



Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«Московский авиационный институт
(национальный исследовательский университет)» (МАИ)

На правах рукописи

Прокудин Олег Александрович

Расчетно-экспериментальный метод исследования
деформирования многослойных металлополимерных
композитов с учетом эффектов межслоевого сдвига

Специальность: 01.02.06
«Динамика, прочность машин, приборов и аппаратуры»

Диссертация на соискание
Ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель
доктор физико-математических наук, профессор
Рабинский Лев Наумович

Москва – 2021

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
ГЛАВА 1. ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР	12
ГЛАВА 2. СТАТИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА АЛЮМОСТЕКЛОПЛАСТИКА	18
2.1 Механические свойства образцов алюмостеклопластика при испытаниях на одноосное растяжение	18
2.2 Определение межслоевой прочности образцов алюмостеклопластика с надрезом при испытаниях на одноосное сжатие	30
2.3 Определение модуля упругости и модуля сдвига образцов алюмостеклопластика в испытаниях на трехточечный изгиб	34
2.4 Исследование механизмов разрушения образцов алюмостеклопластика в испытаниях на трехточечный изгиб в зависимости от расстояния между опорами	41
2.5 Исследование деформированного состояния образцов алюмостеклопластика в испытаниях на трехточечный изгиб методом корреляции цифровых изображений	63
ГЛАВА 3. ДИНАМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА АЛЮМОСТЕКЛОПЛАСТИКА	81
ГЛАВА 4. ДИНАМИЧЕСКИЕ ИСПЫТАНИЯ СЭНДВИЧ БАЛОК С НЕСУЩИМИ СЛОЯМИ ИЗ АЛЮМОСТЕКЛОПЛАСТИКА	102
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	114
ИСПОЛЬЗУЕМЫЕ СОКРАЩЕНИЯ И ОБОЗНАЧЕНИЯ	116
НОРМАТИВНЫЕ ССЫЛКИ	117
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	119

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность исследования

Алюминиевые сплавы являются наиболее распространенными материалами, применяемыми в авиационной и космической отрасли. Эти сплавы обладают относительно высокой удельной прочностью и более низким значением плотности по сравнению со сталями.

Последовательная оптимизация конструкций элементов летательных аппаратов с точки зрения снижения их массы и одновременное выполнение заданных требований по прочности, привела к появлению металлополимерных композиционных материалов. Эти материалы обладают рядом преимуществ по сравнению с алюминиевыми сплавами: меньшая масса, более высокая удельная прочность, стойкостью к образованию трещин.

Однако за счет своей сложной слоистой структуры, прогнозирование статических и динамических свойств материалов данного типа, остается актуальной задачей и на сегодняшний день. Для слоистых композиционных материалов особо важно стоят вопросы определения их межслоевой жесткости и прочности. Так же актуальным остается вопрос определения динамических характеристик алюмостеклопластиков и сэндвич структур на их основе (собственные частоты, коэффициенты демпфирования), так как вибрационные процессы являются типичным видом нагружения элементов конструкций летательных аппаратов в процессе их эксплуатации.

В работе приводится комплексное аналитическое и экспериментальное исследование металлополимерного слоистого алюмостеклопластика (СИАЛ) разработки ФГУП «ВИАМ».

Работа представляет собой **следующую структуру:**

первая глава посвящена обзору русскоязычной и зарубежной литературы, по тематике настоящего исследования;

во второй главе проводится исследование статических свойств алюмостеклопластика. В первую очередь, на основании простых аналитических

моделей и эксперимента на одноосное растяжение, определен эффективный предел текучести, предел прочности и модуль упругости пятислойного алюмокомпозита (три слоя алюминиевого сплава и два слоя композита). Приведено сопоставление аналитических и экспериментальных результатов, показано влияние остаточных температурных напряжений при изготовлении образцов. Далее на основании эксперимента на одноосное сжатие семнадцатислойных образцов алюмокомпозита с надрезом, проводится оценка истинной межслоевой прочности исследуемой структуры. После этого проводится серия экспериментов на трехточечный изгиб короткой балки семнадцатислойных образцов алюмокомпозита. Определены эффективные модули упругости и модули сдвига на основании микромеханических моделей. В данной главе также приводится анализ механизмов разрушения образцов алюмокомпозита при испытаниях на трехточечный изгиб в зависимости от расстояния между опорами. Оценен и уточнен, по сравнению с работами других авторов, диапазон удлинения образцов, при котором реализуется чистое межслоевое разрушение, за счет выбора более «толстой» структуры алюмокомпозита. Предложена модифицированная аналитическая и численная конечноэлементная модель, учитывающая эффекты межслоевого сдвига в слоях композита. Приведено сравнение значений межслоевой прочности, определенной с помощью эксперимента на осевое сжатие образцов с надрезами, эксперимента на трехточечный изгиб короткой балки и численного конечноэлементного моделирования с учетом пластических сдвиговых деформаций в слоях композита. Кроме того, во второй главе представлены результаты исследования деформированного состояния образцов с продольной и поперечной ориентацией волокон внутри слоев композита методом корреляции цифровых изображений. С помощью этого метода для образцов малого удлинения, удалось подтвердить предсказанную ранее, с помощью аналитической модели, интенсивную концентрацию сдвиговых деформаций в слоях композита. Проанализированы и сравнены друг с другом механизмы разрушения образцов с продольной и поперечной укладкой волокон;

в третьей главе проводится оценка амплитудно-частотных характеристик пятислойных образцов алюмокомпозитов разной длины и ширины на низких и высоких частотах, определены собственные частоты и коэффициенты демпфирования образцов, приведена оценка собственных частот на основании аналитических моделей;

в четвертой главе приводятся результаты динамических испытаний трехслойных сэндвич балок различной длины с внешними слоями, изготовленными из пятислойного алюмокомпозитов. Определены собственные частоты и коэффициенты демпфирования сэндвич структур;

в заключении представлены основные результаты, полученные в настоящем диссертационном исследовании.

Цели и задачи исследования

Целью работы является разработка расчетных и экспериментальных методов исследования деформирования многослойных металлополимерных композитов на основе алюмокомпозитов с учетом эффектов межслоевого сдвига.

Для достижения поставленной цели сформулированы следующие задачи:

1. Определение механических свойства образцов алюмокомпозитов при испытаниях на одноосное растяжение. Обработка результатов испытаний с помощью простых аналитических зависимостей для определения механических свойств слоистых композитов, учет упругопластического поведения слоев алюмокомпозитов из алюминиевых сплавов. Оценка влияния остаточных температурных напряжений, реализующихся в технологическом процессе изготовления на эффективные механические свойства исследуемой структуры материала;

2. Определение межслоевой прочности образцов алюмокомпозитов с надрезом при испытаниях на одноосное сжатие. Разработка численной конечноэлементной модели в среде COMSOL Multiphysics для прогнозирования упругих и прочностных характеристик образцов исследуемого материала;

3. Определение модуля упругости и модуля сдвига образцов алюмокомпозитов в испытаниях на трехточечный изгиб. Обработка экспериментальных данных с помощью методики европейского стандарта EN 408 (various span method), основанного на решении для классической балки Тимошенко; прогнозирование эффективных упругих характеристик слоистого композита с помощью аналитических микромеханических моделей, сопоставление и анализ полученных результатов;

4. Исследование характера разрушения образцов алюмокомпозитов в испытаниях на трехточечный изгиб в зависимости от расстояния между опорами. Обработка экспериментальных данных по классической формуле для определения «кажущейся» межслоевой прочности; разработка численной конечноэлементной модели, учитывающей нелинейные сдвиговые деформации в слоях композита; сопоставление результатов расчета межслоевой прочности, определенной при трехточечном изгибе по стандартной формуле для «кажущейся» межслоевой прочности с результатами численного прогнозирования и результатами испытания образцов с надрезами; исследование диапазонов удлинения образцов алюмокомпозитов при которых происходит смена механизмов разрушения;

5. Исследование деформированного состояния образцов алюмокомпозитов в испытаниях на трехточечный изгиб методом корреляции цифровых изображений; анализ сдвиговых деформаций, возникающих в слоях композита; создание аналитической модели, учитывающей нелинейные деформации в слоях композита, сравнение с результатами численного конечноэлементного моделирования; оценка межслоевой прочности и исследование механизмов разрушения образцов алюмокомпозитов с продольной и поперечной ориентацией волокон;

6. Динамическое нагружение алюмокомпозитов. Эксперимент с балками разной длины и ширины на низкие и высокие частоты. Построение амплитудно-частотных зависимостей, определение коэффициентов демпфирования;

7. Динамическое испытание сэндвич балок. Определение собственных частот, динамической изгибной жесткости, жесткости на сдвиг и коэффициентов демпфирования.

Положения, выносимые на защиту

1. Определение эффективных прочностных и упругих характеристик алюмокомпозитов в испытании на одноосное растяжение;

2. Оценка межслоевой прочности алюмокомпозитов в испытании на одноосное сжатие образцов с надрезами;

3. Метод определения эффективных модулей упругости алюмокомпозитов по результатам испытаний на трехточечный изгиб. Обработка экспериментальных данных на основании установленных стандартов, основанных на классическом решении балки Тимошенко. Оценка эффективных модулей упругости алюмокомпозитов с помощью микромеханических моделей слоистых композитов;

4. Исследование межслоевой прочности образцов алюмокомпозитов с использованием метода короткой балки. Оценка кажущейся межслоевой прочности. Исследование механизмов разрушения алюмокомпозитов. Определение диапазонов удлинений образцов, при которых происходит изменение механизма разрушения. Оценка истинной межслоевой прочности алюмокомпозитов в диапазоне удлинения образцов, в котором основным механизмом разрушения является межслоевой сдвиг. Численное моделирование процессов деформирования с учетом нелинейностей в слоях алюминиевого сплава и слоях композитов, сопоставление полученных результатов с результатами, определенными по методу одноосного сжатия образцов с надрезами;

5. Метод корреляции цифровых изображений. Исследование деформированного состояния образцов алюмокомпозитов, оценка концентраций межслоевых деформаций в слоях композитов;

6. Применение методики быстрого преобразования Фурье для оценки динамических характеристик алюмокомпозитов. Учет модуля сдвига с помощью решения для слоистой балки Тимошенко, прогноз изменения коэффициента демпфирования исследуемой структуры при колебаниях по высокочастотным собственным формам;

7. Оценка динамических характеристик трехслойных сэндвич балок с внешними несущими слоями из алюмокомпозитов.

Личный вклад автора заключается в:

– подготовке образцов и проведении статических и динамических испытаний алюмокомпозитов;

– разработке численных моделей в программном комплексе COMSOL Multiphysics для обработки полученных экспериментальных результатов;

– изучении и применении метода определения межслоевой прочности образцов с надрезами;

– исследовании межслоевой прочности и механизмов разрушения образцов различного удлинения при трехточечном изгибе;

– применении метода корреляции цифровых изображений для оценки концентрации сдвиговых деформаций в слоях композитов;

– определении собственных частот и коэффициентов демпфирования алюмокомпозитов и трехслойных балок с несущими слоями из алюмокомпозитов.

Научная новизна исследования

1. Впервые исследовано деформирование толстых образцов алюмокомпозитов структурой 9/8, актуальной для применения материала в силовых конструкциях летательных аппаратов;

2. Уточнен, установленный в более ранних работах, диапазон удлинений образцов, при котором реализуется чистое межслоевое разрушение. Дана более точная оценка значения межслоевой прочности;

3. Впервые применен метод корреляции цифровых изображений, позволяющий наблюдать концентрацию сдвиговых напряжений в тонких слоях стеклопластика толщиной порядка 300 мкм. Ранее этот метод применялся только для исследования макроскопических деформаций на образцах с большей исследуемой площадью и меньшим градиентом деформации по толщине;

4. Впервые исследованы динамические характеристики образцов алюмокомпозитного пластика и сэндвич балок с внешними слоями из алюмокомпозитного пластика и вспененного полиимидного наполнителя. Определены изгибные жесткости, собственные частоты и коэффициенты демпфирования рассматриваемых структур. Дан прогноз изменения коэффициентов демпфирования алюмокомпозитного пластика при высокочастотных колебаниях на основании решения для слоистой балки Тимошенко с использованием метода комплексных модулей.

Степень достоверности и сведения об апробации результатов научно-квалификационной работы

Результаты, приведенные в настоящем диссертационном исследовании, были получены с использованием заготовок производства ФГУП «ВИАМ». Статические и динамические испытания проводились на современном и сертифицированном оборудовании со строгим соблюдением стандартов по калибровке измерительной аппаратуры в соответствии с российскими и зарубежными нормативами.

Численное моделирование проводилось в верифицированном программном комплексе COMSOL Multiphysics с тщательным подбором размеров конечноэлементной сетки. Моделирование показало хорошую сходимость с экспериментальными результатами.

Аналитические модели создавались на основе строгих, фундаментальных зависимостей теории упругости, механике деформируемого твердого тела и механики композиционных материалов.

По материалам диссертации было сделано 6 докладов на научно-технических конференциях

– Международная молодежная научная конференция «XLV Гагаринские чтения» Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского (ИПМех РАН), 17 апреля 2019 г;

– Всероссийская научная конференция с международным участием «Механика композиционных материалов и конструкций, сложных и гетерогенных сред» им. И.Ф. Образцова и Ю.Г. Яновского, посвященная 30-летию ИПРИМ РАН, 20 ноября 2019г;

– Международный симпозиум «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред» имени А. Г. Горшкова. Вятчи, 16-20 марта 2020 г;

– Международная конференция «Космические системы». МАИ, 27 апреля 2021 год.

– Международный симпозиум «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред» имени А. Г. Горшкова. Вятчи, 17-21 мая 2021 г;

– 24th International Conference on Composite Structures. Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, 14-16 June 2021.

Теоретическая и практическая значимость полученных результатов научно-квалификационной работы

1. По результатам серии испытаний определены механические статические и динамические характеристики алюмокомпозитов, выявлены преимущества данных материалов в сравнении с традиционными монолитными алюминиевыми сплавами, имеющими большую удельную массу;

2. Разработаны аналитические модели, позволяющие прогнозировать эффективные механические характеристики алюмостеклопластика с любым количеством и расположением слоев;

3. Показана необходимость учета деформаций межслоевого сдвига, что особенно актуально при проектировании высоконагруженных элементов летательных аппаратов с применением толстых, многослойных структур;

4. Дана оценка динамических характеристик алюмостеклопластика и сэндвич балок с несущими слоями из алюмостеклопластика. Спрогнозировано значение коэффициента демпфирования алюмостеклопластика при высокочастотных формах колебаний. Полученные результаты могут быть использованы при оценке несущей способности конструкций летательных аппаратов.

Публикации

По материалам, соответствующим тематике настоящего диссертационного исследования, было опубликовано 4 работы. Три работы входят в перечень ВАК, одна работа в перечень Scopus.

ГЛАВА 1. ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР

Слоистые композиционные материалы, структура которых представляет собой повторяющиеся слои листового металла и стеклопластика, это широкий класс металлополимерных композиционных материалов, применяемых в авиационной отрасли [1–6, 8, 67]. Наибольшее количество работ по материалам данного типа являются англоязычными. В зарубежных публикациях материалы данного типа принято называть Fiber Metal Laminates (FML) [7]. В настоящей работе проводится исследование FML, металлическими слоями которого, являются тонкие листы алюмелевых сплавов. Этот подкласс FML носит название Glass Laminate Aluminum Reinforced Epoxy (GLARE) [8].

Алюмостеклопластики, разрабатываемые в ФГУП ВИАМ в русскоязычной литературе носят название СИАЛ. Исследованию материалов данного типа за последние несколько лет посвящено большое количество работ [1, 59, 67, 69, 70] в том числе применительно к моделированию крупногабаритных деталей элементов конструкции летательных аппаратов [71, 72]. Этот материал состоит из чередующихся слоев алюминиевых сплавов и эпоксидной смолы, усиленной стекловолокном. Композит данного типа является перспективным, усовершенствованным материалом с улучшенной удельной прочностью, устойчивостью к повреждениям, ударопрочностью и усталостной прочностью [1–7]. Сформированный из нескольких слоев листового алюминиевого сплава и слоев армированного стекловолокном стеклопластика Glass-Fiber-Reinforced-Polymer (GFRP), алюмостеклопластик ведет себя как упругопластический материал, в первую очередь, из-за наличия слоев алюминиевых сплавов, а его сложные механизмы разрушения определяются его композитной структурой.

На сегодняшний день существует большое количество аналитических моделей, с помощью которых можно оценивать и прогнозировать прочностные и упругие характеристики материалов как при статическом, так и при динамическом нагружении.

За последние годы опубликовано много работ посвященных исследованию поведения Fiber Metal Laminates (FML) материалов при высокоскоростном нагружении [9]. Применение материалов на основе алюмокомпозитов с целью улучшения удельных прочностных показателей элементов конструкции летательных аппаратов, было предложено в работах [10,11].

Прогнозирование эффективных механических характеристик алюмокомпозитов может быть получено при использовании простых аналитических моделей с учетом и без учета упругопластического поведения слоев алюминиевых сплавов. Такие модели описаны, например, в работах [12–19] и использованы в настоящей работе в разделе главы 2.1. Численное моделирование деформационных кривых алюмокомпозитов при одноосном растяжении представлено в работе [20].

Для более сложных видов нагружения, таких, как например трехточечный изгиб, необходимо применение модифицированных моделей для учета эффектов, возникающих в слоях композитов. Испытание на трехточечный изгиб образцов небольшого удлинения (отношения длины образца между опорами к его толщине), то есть испытание на сдвиг методом короткой балки (short beam test STB), широко используется для оценки характеристик алюмокомпозитов [21–27]. Однако, следует отметить, что данный метод обеспечивает лишь «кажущееся» значение межслоевой прочности, которое зависит от удлинения образца. Следовательно, данный метод не может быть использован для окончательной оценки характеристик межслоевой прочности алюмокомпозитов. В прошлом, в механике композиционных материалов был пройден долгий путь к пониманию ограничений STB метода [28–32]. На сегодняшний день STB метод по-прежнему широко используется, но только в качестве проверки и быстрого контроля механических свойств материалов, так как данный метод является наиболее простым и дешевым по сравнению с другими стандартными испытаниями по определению прочности слоистых композитов на сдвиг [32]. Размерные эффекты (зависимость межслоевой прочности образца от его удлинения), возникающие в методе STB, широко

известны для различных композитов. Эта проблема была объяснена рядом причин, таким как анизотропия, концентрация напряжений, нелинейные межслоевые сдвиговые деформации и поперечное обжатие слоев [29, 33–35]. Во второй главе настоящей работы было обнаружено, что аналогичные причины влияют на механические и прочностные свойства алюмокомпозитов при изгибе с той лишь разницей, что деформация межслоевого сдвига сильно локализуется внутри композитных слоев. Таким образом, для оценки свойств алюмокомпозитов, были учтены ограничения и недостатки STB метода, которые были известны ранее для других композитных материалов. Детальное изучение межслоевой жесткости на сдвиг алюмокомпозитов ранее не проводилось, за исключением некоторого качественного анализа [22, 36, 37] хотя эффекты межслоевого сдвига становятся важными для толстых структур образцов. Для сравнения и уточнения межслоевой прочности на сдвиг в разделе главы 2.2 используется метод испытания образцов с двумя надрезами на сжатие (double-notched shear test DNT). Среди испытаний по определению межслоевой прочности алюмокомпозитов, DNT является наиболее точным [7, 40,41].

Наиболее известное применение алюмокомпозитов получило в конструктивных элементах фюзеляжа самолетов Airbus 380 и некоторых других элементов конструкции летательных аппаратов [2, 3, 7, 68]. Одной из важнейших тем текущих исследований является применение многослойных, толстых панелей алюмокомпозитов, состоящих из 15-40 слоев с общей толщиной порядка 5-15 мм для применения этих материалов в высоконагруженных элементах конструкций летательных аппаратов [2, 57, 58]. Например, в самолете такие материалы могут быть использованы в панелях крыла и элементах кессона [2]. При этом, изготовление толстых алюмокомпозитов приводит к проблеме обеспечения достаточно высокой прочности на межслоевой сдвиг и предотвращения расслоения. В работе [59] и разделах глав 2.3 – 2.5 настоящей работы, было обнаружено, что в толстых образцах при трехточечном изгибе возникает сложнапряженное сдвиговое состояние. На основании численного

моделирования показано, что пластические деформации сдвига в слоях GFRP вносят основной вклад в нелинейное поведение алюмокомпозитов в случае небольшого удлинения образцов ($L/h < 10$). Следует отметить, что пластические эффекты при изгибе и межслоевом сдвиге хорошо изучены на стандартных армированных пластмассах [32, 34, 39, 60]. Однако важность этих эффектов для алюмокомпозитов неочевидна, несмотря на тот факт, что его межслоевая и адгезионная прочность были интенсивно исследованы в последние десятилетия [21–27, 40, 61]. Причем для тонких структур (5–7 слоев) эффект пластичности в слоях GFRP может быть незначительным [62, 63]. В разделе главы 2.5 представлены результаты прямого наблюдения межслоевой деформации сдвига при трехточечном изгибе. В этом разделе главы, как и в разделах глав 2.2 – 2.4 исследуется толстый алюмокомпозит, состоящий из 17 слоев. Использован анализ корреляции цифровых изображений (DICE – Digital Image Correlation Engine) чтобы показать, что интенсивная деформация межслоевого сдвига сильно сконцентрирована (локализована) в слоях GFRP при удлинении образца $L/h = 5$. В этом разделе главы также дана оценка межслоевой прочности и исследована деформация межслоевого сдвига для образцов, как с продольной, так и с поперечной ориентацией армирующих волокон в слоях GFRP. Проведен сравнение результатов экспериментальных данных с результатами численного конечноэлементного моделирования. Сканирующая электронная микроскопия использована для анализа морфологии разрушенных образцов. Известное применение DIC анализа для алюмокомпозитов представлено в работах [64, 65], однако в этих публикациях, в первую очередь, анализировались макроскопические деформации. Особенность исследования представлено в разделе главы 2.5 в том, что наблюдения деформаций межслоевого сдвига проводились в слоях GFRP толщиной порядка 300 мкм. Алюминиевые слои имеют намного более высокий модуль сдвига. Показано, что в этих слоях возникают практически нулевые сдвиговые деформации. Таким образом, в разделе главы 2.5 решена гораздо более сложная задача в сравнении с аналогичными работами, например, армированными пластиками [66], где

исследуемая площадь образца больше, а градиент деформации по толщине – меньше.

В 3 главе представлены результаты динамического анализа алюмопластика, состоящего из 5 слоев. Экспериментальные результаты на балках разной длины и ширины были обработаны с использованием анализа амплитудно-частотных характеристик, полученных методом быстрого преобразования Фурье. Применена аналитическая модель для определения собственных частот и коэффициентов демпфирования с учетом деформаций межслоевого сдвига консольно-закрепленной, слоистой балки Тимошенко [39] с использованием комплексных модулей. Исследовано изменение значения коэффициента демпфирования при высоких частотах (порядка 20 КГц).

Глава 4 настоящего диссертационного исследования посвящена исследованию динамического поведения трехслойных сэндвич балок с наружными слоями из пятислойного алюмопластика с центральным слоем, представляющим собой вспененный наполнитель. Сэндвич материалы данного типа могут быть применены в конструкции обшивки летательных аппаратов, к которым предъявляются особые требования, связанные с обеспечением жесткости, прочности, теплоизоляции. Основной задачей, решенной в 4 главе, являлось определение собственных частот, изгибной жесткости и коэффициентов демпфирования сэндвич балок. Похожие работы представлены в исследованиях, приведенных в [68, 73]. В этих работах проводилось исследование динамических характеристик материалов типа СИАЛ. В работе [74] приведены результаты статических испытаний при трехточечном изгибе сэндвич балок с несущими слоями из алюмопластика. Показаны особенности деформирования и разрушения материалов данного типа. Результаты исследования трехслойных сэндвич балок с внешними слоями из алюмопластика при различного рода динамических нагрузках приведены в [75–84]. В работе [75] построена аналитическая модель рассматриваемых конструкций при низкоскоростном ударе. Поведение рассматриваемого материала при ударно-волновом нагружении описано аналитически в публикации [76]. В работах [77–79] представлены

результаты анализа экспериментальных данных для материалов сэндвич панелей с центральным слоем из вспененного алюминиевого сплава при низкоскоростном и высокоскоростном ударах. На основании этих данных построены численные верификационные модели. Механизмы разрушения сэндвич панелей на основе несущими слоями из алюмостеклопластика с использованием сотового заполнителя для центрального слоя, были исследованы в [80–82]. Подбор оптимальной структуры центрального слоя сэндвич балок из сотового заполнителя, исследовался в работе [83], в работе [84] обсуждалась стойкость сэндвич балок с полимерным центральным слоем к пробитию. Таким образом, можно сделать вывод о том, что сэндвич балки с несущими слоями из материалов типа алюмостеклопластика достаточно хорошо изучены при ударном нагружении. Однако работ, посвященных вибрационному воздействию для материалов данного типа, при обзоре литературы найти не удалось. Тем актуальнее являются аналитические модели и экспериментальные данные, приведенные в 4 главе настоящего исследования, так как динамическое нагружение является характерным для конструктивных элементов летательных аппаратов.

ГЛАВА 2. СТАТИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА АЛЮМОСТЕКЛОПЛАСТИКА

2.1 Механические свойства образцов алюмокомпозита при испытаниях на одноосное растяжение

Исходные данные

В данном разделе главы исследуются механические свойства при испытаниях на одноосное растяжение материала на основе алюмокомпозита, который представляет собой тонкую («листовую») плоскую панель пятислойного композита СИАЛ-3-6Т. Структура материала представляет собой набор чередующихся слоев алюминиевого сплава и стеклопластика (GFRP) КМКС-2.120.Т60.37 с однонаправленной ориентацией волокон. Центральный слой в структуре выполнен из листа алюминиевого сплава 1441, внешние слои из менее жесткого и прочного листа алюминиевого сплава АВ. Все материалы, входящие в исследуемую в настоящем разделе главы структуру алюмокомпозита, разработаны на базе ФГУП ВИАМ. В таблице 2.1 показана послойная структура СИАЛ-3-6Т и толщина каждого слоя.

Таблица 2.1 – Структура материала марки СИАЛ-3-6Т (общая толщина материала составляет порядка 1,94 мм)

Порядковый номер слоя	Наименование материала слоя	Толщина слоя, мм	Угол ориентации волокон в слое
1	Сплав алюминиевый марки АВ	0,28	-
2.1	Стеклопластик GFRP	0,18	0
2.2	Стеклопластик GFRP	0,18	90
2.3	Стеклопластик GFRP	0,18	0
3	Сплав алюминиевый марки 1441	0,3	-
4.1	Стеклопластик GFRP	0,18	90
4.2	Стеклопластик GFRP	0,18	0
4.3	Стеклопластик GFRP	0,18	90
5	Сплав алюминиевый марки АВ	0,28	-

Из таблицы 2.1 видно, что структура укладки армирующих волокон внутри слоев стеклопластика относительно центрального слоя алюминиевого сплава марки 1441 (нейтральной плоскости) несимметрично. Такая структура укладки приводит к тому, что в композите в результате механического нагружения или при нагреве, могут возникать нежелательные, с точки зрения дополнительных напряжений, изгибающие моменты, что необходимо учитывать на стадии проектирования.

Однако в настоящем разделе главы будет показано, что существенной поводки образцов рассматриваемой структуры, вследствие несимметричной укладки слоев стеклопластика относительно нейтральной плоскости не возникает. Этот эффект может быть объяснен достаточно большой толщиной листов алюминиевых сплавов относительно общей толщины структуры материала.

Несимметричная схема рассматриваемого композита была выбрана с целью получения квазиизотропной структуры алюмостеклопластика и выполнения требования по заданной толщине, составляющей около 2 мм.

Физико-механические свойства материалов слоев структуры алюмостеклопластика при температуре 25 °С показаны ниже в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Физико-механические свойства материалов слоев структуры алюмостеклопластика

Материал слоя	Направление вырезки (проката)	σ_b МПа	$\sigma_{0,2}$ МПа	E, ГПа	ν	δ , %	α , 10^{-6}K^{-1}
Лист сплава марки АВ	Д, П	310	275	70	0,33	20	24
Лист сплава марки 1441	Д, П	420	325	79	0,33	12	25.4
Стеклопластик GFRP	0°	1320	-	50	0,3	2,6	3.7
	90°	70	-	12	0,07	0,15	3.7

Приведенные в таблице 2.2 значения физико-механических характеристик являются усредненными. Алюминиевые сплавы марок 1441 и АВ считаются

изотропными из-за невысокого разброса характеристик при долевом (Д) и поперечном (П) направлении проката листов. В то время как физико-механические свойства слоев GFRP существенно зависят от направления укладки волокон. Схематически, структура алюмокомпозитного пластика, исследуемая в настоящем разделе главы, показана на рисунке 2.1.

5	Сплав АВ
4.3	GFRP 0°
4.2	GFRP 90°
4.1	GFRP 0°
3	Сплав 1441
2.1	GFRP 90°
2.2	GFRP 0°
2.1	GFRP 90°
1	Сплав АВ

Рисунок 2.1 – Структура алюмокомпозитного пластика СИАЛ-3-6Т.

На практике, наблюдается анизотропия свойств листовых алюминиевых сплавов в зависимости от направления проката, но она является несущественной и лежит в пределах 3%.

Значение относительного удлинения при разрыве δ , представленное выше в таблице 2.2, служит для оценки величины деформации, возникающей в материале, при достижении предела прочности в испытании на одноосное растяжение. Также, в таблице 2.2 приведены средние значения коэффициентов линейного температурного расширения α материалов исследуемой структуры алюмокомпозитного пластика для диапазона температур 20 – 175 °С, реализующихся в результате технологических процессов изготовления.

В процессе изготовления композита рассматриваемой структуры, применяется технология получения многослойных изделий из препрегов – автоклавное формование. При повышенной температуре 175 °С и избыточном давлении, в течение 3 часов происходит отверждение материала. После этого, в течение порядка 16-20 проводится процедура охлаждения материала до

температуры, составляющей около 40 – 50 °С. Эти температурные воздействия, в процессе изготовления материала, необходимо учитывать с точки зрения возможных остаточных напряжений и влияния этих напряжений на физико-механические характеристики материалов структуры, исследуемого в настоящем разделе главы композита.

При построении аналитической модели, принято допущение о плоском напряженном состоянии, реализующемся в исследуемой структуре при одноосном растяжении. Кроме того, деформации слоев алюминия и стеклопластика считаются совместными. Также предполагается, что вплоть до потери несущей способности образца (момента начала процесса разрушения) в нем, предварительно, не возникает никаких дефектов.

Аналитический расчет можно разделить на несколько частей: 1- определение остаточных напряжений, возникающих в слоях алюмостеклопластика процессе технологического изготовления композитной структуры либо в процессе предварительного температурного нагрева; 2- одноосное растягивающее нагружение, на этом этапе нагружение проходит в области упругих деформаций слоев алюминиевого сплава и слоев GFRP; 3- достижение предела текучести слоев, выполненных из алюминиевого сплава; 4- потеря несущей способности образца в результате процесса разрушения слоев алюмостеклопластика. Разрушение происходит последовательно.

Как правило, первым слоем, достигающим предела прочности, является слой стеклопластика с перечной укладкой армирующих волокон (угол укладки 90°). Это объясняется сравнительно низким значением величины относительного удлинения при разрыве ($\delta = 0,15\%$) этого слоя по сравнению с той же величиной для слоев алюминиевых сплавов.

Анализ остаточных напряжений в слоях алюмостеклопластика оценен с использованием упрощенной модели, описывающей термомеханическое поведение материалов структуры слоистого композита [15, 16]. Также предполагается, что нейтральное состояние композита, иначе говоря, ненапряженное состояние, всех слоев структуры, возникает при температуре

отверждения в процессе изготовления. Физико – механические характеристики слоев композита, находящегося в нейтральном состоянии, принимаются в соответствии со свойствами слоев структуры, приведенными в таблице 2.2.

Далее, на следующем этапе расчета, проводится моделирование механического нагружения, путем пошагового приращения напряжений в слоях структуры композита, соответствующих одноосному растяжению. Следует отметить, что в расчете предполагается выполнение принципа суперпозиции напряжений, возникших в слоях в результате технологических процессов изготовления композита (остаточные напряжения) и напряжений, реализовавшихся при механическом одноосном растяжении.

Расчет проводится в несколько шагов, на каждом из которых, определяется уровень действующих напряжений в каждом слое структуры в отдельности. Для слоев стеклопластика рассчитывается критерий прочности, а для слоев алюминиевых сплавов, уровень действующих напряжений сравнивается со значением их пределов текучести. В том случае, если в каком-либо слое алюминиевого сплава, уровень действующих напряжений превосходит предел текучести материала (смотри таблицу 2.2), то при следующей итерации аналитического расчета, модуль упругости этого слоя меняется и становится численно равным значению касательного модуля упругости для этого материала. Касательный модуль упругости определяет угол наклона графика напряжения-деформации, на этапе упрочнения материала. В том случае, если в каком – либо слое, нарушается принятый ранее критерий прочности, то этот слой на следующей итерации исключается из дальнейшего расчета, а значение модуля упругости этого слоя полагают равным нулю. Вычисление производится до момента исчерпания несущей способности слоев GFRP с углов укладки волокон 0° , рисунок 2.1.

