.17)$$

При постоянной ширине – $\beta = 1$, интегральная функция закона состояния представляется формулой:

$$\Phi(\tau) = \begin{cases} \frac{1}{3}\tau, & 0 \leq \tau \leq 1, \\ \frac{1}{2} - \frac{1}{6\tau^2} + \frac{a_1(2\tau + 1)(\tau - 1)^2}{6\tau^2} - \frac{a_2(3\tau + 1)(\tau - 1)^3}{12\tau^2} + \\ + \frac{a_3(4\tau + 1)(\tau - 1)^4}{20\tau^2}, & 1 \leq \tau \leq \tau_{\max} \end{cases} \quad (3.18)$$

После аналитического задания $\Phi(\tau)$ дальнейшие построения в общем случае сводятся к графическому переходу от параметрических зависимостей к явной диаграмме «сила–прогиб».

Для ряда простых диаграмм материала все выкладки могут быть доведены до замкнутых формул и явных зависимостей. Ниже некоторые из них рассмотрены в случае прямоугольного сечения ($\beta = 1$).

а) в случае *линейной зависимости (упругий участок нелинейной диаграммы)* $0 \leq \tau, t \leq 1; \forall a_i$, параметрические интегралы дают:

$$p(t) = \frac{t}{3}, \quad w(t) = \frac{2t}{3}.$$

Явная зависимость:

$$w = 2p$$

приводит к известной формуле сопротивления материалов [94]:

$$W = \frac{4 P l^3}{E b h^3}.$$

б) в случае *упруго-пластической диаграммы без упрочнения (диаграммы Прандтля)* $a_i = 0$, при $\tau, t \geq 1$ получаем:

$$p(t) = \frac{3t^2 - 1}{6t^2}, \quad w(t) = \frac{4t(10t^3 - 9t^2 + 1)}{3(3t^2 - 1)^2}. \quad (3.19)$$

в) в случае *упруго-пластической диаграммы с линейным упрочнением* $a_1 \equiv a = \frac{H}{E}$ ($0 < a < 1$), $a_2 = a_3 = 0$, при $\tau, t \geq 1$ получаем:

$$p(t) = \frac{(3t^2 - 1) + a(2t + 1)(t - 1)^2}{6t^2}, \quad (3.20)$$

$$w(t) = \frac{2t(4a^2t^6 + 9a(1-a)t^5 + (20 - 21a + 6a \ln t)(1-a)t^3 - (1-a)^2(18t^2 - 2))}{3(4a^2t^6 + 12a(1-a)t^5 + (1-a)^2(9t^4 - 6t^2 + 1) - 4a(1-a)t^3)}.$$

Качественные диаграммы всех приведенных случаев представлены на рисунках 3.4–3.6.

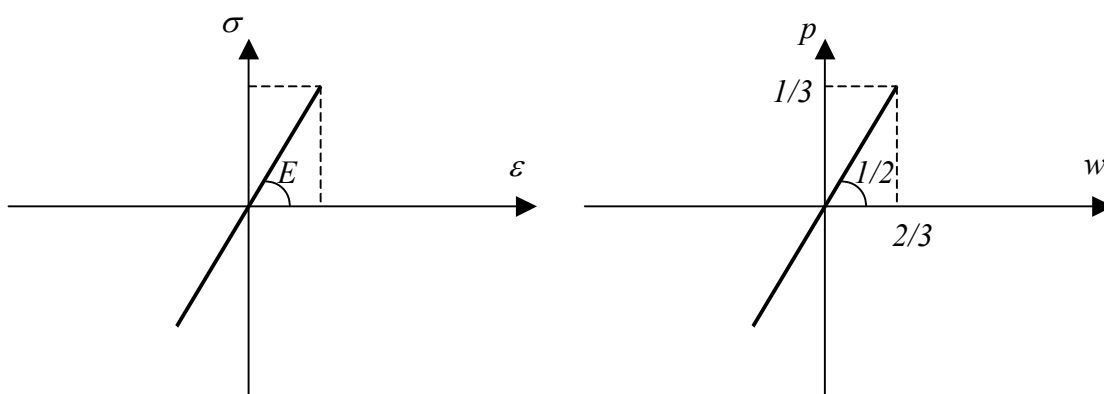


Рисунок 3.4 – Диаграммы материала и консоли для линейного участка

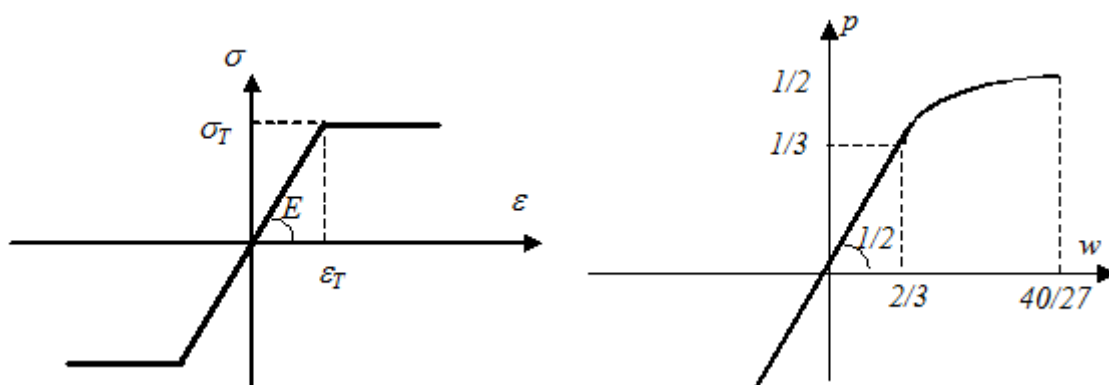


Рисунок 3.5 – Диаграммы материала и консоли для упруго-пластической характеристики без упрочнения

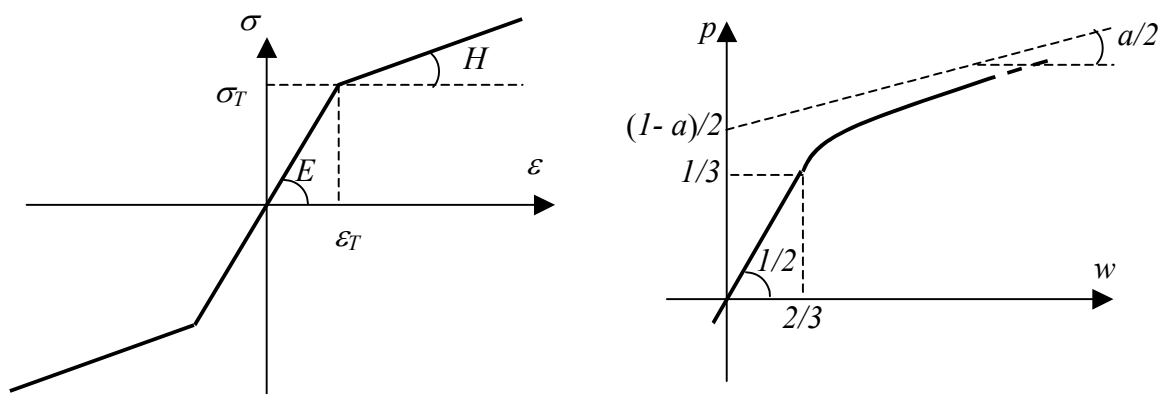


Рисунок 3.6 – Диаграммы материала и консоли для упруго-пластической характеристики с линейным упрочнением

3.3 Элемент с осью, являющейся частью окружности

3.3.1 Исходные обозначения

Рассмотрим нагруженную консоль прямоугольного сечения с осью, являющейся частью окружности (рисунок 3.7).

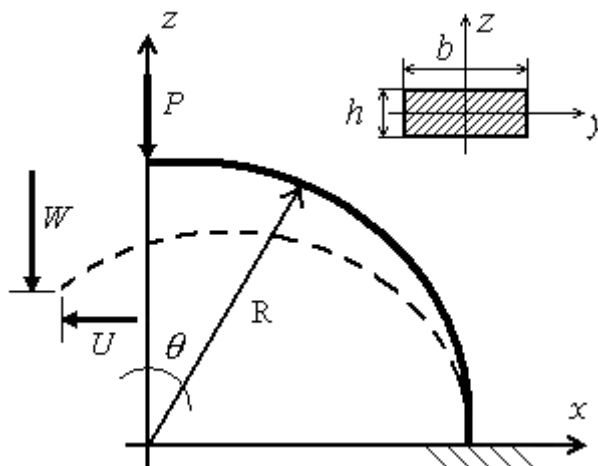


Рисунок 3.7 – Нагруженная консоль прямоугольного сечения с осью, являющейся частью окружности

На рисунке 3.7 обозначено:

R – радиус окружности; θ_0 – угол раствора окружности; s – текущая длина оси стержня; $M(s)$ – изгибающий момент; $\chi(s)$ – изменение кривизны в сечении с координатой s ; $u_z(s)$ – поперечное перемещение; $W \equiv -u_z(0)$ – прогиб под силой; $u_x(s)$ – продольное перемещение; $U \equiv -u_x(0)$ – продольное перемещение под силой.

В качестве характеристики материала рассматривается упруго-пластическая диаграмма с упрочнением: $a = \frac{H}{E}$ – коэффициент упрочнения.

3.3.2 Вывод разрешающих уравнений в безразмерной форме

Основные зависимости для прямоугольного сечения [94]:

$W_{ypr} = \frac{bh^2}{6}$ – упругий момент сопротивления сечения;

$s_p = R \sin \theta_p = \frac{\sigma_T W_{ynp}}{P}$ – длина оси стержня, при которой в заделке образуется пластический шарнир. (3.21)

Приращение текущей длины оси стержня $ds = R d\theta$, отсюда находим изгибающий момент:

$$M(\theta) = PR \sin \theta. \quad (3.22)$$

Для прямолинейного стержня определение силовой диаграммы было возможно свести к вычислению параметрических зависимостей $p(t)$, $w(t)$ алгебраически. Однако, в случае не прямолинейного стержня, а с осью, являющейся частью окружности, сведение уравнений для силы и прогиба к параметрическим зависимостям в общем виде достаточно громоздко и сложно. Поэтому ограничимся переходом для всех уравнений к безразмерному виду и составим выражения для силы в алгебраическом виде, а для прогиба в интегральной форме.

Введем безразмерные параметры:

$$p \equiv \frac{2PR \sin \theta_0}{\sigma_T b h^2}, \quad w \equiv \frac{Wh}{\varepsilon_T R^2 \sin^2 \theta_0}, \quad u \equiv \frac{Uh}{\varepsilon_T R^2 \sin^2 \theta_0}, \quad \frac{\chi h}{2\varepsilon_T} = \tau, \quad \tau|_{\theta=\theta_0} = t, \quad (3.23)$$

Согласно кинематическим соотношениям (3.12), определим прогиб и продольное перемещение под силой:

$$\begin{aligned} W &= \int_0^{x_0} \chi(s) \cdot x(s) ds = \int_0^{\theta_0} \chi \cdot R \sin \theta R d\theta = \\ &= \int_0^{\theta_p} \frac{PR \sin \theta}{EI} \cdot R^2 \sin \theta d\theta + \int_{\theta_p}^{\theta_0} \chi \cdot R^2 \sin \theta d\theta, \end{aligned} \quad (3.24)$$

$$\begin{aligned} U &= \int_0^{z_0} \chi(s) \cdot z(s) ds = \int_0^{\theta_0} \chi \cdot R(1 - \cos \theta) R d\theta = \\ &= \int_0^{\theta_p} \frac{PR \sin \theta}{EI} \cdot R^2 (1 - \cos \theta) d\theta + \int_{\theta_p}^{\theta_0} \chi \cdot R^2 (1 - \cos \theta) d\theta. \end{aligned} \quad (3.25)$$

В (3.24) и (3.25) угол θ_p определяет сечение, в котором появляются пластические деформации. Этот угол находится из соотношения:

$$\sin \theta_p = \frac{\sigma_T W_{ynp}}{PR} = \frac{\sin \theta_0}{3p}. \quad (3.26)$$

Преобразуем первое слагаемое в выражение (3.24) для прогиба:

$$\begin{aligned} \int_0^{\theta_p} \frac{PR \sin \theta}{EI} \cdot R^2 \sin \theta d\theta &= \frac{PR^3}{EI} \int_0^{\theta_p} \sin^2 \theta d\theta = \frac{PR^3}{2EI} \left(\theta_p - \frac{1}{2} \sin 2\theta_p \right) = \\ &= \frac{3p}{\sin^3 \theta_0} \left(\arcsin \left(\frac{\sin \theta_0}{3p} \right) - \frac{1}{2} \sin 2 \left(\arcsin \left(\frac{\sin \theta_0}{3p} \right) \right) \right). \end{aligned}$$

Обозначим

$$w_p \equiv \frac{3p}{\sin^3 \theta_0} \left(\arcsin \left(\frac{\sin \theta_0}{3p} \right) - \frac{1}{2} \sin 2 \left(\arcsin \left(\frac{\sin \theta_0}{3p} \right) \right) \right). \quad (3.27)$$

Преобразуем первое слагаемое в выражение (3.25) для продольного перемещения:

$$\begin{aligned} \int_0^{\theta_p} \frac{PR \sin \theta}{EI} \cdot R^2 (1 - \cos \theta) d\theta &= \frac{PR^3}{EI} \int_0^{\theta_p} (1 - \cos \theta) \sin \theta \cdot R d\theta = \\ &= \frac{PR^3}{EI} \frac{(\cos \theta_p - 1)^2}{2} = \frac{3p}{\sin^3 \theta_0} \left(\cos \left(\arcsin \left(\frac{\sin \theta_0}{3p} \right) \right) - 1 \right)^2. \end{aligned}$$

Обозначим

$$u_p \equiv \frac{3p}{\sin^3 \theta_0} \left(\cos \left(\arcsin \left(\frac{\sin \theta_0}{3p} \right) \right) - 1 \right)^2. \quad (3.28)$$

Для определения вторых слагаемых в (3.19) и (3.20) выразим угол θ и $d\theta$ через функцию состояния (3.14) $\Phi(\tau) = \frac{1}{\tau^2} \int_0^\tau f(\tau_1) \beta \left(\frac{\tau_1}{\tau} \right) \tau_1 d\tau_1$, описывающую в безразмерном виде изгибающий момент в сечении стержня:

$$M(\theta) = PR \sin \theta = \frac{\sigma_T b h^2}{2} \Phi(\tau). \quad (3.29)$$

Переходя в левой части (3.29) к безразмерным параметрам, получим:

$$p \frac{\sin \theta}{\sin \theta_0} = \Phi(\tau). \quad (3.30)$$

Выразим из (3.30) $\sin \theta$ и $\cos \theta$ через $\Phi(\tau)$ с учетом (3.19):

$$\sin \theta = \frac{\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)}{\frac{p}{\sin \theta_0}}, \quad \cos \theta = \sqrt{1 - \left(\frac{\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)}{\frac{p}{\sin \theta_0}} \right)^2}.$$

Продифференцировав, получим:

$$\begin{aligned} \cos \theta d\theta &= \frac{\frac{a}{3} + \frac{1-a}{3\tau^3}}{\frac{p}{\sin \theta_0}} d\tau, \\ d\theta &= \frac{\frac{a}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}}{\frac{p}{\sin \theta_0} \cos \theta} d\tau = \frac{\frac{a}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}}{\frac{p}{\sin \theta_0} \sqrt{1 - \left(\frac{\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)}{\frac{p}{\sin \theta_0}} \right)^2}} d\tau \end{aligned}$$

Преобразуем вторые слагаемые в выражениях (3.24) и (3.25):

$$\begin{aligned} w_0 &= \int_{\theta_p}^{\theta_0} \chi \cdot R^2 \sin \theta d\theta = \frac{R^2 2\varepsilon_T}{h} \int_{\theta_p}^{\theta_0} \tau \cdot \sin \theta d\theta = \\ &= \frac{R^2 2\varepsilon_T}{h} \int_{\tau_1}^{\tau_2} \tau \cdot \frac{\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)}{\frac{p}{\sin \theta_0}} \cdot \frac{\frac{a}{3} + \frac{1-a}{3\tau^3}}{\frac{p}{\sin \theta_0} \sqrt{1 - \left(\frac{\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)}{\frac{p}{\sin \theta_0}} \right)^2}} d\tau = \\ &= \frac{R^2 \sin^2 \theta_0 2\varepsilon_T}{hp^2} \int_{\tau_1}^{\tau_2} \frac{\left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right) \right) \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2} \right) \frac{p}{\sin \theta_0}}{\sqrt{\left(\frac{p}{\sin \theta_0} \right)^2 - \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right) \right)^2}} d\tau, \\ u_0 &= \int_{\theta_p}^{\theta_0} \chi \cdot R^2 (1 - \cos \theta) d\theta = \frac{R^2 2\varepsilon_T}{h} \int_{\theta_p}^{\theta_0} \tau \cdot (1 - \cos \theta) d\theta = \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{R^2 \sin \theta_0 2\varepsilon_T}{hp} \int_{\tau_1}^{\tau_2} \frac{\left(1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)\right)^2}\right) \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}\right)}{\sqrt{1 - \left(\frac{\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)\right)^2}} d\tau = \\
&= \frac{R^2 \sin^2 \theta_0 2\varepsilon_T}{hp \sin \theta_0} \left[\int_{\tau_1}^{\tau_2} \frac{\left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}\right) \frac{p}{\sin \theta_0}}{\sqrt{\left(\frac{p}{\sin \theta_0}\right)^2 - \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)\right)^2}} d\tau - \int_{\tau_1}^{\tau_2} \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}\right) d\tau \right]
\end{aligned}$$

Пределы интегрирования τ_1 и τ_2 определяются соотношениями:

$$\begin{cases} \tau_1 : \tau \Big|_{\theta=\theta_p} = 1 \\ \tau_2 : \tau \Big|_{\theta=\theta_0} = t \end{cases} \quad (3.31)$$

Таким образом, выражения для силы, прогиба и продольного перемещения стержня в безразмерной форме имеют следующий вид:

$$p(t) = \frac{at}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3t^2}\right), \quad (3.32)$$

$$w(t) = \frac{2}{p^2} \int_1^t \frac{\left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)\right) \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}\right) \frac{p}{\sin \theta_0}}{\sqrt{\left(\frac{p}{\sin \theta_0}\right)^2 - \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)\right)^2}} d\tau + w_p$$

$$u(t) = \frac{2}{p \sin \theta_0} \left[\int_1^t \frac{\left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}\right) \frac{p}{\sin \theta_0}}{\sqrt{\left(\frac{p}{\sin \theta_0}\right)^2 - \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{2} \left(1 - \frac{1}{3\tau^2}\right)\right)^2}} d\tau - \int_1^t \left(\frac{a\tau}{3} + \frac{1-a}{3\tau^2}\right) d\tau \right] + u_p$$

При предельном переходе ($\theta_0 \rightarrow \pi \Rightarrow \sin \theta_0 \rightarrow 0$) – продольное перемещение $u(t) \rightarrow 0$, а выражения для силы и прогиба (3.32) дают решение (3.20) для прямолинейного консольного стержня.

3.4 Стержень круглого поперечного сечения

3.4.1 Прямолинейный стержень

Все основные обозначения приняты такими же, как и в ранее рассмотренных случаях (п. 3.2 и 3.3) [57].

Диаметр поперечного сечения обозначен – d .

Безразмерные параметры выбраны аналогично п. 3.2:

$$p \equiv \frac{2Pl}{\sigma_T d^3}, \quad w \equiv \frac{Wd}{\varepsilon_T l^2}, \quad \frac{\chi d}{2\varepsilon_T} = \tau, \quad \tau|_{x=l} = t, \quad (3.33)$$

Согласно закону изменения ширины круглого сечения – $\beta = \sqrt{1 - \xi^2}$, где $\xi = \frac{2z}{d}$, интегральная функция закона состояния преобразуется к виду:

$$\Phi(\tau) = \begin{cases} \frac{\pi}{16} \tau, & 0 \leq \tau \leq 1, \\ \frac{1}{24} \left(3\tau \arcsin\left(\frac{1}{\tau}\right) + \frac{(5\tau^2 - 2)\sqrt{\tau^2 - 1}}{\tau^3} \right) + \\ + a_1 \left[\frac{\pi}{16} \tau - \frac{1}{24} \left(3\tau \arcsin\left(\frac{1}{\tau}\right) + \frac{(5\tau^2 - 2)\sqrt{\tau^2 - 1}}{\tau^3} \right) \right] + \\ + a_2 \left[\frac{\pi}{8} \tau - \frac{\tau}{4} \arcsin\left(\frac{1}{\tau}\right) - \frac{8\tau^4 + 9\tau^2 - 2}{60\tau^3} \right] + \\ + a_3 \left[\left(\frac{\pi}{32} \tau - \frac{\tau}{16} \arcsin\left(\frac{1}{\tau}\right) \right) (\tau^2 + 6) - \frac{81\tau^4 + 28\tau^2 - 4}{240\tau^3} \right], & 1 \leq \tau \leq \tau_{\max} \end{cases} \quad (3.34)$$

а) в случае *линейной зависимости (упругий участок нелинейной диаграммы)*

$0 \leq \tau, t \leq 1$; $\forall a_i$, параметрические интегралы дают:

$$p(t) = \frac{\pi}{16} t, \quad w(t) = \frac{2t}{3}.$$

Явная зависимость:

$$w = \frac{32}{3\pi} p$$

приводит к известной формуле сопротивления материалов [94]:

$$W = \frac{64 P l^3}{3E \cdot \pi d^4}.$$

б) в случае *упруго-пластической диаграммы с линейным упрочнением* $a_1 \equiv a = \frac{H}{E}$ ($0 < a < 1$), $a_2 = a_3 = 0$, при $\tau, t \geq 1$ получаем:

$$p(t) = \frac{\pi}{16} at + \frac{1-a}{24} \left(3t \arcsin\left(\frac{1}{t}\right) + \frac{(5t^2 - 2)\sqrt{t^2 - 1}}{t^3} \right), \quad (3.35)$$

$$w(t) = t - \frac{1}{\left[\frac{\pi}{16} at + \frac{1-a}{24} \left(3t \arcsin\left(\frac{1}{t}\right) + \frac{(5t^2 - 2)\sqrt{t^2 - 1}}{t^3} \right) \right]^2} \times$$

$$\times \left[\int_0^1 \left(\frac{\pi}{16} \tau \right)^2 d\tau + \int_1^t \left[\frac{\pi}{16} a\tau + \frac{1-a}{24} \left(3\tau \arcsin\left(\frac{1}{\tau}\right) + \frac{(5\tau^2 - 2)\sqrt{\tau^2 - 1}}{\tau^3} \right) \right]^2 d\tau \right].$$

Вычисление подынтегральных выражений в формуле прогиба $w(t)$ аналитически невозможно. Однако с помощью математического пакета «MathCad» зависимость $p(w)$ можно построить численно.

3.4.2 Элемент с осью, являющейся частью окружности

Основные зависимости для круглого сечения:

$$W_{упр} = \frac{\pi d^3}{32} - \text{упругий момент сопротивления сечения.}$$

Длина оси стержня, при которой в заделке образуется пластический шарнир, определяются аналогично п. 3.3.2 по формуле (3.21). Изгибающий момент в сечении определяется по формуле (3.22).

