

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение  
высшего образования  
Южно-Уральский государственный университет  
(Национальный исследовательский университет)

На правах рукописи

**БЕЗМЕЛЬНИЦЫН Александр Викторович**

**ОЦЕНКИ ЖЕСТКОСТИ И ПРОЧНОСТИ ВТУЛОК  
ОПОРНЫХ УЗЛОВ ДОРОЖНЫХ МАШИН  
НА ОСНОВЕ МНОГОМАСШТАБНЫХ ЧИСЛЕННЫХ МОДЕЛЕЙ  
ПОРИСТОГО ТКАНЕВОГО СТЕКЛОПЛАСТИКА**

01.02.04 — Механика деформируемого твердого тела

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:  
доктор технических наук,  
профессор Сапожников С.Б.

Челябинск– 2021

## ОГЛАВЛЕНИЕ

|   |    |
|---|----|
| ВВЕДЕНИЕ.....   | 4  |
| 1. ПОЛИМЕРНЫЕ КОМПОЗИТНЫЕ МАТЕРИАЛЫ, ПРИМЕНЯЕМЫЕ В<br>ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ОПОРАХ СКОЛЬЖЕНИЯ, ПОДХОДЫ К ОЦЕНКЕ<br>ИХ ПРОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ .....   | 12 |
| 1.1. Полимерные композитные материалы в узлах трения.....   | 12 |
| 1.2. Подходы, применяемые к оценке прочности и жесткости втулок .....   | 20 |
| Выводы по главе.....  | 36 |
| 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ<br>СВОЙСТВ КОМПОЗИТОВ С ОТКРЫТОЙ ПОРИСТОСТЬЮ .....  | 38 |
| 2.1. Материал и технология.....   | 38 |
| 2.2. Структура ткани. ....  | 39 |
| 2.3. Экспериментальное определение модуля упругости КОП вдоль нитей<br>основы.....  | 41 |
| 2.4. Экспериментальное определение объемной доли смолы, стекловолокон и<br>пор .....  | 44 |
| 2.5. Определение коэффициента теплового линейного расширения (КТЛР).....  | 46 |
| 2.6. Определеие прочности в трансверсальном направлении. ....   | 47 |
| 2.7. Определение температуры стеклования. ....  | 51 |
| Выводы по главе.....  | 53 |
| 3. ЧИСЛЕННАЯ ОЦЕНКА УПРУГИХ И ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ<br>ХАРАКТЕРИСТИК И ОБРАЗОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСТАТОЧНЫХ<br>НАПРЯЖЕНИЙ В ТОЛСТОСТЕННЫХ ВТУЛКАХ ИЗ КОМПОЗИТОВ С<br>ОТКРЫТОЙ ПОРИСТОСТЬЮ ..... | 55 |
| 3.1. Моделирование структуры микропластика (микромеханика).....   | 55 |
| 3.2. Моделирование структуры микропластика (микромеханика).....   | 67 |

|  |    |
|--|----|
| 3.3 Расчетная оценка трансверсальных остаточных технологических напряжений .....   | 77 |
| Выводы по главе .....  | 82 |
| 4. РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕТОДИКА ОЦЕНКИ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ВТУЛОК ОПОРНОГО КАТКА ГУСЕНИЧНОГО ДВИЖИТЕЛЯ ТРУБОУКЛАДЧИКА ТР 20 ИЗ КОМПОЗИТА С ОТКРЫТОЙ ПОРИСТОСТЬЮ ..... | 83 |
| 4.1 Экспериментальное определение коэффициента трения .....  | 83 |
| 4.2 Экспериментальное определение модуля упругости и предела прочности при радиальном сжатии .....   | 85 |
| 4.3 Расчетно-экспериментальное определение предела прочности на сдвиг .....  | 86 |
| 4.4 Расчетная оценка несущей способности втулок из тканевых КОП в составе высоконагруженных опор скольжения .....  | 89 |
| Выводы по главе .....  | 97 |
| ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....   | 98 |
| СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....  | 99 |

## ВВЕДЕНИЕ

**Актуальность темы исследования.** Экономические аспекты производства высоконагруженных опор скольжения (система вал-втулка-корпус) заставляют рассматривать замену дорогостоящей бронзы на стеклопластик, полученный намоткой с последующим отверждением при высокой температуре тканевых полуфабрикатов (препрегов). Это позволяет изготавливать втулки любых размеров с минимальными допусками под механическую обработку. *Объектом исследования* в данной работе является антифрикционная втулка, изготовленная из тканевого стеклопластика методом окружной намотки.

Тканевые композитные материалы с высокой открытой пористостью, полученные намоткой, имеют значительный потенциал применения в подобных конструкциях, поскольку открытые поры являются емкостью для консистентной смазки, делая конструкцию опоры «умной», т.е. самосмазывающейся при начале движения в режиме сухого трения. Эта особенность позволяет отказаться от централизованной системы смазки, имеющей место в подшипниках скольжения с бронзовыми втулками, существенно снизить затраты на эксплуатацию. Кроме того, втулки из тканевых композитов с открытой пористостью (КОП) более податливы в трансверсальном направлении по сравнению с беспористыми композитами. Это позволяет обеспечить более развитую площадку контакта с валом под нагрузкой, снизить контактные нормальные и касательные напряжения, и приводит к снижению износа вала и общему росту долговечности опорного узла. Пониженная прочность материала при этом заставляет более внимательно подходить к управлению пористостью, не допуская преждевременного разрушения под нагрузкой.

Опорные узлы рабочих органов дорожных машин работают при малых скоростях скольжения, что снижает требования к теплопроводности материала втулки. На первое место выходят механические характеристики: жесткость и

прочность при действии радиальных статических или ударных нагрузок. В этом случае при проектировании втулок из композитов делается анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) и оценка прочности и жесткости в предположении однородности, анизотропии материала и отсутствия начальных напряжений. Однако это в общем случае неверно, так как при намотке препрега на оправку структура композита и физико-механические свойства слоев изменяются по толщине, что приводит к возникновению остаточных напряжений после отверждения полимерной матрицы. Из-за этого при увеличении толщины втулки из КОП растет вероятность появления дефектов типа межслойных трещин, которые, очевидно, недопустимы. *Таким образом, для изделий с высокой пористостью, полученных окружной намоткой тканевого препрега, учет изменения физико-механических свойств слоев по толщине является обязательным условием при анализе НДС и оценке прочности изделий.*

**Степень разработанности темы исследования.** Исследованиям связей между структурой материала (параметрами ячейки периодичности) и физико-механическими свойствами беспористых конструкционных волокнистых композитов (проблемам упругой гомогенизации), полученных намоткой, посвящены работы Н.А. Алфутова, А.Н. Аношкина, А.И. Богомолова, В.В. Болотина, И.М. Буланова, В.В. Васильева, Ю. А. Вашукова, В.М. Голощапова, Р.С. Зиновьева, М.А. Комкова, А.Ю. Муйземнека, В.Я. Савицкого, J. Barbero, C.S. Grove, Lomov S.V., P.K. Mallick, M. Pierre, G.H. Raelvim, D.V. Rosato, M.M. Shokrieh и др. В то же время, в литературе практически отсутствуют работы, посвященные исследованию закономерностей упругого деформирования тканевых КОП (проблемы гомогенизации пористых волокнистых композитов) и оценке прочности изделий из них.

**Целью диссертации** является разработка методов оценки жесткости и прочности деталей из композитов с открытой пористостью, полученных окружной намоткой, на основе многомасштабных численных моделей.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие **задачи**:

1. Провести экспериментальные исследования микроструктуры втулок из тканевых КОП, полученных намоткой, а также их упругих и теплофизических свойств.

2. Разработать и экспериментально верифицировать численные модели ячеек периодичности, позволяющие на основании данных о микроструктуре прогнозировать упругие и теплофизические свойства тканевых КОП.

3. Провести расчетно-экспериментальное исследование остаточных межслойных технологических напряжений и их влияния на трансверсальную прочность втулки из тканевого КОП.

4. Разработать расчетно-экспериментальную методику оценки несущей способности втулок из тканевых КОП в составе высоконагруженных опор скольжения рабочих органов дорожных машин при действии эксплуатационных нагрузок.

**Научная новизна** результатов данной работы, в которой *объектом является втулка*, полученная окружной намоткой слоев тканевого композита с открытой пористостью заключается в следующем:

1. Впервые для определения полного комплекса упругих и теплофизических свойств *открытопористого* слоя как ортотропного упругого гомогенного материала использовано двухмасштабное (микро/мезо) моделирование.

2. Получены новые экспериментальные данные о распределении по радиусу втулки пористости, ряда упругих и теплофизических свойств.

3. Разработана оригинальная расчетно-экспериментальная методика оценки остаточных межслойных технологических напряжений во втулках, возникающих в процессе изготовления *за счет учета неоднородности распределения по радиусу физико-механических свойств слоев*.

4. Предложен метод оценки несущей способности втулок в условиях эксплуатации с учетом фрикционных контактов с валом и непропорционального нагружения радиальной нагрузкой и крутящим моментом на основе численного анализа напряженно-деформированного состояния.

**Практическая значимость работы** состоит в возможности прогнозирования упругих и теплофизических свойств КОП на основе использования комплекса многоуровневых моделей и экспериментальной информации о структуре КОП, а также применении расчетно-экспериментальной методики оценки несущей способности втулок из КОП в составе высоконагруженных малоподвижных опор скольжения. Полученные результаты могут быть использованы в конструкторских бюро, занимающихся разработкой дорожной и строительной техники, на предприятиях, изготавливающих опоры скольжения. Результаты работы были использованы при выполнении гранта Российского научного фонда «Разработка ударостойких композитных материалов и конструкций для плавающих бронев автомобилей» проект № 14-19-00327 и «Разработка новых полимерных волокнистых композитных материалов с управляемой нелинейностью механического поведения и методов проектирования из них элементов турбовентиляторных двигателей», выполняющегося в ФГАОУ ВО «ЮУрГУ (НИУ)» (проект № 18-19-00377/РНФ2018150). Получены справки о внедрении результатов научной работы на предприятиях ООО НПП «Полидор», ООО «Сатурн».

**Достоверность полученных результатов** обеспечивается выбором сертифицированных программных пакетов для численного решения краевых задач механики деформируемого твердого тела, сравнением полученных расчетных и экспериментальных данных с результатами, полученными другими авторами. Достоверность также подтверждается корректным использованием поверенного испытательного и измерительного оборудования Лаборатории экспериментальной механики и Научно-образовательного центра «Материаловедение» ФГАОУ ВО «ЮУрГУ (НИУ)».

**Методология и методы диссертационного исследования.** Для достижения цели работы и решения поставленных задач были использованы экспериментальные и расчетные методы. Экспериментальные исследования были проведены на втулках из КОП, полученных методом окружной намотки тканевого

препрега на металлическую оправку. Анализ микро- и мезоструктуры КОП выполнен на оптическом микроскопе Olympus BX51 на срезах толщиной 0,2 мм в проходящем свете. Для исследования механических характеристик материала втулок использована электромеханическая машина INSTRON 5882 с силоизмерителем 100 кН с погрешностью измерения нагрузки  $\sim 1$  Н, и перемещения  $\sim 1$  мкм. Экспериментальное определение объемной доли смолы, стекловолокон и пор выполнено методом взвешивания и выжигания. При этом были использованы аналитические лабораторные весы Scientech 150 с погрешностью измерения масс  $\sim 0,001$  г. и муфельная печь SNOL 30-1100 с возможностью стабильного поддержания температуры  $\sim 2^\circ\text{C}$ . Определение КТЛР образцов из КОП проводилось на dilatометре NETZSCH DIL 402C с пределом допускаемой относительной погрешности измерения линейных приращений  $\sim 3\%$ . Определение температуры стеклования проводилось при помощи динамически механического анализатора NETZSCH DMA 242C с диапазоном измерений по модулю от  $10^{-3}$  до  $10^6$  МПа и диапазоне температур от  $-170^\circ\text{C}$  до  $600^\circ\text{C}$ . Исследования коэффициентов трения покоя и скольжения для втулки из КОП проводились по схеме «вращающийся вал – неподвижная втулка» на машине трения ИИ 5018 с пределом допустимой приведенной погрешности при измерении момента трения 1%. При создании численных моделей ячеек периодичности, а также при оценке НДС элементов опорного катка был использован лицензионный коммерческий пакет Ansys Workbench, реализующий метод конечных элементов.

#### **Положения, выносимые на защиту:**

1. Научная гипотеза о влиянии на величину остаточных технологических напряжений в изделиях, получаемых методом силовой окружной намотки, градиента физико-механических свойств слоев, который определяется неоднородностью мезоструктуры композитного материала по толщине изделия.



2. Результаты экспериментальных исследований изменения по толщине физико-механических свойств и микроструктуры КОП толстостенных втулок, полученных радиальной намоткой.

3. Многоуровневые численные модели для определения физико-механических свойств КОП.

4. Расчетно-экспериментальная методика оценки остаточных технологических напряжений в конструкциях, полученных окружной намоткой.

5. Результаты сравнительных расчетов несущей способности бронзовых втулок и втулок из КОП при действии эксплуатационных нагрузок.

**Апробация работы.** Основные положения диссертационной работы докладывались и обсуждались на международных и региональных конференциях: 19-й Международной конференции по композитным материалам (Монреаль, 28 июль-2 август 2013), 4-й международной конференции «HighMatTech-2013» (Киев, 7-11 октября 2013), 18-й Международной конференции по механике композитных материалов (Рига, 2-6 июня 2014), 20-й Международной конференции по композитным материалам (Копенгаген, 19-24 июль 2015), ежегодных конференциях преподавателей и сотрудников ЮУрГУ (Челябинск 2015-2019).

Полностью диссертация обсуждалась на научных семинарах:

- Института механики сплошных сред УрО РАН. Руководитель – академик РАН, доктор технических наук, профессор В.П. Матвеевко.
- кафедр «Механика композиционных материалов и конструкций» и «Экспериментальная механика и конструкционное материаловедение» Пермского национального исследовательского политехнического университета. Руководители – доктор технических наук, профессор А.Н. Аношкин и доктор физико-математических наук, профессор В.Э. Вильдеман.
- кафедры «Техническая механика» Южно-Уральского государственного университета (национального исследовательского университета). Руководитель – кандидат технических наук, доцент П.А. Тараненко.

- кафедры «фундаментальная математика» Пермского государственного национального исследовательского университета. Руководитель - доктор технических наук, профессор В.Н. Аптуков.

Результаты диссертационной работы использованы при выполнении научно-исследовательских работ по грантам Российского научного фонда (проект № 14-19-00327), (проект № 18-19-00377/РНФ2018150) и ряда хозяйственных договоров с промышленными предприятиями.

**Публикации.** Результаты исследований по теме диссертационной работы отражены в 6 публикациях, из них 4 статьи в ведущих рецензируемых научных изданиях, входящих в перечень изданий, индексируемых в SCOPUS/Web of Science или рекомендованных ВАК.

**Структура и объем работы.** Диссертационная работа состоит из введения, четырех глав, заключения и списка использованной литературы. Работа содержит 78 рисунков, 6 таблиц. Общий объем диссертационной работы составляет 118 страниц, список литературы включает 162 источника.

**В первой главе** проведен обзор отечественных и зарубежных литературных источников, посвященных применению современных полимерных и композитных материалов в высоконагруженных опорах скольжения, работающих в условиях сухого трения. Отмечено, что заметную нишу в опорных устройствах рабочих органов дорожных машин заняли самосмазывающиеся втулки из тканевых КОП, полученные намоткой. Показано, что с увеличением толщины втулки растет вероятность расслоений из-за высоких технологических трансверсальных (межслойных) растягивающих напряжений. Рассмотрен ряд механизмов возникновения таких напряжений и методы их снижения. Изучены методы расчетной оценки прочности втулок, работающих в опорных устройствах дорожных машин.

**Вторая глава** посвящена изучению микроструктуры, экспериментальным и расчетным исследованиям физико-механических и триботехнических свойств толстостенных втулок из КОП - стеклопластика с тканевым армированием.

Экспериментальные исследования были проведены на образцах, полученных методом окружной намотки препрега на металлическую оправку диаметром 75мм, с последующим отверждением по специальному температурному режиму.

**Третья глава** состоит из трех частей, в которых последовательно, на двух масштабных уровнях (микро- и мезо-) рассмотрено решение проблемы гомогенизации КОП - перехода от физико-механических свойств волокон и матрицы к свойствам однонаправленного композита (нити), составленного из этих компонентов, и к свойствам *пористых* тканевых слоев, составленных из переплетенных нитей. Полученные значения упругих и теплофизических констант были использованы при расчетно-экспериментальной оценке остаточных технологических напряжений втулки с ортотропными и неоднородно распределенными по толщине свойствами.

**В четвертой главе** рассмотрена расчетно-экспериментальная методика оценки несущей способности втулок опорного катка гусеничного движителя трубоукладчика ТР-20 из КОП, полученных намоткой в сравнении с типовой втулкой из бронзы БрО10Ц2. Для втулок из КОП экспериментальным путем были найдены значения коэффициента трения покоя, трансверсального модуля упругости, предела прочности при сжатии и сдвиге. Оценка нагруженности элементов опорного катка была выполнена в упругой постановке в пакете конечно-элементного анализа ANSYS Workbench. Используя разработанную численную модель, для втулок из бронзы и КОП были найдены величины предельно допустимых радиальных зазоров.

**В заключении** приведены все основные результаты проведенных исследований.

Автор выражает глубокую благодарность научному руководителю, доктору технических наук, профессору Сапожникову Сергею Борисовичу за постоянную поддержку, консультации и советы по выполнению работы.

## **1. ПОЛИМЕРНЫЕ КОМПОЗИТНЫЕ МАТЕРИАЛЫ, ПРИМЕНЯЕМЫЕ В ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ОПОРАХ СКОЛЬЖЕНИЯ, ПОДХОДЫ К ОЦЕНКЕ ИХ ПРОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ**

В данной главе приведен краткий обзор материалов и технологий, применяемых при производстве тел вращения из полимерных композитов, рассмотрены проблемы возникновения остаточных напряжений, оценки теплофизических и прочностных свойств тканевых композитов.

### **1.1. Полимерные композитные материалы в узлах трения**

На работоспособность рабочих органов дорожных машин влияет множество факторов, одним из которых является надежность опор скольжения. Отличительными особенностями их работы являются: высокие контактные давления, динамические нагрузки, частые пуски и остановки, воздействие абразивных частиц грунтов и недостаток смазки [26, 81]. В таких условиях контактирующие тела «вал-втулка» работают в режиме сухого или граничного трения [54, 136].

В настоящее время одной из мировых тенденций повышения надежности и долговечности работы высоконагруженных опор скольжения является применение в них полимерных композитных материалов (ПКМ).

Взаимодействие материалов с разными упругими характеристиками и сохранение консистентной смазки между контактирующими поверхностями (вследствие сравнительно невысоких сжимающих напряжений на площадках фактического взаимодействия полимера с металлом) приводит к высокой стойкости к задирам и быстрой стабилизации состояния (прирабатываемость) этих пар трения [1, 13, 74, 110, 114, 148]. Втулки из ПКМ достаточно податливы в трансверсальном направлении, что позволяет обеспечить развитую площадку контакта с валом и снижение ударных нагрузок.

Низкий модуль упругости ПКМ позволяет существенно снизить чувствительность подшипников из таких материалов к неточностям позиционирования и перекосам вала [2, 41, 64, 77, 111]. Втулки на основе сплавов цветных металлов чувствительны к неточностям сборки. Это может приводить к локальному росту контактных напряжений, превышению ими предела текучести, образованию необратимых пластических деформаций в сопрягаемых деталях.

Выход из строя втулок из полимеров обычно связан с превышением допустимых температур, возникающих на поверхностях трения, вследствие чего термопластичные матрицы переходят в вязкотекучее состояние, а терморезистивные коксуются. При этом разрушение полимерных втулок не приводит к повреждению стальной поверхности вала, что существенно упрощает ремонт узла трения. Выход из строя втулок из металлов приводит к задирам вала, что может полностью вывести из строя опорный узел.

Добавление в полимерную матрицу антифрикционных наполнителей позволяет существенно снизить коэффициент трения. Такие ПКМ являются «самосмазывающимися» и позволяют отказаться от применения технически сложной, дорогостоящей системы подачи масла и повысить надежность узлов трения.

В качестве антифрикционных присадок применяют дисперсные порошки на основе неорганических веществ, имеющих слоистую структуру, такие как дисульфид молибдена, графит, йодистый кадмий, нитрид бора и другие [73, 86, 128, 140]. В качестве органических присадок наибольшее распространение получили фторопласт, полиэтиленовые воски, а также различные жидкие добавки. Для получения оптимальных свойств используют комбинацию нескольких разновидностей антифрикционных наполнителей.

**ПКМ на основе реактопластов.** Для производства антифрикционных изделий широко используются матрицы на основе реактопластов. Среди них наибольшее распространение в производстве антифрикционных изделий получили эпоксидные смолы. Они обладают хорошей адгезией к различным волокнам,

высокими физико-механическими характеристиками, благодаря невысокой молекулярной массе в неотвержденном виде представляют собой маловязкие жидкости. Эпоксидные смолы могут отверждаться как при повышенной температуре, так и при комнатной [10, 44, 78, 84,]. Для полимеризации при комнатной температуре или слабом нагреве до 70-80°C, широкое распространение получили отвердители аминного типа – полиэтилениоламин (ПЭПА), триэтилентетрамин (ТЭТА) и др. А для горячего отверждения широкое распространение получили такие отвердители как триэтанолламин (ТЭА), триэтанолламинтитанат (ТЭАТ-1), изо-метилтетрагидрофталевоый ангидрид (Изо-МТГФА).

Модификация эпоксидных смол фенолформальдегидами (бакелитовые лаки или сополимеры на их основе), позволяет добиться существенного улучшения служебных свойств. Фенолформальдегидная смола в сочетании с эпоксидной выполняет роль отвердителя. В этом случае процесс полимеризации протекает без аминов или ангидридов, но требует нагрева выше 120°C [20]. Полученная матрица обладает более высокой стойкостью к маслам, а также термостойкостью.

В таблице 1.1 представлены физико-механические характеристики наиболее часто используемых матриц для изготовления ПКМ антифрикционного назначения [17, 36, 45, 50, 78, 91, 156].

Полимерные материалы в чистом виде мало пригодны для применения в высоконагруженных опорах скольжения, так как обладают существенными недостатками, которые снижают их эксплуатационные возможности. Это низкая теплопроводность, высокий коэффициент теплового расширения, высокая ползучесть и низкая конструкционная прочность. Для улучшения физико-механических свойств полимеров, их армируют тканями, лентами, длинными и короткими нитями на основе жестких и прочных стекло-, угле-, органолокон и др.[17, 34, 45, 51, 91].

Таблица 1.1 – Физико-механические характеристики полимерных матриц

| Тип матрицы      | Предел прочности при растяжении, МПа | Модуль упругости, ГПа | Коэфф. Пуассона | Температура стеклования, °С | Плотность, кг/см <sup>3</sup> | КЛТР, 10 <sup>-5</sup> /С <sup>0</sup> |
|------------------|--------------------------------------|-----------------------|-----------------|-----------------------------|-------------------------------|--|
| полиэтилен       | 18–26                                | 0,61–1,25             | 0,38            | 120–125                     | 0,95–0,96                     | 10-55                                  |
| полиамид         | 55–77                                | 1,4–1,6               | 0,38            | 225–265                     | 1,12–1,15                     | 6-11                                   |
| полиимид         | 100–120                              | 3,5–4,9               | 0,38            | 400–410                     | 1,35–1,40                     | 2-4                                    |
| ПТФЭ             | 16–35                                | 0,28–0,34             | –               | 270–327                     | 2,15–2,27                     | 3,6-21                                 |
| ПЭТФ             | 73–81                                | 2,2–2,5               | 0,38            | 225–267                     | 1,38–1,40                     | 2,6-2,7                                |
| эпоксидная смола | 28–90                                | 0,69-3,45             | 0,35            | 40–260                      | 1,11–1,39                     | 3,5-7,0                                |

**Производители антифрикционных ПКМ.** В линейке продукции от компании GGB Bearing Technology (США) присутствуют подшипники скольжения серии EP на основе полиамидимида, полифениленсульфида, полученные методом литья под давлением. Они наполнены ПТФЭ, или графитом и армированы стекло- или углеволокнами. Также компания представляет широкий ассортимент подшипников скольжения, полученных намоткой непрерывными стекловолокнами, пропитанными эпоксидным связующим. Внутренний антифрикционный слой в них выполнен из ПТФЭ ткани или ПТФЭ пленки толщиной 0,38 мм [108]. Подшипники способны работать при высоких контактных давлениях до 140 МПа при динамическом нагружении и скоростях скольжения не более 0,13 м/с при температуре эксплуатации до 163°С.

CIP Composites (США) для высоконагруженных низкоскоростных узлов трения предлагает антифрикционные изделия, в которых в качестве армирующего материала выступают гибридные ткани из ПТФЭ и полиэфира, и матрицы на основе полиэфирной смолы, наполненной дисульфидом молибдена [129]. Подшипники работоспособны при контактных давлениях до 100 МПа и температуре до 200°С.

Компания Iigus (Германия) производит самосмазывающиеся подшипники скольжения серии iglidur, на основе полимеров, полученных методом литья под давлением. Эти подшипники можно использовать при температуре до +250 °С, контактном давлении 65 МПа и скоростях скольжения 1,5 м/с [50].

Компания SKF (Швеция) производит подшипники скольжения методом намотки, состоящие из рабочего слоя толщиной 1мм с высокими триботехническими свойствами и несущего слоя [149]. В первом слое используется комбинация непрерывных волокон из ПТФЭ и полиэфира, перекрещивающиеся под углом  $\pm 60^\circ$ ; во втором слое используются высокопрочные стеклянные волокна с такими же углами намотки. В качестве матрицы используется эпоксидная смола. Подшипники предназначены для работы без смазки при контактных давлениях до 140 МПа при динамическом нагружении и скоростях скольжения не более 0,5 м/с и температуре эксплуатации до 140°С. Коэффициент трения без смазки составляет 0,03-0,08.

Polygon (США) предлагает широкий спектр антифрикционных втулок и вкладышей, производимых по собственной запатентованной технологии. Втулки компании Polygon имеют в основе три отдельных компонента: непрерывные стеклянные волокна, полимерную смолу и ткань из ПТФЭ, используемую в зоне контакта с валом [139]. Стекловолокно, пропитанное эпоксидной смолой, образует прочную конструкцию, что позволяет использовать втулки, уменьшая при этом размеры и вес узлов. Также в матрицу добавляют наполнитель из ПТФЭ.

Компания TriStar(США) представляет подшипники скольжения марки JS, способные выдержать контактное давление до 207 МПа при скорости скольжения до 0,76 м/с [154]. Они представляют собой многослойную намоточную конструкцию. Для намотки внутреннего слоя используются непрерывные ПТФЭ волокна. Для намотки второго слоя используются стеклонити с большим углом крутки. Для наружного слоя используются стеклонити с малым углом крутки.

Также можно отметить подшипники скольжения из антифрикционного материала марки Суперфлувис, разработанного Гродненским механическим



заводом (Белоруссия). При создании изделия используются углеродные волокна, покрытые тонкой фторполимерной пленкой, что обеспечивает увеличение площади контакта поверхности армирующего наполнителя и фторопластовой матрицы, улучшение их технологической совместимости и адгезионного взаимодействия. Суперфлувис обладает высокой теплопроводностью, прочностью при сжатии порядка 120 МПа и низким трансверсальным модулем упругости не превышающим 1 ГПа [75].

ЦНИИ КМ «Прометей» производит антифрикционные углепластики марки УГЭТ [5]. Они могут работать при скоростях скольжения от 0,005 до 40 м/с и контактных давлениях до 60 МПа по контртелам из стали, сплавов на основе меди и керамики.

В работе [56], выполненной сотрудниками АО «ЦНИИМ», рассмотрен способ изготовления подшипников скольжения из ПКМ, в которых антифрикционный слой выполнен из углепластика, а внешняя оболочка - из стеклопластика. Такой подшипник скольжения может работать при контактном давлении до 60 МПа и скорости скольжения не более 0,1 м/с.

В работе [8] представлены результаты исследований износостойких полимерных композитных материалов на основе ПТФЭ и базальтовых волокон, полученных спеканием при температуре 380°C.

Исследование антифрикционных органопластиков, армированных тканями, содержащими ПТФЭ волокна или волокна сверхвысокомолекулярного полиэтилена (СВМПЭ) приведено в работе [42]. Подшипники из такого материала работоспособны при скоростях скольжения до 0,15 м/с и удельном давлении до 50 МПа. Коэффициент трения при этом составляет от 0,08 до 0,12 [61].

Широкое применение в опорных устройствах рабочих органов дорожных машин нашли самосмазывающиеся подшипники из КОП, производства ООО НПП «Полидор» (Челябинск) [27, 48, 57]. Они получены методом окружной намотки стеклоткани, предварительно пропитанной эпоксифенольным связующим. Втулки подшипника из КОП, насыщают консистентным смазочным материалом, который

в процессе работы выделяется в зону трения из пор, снижая коэффициент трения. Изделия из КОП выдерживают высокие радиальные статические и динамические нагрузки, обладают хорошими антифрикционными характеристиками и низкой ценой.

Низкая стоимость изделий из КОП обеспечивается за счет применения при производстве сравнительно дешевых компонентов, таких как эпоксифенольная смола и ткань полотняного переплетения на основе Е-стекла.

Современная промышленность выпускает широкую номенклатуру стекловолокон [63, 80, 157]:

- E(electrical) – стекло с низкой электрической проводимостью;
- S (strength) – высокопрочное стекло;
- C (chemical) – химически стойкое стекло;
- D (dielectric) – стекло с низкой диэлектрической проницаемостью;
- AR (alkali resistant) – щелочестойкое стекло.

Некоторые физико-механические характеристики стекловолокон представлены в таблице 1.2.

Таблица 1.2 – Физико-механические характеристики стекловолокон

| Тип волокна         | Предел прочности при растяжении, ГПа | Модуль упругости, ГПа | Удлинение до разрыва, % | Коэфф. Пуассона | Плотность, кг/см <sup>3</sup> | КТЛР, 10 <sup>-6</sup> ·С <sup>-1</sup> |
|---------------------|--------------------------------------|-----------------------|-------------------------|-----------------|-------------------------------|---|
| Е-стекло (с бором)  | 3,30                                 | 72,3                  | 4,4                     | 0,22            | 2,55                          | 5,5                                     |
| Е-стекло (без бора) | 3,30                                 | 80,0                  | 4,6                     | 0,22            | 2,62                          | 6,0                                     |
| S-стекло            | 4,48                                 | 89,5                  | 5,3                     | 0,22            | 2,48                          | 2,6                                     |
| AR-стекло           | 3,30                                 | 73,0                  | 2,2                     | –               | 2,65                          | 7,5                                     |
| D-стекло            | 2,41                                 | 52,0                  | 4,7                     | 0,21            | 2,16                          | 3,1                                     |
| C-стекло            | 3,31                                 | 69,0                  | 4,8                     | –               | 2,56                          | 6,3                                     |

**Технология изготовления втулок намоткой.** Наиболее технологичным методом изготовления армированных ПКМ в виде втулок и колец является намотка [3, 37, 46, 59].