Подобный итерационный подход, позволяет использовать классическую, хорошо известную модель слоистого композита [13, 14] с учетом использования билинейной диаграммы деформирования для слоев из алюминиевого сплава. Данная модель широко применяется для определения эффективных упругих

характеристик слоистых композитов и для послойного определения значений компонент напряжений и деформаций. Значение эффективного модуля упругости алюмопластика рассматриваемой в настоящем разделе главы ортотропной структуры, может быть оценен при использовании следующей формулы:

$$E = \frac{1}{H} \left(C_{11} - \frac{C_{12}^2}{C_{22}} \right),$$

где $H = \sum_{k=1}^n h_k$ – суммарная толщина рассматриваемой структуры, n- количество монослоев в структуре;

h_k – толщина монослоя, рассматриваемой структуры;

$C_{ij} = \sum_{k=1}^n h_k \bar{A}_{ij}^k$ – компоненты матрицы жесткости рассматриваемой структуры,

\bar{A}_{ij}^k – значения величин модулей упругости слоя композита k в системе координат рассматриваемой структуры композита, определенных с помощью жесткостных характеристик слоев и углов ориентации волокон θ_k

В матричной форме эти соотношения могут быть записаны следующим образом [14]:

$$\bar{A}_{ij}^k = [\bar{A}]_k = [T]_k^{-1} [A]_k [T]_k^{-T},$$

$$\text{где } [T]_k = \begin{pmatrix} \psi^2 & \varphi^2 & 2\psi\varphi \\ \varphi^2 & \psi^2 & -2\psi\varphi \\ -\psi\varphi & \psi\varphi & \psi^2 - \varphi^2 \end{pmatrix}, [A]_k = \begin{pmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{pmatrix},$$

$$\psi = \cos \theta_k, \varphi = \sin \theta_k,$$

значения величин приведенных модулей упругости может быть выражено с помощью упругих величин материалов монослоев следующим образом:

$$A_{11} = E_1 / (1 - \nu_{12}\nu_{21}), \quad A_{22} = E_2 / (1 - \nu_{12}\nu_{21}), \quad A_{12} = \nu_{12}E_2 / (1 - \nu_{12}\nu_{21}), \quad A_{66} = G_{12},$$

кроме того, $\nu_{21}E_1 = \nu_{12}E_2$.

Для рассматриваемой структуры, с учетом принятых допущений, справедливо следующее соотношение:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{1}{H} \sum_{k=1}^N h_k [\bar{A}]_k \begin{bmatrix} \varepsilon_x - \alpha_{x,k} \Delta T \\ \varepsilon_y - \alpha_{y,k} \Delta T \\ \gamma_{xy} - \alpha_{xy,k} \Delta T \end{bmatrix}, \quad (2.1)$$

где $\alpha_{x,k} = \alpha_1 \psi^2 + \alpha_2 \varphi^2$, $\alpha_{y,k} = \alpha_2 \psi^2 + \alpha_1 \varphi^2$, $\alpha_{xy,k} = 2(\alpha_1 - \alpha_2) \psi \varphi$ – коэффициенты линейного температурного расширения материалов монослоев рассматриваемой структуры в системе координат композита.

Компоненты тензора деформаций для слоя структуры k связаны в глобальной системе координат с системой координат композита следующим образом:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}_k = [T]_k \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

Для трансверсально-изотропного материала слоя с однонаправленной схемой укладки волокон, справедливо определяющее соотношение

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix}_k = [A]_k \begin{bmatrix} \varepsilon_1 - \alpha_1 \Delta T \\ \varepsilon_2 - \alpha_2 \Delta T \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}_k \quad (2.3)$$

Для оценки влияния остаточных температурных напряжений на свойства слоев рассматриваемой структуры, зададим значение ΔT , численно равное разности между температурой окружающей среды при проведении испытаний (25 °C) на одноосное растяжение и температурой отверждения материала в технологическом процессе его изготовления. Используя итерационный метод приращения осевых растягивающих напряжений σ_x (нормальных напряжений, совпадающих с направлением действия механического нагружения) в каждом

слое структуры, проводится пошаговый расчет. Нормальные напряжения σ_y и касательные напряжения τ_{xy} полагаются равными нулю. На каждой итерации вычисляются значения величин средних линейных и угловых деформаций $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$ с использованием соотношения (2.1). Далее, на основании полученных результатов была построена графическая зависимость напряжения-деформации. Полученная зависимость отражает эффективные свойства композита при одноосном растяжении. Кроме того, на каждой итерации расчета на основании соотношений (2.2) и (2.3) вычисляется величина деформаций и напряжений, реализующихся внутри каждого слоя структуры. В слоях алюминиевых сплавов рассчитывается критерий Мизеса. В свою очередь для слоев стеклопластика, применяется критерий прочности Цая-Хилла. В случае потери несущей способности слоя стеклопластика (начала его разрушения) в соответствии с критерием Цая-Хилла выполняется соотношение

$$\sqrt{\frac{\sigma_1^2}{[\sigma_1]^2} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{[\sigma_1]^2} + \frac{\sigma_2^2}{[\sigma_2]^2} + \frac{\tau_{12}^2}{[\tau_{12}]^2}} \geq 1,$$

где $[\sigma_1]$, $[\sigma_2]$ и $[\tau_{12}]$ – пределы прочности материала слоя GFRP.

Для листов алюминиевых сплавов, работающих в упругой области, как было отмечено ранее, используется, приведенное в таблице 2.2 значение модуля Юнга. После перехода материалов этих слоев в пластику, численное значение модуля Юнга заменяется значением касательного модуля упругости. Дополнительными прогибами, возникающими в композите за счет несимметричной укладки волокон в слоях GFRP относительно нейтральной плоскости, можно пренебречь, так как они являются не столь значительными для исследуемой структуры алюмостеклопластика.

Результаты, полученные на основании аналитических расчетов и результатов обработки экспериментальных данных

Билинейная диаграмма деформирования, примененная при аналитическом моделировании упругих свойств алюминиевых слоев алюмостеклопластика, приведена на рисунке 2.2

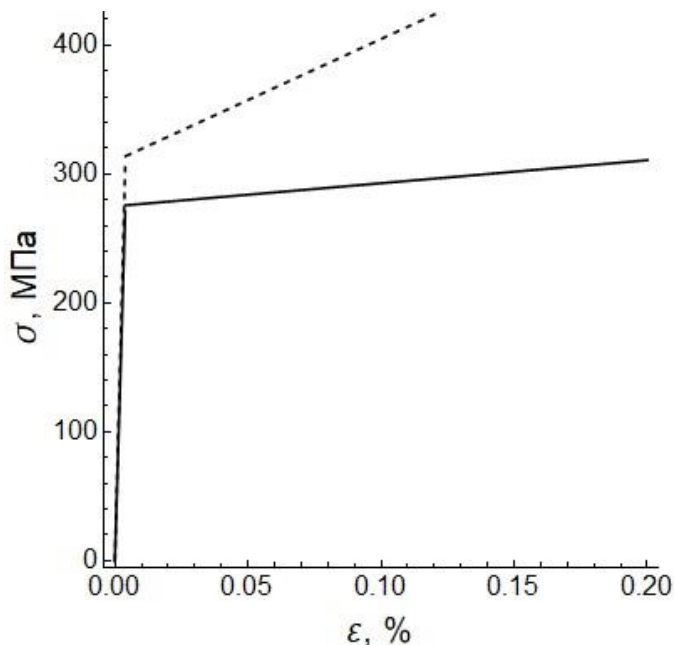


Рисунок 2.2 – Билинейная диаграмма $\sigma - \varepsilon$ для слоев алюминиевых сплавов в структуре алюмостеклопластика. Сплошной линией показана диаграмма алюминиевого сплава АВ, пунктирной линией диаграмма алюминиевого сплава 1441.

На рисунке 2.3 продемонстрированы результаты моделирования одноосного растяжения образца алюмостеклопластика. Приведены результаты моделирования с учетом (пунктирная линия) $\Delta T = 25 - 175 = -150^\circ\text{C}$ и без учета остаточных температурных напряжений (сплошная линия) $\Delta T = 0$ в слоях структуры алюмостеклопластика.

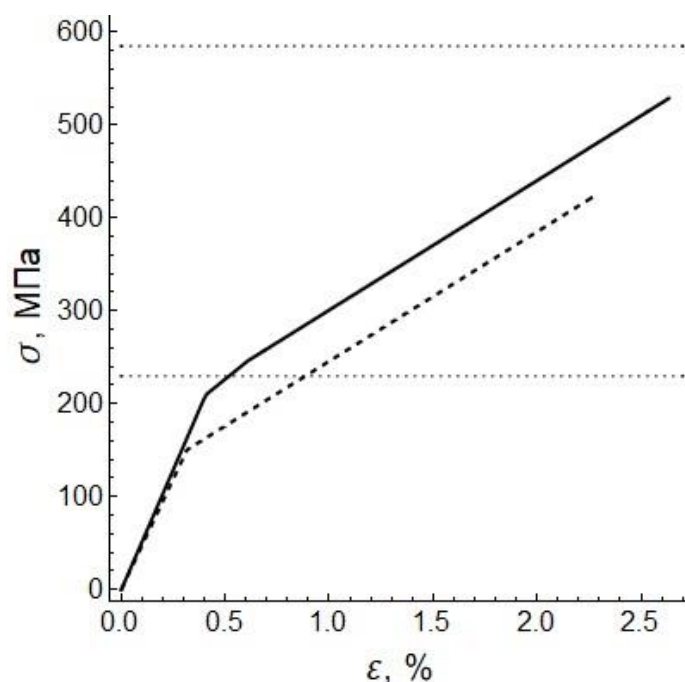


Рисунок 2.3 – Зависимость напряжения-деформации, построенная в результате аналитического моделирования одноосного растяжения для алюмокомпозитного материала с учетом (пунктирная линия) $\Delta T = 25 - 175 = -150^\circ\text{C}$ и без учета остаточных температурных напряжений (сплошная линия) $\Delta T = 0$. Экспериментальными пунктирными горизонтальными линиями на графике обозначены пределы текучести и прочности образца.

При анализе результатов расчетов, можно судить о стадиях разрушения образца при одноосном растяжении. Так в первую очередь, разрушению подвергаются слои GFRP с поперечным углом укладки армирующих волокон, но существенного изменения диаграммы напряжения –деформации на этом этапе не наблюдается, так как эти слои не вносят существенного вклада в общую несущую способность образца. Далее наблюдается пластическое деформирование слоев из алюминиевых сплавов. В первую очередь, в пластику уходят внешние слои образца из алюминиевого сплава АВ, после чего, пластическому деформированию подвергается центральный внутренний слой из алюминиевого сплава 1441. На этой стадии наблюдается излом диаграммы напряжения –деформации и можно условно установить предел текучести испытуемого образца.

Далее, при росте растягивающих усилий, основную часть нагрузки воспринимают слои GFRP с продольной ориентацией волокон (это направление совпадает с направлением действия нагрузки). Слои алюминиевых сплавов имеют меньшее значение предела прочности при осевом растяжении (в сравнении со слоями GFRP с продольной ориентацией волокон) и как следствие разрушаются раньше.

Нагружение происходит до тех пор, пока слои GFRP с продольной ориентацией волокон не исчерпают своей несущей способности (уровень напряжений в этих слоях не превысит значение предела прочности), после чего, происходит полное разрушение (разрыв) структуры алюмокомпозита.

Анализируя результаты расчетов, продемонстрированные на рисунке 2.3, можно сделать вывод о том, что разработанная аналитическая модель, хорошо коррелирует с экспериментально найденными значениями предела текучести и прочности образцов, принимая предположения, что остаточные температурные напряжения в слоях структуры отсутствуют (сплошная линия на графике). На основании этих наблюдений, можно сделать вывод о том, что технология изготовления образцов подобрана таким образом, что возникающие в слоях образцов температурные напряжения при отверждении в автоклаве, релаксируют на следующих технологических этапах. Значение предела текучести алюмокомпозита, рассчитанное с помощью аналитической модели, практически полностью совпало с экспериментальным значением. Разброс между значениями предела прочности, который составил порядка 10%, можно объяснить не совсем точным заданием в аналитической модели, механических характеристик слоев GFRP с продольной ориентацией волокон.

Значение эффективного модуля упругости при одноосном растяжении составило 51.5 ГПа при аналитическом моделировании, и 49 ГПа в эксперименте.

Выводы по разделу главы

В настоящем разделе главы разработана аналитическая модель, которая хорошо согласуется с результатами экспериментальных данных по растяжению структуры алюмокомпозита. Данная модель показала высокую точность полученных результатов при определении численного значения эффективного предела текучести и модуля упругости (модуля Юнга), в то время как при расчете эффективного предела прочности, наблюдается небольшая, порядка 10% погрешность. Также можно сделать вывод о том, что эффективный предел текучести рассматриваемого композита, практически полностью определяется значениями пределов текучести слоев из алюминиевых сплавов, в то время как эффективный предел прочности, определяется значением предела прочности слоев GFRP с продольной ориентацией армирующих волокон. Кроме того, предложенная модель позволяет учитывать влияние температурных напряжений на эффективные свойства структуры материала. Однако для исследуемой в настоящем разделе главы структуры алюмокомпозита, эти напряжения не оказали существенного влияния на результаты экспериментальных данных, что может говорить о правильности подобранных температурных режимов при технологических процессах изготовления композита с последующей релаксацией остаточных напряжений.

2.2 Определение межслоевой прочности образцов алюмостеклопластика с надрезом при испытаниях на одноосное сжатие

Исходные данные

В настоящем разделе главы приводятся результаты расчета межслоевой прочности алюмостеклопластика 9/8 с помощью испытания на осевое сжатие образцов с надрезами. Приведено сравнение полученных экспериментальных результатов с результатами, полученными на основании конечноэлементного (КЭМ) моделирования в программном комплексе Comsol Multiphysics.

Испытание на осевое сжатие образцов с надрезами проводилось в соответствии с ASTM D 3846. Этот метод определения межслоевой прочности считается более точным [39] чем испытание на трехточечный изгиб по методу короткой балки, рассмотренное в разделе главы 2.4.

Используемые образцы, состоят из 9 слоев алюминий-литиевого сплава 1441 и 8 слоев стеклопластика GFRP. Листы сплава 1441 [38] по своим свойствам обладают высокими жесткостными характеристиками и высоким сопротивлением к усталостному разрушению, толщина слоев составляет примерно 0,35 мм. Слои GFRP состоят из двух слоев однонаправленных препрегов, изготовленных из высокомодульного волокна T 60 встроенного в адгезивную эпоксидную смолу ВСК-14-2. Толщина одного слоя препрега составляет 0,14 мм, объемное содержание волокна 0,48. Волокна ориентированы вдоль направления проката листов алюминий-литиевого сплава. В окончательной структуре толщина слоя GFRP составляет около 0,3 мм. Общая толщина алюмостеклопластика со структурой 9/8 порядка $h = 5,55 (\pm 0,05)$ мм.

Структура алюмостеклопластика 9/8, имеющего в своем составе 9 слоев листового алюминиевого сплава и 8 слоев стеклопластика с продольной, однонаправленной ориентацией волокон, показана на рисунке 2.4

17	Сплав 1441
16.2	GFRP 0°
16.1	GFRP 0°
15	Сплав 1441
14.2	GFRP 0°
14.1	GFRP 0°
13	Сплав 1441
12.2	GFRP 0°
12.1	GFRP 0°
11	Сплав 1441
10.2	GFRP 0°
10.1	GFRP 0°
9	Сплав 1441

Рисунок 2.4 – Схематическая структура, исследуемого образца алюмокомпозита 9/8.

Образцы в испытании на сжатие надрезаны с двух сторон так, чтобы был разрезан центральный алюминиевый слой. Расстояние между надрезами 4 мм, общее количество образцов 8.

Для проведения испытания была разработана и применена специальная оснастка, позволяющая избежать потери устойчивости образца раньше, чем произойдет межслоевое разрушение.

На рисунке 2.5 показан образец алюмокомпозита 9/8 с надрезами перед началом испытания на осевое сжатие.

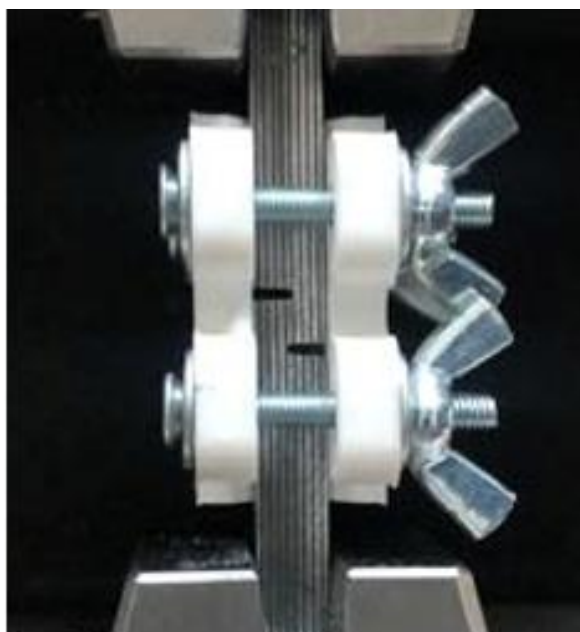


Рисунок 2.5 – Образец алюмокомпозита 9/8 с надрезами перед началом испытания на осевое сжатие.

Результаты

На рисунке 2.6 приведены экспериментальные кривые нагрузка-перемещение и результаты КЭМ.

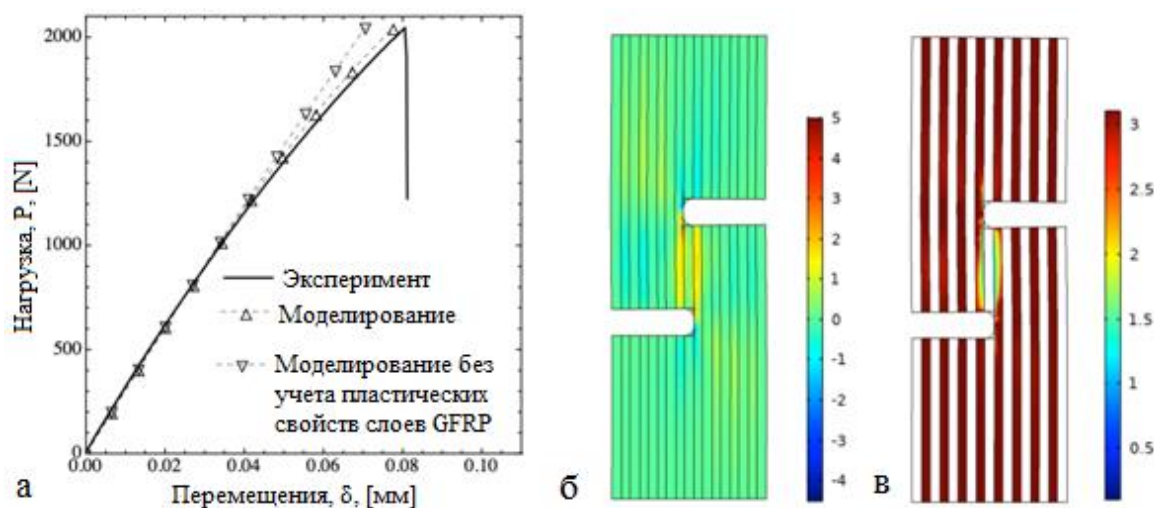


Рисунок 2.6 – Результат КЭМ для образца алюмокомпозита 9/8 с надрезом при его испытании на осевое сжатие: а – сравнение результатов КЭМ с экспериментальными кривыми нагрузка-перемещение; б – распределение поля деформаций γ_{13} (%) в образце; в – значение модуля сдвига G_{13}^* (ГПа). Значение

нагрузки в численном расчете $P = P_{\max} = 2050 \text{ N}$. Определение модуля сдвига G_{13}^* с учетом пластических эффектов в слоях GFRP подробно рассмотрено ниже в разделах главы 2.4–2.5.

Оценка межслоевой прочности, по результатам полученных экспериментальных данных, может быть рассчитана свежующим образом

$$\tau_{13} = \frac{P_{\max}}{b \cdot d} \quad (2.4)$$

где d – расстояние между надрезами, b – ширина образца, P_{\max} – максимально значение нагрузки, при котором произошло разрушение образца. Значение межслоевой прочности, полученное по формуле (2.4) равняется $\tau_{13} = 69 \text{ МПа}$, в то время как численное моделирование дает прогноз $\tau_{13} = 66 \text{ МПа}$.

Выводы по разделу главы

Значение межслоевой прочности рассмотренной структуры 9/8, составляет порядка 69 МПа. Из приведенных результатов расчетов можно сделать вывод о хорошей сходимости экспериментальных и аналитических прогнозов значения межслоевой прочности. Также важным является учет пластических эффектов в слоях GFRP для восстановления экспериментальной кривой нагрузка-перемещение, что наглядно продемонстрировано на рисунке 2.6 а. Ниже, в разделе 2.4 также будет приведена оценка межслоевой прочности оцененная с использованием другого экспериментального метода трехточечный изгиб по методу короткой балки.

2.3 Определение модуля упругости и модуля сдвига образцов алюмокомпозита в испытаниях на трехточечный изгиб

Испытание на трехточечный изгиб по методу короткой балки

В данном разделе главы приводятся результаты расчетов модуля упругости и модуля сдвига алюмокомпозита 9/8 на основе обработки экспериментальных результатов с помощью методики, основанной на решении для балки Тимошенко и с использованием аналитического прогноза эффективных упругих свойств рассматриваемой структуры на основе микромеханических моделей слоистого композита.

Образцы, используемые в эксперименте, состоят из 9 слоев алюминий-литиевого сплава 1441 и 8 слоев стеклопластика GFRP. Структура испытываемых образцов аналогична структуре, приведенной в разделе главы 2.2, рисунок 2.4.

Слой GFRP состоит из двух слоев однонаправленных препрегов, изготовленных из высокомодульного волокна Т 60 встроенного в адгезивную эпоксидную смолу ВСК-14-2. Толщина одного слоя препрега составляет 0,14 мм, объемное содержание волокна 0,48. Волокна ориентированы вдоль направления проката листов алюминий-литиевого сплава. В окончательной структуре толщина слоя GFRP составляет около 0,3 мм. Общая толщина алюмокомпозита со структурой 9/8 порядка $h = 5,55 (\pm 0,05)$ мм. В эксперименте использовались образцы балочного типа с прямоугольным поперечным сечением, вырезанные вдоль укладки волокон. Длина образцов составляет $L_0 = 29,5 - 160$ мм. Длина образца от опоры до опоры $L = L_0 - 2h$. В эксперименте использовалось не менее 3 образцов одинаковой длины. Ширина образцов составляет $b = 7,4$ мм. Разброс ширины образцов составляет примерно $\pm 0,4$ мм, что связано с некоторыми неточностями в процессе изготовления образцов. Всего было подготовлено и испытано 48 образцов. На рисунке 2.7, для примера, показан образец длиной $L_0 = 32$ мм и его структура.

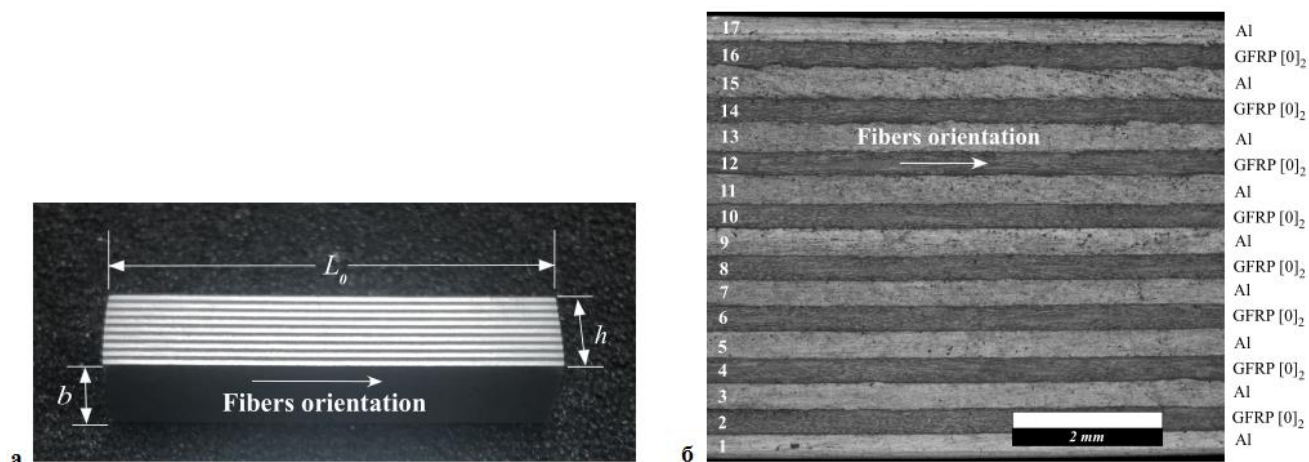


Рисунок 2.7. – Экспериментальный образец алюмокомпозитного материала 9/8 и его структура. Стрелкой показано направление укладки волокон (Fiber orientation) в слоях композитного материала.

Испытания проводились на экспериментальной установке Instron 5969 с нижними опорами диаметром 2 мм и с верхней опорой диаметром 5 мм. Испытания проводились в соответствии с ASTM D 2344. Скорость испытаний составляла 0,5 мм/мин [70]. Длина нависающей над опорами части образца равна его ширине.

Оценка модулей упругости была проведена с использованием так называемого various span method, используемого в европейском стандарте EN 408. Этот стандарт и его применение к композиционным материалам было описано, например, в работах [39, 42]. В этом методе одновременно определяется продольный модуль упругости E_x и межслоевой модуль сдвига G_{xz} на основе решения для деформаций балки Тимошенко при трехточечном изгибе [39, 42]

$$\delta = \frac{1}{4b} \left(\frac{PL^3}{E_x h^3} + \frac{PL}{k G_{xz} h} \right), \quad (2.5)$$

где $k = \frac{5}{6}$ – поправочный коэффициент сдвига для образца прямоугольного сечения.

Решение (2.5) для удобства анализа экспериментальных данных может быть переписано в следующем виде

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1}{E_x} + \frac{1}{k G_{xz}} \left(\frac{h}{L} \right)^2, \quad (2.6)$$

где $E^* = \frac{PL^3}{4bh^3\delta}$ – изгибный модуль упругости, определенный из экспериментальных кривых $P(\delta)$.

Согласно (2.6) линейная регрессия экспериментальных данных вида $\frac{1}{E^*} = A + B \left(\frac{h}{L} \right)^2$ дает нам значения продольного и сдвигового модулей упругости в следующем виде

$$E_x = \frac{1}{A}, \quad G_{xz} = \frac{1}{kB} \quad (2.7)$$

Для реализации данного метода необходимо проведение как минимум 2 испытаний с различным расстоянием между опорами (пролетами) для определения двух неизвестных величин. Для повышения точности измерения с помощью данного метода было проведено 10 испытаний.

Результаты испытаний, обработанные по методике европейского стандарта EN 408, приведены на рисунке 2.8

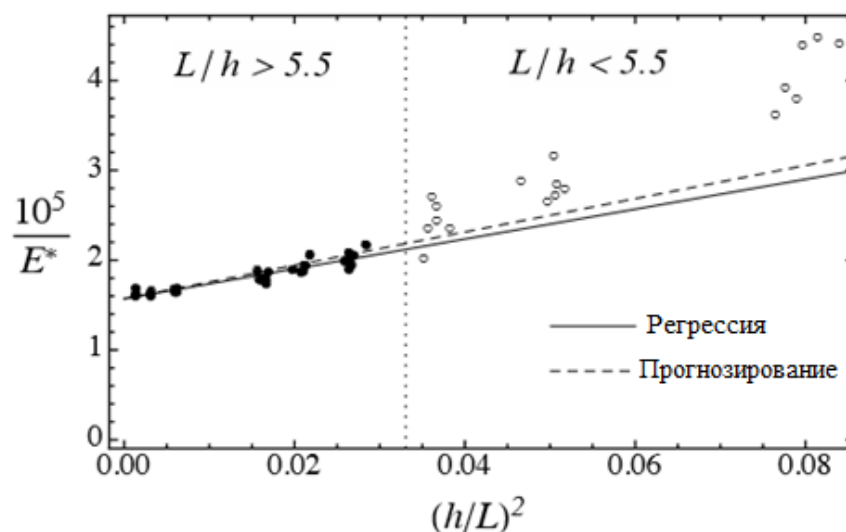


Рисунок 2.8 – Определение кажущегося продольного и сдвигового модулей упругости в [МПа] для алюмостеклопластика 9/8 по методике EN 408 various span

method. Черными точками обозначены экспериментальные данные, используемые при анализе.

Видно, что полученная зависимость $\frac{1}{E^*} \left(\frac{h^2}{L^2} \right)$ не совсем линейна, как ожидалось. Это можно объяснить тем, что для очень коротких образцов возникают дополнительные эффекты обжатия слоев, которые не могут быть учтены в классической модели балки Тимошенко (2.6) и в этом случае следует использовать модели более высокого порядка [56]. Таким образом, для анализа экспериментальных данных были использованы образцы с не очень малым отношением длины к толщине $L/h > 5$. Линейная регрессия для экспериментальных данных принималась на основании метода наименьших квадратов и имеет вид

$$\frac{1}{E^*} = A + B \left(\frac{h}{L} \right)^2, \quad A = 0,000015706 \quad B = 0,000166284 \quad (2.9)$$

Отсюда мы определяем значение продольного модуля Юнга $E_x = \frac{1}{A} = 63669 \text{ МПа}$,

и межслоевого модуля сдвига $G_{xz} = \frac{1,2}{B} = 7217 \text{ МПа}$.

Аналитические оценки упругих характеристик

Для анализа экспериментальных данных используются аналитические микромеханические модели для оценки упругих свойств алюмокомпозитов [39]

$$E_x = \frac{1}{h} \sum_{i=1}^n h_i E_i = \frac{9h_a}{h} E_{AL} + \frac{8h_c}{h} E_1 \quad (2.10)$$

$$G_{xz} = h \left(\sum_{i=1}^n \frac{h_i}{G_i} \right)^{-1} = \frac{h}{9h_a / G_{AL} + 8h_c / G_{13}} \quad (2.11)$$

где i – номер слоя, $n = 17$ – количество слоев, E_{AL} и G_{AL} – модуль упругости и модуль сдвига листов алюминий-литиевого сплава, E_1 и G_{13} – продольный модуль упругости и межслоевой модуль сдвига GFRP, h_a и h_c – толщины слоев листов алюминий-литиевого сплава и слоев GFRP соответственно.

Продольный модуль упругости и межслоевой модуль сдвига GFRP могут быть оценены по свойствам стекловолокна и эпоксидной смолы на основании стандартного микромеханического подхода, например, с помощью обобщенного, самосогласованного метода, обеспечивающего довольно точные прогнозы для широкого класса композитов [43–46]. Таким образом, имеем [47]

$$E_1 = f E_f + (1 - f) E_m + \frac{4f(1 - f)(\nu_f - \nu_m)^2}{(1 - f) / k_f + f / k_m + 1 / G_m} \quad (2.12)$$

$$G_{13} = G_{12} = G_m \frac{G_f(1 + f) + G_m(1 - f)}{G_f(1 - f) + G_m(1 + f)} \quad (2.13)$$

где индексы f и m определяют свойства волокна и матрицы соответственно, ν – коэффициент Пуассона, $k = E / (2(1 + \nu)(1 - 2\nu))$ – объемный модуль деформации.

Для численного моделирования также необходимы значения других упругих свойств слоев, которые задаются следующими соотношениями

$$\nu_{12} = \nu_{13} = f \nu_f + (1 - f) \nu_m + \frac{\nu_f(1 - f)(\nu_f - \nu_m)(1 / k_m - 1 / k_f)}{(1 - f) / k_f + f / k_m + 1 / G_m}$$

$$k_{23} = k_m + \frac{f(k_f - k_m)}{1 + (1 - f) \frac{k_f - k_m}{k_m + G_m}}$$

$$G_{23} = G_m \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (2.14)$$

$$E_2 = E_3 \frac{4k_{23}G_{23}}{k_{23} + G_{23} + 4\nu_{12}^2 G_{23} k_{23} / E_1}$$

$$\nu_{23} = \frac{k_{23} - G_{23} - 4\nu_{12}^2 G_{23} k_{23} / E_1}{k_{23} + G_{23} + 4\nu_{12}^2 G_{23} k_{23} / E_1},$$

где константы А, В, С в определении модуля сдвига в плоскости G_{23} зависят от объемной доли волокон и упругих свойств компонент, представление для этих констант здесь опущено.

Свойства материалов, используемые в уравнениях (2.10) – (2.14) приведены ниже в таблице 2.3. Эти свойства составляющих алюмокомпозита известны заранее, и они используются для оценки эффективных свойств композита GFRP и структуры алюмокомпозита. Следует отметить, что высокое значение модуля Юнга слоев алюминиевого сплава ($E=79$ ГПа) характерно для используемого Al-Li сплава 1441 [48].

Таблица 2.3 – Свойства компонент GFRP и алюминиевого сплава 1441.

