

ФЕДЕРАЛЬНОЕ АГЕНТСТВО ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА  
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение  
высшего образования  
«Сибирский государственный университет путей сообщения»

*На правах рукописи*



**ЛЕБЕДЕВ Александр Александрович**

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СПОСОБОВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ НЕСУЩЕЙ  
СПОСОБНОСТИ ГИБРИДНЫХ ПРОЛЕТНЫХ СТРОЕНИЙ  
ПЕШЕХОДНЫХ ВИСЯЧИХ МОСТОВ**

Специальность 2.1.8 – «Проектирование и строительство дорог,  
метрополитенов, аэродромов, мостов и транспортных тоннелей»  
(технические науки)

Диссертация на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель:  
кандидат технических наук, доцент  
Яшнов Андрей Николаевич

Новосибирск – 2022

**ОГЛАВЛЕНИЕ**

ВВЕДЕНИЕ .....	6
1 СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ИССЛЕДОВАНИЙ В ОБЛАСТИ МОСТОВ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ .....	12
1.1 Краткие сведения о характеристиках полимерных композитов .....	12
1.2 Анализ конструкций мостов с применением полимерных композитов	14
1.3 Конструирование и расчеты несущих элементов из ПКМ .....	23
1.3.1 Анализ публикаций и нормативных документов, регламентирующих применение ПКМ .....	23
1.3.2 Анализ нормативных документов, регламентирующих расчет аэродинамической устойчивости .....	31
1.4 Цель и задачи диссертационной работы .....	33
2 РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ВИСЯЧИХ МОСТОВ СО ГИБРИДНЫМ ПРОЛЕТНЫМ СТРОЕНИЕМ .....	35
2.1 Методика расчетного исследования .....	35
2.2 Определение генеральных размеров конструкций .....	37
2.3 Моделирование конструкций в расчетном комплексе <i>Midas/Civil</i> .....	43
2.4 Результаты исследования напряженно-деформированного состояния пешеходных гибридных висячих мостов .....	46
2.4.1 Исследование напряженно-деформированного состояния гибридного пролетного строения висячего моста с проходом поверху .....	46
2.4.2 Исследование напряженно-деформированного состояния гибридного пролетного строения висячего моста с проходом понизу .....	53
2.4.3 Сравнение полученных результатов расчета напряженно- деформированного состояния рассмотренных висячих мостов .....	57

2.5 Расчет значений собственных частот колебаний .....	59
2.6 Выводы по главе .....	60
<b>3 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ</b> .....	<b>62</b>
3.1 О необходимости аэродинамического исследования .....	62
3.2 Методика аэродинамических исследований .....	64
3.2.1 Экспериментальное оборудование и оснастка .....	64
3.2.2 Проведение и обработка результатов экспериментов .....	66
3.2.3 Критерии подобия .....	70
3.3 Определение аэродинамических характеристик поперечного сечения пролетного строения висячего моста с проходом поверху .....	73
3.3.1 Описание секционной модели .....	73
3.3.2 Проверка автомодельности обтекания моделей .....	75
3.3.3 Результаты весовых испытаний секционных моделей .....	76
3.3.4 Результаты термоанемометрических испытаний секционных моделей .....	82
3.4 Определение аэродинамических характеристик поперечного сечения пролетного строения висячего моста с проходом понизу .....	85
3.4.1 Описание секционных моделей .....	85
3.4.2 Проверка автомодельности обтекания моделей .....	86
3.4.3 Результаты весовых испытаний секционных моделей .....	87
3.4.4 Результаты термоанемометрических испытаний секционных моделей .....	88
3.5 Аэродинамическое расчетное исследование пролетного строения с проходом понизу .....	93
3.5.1 Описание методики численного моделирования .....	93
3.5.2 Результаты аэродинамического расчетного исследования .....	94

3.6 Сравнение результатов аэродинамических исследований двух типов моделей .....	97
3.7 Расчет критических скоростей ветра .....	100
3.7.1 Методика расчета критических скоростей ветрового резонанса, галопирования и дивергенции .....	100
3.7.2 Расчет критических скоростей ветра для поперечного сечения пролетного строения с проходом поверху .....	102
3.7.3 Расчет критических скоростей ветра для поперечного сечения пролетного строения с проходом понизу .....	103
3.7.4 Оценка возникновения флаттера пролетного строения с проходом поверху и понизу .....	105
3.8 Исследование модели, расположенной в аэродинамической трубе на упругих подвесках .....	107
3.8.1 Результаты численных расчетов исходных конфигураций моделей пролетного строения .....	107
3.8.2 Формы аэроупругих колебаний исходных конфигураций моделей пролетного строения .....	111
3.8.3 Влияние проницаемости стенок главных балок на параметры аэроупругих колебаний .....	113
3.8.4. Результаты экспериментов на секционных моделях с устройствами для гашения колебаний .....	116
3.9 Выводы по главе .....	118
<b>4 ОБЛАСТЬ ПРИМЕНИМОСТИ ПКМ В БАЛКАХ ЖЕСТКОСТИ ПЕШЕХОДНЫХ ВИСЯЧИХ МОСТОВ .....</b>	<b>119</b>
4.1 Результаты проведенных исследований как условия для определения области применимости ПКМ в висячих мостах .....	119

4.2	Дополнительные численные расчеты гибридных пешеходных висячих мостов с учетом воздействия ветра .....	121
4.2.1	Напряженно-деформированное состояния гибридных пешеходных висячих мостов с учетом ветровой нагрузки .....	121
4.2.2	Дополнительные численные расчеты пролетных строений .....	124
4.3	Область применимости ПКМ в балках жесткости пешеходных висячих мостов .....	126
4.4	Технико-экономическое обоснование .....	130
4.5	Выводы по главе .....	132
	ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....	134
	СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....	135
	ПРИЛОЖЕНИЕ А. Геометрические характеристики стенок главных балок и перил моделей пролетного строения с проходом поверху и главных балок моделей пролетного строения с проходом понизу .....	159
	ПРИЛОЖЕНИЕ Б. Результаты термоанемометрического исследования потока за секционной моделью с проходом понизу .....	162
	ПРИЛОЖЕНИЕ В. Справка о внедрении результатов диссертационной работы .....	165

## ВВЕДЕНИЕ

*Актуальность темы* исследования обусловлена необходимостью увеличить сроки службы пролетных строений мостов из традиционно используемых строительных материалов, подверженных агрессивному влиянию окружающей среды, за счет применения конструкций из полимерных композитов, устойчивых к агрессивным средам. Исследования в данной области соответствуют распоряжению Правительства Российской Федерации № 1307-р от 24 июля 2013 г. [48] и постановлению Правительства Российской Федерации № 328 (ред. от 28.01.2021 № 66) от 15.04.2014 [47].

Коррозия металлических элементов несущих конструкций мостов, а также арматуры в железобетонных пролетных строениях наносит существенный ущерб мировой экономике. Ежегодные прямые потери от коррозии в целом достигают 3 – 4 % ВВП ведущих стран. Так, затраты как на защиту искусственных сооружений от деструкций материала, так и на их ремонт и реконструкцию только возрастают из-за роста стоимости строительных материалов и увеличения объемов работ. При этом в России за последние 20 лет стоимость строительства железобетонных и металлических пролетных строений выросла более чем в 10 раз.

Внедрение современных перспективных полимерных композиционных материалов (ПКМ), устойчивых к агрессивным средам и обладающих высокими прочностными свойствами, позволит проектировать равнопрочные несущие конструкции для применения их в суровых климатических условиях. Существует две концепции использования новых материалов. Первая – концепция прямой замены традиционного материала на полимерный композит. Вторая – концепция адаптации конструкции к используемому полимерному композиту (*material-adapted concepts*) [131, с. 67]. Первая концепция означает замену прочностных и деформационных характеристик материала в расчете конструкции без учета его структуры. Суть второй концепции – приспособление (адаптация) существующих конструкций к

свойствам полимерных композитов. Адаптация означает применение ПКМ в конструкции так, чтобы преимущества материала были использованы лучше всего.

Проблема использования ПКМ в несущих элементах мостовых конструкций заключается в отсутствии научно-обоснованных критериев, определяющих область применимости адаптационных решений. Необходимо учитывать, что основным недостатком полимерных композитов является малый модуль упругости, приводящий к увеличенным прогибам конструкций. Для решения этой проблемы была выдвинута гипотеза о том, что ограничить прогибы композитных несущих конструкций пролетных строений пешеходных висячих мостов в соответствии с требованиями норм проектирования можно за счет применения висячей системы повышенной жесткости в сочетании с композиционной балкой жесткости пролетного строения (гибридная конструкция). При этом применение ПКМ позволит снизить расходы на строительство и эксплуатацию, а также увеличить безремонтные и эксплуатационные сроки службы мостов.

***Степень разработанности темы исследования.*** Первые исследования применения стеклопластика начались во второй половине XX в., а первые мосты из ПКМ были построены уже в середине 1980-х гг. В настоящее время в России существует производство пултрузионных стеклопластиков, из которых строят пешеходные и автодорожные мосты.

Исследованием вопросов определения условий и способов применения полимерных композиционных материалов в нашей стране занимались: А. Ф. Бернацкий, С. А. Бокарев, А. А. Берлин, В. В. Васильев, Г. М. Гуняев, Э. С. Зеленский, В. С. Казарновский, В. М. Картопольцев, С. Г. Лехницкий, Е. С. Михалдыкин, Ю. В. Немировский, И. Г. Овчинников, В. Д. Протасов, Б. В. Пыринов, П. М. Саламахин, В. П. Устинов, В. А. Уткин, А. Е. Ушаков, Г. П. Черепанов. В последнее время опубликованы научные работы и диссертации А. Н. Иванова, А. А. Неровных, В. А. Слепца и Д. Н. Смердова.

За рубежом исследования конструкций из ПКМ проводили: S. Adanur, M. W. Braestrup, J. L. Clarke, F. Dong, H. Gangarao A. K. Kaw, T. Keller, J. Knippers, Y. Liu, J. M. Mieres, U. Meier, A. S. Mosallam, J. T. Mottram, J. Russell, T. Siwowski, T. Stratford, X. Wei, S. Živanović.

**Объект исследования** – гибридные пешеходные пролетные строения висячих мостов с применением полимерных композиционных материалов.

**Предмет исследования** – несущая способность пешеходных гибридных пролетных строений висячих мостов с применением полимерных композиционных материалов.

**Целью** исследования является определение области возможного применения полимерных композиционных материалов в висячих (вантовых) мостах для создания конструкций, устойчивых к агрессивным средам.

Для достижения цели были поставлены следующие **задачи**:

1. Определить на численных геометрически нелинейных моделях пешеходных висячих мостов требуемое предельное значение отношения высоты к длине балки жесткости для обоснования необходимости использования висячих систем повышенной жесткости.

2. Экспериментально исследовать аэродинамические характеристики модернизированных гибридных пролетных строений для обоснования границ аэродинамической устойчивости висячих (вантовых) мостов.

3. Определить область применимости ПКМ в висячих (вантовых) мостах с гибридными пролетными строениями, позволяющие обеспечить несущую способность и аэродинамическую устойчивость этих конструкций.

Научная новизна работы:

1. Установлено, что при отношении высоты к длине балки жесткости из современного полимерного композита менее 1/100 в пешеходных мостах допустимо применение только висячей системы повышенной жесткости.



2. Определены допустимые значения отношения ширины к высоте пешеходных гибридных пролетных строений, обеспечивающие их аэродинамическую устойчивость.

3. Обоснована область применимости полимерных композитов в гибридных пролетных строениях пешеходных висячих (вантовых) мостов, определяемая зависимостью высоты балок жесткости от длины пролетного строения для различных значений его ширины.

**Теоретическая значимость** результатов работы заключается в том, что изучены причинно-следственные связи между соотношением линейных размеров пролетного строения, его напряженно-деформированным состоянием (НДС) и жесткостью, а также аэродинамической устойчивостью пешеходных висячих мостов с применением полимерных композиционных материалов. Уточнен существующий алгоритм назначения геометрических параметров несущих элементов висячего моста и расчета, что обеспечивает возможность применения современных перспективных полимерных композиционных материалов.

**Практическая значимость** результатов работы заключается в том, что разработана усовершенствованная конструкция висячего моста из полимерных композитов (патент на полезную модель RU 193131 U1 [52]). Определены пределы и перспективы назначения геометрических параметров балок жесткости из полимерных композитов и висячих систем, а также создана система практических рекомендаций по применению полимерных композитов в балках жесткости висячих пешеходных мостов.

**Методология и методы исследования.** Поставленные задачи решены с использованием теоретических и экспериментальных методов научного познания:

- анализа влияния на работу конструкции свойств полимерных композиционных материалов;
- сравнения и анализа исходных материалов для выдвижения гипотезы о применимости конструктивного решения;

- метода статистического наблюдения при сборе исходных данных о пересекаемых препятствиях;
- метода математического моделирования конструкции висячего моста для определения НДС с учетом аэродинамических характеристик;
- анализа результатов исследования для модернизации существующего конструктивного решения висячего моста;
- лабораторного аэродинамического эксперимента для исследования поперечных сечений гибридного пролетного строения висячего моста;
- анализа полученных результатов для определения области применимости ПКМ в висячих и вантовых мостах.

**Положения, выносимые на защиту:**

1. Требования к обеспечению вертикальной жесткости большепролетных конструкций пешеходных мостов из современных полимерных композиционных материалов за счет применения специальной висячей системы повышенной жесткости.
2. Условия обеспечения аэродинамической устойчивости пешеходных висячих мостов из полимерных композитов.
3. Зависимости для определения области использования полимерных композитов в гибридных пролетных строениях в висячих (вантовых) мостах.

***Степень достоверности и апробация результатов.*** Достоверность выводов основана на использовании сертифицированного программного обеспечения и согласованности результатов, полученных разными методами. Аэродинамическая труба, используемая в лабораторном эксперименте, была аттестована ФГУ «НЦСМ» и признана пригодной для использования при испытаниях моделей наземных сооружений.

Основные положения диссертации были представлены и обсуждены на Всероссийской научно-технической конференции «Транспорт: проблемы, идеи, перспективы» (г. Санкт-Петербург, ПГУПС, 21 – 25 апреля 2014 г.), X Всероссийской научной конференции молодых ученых НТИ–2017 «Наука. Технологии. Инновации» (г. Новосибирск, НГТУ, 4 – 8 декабря 2017 г.); на

международных научно-практических конференциях «Модернизация и научные исследования в транспортном комплексе» (г. Пермь, ПНИПУ, 14 – 15 апреля 2016 г.), «Новые конструкционные материалы» (г. Новосибирск, НГТУ, 16 – 20 апреля 2016 г.), «Инновации в науке и практике» (г. Барнаул, 2 октября 2018 г.), «Политранспортные системы» (г. Новосибирск, СГУПС, 15 – 16 ноября 2018 г. и 21-22 сентября 2022 г.), XXVI Всероссийской конференции с международным участием «Высокоэнергетические процессы в механике сплошной среды» (г. Новосибирск, 3 – 5 апреля 2019 г.), XX конференции по методам аэрофизических исследований (ICMAR 2020) (г. Новосибирск, 1 – 7 ноября 2020 г.); Международной научно-практической конференции по мерзлотоведению «Современные исследования трансформации криосферы и вопросы геотехнической безопасности сооружений в Арктике» (г. Салехард, 8 – 12 ноября 2021 г.), III Международной научно-практической конференции «Проектирование, строительство и эксплуатация мостов, тоннелей и метрополитенов» (г. Москва, РУТ, 21 – 22 апреля 2022 г.).

**Личный вклад автора** заключается в анализе публикаций по применению ПКМ в мостах; создании конечно-элементных расчетных моделей; организации и проведении лабораторных экспериментов; определении условий применения полимерных композитов в пролетных строениях гибридных пешеходных висячих мостов. Принято участие в гранте мэрии г. Новосибирска (руководитель), в гранте РФФИ 19-48-540015.

**Публикации.** По теме диссертации опубликовано 11 работ, в том числе две статьи в научных рецензируемых изданиях, входящих в перечень ВАК Минобрнауки России, четыре статьи в изданиях, входящих в базу данных *Scopus* (Q2) и *Web of Science* (Q3), а также получен патент на полезную модель.

**Структура и объем работы.** Диссертационная работа состоит из введения, четырех глав, заключения, списка литературы и приложений. Общий объем составляет 166 страниц. Работа содержит 86 рисунков, 14 таблиц и 3 приложения. В списке литературы 180 источников.

# 1 СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ИССЛЕДОВАНИЙ В ОБЛАСТИ МОСТОВ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

## 1.1 Краткие сведения о характеристиках полимерных композитов

С середины 1980-х гг. началось постепенное внедрение в мостостроение новых полимерных композиционных материалов (ПКМ), образованных путем объединения полимерной матрицы и синтетического волокна. Внедрение было обусловлено тем, что несущие конструкции мостов, изготавливаемые, например, из стекло- или углепластика, отличаются от конструкций из традиционно используемых материалов (сталь, бетон) меньшим весом при обеспечении равной прочности. Также к преимуществам полимерных композитов можно отнести стойкость к воздействию агрессивных эксплуатационных сред и долговечность [37; 104; 115; 131], тогда как железобетонные и металлические конструкции, напротив, подвержены разрушению под воздействием солей и температур. При строительстве мостов с несущими конструкциями из полимерных материалов существенно ниже производственные трудозатраты из-за малого удельного веса материала, что означает экономию средств. Таким образом, ПКМ являются перспективной альтернативой традиционно используемым строительным материалам.

Для того чтобы обеспечить выполнение требований норм проектирования, необходимо скомпенсировать недостатки полимерных композитов (анизотропия, малый модуль упругости, низкая вязкость разрушения и низкая ударная прочность). Для этого были изучены следующие научные работы по свойствам полимерных материалов, опубликованные как в России [4; 7 – 11; 37, 39 – 40; 44; 45; 50; 53 – 55; 78; 80, 82], так и за рубежом [38; 90; 127; 130; 131; 133; 154; 158 175; 179].

Необходимо отметить, что перспективность полимерных композитов наглядно иллюстрируется сравнением параметров удельной прочности ( $R/\rho$ ) и

удельного модуля упругости ( $E/\rho$ ) для стали и полимерных композитов, демонстрирующим, что новые материалы обладают существенным преимуществом перед сталью в части снижения доли собственного веса в общей сумме нагрузок, воспринимаемых аналогичными несущими конструкциями из этих материалов (табл. 1.1, 1.2).

Таблица 1.1 – Сравнение механических свойств стали и различных ПКМ

Параметр	Сталь Ст 345	Углепластик	Квазиизотропный стеклопластик (объемная доля волокна 60 %)	Ортотропный стеклопластик (объемная доля волокна 80 %)
Плотность $\rho$ , т/м <sup>3</sup>	7,85	1,7 – 2,1	1,5	1,7
Прочность при растяжении $R$ , МПа	430 – 490	720 – 3600	900	3400
Коэффициент $R/\rho$	58,6	342,9	600	2000
Модуль упругости $E$ , ГПа	210	30	88	235
Коэффициент $E/\rho$	26,8	14,3	58,7	138,2

Таблица 1.2 – Сравнение физико-механических свойств ПКМ

Параметр	Стеклопластик			Органо-пластики <sup>4</sup>	Углепластик
	СППС <sup>1</sup>	ВМП <sup>2</sup>	из волокна типа E <sup>3</sup>		
Плотность $\rho$ , т/м <sup>3</sup>	1,9	2,1 – 2,1	2,55	1,4	1,6
Объемная доля волокна, %	–	60 – 70	–	70 – 75	70
Прочность при растяжении $R$ , МПа	240 – 340	2500 (4200)	3100 – 3800	3500 – 4000	1800 – 4000
Коэффициент $R/\rho$	114 – 162	1310	1215 – 1490	2500 – 2590	2190
Прочность при сжатии $R$ , МПа	220 – 280	2500	–	400	1800
Прочность при межслоевом сдвиге $R$ , МПа	25	80 – 90	–	60 – 70	80 – 120
Модуль упругости (в продольном направлении) $E$ , ГПа	28	75 – 88; (95)*	72 – 75	100 – 120	200
Коэффициент $E/\rho$	13	35,7 – 42,0	28,2 – 29,4	71,4 – 85,7	125

Примечание. СППС – стеклопластик пультрузионный; ВМП – высокомодульный высокопрочный композит магнийалюмосиликатного состава (аналог типа S, применяемого за рубежом), тип E – стеклопластик, армированный алюмоборсиликатным волокнами; органопластик – композит, армированный волокнами из высокомолекулярного сверхвысокоориентированного полиэтилена.

Стоит отметить, что если стеклопластик СППС используется в промышленном производстве пултрузионных профилей, предназначенных для применения в несущих элементах мостов, то остальные пластики были разработаны для авиакосмической и автомобильной промышленности и в основном изготавливаются в виде ровингов, нитей и тканей, то есть, кроме производства СППС, отсутствует промышленное производство пултрузионных полимерных композитов для создания несущих конструкций. Поэтому для исследования был выбран материал СППС, на который было выдано о технической пригодности для применения в строительстве от 03.06.2020 № ТС6018-20. Согласно заключению температурный диапазон использования данного материала составляет от  $-60$  до  $+80$  °С.

## **1.2 Анализ конструкций мостов с применением полимерных композитов**

Совершенствование метода расчета несущих конструкций из полимерных композитов, а также развитие нормативной базы необходимо осуществлять через поиск удачных (для обеспечения пропуска подвижной нагрузки) конструктивных решений. Поэтому для проведения новой научно-исследовательской работы требуется анализ уже примененных решений, которые учитывают особенности свойств полимерных композитов.

Наиболее полная и актуальная информация о мостах, построенных из полимерных композитов, содержится в работе Р. В. Potyrała «Применение полимерных композитов в мостовых конструкциях. Уровень развития гибридных и цельнокомпозитных конструкций» [154]. На сегодняшний день количество мостов с использованием ПКМ превышает 360, из них около 150 – автодорожные, остальные – пешеходные [131; 148; 154; 168]. В России было построено порядка 50 мостов с применением ПКМ, из них 30 мостов являются цельнокомпозитными, при этом большинство из них было спроектировано специалистами НПП «АпАТэК» [3].

Построенные мосты можно разделить на две основные группы по расчетным нагрузкам: пешеходные (в том числе с возможностью пропуска одиночных автомобилей) и автомобильные. Однако НПП «АпАТЭК» создал *первое* в мире железнодорожное цельнокомпозитное балочное пролетное строение с расчётной длиной 11,5 м под нагрузку С14. В настоящее время опытный образец испытывают на полигоне АО «ВНИИЖТ» [57].

Мосты из выделенных групп можно классифицировать следующим образом: 1) по совместному использованию ПКМ с другими материалами в несущих конструкциях (цельнокомпозитные либо гибридные по материалу); 2) по составу полимерного композита (стеклопластиковые, углепластиковые и др.); 3) по способу изготовления материала (пултрузионные, вакуумно-инфузионные, изготовленные методом намотки и др.); 4) по типу сборки (изготовления) элементов конструкции (тонкостенчатые профилированные или ячеистые (состоящие из сот) составные); 5) по месту применения полимерного композита в конструкции (мосты с несущими конструкциями из ПКМ, мосты с применением ПКМ в элементах мостового полотна, мосты с применением ПКМ в других архитектурных решениях).

При этом к сооружениям с гибридными пролетными строениями относят те, у которых главные балки, плита проезжей части, армирование или висячая (вантовая) система выполнены с применением традиционно используемых материалов (сталь или бетон) и полимерных композитов. К цельнокомпозитным относят мосты, все элементы несущих конструкций которых, кроме опор, выполнены полностью из ПКМ.

Мосты с применением ПКМ также можно разделить по концепциям, предложенным Т. Keller: 1) концепция простой замены традиционного материала на новый; 2) концепция адаптации конструкции к используемому полимерному композиту (*material-adapted concepts*) [131, с. 67].

Концепция простой замены означает, что в расчете конструкции не были учтены свойства полимерных композитов. В результате такое применение ПКМ может быть ограничено относительно малыми пролетами, например, из-

за того, что не компенсирован малый модуль упругости материала. Это подтверждает анализ цельнокомпозитных автодорожных балочных мостов, сведения о которых опубликованы [123, с. 70; 131, с. 98; 154, с. 62]. Однако следует отметить, что удачные примеры простой замены материала также известны. Это разводной двукрылый мост в Норвегии длиной 56 м и двухпролетный мост в Уэльсе длиной 68 м, в которых были применены облегченные пролетные строения, изготовленные методом вакуумной инфузии из стекло-, угле- и базальтового волокна [118; 125; 138; 171].

Тем не менее для успешного применения ПКМ необходимо использовать те конструктивные решения, которые обеспечат выполнение требований норм проектирования, например, по ограничению прогибов. При таком подходе применение дополнительных конструктивных решений позволит не только компенсировать недостатки материала, но и *использовать его преимущества наилучшим образом* [131, с. 67].

Основным критерием оценки эффективности адаптационного решения, учитывающего особенности и недостатки ПКМ, является *величина подвижной нагрузки*. Рассмотрим примеры таких мостов, в которых были реализованы соответствующие решения. Например, применение фермы в двухпролётном стеклопластиковом мосту *Pontresina* с проходом понизу позволило *компенсировать анизотропию* материала. Другой особенностью этого моста, построенного в Швейцарии, является использование на разных пролетных строениях болтовых и клеевых соединений стеклопластиковых элементов. По результатам исследования, проведенного научным коллективом Швейцарского технологического института, оказалось, что ферма, собранная на болтах, менее жесткая, причем ее прогибы оказались больше на 15 % [116, 154].

Применение клеевых соединений позволяет учитывать свойства ортотропных полимерных композитов, так как это обеспечивает равномерную передачу усилий и исключение возникновения концентраторов напряжений.



Вероятно, наилучший результат будет достигнут при склеивании полимерных композитов из термопластичных матриц при помощи нагрева [131, с. 50].

Компенсировать анизотропные свойства также можно за счет использования арочной конструкции, что, например, было применено при строительстве 38-метрового пешеходного моста *Lleida* (Испания), выполненного в виде стеклопластиковой арки с затяжкой [141, 163].

В качестве примера вантового моста в первую очередь нужно привести цельнокомпозитный вантовый двухпролетный мост в г. Колдинг, Дания [95]. Этот пешеходный мост был построен в 1997 г. и рассчитан на нагрузку в 5 кПа от пешеходов и на подвижную точечную нагрузку в 50 кН от машины скорой помощи. Пролетное строение, пилон и ванты моста выполнены из стеклопластиковых профилей. Конструкция пролетного строения моста общей длиной 40,3 м с проходом понизу представляет собой две балки жесткости высотой 1,5 м, объединённые системой из поперечных балок. В данной конструкции адаптационным решением является не только использование вантовой системы, но и применение главных балок увеличенной высоты. Из-за расположения проезжей части в нижнем уровне главных балок отсутствует необходимость в перильном ограждении. Таким образом, была снижена общая площадь лобового сопротивления. В работе М. W. Braestrup сделан вывод о том, что этот цельнокомпозитный мост является одним из наиболее ярких примеров реализации концепции адаптации конструкции к материалу [95].

Аналогичный по конструкции пролетного строения вантовый пешеходный мост *Schwerin-Neumühle Bridge* длиной 45 м и с высотой балки жесткости 1,33 м был построен в Германии в 2003 г. [168].

Еще одним примером цельнокомпозитной конструкции является пешеходный вантовый мост *Aberfeldy* (по схеме 25+63+25) через реку Тау, построенный в 1991 г. в Шотландии на территории одноименного гольф-клуба [97]. Пролетное строение, как и А-образные пилоны, изготовлены из стеклопластика по замочно-пазовой технологии *Advanced Composite*

*Construction System (ACCS)*. Над балками располагается ячеистая плита. Благодаря применению *ACCS* было выполнено прикрепление вант к пролетному строению, а также монтаж конструкции. Ванты изготовлены из арамидного волокна [162; 177]. Нагрузка от пешеходов составляет 5,6 кН/м (3,52 кН/м<sup>2</sup>) [97]. Мост выдержал в первый же год после постройки ураганные ветры, беспрецедентную снеговую нагрузку и наводнение с подъемом воды до уровня плиты пролетного строения без значительных повреждений [154, с. 21]. В 2012 г. было выполнено обследование данного моста, по результатам которого установлено, что мост находится в хорошем состоянии без снижения несущей способности. Кроме того, измерение собственных частот моста в 1995, 2000 и 2012 гг. показало незначительное снижение их значений [98; 166]. В настоящий момент данный мост эксплуатируется без ограничений.

Первые висячие пешеходные мосты *Halgavor Bridge* и *Wilcott footbridge* (рисунок 1.1 и 1.2) были построены в Великобритании в 2001 и 2003 гг.



Рисунок 1.1 – Общий вид моста *Halgavor* (слева) и конструкция его ортотропной плиты (справа)



Рисунок 1.2 – Общий вид моста *Wilcott* (слева) и конструкция его плиты по системе *ACCS* (справа)

Мосты *Halgavor* и *Wilcott* конструктивно схожи, длина их пролетов 47 и 51,3 м соответственно [119; 174]. Висячая система состоит из стальных кабелей. Пролетное строение *Halgavor Bridge* выполнено из стеклопластика и

представляет собой ортотропную плиту, изготовленную методом вакуумной инфузии, причем волокна слоев ориентированы друг к другу под углом  $45^\circ$ . Мост *Wilcott* построен с применением технологии ACCS [174].

Среди всех мостов, построенных с применением полимерных композитов, существенную часть составляют висячие и особенно вантовые мосты, однако в публикациях не представлены аэродинамические исследования по ним. Следовательно, вопросы аэродинамики висячих мостов новых конструкций в настоящий момент изучены недостаточно.

Рассмотрим автодорожные мосты, выполненные с применением ПКМ. Для проектирования этих мостов в настоящий момент целесообразно применение не только специальных конструктивных решений, например, системы ACCS и её аналогов, но и гибридных по материалу конструкций [117, 134]. Например, плита проезжей части моста в г. *Friedberg* (Германия) выполнена по типу ячеек (сот) [132; 170]. Пример расчета такой плиты приведен в работе *L. Canning* [155], методика расчета аналогична методике расчета фермы [147].

Для гибридных конструкций наиболее распространенной комбинацией материалов является сочетание ПКМ и бетона из-за близких значений модуля упругости. Это решение применено для однопролетного автодорожного моста, построенного в Новосибирской области [59] (рисунок 1.3).



Рисунок 1.3 – Мост через р. Пашенку

Главные балки моста из стеклопластиковых пултрузионных профилей объединены в совместную работу с железобетонной плитой. При этом стенки балок выполнены в виде многораскосной фермы Тауна.

В Польше был построен аналогичный автодорожный гибридный мост с длиной пролета 21 м (рисунок 1.4).



Рисунок 1.4 – Транспортировка стеклопластиковой балки гибридного моста

Пролетное строение моста состоит из двух коробчатых балок, изготовленных пропиткой под вакуумом стекло- и углеволокна [153; 156].

Одним из наиболее распространенных типов углеволоконных стрендов, используемых для вышеперечисленных конструкций, является система *Carbon Fiber Composite Cable* – углеволоконный композиционный кабель (*CFCC*) [141; 156]. В работе U. Meier сделан вывод о том, что применение *CFCC* существенно упрощает монтаж мостов и сокращает его сроки [141]. Впервые в мире углеволоконные ванты были использованы при строительстве автодорожного моста *Stork Bridge* в 1996 г. в Швейцарии. Ванты состоят из 241 углеволоконного пучка диаметром 5 мм [141-142]. Аналогичные ванты были применены для моста *Penobscot Narrows Bridge* [159].

В качестве примера использования углеволоконных стрендов в висячих мостах можно привести однопролетный мост длиной 110 м *Passerelle des Neiges*, построенный в Freiburg (Швейцария) в 1999 г. [140; 141].

Углеволоконные стренды в пешеходных мостах используются не только в качестве вант, но и для армирования бетона. Так, в середине 1990-х гг. была создана технология производства сверхвысокопрочного фибробетона – *Ultra High Performance Fibre-Reinforced Concrete (UHPRC)*. Прочность на сжатие бетона *UHPRC* находится в диапазоне между 150 и 250 МПа. Такой тип бетона был использован в мостах *The Passerelle des Anges* длиной 67,5 м (Франция) и *Dintelhaven Road Bridge* (Нидерланды), *Batu* (Малайзия), при этом были применены преднапряженные углеволоконные пучки [172].

В пешеходном вантовом мосту *Herning Stibro* (Дания) углеволоконные стренды *CFCC* были использованы в вантах, а также для предварительного напряжения пролетного строения. При этом было принято нестандартное решение, предотвращающее хрупкое разрушение конструкции. В работах J. Christoffersen, L. Hauge, J. Bjerrum и J. M. Lees отмечено, что разрушение бетонной плиты, армированной углеволоконной арматурой и преднапряженными стрендами, происходит в хрупком режиме из-за отсутствия пластических деформаций у композитной арматуры [101; 134]. Поэтому было принято экспериментально проверенное решение об увеличении армирования сечения как путем преднапряжения углеволоконных стрендов (*post-tensioned*), так и применением вертикальных хомутов, ограничивающих зоны сжатия. В результате требуемый режим разрушения бетона был получен за счет обеспечения высоких предельных значений напряжений в сжатой зоне бетона [101; 134]. Тем не менее целесообразно подтвердить данный вывод специальными исследованиями.

Из углепластика также изготавливают балки для гибридных автомобильных мостов. Два моста с комбинацией углепластиковой балки и железобетонной плиты были построены в Испании в 2004 и 2007 гг. Пролетное строение первого моста по схеме 10+13+13+10 м состоит из трех неразрезных балок длиной 46 м и весом 4,6 т. Балки изготовлены методом намотки. Второй автомобильный мост, выполненный по схеме 10+14+10, состоит из четырех разрезных U-образных балок, изготовленных методом проклеивания препрегов. Вес балки длиной 14 м составляет 2.1 т [103, 120; 142-143; 173]. Следует отметить, что в мостостроении углеволоконные полимерные композиционные материалы нашли широкое применение для изготовления стрендов вант, кабелей, грунтовых анкеров и преднапряжения бетонных балок и внешнего армирования [89; 107; 122; 130; 136; 154, с. 88; 157; 160; 171], изготовления углеволоконных оболочек, заполненных бетоном [81; 89; 130; 161] а также для изготовления пролетных строений [130; 144].

По результатам анализа конструктивных решений, примененных в мостах, построенных с использованием ПКМ, сделаны следующие выводы.

1. Наиболее часто при строительстве мостов используют стеклопластиковые и углеволоконные композиты, причем первые обычно – в виде пултрузионных (реже инфузионных) профилей, а вторые – в виде пучков армирования или висячих (вантовых систем), а также ламелей для усиления существующих несущих конструкций. Также известны случаи применения стеклопластика в виде вант, а углепластика – в виде балки, изготовленной методом вакуумной инфузии.

2. К настоящему моменту полимерные композиционные материалы в том или ином виде были использованы во всех типах статических схем мостов.

3. Наибольшую величину временной подвижной нагрузки несут гибридные по материалу конструкции, так как совместное использование в конструкции различных материалов позволяет компенсировать недостатки полимерных композитов. Именно из гибридных по материалу несущих конструкций выполнены мосты большинства статических схем.

4. Применение ферм, арок, а также совместное использование ПКМ с железобетоном позволяет учитывать особенности ПКМ.

5. Число висячих и вантовых мостов, построенных с применением ПКМ, существенно меньше мостов других типов конструкций. Однако висячие и вантовые мосты превосходят другие конструкции по диапазону длин пролетных строений, который составляет от 13 до 63 м, а также по относительной высоте балки жесткости, которые находятся в диапазоне от  $1/30$  до  $1/200$  длины пролета.

Эти преимущества обусловлены применением висячих и вантовых систем, которые позволяют уменьшить прогибы пролетных строений, а благодаря полимерным композитам у этих мостов снижен расход материалов на пролетные строения, висячую систему, опоры и устои, а также анкерные опоры. Поэтому исследование мостов с висячими системами является

перспективным малоизученным направлением, в котором предстоит определить условия расчета и границы применимости материала.

### **1.3 Конструирование и расчеты несущих элементов из ПКМ**

#### **1.3.1 Анализ публикаций и нормативных документов, регламентирующих применение ПКМ**

В целях определения возможных конструктивных решений для висячих мостов, учитывающих особенности стеклопластика, необходимо провести анализ существующей нормативной базы, а также результатов научных исследований по совершенствованию метода расчета конструкций.

Фундаментальной отечественной работой можно считать справочник «Композиционные материалы» [39]. Зарубежным аналогичным трудом по композиционным материалам является 8-томная серия монографий «Композиционные материалы» под общей редакцией Л. Браутмана и Р. Крока [38]. В работах заложены теоретические расчетные основы множества различных конструкций из композиционных материалов.

Одним из первых нормативных документов в России является СТО 39790001.03-2007, в котором изложены технические требования для стеклопластиковых профилей [78]. Расчетная часть этого документа была проанализирована в диссертационной работе А. Н. Иванова, в которой были поставлены вопросы о необходимости подтверждения принятых в формулах коэффициентов надежности и продольного изгиба для вычисления критической силы [25].

В 2012 г. создан стандарт организации СТО 00204961–004–2012, в котором наиболее полезной является классификация несущих конструкций из полимерных композитов и технические требования к двум конструктивным вариантам пролетного строения [77]. При этом в документе не указаны ни

физико-механические характеристики материала, ни расчетные формулы с учетом работы полимерных композитов.

В 2013 г. на основе нескольких источников, в том числе СТО 39790001.03-2007, ООО «НПП АпАТЭК» был создан новый нормативный документ СТО НОСТРОЙ 2.29.112-2013 «Сооружение пешеходных мостов из полимерных композитных материалов», который обобщил имеющиеся сведения в части строительства пешеходных мостов с пролетными строениями из полимерных композитных материалов [79]. Однако если в СТО 39790001.03-2007 в качестве области применения указано, что «стандарт устанавливает технические требования, параметры и характеристики к несущим конструкциям ... из слоистых *стеклопластиков*», то в новом документе говорится о применении полимерных композитных материалов в целом, без указания типа армирующего волокна. Тем не менее в приложении СТО НОСТРОЙ 2.29.112-2013 указываются точно такие же физико-механические характеристики материала, как и в СТО 39790001.03-2007.

В 2014 – 2016 гг. введены ГОСТ 33119-2014 «Конструкции полимерные композитные для пешеходных мостов и путепроводов. Технические условия» [15], ГОСТ 33344-2015 «Профили пултрузионные конструкционные из полимерных композитов» [19], ГОСТ Р 54928-2012 «Пешеходные мосты и путепроводы из полимерных композитов» [18]. Эти документы разрабатывались различными организациями, в первых двух из них учтен документ, применяемый в Нидерландах с 2003 г. «Рекомендации 96. Применение пластмасс, армированных волокном в несущих конструкциях зданий и сооружений». В этих нормативных документах указано на необходимость рассчитывать конструкции из полимерных композитов в соответствии с СП 35.13330.2011 [75] с учетом особенностей материала, описанных в приложениях к документам. А именно, кроме предлагаемых физико-механических характеристик, при расчете прочности следует учитывать разброс свойств композитного материала, коэффициент надежности технологии изготовления и обобщенный коэффициент



надежности по материалу. Также в стандарт включены положения о расчете на выносливость и ползучесть, которые ранее не были нормированы для полимерных композитов.

В п. 5.4 СП 35.13330.2011 допускается возможность проектирования пешеходных мостов из полимерных композиционных материалов. При этом согласно приказу Минстроя России от 11 ноября 2019 г. № 681/пр в данный свод правил введен раздел 12 «Конструкции из полимерных композитов», в котором определены требования к материалам, расчетные характеристики, порядок расчета и конструктивные требования. Однако приведенных сведений в данном разделе норм проектирования недостаточно для проектирования мостов. Например, не определены меры, предотвращающие хрупкое разрушение конструкций. В этом разделе СП 35.13330.2011, а также упомянутых ГОСТах по-разному регламентируется расчет коэффициентов надежности, определяющих расчетные значения физико-механических характеристик. При этом согласно СП 35.13330.2011 определение коэффициентов происходит в соответствии с разными государственными стандартами, в том числе со ссылкой на более ранние стандарты, например, на ГОСТ Р 54928-2012 [18], вместо более новых межгосударственных, например ГОСТ 33119-2014 (переиздан в 2019 г.) [15]. В итоге совокупность перечисленных нормативных документов вместо единой методики расчета создает «мозаику» как с недостающими, так и с лишними деталями.

Наиболее полная методика расчета конструкций из полимерных композитных материалов представлена в Методических рекомендациях по расчету мостовых пролетных строений с применением композитных материалов, изданных в 2019 г. [43], а также в ОДМ 218.2.058-2019 [50]. В этих документах накопленные нормативные сведения о расчете конструкций из полимерных композитов, в том числе из упомянутых источников, были обобщены и структурированы.

Для нормативного регулирования применения ПКМ за рубежом в таких странах, как США, Канада, Великобритания, а также в странах Европейского

союза созданы отдельные национальные стандарты [93; 99; 112; 124]. Кроме этого, издано множество руководств по проектированию конструкций из ПКМ [105; 106; 123; 126; 164; 169]. Например, в работе 1996 года «Проектирование конструкций из полимерных композитов: Кодекс проектирования Еврокомпозит и основополагающие документы» приведена методика расчета ламелей, балок, оболочек, сэндвич-панелей [169]. Особенности стеклопластика учитываются через коэффициенты надежности по материалу, а также для различных расчетных случаев, например, при расчете на усталость или расчете болтовых соединений. Также в монографии приведены средние величины физико-механических характеристик ПКМ относительно объемного содержания волокон, способа изготовления и адгезивных составов для соответствующего типа соединения.

Наиболее современным руководством по проектированию, содержащим актуальную на 2018 г. информацию по расчету, проектированию, изготовлению, строительству и эксплуатации мостов, является «Руководство по проектированию мостов из ПКМ», созданное независимым некоммерческим объединением *CIRIA (Construction Industry Research and Information Association)* – научно-исследовательской и информационной ассоциацией в строительной индустрии [102].

К наиболее значимым монографиям следует отнести работы *L. P. Kollár* и *G. S. Springer* [133], а также *A. K. Kaw* [130], где приведены не только составы и значения характеристик материала, но и общие случаи аналитического расчета напряжений и деформаций в панелях, балках, оболочках и прочих элементах, с учетом особенностей ПКМ.

Кроме прочности самих элементов необходимо обеспечить прочность их соединений. Так, в работе *D. Duthinh*, опубликованной в 2000 году, сделан обзор существующих болтовых, клеевых, пазовых и замковых соединений элементов из ПКМ, а также описаны возможные типы разрушения одноболтовых соединений пластинок из ПКМ [110]. Кроме того, сформулирован список нерешенных задач: определение типа болта, величины

момента затяжки высокопрочных болтов, назначение рекомендуемых геометрических соотношений диаметра и расстояний до кромок элемента или до соседних болтов.

В 2009 г. *J. Toby Mottram* опубликовал работу по выявлению эмпирических зависимостей при испытаниях болтовых соединений из полимерных композитов [146]. Более подробное исследование проблемы соединения полимерных композитов было опубликовано в 2013 г. в монографии профессора Калифорнийского университета *Ayman S. Mosallam* и др., в котором показана методика расчета болтовых соединений с учетом свойств полимерных композиционных материалов, в том числе, с использованием конечно элементного моделирования [145]. В сборнике «*Advanced Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Composites for Structural Application*» один из разделов посвящен описанию результатов испытаний болтовых и клеевых соединений ПКМ и распределению напряжений в зависимости от расстояния до кромки элементов [91].

И. В. Помогаевым, А. В. Гусаренко, А. А. Лебедевым была экспериментально подтверждена зависимость основных типов разрушения одноболтового соединения стеклопластиковых элементов от направления армирования и соотношения сторон и расстояний от центра отверстия до кромок элемента [56].

Однако наиболее актуальным и полным источником, в котором описана теория и методика расчета полимерных композиционных элементов на осевые, изгибные и крутящие нагрузки, на их совместное действие, а также расчет по потере устойчивости элементов, является работа *H.V.S Gangarao* «Конструкции из ПКМ: теория, основы и расчет», изданная в 2021 г. [121] Также в этой работе даны ответы почти на все вопросы расчета соединений элементов на высокопрочных болтах и клею, поставленные в работе *D. Duthinh* [110].

В перечисленных научных работах не было уделено внимания расчету гибридных пролетных строений мостов в тех случаях, когда в совместную

работу включены ПКМ и бетон. Этот вопрос был исследован *Z. Xiong, Y. Liu, Y. Zuo, H. Xin*. На примере работы стеклопластикового элемента, омоноличенного в бетоне с использованием арматурных стержней, ими показаны зависимости деформаций соединения от нагрузки, влияние размеров стеклопластикового элементов на типы его разрушения, а также описаны механизмы разрушения [113]. В статье *X. Zou, J. Wang* описана работа стеклопластиковой фермы с ездой поверху совместно с плитой из сверхвысокопрочного железобетона, а также работа двухболтовых и клееболтовых соединений стеклопластиковых элементов на сдвиг, а также болтовых соединений стеклопластиковых элементов с бетонной плитой [180].