В зависимости от схемы укладки армирующих волокон выделяют следующие основные способы намотки (рисунок 1.1):

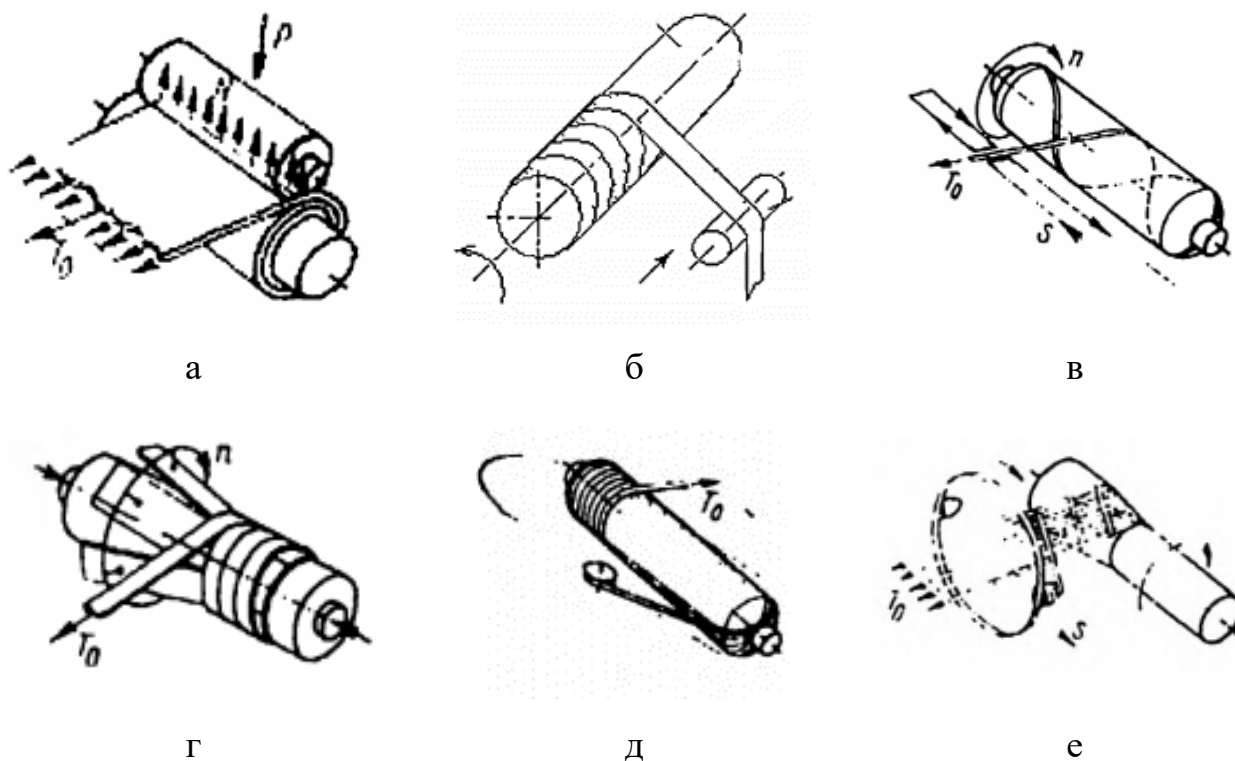


Рисунок 1.1 – Основные технологические схемы армирования изделий из ПКМ методом намотки: прямая (окружная) (а); спирально-винтовая (б); спирально-перекрестная (в); продольно-поперечная (г); орбитальная (д) косослойная продольно-поперечная (е) [4]

В случае применения сложных схем армирования комбинируют способы намотки.

Для изготовления тел вращения типа цилиндрических втулок и колец наиболее производительным и качественным является метод окружной намотки на оправку предварительно пропитанного полимером тканевого слоя (препрега) с последующим отверждением при повышенной температуре.

## 1.2. Подходы, применяемые к оценке прочности и жесткости втулок

**Остаточные технологические напряжения.** Практика показала, что для снижения динамической составляющей нагрузки при работе дорожных машин необходимо использовать толстостенные втулки. Но увеличение толщины приводит зачастую к расслоениям из-за высоких технологических трансверсальных (межслойных), растягивающих напряжений, возникающих при охлаждении изделия до комнатной температуры после намотки и отверждении полимерного связующего [69, 134, 141, 147]. Кроме того, такие напряжения часто приводят к изменению размеров и формы изделия при механической обработке [3, 71, 72, 160, 161].

Процесс изготовления КОП втулки подшипника состоит из нескольких этапов: намотка ленты препрега на стальную разъемную оправку, нагрев по специальному температурному режиму (гелеобразование, полимеризация и охлаждение), разборка оправки и снятие втулки.

После намотки при комнатной температуре, полученная заготовка помещается в печь и нагревается до температуры гелеобразования  $T_g$ . Полимерное связующее при этом переходит в вязкотекучее состояние. Это приводит к повышению трансверсальной податливости заготовки и снижению давлений, сформированных на этапе намотки [66, 67].

При нагревании намотанной заготовки от температуры гелеобразования до температуры полимеризации и последующей выдержке, на поверхностях инициируются реакция отверждения. С течением времени формируется фронт полимеризации, продвигающийся вглубь заготовки. Переход смолы из вязкотекучего в вязкоупругое состояние сопровождается увеличением ее жесткости и необратимой химической усадкой. Исследования показывают, что объемная химическая усадка полимерной матрицы может достигать 9% [15, 16, 39, 53, 95, 125]. За счет химической усадки происходит изменение полей напряжений и деформаций, созданных на этапе намотки.

Таким образом, на этапе нагревания заготовки основная причина появления дефектов кроется в усадке полимерной матрицы. Столь значительные размеры химической усадки вызывают появление внутренних остаточных напряжений, которые в намоточных конструкциях при послойном протекании процесса отверждения являются растягивающими в радиальном направлении и могут приводить к трансверсальному расслоению.

Отверждение толстостенных намотанных конструкций иногда делается в несколько этапов [14, 30, 65]. Сущность метода заключается в послойной намотке до определенной толщины и последующем отверждении (рисунок 1.2). Этот процесс «намотки и отверждения» повторяется до тех пор, пока не достигается желаемая толщина. Хотя с помощью этого подхода можно свести к минимуму технологические напряжения, это приводит к существенному удорожанию изделия. При этом образуются ослабленные границы между группами слоев, отвержденными на каждом отдельном этапе «намотки и отверждения», что неприемлемо для ответственных изделий.

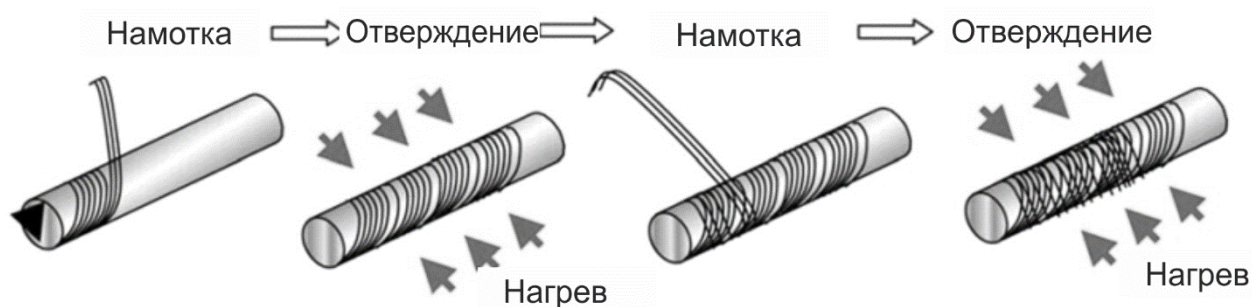


Рисунок 1.2 – Процесс намотки и отверждения [150]

В работах [16, 151, 160] показано, что межслойные растягивающие напряжения во время цикла отверждения в целом невелики. Однако из-за неоднородного поля полимеризации могут приводить к расслоению, поскольку в начале цикла отверждения прочность матрицы невелика. Для уменьшения величины остаточных напряжений был предложена инициация фронта

полимеризации от внутренних слоев к внешним, за счет применения подогреваемой оправки.

В работе [150] за счет нагрева и охлаждения свободных поверхностей заготовки удалось добиться существенного снижения трансверсальных технологических напряжений в толстостенном маховике, полученном намоткой препрега на основе углеволокна. Равномерное распределение температуры по толщине композита является необходимым условием для однородного процесса отверждения [70, 9, 52, 16].

Отвержденная смола при температуре полимеризации  $T_p$  находится в вязкоупругом состоянии [106, 138]. Поэтому длительная выдержка при этой температуре позволяет снять напряжения, вызванные химической усадкой [69]. В итоге можно считать, что основная доля технологических напряжений возникает в процессе охлаждения.

На этапе охлаждения намотанной заготовки от температуры  $T_p$  до температуры стеклования  $T_g$  структурных преобразований в полимерной матрице уже не происходит. При охлаждении до температуры  $T_g$  матрица переходит из вязкоупругого состояния в твердое (стеклообразное) с резким увеличением упругих характеристик. При протекании этого процесса в неоднородном температурном поле возникают напряжения, обусловленные неоднородной температурной усадкой слоев в кольце.

Получить однородное температурное поле можно за счет растянутого во времени процесса охлаждения, что, однако, не позволяет полностью исключить возникновение остаточных напряжений при производстве толстостенных изделий [29, 52, 70, 152].

Важно отметить, что композитные изделия, полученные силовой намоткой, имеют по толщине различную микроструктуру, модули упругости, коэффициенты теплового расширения [18, 19, 88, 94, 143, 162].

Неоднородность структуры приводит к тому, что коэффициенты теплового расширения внутренних слоев оказываются больше соответствующих величин

наружных слоев, что вызывает при охлаждении возникновение остаточных растягивающих напряжений в трансверсальном (радиальном) направлении вплоть до образования трещин, что недопустимо по условиям эксплуатации. Именно эта проблема является центральной в данной работе.

**Экспериментальная оценка остаточных напряжений в толстостенных композитных кольцевых образцах.** Учет технологических напряжений является важным условием для рационального проектирования и создания втулок, способных выдерживать высокие эксплуатационные нагрузки. Для их оценки были разработаны экспериментальные методы.

Метод обточки, впервые был предложен Г. Заксом [142]. Его сущность заключается в послойном снятии материала с внутренней или внешней части образца и одновременном измерении возникающей при этом деформации. Для измерения деформаций на свободную от механической обработки поверхность устанавливаются тензодатчики. По полученным деформациям, используя уравнения теории упругости, находят распределение остаточных напряжений.

Поскольку метод, предложенный Г. Заксом, подходит только для изотропных материалов, в работах [101, 146, 97, 137] представлены уравнения для оценки остаточных напряжений для цилиндрически ортотропных конструкций.

Следующий метод, метод радиального разрезания с измерением сближения или раскрытия краев зоны реза [145, 159]. Еще один способ измерения деформации после разрезания представлен в работах [87, 103, 109]. В них на внешней и внутренней поверхности цилиндра симметрично размещаются тензодатчики в окружном направлении. После чего с противоположной стороны от датчиков делается радиальный разрез (рисунок 1.3).

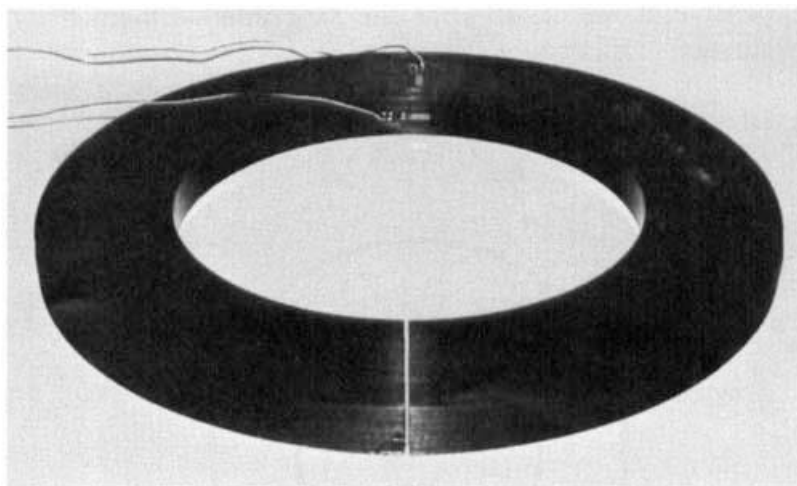
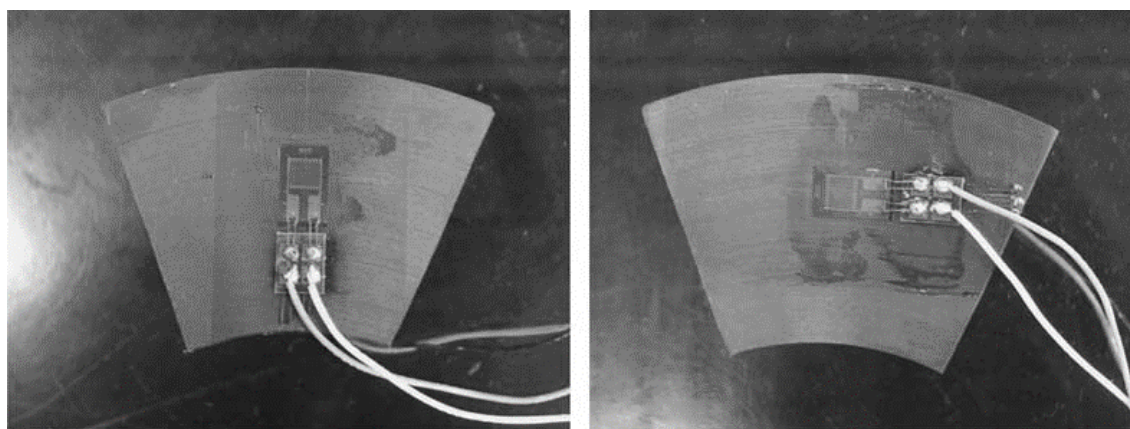


Рисунок 1.3 – Образец после радиального разреза [87]

В работе [113] предложен метод определения остаточных деформаций (и далее, напряжений по известным упругим характеристикам материала). В этом методе на торец толстостенного кольца в интересующей точке наклеивают тензодатчики и производят разрезы (рисунок 1.4). Метод не подходит для определения остаточных напряжений при значительном изменении напряжений в радиальном направлении. Число измеряемых точек по радиусу ограничено, особенно для колец с малой толщиной.



а

б

Рисунок 1.4 – Вырезанные элементы с наклеенными тензодатчиками в радиальном (а) и окружном (б) направлении [113]



Недостатком вышеперечисленных методов является необходимость знать все константы упругости, которые могут изменяться по толщине композитного цилиндра. В работе [122] предложен новый метод для оценки остаточных напряжений «Radial-cut-cylinder-bending test» (RCCT). Он базируется на методе радиального разрезания и позволяет упростить преобразование измеренной относительной деформации в остаточные напряжения, даже в образцах с существенной неоднородностью свойств по толщине. Вместо определения свойств каждого слоя находится жесткость кольца из испытания на растяжение после радиального разреза (рисунок 1.5). Из соотношения момент-деформация, полученного в результате испытания на растяжение, определяется жесткость разрезанного кольца. Зная жесткость разрезанного кольца, определяется остаточный момент с использованием измеренных деформаций, возникающих в ходе радиального разрезания. Затем остаточный момент преобразуется в остаточные напряжения.

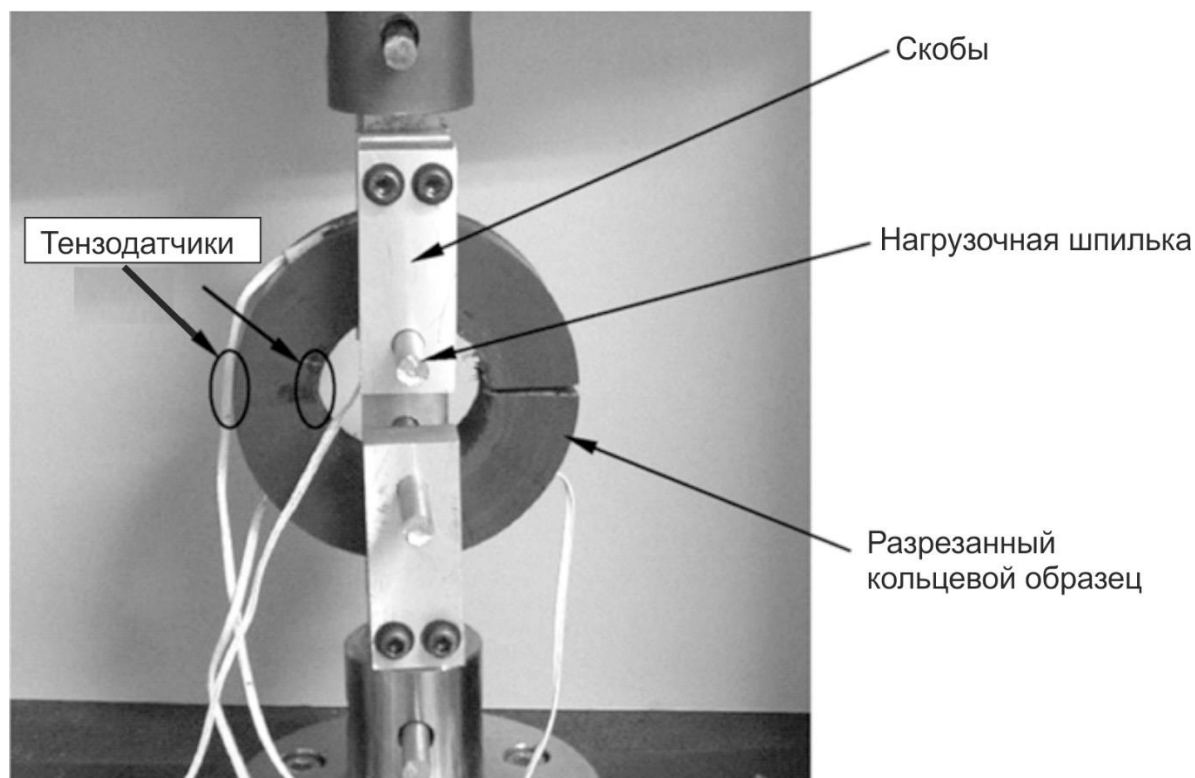


Рисунок 1.5 – Образец в захватах [122]

**Численный подход к оценке упругих и прочностных свойств изделий из ПКМ.** Рост вычислительных мощностей современных компьютеров привел к широкому распространению численных методов. Метод конечных элементов представляет собой эффективный численный подход для решения задач механики деформируемого твердого тела. Наиболее популярным является метод конечных элементов (МКЭ). МКЭ основывается на принципе Лагранжа (принцип возможных перемещений) из которого следует, что из всех возможных (допускаемых внешними связями) перемещений действительным является то, которое доставляет минимум функционалу [79, 96]:

$$\delta J = \int_V \varepsilon_{ij} C_{ijkl} \delta \varepsilon_{kl} dV - \int_S F_i \delta u_i dS = 0, \quad (1.1)$$

где  $\varepsilon_{ij}$  и  $\delta \varepsilon_{ij}$  - тензор и вариация тензора деформаций,  $C_{ijkl}$  - тензор упругих модулей,  $\delta u_i$  - вариация вектора перемещений,  $F_i$  – вектор внешних поверхностных сил.

При проектировании втулок из тканевого КОП, обладающих (в силу переплетения нитей основы и утка) гетерогенной структурой, необходимо знать все упругие и теплофизические константы слоев в трех направлениях. Здесь предполагается, что реальный тканевый композитный слой обладает ячейкой периодичности достаточно малого размера, чтобы было возможно проводить гомогенизацию в масштабе слоя и, далее, втулки.

На рисунке 1.6 представлен подход к гомогенизации свойств для тканевых композитов.

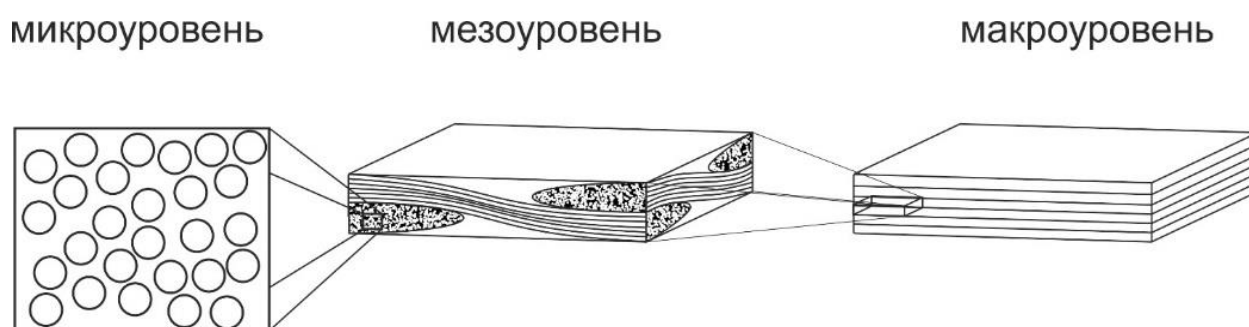


Рисунок 1.6 – Гомогенизационный подход

Их экспериментальное определение является трудоемким процессом, так как ортотропный материал имеет 12 независимых констант: 9 упругих постоянных и три коэффициента теплового расширения. Кроме того, упругие и теплофизические свойства изменяются в зависимости от вида и объемной доли волокон (стекло, угле, органиано), от способа переплетения нитей, природы полимерной матрицы. Поэтому альтернативой для прогнозирования упругих свойств композита или, по крайней мере, дополнением к экспериментам, является использование подхода численной гомогенизации.

Развитие компьютерных технологий дало толчок к разработке численных моделей микроструктуры композитов, в которых упругие свойства компонентов (волокон и полимерной матрицы) известны, а геометрическая сторона микроструктуры является предметом изучения для последующего проведения процедуры гомогенизации и расчетов на прочность и жесткость [85, 123, 135, 153].

В работах [83, 131] для моделирования трехмерной структуры тканого композитного материала был выделен элемент периодичности, геометрия которого построена на основе томографии образцов. Этот способ требует наличия дорогостоящего, уникального оборудования и требует обработки огромного объема полученных данных, при этом в большинстве случаев точность является избыточной. Альтернативой является построение ячейки периодичности на основе снимков полученных со срезов с помощью оптического микроскопа [97, 130, 144].

На микроуровне нить рассматривается как однонаправленный композит (микропластик), в котором волокна связаны между собой матрицей. Способы моделирования микропластика отражены в работах [106, 121, 132, 133]. В них цилиндрические волокна имеют бесконечную длину, помещены в упругую матрицу, как показано на рисунке 1.7.

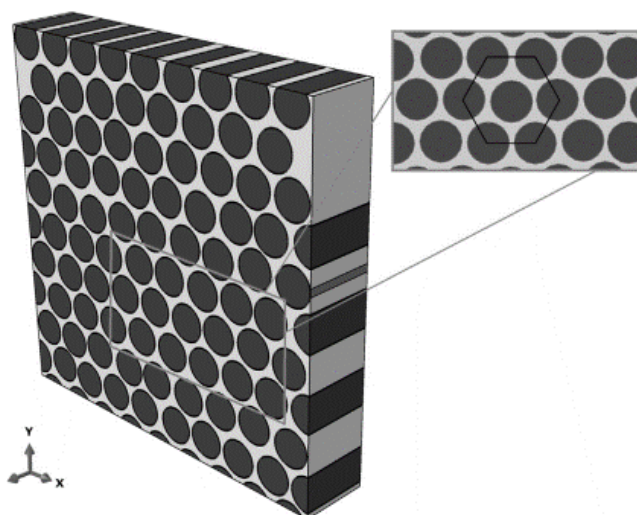


Рисунок 1.7 – Представительная ячейка микропластика с гексагональной укладкой волокон [135]

Для описания механического поведения тканевого слоя на мезоуровне в работах [98, 112, 124, 130] предлагается рассматривать представительную ячейку из нитей утка и основы, пропитанных полимерной матрицей (рисунки 1.8, 1.9). Полученные при помощи мезомоделирования физикомеханические свойства гомогенизированной ортотропной среды используются далее при создании модели слоистого пластика и втулки подшипника скольжения (макроуровень).

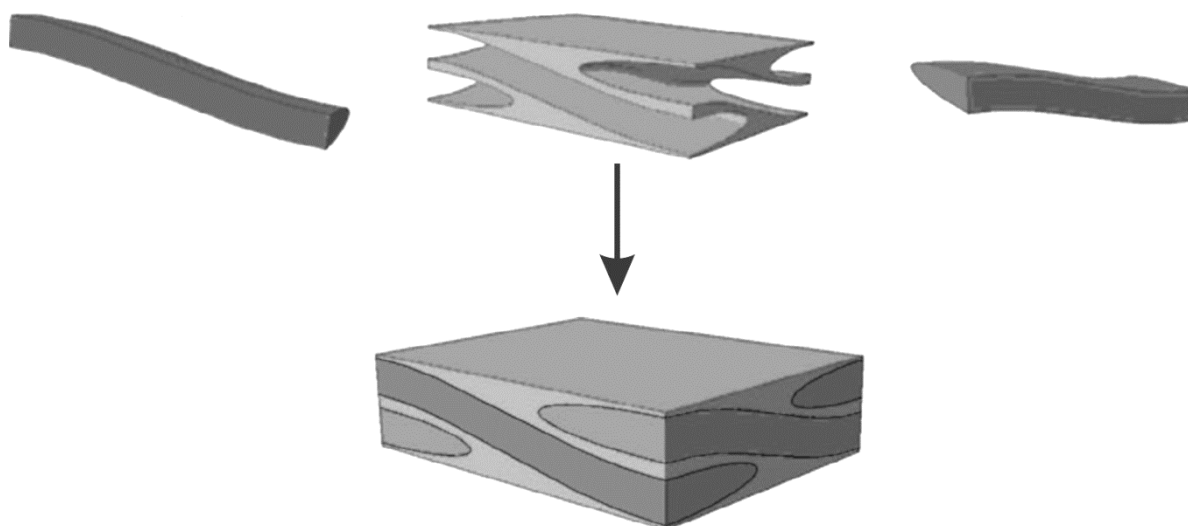


Рисунок 1.8 – Представительная ячейка тканевого слоя [98]

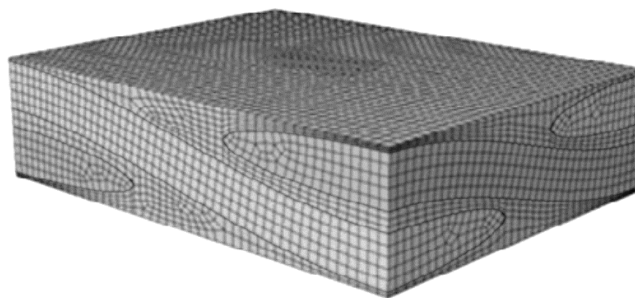


Рисунок 1.9 – Конечно-элементная модель представительной ячейки тканевого слоя [98]

В этом аспекте показательна работа [33], где интегральные физико-механические свойства материалов тел вращения, полученных силовой намоткой тканей, оценивались на основе численного моделирования повторяющейся представительной ячейки, учитывающей известный тип переплетения нитей в ткани.

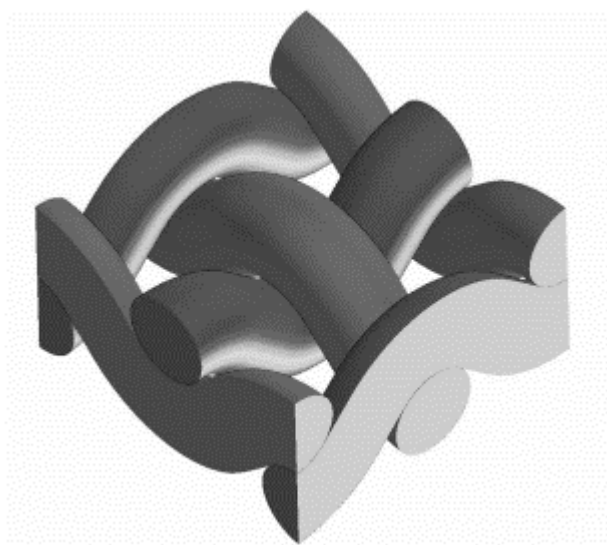


Рисунок 1.10 – Представительная ячейка тканевого слоя [33]

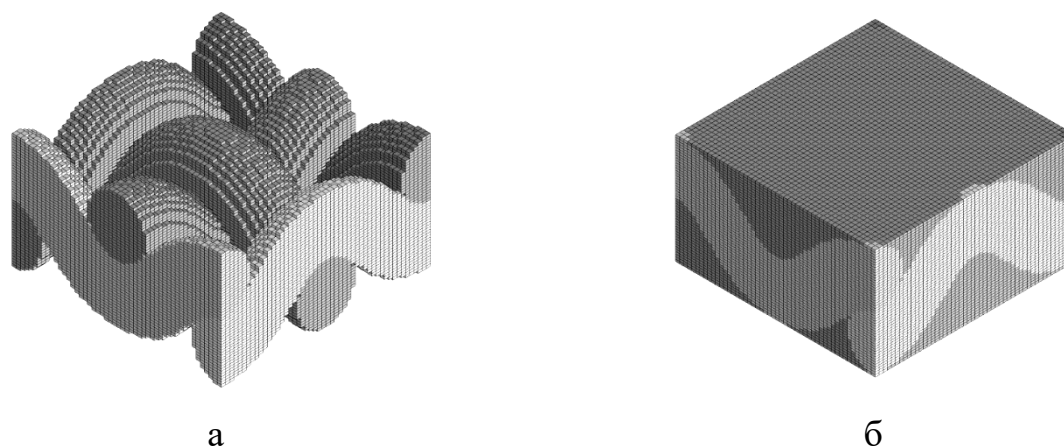


Рисунок 1.11 – Конечно-элементная модель представительной ячейки [33]:  
переплетенных волокон (а); волокна в полимерной матрице (б)

Таким образом, материал считался однородным, а причины появления расслоений после завершения процесса отверждения авторы искали в неоднородных температурных полях при охлаждении, неодновременности процесса полимеризации по толщине и др. Выдвигались предложения по удлинению процесса охлаждения, что, однако, не дало заметного положительного результата при производстве толстостенных изделий. Отметим, что переменность мезоструктуры тканевого препрега по толщине изделия в процессе намотки *как основной параметр модели* возникновения больших остаточных напряжений не рассматривалась ввиду, очевидно, большей сложности.

Существующие численные модели слоистых пластиков могут быть использованы для прогноза их физико-механических характеристик, однако, они не применимы к материалам с высокой пористостью.

**Критерии прочности слоистых пластиков.** В процессе эксплуатации втулки возникают значительные напряжения, которые приводят к их разрушению. Поэтому при их проектировании необходимо проводить расчет напряженно-деформированного состояния и расчет на прочность. При таких расчетах необходимо учитывать, что композитные материалы обладают не только анизотропией упругих, но и прочностных свойств. Таким образом, важным является вопрос выбора критерия для оценки прочности втулок. На сегодняшний

дней предложено множество критериальных зависимостей для описания прочности анизотропных материалов при сложном напряженном состоянии.

Для ортотропных текстильных композитов критерии разрушения можно выразить через девять параметров, пределов прочности при растяжении/сжатии ( $F_{1t}, F_{1c}, F_{2t}, F_{2c}, F_{3t}, F_{3c}$ ) и межслойном сдвиге ( $F_{12}=F_6, F_{23}=F_4, F_{31}=F_5$ ).