Материал	Модуль Юнга, E , [ГПа]	Коэффициент Пуассона, ν	Модуль сдвига $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$, [ГПа]
Алюминий-литиевый сплав 1441	79	0,33	29,7
Стекловолокно	85	0,2	35,4
Эпоксидная смола	3,2	0,35	1,2

В таблице 2.4 представлены результаты расчета по уравнениям (2.10) – (2.14) упругих свойств слоев GFRP и алюмокомпозита

Таблица 2.4 – Свойства слоев GFRP и алюмокомпозита

Параметр	Размерность	GFRP	Алюмокомпозит
Продольный модуль Юнга E_1 и E_x	ГПа	42,4	63,6

Продолжение таблицы 2.4

Продольный модуль сдвига G_{13} и G_{xz}	ГПа	3,11	6,47
Поперечный модуль Юнга E_2 и E_y	ГПа	8,65	49,5
Поперечный модуль сдвига G_{23} и G_{yz}	ГПа	3,03	6,33
Коэффициент Пуассона ν_{12}	–	0,27	
Коэффициент Пуассона ν_{23}	–	0,42	

Выводы по разделу главы

Как следует из сравнения теоретических и экспериментальных значений полученных модулей упругости мы имеем не большую погрешность оценок, для продольного модуля упругости E_x около 0,1%. Однако для модуля сдвига, данный аналитический метод дает погрешность в районе ~10%. Теоретически предсказанная линейная регрессия вида (2.7), также обозначена на рисунке 2.8 пунктирной линией. Видно, что теоретическая регрессия может быть ближе к экспериментальной, если рассмотреть более широкий диапазон данных для образцов с соотношением $h^2 / L^2 = 0,04$, то есть $L / h = 5$. Тем не менее, похоже в этом случае, мы получим менее строгий результат из-за более высокого рассеивания экспериментально определенного модуля упругости для коротких образцов алюмокомпозитного пластика.

2.4 Исследование механизмов разрушения образцов алюмостеклопластика в испытаниях на трехточечный изгиб в зависимости от расстояния между опорами

Введение

В настоящем разделе главы приведены результаты экспериментальных данных полученных при проведении испытаний на трехточечный изгиб по методу короткой балки. Представлены результаты расчета кажущейся межслоевой прочности. Приведены значения диапазонов удлинений образцов, при которых происходит смена механизмов разрушения. Построена аналитическая модель, учитывающая пластические деформации слоев из алюминиевого сплава и пластические деформации межслоевого сдвига в слоях GFRP. Дана оценка значению истинной межслоевой прочности. Приведено сравнение полученных результатов с результатами, приведенными в разделе главы 2.2.

Исследование межслоевой прочности проводилось с помощью испытания на трехточечный изгиб по методу короткой балки в соответствии с ASTM D 2344.

Для проведения испытания использовались образцы алюмостеклопластика 9/8. Структура образцов соответствует структуре, исследуемой в главах 2.2 и 2.3 и приведена на рисунке 2.4. Образец перед началом испытания показан на рисунке 2.9.



Рисунок 2.9. – Испытательный образец перед испытанием на изгиб по методу короткой балки

Кажущаяся межслоевая прочность оценивалась для коротких образцов с отношением длины к толщине $L/h \leq 8$ с использованием классической формулы

$$\tilde{\tau} = \frac{3P_{\max}}{4bh}, \quad (2.15)$$

где P_{\max} – нагрузка, при которой произошло разрушение образца;

b и h – ширина и толщина образца, которые были измерены в трех точках по длине образца и усредненные значения этих величин использовались в оценках.

Численное моделирование

Известно, что при высоких уровнях нагрузки, пластическое поведение слоев оказывает значительное влияние на напряженно деформированное состояния алюмостеклопластика. Учет пластического поведения слоев алюминий-литиевого сплава является общим подходом к моделированию материалов с подобными структурами. Однако в данной работе было установлено, что для толстых образцов алюмостеклопластика 9/8 также важно учитывать пластичность слоев GFRP, возникающую при межслоевом сдвиге. Обе модели пластичности для слоев алюминий-литиевого сплава (модель Людвига-Холломона) и для слоев GFRP (закон Рамберга-Осгуда) были использованы в численном расчете. Для образцов большого (удлинения $L/h > 10$) необходимо учитывать формулировку теории пластичности при конечных деформациях [49].

На рисунке 2.10 а показаны кривые напряжение/деформация для листов алюминий-литиевого сплава (AL-Li) и GFRP при напряжении $\sigma_1(\varepsilon_1)$, а на рисунке 2.10 б сплошной линией отмечена кривая касательных напряжений $\tau_{13}(\gamma_{13})$ и пунктирной линией обозначена кривая $\sigma_2(\varepsilon_2)$ для слоев GFRP. Также на рисунке 2.10 а-б отмечены значения пределов прочности материалов и значение предельной деформации AL-Li ($\bar{\varepsilon}_{Al}$). Кривые, приведенные на рисунке 2.10 а-б, использовались в конечноэлементном моделировании.

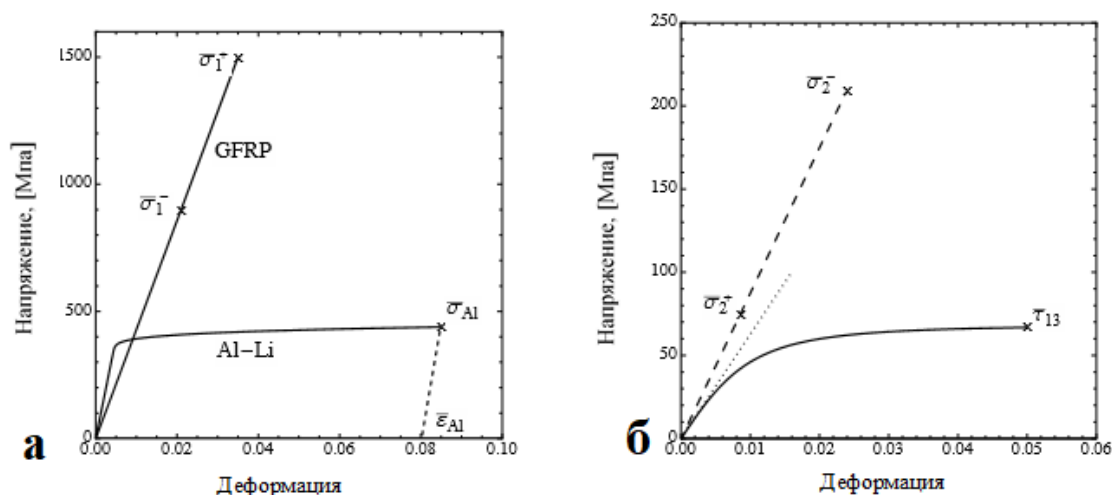


Рисунок 2.10 – Кривые напряжение/деформация для листов алюминий-литиевого сплава (AL-Li) и GFRP

На рисунке 2.11 представлена конечноэлементная модель, построенная в программном комплексе Comsol Multiphysics. Из условия симметрии задачи моделируется половина образца. Смоделированы условия контакта между поверхностями образец/опора, опоры предполагаются жесткими.

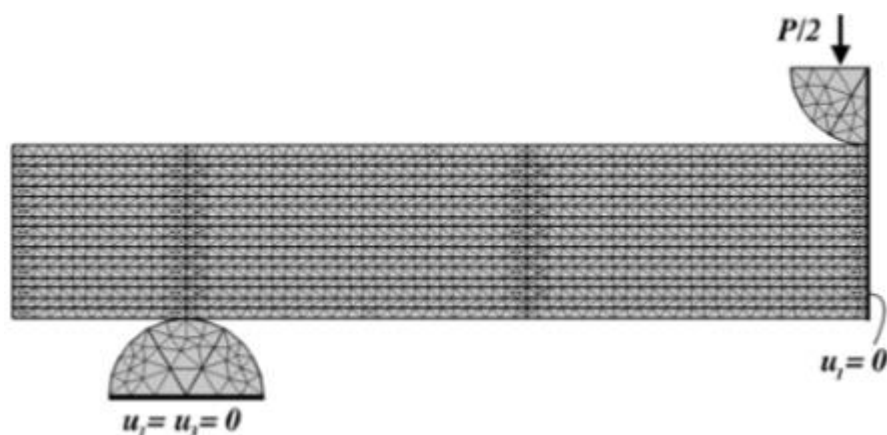


Рисунок 2.11 – Конечноэлементная модель образца алюмокомпозита 9/8 при испытании на трехточечный изгиб

Для прогнозирования начала разрушения образцов алюмокомпозита при численном моделировании используется критерий максимальных деформаций для слоев AL-Li сплава и критерий максимальных напряжений для слоев GFRP (рисунок 2.10 а-б). Также, критерий максимальных касательных напряжений используется для оценки межслоевой (адгезионной прочности).

На рисунке 2.12 показано сравнение полученных экспериментальных кривых нагрузка/перемещение с такими же кривыми, полученными в результате конечноэлементного моделирования для нескольких значений удлинений образцов ($L/h = 3,6 - 27$).

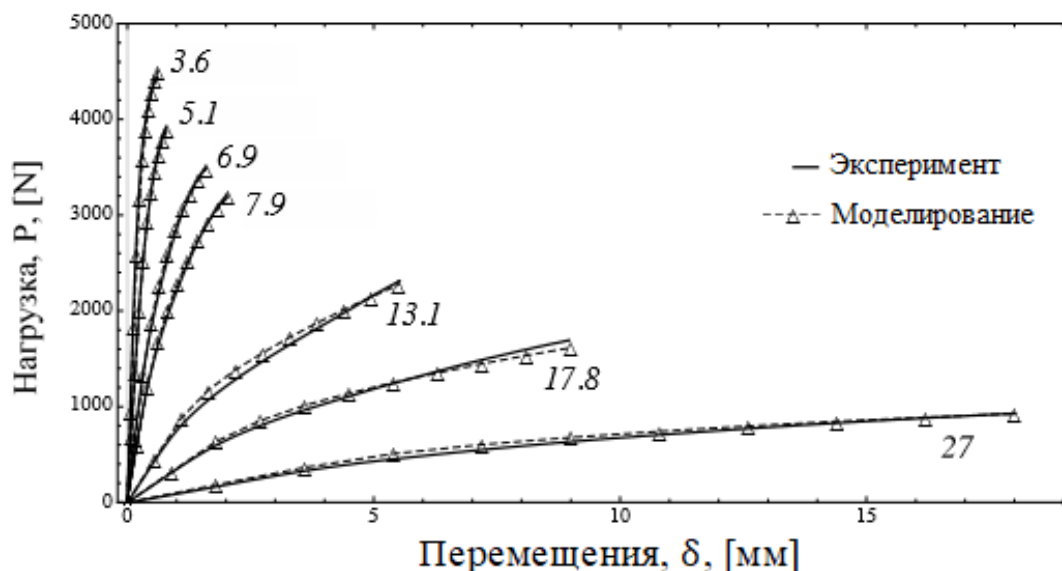


Рисунок 2.12 – Сравнение экспериментальных кривых с кривыми, полученными в результате конечно-элементного моделирования.

Важность учета свойств нелинейных деформаций в слоях GFRP показана на примере образца алюмостеклопластика 9/8 с небольшим удлинением $L/h = 5,1$, рисунок 2.13 а. На рисунке 2.13 а видно, что, пренебрегая пластическими сдвиговыми деформациями в слоях GFRP, не удастся описать кривую нагрузка/перемещения, полученную в эксперименте. На рисунках 2.13 а-в видна интенсивность межслоевой деформации сдвига γ_{13} и соответствующее уменьшение модуля сдвига G_{13}^* .

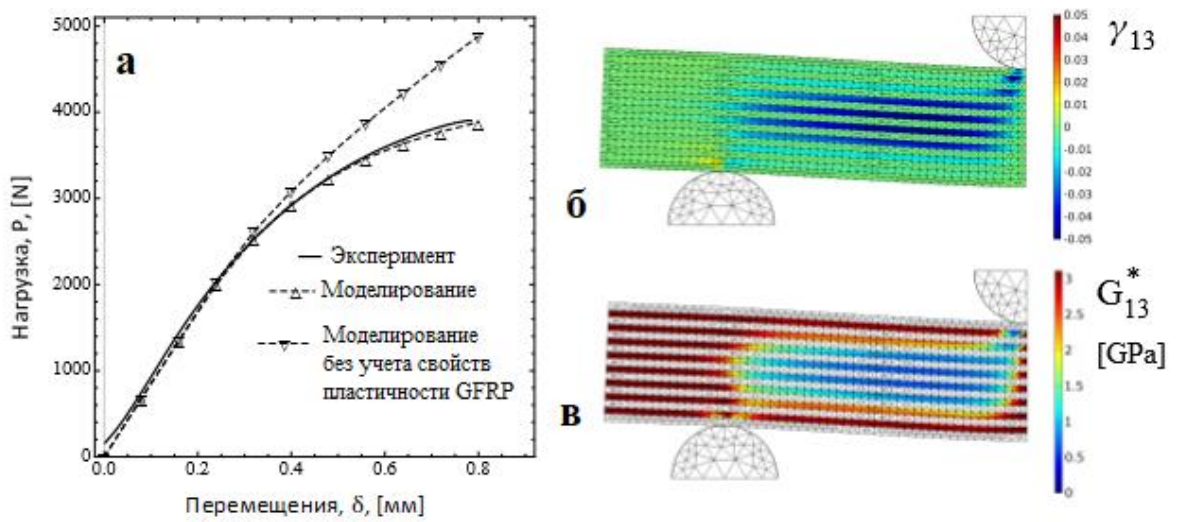


Рисунок 2.13 – Иллюстрация необходимости учета свойств пластических сдвиговых деформаций в слоях GFRP. Значение нагрузки в численном расчете $P = P_{\max} = 3905 \text{ N}$.

При анализе экспериментальных данных, полученных в результате испытания образцов на трехточечный изгиб, была выявлена зависимость механизмов разрушения образцов от удлинения (отношение длины образца к его толщине, L/h). Всего было выделено 5 диапазон удлинений с различными механизмами разрушения, они обозначены на рисунке 2.14 римскими цифрами I-V.

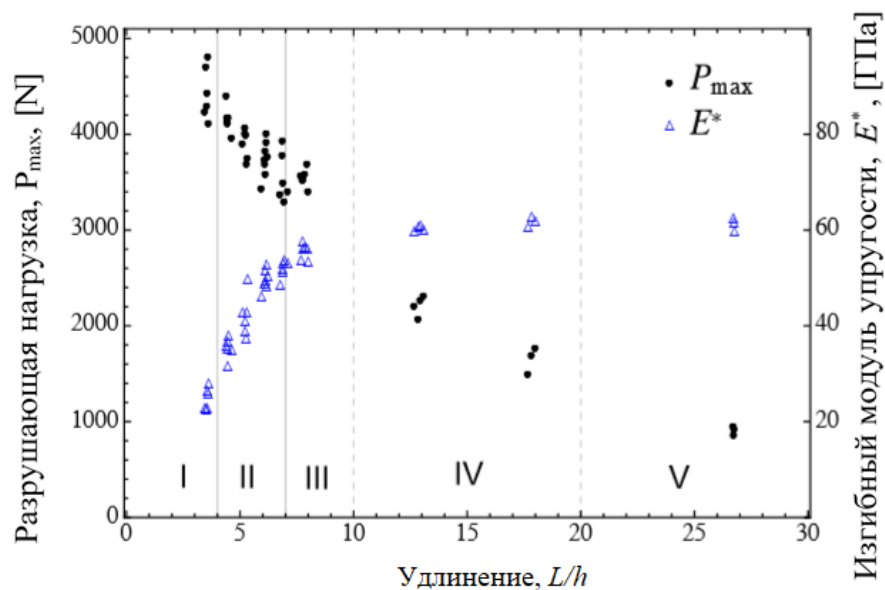


Рисунок 2.14 – Разрушающая нагрузка и изгибный модуль упругости образцов алюмостеклопластика 9/8 в зависимости от удлинения.

Ниже приведены результаты конечноэлементного моделирования, полученные с использованием программного комплекса Comsol Multiphysics для различных удлинений образцов. При моделировании свойств рассматриваемой структуры алюмокомпозитного пластика, учтены пластические эффекты, возникающие в слоях композитного пластика.

Описать диапазоны с разными механизмами разрушения можно следующим образом:

I. $L/h < 4$: интенсивные нелинейные поперечные деформации и вмятины.

На рисунках 2.15 – 2.17 приведены графики распределения напряжений и деформаций для образца алюмокомпозитного пластика 9/8 с удлинением $L/h = 3,55$. Максимальная нагрузка в испытании, при которой произошла потеря несущей способности образца $P_{\max} = 4437 \text{ N}$.

На рисунке 2.15 приведено распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{33} .

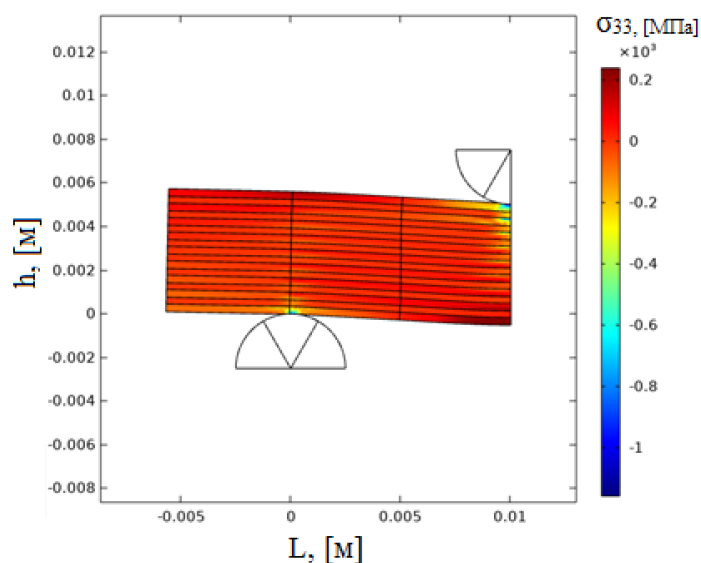


Рисунок 2.15 – Распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{33} , $L/h = 3,55$, $P_{\max} = 4437 \text{ N}$.

Из рисунка 2.15 можно сделать вывод о том, что в образцах малого удлинения, возникают значительные нормальные напряжения по толщине образца. Эти напряжения приводят к возникновению интенсивных нелинейных поперечных деформаций и вмятин.

На рисунке 2.16 приведено распределение интенсивности пластических деформаций ε_{13} .

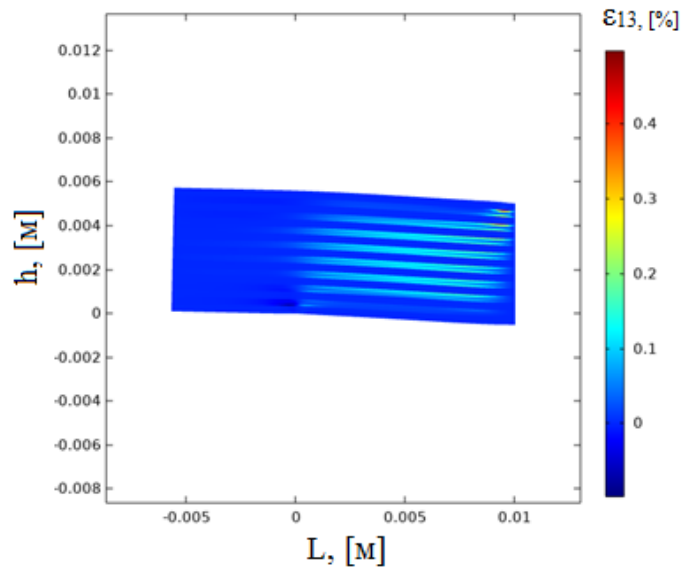


Рисунок 2.16 – Распределение интенсивности пластических деформаций ε_{13} в образце, $L/h = 3,55$, $P_{\max} = 4437$ N.

Анализируя результаты расчетов приведенные, на рисунке 2.16, видно, что пластические деформации межслоевого сдвига сконцентрированы в слоях стеклопластика.

На рисунке 2.17 приведено распределение сдвиговых напряжений по толщине образца τ_{13} .

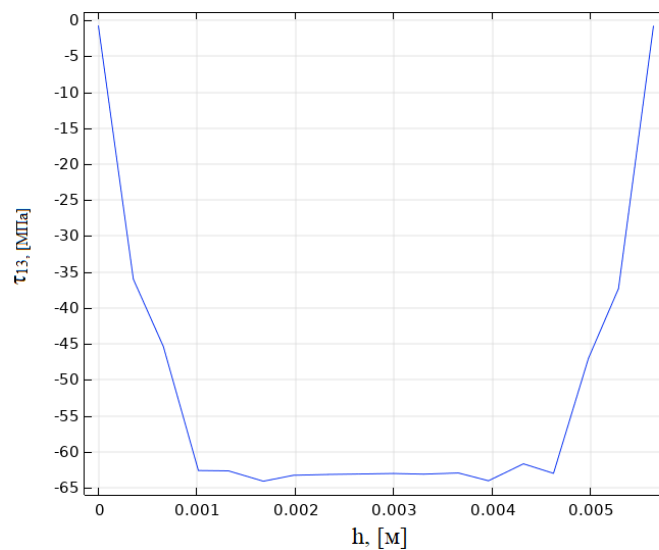


Рисунок 2.17 – Распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 3,55$, $P_{\max} = 4437$ N.

II. $4 < L/h \leq 7$: межслоевое разрушение на границе раздела листа алюминий-литиевого сплава/GFRP.

На рисунках 2.18 – 2.23 приведены графики распределения напряжений и деформаций для образцов алюмокомпозита 9/8:

– с удлинением $L/h = 5,22$, $P_{\max} = 4009$ N;

– с удлинением $L/h = 6,89$, $P_{\max} = 3496$ N;

На рисунке 2.18 показано распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{22} в слоях GFRP, $L/h = 5,22$, $P_{\max} = 4009$ N.

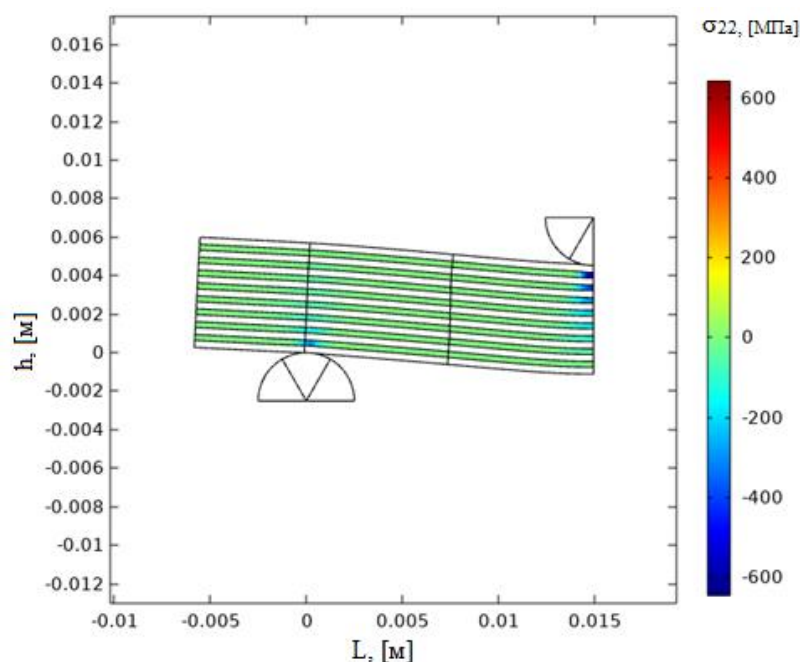


Рисунок 2.18 – Распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{22} в слоях GFRP, $L/h = 5,22$, $P_{\max} = 4009$ N.

На рисунке 2.18 можно наблюдать концентрацию нормальных напряжений σ_{22} в районе опоры и нагрузочного пуансона.

На рисунке 2.19 приведено распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{11} в слоях GFRP, $L/h = 5,22$, $P_{\max} = 4009$ N.

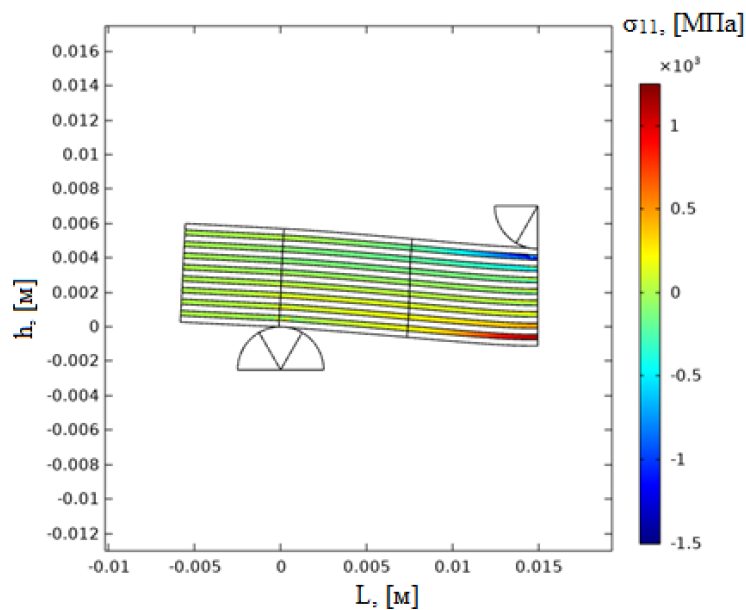


Рисунок 2.19 – Распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{11} в слоях GFRP, $L/h = 5,22$, $P_{\max} = 4009$ N.

Из рисунка 2.19 следует, что наиболее нагруженными слоями стеклопластика, с точки зрения нормальных напряжений в продольном направлении образца σ_{11} , являются крайние слои. Ниже, в разделе главы 2.5, будет показано, что для образцов с поперечной ориентацией волокон в слоях GFRP, данный эффект приводит к потере несущей способности образца в связи с растрескиванием матрицы.

На рисунке 2.20 показано распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 5,22$, $P_{\max} = 4009$ N.

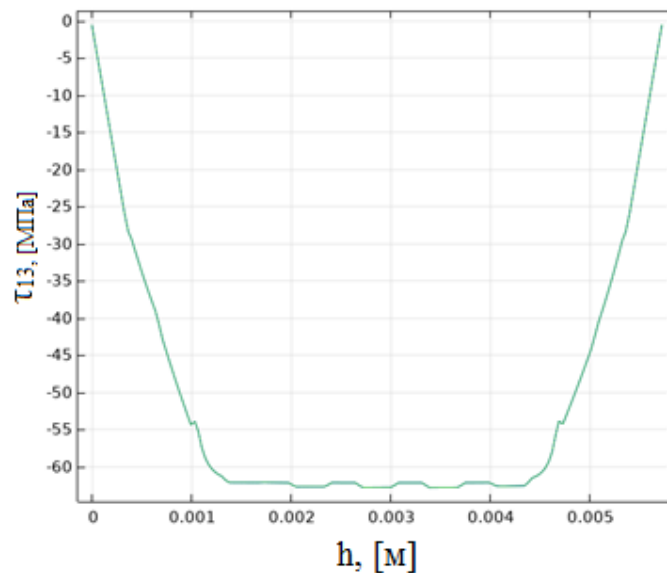


Рисунок 2.20 – Распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 5,22$, $P_{\max} = 4009$ N.

На рисунке 2.21 приведено распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{11} в образце, $L/h = 6,89$, $P_{\max} = 3496$ N.

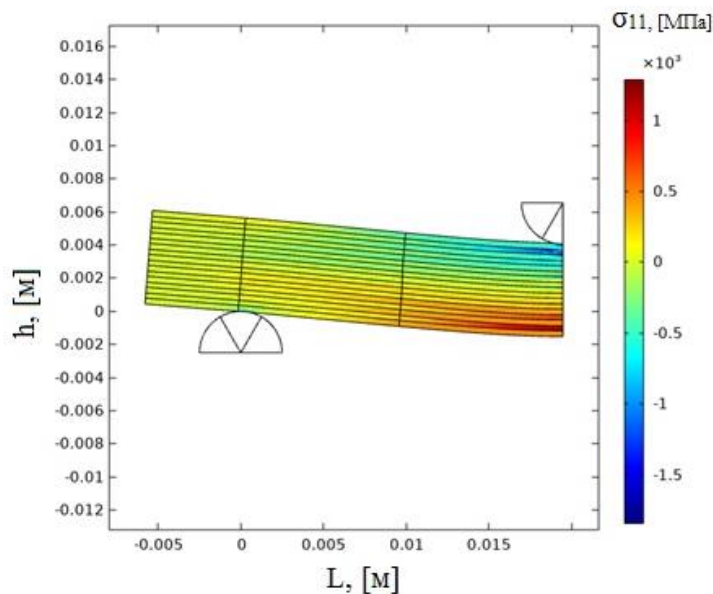


Рисунок 2.21 – Распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{11} в образце, $L/h = 6,89$, $P_{\max} = 3496$ N. Максимальные нормальные напряжения σ_{11} в слоистой структуре, реализуются в слоях, наиболее удалённых от нейтральной плоскости образца.

На рисунке 2.22 приведено распределение интенсивности сдвиговых деформаций ε_{13} в образце, $L/h = 6,89$, $P_{\max} = 3496$ N.

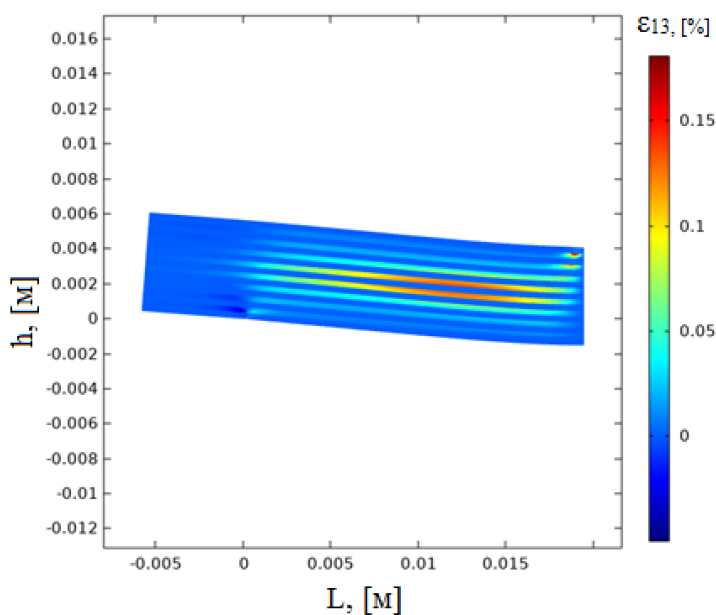


Рисунок 2.22 – Распределение интенсивности сдвиговых деформаций ε_{13} в образце, $L/h = 6,89$, $P_{\max} = 3496$ N. Наблюдается концентрация сдвиговых деформаций в центральных слоях стеклопластика.

На рисунке 2.23 показано распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 6,89$, $P_{\max} = 3496$ N.

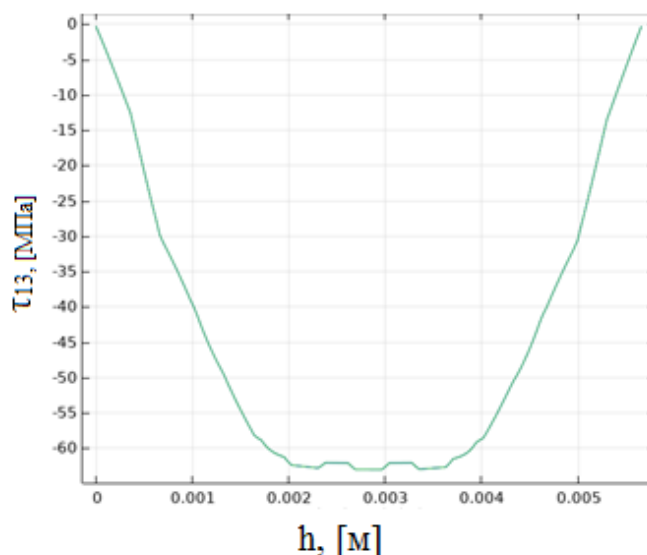


Рисунок 2.23 – Распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 6,89$, $P_{\max} = 3496$ N. Максимальное значение сдвиговых напряжений составляет порядка $\tau_{13} = 66$ Мпа.

III $7 < L/h < 10$: *разрушение смешанного типа*. На рисунках 2.24 – 2.26 приведены графики распределения напряжений и деформаций для образца алюмопластика 9/8 с удлинением $L/h = 7,85$, $P_{\max} = 3590$ N ;

На рисунке 2.26 показано распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{11} в образце, $L/h = 7,85$, $P_{\max} = 3590$ N. Как видно из рисунков 2.24-2.25 в образце, возникает сложнапряженное состояние, и потеря несущей способности происходит не только за счет деформаций межслоевого сдвига, но и за счет довольно значительных нормальных напряжений.