Введем безразмерные параметры:

$$p \equiv \frac{2PR \sin \theta_0}{\sigma_T d^3}, \quad w \equiv \frac{Wd}{\varepsilon_T R^2 \sin^2 \theta_0}, \quad u \equiv \frac{Ud}{\varepsilon_T R^2 \sin^2 \theta_0}, \quad \frac{\chi d}{2\varepsilon_T} = \tau, \quad \tau|_{\theta=\theta_0} = t, \quad (3.36)$$

Прогиб и продольное перемещение стержня под силой определяются интегралами (3.24) и (3.25) соответственно. Для круглого сечения угол θ_p находится из соотношения:

$$\sin \theta_p = \frac{\sigma_T W_{ynp}}{PR} = \frac{\pi \cdot \sin \theta_0}{16p}. \quad (3.37)$$

Преобразуем первые слагаемые в выражениях (3.24) и (3.25) согласно (3.37) и обозначим:

$$w_p \equiv \frac{16p}{\pi \cdot \sin^3 \theta_0} \left(\arcsin \left(\frac{\pi \cdot \sin \theta_0}{16p} \right) - \frac{1}{2} \sin 2 \left(\arcsin \left(\frac{\pi \cdot \sin \theta_0}{16p} \right) \right) \right). \quad (3.38)$$

$$u_p \equiv \frac{16p}{\pi \cdot \sin^3 \theta_0} \left(\cos \left(\arcsin \left(\frac{\pi \cdot \sin \theta_0}{16p} \right) \right) - 1 \right)^2. \quad (3.39)$$

Выразим из (3.30) $\sin \theta$ и $\cos \theta$ через $\Phi(\tau)$ с учетом (3.34):

$$\sin \theta = \frac{\frac{\pi}{16} a \tau + \frac{1-a}{24} \left[3\tau \arcsin \left(\frac{1}{\tau} \right) + \left(5 - \frac{2}{\tau^2} \right) \sqrt{1 - \frac{1}{\tau^2}} \right]}{\frac{p}{\sin \theta_0}},$$

$$\cos \theta = \sqrt{1 - \left(\frac{\frac{\pi}{16} a \tau + \frac{1-a}{24} \left[3\tau \arcsin \left(\frac{1}{\tau} \right) + \left(5 - \frac{2}{\tau^2} \right) \sqrt{1 - \frac{1}{\tau^2}} \right]}{\frac{p}{\sin \theta_0}} \right)^2}.$$

Продифференцировав, получим:

$$\cos \theta d\theta = \frac{\frac{\pi a}{16} + \frac{1-a}{8} \left[\arcsin \left(\frac{1}{\tau} \right) - \frac{\tau^4 - 3\tau^2 + 2}{\tau^4 \sqrt{\tau^2 - 1}} \right]}{\frac{p}{\sin \theta_0}} d\tau, \quad d\theta = \frac{A}{\frac{p}{\sin \theta_0} B} d\tau,$$

$$A = \frac{\pi a}{16} + \frac{1-a}{8} \left[\arcsin \left(\frac{1}{\tau} \right) - \frac{\tau^4 - 3\tau^2 + 2}{\tau^4 \sqrt{\tau^2 - 1}} \right], \quad (3.40)$$

$$B = \sqrt{1 - \left(\frac{\frac{\pi}{16} a \tau + \frac{1-a}{24} \left[3\tau \arcsin\left(\frac{1}{\tau}\right) + \left(5 - \frac{2}{\tau^2}\right) \sqrt{1 - \frac{1}{\tau^2}} \right]}{\frac{p}{\sin \theta_0}} \right)^2}. \quad (3.41)$$

Преобразуя вторые слагаемые в выражениях (3.24) и (3.25), получаем:

$$\begin{aligned} w_0 &= \int_{\theta_p}^{\theta_0} \chi \cdot R^2 \sin \theta d\theta = \frac{R^2 2\varepsilon_T}{d} \int_{\theta_p}^{\theta_0} \tau \cdot \sin \theta d\theta = \\ &= \frac{R^2 2\varepsilon_T}{d} \int_{\tau_1}^{\tau_2} \tau \cdot \frac{C}{\frac{p}{\sin \theta_0}} \times \frac{A}{\frac{p}{\sin \theta_0} B} d\tau = \frac{2 \cdot R^2 \sin^2 \theta_0 \cdot \varepsilon_T}{d \cdot p^2} \int_{\tau_1}^{\tau_2} \tau \cdot \frac{C \cdot A}{B} d\tau, \\ u_0 &= \int_{\theta_p}^{\theta_0} \chi \cdot R^2 (1 - \cos \theta) d\theta = \frac{R^2 2\varepsilon_T}{d} \int_{\theta_p}^{\theta_0} \tau \cdot (1 - \cos \theta) d\theta = \\ &= \frac{R^2 \sin \theta_0 2\varepsilon_T}{d \cdot p} \int_{\tau_1}^{\tau_2} \frac{(1-B)A\tau}{B} d\tau = \frac{R^2 \sin^2 \theta_0 2\varepsilon_T}{d \cdot p \cdot \sin \theta_0} \left[\int_{\tau_1}^{\tau_2} \frac{A\tau}{B} d\tau - \int_{\tau_1}^{\tau_2} A \tau d\tau \right]. \end{aligned}$$

Пределы интегрирования τ_1 и τ_2 определяются аналогично соотношениям для стержня прямоугольного сечения (3.21).

Таким образом, выражения для силы, прогиба и продольного перемещения стержня в безразмерной форме имеют следующий вид:

$$p(t) = \frac{\pi a t}{16} + \frac{1-a}{24} \left[3t \arcsin\left(\frac{1}{t}\right) + \left(5 - \frac{2}{t^2}\right) \sqrt{1 - \frac{1}{t^2}} \right], \quad (3.42)$$

$$w(t) = \frac{2}{p^2} \int_1^t \frac{C \cdot A \cdot \tau}{B} d\tau + w_p,$$

$$u(t) = \frac{2}{p \cdot \sin \theta_0} \left[\int_1^t \frac{A\tau}{B} d\tau - \int_1^t A \tau d\tau \right] + u_p.$$

При предельном переходе ($\theta_0 \rightarrow \pi \Rightarrow \sin \theta_0 \rightarrow 0$) – продольное перемещение $u(t) \rightarrow 0$, а выражения для силы и прогиба (3.42) дают решение (3.35) для прямолинейного консольного стержня.

3.5 Численный анализ

Исходные данные для построения диаграммы «сила–прогиб» в размерном виде:

1. Прямоугольное сечение:

высота сечения – $h = 0.05$ м; ширина – $b = 0.1$ м;

2. Круглое сечение: диаметр сечения – $d = 0.1$ м;

а) прямолинейный стержень:

длина – $l = 2$ м;

б) стержень в форме четверти окружности:

радиус – $R = 1$ м; угол – $\theta = \pi/2$.

Расчеты были выполнены для стержней из упруго–пластического материала с линейным упрочнением со следующими характеристиками:

модуль упругости – $E = 2.1 \cdot 10^{11}$ Па;

модуль упрочнения – $H = 0.01 \cdot E$ Па;

коэффициент упрочнения – $a = \frac{H}{E} = 0.01$;

предел текучести – $\sigma_T = 350 \cdot 10^6$ Па.

Результаты расчетов были сопоставлены с данными расчетов, выполненных в ПК «ANSYS» (Лицензия ФБГОУ ВПО СПбГМТУ: ANSYS Structural TECS through 31-Jan-2011 No Expiration Customer # 47601).

Конечно-элементные модели сведены в таблицы 3.1. В качестве конечного элемента был выбран BEAM 188, количество КЭ – 20. Элемент BEAM 188 пригоден для моделирования стержневых конструкций, имеющих умеренное соотношение длины и толщины [13, 100].

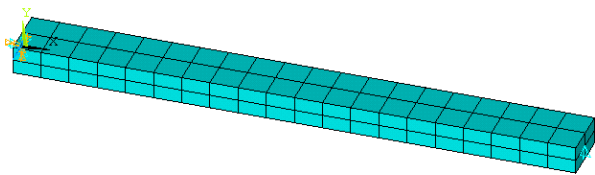
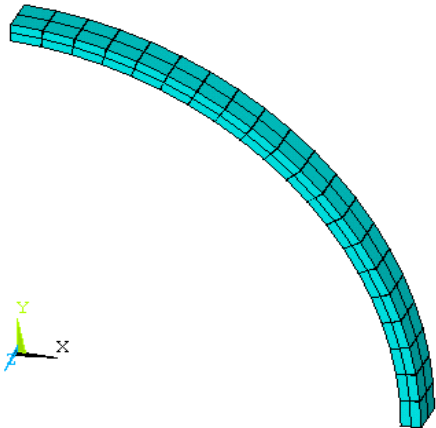
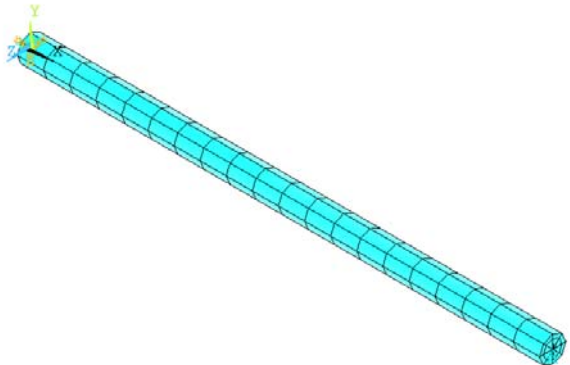
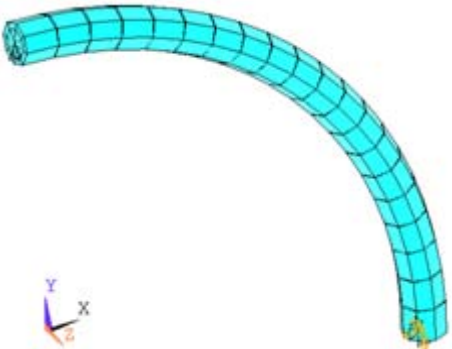
Расчет для всех моделей производился без учета геометрической нелинейности модели, а для прямолинейного стержня для сравнения также и с учетом геометрической нелинейности конечно-элементной модели. Результаты представлены на рисунках 3.8 – 3.9.

Расхождение результатов аналитического расчета с конечно-элементным расчетом без учета геометрической нелинейности модели менее 1%. Для прямолинейного стержня расхождения результатов с учетом геометрической нелинейности модели 3–5%.

Из выражений (3.20) следует, что для определения силовой диаграммы прямолинейного стержня в безразмерном виде достаточно задать параметр коэффициента упрочнения a – рисунок 3.10.

В размерном виде выражения (3.20), варьируя геометрией стержней, например, длиной l (рисунок 3.11а) или соотношением ширины к высоте поперечного сечения b/h (рисунок 3.11б), при $h = 0.05$ м, позволяют добиться желаемого уровня срабатывания, а также наклона участка в пластической стадии работы стержня.

Таблица 3.1 – Конечно-элементные модели стержней

прямолинейный стержень	стержень в форме четверти окружности
прямоугольное сечение	
	
	

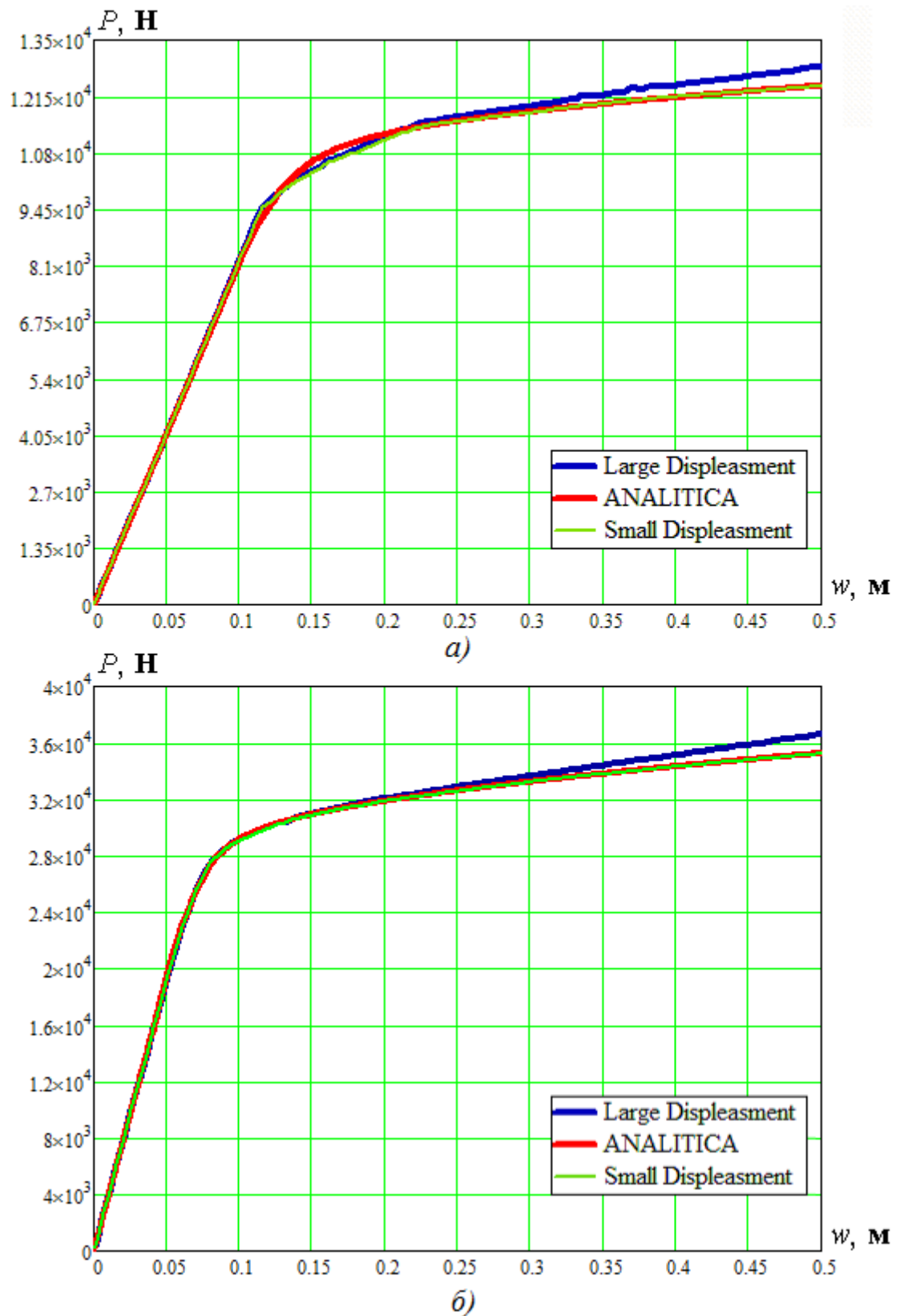


Рисунок 3.8 – Диаграмма сила-прогиб для прямолинейной балки:
а) прямоугольное сечение; б) круглое сечение

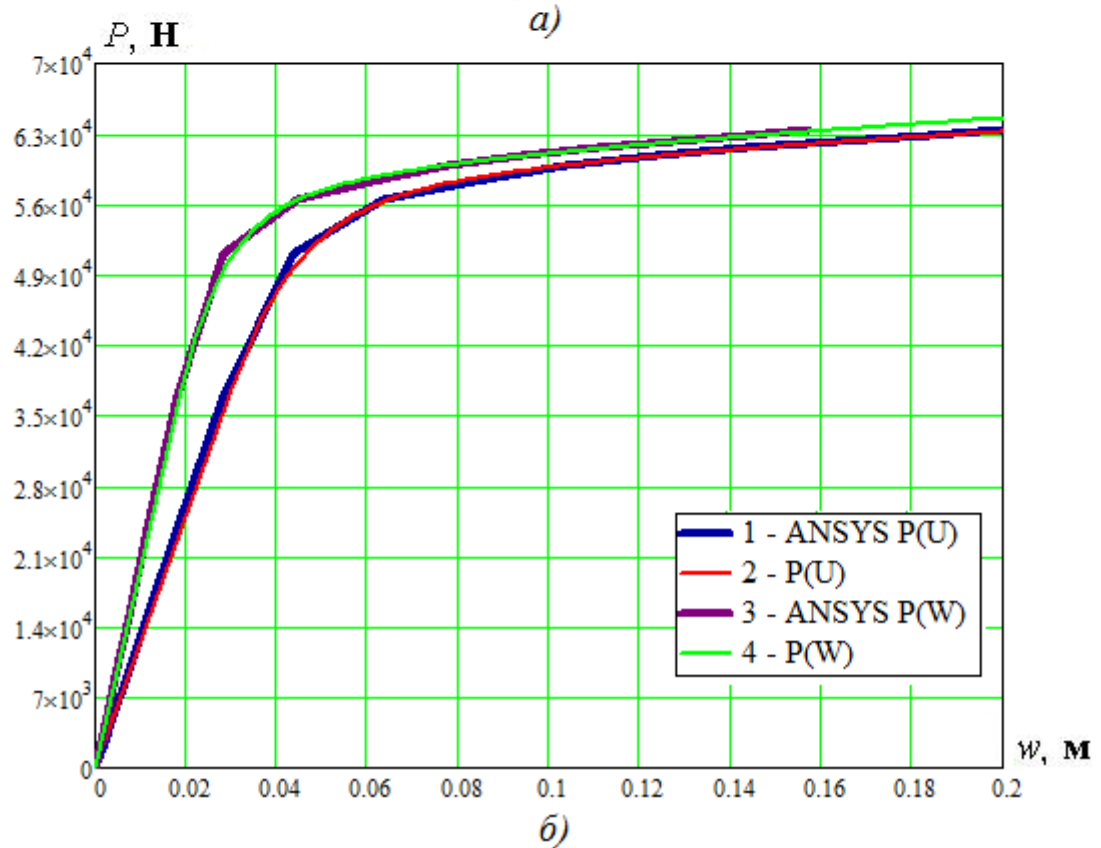
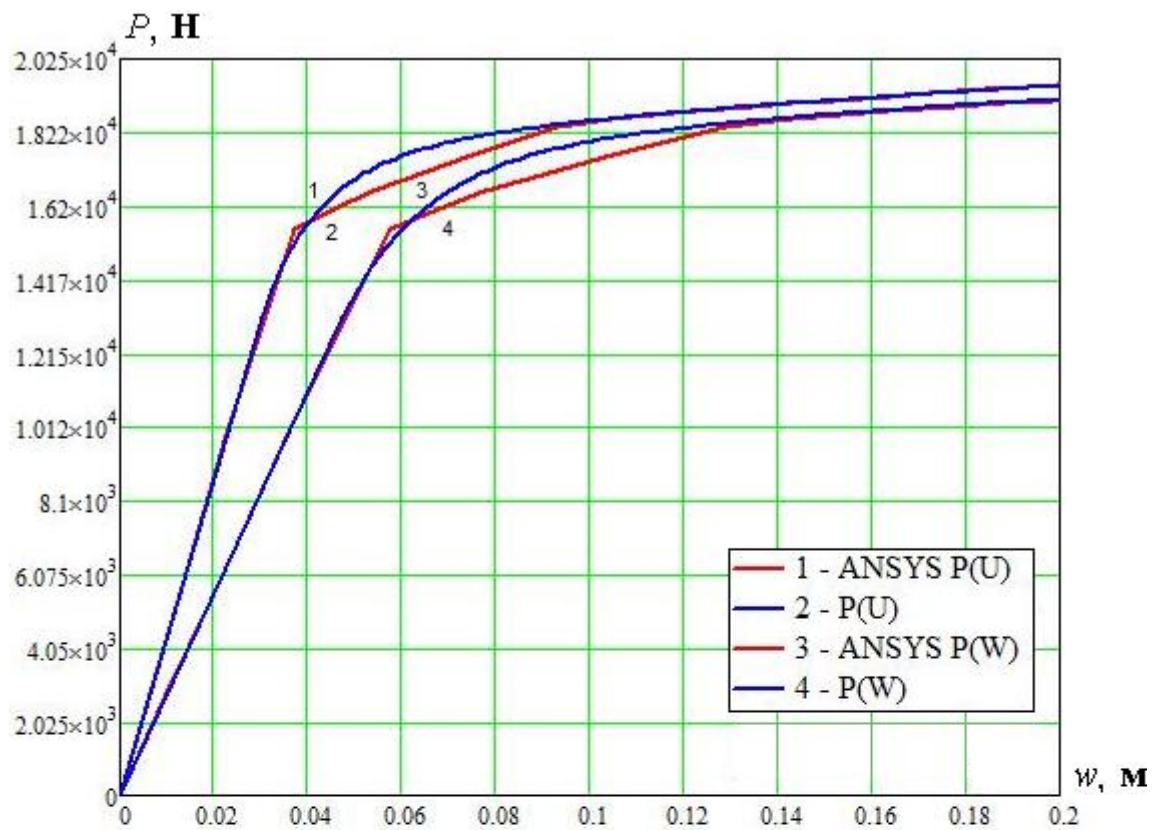


Рисунок 3.9 – Зависимость силы от прогиба и продольного перемещения для стержня в форме четверти окружности:

а) прямоугольное сечение; б) круглое сечение

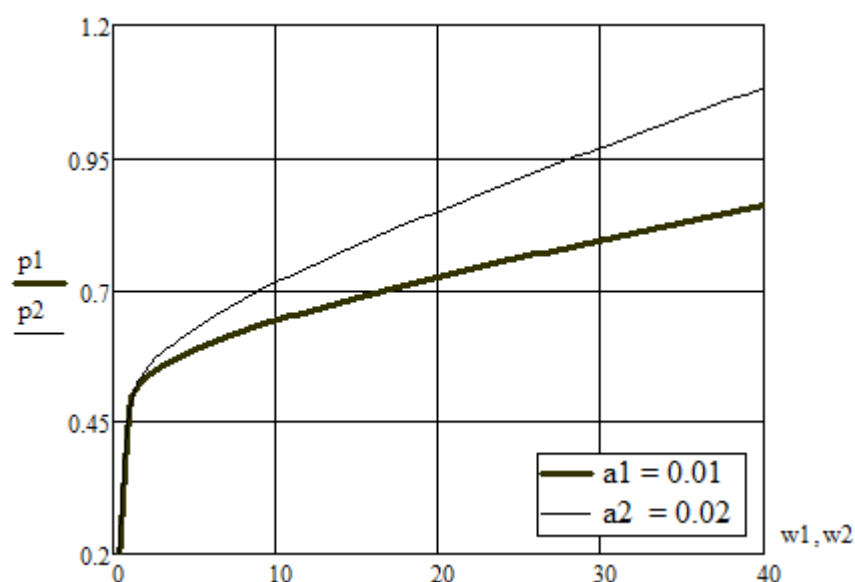


Рисунок 3.10 – Безразмерная силовая диаграмма для прямолинейного стержня для различных коэффициентов упрочнения a

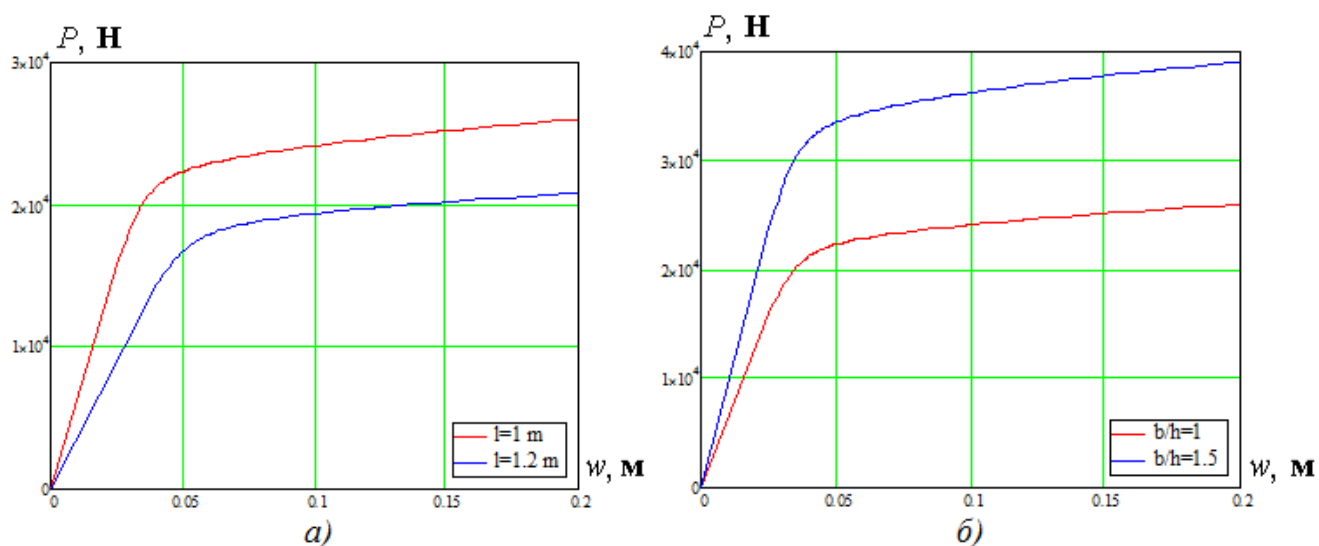


Рисунок 3.11 – Размерная силовая диаграмма прямолинейного стержня для различных: а) значений длины l ; б) соотношений b/h

3.6 Рекомендации по учету статической неопределимости

С помощью формул, приведенных в п. 3.2 – 3.4, можно решать и некоторые статически неопределимые задачи, если будет определена точка, в которой момент равен нулю, то решение задачи можно свести к исследованию консоли.