Для композитов на тканевой основе наиболее простым является критерий максимальных напряжений, согласно которому, разрушение происходит, при превышении одного из значений напряжений соответствующего предела прочности. Аналитически его можно представить в виде [99]:

$$\left( \left| \frac{\sigma_1}{F_{1t}} \right|; \left| \frac{\sigma_1}{F_{1c}} \right|; \left| \frac{\sigma_2}{F_{2t}} \right|; \left| \frac{\sigma_2}{F_{2c}} \right|; \left| \frac{\sigma_3}{F_{3t}} \right|; \left| \frac{\sigma_3}{F_{3c}} \right|; \left| \frac{\tau_{12}}{F_{12}} \right|; \left| \frac{\tau_{13}}{F_{13}} \right|; \left| \frac{\tau_{23}}{F_{23}} \right| \right)_{\max} \leq 1, \quad (1.2)$$

где  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – нормальные напряжения в направлениях, совпадающих с, указанными индексами;  $\tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23}$  – сдвиговые напряжения, возникающие на главных площадках, действие которых совпадает с координатными осями, указанными индексами.

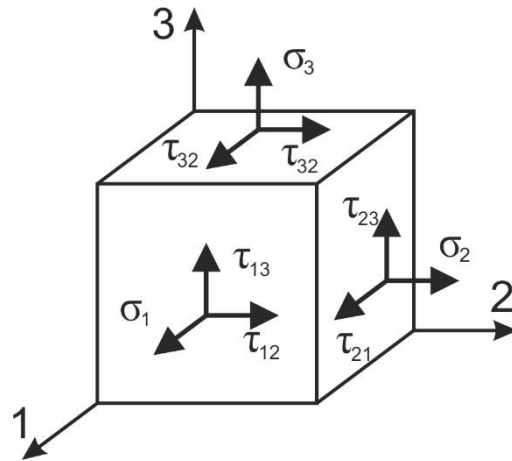


Рисунок 1.12 – Трехмерный элементарный объем

Критерий Цая–Хилла основывается на обобщенной теории прочности предложенной Хиллом для ортотропных пластичных материалов [115], которая была адаптирована для композитов [90]:

$$\frac{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}{F_1^2} + \left(\frac{\sigma_3}{F_3}\right)^2 + \frac{\tau_4^2 + \tau_5^2}{F_4^2} + \left(\frac{\sigma_6}{F_6}\right)^2 - \frac{1}{F_1^2}(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_1\sigma_3) \leq 1. \quad (1.3)$$

Цай и Ву [155] разработали критерий в виде полинома второго порядка. Он считается универсальным и включен в большинство коммерческих МКЭ-пакетов:

$$f_1\sigma_1 + f_2\sigma_2 + f_3\sigma_3 + f_{11}\sigma_1^2 + f_{22}\sigma_2^2 + f_{33}\sigma_3^2 + f_{44}\tau_4^2 + f_{55}\tau_5^2 + f_{66}\tau_6^2 + 2f_{12}\sigma_1\sigma_2 + 2f_{13}\sigma_1\sigma_3 + 2f_{23}\sigma_2\sigma_3 \leq 1, \quad (1.4)$$

где  $f_1 = \frac{1}{F_{1t}} - \frac{1}{F_{1c}}, f_2 = \frac{1}{F_{2t}} - \frac{1}{F_{2c}}, f_3 = \frac{1}{F_{3t}} - \frac{1}{F_{3c}},$

$$f_{11} = \frac{1}{F_{1t}F_{1c}}, f_{22} = \frac{1}{F_{2t}F_{2c}}, f_{33} = \frac{1}{F_{3t}F_{3c}}, \quad (1.5)$$

$$f_{44} = \frac{1}{F_4^2}, f_{55} = \frac{1}{F_5^2}, f_{66} = \frac{1}{F_6^2}.$$

Коэффициенты  $f_{12}$ ,  $f_{13}$  и  $f_{23}$  определяются из испытаний на двухосное растяжение. Если пределы прочности при растяжении в двух направлениях равны ( $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_{b12}$ ,  $\sigma_1 = \sigma_3 = \sigma_{b13}$ ,  $\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_{b23}$ ), тогда:

$$f_{12} = \frac{1}{2\sigma_{b12}^2} \left[ 1 - \sigma_{b12}(f_1 + f_2) - \sigma_{b12}^2(f_{11} + f_{22}) \right],$$

$$f_{13} = \frac{1}{2\sigma_{b13}^2} \left[ 1 - \sigma_{b13}(f_1 + f_3) - \sigma_{b13}^2(f_{11} + f_{33}) \right], \quad (1.6)$$

$$f_{23} = \frac{1}{2\sigma_{b23}^2} \left[ 1 - \sigma_{b23}(f_2 + f_3) - \sigma_{b23}^2(f_{22} + f_{33}) \right].$$

В процессе эксплуатации втулки из КОП испытывают помимо радиальных сжимающих нагрузок, возникающих из-за контактных давлений от вала, еще и сдвиговые. С этим связана необходимость применения критерия прочности при трехмерном напряженном состоянии с учетом эффекта изменения межслойной сдвиговой прочности при поперечном растяжении, сжатии.



При оценке влияния трансверсальной нагрузки на сдвиговую прочность [100] хорошее согласие с экспериментом показал известный критерий И.М. Дэниэла (I.M. Daniel, Northwestern university, USA):

Разрушение от сжатия:

$$\left(\frac{\sigma_2}{F_{2c}}\right)^2 + \alpha^2 \left(\frac{\tau_6}{F_6}\right)^2 \leq 1, \quad (1.7)$$

Разрушение от растяжения:

$$\frac{\sigma_2}{F_{2t}} + \left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 \left(\frac{\tau_6}{F_6}\right)^2 \leq 1, \quad (1.8)$$

Разрушение от межслойного сдвига:

$$\left(\frac{\tau_6}{F_6}\right)^2 + \frac{2\sigma_2}{\alpha F_6} \leq 1, \quad (1.9)$$

где  $\alpha = E_2/G_{12}$  – отношение трансверсального модуля упругости к межслойному модулю сдвига.

Таким образом, для расчетной (МКЭ) оценки прочности необходимо иметь все компоненты напряженного состояния и параметры упругости ортотропного материала в конкретной точке.

### **Определение несущей способности подшипников скольжения из ПКМ.**

Традиционно при расчете подшипников скольжения из ПКМ оценивается несущая способность и тепловой баланс [2, 27, 28]. Опорные узлы рабочих органов дорожных машин работают при малых скоростях скольжения, что снижает требования к теплопроводности материала втулки. На первое место выходят механические характеристики: жесткость и прочность при действии радиальных статических нагрузок.

Определение несущей способности подшипникового узла по традиционной методике, базируется на критерии допустимых давлений [21]

$$p_{cp} \leq [p], \quad (1.10)$$

где  $p_{cp}$ ,  $[p]$  – рабочее удельное и предельно допустимое давления соответственно.

Величина предельно допустимого давления для каждого материала определяется экспериментально и характеризует начало появления необратимых деформаций.

Среднее рабочее давление в расчете подсчитывают по формуле

$$p_{cp} = \frac{P}{l \cdot d}, \quad (1.11)$$

где  $P$  – действующая нагрузка;  $L$  и  $d$  – длина и внутренний диаметр втулки соответственно.

Однако необходимо помнить, что давление во втулке распределено неравномерно, так как контакт с валом происходит на дуге менее  $180^\circ$  и фактическая площадь контакта меньше значения, принимаемого в расчете.

Решение контактной задачи теории упругости о сжатии упругих тел, ограниченных цилиндрическими поверхностями, позволят получить более точное значение максимального давления.

Г. Герцем рассмотрен случай контакта двух упругих, изотропных цилиндров по образующей [43]. Используя формулу Герца, действующая нагрузка на подшипник определяется следующим образом:

$$P \leq \frac{\pi \cdot R_{np} \sigma_{\max}^2 \left( E_1 (1 - \mu_1^2) + E_2 (1 - \mu_2^2) \right)}{2 E_1 E_2 l}, \quad (1.12)$$

$$R_{np} = \frac{R_1 R_2}{R_2 - R_1},$$

где  $\sigma_{\max}$  – максимальное допустимое напряжение, возникающее в контакте;  $\mu_1, \mu_2$  коэффициенты Пуассона;  $R_{np}$  приведенный радиус кривизны;  $R_1, R_2$  радиусы втулки и вала соответственно.

При постановке задачи Г. Герцем было введено допущение, что величина контактной зоны существенно меньше размеров, соприкасающихся тел. Введение такого допущения, делает невозможным применение решения для высоконагруженных подшипников скольжения из ПКМ, ввиду их высокой

податливости в трансверсальном направлении и развитой площадки контакта с валом.

Решению контактной задачи теории упругости о взаимодействии тел, ограниченных цилиндрическими поверхностями, радиусы которых почти равны посвящено множество работ. Среди них следует отметить работы Грилицкого [25], Коровчинского [38], Штаермана [82] и др. Однако выводами из решения этих задач являются интегральные, либо интегро-дифференциальные уравнения, пользоваться которыми в инженерных расчетах затруднительно, так как приходится прибегать к методам приближенных решений таких уравнений.

Существенно упростить решение и получить удобные для расчетов аналитические решения позволяет допущение о том, что деформации подвергается только втулка, то есть решается задача о внедрении жесткого вала в упругое основание. Этот подход отражен в работах Платонова [55], Раевского [58], Deters [102] и др.

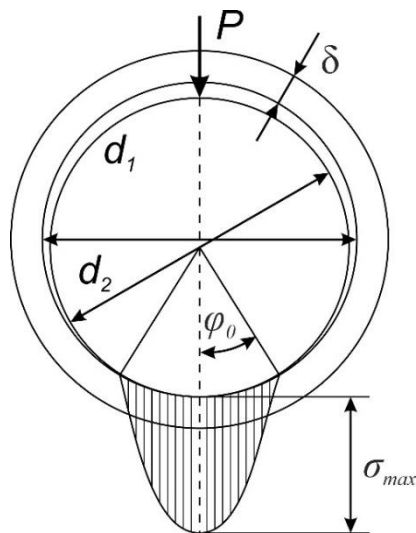


Рисунок 1.13 – Распределения давления в подшипнике при отсутствии скольжения [55]

Так по Платонову  $P$  определяется следующим образом:

$$P \leq dl \left[ \sigma_{\max} \left( \frac{\varphi_0}{2} + \frac{\sin 2\varphi_0}{2} \right) - \sigma_k \left( \sin \varphi_0 - \frac{\varphi_0}{2} + \frac{\sin 2\varphi_0}{2} \right) \right],$$

$$\sigma_k = \frac{(d_1 - d_2)E}{\delta}, \quad \sigma_k = \frac{(d_1 - d_2)E}{\delta}, \quad \varphi_0 = \arccos \left( \frac{\sigma_k}{\sigma_k + \sigma_{\max}} \right), \quad (1.13)$$

где  $\varphi_0$  – полуугол контакта.

Необходимо отметить, что в литературе отсутствуют аналитические решения, описывающие контакт между валом и композитной (ортотропной) втулкой. А также не учитывается неравномерное распределение давления по образующей втулки, в связи с изгибом вала в процессе эксплуатации.

В связи с этим возникает необходимость в разработке расчетно-экспериментальной методики оценки несущей способности втулок из ортотропных материалов в составе высоконагруженных низкоскоростных опор скольжения.

### Выводы по главе

Проведен анализ отечественных и зарубежных литературных источников по вопросам, посвященным применению современных полимерных и композитных материалов в высоконагруженных опорах скольжения, работающих в условиях сухого трения. Показана перспективность использования втулок из КОП в опорах скольжения, полученных намоткой. Отмечена проблема расслоения толстостенных втулок из КОП из-за высоких технологических трансверсальных (межслойных), растягивающих напряжений. На основании полученной информации сформулированы задачи работы:

1. Провести экспериментальные исследования микроструктуры втулок из тканевых КОП, полученных намоткой, а также их упругих и теплофизических свойств.

2. Разработать и экспериментально верифицировать численные модели ячеек периодичности, позволяющие на основании данных о микроструктуре прогнозировать упругие и теплофизические свойства тканевых КОП.

3. Провести расчетно-экспериментальное исследование остаточных межслойных технологических напряжений и их влияния на трансверсальную прочность втулки из тканевого КОП.

4. Разработать расчетно-экспериментальную методику оценки несущей способности втулок из тканевых КОП в составе высоконагруженных опор скольжения рабочих органов дорожных машин при действии эксплуатационных нагрузок.

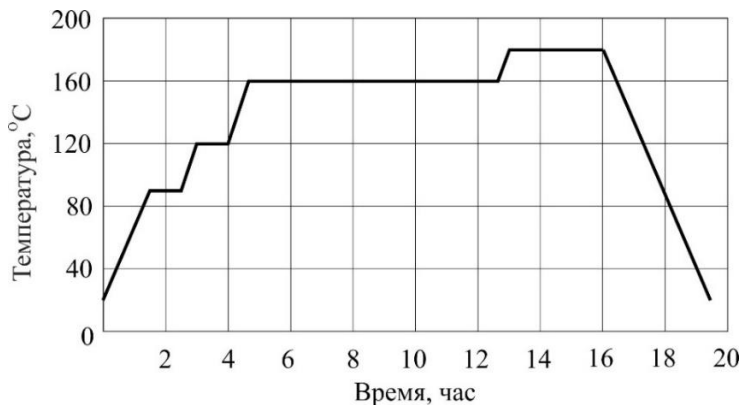
## 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОМПЗИТОВ С ОТКРЫТОЙ ПОРИСТОСТЬЮ

Данной глава посвящена изучению микроструктуры, экспериментальным и расчетным исследованиям физико-механических свойств КОП в толстостенных втулках.

### 2.1 Материал и технология

Экспериментальные исследования были проведены на образцах втулках, полученных методом окружной намотки тканевого препрега на металлическую оправку диаметром 75мм, с последующим отверждением по специальному температурному режиму (рисунок 2.1 а).

Препрег представлял собой стеклоленту сатинового переплетения шириной 300 мм, пропитанную эпоксифенольной смолой. После отверждения смолы и охлаждения трубчатая заготовка была снята с оправки и механически обработана на токарном станке (ширина кольца 15мм, наружный диаметр 105 мм (рисунок 2.1 б)).



а



б

Рисунок 2.1 – Температурный режим отверждения (а); втулка опорного устройства (б)

## 2.2. Структура ткани.

Изучение микроструктуры КОП было проведено на оптическом микроскопе Olympus BX51 на срезах толщиной 0,2 мм в проходящем свете. Образцы были вырезаны из втулки с помощью водоохлаждаемой низкоскоростной алмазной пилы IsoMet Low Speed фирмы BUEHLER без дополнительной полировки. Срезы получали таким образом, чтобы поверхности срезов были перпендикулярны нитям основы или утка. На рисунках 2.2 и 2.3 показана структура внутренних и внешних слоев образца.

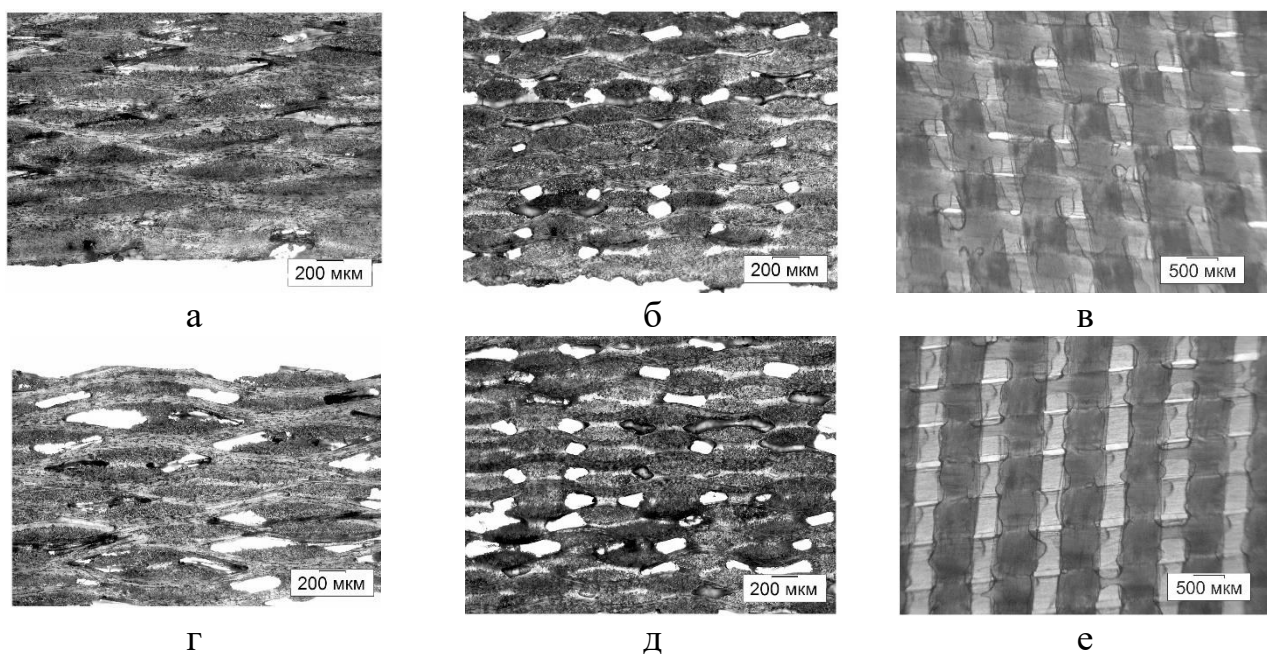
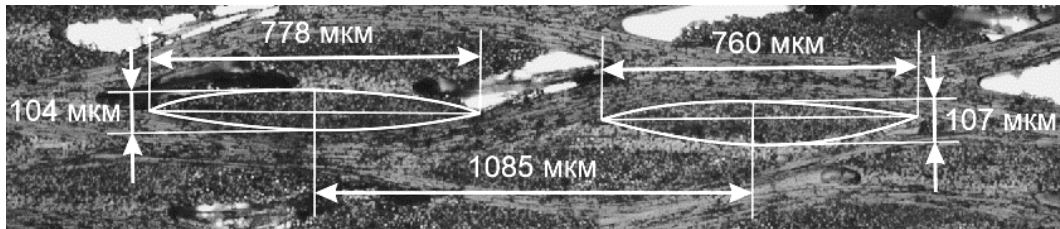


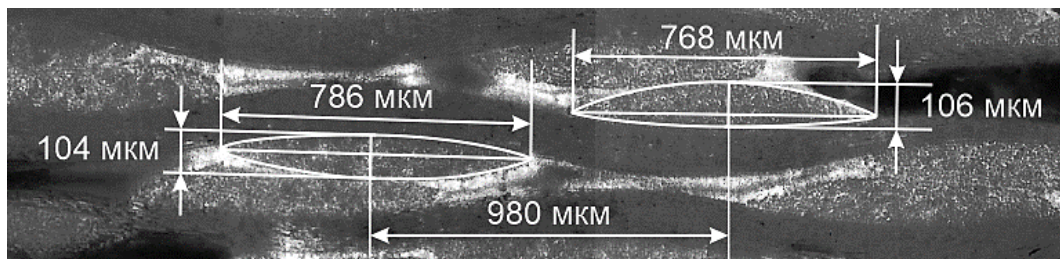
Рисунок 2.2 – Структура материала втулки: внутренние слои (нити основы параллельны, а нити утка перпендикулярны плоскости среза) (а); внутренние слои (нити основы перпендикулярны, нити утка параллельны плоскости среза) (б); внутренние слои (в); внешние слои (нити основы параллельны, а нити утка перпендикулярны плоскости среза) (г); внешние слои (нити основы перпендикулярны, нити утка параллельны плоскости среза) (д); внешние слои (е)

На рисунке 2.2 видно, что внутренние слои сжаты сильнее, чем наружные, нити имеют меньшую высоту и большую ширину. Для построения трехмерных

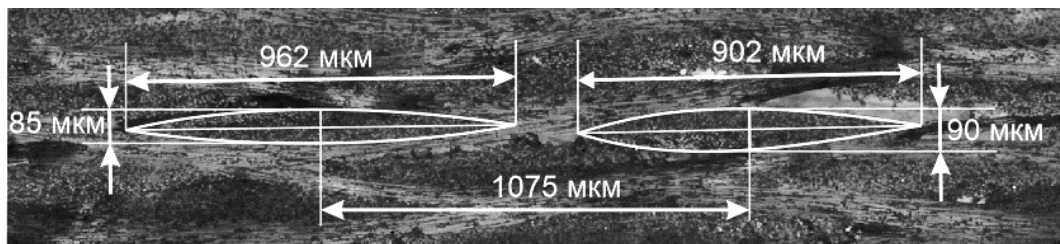
моделей были взяты по десять микрофотографий поперечных срезов внешних и внутренних слоев, по которым были получены средние размеры, определяющие геометрию идеализированных представительных ячеек (рисунок 2.3).



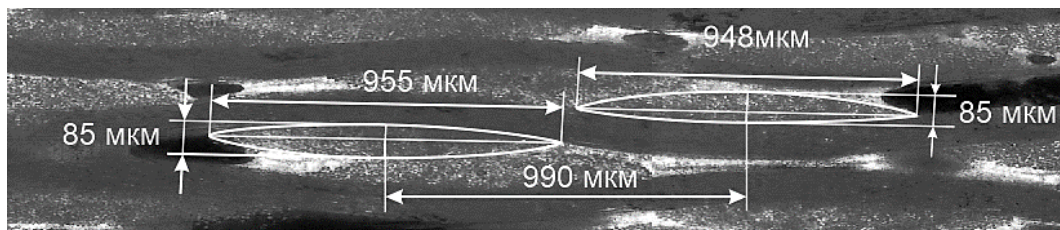
а



б



в



г

Рисунок 2.3 Поперечное сечение нитей внешних слоев:

нити основы параллельны, нити утка перпендикулярны плоскости среза (а);  
 нити основы перпендикулярны, нити утка параллельны плоскости среза (б); нити  
 основы параллельны, нити утка перпендикулярны плоскости среза (в); нити  
 основы перпендикулярны, нити утка параллельны плоскости среза (г)



Анализ десяти изображений поперечного сечения нитей позволил получить оценку объемной доли стекловолокон и смолы  $69\pm 2\%$  и  $31\pm 3\%$  соответственно (рисунок 2.4).

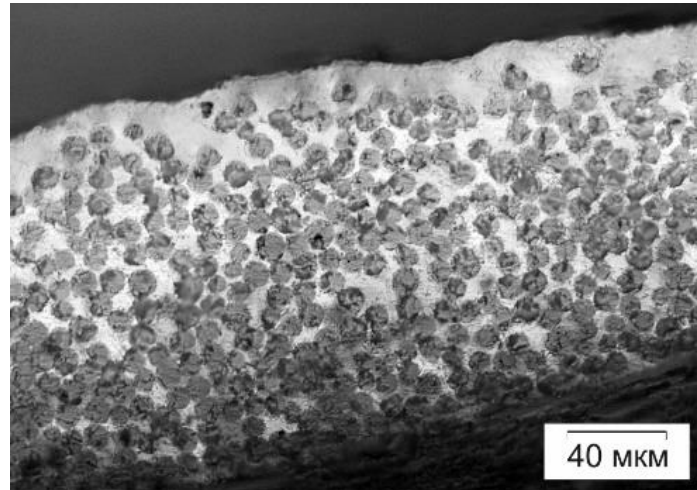


Рисунок 2.4 – Микроструктура пропитанной нити

### 2.3. Экспериментальное определение модуля упругости КОП вдоль нитей основы.

Для определения физико-механических свойств КОП по толщине композита были исследованы пять втулок, изготовленных по одной технологии. Из каждой втулки были вырезаны сегменты с центральным углом  $90^\circ$ , которые далее расщепляли на тонкие образцы как показано на рисунке 2.5.

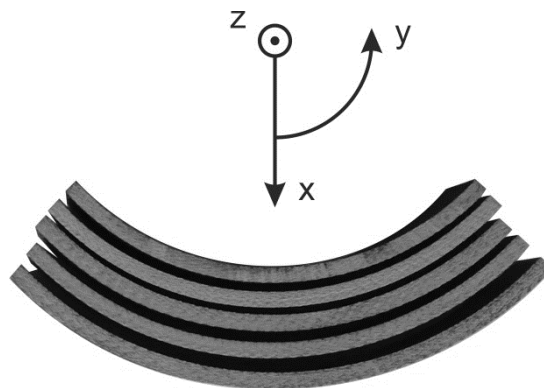


Рисунок 2.5 – Общий вид образцов

Далее они были испытаны на трехточечный изгиб (рисунок 2.6) для определения модуля упругости в окружном направлении с использованием балочной расчетной схемы (криволинейная балка).

$$E_y = \frac{\Delta FL^3}{4bh^3 \left( \Delta w - \frac{L^2}{8R} \right)}, \quad (2.1)$$

где  $L$  – расстояние между опорами;  $b$  – ширина образца;  $h$  – толщина образца;  $R$  – радиус кривизны;  $\Delta F$  – приращение нагрузки на упругом участке нагружения, соответствующее изменению прогиба  $\Delta w$ .

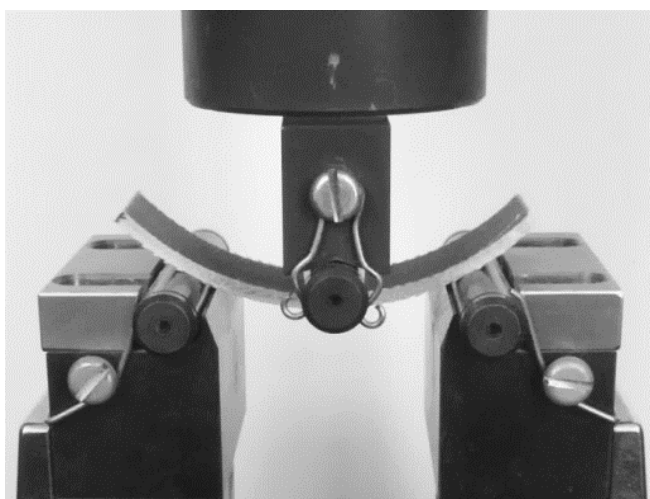


Рисунок 2.6 – Образец в нагрузочном приспособлении

Везде ниже использована электромеханическая машина INSTRON 5882 с силоизмерителем 100 кН с погрешностью измерения нагрузки  $\sim 1$  Н, а перемещения  $\sim 1$  мкм. Распределение окружного модуля упругости  $E_y$  КОП по толщине кольца представлено на рисунке 2.7.

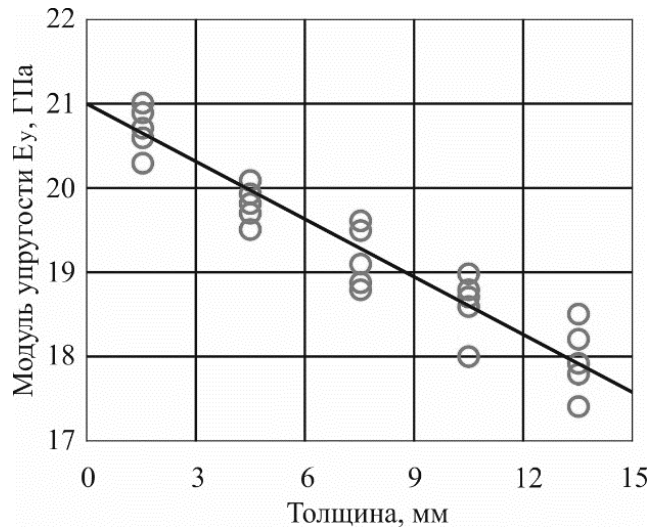


Рисунок 2.7 – Распределения модуля упругости по толщине кольца с указанием диапазона разброса данных

Для определения физико-механических свойств эпоксифенольной матрицы было изготовлено 10 балочных образцов с номинальными размерами  $60 \times 10 \times 4$  мм. Для смолы была найдена плотность  $\rho = 1,19 \pm 0,05$  кг/см<sup>3</sup> и проведены квазистатические испытания образцов на трехточечный изгиб (рисунок 2.8) для определения модуля упругости  $E_u = 3,53 \pm 0,07$  ГПа по схеме прямой балки. Модуль упругости при изгибе вычисляли по формуле [23]:

$$E_u = \frac{\Delta FL^3}{4bh^3 \Delta w}. \quad (2.2)$$

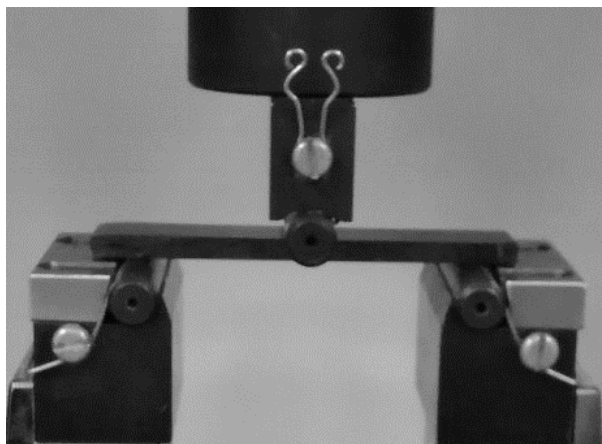


Рисунок 2.8 – Образец в нагрузочном приспособлении

## 2.4. Экспериментальное определение объемной доли смолы, стекловолокон и пор

Используя метод выжигания [89], были определены массовые доли стеклянных волокон и полимерной матрицы. Для этого были измерены толщина, ширина и длина каждого образца. Далее образцы были помещены в тигли, предварительно прокаленные при температуре 550 °С и охлажденные до комнатной температуры. Каждый образец был взвешен и определен его объем. После чего образцы помещали в печь на 4 часа при температуре 550°С (рисунок 2.9).



Рисунок 2.9 – Образцы в муфельной печи

После выжигания слои, состоящие только из стеклоткани, взвешивали и определяли их массу. Масса матрицы была найдена по формуле:

$$m_m = m_{обр} - m_{ст}, \quad (2.3)$$

где  $m_{обр}$ ,  $m_{ст}$ —масса образца сегмента и стекла соответственно.

Зная плотность смолы и плотность стекла, используемого для производства стеклоткани, был найден их объем:

$$V_{ст} = \frac{m_{ст}}{\rho_{ст}}, \quad V_m = \frac{m_m}{\rho_m}, \quad (2.4)$$

где  $\rho_{ст}$ ,  $\rho_m$ —плотность стекла и матрицы соответственно.

Объем пор (пустот) был найден по формуле:

$$V_n = V_{обр} - V_{ст} - V_m. \quad (2.5)$$

Объемные доли матрицы, стекла и пор определены по формулам:

$$v_m = \frac{V_m}{V_{обр}} \cdot 100\%, \quad v_{ст} = \frac{V_{ст}}{V_{обр}} \cdot 100\%, \quad v_n = \frac{V_n}{V_{обр}} \cdot 100\%. \quad (2.6)$$

Распределение плотности, объемной доли стеклоткани, смолы и пор по толщине втулки представлены на рисунке 2.10.