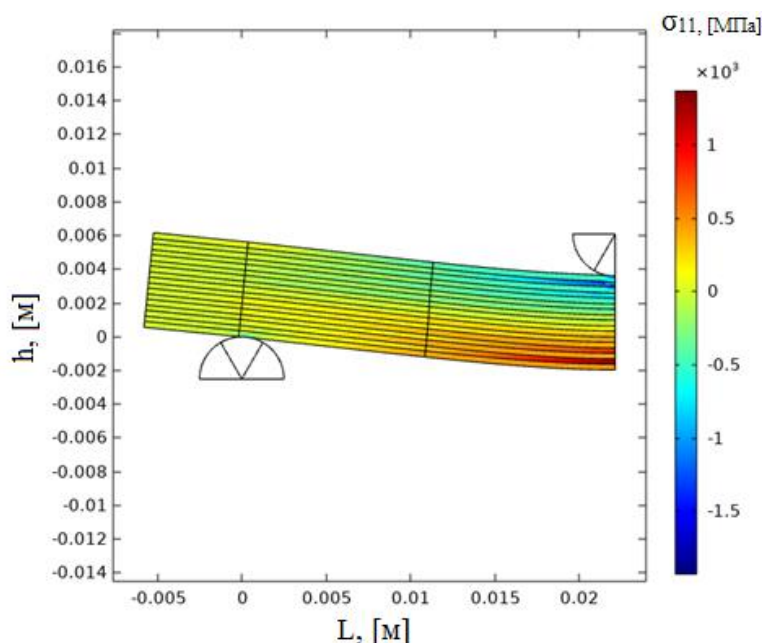


Рисунок 2.24 – Распределение интенсивности нормальных напряжений σ_{11} в образце, $L/h = 7,85$, $P_{\max} = 3590$ N .

На рисунке 2.25 показано распределение интенсивности сдвиговых напряжений τ_{13} в образце, $L/h = 7,85$, $P_{\max} = 3590$ N .

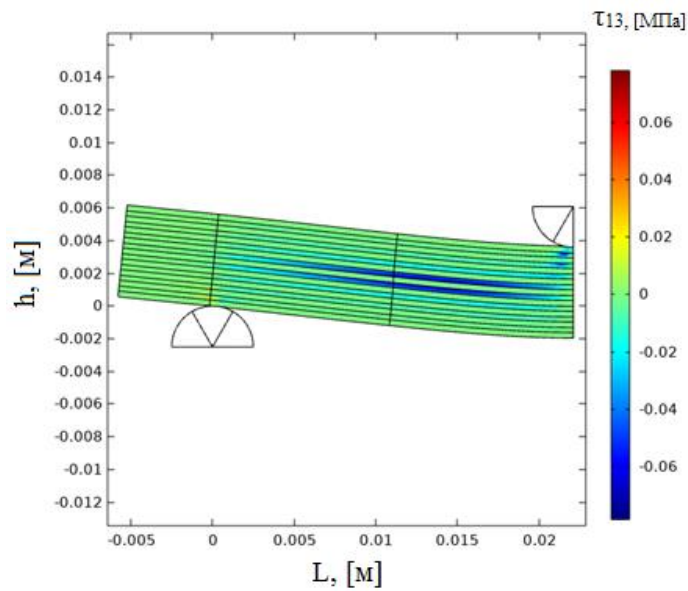


Рисунок 2.25– Распределение интенсивности сдвиговых напряжений τ_{13} в образце, $L/h = 7,85$, $P_{\max} = 3590$ N.

На рисунке 2.26 показано распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 7,85$, $P_{\max} = 3590$ N.

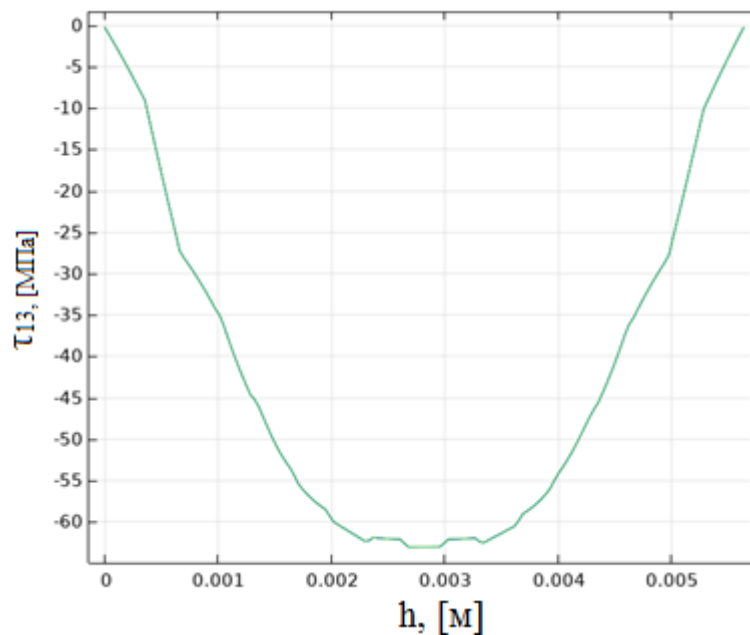


Рисунок 2.26 – Распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 7,85$, $P_{\max} = 3590$ N.

IV. $10 < L/h < 20$: разрушение от сжатия в верхнем слое №16 GFRP с дальнейшим сложным процессом накопления повреждений. На рисунках

2.27 – 2.29 приведены графики распределения напряжений и деформаций для образцов алюмокомпозитного пластика 9/8:

– с удлинением $L/h = 13,17$, $P_{\max} = 2318 \text{ N}$;

Для образцов из данного диапазона удлинений, межслоевой сдвиг не вносит основного вклада в потерю несущей способности исследуемой структуры. Основным источником начала разрушения являются сжимающие напряжения в верхнем слое стеклопластика. Максимальное значение сдвигового напряжения τ_{13} составляет 50 МПа, что показано на рисунке 2.29.

На рисунке 2.27 показано распределение интенсивности сдвиговых напряжений τ_{13} в образце, $L/h = 13,17$, $P_{\max} = 2318 \text{ N}$.

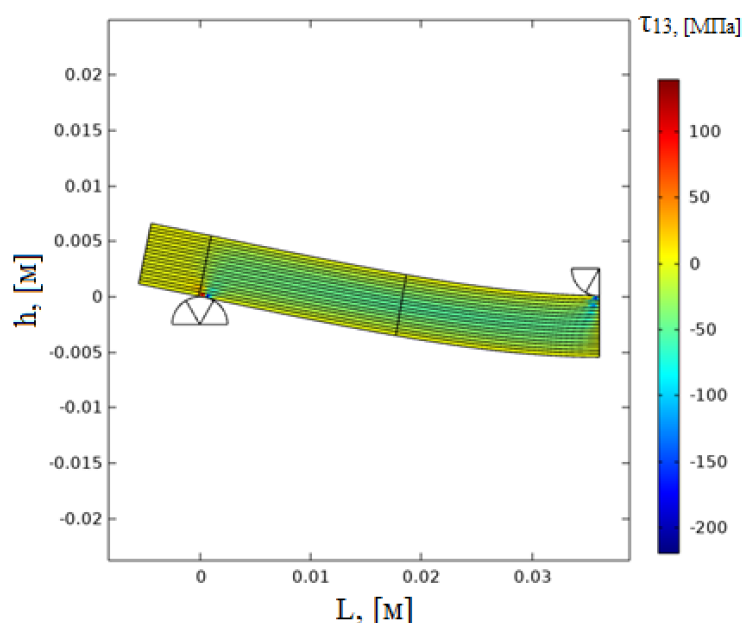


Рисунок 2.27 – Распределение интенсивности сдвиговых напряжений τ_{13} в образце, $L/h = 13,17$, $P_{\max} = 2318 \text{ N}$.

На рисунке 2.28 показано распределение интенсивности сдвиговых деформаций ε_{13} в образце, $L/h = 13,17$, $P_{\max} = 2318 \text{ N}$.

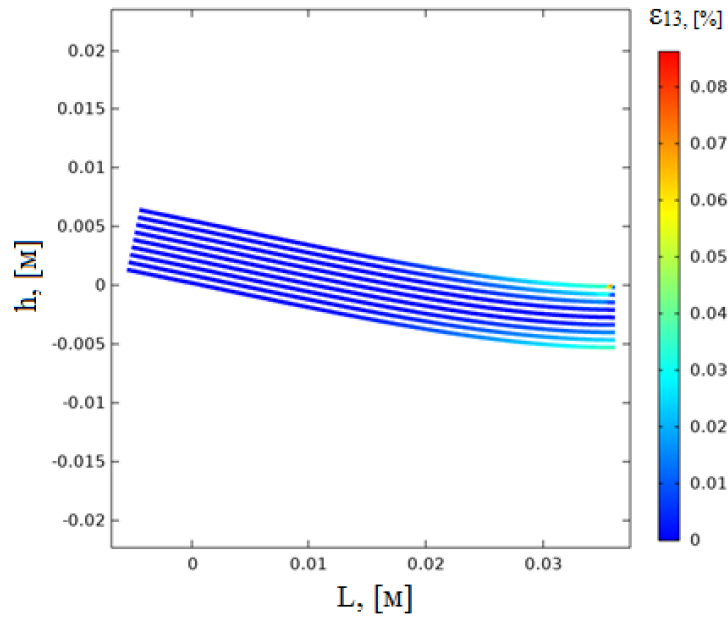


Рисунок 2.28 – Распределение интенсивности сдвиговых деформаций ε_{13} в образце, $L/h = 13,17$, $P_{\max} = 2318$ N.

На рисунке 2.29 показано распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 13,17$, $P_{\max} = 2318$ N.

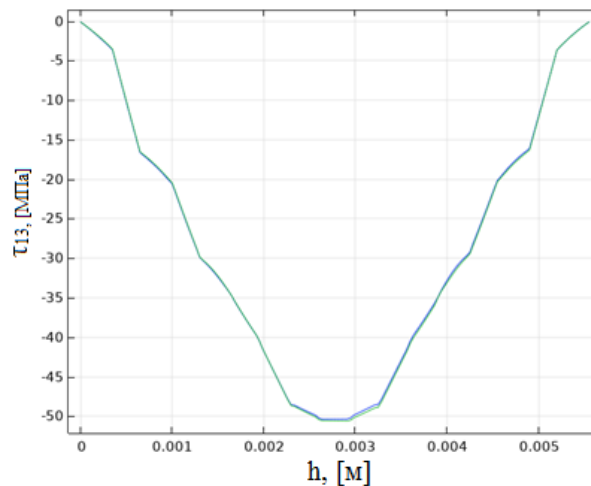


Рисунок 2.29 – Распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 13,17$, $P_{\max} = 2318$ N.

V. $L/h = 27$: *расслоение в результате потери устойчивости при сжатии верхних слоев GFRP и алюминий-литиевого сплава, слои №14-17.* На рисунках 2.30 – 2.31 приведены графики распределения напряжений для образца

алюмостеклопластика 9/8 с удлинением $L/h = 27$, $P_{\max} = 926$ N. Из рисунков 2.30 – 2.31 можно сделать вывод о том, что максимальное реализуемое значение сдвигового напряжения в момент начала разрушения, примерно в 3 раза ниже, чем для образцов из диапазона удлинения $4 < L/h \leq 7$.

На рисунке 2.35 показано распределение интенсивности сдвиговых напряжений τ_{13} в образце, $L/h = 27$, $P_{\max} = 926$ N.

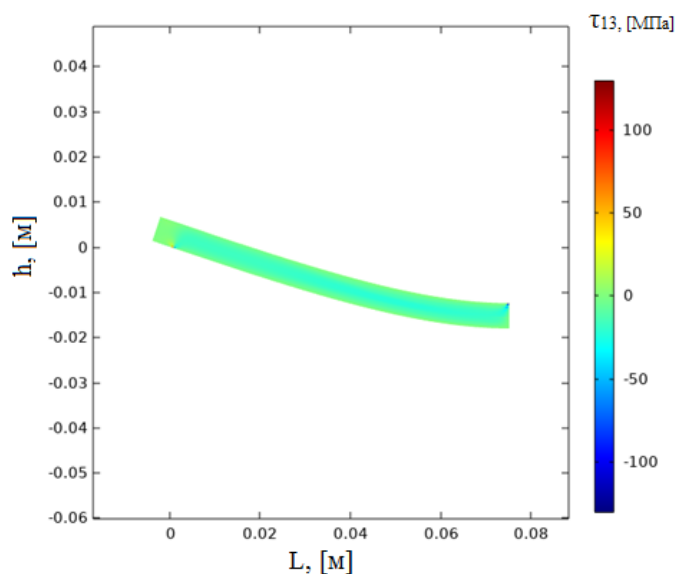


Рисунок 2.30 – Распределение интенсивности сдвиговых напряжений τ_{13} в образце, $L/h = 27$, $P_{\max} = 926$ N.

На рисунке 2.31 показано распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 27$, $P_{\max} = 926$ N.

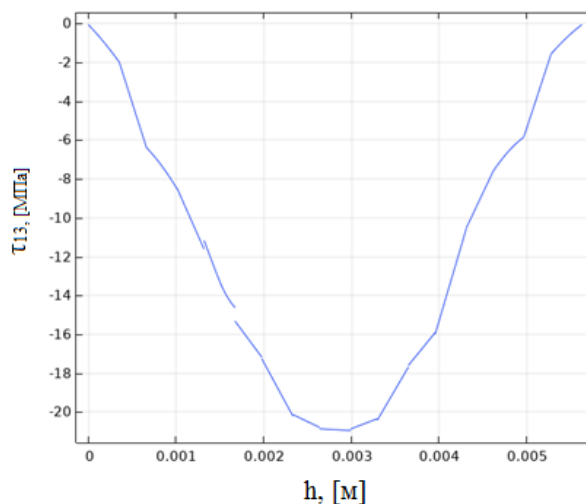


Рисунок 2.31 – Распределение сдвиговых напряжений τ_{13} по толщине образца, $L/h = 27$, $P_{\max} = 926$ N.

Ниже, для исследуемых диапазонов механизмов разрушения I – V приведены фотографии образцов после проведения эксперимента на трехточечный изгиб:

I. $L/h < 4$: Кривая нагрузка-перемещение имеет «гладкий» экстремум (рисунок 2.32 а кривая – I). Разрушенные образцы имеют S-образную форму и межслоевые трещины, рисунок 2.32 б;

II. $4 < L/h \leq 7$: Кривая нагрузка-перемещение имеет «острый» экстремум, рисунок 2.32 а кривая – II). Межслоевая трещина локализована вблизи центрального слоя №9 и визуально плохо заметна, рисунок 2.32 в;

III. $7 < L/h < 10$: Кривая нагрузка-перемещение имеет несколько небольших падений нагрузки, связанных с разрушением в верхнем слое №16 GFRP в районе места приложения нагрузки и одно большое падение нагрузки, связанное с межслоевым разрушением на границе центрального слоя №9 алюминий-литиевого сплава/GFRP (рисунок 2.32 а кривая – III). Наблюдается значительное раскрытие трещины, рисунок 2.32 г.

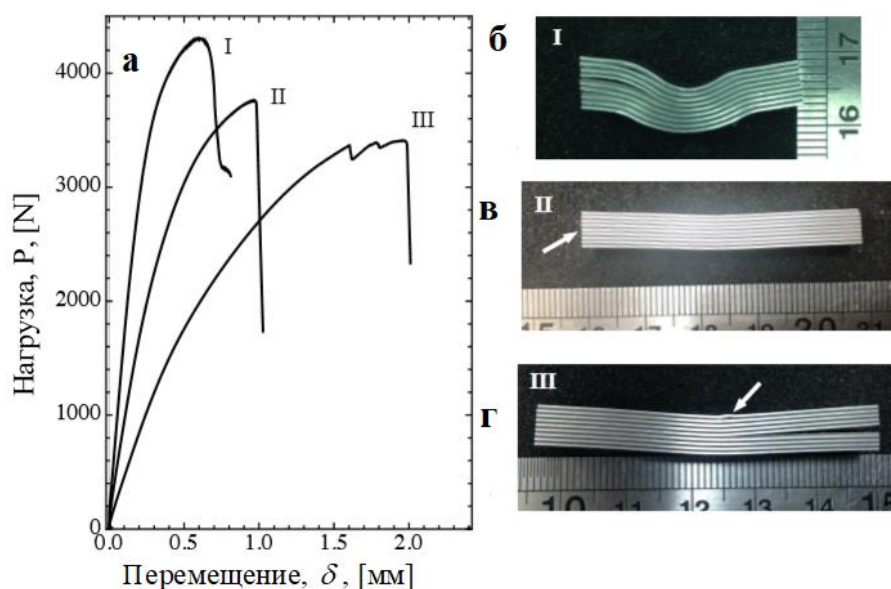


Рисунок 2.32 – Кривые нагрузка-перемещение и различные механизмы разрушения алюмогидропластика 9/8 для диапазона удлинений образцов I-III.

IV. $10 < L/h < 20$: разрушение от сжатия в верхнем слое №16 GFRP с дальнейшим сложным процессом накопления повреждений рисунок 2.33 б-д.

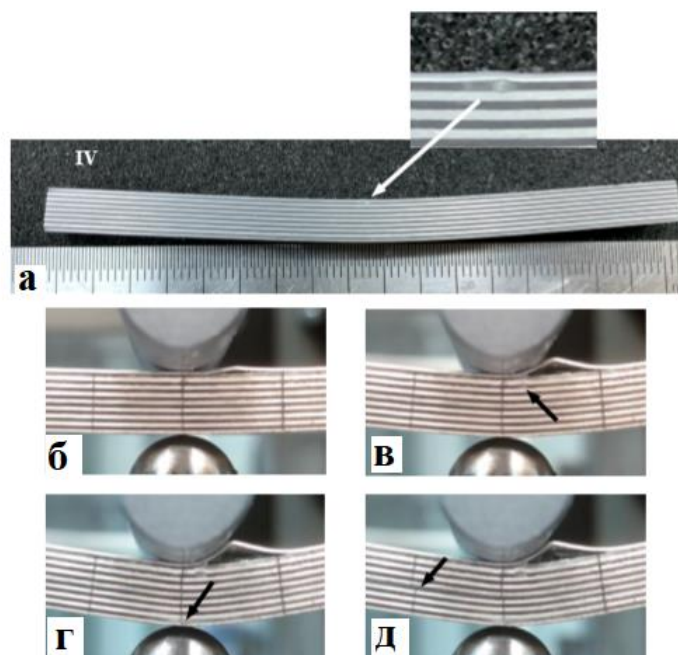


Рисунок 2.33. – Процесс накопления повреждений и разрушения алюмопластика 9/8 для диапазона удлинений образцов IV.

V $L/h = 27$: Разрушение наблюдается вблизи места приложения нагрузки. В отличие от образцов меньшего удлинения, расслоение и изгиб верхних слоев происходит мгновенно, зона расслоения около 1 см по длине образца, рисунок 2.34.



Рисунок 2.34 – Механизм разрушения алюмопластика 9/8 для диапазона удлинений образцов V.

Следует обратить внимание, что механизмы разрушения I-IV являются типичными для алюмопластика [23]. Однако, в проведенных испытаниях было установлено, что отношение толщины, обеспечивающее механизм

межслоевого разрушения к длине однонаправленного алюмокомпозитного материала $9/8$, лежит в диапазоне $L/h = 4 - 7$, в то время как в более ранней работе [23], при проведении испытаний на трехточечный изгиб с применением метода короткой балки, для более тонкого алюмокомпозитного материала $3/2$, это значение было установлено $L/h = 8$. Механизм разрушения V – расслоение в результате потери устойчивости верхних слоев ($L/h = 27$), также является типичным для некоторых композиционных материалов [54], и рассматривалось в работе [55]. Такие эффекты следует учитывать при проектировании конструкций летательных аппаратов, также этот эффект может быть использован для оценки работы рассматриваемого материала на изгиб.

На рисунке 2.35 показаны различные механизмы начала разрушения образцов алюмокомпозитного материала разного удлинения, полученные на основе разработанной модели. Видно, что в модели возникают 3 различных вида начала разрушения: продольное и поперечное сжатие в слоях GFRP и межслоевой сдвиг.

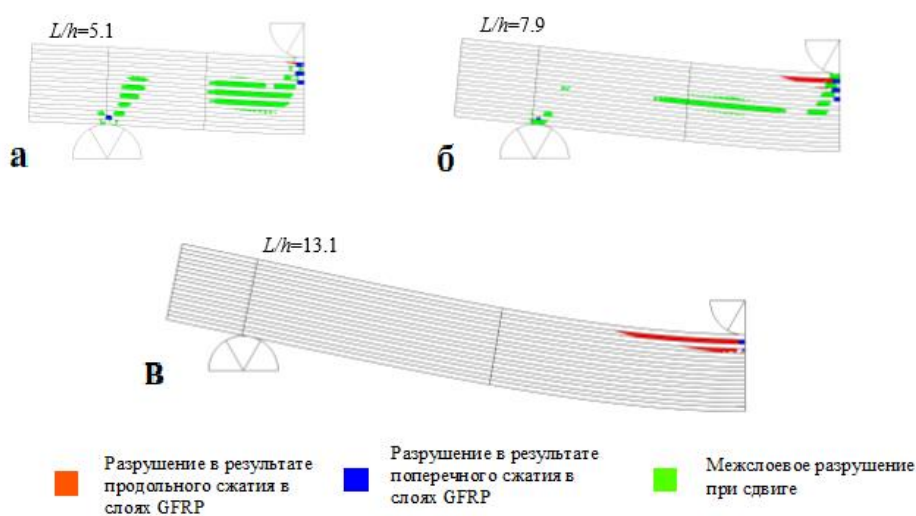


Рисунок 2.35 – Механизмы разрушения образцов алюмокомпозитного материала при различном удлинении. Значение нагрузки в численном расчете а: $P = P_{\max} = 3905 \text{ N}$, б: $P = P_{\max} = 3210 \text{ N}$, в: $P = P_{\max} = 2318 \text{ N}$

Из рисунка 2.35 видно, что для экспериментально определенного диапазона $4 < L/h \leq 7$, где механизмом разрушения был межслоевой сдвиг, моделирование

показывает тот же результат, разрушение происходит в районе центральных слоев образца.

Далее исследуется влияние удлинения образца на кажущуюся межслоевую прочность. На рисунке 2.36 а показано распределение касательных напряжений по толщине образца алюмостеклопластика 9/8 через центральное поперечное сечение. Из рисунка 2.36 б можно сделать вывод, что учет нелинейностей свойств материалов при конечноэлементном моделировании позволил дать оценку для истинного значения межслоевой прочности, которая не зависит от удлинения образца. Максимальное значение касательных напряжений в GFRP ограничиваются пластическими эффектами, заложенными при моделировании, в то время как максимум классического параболического решения увеличивается при уменьшении расстояния между опорами (при уменьшении удлинения образца), рисунок 2.36 а – пунктирная линия. В результате, кажущаяся межслоевая прочность, определяемая по формуле (2.15), зависит от соотношения L/h и увеличивается более чем на 40% для образцов небольших удлинений (рисунок 2.36 б, жирными точками показана оценка межслоевой прочности по классической формуле (2.15)). В численном моделировании мы также имеем небольшое увеличение межслоевой прочности, (приблизительно 4%), что можно объяснить влиянием поперечного обжатия слоев под опорами и в районе приложения нагрузки, это показано на рисунке 2.36 б светлыми точками и треугольниками. Также, для сравнения полученных результатов оценки межслоевой прочности в испытании на трехточечный изгиб, приводятся результаты истинной межслоевой прочности, определенной в разделе главы 2.2, с помощью испытания на сжатие образцов с надрезами. На рисунке 2.36 б усредненные результаты этого эксперимента обозначены пунктирной линией.

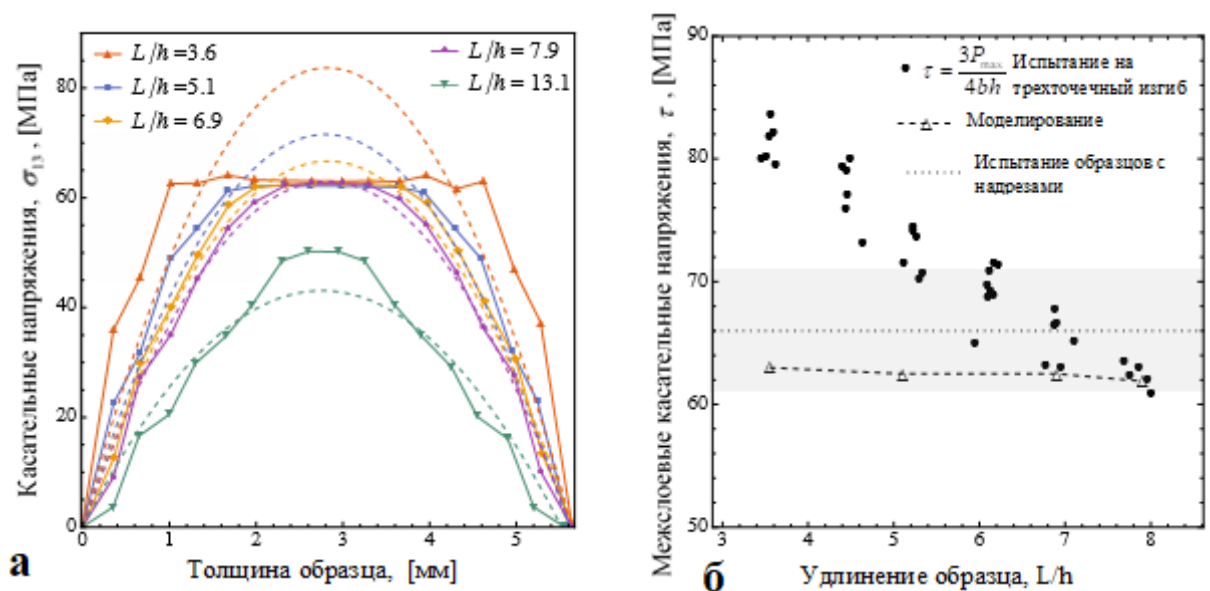


Рисунок 2.36 – Распределение касательных напряжений по толщине образца алюмоплексостеклопластика 9/8 и сравнение значений межслоевой прочности, определенное по различным испытательным и численным методам.

Микроскопическое изображение образцов алюмоплексостеклопластика 9/8 после испытания на трехточечный изгиб и на сжатие образцов с надрезами, показано на рисунке 2.37 а-б. На рисунке показано, что межслоевая трещина распространяется точно на границе AL-Li/GFRP. Это типичный результат для алюмоплексостеклопластика с однонаправленной структурой волокон, в которой прочность межслоевого сдвига обычно выше, чем адгезионная прочность [23].

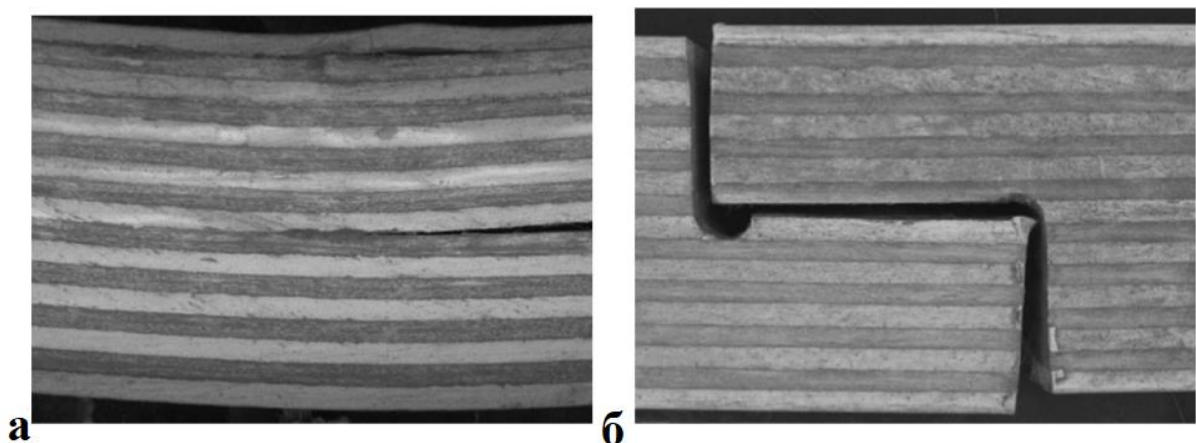


Рисунок 2.37 – Микроскопическое изображение образцов алюмоплексостеклопластика 9/8 **а**: после испытания на трехточечный изгиб, **б**: на сжатие образцов с надрезами.

Выводы по разделу главы

Представлены результаты экспериментальных данных по определению кажущегося и истинного значения межслоевой прочности рассматриваемой структуры алюмостеклопластика при испытании на трехточечный изгиб по методу короткой балки. Построена конечноэлементная модель, учитывающая нелинейные сдвиговые деформации в слоях стеклопластика. Оценены диапазоны удлинения образцов, при которых происходит смена механизмов разрушения. Приведено обоснование выбранной толстой структуры алюмостеклопластика, для определения истинного значения межслоевой прочности. Показана важность учета межслоевых сдвиговых деформаций в слоях GFRP.

2.5 Исследование деформированного состояния образцов алюмокомпозитов в испытаниях на трехточечный изгиб методом корреляции цифровых изображений

Введение

В настоящем разделе главы приведены результаты корреляционного анализа цифровых (КЦИ) изображений при испытаниях на трехточечный изгиб образцов алюмокомпозитов структуры 9/8 (9 слоев алюминий-литиевого сплава AL-Li 1420 и 8 слоев однонаправленного стеклопластика GFRP с продольной и поперечной ориентацией волокон. Листы из AL-Li сплава имеют толщину $h_a = 0,35 (\pm 0,01)$ мм. Слои GFRP состоят из двух однонаправленных слоев из высокомодульного стекловолокна Т-60, пропитанного адгезивной эпоксидной смолой ВСК-14-2. Толщина одного слоя препрега составляет 0,14 мм, объемное содержание волокна в стеклопластике $f = 0,48$. Структура исследуемых образцов приведена на рисунке 2.38

а	17	Сплав 1441	б	17	Сплав 1441
	16.2	GFRP 0°		16.2	GFRP 90°
	16.1	GFRP 0°		16.1	GFRP 90°
	15	Сплав 1441		15	Сплав 1441
	14.2	GFRP 0°		14.2	GFRP 90°
	14.1	GFRP 0°		14.1	GFRP 90°
	13	Сплав 1441		13	Сплав 1441
	12.2	GFRP 0°		12.2	GFRP 90°
	12.1	GFRP 0°		12.1	GFRP 90°
	11	Сплав 1441		11	Сплав 1441
	10.2	GFRP 0°		10.2	GFRP 90°
	10.1	GFRP 0°		10.1	GFRP 90°
	9	Сплав 1441		9	Сплав 1441

Рисунок 2.38 – Схематическая структура, исследуемых образцов алюмокомпозитов 9/8. **а** – с продольной, **б** – с поперечной ориентацией волокон в слоях GFRP.

Показано, что для образцов небольшого удлинения, возникает интенсивная концентрация пластических сдвиговых деформаций в слоях GFRP. Ранее, аналогичные эффекты прогнозировались на основании численного моделирования, что показано в разделе главы 2.4. В данном разделе главы эти теоретические прогнозы проверяются на основании анализа распределения деформаций сдвига по всей толщине образцов алюмокомпозитного пластика. Исследованы и сравнены результаты анализа корреляции цифровых изображений для образцов алюмокомпозитного пластика структуры 9/8 как с продольной, так и с поперечной ориентацией волокон в слоях GFRP. Установлено существенное влияние наблюдаемых эффектов пластических сдвиговых деформаций на упругопластическое поведение образцов и на кажущуюся межслоевую прочность.

Перед изготовлением образцов алюмокомпозитного пластика, листы из AL-Li сплава были анодированы серной либо фосфорной кислотой для обеспечения соединения со слоями GFRP. Композит помещается в вакуумную камеру и полимеризуется в автоклаве при температуре 160 °C. В окончательной структуре, толщина композитного пластика GFRP составляет $h_c = 0,30 (\pm 0,05)$ мм. Волокна в слоях GFRP ориентированы вдоль и поперек направления проката листов AL-Li сплава. Общая толщина образцов алюмокомпозитного пластика составляет $h = 5,55 (\pm 0,05)$ мм.

Образцы балочного типа с прямоугольным поперечным сечением были вырезаны из плиты алюмокомпозитного пластика вдоль 0° (рисунок 2.38 а) и поперек 90° (рисунок 2.38 б) относительно направления укладки волокон в слоях GFRP.

Экспериментальные данные

Для КЦИ были подловлены образцы длиной $L_0 = 45$ мм и шириной $b = 7$ мм, вырезанные как вдоль, так и поперек направления укладки волокон в слоях GFRP. Случайная текстура (узор) была нанесена на одну из боковых сторон этих образцов. Черно-белый узор нанесен аэрографом, что обеспечивает характерных размер структуры узора порядка 15 – 150 мкм со средним размером черных точек около 50 мкм.

КЦИ анализ был проведен на образцах в испытаниях на трехточечный изгиб с использованием универсальной испытательной машины Instron 5969. Образцы в испытании на трехточечный изгиб размещались симметрично на двух опорах, нагрузка прикладывалась в центре образцов, что показано на рисунке 2.39 а, б. Длина образца, нависающая по обе стороны от опор, равна толщине образцов h .