В качестве примера рассмотрим прямолинейный стержень прямоугольного поперечного сечения, заделанный с двух сторон (рисунок 3.12).

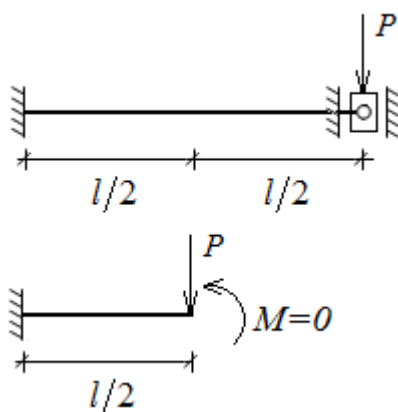


Рисунок 3.12 – Расчетная схема для симметрично заделанного с двух сторон прямолинейного стержня

Используя безразмерные параметры для силы и прогиба из п. 3.2 (3.13):

$$p \equiv \frac{2Pl}{\sigma_T b_0 h^2} \quad w \equiv \frac{Wh}{\varepsilon_T l^2}$$

Обозначим прогиб через следующую функцию:

$$w = \Psi(t). \quad (3.43)$$

Тогда размерные значения силы и прогиба можно выразить через функции $\Psi(t)$ и $\Phi(t)$:

$$W = \frac{\varepsilon_T l^2}{h} \Psi(t), \quad P = \frac{\sigma_T b_0 h^2}{2l} \Phi(t). \quad (3.44)$$

После этого найдем отношение первых производных от силы и прогиба:

$$\frac{dP}{dW} = \frac{\sigma_T b_0 h^3}{2\varepsilon_T l^3} \frac{\Phi'(t)}{\Psi'(t)}. \quad (3.45)$$

Из уравнения (3.45) следует, что касательная жесткость для прямолинейного стержня обратно пропорциональна кубу ее длины.

Стержень, симметрично заделанный с двух сторон, сводится к двум стержням с длинами $l/2$. При этом суммарная жесткость двух стержней равна половине жесткости одного короткого стержня (соединение балок последовательное). Следовательно, для стержня, заделанного с двух сторон, все касательные жесткости увеличиваются в 4 раза.

3.7 Определение силовой характеристики в условиях циклического нагружения

Приведенные в п. 3.2 – 3.4 формулы позволяют описать силовую характеристику пластически деформируемых стержней в пределах четверти цикла (рисунок 3.11). Чтобы с помощью найденных зависимостей описать силовую характеристику в условиях циклического нагружения, которое возникает при сейсмическом воздействии (рисунок 2.17), можно воспользоваться принципом Мазинга для первого полуцикла нагружения [54]:

$$p = 2f(w/2), \quad (3.46)$$

где функция $f(w/2)$ соответствует функции $f(w)$ в исходном положении.

Формула (3.46) применима, если материал в процессе циклического нагружения работает стабильно, если присутствует эффект упрочнения или разупрочнения можно воспользоваться обобщенным принципом Мазинга [54]. При этом изменение ширины петли может быть описано формулами:

$$- \text{ для упрочняющихся материалов } \delta^{(k)} = \delta^{(1)} / K^{\alpha}, \quad (3.47)$$

$$- \text{ для разупрочняющихся материалов } \delta^{(k)} = \delta^{(1)} \exp[\beta(K - 1)], \quad (3.48)$$

где $\delta^{(k)}$ – ширина петли гистерезиса; K – число полуциклов нагружения; α, β – коэффициенты, зависящие от свойств материала; $\delta^{(1)}$ – ширина петли гистерезиса в первом полуцикле.

3.8 Другие применения полученных результатов

Предлагаемая в Главе 3 методика была применена при исследовании жесткостных характеристик упруго-пластических вставок (УПВ) [23, 24, 38, 39, 50, 51]. В частности, для выбора параметров УПВ в галерейных переходах зданий сложной макроструктуры (ЗСМ) и расчета их влияния на напряженно-деформированное состояние зданий [23, 24, 50]. Методика позволила подобрать параметры УПВ, обеспечивающие необходимое демпфирование в условиях сейсмического воздействия. При этом вставки сохраняют упругую работу ЗСМ при воздействии ветровых и весовых нагрузок.

Также аналитические зависимости силовых диаграмм были использованы в исследованиях характеристик работы УПВ в складчатой оболочке [38, 39, 51]. Методика позволила рассчитать арматуру в шве в условиях сильных сейсмических воздействий.

Выводы по главе 3

1. Сформулирована общая постановка задачи для криволинейного физически нелинейного статически определимого стержневого элемента и получены параметрические зависимости в интегральной форме.

2. Получены аналитические зависимости для силовой характеристики при произвольном законе пластичности материала для прямолинейного элемента прямоугольного сечения.

3. Получены полуаналитические зависимости для элемента с осью, являющейся частью окружности, для упруго-пластического материала с упрочнением.

4. Получены полуаналитические зависимости для силовой характеристики прямолинейного элемента, а также для элемента с осью, являющейся частью окружности, для упруго-пластического материала с упрочнением в случае круглого поперечного сечения.

5. Проведен численный анализ и построены силовые диаграммы для элементов различной конфигурации и поперечных сечений с помощью математического пакета «MathCad», а также аналогичные результаты получены с помощью конечно-элементного расчета в ПК «ANSYS».

6. Так как предложенные решения по определению силовых диаграмм упругопластических элементов являются точными в рамках предложенной модели, то выполненный численный анализ является одной из верификаций ПК «ANSYS». Расхождение результатов аналитического расчета для прямолинейного элемента с конечно-элементным расчетом без учета геометрической нелинейности модели менее 1%, с учетом геометрической нелинейности модели 3-5%.

7. Силовая диаграмма определяется через безразмерные параметры, что избавляет от необходимости проведения сложных многочисленных расчетов с помощью программных комплексов.

8. Выбор параметров упругопластических демпфирующих элементов становится физически прозрачным.

9. В размерном виде выражения для силы и прогиба, варьируя геометрией стержней или размерами поперечного сечения, позволяют добиться желаемого уровня срабатывания, а также наклона участка в пластической стадии работы стержня.

10. Полученные формулы можно применить для решения некоторых статически неопределимых задач. Если определить точку, в которой момент равен нулю, то решение задачи можно свести к исследованию консоли. Анализ показал, что для стержня, заделанного с двух сторон, все касательные жесткости увеличиваются в 4 раза.

11. Для определения силовой характеристики в условиях циклического нагружения необходимо воспользоваться принципом Мазинга для первого полуцикла нагружения, если материал работает стабильно, или обобщенным принципом Мазинга если присутствует эффект упрочнения или разупрочнения.

12. Примеры применения данной аналитической методики в работах В.И. Плетнёва, О.В. Голых, Л.Н. Кондратьевой, К.Т. Нгуиена, Х.Х. Нгуена показывают ее несомненную практическую значимость.

4 УЧЕТ МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ ПРИ ОПТИМАЛЬНОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕМПФЕРОВ

4.1 Методика определения пластического ресурса

При сейсмическом воздействии на конструкцию возникает циклическое нагружение демпферных стержней, при этом они работают в упругопластической зоне, то есть становится актуальной проблема малоциклового усталости стержней [36]. Иначе говоря, необходимо определить число циклов, при котором произойдет разрушение. Если в процессе сейсмического воздействия число циклов нагружения демпферных стержней не превзойдет допустимого, то система сейсмоизоляции работоспособна и у нее имеется требуемый пластический ресурс. Таким образом, методика определения пластического ресурса должна состоять из следующих этапов:

- решение динамической задачи и определение числа циклов нагружения;
- распределение числа циклов нагружения с различным уровнем перемещений;
- переход от перемещений к максимальным деформациям;
- по имеющимся критериям (формула Коффина-Менсона [37] и правило Палмгрема-Майнера [126]) установление допускаемого числа циклов и пластического ресурса стержня.

Решение динамической задачи описано в Главе 2. Как видно из рисунка 4.1 в динамическом процессе происходит циклическое нагружение стержней с различной амплитудой. Если рассмотреть колебания за относительно небольшой промежуток времени, то картина циклов нагружения становится достаточно наглядной – рисунок 4.2. Из решения динамической задачи определяется число циклов с различной амплитудой по перемещению.

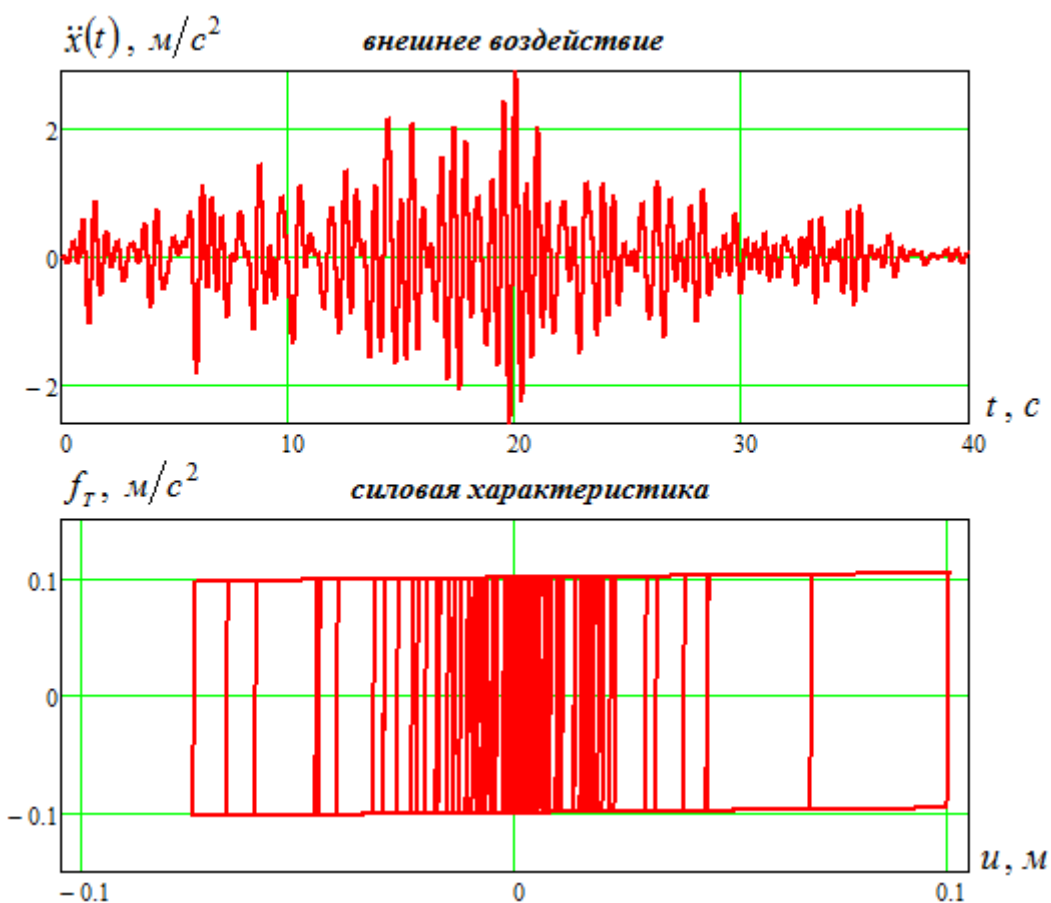


Рисунок 4.1 – Пример динамического расчета системы с одной степенью свободы с нелинейным демпфированием на реальную акселерограмму

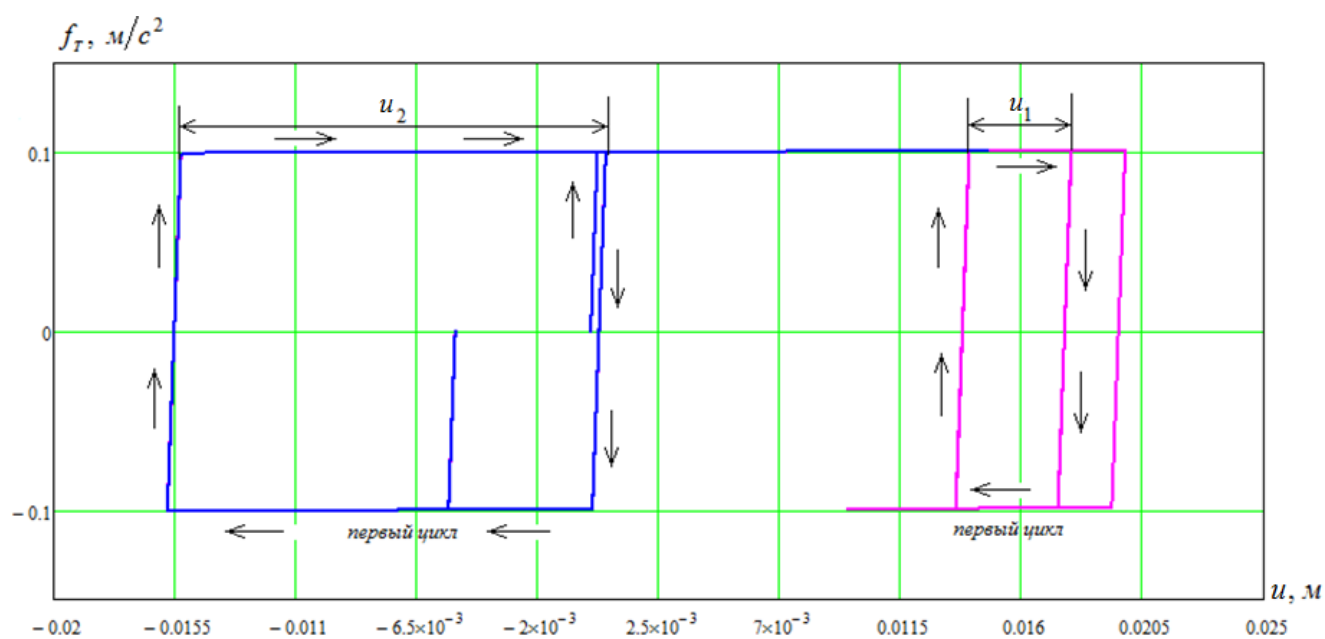


Рисунок 4.2 – Пример определения циклов нагружения с различной амплитудой по перемещению

Переход от перемещений к максимальным деформациям может быть осуществлен с помощью методики, описанной в Главе 3. Методика позволяет определить диаграммы «усилие-перемещение» для консольных стержней различной конфигурации и поперечных сечений в виде параметрических зависимостей $p(t)$ и $w(t)$. Для каждого перемещения u_i (считаем его равным прогибу консольного конца стержня w_i) определяем параметр t_i , который связан с деформацией стержня в крайних волокнах сечения следующим соотношением:

$$\varepsilon = t \cdot \varepsilon_T,$$

где $\varepsilon_T \equiv \frac{\sigma_T}{E}$ – деформация текучести;

Определение допускаемого числа циклов и пластического ресурса стержня возможно по методике, описанной в работах Э. Симборта [80, 133], где используется критерий малоциклового прочност, основанный на линейном суммировании усталостных d_c (циклические деформации) и квазистатических d_s (односторонне накопленные деформации) повреждений [54].

Чтобы пластический ресурс не был превзойден, должно выполняться неравенство:

$$d_c + d_s \leq 1, \quad (4.1)$$

где доля усталостного повреждения определяется по формуле:

$$d_c = \int_1^{N_k} \frac{dN}{N_{ci}}, \quad (4.2)$$

N – число циклов нагружения; N_k – число циклов до разрушения; N_{ci} – число циклов, определяемое для заданной в цикле деформации по формуле Коффина-Менсона [37]:

$$\varepsilon_c \cdot N_c^{0.5} = \frac{1}{2} \ln \frac{1}{1-\psi}, \quad (4.3)$$

ε_c – величина пластической деформации;

ψ – относительное остаточное сужение материала.

односторонне накопленная деформация определяется по формуле:

$$d_s = \int_0^{\varepsilon_{\max}} \frac{d\varepsilon}{\varepsilon_{\varepsilon}}, \quad (4.4)$$

ε – односторонне накопленная деформация;

$\varepsilon_{\max}$ – односторонне накопленная деформация к моменту разрушения;

$\varepsilon_{\varepsilon}$ – величина пластической деформации, соответствующей временному сопротивлению.

Если после расчетов неравенство (4.1) не выполняется, нехватку пластического ресурса можно устранить, варьируя геометрией и материалом стержней.

4.2 Численный анализ

В качестве примера была рассмотрена схема демпфирования со следующими параметрами:

- защищаемый объект – 9-ти этажное здание массой $M = 6000 \text{ т}$;
- система сейсмоизоляции состоит из 30-ти маятниковых опор грузоподъемностью $q = 200 \text{ т}$;
- в составе каждой опоры – пластический демпфер, состоящий из 20 стержней – $p_T = 1 \text{ т}$ для каждого стержня (рисунок 2.11б).

Исходя из данного параметра $p_T = 1 \text{ т}$ для каждого стержня с помощью методики, изложенной в Главе 3, были подобраны:

- высота стержня – 1.1 м ;
- сечение стержня – круглое, диаметром 60 мм ;
- материал стержней – 01Х18Н9Т со следующими механическими характеристиками: $\sigma_T = 288 \text{ МПа}$, $\sigma_B = 646 \text{ МПа}$, $\delta = 64.5 \%$, $\psi = 75.2 \%$, $E = 2 \cdot 10^5 \text{ МПа}$.

Характеристики пластического демпфирования одной сейсмооры согласно п. 2.4.2 приведены в таблице 4.1. Расчеты производились для воздействий разной бальности и продолжительности по времени. Результаты динамического расчета в таблице 4.2.

Таблица 4.1 – Параметры силовой характеристики пластического демпфирования одной маятниковой сейсмоопоры

Кол-во стержней	p_T κH	c $\kappa H/м$	$c_{пл}$ $\kappa H/м$	Грузоподъемность $тс$	f_T $м/с^2$	ω_1 $1/с$	ω_2 $1/с$
20	10	330	10	100	0.1	18	3

Таблица 4.2 – Результаты динамического расчета

№ воздействия	Максимальные ускорения сейсмического воздействия	Время воздействия	Максимальные значения абсолютных ускорений системы	Максимальные значения относительных перемещений системы
1	$2.9 м/с^2$	$40 с$	$0.76 м/с^2$	$100 мм$
2	$6.3 м/с^2$	$70 с$	$1.48 м/с^2$	$210 мм$

Для стржня круглого сечения были использованы параметрические зависимости (3.35), в которых коэффициент упрочнения принят $a = 0.01$.

Далее была определена одностороннее накопленная деформация по формуле (4.5), а также величины различных уровней циклических деформаций и соответствующее им количество циклов по формуле (4.4). Поскольку ε_e на несколько процентов меньше величины δ , определяемой по ГОСТу для каждого материала, принимаем для стали 01Х18Н9Т [62] – $\varepsilon_e = 50 \%$.

Результаты расчета малоциклового усталости приведены в таблице 4.3. Результаты варьирования диаметром и количеством стржней представлены в таблице 4.4. Из таблицы 4.4 видно, что уменьшение диаметра стержней с 60 до 50 мм приводит к уменьшению утрачиваемого пластического ресурса на 1–2 %. Однако, чтобы сохранить оптимальное значение силы p_T , при уменьшении толщины стержней увеличивается их количество.

Таблица 4.3 – Результаты расчета малоциклового усталости

№	Уровень перемещений	Односторонне накопленные деформации	Циклическая деформация	Число циклов	Число циклов до разрушения	Усталостное повреждение d_c	Квазистатическое повреждение d_s
	$u_{\max}$	$\varepsilon_{\max}$	ε_{ci}	N_i	N_{ci}	N_i/N_{ci}	$\varepsilon_{\max}/\varepsilon_e$
1	0.1	0.029	0.041	1	290	0.005	
			0.029	4	575	0.008	
			0.011	9	4400	0.004	
			0.002	26	138700	0.0008	
						0.018	0.058
	Утрачиваемый пластический ресурс			8 %	Остаточный		92 %
2	0.21	0.052	0.074	3	90	0.034	
			0.029	5	575	0.009	
			0.011	7	4400	0.003	
			0.002	22	138700	0.0008	
						0.046	0.104
	Утрачиваемый пластический ресурс			15 %	Остаточный		85 %

Таблица 4.4 – Результаты варьирования параметрами ПД

Количество стержней	f_T м/с^2	d , мм	Утрачиваемый пластический ресурс	
			Воздействие № 1	Воздействие № 2
20	0.1	60	4 %	15 %
30	0.75	55	3 %	14 %
40	0.5	50	2 %	13 %

Выводы по главе 4

1. Разработана методика определения пластического ресурса при оптимальном проектировании параметров ПД в условиях циклического нагружения при сейсмическом воздействии.

2. Численный анализ показал, что необходимый пластический ресурс можно обеспечить варьированием геометрии и количеством стержней.

5 ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ДЕМПФИРОВАНИЯ В СИСТЕМАХ СЕЙСМОИЗОЛЯЦИИ

5.1 Качественная иллюстрация оптимального демпфирования

Рассмотрим принципиальную сторону задачи оптимизации на примере линейной системы с одной степенью свободы, уравнение колебаний которой имеет вид (2.6) [27]:

$$\ddot{u} + 2\gamma\omega \cdot \dot{u} + \omega^2 \cdot u = -\ddot{x}(t). \quad (2.6)$$

При поличастотном воздействии на эту систему возможны следующие ситуации:

1. Если в воздействии преобладают высокочастотные (по сравнению с частотой системы) составляющие, то при отсутствии демпфирования сейсмоизоляционный эффект максимален. При увеличении демпфирования этот эффект уменьшается. При очень большом демпфировании система приобретает признаки жесткой связи защищаемого объекта и основания.

2. Если в воздействии преобладает частота, близкая к собственной частоте системы, то увеличение демпфирования уменьшает коэффициент динамичности воздействия до 1 [17]. Малое демпфирование приводит к резонансным эффектам.

3. Если во внешнем воздействии имеются и низкочастотные и высокочастотные составляющие, то существует оптимальное демпфирование, обеспечивающее минимальное значение абсолютных ускорений ЗО, то есть минимальные инерционные нагрузки. Значение оптимального коэффициента демпфирования $\gamma = \frac{\alpha}{2m\omega}$ лежит внутри интервала (0,1).

Чтобы качественно прояснить ситуацию, рассмотрим одночастотную и двухчастотную модели внешнего воздействия, при этом задана собственная частота исследуемой системы – 0.4 Гц. В первой модели на систему действовала либо низкочастотная нагрузка, с частотой близкой к частоте защищаемого объекта, либо высокочастотная, с частотой в несколько раз превышающей частоту защищаемого объекта. Полученные при таком нагружении результаты показаны

на рисунках 5.1, 5.2 и наглядно подтверждают сказанное выше. Во второй модели на систему действовала нагрузка, имеющая две составляющие – низкочастотная и высокочастотная с различным соотношением их амплитуд:

$$\ddot{x}(t) = A_H \sin(2\pi \cdot f_H \cdot t) + A_B \sin(2\pi \cdot f_B \cdot t), \quad (5.1)$$

где f_H, f_B – значения частот низкочастотной и высокочастотной составляющих нагрузки соответственно; A_H, A_B – значения амплитуд.

В результате определялась зависимость максимальных абсолютных ускорений (2.7) $a = \max_t |\ddot{u}(t) + \ddot{x}(t)|$ от линейного коэффициента демпфирования γ .

Результаты такого нагружения, представленные на рисунок 5.3, показывают, что существует оптимальное, «компромиссное» демпфирование.