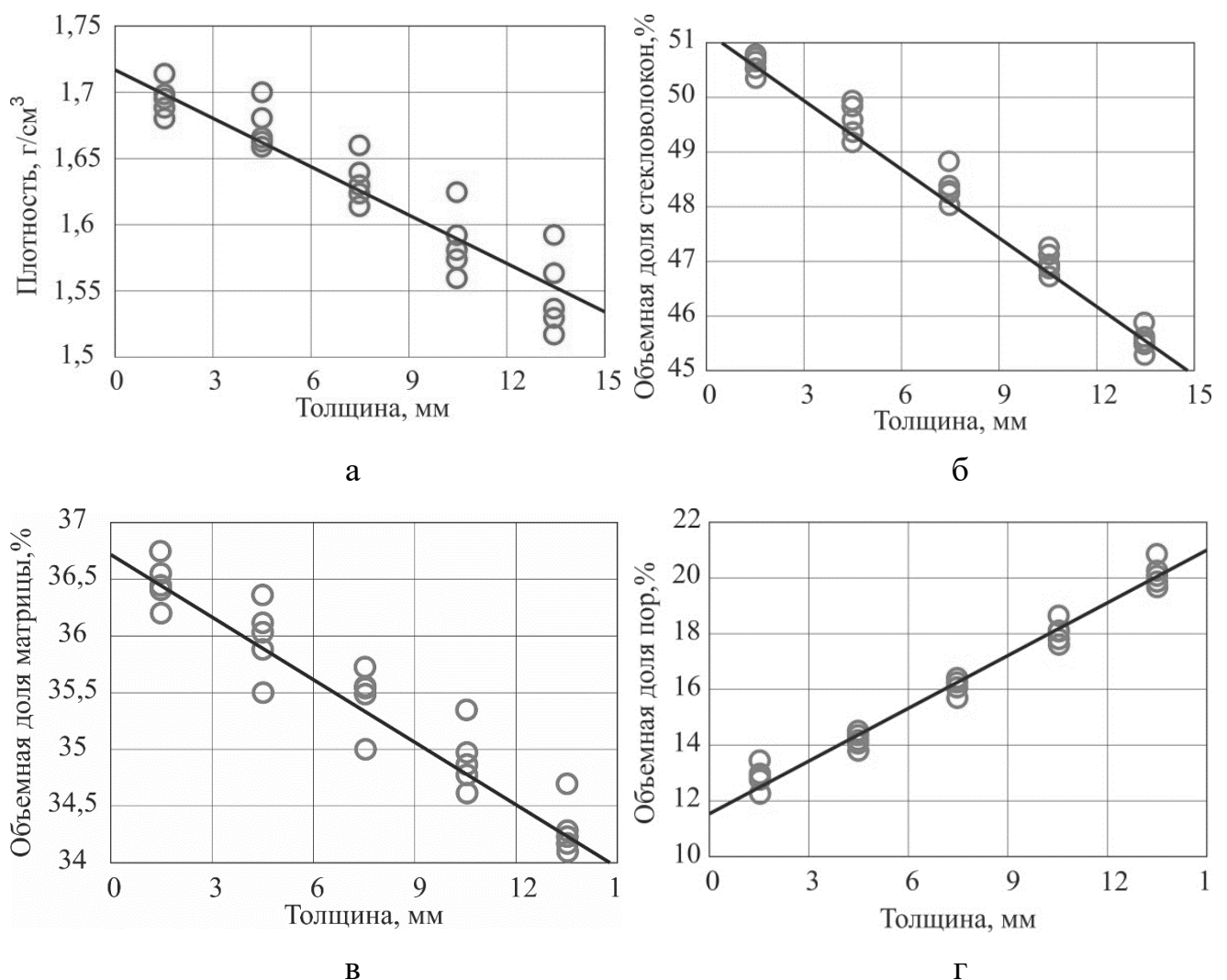


Рисунок 2.10 – Диаграмма распределения с указанием диапазона разброса данных по толщине кольца:

плотности (а); объемных долей стекловолокон (б), матрицы (в) и пор (г)

Исходя из предположения, что объемная доля матрицы в нитях неизменна по толщине кольца (задается технологией предварительной пропитки), было найдено распределение по толщине *свободной* смолы, находящейся *между* нитями.

$$V_{св.м} = V_m - V_{м.мп}, \quad (2.7)$$

где  $v_{м.мп}$ —объемная доля матрицы в микропластике.

Объемная доля свободной матрицы изменяется по толщине незначительно и составляет  $14,6 \pm 0,1\%$ .

## 2.5. Определение коэффициента теплового линейного расширения (КТЛР).

Для исследования КТЛР из каждой втулки было вырезано по пять образцов, соответствующих разным участкам по ее толщине (рисунок 2.11) Образцы имели вид параллелепипедов с номинальными размерами  $2 \times 4 \times 17$  мм (в окружном направлении) и  $2 \times 4 \times 15$  мм (в осевом).

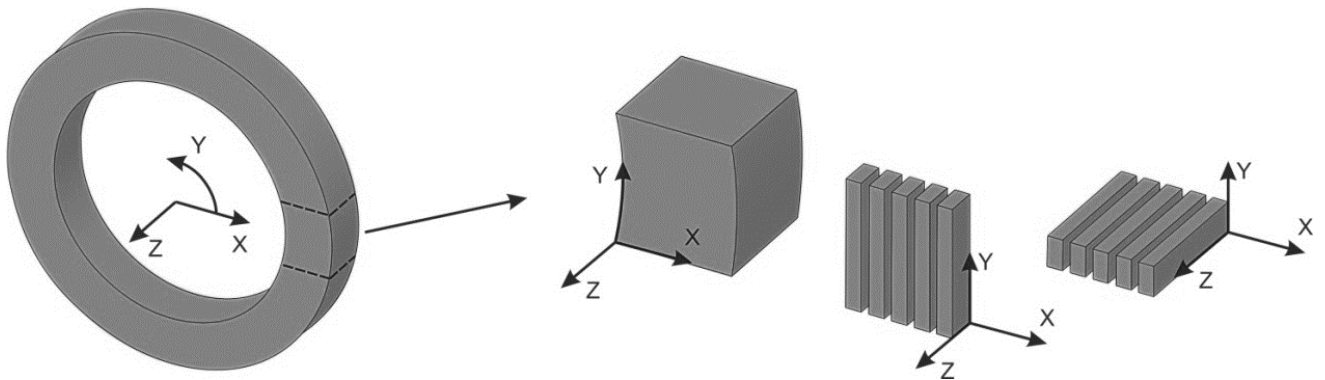


Рисунок 2.11 – Схема расположения образцов

Определение КТЛР образцов проводилось на dilatометре NETZSCH DIL402C. Во время эксперимента температуру варьировали от  $22$  до  $90^\circ\text{C}$ , при этом скорость нагрева составляла  $1^\circ\text{C}/\text{мин}$ . Образец далее охлаждали до комнатной температуры. В качестве результата измерения брали среднее значение изменения длины в цикле «нагрев–охлаждение» при температурном диапазоне от  $22$  до  $90^\circ\text{C}$ .

КТЛР определялся по формуле [22]:

$$КТЛР = \Delta L / (L \cdot \Delta T), \quad (2.8)$$

где  $L$  – начальная длина образца,  $\Delta L$  – изменение длины образца и  $\Delta T$  – изменение температуры.

Распределение КТЛР по толщине для втулки представлено на рисунке 2.12.

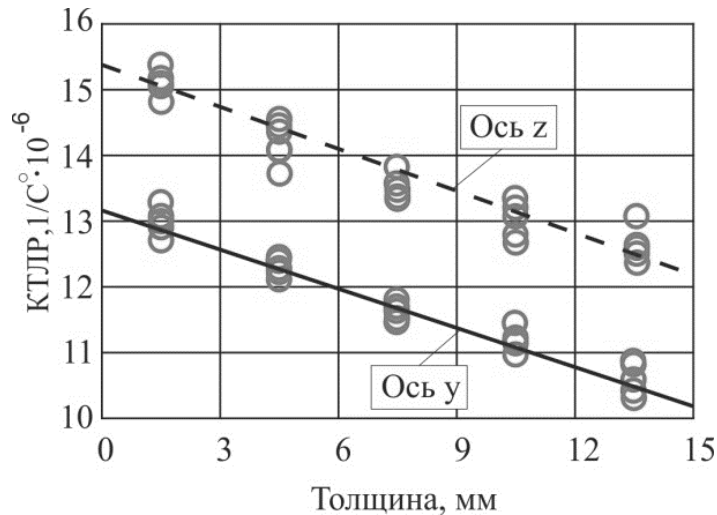


Рисунок 2.12 – Диаграмма распределения величин КТЛР по толщине втулки в осевом (z) и окружном (y) направлениях

Также из эпоксифенольной матрицы были изготовлены и испытаны пять призматических образцов. КТЛР для них составил  $58 \pm 1 \cdot 10^{-6}/\text{C}^0$ .

## 2.6. Определение прочности в трансверсальном направлении.

Для исследования трансверсальной (в радиальном направлении) прочности в работе [31] тонкостенные разрезные втулки из КОП были испытаны на растяжение диаметрально противоположными силами (рисунок 2.13).

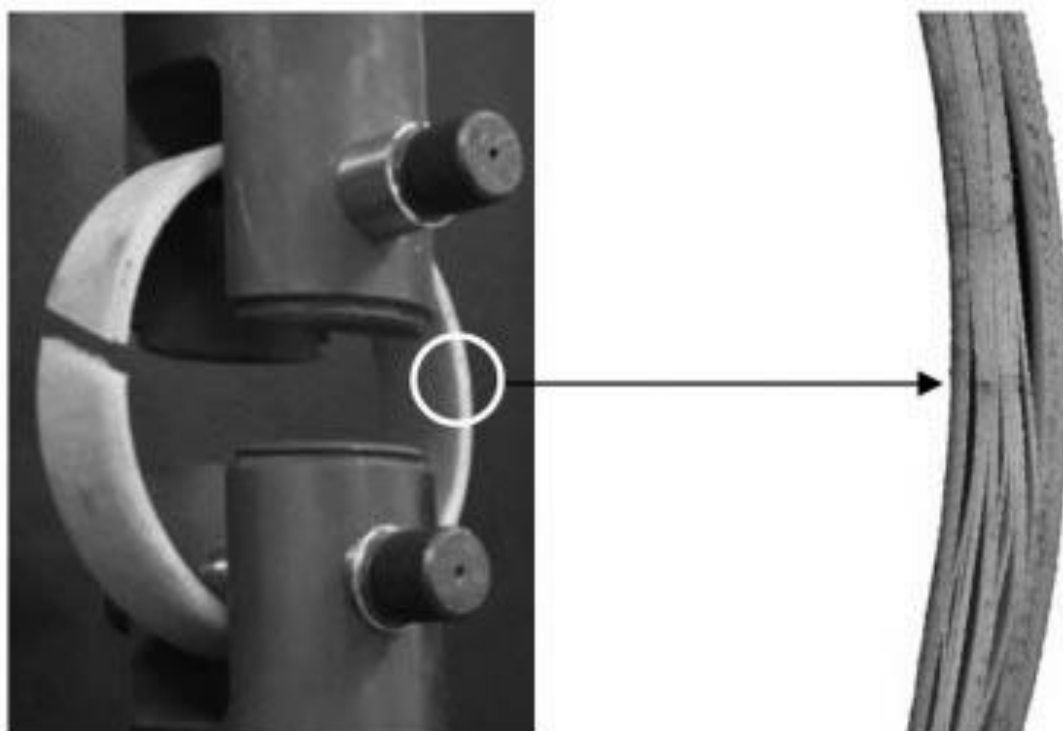


Рисунок 2.13 – Образец в захватах [31]

Расчет трансверсальных растягивающих напряжений был проведен по приближенной зависимости [117]:

$$\sigma_R = 1,5P / bh, \quad (2.9)$$

где  $P$  – нагрузка при растяжении;  $b$  – ширина и  $h$  – толщина.

Следует, однако, заметить, что выполнение разреза существенно снижает остаточные технологические напряжения и данный метод испытания подходит только для оценки трансверсальной прочности композитов в предположении отсутствия начальных напряжений.

Для исследования прочности втулки из КОП и влияния на нее остаточных технологических напряжений было проведено два типа испытаний [93]: растяжение цельной втулки сосредоточенными силами в радиальном направлении (рисунок 2.14) и растяжение образцов с размерами  $15 \times 15 \times 12$  мм, вырезанных из втулки на специальном приспособлении, исключающем изгиб (рисунок 2.15), с помощью технологии клеивания.





Рисунок 2.14 – Испытания втулки на расслоение при растяжении

Вследствие малых размеров образца, исключающих возможность непосредственного захвата и приложения растягивающих усилий, использовали известную технологию [32, 105], в которой предусмотрено использование специальных элементов-переходников, к которым прикладывается нагрузка и разрушение происходит не по клею, а по образцу, так как прочность образца существенно ниже. Чтобы исключить влияние возможного изгиба на результаты испытаний, в нагрузочном приспособлении предусмотрена установка шарнирных узлов с перекрещивающимися осями (аналогия - Карданов шарнир) и вклеивание образца с использованием кондуктора, минимизирующего случайные боковые отклонения.

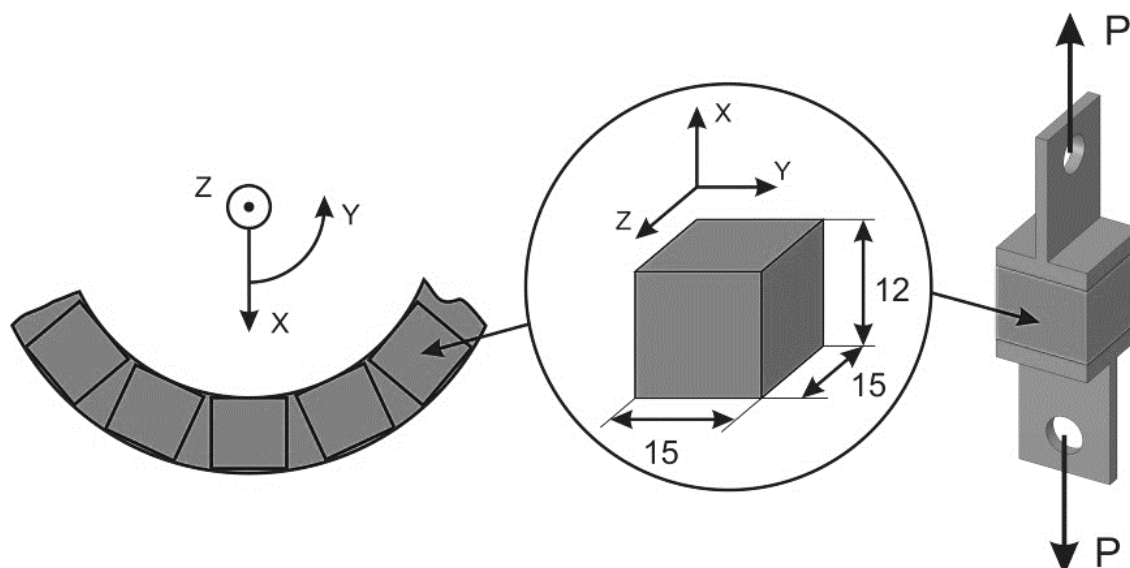


Рисунок 2.15 – Схема вырезки образцов и их испытания на растяжение

Типичный вид образца после испытания на растяжение представлен на рисунке 2.16.

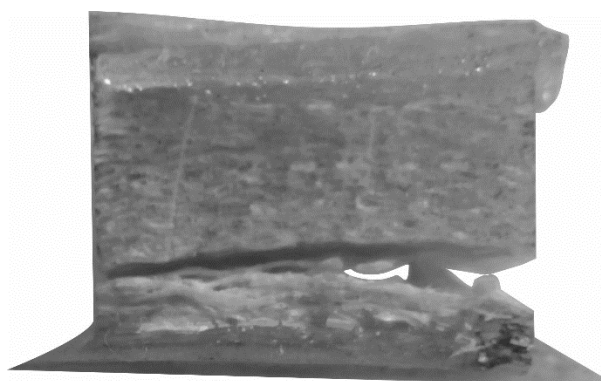


Рисунок 2.16 – Образец после испытания на растяжение

В обоих случаях было испытано по пять образцов. В первом случае нагрузка расслоения при испытаниях составила  $9,01 \pm 0,60$  кН. Во втором случае нагрузка разрушения составила  $2,83 \pm 0,05$  кН. Сравнение величин трансверсальных пределов прочности, полученных двумя методами, представлено ниже в главе 3.

## 2.7. Определение температуры стеклования.

Определение температуры стеклования проводилось при помощи динамического механического анализатора (ДМА) HETZSH DMA 242С. ДМА позволяет определять вязкоупругие свойства материала [104]. Принцип работы основан на том, что к образцу прикладывается синусоидальная нагрузка или перемещение (входной сигнал). Синусоидальное отклонение или деформация (выходной сигнал) содержит информацию о динамическом модуле упругости  $E'$  (упругая часть – накопление или запас энергии), модуле вязкости  $E''$  (неупругая область – потери энергии) и тангенсе фазового угла  $\tan \delta$  (или тангенсе угла потерь, равного отношению модуля вязкости к модулю упругости  $E''/E'$ ). Положение пикса, регистрируемое датчиком перемещения, который соответствует смещению образца.

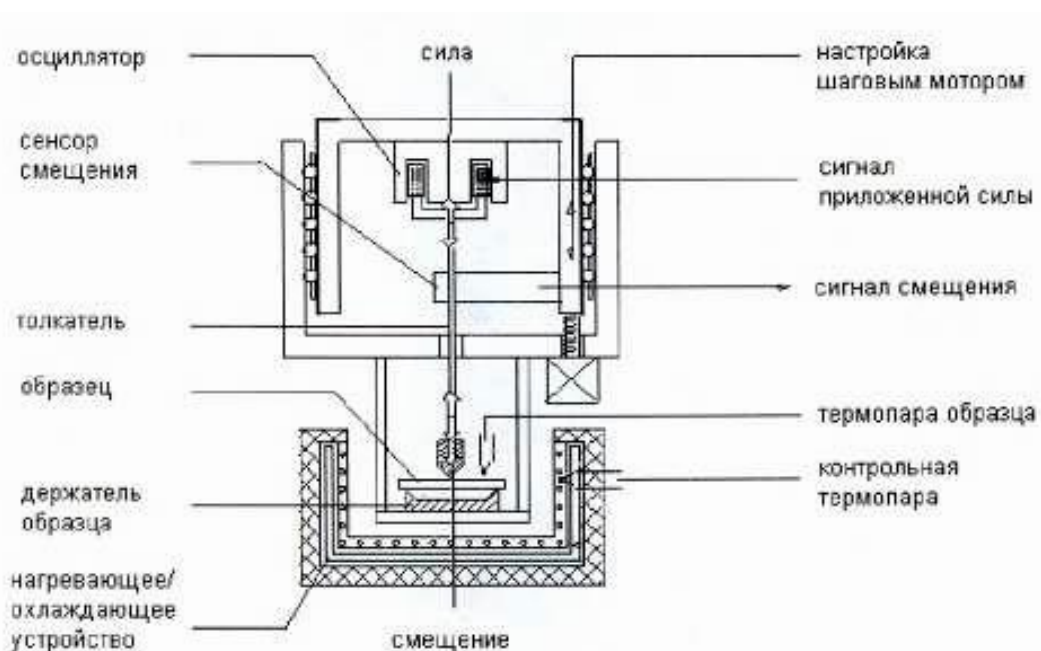


Рисунок 2.17 Схематическое устройство ДМА [104]

Узел, содержащий осциллятор и датчик, перемещается относительно опор образца при помощи шагового двигателя. Это позволяет испытывать образцы с

различными геометрическими параметрами и прикладывать к ним статическую нагрузку.

Модуль упругости, определяющий связь  $\sigma_0 = E \cdot \varepsilon_0$  между амплитудами периодически изменяющихся напряжений  $\sigma(t) = \sigma_0 \cdot \exp(i\omega \cdot t)$  и деформаций  $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \cdot \exp(i\omega \cdot t)$  с частотой  $\omega$ :

$$E^*(\omega) = E'(\omega) + i \cdot E''(\omega). \quad (2.10)$$

Тангенс угла потерь, на который деформация запаздывает относительно напряжения, является мерой внутреннего трения. Он будет равен отношению мнимой части  $E''(\omega)$  к действительной  $E'(\omega)$ .

В эксперименте в данном случае изучается изменение модуля  $E'(\omega)$  при нагревании. Для этого образцы в виде сегмента (рисунок 2.5) испытывали на трехточечный изгиб (рисунок 2.18) при циклическом воздействии с частотой 1 Гц, в диапазоне температур от 25 до 150°C и скоростью нагрева 1°C/мин.

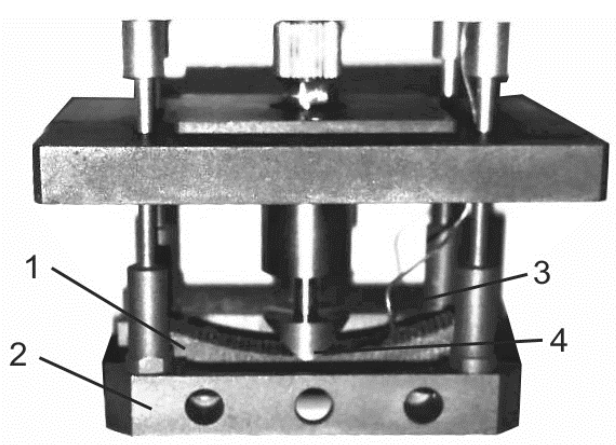


Рисунок 2.18 – Рабочая область HETZSH DMA 242С:  
образец (1); опоры (2); термопара (3); пуансон (4)

Типичный вид диаграммы зависимость модуля упругости от температуры представлен на рисунке 2.19

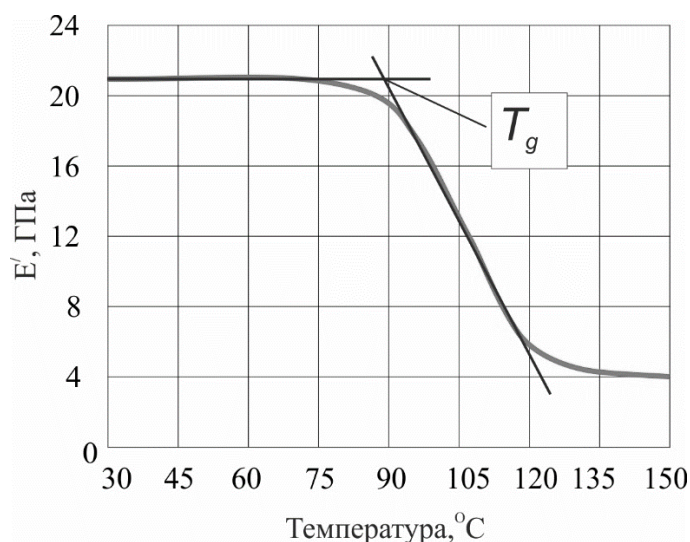


Рисунок 2.19 – Зависимость модуля упругости КОП от температуры

Согласно [24], за температуру начала стеклования  $T_g$  принята температура, соответствующая пересечению двух касательных к кривой динамического модуля упругости (рисунок 2.19). Первая касательная линия проходит через точку, соответствующую температуре до области перехода. Вторая касательная проходит через точку перегиба, находящуюся приблизительно в середине участка падения динамического модуля упругости. По результатам испытаний пяти образцов была найдена температура  $T_g = 89,1 \pm 1,6^\circ\text{C}$

### Выводы по главе

1. Для проведения экспериментальных исследований была изготовлена партия втулок (внутренний диаметр 75мм, наружный диаметр 105 мм, толщина стенки 15 мм), полученных методом окружной намотки тканевого препрега.

2. Из втулок с помощью водоохлаждаемой низкоскоростной алмазной пилы были сделаны срезы (толщина 0,2 мм) вдоль нитей основы и утка. Срезы были изучены на оптическом микроскопе в проходящем свете. Получены данные о структуре материала внутренних и внешних слоев втулки. Была получена оценка объемной доли стекловолокон и смолы в микропластике.

3. Экспериментально определено распределение по толщине модуля упругости КОП. Используя метод выжигания, были получены распределения по толщине плотности, объемных долей стеклянных волокон, полимерной матрицы и пор (пустот).

4. Найдено распределения величин коэффициента теплового линейного расширения по толщине втулки в осевом и окружном направлениях. Определен коэффициент теплового линейного расширения эпоксифенольной матрицы.

5. Для исследования прочности втулки из КОП и влияния на нее остаточных технологических напряжений было проведено два типа испытаний: растяжение цельной втулки сосредоточенными силами в радиальном направлении и растяжение призматических образцов, вырезанных из втулки на специальном приспособлении, исключающем изгиб, с помощью технологии клеивания.

6. При помощи динамически механического анализатора (ДМА) определена температура стеклования КОП.

Полученные данные ниже использованы для верификации расчетных моделей КОП и оценки остаточных напряжений после изготовления втулок.

### 3. ЧИСЛЕННАЯ ОЦЕНКА УПРУГИХ И ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК И ОБРАЗОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ТОЛСТОСТЕННЫХ ВТУЛКАХ ИЗ КОМПОЗИТОВ С ОТКРЫТОЙ ПОРИСТОСТЬЮ

Третья глава состоит из трех частей, в которых последовательно, на двух масштабных уровнях (микро- и мезо-) рассмотрено решение проблемы гомогенизации КОП перехода от физико-механических свойств волокон и матрицы к свойствам однонаправленного композита (нити), составленного из этих компонентов, и к свойствам *пористых* тканевых слоев, составленных из переплетенных нитей [11]. Такая последовательность модельных исследований обусловлена невозможностью чисто экспериментального определения всех физико-механических констант, необходимых для МКЭ-анализа напряженного состояния втулки опорного узла (глава 4) при его нагружении.

#### 3.1 Моделирование структуры микропластика (микромеханика)

Упругие и теплофизические свойства нитей (как однонаправленных композитов с регулярной структурой) были найдены при помощи конечно-элементного анализа с использованием литературных данных о свойствах стекла и данных о свойствах эпоксифенольной матрицы, полученных экспериментально. Также было проведено сопоставление результатов, полученных МКЭ расчетом и результатов, полученных аналитическим методом.

Однонаправленный композит, армированный волокном, можно считать трансверсально изотропным. Для описания такого материала требуется всего пять констант упругости. Оси упругой симметрии для такого материала показаны на рисунке 3.1, причем плоскость ХУ – плоскость изотропии.

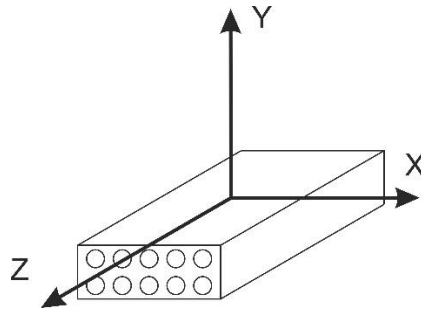


Рисунок 3.1 – Оси симметрии нити

Продольный модуль упругости (в направлении волокна) был определен по следующей зависимости (правило смеси) [118]:

$$E_Z = E_{cm} \nu_{cm} + E_M \nu_M, \quad (3.1)$$

где  $E_{cm}$ ,  $E_M$  – модули упругости стекловолокна и матрицы,  $\nu_{cm}$ ,  $\nu_M$  – объемные доли стекловолокон и матрицы.

При определении трансверсального модуля упругости (в направлении, поперечном к волокнам) была использована полуэмпирическая формула Халпина-Цая [115]:

$$E_X = E_Y = E_M \left[ \frac{1 + 2\eta \nu_{cm}}{1 - \eta \nu_{cm}} \right], \quad (3.2)$$

$$\eta = \frac{(E_{cm}/E_M) - 1}{(E_{cm}/E_M) + 2}.$$

Анализ результатов, полученных в работе [60] показывает, что коэффициенты Пуассона однонаправленного композита в плоскости армирования в основном зависят лишь от объемного содержания волокон и коэффициентов Пуассона компонентов. Коэффициенты Пуассона в плоскости армирования были определены по формуле:

$$\mu_{ZX} = \mu_{ZY} = \mu_{cm} \nu_{cm} + \mu_M \nu_M, \quad (3.3)$$

где  $\mu_{cm}$ ,  $\mu_M$  – коэффициенты Пуассона стекловолокна и матрицы.

При определении модуля сдвига однонаправленного композита в плоскости армирования хорошее согласие с экспериментом показала зависимость [126, 127]:



$$G_{ZX} = G_{ZY} = G_M \left[ 1 + \frac{v_{cm}(1 - G_M/G_{cm})}{G_M/G_{cm} + S(1 - G_M/G_{cm})} \right],$$

$$G_M = \frac{E_M}{2(1 + \mu_M)}, \quad G_{cm} = \frac{E_{cm}}{2(1 + \mu_{cm})}, \quad (3.4)$$

$$S = 0,49247 - 0,47603v_{cm} - 0,02748v_{cm}^2.$$

Межслойный модуль сдвига был вычислен при помощи формулы [116]:

$$G_{XY} = G_M \frac{v_{cm} + \eta(1 - v_{cm})}{\eta(1 - v_{cm}) + v_{cm}G_M/G_{cm}},$$

$$\eta = \frac{3 - 4\mu_M + G_M/G_{cm}}{4(1 - v_{cm})}. \quad (3.5)$$

Коэффициент теплового расширения в направлении волокон рассчитывается как [158]:

$$\alpha_Z = \frac{\alpha_{cm}v_{cm}E_{cm} + \alpha_M v_M E_M}{E_Z}, \quad (3.6)$$

где  $\alpha_{cm}$ ,  $\alpha_M$  – коэффициенты теплового линейного расширения стекловолокна и матрицы.

В качестве расчетной модели при КЭ моделировании была принята схема повторяющегося элемента (рисунок 3.2) с объемной долей стекловолокон ~69% и с объемной долей смолы ~31%. Радиус цилиндра был определен из соотношения объемных долей волокон и смолы.

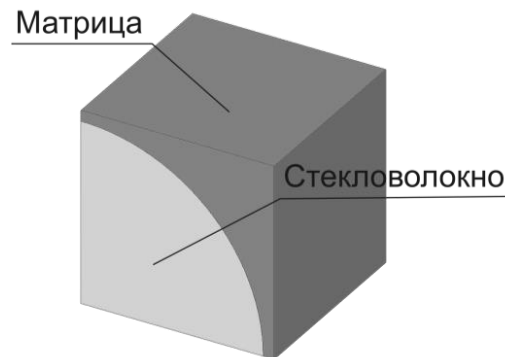


Рисунок 3.2 – Микромеханическая модель

Для определения модулей упругости и коэффициентов Пуассона ( $E_x$ ,  $E_y$ ,  $E_z$ ,  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{zy}$ ,  $\nu_{zx}$ ) на свободных поверхностях представительного элемента были заданы условия зеркальной симметрии, а на других поверхностях осуществлялось взаимодействие со вспомогательными жесткими кубическими элементами, за счет контакта типа No Separation (рисунок 3.3). Этот тип контакта обеспечивает одинаковость нормальных перемещений во всех точках контактной поверхности и отсутствие ограничений на перемещения в плоскости контакта. На границе раздела фаз элементы волокна и матрицы имели общие узлы.