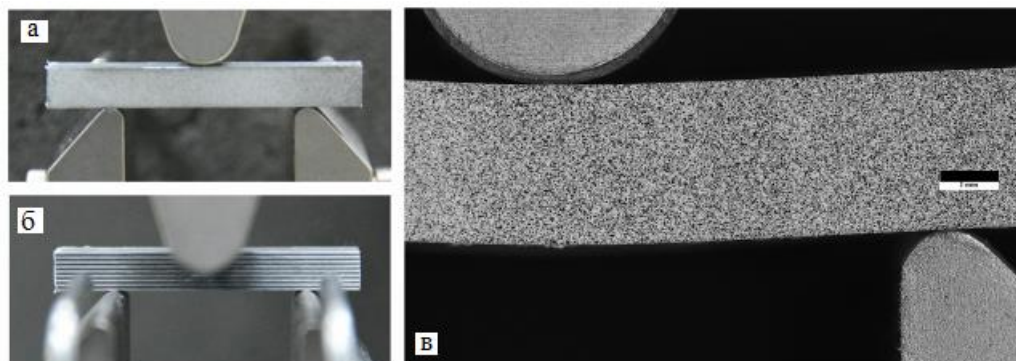


Рисунок 2.39 – Испытание образца алюмогстеклопластика 9/8 с узором, нанесенным на его поверхность для КЦИ анализа, а – лицевая сторона образца с узором, б – обратная сторона образца без узора, в – пример макроснимка лицевой стороны образца с узором под нагрузкой.

Расстояние между опорами в испытаниях составило $L = 27,8$ мм, то есть отношение длины образца к его толщине $\frac{L}{h} = 5$. Радиусы неподвижных опор, на которых лежит образец и подвижного пуансона, передающего нагрузку, составили 2 и 5 мм соответственно. Скорость испытания 0,5 мм/ мин. Прогибы образцов замерялись по перемещению нагружающего пуансона, калибровка испытательной машины проводилась в соответствии с ASTM D 790. Изображения боковой поверхности образца с узором были получены в ходе испытаний с помощью 24-х мегапиксельной камеры Nikon 5500. Поскольку размеры исследуемого участка образца велики (порядка 10 мм) по сравнению с ожидаемым размером зоны концентрации сдвиговых деформаций (около 0,1 мм), была проведена макросъемка с использованием макрообъектива Nikon AF-S DX Micro NIKKOR 85 mm f/3.5G ED VR.

В испытания исследование деформаций образца проводилась приблизительно на половине его длины, как показано на рисунке 2.39 в.

Нагружение образца производилось поэтапно с заданным пошаговым увеличением прогиба на 50 мкм. После каждого этапа движение нагружающего пуансона останавливалось и за время этой паузы делались фотографии поверхности образца с узором. Для уменьшения эффекта размытости, после каждого этапа нагружения, было сделано по 5 одинаковых фотографий с фокусировкой изображения на 5 разных точках. Далее, в специальной программе для редактирования фотографий GIMP, 5 макроснимков были объединены в один, имеющий резкий фокус по всей исследуемой области образца. Размер макроснимков составил 6000 на 4000 пикселей с абсолютной величиной одного пикселя порядка 4,6 мкм.

Далее, полученные макроснимки, были упорядочены в соответствии с этапами нагружения (в соответствии с увеличением значения прогиба образца) и обработаны с помощью программного комплекса Digital Image Correlation Engine (DICE). Размер подмножества был выбран 50 на 50 пикселей, (около 0,0529 мм²), что обеспечило высокую точность оценки поля деформаций. Обнаружено, что такая высокая плотность точек в узоре, обеспечивает высокое качество результатов КЦИ. Общее количество точек в узоре на одной макрофотографии составило порядка $2,2 \cdot 10^6$. Размер датчика, использовавшийся для вычисления компонент тензора деформаций Грина-Лагранжа в КЦИ анализе был равен 10 пикселям – это максимум, доступный в используемом программном обеспечении для выбранного размера шага. Визуализация результатов КЦИ анализа проводилась с помощью программного обеспечения Paraview. Затем, результаты КЦИ анализа накладывались на исходные макрофотографии деформированных образцов с помощью программы GIMP.

Микроскопию разрушенных после испытаний на трехточечный изгиб образцов, проводили с помощью сканирующего электронного микроскопа TESCAN MIRA 3.

В дополнение к результатам КЦИ анализа в настоящем разделе главы приведена оценка кажущейся межслоевой прочности для образцов с поперечной ориентацией волокон в слоях стеклопластика. Ранее, оценка кажущейся межслоевой прочности была приведена только для образцов алюмостеклопластика 9/8 с продольной ориентацией волокон в разделе главы 2.4 и в [59]. Для этого были вырезаны образцы балочного типа с прямоугольной формой поперечного сечения с поперечной ориентацией волокон в слоях стеклопластика длиной $L_0 = 40, 45, 50, 56$ и 62 мм (по 3 образца каждой длины) и шириной $b = 7$ мм. Эти образцы использовались в испытании на трехточечный изгиб в соответствии с ASTM D 2344. Соотношение расстояния между опорами к толщине для данных образцов $\frac{L}{h} = 4, 5, 6, 7, 8$. Кажущаяся межслоевая прочность оценивалась по известной формуле $\tilde{\tau} = \frac{3P_{\max}}{4bh}$, где P_{\max} – нагрузка, при которой произошло разрушение образца.

Моделирование

Экспериментальные данные сравнивались с результатами моделирования, полученными на основании метода конечных элементов. Был применен подход к моделированию, предложенный ранее в разделе главы 2.4 и работе [59].

Для алюминиевых листов рассмотрим модель пластического течения J2 с изотропным упрочнением в соответствии с уравнением Людвига-Холломона. Тензор скорости деформации в слоях алюминия, аддитивно разлагается на упругую обратимую и пластическую необратимую части

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_p. \quad (2.16)$$

Тензор напряжений связан с упругой деформацией следующим образом

$$\sigma = C_{AL} : \varepsilon_e, \quad (2.17)$$

где C_{AL} – тензор упругих констант четвертого порядка, которые определены через константы изотропного алюминиевого сплава, модуль юнга равен $E = 79 \text{ ГПа}$ и коэффициент Пуассона $\nu = 0,33$. Отметим, что приведенное, довольно высокое значение модуля Юнга характерно для AL-Li сплавов [48].

Функция текучести задается следующим образом

$$F(\sigma, \varepsilon_{eq}) = \sigma_{eq} - \sigma_y(\varepsilon_{eq}) \leq 0, \quad \dot{\varepsilon}_p = \lambda \frac{F}{\sigma}, \quad (2.18)$$

где $\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} S : S}$ – эквивалентные напряжения Мизеса;

$S = \sigma - \frac{1}{3} \text{tr}(\sigma) \mathbf{I}$ – тензор девиатора напряжений;

$\varepsilon_{eq} = \int_0^t \dot{\varepsilon}_{eq} dt$ – значение эквивалентной пластической деформации (по Мизесу);

$\dot{\varepsilon}_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_p : \dot{\varepsilon}_p}$ – значение скорости эффективной пластической деформации;

t – параметр процесса;

$\lambda \geq 0$ – коэффициент пластичности – положительный для пластических деформаций и равен 0 для упругих деформаций;

σ_y – предел текучести, полученный из испытания на одноосное растяжение.

Представлен в соответствии с уравнением Людвига - Холломона следующим образом

$$\sigma_y = \sigma_{y,0} + K(\varepsilon_{eq})^n, \quad (2.19)$$

где $\sigma_{y,0} = 330 \text{ МПа}$ – начальный предел текучести;

$K = 180 \text{ МПа}$ – значение коэффициента деформационного упрочнения;

$n = 0,2$ – показатель упрочнения, выбранный на основании известных экспериментальных данных по испытаниям на растяжение рассматриваемых алюминиевых сплавов [50]

Основной особенностью предложенной модели, является учет неупругих эффектов в слоях GFRP при межслоевом сдвиге. Таким образом, все

определяющие уравнения для трансверсально-изотропных слоев записываются с учетом упругости, принимая $E_1 = 42,4 \text{ ГПа}$, $E_2 = 8,65 \text{ ГПа}$, $\nu_{12} = 0,27$, $\nu_{23} = 0,42$, кроме значений модулей межслоевого сдвига, которые записываются в соответствии с моделью Рамберга-Осгуда [51]

$$G_{13}^* = \frac{G_{13}}{\left(1 + \left(\frac{G_{13}\gamma_{13}}{\bar{\tau}_{13}}\right)^m\right)^{1/m}}, \quad G_{23}^* = \frac{G_{23}}{\left(1 + \left(\frac{G_{23}\gamma_{23}}{\bar{\tau}_{23}}\right)^s\right)^{1/s}}, \quad (2.20)$$

где $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$ ($ij = 13, 23$) – деформация сдвига вдоль и поперек направления ориентации волокон соответственно;

$G_{13} = 3,11 \text{ ГПа}$, $G_{23} = 3,03 \text{ ГПа}$ – начальные модули сдвига;

$\bar{\tau}_{13} = 70 \text{ МПа}$, $\bar{\tau}_{23} = 60 \text{ МПа}$ – асимптотические уровни напряжений;

$m = s = 3$ – дополнительные параметры материала, которые определяют вид кривой напряжения-деформации для слоев GFRP при межслоевом сдвиге.

Приведенные упругие свойства слоев GFRP были оценены в разделе главы 2.3 на основе моделей микромеханики. Параметры пластичности ($\bar{\tau}_{13}, \bar{\tau}_{23}, m, s$) были подобраны в ходе численного конечноэлементного моделирования (КЭМ) таким образом, чтобы соответствовать кривым нагрузка-прогиб, полученным по результатам испытания образцов алюмокомпозитного пластика 9/8 на трехточечный изгиб.

Влияние эффекта пластичности в слоях GFRP предполагается учитывать только при деформации сдвига, так как известно, что преобладающий источник нелинейностей в этих материалах возникает именно при межслоевом сдвиге [39, 51]. Все другие типы деформаций в слоях GFRP (растяжение и сжатие в продольном и поперечных направлениях) считаются полностью пластичными до момента начала разрушения. Этот подход для моделирования свойств композиционных материалов был предложен в [52].

Численное решение контактного взаимодействия в рамках задачи о плоском напряженном состоянии между стальной опорой и поверхностью образца было получено с помощью программного комплекса Comsol Multiphysics.

Конечноэлементную сетку можно увидеть ниже в настоящем разделе главы. При построении сетки использовались конечные элементы третьего порядка. В расчете использовалась обобщенная формулировка задачи упругопластичности. Этот подход позволяет описать напряженно-деформированное состояние образцов вблизи центральной сагиттальной плоскости [53]. В моделировании задавались вертикальные перемещения пуансона. Для сравнения результатов численного моделирования с результатами, полученными в эксперименте, были заданы максимальные перемещения, реализовавшиеся при трехточечном изгибе. Отметим, что модуль сдвига алюминиевого сплава составляет порядка 30 ГПа , что приблизительно в 10 раз выше, чем модуль межслоевого сдвига GFRP, который составляет примерно 3 ГПа . Это приводит к нетипичному распределению сдвиговых деформаций в слоях образцов при изгибе с концентрацией этих деформаций в слоях стеклопластика GFRP. Это было предсказано в разделах главы 2.3 –2.4 аналитическим и численным методами и подтверждается в настоящем разделе главы с помощью КЦИ анализа.

Результаты

Полученные в результате испытания кривые нагрузка-прогиб для образцов с продольной и поперечной ориентацией волокон в слоях стеклопластика показаны на рисунке 2.20. Экспериментальные кривые показаны сплошными линиями, а результаты моделирования показаны пунктирными линиями.

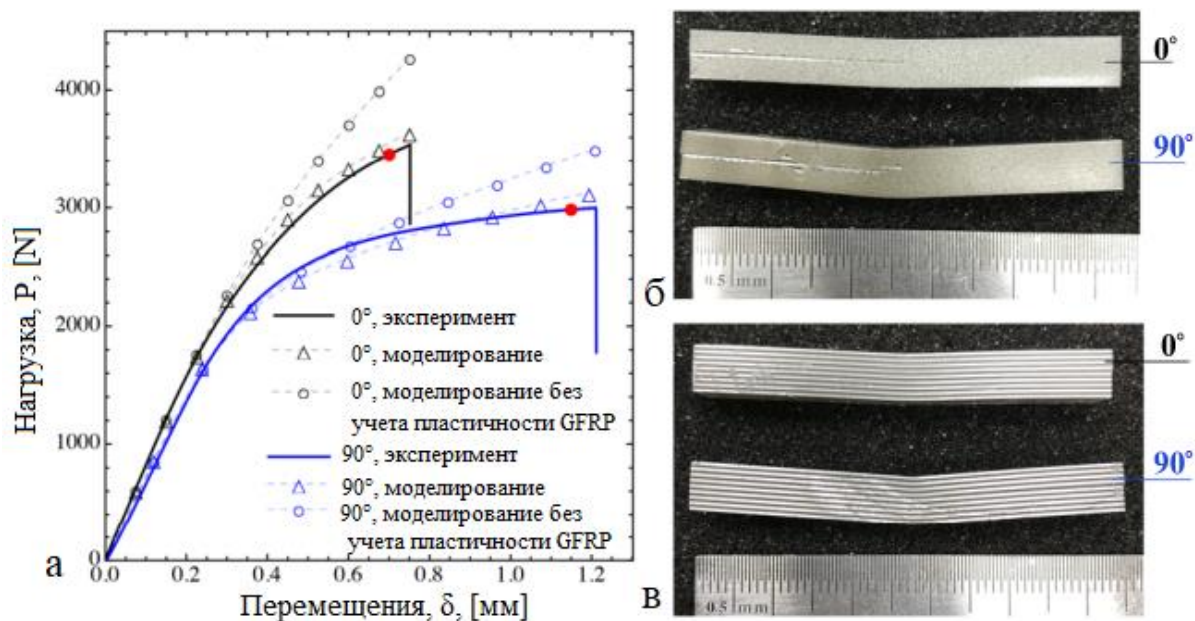


Рисунок 2.40 – Кривые нагрузка перемещение (прогиб) образцов алюмокомпозита 9/8.

Кривые 2.40 а получены в результате испытания на трехточечный изгиб и по результатам численного моделирования. КИИ анализ проводился до нагрузки, отмеченной на кривых красными точками. На рисунке 2.40 б и 2.40 в показаны разрушенные образцы со стороны нанесенного узора и с обратной стороны соответственно. Ориентация волокон в образцах (внутри слоев GFRP) отмечена на изображениях (0° , 90°).

Из рисунка 2.40 видно, что скорректированная теоретическая модель, учитывающая пластические сдвиговые эффекты в слоях GFRP позволяет повысить точность теоретических прогнозов для нелинейного механического поведения образцов алюмокомпозита. Учет пластических сдвиговых эффектов в слоях GFRP уменьшает максимальную разрушаемую прогнозируемую нагрузку приблизительно на 20 % для образцов с ориентацией волокон 0° и около 15 % для образцов с ориентацией волокон 90° . Нелинейные эффекты в образцах с поперечной ориентацией волокон более выражены, что и продемонстрировано выше.

Разрушенные образцы с трещинами показаны на рисунке 2.40 б-в. В обоих типах образцов возникают большие межслоевые трещины, расположенные вблизи центрального слоя. Эти трещины появились в образцах в испытаниях при

достижении максимальной разрушающей нагрузки. Одновременно с этим была повреждена целостность узора, нанесенного на боковые поверхности образцов, что видно на рисунке 2.40 б. Таким образом, КЦИ анализ был проведен до момента возникновения межслоевых трещин и как следствие, повреждения узора. Красные точки на рисунке 2.40 а, нанесенные на кривые нагрузка-перемещение соответствуют нагрузке, при которой были сделаны последние макроснимки неповрежденного узора. Результаты КЦИ анализа до этих моментов нагружения включительно, представим ниже.

На рисунке 2.41 показано сравнение результатов КЦИ анализа и численного моделирования деформаций межслоевого сдвига ε_{13} распределенной по латеральной поверхности образца с продольной ориентацией волокон. Видно, что измеренные и прогнозируемые результаты близки друг к другу.

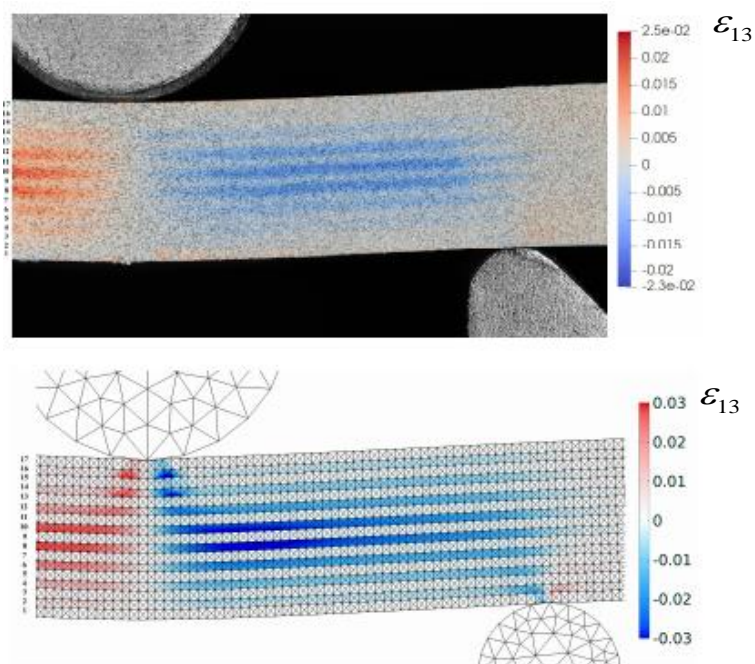


Рисунок 2.41 Результаты КЦИ анализа (верхнее изображение) и КЭМ (нижнее изображение) для распределение деформаций межслоевого сдвига ε_{13} в образце алюмокомпозитного пластика 9/8 с продольной (0°) ориентацией волокон в слоях стеклопластика GFRP. Номера слоев указаны на изображениях слева. Нечетные номера – слои алюминиевого сплава, четные – слои GFRP. Номера слоев соответствуют рисунку 2.38

Сдвиговая деформация ε_{13} в основном сосредоточена в слоях GFRP, в то время как деформации в более жестких слоях алюминиевого сплава существенно меньше. Максимальное абсолютное значение $\varepsilon_{13} = 0,025$ в КЦИ анализе и $\varepsilon_{13} = 0,03$ по результатам КЭМ. На верхнем изображении рисунка 2.41 видно, что максимум сдвиговой деформации сконцентрирован в 8-м и 10-м слоях GFRP в центральной области образца между пуансоном и опорой. В КЭМ, нижнее изображение на рисунке 2.41, максимальная концентрация сдвиговых деформаций возникает под пуансоном, также в слоях стеклопластика GFRP. В центральной области образца значение концентраций деформации несколько снижается, что будет объяснено ниже на рисунке 2.43. На рисунке 2.41 также видно антисимметричное распределение деформаций сдвига относительно пуансона (следует отметить, что не вся поверхность образца помещается на изображение) и изменение знака деформаций сдвига вокруг правой опоры.

На рисунке 2.42 представлены результаты ЦКИ анализа и КЭМ для распределения деформации сдвига ε_{23} в образце алюмостеклопластика 9/8 с поперечной ориентацией волокон. В отличие от образца с продольной ориентацией волокон, приведенного на рисунке 2.41, здесь зона концентрации сдвиговых деформаций смещена ближе к пуансону как в экспериментальных, так и в прогнозируемых на основе КЭМ результатах. Однако в КЦИ анализе максимальная концентрация сдвиговых деформаций находится внутри одного слоя стеклопластика GFRP №10, в то время как в КЭМ этот эффект прогнозируется для обоих центральных слоев GFRP, №8 и №10. Объяснение этих отклонений между результатами КЦИ анализа и КЭМ может быть получено на основе фотографий, сделанных с помощью электронного микроскопа. Эти фотографии приведены на рисунке 2.43.

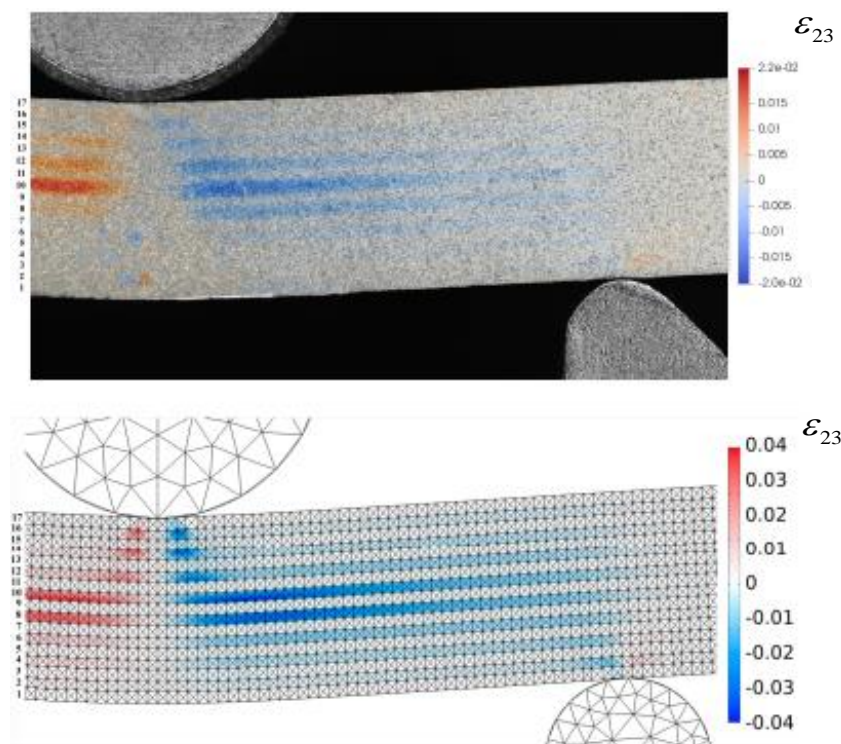


Рисунок 2.42 Результаты КЦИ анализа (верхнее изображение) и КЭМ (нижнее изображение) для распределение деформаций межслоевого сдвига ε_{23} в образце алюмокомпозита 9/8 с поперечной (90°) ориентацией волокон в слоях стеклопластика GFRP. Номера слоев такие же, как и на рисунках 2.38, 2.41.

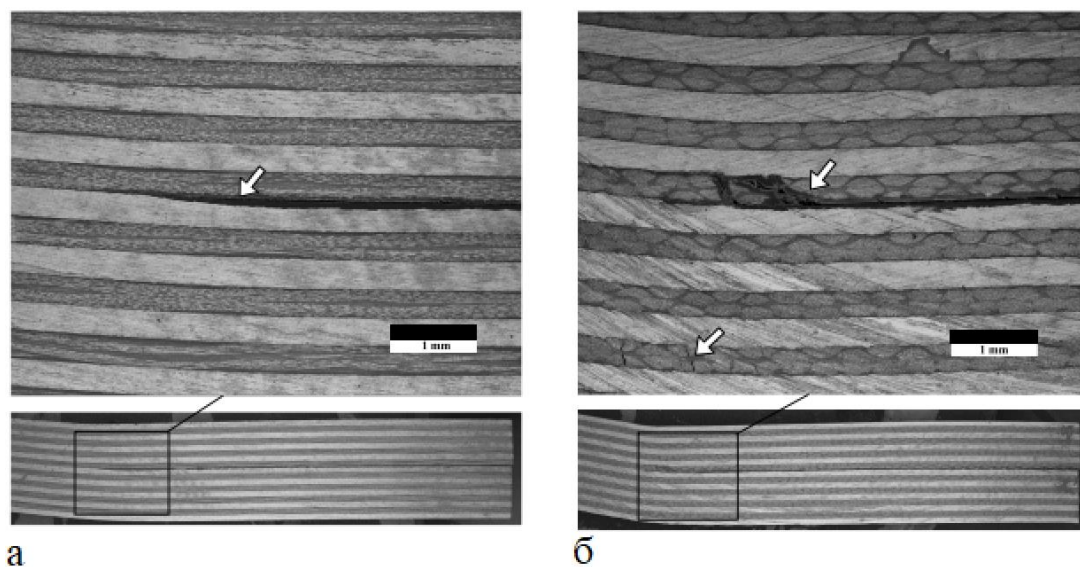


Рисунок 2.43 – Микроснимки разрушенных образцов алюмокомпозита 9/8: а – с продольной и б – с поперечной ориентацией волокон в слоях стеклопластика. Внизу представлены изображения образцов с малым

увеличением, вверху показана зона повреждения образцов. Белыми стрелками отмечена локализация повреждений.

Было установлено, что для образцов с продольной ориентацией волокон, трещина распространяется только на границе слоев алюминиевый сплав/GFRP, что видно на рисунке 2.43 а. Никаких других повреждений в этом образце обнаружено не было. Аналогичные результаты для этого типа образцов приведены в разделе главы 2.4 и в работе [59]. Однако, в образце с поперечной ориентацией волокон, трещина распространялась не только на границе раздела слоев, а также внутри слоя GFRP в центре образца. Соответствующие повреждения видны в матрице GFRP на микрофотографии, представленной на рисунке 2.43 б. Другое интересное наблюдение – наличие трещин матрицы в двух нижних слоях GFRP №2 и №4, это видно на рисунке 2.43 б. Таким образом, можно сделать вывод, что в образце с поперечной ориентацией волокон возникает смешанный механизм разрушения даже в случае испытания образцов довольно небольшого удлинения $L/h = 5$. Более высокая податливость этого образца приводит к концентрации напряжений и деформаций в центральной части образца (вблизи пуансона). Повреждение нижних слоев GFRP возникает во время нагружения из-за их низкой прочности на разрыв. Похоже, что это повреждение приводит к уменьшению жесткости и несущей способности образца, на рисунке 2.40 а видно, что мы не получили точного совпадения теоретических и экспериментальных кривых для этого образца. Также, это повреждение приводит к перераспределению концентрации сдвиговых деформаций в центральных слоях GFRP и перегрузке слоя № 10, для которого максимальная концентрация деформаций наблюдается в результатах экспериментов, приведенных на рисунке 2.43.

Для более наглядной демонстрации того, что интенсивность сдвиговых деформаций сконцентрирована внутри слоев GFRP на рисунке 2.44 а, показано сравнение КЦИ недеформированного образца и его микрофотография. График распределения сдвиговых деформаций на рисунке 2.44 б-в был получен с помощью программного обеспечения Paraview для центральной части

анализируемого участка (посередине между нагружающим пуансоном и опорой) пренебрегая абсолютными смещениями точек поверхности. Таким образом, распределение деформаций сдвига на этом графике накладывается на исходное положение образца до испытания.

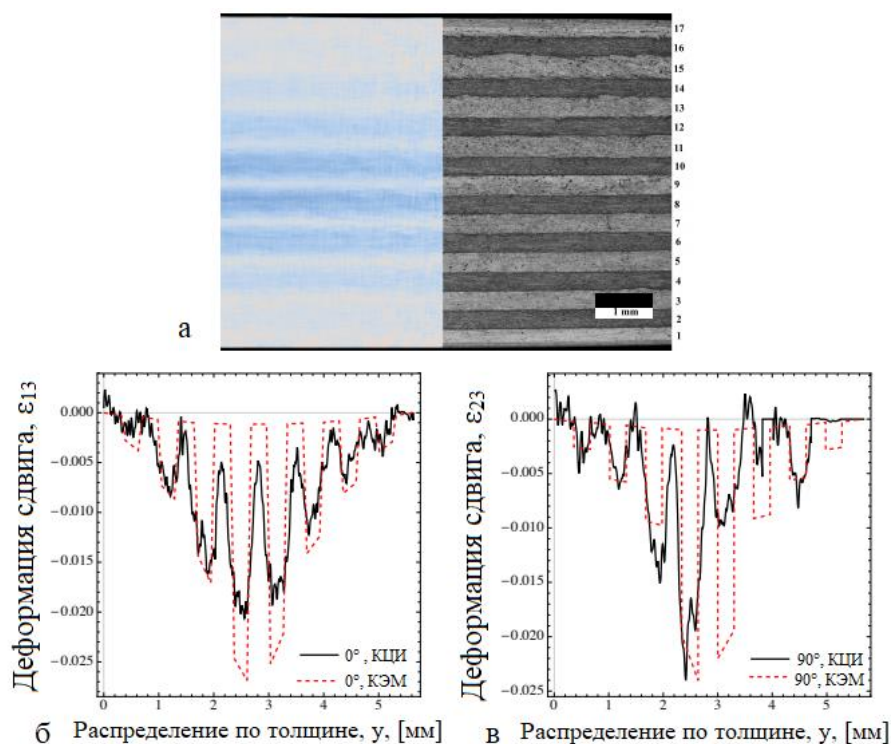


Рисунок 2.44 – Распределение сдвиговых деформаций по толщине образца алюмостеклопластика 9/8: **а** – комбинированное изображение, содержащее результаты КЦИ недеформированной области образца с продольной ориентацией волокон в слоях GFRP и его микрофотографию; **б** – распределение сдвиговой деформации ε_{13} по толщине образца с продольной ориентацией волокон, полученной на основе КЦИ анализа и КЭМ; **в** – распределение сдвиговой деформации ε_{23} по толщине образца с поперечной ориентацией волокон, полученной на основе КЦИ анализа и КЭМ. Линейные графики построены для поперечного сечения образцов, находящегося посередине между нагружающим пуансоном и опорой.

Изображение, приведенное на рисунке 2.44 а, совмещено с микрофотографией высокого разрешения конструкции образца алюмостеклопластика 9/8, сделанной после его изготовления. Видно, что во время

испытания на изгиб, деформация сдвига сильно локализована внутри слоев GFRP, которые имеют четные номера в структуре алюмокомпозитного пластика.

Особенность экспериментальных данных заключается в том, что зоны концентрации деформаций сдвига шире, чем слои GFRP. Это означает, что по результатам КЦИ анализа, некоторые части алюминиевых слоев имеют более высокие деформации, чем было спрогнозировано в КЭМ, что продемонстрировано на рисунках 2.41-2.42. Более того, оцененные деформации по результатам КЦИ анализа непрерывны от слоя к слою, это видно из рисунка 2.44 б-в. Этот эффект можно объяснить двумя возможными особенностями: 1 – возможны некоторые ошибки в обработке экспериментальных данных КЦИ анализом (хотя, при данном анализе, использовалась максимально доступная точность имеющегося оборудования и программного обеспечения); 2 – непрерывные деформации сдвига возникают за счет относительно прочного клеевого соединения слоев. Последнее предположение не может быть объяснено стандартной моделью с однородными слоями, использованной в приведенном исследовании. Необходимая доработка модели может быть связана с учетом более сложной геометрии с межфазными слоями или с включением слоев, обеспечивающих непрерывность деформаций на контактных поверхностях в рамках так называемой градиентной теории упругости [44, 45]. Эти возможные улучшения теоретической модели, а также учет влияния прогрессирующих повреждений, реализующихся в образце при нагружении, является задачей будущих исследований.

Относительно представленных на рисунке 2.44 б-в линейных графиков распределения деформаций сдвига по толщине образца, видно, что здесь была получена достаточно хорошая согласованность результатов КЦИ анализа и МКЭ для локализованных максимумов, особенно для образца с продольной ориентацией волокон в слоях GFRP, рисунок 2.44 б. Эти графики построены по толщине образца вдоль линии, расположенной между пуансоном и неподвижной опорой на расстоянии $x = L/4$ (если начало координат помещено в центре образцов). Для образца с поперечной ориентацией волокон, рисунок 2.44 в, видно,

что в отличие от результатов КЭМ при использовании КЦИ анализа, получено ярко выраженное несимметричное распределение сдвиговых деформаций относительно нейтральной оси образца. Этот эффект уже упоминался выше в настоящем разделе главы и может быть связан с повреждением слабых слоев №2 и №4 с поперечной ориентацией волокон GFRP из-за воздействия растягивающих напряжений, возникающих в образце при испытании на изгиб

На рисунке 2.45 представлена зависимость кажущейся межслоевой прочности на сдвиг образцов алюмокомпозитного пластика 9/8 в зависимости от их удлинения L/h по результатам испытания на трехточечный изгиб короткой балки.

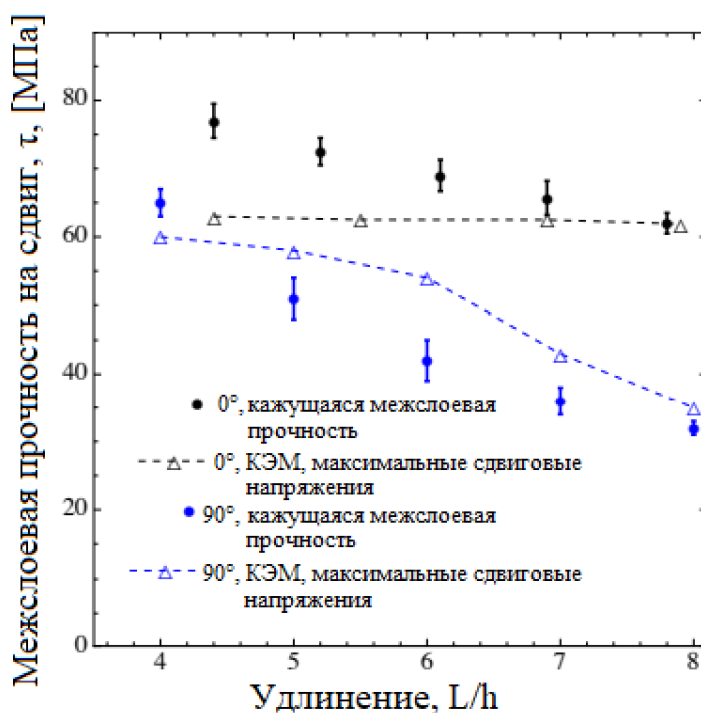


Рисунок 2.45 – Зависимость кажущейся межслоевой прочности на сдвиг в образцах алюмокомпозитного пластика 9/8 с продольной и поперечной ориентацией волокон в слоях GFRP при испытаниях на трехточечный изгиб от удлинения образцов L/h .