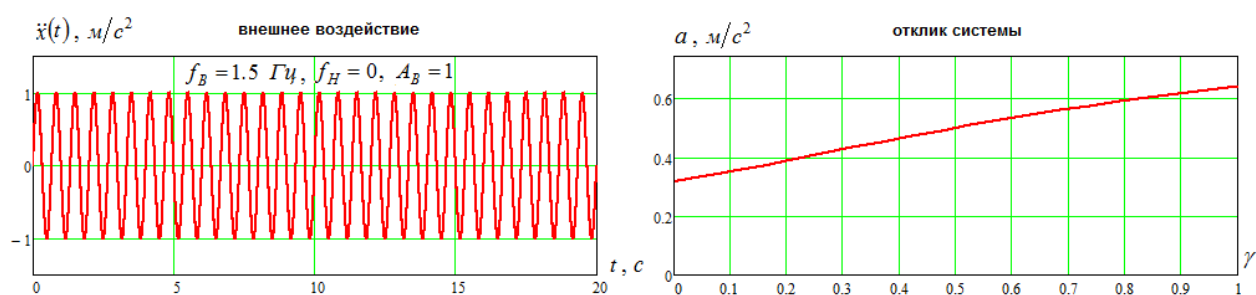


Рисунок 5.1 – Зависимость абсолютных ускорений от коэффициента демпфирования для высокочастотного воздействия ($f_B = 1.5$ Гц, $f_H = 0$, $A_B = 1$)

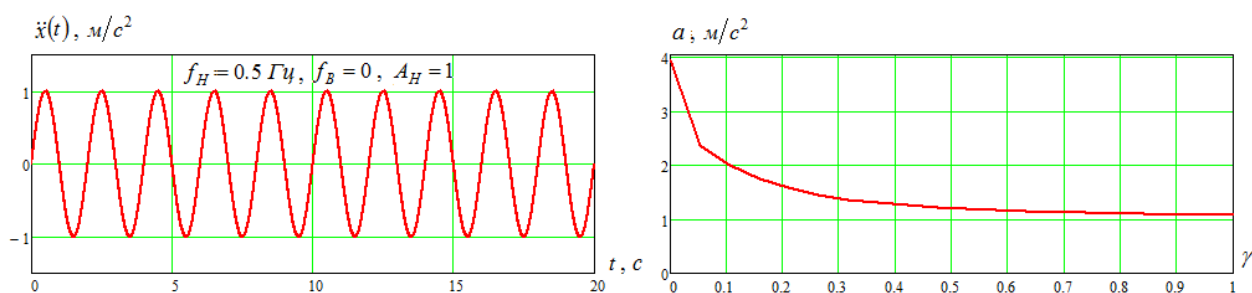


Рисунок 5.2 – Зависимость абсолютных ускорений от коэффициента демпфирования для низкочастотного воздействия ($f_H = 0.5$ Гц, $f_B = 0$, $A_H = 1$)

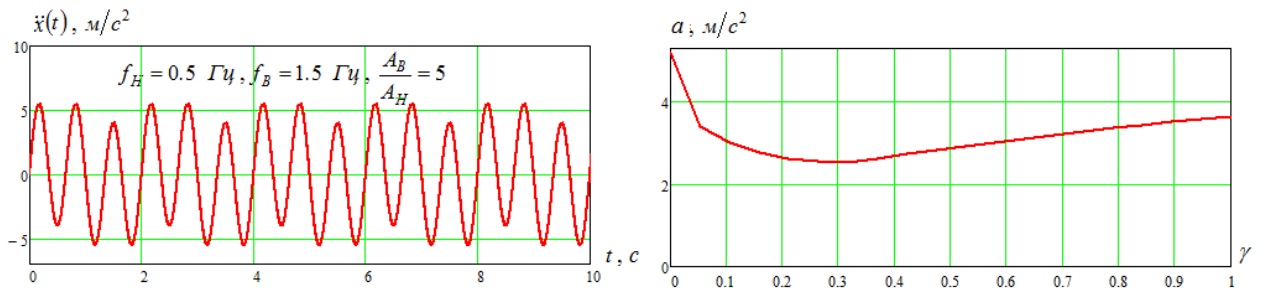


Рисунок 5.3 – Зависимость абсолютных ускорений от коэффициента демпфирования для двухчастотного воздействия

$$(f_B = 1.5 \text{ Гц}, f_H = 0.5 \text{ Гц}, A_B/A_H = 5)$$

5.2 Поиск оптимального демпфирования для репрезентативной выборки случайных сейсмических воздействий

5.2.1 Постановка задачи

Ниже рассматривается моделирование сейсмического воздействия случайными процессами. Такая постановка задачи исходит из стохастической природы землетрясения [3, 20, 78, 116].

Поиск критериев оптимизации проводился согласно теории сейсмического риска, разработанной на основе теории надежности В.В. Болотиным [19]. В теории установлена следующая связь между расчетным ускорением и сейсмическим риском:

$$H(a_*) = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{\omega \cdot \tau_E}{\pi} \right) \exp \left[- \left(\frac{\mu^2 \cdot a_*^2}{2\omega^4 \sigma_u^2} \right) \right] \right\}, \quad (5.2)$$

где $H(a_*)$ – условный риск для конструкции, которая запроектирована на расчетное ускорение a_* :

$$a_* = k_1 k_2 \dots a_0, \quad (5.3)$$

a_0 – нормативные ускорения грунта, задаваемые на основе карт сейсмического районирования;

$k_1, k_2, \dots$ – коэффициенты, учитывающие степень ответственности и срок службы сооружения, его высоту, местные грунтовые условия, динамические и деформативные характеристики сооружения;

ω – собственная частота системы;

τ_E – продолжительность интенсивной фазы сотрясения;

μ – коэффициент пластичности, учитывающий нелинейные эффекты пластические деформации, трение в узлах и соединениях), $\mu \leq 1$;

σ_u^2 – дисперсия процесса $u(t)$;

$u(t)$ – перемещения системы относительно колеблющегося основания, определяемые из уравнения (2.6).

При этом требуется выполнение условия, что при сейсмическом воздействии $x(t)$ максимальное ускорение системы и, следовательно, пропорциональные ему максимальные усилия, моменты и напряжения не достигнут предельных значений:

$$\max_{\tau_E} |\ddot{u}(t) + \ddot{x}(t)| \leq \mu a_* . \quad (5.4)$$

Согласно формуле (5.2) при уменьшении дисперсии максимальных ускорений $\omega^2 \sigma_u$, что при малом демпфировании дает $\omega^2 u(t) \approx \ddot{u}(t) + \ddot{x}(t)$, для всех воздействий увеличивается отрицательный показатель степени экспоненты, а, следовательно, уменьшается сейсмический риск $H(a_*)$ и повышается надежность конструкции.

Таким образом, формулируются различные постановки задачи оптимизации для модели (2.6):

$$1. \text{ целевая функция} - \min_{\zeta} \max_i |\ddot{u}(t) + \ddot{x}(t)|, \quad (5.5)$$

$\max_i |\ddot{u}(t) + \ddot{x}(t)|$ – усредненные по i абсолютные ускорения 3О (оценка математического ожидания);

i – номер реализации внешнего воздействия в репрезентативной выборке этих воздействий.

$$2. \text{ целевая функция } - \min_{\xi} \max_i \max_t |\ddot{u}(t) + \ddot{x}(t)|, \quad (5.6)$$

Если известна плотность распределения максимальных абсолютных ускорений ЗО, то можно установить так называемый «коэффициент пиковости». Он связывает с заданной доверительной вероятностью среднеквадратические значения (по i) максимальных абсолютных ускорений с их максимальными значениями. В этом случае первая и вторая постановка задачи совпадают.

$$3. \text{ целевая функция } \min_{\xi} \sqrt{D}, \quad (5.7)$$

где D – дисперсия стационарного эргодического процесса, каковым считается изменение во времени абсолютных ускорений ЗО.

Для всех целевых функций принято следующее ограничение:

$$u = \max_t |u_i(t)| \leq h, \quad (5.8)$$

где h – максимально возможные по конструктивным соображениям перемещения ЗО относительно фундамента (за счет работы ССИ).

5.2.2 Синтезирование внешних воздействий

Основная проблема при такой стохастической постановке задачи – моделирование сейсмического воздействия случайными процессами. Существует ряд подходов к заданию автокорреляционных функций сейсмических воздействий и синтезированию на их основе акселерограмм [21, 31, 86, 99]. При статистическом анализе сейсмоизолированных систем необходимо, чтобы одновременно значения автокорреляционных функций смещения и ускорения в нуле равнялись среднему уровню расчетных смещений и ускорений (соответственно). Эта проблема подробно исследована в [28]. Для того чтобы добиться указанного условия, в [28] предлагается представить автокорреляционную функцию входного процесса в виде суммы двух составляющих:

$$K_y(\tau) = \sum_{i=0}^1 U_{0i}^2 \cdot e^{-\alpha_i \tau} \left(\cos \beta_i \tau + \frac{\alpha_i}{\beta_i} \sin \beta_i \tau \right), \quad (5.9)$$

где U_{0i} – амплитуда смещений; β_i – преобладающая частота воздействий; α_i – показатель узкополостности воздействия,

При этом автокорреляционная функция ускорений принимает вид:

$$K_{\ddot{y}}(\tau) = - \sum_{i=0}^1 U_{0i}^2 \cdot e^{-\alpha_i \tau} \cdot (\beta_i^2 - \alpha_i^2) \cdot \left[(\alpha_i^2 - \beta_i^2) \left(\cos \beta_i \tau + \frac{\alpha_i}{\beta_i} \sin \beta_i \tau \right) - 2 \cdot \alpha_i \cdot \beta_i \cdot \left(-\sin \beta_i \tau + \frac{\alpha_i}{\beta_i} \cos \beta_i \tau \right) \right] -$$

$$- 2 \cdot \left[\left(-\cos \beta_i \tau - \frac{\alpha_i}{\beta_i} \sin \beta_i \tau \right) (-2\alpha_i^2 \beta_i^2) + \left(\sin \beta_i \tau - \frac{\alpha_i}{\beta_i} \cos \beta_i \tau \right) (\alpha_i \beta_i^3 - \alpha_i^3 \beta_i) \right] \quad (5.10)$$

В отличие от традиционных, предлагаемая модель воздействия характеризуется «двугорбной» спектральной плотностью. Первый максимум соответствует преобладающему периоду на сейсмограмме, а второй – на акселерограмме. Такое воздействие дает одновременно фактические средние значения смещения и ускорения. Для генерации ансамбля случайных сейсмических воздействий, соответствующих (5.9) – (5.10) используется специальная программа [91]. Эта методика генерации случайных сейсмических воздействий была использована ниже для поиска оптимального демпфирования.

Таким образом, для дальнейших расчетов с помощью метода статистического моделирования был получен пакет искусственных акселерограмм объемом $N = 300$.

С целью прогноза сейсмической опасности и обеспечения сейсмостойкого строительства необходимыми инженерными данными в 1991–1997 гг. на основе новой методологии в Институте физики Земли им. О.Ю. Шмидта РАН создан комплект карт общего сейсмического районирования Российской Федерации — ОСР-97 [82]. Моделирование потока событий, подаваемого в правую часть уравнения (2.6), было сделано на основе карт сейсмического районирования территории России. Учитывая повторяемость событий за последние 10 лет, было принято следующие осреднение интенсивности землетрясений в год: на 300 внешних воздействий приходится 10 сильных (9 баллов), 40 средних (8 баллов) и 250 слабых (6-7 баллов) землетрясений.

Параметры синтезируемых акселерограмм соответствуют району г. Сочи [68]. В качестве исходных данных для построения пакета расчетных акселерограмм приняты расчетные значения пиковых смещений и ускорений основания $U_{\max} = 0.2 \text{ м}$ и $a = 2.3 \text{ м/с}^2$. Преобладающие периоды воздействия приняты равными 1.3 с и 0.5 с .

Статистические характеристики процесса, а также спектральная плотность сейсмического воздействия показаны на рисунке 5.4. Пример реализации акселерограммы, велосиграммы и сейсмограммы приведены на рисунке 5.5.

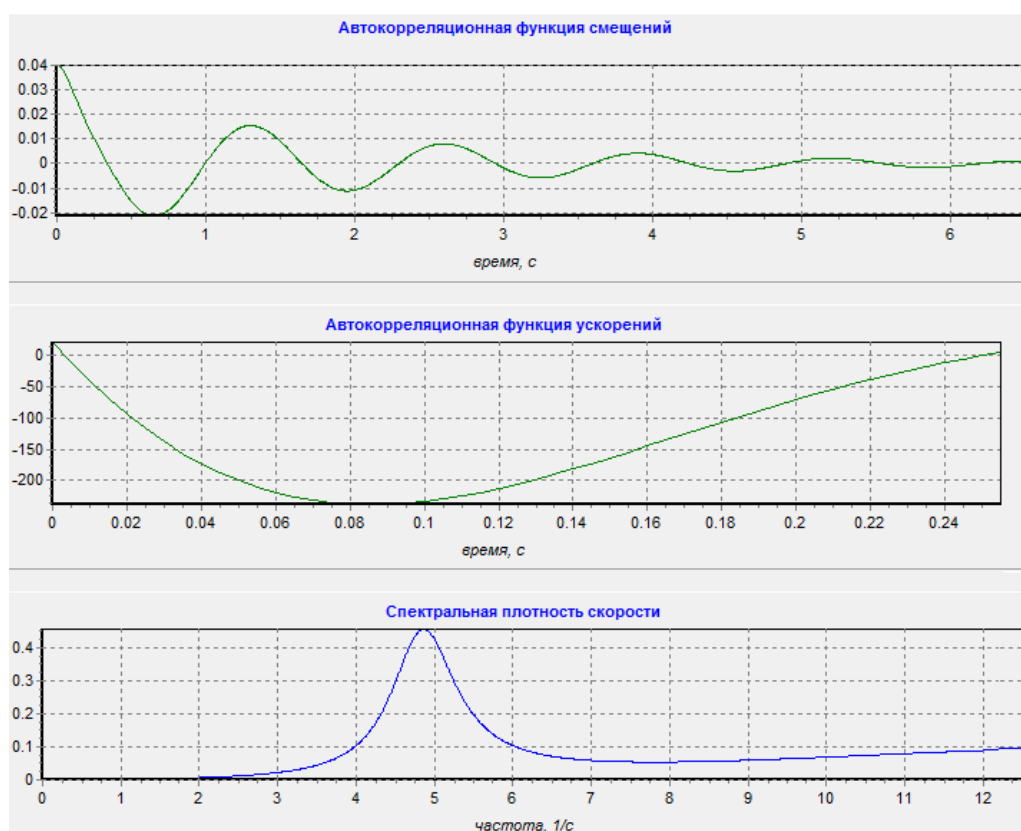


Рисунок 5.4 – Автокорреляционные функции смещения и ускорения, а также спектральная плотность скорости

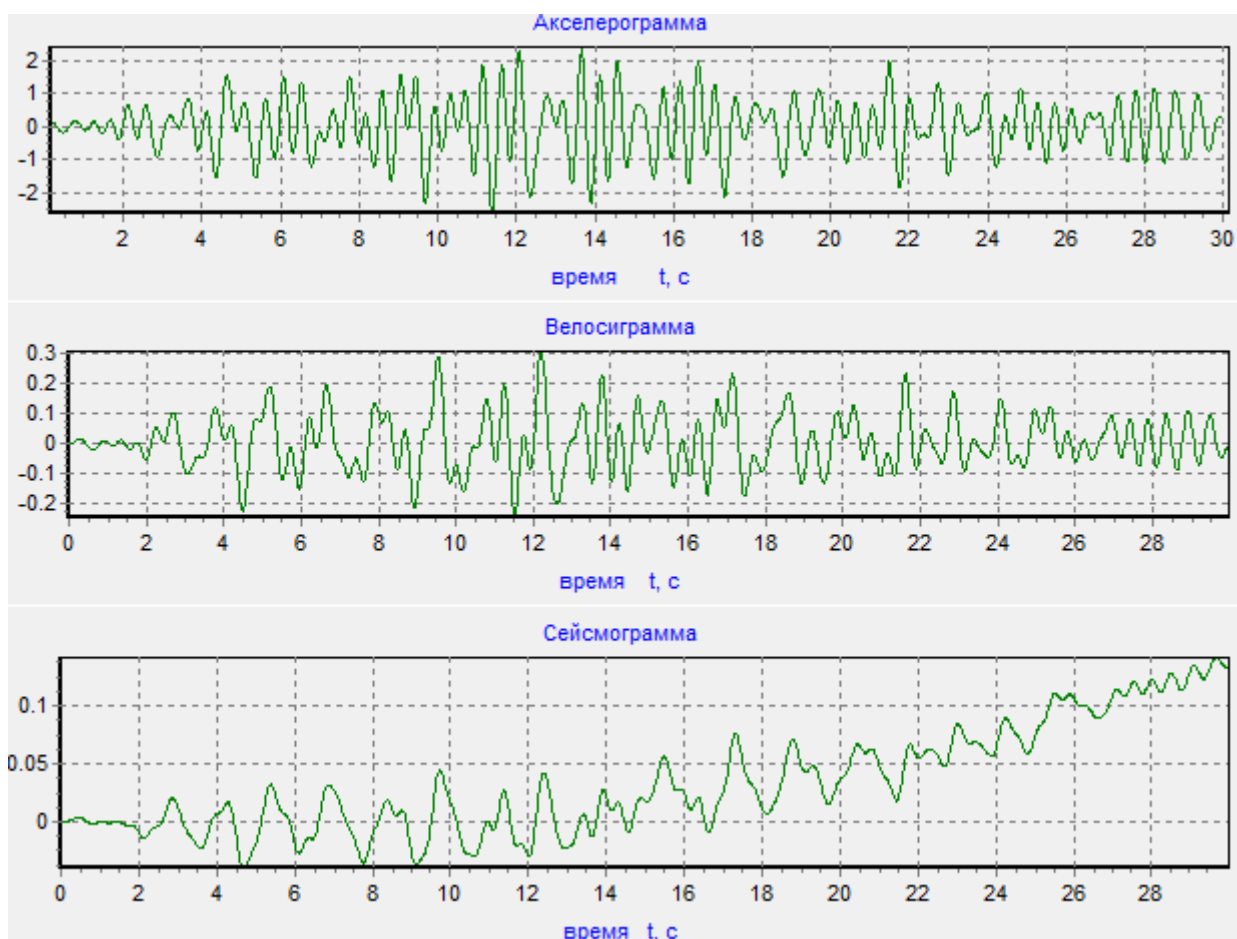


Рисунок 5.5 – Пример реализации расчетной акселерограммы

5.2.3 Числовой расчет

На каждую синтезированную акселерограмму пакета проводился расчет системы с одной степенью свободы (2.6) со следующими параметрами:

- частота сейсмоизолированной системы – 0.4 Гц (2.8);
- коэффициент линейного демпфирования γ варьировался от 0 до 1.

Поиск оптимального демпфирования осуществлялся методом Монте-Карло [112], т.е. критерий (5.6) вычислялся через определение отклика модели (2.6) с последующим осреднением. Пример реализации расчета показан на рисунке 5.6.

В результате расчетов на 300 акселерограмм были получены смещения и ускорения при разных значениях γ . Зависимость абсолютных ускорений для различных значений коэффициента демпфирования представлена на рисунке 5.7. Согласно расчетам оптимальный коэффициент линейного демпфирования $\gamma = 0.1$.

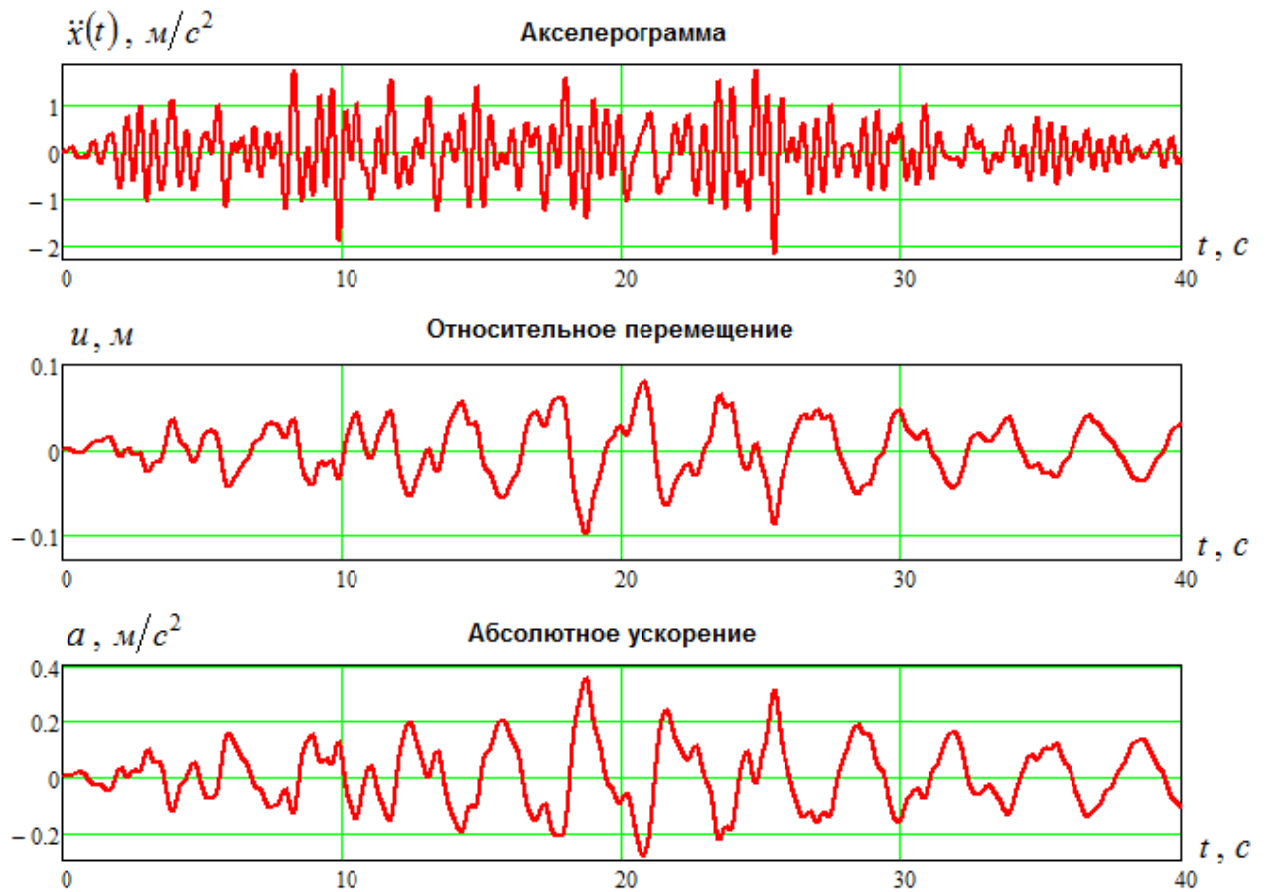


Рисунок 5.6 – Пример реализации варианта расчета на синтетическую акселерограмму

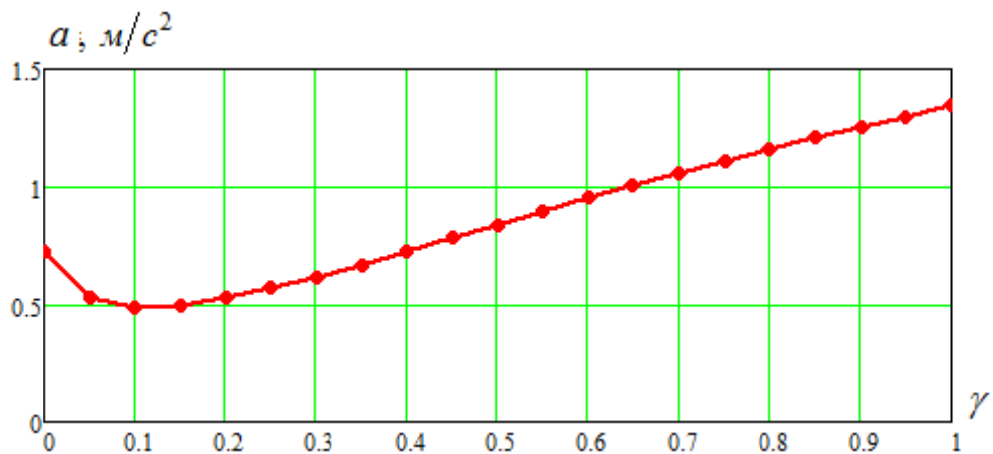


Рисунок 5.7 – Зависимость абсолютных ускорений от коэффициента демпфирования

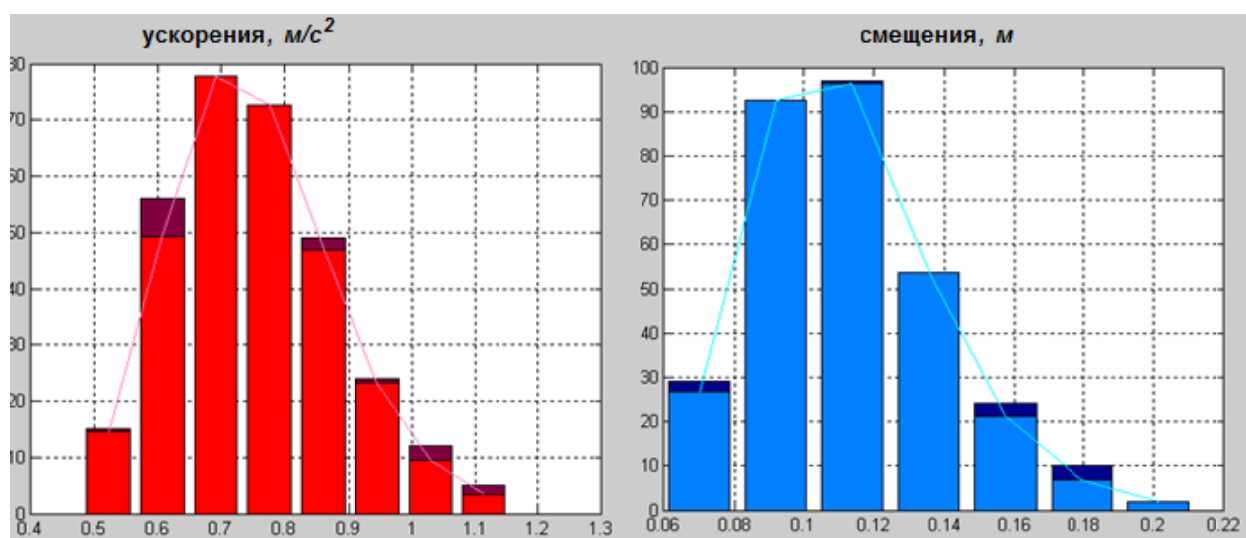
Затем были вычислены математические ожидания M и среднеквадратические отклонения σ указанных показателей, построены функции

плотности распределений рассматриваемых величин, а также соответствующие гистограммы распределений.