Исследованию совместной работы ПКМ и бетона посвящены статьи *M. Atutis, J. Valivonis, E. Atutis* [92], *N. Grace, S. B. Singh* [122], *M. Schlaich, Y. Liu, B. Zwingmann* [160], *J. W. Schmidt, A. Bennitz, B. Täljsten, P. Goltermann, H. Pedersen* [140], в которых показана методика расчета бетонной балки с преднапряженными углеволоконными и базальтовыми пучками, расположенными внутри сечения, и постнапряженными пучками, расположенными снаружи сечения. Один из выводов работы [122] подтверждает эффективность решения в виде применения хомутов, ограничивающих сжатую зону бетона, и увеличения силы преднапряжения стрендов для предотвращения хрупкого режима разрушения, которое было применено в конструкции моста *Stork Bridge* [102, 135].

Кроме рассмотренных статических параметров, необходимо рассмотреть также исследования динамических характеристик мостов. Так, в статье *W. Prachasaree, A. Sangkaew, S. Limkatanyu, H. V. S. Gangarao* описаны результаты определения динамического коэффициента временной подвижной нагрузки в конечно-элементной среде для расчета ортотропных (ячеистых) плит мостов из ПКМ [152]. Показано, что коэффициенты динамики, приведенные в различных национальных стандартах проектирования, занижены для плиты из ПКМ до 25 %. Поэтому было предложено повысить точность значения динамического коэффициента путем учета длины пролета

и собственной частоты конструкции, а также скорости движения транспортного средства и частоты его осциллятора. Таким образом, динамический коэффициент нужно вычислять как сумму влияния частоты транспортного средства  $\beta$  и равномерно движущейся по балке массы  $\frac{v}{2Lf}$ :

$$DLA = \beta + \frac{v}{2Lf} \quad (1.1)$$

Еще одной важной составляющей для проектирования мостов из ПКМ является исследование собственных частот колебаний таких конструкций. Например, были проведены исследования собственных частот висячих мостов *Halgavor* [165] и *Wilcott* [114, 174]. Значения периодов колебаний моста *Halgavor* были получены путем расчёта его модели в конечно-элементной среде. Значения периодов вертикальных колебаний первых двух мод составили 0,565 с и 0,520 с соответственно [165]. При этом для висячего моста *Wilcott* было проведено исследование его частот и форм собственных колебаний, а также коэффициентов демпфирования как в расчетных программных комплексах, так и путем натуральных измерений [174]. В результате конечно-элементного расчета отмечено, что из-за гибкого пролетного строения на жесткость моста в целом влияет перильное ограждение. Нижние частоты были увеличены на 30 % для модели, в которой перила были включены в работу путем моделирования их с жесткими соединениями, вместо простого крепления и без взаимного соединения [114].

В статье *X. Wei, J. Russell, S. Živanović, J. T. Mattram* описаны результаты сравнения частотных характеристик 138 пешеходных мостов, 14 из которых цельнокомпозитные [139]. В результате было определено, что величины собственных частот колебаний по первым модам для мостов из ПКМ распределены в диапазоне частот от 1 до 17,4 Гц. Такой разброс обусловлен совершенно различным для всех мостов соотношением длины и массы моста. При этом у пешеходных мостов из традиционных строительных материалов частоты первых мод в основном находятся в интервале от 0,5 до 4 Гц. Поэтому необходимо продолжать исследования по определению влияния на

эксплуатационные характеристики мостов из ПКМ его собственных частот. Также были определены коэффициенты демпфирования, диапазон которых составил 0,14 – 7,9 %. При этом 75 % рассмотренных мостов из стали и бетона имеют коэффициент демпфирования ниже 1 %. Из рассмотренных 14 композитных мостов только два обладают коэффициентом демпфирования ниже 1 %, для четырех мостов этот коэффициент составляет от 1 до 2 % и для восьми он выше 2 %. Авторы резюмируют, что так как в среднем пики ускорений основных частот рассмотренных мостов из ПКМ выше, чем для мостов из традиционных материалов из-за существенно меньшего веса, несмотря на повышенные демпфирующие свойства, мосты из ПКМ более чувствительны к воздействию пешеходной нагрузки с резонансной или кратной к ней частотой колебаний. Для легких пешеходных мостов существует большая вероятность возбуждения внешней силой с третьей или более высокой кратной частоты. Следовательно, ограничение нижней границы частоты первой моды в 5 Гц, как это нормировано в *AASHTO* [124], *Eurocode* [111] и *CAN/CSA S6-06* [100], может быть недостаточным для обеспечения полной безопасности пешеходов и безотказной работы моста.

При этом в работе [128] исследование влияния неопределённости механических свойств на динамические характеристики конструкций из ПКМ. Установлено, что этим влиянием можно пренебречь в расчетах.

В завершение обзора публикаций нужно сказать о результатах исследования *S. Adanur, A. S. Mosallam, M. Shinozuka, L. Gumusel*, в котором представлены результаты сравнения расчетов на моделях статических и динамических характеристик стального и цельнокомпозитного висячего моста *Fatih Sultan Mehmet* (Турция). Конечно-элементные расчеты показали, что обе модели моста имеют схожие формы колебаний по первым двум модам со значениями частот для стального и композитного моста равными соответственно: 0,119 Гц и 0,132 Гц – для первой моды и 0,154 Гц и 0,197 Гц – для второй. Один из выводов данного исследования заключается в том, что полимерные композиты обладают большим потенциалом для применения в

висячих мостах благодаря малой плотности их материала и высоким прочностным характеристикам [87].

По результатам анализа технической литературы установлено современное состояние научных исследований и нормативных документов. Определена проблематика исследований, которая актуальна для применения полимерных композитов в висячих (вантовых) мостах.

Проблемы применения ПКМ заключаются в неопределенности условий и места применения ПКМ в несущих конструкциях, несовершенстве методик расчета, неполноте сведений о свойствах материала и низкой технологичности производства. Среди этих проблем, в первую очередь, необходимо определить условия расчета и место применения ПКМ в висячих мостах, так как иначе решение остальных проблем будет не актуально.

### 1.3.2 Анализ нормативных документов, регламентирующих расчет аэродинамической устойчивости

Так как для исследования выбраны висячие конструкции, то необходимо предварительно необходимо проанализировать методики проведения аэродинамических исследований.

Механизм возбуждения колебаний плохообтекаемых тел (мостов) ветровым потоком и теоретические модели возникновения таких явлений, как галопирование, вихревой резонанс, флаттер, дивергенция, еще полностью не изучены и остаются полуэмпирическими [66 – 69]. Тем не менее в СП 35.13330.2011 указано, что необходимо осуществлять проверку висячих мостов на аэродинамическую устойчивость и пространственную жесткость, а также на резонанс колебаний в направлении, перпендикулярном ветровому потоку. Причем, для мостов из ПКМ – экспериментально на моделях.

Обеспечение аэродинамической устойчивости основано на экспериментальных и теоретических оценках возникновения различных

явлений аэроупругой неустойчивости. Например, в ОДМ 218.2.040-2014 [49, с. 20] показана зависимость критической скорости вихревого возбуждения от частоты схода вихрей и числа Струхалья, на которое в свою очередь влияет отношение ширины сечения  $b$  к высоте  $h$ . Для прямоугольных сечений показана зависимость коэффициента лобового сопротивления и числа Струхалья от отношения ширины сечения к его высоте. В работе М. И. Казакевича рассмотрено возникновение явлений аэроупругой неустойчивости в зависимости от относительной ширины сечения [33].

Как следует из анализа этих источников, сечение пролетного строения будет более устойчиво при условии  $\frac{b}{h} \geq 4 \dots 5$ . Тогда вероятность возникновения таких явлений аэроупругой неустойчивости, как галопирование, срывной флаттер, вихревое возбуждение, будет гораздо ниже.

Для выявления склонности конструкции к возникновению аэроупругих явлений необходимо определить ее аэродинамические характеристики, а именно безразмерные аэродинамические коэффициенты и число Струхалья поперечного сечения пролетного строения. Эти характеристики зависят в первую очередь от поперечного сечения пролетного строения.

В аэродинамической трубе для измерения усилий (в соответствии с основной теоремой механики) в модели от действия полной результирующей аэродинамической силы  $R$  и полного результирующего аэродинамического момента  $M$  используют тензодатчики (аэродинамические весы) [31]. Для определения числа Струхалья можно использовать три экспериментальных метода [22; 41; 109]. Наиболее доступным является термоанемометрический метод, заключающийся в определении частоты пульсаций скорости в следе модели по частоте охлаждения нагреваемых нитей.

Далее, определяют критические скорости ветра для используемых сечений по известным формулам. Однако, например, в статье *F. Dong* [109] показан способ повышения точности этих оценок.

Нормативная документация, регламентирующая определение аэродинамической нагрузки, состоит из трех основных документов: сводов



правил СП 35.13330.2011 «Мосты и трубы» и СП 20.13330.2016 «Нагрузки и воздействия», а также ГОСТ Р59625-2022 «Правила расчета и подтверждения аэроупругой устойчивости». Анализ этих документов показал, что методики определения ветровой нагрузки имеют существенные различия. В СП 35.13330.2011 «Мосты и трубы» и СП 20.13330.2016 «Нагрузки и воздействия» приводятся не только различные обозначения и параметры, но алгоритмы расчета. Так, значения осредненной ветровой нагрузки, учет коэффициентов динамичности, пульсации и пространственной корреляции в расчете пульсационной составляющей определяют по-разному.

Согласно СП 35.13330.2011 необходимо считать ветровую нагрузку только в горизонтальной плоскости через аэродинамический коэффициент лобового сопротивления, а согласно СП 20.13330.2016 – по двум проекциям сил и крутящему моменту. Очевидно, что более достоверным является алгоритм из СП 20.13330.2016. Коэффициенты пульсации и пространственной корреляции согласно СП 20.13330.2016 необходимо определять по табличным параметрам, а согласно СП 35.13330.2011 – по формуле, результаты расчета которой отличаются от табличных значений до 2,6 раза.

Наиболее подробным документом является ГОСТ Р59625-2022. Методика оценки возникновения явлений аэроупругой неустойчивости, приведенная в нем, является более точной и современной. Однако в исследовании гибридных висячих мостов невозможно обойтись теоретическими оценками аэродинамической устойчивости, поэтому необходимо провести специальное аэродинамическое исследование.

#### **1.4 Цель и задачи диссертационной работы**

В результате анализа нормативной документации и научных публикаций для исследования были выбраны гибридные пролетные строения пешеходных висячих мостов с применением стеклопластика. Для определения

условий расчета и места применения ПКМ в несущих конструкциях после предварительных расчетов [86] была выдвинута *гипотеза*. Для решения проблемы в диссертационной работе были поставлены цель и задачи.

*Целью* исследования является определение области возможного применения полимерных композиционных материалов в висячих (вантовых) мостах для создания конструкций, устойчивых к агрессивным средам.

Для достижения цели были поставлены следующие *задачи*:

1. Определить на численных геометрически нелинейных моделях пешеходных висячих мостов требуемое предельное значение отношения высоты к длине балки жесткости для обоснования необходимости использования висячих систем повышенной жесткости.

2. Экспериментально исследовать аэродинамические характеристики модернизированных гибридных пролетных строений для обоснования границ аэродинамической устойчивости висячих (вантовых) мостов.

3. Определить область применимости ПКМ в висячих (вантовых) мостах с гибридными пролетными строениями, позволяющие обеспечить несущую способность и аэродинамическую устойчивость этих конструкций.

## 2 РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ВИСЯЧИХ МОСТОВ СО ГИБРИДНЫМ ПРОЛЕТНЫМ СТРОЕНИЕМ

### 2.1 Методика расчетного исследования

В первой главе диссертационной работы для исследования были выбраны пешеходные висячие мосты с гибридными пролетными строениями, материалом балок жесткости этих пролетных строений – пултрузионный стеклопластик.

Исследование прочности и изгибной жесткости гибридных пролетных строений пешеходных висячих мостов основано на методике расчета, приведенной в работах В. К. Качурина, А. В. Брагина, Б. Г. Ерунова [34], Н. М. Кирсанова [35; 36], Ю. М. Сильницкого [72]. Для такого исследования был использован метод конечных элементов с помощью верифицированного программного комплекса *Midas/Civil* (2019). Расчет висячих мостов выполнен в геометрически нелинейной постановке с итерационным подбором размеров элементов с учетом натяжения кабеля висячей системы.

Прочностные и деформационные характеристики пултрузионного стеклопластика соответствуют СП 35.13330.2011 [75]. Методика расчета напряжений в элементах, по существу, описана в Методических рекомендациях по расчету мостовых пролетных строений с применением композиционных материалов [43], в ОДМ 218.2.058-2019 [50], а также в СТО 39790001.03–2007 [78].

Динамические характеристики висячего моста учитываются в соответствии с требованиями п. 5.48 СП 35.13330.2011 [75] в части ограничения периода собственных колебаний. Для анализа результатов расчетов были использованы зарубежные нормативы [93; 96; 111; 112; 124].

Для проверки выдвинутой гипотезы для гибридного пролетного строения висячего моста в первую очередь необходимо выполнить проверку

по прогибам, так как материал обладает низким модулем упругости, иными словами, сначала рассмотреть второе предельное состояние в части деформаций пролетного строения. Поэтому в проведенном исследовании размеры поперечного сечения пролетного строения висячих мостов были подобраны из условия ограничения прогибов, которые в соответствии с требованиями СП 35.13330.2011 должны быть не более  $1/400$  длины пролета [75]. Затем было проанализировано напряженное состояние и определена возможность ограничения напряжений в несущих элементах.

Согласно нормативным документам, регламентирующим строительство мостов из композитных материалов, напряженно-деформированное состояние балок жесткости характеризуется сложной формой изгиба с внецентренным сжатием или растяжением. Для достижения наибольших напряжений будет рассмотрено несколько вариантов расположения нагрузки. Расчеты по прочности сечений балок жесткости по нормальным, касательным напряжениям, а также ограничению эквивалентных напряжений необходимо выполняются в соответствии с нормативными документами [43; 50; 78]. Расчет соединений элементов в узлах был изучен в диссертационной работе А. Н. Иванова [25], поэтому в этой работе данный вопрос не рассматривается.

Расчет элементов висячей системы проведен в соответствии с п. 8.16 СП 35.13330.2011 [75] для стальных прямолинейных пучков, ГОСТ 7676-73 [16], согласно которому для представленных в нем диаметров кабелей наибольшие значения расчетных сопротивлений растяжению для всех маркировочных групп составляют не более 839 МПа. Таким образом, проверка была выполнена путем сравнения фактических напряжений в элементах с расчетными сопротивлениями из подходящей маркировочной группы.

Гибридные висячие однопролетные мосты были загружены по двум схемам: симметричной (схема 1) и несимметричной (схема 2) (нагрузка расположена на одной половине пролета).

Методика моделирования представлена в параграфе 2.3.

## 2.2 Определение генеральных размеров конструкций

В первую очередь было определено общее количество рассматриваемых мостов и их генеральные размеры. Для исследования было решено выбрать мосты с минимальной и максимальной длиной пролета, исходя из целесообразности размещения новых мостов. Для этого был выполнен поиск мест возможного расположения новых пешеходных мостов, в основном, на территории Москвы и её пригорода, так как там уже построена наиболее развитая сеть дорог.

Размеры несущих конструкций для расчетов были выбраны с учетом дальнейшего применения этих мостов для повышения транспортной доступности и безопасности движения, а также с учетом наличия вблизи транспортной или промышленно-гражданской инфраструктуры. В таблице 2.1 представлены примеры наиболее распространенных вариантов предполагаемых мест пересечения одиночных и двух близлежащих препятствий с шагом расстояния 10 – 20 м.

Таблица 2.1 – Примеры мостовых переходов

№	Первое препятствие (автомобильная дорога)	Второе препятствие (железнодорожные пути)	Длина пролета, м
1	Центральные улицы в городах, четырехполосные дороги (шоссе)	–	≈ 20 – 40
2	МКАД (Москва)	–	≈ 50 – 60
3	Кутузовский проспект возле панорамы Бородинской битвы (Москва)	–	≈ 60 – 70
4	A113 ЦКАД и A107 Московское малое кольцо (Москва)	–	≈ 150 – 160
5	Проспект генерала Дорохова (Москва)	ж.-д. станция Матвеевская	≈ 180 – 200
6	М-4 и ул. Донбасская (Москва)	ж.-д. станция Расторгуево	≈ 200 – 210
7	Северо-восточная хорда (Москва)	ж.-д. станция Рогачевская	≈ 210 – 220
8	Минское шоссе (Москва)	ж.-д. станция Внуково	≈ 200 – 220
9	проспект Генерала Дорохова (Москва)	ж.-д. пути возле ст. Москва-сорт. – Киевская	≈ 230 – 250
10	Проспект Мира (Москва)	ж.-д. станция Ростокино	≈ 250
11	–	Станционные пути на крупных вокзалах	≈ 210 – 220
12	Ул. Фабричная, выход к ул. Революции (Новосибирск)	Есть	≈ 210 – 220

Длину пролета целесообразно ограничить 220 – 250 м, так как для пересечения трех и более препятствий, расположенных поодаль друг от друга, будет более актуально устройство трехпролетных мостов.

Приведенные примеры хотя и не являются статистической выборкой, однако их уже достаточно для определения порядка величины расстояния пересекаемого препятствия из-за того, что ширина полос автодороги, колеи и междупутья железной дороги нормированы.

Из таблицы 2.1 видно, что для пересечения отдельных наиболее широких городских дорог достаточно применения балочных или ферменных пролетных строений длиной около 30 м. При этом для пересечения дорог шириной до 50 – 70 м, например, через Кутузовский проспект в Москве необходимо устройства мостов без промежуточных опор, поэтому балочные мосты не подойдут. Поэтому целесообразно устройство висячих или вантовых мостов даже без дополнительного архитектурного обоснования.

Представленные в таблице 2.1 наиболее широкие одиночные препятствия длиной до 150 м не являются распространенными в России, как например, пересечение двух близко расположенных федеральных автомагистралей. Поэтому рассмотрение таких примеров препятствий будет не целесообразно. При этом близкое расположение двух разных препятствий, а именно автодороги и железнодорожных путей является более распространенным, например, в г. Новосибирск (таблица 2.1, п.12). В этом случае длина пролета моста должна быть уже не менее 200 – 220 м.

В итоге для исследования были выбраны мосты с длинами пролетов из наименьшего и наибольшего диапазонов длин: для первого моста – 60 м, для второго – 216 м. Второе значение длины пролета обусловлено большим числом вариантов длин панелей и количеством подвесок. Так, при длине 220 м длина панелей кратна 2, 4, 10 и 20 м, а при длине 216 м – 2, 4, 6, 8, 12 и 18.

Необходимо отметить, что однопролетные мосты были выбраны, так как данное исследование проводится в отсутствие широко известных результатов аналогичных исследований гибридных висячих мостов.

Для выбранных вариантов длин пролетов мостов было принято два типа поперечных сечений пролетного строения: с проходом понизу и поверху. При этом выбор формы сечения был ограничен возможностями производства пултрузионного стеклопластика. Кроме этого, принципиально разные типы крепления проезжей части были выбраны в том числе из-за аэродинамического исследования, которое необходимо в соответствии с п. 5.48 СП 35.13330.2011 [75].

Габаритные размеры поперечных сечений пролетных строений были выбраны с учетом возможности пропуска не только пассажиров, но и одиночных грузовых автомобилей, а также исходя из известных условий обеспечения аэродинамической устойчивости – назначения размеров поперечного сечения пролетного строения с отношением его ширины к высоте не менее чем 4...5 [33; 49]. Нужно отметить, что эти сечения в соответствии с целью работы являются лишь принципиальными конструктивами.

Основные геометрические характеристики пролетных строений двух висячих мостов приведены в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Основные геометрические характеристики моделей моста

Наименование	Длина пролета, м	Тип езды	Высота ПС, м	Ширина ПС, м
Висячий мост № 1	60	Поверху	1,25 (0,625)	7,5 м (4,8)
Висячий мост № 2	220	Понизу	2,10	10,3

Для моста с пролетом 60 м было принято поперечное сечение с проходом поверху и габаритом прохода 4,5 м (рисунок 2.1).

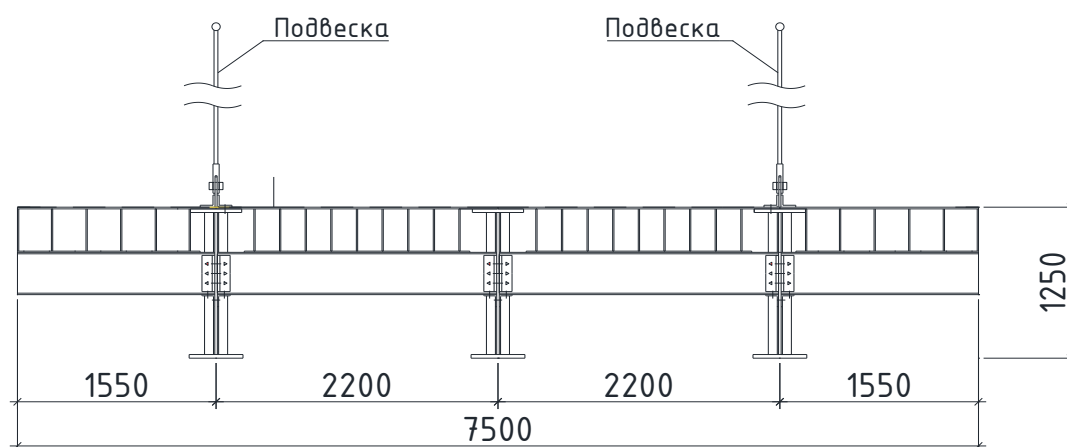


Рисунок 2.1 – Поперечное сечение пролетного строения висячего моста длиной 60 м

Пролетное строение состоит из трех двутавровых балок, которые объединены поперечными балками. На них опирается ортотропная плита прохожей части. Подвески висячей системы крепятся к боковым продольным балкам. Консоли предназначены для укрытия людей от транспорта. Перильное ограждение на рисунке не показано.

Для проверки выдвинутой гипотезы высота балки жесткости была предварительно назначена исходя из соотношения  $1/50$  длины пролета. Для этого же моста была рассмотрена балка жесткости с размером  $1/100 l$ , но без консолей в поперечном сечении.

Для моста с пролетом 216 м было принято поперечное сечение с проходом понизу и габаритом прохода 9,5 м (рисунок 2.2).

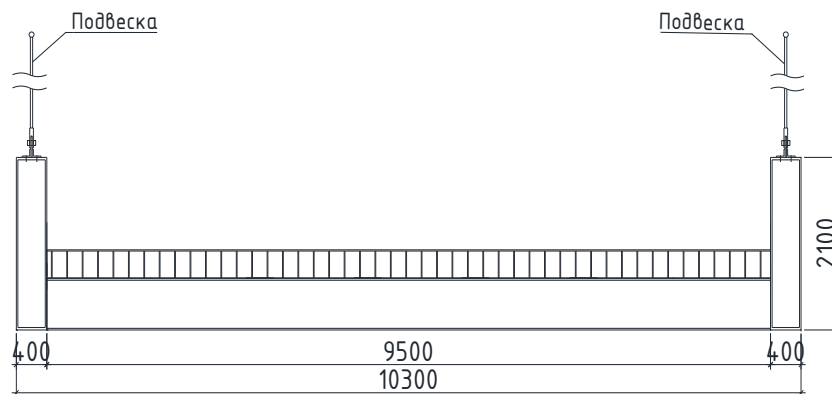


Рисунок 2.2 – Поперечное сечение пролетного строения с проходом понизу

Пролетное строение с проходом понизу состоит из двух коробчатых балок, объединенных поперечными, а также из плит настила для распределения временной нагрузки. У этого сечения главные балки также выполняют функцию перильного ограждения из-за расположения проезжей части. Следовательно, отсутствует необходимость в устройстве перильных конструкций, увеличивающих площадь лобового сопротивления.

В итоге были построены кривые, точкам которых соответствуют размеры поперечного сечения пролетного строения, при этом по оси абсцисс отложена длина пролета, а по оси ординат – отношение ширины к высоте пролетного строения (рисунок 2.3).



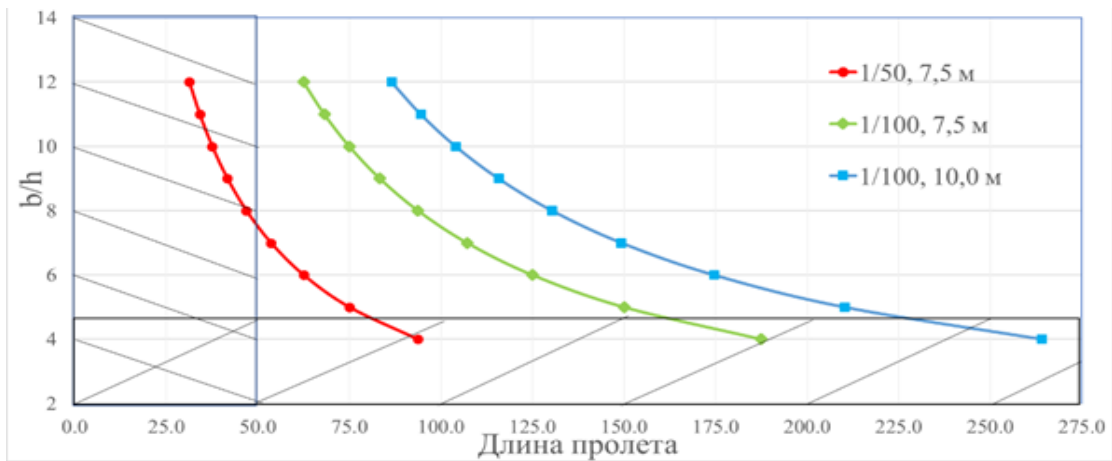


Рисунок 2.3 –Линии соответствия размеров поперечного сечения и длины пролета

У построенных кривых постоянными являются ширина и относительная высота пролетного строения. Эта область удобна при выборе размеров с предварительным учетом склонности конструкции к аэродинамической неустойчивости [31; 33]. На рисунке 2 обозначена запрещенная область с относительной шириной пролетного строения  $b/h$  меньше 5. При этом пролетные строения с относительной шириной 12 и более будут необоснованно широкими при достаточно малой высоте, что может свидетельствовать о склонности к возникновению изгибно-крутильного флаттера. Таким образом, для исследования взяты конструкции с соотношениями  $b/h$ , расположенными в граничных точках: для 60 м – 6 и 10, для 216 м – 5.

В качестве висячих систем в проведенном исследовании были рассмотрены: классическая висячая система, система с прикреплением несущего кабеля к пролётному строению в середине балки жесткости, а также висячая система повышенной жесткости. Правильное усиление балки жесткости висячей системой позволит получить висячий мост более рациональной формы с точки зрения экономии материала и придания мосту необходимой жесткости [84]. Следовательно, сравнение результатов расчетов различных систем позволит проверить выдвинутую гипотезу.

Среди существующих висячих систем повышенной жесткости для исследования выбрана система С. А. Цаплина. Однако принятое решение

(рисунок 2.4) отличается от исходного отсутствием шарниров и прикреплением кабелей к балке жесткости. Эта висячая система была зарегистрирована как патент на полезную модель RU 193131 U1 [52].

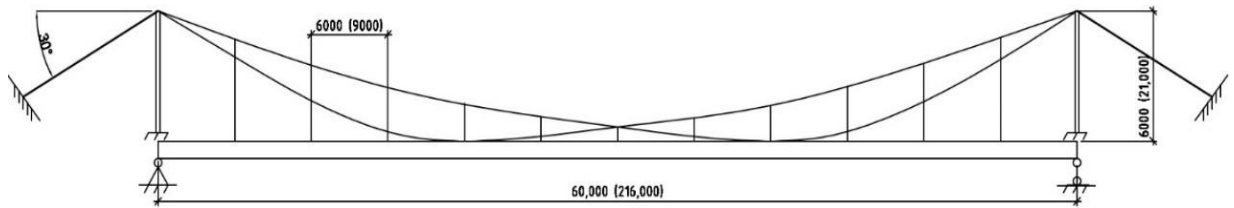


Рисунок 2.4 – Схема моста с висячей системой повышенной жесткости

Висячая внешне распорная система повышенной жесткости состоит из двух кабелей, пересекающихся в центре пролета. Кабели системы соединены между собой подвесками. Балка жесткости, подвешенная к кабелям висячих ферм за счет подвесок, обеспечивает неизменяемость висячей системы. Любая система сил, которую передают подвески от балки жесткости на кабели, является равновесной. Нижние и верхние кабели выполнены в виде квадратичной параболы с разными стрелами изгиба. Несущими из них являются нижние кабели, на которые передаются усилия с балки жесткости через рабочие подвески. Эти участки кабеля воспринимают нагрузку с расположенных под ними участков (половины) балки жесткости. Верхние кабели выполняют функцию по передаче усилий с несущих кабелей на пилоны. Подвески между ними разбивают кабели на короткие участки для увеличения жёсткости за счет ограничения свободной длины, а также ограничения колебаний [84].

Для того чтобы подвески между кабелями были всегда в растянутом состоянии, необходимо соблюсти следующее условие. Наименьший распор в кабеле, передающем усилие от временной нагрузки, должен быть больше, чем распор от их собственного веса. Для этого необходимо правильно подобрать стрелу параболической кривой передающего усилие участка кабеля [84].

Очертание висячих систем по типу, изображенному на рисунке 2.4, были созданы на основе свойств семейств шарнирно-стержневых сочленений. Свойства этих сочленений таковы, что они будут находиться в равновесии при

действии не только одной системы сил, по которой подобрано очертание ферм, но и разных систем сил, так как эти сочленения являются геометрически неизменяемыми. Следовательно, нагрузка, передаваемая на висячие фермы через подвески, является равновесной при расположении на балке жесткости любой системы сил, балка жесткости сообщает висячей системе геометрическую неизменяемость [84, с. 27]. Таким образом, изменения формы равновесия такой висячей системы не происходит в отличие от классической висячей системы. Кроме того, не происходит S-образного изгиба при несимметричном расположении нагрузки [84, с. 37]. Это значит, что эффект нити отсутствует даже при отсутствии части конструкции пролета на одной половине. Так как кабели висячей системы приняты по очертанию квадратной параболы, а собственный вес по длине пролета распределен равномерно, то балка жесткости не будет работать на нагрузку собственного веса и вступит в работу только лишь при наличии временной нагрузки [84, с. 28].

Принятые к исследованию конструкции однопролетных висячих мостов, адаптированных к применению стеклопластика, необходимо исследовать на прочность, жесткость и аэродинамическую устойчивость в соответствии с СП 35.13330.2011 [75].

### 2.3 Моделирование конструкций в расчетном комплексе *Midas/Civil*

Расчеты были выполнены в конечно-элементной среде программного комплекса *Midas/Civil*. На рисунке 2.5 изображен вид одной из созданных трехмерных моделей висячего моста.

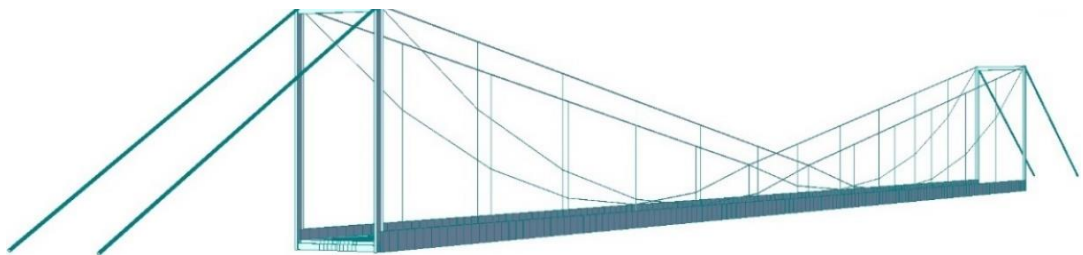


Рисунок 2.5 – Эскиз конечно-элементной модели висячего моста

Для численного моделирования работы конструкции были назначены следующие типы конечных элементов. Балки жесткости и пилоны смоделированы конечными элементами по типу «обычная балка». Проезжая часть выполнена из «плоских» конечных элементов, висячая система – из элементов, работающих только на растяжение. Опоры и анкерные упоры смоделированы условно в виде узлов с запрещением соответствующих перемещений и углов поворота. Пилон выполнен в виде двутавровой рамы, с полным защемлением основания.

Механические свойства применяемых материалов были учтены в соответствии с СТО 39790001.03-2007 для стеклопластика СППС-240 [78], СП 35.13330.2011 – для стального проката [75] и ГОСТ 7676–73 – для пучков стальных проволок [16].

Основной расчетной нагрузкой является пешеходная, при этом в расчетах был рассмотрен вариант с загрузкой пролета одиночной грузовой машиной. Однако её вес оказался актуален лишь для расчета ортотропной плиты проезжей части [42]. Постоянные нагрузки конечно-элементной модели учитывались в соответствии с удельным весом, геометрией элементов и коэффициентами надежности. Одежда полотна проходной части выбрана из полимерных материалов.

Для корректного сравнения результатов расчета необходимо создавать конечно-элементные модели не только с одинаковой геометрией сечения, но и с соразмерными усилиями преднапряжения кабелей. Требуемую величину преднапряжения кабеля удобно определять через отношение ( $k$ ) длины отрезка кабеля между узлами одного конечного элемента к его физической длине. Подбор параметра  $k$  для предварительного натяжения кабеля осуществлен по зависимости 2.6, выведенной из закона Гука (2.5).

$$\sigma = \frac{N}{A} = \frac{\Delta l \cdot E}{l} \quad (2.5)$$

$$N = \frac{(l - l_{ук}) \cdot EA}{l}; N = (1 - k) \cdot EA; k = 1 - \frac{N}{EA}, \quad (2.6)$$

где  $\sigma$  – нормальные напряжения в кабеле,  $N$  – продольное усилие в кабеле,  $A$  – площадь поперечного сечения,  $l$  ( $l_{ук}$ ) – длина элемента (укороченная). При этом  $N$  – продольное усилие в кабеле от его собственного веса, определяемое через распор  $H$ :

$$N = \frac{H}{\cos\alpha}; \quad H = \frac{q \cdot l^2}{8f}, \quad (2.7)$$

где  $q$  – распределенная нагрузка от собственного веса кабеля, а  $f$  – стрела прогиба элемента относительно отрезка между его концевыми точками.

Временная нагрузка от пешеходов, а также коэффициенты ко всем нагрузкам учтены в соответствии с СП 35.13330.2011 [75].

Висячий мост является гибкой конструкцией, у которой величина внутренних усилий зависит от деформированного вида. Поэтому расчет модели был выполнен по нелинейной схеме в *Midas Civil* методом Ньютона – Рафсона с критериями сходимости по силе и перемещению – 0,001.

Из-за того, что геометрически нелинейный расчет в *Midas/Civil* невозможно выполнять одновременно с модулем поиска невыгодного положения подвижных нагрузок, временная нагрузка была смоделирована в виде эквивалентного давления, распределённого по плитным элементам. Поэтому невыгодные положения временной нагрузки были найдены поисковым методом через сравнение результатов расчета для нескольких вариантов положения границ временной нагрузки.

Расчет собственных частот колебаний был выполнен методом Ритца в созданной модели с «ферменным» типом элементов висячей системы.

## 2.4 Результаты исследования напряженно-деформированного состояния пешеходных гибридных висячих мостов

### 2.4.1 Исследование напряженно-деформированного состояния гибридного пролетного строения висячего моста с проходом поверху

Для проверки выдвинутой гипотезы в первую очередь необходимо решить задачу по ограничению прогибов моста в соответствии с требованиями СП 35.13330.2011 [75]. Сравнение результатов расчетов позволит сделать вывод об эффективности применяемых конструктивных решений (увеличенная жесткость балки и висячей системы) по ограничению прогибов.

В первую очередь были рассчитаны конечно-элементные модели гибридного висячего моста длиной 60 м с балками жесткости высотой  $1/50 l$  и  $1/100 l$  и тремя вариантами висячей системы (классическая, с прикреплением кабеля и повышенной жесткости). Для всех моделей мостов с длиной пролета 60 м с высотой балок жесткости  $1/50 l$  установлено, что при ограничении прогибов моста (максимально – 150 мм) суммарные нормальные напряжения составили около 14 – 20 МПа, при расчётном значении сопротивления стеклопластика на поперечный изгиб – 27,4 МПа. Касательные и эквивалентные напряжения также не превысили расчетного сопротивления. Запас прочности по нормальным напряжениям обусловлен необходимостью выполнить условие по ограничению прогибов. Для мостов с классической висячей системой и системой с прикреплением кабеля к балке жесткости прогибы составили около 145 – 150 мм (при одинаковых диаметрах), а суммарная деформация при S-образном изгибе (прогиб + выгиб) балки жесткости составила 130 и 93 мм соответственно.

Сравнение результатов расчета балок жесткости моста с классической висячей системой и моста с креплением кабеля к балке позволяет сделать вывод, что у них схожее напряженно-деформированное состояние при

расположении пешеходной нагрузки по первой схеме. Так, на рисунке 2.6 приведены эпюры напряжений от продольного изгибающего момента для моста с классической висячей системой для двух вариантов расположения пешеходной нагрузки.

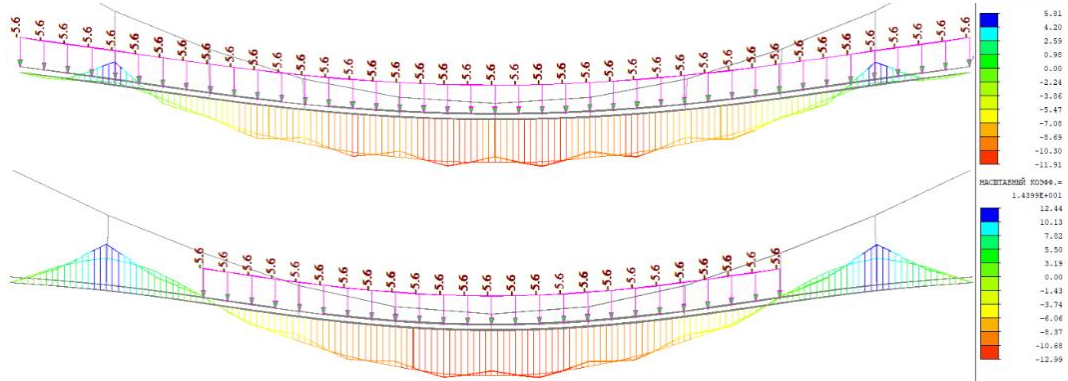


Рисунок 2.6 – Эпюры нормальных напряжений (МПа) в балке жесткости от продольного момента с расположением нагрузки на всей длине пролета (сверху) и по центру (снизу)

На рисунке 2.7 приведена эпюра напряжений от продольного изгибающего момента для моста с прикреплением кабеля к балке жесткости при симметричном расположении нагрузки.

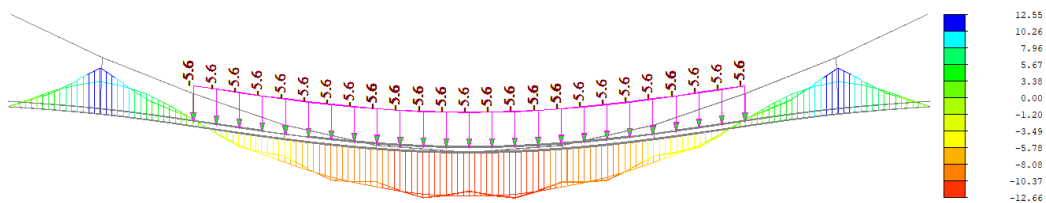


Рисунок 2.7 – Эпюра нормальных напряжений (МПа) от продольного момента для моста с прикреплением кабеля

Для обоих мостов установлено, что длина участка наиболее невыгодного нагружения моста пешеходной нагрузкой по схеме 1 (на рисунках 2.6-2.7 временная нагрузка показана стрелками) меньше полной длины пролета, так как в этом случае величина прогибов и нормальных напряжений от изгибающего момента больше, чем при расположении временной нагрузки на всей длине пролета. Поэтому сделан вывод о том, что у этих мостов соответствующие поверхности влияния меняют знак в сечениях, где на рисунках 2.6-2.7 заканчивается полоса временной нагрузки. В зависимости от

характеристик висячей системы и балки жесткости длина участков обратного знака, расположенных на концах пролета, меняется от  $1/10$  до  $1/4$  его длины.

Основное различие в работе балок жесткости этих висячих систем заключается во влиянии крепления кабеля на работу балки жесткости при появлении несимметрично расположенной нагрузки по второй схеме [84]. Кабель, прикрепленный к балке, передает на неё распор и момент, соотношение которых зависит от угла наклона кабеля к балке жесткости, а также от очертания кабеля (параметра параболы). Поэтому в балке возникают большие напряжения от продольной силы, чем в балке, подвешенной классической висячей системой, продольные усилия в которой возникают из-за горизонтальной составляющей при наклоне подвески. Это подтверждается расчетом.

На рисунке 2.8 приведены эпюры нормальных напряжений, возникающих от действия продольных силы.

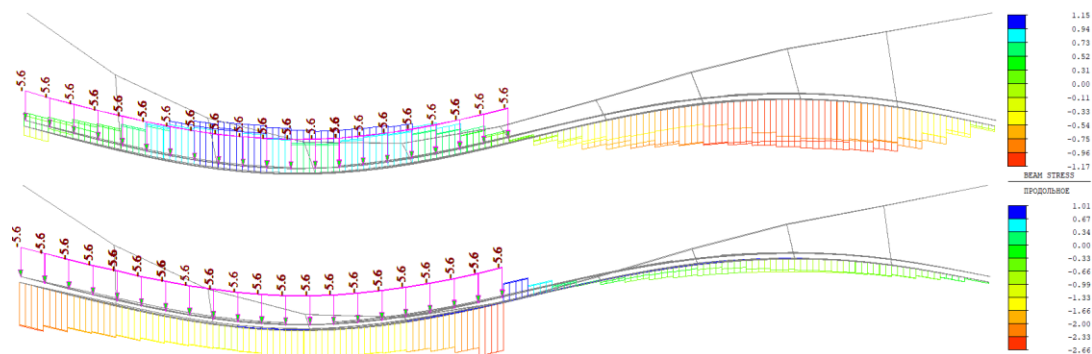


Рисунок 2.8 – Эпюры нормальных напряжений (МПа) моста с обычной висячей системой (снизу) и с прикреплением кабеля (сверху) по второй схеме нагружения

На рисунке 2.8 видно, что эпюры различаются как формой, так и величиной напряжений в балке жесткости. Эпюра продольной силы балки жесткости с обычной висячей системой имеет очертание синусоиды, а балки жесткости с прикреплением кабеля – прямоугольную форму. При этом сечения с максимальными напряжениями от продольной силы и изгибающего момента для классической системы совпадают, а для остальных систем – нет, поэтому для них суммарные напряжения ниже. Максимальные суммарные



напряжения в балке жесткости моста с классической висячей системой при расположении нагрузки по второй схеме выше на 32 % (4,2 МПа), а на участке без нагрузки – на 53 % (7,2 МПа).

Таким образом, с учетом выполнения остальных проверок по прочности в балке жесткости с относительной высотой  $1/50 l$  применение классических висячих систем позволяет удовлетворить требования норм проектирования по жесткости и прочности конструкции.

Далее рассмотрим результаты расчета моста с висячей системой повышенной жесткости. При одинаковых значениях диаметров и параметра  $k$  кабелей прогибы стали меньше предельного значения на 30 – 50 % соответственно для первой и второй схемы нагружения. Поэтому далее диаметр несущего кабеля был уменьшен до 20 % по сравнению с классической висячей системой. Ниже приведены результаты расчета с уменьшенными диаметрами кабелей, для моделей которых прогибы балки жесткости составили 148 мм. При этом S-образный изгиб балки при несимметричном расположении пешеходной нагрузки отсутствовал. На рисунке 2.9 приведен деформированный вид висячего моста.

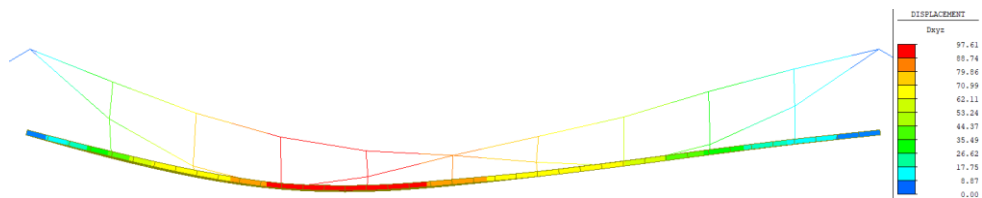


Рисунок 2.9 – Деформированный вид модели висячего моста (мм)

На рисунке 2.10 показаны эпюры напряжений от действия продольных изгибающих моментов, возникающих в средней и крайней балках. Полные нормальные напряжения в балке жесткости достигают 16 – 19 МПа при расположении нагрузки на всей длине пролета и 12 – 14 МПа – при расположении нагрузки на половине длины моста. При этом наибольшие значения напряжений возникают при полном загрузении пролета.