На рисунке 2.45 приведена оценка максимального значения межслоевой прочности на сдвиг с помощью КЭМ, что показано на рисунке пунктирной линией. Кажущаяся межслоевая прочность для образцов алюмокомпозитного пластика 9/8 с продольной ориентацией волокон в слоях GFRP показана на рисунке с

помощью черных точек, эти результаты заимствованы из раздела главы 2.4. Здесь, зависимость кажущейся межслоевой прочности от удлинения образца может быть оправдана пластичностью слоев GFRP. Учет этих пластических сдвиговых деформаций при КЭМ и обработке экспериментальных данных для максимальных разрушающих нагрузок показал, что модель предсказывает практически постоянное значение максимальных касательных (сдвиговых) напряжений на границах раздела алюминиевого сплава и слое стеклопластика GFRP (то есть истинную прочность на межслоевой сдвиг, более подробно это описано в разделе главы 2.4 и работе [7]).

Однако, для образцов с поперечной ориентацией волокон в слоях GFRP (синие точки на рисунке 2.45) размерные эффекты (удлинение образца) остаются в численном решении даже с учетом пластических свойств GFRP. Объяснить это можно следующим образом. Во-первых, сильный размерный эффект в численном прогнозе для образцов с удлинением $L/h > 6$, связан с низкой эквивалентной жесткостью этих образцов, модуль Юнга которых, примерно на 20% ниже образцов с продольной ориентацией волокон. Таким образом, прогнозируемый переход между механизмами разрушения при межслоевом сдвиге и при растяжении, реализуется для более коротких образцов алюмостеклопластика. Во-вторых, для образцов с $L/h < 6$, получена гораздо меньшая зависимость максимальных сдвиговых напряжения (в пределах 55-59 МПа) от удлинения образцов, что по прогнозам означает, достижения механизма разрушения при чистом межслоевом сдвиге. Однако, экспериментально было обнаружено, что механизм разрушения при чистом межслоевом сдвиге не может быть реализован для образцов $L/h \geq 5$ из-за повреждения слабых на растяжение слоев GFRP. Это, вероятнее всего, и является причиной расхождения между прогнозируемыми результатами при оценки межслоевой прочности на сдвиг с использованием МКЭ и при оценке прочности по аналитической стандартной формуле для кажущейся межслоевой прочности этих образцов $L/h \geq 5$. Для более коротких образцов, кажется, что эффекты пластичности слоев GFRP, становятся основной причиной выявленной зависимости кажущейся межслоевой прочности от удлинения образца.

Выводы по разделу главы

В разделе главы 2.5 представлены результаты КЦИ анализа экспериментальных данных, которые проверяют ранее предсказанное в разделе главы 2.4, неравномерное распределение деформаций межслоевого сдвига внутри толстых образцов алюмокомпозитного пластика 9/8 при изгибе. В образцах наблюдается концентрация деформаций сдвига внутри слоев стеклопластика GFRP с продольной и поперечной ориентацией волокон. Максимальное значение этих деформаций относительно высоко ($> 2\%$), что означает, что пластичность внутри слоев стеклопластика является значительной.

На основе сравнения с МКЭ для образцов с продольной ориентацией волокон подтверждено, что основной источник нелинейных деформаций при изгибе – пластичность в слоях GFRP ($L/h < 8$). Однако, и в образцах с поперечной ориентацией волокон в слоях GFRP из-за растягивающих напряжений при изгибе возникают повреждения, которые влияют на упругопластические свойства и максимальную разрушающую нагрузку этих образцов. Для оценки межслоевой прочности на сдвиг конструкций, изготовленных из образцов алюмокомпозитного пластика 9/8 с поперечной ориентацией волокон, можно рекомендовать использовать очень короткие образцы с удлинением $L/h = 4...4,5$.

ГЛАВА 3. ДИНАМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА АЛЮМОСТЕКЛОПЛАСТИКА

Введение

Настоящий раздел главы посвящен исследованию динамического поведения алюмостеклопластика 3/2 с пятислойной структурой (три слоя алюминиевого сплава 1441 и два слоя GFRP). Представлены результаты экспериментальных и аналитических исследований собственных частот и коэффициентов демпфирования. Похожие исследования приведены в работах [91, 92]. Испытания проведены с использованием метода свободных затухающих изгибных колебаний консольно-закрепленных образцов.

Динамические параметры алюмостеклопластика вычислены на основе анализа амплитудно-частотных характеристик, полученных методом быстрого преобразования Фурье. На основании решения для консольно-закрепленной балки Тимошенко, проведено исследование влияния модуля сдвига слоев на значение собственных частот и коэффициентов демпфирования алюмостеклопластика. Приведено сравнение экспериментальных и аналитических результатов расчетов динамических характеристик алюмостеклопластика.

Экспериментальные методы

Для проведения динамических испытаний алюмостеклопластика были изготовлены балочные образцы с прямоугольным поперечным сечением.

В качестве металлических слоев в образцах использованы листы алюминий-литиевого сплава марки 1441 толщиной $h_{Al} = 0.35$ мм, а композитные слои выполнены из стеклопластика марки КМКС-2.120.Т60 и имеют схему армирования $[0, 90]$. Толщина каждого из композитных слоев в составе алюмостеклопластика составляет $h_k = 0.3$ мм. Геометрические размеры образцов представлены в таблице 3.1.

Схематически, структура алюмостеклопластика, исследуемая в настоящем разделе главы, показана на рисунке 3.1.

5	Сплав 1441
4.2	GFRP 90°
4.1	GFRP 90°
3	Сплав 1441
2.2	GFRP 0°
2.1	GFRP 0°
1	Сплав 1441

Рисунок 3.1 – Схематическая структура, исследуемого образца алюмокомпозита 3/2.

Таблица 3.1 – Геометрические размеры образцов алюмокомпозита

Длина, L [мм]	Ширина, b [мм]	Толщина, h [мм]	Количество
200	20	1,65	3
150	15		3
100	10		3
50	5		3

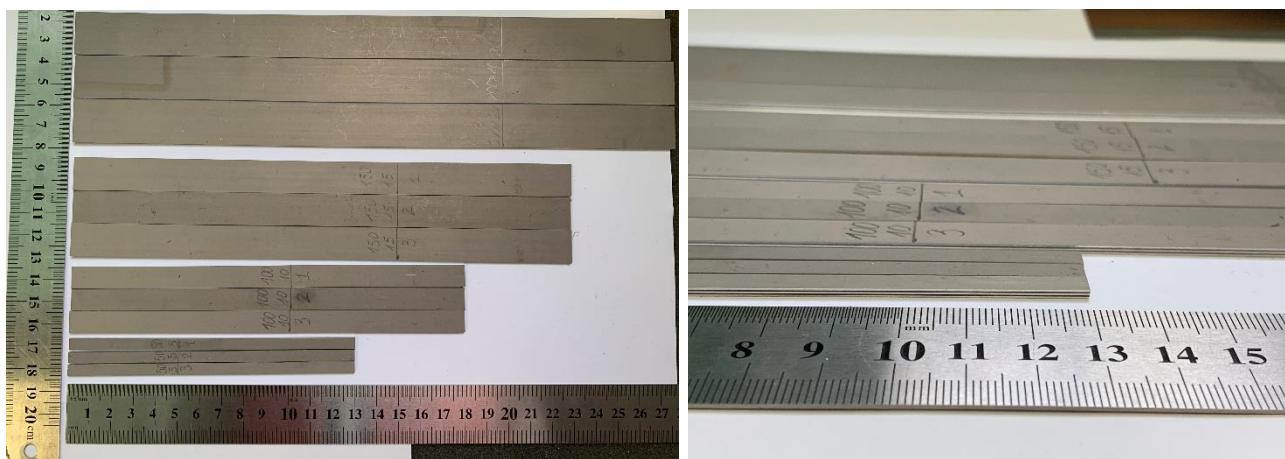
Свойства материалов, входящих в состав алюмокомпозита представлены в таблице 3.2. Кажущаяся плотность алюмокомпозита составляет 2300 кг/м³.

Таблица 3.2 Свойства материалов слоев алюмокомпозита.

Материал	Ориентация	E, ГПа	ν	ρ , кг/м ³
Лист сплава 1441	–	79	0,33	2600
Стеклопластик	0	50	0,3	1780
	90	12	0,07	

Для проведения испытаний всего было изготовлено по 3 однотипных образца.

На рисунке 3.2 а – б показаны исследуемые образцы алюмоплексостеклопластика.



а

б

Рисунок 3.2 – Образцы алюмоплексостеклопластика 3/2: **а** – разная длина и ширина образцов; **б** – показана пятислойная структура образцов.

Механические свойства алюмоплексостеклопластика были предварительно определены в квазистатических испытаниях на растяжение, из которых был определен, в частности, эффективный модуль упругости материала E^* , значение которого в дальнейшем использовалось для оценки изгибной жесткости и собственных частот образцов.

В испытаниях образцы различной длины жестко закреплялись струбциной с одного конца, а на другом конце задавались условия нагружения, приводящие к возникновению затухающих изгибных колебаний, преимущественно, по первой собственной форме. Для возбуждения колебаний по поверхности образца либо ударяли металлическим ударником, либо задавалось начальное отклонение конца образца от положения равновесия. Регистрация колебаний проводилась с использованием лазерного датчика Laser Triangulation Sensors RF603HS.

Обработка результатов испытаний проводилась с использованием метода быстрого преобразования Фурье для получения амплитудно-частотной характеристики (АЧХ) реализуемых колебаний [85]. На получаемых АЧХ определялся пик, соответствующий первой резонансной частоте. Ширина найденного пика позволяет определить коэффициент демпфирования образца ζ на основании соотношения (ГОСТ 30630.1.8-2002, ASTM E756):

$$\zeta = \frac{\omega_2 - \omega_1}{2\omega_0}, \quad (3.1)$$

где ω_0 – частота резонанса, и $\omega_1 < \omega_2$ – частоты вблизи резонанса, при которых значение амплитуды уменьшается в $\sqrt{2}$ раз по сравнению с амплитудой резонанса.

Результаты

Пример диаграммы напряжения-деформации, определенной в испытаниях на растяжение для образца алюмокомпозитного пластика представлен на рисунке 3.2. Эффективный модуль упругости образцов составил $E^* = 60(\pm 1)$ ГПа. Это значение хорошо согласуется с теоретической оценкой, которая в пренебрежении эффектом Пуассона записывается следующим образом:

$$E_{теор}^* = \frac{3E_{Al}h_{Al} + E_0h_k + E_{90}h_k}{h} = 61 \text{ ГПа}$$

Расчетное значение наклона диаграммы алюмокомпозитного пластика показано пунктиром на рисунке 3.3. Предел текучести алюмокомпозитного пластика, связанный с возникновением пластических деформаций в слоях алюминиевого сплава 1441, составляет не менее 270 МПа, что необходимо учитывать в процессе динамических испытаний, проводимых в зоне упругого поведения материала.

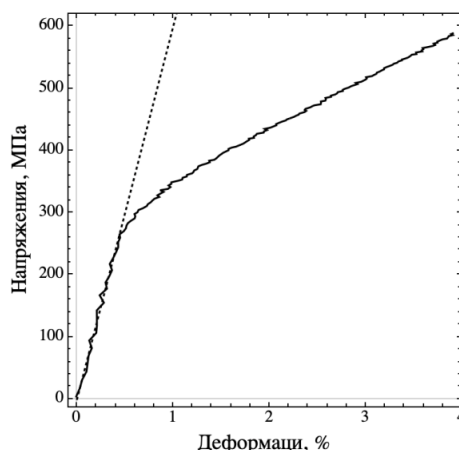


Рисунок 3.3 – примеры диаграмм, определенных в испытаниях на растяжение образцов алюмокомпозитного пластика.

В таблицах 3-3–3.6 приведены результаты экспериментальных данных по определению собственных частот и коэффициентов демпфирования, полученных методом быстрого преобразования Фурье. Каждый образец был испытан по 5 раз.

Таблица 3.3 – Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 200$ мм и шириной $b = 20$ мм.

№ образца	Частота, [Гц]	Коэффициент демпфирования, η
1_1	34,065	0,029
1_2	34,065	0,028
1_3	33,890	0,035
1_4	33,895	0,036
1_5	33,826	0,038
2_1	34,111	0,014
2_2	34,136	0,017
2_3	34,353	0,019
2_4	34,312	0,019
2_5	34,111	0,016
3_1	34,467	0,022
3_2	34,208	0,013
3_3	34,208	0,013
3_4	34,208	0,013
3_5	4,208	0,013
Минимальное значение	33,8266	0,013
Максимальное значение	34,467	0,038
Среднеарифметическое значение	34,137	0,022

Продолжение таблицы 3.3

Стандартное отклонение	0,175	0,009
Среднеквадратическое отклонение	0,433	0,001
Коэффициент вариации	0,012	0,054

Таблица 3.4 Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 150$ мм и шириной $b = 15$ мм.

№ образца	Частота ω , [Гц]	Коэффициент демпфирования, η
1_1	59,139	0,018
1_2	59,013	0,020
1_3	58,754	0,011
1_4	59,162	0,016
1_5	59,178	0,016
2_1	58,379	0,028
2_2	58,380	0,028
2_3	58,388	0,028
2_4	58,526	0,029
2_5	58,321	0,028
3_1	60,663	0,013
3_2	60,663	0,014
3_3	60,691	0,016
3_4	60,673	0,015
3_5	60,663	0,013

Продолжение таблицы 3.4

Минимальное значение	58,321	0,011
Максимальное значение	60,691	0,029
Среднеарифметическое значение	59,373	0,020
Стандартное отклонение	0,994	0,007
Среднеквадратическое отклонение	13,836	0,001
Коэффициент вариации	0,233	0,031

Таблица 3.5 – Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 100$ мм и шириной $b = 10$ мм.

№ образца	Частота ω , [Гц]	Коэффициент демпфирования, η
1_1	132,373	0,047
1_2	131,811	0,049
1_3	129,582	0,028
1_4	129,582	0,031
1_5	129,582	0,029
2_1	126,042	0,042
2_2	127,762	0,023
2_3	127,845	0,022
2_4	127,894	0,021
2_5	127,76	0,012
3_1	131,926	0,011

Продолжение таблицы 3.5

3_2	131,926	0,010
3_3	131,926	0,010
3_4	131,926	0,010
3_5	131,926	0,010
Минимальное значение	126,042	0,010
Максимальное значение	132,373	0,049
Среднеарифметическое значение	129,991	0,024
Стандартное отклонение	2,117	0,014
Среднеквадратическое отклонение	62,752	0,003
Коэффициент вариации	0,483	0,111

Таблица 3.6 – Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 50$ мм и шириной $b = 5$ мм.

№ образца	Частота ω , [Гц]	Коэффициент демпфирования, η
1_1	518,135	0,022
1_2	518,135	0,033
1_3	518,135	0,028
1_4	518,135	0,035
1_5	518,656	0,037
2_1	530,772	0,026
2_2	530,772	0,029

Продолжение таблицы 3.6

2_3	530,772	0,028
2_4	530,772	0,031
2_5	527,657	0,041
3_1	508,656	0,047
3_2	505,497	0,033
3_3	505,497	0,036
3_4	514,669	0,029
3_5	515,152	0,021
Минимальное значение	505,497	0,021
Максимальное значение	530,772	0,047
Среднеарифметическое значение	519,427	0,032
Стандартное отклонение	9,003	0,007
Среднеквадратическое отклонение	1134,859	0,001
Коэффициент вариации	2,185	0,020

На рисунках 3.4 и 3.5 показаны графики, полученные на основании статистической обработки экспериментальных данных, приведенных в таблицах 3.3–3.6. Показан разброс значений собственных частот и коэффициентов демпфирования для исследуемых длин образцов.

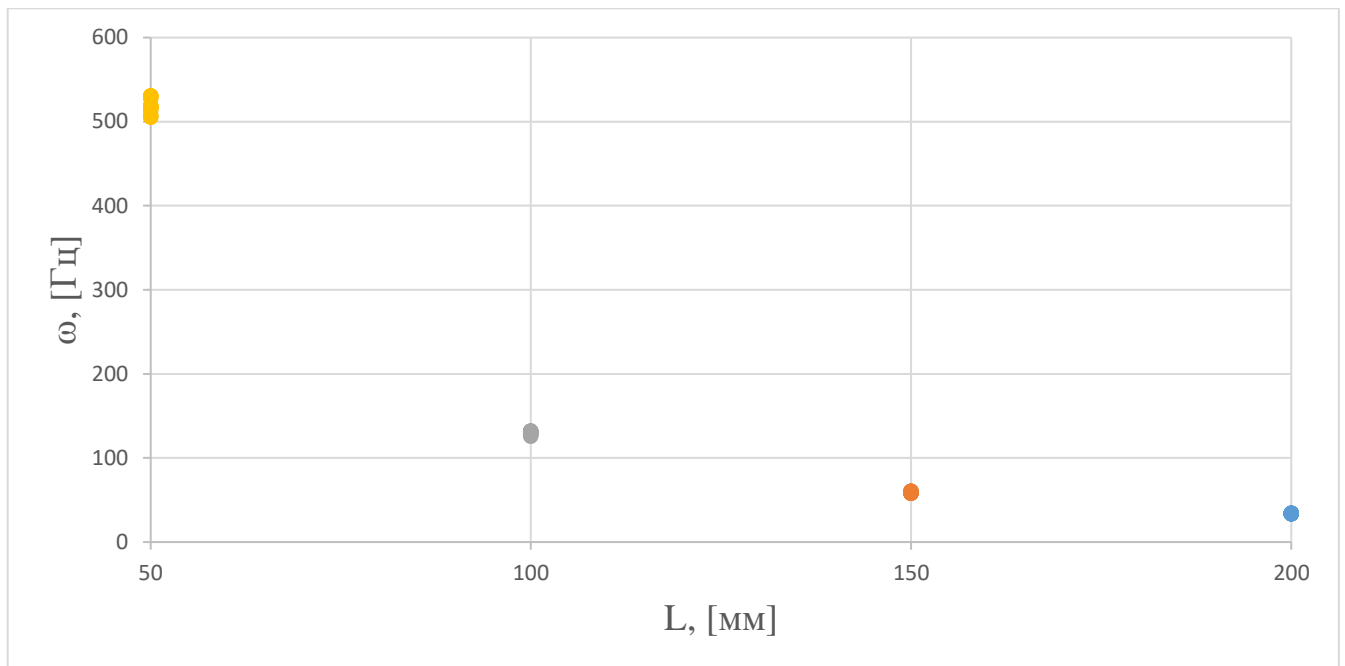


Рисунок 3.4 – График разброса первой собственной частоты для образцов алюмостеклопластика 3/2

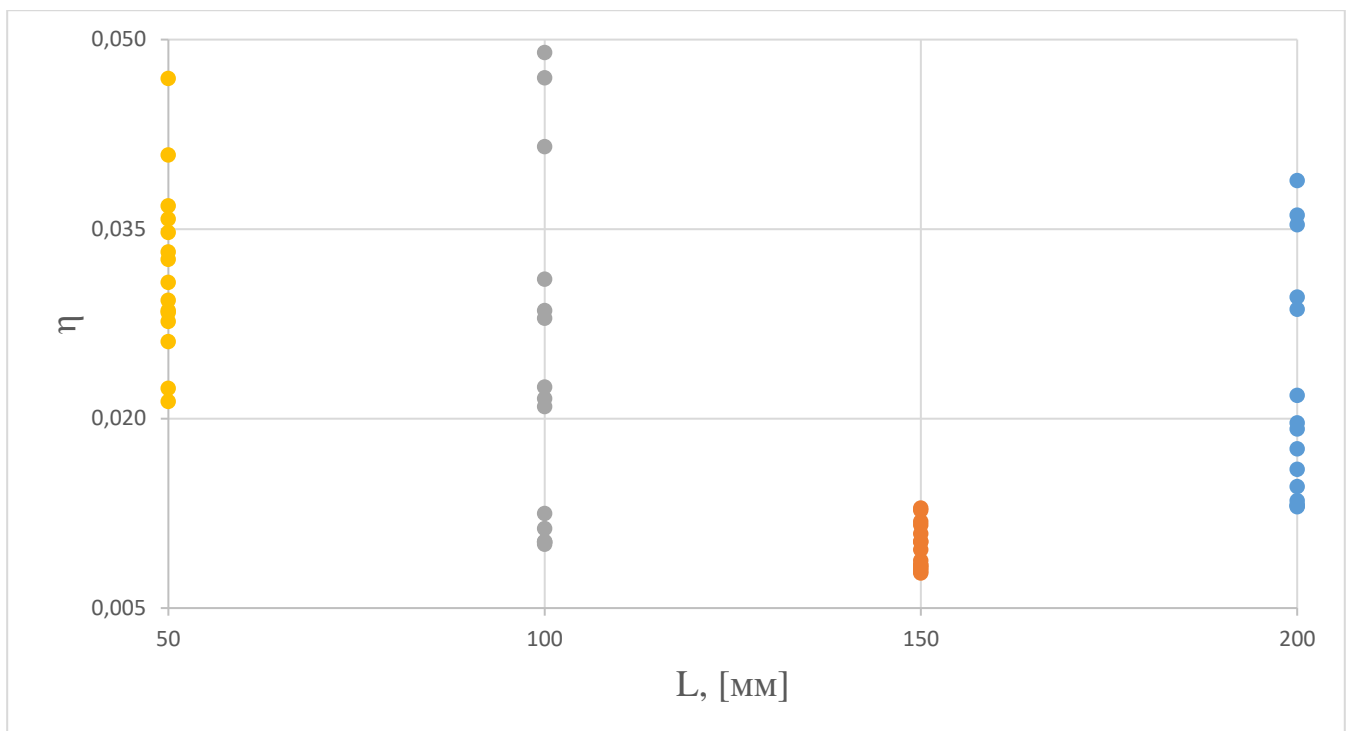


Рисунок 3.5 – График разброса коэффициентов демпфирования для образцов алюмостеклопластика 3/2

Аналитическое решение

Для проверки экспериментальных результатов расчета собственных частот и коэффициентов демпфирования с учетом модуля сдвига слоев, воспользуемся

решением, приведенным в [93]. Задача, основанная на модели слоистой балки Тимошенко [39] решается для случая линейно-упругого деформирования слоев в предположении малых деформаций. Сначала рассмотрим решение задачи для однослойной балки. Решим задачу об определении динамических характеристик консольной балки Тимошенко длиной l .

Кинематика балки определяется вектором перемещения $\vec{U} = (V + z\theta)\vec{e}_1 + W\vec{e}_2$, где осевое перемещение - $V(x, t)$, поперечное перемещение - $W(x, t)$, поворот поперечного сечения - $\theta(x, t)$. Соответствующее деформированное состояние балки определяется величинами продольной деформации

$$\varepsilon_{11} = \frac{\partial U}{\partial x} = \frac{\partial V}{\partial x} + z \frac{\partial \theta}{\partial x},$$

деформации поперечного сдвига

$$\varepsilon_{13} = \frac{\partial W}{\partial x} + \theta.$$

Поперечная нормальная деформация равна нулю: $\varepsilon_{12} = 0$.

Плотность потенциальной энергии деформации равна

$$P_V = \frac{1}{2} C_{1111} \varepsilon_{11}^2 + \frac{1}{2} C_{1313} \varepsilon_{13}^2 = \frac{1}{2} C_{1111} (V' + z\theta')^2 + \frac{1}{2} C_{1313} \left(\theta + \frac{\partial W}{\partial x} \right)^2$$

где C_{1111} – приведенная осевая жесткость. Соответственно, потенциальная энергия балки определяется такой формулой:

$$\begin{aligned} \Pi = \int_V \Pi_V dV &= \int_0^l b \int_{-h/2}^{h/2} \Pi_V dz dx = \frac{1}{2} \int_0^l \left\{ \left(\frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 b \int_{-h/2}^{h/2} C_{1111} dz + \left(\theta + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 b \int_{-h/2}^{h/2} C_{1313} dz + \right. \\ &+ 2 \frac{\partial V}{\partial x} \frac{\partial \theta}{\partial x} b \int_{-h/2}^{h/2} C_{1111} z dz + \left. \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)^2 b \int_{-h/2}^{h/2} C_{1111} z^2 dz \right\} dx = \\ &\frac{1}{2} \int_0^l \left\{ A \left(\frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 + 2B \frac{\partial V}{\partial x} \frac{\partial \theta}{\partial x} + D \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)^2 + G \left(\theta + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right\} dx, \end{aligned}$$

$$A = b \int_{-h/2}^{h/2} C_{1111} dz - \text{осевая жесткость}; \quad B = b \int_{-h/2}^{h/2} C_{1111} z dz; \quad D = b \int_{-h/2}^{h/2} C_{1111} z^2 dz - \text{изгибная}$$

жесткость; в случае балки симметричного сечения $B = 0$.

Кинетическая энергия балки равна:

$$T_V = \frac{1}{2} \rho \dot{U} \dot{V} = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{\partial V}{\partial t} + z \frac{\partial \theta}{\partial t} \right)^2 + \frac{1}{2} \rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2$$

$$\begin{aligned} T = \int_V T_V dV &= \frac{1}{2} \int_0^l \left\{ \left(\frac{\partial V}{\partial t} \right)^2 b \int_{-h/2}^{h/2} \rho dz + 2 \frac{\partial V}{\partial t} \frac{\partial \theta}{\partial t} b \int_{-h/2}^{h/2} \rho z dz + \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} \right)^2 b \int_{-h/2}^{h/2} \rho z^2 dz + \right. \\ &+ \left. \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 b \int_{-h/2}^{h/2} \rho dz \right\} dx = \frac{1}{2} \int_0^l \left\{ F_\rho \left(\frac{\partial V}{\partial t} \right)^2 + F_\rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 + 2S_\rho \frac{\partial V}{\partial t} \frac{\partial \theta}{\partial t} + J_\rho \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} \right)^2 \right\} dx, \end{aligned}$$

$$F_\rho = b \int_{-h/2}^{h/2} \rho dz - \text{погонная масса}; \quad S_\rho = b \int_{-h/2}^{h/2} \rho z dz - \text{статический момент};$$

$$J_\rho = b \int_{-h/2}^{h/2} \rho z^2 dz - \text{момент инерции. В случае стержня симметричного сечения}$$

$$S_\rho = 0.$$

Для построения уравнений движения и естественных краевых условий применим метод, позволяющий получить уравнения движения для системы с произвольным количеством кинематических степеней свободы. Запишем функционал Лагранжа: $L_V = T_V - V_V + A_V$

$$L = \int_0^l \left\{ \frac{1}{2} F_\rho \left[\left(\frac{\partial V}{\partial t} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 \right] + \frac{2}{2} S_\rho \frac{\partial V}{\partial t} \frac{\partial \theta}{\partial t} + \frac{1}{2} J_\rho \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} \right)^2 - \frac{1}{2} A \left(\frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 - B \frac{\partial V}{\partial x} \frac{\partial \theta}{\partial x} - \frac{1}{2} D \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)^2 - \frac{1}{2} G \left(\theta + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \rho b w \right\} dx,$$

ρ – нормальная (поперечная) нагрузка;

$A_V = \rho b w$ – погонная работа нормальной нагрузки.

$$L = \int_0^l L_x dx$$

Погонная плотность функционала Лагранжа равна:

$$L_x = \frac{1}{2} F_\rho \left[\left(\frac{\partial V}{\partial t} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 \right] + S_\rho \frac{\partial V}{\partial t} \frac{\partial \theta}{\partial t} + \frac{1}{2} J_\rho \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} \right)^2 - \frac{1}{2} A \left(\frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 - B \frac{\partial V}{\partial x} \frac{\partial \theta}{\partial x} - \frac{1}{2} D \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)^2 - \frac{1}{2} G \left(\theta + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \rho b w.$$

$$H = \int_{t_0}^{t_1} L dt = \int_{t_0}^{t_1} \int_0^l L_x dx dt.$$

Применим принцип Гамильтона-Остроградского: $\delta H = 0$. где действие по

Гамильтону имеет вид $H = \int_{t_0}^{t_1} L dt = \int_{t_0}^{t_1} \int_0^l L_x dx dt$. Используя обобщенные уравнения

Лагранжа II рода для стержня с определенным выше функционалом Лагранжа (т. е. вариационные уравнения Эйлера-Лагранжа) и их естественные краевые условия получим:

$$\begin{aligned} - \left(F_\rho \frac{\partial^2 V}{\partial t^2} + S_\rho \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} \right) + \left(A \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + B \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \right) &= 0, \\ - \left(S_\rho \frac{\partial^2 V}{\partial t^2} + J_\rho \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} \right) + \left(B \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + D \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \right) - G \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \theta \right) &= 0, (3.2) \\ - F_\rho \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + G \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \theta \right) + b \rho &= 0. \end{aligned}$$

$$-\left(A \frac{\partial V}{\partial x} + B \frac{\partial \theta}{\partial x}\right) \delta V|_0^l = 0,$$

$$-\left(B \frac{\partial V}{\partial x} + D \frac{\partial \theta}{\partial x}\right) \delta \theta|_0^l = 0,$$

$$-G \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \theta \right) \delta w|_0^l = 0.$$

Тогда постановка начально-краевой задачи для изгибных колебаний стержня относительно единственной кинематической переменной w будет иметь вид:

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} - \frac{1}{C_1^2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} \right) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{1}{C_2^2} \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \right) + C_3^2 \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (3.3)$$

Путем соответствующих преобразований выразим краевые условия через прогиб балки w , тогда получаем:

$$x=0: \quad W=0, \quad \frac{\partial W}{\partial x} = 0;$$

$$x=l: \quad C_3^2 \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} - \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \Big|_{x=l} = 0, \quad \frac{\partial^3 W}{\partial x^3} \Big|_{x=l} - \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \frac{\partial^3 W}{\partial x \partial t^2} \Big|_{x=l} = 0. \quad (3.4)$$

$$\text{где } C_1 = \sqrt{\frac{D}{J_\rho}}, \quad C_2 = \sqrt{\frac{G}{F_\rho}}, \quad C = \sqrt{\frac{F_\rho}{D}} \quad (3.5)$$

Положим $W(x, t) = w e^{i\omega t}$, $w = w(x)$. тогда

краевая задача о свободных колебаниях стержня будет иметь вид:

$$\left(\frac{d^2}{dx^2} + \frac{\omega^2}{C_1^2} \right) \left(\frac{d^2 w}{dx^2} + \frac{\omega^2}{C_2^2} w \right) - \omega^2 C_3^2 w = 0$$

или

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \omega^2 \frac{d^2 w}{dx^2} + \omega^2 \left(\frac{\omega^2}{C_1^2 C_2^2} - C_3^2 \right) w = 0 \quad (3.6)$$

$$x=0: \quad w=0, \quad \frac{dw}{dx} = 0;$$

$$x=l: \omega^2 C_3^2 w + \frac{d^2 w}{dx^2} = 0 \Big|_{x=l} = 0, \quad \frac{d^3 w}{dx^3} \Big|_{x=l} + \omega^2 \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \frac{dw}{dx} \Big|_{x=l} = 0. \quad (3.7)$$

Решая уравнение (1) получаем:

$$w = Ae^{ax} + Be^{-ax} + Ce^{bx} + De^{-bx} \quad (3.8)$$

где

$$a = e^{\sqrt{\frac{\omega}{2}}} \sqrt{-\omega \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) + \sqrt{\omega^2 \left[\left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right)^2 - \frac{4C_3^2}{C_1^2 C_2^2} \right] + 4C_3^2}} \quad (3.9)$$

$$b = e^{i\sqrt{\frac{\omega}{2}}} \sqrt{\omega \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) + \sqrt{\omega^2 \left[\left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right)^2 - \frac{4C_3^2}{C_1^2 C_2^2} \right] + 4C_3^2}}$$

Удовлетворяя краевым условиям (3.6) получаем систему уравнений для определения постоянных интегрирования

$$A + B + C + D = 0$$

$$aA - aB + bC - bD = 0$$

$$\left(\omega^2 C_3^2 + a^2 \right) e^{al} A + \left(\omega^2 C_3^2 + a^2 \right) e^{-al} B + \left(\omega^2 C_3^2 + b^2 \right) e^{bl} C + \left(\omega^2 C_3^2 + b^2 \right) e^{-bl} D = 0$$

$$a^3 A e^{al} - a^3 B e^{-al} + b^3 C e^{bl} - b^3 D e^{-bl} + \omega^2 \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \left(aA e^{al} - aB e^{-al} + bC e^{bl} - bD e^{-bl} \right) = 0$$

$$\left[a^3 + a\omega^2 \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \right] A e^{al} - \left[a^3 + a\omega^2 \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \right] B e^{-al} +$$

$$+ \left[b^3 + b\omega^2 \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \right] C e^{bl} - \left[b^3 + b\omega^2 \left(\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} \right) \right] D e^{-bl} = 0$$

Для решения поставленной задачи необходимо определитель этой системы уравнений приравнять к нулю, тогда получаем трансцендентное уравнение относительно собственной частоты ω . Для вычисления динамических характеристик слоистой балки, представленной на рисунке 3.1. Будем использовать уравнение движения для однослойной балки в следующем виде

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} - \left(\frac{J_\rho}{D} + \frac{F_\rho}{G} \right) \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial t^2} + \frac{F_\rho}{D} \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + \frac{J_\rho F_\rho}{DG} \frac{\partial^4 w}{\partial t^4} = 0 \quad (3.10)$$

Если в этом уравнении положить

$$D = I_2 - \frac{I_1^2}{I_0}, J_\rho = I_2 - 2eI_1 + e^2 F_\rho, e = \frac{\int_0^h btdt}{\int_0^h bdt}, F_\rho = \sum_{m=1}^i (\rho_m b_m h_m), G = \frac{bh^2}{\sum_{i=1}^k \frac{h_i}{G_i}}, \quad (3.11)$$

$$I_1 = \frac{b}{2} \sum_{i=1}^k E_i h_i (t_{i-1} + t_i), \quad I_2 = \frac{b}{3} \sum_{i=1}^k E_i h_i (t_{i-1}^2 + t_{i-1}t_i + t_i^2), \quad I_0 = \sum_{i=1}^k E_i b_i h_i$$

В этих выражениях E_i – модуль упругости i -го слоя в продольном направлении балки, G_i – модуль сдвига i -го слоя в плоскости изгиба, $h_i = t_i - t_{i-1}$ – толщина i -го слоя, t_i – координата i -го слоя, отсчитываемая от нижней поверхности балки, показана на рисунке 3.6, k – число слоев в алюмокомпозитном пластике.