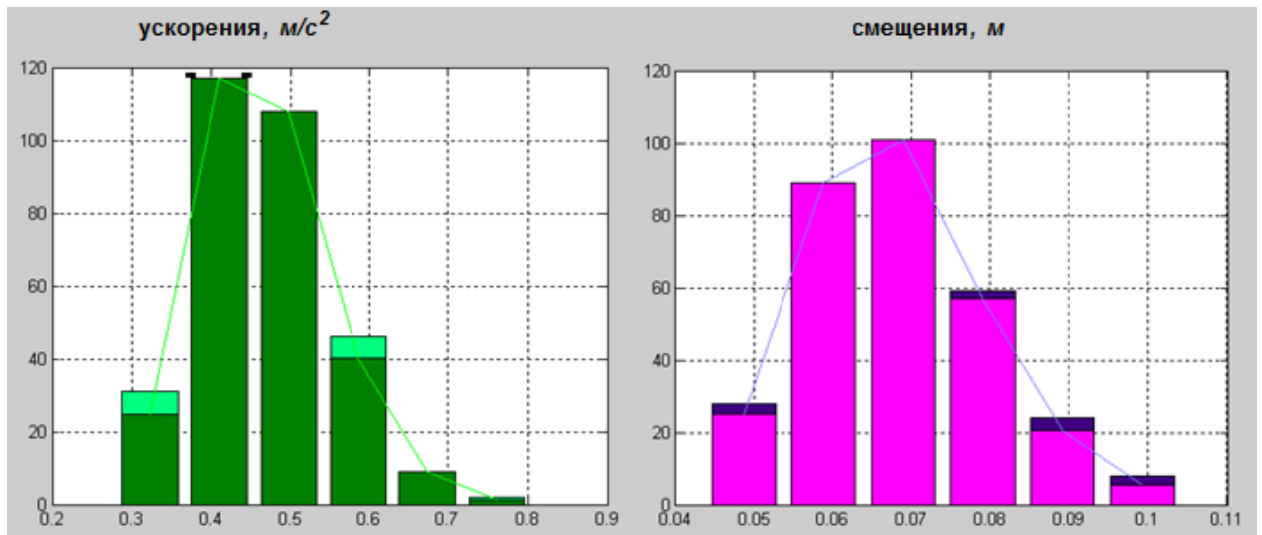
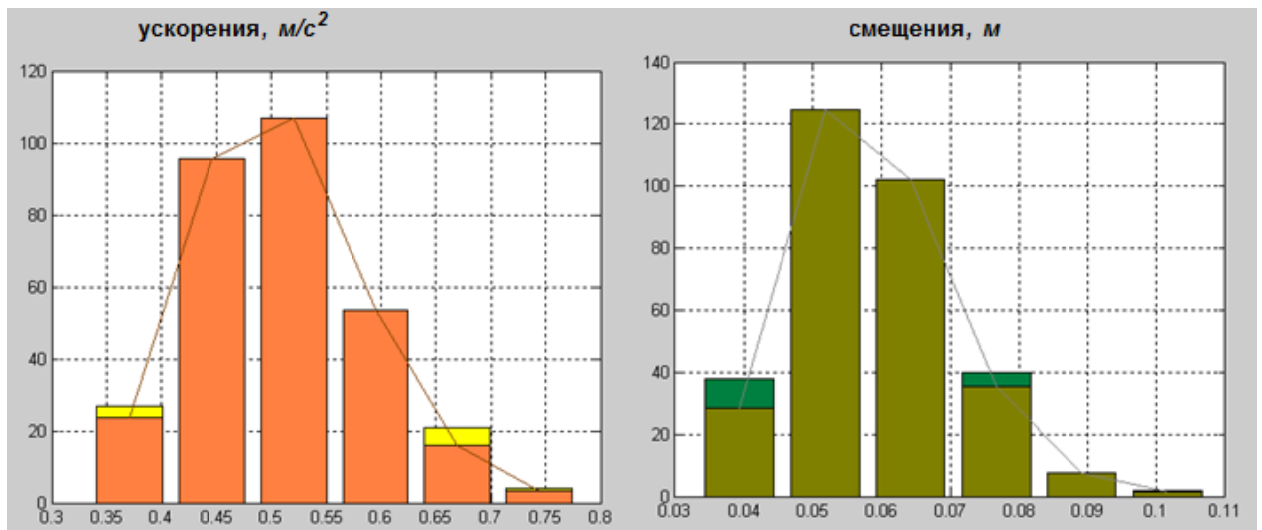
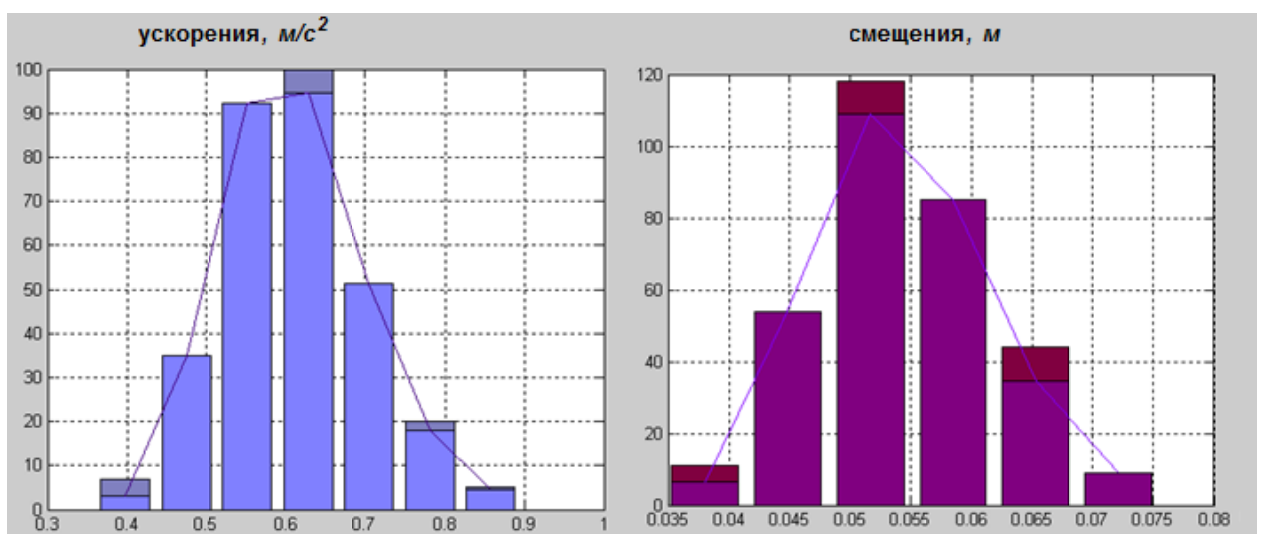
Результаты приведены в таблице 5.1 и на рисунке 5.8. Анализ результатов моделирования показал, что характеристики (усилия, смещения, ускорения) работы сейсмоизолированной системы описываются логнормальным законом распределения [87].

Таблица 5.1 – Результаты статистического анализа показателей ускорений и смещений для различных коэффициентов демпфирования

γ	ускорения, м/с^2		смещения, м	
	σ	M	σ	M
0	0.1316	0.7529	0.0268	0.1123
0.1	0.0802	0.4680	0.0118	0.0682
0.2	0.0835	0.5086	0.0118	0.0590
0.3	0.0918	0.6108	0.0076	0.0545
0.5	0.1389	0.8359	0.0107	0.0405
0.7	0.1634	1.0779	0.0056	0.0395
1	0.2496	1.4291	0.0063	0.0311



а) $\gamma = 0$

б) $\gamma = 0.1$ в) $\gamma = 0.2$ г) $\gamma = 0.3$

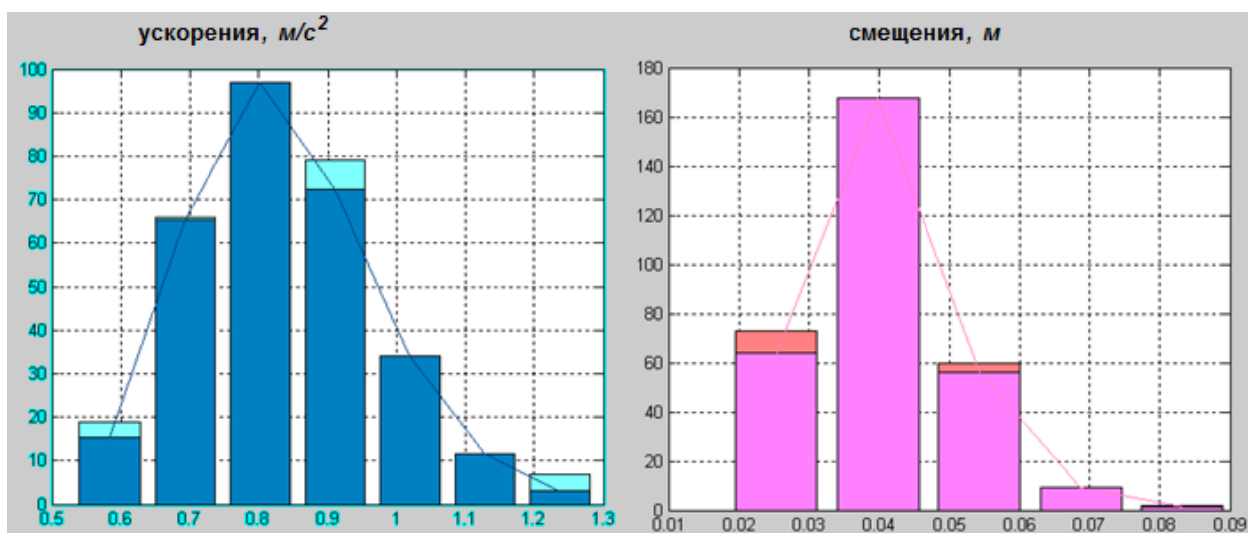
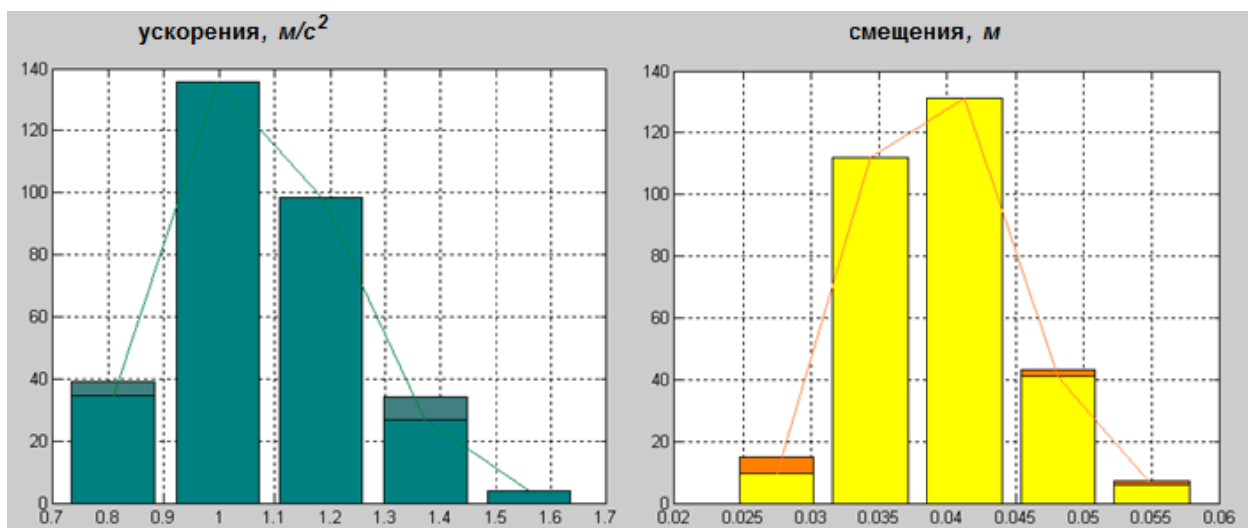
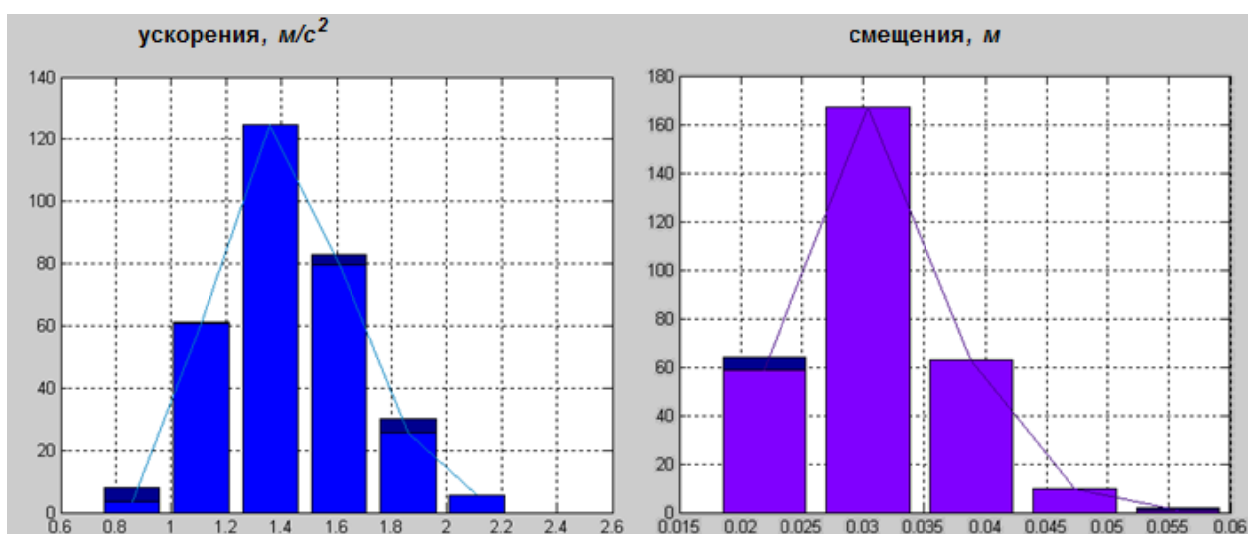
д) $\gamma = 0.5$ ж) $\gamma = 0.7$ з) $\gamma = 1$

Рисунок 5.8 – Гистограммы распределения макс. ускорений и смещений

5.2.4 Оценка спектральной плотности

Была рассмотрена и другая постановка задачи оптимизации – (5.3). Она заключается в определение спектральной плотности процесса, который считаем эргодичным и стационарным.

В этом случае постановка задачи оптимизации для модели будет следующей:

$$\text{целевая функция} - \min_{\gamma} \tilde{a},$$

где $\tilde{a} = \sqrt{D}$ – среднеквадратическое значение абсолютных ускорений ЗО:

$$D = \int_0^{\infty} S_{\ddot{a}}(\varpi) d\varpi; \quad (5.11)$$

$S_{\ddot{a}}(\varpi)$ – спектральная плотность абсолютных ускорений:

$$S_{\ddot{a}}(\varpi) = H(\varpi) S_{\text{вх}}(\varpi); \quad (5.12)$$

$H(\varpi)$ – передаточная функция:

$S_{\text{вх}}(\varpi)$ – спектральная плотность ускорений грунта на входе.

В случае перехода от ускорений основания к абсолютным ускорениям ЗО передаточная функция имеет следующий вид [16]:

$$H(\varpi) = \frac{\sqrt{1 + \frac{(4 \cdot \zeta^2 \cdot \varpi)^2}{\omega^2}}}{\sqrt{\left[1 - \frac{\varpi^2}{\omega^2}\right]^2 + \frac{4 \cdot \zeta^2 \cdot \varpi^2}{\omega^2}}}, \quad (5.13)$$

Для синтетических акселерограмм $S_{\text{вх}}(\varpi)$ определяется по формуле Хинчина-Винера с применением (5.10) [17]:

$$S(\varpi) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} K(\tau) \cos \varpi \tau d\tau, \quad (5.14)$$

Определенные трудности возникают при оперировании реальными акселерограммами [5].

Если имеется набор из N реализаций $x_k(t)$, $(k-1)T \leq t \leq kT$, $k=1,2,\dots,N$, стационарного эргодического случайного процесса $\{x(t)\}$, то оценка спектральной плотности имеет вид [16]:

$$S_{ex}(f) = \frac{2}{N \cdot T} \sum_{k=1}^N |X_k(f, T)|^2, \quad (5.15)$$

где T – длина каждого процесса,

$X_k(f, T)$ – финитное преобразования Фурье для k – той реализаций:

$$X_k(f, T) = \int_0^T x_k(t) \cdot e^{-j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot t} dt. \quad (5.16)$$

Применительно к реализации случайного процесса, пример определения $X_k(f, T)$ с помощью математического пакета «MathCad» показан на рисунке 5.9 (частота среза – 33 Гц). Далее последовательно используются формулы (5.11) – (5.13), (5.15). В результате варьирования коэффициента линейного демпфирования γ от 0 до 1 получаем следующую зависимость дисперсии процесса от γ – рисунок 5.10.

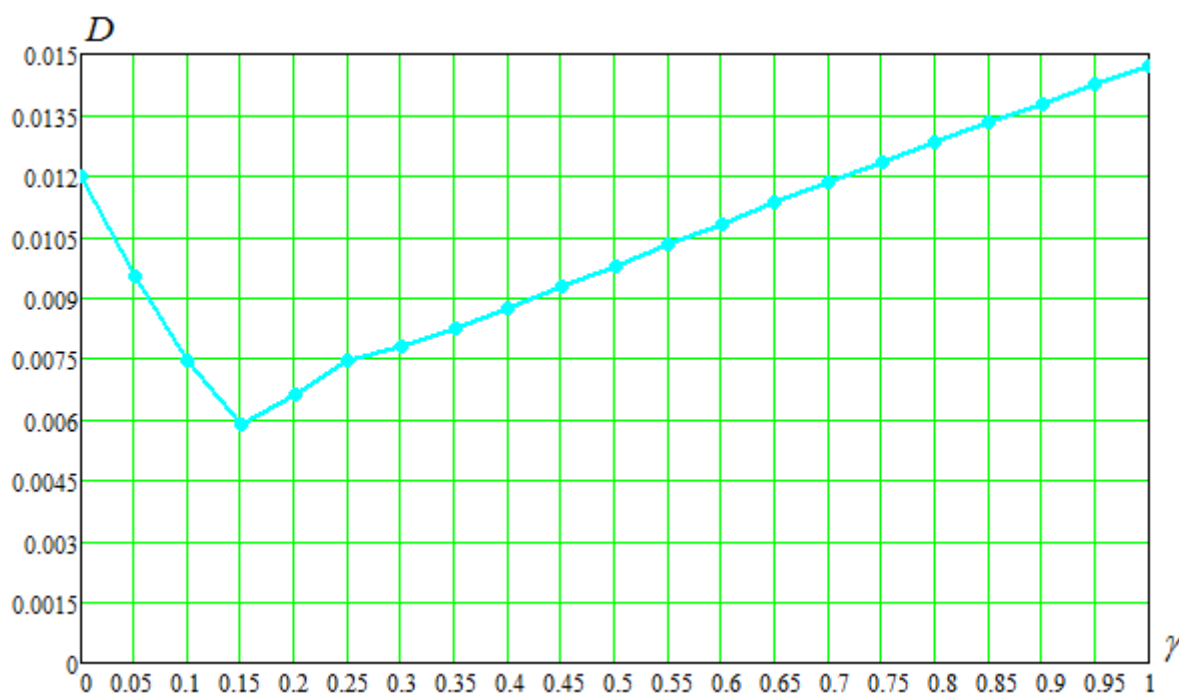


Рисунок 5.10 – Зависимость дисперсии процесса от коэффициента демпфирования

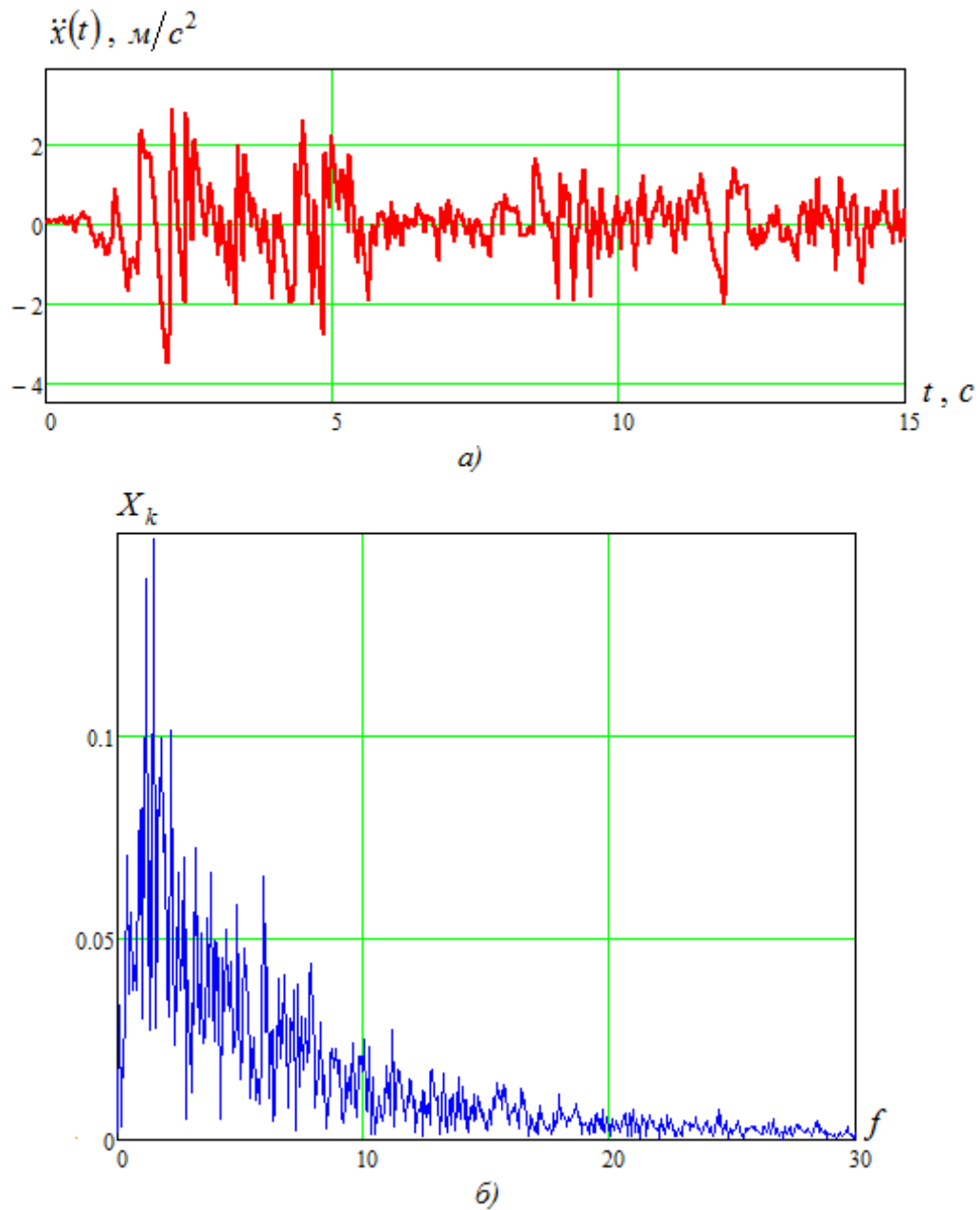


Рисунок 5.9 – Пример определения финитного преобразования Фурье:

а) нестационарное сейсмическое воздействие

б) финитное преобразование Фурье данного воздействия

5.3 Нелинейная постановка оптимизационной задачи

Для нелинейной модели использование передаточной функции невозможно. Поэтому идет прямое усреднение отклика. Уравнение колебаний нелинейной системы (2.5) без учета линейного демпфирования имеет вид:

$$\ddot{u} + \omega^2 \cdot u + f(u, \dot{u}) = -\ddot{x}(t). \quad (5.17)$$

На репрезентативную выборку воздействий производился расчет нелинейной системы с фиксированными параметрами билинейной аппроксимации сопротивления $f(u, \dot{u})$ (2.9): $\omega_1 = 20$ и $\omega_2 = 0.2$, параметр f_T варьировался от 0 до 0.3 м/с^2 . Возможность варьирования этим параметром показана в Главе 3. За критерий оптимальности был взят критерий (5.1). Из рисунка 5.11 видно, что оптимум демпфирования при такой постановке задачи также существует.