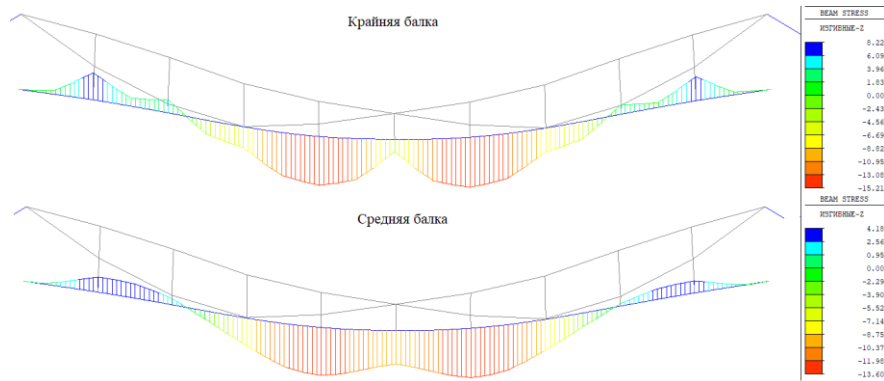


Рисунок 2.10 – Эпюры нормальных напряжений (МПа) от действия продольного момента в балке жесткости с висячей системой повышенной жесткости

Запас прочности по напряжениям в балке жесткости моста с висячей системой повышенной жесткости составил порядка 30%. Это обусловлено первоочередным выполнением проверки по ограничению прогибов. Следовательно, условие выдвинутой гипотезы о том, что при ограничении прогибов за счет конструктивных решений прочность сечений будет обеспечена, можно считать **выполненным**.

Рассмотрим работу этих же висячих мостов с более гибкой балкой жесткости, а именно с балкой, относительная высота которой составляет  $1/100$  от длины пролета. По результатам расчета конечно-элементных моделей мостов с балкой жесткости высотой  $1/100 l$  и классической висячей системой установлено, что невозможно удовлетворить требованиям по ограничению как прогибов, так и напряжений из-за высокой гибкости балки. При расположении временной нагрузки на половине балки жесткости из-за потери формы равновесия кабеля (вытягивание кабеля в «нить» на другой половине пролета) возникает S-образный изгиб с суммарным перемещением до 400 – 420 мм. Полные нормальные напряжения при поперечном изгибе в балке жесткости составляют около 35 МПа. При этом чрезмерное увеличение сечения кабеля или его предварительное натяжение только увеличивает S-образный изгиб.

Расчет модели висячего моста с прикреплением кабеля к балке жесткости показал, что прогибы и полные нормальные напряжения также превышают предельные значения. Например, суммарная деформация балки

жесткости по второй схеме загрузки составила около 180 мм, а наибольшие полные напряжения в балке жесткости достигают 30 МПа. На рисунке 2.11 приведена эпюра напряжений от изгибающего момента для висячего моста с прикреплением кабеля к балке жесткости.

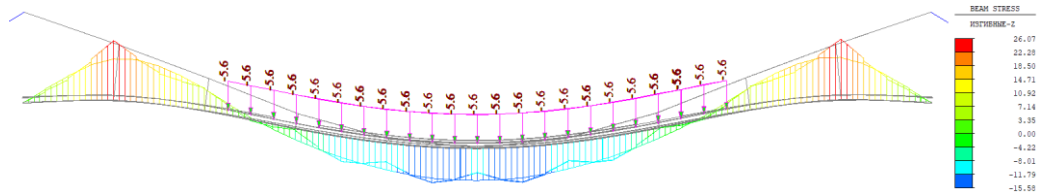


Рисунок 2.11 – Эпюра напряжений (МПа) от изгибающего момента для висячего моста с прикреплением кабеля к балке жесткости

Появление на эпюре напряжений от продольного момента однопролетной балки жесткости участков с обратным знаком (вместо классического вида) обусловлено её высокой гибкостью. Иными словами, гибкость балки такова, что она вместе с подвесками висячей системы, по сути, является аналогом многопролетной неразрезной балки, но на «упругих» опорах.

На рисунке 2.10 видно, что на концах пролета эпюра напряжений имеет другой знак относительно центральной части, при этом для мостов с классическими висячими системами (рисунок 2.11) величина напряжений на «боковых» участках либо сопоставима с этой величиной в центральной части, либо превышает её (до двух раз). Следовательно, для моста с гибкой балкой жесткости (высота  $1/100 l$  и менее), выполненной из материала с малым модулем упругости (не менее 30 ГПа), необходимо дополнительные элементы висячей системы для повышения жесткости конструкции в целом.

В отличие от классической висячей системы, где чрезмерное увеличение кабеля приведет к увеличению S-образного изгиба, выбранная для исследования висячая система повышенной жесткости позволяет за счет своей геометрии быть геометрически неизменяемой.

Расчет модели моста длиной 60 м с высотой балки жесткости  $\sim 1/100 l$  с висячей системой повышенной жесткости показал, что прогибы по обеим

схемам положения пешеходной нагрузки не превышают допустимых значений и составляют 140 и 82 мм (рисунок 2.12).

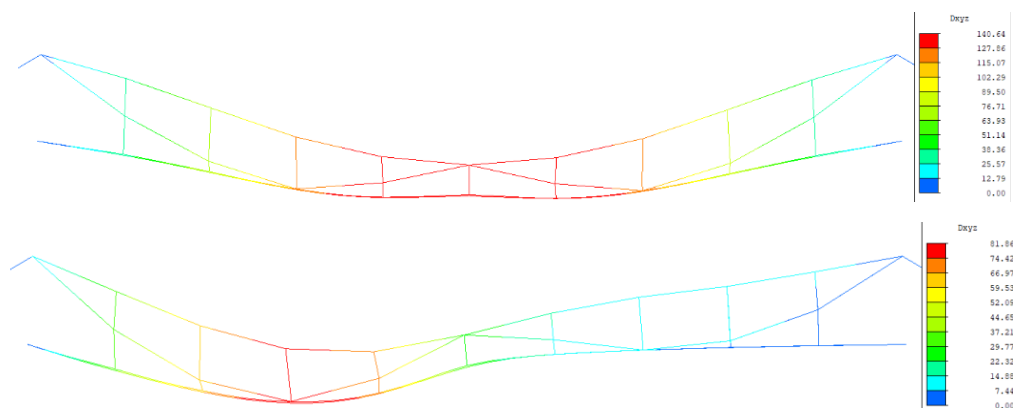


Рисунок 2.12 – Деформированный вид модели висячего моста с расположением временной нагрузки на всей длине пролета (схема 1) – сверху, на левой половине пролета (схема 2) - снизу

Различием между двумя балками разной жесткости с данной висячей системой является деформированный вид при несимметричной схеме загрузки. Если для балки с высотой  $1/50 l$  ординаты прогиба на второй половине пролета полого уменьшаются, то из-за более гибкой балки высотой  $1/100 l$  прогибы находятся около нуля уже в центральной части.

Результаты расчетов прочности несущих элементов моста удовлетворяют требованиям норм. На рисунке 2.13 приведена эпюра нормальных напряжений от изгибающего момента, который является доминирующим в напряженном состоянии силовым фактором.

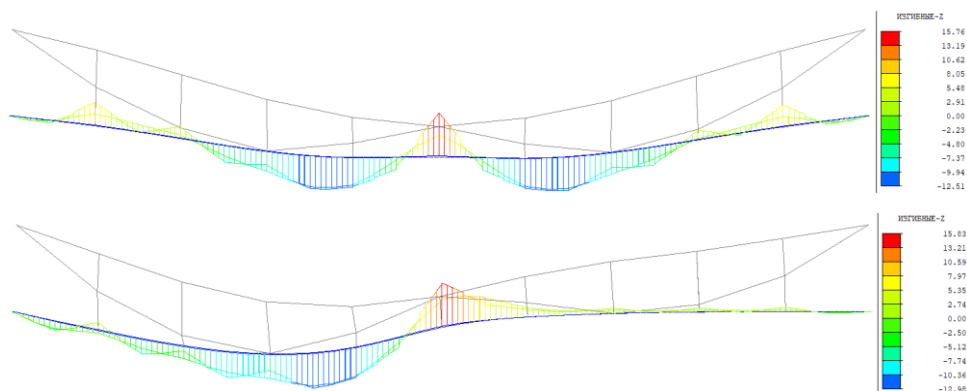


Рисунок 2.13 – Эпюры изгибающих моментов для двух схем расположения нагрузки

Наибольшие напряжения от продольной силы (около 8,5 МПа) действуют в центральной части балки жесткости между местами крепления кабелей. Суммарные напряжения от нагрузки по первой схеме составляют 21 – 22 МПа, по второй – 16 – 17 МПа.

По результатам сравнения работы балок жесткости висячих мостов с разными висячими системами можно сделать вывод, что висячая система повышенной жесткости обеспечивает требуемые параметры жесткости и снижает максимальные напряжения. Таким образом, установлено, что если для моста с балкой жесткости с относительной высотой  $1/50 l$  достаточно применения классической висячей системы, то для более гибкой балки необходимо применение висячей системы повышенной жесткости для компенсации чрезмерных S-образных деформаций и напряжений в балке, гибкость которой существенно выше её стального аналога.

Полученные результаты расчетов висячего моста с пролетом 60 м подтверждают часть выдвинутой гипотезы о том, что в случае удовлетворения требованиям по ограничению прогибов прочность балки будет обеспечена.

#### 2.4.2 Исследование напряженно-деформированного состояния гибридного пролетного строения висячего моста с проходом понизу

К расчету были приняты модели висячего моста длиной 216 м с высотой балки жесткости равным  $1/100 l$ . Расчеты моделей моста с классическими висячими системами и балкой жесткости показал, что такая конструкция является недостаточно жесткой, так как её прогибы были более чем в 3 раза превысили допустимое значение (540 мм). Напряжения также значительно превысили расчетные значения. В связи с этим в разделе приведены результаты расчетов моста только с висячей системой повышенной жесткости.

Так как на примере мостов с длиной пролета 60 м было показано, что в конструкциях с малой жесткостью по краям пролета возникают участки,

«разгружающие» центральную часть, то в данном случае также была определена длина участка наиболее невыгодного расположения пешеходов.

Установлено, что при длине полосы нагрузки, равной длине пролетного строения, прогибы балки жесткости меньше, чем при длине полосы нагружения от 40,5 до 175,5 м. Аналогичная ситуация – при несимметричном расположении нагрузки (таблица 2.3).

Таблица 2.3 – Максимальные значения прогибов моста с пролетом 216 м

Параметр	1 вариант нагрузки: 0 – 216 м	2 вариант нагрузки: 40,5 – 175,5 м	3 вариант нагрузки: 0 – 108 м	4 вариант нагрузки: 40,5 – 108 м	Допустимая величина, мм
Координата, м	81	138	55,5	66	-
Прогиб, мм	-480	-535	-415	-431	-540

Таким образом, для данной конструкции также можно сделать вывод о том, что поверхность влияния прогиба в середине пролета меняет знак в сечениях возле места крепления вторых с края подвесок.

Деформированный вид висячего моста при втором варианте расположения нагрузки с отрегулированными усилиями в элементах висячей системы представлен на рисунке 2.14.

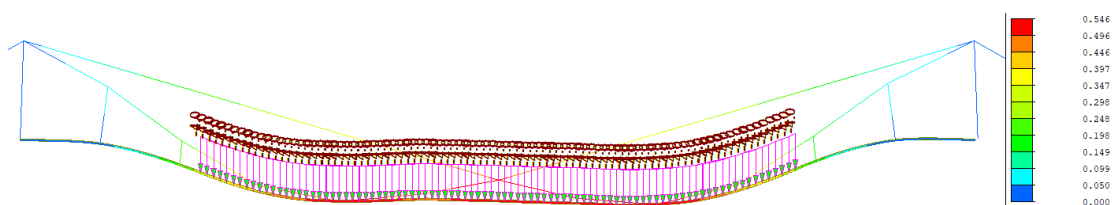


Рисунок 2.14 – Деформированный вид модели висячего моста 216 м

На рисунке 2.15 видно, что максимальный прогиб пролета расположен в первой трети своей длины при загрузении по второй схеме.

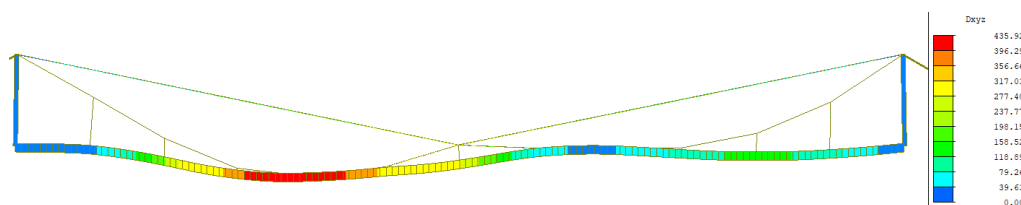


Рисунок 2.15 – Деформированный вид модели висячего моста при несимметричном нагружении

Таким образом, отсутствует деформация S-образного изгиба балки. В итоге, мост соответствует требованиям СП 35.13330.2011 [75] по прогибам.

Рассмотрим напряженное состояние висячего моста. Основным действующим силовым фактором является изгибающий момент.

Эпюра напряжений от действия продольного изгибающего момента, при расположении расчетной нагрузки на участке 40,5 – 175,5 м показана на рисунке 2.16. Наибольшие значения напряжений от изгибающего момента возникают в сечениях с наибольшим изгибом главных балок, а именно в месте прикрепления первой подвески, а также в середине четвертой панели.

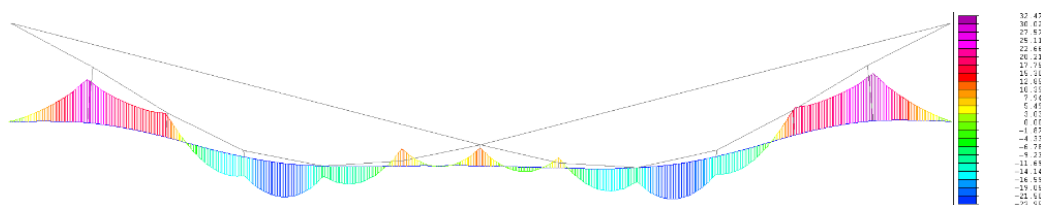


Рисунок 2.16 – Эпюра нормальных напряжений в модели балки жесткости моста с висячей системой повышенной жесткости от изгибающего момента

Расчеты моделей висячих мостов с пролетом 216 м показали, что, несмотря на наличие системы повышенной жесткости, напряжения от изгибающего момента в некоторых сечениях балки жесткости превосходят расчетное сопротивление. Для того чтобы выполнить требования СТО 39790001.03-2007 по ограничению напряжений, было проведено дополнительное регулирование усилий в элементах висячей системы.

Также установлено, что напряжения можно ограничить применением дополнительных вант, поддерживающих крайние четверти пролета, и уменьшение длины панелей. На рисунке 2.17 приведена эпюра напряжений от продольного момента для аналогичного моста, но с дополнительными элементами в висячей системе.

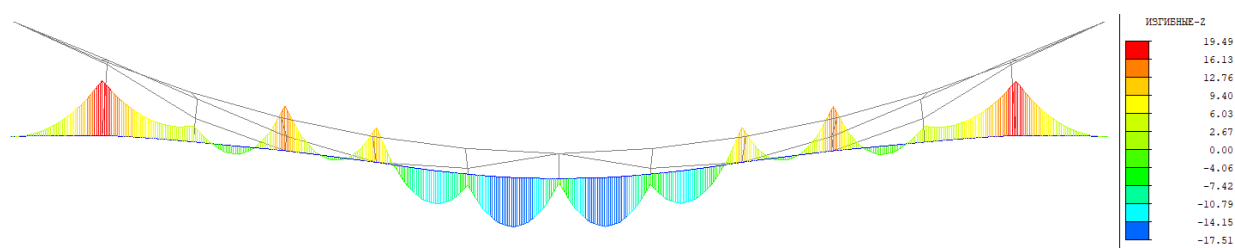


Рисунок 2.17 – Эпюра нормальных напряжений от изгибающего момента для моста с висячей системой с дополнительными вантами

Сравнивая эпюры на рисунках 2.16 и 2.17, отметим, что за счет дополнительных вант напряжения от изгиба в сечении балки под крайними подвесками были уменьшены. При этом в центральной части пролета напряжения в рассматриваемых балках жесткости распределились по-разному: в первом случае наибольшие напряжения действовали в месте крепления кабелей, а во втором – около центральной подвески.

На рисунке 2.18 видно, что наибольшие растягивающие напряжения от продольной силы действуют на участке балки между местом крепления ванты и нижнего кабеля, в отличие от предыдущего варианта висячей системы, где максимальные продольные напряжения возникают в центральной части между местами крепления кабелей.

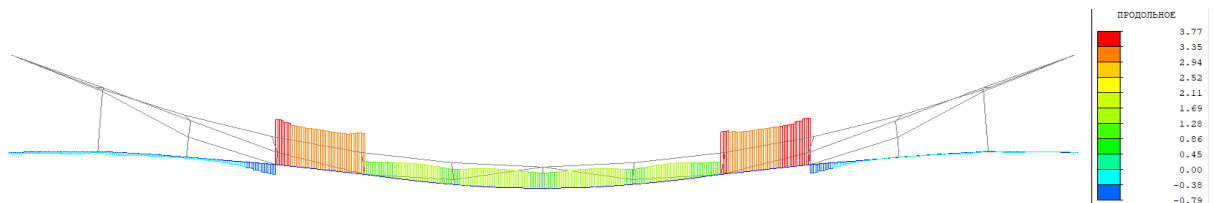


Рисунок 2.18 – Эпюра нормальных напряжений от продольной силы для моста с висячей системой с дополнительными вантами

Также был рассмотрен вариант модели с дополнительными элементами (вантами) и с уменьшением длины панели. На рисунке 2.19 видно, что, в отличие от предыдущего варианта, наибольшие напряжения действуют в крайних третях пролета.

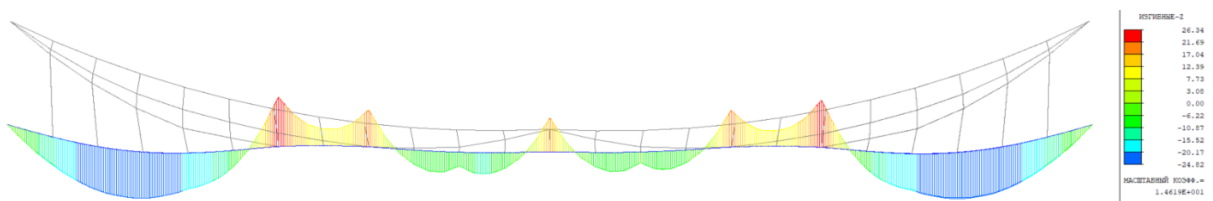


Рисунок 2.19 – Эпюра нормальных напряжений от продольной силы для моста с висячей системой с дополнительными вантами

При этом напряжения от продольной силы действуют между точками прикрепления кабелей (рисунок 2.20).



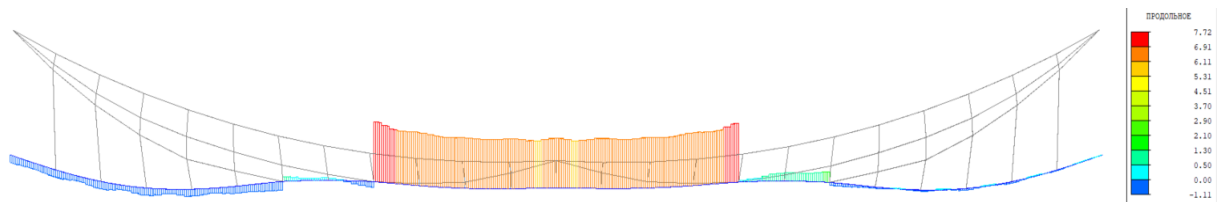


Рисунок 2.20 – Эпюра нормальных напряжений от продольной силы для моста с висячей системой с дополнительными вантами

Различие между эпюрами, показанными на рисунках 2.18 и 2.20, обусловлено длиной панели, диаметром и величиной натяжения вант, которые во втором случае существенно меньше.

В итоге за счет регулирования диаметров кабелей и усилий их предварительного натяжения было выполнено условие по ограничению нормальных напряжений. Также было выполнено условие прочности по ограничению величины касательных эквивалентных напряжений.

По результатам расчета можно сделать следующий вывод: так как с увеличением длины пролета уменьшается обобщенная жесткость, появляются участки, нагрузка на которых разгружает центральную часть, повышается деформируемость балки, то дальнейшее увеличение длины моста возможно как за счет создания многопролетных конструкций, так и за счет добавления вант.

#### 2.4.3 Сравнение полученных результатов расчета напряженно-деформированного состояния рассмотренных висячих мостов

В результате расчетов установлено, что требования норм проектирования обеспечены благодаря применению висячих систем повышенной жесткости, а также необходимой величины момента инерции балки жесткости. В таблице 2.4 приведены значения прогибов и напряжений, для различных значений диаметра и усилий натяжения кабелей, при которых наибольшие прогибы близки к предельным.

Таблица 2.4 – Сравнение результатов расчета различных систем

Мосты	Прогиб, мм (1 схема / 2 схема)			Нормальные напряжения, МПа (1 схема / 2 схема) $\sigma_{расч} = 27,4$ МПа		
	КВС	КВС с прикрепл.	ВС ПЖ	КВС	КВС с прикрепл.	ВС ПЖ
60 м, $h = 1/50 l$	150 / 93	145 / 90	148 / 97	14,6 / 20,6	15,6 / 17,4	19 / 14
60 м, $h = 1/100 l$	176 / 414	188 / 195	140 / 82	26,2 / 30	30 / 34,5	22 / 17
216 м, $h = 1/100 l$	1700/1500	-	546 / 436	52/54	-	28 / 25

В данном случае площадь сечения кабеля висячей системы повышенной жесткости уменьшена на 20 % по сравнению с классической системой. При одинаковых диаметрах прогибы меньше до 50 %.

При этом наибольшие нормальные напряжения и прогибы в балке жесткости мостов длиной 60 м с классическими системами, а также в балке длиной 216 м с висячей системой повышенной жесткости возникают не при полном нагружении всей длины пролета, а с наличием участков по краям пролета без нагрузки. Однако для моста с висячей системой повышенной жесткости (60 м,  $h = 1/50 l$ ) такие участки отсутствуют. Таким образом, отмечено наличие обратного знака у поверхностей влияния прогибов и напряжений этих мостов (для середины пролета).

Прогибы мостов длиной 60 и 216 м и высотой балки жесткости  $1/100 l$  с классическими висячими системами значительно превышают допустимые величины. Однако использование висячей системы повышенной жесткости позволяет удовлетворить эти требования. При этом запас прочности по нормальным напряжениям в балке жесткости, который для разных конструкций и видов нагружения достигает 20 – 50 % обусловлен условием ограничения величины прогибов. Таким образом, доказана выдвинутая **гипотеза** в части, что с помощью применения висячей системы повышенной жесткости и балок жесткости с увеличенным моментом инерции были ограничены прогибы конструкции, выполненной из полимерного композита с малым модулем упругости, при этом прочность сечений была обеспечена.

## 2.5 Расчет значений собственных частот колебаний

Для висячих мостов были определены значения частот собственных колебаний, а также частот с учетом пешеходов – 0,5 кПа. Расчет был выполнен на конечно-элементных моделях с конечным числом степеней свободы в узлах методом векторов Ритца. Количество мод было определено с учетом суммы коэффициентов участия масс (таблица 2.5).

Таблица 2.5 – Собственные частоты цифровых моделей мостов

Мост	Висячий мост 60 м			Висячий мост 216 м		
	1 (вертикальн.)	2 (крутильн.)	3 (горизонт.)	1 (горизонт.)	2 (вертикальн.)	3 (крутильн.)
Частота, Гц	2,445	2,654	2,86	0,505	0,75	1,025
Период, с	0,409	0,377	0,35	1,980	1,34	0,975
Частота, Гц	2,27	2,53	2,63	2,63	0,54	0,68
Период, с	0,44	0,39	0,38	0,38	1,86	1,46

Полученные результаты для мостов длиной 60 и 216 м показали, что требования п. 5.48 СП 35.13330.2011 [75] удовлетворены. Значения периодов колебаний выходят из запрещенных интервалов 0,45 – 0,60 с (1,67 – 2,22 Гц) для вертикальных колебаний и 0,9 – 1,2 с (1,11 – 0,83 Гц) для горизонтальных.

Полученные результаты сравним с данными по аналогичным мостам и требованиями норм других стран. Согласно X. Wei, J. Russell, S. Živanović, J. T. Mottram, для уже построенных балочных мостов из ПКМ первые моды вертикальных либо горизонтальных колебаний находятся в пределах 4,3 – 6,5 Гц [114]. Для висячих мостов *Halgavor* и *Wilcott* первые вертикальные частоты составили 1,91 и 0,96 Гц соответственно. Вторая мода горизонтальных колебаний моста *Wilcott* составила 1,08 Гц. При этом длина их пролетов – порядка 50 м, а ширина – 3,5 и 2,1 м соответственно. Конструктивно эти мосты похожи, но они значительно различаются массой пролетных строений: 8,6 т для моста *Halgavor* и 31 т для *Wilcott*.

Полученные частоты необходимы не только для обеспечения устойчивости сооружения, но и для комфортного перемещения пешеходов. Например, средний и ускоренный темп ходьбы составляет порядка 90 – 120 шагов в минуту, или 1,5 – 2,0 Гц. В исследованиях показано, что диапазон

гармоник воздействия людей на мосты составляет от 2 до 8 Гц, но существенное воздействие при передвижении происходит в диапазонах от 1,6 до 2,4 Гц [124]. При этом в Еврокоде данный диапазон воздействий принят для вертикального направления между 1 и 3 Гц и горизонтального – от 0,5 до 1,5 Гц [108; 111]. А в случае, если мост будет иметь частоты менее 5 Гц для вертикальных колебаний и 2,5 Гц для горизонтальных (или крутильных), то потребуется проверка по критерию комфорта перемещения.

В нормах США и Великобритании содержится требование, как для легких мостов из ПКМ, так и для мостов из других материалов, о том, что частота собственных колебаний в вертикальной плоскости должна превышать 5 Гц, а в горизонтальной (или крутильной) – 3 Гц. Оговаривается, что в ином случае требуется установка демпферов или гасителей колебаний [93; 124].

На основании изложенного сделан вывод о том, что полученные собственные частоты, во-первых, выходят за границы диапазонов, установленных СП 35.13330.2011 [75], однако частично попадают в диапазоны, установленные в Еврокоде. Поэтому из-за этих различий для исследования колебательных процессов облегченных пешеходных мостов из ПКМ требуется отдельное исследование.

## **2.6 Выводы по главе**

На основе анализа результатов расчетов была подтверждена выдвинутая гипотеза. Проблема ограничения прогибов из-за малого модуля упругости материала была решена благодаря применению комбинации конструктивных решений: висячей системы (повышенной жесткости при необходимости) и балки жесткости с необходимой величиной момента инерции [62; 166].

Применение висячих систем повышенной жесткости позволило не только удовлетворить требованиям нормативных документов СП 35.13330.2011 и СТО 39790001.03–2007, но и предотвратить

возникновение S-образного изгиба балок жесткости. В процессе исследования конструкции был установлен порядок регулирования усилий в элементах висячей системы повышенной жесткости. Эти результаты позволили запатентовать улучшенную конструкцию висячего моста [52]. При этом установлено, что применение висячей системы повышенной жесткости целесообразно для балок жесткости с относительной высотой менее  $1/100 l$ . Таким образом, дано обоснование конструктивного решения большепролетных несущих конструкций висячего пешеходного моста из современных полимерных композиционных материалов, обеспечивающего их вертикальную жесткость.

Поскольку висячий мост является гибкой конструкцией, которая в ветровом потоке подвержена различным формам аэродинамической неустойчивости [31; 33; 66 - 69; 85; 149; 151; 159; 178], то для подтверждения гипотезы необходимо провести специальное аэродинамическое исследование на моделях в соответствии с п. 5.48 СП 35.13330.2011.

### **3 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ**

#### **3.1 О необходимости аэродинамического исследования**

Висячие мосты с облегченными гибридными пролетными строениями являются малоизученными конструкциями со сниженным демпфированием. Поэтому необходимо исследовать их динамические характеристики, которые отличаются от конструкций из традиционно используемых материалов.

Среди основных факторов, влияющих на амплитудно-частотные характеристики (АЧХ) висячих мостов с гибридными пролетными строениями являются масса и жесткость конструкции пролетного строения, применение различных демпфирующих устройств, а также подвижная и ветровая нагрузка.

Снижение АЧХ исследуемой конструкции возможно за счет изменения массы и собственных частот пролетного строения, применения демпферов или динамических гасителей колебаний. Однако первое решение не только противоречит смыслу применения ПКМ, но и является малоэффективным, так как не устраняет явление аэроупругих колебаний. Поиск и разработка демпфирующих устройств является предметом отдельного исследования, как, например, проведенного О. П. Нестеровой [46]. Возбуждение резонансных колебаний от действия подвижной нагрузки на пролетные строения мостов изучены в работах Смирнова В.Н. [73]. Поэтому в первую очередь целесообразно исследовать влияние подвижной и ветровой нагрузки на АЧХ и при необходимости определить устройства для снижения амплитуд колебаний. Для этого было проведено экспериментальное аэродинамическое исследование выбранных конструкций.

Данные исследования необходимы ввиду того, что известны случаи разрушения мостов, которые произошли в процессе взаимодействия

конструкции с ветровым потоком [31; 176]. Наиболее известным является разрушение Такомоского моста в 1940 г. под действием колебаний [94].

В соответствии с п. 5.48 и 6.24 СП 35.13330.2011 [75] необходимо выполнить на моделях, так как динамические характеристики гибридных конструкций существенно отличаются от аналогичных характеристик мостов из традиционно используемых материалов. Причем кроме аналитических расчетов, следует проводить соответствующие исследования на моделях в цифровой среде.

Механизм возникновения упругих колебаний конструкций и её элементов в значительной мере определяется условиями обтекания ветровым потоком. Эти условия формируют форма и соотношение размеров поперечного сечения, а также угол атаки и начальная турбулентность ветрового потока. При этом отношение поперечных размеров конструкции, режимы отрыва потока и возникающие различные явления аэроупругой неустойчивости взаимосвязаны между собой. Поэтому различные сечения могут быть подвержены возникновению тех или иных явлений аэроупругой неустойчивости, например, вихревому резонансу колебаний, флаттеру (классическому или срывному), галопированию, дивергенции или другим явлениям.

Необходимо учитывать влияние отдельных элементов конструкции пролетного строения моста на общую аэродинамическую устойчивость, например, расположения проезжей части и балок жесткости относительно друг друга, перильного ограждения, проницаемости элементов к ветровому потоку. В случае выявления склонности конструкции к аэроупругой неустойчивости необходимо исследовать способы гашения амплитуд колебаний или снижения энергии ветрового воздействия с учетом повышенной чувствительности конструкции к динамическим нагрузкам [31, 63-64]. При этом известны различные способы гашения АЧХ колебаний, которые были описаны в работах [5-6; 12; 28; 32, 65, 70-71], например, конструктивно за счёт применения устройств или изменения проницаемости.

## 3.2 Методика аэродинамических исследований

### 3.2.1 Экспериментальное оборудование и оснастка

Аэродинамическая труба Т-503, расположенная в лаборатории промышленной аэродинамики ФГБОУ ВО «Новосибирский государственный технический университет», классифицирована по следующим параметрам:

- по диапазону скоростей (дозвуковые скорости);
- по характеру рабочего цикла (замкнутого типа);
- по типу рабочей части (с открытой рабочей частью);
- по времени действия (непрерывного действия) [1].

Основные характеристики аэродинамического стенда:

- скорость потока – до 60 м/с;
- длина рабочей части трубы – 2 м, диаметр – 1,2 м;
- мощность привода вентилятора – 165 кВт;
- неравномерность скорости в ядре потока диаметром 0,8 м – не более 0,75 %;
- степень турбулентности без турбулизирующих устройств – около 0,3 %.

Погрешности измерений аэродинамического стенда установлены метрологической аттестацией:

- стабильность скорости потока  $\pm 0,5$  %;
- среднее значение коэффициента статического давления в рабочей зоне  $C_{рсп}$  равно  $-0,0007$ ;
- градиент коэффициента статического давления по оси рабочей части:

$$\frac{\partial C_p}{\partial x} = 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^{-1};$$

- неравномерность поля скоростных напоров (скоростей) не более 1 %;



– относительная погрешность воспроизведения скорости не более:  $\partial_V \leq \frac{0.003}{V} + 0.015$ ;

– погрешность результатов весовых испытаний – не более 0,5...2 % (в зависимости от типа и условий экспериментов).

Для исследования были использованы следующие типы приборов:

– приборы, измеряющие параметры воздушного потока (скорость, давление, плотность, температура и влажность воздуха);

– приборы контроля и управления режимами работы аэродинамической трубы;

– приборы, определяющие аэродинамические силы.

С помощью зонда в виде одноточечного термоанемометра были измерены пульсации скорости потока в околосрединном пространстве. Аэродинамическая труба оснащена координатным устройством, позволяющим перемещать измерительный зонд практически по всему объему рабочей части с возможностью менять курсовой угол зонда. Точность перемещения по продольной и поперечной осям – 1 мм, по вертикальной оси – 0,5 мм, по углу – 0,5° [76].

Аэродинамическая труба оснащена информационно-измерительным комплексом на базе ЭВМ и блока аналого-цифрового преобразователя, который осуществляет автоматизированное управление установкой, сбор и предварительную обработку экспериментальных данных с термоанемометра, тензовесов и тензодатчиков в реальном масштабе времени [1; 2; 13; 14].

Также комплекс обеспечивает постоянство скорости потока в рабочей части аэродинамической трубы по методике, изложенной в работах В. М. Гилева, А. А. Саленко, И. В. Слободского [13; 14]. Точность поддержания скорости потока в рабочей части аэродинамической трубы не менее 0,3 м/с. Определение скорости невозмущенного потока выполнено с учетом коэффициента поля по перепаду между полным давлением на срезе сопла и атмосферным, измеряемым датчиком давления и контрольным манометром.

### 3.2.2 Проведение и обработка результатов экспериментов

Возможность оценки аэродинамической устойчивости сооружений с помощью секционных моделей, подвешенных на подвесках с соблюдением масштаба частот собственных колебаний, экспериментально подтверждена исследованиями Ф. Фаркуарсона (США). Затем, при исследовании аэродинамической устойчивости висячих мостов «Северн» и «Вагато» К. Скрутон и А. Хираи подтвердили правомерность такого подхода [31]. Аналогичные аэродинамические исследования с секционными моделями проводят и в настоящее время [137], так как использование секционных моделей позволяет точно определять аэродинамические характеристики поперечного сечения пролетного строения. Применение масштабных моделей всего моста (из-за высокой трудоёмкости и стоимости) целесообразно на более поздних этапах по проектированию висячих мостов для изучения влияния деталей. В этом случае применяют более дорогостоящее оборудование – промышленные аэродинамические трубы с площадью поперечного сечения рабочей части несколько квадратных метров.

В этом исследовании были проведены следующие типы экспериментов:

1) Весовые испытания, выполненные с помощью тензосенсоров для определения осредненных по времени интегральных аэродинамических нагрузок, действующих на неподвижную секционную модель при различных углах атаки. Для этого в рабочей части трубы модель была прикреплена к державке тензосенсоров, расположенных на стойке  $\alpha$ -механизма (рисунок 3.1).

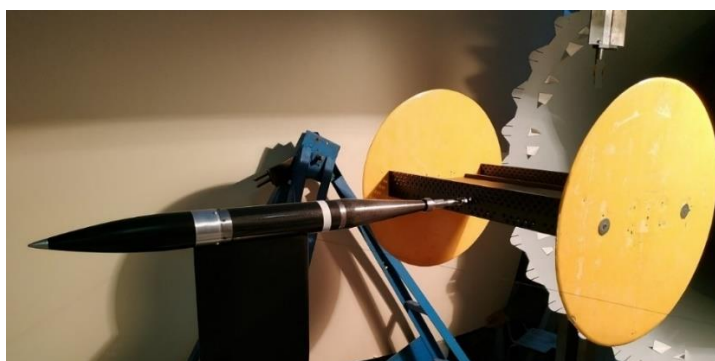


Рисунок 3.1 – Секционная модель, закрепленная на тензосенсорах

2) Термоанемометрические испытания, выполненные для определения преобладающей частоты пульсаций скорости и расчета числа Струхала. Модель была закреплена на жестких стойках для снижения влияния колебаний на частоту схода вихрей (рисунок 3.2).



Рисунок 3.2 – Закрепленная на стойках модель

3) Определение зависимостей амплитуды установившихся колебаний модели, подвешенной на упругих подвесках, от скорости набегающего потока – амплитудно-скоростных характеристик. Для исследования секционные модели были подвешены в рабочей части аэродинамической трубы на восьми упругих подвесках, изготовленных из струн с пружинами (рисунок 3.3).

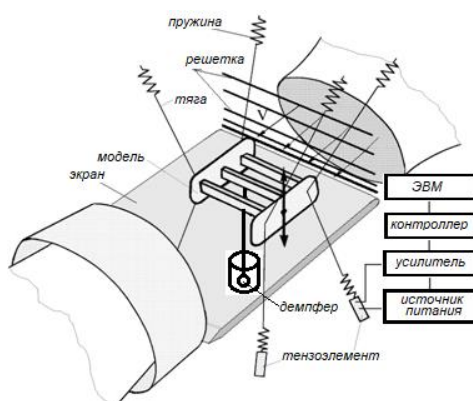


Рисунок 3.3 – Фотография и схема стенда с секционной моделью, закрепленной на упругих подвесках

Для регистрации амплитуд колебаний на концах подвесок были установлены измерительные тензоэлементы, на которых установлено три тензодатчика, соединенные в три полномостовые схемы с двух сторон модели.

Это обеспечило разделение компонент передаваемой силы и момента. В один период колебаний записывалось до 100 отсчетов.

Проведение весовых и термоанемометрических исследований позволяет определить аэродинамические характеристики моделей. При тензометрических испытаниях определяют проекционные составляющие аэродинамической силы, создаваемой ветровым потоком, на секционную модель при различных углах атаки. При обработке результатов было произведено преобразование Фурье, в результате которого установлены пульсационные составляющие аэродинамических сил.

Для целей аэродинамического исследования измерялись нормальная  $Y$ , продольная  $X$  составляющие аэродинамической силы и продольный момент  $M_z$  путем осреднения их величин по времени. Направления осей координат показаны на рисунке 3.4, где оси  $X$  и  $Y$  лежат в плоскости поперечного сечения модели, ось  $Z$  направлена параллельно главным балкам.

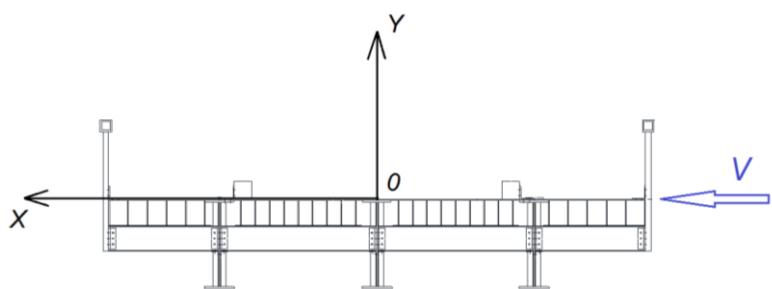


Рисунок 3.4 – Принятая в эксперименте система координат

Для изменения угла атаки использовался  $\alpha$ -механизм. При весовых испытаниях моделей диапазон скоростей был выбран от 4 до 22 м/с, а диапазон углов атаки – от  $-8^\circ$  до  $+8^\circ$ . Смена углов производилась в ручном режиме с шагом  $2^\circ$ . При этом положительным углом атаки считается направление потока на нижнюю поверхность модели, а отрицательным – на верхнюю.

Коэффициенты аэродинамических сил определяются по формулам [49]:

$$C_x = \frac{X}{qS}, C_y = \frac{Y}{qS}, C_{Mz} = \frac{M_z}{q2SB} \quad (3.1)$$

где  $X$ ,  $Y$  – соответственно продольная и нормальная (относительно потока) проекции,  $M_z$  – продольный момент аэродинамической силы в связанной системе координат (осредненная либо пульсационная

составляющие сил),  $q = \frac{\rho V^2}{2}$  – скоростной напор невозмущенного потока,  $S$  – характерная площадь, за которую в данном эксперименте принята площадь проекции модели в плане.

Для обеспечения единства измерений весы предварительно были откалиброваны с помощью эталонных гирь, для которых значения проекций силы на соответствующие оси, а также момента известны по расчёту. Кроме этого, измерены проекции силы тяжести модели, державки и части самих весов без потока при тех же углах атаки. С помощью этого были вычислены аэродинамические параметры конструкции без составляющей силы тяжести.

Из-за особенностей постановки аэрофизического эксперимента в аэродинамической трубе, связанных с обеспечением критериев подобия, во время конечной обработки результатов весовых испытаний для определения коэффициентов аэродинамических сил были учтены поправки [58, с. 21]. Поправки в расчете безразмерных коэффициентов повышают достоверность результатов. Так, была учтена поправка на взаимное влияние компонент весов, влияние проекций веса модели и весов при изменении угла атаки, на изменение угла атаки от отклонения исходного потока, на деформацию державки и упругих элементов тензовесов, на загромождение рабочей части трубы моделью и спутной струей, на конечное удлинение модели и влияние концевых шайб.

Исследования ближнего следа за моделями с помощью термоанемометра были проведены при средней скорости набегающего потока  $V_\infty = 20$  и  $15$  м/с для модели с проходом поверху и понизу соответственно. Используемый термоанемометрический комплекс постоянного сопротивления оснащен датчиком, который с помощью координатного устройства перемещался в продольно-поперечном направлении относительно потока. Чувствительными элементами датчика являются вольфрамовые проволоки диаметром  $5$  мкм и длиной около  $3$  мм, которые приварены на его заостренные концы точечной сваркой. Все регистрируемые электрические сигналы с датчика были преобразованы и записаны в файлы данных.

Полученные данные были преобразованы анализом Фурье, что позволило найти преобладающие частоты пульсаций скорости и рассчитать числа Струхалия, используемые для проверки условия возникновения аэроупругих автоколебаний резонансного типа.

Предварительно показания датчика были откалиброваны в процессе продувки призмы квадратного поперечного сечения 47x47 мм, для которой известно точное значение доминирующей частоты пульсаций скорости потока. Измерения проведены на расстоянии восьми высот призмы от задней кромки модели. Вертикальная координата у датчика отсчитывается вниз от продольной оси симметрии сечения. При движении датчика к периферии следа уровень турбулентности потока уменьшается, доминирующая частота пульсаций скорости не изменяется и соответствует числу Струхалия  $Sh \approx 0,12$ .

В третьем типе экспериментов, проведенных в аэродинамической трубе, были определены зависимости амплитуд колебаний модели от скорости набегающего потока. Скорость потока при этом меняется дискретно от нулевой до максимальной с шагом 1 – 2 м/с. При каждом значении скорости, по прошествии промежутка времени (от нескольких секунд до 1 – 2 мин) устанавливается определенная стационарная амплитуда колебаний, величина которой может достигать порядка 10 мм. Интенсивность колебаний регистрируется информационно-измерительным комплексом и выводится на дисплей в реальном масштабе времени.

### 3.2.3 Критерии подобия

Результаты экспериментальных исследований модели переносят на натурное сооружение в соответствии с теорией подобия. Модель и натуральный объект должны быть геометрически подобны, одинаково располагаться в пространстве относительно потока, сами потоки должны быть кинематически и динамически подобны.

Кинематическое подобие означает, что при обтекании тела частицы потока проходят подобные пути за пропорциональные отрезки времени. Для кинематического подобия необходимо соблюдение геометрического подобия и одинаковой ориентации модели и натуре. Поэтому можно полагать, что условие обеспечения кинематического подобия было соблюдено.

Динамическое подобие, обусловленное соблюдением геометрического и кинематического подобия, было обеспечено одинаковым приложением сил к элементарным объемам, расположенным в сходственных точках потока, а также одинаковым соотношением этих сил. В случае, когда определяют средние значения аэродинамических сил в установившемся потоке, определяющим критерием динамического подобия является число Рейнольдса [31, с. 29; 83, с. 48]. Равенство чисел Рейнольдса для модели и натурального объекта означает равенство между силами вязкости потока и инерции:

$$\frac{V_m H_m}{\nu_m} = \frac{V_n H_n}{\nu_n}, \quad (3.2)$$

где индексы  $m$ ,  $n$  обозначают модель и натуральный объект;  $V$  – скорость ветрового потока;  $H$  – характерный размер объекта;  $\nu$  – кинематическая вязкость воздуха [83, с. 32].

Анализ выражения (3.2) показывает, что дроби отличаются в основном величиной масштаба, так как скорость потока можно задавать, а вязкость воздуха меняется в узком диапазоне значений. Однако на экспериментальных исследованиях плохообтекаемых тел с острыми кромками в несжимаемых жидкостях показано, что для обеспечения подобия достаточно соблюдения частичного динамического подобия по определяющему критерию (3.2).

Это условие может быть выполнено в области существования автомодельности течения плохообтекаемых тел в интервале чисел Рейнольдса от  $10^4$  до  $10^7$ . Поэтому по результатам предварительного исследования в диапазоне чисел Рейнольдса от  $10^4$  до  $10^5$  было установлено, что коэффициенты аэродинамических сил (формулы 3.1) не зависят от скорости потока. Кроме этого, проведение эксперимента с числами Рейнольдса в

указанном диапазоне позволяет пренебречь шероховатостью поверхности из-за условия автомодельности.

При исследовании колебательных или периодически повторяющихся процессов в потоке необходимо обеспечить критерий подобия, учитывающий периодичность происходящих явлений – число Струхала по формуле:

$$\frac{f_m H_m}{V_m} = \frac{f_n H_n}{V_n}, \quad (3.3)$$

где  $f$  – характерная частота схода вихрей [31, с. 30].