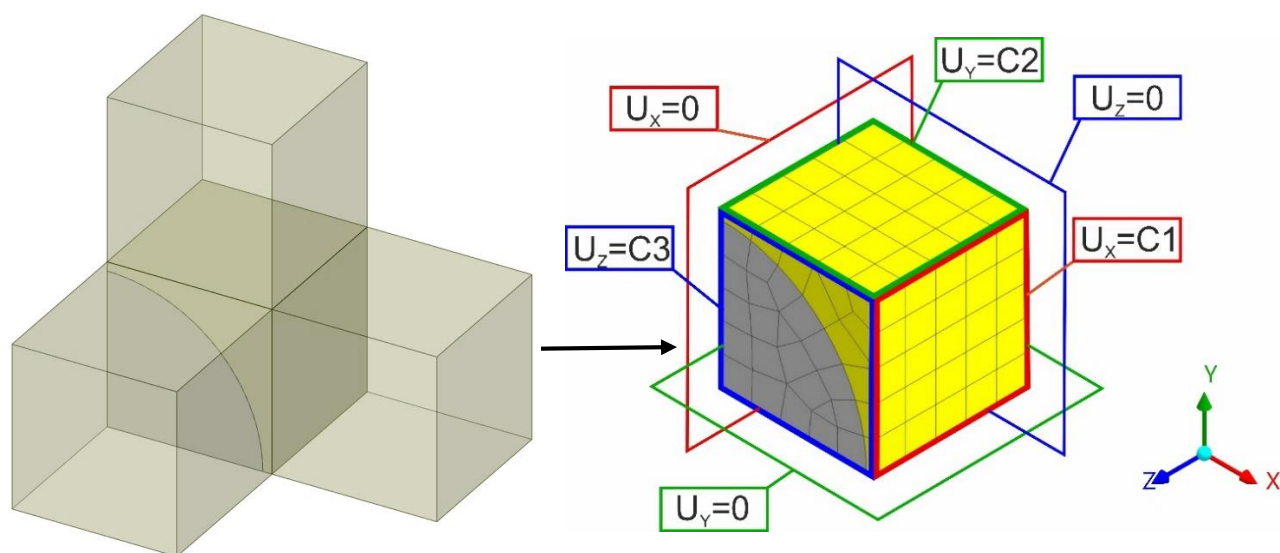


Рисунок 3.3 – Граничные условия и сетка конечных элементов представительного элемента

Для вычисления модуля упругости абсолютно жесткому телу было задано перемещение в направлении оси, после чего определялась сила реакции (рисунок 3.4). Модули упругости  $E_x$ ,  $E_y$ ,  $E_z$  находились по формулам:

$$E_x = \frac{F_x}{u_x a}, \quad E_y = \frac{F_y}{u_y a}, \quad E_z = \frac{F_z}{u_z a}, \quad (3.7)$$

где  $a$  – длина ребра микромодел;  $u_x$ ,  $u_y$  и  $u_z$  – перемещение абсолютно жестких элементов в направлении осей X, Y и Z соответственно;  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  – силы реакций от приложенных перемещений.

Коэффициенты Пуассона  $\nu_{ZX}$ ,  $\nu_{ZY}$ ,  $\nu_{ZY}$  были определены следующим образом:

$$\nu_{XY} = \frac{u_Y}{u_X}, \nu_{ZX} = \frac{u_X}{u_Z}, \nu_{ZY} = \frac{u_Y}{u_Z}. \quad (3.8)$$

Для построения КЭ модели использовались 20-узловые твердотельные квадратичные элементы SOLID186, доступные в библиотеке элементов системы ANSYS. Эти конечные элементы отображают линейное изменение напряжений и деформаций по его телу. Размер КЭ микромоделей в среднем равен 10 мм (пять элементов на ребро куба). Количество элементов в модели около 200. Измельчение сетки в два раза приводило к изменению перемещений, деформаций и напряжений в узлах меньше чем на 0,1%.

Исходя из допущения, что каждая фаза является однородной, изотропной и линейно упругой, были найдены упругие и теплофизические свойства однонаправленного композита - микропластика.

В таблице 3.1 приведены характеристики материалов, использованные при микромоделировании МКЭ.

Таблица 3.1 – Упругие и теплофизические свойства компонентов микропластик

| Материал                | Е(ГПа) | $\alpha(10^{-6}/C^0)$ | Коэффициент Пуассона |
|-------------------------|--------|-----------------------|----------------------|
| Эпоксифенольная матрица | 3,53   | 58,0                  | 0,35                 |
| Стекловолокно           | 72,3   | 5,5                   | 0,22                 |

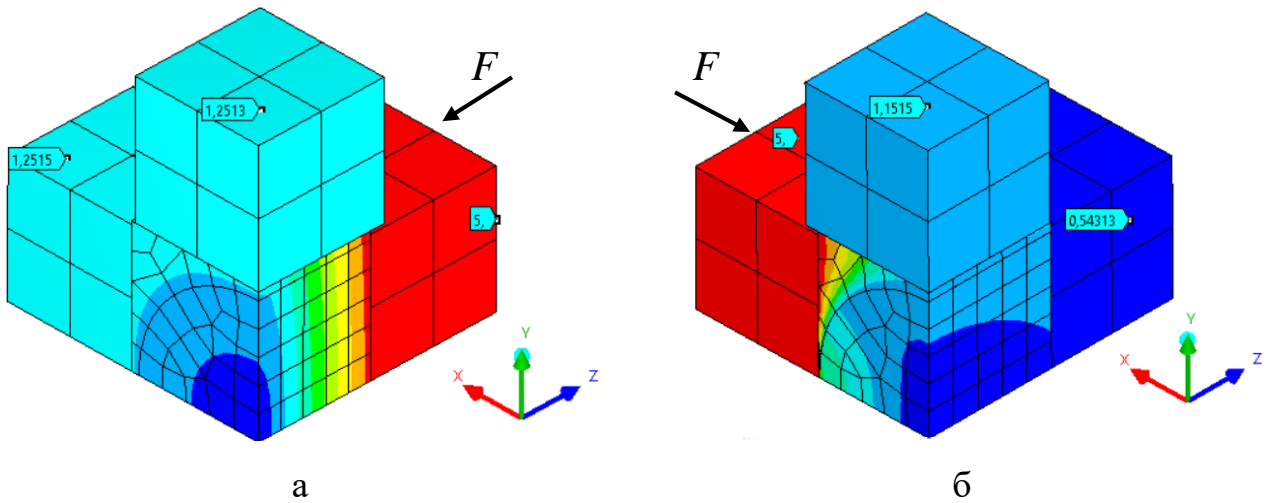


Рисунок 3.4 – Представительный элемент в деформированном состоянии после приложения нагрузки в направлении: оси Z(а), оси X(б)

Для определения КТЛР в расчете задавали изменение температуры  $\Delta T = 100^\circ\text{C}$  (рисунок 3.5).

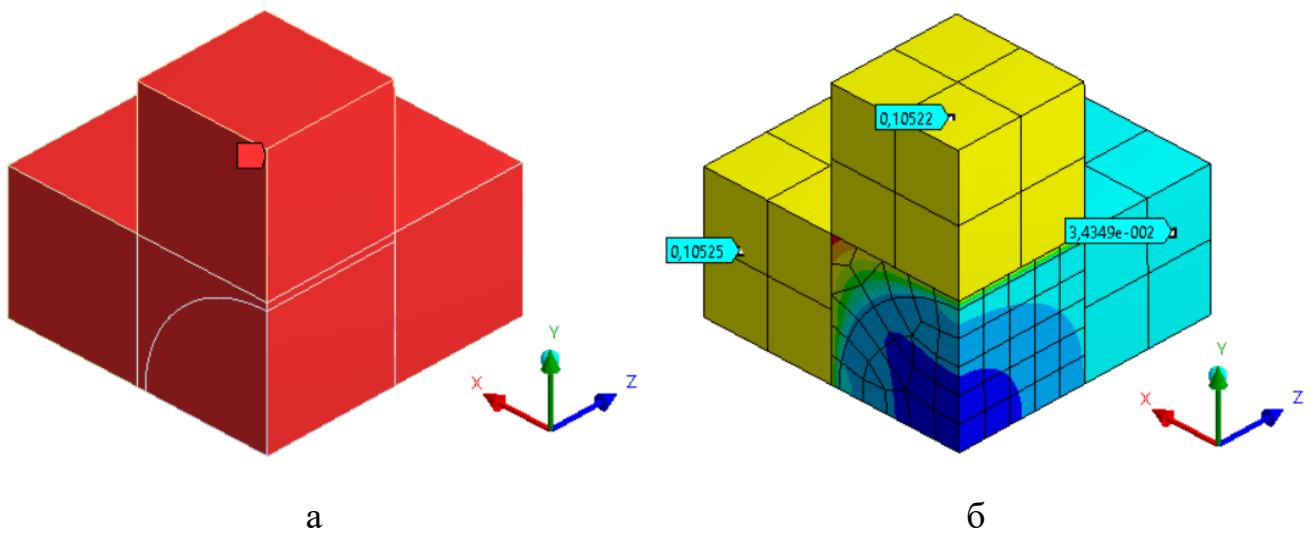


Рисунок 3.5 – Распределение температуры в модели (а); представительный элемент в деформированном состоянии (б)

Для определения трех величин модулей сдвига ( $G_{YZ}$ ,  $G_{ZX}$ ,  $G_{XY}$ ) был использован более сложный самосогласованный подход [7, 35, 40]. Для этого была создана трехфазная модель, в которой представительный элемент, погружен в эквивалентную среду (рисунок 3.6). Эквивалентная среда является гомогенной, анизотропной и обладает эффективными характеристиками, часть из которых были определены ранее (модули  $E_X$ ,  $E_Y$ ,  $E_Z$  и коэффициенты Пуассона  $\nu_{ZX}$ ,  $\nu_{ZY}$ ,  $\nu_{ZY}$ ).

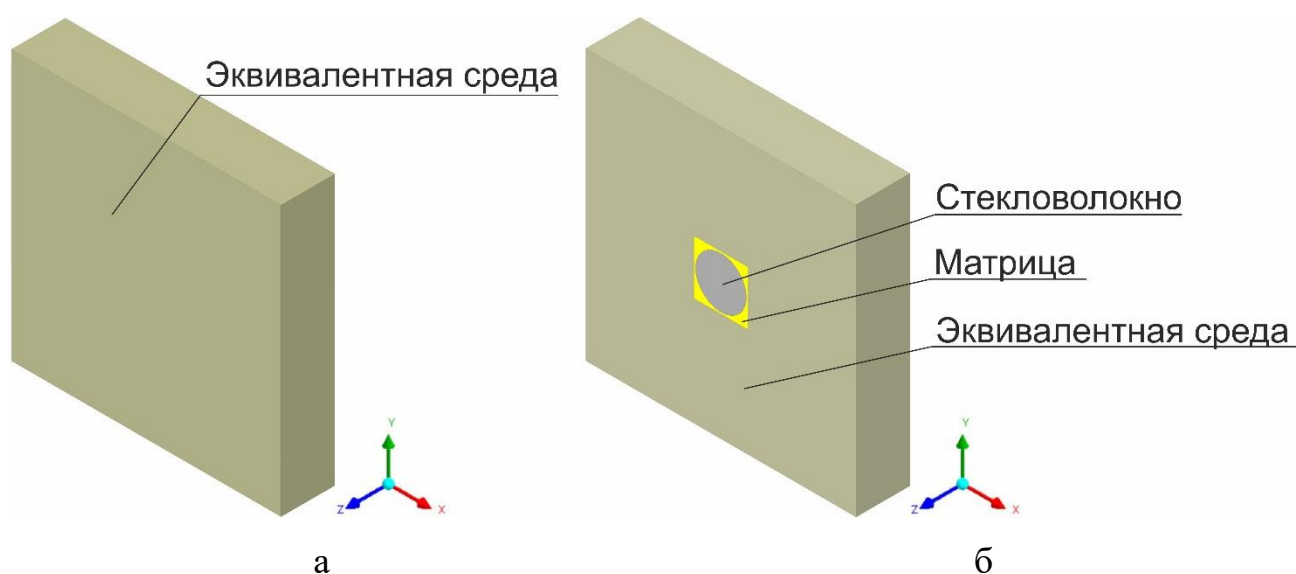


Рисунок 3.6 – Модель эквивалентной среды (а); трехфазная модель (б)

Далее к поверхностям трехфазной модели и модели, состоящей только из эквивалентной среды, прикладывались сдвиговые напряжения. Модуль сдвига  $G_{XY}$  эквивалентной среды определяется из условия равенства перемещений двух моделей.

Размер сетки КЭ представительного элемента оставался неизменным. Для создания регулярной сетки эквивалентной среды размер КЭ для нее также составлял 10 мм. Количество элементов в модели порядка 40 тысяч. Граничные условия и сетка конечных элементов представлены на рисунке 3.7.

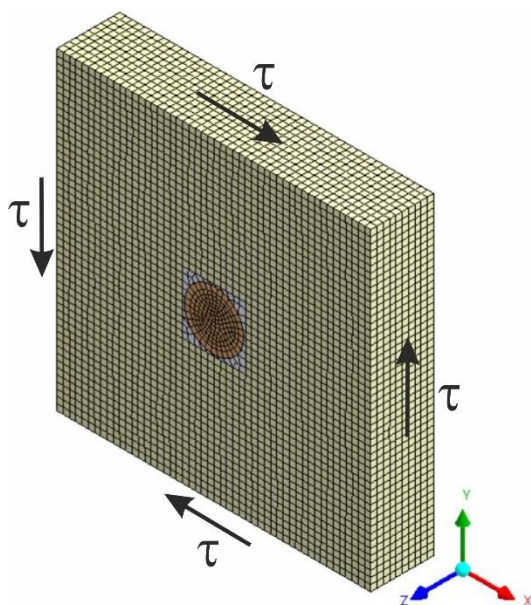


Рисунок 3.7 – Граничные условия и сетка конечных элементов трехфазной модели для определения  $G_{XY}$

При создании трехфазной модели было проведено исследование зависимости величины деформации от объема эквивалентной среды. На рисунке 3.8б в качестве примера показано распределение относительных деформаций  $\epsilon_x$  на грани трехфазной модели при ее деформировании. Для моделей с другими объемами эквивалентной среды были проведены аналогичные расчеты.

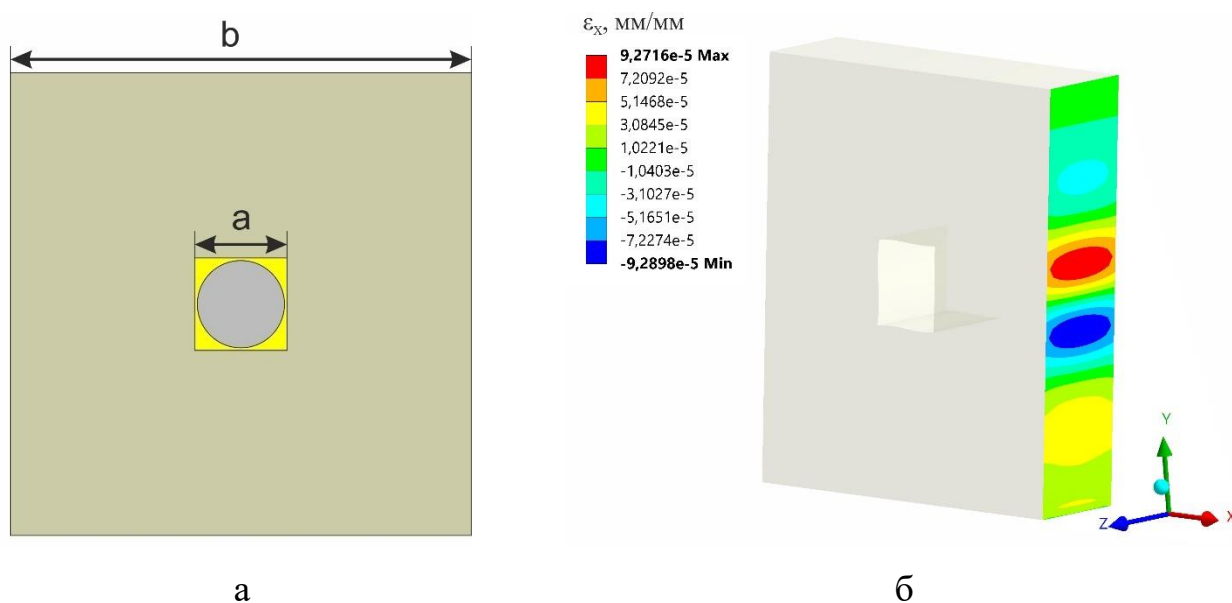


Рисунок 3.8 – Трехфазная модель (а); распределение деформаций  $\epsilon_x$  (б)

На рисунке 3.9 представлена зависимость значений максимальной деформации  $\varepsilon_x$  на поверхности трехфазной модели от величины  $b$ .

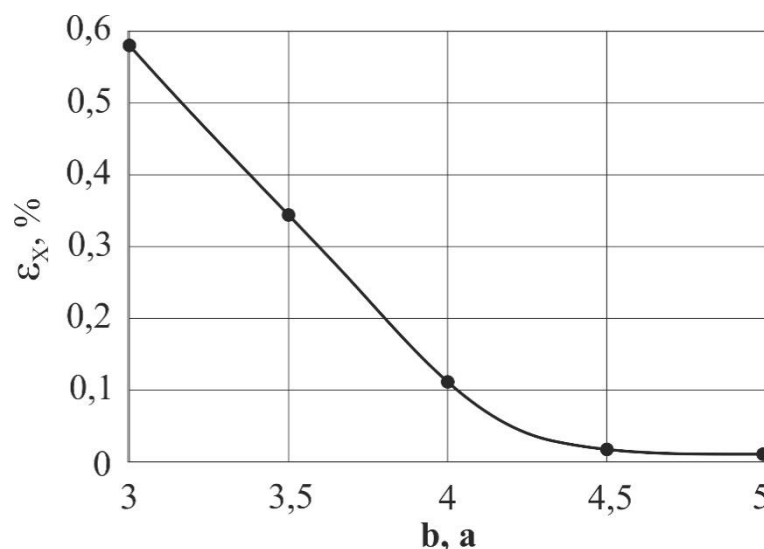


Рисунок 3.9 – Зависимость максимальной деформации  $\varepsilon_x$  от величины  $b$

Точность, полученную при длине стороны  $b = 4,5a$  и более, можно считать удовлетворительной для инженерных расчетов.

Результаты МКЭ-анализа полей перемещений трехфазной модели и модели эквивалентной среды приведены на рисунке 3.10.

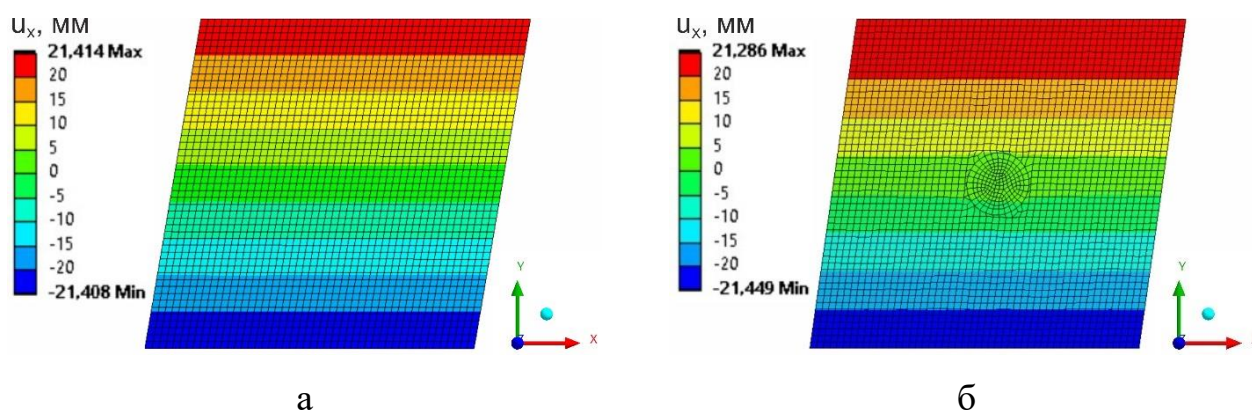


Рисунок 3.10 – Поля перемещений: модели эквивалентной среды (а) и трехфазной модели (б)

Для определения модулей сдвига  $G_{XZ}$  и  $G_{YZ}$  была использована трехфазная модель, как показано на рисунке 3.11.

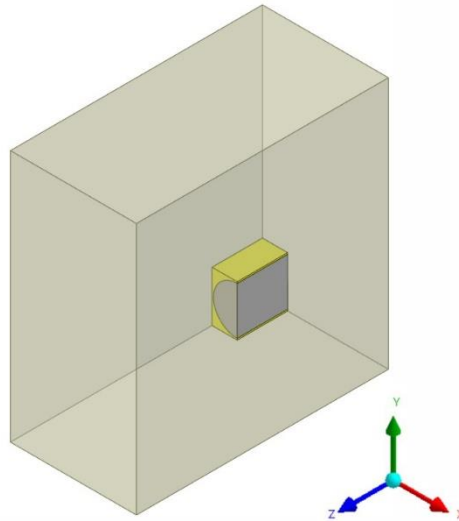


Рисунок 3.11 – Трехфазная модель для определения  $G_{XZ}$  и  $G_{YZ}$

В расчете при моделировании из соображения симметрии была рассмотрена 1/2 часть. Количество элементов в модели около 12 тысяч. Граничные условия и сетка конечных элементов представлены на рисунке 3.12.

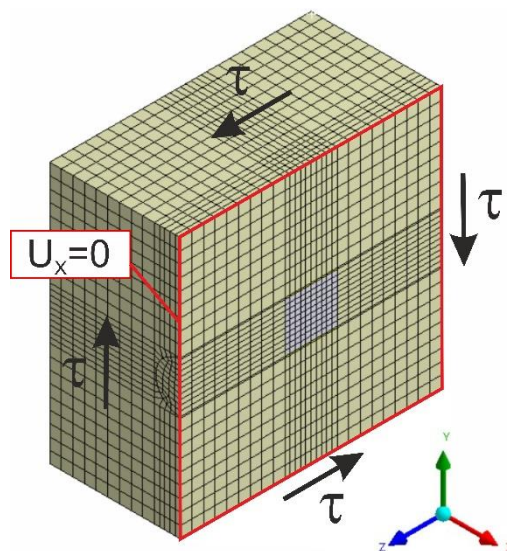


Рисунок 3.12 – Граничные условия и сетка конечных элементов трехфазной модели для определения  $G_{XZ}$  и  $G_{YZ}$



Выбор объема эквивалентной среды трехфазной модели был выполнен по аналогии с трехфазной моделью для определения  $G_{XY}$

На рисунке 3.13 в качестве примера показано распределение относительных деформаций  $\epsilon_x$  на грани трехфазной модели при ее деформировании. Для моделей с другими объемами эквивалентной среды были проведены аналогичные расчеты.

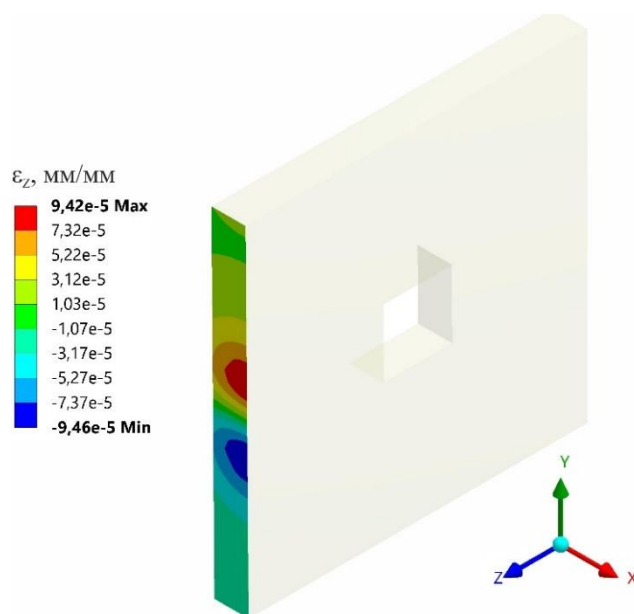


Рисунок 3.13 – Распределение деформаций  $\epsilon_z$  на поверхности трехфазной модели

На рисунке 3.14 представлена зависимость максимальной деформации  $\epsilon_z$  на поверхности трехфазной модели от величины  $b$ .

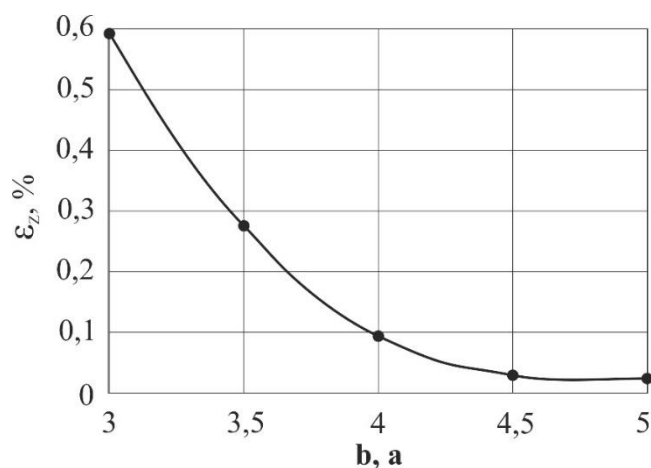


Рисунок 3.14 – Зависимость максимальной деформации  $\epsilon_x$  от величины  $b$

Результаты МКЭ-анализа полей перемещений трехфазной модели и модели эквивалентной среды приведены на рисунке 3.15.

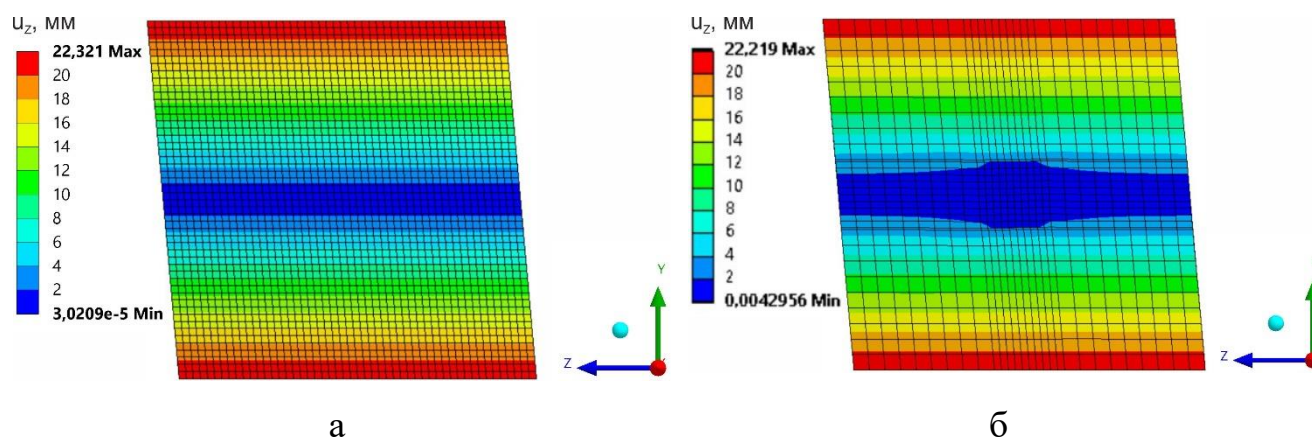


Рисунок 3.15 –Поля перемещений: модели эквивалентной среды (а) и трехфазной модели (б)

Результаты расчета теплофизических и механических свойств, для однонаправленного композита полученных аналитически и МКЭ расчетом показаны в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Упругие и теплофизические свойства микропластика

| Метод         | $E_z$<br>(ГПа) | $E_x=E_y$<br>(ГПа) | $G_{zx}=G_{zy}$<br>(ГПа) | $G_{xy}$<br>(ГПа) | $\nu_{xz}=\nu_{yz}$ | $\nu_{xy}$ | $\alpha_z$<br>( $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ) | $\alpha_x=\alpha_y$<br>( $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ) |
|---------------|----------------|--------------------|--------------------------|-------------------|---------------------|------------|--|---|
| Аналитический | 51,6           | 19,9               | 6,0                      | 5,3               | 0,26                | –          | 6,58   | –   |
| МКЭ           | 51,4           | 20,6               | 6,1                      | 5,3               | 0,25                | 0,23       | 6,86   | 20,9  |

Сравнивая значения упругих и теплофизических свойства нити, полученных двумя методами, можно заметить, что они хорошо согласуются. Относительная погрешность по всем константам упругости не превышает 5%.

Полученные результаты были использованы ниже при конечно–элементном мезомоделировании пористого тканевого препрега, состоящего из переплетенных пропитанных нитей.

### **3.2 Моделирование структуры микропластика (микромеханика)**

Кольцо толщиной 15 мм, полученное намоткой препрега из стеклоткани толщиной 0,20 мм, состоит из 75 слоев. Учет каждого из этих слоев со своими отдельными свойствами в структуре кольца представляет весьма трудоемкую задачу. Учитывая практически линейное распределение свойств по толщине (рисунок 5, 6 и 8), можно детально рассмотреть лишь две представительные ячейки (структуры), соответствующие наружному (рисунок 3.16) и внутреннему (рисунок 3.17) слоям стеклоткани в кольце (экстраполяция графиков на 0 и на 15 мм, соответственно). Остальные слои будут иметь промежуточные свойства в зависимости от их положения. Геометрия структуры материала втулки была изучена на снимках, полученных с помощью оптического микроскопа (пункт 2.2). Статистическая обработка размеров повторяющихся ячеек позволила определить характерные размеры и построить такие ячейки для внутреннего и внешнего слоя кольца для дальнейшего конечно–элементного анализа. При этом использовано допущение, что площадь поперечного сечения нитей в расчетах равна средней поперечной площади соответствующих нитей, вычисленной по снимкам.