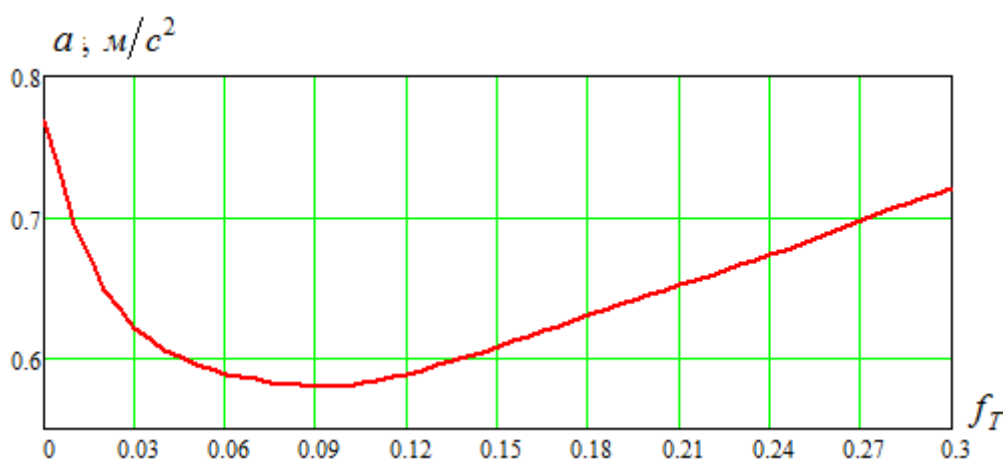


Рисунок 5.11 – Результаты расчета по нелинейной модели

Выводы по главе 5

1. Сформулированы критерии оптимизации параметров демпфирования ССИ и ограничения при стохастической постановке задачи.
2. Даны алгоритмы поиска оптимальных параметров для различных постановок задачи (функций цели).
3. Рассмотрены линейная и нелинейная модели демпфирования, входящего в состав ССИ.
4. Проведенный численный анализ показал, что применение предложенного метода оптимизации параметров ПД уменьшает критериальный параметр в 1.6–2 раза, а сейсмический риск в 1.5–1.8 раза, что может значительно повысить качество и надежность проектируемых ССИ.

6 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕМПФИРОВАНИЯ

6.1 Подготовка и проведение эксперимента

Подробно испытания макета здания с СИО маятникового типа, разработанными ОАО «КБСМ», а также конструкция СИО, описаны в работах [11, 25, 70, 81, 89, 101, 102]. Испытания проводились в соответствии с [64, 82, 84] на сейсмоплатформе ВСС-300 на динамические воздействия адекватные нагрузкам при землетрясении интенсивностью до 9 баллов.

Объектом испытаний является макет здания – рисунок 6.1 [70], верхнее строение которого имитируется гибкой конструкцией рамно-каркасного типа, выполненной из металлических элементов с размерами 4.6 на 3.7 м и высотой 6.815 м, с общей массой ~ 40 тонн. Верхнее строение установлено на систему опорно-маятниковой сейсмоизоляции, которая состоит из трех СИО, в состав каждой входят – маятниковые тяги со специальными узлами крепления (кардан) (рисунок 2.12а) и пластический демпфер (рисунок 2.12б).

Для интерпретации результатов эксперимента необходимо привести схему нумерации и расположения датчиков при проведении опытов – рисунок 6.2 [70]. На схеме обозначены датчики ускорения с индексом А и датчики перемещений с индексом Р.

Для проверки эффективности работы пластических демпферов помимо основных испытаний работы системы «макет здания – СИО» было выполнено следующее:

- первый опыт с макетом здания с опорами, оснащенными пластическими демпферами;
- во втором опыте пластические демпферы были выключены из работы.



Рисунок 6.1 – Вид сейсмоплатформы с макетом сейсмоизолированного здания

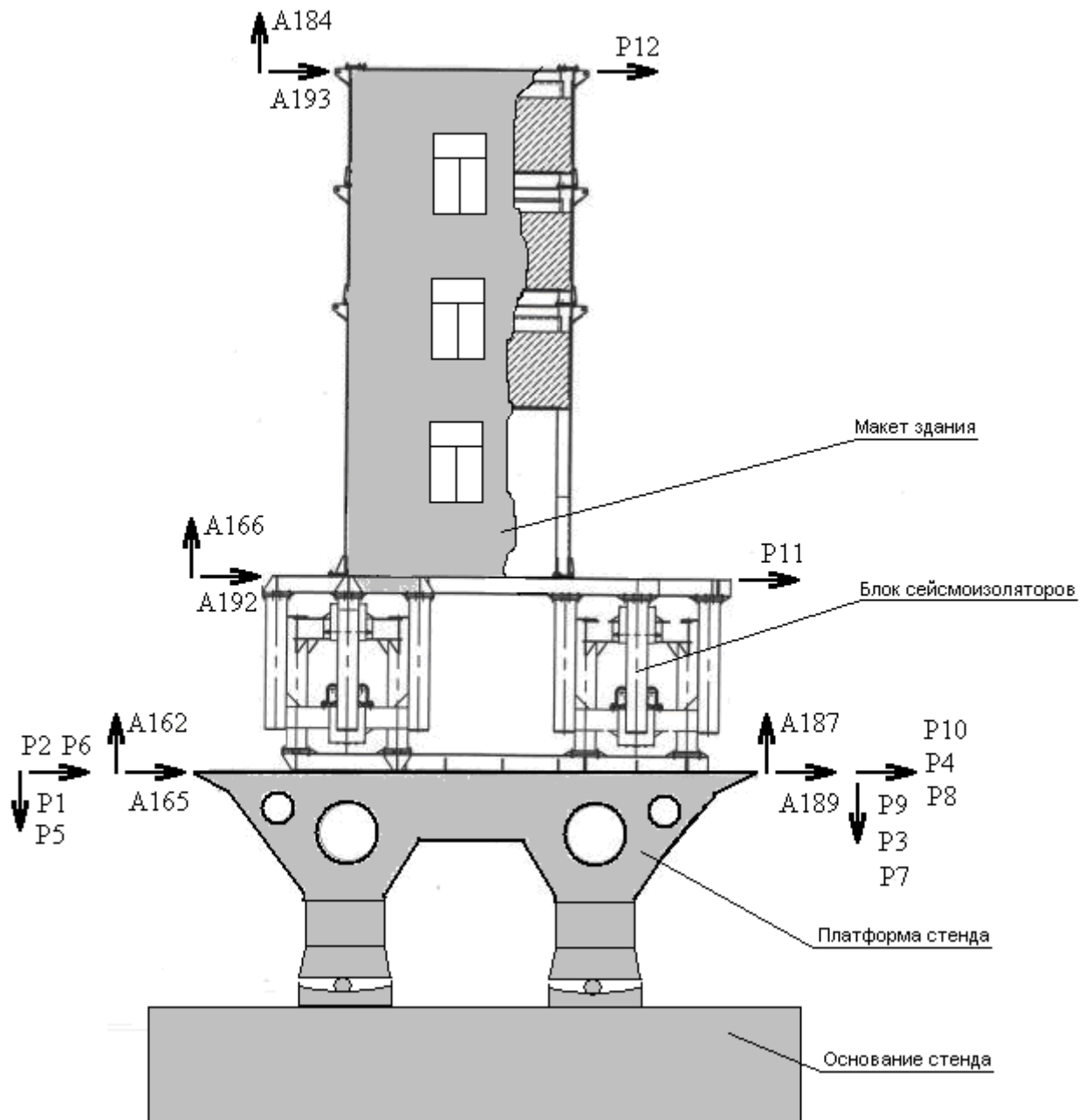


Рисунок 6.2 – Схема нумерации датчиков при проведении опытов с макетом сейсмоизолированного здания на сеймоплатформе ВСС-300

6.2 Анализ результатов эксперимента

6.2.1 Оценка эффективности работы системы сейсмоизоляции

Оценить эффективность работы системы сейсмоизоляции позволяют показатели снижения абсолютных ускорений на макете сейсмоизолированного здания – рисунок 6.3. Относительные горизонтальные перемещения верхнего

строения, полученные путем взаимного наложения записей датчиков абсолютных горизонтальных перемещений сеймоплатформы (датчик P10), основания верхнего строения здания (датчик P11) и его покрытия (датчик P12), представлено на 6.4. Результаты эксперимента по характерным ускорениям и перемещениям для системы с сейсмоизоляцией сведены в таблицу 6.1.

Согласно показаниям датчиков применение сейсмоизоляции приводит к снижению уровня горизонтальных ускорений на конструкциях верхнего строения здания приблизительно в 2 раза как на уровне основания макета здания, так и на его покрытии. Из рисунка 6.4 следует, что процесс относительного горизонтального движения верхнего строения имеет вид быстро затухающих под влиянием упруго-пластических демпферов колебаний, синхронно происходящих по всей высоте макета здания.

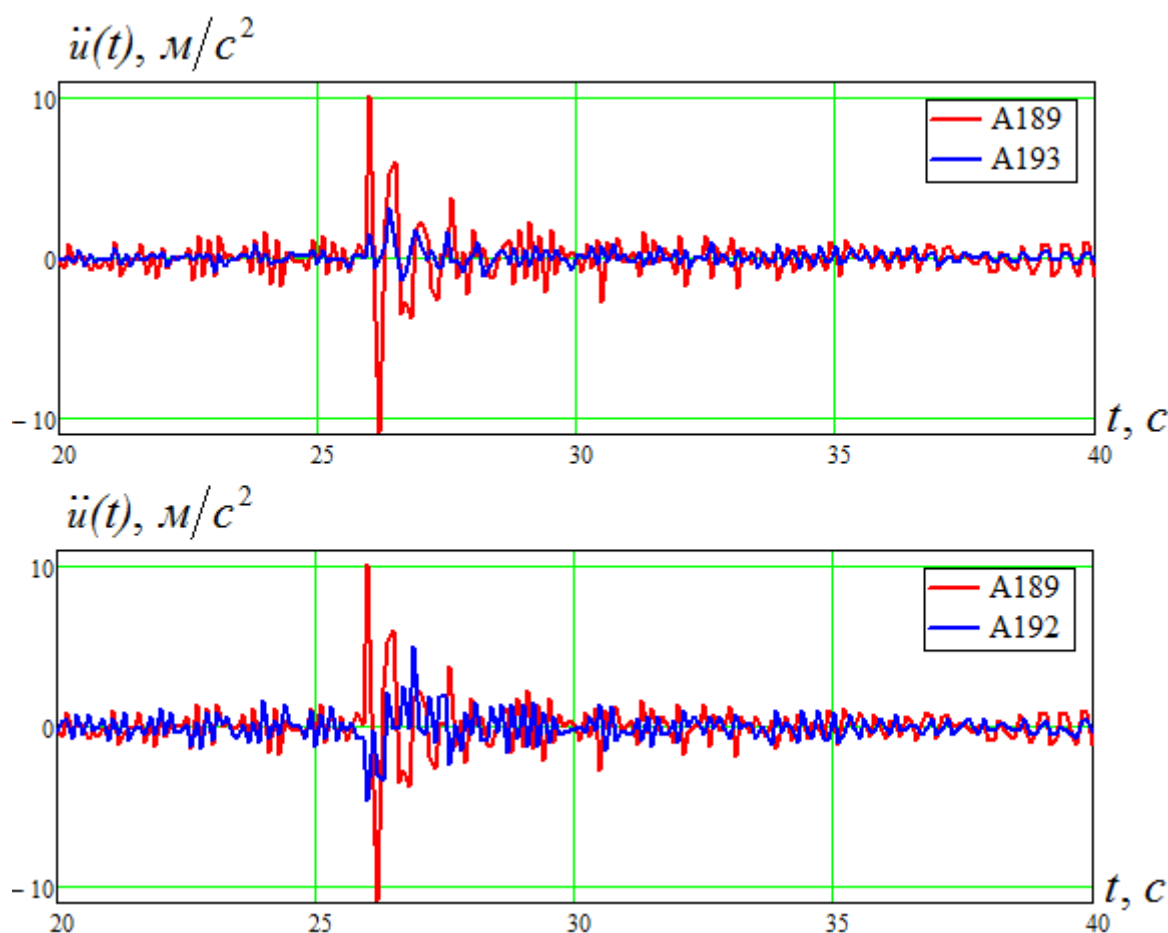


Рисунок 6.3 – Сравнение показателей абсолютных ускорений на платформе стенда (датчик A189), на основании верхнего строения здания (датчик A192) и его покрытия (датчик A193)

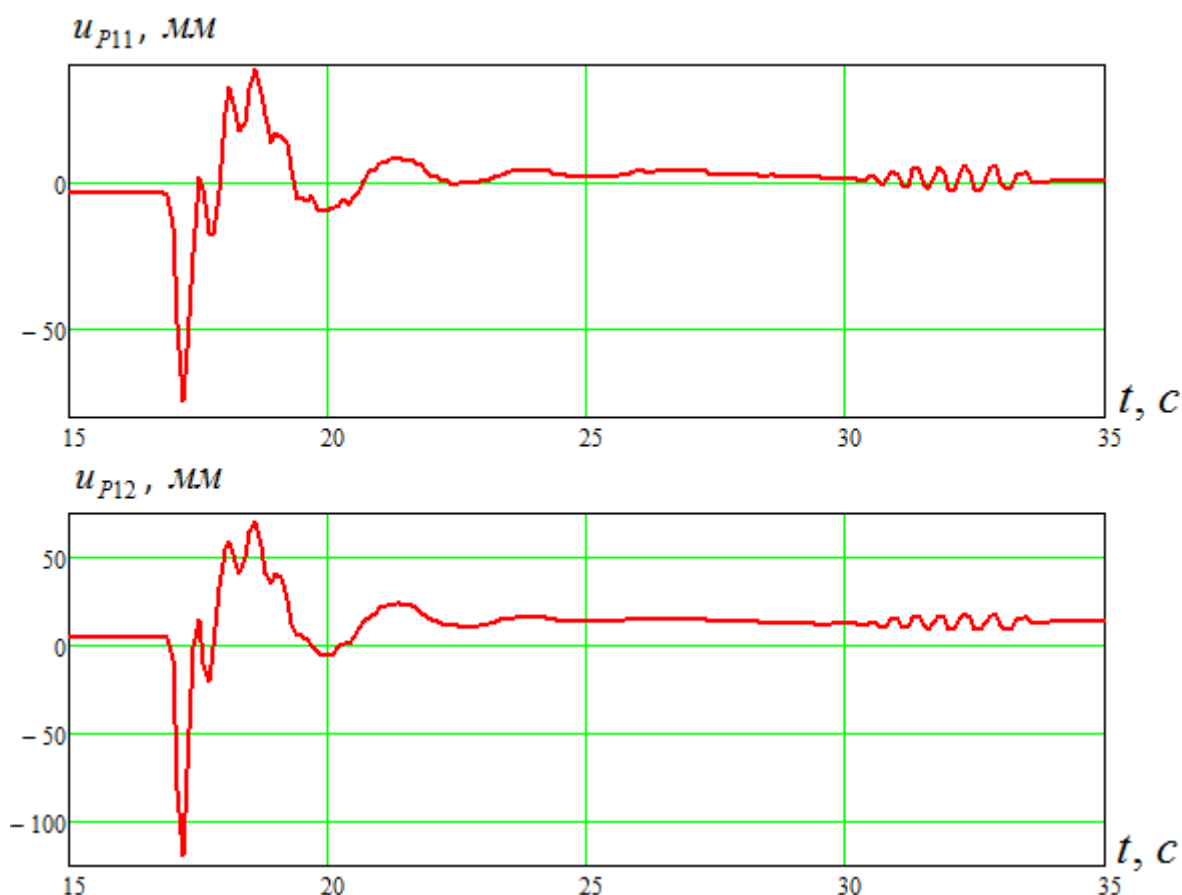


Рисунок 6.4 – Относительные горизонтальные перемещения верхнего строения (датчик P11 и P12)

Таблица 6.1 – Результаты эксперимента

	максимальное значение внешнего воздействия	максимальное абсолютное ускорение системы		максимальное относительное перемещение системы	
	$ \ddot{x}_{\max} , \text{ м/с}^2$	$ \ddot{u}_{\max} , \text{ м/с}^2$		$ u_{\max} , \text{ мм}$	
№ датчика	A189	A192	A193	P11	P12
	10.82	3.07	4.95	75	119

6.2.2 Оценка эффективности работы пластического демпфирования

Для оценки эффективности работы пластического демпфирования сравним показатели относительных горизонтальных перемещений основания верхнего строения здания (датчик P11) и его покрытия (датчик P12) для сейсмоизолированного макета здания без пластического демпфирования, когда

затухание колебаний происходит за счет трения в кардане, и с применением пластического демпфирования – рисунок 6.5. Результаты эксперимента по характерным ускорениям и перемещениям для системы с пластическим демпфированием и без сведены в таблицу 6.2.

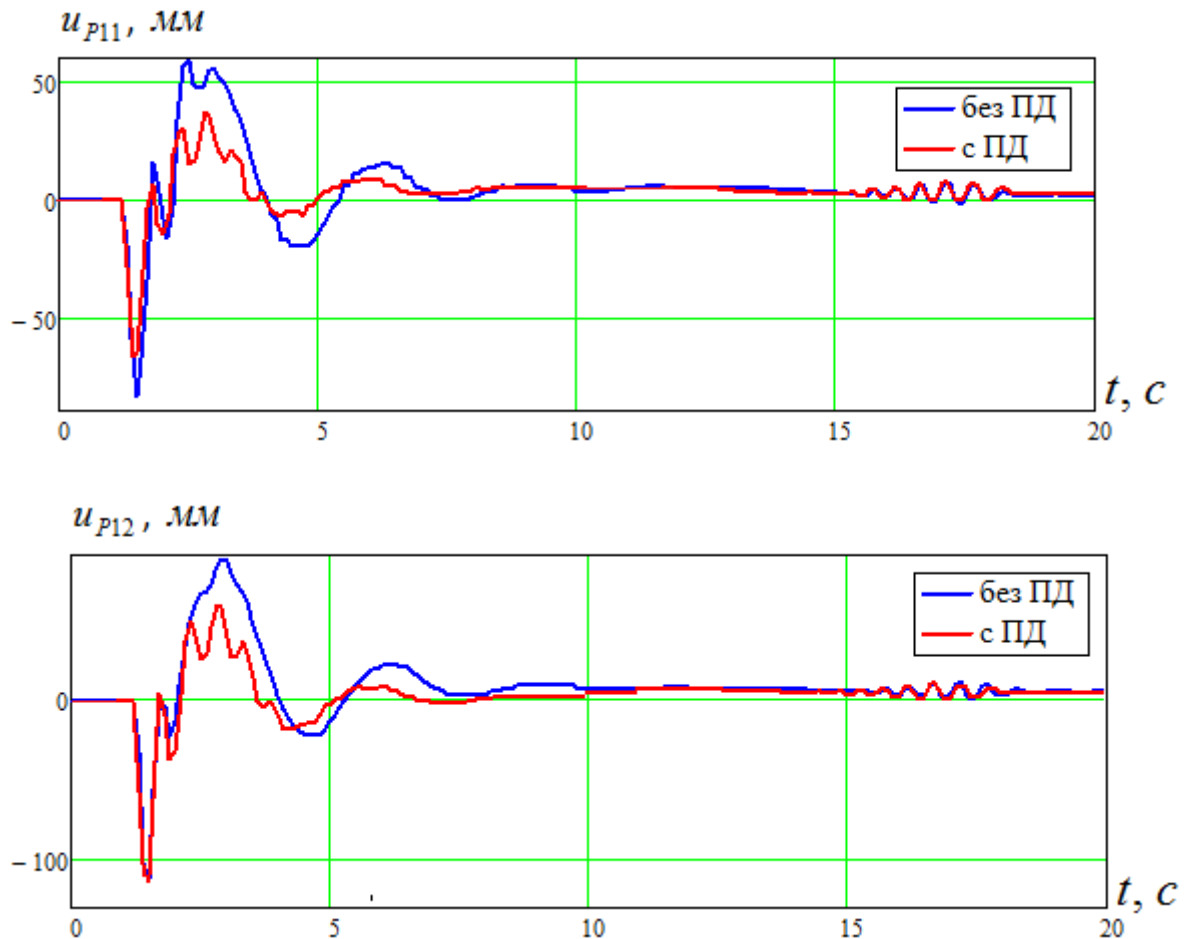


Рисунок 6.5 – Относительные горизонтальные перемещения (P11 и P12) без применения и с применением пластического демпфирования

Таблица 6.2 – Результаты эксперимента

	максимальное значение внешнего воздействия	максимальное абсолютное ускорение системы		максимальное относительное перемещение системы	
	$ \ddot{x}_{\max} , \text{ м/с}^2$	$ \ddot{u}_{\max} , \text{ м/с}^2$		$ u_{\max} , \text{ мм}$	
№ датчика	A189	A192	A193	P11	P12
с ПД	8.149	4.77	4.406	59	110
без ПД	7.959	6.918	4.359	67	113

6.2.3 Сравнение экспериментальных данных с расчетными

Для этого был проведен динамический расчет для системы с одной степенью свободы без учета вязкого трения (5.17), со следующими параметрами:

- частота системы – 0.4 Гц (2.8);
- параметры демпфирования (2.9): $f_T = 0.1$, $\omega_1 = 42$, $\omega_2 = 0.85$, при этом силовая характеристика стержней в ПД определялась по формулам (3.35).