Для выполнения условия, заданного формулой 3.4, необходимо, чтобы структура набегающего потока в аэродинамической трубе соответствовала ветровому потоку. При равенстве чисел Струхала для модели и натурной частоту схода вихрей с натурного сооружения определяют:

$$f_n = \frac{H_m f_m}{H_n}. \quad (3.4)$$

Также необходимо обеспечить независимость результатов эксперимента от атмосферы и подстилающей поверхности. Так как образование приземного слоя атмосферы при сильных ветрах в естественных условиях и в аэродинамических трубах с длинной рабочей частью происходит единообразно за счет взаимодействия потоков с соответствующими подстилающими поверхностями, то их структуры – профиль средней составляющей скорости и энергетические спектры пульсационной составляющей – оказываются подобными. При этом рабочая часть используемой аэродинамической трубы удовлетворяет этим условиям.

Влияние высоты расположения пролетного строения над подстилающей поверхностью на аэродинамические характеристики определено в соответствии с ОДМ 218.2.040-2014 [49, с. 72]. Распределение скорости ветра по высоте близко к степенному закону, поэтому для того, чтобы экранный эффект отсутствовал, было выполнено условие, установленное эмпирически:

$$\frac{H}{h_6} \geq 2,5, \quad (3.5)$$

где  $H$  – расстояние до земли,  $h_6$  – высота пролетного строения.

При этом изменение скорости потока по высоте модели относительно мало, поэтому в экспериментах скорость была принята постоянной.



Масштаб моделирования был выбран таким, что степень заполнения  $\Psi$  поперечного сечения аэродинамической трубы удовлетворяла условию:

$$\Psi = \frac{S_m^{\text{э}}}{S_a} \leq \Psi_{\text{пр}} \approx 0,08, \quad (3.6)$$

где  $S_a$  – площадь рабочей части аэродинамической трубы в месте установки модели;  $S_a^{\text{э}}$  – степень заполнения рабочей части;  $\Psi_{\text{пр}}$  – предельное значение, зависящее от типа аэродинамической установки.

### **3.3 Определение аэродинамических характеристик поперечного сечения пролетного строения висячего моста с проходом поверху**

#### **3.3.1 Описание секционной модели**

Как уже было отмечено во 2 главе, результаты расчета пролетного строения с проходом поверху однопролетного висячего моста длиной 60 м оказались удовлетворительными, в связи с чем эта конструкция была принята для аэродинамического исследования. Однако для того, чтобы дать более широкую оценку результатов аэродинамического исследования, было решено дополнительно исследовать модели с пропорционально увеличенной высотой для пролетов длиной 100 и 150 м. Для этих конструкций были подобраны значения высоты главных балок в соответствии с принятым адаптационным решением. В итоге было изготовлено три модели в масштабе 1 : 30.

Поперечное сечение модели 60-метрового пролетного строения висячего моста с перильным ограждением приведено на рисунке 3.5. Длина модели поперек потока имеет размер 600 мм.

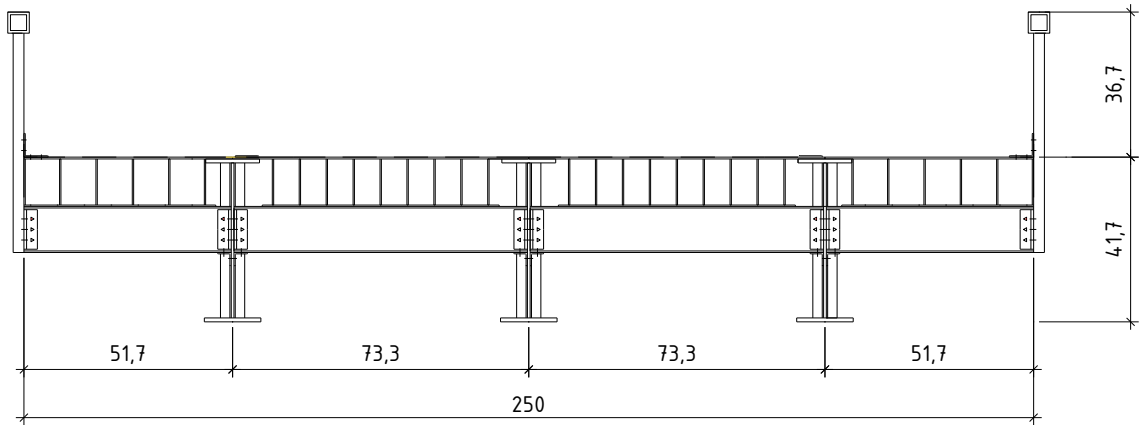


Рисунок 3.5 – Размеры поперечного сечения секционной модели

Элементы моделей были изготовлены по чертежам путем вырезания лазерным станком деталей из листов АБС-пластика и последующей их сборки. Для уменьшения влияния эффектов, связанных с конечностью размаха модели, по ее бокам устанавливались тонкие обтекаемые шайбы диаметром 340 мм и толщиной 4 мм.

Модели были испытаны в следующем порядке. В первой серии были испытаны три модели с различным соотношением ширины пролетного строения к высоте. Для дальнейших исследований была выбрана одна модель, которая показала наилучшую аэродинамическую устойчивость.

Во второй серии испытаний исследовалось влияние степени проницаемости стенок главных балок на аэродинамические свойства модели. Для этого было создано три сменных варианта стенок главных балок с различными по ширине отверстиями (перфорацией).

В третьей серии были исследованы тенденции изменения аэродинамических характеристик модели по мере добавления к модели проезжей части, выполненной в виде прямоугольной призмы с известными характеристиками, остальных конструктивных элементов. Также было исследовано влияние перильного ограждения с различной степенью проницаемости. Перечень моделей представлен в таблице 3.1. Чертежи и фотографии стенок балок и перильного ограждения представлены в приложении А.

Таблица 3.1 – Порядок проведения испытаний

Серия продувок	Номер модели	Высота балки, м	Тип стенки	Примечание
1	Модель № 1	2,95	Сплошная стенка	Перила с $k_3=0,7^*$
	Модель № 2	2,1	Сплошная стенка	Перила с $k_3=0,7$
	Модель № 3	1,25	Сплошная стенка	Перила с $k_3=0,7$
2	Модель № 3a	1,25	Перфорация – 0,84	Перила с $k_3=0,7$
	Модель № 3b	1,25	Перфорация – 0,65	Перила с $k_3=0,7$
	Модель № 3c	1,25	Перфорация – 0,5	Перила с $k_3=0,7$
3	Модель № 4a	1,25	–	Проезжая часть – плита
	Модель № 4	1,25	Перфорация – 0,84	То же + балки
	Модель № 4c	1,25	Перфорация – 0,84	То же + ограждение безопасности
	Модель № 4d	1,25	Перфорация – 0,84	То же + перила с $k_3=0,28$
	Модель № 4e	1,25	Перфорация – 0,84	То же + перила с $k_3=0,37$
	Модель № 4f	1,25	Перфорация – 0,84	То же + перила с $k_3=0,7$

Примечание. Показатели 0,5; 0,65; 0,84 означают отношение площади стенки балки с вычетом площади отверстий к исходной площади сплошной стенки. Для перильного ограждения приведен аналогичный показатель - 0,7.

### 3.3.2 Проверка автомодельности обтекания моделей

Для обеспечения достоверности результатов были проведены весовые испытания моделей с нулевым углом атаки по диапазону скоростей для проверки автомодельности течения. По построенным графикам зависимостей осредненных по времени аэродинамических коэффициентов от скорости (числа Рейнольдса) были установлены граничные значения чисел Рейнольдса, при которых значения функций выходили на асимптоту.

Измерения проводились в диапазоне чисел Рейнольдса  $0,1 \cdot 10^5 \dots 1 \cdot 10^5$ , вычисленных по формуле:

$$Re = \frac{V_\infty \cdot H}{\nu}, \quad (3.7)$$

где  $V_\infty$  – скорость набегающего потока,  $\nu$  – кинематическая вязкость воздуха,  $H$  – характерный размер – площадь в плане.

Эксперименты показали, что изменения аэродинамических характеристик представленных моделей не выходят за рамки погрешности, что означает автомодельность течения в исследованном диапазоне чисел Рейнольдса.

### 3.3.3 Результаты весовых испытаний секционных моделей

Внешние геометрические формы пролетного строения позволяют предположить, что конструкция может быть подвержена аэроупругим колебаниям нескольких типов: галопированию и вихревому возбуждению колебаний (ветровому резонансу) [20; 21]. Для выявления первой типа колебаний были проведены испытания моделей на тензовесах.

Результаты весовых испытаний позволяют оценить галопирование по условию Ден-Гартога:

$$A = C_y^\alpha + C_x < 0, \quad (3.8)$$

где  $C_y^\alpha$  – производная коэффициента подъемной силы по углу атаки,  $C_x$  – коэффициент лобового сопротивления [31, с. 152; 49, с. 12; 151, р. 22].

По результатам весовых испытаний были определены зависимости аэродинамических коэффициентов  $C_x$ ,  $C_y$ , и  $C_m$  от угла атаки  $\alpha$ , (рисунки 3.6 – 3.8).

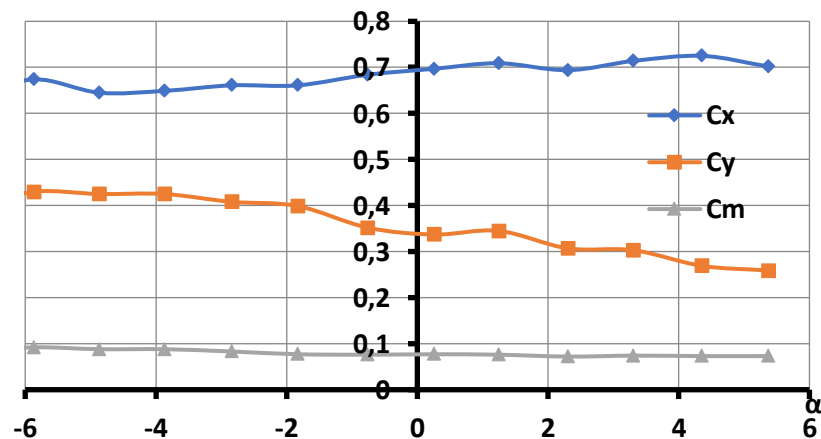


Рисунок 3.6 – Аэродинамические коэффициенты сечения пролетного строения (модель № 1) в зависимости от угла атаки

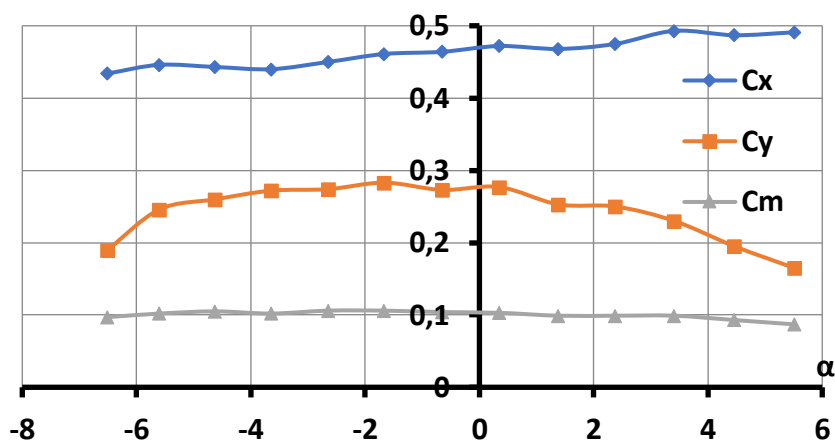


Рисунок 3.7 – Аэродинамические коэффициенты сечения пролетного строения (модель № 2) в зависимости от угла атаки

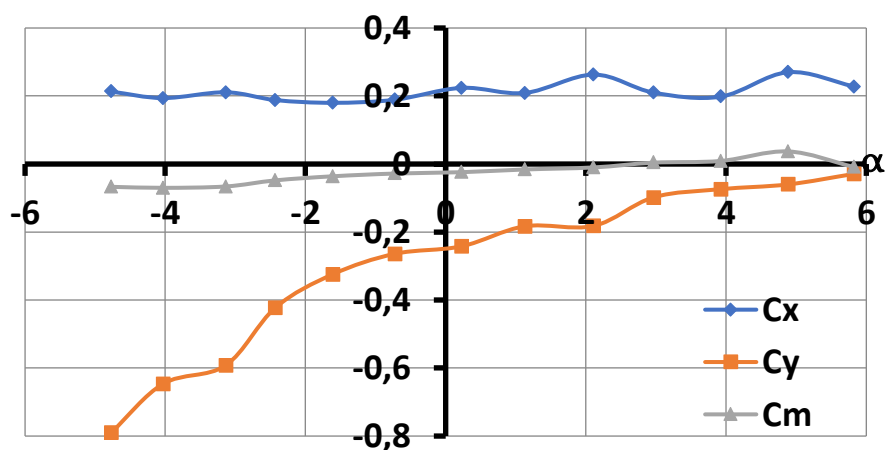


Рисунок 3.8 – Аэродинамические коэффициенты сечения пролетного строения (модель № 3) в зависимости от угла атаки

У графика кривой подъемной силы модели № 1 (рисунок 3.6) в окрестности нулевого угла атаки отрицательный наклон. Обработка результатов показала, что в окрестности нулевого угла атаки величина  $A = (-1,052 + 0,693) = -0,359 < 0$ , то есть сооружение с относительной шириной сечения  $b/h = 2,54$  может быть подвержено галопированию.

По графикам зависимостей аэродинамических характеристик моделей № 2 и 3 (рисунки 3.7 и 3.8) видно, что данные конфигурации не склонны к галопированию, так как кривая подъемной силы в окрестности нулевого угла атаки имеет близкий к нулю (рисунок 3.8) или положительный (рисунок 3.9) наклон. Следовательно, производная коэффициента подъемной силы также будет положительна, а условие Ден-Гартога (3.7) не выполняется.

Для дальнейшего исследования влияния степени перфорированности стенок на аэродинамические характеристики была выбрана модель № 3 с относительной шириной сечения  $b/h = 6$ , как обладающая наибольшей устойчивостью к возникновению галопирования. Для второй серии опытов на основе модели № 3 были сделаны три модели с разной степенью перфорации (проницаемости) стенок главных балок, а именно модель № 3а – с малой проницаемостью ( $k = 0,84$ ), модель № 3б – со средней проницаемостью ( $k = 0,65$ ), модель № 3с – с высокой проницаемостью стенок ( $k = 0,5$ ). Степени перфорации определены исходя из конструктивных особенностей, связанных с изготовлением балок.

Для выбранных моделей были построены графики зависимости коэффициентов подъемной силы  $C_y$ , силы лобового сопротивления  $C_x$  и момента  $C_m$  от угла атаки  $\alpha$  (рисунки 3.9 – 3.11).

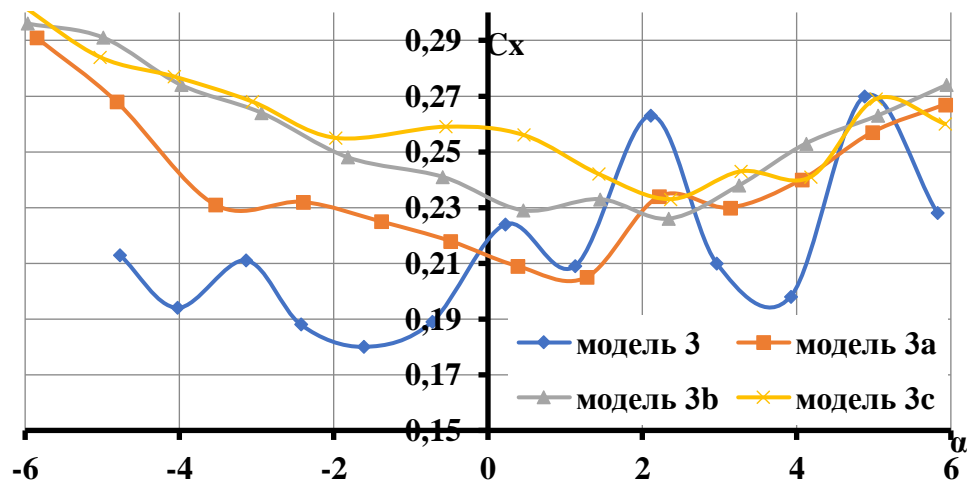


Рисунок 3.9 – Влияние проницаемости стенок на коэффициент лобового сопротивления

Установлено, что перфорация стенок качественно меняет зависимость подъемной силы от угла атаки при отрицательных углах атаки (рисунок 3.10).

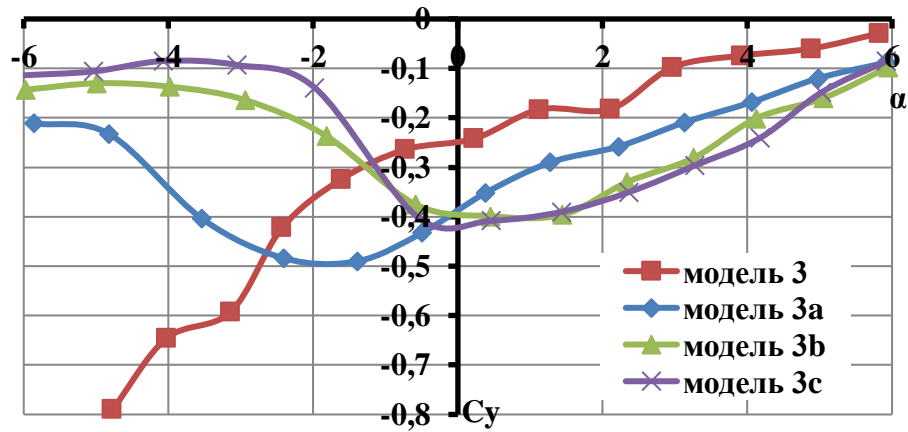


Рисунок 3.10 – Влияние проницаемости стенок на коэффициент подъемной силы

С увеличением проницаемости стенок зависимость  $C_y(\alpha)$  становится при  $\alpha < 0$  немонотонной с отрицательной производной, причем в случае со средней и высокой проницаемостью стенок (кривые моделей 3b и 3c) модель может стать склонной к галопированию.

Подобным образом с ростом проницаемости фронтальной поверхности модели перестраивается кривая аэродинамического момента в области отрицательных углов атаки  $\alpha < 0$  (рисунок 3.11).

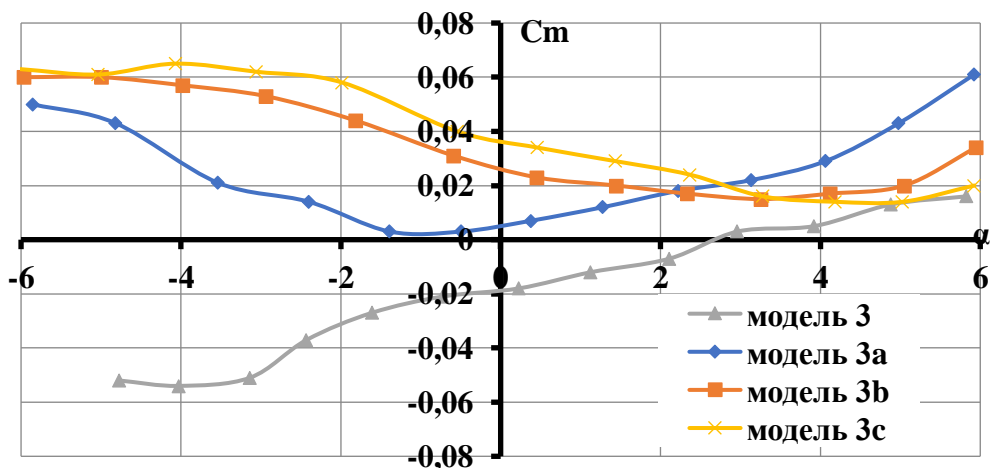


Рисунок 3.11 – Влияние проницаемости стенок на коэффициент момента

В третьей серии проведено исследование тенденции изменения аэродинамических характеристик модели по мере добавления к модели проезжей части (плита), выполненной в виде прямоугольной призмы, конструктивных элементов: балочной клетки, ограждения безопасности и

перильного ограждения. Также было исследовано влияние степени заполнения перильного ограждения на величину аэродинамической силы.

Для этой цели была выбрана модель № 3а из-за того, что ее сечение показало наибольшую устойчивость к галопированию. В третьей серии опытов эта модель была пронумерована, как № 4. Результаты исследования характеристик  $C_x$  и  $C_y$  представлены на рисунках 3.12а, б.

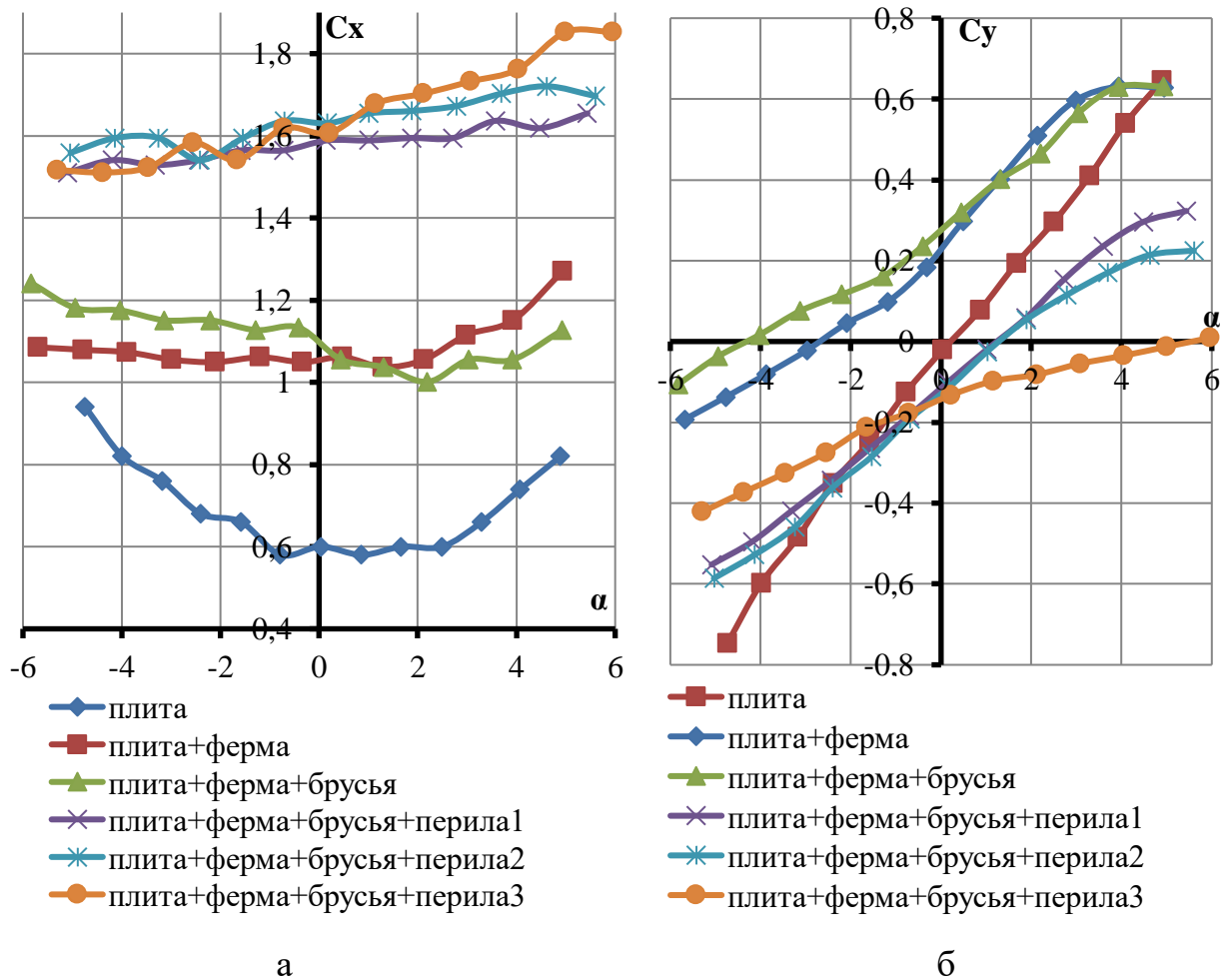


Рисунок 3.12 – Влияние конструктивных элементов пролетных строений на (а) коэффициент лобового сопротивления  $C_x$  и (б) коэффициент подъемной силы  $C_y$

Для исследования изменения аэродинамических характеристик были созданы следующие модификации: модель № 4а – с плитой проезжей части, модель № 4б – с плитой, подкрепленной балочной клеткой (главные балки, объединенные поперечными), модель № 4с – с тем же и ограждением безопасности (брусья), модель № 4д – с тем же и редко заполненными



перилами 1, модель № 4e – с плитой, балочной клеткой, ограждениями безопасности и перилами средней заполненности 2, модель № 4f – с плитой, балочным ростверком, ограждениями безопасности и перилами высокой заполненности 3. Представленный на рисунке 3.12а коэффициент лобового сопротивления  $C_x$  был обезразмерен относительно фронтальной площади поверхности модели из-за необходимости более наглядно отразить изменение зависимости силы лобового сопротивления от угла атаки.

Полученные зависимости аэродинамических коэффициентов плиты от угла атаки соответствуют результатам классических теоретических и экспериментальных исследований. Из остальных графиков видно, что оснащение плиты дополнительными конструктивными элементами приводит в основном к количественным изменениям аэродинамических характеристик.

Коэффициент лобового сопротивления сечения (рисунок 3.12а) увеличивается в 1,5 раза после установки элементов ферм и еще в 1,5 раза после установки перил, причем независимо от степени их заполнения. Получается, что при увеличении площади пустот происходит рост силы сопротивления, в случае установки как балки, так и перильного ограждения.

Характер изменения графиков подъемной силы является немонотонным по мере дополнения модели конструктивными элементами (см. рисунок 3.12б). После добавления к модели элементов балок происходит увеличение подъемной силы. Установка ограждений безопасности дает увеличение подъемной силы в области отрицательных углов атаки (поток воздуха направлен по нисходящей траектории) по сравнению с предыдущим вариантом. К существенному изменению кривой подъемной силы приводит установка перильного ограждения. Густо заполненные перила (модель № 4f) придают сечению наименьшую подъемную силу, варианты перил 1 и 2 показали схожие результаты с увеличенным по модулю (по сравнению с перилами 3) значением коэффициента  $C_y$ .

Рассмотрим влияние конструктивных элементов на коэффициент момента  $C_m(\alpha)$  (рисунок 3.13).

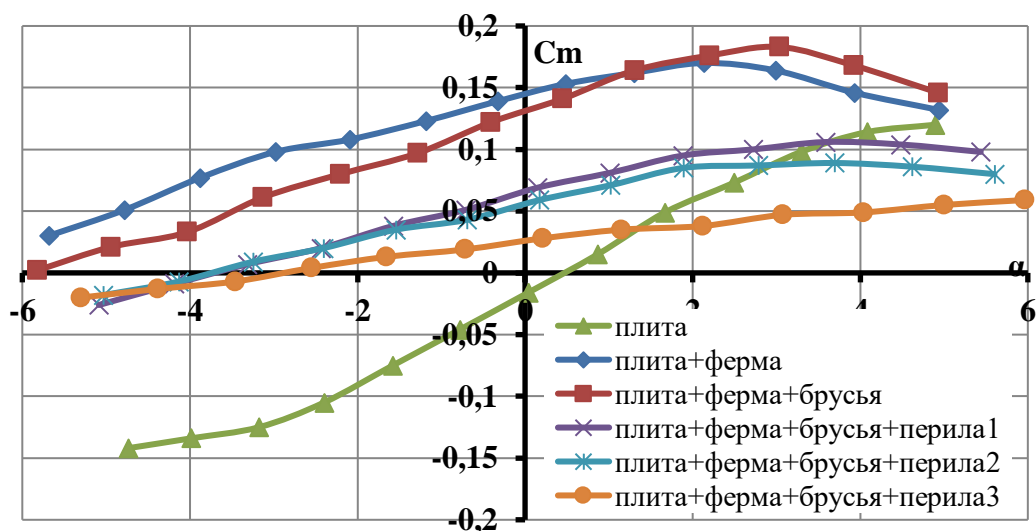


Рисунок 3.13 – Влияние конструктивных элементов на коэффициент момента

$$C_m(\alpha)$$

Из графиков зависимости коэффициента момента от угла атаки видно, что добавление конструктивных элементов на секционную модель приводит к уменьшению наклона кривой  $C_m(\alpha)$ . При этом у модели с наиболее заполненными перилами – наиболее пологий график зависимости, что положительно отражается на повышении устойчивости к дивергенции.

Таким образом, проведение серии экспериментов позволило установить зависимость коэффициентов аэродинамических сил и момента от угла атаки для нескольких типов поперечных сечений пролетного строения (с проходом поверху) висячего моста из ПКМ; определить параметры элементов конструкции, которые обеспечивают ее аэродинамическую устойчивость.

### 3.3.4 Результаты термоанемометрических испытаний секционных моделей

Для определения частоты схода вихрей, числа Струхалия, а также критической скорости возникновения ветрового резонанса (вихревого возбуждения колебаний) было проведено исследование аэродинамического следа за моделью. За характерный размер была принята высота модели пролетного строения без перил  $H_m$  41,7 мм.

Результаты исследования модели № 3 (таблица 3.1) пролетного строения со сплошными стенками балок и перилами с проницаемостью 30 %, а также модели № 4d с проницаемостью стенок балок 84 % и перильным ограждением с проницаемостью ~ 62 % приведены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Результаты определения частот схода вихрей с моделей

У-координата датчика, мм	Частота пульсаций $f_0$ , Гц	Число Струхалия	Интенсивность турбулентности $\varepsilon$ , %
Модель со сплошными стенками балок и закрытыми перилами			
-200	32,2	0,067	29,0
Модель с проницаемыми стенками балок и перильным ограждением			
-180	39	0,081	22,2

Из результатов измерений видно, что в ближнем следе за моделью № 3 доминирует частота пульсаций  $f_0$ , соответствующая числу Струхалия  $Sh=0,067...0,077$ . Для модели № 4d из-за перфорации стенок балок и наличия пустот в перильном ограждении спектр пульсаций приобретает более размытый вид с возможным исчезновением доминирующей частоты.

Для исследования степени гашения аэродинамической силы на модели № 4d были проведены эксперименты с устройствами гашения в виде пластин (щитков) (рисунок 3.14).

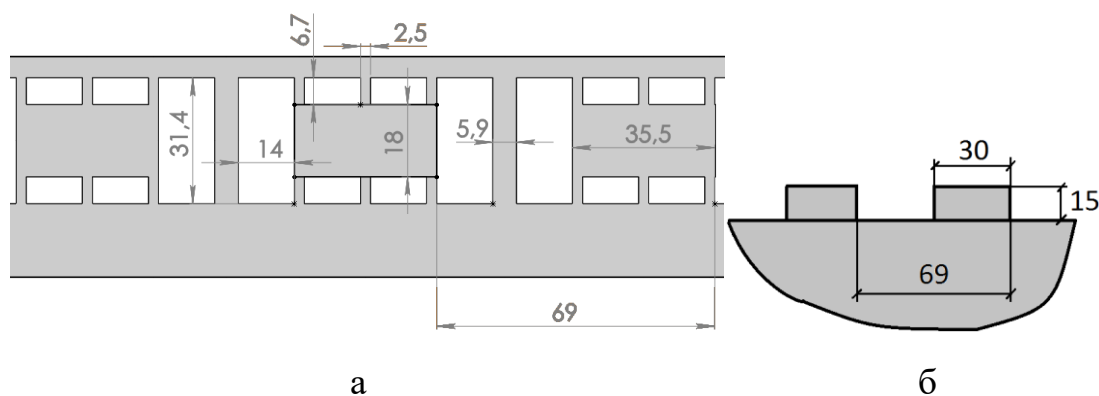


Рисунок 3.14 – Схемы устройств гашения колебаний: а – прямоугольные щиты на передних перилах, б – прямоугольные пластины, закрепленные на нижней полке главной балки (вид на пролетное строение снизу)

Результаты измерений для модели № 4d с различными устройствами гашения колебаний приведены в таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Спектры пульсаций моделей с устройствами гашения колебаний

Y-координата датчика, мм	Частота пульсаций $f_0$ , Гц	Число Струхаля	Интенсивность турбулентности $\varepsilon$ , %
Модель со щитами на перилах с шагом 69 мм			
-220	37,6	0,078	15,1
Модель со щитами на перилах, установленные с шагом 138 мм			
-220	38,5	0,075	12,9
Модель с прямоугольными пластинами, установленными на нижней полке балки с шагом 69 мм			
-220	38,5	0,080	13,6
Модель с прямоугольными пластинами, установленными на нижней полке балки с шагом 138 мм			
-220	33	0,068	11,3

Эффективность различных устройств определялась исходя из полученных функций распределения частот  $S(f)$  по величине энергии пульсаций  $E_{f_0}$ . Величина энергии определялась в окрестности среднестатистической области захвата частоты  $\pm 15\%$  доминирующей частоты  $f_0$ :

$$E_{f_0} = \int_{0,85f_0}^{1,15f_0} S(f)df . \quad (3.9)$$

Сравнение устройств в выбранной характерной точке в следе с координатой  $y = -180$  мм произведено по величине соотношения величины энергии пульсации модели со сплошными стенками и модели с наличием отверстий и специальными устройствами –  $\frac{E_{f_0}}{E_{f.i}}$  (таблица 3.4).

Таблица 3.4 – Эффективность различных устройств гашения колебаний

Модель	$\frac{E_{f_0}}{E_{f.i}}$ , %
Со сплошными стенками и перилами	100
С перфорированными стенками и перилами (без доп. устройств)	42
Со щитами на перилах (8 штук)	48
Со щитами на перилах (4 штуки, через один)	35
С пластинами на нижней полке балок (8 штук)	30
С пластинами на нижней полке балок (4 штуки, через одну)	32

Как видно из таблицы, перфорацию стенок нижних балок и перил можно считать весьма эффективным способом гашения колебаний – происходит снижение энергии пульсаций в следе более чем в два раза в сравнении с исходным вариантом (непроницаемая модель), спектр пульсаций приобретает более размытый вид с возможным исчезновением доминирующей частоты.

Наиболее эффективными устройствами гашения колебаний из исследованных следует признать прямоугольные пластины размером 15x30 мм (при высоте модели пролетного строения без учета перил  $H=41,7$  мм). Установка их на нижнюю полку балки с шагом 69 мм позволяет снизить величину энергии пульсаций в следе на 70 % от исходного варианта (модель со сплошными стенками и перилами).

При вихревом возбуждении возможно возникновение резонанса не только в вертикальной плоскости от периодического воздействия подъемной силы, но и в поперечной – от пульсации силы лобового сопротивления. Для определения частоты воздействия данной силы было также использовано быстрое преобразование Фурье. Основная частота колебаний модели составила 12,97 Гц. Согласно формуле 3.2 число Струхалия в горизонтальной плоскости  $Sh_x$  составляет 0,027. Критические скорости явлений аэроупругой неустойчивости приведены в параграфе 3.7.

### **3.4 Определение аэродинамических характеристик поперечного сечения пролетного строения висячего моста с проходом понизу**

#### **3.4.1 Описание секционных моделей**

В данной серии опытов использовалась секционная модель пролетного строения длиной 216 м с поперечным сечением с проходом понизу (рисунок 3.15). Всего было исследовано четыре модели с различными степенями проницаемости стенок балок жёсткости: для модели № 1 степень проницаемости  $k$  составила 1 (сплошные балки), для модели № 2 – 0,94, для моделей № 3 и 4 – 0,82 (таблица 3.5). При этом модели № 3 и 4 различаются между собой конструкцией проезжей части (см. подпараграф 2.4.2).

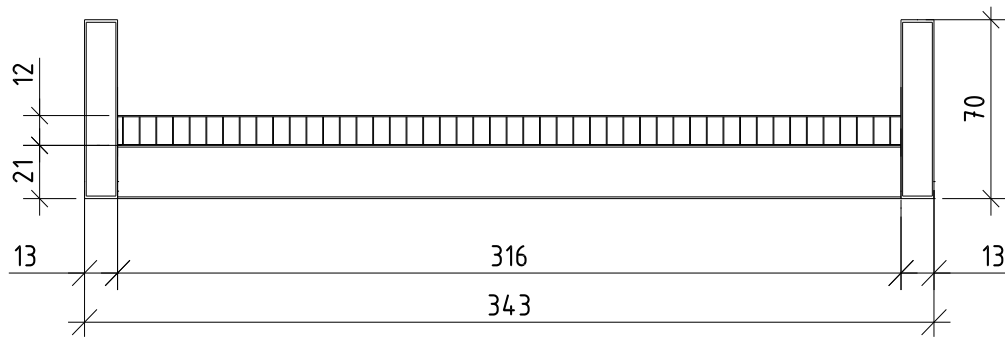


Рисунок 3.15 – Поперечное сечение модели пролетного строения висячего моста (размеры в масштабе 1:30, относительная ширина сечения  $b/h = 4,9$ )

Таблица 3.5 – Принятые к исследованию модели пролетного строения

Исследуемая модель	Тип стенки	Коэффициент проницаемости $k$	Примечание
Модель № 1	Сплошная	1*	–
Модель № 2	Перфорированная	0,95	–
Модель № 3	Перфорированная	0,82	–
Модель № 4	Перфорированная	0,82	Дополнительная продольная балка

На рисунке 3.16 показаны фотографии секционных моделей с проходом понизу, закрепленные на тензометрических весах.

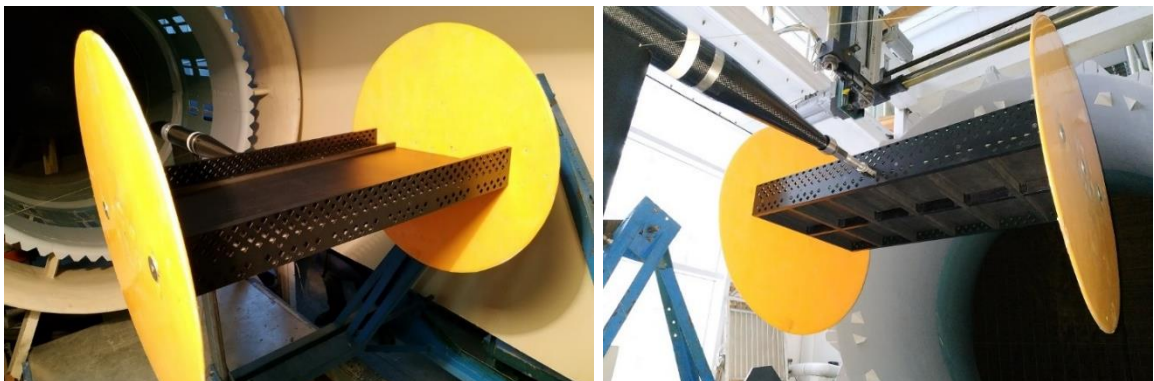


Рисунок 3.16 – Секционная модель № 4

### 3.4.2 Проверка автомодельности обтекания моделей

Также была установлена автомодельность течения вблизи пролетного строения по оценке изменения аэродинамических характеристик моделей при угле атаки  $\alpha$  равном  $0^\circ$  и в диапазоне чисел Рейнольдса  $Re = 0,2 \cdot 10^5 \dots 0,8 \cdot 10^5$ .

## 3.4.3 Результаты весовых испытаний секционных моделей

Внешние геометрические формы пролетного строения позволяют предположить, что конструкция может быть подвержена аэроупругим колебаниям трёх типов: галопированию вихревому возбуждению колебаний (ветровой резонанс) или срывному флаттеру. В первую очередь были определены зависимости коэффициентов подъемной силы  $C_y$ , силы лобового сопротивления  $C_x$  и момента  $C_m$  от угла атаки  $\alpha$  (рисунки 3.17 – 3.20) для моделей, представленных в таблице 3.5.

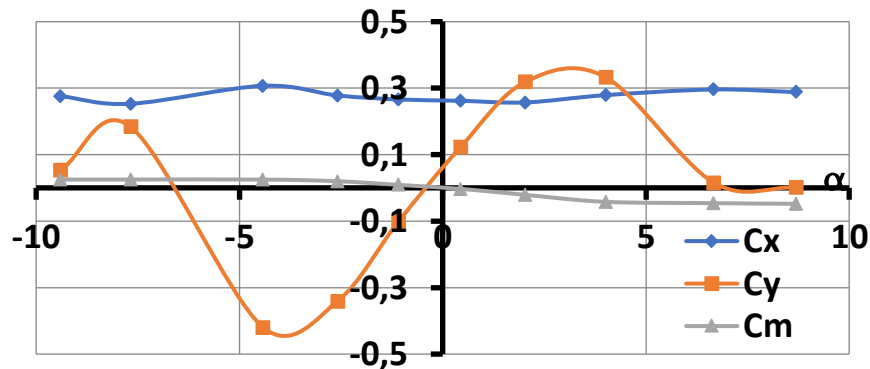


Рисунок 3.17 – Аэродинамические коэффициенты сечения пролетного строения (модель № 1) в зависимости от угла атаки

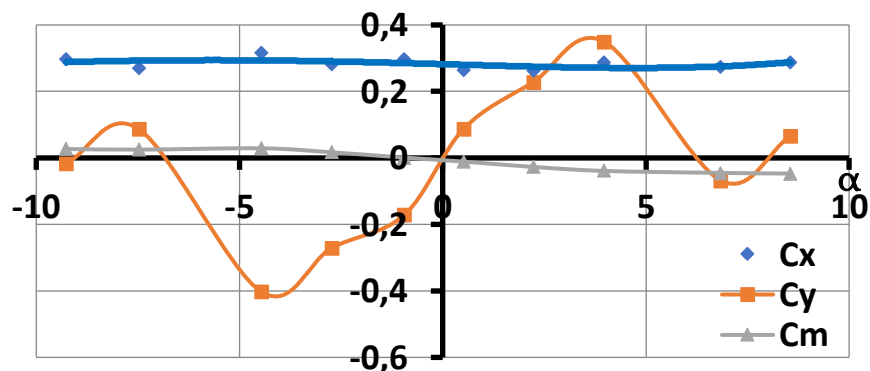


Рисунок 3.18 – Аэродинамические коэффициенты сечения пролетного строения (модель № 2) в зависимости от угла атаки

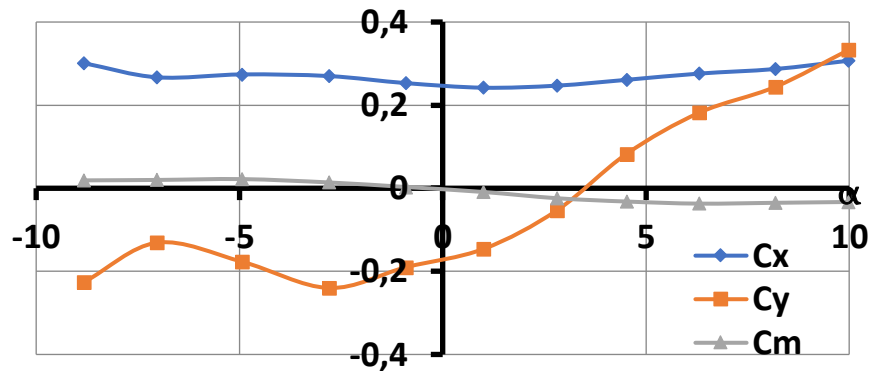


Рисунок 3.19 – Аэродинамические коэффициенты сечения пролетного строения (модель № 3) в зависимости от угла атаки

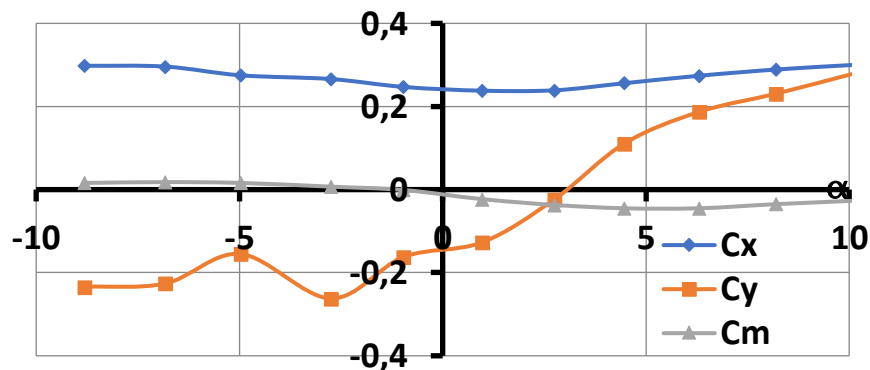


Рисунок 3.20 – Аэродинамические коэффициенты сечения пролетного строения (модель № 4) в зависимости от угла атаки

Из данных рисунков видно, что производная графиков подъемных сил в окрестностях нулевого угла атаки положительна, поэтому галопирование по условию (3.8) было исключены из возможных явлений неустойчивости.