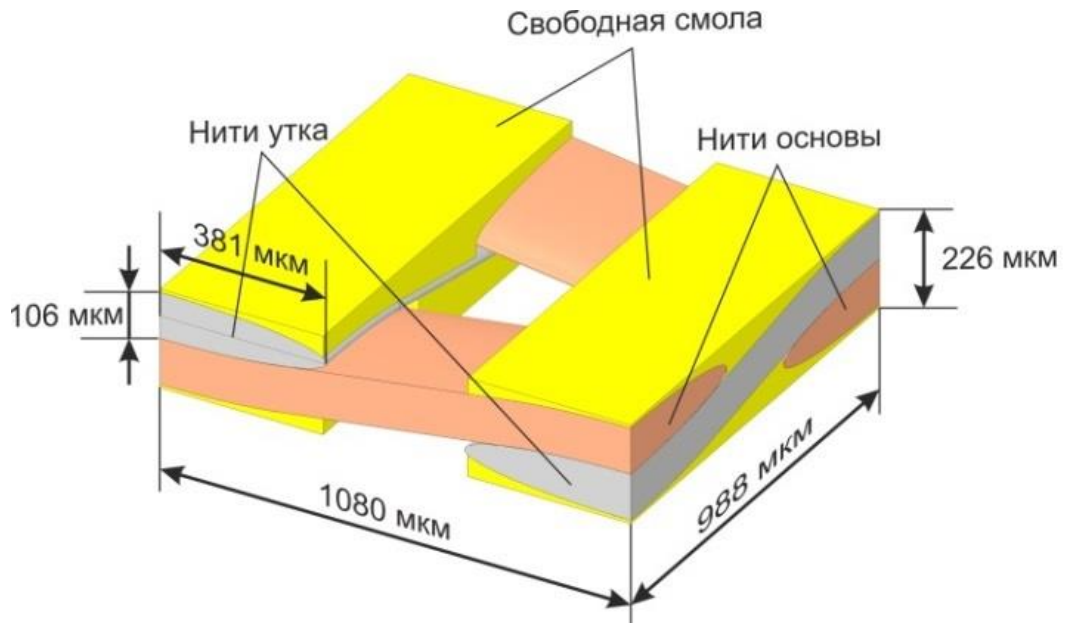


Рисунок 3.16 – Представительная ячейка внешнего слоя

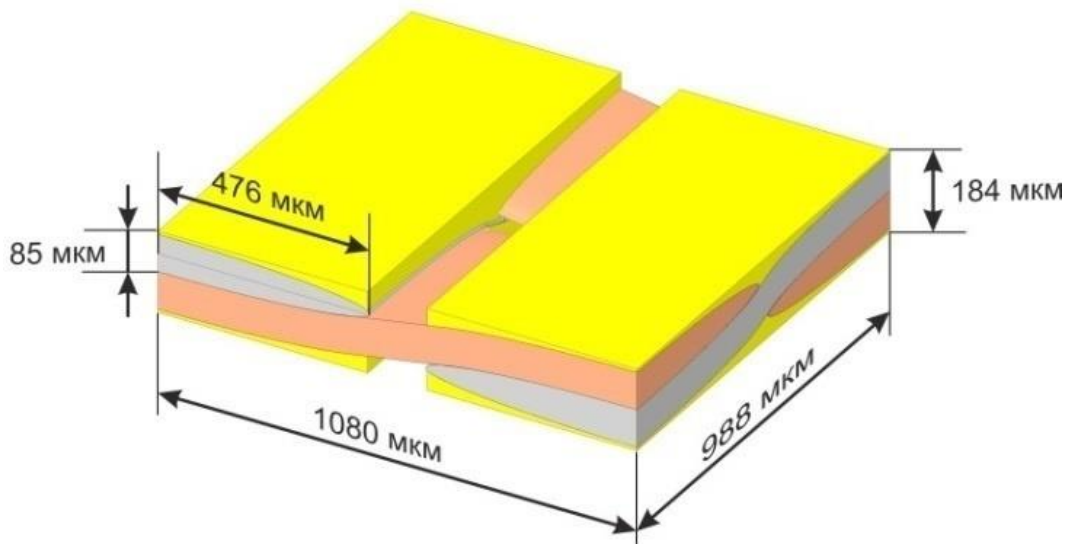


Рисунок 3.17 – Представительная ячейка внутреннего слоя

Для решения задачи гомогенизации (определения модулей упругости, коэффициентов Пуассона и теплового расширения эквивалентной однородной ортотропной среды  $E_x$ ,  $E_y$ ,  $E_z$ ,  $\nu_{xz}$ ,  $\nu_{yz}$ ,  $\nu_{xy}$ ,  $\alpha_x$ ,  $\alpha_y$ ,  $\alpha_z$ ) на свободных краях ячеек заданы условия зеркальной симметрии, а на других поверхностях осуществлялось взаимодействие со вспомогательными абсолютно жесткими элементами, за счет контакта типа No Separation (рисунки 3.18, 3.19). На границе соприкосновения

волокон между собой и волокон с матрицей использовался тип контакта Bonded (склейка), обеспечивающий взаимное перемещение всех точек в зоне контакта.

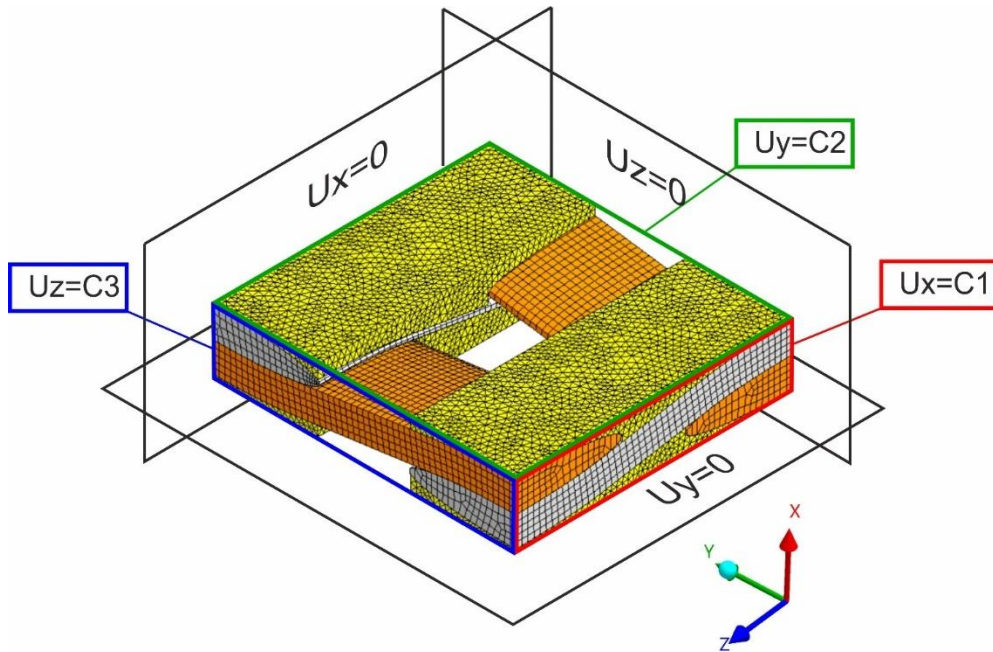


Рисунок 3.18 – Граничные условия и сетка конечных элементов представительной ячейки внешнего слоя

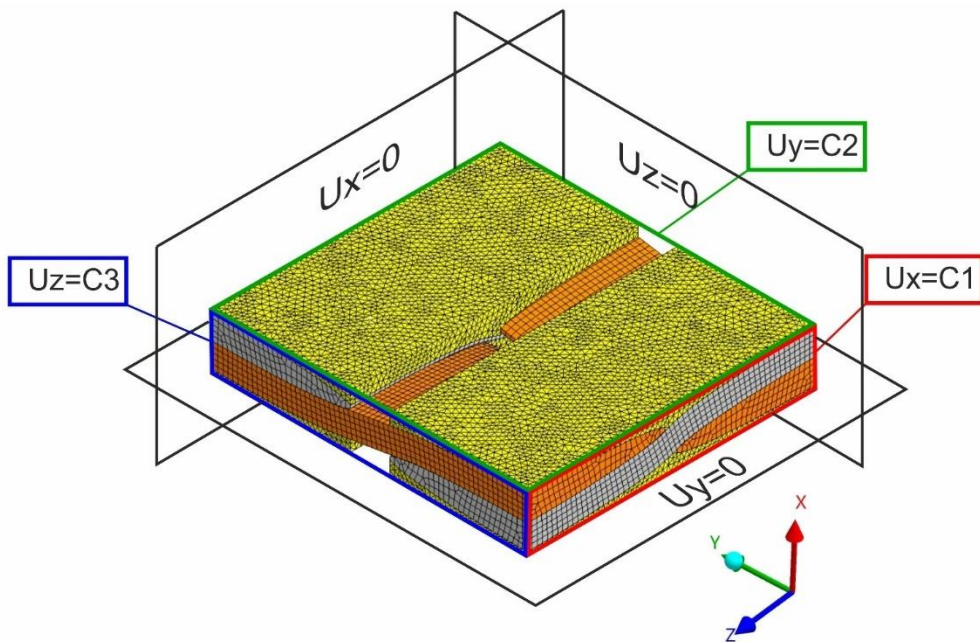


Рисунок 3.19 – Граничные условия и сетка конечных элементов представительной ячейки внутреннего слоя

Нить (микропластик, состоящий из непрерывных волокон, пропитанных матрицей), имеет трансверсально изотропные в плоскости XY механические и теплофизические свойства. По этой причине при моделировании для каждого элемента локальную систему координат назначали таким образом, чтобы ось Z каждого элемента располагалась вдоль волокон нити (рисунок 3.20).

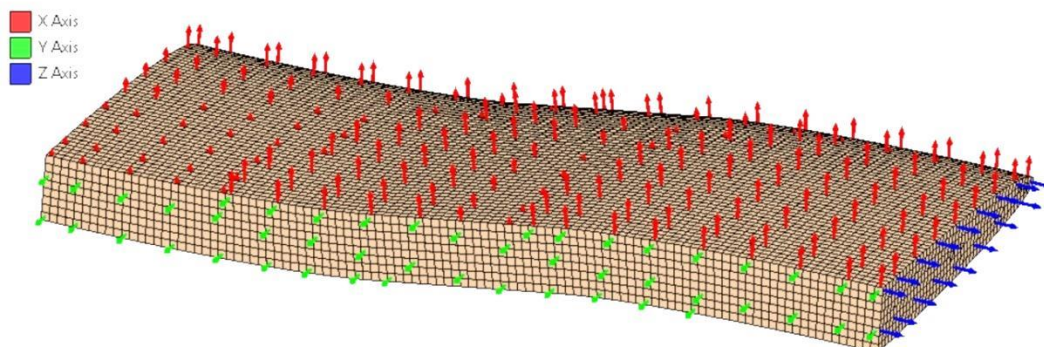


Рисунок 3.20 – Геометрия нити с локальной системой координат каждого конечного элемента

Для построения КЭ моделей представительных ячеек внутреннего и внешнего слоя было использовано два типа твердотельных элементов. Для нитей это 20-узловые квадратичные элементы SOLID186, а для свободной смолы 10-узловые тетраэдры SOLID187. Средний размер элементов представительных ячейки 5 мм. Количество элементов в моделях составило около 100 тысяч. Измельчение сетки в два раза приводило к изменению значений упругих констант меньше чем на 1%. Дальнейшее измельчение КЭ является нецелесообразным, так как приводит к значительному росту вычислительных затрат при несущественном повышении точности.

Определение модуля упругости и коэффициентов Пуассона было выполнено по аналогии с пунктом 3.1.

Для оценки сдвиговых свойств представительных ячеек внутреннего и внешнего слоев был использован самосогласованный подход, показавший хорошее согласие с аналитическим подходом при определении свойств нити.

Для определения сдвиговых характеристик были созданы трехфазные модели. В качестве примера на рисунке 3.21 представлена модель представительной ячейки внутреннего слоя для определения модуля сдвига  $G_{yz}$ .

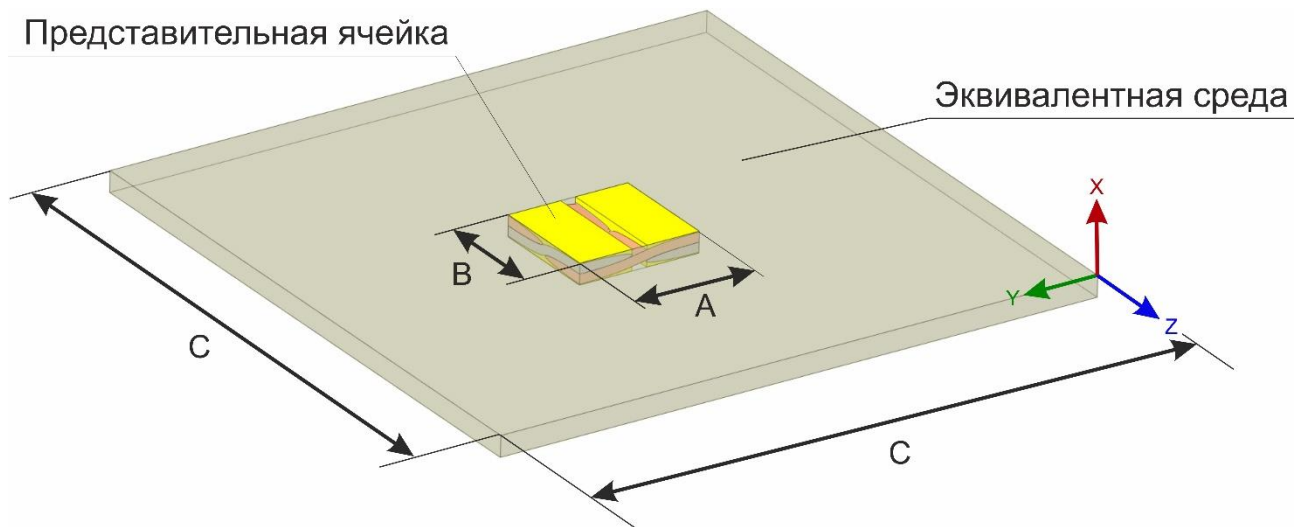


Рисунок 3.21 – Трехфазная модель для определения  $G_{yz}$

Размер сетки КЭ представительного элемента оставался неизменным. Для создания регулярной сетки эквивалентной среды размер КЭ для нее также составлял 5 мм. Количество элементов в модели около 200 тысяч. Граничные условия и сетка конечных элементов представлены на рисунке 3.22.

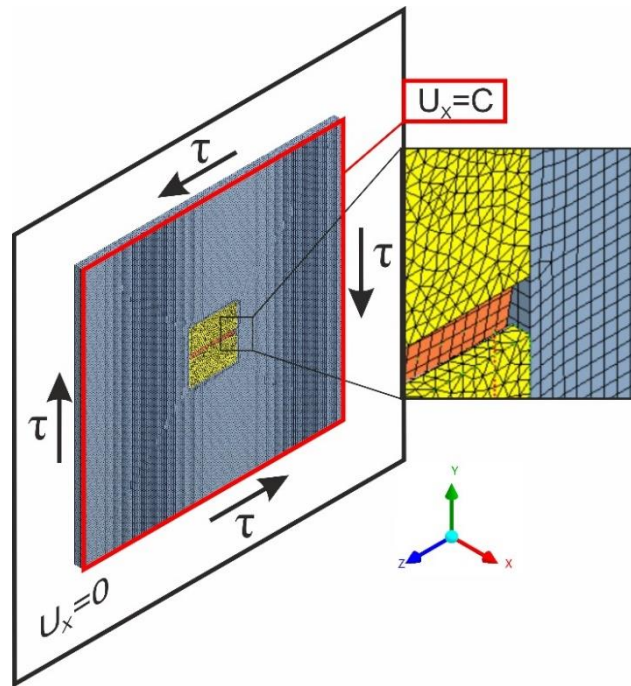


Рисунок 3.22 – Граничные условия и сетка конечных элементов трехфазной модели для определения  $G_{yz}$

Далее было проведено исследование по определению минимально необходимого объема эквивалентной среды трехфазной модели для определения  $G_{xz}$  и  $G_{yz}$ . В качестве примера показано распределение относительных деформаций  $\epsilon_Y$  (рисунок 3.23) и  $\epsilon_Z$  (рисунок 3.24) на грани трехфазной модели при ее деформировании. Для моделей с другими объемами эквивалентной среды были проведены аналогичные расчеты.

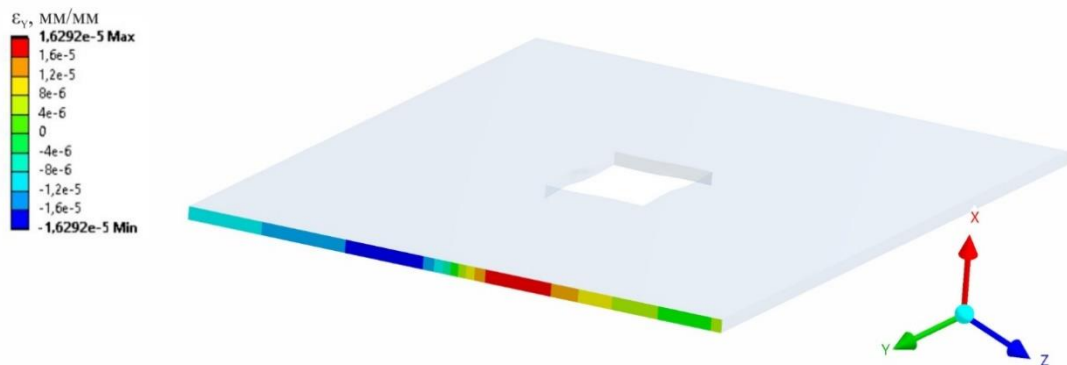
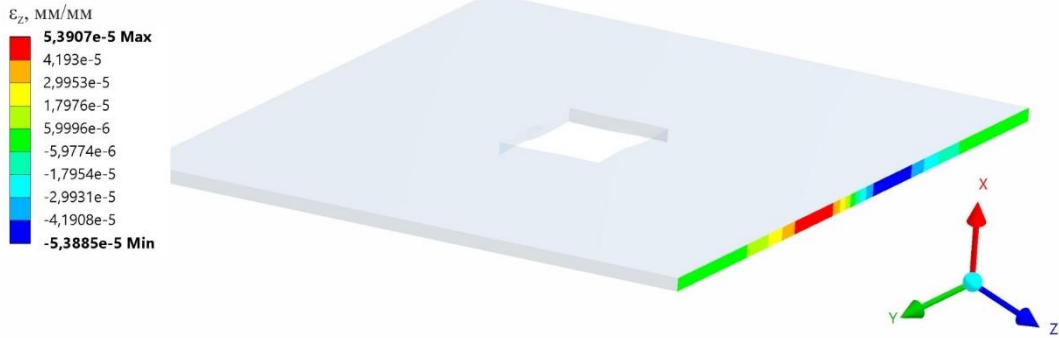
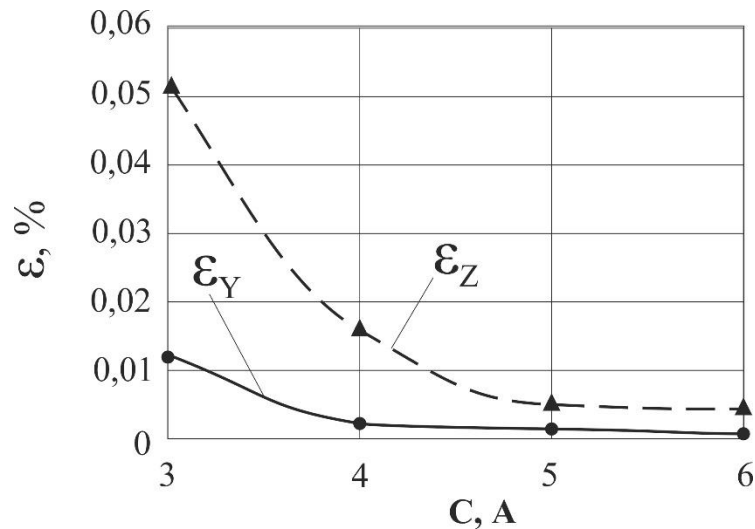


Рисунок 3.23– Распределение деформаций  $\epsilon_y$



Рисунок 3.24– Распределение деформаций  $\epsilon_z$ 

На рисунке 3.25 представлена зависимость значений максимальных деформации  $\epsilon_Y$  и  $\epsilon_Z$  на поверхности трехфазной модели от величины  $C$ .

Рисунок 3.25 – Зависимость максимальной деформаций  $\epsilon_y$  и  $\epsilon_z$  от величины  $C$ 

Погрешность, полученную при длине стороны  $C \geq 5A$ , можно считать удовлетворительной для инженерных расчетов.

Для определения модулей сдвига  $G_{xz}$  и  $G_{yz}$  были использованы трехфазные модели, как показано на рисунке 3.26.

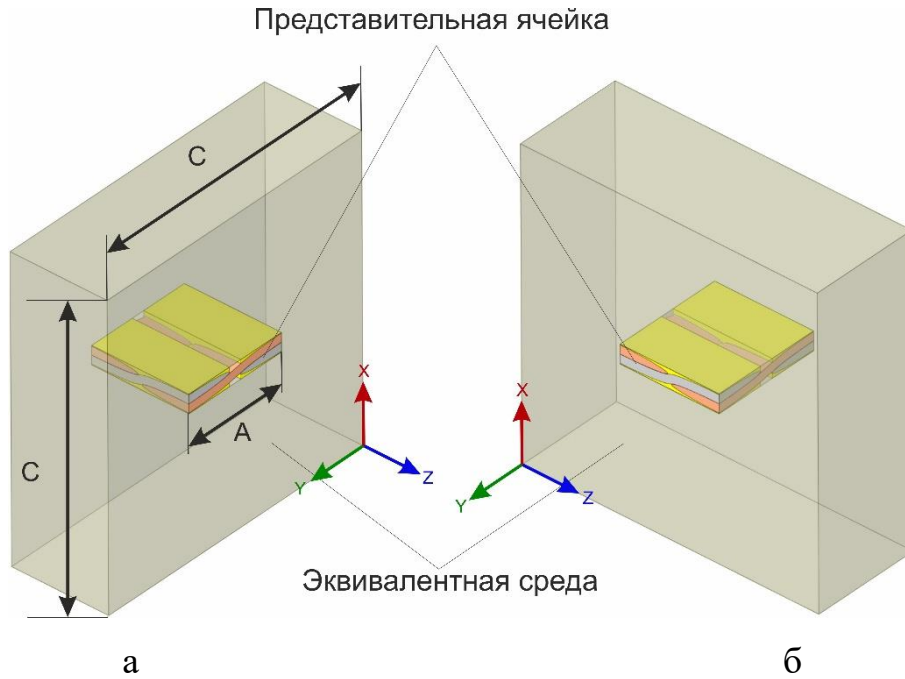


Рисунок 3.26 – Трехфазная модель для определения модулей:  $G_{xz}$  (а) и  $G_{yz}$  (б)

При создании регулярной сетки эквивалентной среды размер КЭ составлял  $\sim 10$  мм. Количество элементов в модели около 200 тысяч. Граничные условия и сетка конечных элементов представлены на рисунках 3.27, 3.28.

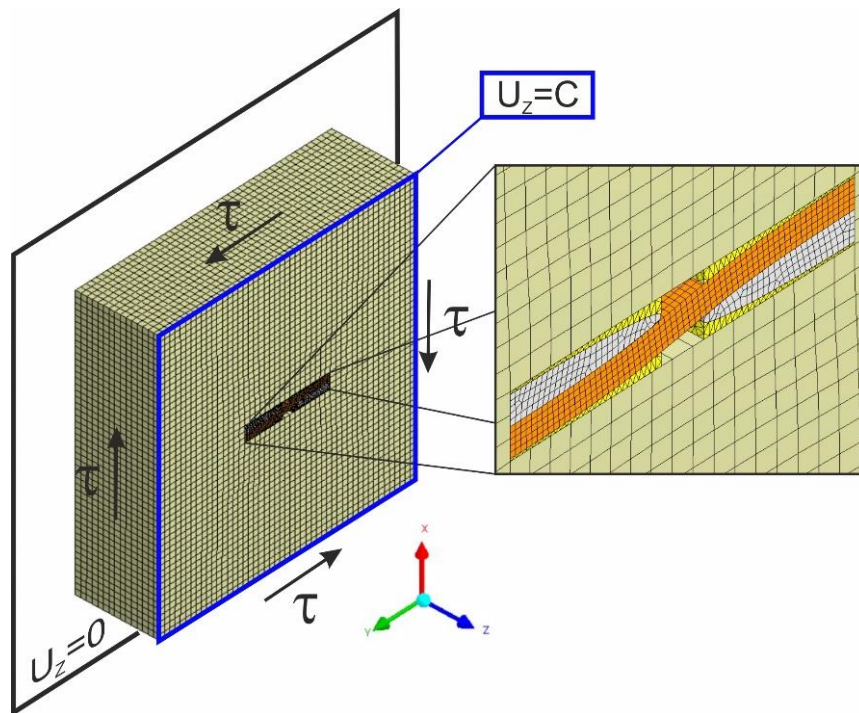


Рисунок 3.27 – Граничные условия и сетка конечных элементов трехфазной модели для определения  $G_{yz}$

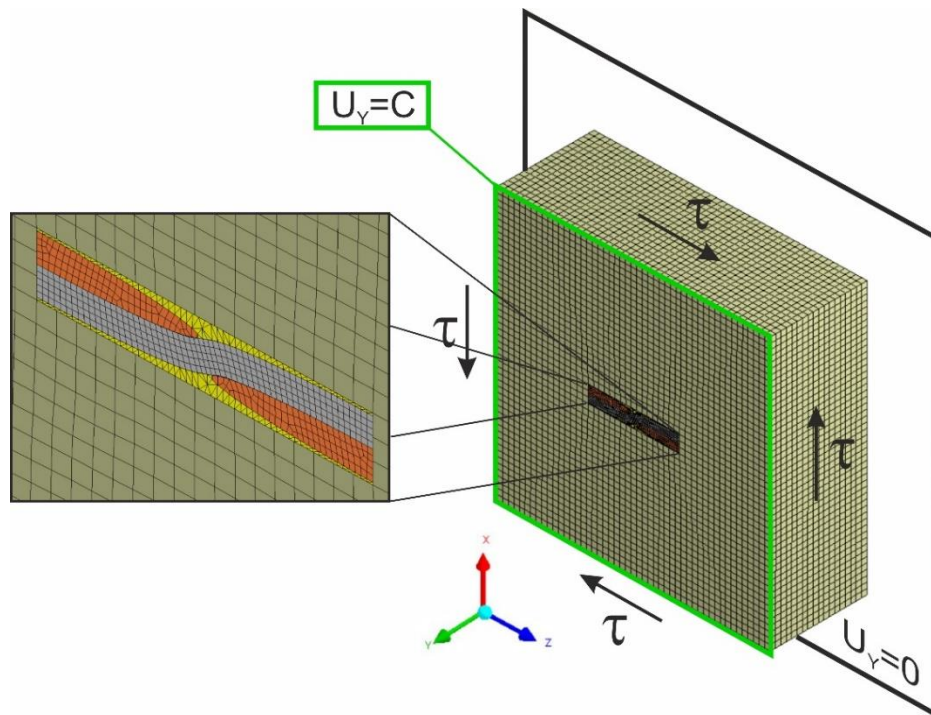


Рисунок 3.28 – Граничные условия и сетка конечных элементов трехфазной модели для определения  $G_{yz}$

Далее было проведено исследование по определению минимально необходимого объема эквивалентной среды трехфазной модели для определения  $G_{xz}$  и  $G_{yz}$ . В качестве примера показано распределение относительных деформаций  $\epsilon_Y$  (рисунок 3.29) и  $\epsilon_Z$  (рисунок 3.30) на грани трехфазной модели при ее деформировании. Для моделей с другими объемами эквивалентной среды были проведены аналогичные расчеты.

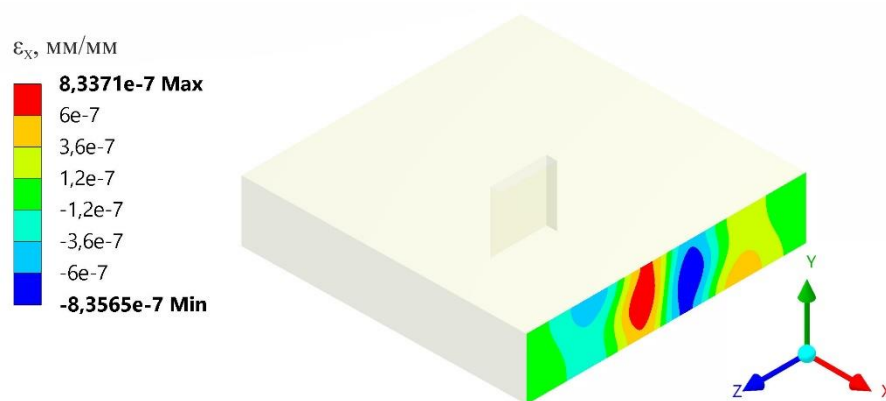


Рисунок 3.29 – Распределение деформаций  $\epsilon_y$

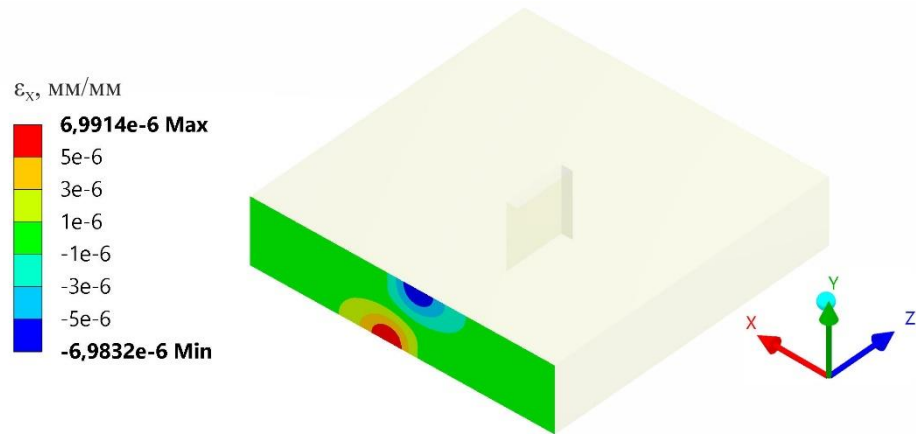


Рисунок 3.30 – Распределение деформаций  $\varepsilon_z$

На рисунке 3.31 представлена зависимость значений максимальных деформации  $\varepsilon_Y$  и  $\varepsilon_Z$  на поверхности трехфазной модели от величины  $C$ .

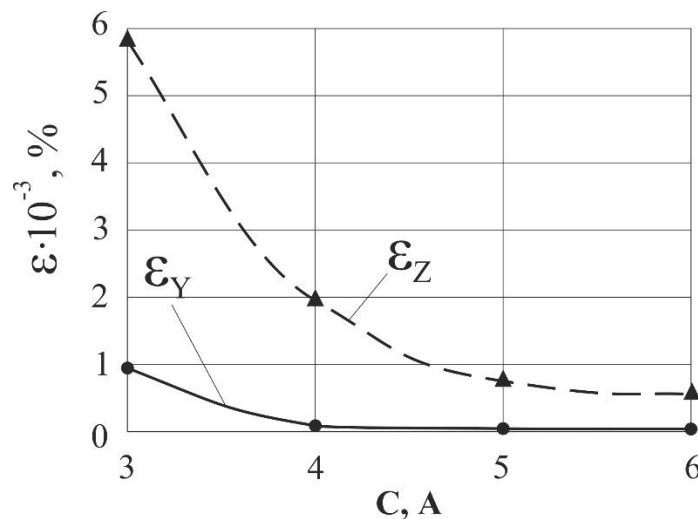


Рисунок 3.31 – Зависимость максимальной деформаций  $\varepsilon_Y$  и  $\varepsilon_Z$  от величины  $C$

Погрешность, полученную при длине стороны  $C \geq 5A$ , можно считать удовлетворительной для инженерных расчетов.

Результаты вычислений теплофизических и механических свойств представительных ячеек приведены в таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Упругие и теплофизические свойства представительных ячеек

|  | Представительная ячейка<br>внутреннего слоя | Представительная ячейка<br>наружного слоя |
|--|---|---|
| $E_y$ (ГПа)* п.2.3                               | 20,7/21,0                                   | 17,5/17,7                                 |
| $E_z$ (ГПа)                                      | 20,3  | 17,0                                      |
| $E_x$ (ГПа)                                      | 9,50  | 5,30                                      |
| $G_{xy}$ (ГПа)                                   | 2,50  | 2,10                                      |
| $G_{xz}$ (ГПа)                                   | 2,60  | 2,30                                      |
| $G_{yz}$ (ГПа)                                   | 4,50  | 4,30                                      |
| $\nu_{yz}$                                       | 0,21  | 0,21                                      |
| $\nu_{xy}$                                       | 0,17  | 0,15                                      |
| $\nu_{xz}$                                       | 0,20  | 0,17                                      |
| $\alpha_y$ ( $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ )* п.2.5 | 13,8/13,2                                   | 10,7/10,2                                 |
| $\alpha_z$ ( $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ )* п.2.5 | 14,9/15,3                                   | 12,7/12,1                                 |
| $\alpha_x$ ( $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ )        | 30,7  | 31,5                                      |

*\*параметры, по которым были верифицированы мезомодели структуры; в знаменателе – экспериментальные величины.*

Полученные значения модулей упругости  $E_y$  и КТЛР  $\alpha_y$  и  $\alpha_z$  согласуются с экспериментально определенными (экстраполированными на 0 и 15 мм) значениями с погрешностью менее 5%, что позволяет использовать полный расчетный комплект (9+3) свойств при создании макромоделей втулки с ортотропными и линейно распределенными по толщине свойствами.