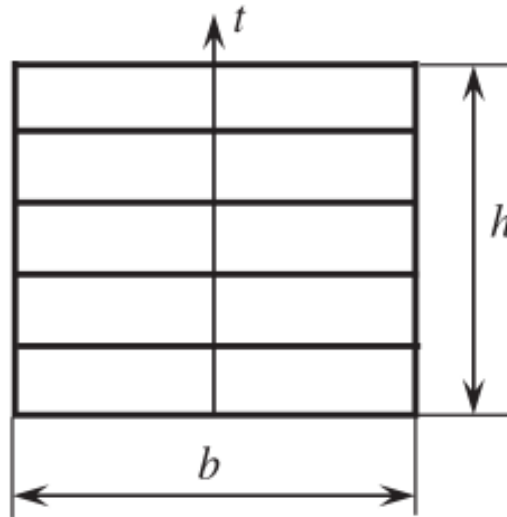


Рисунок 3.6 Модель слоистой балки, используемая для нахождения коэффициентов в уравнении 3.3

При этом соотношения (3.10) полностью определяют соотношения (3.5).

Решение уравнения (3.3) с соответствующими краевыми условиями будет определять динамические характеристики для слоистой консольной балки из алюмокомпозитного пластика. Решение трансцендентного уравнения относительно частоты ω , вообще говоря, комплексной, строится численно. Для нахождения коэффициентов демпфирования алюмокомпозитного пластика, при решении уравнения 3.3 (или 3.10) применен метод комплексных модулей. В соответствии с этим

методом, значение собственных частот и коэффициентов демпфирования определяется следующим образом

$$\omega_i = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\operatorname{Re}[(\omega_i^*)^2]}; \quad \eta_i = \frac{\operatorname{Im}[(\omega_i^*)^2]}{\operatorname{Re}[(\omega_i^*)^2]} \quad (3.12)$$

В таблицах 3.7 – 3.10 представлены результаты расчетов собственных частот и соответствующих им коэффициентов демпфирования, полученных на основании решения уравнения слоистой балки Тимошенко с использованием метода комплексных модулей 3.12

Таблица 3.7 – Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 200$ мм и шириной $b = 20$ мм.

Номер собственной частоты	Частота ω , [КГц]	Коэффициент демпфирования, η
1	0,035	0,022
2	0,220	0,022
3	0,615	0,023
4	1,202	0,024
5	1,983	0,025
6	2,954	0,026
7	4,113	0,027
8	5,455	0,029
9	6,976	0,031
10	8,673	0,033
11	10,541	0,035
12	12,573	0,037
13	14,765	0,040
14	17,111	0,042
15	19,606	0,045

Таблица 3.8 – Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 150$ мм и шириной $b = 15$ мм.

Номер собственной частоты	Частота ω , [КГц]	Коэффициент демпфирования, η
1	0,062	0,0220
2	0,390	0,0226
3	1,091	0,0236
4	2,131	0,0250
5	3,509	0,0267
6	5,216	0,0288
7	7,244	0,0313
8	9,581	0,0341
9	12,216	0,0372
10	15,136	0,0405
11	18,327	0,0441

Таблица 3.9 – Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 100$ мм и шириной $b = 10$ мм.

Номер собственной частоты	Частота ω , [КГц]	Коэффициент демпфирования, η
1	0,140	0,0222
2	0,877	0,0235
3	2,444	0,0256
4	4,755	0,0286
5	7,792	0,0324
6	11,516	0,0369
7	15,887	0,0419

Таблица 3.10 – Собственные частоты и коэффициенты демпфирования образца длиной $L = 50$ мм и шириной $b = 5$ мм.

Номер собственной частоты	Частота ω , [КГц]	Коэффициент демпфирования, η
1	0,561	0,0228
2	3,471	0,0280
3	9,542	0,0359
4	18,222	0,0463

На рисунке 3.7 приведено сравнение собственных частот колебаний образцов по первой форме

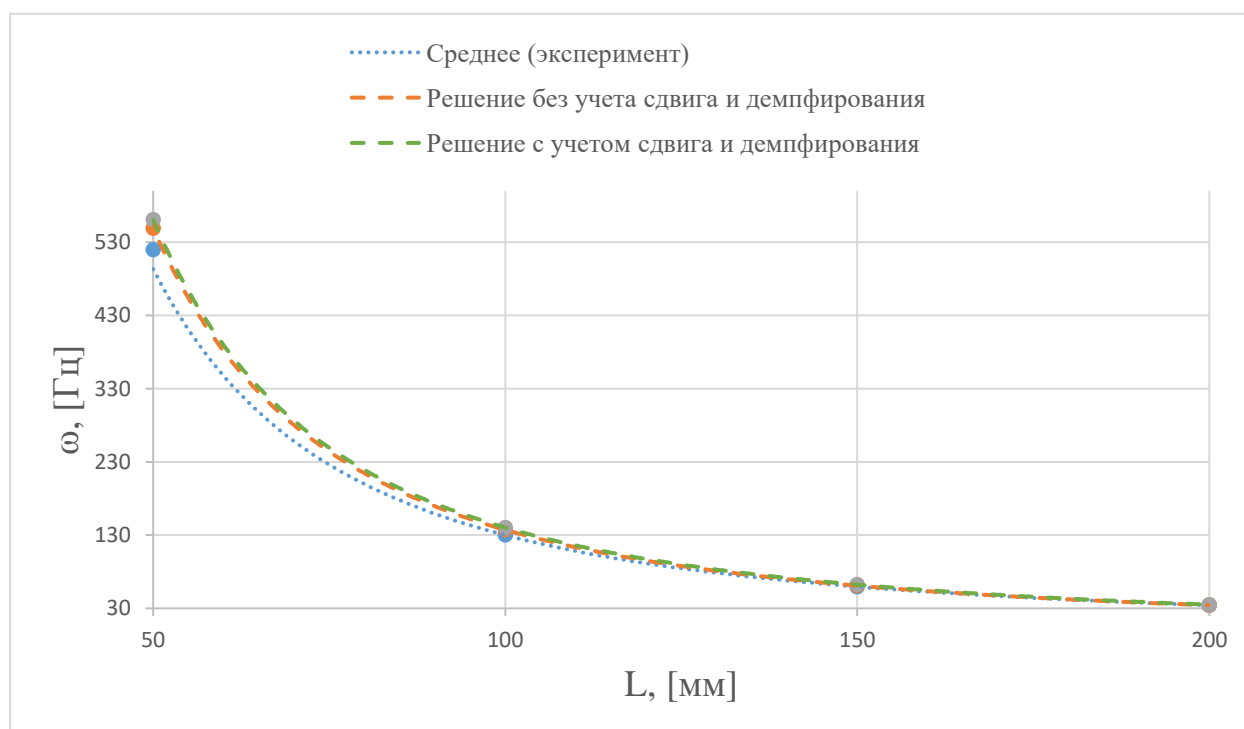


Рисунок 3.7 – Первая собственная частота образцов алюмокомпозитного материала исследуемой структуры.

Как видно из рисунка 3.7, при колебании образцов исследуемых длин по первой собственной форме, частота колебаний, полученная по результатам экспериментальной обработки, кривая «Среднее (эксперимент)», близка к частотам, найденным с помощью аналитического решения как с учетом сдвиговых деформаций, кривая «Решение с учетом сдвига и демпфирования», так

и без их учета, кривая «Решение без учета сдвига и демпфирования». Решение без учета сдвига и демпфирования получено на основании соотношения

$$\omega = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{1.875}{L} \right)^2 \sqrt{\left(\frac{D_1}{\mu} \right)} \quad (3.13)$$

где L – длина балки, $D_1 = \frac{Ebh^3}{12}$ – изгибная жесткость балки, $\mu = bh\rho$ – погонная масса балки.

Зависимость коэффициентов демпфирования образцов алюмостеклопластика, полученных на основании решения слоистой балки Тимошенко, от частоты колебаний, показана на рисунке 3.8

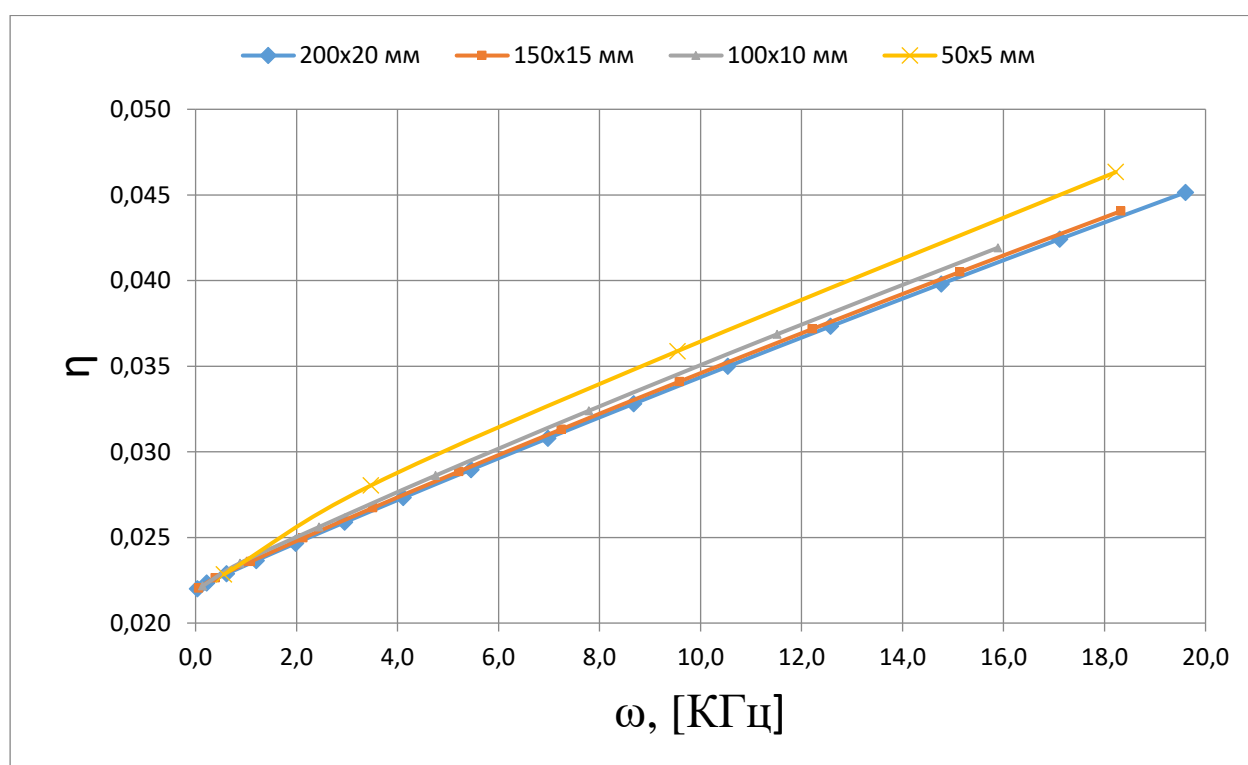


Рисунок 3.8 – Коэффициент демпфирования алюмостеклопластика при высоких частотах колебаний.

Выводы по главе

Представлены результаты измерения динамических характеристик пятислойных образцов алюмостеклопластика. Проведена серия динамических экспериментов для балок различной длины и ширины. Исследовано влияние модуля сдвига слоев на значение частоты и коэффициента демпфирования. Построено аналитическое решение для слоистой балки Тимошенко с одним защемленным концом с использованием метода комплексных модулей.

Установлено, что при низких частотах колебаний, учет модуля сдвига не приносит значительного влияния на частоты и коэффициенты демпфирования образцов рассматриваемой структуры. Однако, на основании построенного аналитического решения, был дан прогноз изменения коэффициента демпфирования при высокочастотных формах колебаний (порядка 20 КГц), который показал увеличение значения коэффициента демпфирования приблизительно в 2 раза. Эти прогнозы могут быть учтены при проектировании элементов конструкций летательных аппаратов, работающих в условия высокочастотного вибрационного нагружения.

ГЛАВА 4. ДИНАМИЧЕСКИЕ ИСПЫТАНИЯ СЭНДВИЧ БАЛОК С НЕСУЩИМИ СЛОЯМИ ИЗ АЛЮМОСТЕКЛОПЛАСТИКА

Введение

Представлены результаты экспериментальных исследований собственных частот и коэффициентов демпфирования трехслойных балок (сэндвич балок), выполненных с несущими слоями из алюмоплекс-пластика 3/2 с наполнителем из вспененного полиимида [90]. Испытания проведены с использованием метода свободных затухающих изгибных колебаний консольно-закрепленных образцов. Динамические параметры трехслойных балок вычислены на основе анализа амплитудно-частотных характеристик, полученных методом быстрого преобразования Фурье. Механические характеристики образцов алюмоплекс-пластика и наполнителя предварительно определены в статических и динамических испытаниях. Коэффициент демпфирования наполнителя определен методом динамического механического анализа. Модуль сдвига наполнителя определен по результатам измерения изгибной жесткости изготовленных трехслойных балок в квазистатических испытаниях на трехточечный изгиб. На основе сопоставления расчетных данных и результатов экспериментов, показано, что в динамических испытаниях происходит снижение изгибной жесткости трехслойных образцов, по сравнению с расчетными значениями, что может быть связано с особенностями изменения характеристик пористого наполнителя при динамическом нагружении. Значение коэффициента демпфирования образцов алюмоплекс-пластика составило ~ 0.02 , вспененного наполнителя ~ 0.08 , а трехслойных балок ~ 0.067 в диапазоне частот колебаний до 60 Гц.

Экспериментальные методы

Для проведения испытаний были изготовлены образцы в виде трехслойных балок длиной $L = 270$ мм, шириной $b = 20$ мм и толщиной 23.5 мм. Образцы состоят из наполнителя толщиной $H = 20$ мм, двух несущих слоев толщиной $h = 1.65$ мм каждый и тонких клеевых прослоек толщиной 0.1 мм.

В качестве несущих слоев в балках использовался алюмокомпозит 3/2, рассмотренный выше в главе 3. Схематическая структура, образца показана на рисунке 3.1.

В качестве заполнителя в балках использован вспененный полиимидный материал марки Акримид Т-100 (АО «НИИ Полимеров», Нижний Новгород) с плотностью 100 кг/м³. Соединение несущих слоев и заполнителя было выполнено с использованием эпоксидного клея холодного отверждения марки ЭПК-1. Пример изготовленного трехслойного образца показан на рисунке 4.1. Всего для проведения испытаний было изготовлено три однотипных образца трехслойных балок.

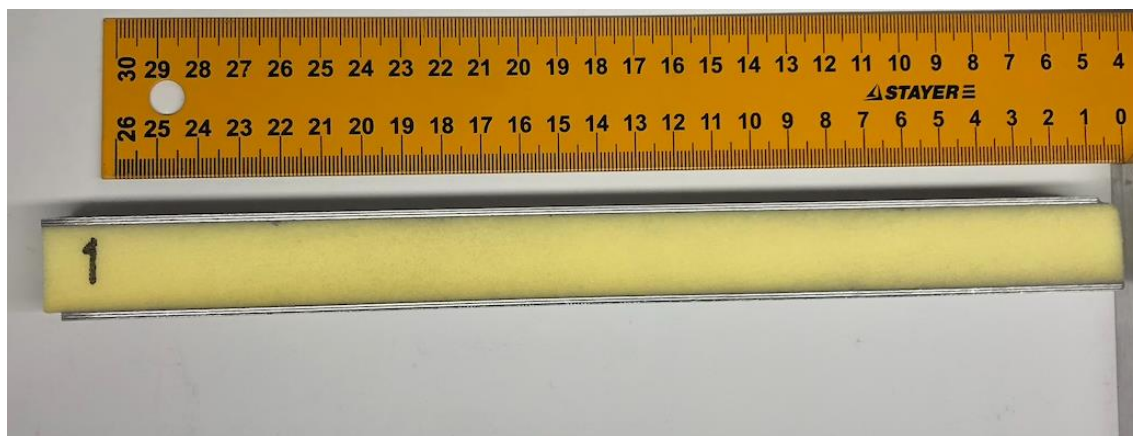


Рисунок 4.1 – Образец трехслойной балки с несущими слоями из листов алюмокомпозита и со вспененным заполнителем марки Акримид Т-100.

Модуль сдвига заполнителя был определен по результатам испытаний изготовленных трехслойных образцов на трехточечный изгиб (рисунок 4.2). Для этого обработка результатов испытаний проводилась с использованием известного решения для прогибов балки при трехточечном изгибе, учитывающего ее податливость на сдвиг [39]:

$$w = \frac{PL^3}{48D} \left(1 + 12 \frac{D}{SL^2} \right) \quad (4.1)$$

где w – прогиб по центру образца, P – приложенное усилие,
 $D = \frac{EbH^2h}{2}$ – изгибная жесткость трехслойной балки вычисляемая с учетом

известного значения модуля упругости несущих слоев в пренебрежении влияния изгибной жесткости заполнителя,

L – расстояние между опорами, которое в испытаниях составляло 200 мм,

$S = \frac{5}{6}Gb \frac{(H + 2h)^2}{H}$ – жесткость заполнителя на сдвиг, вычисляемая с учетом

искомого модуля сдвига заполнителя G и в пренебрежении податливости на сдвиг несущих слоев.

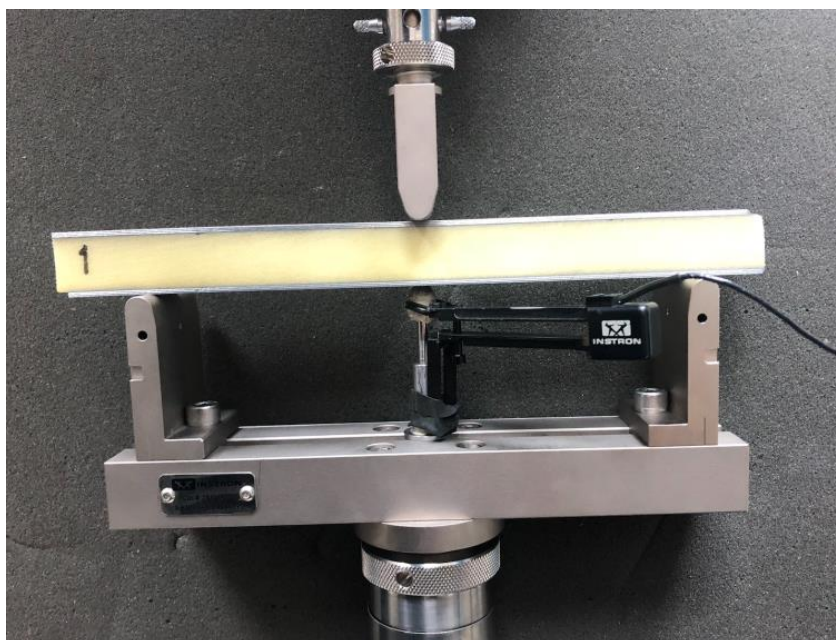


Рисунок 4.2 – Испытания на изгиб трехслойных образцов

Все квазистатические испытания проводились на универсальной электромеханической машине Instron 5969. Скорость движения траверсы в испытаниях на растяжение составляла 0,5 мм/мин, на изгиб – 1 мм/мин. Деформации в испытаниях на растяжение измерялись с использованием видеоэкстензометра. Перемещения образцов при изгибе измерялись с использованием дефлектометра и экстензометра. Использовался контактный экстензометр Instron 2620-602 SN:3301, отвечающий требованиям ISO 9513, BS 3846 и ASTM E 83, с погрешностью измерений не более 0,15 %.

Отметим, что использованные в испытаниях размер образцов сэндвич балок, скорость нагружения и методика измерения перемещений при трехточечном изгибе, соответствуют стандарту ASTM C393.

Динамические испытания образцов алюмокомпозитов и трехслойных балок, проводились по методике, аналогичной описанной ранее в главе 3. Обработка полученных результатов проводилась с использованием метода быстрого преобразования Фурье.

Коэффициент демпфирования заполнителя при сдвиге был отдельно определен методом динамического механического анализа на установке DMA/SDTA861e (Mettler Toledo). Все испытания проводились при комнатной температуре. В динамических испытаниях каждый образец испытывался повторно не менее 5 раз. По результатам такой серии испытаний определялось среднее значение и вариация искомой характеристики.

Результаты

На рисунке 4.3 показана диаграмма, полученная по результатам проведения испытания на изгиб трехслойных образцов.

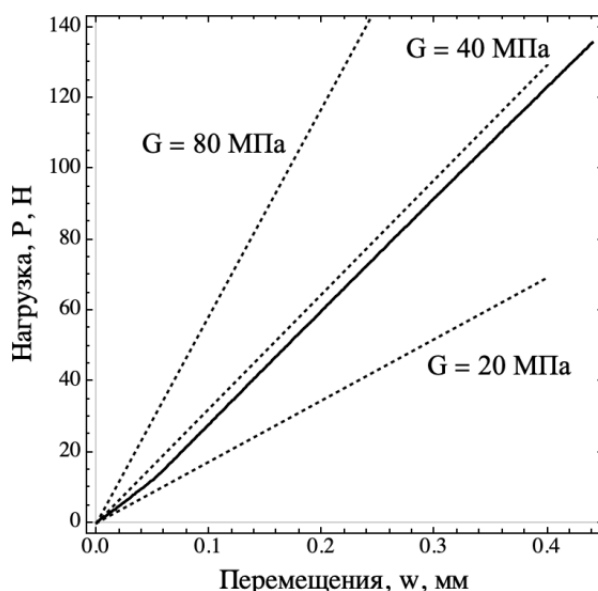


Рисунок 4.3 – Примеры диаграммы, определенной в испытаниях на изгиб трехслойных образцов.

Пунктиром показаны результаты, получаемые на основе теоретических оценок.

Пример диаграммы нагрузка-перемещение, полученной в статических испытаниях трехслойных балок на изгиб показан на рисунке 4.3. Испытания образцов проводились в упругой области. Пунктиром на этом рисунке показаны расчетные диаграммы для данного типа испытаний, получаемые на основе решения (4.1), в котором значение модуля сдвига заполнителя задавалось равным $G = 20, 40$ и 80 МПа. Видно, что не смотря на малые абсолютные значения этой величины, ее изменение существенным образом сказывается на прогибах трехслойного образца. Наилучшую точность описания экспериментальных данные удается получить при использовании значения модуля сдвига $G = 40$ МПа. Незначительное отклонение, которое в этом случае возникает между экспериментом и расчетом на рисунке 4.3, связано с наличием собственной податливости элементов испытательной машины, проявляющиеся в начале нагружения образца в виде небольшой нелинейности диаграммы нагрузка-перемещения. При увеличении нагрузки эти эффекты становятся незначительны, и расчетная и экспериментальная диаграммы идут параллельно, то есть определяются одинаковыми параметрами жесткости.

В предположении изотропии заполнителя, для его описания необходимы две характеристики упругости. Поэтому из литературных источников была взято значение второй необходимой характеристики – коэффициента Пуассона, который для аналогичных полиимидных пористых заполнителей марки Rohacell обычно имеет нулевые значения [86]. Таким образом, модуль Юнга рассматриваемого материала может быть пересчитан и составляет, ориентировочно, 80 МПа.

Зависимость тангенса угла потерь $\tan(\delta)$ заполнителя от частоты сдвиговых колебаний, определенная по результатам динамического механического анализа, представлена на рисунке 18. Здесь видно, что для частот менее 100 Гц тангенс угла потерь, практически, линейно растет от значения 0,12 до 0,2 и затем снижается, достигая значений не более 0,02 при частотах, порядка, 1000 Гц. Резкое снижение в районе 600 Гц, по-видимому, связано с резонансными

эффектами в экспериментальном образце или в испытательном оборудовании. Эти эффекты в рассматриваемом случае не существенны, так как трехслойные балки были испытаны при частотах колебаний ниже 100 Гц. Для этого диапазона в дальнейших расчетах использовалось значение коэффициента демпфирования заполнителя, равное

$$\zeta = \frac{\tan(\delta)}{2} = 0,08.$$

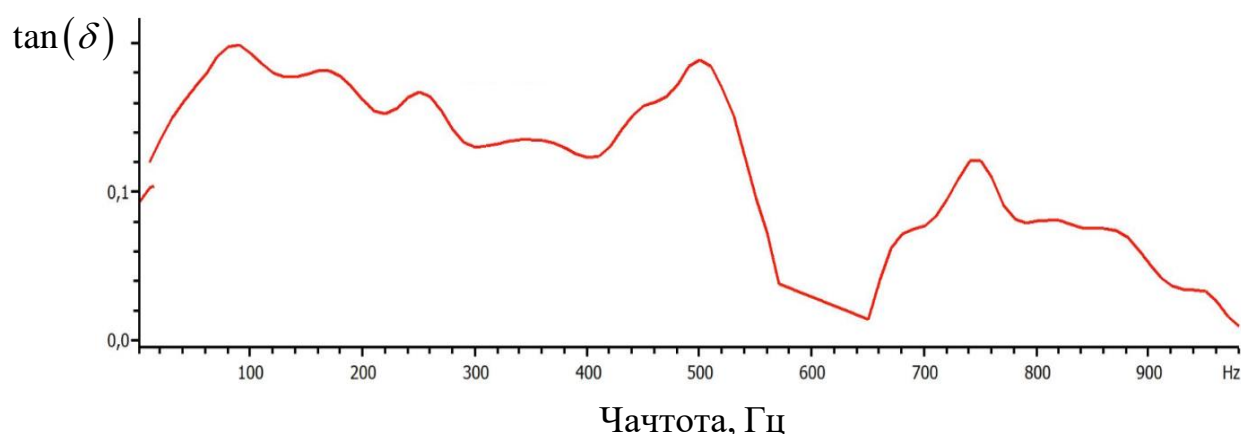


Рисунок 4.4 – Зависимость тангенса угла потерь заполнителя от частоты сдвиговых колебаний.

Пример результатов динамических испытаний образцов алюмоплексостеклопластика показан на рисунке 4.5 а. Здесь показан отклик образца длиной 77 мм, зарегистрированный с использованием акселерометра (рисунок 4.5 а), и соответствующая ему АЧХ, построенная с использованием обработки полученных данных по алгоритму быстрого преобразования Фурье (рисунок 4.5 б, здесь представлены значения амплитуды колебаний, нормированные относительно максимального значения при резонансе). В начальный момент времени по образцу был нанесен удар, который виден в виде шумов в начале графика на рисунке 4.5 а. Далее, спустя ~0.05 секунды устанавливаются свободные затухающие колебания, фактически, по первой собственной форме – соответствующий единственный выраженный пик присутствует на АЧХ образца на рисунке 4.5 б. Расположение этого пика на АЧХ определяет собственную частоту, а его ширина определяет коэффициент демпфирования, который

вычислялся по формуле (3.1), приведенной в главе 3. Значения собственных частот образцов алюмопластика разной длины и соответствующие коэффициенты демпфирования представлены в таблице 4.1.

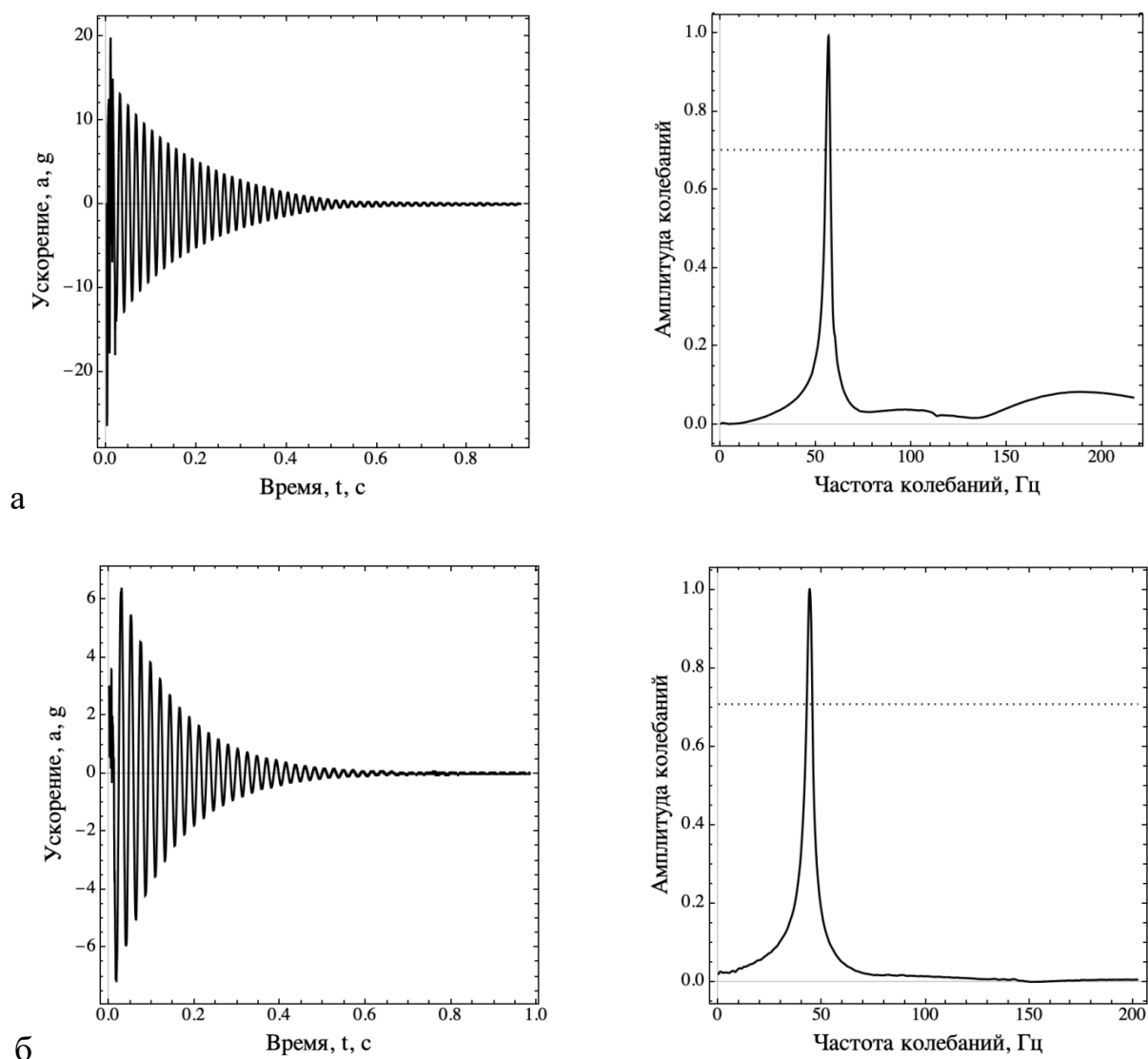


Рисунок 4.5 – Примеры результатов испытаний по методу затухающих колебаний для образцов алюмопластика длиной 77 мм (а) и трехслойных балок длиной 240 мм (б). Слева: измеренная зависимость ускорения конца образца от времени, справа: соответствующая амплитудно-частотная характеристика. Пунктиром показано значение амплитуды в $\sqrt{2}$ меньшее резонансного значения.

Таблица 4.1 – Динамические характеристики алюмостеклопластика и трехслойных балок

Тип образцы	Длина, [мм]	Тип измерений	Собственная частота (расчет), [Гц]	Собственная частота (эксперимент), [Гц]	Коэффициент демпфирования
Алюмостеклопластик	255	Видео	20,6	21,5	0,026
	205	Видео	31,9	31,1	0,02
	177	Видео	43,7	41	0,021
	157	Видео	54,3	51	0,02
	77	Акселерометр	48/52,4*	54,5	0,023
Трехслойные балки	240	Акселерометр	163/50,5**	50,6	0,067

*Через дробь указаны результаты расчетов, полученные аналитически и методом конечных элементов

**Через дробь указаны результаты расчетов, полученные численно с заданными значениями модуля сдвига заполнителя $G = 40$ МПа, и $G = 2$ МПа.