#### 3.4.4 Результаты термоанемометрических испытаний секционных моделей

Термоанемометрические измерения были проведены с целью исследования аэродинамического следа за моделью. Для определения частоты схода вихрей и числа Струхалия проводились измерения в следе за моделями в точке с координатами  $x = 4H$ ,  $y = 1,43H$  при  $Re \geq 0,7 \cdot 10^5$ . В качестве характерного размера была принята высота модели пролетного строения  $H_m$  70 мм. В результате были получены доминирующие частоты схода вихрей и



числа Струхала в диапазоне  $0,111 \dots 0,122$ . Были определены спектр пульсаций силы лобового сопротивления (основная частота  $f_m = 25 - 25,8$  Гц) и число Струхала в горизонтальной плоскости  $Sh_x = 0,117 - 0,12$ . Исследование поля скоростей было проведено на моделях по схеме, показанной на рисунке 3.21.

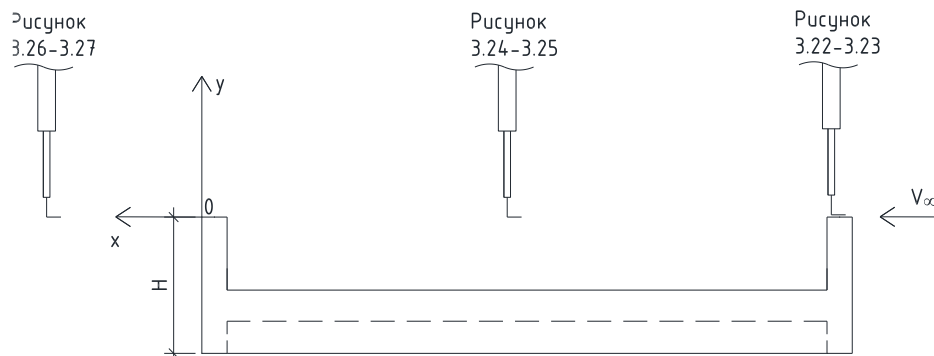


Рисунок 3.21 – Схема расположения датчика термоанемометра

Исследование поля скоростей вблизи моделей было необходимо для определения влияния размера отверстий (перфорации) в стенках главных балок на поток вокруг модели. Актуальность такого испытания обусловлена тем, что поперечные сечения пролетного строения изучаемого и Такомского моста, который был разрушен из-за срывного флаттера, схожи. Проведение термоанемометрического исследования влияния перфорации на поток вблизи модели позволило определить целесообразность дальнейшего изучения модели, так как особенности течения напрямую влияют на локальные и интегральные аэродинамические характеристики моделей.

В испытаниях участвовали все модели, но так как результаты для моделей № 3 и 4 оказались близкими, то результаты модели № 3 не приведены.

Графики зависимости изменения относительной осредненной скорости  $\bar{V}/V_\infty$  ( $\bar{V}$  – осредненная скорость потока в точке измерения;  $V_\infty$  – скорость набегающего потока) и степени турбулентности  $\varepsilon$  в окрестности моделей (по высоте) представлены на рисунках 3.22 – 3.27. Вертикальная координата  $y$  отсчитывается от уровня передней кромки модели.

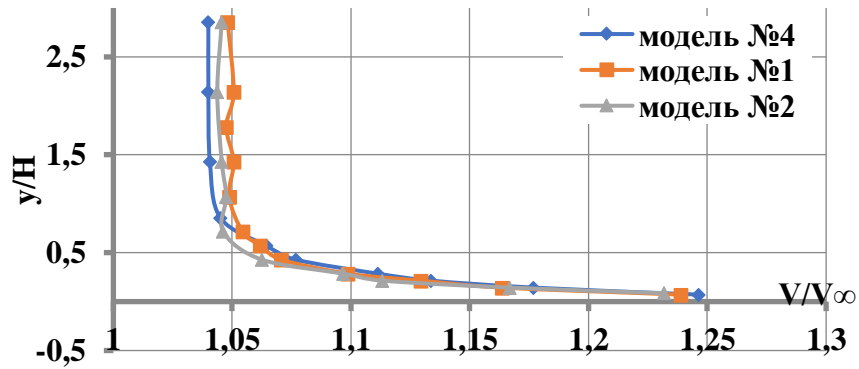


Рисунок 3.22 – Графики зависимости изменения осредненной скорости над передней кромкой моделей

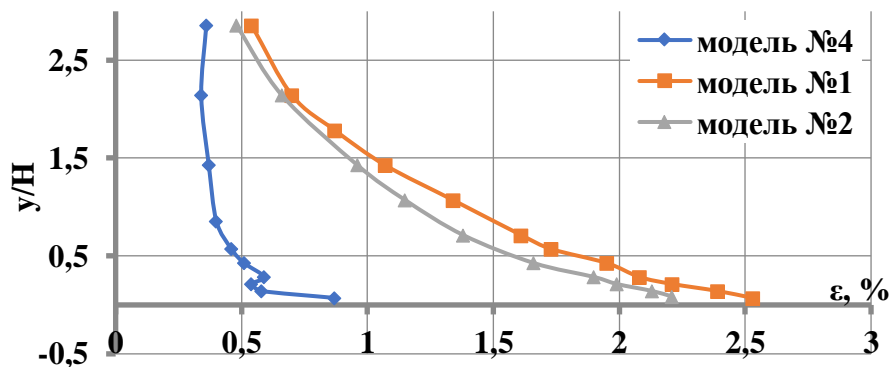


Рисунок 3.23 – Профили степени турбулентности над передней кромкой моделей

Над передней кромкой всех моделей графики  $\bar{V}/V_\infty$  и  $\varepsilon$  выходят на асимптоту на высоте  $H$  и  $3H$  соответственно (рисунки 3.22 и 3.23). Это означает, что на высоте  $H$  скорость потока в точке стремится к скорости набегающего потока, а на высоте  $3H$  степень турбулентности достигает своего минимального значения. Таким образом, над передней балкой всех моделей определяется рециркуляционная зона с вертикальным размером, равным поперечному размеру модели  $H$ . Для модели № 4 можно предположить, что двукратное уменьшение значений  $\varepsilon$  (рисунок 3.23) происходит благодаря повышенной проницаемости стенки задней балки.

Результаты измерений параметров потока на оси симметрии модели свидетельствуют, что для всех моделей профили  $\bar{V}/V_\infty$  и  $\varepsilon$  близки качественно и количественно (рисунки 3.24 и 3.25).

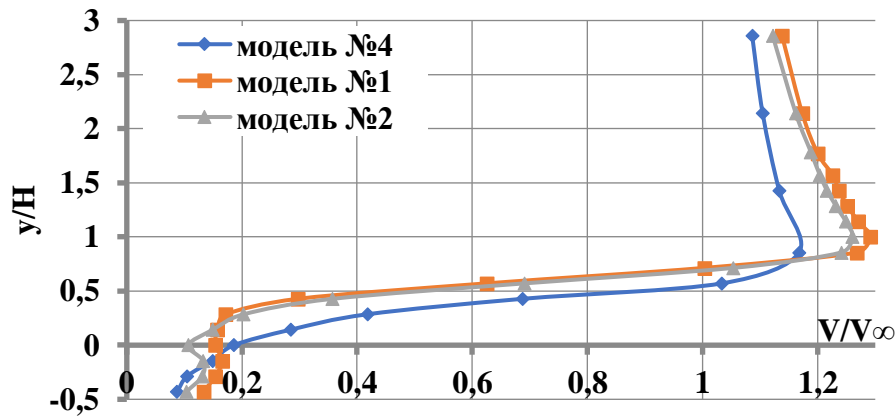


Рисунок 3.24 – Профили осредненной скорости вдоль оси симметрии моделей

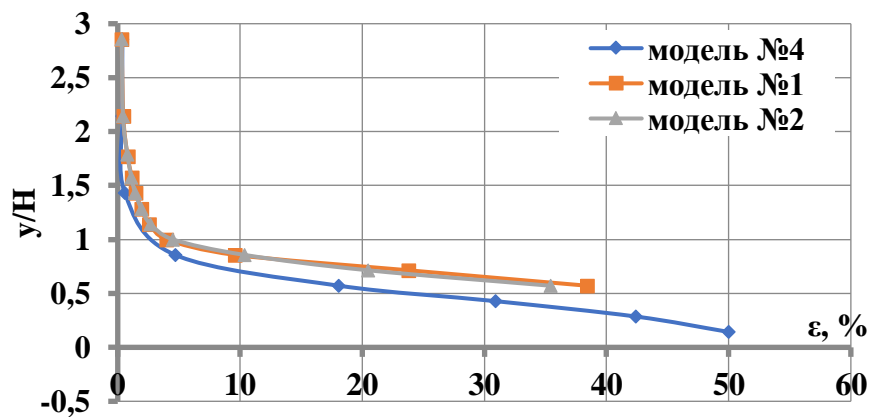


Рисунок 3.25 – Профили степени турбулентности вдоль оси симметрии моделей

Из приведенных графиков видно, что в межбалочном пространстве над плитой образовалась отрывная зона с вертикальным размером примерно  $2...2,5H$ . Так, на рисунке 3.24 показана зависимость изменения скорости относительно высоты модели. На участке графика  $y/H$  от 0 до 1 видно резкое увеличение осредненной скорости потока, что соответствует зоне наиболее активной рециркуляции. Это согласуется с изменением зависимости степени турбулентности потока, наибольшие значения которой приходятся на эту же область (см. рисунок 3.25). Далее график  $\epsilon$  выходит на асимптоту и стремится к уровню  $\epsilon_\infty$  в набегающем потоке.

Рассмотрим результаты измерений, полученные при расположении датчика за секционной моделью. Ещё раз отметим различие режимов обтекания моделей со сплошной стенкой, с малой проницаемостью и с

повышенной проницаемостью (рисунки 3.26 – 3.27). При обтекании этой модели достаточно интенсивное истечение струй через отверстия влияет на параметры рециркуляционной зоны в следе. В частности, обнаружены существенно большие (по сравнению с моделью со сплошными балками) торможение и степень турбулентности потока, а также вертикальные градиенты  $\bar{V}$  и  $\varepsilon$  на высотах  $0 - 0,5H$ .

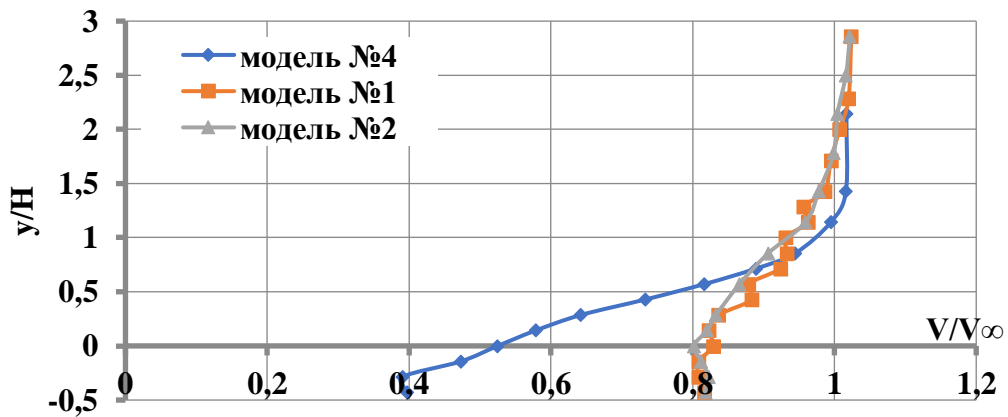


Рисунок 3.26 – Профили осредненной скорости (при  $x=4H$ )

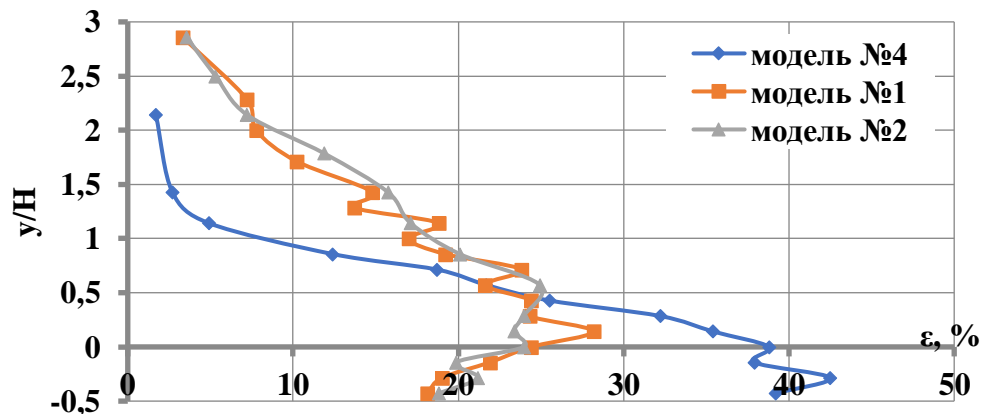


Рисунок 3.27 – Профили степени турбулентности (при  $x=4H$ )

Таким образом, термоанемометрические измерения показали, что за моделями № 3 и 4 с повышенной проницаемостью стенок балок образуется более узкий аэродинамический след, чем за моделями № 1 и 2. При этом степень турбулентности на границе следа у модели № 4 меньше, чем у остальных (рисунки 3.23, 3.25).

### 3.5 Аэродинамическое расчетное исследование пролетного строения с проходом понизу

#### 3.5.1 Описание методики численного исследования

Использование современных программных комплексов для численных исследований обтекания моделей позволяют получать результаты с приемлемой точностью [137]. Пролетное строение моста с проходом понизу было смоделировано со следующими параметрами набегающего потока: скорость  $V_{\infty} = 15$  м/с, интенсивность турбулентности – 5 %, число Рейнольдса –  $0,72 \cdot 10^5$ .

Процесс твердотельного моделирования в программном комплексе *Ansys Fluent* выполнен путем создания в псевдотрехмерном пространстве объекта (модели), который геометрически подобен пролетному строению. Вокруг данного объекта в виде прямоугольного цилиндра было создано тело, которое моделирует аэродинамическую трубу. Соответственно стенкам трубы были заданы граничные условия типа «вход» и «свободный выход», а для модели были присвоены граничные условия типа «стенка». Размеры «трубы» выбраны так, что было исключено влияние ограниченности пространства на результат расчетов.

На внутреннем пространстве, ограниченном гранями внутреннего и внешнего тела, создана декартовая расчетная сетка. Сетка выполнена в виде прямоугольных ячеек, которые сгущаются (уменьшаются в размере) по мере приближения к внутреннему телу. В процессе создания расчетной модели была решена задача сходимости результатов по сетке для определения оптимального варианта соотношения размера ячеек и скорости их уменьшения по мере приближения к внутреннему телу. Численное моделирование выполнено на основе системы нестационарных осреднённых по Рейнольдсу уравнений Навье – Стокса.

Модель турбулентности, по которой идет расчет уравнения Навье – Стокса, был сделан в пользу  $k-\omega$  SST (*shear stress transport*), исходя из предварительных исследований моделирования отрывных течений. Данная модель является комбинацией двух моделей  $k-\varepsilon$  и  $k-\omega$ , где  $k$  – турбулентная энергия,  $\varepsilon$  – турбулентная диссипация,  $\omega$  – удельная турбулентная диссипация.

Точность расчетов, обеспечиваемая выбором модели турбулентности, также зависит от шага расчетной сетки и размеров пристеночного слоя ячеек. Для экономии ресурсов ЭВМ расчетная сетка была составлена из двух частей – внешней и внутренней.

Для внутренней сетки размер ячеек (шаг сетки) по периметру модели составил  $1 \cdot 10^{-3}$  м. Пристеночные слои, необходимые для расчета отрывных течений, были смоделированы со следующими характеристиками: размер ячейки (шаг) в нормальном направлении к модели –  $1 \cdot 10^{-5}$  м, коэффициент роста шага между указанными размерами ячейки – 1,1.

Размер ячеек внешней сетки перед моделью составил 1/3 высоты модели, а внешней сетки за моделью, которая предназначена для моделирования схода вихрей, – 1/10 высоты модели. Для сглаживания перехода между размерами внутренней и внешней сеток было создано 30 промежуточных слоев.

Для обеспечения не менее 100 шагов на период колебаний силы сопротивления шаг по времени был выбран равным  $1 \cdot 10^{-4}$  с. Расчет выполнялся по схеме 2-го порядка точности по времени и пространству.

### 3.5.2 Результаты аэродинамического расчетного исследования

Результаты расчетов обтекания сечения пролетного строения со сплошностенчатыми балками представлены на рисунках 3.28 – 3.30. Наличие у сечения непроницаемых вертикальных стенок приводит к возникновению

вблизи верхней и нижней поверхностей главной балки протяженных рециркуляционных зон (рисунок 3.28).

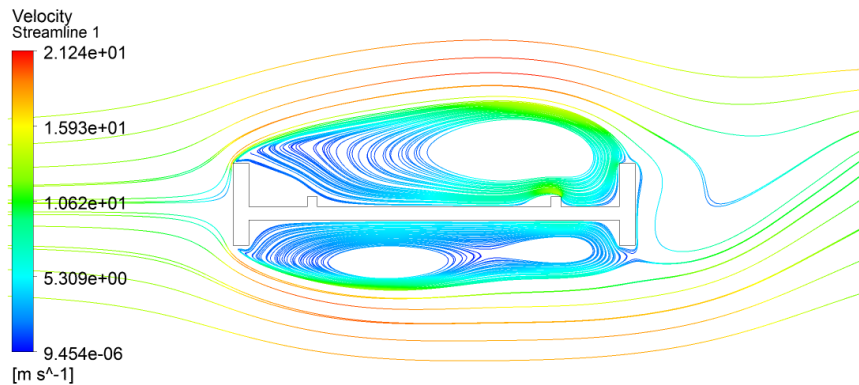


Рисунок 3.28 – Картина течения вблизи модели (линии тока при  $t=1$ с)

На рисунке 3.29 представлена формирующаяся в следе за моделью развитая вихревая дорожка.

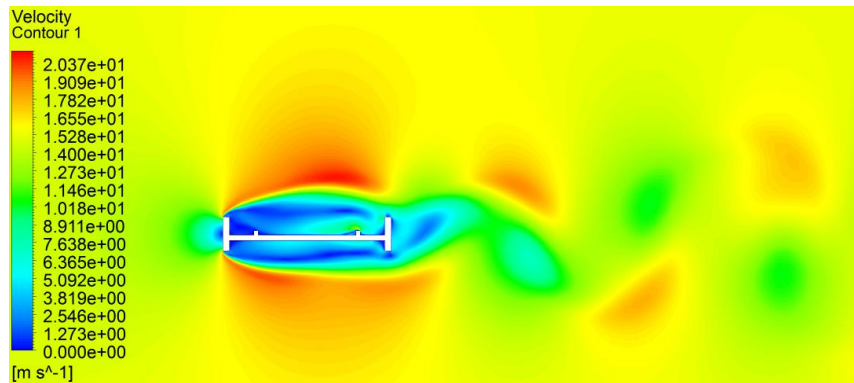


Рисунок 3.29 – Распределение модуля скорости вблизи модели

Графики расчетных зависимостей аэродинамических коэффициентов от угла атаки в сравнении с опытными данными приведены на рисунках 3.30 – 3.31. Можно видеть удовлетворительное количественное соответствие между расчетом и экспериментом в диапазоне углов атаки от  $-4$  до  $4^\circ$ .

Спектральный анализ пульсаций подъемной силы для нулевого угла атаки (рисунок 3.32) выявил доминирующую частоту  $f_a=26,5$  Гц, что соответствует числу Струхала  $S_h$  0,116, которое близко к значению 0,117, полученному экспериментально (приложение Б).

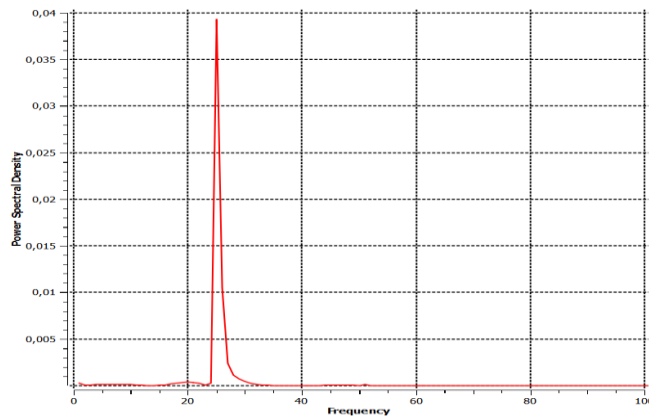


Рисунок 3.32 – Спектр пульсационной составляющей подъемной силы

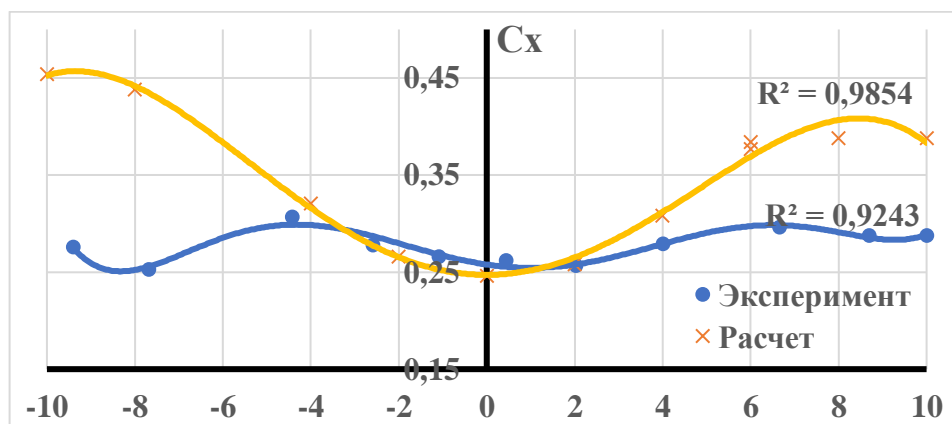


Рисунок 3.30 – Зависимость коэффициента лобового сопротивления от угла атаки

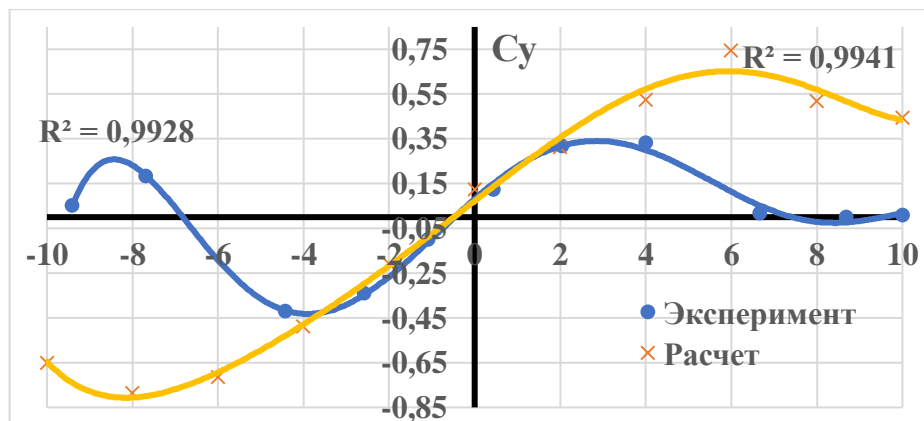


Рисунок 3.31 – Зависимость коэффициента подъемной силы от угла атаки

Таким образом, расчеты аэродинамических характеристик поперечного сечения пролетного строения со сплошными балками подтверждают его склонность к вихревому возбуждению колебаний.



### 3.6 Сравнение результатов аэродинамических исследований двух типов моделей

На основе анализа графиков зависимостей аэродинамических коэффициентов от углов атаки (см. параграфы 3.2 – 3.3) определены модели с наибольшей аэродинамической устойчивостью для каждого типа поперечного сечения для сравнения между собой. Для сравнения выбрано две модели: со сплошной стенкой главных балок и с наличием технологических отверстий для первого и второго типа поперечного сечения типа с коэффициентом проницаемости стенки 16 и 18 %. При этом проницаемость конструкции перильного ограждения модели первого типа выбрана равной 30 %.

При сравнении графиков зависимости аэродинамического коэффициента лобового сопротивления от угла атаки для моделей пролетного строения с проходом поверху (рисунок 3.33) и для моделей пролетного строения с проходом понизу (рисунок 3.34) видно, что значения этих коэффициентов для всех моделей близки, несмотря на то, что сечения существенно различаются своей геометрией. Графики зависимости коэффициента лобового сопротивления пролетного строения с проходом поверху от угла атаки (рисунок 3.33) были аппроксимированы полиномами 6 и 2-й степени для моделей со сплошной стенкой и с проницаемой стенкой, а графики зависимости коэффициента лобового сопротивления пролетного строения с проходом понизу от угла атаки (рисунок 3.34) – полиномами 5 и 6-й степени также для моделей со сплошной и проницаемой стенками. Достоверность аппроксимации находится в пределах от 0,79 до 0,99.

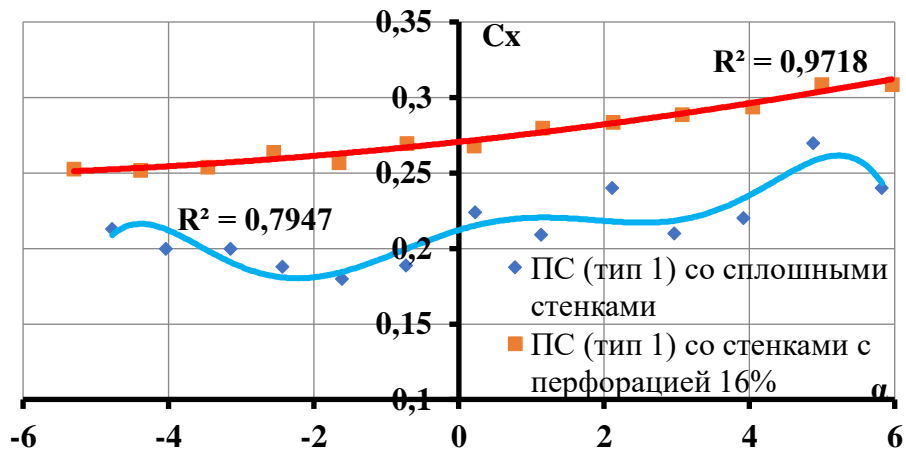


Рисунок 3.33 – Графики зависимости коэффициента лобового сопротивления пролетного строения с проходом поверху от угла атаки

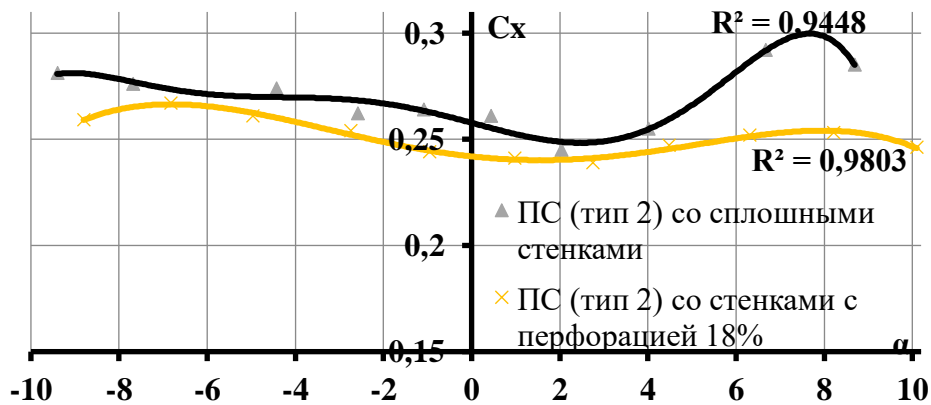


Рисунок 3.34 – Графики зависимости коэффициента лобового сопротивления пролетного строения с проходом понизу от угла атаки

Графики коэффициентов подъемных сил показаны на рисунках 3.35-36.

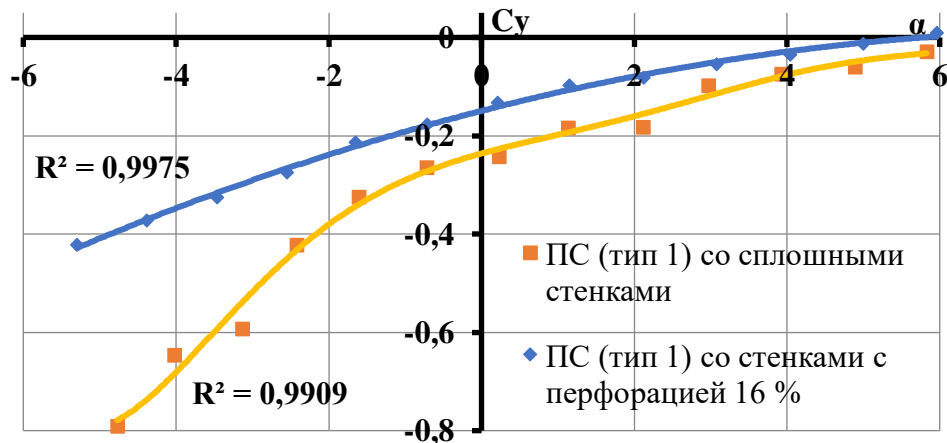


Рисунок 3.35 – Графики зависимости коэффициента подъемной силы пролетного строения с проходом поверху

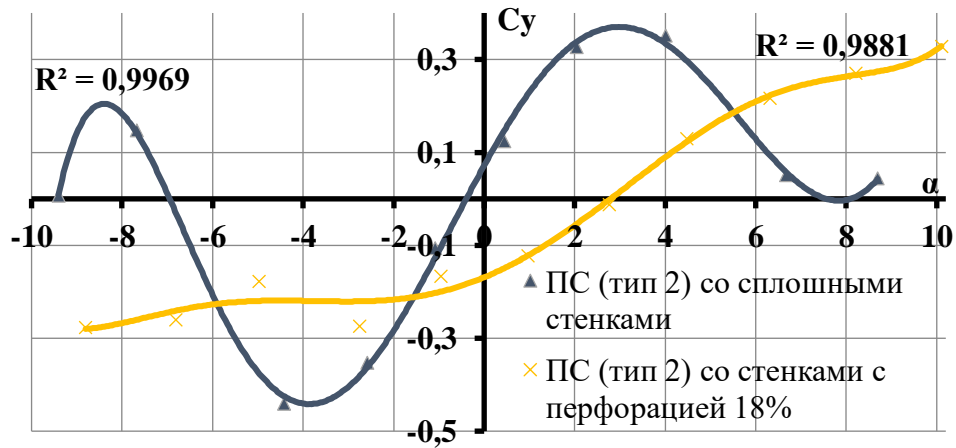


Рисунок 3.36 – Графики зависимости коэффициента подъемной силы пролетного строения с проходом понизу от угла атаки

Для модели с проходом поверху значения коэффициентов находятся в отрицательном диапазоне (рисунок 3.35). При этом график этой зависимости у модели с проходом понизу качественно отличается от графика модели с первым типом сечения (рисунок 3.36). Перфорация (технологические отверстия) стенок главных балок модели качественно изменяет зависимость подъемной силы от угла атаки для сечения второго типа (рисунок 3.36). Для всех типов моделей в окрестности нулевого угла атаки кривая подъемной силы имеет положительный наклон, т. е. склонность к галопированию отсутствует.

Сравнение графиков зависимости коэффициента момента от угла атаки для исследованных типов моделей представлено на рисунках 3.37 – 3.38.

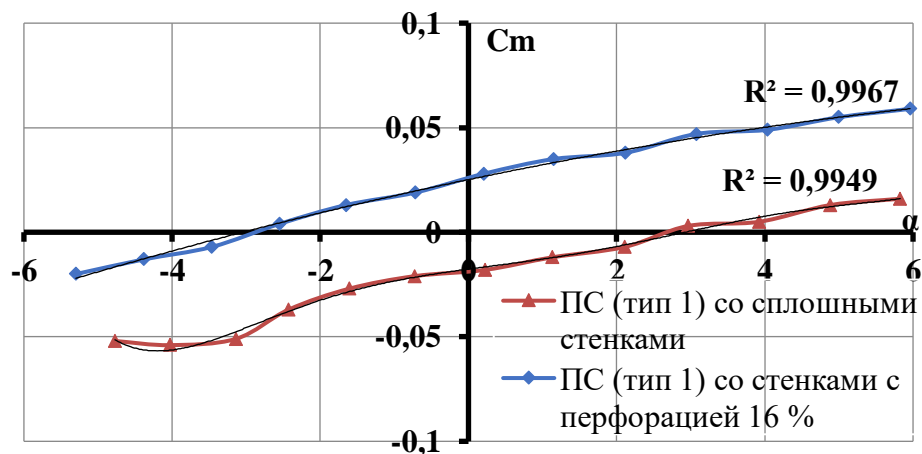


Рисунок 3.37 – Графики зависимости коэффициента аэродинамического момента пролетного строения с проходом поверху от угла атаки

График аэродинамического момента у модели с проходом поверху с проницаемыми стенками главных балок смещен вверх относительно графика для модели со сплошными стенками (рисунок 3.37). При этом оба графика обладают положительным углом наклоном, в отличие от графиков модели с проходом понизу (рисунок 3.38).

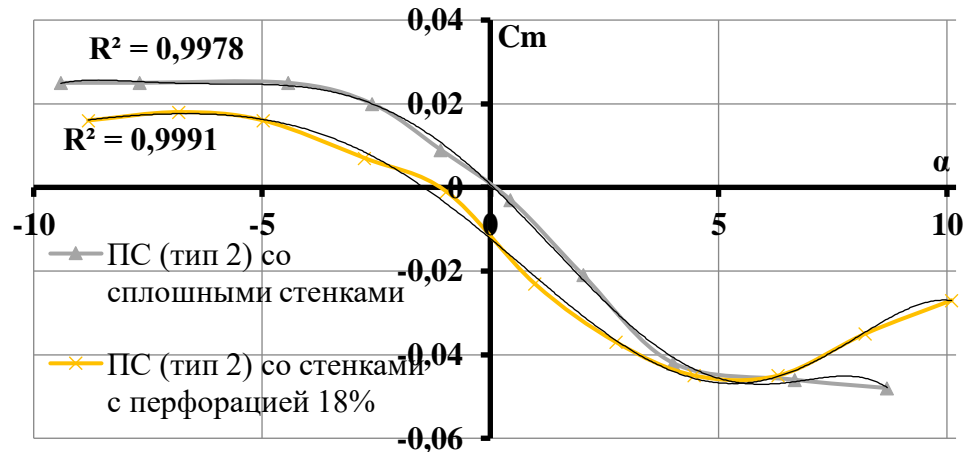


Рисунок 3.38 – Графики зависимости коэффициента аэродинамического момента пролетного строения с проходом понизу от угла атаки

Графики данных зависимостей на рисунках 3.35 и 3.37 были аппроксимированы полиномами 6 и 2 степени для модели со сплошной стенкой и с проницаемой, а графики на рисунке 3.36 и 3.38 – полиномом 6 степени также для обоих вариантов модели. Достоверность аппроксимации находится в пределах от 0,99 до 0,999.

### 3.7 Расчет критических скоростей ветра

#### 3.7.1 Методика расчета критических скоростей ветрового резонанса, галопирования и дивергенции

В соответствии с п. 5.48 и 6.24 СП 35.13330.2011 [75] исследованием на моделях необходимо проверить аэродинамическую устойчивость и пространственную жесткость висячего моста, определив критические

скорости ветра. Также в п. 6.24 указано на необходимость проверки аэродинамической устойчивости сооружения при возникновении изгибно-крутильного флаттера и резонанса (вихревого возбуждения) колебаний. Проверка на аэродинамическую устойчивость также означает анализ склонности конструкции к другим видам аэроупругих явлений. Среди этих явлений аэроупругой неустойчивости численным критерием возникновения можно охарактеризовать только вихревое возбуждение, галопирование и дивергенцию.

Критерием возникновения вихревого возбуждения (резонанса) колебаний является совпадение частот собственных колебаний моста и частоты пульсаций потока. Критическая скорость ветра определяется по формуле:

$$V_{кр} = \frac{H \cdot n_i}{Sh} \quad (3.10)$$

где  $H$  – высота поперечного сечения пролетного строения с учетом проницаемости барьерных и перильных ограждений;  $n_i$  – собственная частота  $i$ -й формы изгибных колебаний в вертикальной плоскости;  $Sh$  – число Струхалия, которое зависит от формы поперечного сечения [49, с. 20; 74].

Галопирование, как уже было показано в параграфе 3.2.3, может возникнуть при удовлетворении критерия Ден-Гартога (условие 3.8).

Наступление дивергенции пролетного строения связано с уменьшением эффективной жесткости кручения балки жесткости висячего моста. Критерием возникновения дивергенции является выполнение условия, предусмотренного формулой 3.11.

$$\frac{1}{2} \cdot C_{та}^{\alpha} \cdot \rho \cdot H^2 \cdot V_{кр}^2 > k_{\alpha}, \quad (3.11)$$

где  $C_{та}^{\alpha}$  – производная коэффициента момента по углу атаки,  $\rho$  – плотность воздуха,  $H$  – высота балки жесткости конструкции,  $k_{\alpha}$  – крутильная жесткость поперечного сечения [49, с. 20; 151, р. 69].

Критерии возникновения изгибно-крутильного флаттера для обоих типов поперечных сечений приведены в 3.7.4.

### 3.7.2 Расчет критических скоростей ветра для поперечного сечения пролетного строения с проходом поверху

По результатам проведенного аэродинамического исследования, описанного в параграфе 3.3, были определены критические скорости ветра для возможных аэроупругих явлений.

Для поперечных сечений пролетного строения с проходом поверху (модель № 3 и модель № 3а) были рассчитаны критические скорости с учетом полученных частот собственных колебаний моста, приведенных в главе 2.

Ветровой резонанс пролетного строения модели № 3 со сплошными стенками главных балок и перильным ограждением с проницаемостью 30 % (число Струхалия  $Sh = 0,067$ ) может возникнуть, если критическая скорость ветра  $V_{кр}$  будет выше либо равна:

$$V_{кр} = \frac{H \cdot f}{Sh} = \frac{1,25 \cdot 2,45}{0,067} = 45,7 \text{ м/с.}$$

Для модели с перфорированными стенками балок жесткости (проницаемость 16 %) и перильным ограждением с проницаемостью 63 % при числе Струхалия  $Sh = 0,081$  критическая скорость ветра – 38 м/с. Однако с устройствами гашения колебаний число Струхалия для этой модели будет равно 0,068, а критическая скорость составит 45 м/с. При этом общая интенсивность воздействия будет уменьшена на 70 %.

Кроме резонанса в вертикальной плоскости возможен резонанс в плоскости горизонтальной. Учитывая значение собственной частоты (3-я мода) колебаний 2,86 Гц и основной частоты пульсаций ветра в горизонтальной плоскости  $f_n = 0,432$  Гц, а также число Струхалия 0,027, критическая скорость ветра, вычисленная по формуле 3.10, будет равна 132 м/с. Таким образом, пролетное строение с данным поперечным сечением можно эксплуатировать при скоростях ветра, не превышающих 30 м/с, в соответствии с требованиями норм проектирования.

Далее оценим возникновение галопирования конструкции по критерию Ден-Гартога. Для рассматриваемых поперечных сечений производные зависимостей коэффициента подъемной силы при  $\alpha=0$  будут положительны (см. рисунок 3.19), поэтому условие, заданное формулой 3.8 (критерий Ден-Гартога), для моделей № 3 и 3а не будет выполнено, следовательно, галопирование не возникнет.

Рассмотрим наступление явления дивергенции пролетного строения. Для моделей № 3 со сплошной стенкой и № 3а с перфорированной стенкой производная коэффициента момента по углу атаки положительна (рисунок 3.39), поэтому необходимо проверить условие формулы 3.11, в котором примем  $k_\alpha = G \cdot I$ . Подставив соответствующие значения в неравенство 3.11, получим для модели № 3 –  $0,0107 \cdot V_{кр}^2 > 105,67 \cdot 10^6$ ; для модели № 3а –  $0,0083 \cdot V_{кр}^2 > 105,67 \cdot 10^6$ .

Очевидно, что рассчитанная критическая скорость ветра во много раз превосходит реально возможные скорости ветра, поэтому наступление явления дивергенции для рассматриваемых сечений невозможно.

### 3.7.3 Расчет критических скоростей ветра для поперечного сечения пролетного строения с проходом понизу

По результатам проведенного аэродинамического исследования, описанного в параграфе 3.4, были определены критические скорости ветра для возможных аэроупругих явлений.

При ветровом резонансе для поперечного сечения пролетного строения критическая скорость ветра согласно формуле 3.10 будет равна:

для модели № 1 со сплошной стенкой главных балок:

$$V_{кр} = \frac{H \cdot f}{Sh} = \frac{2,1 \cdot 0,75}{0,117} = 13,5 \text{ м/с};$$

для модели № 3 при коэффициенте проницаемости стенки главных балок  $k = 0,82$ :

$$V_{кр} = \frac{2,1 * 0,75}{0,111} = 14,2 \frac{м}{с}.$$

Также необходимо рассчитать критическую скорость резонанса в горизонтальной плоскости. Для пролетного строения с собственной частотой (2-я мода) колебаний 0,58 Гц и основной частотой пульсаций в горизонтальной плоскости  $f_n = 0,86$  Гц, а также числом Струхала 0,12 критическая скорость ветра, рассчитанная по формуле 3.10, будет равна 10 м/с, что не удовлетворяет требованиям норм проектирования.

Критические скорости ветра для всех сечений находятся в эксплуатационном диапазоне, при этом нельзя существенно увеличить эти значения за счет небольших изменений поперечного сечения пролетного строения или собственной частоты. Тем не менее, если для других аэроупругих явлений низкая критическая скорость является недопустимой, то для вихревого возбуждения (резонанса) и срывного флаттера, амплитуды которых ограничены максимальным значением, аэродинамический расчет состоит в определении возможных установившихся режимов колебаний. Поэтому необходимо проверить эту модель на максимальные амплитуды колебаний и при необходимости определить меры по гашению колебаний.

Проблема недостаточного демпфирования конструкций является часто встречается и поэтому для её решения известен ряд способов. Одним из таких способов гашения колебаний является изменение проницаемости стенок балок. Ранее термоанемометрическое исследование показало, что за моделями № 3 и 4 с повышенной проницаемостью стенок балок образуется более узкий аэродинамический след, чем за моделями № 1 и 2 (раздел 3.3.4). При этом значительно снижена степень турбулентности на границе следа у модели № 4 (рисунки 3.24, 3.26, 3.28).

Другим способом гашения колебаний является применение специальных устройств (щиты, спойлеры), которые хорошо зарекомендовали



себя в практике эксплуатации большепролетных автомобильных мостов [5; 6; 12; 28; 29; 32; 60 – 61; 65; 70 – 71; 151]. Поэтому советуемое исследование для оценки возможности восприятия данным сечением переменной силы было проведено на моделях, расположенных на упругих подвесках и описано в параграфе 3.8.

Далее, оценим возникновение явлений галопирования и дивергенции. Как уже было ранее показано, производная зависимости аэродинамического коэффициента подъемной силы (рисунок 3.36) от угла атаки является положительной, а производная графика момента – отрицательна. Поэтому согласно условиям (3.8) и (3.11) конструкции не склонны к возникновению данных явлений.

#### 3.7.4 Оценка возникновения флаттера пролетного строения с проходом поверху и понизу

Изгибно-крутильный (классический) флаттер возникает при несовпадении аэродинамического центра (точка приложения аэродинамических сил) с центром изгиба поперечного сечения балки жесткости моста [31]. Несовпадение центров может быть вызвано в том числе появлением на мосту подвижной нагрузки.

Возможность возникновения изгибно-крутильного флаттера оценено по эмпирическим условиям. «Классический» флаттер не возникнет, если хотя бы одно из следующих условий не будет выполнено:

- 1) конструкция имеет удлиненное поперечное сечение (подобное плоской пластине) с соотношением размеров  $B/H > 4$ ;
- 2) собственная частота крутильных колебаний меньше двойного значения первой изгибной собственной частоты:  $n_{кр} < 2n_{изг}$ ;
- 3) несовпадение аэродинамического центра (точка приложения аэродинамических сил) с центром изгиба поперечного сечения балки

жесткости моста при расположении центра вращения не ближе, чем на расстоянии  $B/4$  от наветренного края [31; 74; 151].

Исходя из результатов расчетов (глава 2), можно сделать вывод, что для обоих типов рассматриваемых поперечных сечений второй и третий пункты не выполнены, следовательно, отсутствуют предпосылки для возникновения флаттера.

Так, несмотря на то что отсутствует аналитический критерий возникновения изгибно-крутильного флаттера, М. И. Казакевич приводит условие возникновения флаттера для случая обтекания пластин и стержней прямоугольной формы. Данный критерий получен путем приведения системы неоднородных нелинейных дифференциальных уравнений второго порядка к однородным, то есть при отсутствии возмущающих и демпфирующих сил:

$$\frac{h}{2 \cdot b} \cdot \left(1 + \frac{\pi \cdot n_i^2}{6}\right) < \frac{C_y^\alpha}{C_x} \quad (3.11)$$

где  $h$  – высота поперечного сечения пролетного строения;  $n_i$  – собственная частота  $i$ -й формы изгибных колебаний в вертикальной плоскости;  $b$  – ширина поперечного сечения [31, с. 90]. Таким образом, выполнение неравенства 3.9 означает возможность возникновения изгибно-крутильного флаттера. Обратный знак неравенства означает возникновение статической неустойчивости – дивергенции.

Подставив соответствующие параметры для первой частоты собственных колебаний модели с проходом понизу, получим следующие значения: для модели со сплошными стенками –  $0,2123 > 0,1065$ ; для модели с перфорированными стенками –  $0,2123 > 0,1766$ . Следовательно, вероятность возникновения флаттера отсутствует, при этом условие наступления дивергенции оценено в разделе 3.6.1.