этом силовая характеристика стержней в ПД определялась по формулам (3.35).

В конструкции пластического демпфера, которая была применена при эксперименте, длина $l = 0$, а размер L был значительно больше радиуса криволинейного участка R (рисунок 2.13), поэтому основной рабочей частью демпфера был прямолинейный участок. При этом криволинейный участок работает упруго, и его перемещения мало сказываются на силовой характеристике стержней. В этом случае работа демпфера не зависит от направления воздействия.

В качестве внешнего воздействия $\ddot{x}(t)$ были взяты ускорения основания сейсмоплатформы, на основе записанных с датчика A189 горизонтальных ускорений – рисунок 6.6. Результаты динамических расчетов представлены и на рисунке 6.7.

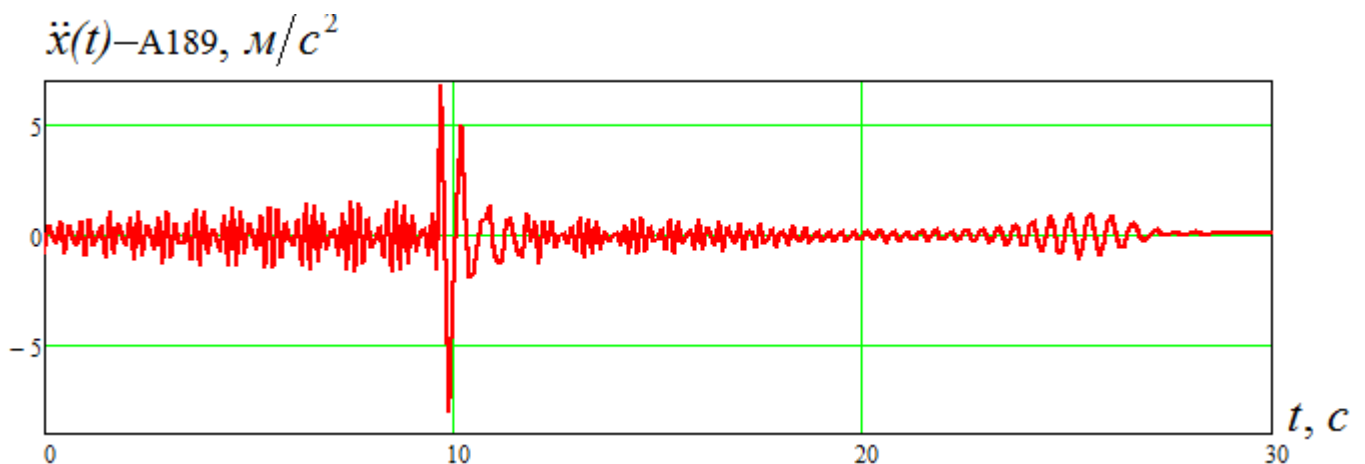


Рисунок 6.6 – Внешнее воздействие для динамического расчета

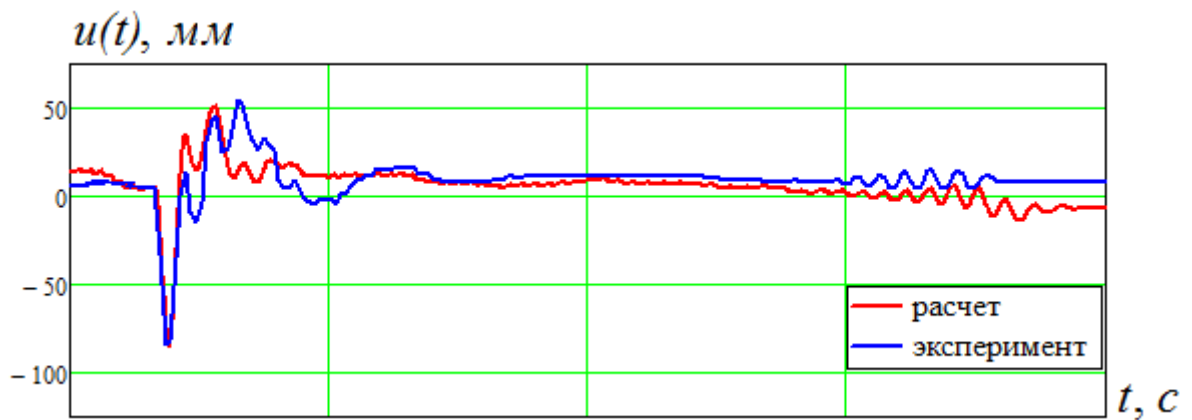


Рисунок 6.7 – Относительные перемещения по расчету и эксперименту

Выводы по главе 6

1. Применение опорно-маятниковой системы сейсмоизоляции ОАО «КБСМ» позволило сохранить рамно-каркасные металлические конструкции верхнего строения макета здания во вполне удовлетворительном состоянии без существенных повреждений и деформаций, величина коэффициента снижения горизонтальных ускорений и скорости на верхнем строении по сравнению с аналогичными параметрами движения сейсмоплатформы составила ~ 2 раза, амплитуда абсолютных горизонтальных смещений увеличилась $\sim$ на 20 %.

2. Результаты натурных сейсмических испытаний макета здания с ССИ маятникового типа показали, что относительные горизонтальные смещения на основании и на покрытии верхнего строения сейсмоизолированного здания имеют вид синхронных быстро затухающих колебаний, что демонстрирует эффективность использования пластических демпферов в виде стержневых металлических элементов.

3. При сопоставлении результатов теоретических исследований характеристик ПД с экспериментальными данными наблюдается совпадение расчета с опытом.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По итогам работы над диссертацией получены следующие основные научные и практические результаты:

1. Анализ результатов серии динамических расчетов системы «сооружение – сейсмоизоляция», возбужденной нестационарными сейсмическими воздействиями, показал, по нелинейной и линеаризованной расчетным схемам:

- эффективность применения демпфирования была проверена для достаточно широкого диапазона воздействий, так как для расчетов были рассмотрены варианты акселерограмм, соответствующие интенсивности 7–9 баллов и наиболее опасные по частотному составу в полосе 0.25–0.5 Гц;

- решения по нелинейной и линеаризованной расчетной схеме демонстрируют незначительное расхождение результатов, что позволило сделать вывод о том, что для проектных оценок работы системы «сооружение – сейсмоизоляция» достаточно пользоваться линеаризованными схемами. Учет вертикальных сил также не вносит существенного вклада в определяемые параметры движения системы;

- формирование исходных данных для параметров силовых характеристик с помощью конечно-элементного расчета в ПК «ANSYS», показали, что необходимые усилия срабатывания ПД подбираются с помощью варьирования основных параметров стержней: геометрии, диаметра и их количества.

- оптимум параметров демпфирования существует, но реализовать его с помощью конечно-элементных расчетов в проектных условиях чрезвычайно сложно и трудоемко;

- полученные зависимости сопротивления демпфера от перемещений показывают, что деформирование происходит циклически и при выборе оптимальных параметров следует учесть возможность малоциклового усталости.

2. Разработан метод аналитического расчета силовых характеристик для криволинейного физически нелинейного статически определимого стержневого элемента и получены параметрические зависимости в интегральной форме. Получены аналитические зависимости при произвольном законе пластичности

материала для прямолинейного элемента, а также полуаналитические зависимости для элемента с осью, являющейся частью окружности, для упруго-пластического материала с упрочнением. Аналогичные зависимости получены для элементов различной конфигурации круглого поперечного сечения.

3. Анализ численных значений аналитического решения, показал:

- силовые диаграммы определяются через безразмерные параметры, что избавляет от необходимости проведения сложных многочисленных расчетов с помощью программных комплексов;

- выбор параметров демпфирующих элементов становится физически прозрачным;

- в размерном виде выражения для силовых характеристик позволяют добиться желаемого уровня срабатывания, а также наклона участка в пластической стадии работы стержня, с помощью варьирования коэффициента упрочнения либо геометрии стержней и размерами поперечных сечений;

4. Численный анализ полученных диаграммы силовых характеристик для прямолинейного балочного элемента и элемента в форме четверти окружности прямоугольного и круглого поперечного сечения аналитически и с помощью конечно-элементного расчета в ПК «ANSYS», показал:

- предложенные решения по определению силовых диаграмм упругопластических элементов являются одной из верификаций «ANSYS»;

- расхождение результатов аналитического расчета для прямолинейного элемента с конечно-элементным расчетом без учета геометрической нелинейности модели менее 1%, с учетом геометрической нелинейности модели 3-5%.

5. Разработана методика определения пластического ресурса демпферных стержней, входящих в состав пластического демпфирования систем сейсмоизоляции, в условиях циклического нагружения при сейсмическом воздействии. А также показано, что необходимый пластический ресурс можно обеспечить варьированием геометрии и количеством стержней.

6. Разработан алгоритм поиска оптимальных параметров демпфирования в ССИ. На простейшей модели показана качественная сторона проблемы. Сформулированы различные критерии оптимизации параметров демпфирования и выбраны ограничения при стохастической постановке задачи.

7. Для минимизации абсолютных ускорений ЗО предложен алгоритм поиска оптимальных параметров, основанный на усреднении результатов численных реализаций процесса колебаний в системе «сооружение – сейсмоизоляция» (метод Монте-Карло). При минимизации дисперсии абсолютных ускорений ЗО для поиска оптимума использовалась спектральная теория случайных процессов. Задача оптимизации параметров нелинейных (упругопластических) демпферов также решалась методом Монте-Карло.

8. Проведенный численный анализ для каждого критерия оптимизации показал, что применение предложенного метода оптимизации параметров ПД уменьшает критериальный параметр в 1.6–2 раза, а сейсмический риск в 1.5-1.8 раза, что позволяет значительно повысить качество и надежность проектируемых ССИ.

9. Разработана методика экспериментальной проверки эффективности применения пластических демпферов на основе натурных испытаний макета здания с системой изоляции маятникового типа, которая позволила подтвердить результаты теоретических исследований.

10. Результаты натурных сейсмических испытаний макета здания с ССИ маятникового типа показали, что относительные горизонтальные смещения на основании и на покрытии верхнего строения сейсмоизолированного здания имеют вид синхронных быстро затухающих колебаний, что демонстрирует эффективность использования пластических демпферов в виде стержневых металлических элементов. При сопоставлении результатов теоретических исследований характеристик ПД с экспериментальными данными наблюдается совпадение расчета с опытом.

11. Рекомендации к практическому применению:

- полученные в диссертации решения могут быть использованы при проектировании пластических демпферов в системах сейсмоизоляции различного назначения и конструкции;
- полученная методика аналитического определения силовых диаграмм пластически деформируемых элементов может быть применена в различных моделях.

12. Предложения о возможных направлениях продолжения исследования:

- развить определение силовых диаграмм для различных статически неопределимых систем;
- рассмотреть случай пространственного нагружения (для учета закручивания стержней и сдвига).

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Авидон, Г.Э. Особенности колебаний зданий с сейсмоизолирующими фундаментами А.М. Курзанова и Ю.Д. Черепинского / Г.Э. Авидон, Е.А. Карлина // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2008. – №1. – С. 42-44.
2. Айзенберг, Я.М. Адаптивные системы сейсмической защиты сооружений / Я. М. Айзенберг. – М.: Наука, 1978. – 246 с.
3. Айзенберг, Я.М. Генерирование расчетного ансамбля синтетических акселерограмм и исследование влияния их параметров на сейсмическую реакцию сооружений / Я.М. Айзенберг, К.Ю. Залилов // Расчет и проектирование зданий для сейсмоопасных районов. – 1988. – С. 5-14.
4. Айзенберг, Я.М. Сейсмоизоляция высоких зданий / Я.М. Айзенберг // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2004. – Вып. 1. – С. 28-32.
5. Алешин, А.С. Макросейсмические основы сейсмического микрорайонирования / А.С. Алешин // Вопросы инженерной сейсмологии. – 2011. – Т. 38, № 4. – С. 15-28.
6. Альберт, И.У. Количественная оценка надежности сейсмоизолирующего фундамента с изменяемыми характеристиками опорных элементов / И.У. Альберт // Известия ВНИИ гидротехники им. Б.Е. Веденеева. – 2010. – Т. 260. – С. 39-44.
7. Альберт, И.У. Методы количественной оценки надежности системы «Основание-Фундамент-Сооружение» с устройствами сейсмоизоляции и сейсмозащиты: дисс. ... доктора технических наук / И.У. Альберт. – СПб.: ВНИИ гидротехники им. Б.Е. Веденеева, 2011. – 195 с.
8. Альберт, И.У. Сопоставительный анализ сейсмостойкости зданий с различными системами сейсмоизоляции / И.У. Альберт, Т.А. Белаш // Сейсмостойкое строительство. – 1995. – вып. №4 – С. 30-34.
9. Альберт, И.У. Снижение отклика сооружения на сейсмическое воздействие с помощью фрикционных маятниковых сейсмоизолирующих опор скольжения /

И.У. Альберт, Н.А. Кассирова, Н.А. Цирухин // Известия ВНИИ гидротехники им. Б.Е. Веденеева. – 2010. – Т. 260. – С. 45-49.

10. Альберт, И.У. Методы оценки надежности систем сейсмоизоляции зданий и сооружений / И.У. Альберт, С.Г. Шульман. – Изд. ОАО «ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева», 2014. – 430 с.

11. Акт о проведении стендовых сейсмических испытаний макета здания с системой изоляции на основе сейсмоизоляторов СМ-859. – СПб.: ОАО «КБСМ», 2011. – 35 с.

12. Арутюнян, А.Р. Современные методы сейсмоизоляции зданий и сооружений / А.Р. Арутюнян // Инженерно-строительный журнал. – 2010. – № 3(13). – С. 56-60.

13. Басов, К.А. ANSYS: справочник пользователя / К.А. Басов. – М.: ДМК Пресс, 2005. – 640 с.

14. Белаш, Т.А. Оптимизация параметров энергопоглощения в сооружениях на сейсмоизолирующих фундаментах: автореферат дисс. ... доктора технических наук: / Т.А. Белаш. – СПб.: СПбГУПС, 1996. – 47 с.

15. Беляев, В.С. Устройства для сейсмоизоляции зданий, промышленных объектов и их оборудования / В.С. Беляев, В.Д. Гуськов, В.Г. Долбенков, Ю.Л. Рутман // Вестник ИНЖЭКОНА. Серия: технические науки. – 2007. – № 6(19). – С. 114-120.

16. Бендат, Дж. Применение корреляционного и спектрального анализа: Перевод с английского / Дж. Бендат, А. Пирсол. – М.: Мир, 1983. – 312 с.

17. Бидерман, В.Л. Теория механических колебаний / В.Л. Бидерман. – М.: Высшая школа, 1980. – 408 с.

18. Бирбраер, А.Н. Расчет конструкций на сейсмостойкость / А.Н. Бирбраер. – СПб.: Наука, 1998. – 255 с.

19. Болотин, В.В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций / В.В. Болотин. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с.

20. Болотин, В.В. Статистическая теория сейсмостойкости сооружений / В.В. Болотин // Изв. АН СССР: Механика и машиностроение. – 1959. – № 4 – С. 123-129.
21. Ветошкин, В.А. Синтезированная модель сейсмического воздействия / В.А. Ветошкин // Расчет сейсмостойкости энергетического оборудования. Сборник статей. Труды ЦКТИ. – 1984. – С. 41-52.
22. Вибрации в технике. Справочник. В 6-ти т. Т.2. Колебания нелинейных механических систем / Под ред. И.И. Блехмана. – М.: Машиностроение, 1979. – 351 с.
23. Голых, О.В. Здания сложной макроструктуры с нелинейными сдвиговыми связями при экстремальных воздействиях / О.В. Голых, В.И. Плетнев, Ю.Л. Рутман. – СПб. LAP LAMBERT Academic publishing, 2011. – 101 с.
24. Голых, О.В. Упруго-пластические вставки в зданиях сложной макроструктуры, их жесткостные характеристики и влияние на напряженно-деформированное состояние зданий при неравномерной осадке / О.В. Голых, С.Т. Нгуиен, Х.А. Данг // Вестник гражданских инженеров. – 2010. – №1(22) – С. 51-55.
25. Гуськов, В.Д. Новые виды маятниковых и опорных систем сейсмоизоляции зданий, промышленных объектов и их оборудования / В.Д. Гуськов, Ю.Л. Рутман, К.Б. Ходасевич // Вестник ИНЖЕКОНА. – 2008. – № 8(27). – С. 61-63.
26. Давыдова, Г.В. Влияние демпфирования на статистические характеристики сейсмоизолированных зданий / Г.В. Давыдова // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2008. – №1. – С. 38-43.
27. Давыдова, Г.В. Определение оптимальных параметров демпфирования в системах сейсмоизоляции / Г.В. Давыдова, Н.В. Ковалева, Ю.Л. Рутман // Инженерно-строительный журнал. – 2013 – № 5(40). – С. 107-115.
28. Давыдова, Г.В. Статистический метод расчета систем сейсмоизоляции зданий и сооружений: дисс. ... кандидата технических наук / Г.В. Давыдова. – СПб.: СПбГАСУ, 2010. – 157 с.

29. Дикович, И.Л. Динамика упруго-пластических балок / И.Л. Дикович. – Л.: Изд-во Судпромгиз, 1962. – 292 с.
30. Дикович, И.Л. Статика упруго-пластических балок судовых конструкций / И.Л. Дикович. – Л.: Судостроение, 1967. – 261 с.
31. Елизаров, С.В. Особенности применения метода случайного моделирования в задачах расчета сейсмоизоляции сооружений / С.В. Елизаров // Сборник трудов Международной конференции: Проблемы прочности материалов и сооружений на транспорте. – 2008. – С. 100-104.
32. Каюмов Р.А. Метод вариации упругих характеристик в задаче о предельной нагрузке / Р.А. Каюмов // Журнал прикладной механики и технической физики. – 1990. – № 3. – С. 134-139.
33. Каюмов Р.А. Об оценке несущей способности конструкций при произвольных условиях текучести / Р.А. Каюмов // Журнал прикладной механики и технической физики. – 1993. – № 1. – С. 115-120.
34. Ковалева, Н.В. Определение параметров силовой диаграммы пластически деформируемых элементов конструкции / Н.В. Ковалева, В.Р. Скворцов, Ю.Л. Рутман // Сборник «Труды Двадцать второй международной конференции «Математическое моделирование в механике сплошных сред. Методы граничных и конечных элементов». – 2007. – С. 220-225.
35. Ковалева, Н.В. Оценка эффективности параметров демпфирования в системах сейсмоизоляции / Н.В. Ковалева, Ю.Л. Рутман // Инженерно-строительный журнал. – 2012. – № 1(27). – С. 37-43.
36. Ковалева, Н.В. Учет малоциклового усталости при оптимизации параметров демпфирования в системах сейсмоизоляции / Н.В. Ковалева // Инженерно-строительный журнал. – 2013. – № 9(44). – С. 49-55.
37. Когаев, В.П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность: справочник / В.П. Когаев, Н.А. Матухов, А.П. Гусенков. – М.: Машиностроение, 1985. – 224 с.

38. Кондратьева, Л.Н. Методика определения характеристик упругопластических вставок в складчатых оболочках / Л.Н. Кондратьева, Х.Х. Нгуен // Известия МААО. – 2013. – №18. – С. 59-65.

39. Кондратьева, Л.Н. Частоты свободных колебаний пологих складчатых оболочек с упругопластическими вставками (УПВ) / Л.Н. Кондратьева, Х.Х. Нгуен, О.В. Голых // V международная конференция «Актуальные проблемы архитектуры и строительства», Часть 1. – 2013. – С. 358-364.

40. Корчинский, И.Л. Сейсмостойкое строительство зданий / И.Л. Корчинский, Л.А. Бородин, А.Б. Гроссман. – М.: Высшая школа, 1971. – 320 с.

41. Кузнецова, И.О. Сейсмоизоляция – способ проектирования сооружений с заданными параметрами предельных состояний и сценариев накопления повреждений / И.О. Кузнецова, А.М. Уздин, С.А. Шульман, Ван Хайбинь // Избранные статьи профессора О. А. Савинова и ключевые доклады, представленные на VI Савиновских чтениях. – 2010. – С. 105–120.

42. Кузнецова, И.О. Сейсмозащита моста на Олимпийской лыжной трассе в Красной Поляне / И.О. Кузнецова, Т.В. Жгутова, У.З. Шермухамедов, Ван Хайбинь // Известия Петербургского университета путей сообщения. – 2010. – № 2. – С. 199-208.

43. Кузнецова, И.О. Сейсмостойкость мостов: учебное пособие / И.О. Кузнецова, А.М. Уздин. – Palmarium, 2014. – 450 с.

44. Лалин, В.В. Собственные колебания заглубленных магистральных трубопроводов при сейсмическом воздействии / В.В. Лалин, Г.В. Денисов // Трубопроводный транспорт: теория и практика. – 2013. – № 4 (38). – С. 14-17.

45. Лебедев, В.Л. Применение метода псевдожесткостей для анализа предельных состояний конструкций / В.Л. Лебедев, В.А. Семенов, Ю.Л. Рутман // Строительная механика и расчет сооружений. – 2007. – №6. – С. 68-72.

46. Лебедев, В.Л. Расчет предельной нагрузки с использованием ПК STARK_ES / В.Л. Лебедев, В.А. Семенов, Ю.Л. Рутман // Избранные труды международной конференции «Проблемы надежности машин и конструкций». – 2003. – С. 110-114.

47. Миронов, М.Ю. Метод вариации упругих характеристик в расчетах несущей способности балочных идеализаций судовых конструкций / М.Ю. Миронов, Д.А. Пономарев, А.А. Родионов // Морские интеллектуальные технологии. – 2011. – Т. спецвыпуск. № 4. – С. 38-44.
48. Москвитин, В.В. Циклические нагружения элементов конструкций / В.В. Москвитин. – М.: Наука, 1981. – 344 с.
49. Москвитин, В.В. Пластичность при переменных нагружениях / В.В. Москвитин. – М.: Изд-во Моск. Ун-та, 1965. – 263 с.
50. Нгуен, С.Т. Деформационные швы в виде упруго-пластических вставок в высотных зданиях сложной макроструктуры: дисс. ... кандидата технических наук / С.Т. Нгуен. – СПб.: СПбГАСУ, 2011. – 122 с.
51. Нгуен, Х.Х. Численный метод расчета пологих складчатых оболочек с упругопластическими вставками на сейсмические нагрузки: дисс. ... кандидата технических наук / Х.Х. Нгуен. – СПб.: СПбГАСУ, 2014. – 111 с.
52. Ниджад, А.Я. Исследование поверхностей текучести для рамных конструкций / А.Я. Ниджад, Ю.Л. Рутман // Вестник гражданских инженеров. – 2013. – №3(38). – С. 51-55.
53. Ньюмарк, Н. Основы сейсмостойкости строительства / Н. Ньюмарк, Э. Розенблют. Пер. с англ. Г. Ш. Подольского; под. ред. Я. М. Айзенберга. – М. Стройиздат, 1980. – 344 с.
54. Окопный, Ю.А. Механика материалов и конструкций: учебник для вузов / Ю.А. Окопный, В.П. Радин, В.П. Чирков. – М.: Машиностроение, 2001. – 409 с.
55. Основы проектирования зданий в сейсмических районах / И.Л. Корчинский [и др.]; под ред. И. Л. Корчинский – М.: Госстройиздат, 1961. – 488 с.
56. Островская, Н.В. Анализ основных подходов к проектированию параметров пластического демпфирования в системах сейсмоизоляции / Н.В. Островская // Морские интеллектуальные технологии. – 2014. – №3(24). – С. 61-66.
57. Островская, Н.В. Определение параметров силовой диаграммы пластически деформируемого криволинейного стержня круглого сечения / Н.В. Островская // Вестник гражданский инженеров. – 2015. – № 4(51). – С. 68-73.