### **3.3 Расчетная оценка трансверсальных остаточных технологических напряжений**

В процессе производства после окончания намотки втулку нагревали до температуры 180°C (этап полимеризации) и охлаждали до комнатной температуры, затем снимали с металлической оправки. Такой технологический цикл вызывает

появление остаточных технологических напряжений (ОТН) в кольце, вследствие неоднородного распределения КТЛР по толщине (рисунок 2.12). Внутренние слои стремятся уменьшить свой диаметр больше, чем наружные слои. Это вызывает появление радиальных растягивающих напряжений, которые при определенных условиях могут вызвать расслоение.

Не рассматривая подробно особенности химической усадки в процессе полимеризации и постепенное охлаждение с переходом полимерной матрицы из вязкоупругого резиноподобного состояния в стеклообразное, в данном разделе предложен упрощенный *термоупругий* подход к оценке остаточных напряжений, используя лишь значения теплофизических констант композита в *стеклообразном состоянии и известную температуру стеклования  $T_g$* . При температурах выше точки стеклования  $T_g$ , матрица обладает вязкоупругими свойствами, что обеспечивает быструю релаксацию напряжений. При температуре ниже  $T_g$  матрица переходит в стеклообразное состояние с высоким модулем упругости и незначительной ползучестью.

Для матрицы на основе эпоксифенольной смолы  $T_g \approx 90^\circ\text{C}$  (рисунок 2.19). При термоупругом моделировании процесса охлаждения до комнатной температуры  $T_r$  ( $T_r=20^\circ\text{C}$ ) в расчете задавали изменение температуры  $\Delta T = T_r - T_g = -70^\circ\text{C}$ .

С использованием характеристик анизотропии стеклопластика (Таблица 3.3), полученных при моделировании микроструктуры КОП и распределения по толщине КТЛР, с помощью МКЭ были вычислены радиальные ОТН во втулке, образующиеся после отверждения матрицы и равномерного охлаждения втулки с температуры  $T_g$  до комнатной  $T_r$ .

Для расчетов величин радиальных  $\sigma_x$  остаточных напряжений предложен упрощенный подход, в котором 75 реальных тканевых слоев разделены на *группы*, в которых свойства неизменны и получены осреднением по группе. Исследование зависимости максимальных межслойных остаточных напряжений от количества

таких групп показало, что изменение с 8 до 10 групп по толщине дает изменение значения  $\sigma_x$  не более 0,5%. Поэтому далее кольцо представляли в виде 10 групп.

В расчете из соображений симметрии была рассмотрена 1/8 кольца. На свободных гранях заданы условия зеркальной симметрии (рисунок 3.32).

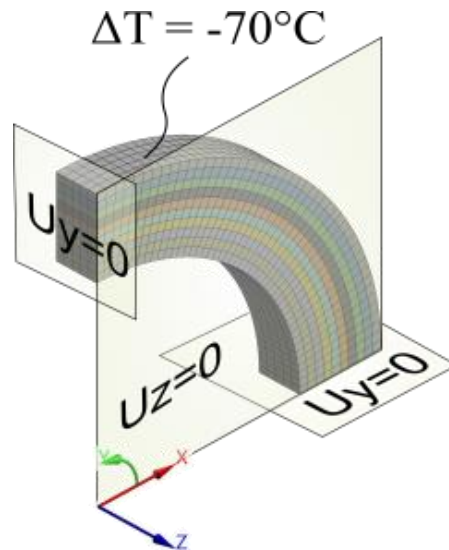


Рисунок 3.32 – Граничные условия и сетка конечных элементов для кольца

Результаты МКЭ-анализа напряженного состояния кольца в цилиндрической системе координат приведены на рисунке 3.33 (нормальные напряжения  $\sigma_x$ ).

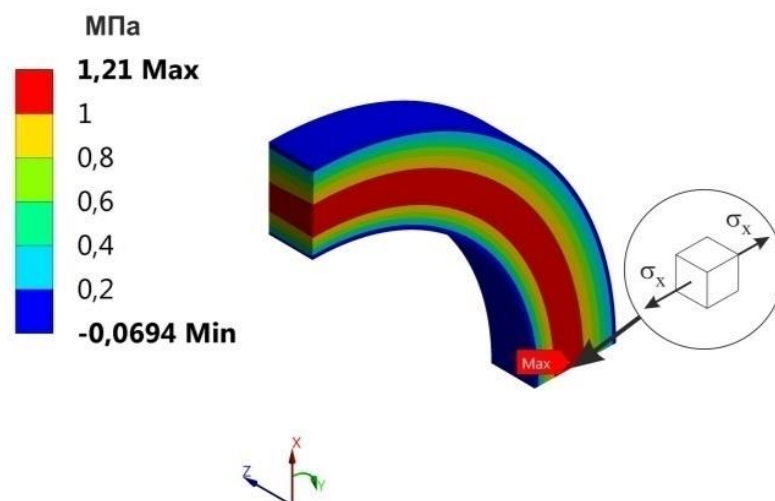


Рисунок 3.33 – Напряжения в кольце после охлаждения  $\sigma_x$

### 3.4. Расчетная оценка трансверсальной прочности КОП

Для оценки трансверсальной прочности стеклопластика при растяжении в составе кольца был проведен конечно-элементный анализ напряженного состояния. Нагрузка для него была получена из серии экспериментов на растяжение до разрушения колец диаметрально приложенными силами и равнялась 9,01 кН (см. рисунок 2.14). В расчетах также была рассмотрена 1/8 кольца под нагрузкой  $P=2,25$  кН. Сетка конечных элементов и граничные условия приведены на рисунке 3.34.

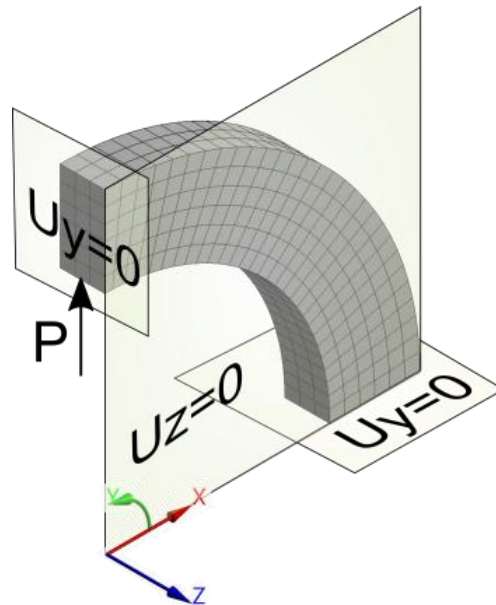


Рисунок 3.34 – Граничные условия и сетка конечных элементов для кольца

Результаты МКЭ-анализа напряженного состояния кольца в цилиндрической системе координат приведены на рисунке 3.35 (нормальные напряжения  $\sigma_x$ ).



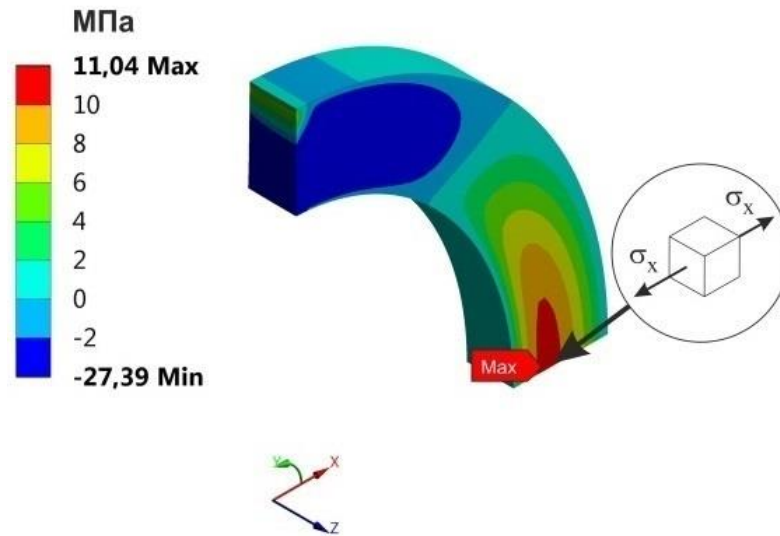


Рисунок 3.35 – Напряжения в кольце при растяжении

Численное моделирование показало, что при нагрузке 9,01 кН максимальное значение трансверсальных напряжений равно  $\sigma_x \approx 11,04$  МПа. Следует отметить, что результаты измерения предела прочности, экспериментально полученные при радиальном одноосном растяжении колец (рисунок 2.14), не согласуются с данными, которые были получены при трансверсальном растяжении параллелепипедов (рисунок 2.15) на 1,39 МПа. Это, очевидно, связано с тем, что в целых втулках присутствуют остаточные технологические напряжения (ОТН), которые снимаются в процессе вырезки образцов.

Максимальное значение трансверсальных ОТН после охлаждения и снятия с оправки составляют  $\sigma_x = 1,26$  МПа. Это значение хорошо согласуется с отмеченным выше значением 1,39 МПа с учетом сложности задачи.

Из расчета получено, что ОТН невелики, но могут заметно снизить прочность, если в процессе намотки толстостенных колец будет получена большая разность коэффициентов линейного расширения, чем в рассмотренных кольцах.

### Выводы по главе

1. Разработана расчетная модель нити как однонаправленного композита с регулярной структурой. Проведена ее верификация на основании результатов, полученных аналитическим методом. При помощи этой модели найдены упругие и теплофизические свойства нитей. Полученные результаты были использованы при конечно-элементном мезомоделировании пористого тканевого препрега, состоящего из переплетенных пропитанных нитей.

2. Разработаны расчетные модели представительных ячеек для внутреннего и внешнего слоя кольца. Полученные с их помощью значения модулей упругости  $E_y$  и КТЛР ( $\alpha_y$  и  $\alpha_z$ ) согласуются с экспериментально определенными. Используя эти модели, были найдены упругие и теплофизические свойства наружного и внутреннего слоев пористой стеклоткани в кольце. Остальные слои будут иметь промежуточные свойства в зависимости от их положения.

3. Выполнена расчетно-экспериментальная оценка остаточных технологических напряжений втулки с неоднородно распределенными по толщине ортотропными свойствами.

#### **4. РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕТОДИКА ОЦЕНКИ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ВТУЛОК ОПОРНОГО КАТКА ГУСЕНИЧНОГО ДВИЖИТЕЛЯ ТРУБОУКЛАДЧИКА ТР 20 ИЗ КОМПОЗИТА С ОТКРЫТОЙ ПОРИСТОСТЬЮ**

В данной главе диссертационной работы представлена расчетно-экспериментальная методика оценки несущей способности втулок опорного катка гусеничного движителя трубоукладчика ТР-20 из КОП, полученных намоткой в сравнении с типовой втулкой из бронзы БрО10Ц2 [12]. Максимальная эксплуатационная нагрузка на каток составляет 165 кН. Для проведения исследований была изготовлена втулка из КОП с габаритами, необходимыми для установки в опорный каток (внутренний диаметр 70 мм, длина 70 мм, наружный диаметр 76 мм).

##### **4.1 Экспериментальное определение коэффициента трения**

Триботехнические испытания по определению коэффициента трения проводились на машине трения ИИ 5018 по схеме «вал–втулка» с вращающимся стальным валом шероховатостью поверхности Ra0,80 и неподвижной втулкой. Перед испытаниями втулки пропитывались консистентным смазочным материалом Литол 24. Скорость скольжения составляла 0,1 м/сек при давлении на поверхность вала 4,5 МПа. Продолжительность испытаний каждой втулки составляла 1 ч, путь трения при этом составил 720 м. В процессе испытания определяли коэффициент трения. Типичный вид диаграммы представлен на рисунке 4.1.

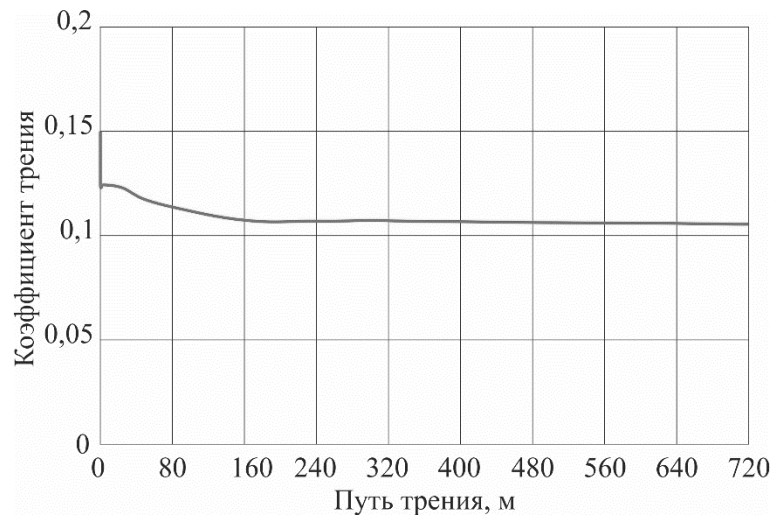


Рисунок 4.1 – Зависимость коэффициента трения от пути трения

Значение коэффициента трения покоя неприработанной втулки составил  $0,15 \pm 0,01$ . Судя по характеру изменения коэффициента трения (рисунок 4.1) видно, что процесс приработки проходит достаточно быстро.

Для определения коэффициента трения покоя приработанной втулки было проведено повторное испытание с аналогичными параметрами нагружения (рисунок 4.2).

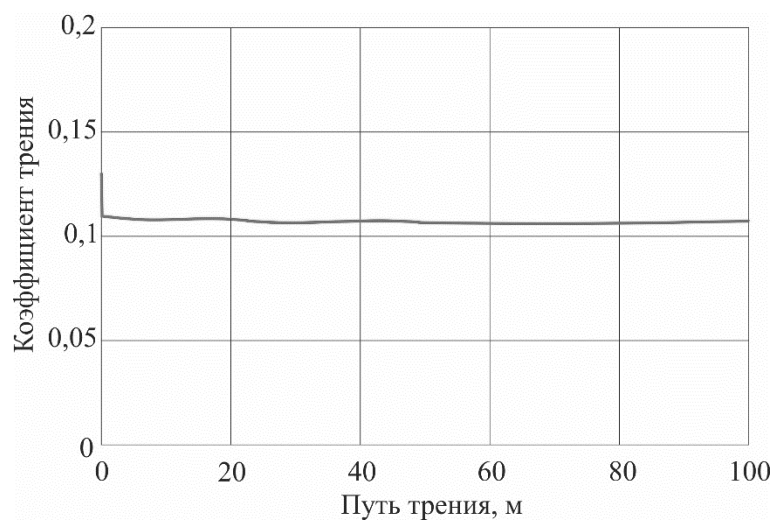


Рисунок 4.2 – Зависимость коэффициента трения от пути трения при повторном испытании

Значение коэффициентов трения покоя и скольжения составили  $0,13 \pm 0,01$  и  $0,11 \pm 0,01$  соответственно. Значение коэффициента трения покоя необходимо для определения величины касательного напряжения на поверхности контакта втулка по известной величине давления перед началом скольжения.

#### 4.2 Экспериментальное определение модуля упругости и предела прочности при радиальном сжатии

Для оценки модуля упругости и предела прочности при радиальном сжатии из втулки были вырезаны образцы с размерами  $10 \times 10 \times 3$  мм (пять образцов) и испытаны на специальном нагрузочном приспособлении (рисунок 4.3). Оно позволяет прикладывать практически однородное сжатие к фрагменту стеклопластикового кольца, используя цилиндрические поверхности, совпадающие по кривизне с верхней и нижней поверхностью фрагмента.

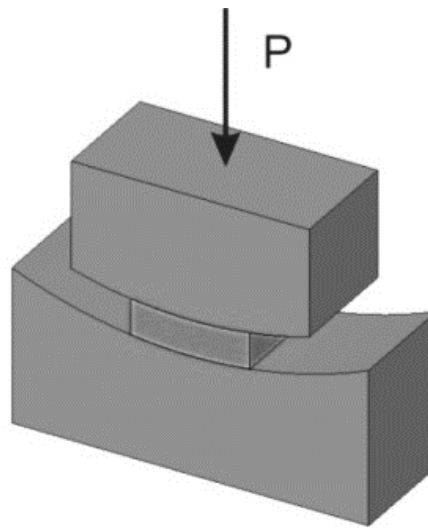


Рисунок 4.3 – Схема нагрузочного приспособления

Полученные значения трансверсального модуля упругости и предела прочности при сжатии равны  $E_x = 5,53 \pm 0,20$  ГПа и  $F_{xc} = 208 \pm 27$  МПа соответственно.

### 4.3 Расчетно-экспериментальное определение предела прочности на сдвиг

Для определения предела прочности при межслойном сдвиге из втулки было вырезано шесть образцов (сегментов) шириной 20 мм и центральным углом  $60^\circ$ , как показано на рисунке 4.4.

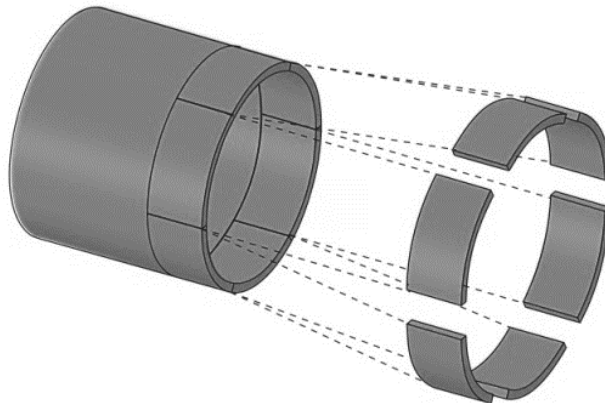


Рисунок 4.4 – Схема расположения образцов

Полученные образцы были испытаны с помощью устройства реализующего схему трехточечного изгиба. Образцы устанавливали на специальные опоры, а в центр прикладывали нагрузку (рисунок 4.5). Для уменьшения трения в области контакта образца и опор наносили антифрикционную пасту. Траверса перемещалась вниз со скоростью 5 мм/мин. Расстояние между опорными точками образца составляло 35 мм.

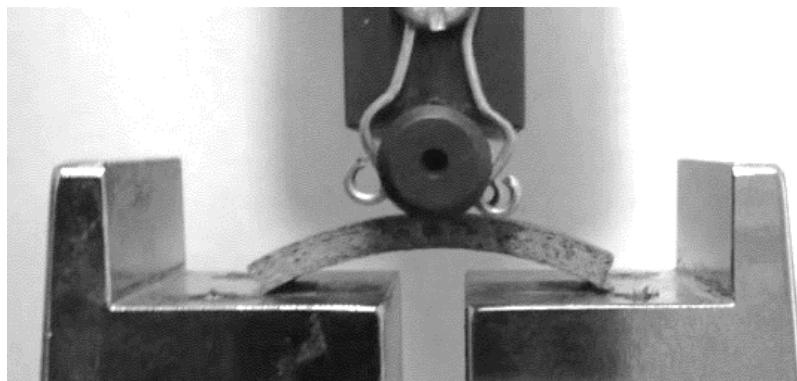


Рисунок 4.5 – Образец в нагрузочном приспособлении

По результатам испытаний шести образцов была найдена нагрузка разрушения  $P=1,28\pm 0,5\text{кН}$ .

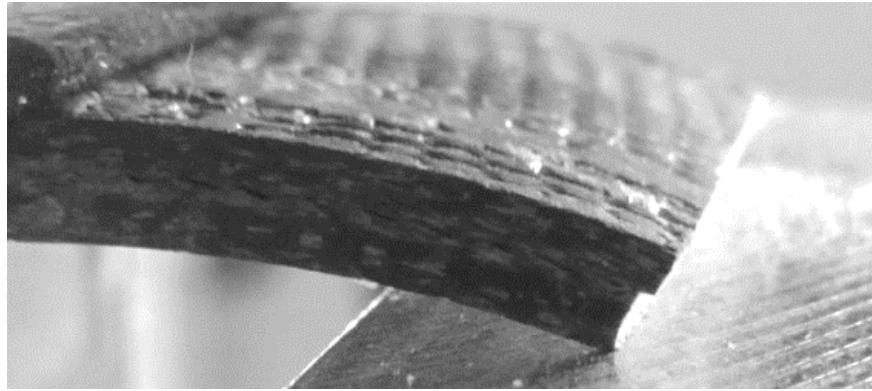


Рисунок 4.6 – Вид образца после разрушения

Из рисунка 4.6 следует, что разрушение образцов происходило от межслойного сдвига.

Также был проведен конечно-элементный анализ напряженного состояния образцов (сегментов) при трехточечном изгибе. На свободных гранях заданы условия зеркальной симметрии (рисунок 4.7).

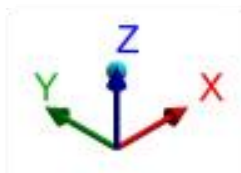
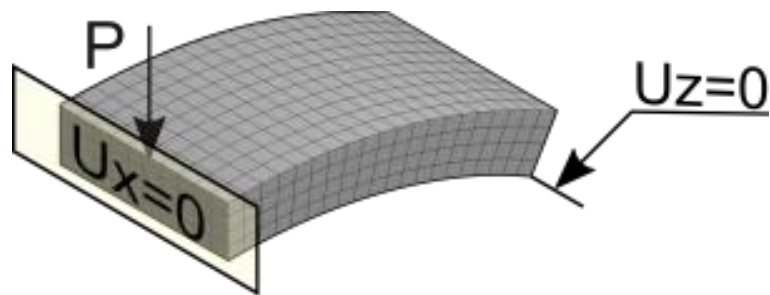


Рисунок 4.7 – Граничные условия и сетка конечных элементов образцов (сегментов)

Результаты МКЭ-анализа распределения, в цилиндрической системе координат, межслойных сдвиговых напряжений  $\tau_{xy}$  по толщине приведены на рисунке 4.8.

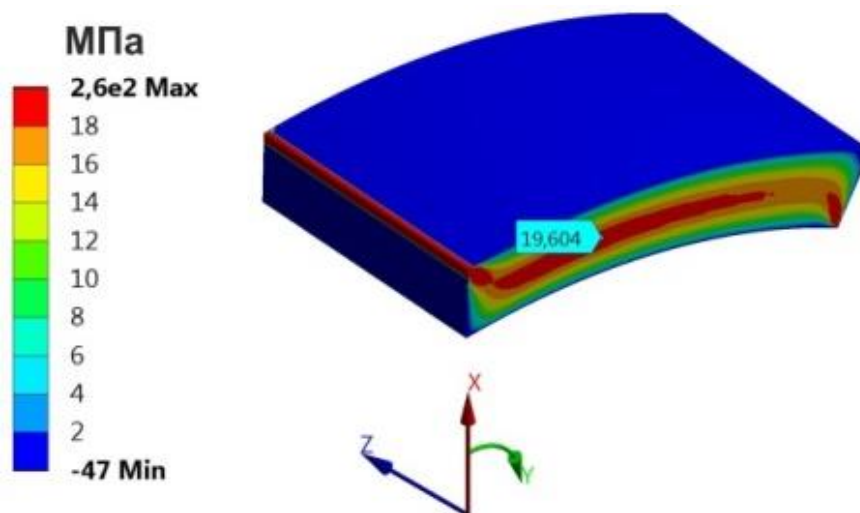


Рисунок 4.8 – Картина распределения межслойных сдвиговых напряжений  $\tau_{xy}$

При расчете были использованы упругие характеристики, полученные по методике, разработанной и представленной в расчетно-экспериментальной части работы. При нагрузке 1,28 кН максимальное значение межслойных сдвиговых напряжений составило  $\tau_{xy} \approx 19,6$  МПа.

Изгиб сегмента кольца сопровождается разгибом (уменьшением кривизны), что создает условия для появления трансверсальных растягивающих напряжений  $\sigma_x$  (рисунок 4,9), и, как следствие, приводит к заниженной оценке межслойной сдвиговой прочности [162].



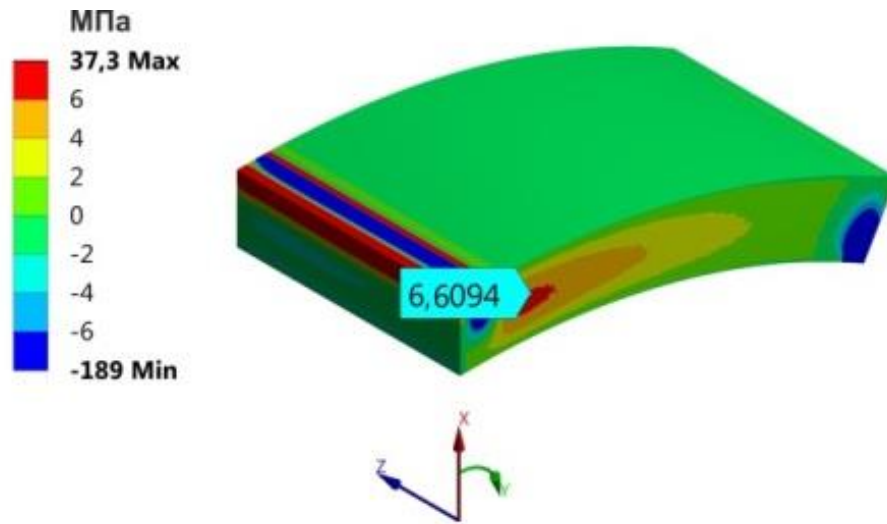


Рисунок 4.9 – Картина распределения трансверсальных напряжений  $\sigma_x$

Достоверность расчета на прочность слоистых пластиков определяется корректным выбором критерия прочности при трехмерном напряженном состоянии с учетом эффекта изменения межслойной сдвиговой прочности при поперечном растяжении или сжатии. Далее использован известный критерий Дэниэла (I.M.Daniel, Northwestern university, USA), который (по литературным источникам) показал хорошее согласие с экспериментами.

Используя этот критерий, максимальное значение разрушающих межслойных сдвиговых напряжений составило  $\tau_{xy} \approx 22,9$  МПа.

#### **4.4 Расчетная оценка несущей способности втулок из тканевых КОП в составе высоконагруженных опор скольжения**

Для оценки прочности втулки подшипника скольжения в составе однобортного опорного катка трактора Т170 использована трехмерная модель, построенная с помощью пакета SpaceClaim (рисунок 4.10).

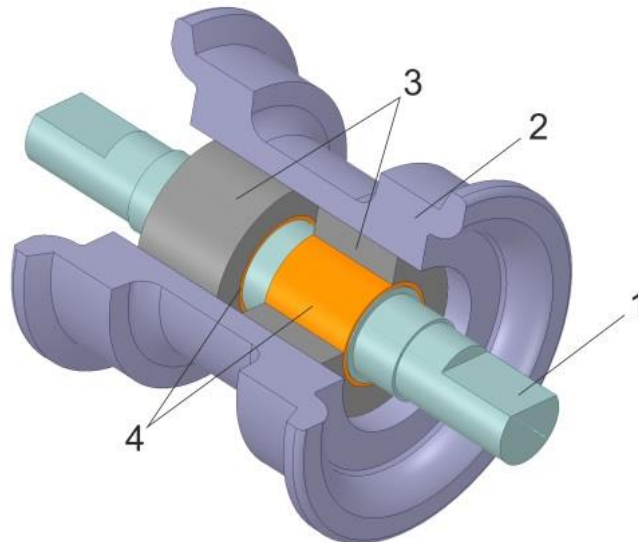


Рисунок 4.10 – Общий вид и основные элементы опорного катка:  
ось катка 1; каток 2; букса 3; втулка 4

При моделировании было принято допущение, что тепловой режим в процессе эксплуатации является стационарным. При таком режиме все элементы катка нагреты до одной температуры, а вновь образуемое тепло отдается окружающей среде. В расчете из соображения симметрии закрепления катка и его нагружения была рассмотрена работа лишь одной втулки. Граничные условия, задаваемые при моделировании приведены на рисунке рисунок 4.11.

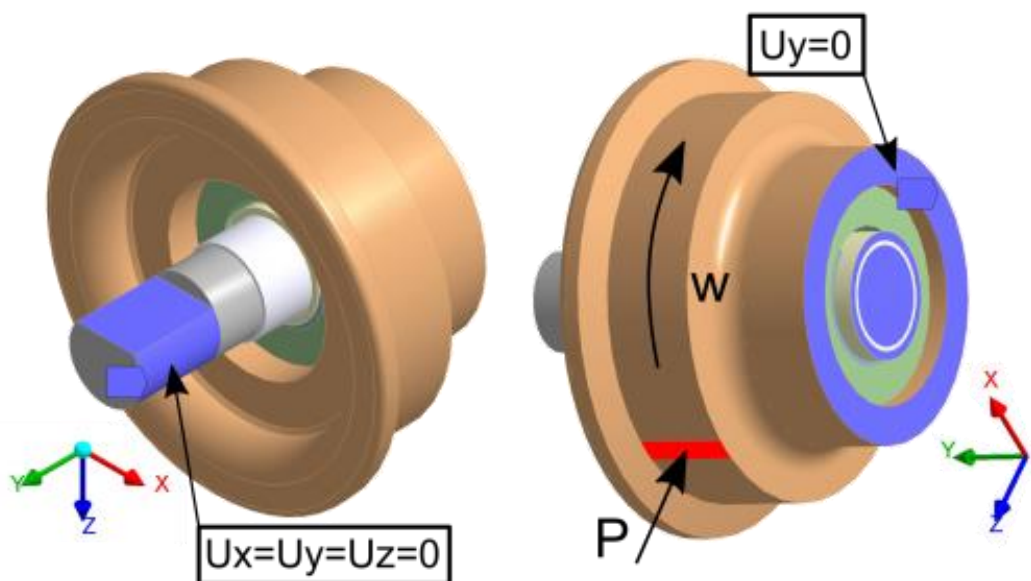


Рисунок 4.11 – Граничные условия

Оценка нагруженности элементов опорного катка была выполнена в упругой постановке в пакете конечно-элементного анализа ANSYS Workbench (схема расчета Static Structural). Нагружение в расчете осуществлялось пошагово. На первом шаге в зоне соприкосновения беговой поверхности катка с гусеничным траком была приложена статическая следящая нагрузка  $P = 81,6$  кН. На втором шаге, нагружение было дополнено угловым перемещением поверхностных точек беговой поверхности вокруг неподвижного вала, имитируя качение катка под нагрузкой.