Для модели с проходом понизу данный критерий для первых двух частот собственных колебаний также не был удовлетворен:  $0,1553 > 0,0749$ . Вероятность возникновения изгибно-крутильного флаттера для модели со сплошными стенками с проходом понизу также оценена по характеру изменения амплитуд (параграф 3.8).

Второй разновидностью флаттера является срывной флаттер. Для него также не существует в явном виде критерия возникновения, а также аналитического выражения определения критической скорости. Признаками срывного флаттера являются: 1) ограниченная амплитуда, зависящая от скорости потока, крутильной собственной частоты и демпфирующих свойств конструкции при крутильных деформациях; 2) частота колебаний срывного флаттера, близкая к одной из собственных частот крутильных колебаний; 3) крутильные колебания доминирующие; 4) критическая скорость срывного флаттера, как правило, ниже критической скорости изгибно-крутильного флаттера.

Как уже было отмечено, модель со вторым типом поперечного сечения склонна к возникновению срывного флаттера, поэтому для неё было проведено исследование амплитудно-скоростных характеристик на секционных моделях, подвешенных на упругих подвесках с соблюдением одинаковых соотношений жесткости пружины и частоты колебаний.

### **3.8 Исследование модели, расположенной в аэродинамической трубе на упругих подвесках**

#### **3.8.1 Результаты численных расчетов исходных конфигураций моделей пролетного строения**

Для повышения достоверности результатов исследования в аэродинамической трубе амплитудно-скоростных характеристик модели пролетного строения с проходом понизу были выполнены предварительные численные расчеты. В трехмерной постановке было исследовано обтекание моделей пролетного строения моста с проходом понизу (высота поперечного сечения  $H=0.07$  м, относительная ширина  $b/h=4.9$ ) со сплошными (модель № 1) и наиболее проницаемыми (модель № 2) балками. Расчеты проведены

при следующих параметрах набегающего потока: скорость  $V_\infty = 15$  м/с, интенсивность турбулентности – 5 %, число Рейнольдса  $Re = 0.72 \cdot 10^5$ . Результаты расчетов прояснили картину обтекания и подтвердили периодичность схода вихревой пелены с пролетного строения.

Результаты расчетов обтекания модели пролетного строения со сплошными балками представлены на рисунках 3.39 – 3.41.

На рисунке 3.39 представлена сходящая с поверхности модели пролетного строения № 1 вихревая трехмерная пелена.

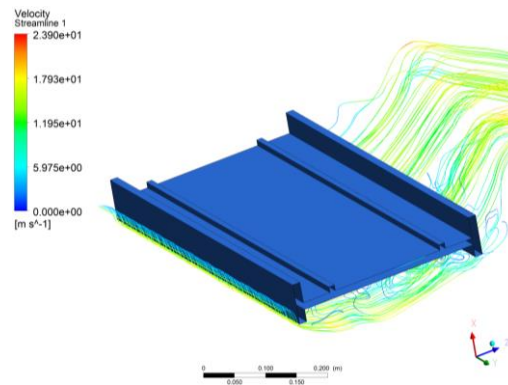


Рисунок 3.39 – Картина линий тока в окрестности модели № 1

На рисунке 3.40 представлены протяженные отрывные пузыри вблизи поверхности главной балки из-за непроницаемых стенок. Пульсационная составляющая подъемной силы характеризуется коэффициентом  $C'_{ya} = 1,343$ .

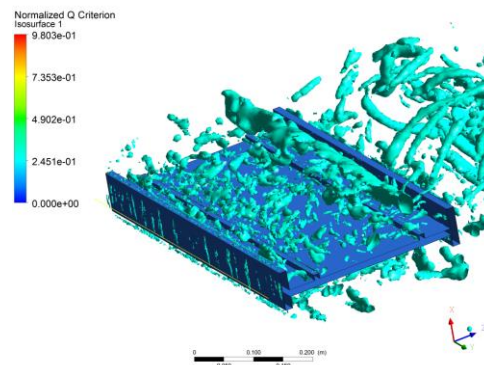


Рисунок 3.40 – Изоповерхность  $Q$ -критерия вблизи модели № 1

Спектральный анализ пульсаций подъемной силы для нулевого угла атаки (рисунок 3.41) выявил доминирующую частоту  $f_a = 25,7$  Гц, что соответствует числу Струхалия  $Sh = 0,120$ , близкому к экспериментальному значению 0,117, а также к значению 0,116, полученному в двумерном подходе.

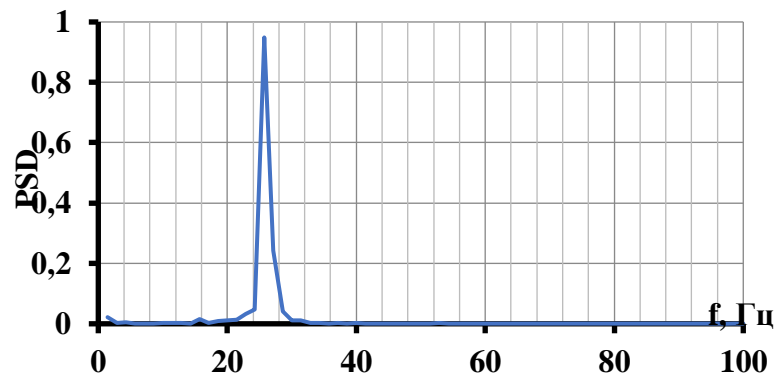


Рисунок 3.41 – Спектр пульсационной составляющей подъемной силы  
(модель № 1)

Таким образом, расчеты аэродинамических характеристик модели пролетного строения со сплошными балками в трехмерном подходе подтверждают склонность этого пролетного строения к вихревому возбуждению колебаний.

Результаты расчетов обтекания модели пролетного строения № 2 (с проницаемыми балками) представлены на рисунках 3.43 – 3.45.

Проницаемость стенок приводит к уменьшению вертикальной протяженности отрывных пузырей и их фрагментации (рисунок 3.42).

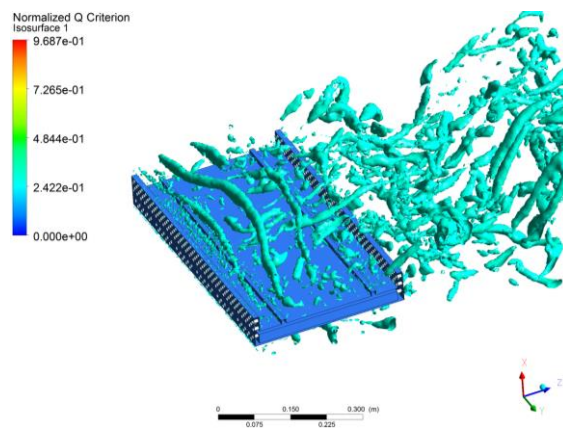


Рисунок 3.42 – Картина линий тока вблизи модели № 2

На рисунке 3.43 показана изоповерхность  $Q$ -критерия. Вблизи передней стенки выявлена зона синхронизированного схода вихревой пелены.

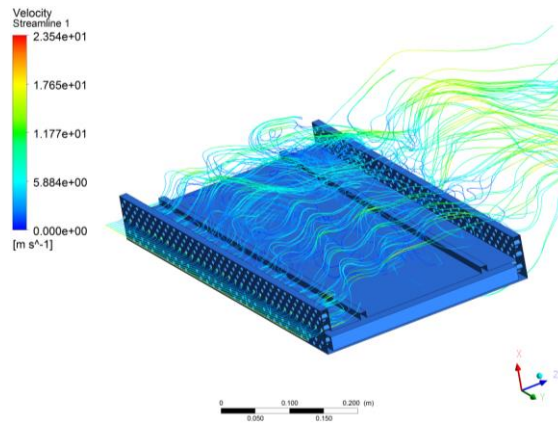


Рисунок 3.43 – Изоповерхность Q-критерия вблизи модели № 2

Наличие отверстий приводит к квазидвумерному обтеканию передней стенки. Определена пульсационная составляющая подъемной силы  $C'_{ya} = 0,434$ , которая в три раза меньше, чем у модели со сплошной стенкой.

Спектральный анализ модели № 2 выявил доминирующую частоту  $f_a$  25,7 Гц (рисунок 3.44), что соответствует числу Струхала  $Sh = 0,120$ , близкому к значению 0,122, полученному экспериментально (рисунок 3.44).

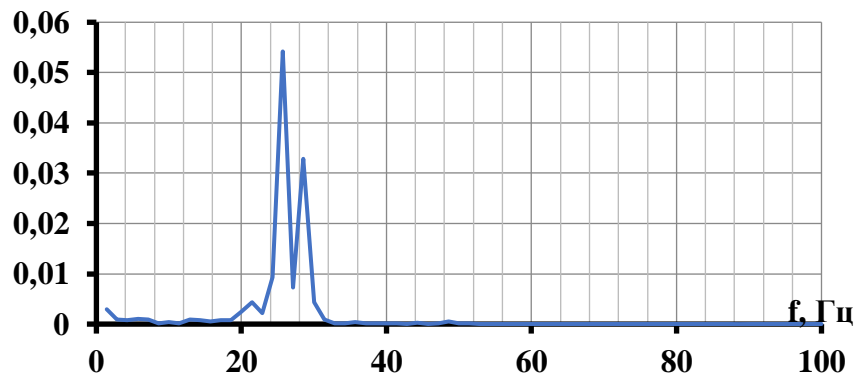


Рисунок 3.44 – Спектр пульсационной составляющей подъемной силы

Таким образом, численное моделирование в трехмерном подходе выявило влияние перфорации стенок балки на характер обтекания и аэродинамические характеристики модели, что связано с образованием области квазидвумерного потока за передней стенкой. При этом, согласно расчетам, пульсационная составляющая подъемной силы снижается в три раза, а частота схода вихрей с модели пролетного строения не изменяется.

### 3.8.2 Формы аэроупругих колебаний исходных конфигураций моделей пролетного строения

Основным способом представления результатов экспериментов с секционными моделями на упругой подвеске являются характеристики, условно называемые амплитудно-скоростными, – зависимости относительной амплитуды колебаний  $A/H$  от приведенной скорости  $V/fH$ .

Эксперименты показали, что исходная конфигурация модели пролетного строения подвержена возбуждению аэроупругих колебаний нескольких форм. Наиболее интенсивными из них являются колебания в горизонтальной плоскости с частотой  $f_x = 10,8$  Гц, в вертикальной – с частотой  $f_y = 10,1$  Гц и крутильные колебания вокруг боковой оси – с частотой  $f_z = 13,5$  Гц. Это соответствует низшим частотам колебаний натурального пролетного строения: в горизонтальной плоскости 0,505 Гц, в вертикальной плоскости 0,745 Гц и крутильным колебаниям вокруг продольной оси модели 1,025 Гц.

На рисунках 3.45 – 3.47 в качестве примера показаны амплитудно-скоростные характеристики модели № 1 пролетного строения с балками, имеющими сплошные стенки. Логарифмические декременты колебаний в экспериментах имели величину порядка  $\delta \sim 0,015$ .

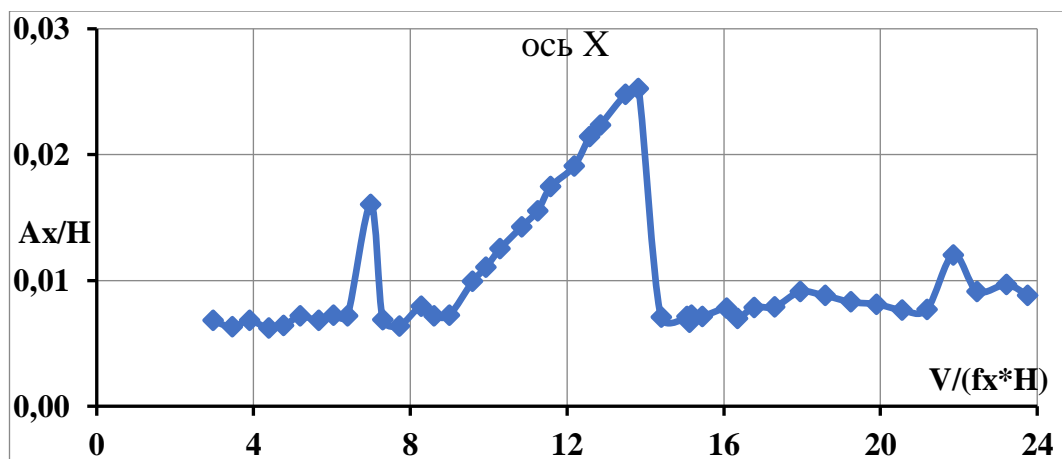


Рисунок 3.45 – Интенсивность аэроупругих колебаний модели № 1 в горизонтальной плоскости

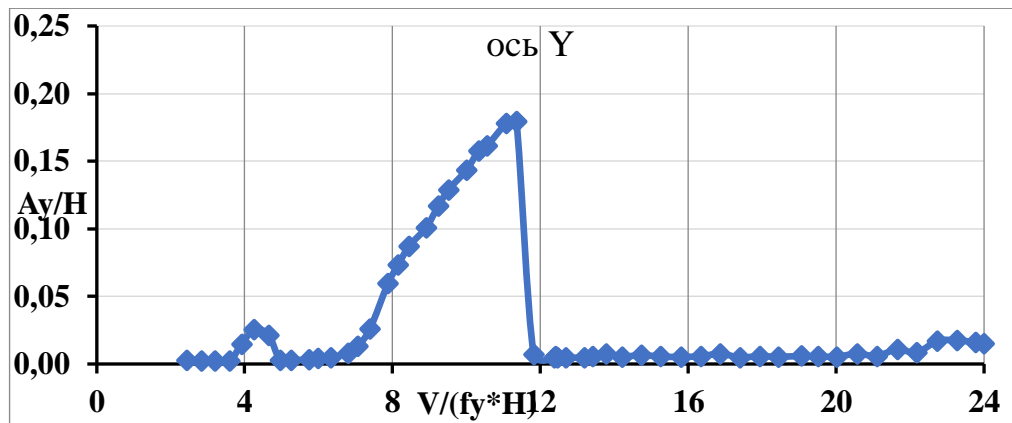


Рисунок 3.46 – Интенсивность аэроупругих колебаний модели № 1 в вертикальной плоскости

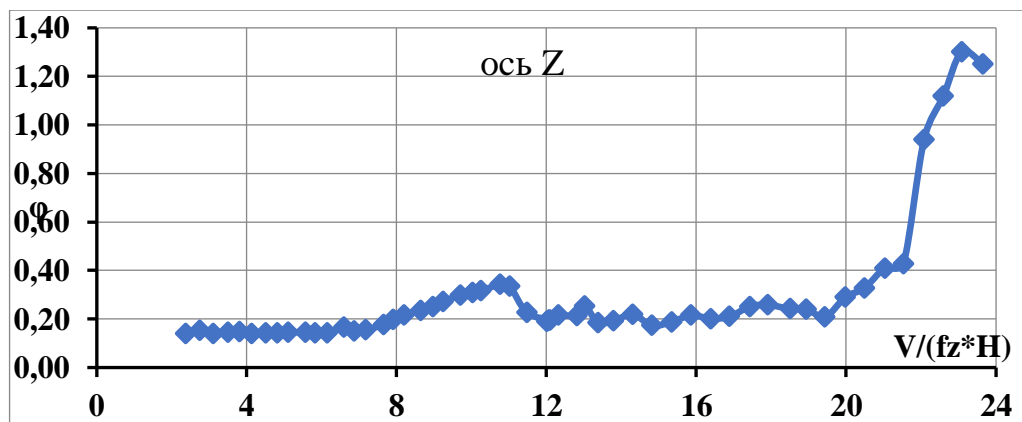


Рисунок 3.47 – Интенсивность крутильных аэроупругих колебаний модели

Для колебаний в горизонтальной и вертикальной плоскостях характерно наличие двух диапазонов скоростей с резким увеличением их амплитуды. При этом для колебаний вдоль оси  $x$  первый, менее интенсивный, пик приходится на приведенную скорость  $V/f_x H \sim 7$ . На скоростях  $V/f_x H \sim 9 \dots 14$  происходит плавное увеличение амплитуды колебаний  $A_x/H$  с 0,007 до 0,026, после чего колебания практически прекращаются. Схожий характер имеют колебания в вертикальной плоскости. В первом диапазоне скоростей  $V/f_y H \sim 5 \dots 6$  наблюдаются колебания с умеренными амплитудами, достигающими  $A_y/H \sim 0,025$ . Во втором диапазоне  $V/f_y H \sim 9 \dots 14$  колебания достигают весьма больших амплитуд  $A_y/H \sim 0,18$ , после чего колебания данной формы исчезают.

В целом характер колебаний в горизонтальной и вертикальной плоскостях дает основания отнести их к ветровому резонансу.



Крутильные колебания относительно оси  $z$  также протекают с различной интенсивностью при разных скоростях. В диапазоне  $V/f_z H \sim 7 \dots 11$  происходит увеличение амплитуд с  $0,16$  до  $0,35^\circ$ , после чего колебания ослабевают примерно до исходного состояния. В области высоких скоростей, начиная с  $V/f_z H \sim 20$ , происходит резкое увеличение амплитуд почти на порядок, они достигают  $8^\circ$ . Данный участок на графике крутильных колебаний относительно оси  $z$  свидетельствует о возникновении явления срывного флаттера. Во время испытаний было отмечено, что рост амплитуд происходит в зависимости от увеличения скорости потока. Однако по достижении скорости потока  $V/f_z H \sim 24$  был выявлен спад амплитуд крутильных колебаний.

### 3.8.3 Влияние проницаемости стенок главных балок на параметры аэроупругих колебаний

Как уже было ранее отмечено в разделах 3.3.4 и 3.7.1, результаты термоанемометрического исследования и моделирования в конечно-элементной среде поля скоростей и характера обтекания вблизи моделей означают наличие тренда на снижение интенсивности колебаний с увеличением отверстий в балке жесткости. Поэтому для уточнения влияния проницаемости на величину амплитуд колебаний при разных скоростях потока проведено дополнительное исследование на подвешенных моделях. Было рассмотрено три модели: со сплошной стенкой, со стенкой малой проницаемости (модель № 2), со стенкой большой проницаемости (модель № 4) (таблица 3.5). Результаты представлены на рисунках 3.48 – 3.50. На рисунке 3.48 приведены графики интенсивности вертикальных колебаний (по относительной амплитуде) для трех вариантов моделей с разной проницаемостью стенок для двух диапазонов скоростей.

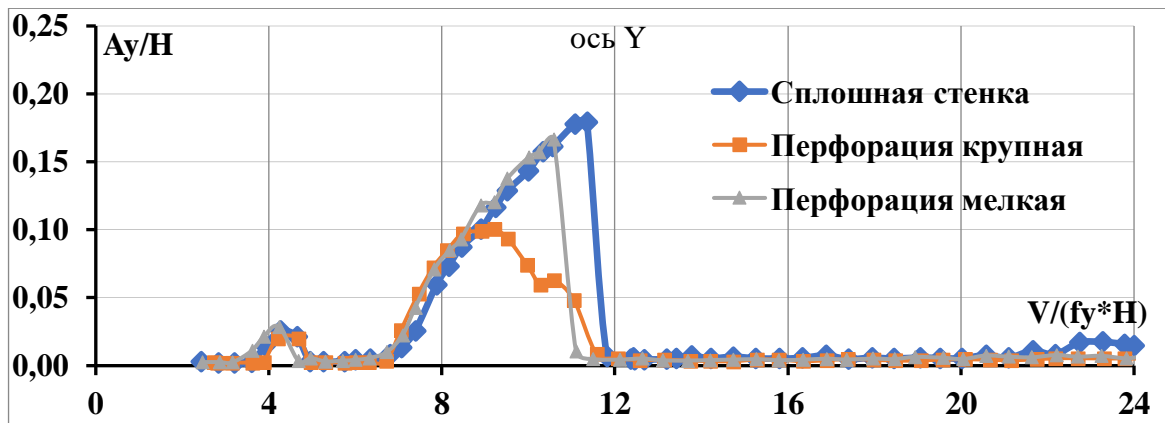


Рисунок 3.48 – Влияние проницаемости стенок на интенсивность вертикальных колебаний исходной конфигурации модели

В первом диапазоне  $V/f_y H \sim 3 \dots 5$  наблюдаются колебания с умеренными амплитудами, достигающими  $A_y/H$  0,02...0,03. Второму диапазону скоростей  $V/f_y H \sim 8 \dots 12$  соответствуют значительно более интенсивные колебания. После достижения этой скорости интенсивность колебаний резко падала практически до нуля. При этом параметры колебаний моделей со сплошными стенками и стенками с малой перфорацией мало различаются, их максимальные амплитуды достигают 0,17...0,18.

Увеличение перфорации стенок оказывает существенное влияние на интенсивность аэроупругих колебаний. У модели со стенками большой проницаемости максимальные амплитуды почти в два раза меньше ( $A_y/H \sim 0,1$ ), чем у моделей со сплошными стенками и со стенками с малой перфорацией. Кроме этого, максимальные амплитуды в этом случае отмечены при более низких скоростях ( $V/f_y H \sim 11$ ). По мере дальнейшего увеличения скорости амплитуда колебаний снижалась постепенно и приближалась к нулевому значению в том же диапазоне скоростей ветра, что и для моделей со сплошными и малопроницаемыми стенками ( $V/f_y H \sim 14$ ).

На рисунках 3.49 – 3.50 показано влияние различной проницаемости стенок на амплитуды горизонтальных и крутильных колебаний.

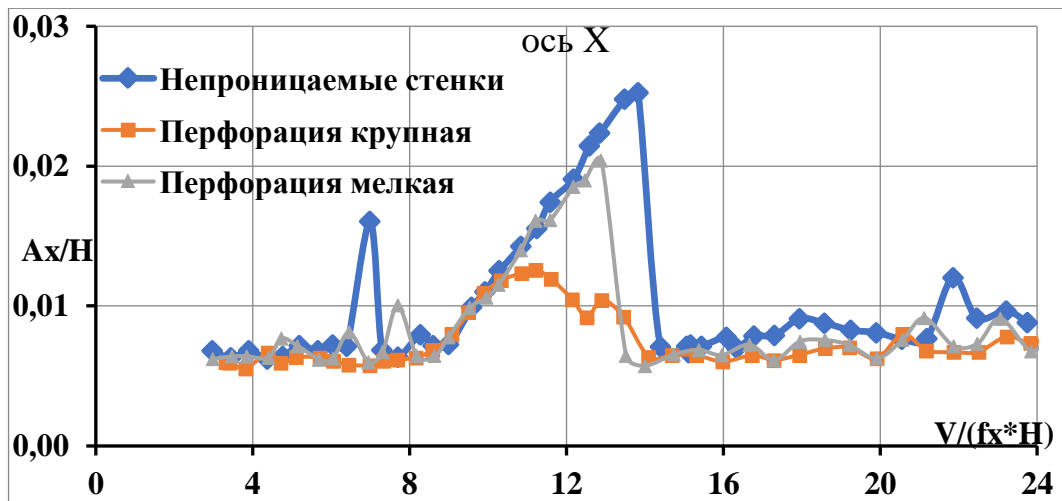


Рисунок 3.49 – Влияние проницаемости стенок на интенсивность горизонтальных колебаний исходной конфигурации модели

При этом на скоростях  $V/fH \sim 8 \dots 14$  горизонтальные колебания преобладают над крутильными, которые значительно снижены по сравнению со значениями модели с непроницаемыми стенками.

Необходимо отметить, что за счет перфорации удалось ограничить амплитуды крутильных колебаний более чем в пять раз (рисунок 3.50).

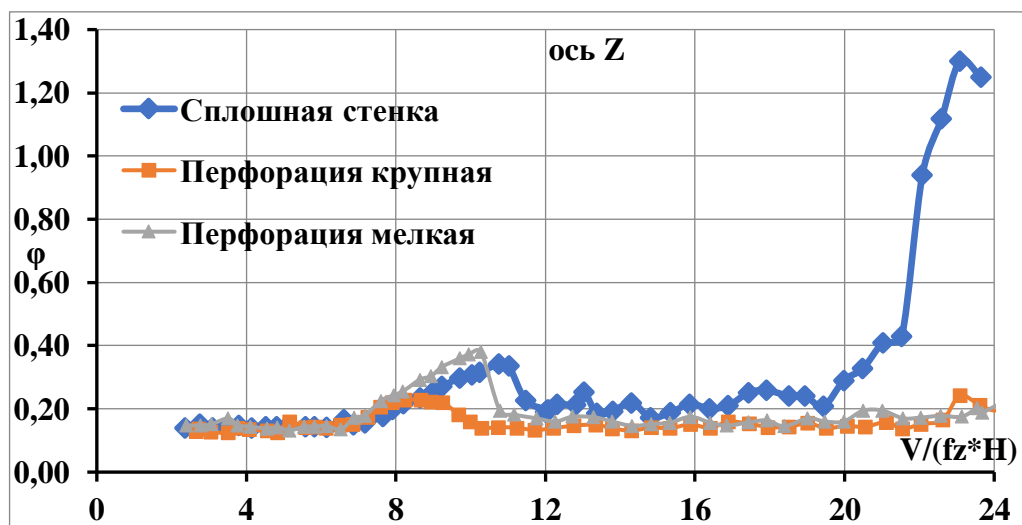


Рисунок 3.50 – Влияние проницаемости стенок на интенсивность крутильных колебаний исходной конфигурации модели

В пересчете на натурные скорости ветра на уровне пролетного строения опасные диапазоны составляют: для колебаний в вертикальной плоскости – 11...19 м/с, для крутильных – более 43 м/с. Тем не менее даже после применения максимально допустимой конструктивно перфорации стенок без дополнительных устройств для гашения колебаний пролетное строение

подвержено интенсивным аэроупругим колебаниям в вертикальной плоскости и крутильным – вокруг продольной оси.

#### 3.8.4. Результаты экспериментов на секционных моделях с устройствами для гашения колебаний

В связи с интенсивными аэроупругими колебаниями модели пролетного строения было проведено исследование для поиска способа гашения колебаний. Так как по результатам предыдущих исследований значительное снижение интенсивности колебаний, по сравнению с другими моделями, было выявлено у модели с наибольшей проницаемостью стенок балок, то для изучения эффективности устройств снижения колебаний были приняты эти модели. Модели со сплошными стенками были взяты в качестве контрольных.

На рисунке 3.51 представлены графики зависимости амплитуд вертикальных колебаний от скорости потока ветра для модели с непроницаемой поверхностью, перфорацией и совместно устройствами.

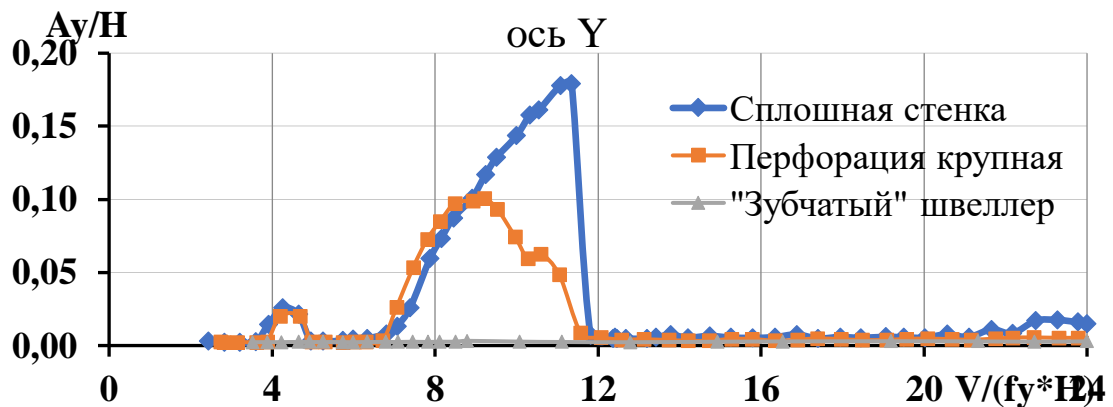


Рисунок 3.51 – Зависимость амплитуды вертикальных колебаний моделей (со сплошной стенкой, с перфорацией и с перфорацией и устройствами для гашения колебаний) от скорости потока ветра

Как видно из рисунка 3.52 проницаемость значительно снизила амплитуды колебаний модели (от 2 до 5 раз или на 3-7 дБ), однако полностью не проблема аэроупругой неустойчивости не была решена.

Однако применение устройств (см. рисунок 3.51), задачей которых является формирование структуры обтекания без периодического схода вихрей, позволит устранить аэроупругие явления. В процессе экспериментов было исследовано более 50 устройств нескольких типов. Наиболее эффективным устройством оказались швеллеры с зубчатой стенкой (зубчатые швеллеры) (рисунок 3.51). Относительные амплитуды колебаний моделей как со сплошными и перфорированными стенками не превышают  $A_y/H \sim 0,003 - 0,004$ , что примерно в 30 - 40 раз (14,7-16 дБ) меньше, чем без устройств.

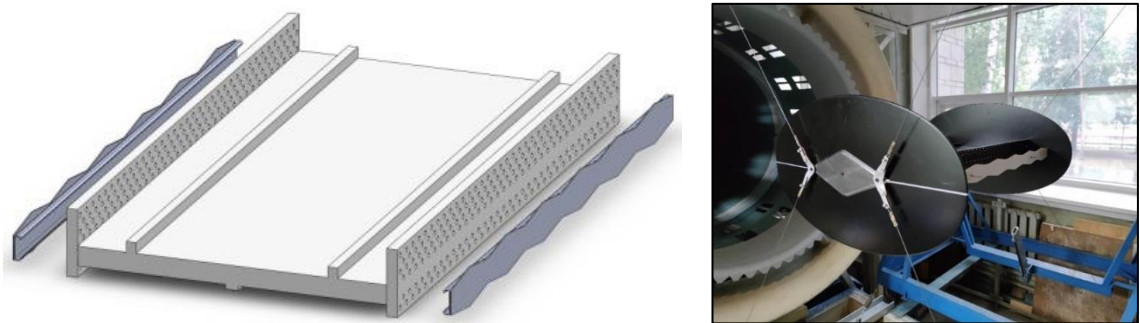


Рисунок 3.52 – Общий вид модели с гасителями амплитуд колебаний

На рисунках 3.53 – 3.54 приведены относительные амплитуды колебаний в горизонтальной плоскости, а также вокруг продельной оси для моделей со сплошной стенкой, с перфорированной и с перфорацией вместе с устройствами гашения. В исследованном диапазоне скоростей ветра относительные амплитуды колебаний моделей с устройствами существенно снижены и не превышают  $A_x/H \sim 0,005...0,006$  и  $\varphi \sim 0,1...0,12^\circ$ , что на 6 и 11,3 дБ соответственно меньше, чем у исходных моделей без устройств.

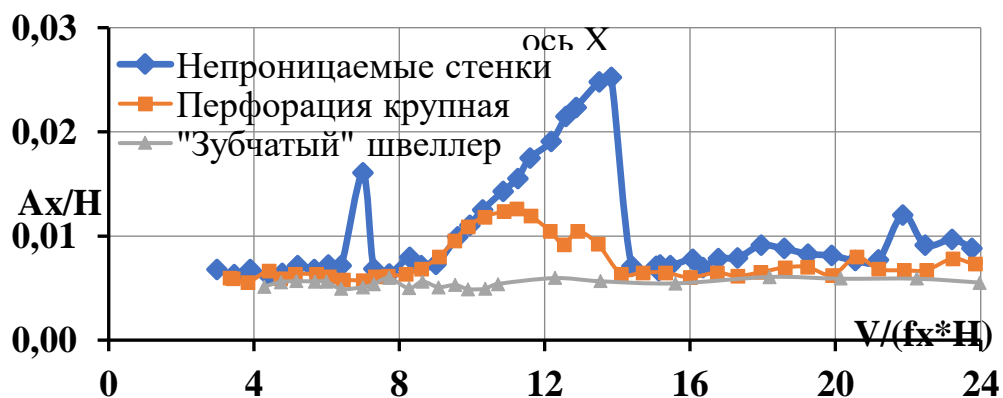


Рисунок 3.53 – Интенсивность аэроупругих колебаний (в горизонтальной плоскости) модели с устройствами для гашения колебаний и без устройств

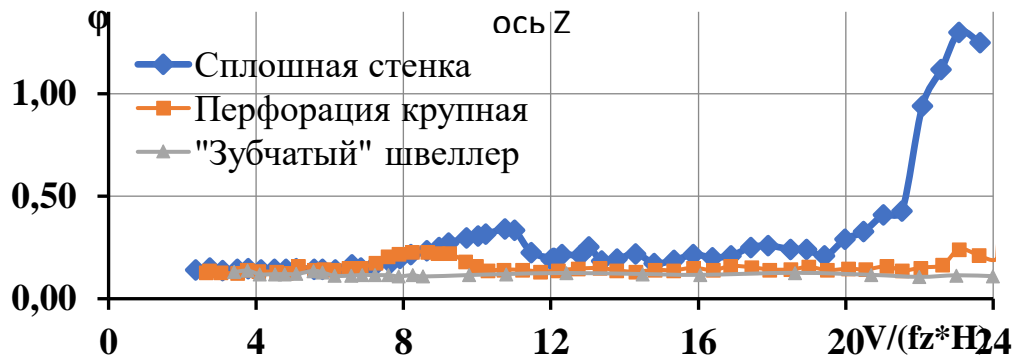


Рисунок 3.55 – Интенсивность аэроупругих крутильных колебаний модели с устройствами для гашения колебаний и без устройств

При применении всех апробированных вариантов устройств было зафиксировано снижение интенсивности колебаний в вертикальной и горизонтальной плоскостях, а также крутильных колебаний.

### 3.9 Выводы по главе

В результате проведения экспериментов были получены аэродинамические характеристики (обезразмеренные коэффициенты и число Струхалия) поперечных сечений пролетных строений (с проходом поверху и понизу), амплитудно-частотные характеристики установившихся колебаний модели от скорости ветрового потока, дана оценка возникновения явлений аэроупругости: ветровой резонанс, галопирование, дивергенция, флаттер.

Установлены требуемые значения отношения ширины к высоте пешеходных гибридных пролетных строений из современных полимерных композиционных материалов – не менее 5 и не более 12, а также типы специальных устройств для гашения колебаний, с которыми аэродинамическая устойчивость висячих мостов обеспечена.

Все результаты исследования аэродинамической устойчивости конструкции были опубликованы в отчетах о НИР по проектам РФФИ 19-48-54015 и мэрии г. Новосибирска [26-27], а также в рецензируемых изданиях [88; 129; 150; 167].

## 4 ОБЛАСТЬ ПРИМЕНИМОСТИ ПКМ В БАЛКАХ ЖЕСТКОСТИ ПЕШЕХОДНЫХ ВИСЯЧИХ МОСТОВ

### 4.1 Результаты проведенных исследований как условия для определения области применимости ПКМ в висячих мостах

Отечественные [23 – 25, 37] и зарубежные [131; 154] исследователи указывают на то, что для применения полимерных композитов в несущих конструкциях необходимо учесть отличия от традиционных материалов, например, по величине удельной прочности и удельного модуля упругости, по анизотропности, по вязкости, по работе конструкций при перепаде температур, по условиям расчета конструкции на соответствие требованиям нормам проектирования и другим особенностям. В целом процесс учета особенностей можно назвать адаптацией, которая необходима для того, чтобы их преимущества были использованы наилучшим образом.

Критерием эффективности адаптации конструкции к материалу, может быть величина пропускаемой подвижной нагрузки или длина пролета. Например, в настоящий момент висячие (вантовые) мосты рассчитаны на пешеходные нагрузки с возможностью пропуска одиночного транспорта (от автомобиля гольф-класса до грузовых машин).

Например, наибольшие значения длины построенных висячих (вантовых) мостов достигают 115 м, при максимальной длине пролета 63 м. По результатам данного исследования показано, что возможно создавать конструкции в 2 раза более длинные среди однопролетных висячих мостов, а также при проведении дополнительных исследований до 3-4 раз более длинные мосты по трехпролетной схеме.

Однако для этого теперь необходимо определить область применимости ПКМ в висячих мостах. В рамках данного научного исследования была **подтверждена гипотеза** о том, что ограничить прогибы гибридных пролетных строений пешеходных висячих мостов в соответствии с

требованиями норм проектирования нужно за счет применения висячей системы повышенной жесткости, а также за счет высоты балки жесткости (увеличенного момента инерции) пролетного строения. При этом остальные проверки несущей способности будут выполнены. Гипотеза была проверена путем расчета напряженно-деформированного состояния, а также специальным исследованием аэродинамической устойчивости конструкции. Результаты аэродинамического исследования возникновения явлений аэроупругой неустойчивости можно свести в итоговую таблицу 4.1.

Таблица 4.1 – Сводная таблица результатов оценки аэродинамической устойчивости висячих мостов

Тип неустойчивости	Критерий	Результат расчета критерия	
		Пролетное строение с проходом поверху	Пролетное строение с проходом понизу
Вихревое возбуждение (резонанс в вертикальной и горизонтальной плоскостях)	$V_{кр} = \frac{H \cdot n_i}{Sh}$	45 м/с (устойчивость обеспечена при скоростях ветра до 30 м/с)	15 м/с (устойчивость обеспечена путем ограничения амплитуд колебаний)
Галопирование	Критерий Ден-Гартога: $A = C_{ya}^{\alpha} + C_{xa} < 0$	Не склонно	Не склонно
Дивергенция	$C_{ta}^{\alpha} \cdot \frac{\rho \cdot V^2}{2} \cdot S \cdot l > k_{\theta}$	Не склонно	Не склонно
Изгибно-крутильный флаттер	1) $V/H > 4$ ; 2) $n_{кр} < 2n_{изг}$ ; 3) несовпадение аэродинамического центра с центром изгиба поперечного сечения балки жесткости (см. п.3.6.4)	Не склонно	Не склонно
Срывной флаттер	см. п.3.6.4	Не склонно	Устойчивость обеспечена

Таким образом, были рассмотрены все случаи динамического поведения сооружения под действием ветра, а также дивергенция. Бафтинг не был принят для исследования, так как для такого явления необходимо наличие рядом объектов, с которых происходит срыв вихрей. По исходным данным такие объекты не предусмотрены.



Однако, так как во главе 2 расчет напряженно-деформированного состояния моделей висячих мостов был осуществлен без ветровой нагрузки, то необходимо проверить работу гибридного висячего моста под действием сочетания нагрузок.

## **4.2 Дополнительные численные расчеты гибридных пешеходных висячих мостов с учетом воздействия ветра**

### **4.2.1 Напряженно-деформированное состояния гибридных пешеходных висячих мостов с учетом ветровой нагрузки**

Для обоснования области применимости ПКМ в висячих моста были выполнены дополнительные расчеты НДС несущих конструкций с учетом воздействия ветровой нагрузки. К расчету приняты мосты с пролетом длиной 60 м и высотой балки жесткости 1/50 и 1/100 от длины пролета, при этом висячая система для них принята с прикреплением кабеля к балке жесткости и повышенной жесткости соответственно. Также выполнен аналогичный расчет модели моста с пролетом длиной 216 м и висячей системой повышенной жесткости.

Приложение нагрузок на пролетное строение было выполнено в соответствии с требованиями СП 35.13330.2011 [75], в частности коэффициенты сочетания были приняты равными 0,8 для пешеходной нагрузки и 0,25 – для ветровой (п. 6.2, примечание 1.б).

Расчет ветровой нагрузки осуществлялся с учетом описанных в параграфах 3.2 – 3.3 безразмерных аэродинамических коэффициентов для моделей с проходом поверху и понизу соответственно. Значения коэффициентов были приняты при нулевых углах атаки по следующим причинам. Во-первых, отклонение потока больше 3 – 5 градусов подразумевает наличие соответствующего сложного рельефа местности,

который сильно меняет угол атаки. Во-вторых, значения коэффициентов при околонулевых градусах атаки существенно не изменяются. Поэтому выбор таких исходных данных для расчета является правомерным. Расчет ветрового воздействия был осуществлен по формулам 3.5 – 3.7. Расчетная скорость ветрового напора была принята равной 25 м/с. В результате к продольным балкам пролетных строений были приложены равномерно распределенные вертикальные и горизонтальные нагрузки, а также крутильный момент в поперечном направлении в середине пролета.

В первую очередь были произведены расчеты модели с прикреплением кабеля к балке жесткости. Установлено, что с учетом ветровой нагрузки прогибы пролетного строения были снижены и составили порядка 145 мм.

На рисунке 4.2 приведена эпюра нормальных напряжений от продольного момента.

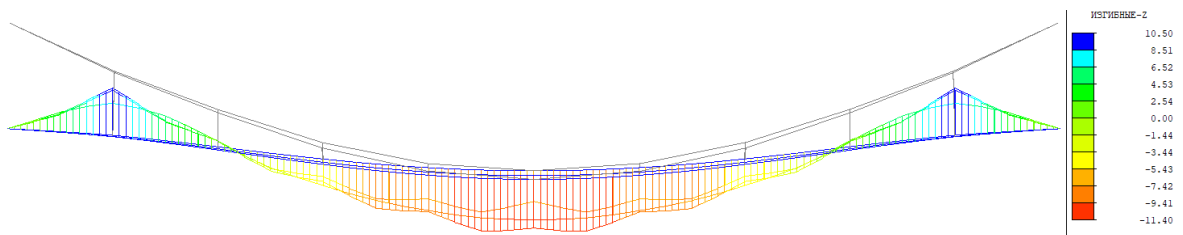


Рисунок 4.1 – Эпюра нормальных напряжений (в МПа)

Сравнение результатов расчета моделей с учетом ветровых нагрузок и без них показало, что напряжения в середине пролета уменьшены на 10 % (рисунки 2.7 и 4.1).

Расчет моста с длиной пролета 60 м с висячей системой повышенной жесткости с учетом ветровой нагрузки показал, что прогибы моста снижены на 13 % – до 130 мм (рисунок 4.2).

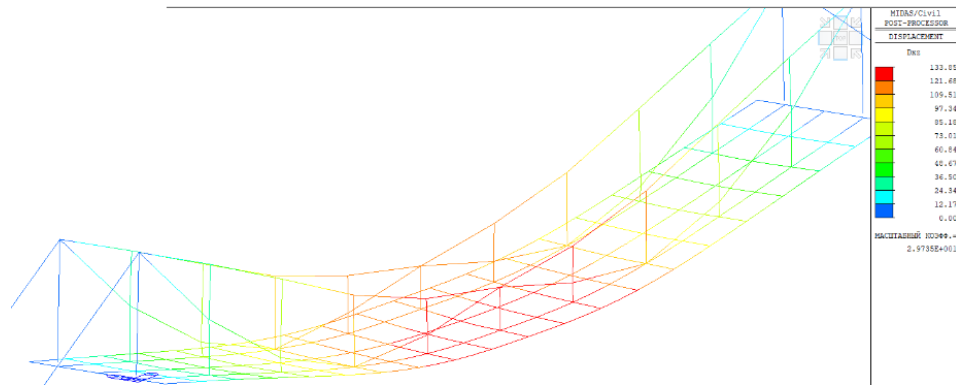


Рисунок 4.2 – Деформированный вид моста с длиной пролета 60 м с висячей системой повышенной жесткости

Прогибы при несимметричном нагружении не превысили 78 мм (98 мм – при нагружении без ветра).

Напряжения от продольной силы и момента, а также суммарные напряжения в балке жесткости от сочетания нагрузок с учетом ветра также оказались снижены. Напряжения от продольного изгибающего момента показаны на рисунке 4.3.

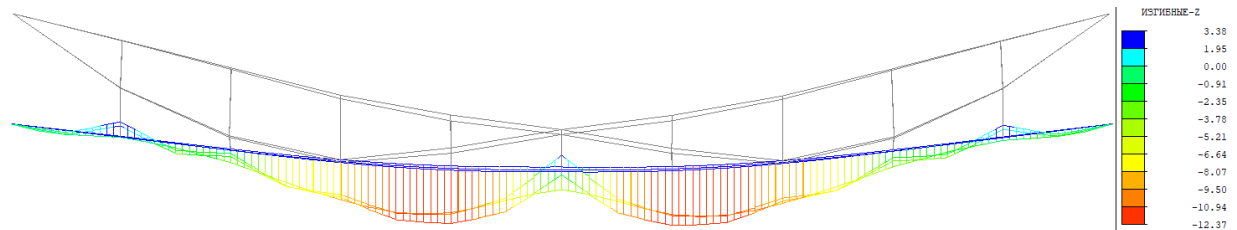


Рисунок 4.3 – Эпюра нормальных напряжений (в МПа)

Далее, рассмотрим результаты расчета модели моста с длиной пролета 216 м. Прогибы этого пролетного строения с учетом ветровой нагрузки не превысили 540 мм (рисунок 4.4).