58. Пат. 2367744 Российская Федерация, МПК: Е 02 D 27 34. Устройство для защиты сооружения от сейсмического воздействия / В.Д. Гуськов, В.Г. Долбенков, Б.И. Зайцев, Ю.Л. Рутман, В.И. Смирнов, К.Б. Ходасевич; заявитель и патентообладатель ОАО «КБСМ». – № 2008116891/03; зарегистр. 28.04.08. – 3 с.

59. Пат. 2369693 Российская Федерация, МПК: Е 02 D 27 34. Опора сейсмостойкого сооружения / А.М. Амелин, В.В. Грунин, В.Д. Гуськов, Б.И. Зайцев, Ю.Л. Рутман, К.Б. Ходасевич; заявитель и патентообладатель ОАО «КБСМ». – № 2008116899/03; зарегистр. 28.04.08. – 4 с.

60. Пат. 2405096 Российская Федерация, МПК: Е 04 Н 9 02, Е 02 D 27 34. Опора сейсмостойкого сооружения / А.М. Амелин, В.Д. Гуськов, В.Г. Долбенков, Б.И. Зайцев, Ю.Л. Рутман, А.Н. Сивков, К.Б. Ходасевич; заявитель и патентообладатель ОАО «КБСМ». – № 2009131277/03; зарегистр. 17.08.09. – 8 с.

61. Пат. 2427693 Российская Федерация, МПК Е 04 Н 9 02, Е 02 D 27 34. Опора сейсмостойкого сооружения / А.М. Амелин, В.Д. Гуськов, В.Г. Долбенков, Б.И. Зайцев, Ю.Л. Рутман, А.Н. Сивков, В.И. Смирнов, К.Б. Ходасевич; заявитель и патентообладатель ОАО «КБСМ». – № 2010105453/03; дата регистрации 15.02.10. – 8 с.

62. Писаренко, Г.С. Уравнения и краевые задачи теории пластичности и ползучести: справочное пособие. / Г.С. Писаренко, Н.С. Можаровский. – Киев: Изд-во Наукова Думка, 1981. – 496 с.

63. Поляков, С.В. Современные методы сейсмозащиты зданий / С.В. Поляков, Л.Ш. Килимник, А.В. Черкашин. – М. Стройиздат, 1989. – 320 с.

64. Программа-методика испытаний макета здания с сейсмоизоляционными опорами СМ-859 на стендовые воздействия, соответствующие сейсмическим воздействиям землетрясения интенсивностью 8 и 9 баллов по шкале MSK-64. – СПб.: ОАО «КБСМ», 2010. – 24 с.

65. Родионов, А.А. Исследование составляющих напряженно-деформированного состояния стальных балок в процессе разрушения / А.А. Родионов, Го Цзюнь // Труды XXIII международной конференции

«Математическое моделирование в механике деформируемых тел и конструкций. Методы граничных и конечных элементов». Т.2. – 2009. – С. 348-360.

66. Родионов, А.А. Исследование аварийного разрушения относительно короткой балки / А.А. Родионов, Го Цзюнь // Строительная механика и расчет сооружений. – 2009. – № 4. – С. 31-36.

67. Родионов, А.А. Предельные состояния балочных моделей судовых конструкций: учебное пособие / А.А. Родионов, М.Ю. Миронов. – СПб.: Изд-во СПбГМТУ, 2012. – 127 с.

68. Рекомендации по заданию сейсмических воздействий для расчета зданий разной степени ответственности. – Петропавловск-Камчатский: КамЦентр, 1996. – 12 с.

69. Рутман, Ю.Л. Алгоритмы упругопластического расчета пространственных стержневых конструкций с учетом их геометрической нелинейности / Ю.Л. Рутман // Сборник трудов «Нагруженность и надежность механических систем». – 1987. – С. 83-92.

70. Рутман, Ю.Л. Маятниковые сейсмоизолирующие опоры. Конструкция. Расчет. Эксперимент / Ю.Л. Рутман // Инженерно-строительный журнал. – 2012. – № 1(27). – С. 37-43.

71. Рутман, Ю.Л. Метод псевдожесткостей для решения задач о предельном равновесии жесткопластических конструкций / Ю.Л. Рутман. – СПб: Изд. Балтийский ун-т, 1998. – 54 с.

72. Рутман, Ю.Л. Определение усилий пластического срабатывания стержневых пластических демпферов / Ю.Л. Рутман, Я.С. Солнцева // Сборник «Труды Двадцать третьей международной конференции «Математическое моделирование в механике сплошных сред. Методы граничных и конечных элементов». – 2009. – С. 388-393.

73. Рутман, Ю.Л. Оценка сейсмостойкости сооружения, расположенного на системе сейсмоизоляции / Ю.Л. Рутман, А.А. Чылбак // Вестник гражданских инженеров. – 2009. – № 1(18). – С. 30-33.

74. Савинов, О.А. О некоторых особенностях применения систем сейсмоизоляции зданий и сооружений / О.А. Савинов, Т.А. Сандович // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева: сборник научных трудов. – 1982. – Т. 161. – С. 26-39.
75. Савинов, О.А. Сейсмоизоляции сооружений / О.А. Савинов // Динамические проблемы строительной механики. Избранные статьи и доклады. – 1993. – С.155-178.
76. Семенов, В.А. Верификационный отчет по программному комплексу MicroFe. Москва, 2009 [Электронный источник] / В.А. Семенов // Систем. требования: AdobeAcrobatReader. URL: http://www.tech-soft.ru/otchet_14.pdf (дата обращения 28.03.15).
77. Семенов, В.А. Об учете демпфирования при расчетах пространственных сооружений на сейсмические воздействия: справочник / В.А. Семенов, В.Л. Лебедев, А.Ю. Солдатов // Инженерный журнал с приложением. – 2013. – № 5(194). – С. 12-20.
78. Сейсмический риск и инженерные решения: пер. с англ. / Под ред. Ц. Ломнитца и Э. Розенблюта. – М.: Недра, 1981. – 375 с.
79. Светлицкий, В.А. Механика гибких стержней и нитей / В.А. Светлицкий. – М.: Машиностроение, 1978. – 222 с.
80. Симборт, Э. Выбор коэффициента редукции сейсмических нагрузок на основе анализа пластического ресурса конструкции с учетом малоциклового усталости / Э. Симборт, Ю.Л. Рутман // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2011. – № 5. – С. 23-26.
81. Система сейсмоизоляции сооружения СМ-859. Прогнозирующий расчет. – СПб.: ОАО «КБСМ», 2010. – 44 с.
82. СНиП II-7-81. Строительство в сейсмических районах. – М.: Госстрой России, 2000. – 318 с.
83. Смирнов, В.И. Демпфирование как элемент сейсмозащиты сооружений / В.И. Смирнов, Е.А. Никитина // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2007. – № 4. – С. 44-47.

84. Смирнов, В.И. Испытания зданий с системами сейсмоизоляции динамическими нагрузками и реальными землетрясениями / В.И. Смирнов // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2009. – № 4. – С. 23-28.
85. Смирнов, В.И. Сейсмоизоляция для вновь проектируемых и усиления существующих зданий / В.И. Смирнов // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2004. – № 4. – С. 49-54.
86. Смирнов, В.И. Развитие моделей расчетных акселерограмм сейсмических воздействий / В.И. Смирнов, Г.Н. Вахрина // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2011. – № 4. – С. 26-34.
87. Справочник по теории вероятностей и математической статистике / В.С. Королук [и др.] — М.: Наука, 1985. — 640 с.
88. Тихий, М. Ракосник Й. Расчет железобетонных рамных конструкций в пластической стадии. Перераспределение усилий: пер. с чешского / М. Тихий, Й. Ракосник. – М.: Стройиздат, 1976. – 198 с.
89. Техническое свидетельство о пригодности новой продукции для применения в строительстве на территории РФ № 3758-13: Сейсмоизолирующие опоры СМ-859. – 2013. – 14 с.
90. Уздин, А.М. Основы теории сейсмостойкости и сейсмостойкого строительства зданий и сооружений / А.М. Уздин, Т.А. Сандович, М.С. Аль-Насер. – СПб. : Изд-во ВНИИГ, 1993. – 176 с.
91. Уздин, А.М. Некоторые особенности задания сейсмического воздействия при статистическом моделировании колебаний сейсмоизолированных систем / А.М. Уздин, Г.В. Давыдова // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2008. – №6. – С. 29-32.
92. Уздин, А.М. Сейсмостойкие конструкции транспортных зданий и сооружений / А.М. Уздин, С.В. Елизаров, Т.А. Белаш. – М.: ФГБОУ Учебно-методический центр по образованию на железнодорожном транспорте, 2012. – 500 с.

93. Уздин, А.М. К вопросу учета демпфирования в рамках СНиП «Строительство в сейсмических районах» / А.М. Уздин, М.М. Пейчев // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2001. – № 3. – С. 37-39.
94. Феодосьев, В.И. Соппротивление материалов: учебник для вузов / В.И. Феодосьев – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. – 592 с.
95. Черепинский, Ю.Д. Сейсмоизоляция зданий. Строительство на кинематических фундаментах / Ю.Д. Черепинский. – М.: Изд-во «Blue Apple», 2009. – 47 с.
96. Черепинский, Ю. Д. Проблемы сейсмостойкости зданий с использованием сейсмоизолирующих конструктивных решений / Ю. Д. Черепинский, М. Н. Гусев // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2006. – №5. – С. 53-55.
97. Чылбак, А.А. Оценка влияния высших собственных форм сейсмоизолированных зданий / А.А. Чылбак // Промышленное и гражданское строительство. – 2009. – № 4. – С. 41-44.
98. Чылбак, А.А. Расчет и рациональное проектирование сейсмозащиты для существующих и вновь строящихся зданий: дисс. ... кандидата технических наук / А.А. Чылбак. – СПб.: СПбГАСУ, 2009. – 144 с.
99. Яременко, В.Г. Выбор оптимальных параметров систем динамической сейсмоизоляции при представлении сейсмического воздействия в виде «белого шума» / В.Г. Яременко // Экспресс-информация ВНИИИС. Серия 14: Сейсмостойкое строительство. – 1983. – Выпуск 1. – С. 18-21.
100. Ansys inc., Theory Reference, ANSYS Release 9.0 Documentation, Ansys Inc., 2004. [Электронный ресурс]. URL: http://www.cae.tntech.edu/~chriswilson/FEA/ANSYS/g_ctec90.pdf (дата обращения 28.03.15).
101. Belyaev, V. NPP seismic protection against shok and vibration loads / V. Belyaev, V. Guskov, Y. Routman // Proceedings of the 20nd Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology. – 2009. – Reference paper: 2479.

102. Belyaev, V. Studying support-pendulum seismic isolation system for large NPP equipment / V. Belyaev, N. Kovaleva, Y. Routman // Proceedings of the 22nd Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology. – 2013. – Reference paper: 423.
103. Bouc, R. Forced vibration of mechanical systems with hysteresis / R. Bouc // Proceedings of the Fourth Conference on Nonlinear Oscillation. – 1967. – P. 315–321.
104. Cambell, S.D. Steel moment frame damage prediction using low-cycle fatigue / S.D. Cambell, R.M. Richard, J.E. Partige // Proceedings of the XIV World Conference on Earthquake Engineering. – 2008. – Vol. V. – P. 225-232.
105. CESMD (Center for Engineering Strong Motion Data) [Электронный ресурс]. URL: <http://www.strongmotioncenter.org> (дата обращения 10.02.14).
106. Chopra, A.K. Dynamic of structures. Theory and Applications to Earthquake Engineering / A.K. Chopra. – New Jersey: Prentice-Hall, 2006. – 794p.
107. Cosenza, E. Low Cycle Fatigue: Characterization of the Plastic Cycle due to Earthquake Ground Motion / E. Cosenza, G. Manfredi // Testing of metals for structures: proceedings of the International Workshop «Needs in Testing Metals». – 1992. – P. 116-131.
108. Cosenza, E. Seismic design based on low cycle fatigue criteria / E. Cosenza, G. Manfredi // Proceedings of the XI World Conference of Earthquake Engineering. – 1996. – Reference paper: 1141.
109. Dolgaya, A.A. Base isolated structures resistant control theory and application of base isolation in Russia / A.A. Dolgaya // PVPT: Seismic, Shock and Vibration Isolation, ASME. – 1998. – Vol. 379 – P. 71-78.
110. ESD (The European Strong Motion Database) [Электронный ресурс]. URL: http://www.isesd.hi.is/ESD_Local/frameset.htm (дата обращения 10.02.14).
111. Fajfar, P. Equivalent ductility factors, taking into account Low-Cycle Fatigue / P. Fajfar // Earthquake Engineering and Structural Dynamics. – 1992. – Vol. 21. – P. 837-848.
112. Halton, J.H. A retrospective and prospective survey of the Monte Carlo methods / J.H. Halton // SIAM Rev. – 1970. – Vol.12. – P.1-63.

113. Higashino, M. Response Control and Seismic Isolation of Buildings / M. Higashino, S. Okamoto. – New York: Taylor & Francis, 2006. – 484 p.
114. Hirokazu, I. Optimum design of resilient sliding isolation system to protect equipments / I. Hirokazu, T. Taghikhany // Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering. – 2004. – Reference paper: 1362.
115. Housner, G. M. Behavior of structures during earthquakes / G. M. Housner // Journal of Engineering mechanical Division. – 1959. – Vol. 85. – P. 109-129.
116. Housner, G.W. Characteristics of Strongmotion Earthquake / G.W. Housner // Bulletin of the Seismological Society of America. – 1947. – Vol. 37. – P. 19-31.
117. Housner, G. M. Limit Design of Structures to Resist Earthquakes / G.W. Housner // Proceedings of the 1th World Conference on Earthquake Engineering. – 1956. – Vol.V. – P. 1-13.
118. Infanti, S. The experience of FIP INDUSTRIALE in the retrofit of bridges trough seismic isolation and energy dissipation [Электронный ресурс] / S. Infanti, M.G. Castelliano, G.P. Colato. – Систем. требования: AdobeAcrobatReader. URL: <http://www.agir.ro/buletine/495.pdf> (дата обращения 16.08.14).
119. Kelly, J.M. Design of seismic isolated structures: from theory to practice / J.M. Kelly, F. Naeim. – Toronto: John Wiley & Sons, 1999. – 296 p.
120. Kelly, J.M. Earthquake resistant design with rubber / J.M. Kelly. – London: Springer-Verl., 1997. – 243 p.
121. Kondrateva, L. Calculation of Parameters of Buildings in Seismic Insulation System with Non-Linear Characteristics / L. Kondrateva, Ju. Rutman // World Applied Sciences Journal 23 (Problems of Architecture and Construction). – 2013. – P.127-132.
122. Kuznetsova, I.O. Peculiarities of Calculating Bridges with Seismic Isolation Including Spherical Bearings and Hydraulic Dampers in Russia / I.O. Kuznetsova, N.V. Durseneva, A.V. Indeykin, M.Yu. Fedorova // Journal of Civil Engineering and Architecture. – 2015. – Vol. 9, N. 4. – P. 401-409.
123. Kuznetsova, I.O. Seismic Protection of Railway Bridges in Sochi / I.O. Kuznetsova, T.V. Zgutova, S.A. Shulman, Wan Haibin // 15th World Conference On Earthquake Engineering. – 2012. – P.91-115.

124. Lalin, V.V. New results in dynamics stability problems of elastic rods / V.V. Lalin, D.A. Kushova // *Applied Mechanics and Materials*. – 2014. – Vol. 617. – P. 181-186.
125. Martelli, A. Seismic isolation: present application and perspectives / A. Martelli, M. Forny // *International Workshop On Base Isolated High-rise Buildings*. – 2006. – P.1-26.
126. Miner, M.A. Cumulative damage in fatigue / M.A. Miner // *Journal of Applied Mechanics*. – 1945. – Vol. 12. – P. 159-164.
127. Moreschi, L.M. Seismic Design of Energy Dissipation Systems for Optimal Structural Performance: dissertation for the degree of Doctor of Philosophy in Engineering Mechanics [Электронный ресурс] / L.M. Moreschi. – Систем. требования: AdobeAcrobatReader. URL: <http://scholar.lib.vt.edu/theses/available/etd-07132000-16010022/unrestricted/etd.pdf> (дата обращения 16.08.14).
128. Nakashima, M., Energy Input and Dissipation Behavior of Structures with Hysteretic Dampers / M. Nakashima, K. Saburi, B. Tsuji // *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*. – 1996. – Vol. 25. – P. 483-496.
129. Perera, R. Modelization of low cycle fatigue damage in frames / R. Perera, E. Alarcon, A. Carnicero // *Proceedings of the XII World Conference on Earthquake Engineering*. – 2000. – Paper reference: 0714.
130. Robinson, W.N. An extrusion energy absorber suitable for the protection structures during an earthquake / W.N. Robinson // *Earthquake engineering and structural dynamics*. – 1976. – Vol. 3-4. – P. 251-259.
131. Rutman, Y.L. Pseudorigidity method (PRM) for solving the problem of limit equilibrium of rigid-plastic constructions. Structural Failure and Plasticity / Y.L. Rutman // *Proceedings of the Seventh International Symposium on Structural Failure and Plasticity: An Imprint of Elsevier Science*. – 2000. – P. 827-832.
132. Rutman, Y.L. Device for Protection of Buildings, Equipment and Tubings / Y.L. Rutman // *J. Const. Steel Res.* – 1998. – Vol. 46(1-3). – P. 359-361.
133. Simbort, E. The Choice of the Seismic-Load Reduction Coefficient Based on the Analysis of the Plastic Resource of Structure taking into account the Low-Cycle

fatigue / E. Simbort, Y.L. Rutman // Proceedings of the 15th World Conference on Earthquake Engineering. – 2012. – Reference paper: 1392.

134. Skinner, R.I. An Introduction to Seismic Isolation / R.I. Skinner, W.H. Robinson, G.H. McVerry. – New Zealand: John-Wiley & Sons, 1993. – 353 p.

135. Skinner, R.I. Hysteretic dampers for earthquake – resistance structures / R.I. Skinner // Earthquake engineering and structural dynamics. – 1975. – Vol. 3-3. – P. 287-293.

136. Smith, D. Rubber mounts insulate whole reactor from 0.6g earthquakes / D. Smith // Nuclear Eng. Int. – 1977. – Vol. 22. – P. 45-47.

137. Teran-Gilmor, A. A simple low cycle fatigue model and its implications for seismic design / A. Teran-Gilmor, J.O. Jirsa // Proceedings of the XIII World Conference on Earthquake Engineering. – 2004. Paper reference: 882.

138. Uzdin, A.M. Why the overdamped isolation is better then undamped one / Uzdin, A.M. // Abstract book of ASSISI 10th World Conference on Seismic Isolation Energy Dissipation and Active Vibrations Control of Structures. – 2007. – P. 69-74.

139. Wen, Y. K. Method for random vibration of hysteretic systems / Y. K. Wen // Journal of Engineering Mechanics: American Society of Civil Engineers. – 1976. – Vol. 102(2). – P. 249-263.

140. Wikipedia [Электронный источник]. URL: http://en.wikipedia.org/wiki/Bouc–Wen_model_of_hysteresis (дата обращения 16.08.14).

ВНЕДРЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ДИССЕРТАЦИОННОЙ РАБОТЫ
ОСТРОВСКОЙ Н.В.



МАШИНОСТРОИТЕЛЬНАЯ КОМПАНИЯ

ИНН 5904091667 КПП 590401001 ОГРН 1025900914434

Юр. адрес: г. Пермь, 614033, ул. Лодыгина, д. 9

Почт. адрес: г. Пермь, 614047, ул. Ольховская, д. 2

Приемная: тел:(342) 2845811, 2845830; факс 2845802

Отдел маркетинга: тел.(342) 2907113; тел/факс: 2757141

e-mail: info@spets-m.ru www.spets-m.ru

Р/с 40702810800100002091 в Пермском филиале
АКБ «Транскапиталбанк» (ПАО), к/с 30101810700000000803
БИК 045773803

В диссертационный совет Д 212.223.03
при ФГБОУ ВПО
«Санкт-Петербургский
государственный архитектурно-
строительный университет»

СПРАВКА

о внедрении результатов диссертационной работы

Настоящая справка выдана старшему преподавателю кафедры «Сопротивления материалов» Санкт-Петербургского государственного морского технического университета Островской (Ковалевой) Надежде Владимировне в том, что результаты ее диссертационной работы на тему: «Метод расчета и оптимизации параметров пластических демпферов в системах сейсмоизоляции», представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук, использовались ООО «Спец-М» при проектировании демпфирующих элементов сейсмоизолирующей опоры СМ-859.

Первый заместитель директора



А. Б. Гуров

ДИПЛОМЫ
ПРАВИТЕЛЬСТВА САНКТ-ПЕТЕРБУРГА
В ОБЛАСТИ НАУЧНО-ПЕДАГОГИЧЕСКОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ



Серия НПР

ПРАВИТЕЛЬСТВО САНКТ-ПЕТЕРБУРГА
КОМИТЕТ ПО НАУКЕ И ВЫСШЕЙ ШКОЛЕ

№ 12025



ДИПЛОМ

ПОБЕДИТЕЛЬ КОНКУРСА НА СОИСКАНИЕ ПРЕМИЙ
Правительства Санкт-Петербурга в области научно-педагогической деятельности в 2012 году

Ковалева Надежда Владимировна

ФГБОУ ВПО «Санкт-Петербургский государственный морской технический университет»

ПРЕДСЕДАТЕЛЬ КОМИТЕТА

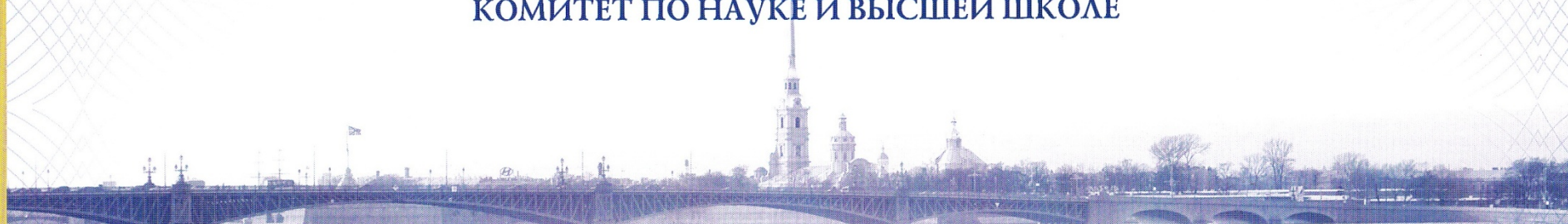
А.С. МАКСИМОВ



Серия НПР

ПРАВИТЕЛЬСТВО САНКТ-ПЕТЕРБУРГА
КОМИТЕТ ПО НАУКЕ И ВЫСШЕЙ ШКОЛЕ

№ 13018



ДИПЛОМ

ПОБЕДИТЕЛЬ КОНКУРСА НА СОИСКАНИЕ ПРЕМИЙ
Правительства Санкт-Петербурга в области научно-педагогической деятельности в 2013 году

Ковалева Надежда Владимировна

ФГБОУ ВПО «Санкт-Петербургский государственный морской технический университет»

ПРЕДСЕДАТЕЛЬ КОМИТЕТА

А.С. МАКСИМОВ



Серия НПР

ПРАВИТЕЛЬСТВО САНКТ-ПЕТЕРБУРГА
КОМИТЕТ ПО НАУКЕ И ВЫСШЕЙ ШКОЛЕ

№ 14022



ДИПЛОМ

ПОБЕДИТЕЛЬ КОНКУРСА НА СОИСКАНИЕ ПРЕМИЙ
Правительства Санкт-Петербурга в области научно-педагогической деятельности в 2014 году

Островская Надежда Владимировна

ФГБОУ ВПО «Санкт-Петербургский государственный морской технический университет»

ПРЕДСЕДАТЕЛЬ КОМИТЕТА

А.С. МАКСИМОВ