Аналогично образцам алюмостеклопластика, были испытаны и трехслойные образцы. Для них примеры результатов измерений показаны на рис. 4.5 б, а сводка всех результатов представлена в таблице 4.1. Коэффициенты демпфирования трехслойных балок оказывают выше, чем у алюмостеклопластика (это видно и на затухающей кривой на рис. 4.5 б), что ожидаемо, так как их заполнитель обладает повышенным коэффициентом демпфирования, и он интенсивно нагружается при изгибе, работая по механизму сдвиговых деформаций. Однако, необычным является достаточно низкое реализующееся значение частоты колебаний трехслойных балок, которое требует дополнительного объяснения. Для этого, во-первых, получим оценки для собственных частот образцов алюмостеклопластика на основе простых моделей, справедливых для тонких балок. Для частоты первой собственной формы колебаний ω консольно-закрепленного образца справедливо решение (3.4), примененное ранее в главе 3:

$$\omega = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{1.875}{L} \right)^2 \sqrt{\left(\frac{D_1}{\mu} \right)}$$

Для образцов, на конце которых был закреплен акселерометр, необходимо учитывать его массу. Это можно сделать на основе приближенного решения для собственных частот балки с закрепленной на конце сосредоточенной массой [87]:

$$\omega = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\left(\frac{3D_1}{m^* L^3} \right)} \quad (4.2)$$

где $m^* = m + \left(\frac{33}{140} \right) \mu L$ – эквивалентная масса образца, учитывающая собственную погонную массу балки и массу акселерометра $m = 30\text{г}$.

Расчетные значения собственных частот образцов на основе формул (3.4) и (4.2) показаны в таблице 4.1. Здесь видно, что для частот ниже 30 Гц имеет место хорошая согласованность расчета по формуле (3.4) и эксперимента, однако при повышении частот реализуется некоторое расхождение (до 7%), что связано, по-видимому, с недостаточной точностью измерений с видеозаписью процесса колебаний. Результаты измерений с акселерометром и соответствующий аналитический расчет по формуле (4.2) для частоты ~55 Гц дают значения собственной частоты, отличающиеся на ~12%, однако при использовании более аккуратного численного моделирования методом конечных элементов этот результат может быть улучшен, и различие расчета и эксперимента не превышает 4%. Это расхождение результатов, в свою очередь, может быть связано, с наличием дополнительной присоединенной массы провода, отходящего от акселерометра, влияние которого в расчете не учитывалось.

Для трехслойных балок применение решений по классическим балочным моделям недопустимо, так как их податливость на сдвиг очень высока. Для этих образцов был произведен конечно-элементный расчет в системе Comsol с использованием решателя Eigenfrequency, применяемого для расчета собственных частот и коэффициента демпфирования на основе метода комплексных модулей. В качестве моделей демпфирования несущих слоев и заполнителя задавалась

модель с изотропным демпфированием (в пренебрежении эффектами анизотропии в несущих слоях) с коэффициентами демпфирования, найденным в предварительных экспериментах – 0,02 для несущих слоев и 0,08 для заполнителя. Упругие свойства материалов также были заданы с учетом полученных экспериментальных данных. Несущие слои считались квази-изотропными (или, точнее, кубической симметрии) с модулем упругости 58 ГПа, модулем сдвига 12 ГПа и коэффициентом Пуассона 0.3. Аналогичная гипотеза об упругих свойствах использовалась для заполнителя, и его модуль упругости задавался равным 80 МПа, коэффициент Пуассона 0, а модуль сдвига 40 МПа. Расчет проводился в плоской постановке с использованием гипотезы об обобщенном плоском деформированном состоянии, которая позволяет получить приемлемые оценки напряженно-деформированного состояния образцов, относительно большой ширины [53]. Акселерометр моделировался присоединенным жестким элементом с размерами 15x15 мм в плоскости расчета. В результате расчетов было установлено, что прогнозируемая собственная частота образца в 3 раза превышает, установленную в эксперименте (~160 Гц, по сравнению с ~50 Гц). При этом коэффициент демпфирования также отличался от экспериментального значения ~0.07 и имел значение 0.05.

Для объяснения полученного отличия экспериментальных и расчетных данных было сделано предположение об особенностях деформирования пористого заполнителя в составе балки, и об изменении его упругих характеристик при высокочастотном нагружении. На основе расчетов было установлено, что при значениях модуля сдвига заполнителя $G = 2$ МПа (наиболее существенной характеристики заполнителя, с точки зрения влияния на собственные частоты балки), удастся получить хорошую согласованность расчета и эксперимента: первая собственная частота в этом случае прогнозируется на уровне 50 Гц, а коэффициент демпфирования – 0,071, что хорошо согласуется с экспериментом. Реализующиеся низкие значения модуля сдвига заполнителя в динамических испытаниях были подтверждены и динамическим механическим анализом, который показал значение этой характеристики на уровне 10 МПа, что,

однако, требуют дополнительной экспериментальной проверки на большем количестве образцов. Отметим, что в этом случае материал заполнителя должен быть ортотропным, возможность чего отмечалось, например, в работе [88].

Результаты численных расчетов проиллюстрированы на рисунке 4.6, где показаны первые собственные формы и распределение деформаций сдвига в образцах с заданными значениями модуля сдвига заполнителя 40 МПа и 2 МПа. Из этих результатов видно, что для низких значений модуля сдвига заполнителя деформации балки по первой собственной форме идут, преимущественно, по механизму поперечного сдвига (рисунок 4.6 б), а при использовании значения $G = 40$ МПа, определенного в статических испытаниях, деформации балки соответствуют некоторому промежуточному варианту, в котором сочетается изгиб несущих слоев и сдвиг в заполнителе. При этом, в случае меньшей жесткости заполнителя, в нем возникают, в среднем, более высокие значения деформаций сдвига, что и является причиной повышения рассчитываемого коэффициента демпфирования балки.

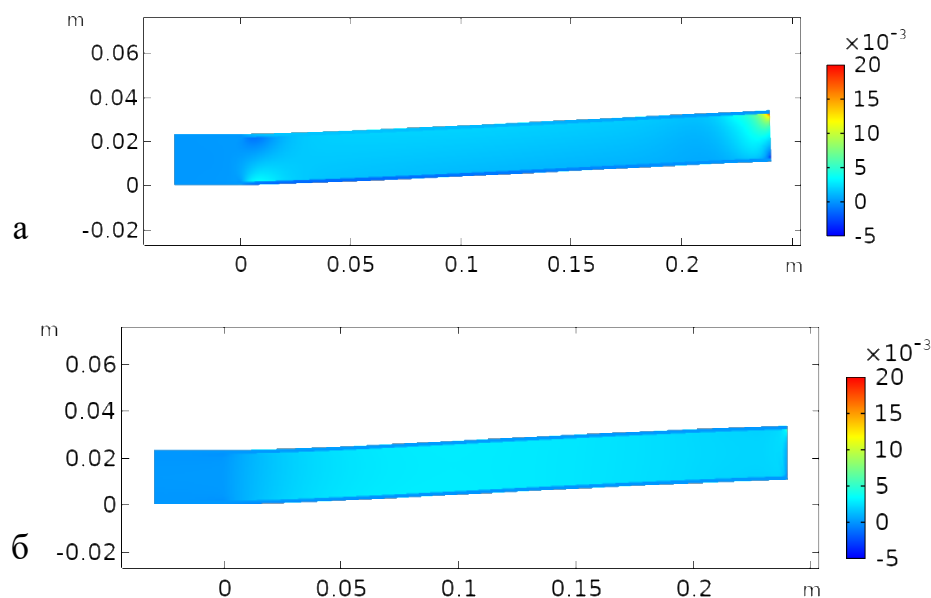


Рисунок 4.6 – Результаты расчета первых собственных форм и деформаций в трехслойных образцах при заданном значении модуля сдвига заполнителя 40 МПа (а) и 2 МПа (б). Деформированное состояние показано при перемещениях конца балки 10 мм.

Выводы по главе

Представлены результаты измерения динамических характеристик трехслойных балок со вспененным наполнителем и с несущими слоями из алюмопластика. Установлено снижение жесткости и повышение коэффициента демпфирования трехслойных балок в динамических испытаниях, по сравнению с ожидаемыми значениями, полученными на основе численных расчетов. Объяснение этому эффекту может быть связано с изменением свойств пористого наполнителя, работающего в составе трехслойных балок. Для уточнения полученных результатов требуется проведение дополнительных экспериментальных исследований для исключения влияния таких факторов, как неоднородность (переменность) и анизотропия структуры и свойств наполнителя, а также влияние собственной массы акселерометра на результаты измерений. Для проверки сделанного предположения о снижении модуля сдвига наполнителя возможно проведение дополнительного анализа собственных форм колебаний балки (первой и более высоких), например, с использованием обработки изображений процесса колебаний, получаемых с высокоскоростной видеокамеры. Такой анализ, в сопоставлении с расчетными данными (рисунок 4.6) позволит дополнительно уточнить правильность задания параметров наполнителя.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По результатам диссертационного исследования разработан расчетно-экспериментальный метод исследования деформирования многослойных металлополимерных композитов с учетом эффектов межслоевого сдвига.

1. Определены механические свойства пятислойного алюмостеклопластика в испытаниях на одноосное растяжение и на основе разработанной аналитической модели. Определены эффективные значения предела текучести и модуля упругости, которые хорошо согласуются с результатами экспериментальных данных.

2. Экспериментально и на основании численного моделирования, определено значение межслоевой прочности образцов алюмостеклопластика с продольной ориентацией волокон, разработанная численная, конечноэлементная модель, показала хорошую согласованность с экспериментальными результатами за счет учета пластических сдвиговых эффектов в слоях стеклопластика.

3. По результатам испытаний на трехточечный изгиб определены эффективный модуль упругости и модуль сдвига для «толстой» структуры алюмостеклопластика, состоящей из 17 слоев.

4. Освоена и применена методика корреляции цифровых изображений на образцах алюмостеклопластика со структурой, состоящей из 17 слоев с продольной и поперечной ориентацией волокон внутри слоев стеклопластика. Выявлено неравномерное распределение сдвиговых деформаций по толщине образцов при изгибе. Замечено, что концентрация сдвиговых деформаций сосредоточена в слоях стеклопластика, этот эффект был так же предсказан на основании аналитических и конечноэлементных моделей.

5. Проведен ряд динамических испытаний образцов алюмостеклопластика разной длины и ширины. Определены значения собственных частот и коэффициентов демпфирования. Динамические параметры алюмостеклопластика вычислены на основе анализа амплитудно-частотных характеристик, полученных методом быстрого преобразования Фурье. Приведена

аналитическая оценка значений собственных частот для всех размеров исследуемых образцов, как без учета модуля сдвига, так и на основании решения для слоистой, консольно-закрепленной балки Тимошенко с применением метода комплексных модулей.

6. Приведены результаты исследования динамических характеристик трехслойных сэндвич балок с внешними несущими слоями из пятислойного алюмокомпозитного пластика и центральным слоем, выполненным из вспененного полиимиды. На основании обработки экспериментальных результатов, получены амплитудно-частотные характеристики исследуемой структуры.

ИСПОЛЬЗУЕМЫЕ СОКРАЩЕНИЯ И ОБОЗНАЧЕНИЯ

АЧХ – Амплитудно-частотная характеристика

ВИАМ – Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов;

КЦИ – Корреляция цифровых изображений;

КЭМ – Конечноэлементное моделирование

СИАЛ – Стеклопластик и алюминий, слоистый алюмостеклопластик;

DNT – Double-Notched shear Test;

DICe – Digital Image Correlation Engine;

FML – Fiber Metal Laminates;

GLARE – Glass Laminate Aluminum Reinforced Epoxy;

GIMP – GNU Image Manipulation Program;

GFRP – Glass-Fiber-Reinforced-Polymer;

STB – Short Beam Test;

НОРМАТИВНЫЕ ССЫЛКИ

- ASTM D 3846 Standard test method for in-plane shear strength of reinforced plastics.
Стандарт по определению межслоевой прочности для образцов с надрезами.
- ASTM D 2344 Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates.
Стандарт по определению межслоевой прочности в испытании на трехточечный изгиб по методу короткой балки.
- EN 408 Timber structures - Structural timber and glued laminated timber - Determination of some physical and mechanical properties.
Стандарт по определению модуля упругости.
- ASTM D 790 Standard Test Methods for Flexural Properties of Unreinforced and Reinforced Plastics and Electrical Insulating Materials.
Стандарт по определению изгибных характеристик материалов.
- ASTM E756 Standard Test Method for Measuring Vibration-Damping Properties of Materials.
Стандарт по определению вибрационных и демпфирующих свойств материалов.
- ГОСТ 30630.1.8-2002 Испытания на воздействие вибрации с воспроизведением заданной акселерограммы процесса.
- ASTM E 83 Standard Practice for Verification and Classification of Extensometer Systems.
Методика проверки и классификации систем экстензометров.
- ASTM C393 Standard Test Method for Core Shear Properties of Sandwich Constructions by Beam Flexure.
Стандарты по определению сдвиговых свойств заполнителя в многослойных конструкциях при изгибе.

- ISO 9513 Metallic materials. Calibration of extensometer systems used in uniaxial testing.
Стандарт по калибровке экстензометров, используемых в одноосных испытаниях.
- BS 3846 Calibration and Grading of Extensometers for Testing of Metals
Стандарт по калибровке и аттестации экстензометров для испытания металлов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Антипов В.В., Серебренникова Н.Ю., Сенаторова О.Г., Морозова Л.В., Лукина Н.Ф., Нефедова Ю.Н. Гибридные слоистые материалы с небольшой скоростью развития усталостной трещины // Вестник машиностроения. 2016. № 12. С. 45-49.
2. Подживотов Н.Ю., Каблов Е.Н., Антипов В.В., Ерасов В.С., Серебренникова Н.Ю., Абдуллин М.Р., Лимонин М.В. Слоистые металлополимерные материалы в элементах конструкции воздушных судов // Перспективные материалы. 2016. № 10. С. 5-19.
3. Шестов В.В., Антипов В.В., Серебренникова Н.Ю., Нефедова Ю.Н. Высокопрочный слоистый материал на основе листов из алюминий-литиевого сплава // Технология легких сплавов. 2016. № 1. С. 119–123.
4. Каблов Е.Н. Инновационные разработки ФГУП «ВИАМ» ГНЦ РФ по реализации «Стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года» // Авиационные материалы и технологии. 2015. № 1 (34). С. 333. DOI: 10.18577/2071-9140-2015-0-1-3-33.
5. Каблов Е.Н., Антипов В.В., Сенаторова О.Г., Лукина Н.Ф. Новый класс слоистых алюмокомпозитов на основе алюминий-литиевого сплава 1441 с пониженной плотностью // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия: Машиностроение. 2011. № 8P2. С. 174-183.
6. Серебренникова Н.Ю., Антипов В.В., Сенаторова О.Г., Ерасов В.С., Каширин В.В. Гибридные слоистые материалы на базе алюминий-литиевых сплавов применительно к панелям крыла самолета // Авиационные материалы и технологии. 2016. № 3(42). С. 3-8
7. Sinmazçelik T., Avcu E., Bora M. Ö., Çoban O. A review: Fibre metal laminates, background, bonding types and applied test methods, Materials and Design 32 (7) (2011) 3671–3685, doi:10.1016/j.matdes.2011.03.011.
8. G. Wu, J.-M. Yang, The mechanical behavior of GLARE laminates for aircraft structures, Jom 57 (1) (2005) 72–79.

9. Moriniere, F. D., Alderliesten, R. C., & Benedictus, R. (2014). Modelling of impact damage and dynamics in fibre-metal laminates - A review. *International Journal of Impact Engineering*, 67, 27–38.
10. Shetty B. P., Reddy S., Mishra R. K. Finite Element Analysis of an Aircraft Wing Leading Edge Made of GLARE Material for Structural Integrity// *Journal of Failure Analysis and Prevention*. 2017. Vol. 17 No.5, pp. 948-954. DOI: 10.1007/s11668-017-0331-2
11. Dandekar A. M. Finite Element Analysis of Composite Aircraft Fuselage Frame. Thesis for the degree of Master of Science in Aerospace Engineering. The University of Texas at Arlington, 2017, 57p.
12. Iaccarino, P., Langella, A., & Caprino, G. (2007). A simplified model to predict the tensile and shear stress-strain behaviour of fibreglass/aluminium laminates. *Composites Science and Technology*, 67(9), 1784–1793.
13. Kamocka, M., Zglinicki, M., & Mania, R. J. (2016). Multi-method approach for FML mechanical properties prediction. *Composites Part B: Engineering*, 91, 135–143.
14. Moussavi-Torshizi, S. E., Dariushi, S., Sadighi, M., & Safarpour, P. (2010). A study on tensile properties of a novel fiber/metal laminates. *Materials Science and Engineering A*, 527(18–19), 4920–4925
15. Kawai M., Morishita M., Tomura S., Takumida K. Inelastic behavior and strength of fiber-metal hybrid composite: Glare // *International of Mechanical Sciences*. 1998. Vol. 40. No. 2-3, pp. 183-198. DOI: 10.1016/S0020-7403(97)00048-9
16. Wu H. F., Wu L. L., Slagter W. J., Verolme J. L. Use of rule of mixtures and metal volume fraction for mechanical property predictions of fiber-reinforced aluminum laminates // *Journal of Materials Science*. 1994. Vol. 29. No. 17, 4583-4591. DOI: 10.1007/BF00376282
17. Vlot A., Gunnink J.W. *Fibre Metal Laminates: An Introduction*. – Dordrecht, The Netherlands: Kluwer Academic Publishers, 2001, 535 p. DOI 10.1007/978- 94-010-0995-9

18. Ergun H., Liaw B.M., Delale F. Experimental-theoretical predictions of stress-strain curves of Glare fiber metal laminates // *Journal of Composite Materials*. 2017. Vol. 52. No. 1, pp. 109-121. DOI: 10.1177/0021998317702954
19. Soltani P., Keikhosravy M., Oskouei R.H., et al. Studying the tensile behavior of GLARE laminates: a finite element modeling approach // *Applied Composite Materials*. 2011. Vol. 18. No. 4, pp. 271-282. DOI: 10.1007/s10443-010-9155-x
20. Chen J.L., Sun C.T. Modeling of orthotropic elastic-plastic properties of ARALL laminates // *Composites science and technology*. 1989. Vol. 36. No. 4, pp. 321-337. DOI: 10.1016/0266-3538(89)90045-6
21. Dursun T, Soutis C. Recent developments in advanced aircraft aluminium alloys. *Mater Des* 2014; 56:862–71. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.12.002>.
22. Hinz S, Heidemann J, Schulte K. Damage evaluation of GLARE??4B under interlaminar shear loading at different temperature conditions. *Adv Compos Lett* 2005; 14(2):47–55.
23. Liu C, Du D, Li H, Hu Y, Xu Y, Tian J, et al. Interlaminar failure behavior of GLARE laminates under short-beam threepoint-bending load. *Compos B Eng* 2016; 97: 361–7. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.05.003>.
24. Kotik HG, Ipina JEP. Short-beam shear fatigue behavior of fiber metal laminate (GLARE). *Int J Fatig* 2017; 95:236–42. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.11.001>.
25. Jakubczak P, Bienias J, Surowska B. Interlaminar shear strength of fibre metal laminates after thermal cycles. *Compos Struct* 2018; 206(August):876–87. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.09.001>.
26. A. Kubit, T. Trzepiecinski, M. Klonica, M. Hebda, M. Pytel, The influence of temperature gradient thermal shock cycles on the interlaminar shear strength of fibre metal laminate composite determined by the short beam test, *Composites Part B: engineering* 176 (July). doi:10.1016/j.compositesb.2019.107217.
27. Megahed M, Abd El-baky MA, Alsaedy AM, Alshorbagy AE. An experimental investigation on the effect of incorporation of different nanofillers on the

mechanical characterization of fiber metal laminate. *Compos B Eng* 2019; 176 (August):107277. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2019.107277>.

28. Markham M, Dawson D. Interlaminar shear strength of fibre-reinforced composites. *Composites* 1975; 6(4):173–6.

29. Whitney JM, Browning CE. On short-beam shear tests for composite materials. *Exp Mech* 1985; 25(3):294–300. <https://doi.org/10.1007/BF02325100>.

30. Adams D, Lewis E. Experimental assessment of four composite material shear test methods. *J Test Eval* 1997; 25(2):174–81.

31. Adams DF, Lewis EQ. Experimental study of three- and four-point shear test specimens. *J Compos Technol Res* 1995; 17(4):341–9.

32. Carlsson LA, Adams DF, Pipes RB. Experimental characterization of advanced composite materials. CRC press; 2014.

33. Bai SL, Djafari V, Andr'eani M, Francois D. In situ study of shortbeam shear tests for composite materials. *Compos Sci Technol* 1995; 55(4):343–8.

34. Xie M, Adams DF. Study of three- and four-point shear testing of unidirectional composite materials. *Composites* 1995; 26(9):653–9. [https://doi.org/10.1016/0010-4361\(95\)98914-7](https://doi.org/10.1016/0010-4361(95)98914-7).

35. Chatterjee SN. Analysis of the short-beam shear test for unidirectional composites. In: Deo RB, Saff CR, editors. *Composite materials: testing and design: twelfth volume*. West Conshohocken, PA: ASTM International; 1996. p. 320–39. <https://doi.org/10.1520/STP16552S>.

36. Seyed Yaghoubi A, Liaw B. Effect of lay-up orientation on ballistic impact behaviors of GLARE 5 FML beams. *Int J Impact Eng* 2013; 54:138–48. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2012.10.007>.

37. Kumar MH, Mathivanan NR, Kumar S. Experiment investigations of effect of laminate thickness on flexural properties of GLARE and gfrp laminates. *Mater Res Express* 2018; 6(2):025313.

38. Bird R, Dicus D, Fridlyander I, Sandler V. Aluminum-lithium alloy 1441 as a promising material for fuselage. *Met Sci Heat Treat* 2001; 43(7–8):298–301.

39. Vasiliev VV, Morozov EV. Advanced mechanics of composite materials and structures. Elsevier; 2018.
40. Hinz S, Omoori T, Hojo M, Schulte K. Damage characterisation of fibre metal laminates under interlaminar shear load. *Compos Appl Sci Manuf* 2009; 40(6–7): 925–31. <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2009.04.020>.
41. Lin Y, Liu C, Li H, Jin K, Tao J. Interlaminar failure behavior of GLARE laminates under double beam five-point-bending load. *Compos Struct* 2018;201:79–85. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.06.037>. September 2017.
42. Jalali SJ, Taheri F. New test method for measuring the longitudinal and shear moduli of fiber reinforced composites. *J Compos Mater* 1998; 33(23):2134–60. arXiv:0803973233.
43. Lurie S, Volkov-Bogorodskiy D, Menshykov O, Solyaev Y, Aifantis E. Modeling the effective mechanical properties of "fuzzy fiber" composites across scales length. *Compos B Eng* 2018; 142:24–35.
44. Lurie S, Solyaev Y, Shramko K. Comparison between the mori-tanaka and generalized self-consistent methods in the framework of anti-plane strain inclusion problem in strain gradient elasticity. *Mech Mater* 2018;122:133–44.
45. Solyaev Y, Lurie S, Korolenko V. Three-phase model of particulate composites in second gradient elasticity. *Eur J Mech Solid* 2019;78:103853.
46. Lurie S, Solyaev Y. Anti-plane inclusion problem in the second gradient electroelasticity theory. *Int J Eng Sci* 2019;144:103129.
47. Vignoli LL, Savi MA, Pacheco PM, Kalamkarov AL. Comparative analysis of micromechanical models for the elastic composite laminae. *Compos B Eng* 2019; 174:106961.
48. Noble B, Harris S, Dinsdale K. The elastic modulus of aluminium-lithium alloys. *J Mater Sci* 1982;17(2):461–8.
49. Doghri I. Finite-strain elasto-plasticity. In: *Mechanics of deformable solids*. Berlin, Heidelberg: Springer; 2000.
50. Antipov V. Efficient aluminum-lithium alloys 1441 and layered hybrid composites based on it. *Metallurgist* 2012;56(5–6):342–6.

51. Bogetti TA, Hoppel CP, Harik VM, Newill JF, Burns BP. Predicting the nonlinear response and progressive failure of composite laminates, vol 64; 2004.
52. Hahn HT. Nonlinear behavior of laminated composites. *J Compos Mater* 1973;7(2): 257–71.
53. Lurie S, Solyaev Y, Volkov A, Volkov-Bogorodskiy D. Bending problems in the theory of elastic materials with voids and surface effects. *Math Mech Solid* 2018;23 (5):787–804.
54. Tarnopolskii Y, Kincis T. Static test methods for composites. New York: Van Nostrand Reinhold; 1985.
55. Remmers J, De Borst R. Delamination buckling of fibre–metal laminates. *Compos Sci Technol* 2001;61(15):2207–13.
56. Vasil’Ev V, Lur’e S. On refined theories of beams, plates, and shells. *J Compos Mater* 1992;26(4):546–57.
57. G. Roebroeks, P. A. Hooijmeijer, E. J. Kroon, M. B. Heinemann, The development of CentrAL, in: Proceedings of the 1st international conference on damage tolerance of aircraft structures, Delft, The Netherlands, 2007.
58. T. Axford, C. Rueckert, Fibre metal laminate lower wing cover structures, in: 27th AeroMat Conference and Exposition, 2016.
59. Y. Solyaev, S. Lurie, O. Prokudin, V. Antipov, L. Rabinskiy, N. Serebrennikova V. Dobryanskiy, Elasto-plastic behavior and failure of thick glare laminates under bending loading, *Composites Part B: Engineering* 200 (2020) 108302.
60. M. Xie, D. F. Adams. A plasticity model for unidirectional composite materials and its applications in modeling composites testing. *Composites science and technology* 54 (1) (1995) 11–21.
61. Y. Chen, Y. Wang, H. Wang, Research progress on interlaminar failure behavior of fiber metal laminates. *Advances in Polymer Technology* 2020.
62. K. Jin, H. Wang, J. Tao, D. Du, Mechanical analysis and progressive failure prediction for fibre metal laminates using a 3d constitutive model. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 124 (2019) 105490.

63. C. Soutis, G. Mohamed, A. Hodzic, Modelling the structural response of glare panels to blast load, *Composite Structures* 94 (1) (2011) 267–276.
64. A. S. Tong, L. Y. Xie, X. Bai, M. Li, W. Y. Meng. Damage monitoring and analysis of fiber-metal laminates with an open hole using digital image correlation, in: *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 868, Trans Tech Publ, 2017, pp. 323–327.
65. J. Sun, A. Daliri, G. Lu, D. Ruan, Y. Lv, Tensile failure of fibre-metal-laminates made of titanium and carbon-fibre/epoxy laminates, *Materials & Design* 183 (2019) 108139.
66. A. Makeev, Y. He, P. Carpentier, B. Shonkwiler, A method for measurement of multiple constitutive properties for composite materials *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 43 (12) (2012) 2199–2210.
67. Vogeslang L.B., Volt A. Development of Fibre Metal Laminates for Advanced Aerospace Materials // *J. of Mater Processing Technol.* – 2000. – Vol. 103. – P. 1–5
68. Botelho E.C [et al.]. A review on the development and properties of continuous fiber/epoxy/aluminum hybrid composites for aircraft structures // *Materials Research.* – 2006. – Vol. 9, № 3. – P. 247–256.
69. В.В. Антипов, В.Н. Добрянский, В.А. Короленко, С.А. Лурье, Н.Ю. Серебренникова, Ю.О. Соляев. Оценка эффективных механических характеристик слоистого алюмокомпозита в условиях одноосного растяжения // *Вестник Московского авиационного института.* – 2018. – Т. 25, № 2.
70. Антипов, В. В., Прокудин, О. А., Лурье, С. А., Серебренникова, Н. Ю., Соляев, Ю. О., Коновалов, А. Н. Оценка межслоевой прочности алюмокомпозита по результатам испытаний образцов на трехточечный изгиб. *Вестник Московского авиационного института* – 2019. – Т. 26. – №. 2. – С. 229-237.
71. В.В. Антипов [и др.]. Перспективы применения в авиационных конструкциях слоистых металлополимерных материалов на основе алюминиевых сплавов // *Авиационные материалы и технологии.* – 2020. – № 1. – С. 45–53.

72. Мазаев А.В. Прочностной анализ экспериментальных панелей из композита СИАЛ-3-1 и сплава Д16ч.-ат методом конечных элементов // Авиационные материалы технологии – 2018. – № 1 (50).
73. Iriondo J., Aretxabaleta L., Aizpuru A. Characterisation of the elastic and damping properties of traditional FML and FML based on a self-reinforced polypropylene // Composite Structures. – 2015.– Vol. 131. – P. 47–54. doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.04.047.
74. Dariushi S., Sadighi M. A study on flexural properties of sandwich structures with fiber/metal laminate face sheets // Applied Composite Materials. – 2013. – Vol. 20(5). – P. 839–855. doi.org/10.1007/s10443-012-9307-2.
75. Low-velocity impact of sandwich beams with fibremetal laminate face-sheets / J. Zhang, Y. Ye, Q. Qin, T. Wang // Composites Science and Technology, 168(June). – 2018 – P. 152–159. doi.org/10.1016/j.compscitech.2018.09.018.
76. Zhang J., Ye Y., Qin Q. On dynamic response of rectangular sandwich plates with fibre-metal laminate face-sheets under blast loading // Thin-Walled Structures, 144(July). – 2019. doi.org/10.1016/j.tws.2019.106288.
77. Liu C., Zhang Y.X., Ye L. High velocity impact responses of sandwich panels with metal fibre laminate skins and aluminium foam core // International Journal of Impact Engineering, 100.–2017.– P. 139–153. doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.09.004.
78. Liu C., Zhang Y.X., Li J. Impact responses of sandwich panels with fibre metal laminate skins and aluminium foam core // Composite Structures. 182 (April 2016). – 2017. – P. 183–190. doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.09.015.
79. Kiratisaevee H., Cantwell W.J. The impact response of aluminum foam sandwich structures based on a glass fiber-reinforced polypropylene fiber-metal laminate // Polymer composites. – 2004. – Vol. 25, № 5. – C. 499–509.
80. Tan C.Y., Akil H.M. Impact response of fiber metal laminate sandwich composite structure with polypropylene honeycomb core // Composites Part B: Engineering. – 2012.– Vol. 43, № 3. – C. 1433–1438.

81. Design and testing of a fiber-metal-laminate bird-strikeresistant leading edge / M. Guida [et al.] // *Journal of Aircraft*. –2009. – Vol. 46, № 6. – C. 2121–2129.
82. Hazizan M.A., Tan C.Y. Comparative Study of Fiber Metal Laminates (FMLs) and Aluminum Skins for Polypropylene (PP) Honeycomb Core Sandwich Structure under Low Velocity Impact Loads // *Key Engineering Materials*. – Trans Tech Publications Ltd. – 2011. – Vol. 471. – P. 524–529.
83. X. Ma, X. Li, S. Li, R. Li, Z. Wang, G. Wu. Blast response of gradient honeycomb sandwich panels with basalt fiber metal laminates as skins // *International Journal of Impact Engineering*, 123 (July 2018) – 2019. – P. 126–139. doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2018.10.003.
84. Ghalami-Chooabar M., Sadighi M. Investigation of high velocity impact of cylindrical projectile on sandwich panels with fiber–metal laminates skins and polyurethane core // *Aerospace Science and Technology*. – 2014. – Vol. 32, № 1.– P. 142–152.
85. Rao S.S. *Mechanical Vibrations* // Addison-Wesley, MA. – 2019.
86. S. Arezoo [et al.] / The mechanical response of Rohacell foams at different length scales // *Journal of materials science* – 2011. – Vol. 46, № 21. – P. 6863–6870.
87. Weaver Jr.W., Timoshenko S.P., Young D.H. *Vibration problems in engineering*. – John Wiley & Sons. –1990.
88. Tita V., CaliriJúnior M.F. Numerical simulation of anisotropic polymeric foams // *Latin American Journal of Solids and Structures*. – 2012. – T. 9, Vol. 2. – P. 1–21.
89. Lurie, S., Solyaev, Y. & Ustenko, A. Optimal Damping Behavior of a Composite Sandwich Beam Reinforced with Coated Fibers. *Appl Compos Mater* 26, 389–408 (2019). <https://doi.org/10.1007/s10443-018-9698-9>.
90. О. А. Прокудин, Ю. О. Соляев, А. В. Бабайцев, А. В. Артемьев, М. А. Коробков. Динамические характеристики трехслойных балок с несущими слоями из алюмостеклопластика. *Вестник ПНИПУ, Механика* – № 4, 2020, DOI: 10.15593/perm.mech/2020.4.22.

91. В. Н. Паймушин, В. А. Фирсов, В. М. Шишкин, Определение демпфирующих свойств удлиненной пластины с интегральным демпфирующим покрытием на основе исследования комплексных собственных частот. Изв. вузов. Матем., 2020, номер 6, 48–64. DOI: <https://doi.org/10.26907/0021-3446-2020-6-48-64>

92. Паймушин В. Н., Фирсов В. А., Гюнал И., Егоров А. Г. Теоретико-экспериментальный метод определения параметров демпфирования на основе исследования затухающих изгибных колебаний тест-образцов. 1. Экспериментальные основы // Механика композит. материалов. 2014. Т. 50, № 2. С. 185–198

93. Прокудин О. А. Рабинский Л.Н., Чан Куэт Тханг. Определение динамических характеристик металлополимерного слоистого стержня // Труды МАИ. 2021 – № 120.