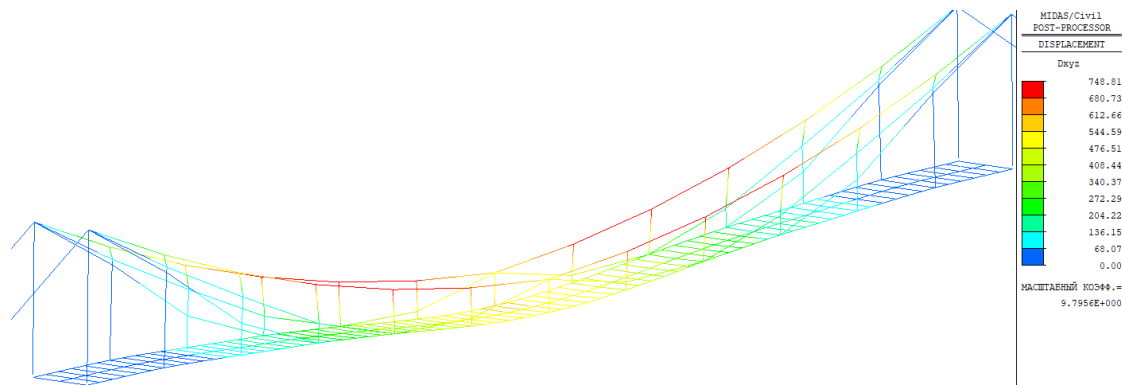


Рисунок 4.4 – Деформированный вид моста с длиной пролета 216 м с висячей системой повышенной жесткости

Суммарные напряжения в стеклопластиковой балке жесткости также не превысили расчетного сопротивления – 28 МПа.

Сравнение результатов этого расчета с результатами, представленными в разделе 2.4.2, а именно с эпюрой напряжений от изгибающего момента (рисунок 2.16), позволило установить незначительное снижение значений изгибающих напряжений. При этом полные напряжения незначительно отличаются у моделей и не превышают 20 МПа. Наибольшие напряжения во всех моделях оказались сконцентрированы на крайней балке жесткости из-за наличия в поперечной плоскости крутящего аэродинамического момента.

Таким образом, сделан вывод о том, что несущая способность с учетом аэродинамической устойчивости для рассматриваемых конструкций обеспечена.

#### 4.2.2 Дополнительные численные расчеты пролетных строений

Так как при определении генеральных размеров пешеходных гибридных висячих мостов с учетом целесообразности места их применения (параграф 2.2) был определен диапазон размеров исследуемых конструкций, для которых были выполнены соответствующие расчеты НДС (параграф 2.4-2.5), то необходимо дополнительно обосновать аэродинамическую устойчивость пролетных строений с отношением ширины поперечного сечения к высоте равным 12. Поэтому были выполнены дополнительные численные расчеты аэродинамических характеристик в программном комплексе, так как ранее была подтверждена достоверность получаемых результатов (3.5.2).

Для этого к расчеты было принято дополнительно две модели пролетных строений с поперечным сечением первого типа (рисунок 2.1) с высотой балки жесткости 0,6 м и шириной 7,5 м для пролета длиной 60 м, а также сечение шириной 10,0 м и высотой балки жесткости 0,8 м при длине пролета 80 м. При этом расчет НДС первого сечения уже был рассмотрен во второй главе, а

второе дополнительное сечение принято новым из-за того, что пролетное строение с проходом понизу (второй тип) оказалось неудачным решением из-за склонности к срывному флаттеру. Поэтому на рисунке 2.3 по графику для балки жесткости с относительной высотой  $1/100 l$  и ширины пролетного строения 10 м была определена длина пролета – 80 м.

Расчеты аэродинамических характеристик в программном комплексе были проведены в соответствии с методикой, описанной в 3.5.1. В результате получены графики зависимости безразмерных коэффициентов лобового сопротивления, подъемной силы и момента от углов атаки, а также основная частота схода вихрей. Анализ полученных результатов показал качественное совпадение графиков зависимостей, а также отсутствие склонности к явлениям неустойчивости типа галопирование и дивергенция. Сравнение частот схода вихрей и собственных колебаний позволило подтвердить отсутствие склонности к вихревому возбуждению (резонансу).

Оценка несущей способности второй дополнительной конструкции была дана применительно к уже посчитанному мосту с длиной пролета 216 м исходя из целесообразности в ограничении объемов расчетов. Из-за того, что длина пролета этого моста при той же относительной высоте в 2,7 раза короче, то и суммарная нагрузка на пролет во столько же раз меньше при той же ширине полосы нагрузки. Следовательно, применение аналогичных конструктивных решений позволит обеспечить несущую способность.

Таким образом, на основе полученных результатов была определена и обоснована область применимости ПКМ (с модулем упругости  $\sim 30$  МПа) в виде семейств кривых.

### 4.3 Область применимости ПКМ в балках жесткости пешеходных висячих мостов

Известно, что расчет изгибаемых элементов (балок жесткости) ведется методом предельных состояний, в соответствии с п. 5.1 ГОСТ 27751-2014 [17] и п. 5.35 СП 35.13330.2011 [75]. При этом подбор поперечных сечений обычно выполняют по условию обеспечения прочности, однако это не позволит применять конструкции из полимерных композитов с малым модулем упругости.

Поэтому, в виду того, что были получены удовлетворительные результаты расчетов НДС гибридных висячих мостов, подтверждена выдвинутая гипотеза и обеспечена аэродинамическая устойчивость рассмотренных висячих мостов, то это означает необходимость изменить *порядок расчета* расчетов по группам предельных состояний. В отличие от стальных и железобетонных пролетных строений, подбор поперечных сечений главных балок из ПКМ необходимо выполнять по условию предельных деформаций (вторая группа предельных состояний), и затем – по несущей способности (первая группа предельных состояний) и по остальным проверкам второй группы [150]. При этом запас прочности не приведет к существенному увеличению собственного веса конструкции.

В результате изучения *причинно-следственных связей* между линейными размерами пролетных строений и напряженно-деформированным состоянием балки жесткости, а также аэродинамической устойчивостью пешеходных висячих (вантовых) мостов была определена область применения полимерных композиционных материалов (с модулем упругости ~ 30 МПа) в графическом виде. На рисунке 4.5 область применения ПКМ представлена для балок жесткости в виде семейства кривых по зависимостям отношения ширины к высоте пролетного строения от его длины.

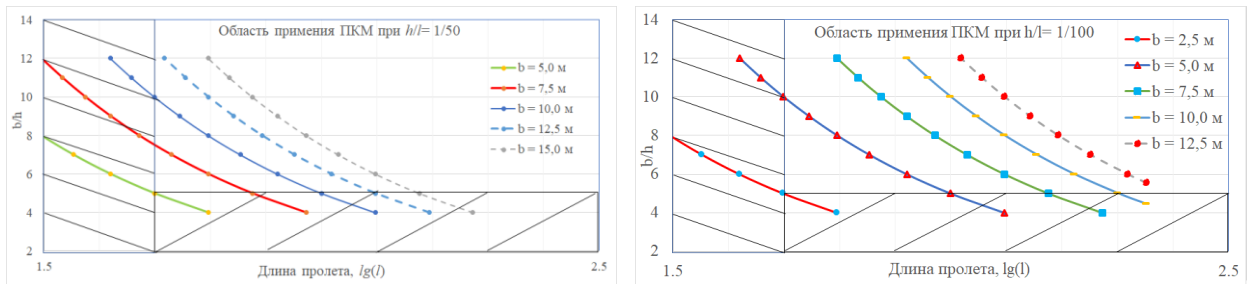


Рисунок 4.5 – Область применения ПКМ в диапазоне длин пролетов от 50 до 225 м, при относительной высоте балки жесткости от  $1/50 l$  до  $1/100 l$

На рисунке 4.5 по оси абсцисс длина пролета представлена в виде десятичного логарифма. На оси ординат представлена относительная ширина пролетного строения ( $b/h$ , где  $b$  – ширина пролетного строения,  $h$  – высота).

По результатам аэродинамического эксперимента установлены границы требуемых значений отношения ширины к высоте пролетного строения. Так, нижняя граница должна быть не менее 5 из-за склонности конструкций с меньшим соотношением к нескольким видам аэроупругой неустойчивости.

Наибольшая относительная высота ( $b/h$ ) пролетного строения ограничена значением 12, исходя из размеров исследованных пролётных строений. Однако после проведения дополнительного обоснования аэродинамической устойчивости возможно применение ПКМ в пролетных строениях с  $b/h > 12$ . При этом диапазон значений относительной ширины от 5 до 12 был определен в параграфе 2.2, исходя из целесообразности места применения пешеходных мостов (без специального обоснования) с учетом возможности проезда одиночного автомобиля.

Также, на рисунках 4.5 приведены пунктиром графики для поперечных сечений с шириной, превышающей ширину исследованного сечения. Так как у таких конструкций ширина полосы нагрузки, и соответственно, суммарная временная подвижная нагрузка будут больше, чем у рассмотренных конструкций, то для применения ПКМ в этих конструкциях необходимо выполнить дополнительные проверки по несущей способности и исследование аэродинамической устойчивости. Аналогично, при

необходимости применения ПКМ в более длинных пролетах, чем 220-225 м, необходимы дополнительные расчеты.

Данная область (рисунок 4.5) была определена по результатам выполненных исследований. Однако её можно расширить с учетом опыта построенных мостов в Англии (Halgavor, Wilcott) с относительной высотой  $1/100 l$  и  $1/132 l$  и шириной 3,7 и 2,2 м. Для этого были выполнены дополнительные расчеты НДС и собственных частот однопролетного висячего моста с длиной пролета 200 м и поперечным сечением пролетного строения первого типа, ширины которого составляет 5,5 м, а относительная высота балки жесткости –  $1/200 l$ . Установлено, что напряжения и прогибы конструкции ограничены в соответствии с требованиями норм проектирования.

Отметим, что так как невозможно исследовать аэродинамическую устойчивость всех возможных вариантов поперечных сечений пролетных строений, то следует сделать лишь принципиальную оценку. Так как для расчета был принят первый тип поперечного сечения, который оказался более устойчивым к вихревому возбуждению, а также к остальным типам неустойчивости. Исключить возможность возникновения галопирования, обоих видов флаттера и дивергенции у конструкции можно с учетом полученных результатов аэродинамических исследований для того же порядка соотношений размеров принятого типа поперечного сечения. В итоге область применимости была расширена (рисунок 4.6).

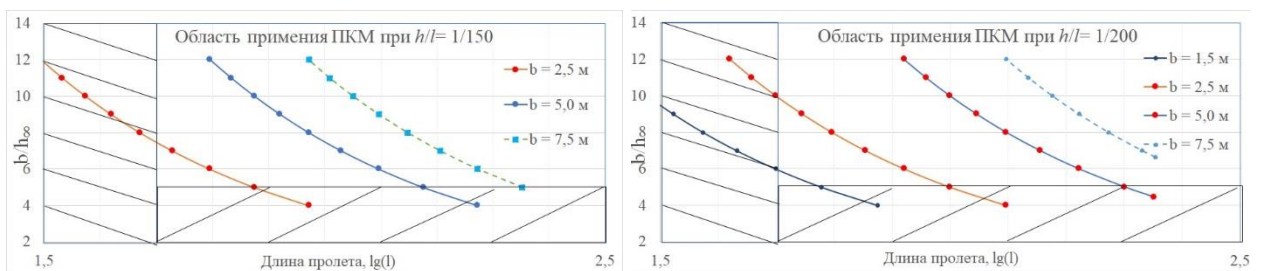


Рисунок 4.6 – Область применения ПКМ в диапазоне

Также известны мосты в Шотландии с относительной высотой балки жесткости  $\sim 1/250 l$  и шириной пролетного строения 2,2 м, а также мост, построенный НПП АпАТЭК в Якутии с балкой жесткости которого имеет относительную высоту около  $1/300 l$  и ширину пролета - 2,2 м. Для таких



мостов с длиной пролета до 100 м на рисунке 4.6 приведена аналогичная область применимости, выраженная кривыми для балок жесткости с относительной высотой от  $1/250 l$  до  $1/300 l$ .

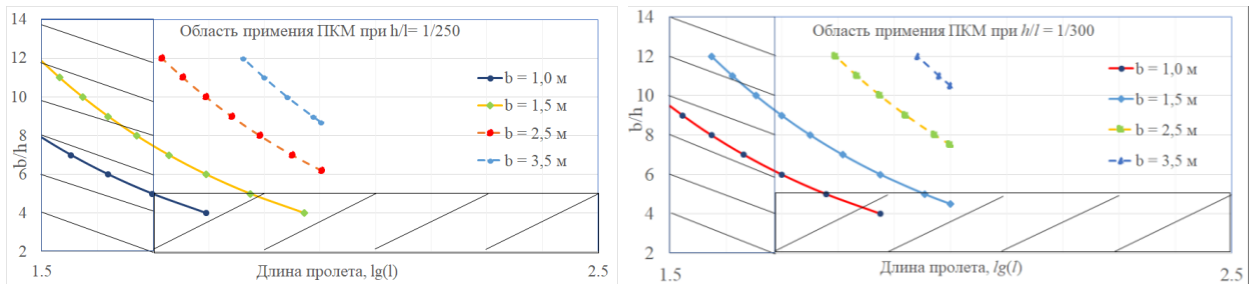


Рисунок 4.7 – Область применения ПКМ в пролетах длиной менее 100 м при относительной высоте балки жесткости от  $1/250 l$  до  $1/300 l$

При этом на рисунке 4.5 – 4.7 кривые, отмеченные пунктиром, отражают потенциальную область применимости ПКМ в балках жесткости, для которых необходимо выполнить дополнительные расчеты. Это связано с тем, что ширина полосы нагрузки для этих конструкций больше величины, принятой в проведенных расчетах.

Таким образом, применение ПКМ с малым модулем упругости (не менее 30 ГПа) возможно в гибридных пролетных строениях с висячими системами (классическими и повышенной жесткости) с обеспечением прочности, жесткости и аэродинамической устойчивости. Для этого определены следующие параметры:

- по длине – в интервале от 50 до 225 м;
- по относительной ширине пролетного строения – от 5 до 12  $h$ ;
- относительной высотой пролетного строения не более  $1/300 l$  для средних пролетов и  $1/200 l$  для пролетов более 100 м (с модулем упругости не менее 30 ГПа);
- максимальной шириной пролетного строения 10 м при относительной высоте не более  $1/200 l$ .

#### 4.4 Технико-экономическое обоснование

Для расчета экономической эффективности выполнено сравнение двух вариантов конструкций висячего моста с учетом рекомендаций, изложенных в ОДМ-218.2.058-2019 [50]. Для сравнения выбрано два однопролетных висячих моста с длиной пролета 216 м из стеклопластика и стали. При определении собственного веса стальной балки жесткости её высота была эскизно назначена как  $1/150$  длины пролета.

Необходимо отметить, что стоимость мостов с применением пролетных строений, как из ПКМ, так и из стали, складывается из стоимости материалов на другие несущие конструкции, а также затрат на сборку и монтаж, грузоподъемную технику, содержание и транспортных расходов. Так, малая плотность ПКМ снижает расход материалов на элементы висячей системы, фундаменты, опоры и анкерные опоры. На этапе строительных работ вес ПКМ влечет снижение стоимости транспортных, сборочных и монтажных работ. В период эксплуатации моста из ПКМ снижены расходы на противокоррозионную защиту. Например, в работе *J. Christoffersen, L. Hauge, J. Bjerrum* описано, что несмотря на то, что стоимость конструкций из полимерных композитов для моста, построенного в 1997 г., была в семь раз выше стоимости аналогичного варианта из стали, однако общая стоимость цельнокомпозитного моста оказалась выше всего на 15 % [101].

Итак, стоимость изготовления пролетных строений из стеклопластика определена по прайс-листам предприятий-изготовителей, а стоимость остальных материалов – по действующим сборникам сметных цен на материалы, изделия и конструкции, применяемые в строительстве. В сметной стоимости моста были учтены работы и материалы по устройству фундаментов, опор и анкерных опор, пролетных строений и висячих систем (таблица 4.2).

Таблица 4.2 – Стоимость строительства двух вариантов конструкций

Материал пролетного строения (ПС)	Стоимость, тыс. руб.			
	материалов (в т. ч. ПС)	сборки и монтажа ПС	транспортировки и складирования	всего
Стеклопластик	188 162,29 (156 300,0)	8 472,35	9 408,11	238 711,22
Сталь	171 708,21 (95 644,86)	20 464,81	7 760,61	227 914,29

Затраты на сборку и монтаж конструкций рассчитаны в соответствии с Методикой определения стоимости строительных продукций на территории Российской Федерации. Затраты на эксплуатацию – в соответствии с Методическими рекомендациями по определению стоимости работ по содержанию автомобильных дорог федерального значения. Затраты на транспортировку и складирование установлены как 3 и 2 % стоимости конструкций по рекомендациям ОДМ-218.2.058-2019 [50]. В расчет не включена стоимость накладных расходов и сметная прибыль, так как таблица предназначена для сравнения стоимости тех позиций, на которые непосредственно влияет применение ПКМ.

Расчет стоимостей показал основные различия в объемах работ для двух вариантов конструкций, а именно в устройстве фундаментов, анкерных опор пролетных строений и висячих систем. Так, для выбранных грунтов необходимо устройство свайных фундаментов для более тяжелых конструкций стального моста, тогда как для моста с более легкими конструкциями из ПКМ достаточно применения фундамента мелкого заложения. Также в смету металлического моста была заложена стоимость более массивных анкерных опор, работ по устройству подмостей для монтажа пролетного строения, а также затраты на больший объем материалов висячей системы. Таким образом, общая стоимость моста со стеклопластиковым пролетным строением больше стоимости стального моста на 5 % (таблица 4.2).

Эксплуатационные расходы, а также стоимость мостов с учетом затрат на эксплуатацию приведены в таблице 4.3.

Таблица 4.3 – Сравнение эксплуатационной и общей стоимости двух вариантов мостов

Материал пролетного строения	Эксплуатационная стоимость за период, млн руб.						Общая стоимость за период, млн руб.					
	5 лет	15 лет	30 лет	50 лет	70 лет	100 лет	5 лет	15 лет	30 лет	50 лет	70 лет	100 лет
Стеклопластик	1,5	4,8	9,7	16,0	22,3	32,0	240	243,5	248	254	261	270
Сталь	3,5	15,7	24	50	71	101	231	243,6	252	278	299	329

Эффект от внедрения нового технического решения определен согласно ОДМ-218.2.058-2019 [50], как разность затрат на строительство и эксплуатацию моста из стальных конструкций и моста из ПКМ. Таким образом, эффект от внедрения конструкций из ПКМ в размере 100 тыс. руб. появляется на 15-й год эксплуатации и к 100-му году эксплуатации достигает 58,2 млн руб.

#### 4.5 Выводы по главе

В результате исследования установлено, что проверку по предельным состояниям пешеходных висячих (вантовых) мостов с гибридными пролетными строениями следует выполнять в следующем порядке: сначала проверку конструкции по предельным деформациям (вторая группа предельных состояний), далее – проверку несущей способности (первая группа предельных состояний) и затем – остальные проверки, относящиеся ко второй группе [150].

Область применения ПКМ в висячих (вантовых) мостах с обеспечением прочности, жесткости и аэродинамической устойчивости определена в следующих границах:

- по длине – в интервале от 50 до 225 м;
- по относительной ширине пролетного строения – в интервале от 5 до 12 h;
- относительной высотой пролетного строения не более  $1/300$  l для средних пролетов и  $1/200$  l для пролетов более 100 м (с модулем упругости не менее 30 ГПа);

– максимальной шириной пролетного строения 10 м при относительной высоте не более  $1/200 l$ .

Размеры пролетного строения проверяют по последнему параметру графическим способом. Для этого сравнивают положение искомой кривой и кривой, соответствующей четвертому параметру, относительно которой область слева является областью применения ПКМ.

В результате технико-экономического обоснования установлено, что экономический эффект от внедрения конструкций из полимерных композитов наступает на 15-й год эксплуатации за счет снижения расходов на содержание мостов.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Решение задач, поставленных для достижения цели диссертационной работы, позволило получить следующие научные результаты:

1. Предложено и обосновано конструктивное решение большепролетных несущих конструкций висячего пешеходного моста из современных полимерных композиционных материалов. С помощью расчетных исследований на геометрически нелинейных конечно-элементных моделях доказано, что такая конструкция, в отличие от традиционных систем, обеспечивает необходимую жесткость при отношении высоты к длине балки жесткости из современного полимерного композита менее 1/100.

2. Экспериментально установлены требуемые значения отношения ширины к высоте пешеходных гибридных пролетных строений из современных полимерных композиционных материалов в интервале  $\geq 5 \dots \leq 12$  для обеспечения аэродинамической устойчивости, а также типы специальных устройств для гашения колебаний.

3. По результатам выполненных исследований даны рекомендации по определению типа поперечного сечения и генеральных размеров пролетного строения пешеходного висячего моста из композиционных материалов в зависимости от его длины. Результаты представлены в виде зависимостей отношения ширины балки жесткости к её высоте при различных длинах перекрываемых пролетов.

**Дальнейшей перспективой работы** является исследование многопролетных пешеходных висячих мостов, а также цельнокомпозитных пролетных строений висячих мостов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Автоматизация сбора и обработки данных при проведении экспериментов в учебной аэродинамической трубе / В. М. Гилев, А. А. Батулин, С. Д. Саленко, И. В. Слободской // Международный журнал экспериментального образования. – 2010. – № 7. – С. 112 – 114.
2. Автоматизированный сбор данных и управление нестационарным аэродинамическим экспериментом / В. В. Башуров, В. М. Гилев, С. Д. Саленко, И. В. Слободской, С. И. Шпак // Индустриальные информационные системы. ИИС – 2015: сб. тез. докл. Всерос. конф. с междунар. участием (Новосибирск, 20 – 24 сент. 2015 г.). – Новосибирск, КТИ ВТ СО РАН, 2015. – С. 10 – 11. URL: <http://conf.nsc.ru/files/conferences/iis2015/299241/ThesisIIS2015.pdf> (дата обращения: 01.10.2018).
3. АпАТэК – Прикладные перспективные технологии: офиц. сайт. – Москва, 2005 – 2008. – URL: <http://www.apatech.ru> (дата обращения: 01.06.2020).
4. Армированные пластики – современные конструкционные материалы / Э. С. Зеленский, А. М. Куперман, Ю. А. Горбаткина и др. // Российский химический журнал (Журнал Российского химического общества им. Д. И. Менделеева). – 2001. – Т. XLV, № 2. – С. 56 – 74.
5. Аэродинамические испытания в процессе надвижки мостов / С. Д. Саленко, А. А. Кураев, А. Д. Обуховский [и др.] // Транспортное строительство. – 1996. – № 1–2. – С. 40 – 41.
6. Аэродинамические испытания Томского моста / С. Д. Саленко, А. Д. Обуховский, В. И. Акопов, А. Б. Канунников // Научный вестник Новосибирского государственного технического университета. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. – № 3(18) – С. 143 – 150.
7. Бейдер, Э. Я. Влияние аппретов на свойства термопластичных стеклопластиков / Э. Я. Бейдер, Г. Н. Петрова, Т. Ф. Изотова // Труды ВИАМ.

– 2014. – № 9. – 07. – URL: [http://viam-works.ru/ru/articles?art\\_id=712](http://viam-works.ru/ru/articles?art_id=712) (дата обращения: 01.06.2022).

8. Бейдер, Э. Я. Композиционные термопластичные материалы – свойства и способы переработки / Э. Я. Бейдер, С. В. Малышенко, Г. Н. Петрова // Пластические массы. – 2013. – № 7. – С. 56 – 60.

9. Бейдер, Э. Я. Термопластичные связующие для полимерных композиционных материалов / Э. Я. Бейдер, Г. Н. Петрова // Труды ВИАМ. – 2015. – № 11. – 05. – URL: <http://www.viam-works.ru> (дата обращения: 15.01.2019).

10. Бородулин, А. С. Свойства и особенности структур стеклянных Волокон, используемых для изготовления стеклопластиков / А. С. Бородулин // МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ. – 2012. – № 7. – С. 34 – 37.

11. Вавилова, М. И. Свойства и особенности армирующих стеклянных наполнителей, используемых для изготовления конструкционных стеклопластиков / М. И. Вавилова, Н. С. Кавун // Авиационные материалы и технологии. – 2014. – № 3 (32). – URL: <https://cyberleninka.ru/article/n/svoystva-i-osobennosti-armiruyuschih-steklyannyh-napolniteley-ispolzuemyh-dlya-izgotovleniya-konstruktsionnyh-stekloplastikov> (дата обращения: 01.02.2017).

12. Гасители аэроупругих колебаний консоли пролетного строения / С. Д. Саленко, А. А. Кураев, А. Д. Обуховский, В. И. Акопов, А. Б. Канунников // Вестник мостостроения. – 1997 – № 4 – С. 53 – 58.

13. Гилев, В. М. Автоматизированное поддержание скорости потока в рабочей части аэродинамической трубы / В. М. Гилев, А. А. Саленко, И. В. Слободской // *Dynamika naukowych badan* – 2013: materialy 9 miedzynarodowej naukowopraktycznej konferencji, 07 – 15 lipca 2013 roku. – Vol. 13: Techniczne nauki. Fizyczna kultura. – Przemysl: Nauka i studia, 2013. – S. 60 – 64.

14. Гилев, В. М. О стабилизации скорости потока в рабочей части аэродинамической трубы / В. М. Гилев, А. А. Саленко, И. В. Слободской //



Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований. – 2013. – № 8, ч. 3. – С. 130 – 131.

15. ГОСТ 33119-2014. Конструкции полимерные композитные для пешеходных мостов и путепроводов. Технические условия: межгос. стандарт: введ. в действие приказом Росстандарта от 12 дек. 2014 г. № 2043-ст. – Москва, 2019. – 32 с.

16. ГОСТ 7676-73. Канаты стальные. Канат закрытый несущий с двумя слоями клиновидной и одним слоем зетобразной проволоки и сердечником типа ТК. Сортамент: межгос. стандарт: утв. и введ. в действие постановлением Госстандарта Совета Министров СССР от 15 июня 1973 г. № 1484. – Москва, 1975. – 2 с.

17. ГОСТ 27751-2014. Надежность строительных конструкций и оснований. Основные положения: межгос. стандарт: введен в действие приказом Росстандарта от 11 дек. 2014 № 1974-ст. – Москва: Стандартинформ, 2015. – 17 с.

18. ГОСТ Р 54928-2012. Пешеходные мосты и путепроводы из полимерных композитов. Технические условия: нац. стандарт Рос. Федерации: утв. и введ. в действие приказом Росстандарта от 27 июня 2012 г. № 135-ст. – Москва, 2014 – 54 с.

19. ГОСТ 33344-2015. Профили пултрузионные конструкционные из полимерных композитов. Общие технические условия: межгос. стандарт: принят Межгос. советом по стандартизации, метрологии и сертификации (протокол от 18 июня 2015 г. № 47). – Москва, 2015. – 34 с.

20. Гостеев, Ю. А. Влияние формы на аэродинамические характеристики балочных мостов / Ю. А. Гостеев, А. Д. Обуховский, С. Д. Саленко // Инженерно-строительный журнал. – 2014. – № 5 (49). – С. 63 – 72. – DOI: 10.5862/MCE.49.7.

21. Гостеев, Ю. А. Численное моделирование поперечного обтекания пролетных строений балочных мостов / Ю. А. Гостеев, А. Д. Обуховский, С. Д. Саленко // Вестник Донского государственного технического

университета. – 2018. – Т. 18. – № 4. – С. 362 – 378. – DOI: 10.23947/1992-5980-2018-18-4-362-378.

22. Девнин, С. И. Аэрогидромеханика плохообтекаемых конструкций / С. И. Девнин. – Ленинград: Судостроение, 1983. – 331 с.

23. Иванов, А. Н. Полимерные композиты в мостостроении / А. Н. Иванов, А. Н. Яшнов // Политранспортные системы: материалы VIII Междунар. науч.-техн. конф. в рамках года науки Россия – ЕС «Научные проблемы реализации транспортных проектов в Сибири и на Дальнем Востоке». – Новосибирск: Изд-во СГУПС, 2015. – С. 115 – 120.

24. Иванов, А. Н. Проектирование гибридного пролетного строения автодорожного моста / А. Н. Иванов // Стеклопластик в пролетном строении автодорожного моста: сб. ст. – Saarbrücken: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2014. – С. 25 – 36.

25. Иванов, А. Н. Совершенствование конструкции и методики расчета пролетных строений мостов с несущими элементами из композиционных материалов: дис. ... канд. техн. наук.: 05.23.11 / Артем Николаевич Иванов. – Новосибирск, 2015.– 183 с.

26. Исследование аэроупругих колебаний пролетных строений висячих мостов из легких полимерных материалов: науч. отчет о НИР проекта РФФИ 19-48-540015 (промежуточный) / Новосиб. гос. техн. ун-т; рук. С. Д. Саленко; исполн. Ю. А. Гостеев [и др.]. – Новосибирск., 2020. – 70 с.

27. Исследование аэроупругих колебаний пролетных строений висячих мостов из легких полимерных материалов.: Научный отчет о НИР проекта РФФИ 19-48-540015 (итоговый) / Новосиб. гос. техн. ун-т; рук. С. Д. Саленко; исполн. Ю. А. Гостеев [и др.]. – Новосибирск., 2021. – 94 с.

28. Исследование способов снижения динамических нагрузок от воздействия ветра на пролетное строение моста, возводимого через р. Томь в г. Кемерово: отчет о НИР / Новосиб. гос. техн. ун-т; науч. рук. С. Д. Саленко. – Новосибирск, 2001. – 85 с.

29. Исследование способов снижения динамических нагрузок от воздействия ветра на пролетное строение моста, возводимого через р. Иртыш в г. Омске: отчет о НИР / Новосиб. гос. техн. ун-т; науч. рук. С. Д. Саленко; отв. исполн. А. Д. Обуховский. – Новосибирск, 2001. – 88 с.

30. Каблов, Е. Н. Обзор зарубежного опыта исследований коррозии и средств защиты от коррозии / Е. Н. Каблов, О. В. Старцев, И. М. Медведев // Авиационные материалы и технологии. – 2015. – № 2 (35). – URL: <https://cyberleninka.ru/article/n/obzor-zarubezhnogo-opyta-issledovaniy-korrozii-i-sredstv-zaschity-ot-korrozii> (дата обращения: 25.01.2022).

31. Казакевич, М. И. Аэродинамика мостов / М. И. Казакевич. – Москва: Транспорт, 1987. – 240 с.

32. Казакевич, М. И. Аэродинамические способы гашения колебаний плохообтекаемых тел в ветровом потоке / М. И. Казакевич // Строительная механика и расчет сооружений. – 1974. – № 6. – С. 66 – 70.

33. Казакевич, М. И. Хаос в аэроупругих системах / М. И. Казакевич // Металлические конструкции. – 2008. – Т.14. – № 4 – С. 217 – 225.

34. Качурин, В. К. Проектирование висячих и вантовых мостов / В. К. Качурин, А. В. Брагин, Б. Г. Ерунов. – Москва: Транспорт, 1971. 280 с.

35. Кирсанов, Н. М. Висячие и вантовые конструкции / Н. М. Кирсанов. – Москва: Стройиздат, 1981. – 158 с.

36. Кирсанов, Н. М. Висячие системы повышенной жесткости / Н. М. Кирсанов. – Москва: Стройиздат, 1973. – 116 с.

37. Клементьев, А. О. Экспериментальные исследования прочности и деформативности изгибаемых железобетонных элементов, армированных в сжатой и растянутой зоне неметаллической композиционной арматурой / А. О. Клементьев, Д. Н. Смердов, М. Н. Смердов // Транспорт Урала. – 2014. – № 4(43). – С. 50 – 55. – ISSN 1815-9400.

38. Композиционные материалы: в 8 т. / под ред. Л. Браутмана и Р. Крока. Т. 7: Анализ и проектирование конструкций. Ч. 1. / под ред. К. Чамиса; пер. с англ. – Москва: Машиностроение, 1978. – 300 с.

39. Композиционные материалы: справ. / В. В. Васильев, В. Д. Протасов, В. В. Болотин и др.; под общ. ред. В. В. Васильева, Ю. М. Тарнопольского. – Москва: Машиностроение, 1990. – 512 с.

40. Композиционные термопластичные материалы и пенополиимиды / Э. Я. Бейдер, Г. Н. Петрова, Т. Ф. Изотова, Е. В. Гуреева // Труды ВИАМ. – 2013. – № 11. – 01. – URL: <http://www.viam-works.ru> (дата обращения: 16.01.2019).

41. Короткин, А. И. Об одном из методов определения числа Струхалея при обтекании контуров с фиксированными точками отрыва потока / А. И. Короткин, С. Ю. Соловьев, А. С. Гузеев // Морской вестник. – 2012. – № 2(42). – С. 97 – 99.

42. Лебедев, А. А. К расчету ортотропной плиты из полимерных композиционных материалов / А. А. Лебедев, С. Ю. Поляков // Современные проблемы естественных и технических наук: материалы 24-й межвуз. (регион.) науч.-студ. конф. «Интеллектуальный потенциал Сибири» (Новосибирск, 24 – 25 мая 2016 г.). – Новосибирск: Изд-во Сибстрин, 2016. – С. 105 – 109.

43. Методические рекомендации по расчету мостовых пролетных строений с применением композитных материалов / М-во строительства и жилищ.-коммун. хоз-ва Рос. Федерации; Федер. центр нормирования, стандартизации и технической оценки соответствия в строительстве. – Москва, 2019. – 85 с. – URL: [https://www.faufcc.ru/upload/methodical\\_materials/mp42\\_2019.pdf](https://www.faufcc.ru/upload/methodical_materials/mp42_2019.pdf) (дата обращения: 30.05.2019).

44. Михайлин Ю. А. Термоустойчивые полимеры и полимерные материалы / Ю. А. Михайлин. – Санкт-Петербург: Профессия, 2006. – С. 267 – 272.

45. Мухаметов, Р. Р. Терморезистивные полимерные связующие с прогнозируемым уровнем реологических и деформативных свойств /

Р. Р. Мухаметов, Ю. И. Меркулова, Л. В. Чурсова // Клеи. Герметики. Технологии. – 2012. – № 5. – С. 19 – 21.

46. Нестерова, О. П. Совершенствование конструкции и методики расчета пролетных строений мостов с несущими элементами из композиционных материалов: дис. ... канд. техн. наук.: 05.23.11 / Ольга Павловна Нестерова; Петербургский гос. ун-т путей сообщения императора Александра I. – Санкт-Петербург, 2019. – 140 с.

47. Об утверждении государственной программы Российской Федерации «Развитие промышленности и повышение ее конкурентоспособности»: постановление Правительства Рос. Федерации от 15 апр. 2014 г. № 328 (ред. от 12 февр. 2022 г. № 161) // Официальный интернет-портал правовой информ. – URL: <http://www.pravo.gov.ru> (дата обращения: 01.07.2022).

48. Об утверждении плана мероприятий («дорожной карты») «Развитие отрасли производства композитных материалов»: распоряжение Правительства Рос. Федерации от 24 июля 2013 г. №1307-р. // Официальный интернет-портал правовой информ. – URL: <http://www.pravo.gov.ru> (дата обращения: 01.07.2022).

49. ОДМ 218.2.040 – 2014. Отраслевой дорожный методический документ. Методические рекомендации по оценке аэродинамических характеристик сечений пролетных строений мостов / Росавтодор; разработ. НГТУ; С. Д. Саленко, Ю. А. Гостеев, А. А. Кураев, А. Д. Обуховский, В. П. Однорал, Ю. В. Телкова. – Москва: Информавтодор, 2014. – 87 с.

50. ОДМ 218.2.058–2019. Рекомендации по применению композиционных материалов в конструкциях мостовых сооружений и пешеходных мостов / Росавтодор; разработ. Руссинтэк; Е. Ю. Крашенинин, В. С. Шиковский, И. В. Никитин, А. С. Бейвель. – Москва, 2019. – 82 с.

51. Определение аэродинамических коэффициентов сечения пролетного строения висячего моста из полимерных композиционных материалов / Ю. А. Гостеев, А. А. Лебедев, А. Д. Обуховский, С. Д. Саленко,

А. Н. Яшнов // Вестник Сибирского государственного университета путей сообщения. – 2019. – № 4 (51). – С. 53 – 62.

52. Патент № 193131 Российская Федерация, МПК E01D 11/02. Висячий мост: № 2019122240: заявл. 11.07.2019: опубл. 15.10.2019 / А. Н. Яшнов, А. А. Лебедев; заявитель и патентообладатель СГУПС. – 5 с.

53. Петрова, Г. Н. Конструкционные материалы на основе армированных термопластов / Г. Н. Петрова, Э. Я. Бейдер // Российский химический журнал. – 2010. – Т. 54. – № 1. – С. 34 – 40.

54. Полимерные композиционные материалы: прочность и технологии / С. Л. Баженов, А. А. Берлин, А. А. Кульков, В. Г. Ошмян. – Москва: Интеллект, 2009. – 352 с.

55. Полимерные композиционные материалы: структура, свойства, технология: учеб. пособие. – 4-е изд., испр. и доп. / под ред. А.А. Берлина. – Санкт-Петербург: Профессия, 2014. – 592 с.

56. Помогаев, И. В. Испытание узловых соединений элементов из композиционных материалов на обычных болтах / И. В. Помогаев, А. В. Гусаренко, А. А. Лебедев // Транспорт: проблемы, идеи, перспективы: сб. тр. LXXIV Всерос. науч.-техн. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых (Санкт-Петербург, 21 – 25 апр. 2014 г.). – СПб.: ФГБОУ ВПО ПГУПС, 2014. – С. 88 – 92.

57. По первому в мире композитному мосту начали ходить поезда // Gudok.ru. 2020. 3 февр. URL: <https://www.gudok.ru/news/?ID=1492346> (дата обращения: 29.06.2022).

58. Прикладная аэродинамика: учеб. пособие для вузов / под ред. Н. Ф. Краснова. – Москва: Высш. шк., 1974. – 732 с.

59. Пыринов, Б. В. Первый автодорожный мост с фермами из стеклопластика и железобетонной плитой проезжей части // Стеклопластик в пролетном строении автодорожного моста: сб. ст. – Saarbrücken: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2014. – С. 2 – 24.

60. Разработка рекомендаций по снижению динамических нагрузок от воздействия ветра на пролетное строение моста через р. Обь в г. Барнауле: отчет о НИР / НГТУ; науч. рук. А. А. Кураев; отв. исп. С. Д. Саленко. – Новосибирск, 1994. – 127 с.

61. Разработка рекомендаций по снижению динамических нагрузок от воздействия ветра на пролетное строение моста через р. Томь в г. Томске: отчет о НИР / НГТУ; науч. рук. С. Д. Саленко; отв. исп. А. Д. Обуховский. – Новосибирск, 1997. – 56 с.

62. Расчет висячего моста с главными балками из стеклопластика методом конечных элементов / Ю. А. Гостеев, А. А. Лебедев, С. Д. Саленко, А. Н. Яшнов // Научный журнал строительства и архитектуры. – 2020. – № 2 (58). – С. 58 – 71. – DOI: 10.36622/VSTU.2020.58.2.005.

63. Саленко, С. Д. Аэродинамические исследования типовых многобалочных конструкций / С. Д. Саленко, Ю. А. Гостеев, А. Д. Обуховский // Теплофизика и аэромеханика. – 2013. – Т. 20. – № 4. – С. 451 – 460.

64. Саленко, С. Д. Аэродинамические характеристики типовых пролетных строений мостов с трапецевидными балками / С. Д. Саленко, Ю. А. Гостеев, А. Д. Обуховский // Интернет-вестник ВолгГАСУ. Серия: Политематическая. – 2014. – Вып. 1(31). – С. 8.

65. Саленко, С. Д. Гашение аэроупругих колебаний пролетного строения моста через реку Обь / С. Д. Саленко, А. Д. Обуховский, Ю. В. Телкова // В мире научных открытий. Сер.: Математика. Механика. Информатика. – Красноярск: Науч.-инновац. центр, 2011. – № 1 (13). – С. 167 – 176.

66. Саленко, С. Д. Методика расчета аэроупругих колебаний многобалочных сооружений / С. Д. Саленко // Прикладная механика и техническая физика. – 2001. – № 5. – С. 161 – 167.

67. Саленко, С. Д. Нестационарная аэродинамика плохообтекаемых многобалочных конструкций: дис. ... д-ра техн. наук: специальность 01.02.05

«Механика жидкости, газа и плазмы» / С. Д. Саленко. – Новосибирск, 2005. – 332 с.

68. Саленко, С. Д. К оценке ветровых воздействий на сооружения / С. Д. Саленко, Ю. А. Гостеев // Известия высших учебных заведений. Строительство. – 2015. – № 1. – С. 108 – 113.

69. Саленко, С. Д. Особенности нестационарных аэродинамических характеристик многобалочных конструкций / С. Д. Саленко // Научный вестник Новосибирского государственного технического университета. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. – № 3(18). – С. 131 – 142.

70. Саленко, С. Д. Пассивные гасители аэроупругих колебаний пролетного строения моста на стадии монтажа / С. Д. Саленко, А. Д. Обуховский, Ю. В. Телкова // Интернет-вестник ВолгГАСУ. Сер.: Политематическая. – 2011. – Вып. 2(16). – URL: <http://www.vestnik.vgasu.ru> (дата обращения: 01.06.2020).

71. Саленко, С. Д. Технология гашения аэроупругих колебаний многобалочных конструкций / С. Д. Саленко // Промышленная аэрогидромеханика и нетрадиционная энергетика / под ред. проф. В. Я. Рудяка. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2000. – С. 60 – 62.

72. Сильницкий, Ю. М. Висячие мосты / Ю. М. Сильницкий. – Ленинград, 1969. – 85 с.

73. Смирнов, В.Н. Учёт резонансных явлений при проектировании мостов на ВСМ / В.Н. Смирнов, Л.К. Дьяченко // Путь и путевое хозяйство. – 2021. - № 6. - С. 30-33.

74. Соловьев, С. Ю. Аэродинамическая устойчивость большепролетных мостов / С. Ю. Соловьев // Транспорт Российской Федерации. Журнал о науке, практике, экономике. – 2016. – № 5(66). – URL: <https://cyberleninka.ru/article/n/aerodinamicheskaya-ustoychivost-bolsheproletnyh-mostov> (дата обращения: 11.07.2019).



75. СП 35.13330.2011. Мосты и трубы. Актуализированная редакция СНиП 2.05.03–84\*: утв. приказом Минрегиона России от 28 дек. 2010 г. № 822: введ. 20. 05.2011 / ЦНИИС. – Москва: ЦПП, 2011. – 340 с.

76. Средства автоматизации нестационарного аэродинамического эксперимента / В. В. Башуров, В. М. Гилев, В. М. Гилев [и др.] // Международный журнал экспериментального образования. – 2015. – №. 12, ч.1. – С. 33 – 35.

77. СТО 00204961–004–2012. Пешеходные мосты и путепроводы из полимерных композитов. Технические условия: стандарт орг.: утв. и введ. приказом ОАО «Тверьстеклопластик» от 8 нояб. 2012 г. № 591 4 / разработ. РУСКОМПОЗИТ. – Москва, 2012. – 48 с.

78. СТО 39790001.03–2007. Дороги автомобильные общего пользования. Пешеходные мосты и путепроводы. Конструкции дорожно-строительные из композитных материалов. Технические требования, методы испытаний и контроля. – Москва: АпАТЭК, 2007. – 82 с.

79. СТО НОСТРОЙ 2.29.112–2013. Мостовые сооружения. Строительство деревянных и композитных мостов. Ч. 2: Сооружение пешеходных мостов из полимерных композитных материалов: стандарт организации: утв. и введ. в действие 24 июня 2013 г. – Москва: Союздорстрой, 2013. – 53 с.

80. Теоретический расчет и экспериментальное определение модуля упругости и прочности стеклопластика / Д. А. Мельников, А. А. Громова, А. Е. Раскутин, А. О. Курносков // Труды ВИАМ. – 2017. – №1 (49). – С. 64 – 75.

81. Технологии и основные этапы строительства первого в России арочного моста из композиционных материалов / С. И. Мишкин, А. Е. Раскутин, А. А. Евдокимов, И. Н. Гуляев // Труды ВИАМ. – 2017. – № 6(54). – URL: <https://cyberleninka.ru/article/n/tehnologii-i-osnovnye-etapy-stroitelstva-pervogo-v-rossii-arochnogo-mosta-iz-kompozitsionnyh-materialov>. (дата обращения: 30.05.2019).

82. Турусов, Р. А. Адгезия и адгезионная механика / Р. А. Турусов, А. А. Берлин // *Новости материаловедения. Наука и техника.* – 2016. – 2(20). – С. 2.

83. Харитонов, А. М. Техника и методы аэрофизического эксперимента: учеб. / А. М. Харитонов. – 2-е изд. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2016. – 643 с.

84. Цаплин, С. А. Висячие мосты. Теория и расчет / С. А. Цаплин. – Москва: Гострансиздат, 1937. – 250 с. // Федеральное дорожное агентство «Росавтодор»: [офиц. сайт]. – URL: <https://rosavtodor.gov.ru/books/flesh/19-11/index.html> (дата обращения: 01.06.2020).

85. Яшнов, А. Н. Подготовка к проведению аэродинамического исследования пролетных строений висячих мостов из полимерного композиционного материала / А. Н. Яшнов, А. А. Лебедев // *Инновации в науке и практике: сб. ст. по материалам X междунар. науч.-практ. конф. (2 окт. 2018 г., Барнаул): в 4 ч. – Ч. 1.* – УФА, 2018. – С. 93 – 101.

86. Яшнов, А. Н. Синергетический эффект сочетания композиционных материалов и висячей системы / А. Н. Яшнов, А. А. Лебедев // *Модернизация и научные исследования в транспортном комплексе: материалы междунар. науч.-практ. конф. (Пермь, 14 – 15 апр. 2016 г.).* – Пермь: Изд-во ПНИПУ, 2016. – С. 335 – 337.

87. A comparative study on static and dynamic responses of FRP composite and steel suspension bridges / S. Adanur, A. S. Mosallam, M. Shinozuka, L. Gumusel // *Journal of Reinforced Plastics and Composites.* – 2011. – 30(15). – P. 1265 – 1279. DOI:10.1177/0731684411418391

88. Aerodynamic investigations of FRP pedestrian suspension bridge span / A. A. Lebedev, S. D. Salenko, A. D. Obukhovskiy, Y. A. Gosteev, A. N. Yashnov // *High-energy processes in condensed matter (HEPCM 2019): Proceedings of the XXVI Conference on High-Energy Processes in Condensed Matter, dedicated to the 150th anniversary of the birth of S.A. Chaplygin AIP Conference Proceedings.* –

2019. – Vol. 2125(1). – P. 9. – URL: <https://doi.org/10.1063/1.5117435> (дата обращения: 01.06.2020). – DOI: 10.1063/1.5117435.

89. AIT Bridges: [офиц. сайт]. – URL: <https://aitbridges.com/projects/> (дата обращения: 01.06.2020).

90. Akovali, G. Handbook of composite fabrication / G. Akovali. – Telford: RAPRA Technology ltd., 2001. – 200 p.

91. Al-Shawaf, A. Understanding and predicting interfacial stresses in advanced fibre-reinforced polymer (FRP) composites for structural applications /. A. Al-Shawaf // Advanced Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Composites for Structural Applications. – 2013. – P. 255 – 297. – DOI:10.1533/9780857098641.3.255.

92. Atutis, M. Experimental study of concrete beams prestressed with basalt fiber reinforced polymers. Part II: Stress relaxation phenomenon. Composite Structures / M. Atutis, J. Valivonis, E. Atutis // Composite Structures. – 2018. – P. 389 – 396. – DOI:10.1016/j.compstruct.2018.01.109.

93. BD 90/05. Design of FRP bridges and highway structures // Design manual for roads and bridges. – Vol. 1: Highway structures. – Sec. 3: General design. – Part. 17. – 2005. – 25 p. – URL: <https://compositesuk.co.uk/system/files/documents/BD9005%20-%20Design%20of%20FRP%20Bridges%20and%20Highway%20Structures.pdf> (дата обращения: 01.09.2020).

94. Billah, K. Y. Resonance, Tacoma Narrows Bridge failure, and undergraduate physics textbooks / K. Y. Billah, R. H. Scanlan // American Journal of Physics. – 1991. – February. – P. 118 – 121.

95. Braestrup, M. W. Footbridge Constructed from Glass-Fibre-Reinforced Profiles, Denmark / Mikael W. Braestrup, // Structural Engineering International. 1999. – Vol. 9, № 4. – P. 256 – 258.

96. BS5400-2:2006 Steel, concrete and composite bridge. Part 2: Specification for Loads. BSI. – URL: BS5400-2:2006 Steel, concrete and composite bridge. (дата обращения: 02.02.2022).

97. Burgoyne, C. Aberfeldy Bridge: an advanced textile reinforced footbridge / C. Burgoyne, P. Head // *Techtextil Symposium* (Frankfurt, June 1993). – 1993. – P. 1 – 9.
98. Cadei, J. The design, construction and in-service performance of the all-composite Aberfeldy footbridge / J. Cadei, T. Stratford // *Advanced Polymer Composites for Structural Applications in Construction*. – ICE Publishing. – P. 445 – 453. – DOI: 10.1680/apcfsaic.31227. – URL: [https://www.research.ed.ac.uk/portal/files/4125311/c2002\\_1.pdf](https://www.research.ed.ac.uk/portal/files/4125311/c2002_1.pdf) (дата обращения: 01.06.2020).
99. CAN/CSA S806-12. Design and construction of building components with fibre-reinforced polymers. – Toronto: Canadian standards association, 2007. – 218 p.
100. CAN/CSA-S6-06. Canadian highway bridge design code. – Toronto: Canadian standards association, 2006. – 1078 p.
101. Christoffersen, J. Footbridge with Carbon-Fibre-Reinforced Polymers, Denmark / J. Christoffersen, L. Hauge, J. Bjerrum // *Structural Engineering International*. – 1999. – 9(4). – P. 254 – 256. – DOI:10.2749/101686699780481808.
102. CIRIA C779. Fibre-reinforced polymer bridges -guidance for designers London, 2018. – URL: <https://sisau.com.au/wp-content/uploads/2019/03/CIRIA-C779-Fibre-Reinforced-Polymer-FRP-bridges-guidance-for-designers.-web.pdf> (дата обращения: 01.02.2020).
103. Composite Solutions for Construction Sector / Górriz Pilar, Anurag Bansal, Carlo Paulotto, Stefano Primi, Calvo Ignacio. – URL: [https://www.researchgate.net/publication/319398691\\_Composite\\_Solutions\\_for\\_Construction\\_Sector](https://www.researchgate.net/publication/319398691_Composite_Solutions_for_Construction_Sector) (дата обращения: 01.06.2020).
104. Connections and structural applications of fibre reinforced polymer composites for civil infrastructure in aggressive environments / H. Fang, Y. Bai, W. Liu, Y. Qi, J. Wang // *Composites Part B: Engineering*. – 2019. – Vol. 164. – 1 May. – С.129 – 149.

105. CTI ESG-152 (10): Structural design of FRP components. – Houston: Cooling technology institute, 2010. – P. 30. – URL: [https://kupdf.net/download/152-esg\\_58ea6471dc0d60e267da97f2\\_pdf](https://kupdf.net/download/152-esg_58ea6471dc0d60e267da97f2_pdf) (дата обращения: 01.09.2020).
106. Design guide for FRP composite connections / Ed. by A. S. Mosallam. – Reston: ASCE, 2011. – 592 p.
107. Design-Construction of Bridge Street Bridge – First CFRP Bridge in the United States / Nabil F. Grace, Frederick C. Navarre, Richard B. Nacey, Wayne Bonus, Loris Collavino // PCI Journal. – 2002. – Vol. 47. – Issue 5. – P. 20 – 35. – DOI: 10.15554/pcij.09012002.20.35. – URL: <https://pdfs.semanticscholar.org/dcb4/0caec3d74fd118963c3eafe1a6cbc6df5b9f.pdf> (дата обращения: 01.06.2020).
108. Designers' Guide to Eurocode 1: Actions on Bridges. EN 1991-2, EN 1991-1-1, -1-3 to -1-7 and EN 1990 Annex A2.
109. Dong, F. A new method for estimation of aerostatic stability safety factors of cable-stayed bridges / F. Dong, J. Cheng // ICE Proceedings Structures and Buildings – 2017. – 172(1). – P. 1 – 45. – DOI:10.1680/jstbu.17.00083.
110. Duthinh D. Connections Of Fiber-Reinforced Polymer (Frp) Structural Members: A Review Of The State Of The Art: Nist Interagency / Dat Duthinh // NIST. – 2000. – 1 August. – URL: [https://ws680.nist.gov/publication/get\\_pdf.cfm?pub\\_id=860284](https://ws680.nist.gov/publication/get_pdf.cfm?pub_id=860284) (дата обращения: 01.06.2020).
111. EN 1991-2:2003 Eurocode 1: Actions on structures. – P. 2: Traffic loads on bridges.
112. EUR 22864 EN. Purpose and justification for new design standards regarding the use of fibre-reinforced polymer composites in civil engineering / E. Gutiérrez, S. Dimova, A. Pinto. – Luxembourg: JRC, 2007. – P. 27.
113. Experimental Evaluation of Shear Behavior of Pultruded GFRP Perforated Connectors Embedded in Concrete / Z. Xiong, Y. Liu, Y. Zuo, H. Xin // Composite Structures. – 2019. – 110938. – DOI:10.1016/j.compstruct.2019.110938.

114. Experimental Investigation of the Dynamic Characteristics of a Glass-FRP Suspension Footbridge / X. Wei, J. Russell, S. Živanović, J. T. Mottram // Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series. – Springer, 2017. – P. 38 – 47.

115. Fiberline: офиц. сайт. – URL: <https://fiberline.com/moscow-gets-grp-bridge-beat-corrosion> (дата обращения: 01.09.2019).

116. Fibre-reinforced polymer bridges -guidance for designers, CIRIA C779. – London, 2018. – URL: <https://sisau.com.au/wp-content/uploads/2019/03/CIRIA-C779-Fibre-Reinforced-Polymer-FRP-bridges-guidance-for-designers.-web.pdf> (01.02.2022).

117. Fiberline: официальный сайт [Электронный ресурс] – URL: <https://fiberline.com/pontresina-bridge> (дата обращения: 01.06.2020).

118. Field Inspection of In-Service FRP Bridge Decks / National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine. – Washington: The National Academies Press, 2006. – DOI:10.17226/23284. – URL: <http://nap.edu/23284> (дата обращения: 01.06.2020).

119. Fireco: офиц. сайт – URL: <https://fireco.no/wp-content/uploads/2019/03/Gangbru-Vesterelven.pdf> (дата обращения: 01.06.2020).

120. Firth, I. New Materials for New Bridges – Halgavor Bridge, UK / Ian I. T. Firth, D. Cooper // Structural Engineering International. – 2002.– Vol. 12. – № 2. – May – P. 80 – 83. – URL: <https://doi.org/10.2749/101686602777965487> (дата обращения: 01.06.2020).

121. FRP girder bridges: lessons learned in Spain in the last decade / M. Areiza-Hurtado, A. Bansal, C. Paulotto, S. Primi // Proceedings of The 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering CICE 2012. – Rome, 2012.

122. Gangarao, H. V. S. FRP Composite Structures: Theory, Fundamentals, and Design / H. V. S. Gangarao, W. Prachasaree. – CRC Press, 2021. – URL: <https://doi.org/10.1201/9781003196754> (дата обращения: 07.04.2022).

123. Grace N. Design approach for carbon fiber-reinforced polymer prestressed concrete bridge beams / N. Grace, S. B. Singh // *ACI Structural Journal*. – 2003. – 100(3). – P. 365 – 376.
124. Groenier, J. S. A Guide to Fiber-Reinforced Polymer Trail Bridges / J. S. Groenier, M. Erksson, S. Kosmalski // *Environmental Science*. – 2012. – 16 November. – DOI: 10.13140/RG.2.1.1815.3441 – URL: <https://www.fs.fed.us/eng/pubs/pdfpubs/pdf06232824/pdf06232824dpi72.pdf>.
125. Guide specification for design of FRP pedestrian bridges. – First edition. – Washington: AASHTO, 2008. – P. 8.
126. Gurit: офиц. сайт. – URL: <https://www.gurit.com/Our-Business/Composite-Engineering/Civil> (дата обращения: 01.06.2020).
127. Iles, D. Design guide for composite highway bridges / D. C. Iles, . London; New York: Spon. press, 2001. – 250 p.
128. Improving shear strength of bolted joints in pultruded glass fiber reinforced polymer composites using carbon nanotubes / M. Genedy, R. Chennareddy, E. M. Soliman, U. F. Kandil, M. M. R. Taha // *Journal of Reinforced Plastics and Composites*. – 2017. – 36(13). – P. 958 – 971. DOI:10.1177/0731684417697827.
129. Influence of mechanical uncertainties on dynamic responses of a full-scale all-FRP footbridge / X. Wei, Wan Hua-Ping, J. Russell, S. Živanović, X. He // *Composit Structures*. – 2019. – Vol. 223. – URL: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.110964> (дата обращения: 01.06.2020).
130. Investigations of aerodynamic characteristics of spans of pedestrian suspension bridge / A. A. Lebedev, S. D. Salenko, A. D. Obukhovskiy, Y. A. Gosteev, A. N. Yashnov // In Proceedings of the AIP Conference Proceedings: International Conference on the Methods of Aerophysical Research (ICMAR 2020), Novosibirsk, Russia, 1–7 November 2020; Volume 2351, p. 020008 (дата обращения: 01.07.2022). – DOI: 10.1063/5.0053907.
131. Kaw, A. Mechanics of composite materials / A. Kaw. – Boca Raton: CRC Press, 2005. – 490 p.

132. Ileier, T. Use of fibre reinforced polymers in bridge construction. SED 7 / Thomas Keller. – Zurich: IABSE, 2003 – 131 p.
133. Knippers, J. The FRP road bridge in Friedberg Germany – new approaches to a holistic and aesthetic design / J. Knippers, M. Gabler // Fourth International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2008). – 2008. – URL: [http://www.iifc-hq.org/proceedings/CICE\\_2008/papers/7.D.6.pdf](http://www.iifc-hq.org/proceedings/CICE_2008/papers/7.D.6.pdf) (дата обращения: 01.06.2020).
134. Kollár, L. P. Mechanics Of Composite Structures / L. P. Kollár, G. S. Springer. – Cambridge: Cambridge University Press, 2003. – 500 p. – ISBN-13: 978-0521126908; ISBN-10: 0521126908. – URL: <http://catdir.loc.gov/catdir/samples/cam033/2002034796.pdf> (дата обращения: 01.06.2020).
135. Kulpa, M. Stiffness and strength evaluation of a novel FRP sandwich panel for bridge redecking / M. Kulpa, T. Siwowski // Composites, Part B: Engineering – 2019. – Vol. 167. – P. 207 – 220. – URL: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.12.004> (дата обращения: 01.06.2020).
136. Lees, J. M. Fibre-reinforced polymers in reinforced and prestressed concrete applications: moving forward / J. M. Lees // Progress in Structural Engineering and Materials. – 2001. – 3(2). – P. 122 – 131. – DOI:10.1002/pse.60.
137. Liu, Y. Carbon Fiber Reinforced Polymer for Cable Structures: A Review. Polymers / Y. Liu, B. Zwingmann, M. Schlaich // Polymer Composites in Structural Engineering. – 2015. – 7(10). – DOI:10.3390/polym7101501.
138. 3D aerodynamic admittances of streamlined box bridge decks / C. Ma, J. Wang, Q. S. Li, H. Liao // Engineering Structures. – 2019. – P. 179, 321 – 331.
139. Marginson, A. P. Foryd Harbour Pedestrian and Cycling Bridge / Andrew Paul Marginson // Footbridge 2014 – Past, Present & Future. (London, 16 – 18 July). – London, 2014.
140. Measured dynamic properties for FRP footbridges and their critical comparison against structures made of conventional construction materials / X. Wei, J. Russell, S. Živanović, J. T. Mattram // Composit Structures. – 2019. – Vol. 223. –



URL: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.110956> (дата обращения: 01.06.2020).

141. Mechanical anchorage of FRP tendons: A literature review // J. W. Schmidt, A. Bennitz, B. Täljsten, P. Goltermann, H. Pedersen // *Construction and Building Materials*. – 2012. – № 32. – P. 110 – 121. DOI:10.1016/j.conbuildmat.2011.11.049.

142. Meier, U. *Advanced Composite Materials for Footbridges* / Urs. Meier // *Footbridge 2008 – Footbridges for Urban Renewal: Third International Conference on Footbridges (2 – 4 July 2008)*. – Porto, 2008.

143. Meier, U. *Carbon Fiber Reinforced Polymer Cables: Why? Why Not?* / U. Meier // *Arabian Journal for Science and Engineering*. – 2012. – 37. – P. 399 – 411.

144. Mieres, J. M. *Description of a traffic bridge of the Cantabrian SpeedWay made of composite materials* / J. M. Mieres, I. Calvo; A. Miravete, E. Gutiérrez, E. Shahidi, C. López, J. Cuartero,; P. Comino, R. G. de Villoria // *Materiales de Construcción*. – 2006. – № 56. – P. 81 – 86.

145. Mitsubishi Chemical: офиц. сайт. – URL: <https://www.m-chemical.co.jp/en/products/field/carbon/> (дата обращения: 01.06.2020).

146. Mosallam A. S. *Polymer Composites in Construction: An Overview* / A. S. Mosallam, A. Bayraktar, M. Pul. S. Elmikawi, S. Adanur // *SOJ Materials Science & Engineering*. – 2013. – 2(1). – P. 25. – URL: <http://dx.doi.org/10.15226/sojms.2014.00107> (дата обращения: 01.06.2020).

147. Mottram, J. T. *Design guidance for bolted connections in structures of pultruded shapes: Gaps in knowledge* / J. T. Mottram // *ICCM17 – 17th international conference on composite materials (Edinburgh, 27 – 31 July 2009)*. – P. 1 – 10. – URL: [http://www2.warwick.ac.uk/fac/sci/eng/staff/jtm/iccm17\\_jt\\_mottram\\_a1-6.pdf](http://www2.warwick.ac.uk/fac/sci/eng/staff/jtm/iccm17_jt_mottram_a1-6.pdf) (дата обращения: 01.06.2020).

148. Murphy N. *Feasibility Analysis of a Fiber Reinforced Polymer Bridge* / N. Murphy. – URL: <http://www.diva-portal.org/smash/record.jsf?pid=diva2:639694> (дата обращения: 01.06.2020).

149. NCHRP Report 503. Application of Fiber Reinforced Polymer Composites to the Highway Infrastructure. – Washington: Transportation research board, 2003. – 87 p.

150. Novak, M. Aeroelastic instability of prisms in turbulent flow / M. Novak, A. Davenport // Journal of the Engineering Mechanics Division. – 1971. – Vol. 97. – P. 12 – 25.

151. Numerical and Experimental Studies of the Use of Fiber-Reinforced Polymers in Long-Span Suspension Bridges / A. A. Lebedev, Yu. A. Gosteev, I. S. Konovalov, A. D. Obukhovskiy, S. D. Salenko, A. N. Yashnov // Energies. – 2022. – 15(5). – P. 1864. URL: <https://doi.org/10.3390/en15051864> (дата обращения; 01.06.2022). (Q2).

152. Paidoussis, M. P. Fluid-Structure interactions cross-flow-induced instabilities / M. P. Paidoussis, S. J. Price, E. de Langre. – Cambridge: Cambridge university press, 2011. – 402 p.

153. Parametric study on dynamic response of fiber reinforced polymer composite bridges / W. Prachasaree, A. Sangkaew, S. Limkatanyu, H. V. S. Gangarao // International Journal of Polymer Science. – Vol. 2015, Article ID 565301, 13. – P. 2015. – URL: <http://dx.doi.org/10.1155/2015/565301> (дата обращения: 01.06.2020).

154. Pierwszy w Polsce most drogowy z kompozytów FRP / T. Siwowski, M. Rajchel, D. Kaleta, L. Własak // Inżynieria i Budownictwo. – 2016. – № 10. – Rok LXXII. – P. 534 – 538.

155. Potyrała, P. B. Use of fibre-reinforced polymers in bridge construction. State of the art in hybrid and all-composite structures / P. B. Potyrała. – URL: <http://upcommons.upc.edu/pfc/handle/2099.1/12353> (дата обращения: 01.06.2020).

156. Progress of advanced composites for civil infrastructure / L. Canning, J. Hodgson, R. Karuna, S. Luke, P. Brown // Structures and Buildings. Proceedings of the Institution of Civil Engineers. – 2007. – Vol. 160(6). – P. 307 – 315. – DOI:10.1680/stbu.2007.160.6.307. – URL:

<https://www.icevirtuallibrary.com/doi/10.1680/stbu.2007.160.6.307> (дата обращения: 01.06.2020).

157. Rajchel, M. Hybrid Bridge Structures Made of FRP Composite and Concrete. / M. Rajchel, T. Siwowski // Civil and Environmental Engineering Reports. – 2017. – № 26(3). – P. 161 – 169. – DOI:10.1515/ceer-2017-0043.

158. Rizkalla, S. FRP for Prestressing of Concrete Bridges in Canada / S. Rizkalla, G. Tadros. – URL: [https://www.ccee.ncsu.edu/srizkal/wp-content/uploads/sites/7/2016/08/FRP\\_For\\_Prestressing\\_Of\\_Concrete.pdf](https://www.ccee.ncsu.edu/srizkal/wp-content/uploads/sites/7/2016/08/FRP_For_Prestressing_Of_Concrete.pdf) (дата обращения: 01.06.2020).

159. Rosato, D. V. Reinforced Plastics Handbook / Donald V. Rosato, Dominick V. Rosato. – Third Edition. – Elsevier Science, 2005. – P. XXI – XXX. – ISBN 9781856174503. – URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9781856174503500025> (дата обращения: 01.06.2020).

160. Salenko, S. D. Aerodynamic studies of the beam bridge / S. D. Salenko, A. D. Obukhovskiy, Y. A. Gosteev // Proceedings of the 25 conference on high-energy processes in condensed matter (HEPCM 2017). – 2017. – Vol. 1893 – Art. 030076. – P. 8 – DOI: 10.1063/1.5007534.

161. Schlaich, M. Carbon Fibre Reinforced Polymer for Orthogonally Loaded Cable Net Structures / M. Schlaich, Y. Liu, B. Zwingmann // Structural Engineering International. 2015. – № 25(1). – P. 34 – 42. DOI:10.2749/101686614x14043795570534.

162. Seible, F. Kings Stormwater Channel and I-5/Gilman Bridges, USA / F. Seible, V. M. Karbhari, R. Burgueño // Structural Engineering International. – 2018. – № 9(4). – P. 250 – 253. – DOI:10.2749/101686699780481655. – URL: <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.2749/101686699780481655> (дата обращения: 01.06.2020).

163. Skinner, J. M. A critical analysis of the aberfeldy footbridge, Scotland / J. M. Skinner // Bridge Engineering 2: Conferences (University of Bath, UK, 2009, April). – URL: <https://pdfs.semanticscholar.org/e000/dbcb7134be86669856d7894e397d84f308dc.pdf> (дата обращения: 01.06.2020).

164. Sobrino, J. A. Towards Advanced Composite Material Footbridges / J. A. Sobrino, M. D. G. Pulido // *Structural Engineering International*. – № 12(2). – P. 84 – 86. – DOI:10.2749/101686602777965568.

165. Soudki, K. ACI 440.2R-02 Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures / K. Soudki, T. Alkhrdaji. – URL: <http://www.uomisan.edu.iq/library/admin/book/73213632218.pdf> (дата обращения: 01.06.2020).

166. Static and dynamic responses of Halgavor Footbridge using steel and FRP materials / M. Gunaydin, S. Adanur, A. C. Altunisik, B. Sevim // *Steel and Composite Structures*. – 2015. – 18(1). – P. 51 – 69. – URL: <https://doi.org/10.12989/SCS.2015.18.1.051> (дата обращения: 01.06.2020).

167. Stratford, T. The Condition of the Aberfeldy Footbridge after 20 Years in Service' / T. Stratford // *Structural Faults and Repair 2012*. (Edinburgh, United Kingdom, 3 – 5 July 2012). – URL: [https://www.research.ed.ac.uk/portal/files/3582804/CGB\\_STRAT.pdf](https://www.research.ed.ac.uk/portal/files/3582804/CGB_STRAT.pdf) (дата обращения: 01.06.2020).

168. Strength, flexural rigidity and aerodynamic stability of fiberglass spans in pedestrian suspension bridge / A. A. Lebedev, Yu. A. Gosteev, A. D. Obukhovskiy, S. D. Salenko, A. N. Yashnov // *Transportation Research Procedia: International Scientific Siberian Transport Forum (TransSiberia 2020)*. – 2021. – Vol. 54. – P. 758 – 767. – DOI: 10.1016/j.trpro.2021.02.

169. Structurae – International Database and Gallery of Structures: офиц. сайт. – URL: <https://structurae.net> (дата обращения: 01.06.2020).

170. Structural Design of Polymer Composites: EUROCOMP Design Code and Background Document / J. L. Clarke (Ed.). – Boca-Raton: CRC Press, 2019. – 750 p. 159.

171. The FRP Bridge in Friedberg Germany: Design, Analysis and Material Tests / J. Knippers, E. Pelke, M. Gabler, D. Berger // *Improving Infrastructure*

Worldwide: IABSE Symposium Weimar 2007. – 2007. – № 93(9). – P. 17 – 24. – DOI:10.2749/222137807796158147.

172. Tokyo Rope: офиц. сайт – URL: <http://www.tokyorope.co.jp/english/product/> (дата обращения: 01.06.2020).

173. Ultra-high performance concrete and fiber reinforced concrete: achieving strength and ductility without heat curing / K. Wille, A. E. Naaman, S. El-Tawil, G. J. Parra-Montesinos // *Materials and Structures*. – 2011. – 45(3). – P. 309 – 324. – DOI:10.1617/s11527-011-9767-0.

174. Utilización De Materiales Compuestos En La Construcción De Nuevos Puentes / A. de Diego Villalón, J. P. Gutiérrez Jiménez, A. Arteaga Iriarte, C. López Hombrados // *Actas de las II Jornadas de Investigación en Construcción (Instituto de Ciencias de la Construcción «Eduardo Torroja», Madrid, 22 – 24 mayo 2008)*. – H.1. Materiales: Compuestos. P. 1583 – 1592.

175. Votsis, R. Dynamic assessment of a FRP suspension footbridge through field testing and finite element modelling / R. Votsis, T. Stratford, M. Chryssanthopoulos // *Steel and Composite Structures*. – 2017. – Vol. 23. – № 2. – P. 205 – 215. – DOI: 10.12989/scs.2017.23.2.205.

176. Wallenberger, F. T. *Fiberglass and Glass Technology: Energy-Friendly Compositions and Applications* / F. T. Wallenberger, P. A. Bingham. – Springer, 2009. – 474 p.

177. Wardlaw, R. *Wind Effects on Bridges* / R. Wardlaw // *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*. – 1990. – № 33. – P. 301 – 312.

178. William, J. H. *A Reinforced Plastic Footbridge, Aberfeldy, UK* / J. Harvey William // *Structural Engineering International*. – 1993. – Vol. 3. – Issue 4. – P. 229 – 232. – URL: DOI:10.2749/101686693780607589 (дата обращения: 01.06.2020).

179. *Wind Effects on Buildings and Design of Wind-Sensitive Structures* / Ed. by T. Stathopoulos, C.C. Baniotopoulos. – New York: Springer Wien New York, 2007. – 234 p.

180. Yeung, K. Mechanical Properties of Kevlar – 49. Fibre Reinforced thermoplastic Composites / K. Yeung, K. P. Rao // Polymers & Polymer Composites/2012. – Vol. 20. – № 5. – P. 411.

181. Zou, X. Experimental study on joints and flexural behavior of FRP truss-UHPC hybrid bridge / X. Zou, J. Wang // Composite Structures. – 2018. – 203. – P. 414 – 424.

## **ПРИЛОЖЕНИЕ А**

Геометрические характеристики стенок главных балок и перил моделей пролетного строения с проходом поверху и главных балок моделей пролетного строения с проходом понизу

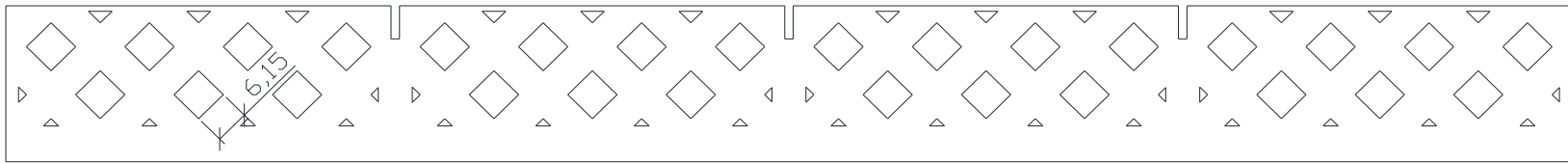


Рисунок А.1 – Перфорация стенки модели №3а,  $k_{\Pi} = 0,84$

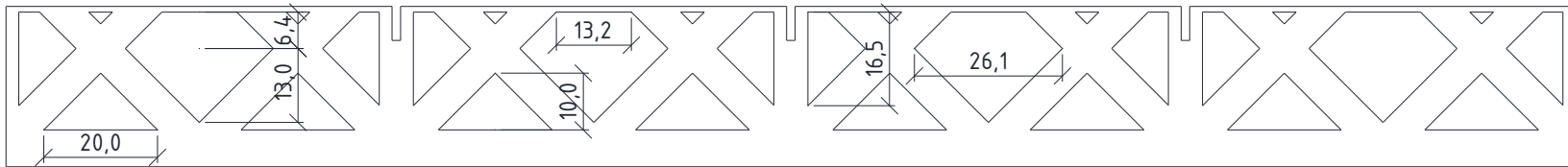


Рисунок А.2 – Перфорация стенки модели №3b,  $k_{\Pi} = 0,65$

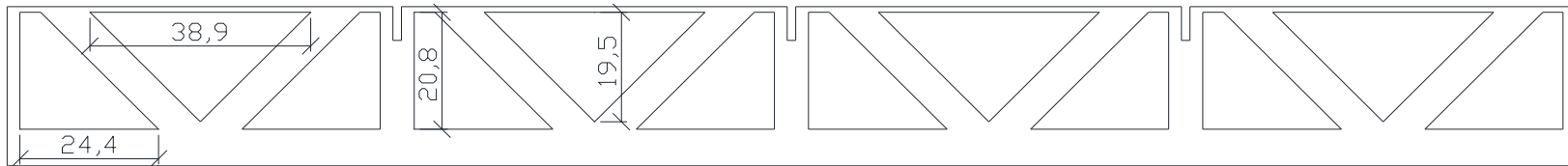


Рисунок А.3 – Перфорация стенки модели №3с,  $k_{\Pi} = 0,51$

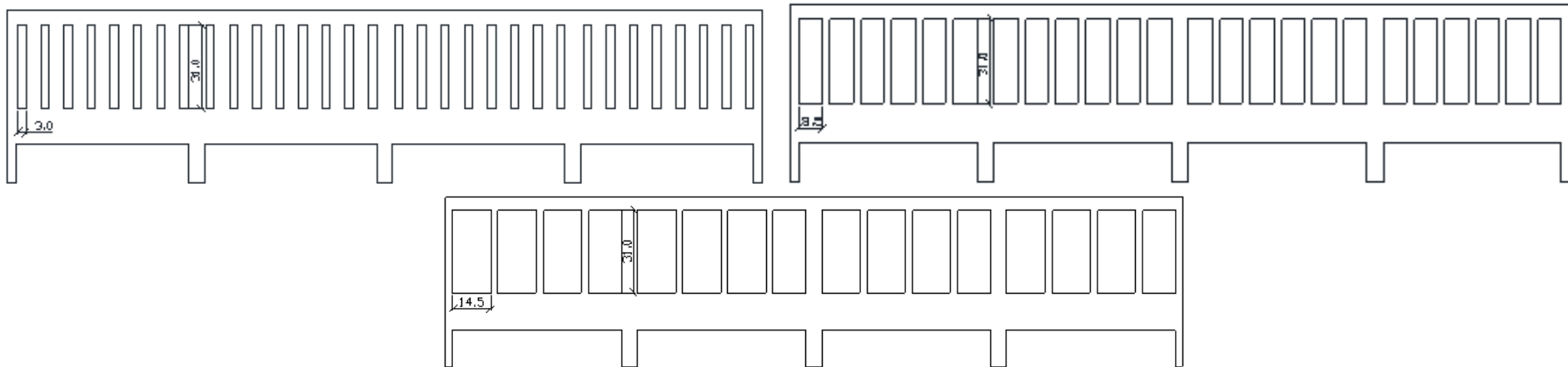


Рисунок А.5 – Перильное ограждение  $k_3 = 0,28$ ,  $k_3 = 0,37$ ,  $k_3 = 0,7$



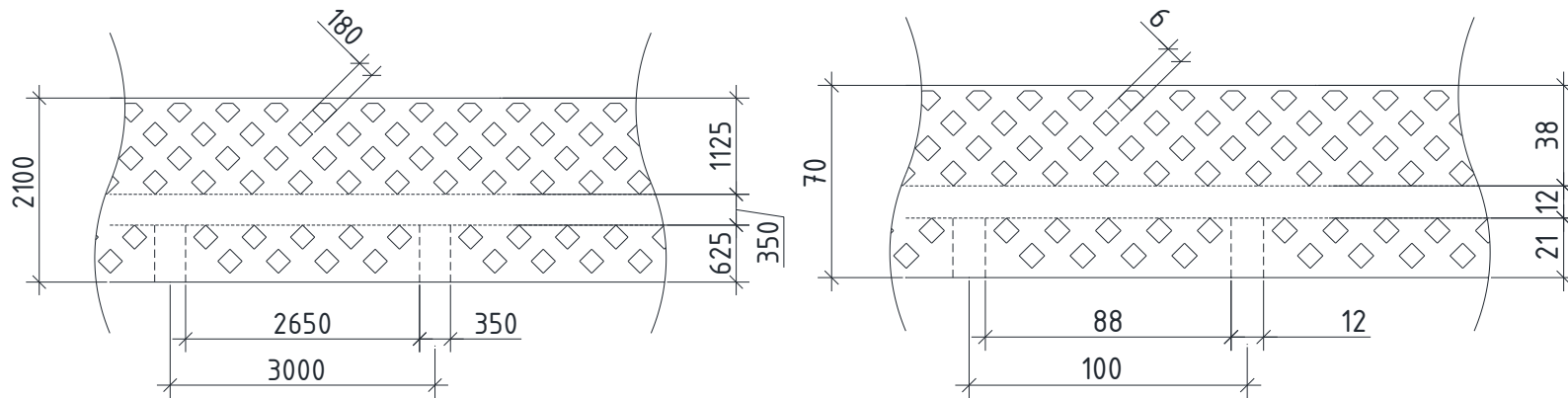


Рисунок А.9 – Расположение технологических отверстий в стенках балки жесткости пролетного строения висячего моста с проходом понизу. Размеры в масштабе 1:1 (слева), в масштабе 1:30 (справа). Коэффициент проницаемости стенки БЖ  $k = 0,82$

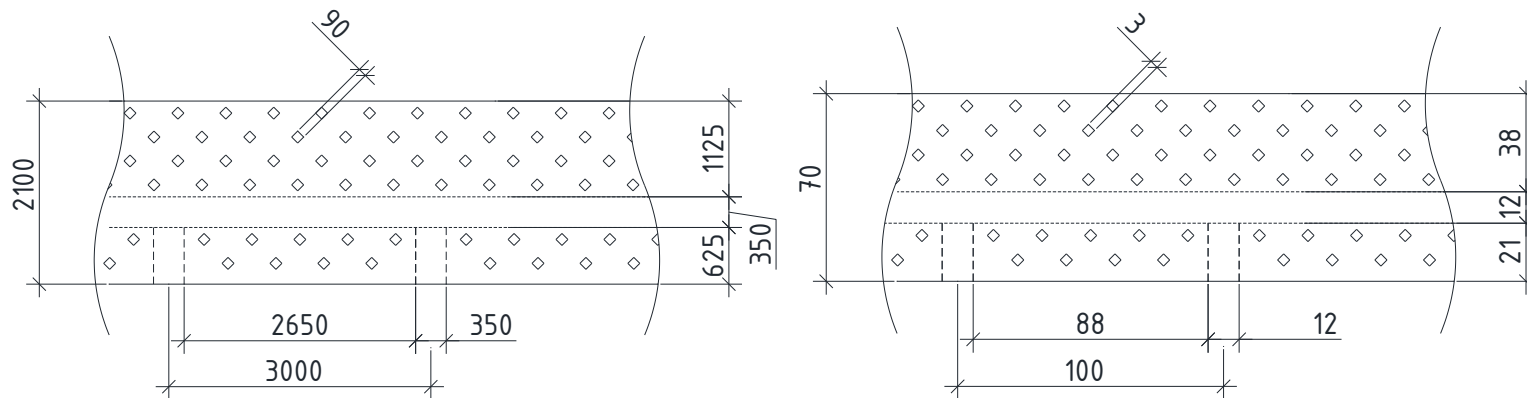
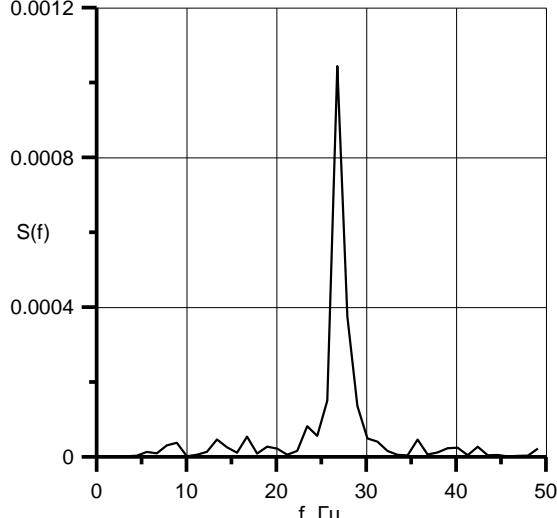
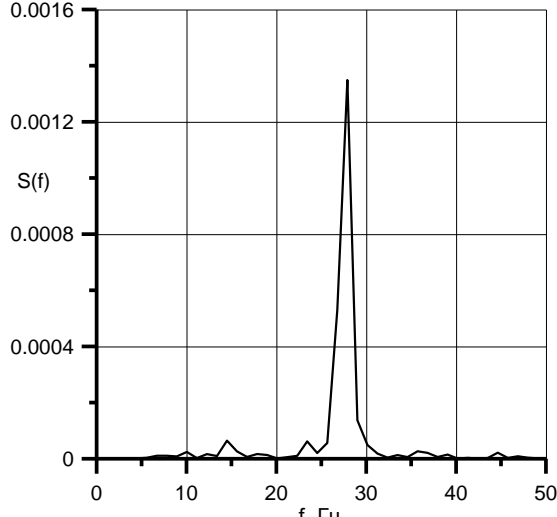
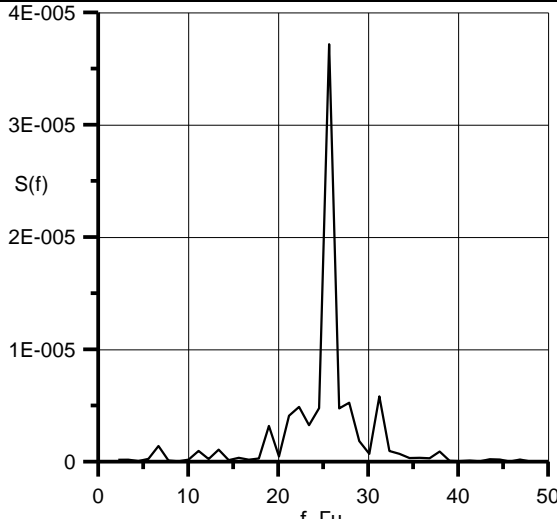


Рисунок А.10 – Расположение технологических отверстий в стенках балки жесткости пролетного строения висячего моста с проходом понизу. Размеры в масштабе 1:1 (слева), в масштабе 1:30 (справа). Коэффициент проницаемости стенки БЖ  $k = 0,95$

## **ПРИЛОЖЕНИЕ Б**

Результаты термоанемометрического исследования потока за секционной моделью с проходом понизу

Таблица Б.1 - Результаты термоанемометрии модели с проходом понизу

Спектр пульсаций $S(f)$	$f_0$ , Гц	Sh	$\varepsilon$ , %
Модель 1			
	26,8	0,117	14,8
Модель 2			
	27,9	0,122	15,7
Модель 3			
	25,5	0,111	2,6
Модель 4			

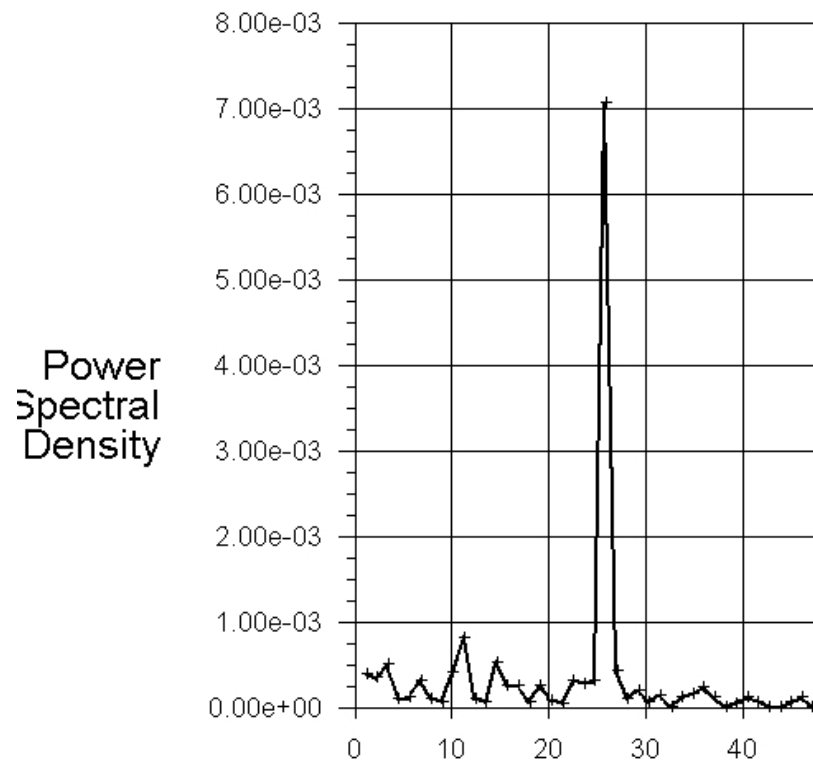
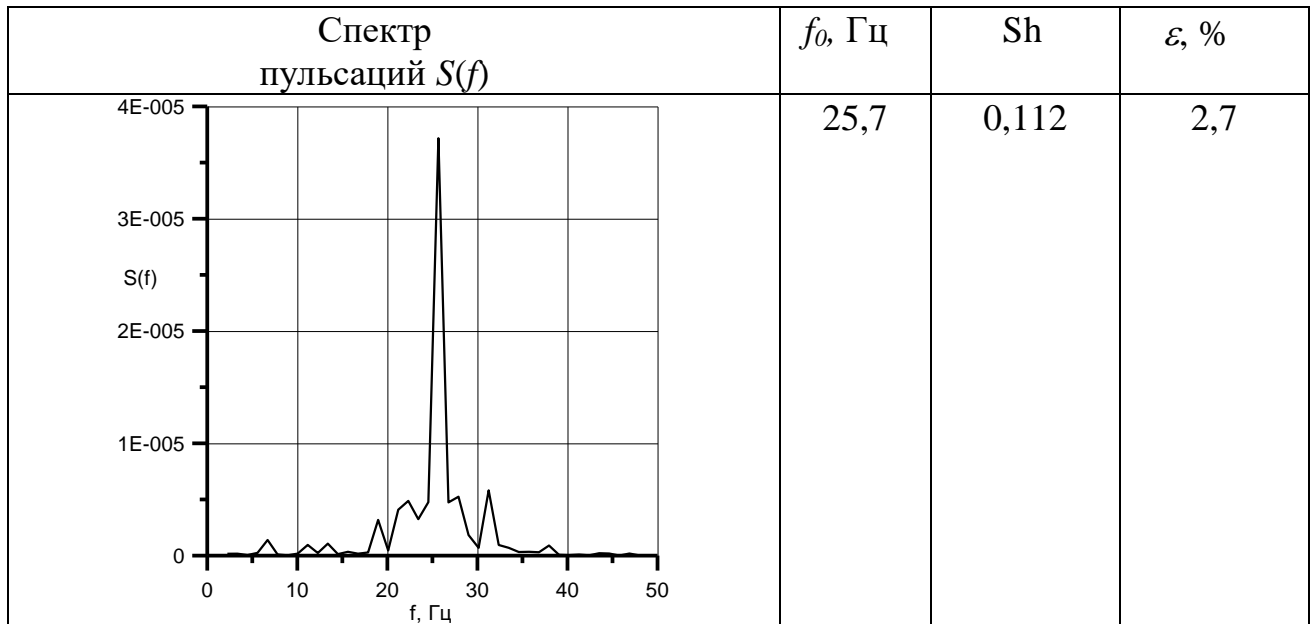


Рисунок Б.1 – Спектр частот пульсационной составляющей силы лобового сопротивления

**ПРИЛОЖЕНИЕ В**

Справка о внедрении результатов диссертационной работы

**ГОСУДАРСТВЕННОЕ АВТОНОМНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ  
ЯМАЛО-НЕНЕЦКОГО АВТОНОМНОГО ОКРУГА  
«НАУЧНЫЙ ЦЕНТР ИЗУЧЕНИЯ АРКТИКИ»  
(ГАУ ЯНАО «Научный центр изучения Арктики»)**

Республики ул., д. 20, г. Салехард, Ямало-Ненецкий автономный округ,  
E-mail: info@arctic89.ru 629008, т. (34922) 4-41-32  
ОКПО 65016868, ОГРН 1108901000823, ИНН/КПП 8901024210/ 890101001

На \_\_\_\_\_ от \_\_\_\_\_ 13 октября 2022 № \_\_\_\_\_ 153

В диссертационный совет  
99.2.054.02

**СПРАВКА**

**О внедрении результатов диссертационной работы Лебедева А.А.  
«Совершенствование способов обеспечения несущей способности  
гибридных пролетных строений пешеходных висячих мостов» в  
научный процесс**

При формировании плана научной деятельности лаборатории криологии Земли и геотехнической безопасности государственного автономного учреждения Ямало-ненецкого автономного округа «Научный центр изучения Арктики» используются основные результаты диссертационной работы Лебедева А.А. «Совершенствование способов обеспечения несущей способности гибридных пролетных строений пешеходных висячих мостов» для исследования несущих конструкций искусственных сооружений из современных полимерных композитов, эксплуатируемых в арктических условиях.

И.о. директора



*Ермолин*

И.Б. Ермолин