Для моделирования крепления неподвижного вала к гусеничной тележке было использовано граничное условие типа Fixed Support, обеспечивающее условие жесткой заделки. Условие зеркальной симметрии, было задано за счет граничного условия типа Frictionless Support. Это обеспечивает одинаковость нормальных перемещений во всех точках поверхности и отсутствие ограничений на перемещения в плоскости симметрии. Между валом и втулкой был задан контакт типа Frictional. Коэффициент трения бронзы по стали при сухом и граничном трении был взят из литературных источников и составил 0,03 [6]. Коэффициент трения покоя для втулки из КОП был найден экспериментально и составил 0,13 (пункт 4.1). Сопряжение остальных элементов модели было выполнено за счет введения общих узлов.

При создании сетки КЭ было использовано два типа элементов из библиотеки ANSYS. Буксу, втулку и часть вала, контактирующую со втулкой, моделировали 20-узловыми гексагональными твердотельными элементами типа SOLID186. Для катка и части вала были использованы 10-узловые тетрагональные твердотельные элементы типа SOLID187. Размер элементов катка, вала и буксы  $\sim 10$  мм. Для выбора размера конечного элемента в зоне контакта «вал–втулка» было проведено сравнение максимального контактного давления, полученного решением задачи в плоской постановке с решением задачи Герца, о контакте стального цилиндра с внутренней цилиндрической поверхностью бронзовой втулки. Таким образом,

средний размер элемента составил 1,5 мм. Количество элементов в модели ~ 250 тысяч (рисунок 4.12).

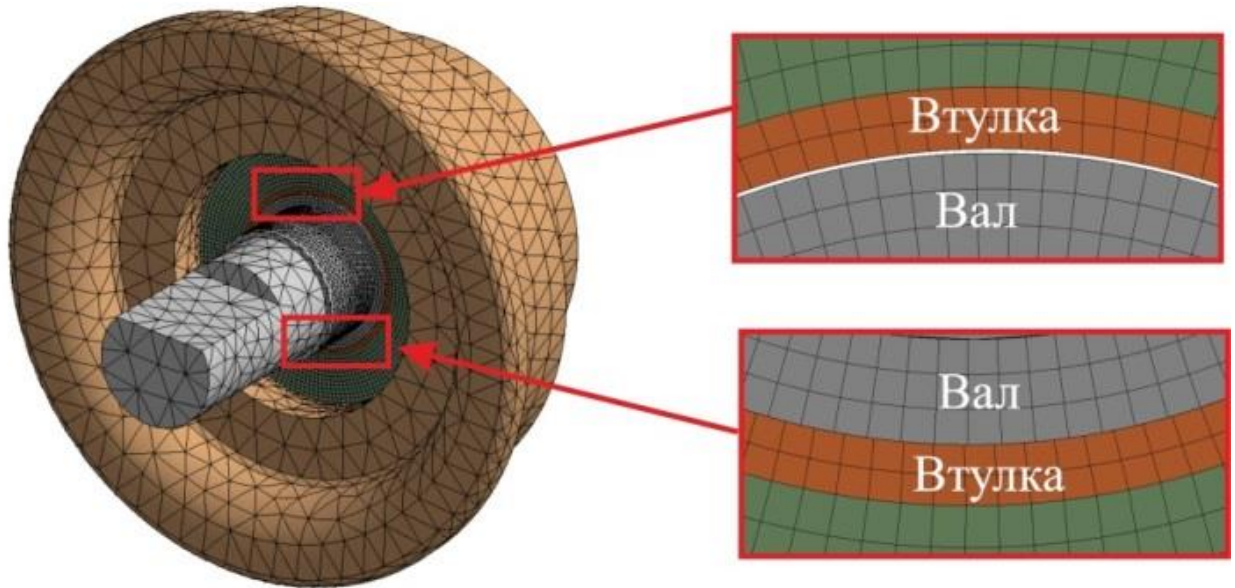


Рисунок 4.12 – Конечно-элементная модель опорного катка

Упругие и прочностные свойства, использованные в расчетах, приведены в таблице 4.1 [47, 62].

Таблица 4.1 – Упругие и теплофизические свойства материалов опорного катка

|                | Е (ГПа) | $\nu$ | $\sigma_{0,2}$ (МПа) | $\sigma_B$ (МПа) |
|----------------|---------|-------|----------------------|------------------|
| бронза БрО10Ц2 | 100     | 0,34  | 170                  | 250              |
| Сталь 38 ХС    | 210     | 0,3   | 730                  | 930              |
| Сталь 35ГЛ     | 200     | 0,3   | 350                  | 600              |

При оценке несущей способности подшипника скольжения из бронзы и КОП использованы разные критерии прочности.

Оценка несущей способности подшипникового узла из бронзы была проведена по критерию допускаемых нормальных напряжений:

$$\sigma_{\max} \leq \sigma_{0,2}, \quad (4.1)$$

где  $\sigma_{\max}$  – максимальное контактное радиальное напряжение на поверхности втулки,  $\sigma_{0,2}$  – условный предел текучести.

С помощью численной модели были получены картины распределения эквивалентных напряжений по Мизесу и контактных давлений для втулки из бронзы (рисунок 4.13) с типовым радиальным зазором с валом 0,1 мм.

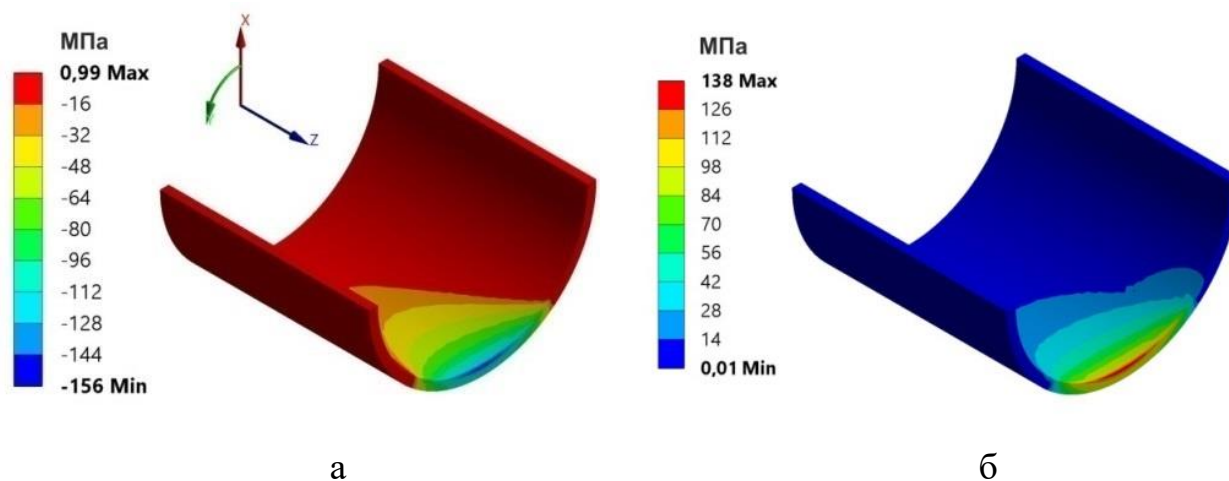


Рисунок 4.13 – Картина распределения:  
сжимающих напряжений (а); эквивалентных напряжений (б)

Асимметрия распределения напряжений по образующей обусловлена изгибом вала под нагрузкой.

В процессе работы из-за естественного износа рабочие зазоры постепенно возрастают, что приводит к уменьшению площадки контакта между валом и втулкой. Используя разработанную КЭ модель, были получены зависимости значений максимального эквивалентного напряжения и максимального контактного давления от величины изменяющегося радиального зазора (рисунок 4.14).

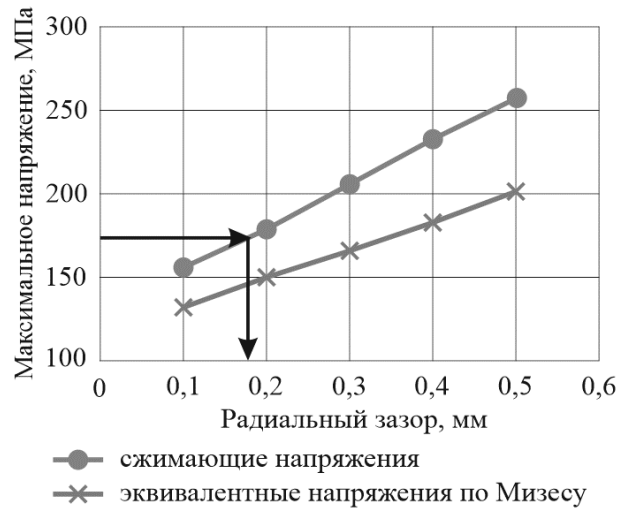


Рисунок 4.14 – Зависимость эквивалентного и нормального напряжения от величины радиального зазора между валом и втулкой из бронзы

Анализ результатов численного моделирования показал, что для втулки из бронзы допускается зазор не более 0,18 мм, при этом максимальное нормальное напряжение в зоне контакта «вал-втулка» достигает условного предела текучести и составляет 170 МПа.

Размер конечного элемента для втулки из КОП был равен размеру представительной ячейки композитного слоя (пункт 3.2). Количество элементов в модели ~ 350 тысяч.

Распределение межслойных сдвиговых и радиальных напряжений для втулки из КОП показано на рисунке 4.15.

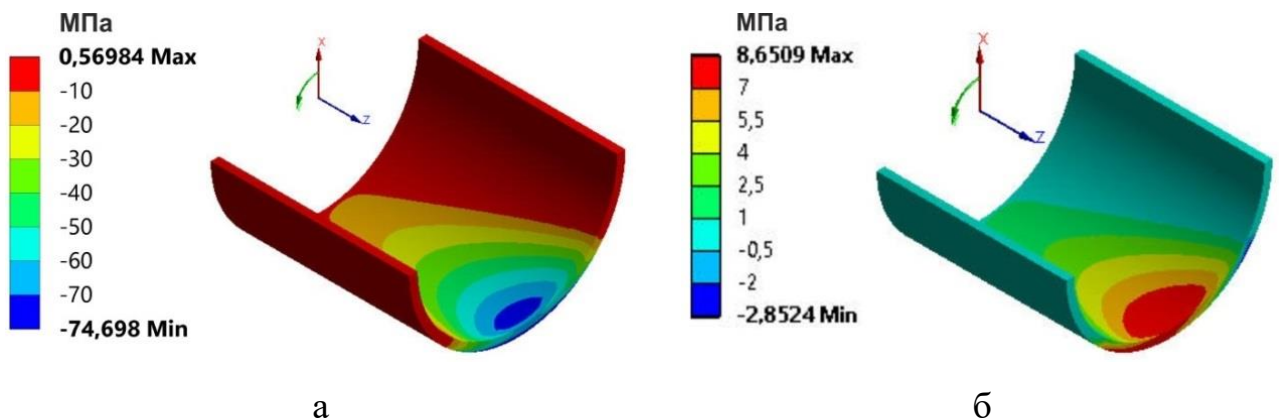


Рисунок 4.15 – Картина распределения:  
а) сжимающих напряжений; б) межслойных сдвиговых напряжений

Из рисунков 4.14 и 4.15 видно, что втулка из КОП имеет более развитую площадку контакта с валом (из-за существенно меньшей жесткости), чем у втулки из бронзы, а величина максимального давления в два раза ниже.

Для втулки из КОП были получены зависимости значений максимального сдвигового межслойного напряжения и максимального контактного давления от величины радиального зазора (рисунок 4.16).

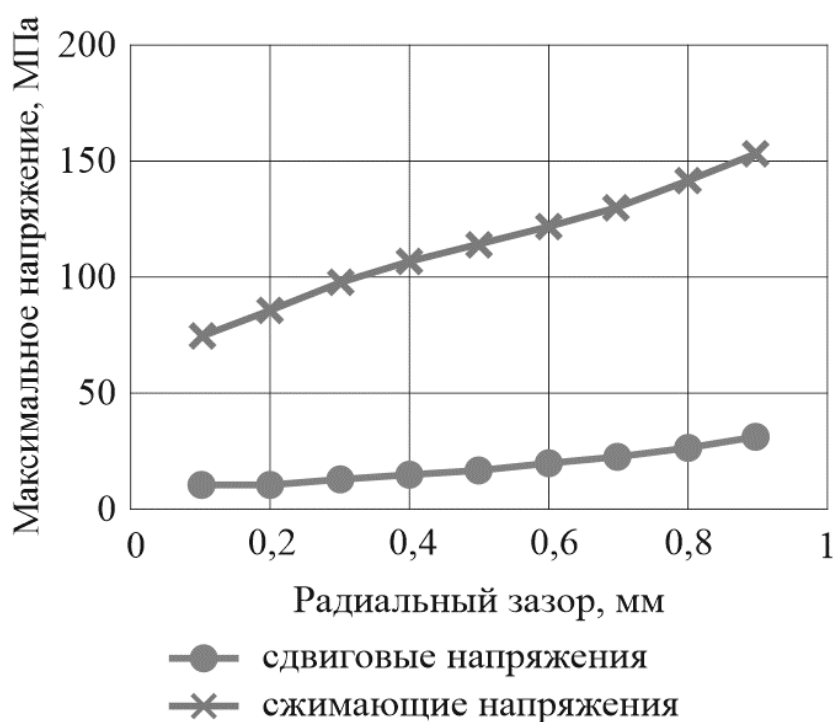


Рисунок 4.16 – Зависимость максимальных радиального сжимающего напряжения и межслойного сдвигового напряжения от величины радиального зазора между валом и втулкой из КОП

Для оценки несущей способности втулки из КОП был использован критерий Дэниэла.

Картини распределения значений критерия по двум модам показаны на рисунке 4.17

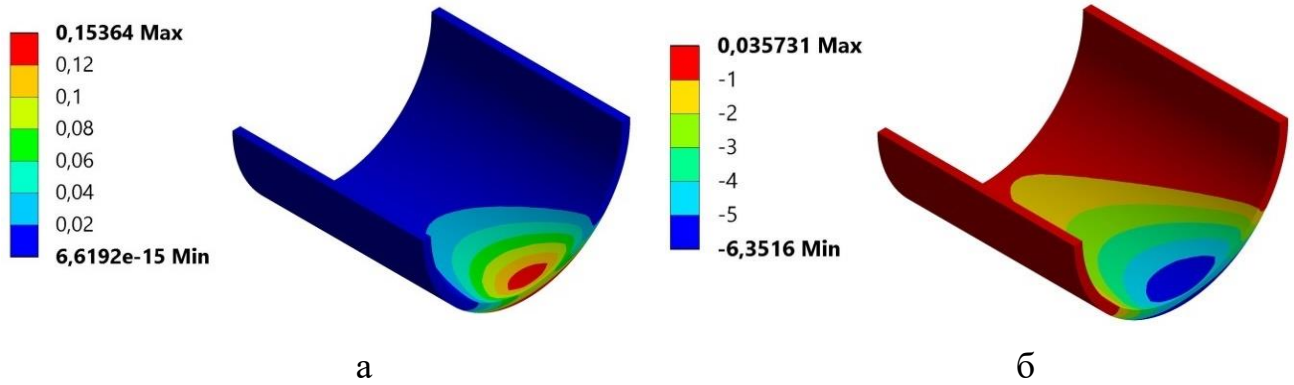


Рисунок 4.17 – Распределение значений критерия Дэниэла при:  
а) сжатии; б) межслойном сдвиге

Из рисунка 4.17 видно, что критерий Дэниэла для втулки из КОП выполняется. Разрушение от растяжения не рассматривалось, так как растягивающие напряжения, в процессе эксплуатации не возникают (рисунок 4.15).

Зависимости максимальных значений, полученных по критерию Дэниэла при радиальном сжатии и межслойном сдвиге от величины радиального зазора представлены на рисунке 4.18.

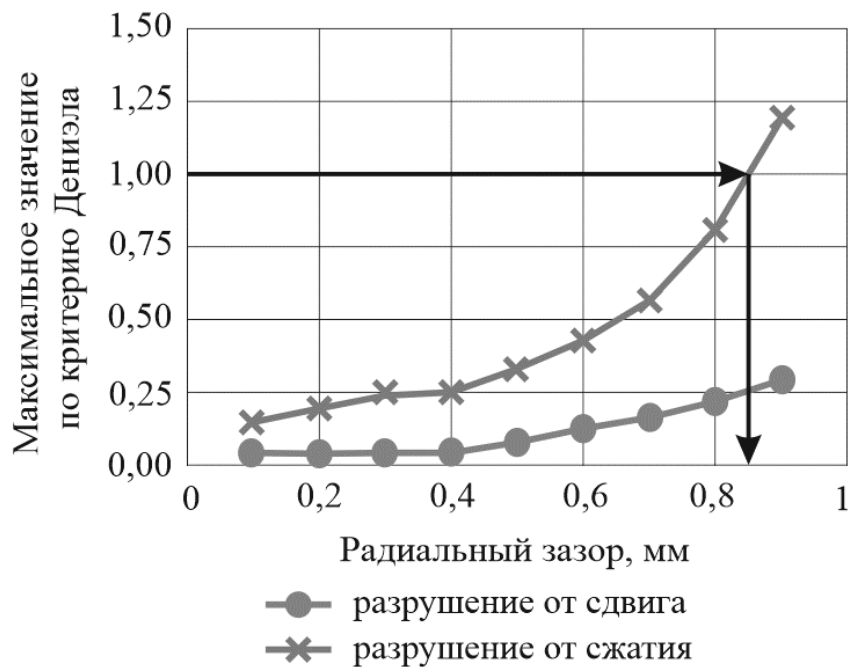


Рисунок 4.18 – Зависимость максимальных значений критерия Дэниэла от величины радиального зазора между валом и втулкой из КОП



Анализ результатов расчетов (рисунок 4.18) показывает, что обеспечение прочности по критерию Дэниэла возможно при величине радиального зазора не более 0,82 мм.

Наименее благоприятным для прочности подшипника является преодоление трения покоя, которое возникает в первоначальный момент времени при трогании вала с места. Это связано с тем, что после остановки цапфы смазочный материал выдавливается из зоны контакта трущихся тел, и они сближаются, увеличивая коэффициент трения и, соответственно, межслойные касательные напряжения.

### **Выводы по главе**

1. Для проведения экспериментальных исследований была изготовлена партия втулок (внутренний диаметр 70 мм, наружный диаметр 76 мм, длина 70 мм), полученных методом окружной намотки тканевого препрега.

2. Экспериментально определен коэффициент трения покоя втулки из КОП после предварительной пропитки консистентным смазочным материалом и приработки.

3. Для втулки из КОП экспериментально определен модуль упругости и предел прочности при радиальном сжатии.

4. Проведена расчетно-экспериментальная оценка предела прочности на сдвиг втулки из КОП с учетом эффекта изменения межслойной сдвиговой прочности при поперечном растяжении и сжатии.

5. Выполнена оценка нагруженности элементов опорного катка в упругой постановке в пакете конечно-элементного анализа ANSYS Workbench. Используя разработанную численную модель, для втулок из бронзы и КОП были найдены величины предельно допустимых радиальных зазоров.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Разработана и верифицирована оригинальная конечно-элементная модель мезоструктуры тканевого стеклопластика, отличающейся явным учетом открытой пористости. Модель позволяет определить полный набор физико-механических характеристик эквивалентного ортотропного упругого гомогенного материала для последующих расчетов напряженного состояния элементов конструкций.
2. Получены новые экспериментальные данные о распределении механических и теплофизических свойств композитов с открытой пористостью по радиусу втулки, полученной намоткой тканевого препрега с постоянным натяжением, иллюстрирующие существенную неоднородность распределения этих свойств. Установлено, что объемная доля пор, механические и теплофизические свойства меняются от внутреннего слоя к внешнему по соответствующим линейным законам.
3. Выявлен новый механизм образования остаточных технологических напряжений во втулках из композита с открытой пористостью, связанных в процессе намотки с изменением по радиусу его микроструктуры, упругих и теплофизических свойств; предложен расчетно-экспериментальный метод оценки величины этих напряжений.
4. Предложен новый расчетно-экспериментальный метод оценки несущей способности втулок из композитов с открытой пористостью, полученных намоткой, и работающих в составе высоконагруженных опор скольжения при действии эксплуатационных нагрузок.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Адаменко, Н. А.** Триботехнические полимерные материалы: учеб.пособие / Н. А. Адаменко, Г. В. Агафонова; ВолгГТУ. – Волгоград, 2013.–107 с.
2. **Альшиц, И.Я.** Проектирование деталей из пластмасс. Справочник / М.: Машиностроение, 1977. – 248.
3. Анализ остаточных напряжений в слоистых композитах на примере симметричной схемы армирования  $[0^\circ/90^\circ]$  / Д.А. Бондарчук, Б.Н. Федулов, А.Н. Федоренко, Е.В. Ломакин // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. 2019. – № 3. – С. 17-26.
4. **Аношкин, А.Н.** Теория и технология намотки конструкций из полимерных композиционных материалов. Учеб. пособие / – Пермь: Перм. гос. техн. ун-т, 2003. – 118 с.
5. Антифрикционные углепластики марок УГЭТ, ФУТ и теплостойкие углепластики марки УПФС [Электронный документ] // (<https://www.crismprometeu.ru/science/nonmetallic/ugleplastik-uget-fut.aspx>). Проверено 30.09.2020.
6. **Анурьев, В.И.** Справочник конструктора-машиностроителя. В трех томах. 8-е издание, переработанное и дополненное. Том 1 / В. И. Анурьев. – М: Машиностроение, 2006. – 936 с.
7. **Архипов, И.А.** Метод самосогласования для определения эффективных упругих характеристик пенистых металлических композиций / И.А. Архипов, В.И. Абрамова // Известия ТулГУ. Технические науки. – 2014. – № 5. – С. 25-28.

8. Базальтофторопластовые композиты антифрикционного назначения / А. А. Охлопкова, С. В. Васильев, П. Н. Петрова, А. Л. Федоров, А. Г. Туисов // Вестник СВФУ. – 2013. – № 5. – С. 30 - 36.
9. **Бахарев, С. П.** К вопросу о температурных напряжениях, возникающих в процессе термообработки цилиндрических оболочек из стеклопластиков /С. П. Бахарев, М. А. Миркин // Механика полимеров. – 1978. – № 6. – С. 1118-1121.
10. **Белая, Э.С.** Эпоксидные смолы и полимерные материалы на их основе / Э.С. Белая, И.Р. Непомнящая. – Черкассы: НИИТЭХИМ, 1989. – 56 с.
11. **Безмельницын, А.В.** Многомасштабное моделирование и анализ механизма возникновения технологических межслойных напряжений в толстостенных кольцах из стеклопластика / А.В. Безмельницын, С.Б. Сапожников // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2017. – № 2. – С. 5-22.
12. **Безмельницын, А.В.** Расчетная оценка возможности применения подшипников скольжения из пористого стеклопластика в составе опорного катка гусеничного движителя / А.В. Безмельницын // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Машиностроение. – 2018. – № 1. – С. 68-78.
13. **Билик, Ш.М.** Пары трения металл-пластмасса в машинах и механизмах / Ш.М. Билик. – М.: Машиностроение, 1966. – 311 с.
14. **Благонадежин, В.Л.** Остаточные напряжения в кольцах из стеклопластика, полученных методом послойного отверждения / В.Л. Благонадежин, В.Г. Перевозчиков // Механика полимеров. – 1972. – № 1. – С. 174-176.
15. **Болотин, В.В.** Влияние технологических факторов на механическую надежность конструкций из композитов / В.В. Болотин // Механика полимеров. – 1972. – № 3. – С. 529-540.

16. **Болотин, В.В.** Образование остаточных напряжений в изделиях из слоистых и волокнистых композитов в процессе отверждения / В.В. Болотин, А.Н. Воронцов // Механика полимеров. – 1976. – № 5. – С. 790-795.
17. **Васильев, В.В.** Композиционные материалы: Справочник / В.В. Васильев, Ю.М. Тарнопольский. – М.: Машиностроение, 1990. – 512 с.
18. Влияние натяжения и искривления армирующих волокон на прочность и деформативность стеклопластиков / под ред. Ю. М. Тарнопольского, В. В. Перова. – М.: ВИАМ, 1966. – 54 с.
19. Влияние технологических условий намотки на свойства полимерных композиционных материалов / С.П. Захарычев, В.А. Иванов, Д.В. Отмахов, В.А. Авдеев, В.М. Манаков // Вестник ТОГУ. Технические науки – 2010. – № 1(16) – С. 55-64.
20. **Воробьева, Г.А.** Коррозионная стойкость материалов в агрессивных средах химических производств Изд. 2-е пер. и доп. / Г.А. Воробьева. – М.: Химия, 1975. – 816 с.
21. **Воронков, Б. Д.** Подшипники сухого трения. 2-е изд., перераб. и доп. / Б. Д. Воронков. – Л.: Машиностроение, 1979. – 224 с.
22. ГОСТ 32618.2 – 2014 (ISO 11359 – 2:1999) Пластмассы. Термомеханический анализ (ТМА). Часть 2. Определение коэффициента линейного теплового расширения и температуры стеклования. – М.: Стандартиформ, 2014. – 11 с.
23. ГОСТ 4648 – 2014 Пластмассы. Метод испытания на статический изгиб (с Поправками). – М.: Стандартиформ, 2014. – 21 с.
24. ГОСТ Р 57739 – 2017 Композиты полимерные. Определение температуры стеклования методом динамического механического анализа. – М.: Стандартиформ, 2017. – 16 с.
25. **Грилицкий, Д. В.** Осесимметричные контактные задачи теории упругости и термоупругости / Д. В. Грилицкий, Я. М. Кизыма. – Львов: Вища школа; Изд-во при Львов. ун-те, 1981. – 136 с.

26. Дорожно-строительные машины и комплексы / В. И. Баловнев, А. Б. Ермилов, А. Н. Новиков и др.; Под общ. ред. В. И. Баловнева. – М.: Машиностроение, 1988. – 384 с.
27. **Закамалдин, В.И.** Полимерные композиционные материалы в узлах трения дорожных машин и горнотранспортного оборудования. Каталог / В.И. Закамалдин, Р.С. Зиновьев, Б.В. Капустин, В.Н. Каспиров, Ю.А. Мережко. – Миасс: Миасский научно-учебный центр, 1966. – 125 с.
28. **Зиновьев, Е.В.** Полимеры в узлах трения машин и приборов: Справочник / Е.В. Зиновьев, А.Л. Левин, М.М. Бородулин. – М.: Машиностроение, 1980. – 203 с.
29. **Зиновьев, Р.С.** Использование температурного поля в качестве управляющего фактора для снижения остаточных напряжений в намоточной конструкции из армированного реактопласта / Р. С. Зиновьев // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. – 2012. – № 4 (24). – С. 127-134.
30. **Зиновьев, Р.С.** Исследование характеристик армированных реактопластов при изготовлении подшипников скольжения методом послойной намотки / Р. С. Зиновьев, В. Я. Савицкий, Ю. А. Мережко, В. С. Ивановский // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. – 2013. – № 4 (28). – С. 140-155.
31. **Зиновьев, Р.С.** Оценка прочности и жесткости вкладышей подшипников скольжения из стеклопластика / Р.С. Зиновьев, С.Б. Сапожников, А.В. Безмельницын // Композиты и наноструктуры. – 2012. – № 3(15) – С. 10-18.
32. **Зиновьев, Р.С.** Технологическая реализация метода направленной разориентации армирующего наполнителя при изготовлении втулок из полимерных композиционных материалов / Р. С. Зиновьев, В. Я. Савицкий // Технические науки. Машиностроение и машиноведение. – 2012. – № 3(23). – С. 127-138.

33. Исследование влияния микроструктуры полимерных композиционных материалов на эксплуатационные свойства подшипников скольжения импульсных тепловых машин / А. И. Богомолов, В. М. Голощапов, В. Я. Савицкий, А. Ю. Муйземнек, Р. С. Зиновьев // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. – 2014. – № 4 (32). – С. 158-176.
34. **Калинчев, В.А.** Намотанные стеклопластики / В.А. Калинчев, М.С. Макаров. – М.: Химия, 1986. – 272 с.
35. **Канаун, С.К.** Метод эффективного поля в механике композитных материалов / С.К. Канаун, В.М. Левин. – Петрозаводск: Изд. Петрозаводского гос. ун-та, 1993. – 600 с.
36. **Кацнельсон, М. Ю.** Пластические массы: свойства и применение: справочник. 3-е изд. перераб. / М. Ю. Кацнельсон, Г. А. Балаев. – Л.: Химия, 1978. – 384 с.
37. **Комков, М.А.** Технология намотки композитных конструкций ракет и средств поражения / М.А. Комков, В.А. Тарасов – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011. – 431 с.
38. **Коровчинский, М.В.** О некоторых вопросах эластореологии, имеющих приложение в теории трения / М.В. Коровчинский // Трение и износ в машинах. – 1962. – Вып.17. – С. 332-374.
39. **Коротков, В.Н.** Экспериментальное и теоретическое моделирование усадочного дефектообразования в волокнистых композитах / В.Н. Коротков, Б.А. Розенберг // Механика композитных материалов. – 1998. – № 2, т. 34. – С. 264-275.
40. **Кристенсен, Р.М.** Введение в механику композитов / Р.М. Кристенсен – М.: Мир, 1982. – 336 с.
41. **Крыжановский, В.К.** Износостойкие реактопласты. – Ленинград: Химия, 1984. –120 с.

42. **Кулагина, Г С.** Исследование трибологических свойств органопластиков на основе тканого армирующего наполнителя / Г С Кулагина, А. В. Коробова, Г. Ф. Железина // Труды ВИАМ. – 2016. – №11(47). – С. 47-55.
43. **Ландау, Л.Д.** Теория упругости / Л.Д. Ландау, Е.М. Лившиц. – М.: Наука, 1987. – 246 с.
44. **Ли, Х.** Справочное руководство по эпоксидным смолам / Х. Ли, К. Невилл. – М.: Энергия, 1973. – 416 с.
45. **Любин, Дж.** Справочник по композитным материалам в двух книгах, книга 1. / Дж. Любин. – М.: Машиностроение, 1988. – 447 с.
46. **Любин, Дж.** Справочник по композитным материалам в двух книгах, книга 2. / Дж. Любин. – М.: Машиностроение, 1988. – 581с.
47. Машиностроение. Энциклопедия в сорока томах. Цветные металлы и сплавы. Композитные металлические материалы. Том 2 / К. В. Фролов [и др.] – М.: Машиностроение, 2001. – 780 с.
48. **Мережко, Ю. А.** Подшипники скольжения из армированных реактопластов. Кн.1. Исследования и конструкторская отработка подшипников из полимерных композиционных материалов / Ю. А. Мережко, Р. С. Зиновьев. – Екатеринбург: Межрегиональный совет по науке и технологиям, 2002. – 249 с.
49. Научные основы и методы управления технологическими процессами переработки полимерных композитных материалов в изделия машиностроения / И.Ф. Образцов, В.Т. Томашевский, В.Н. Шалыгин, В.С. Яковлев; Под общ ред. В.Т. Томашевского – М.: НИИСтали, 2001. – 425 с.
50. Не требующие технического обслуживания подшипники скольжения iglidur [Электронный документ] // (<https://www.igus.ru/iglidur/plain-bearing>). Проверено 30.09.2020.
51. **Новиченок, Н. Л.** Теплофизические свойства полимеров / Новиченок Н. Л., Шульман З. П. – Минск: Наука и техника, 1971. – 120 с.



52. **Образцов, И. Ф.** Научные основы и методы управления технологическими процессами переработки полимерных композитных материалов в изделия машиностроения / И. Ф. Образцов, В. Т. Томашевский, В. Н. Шалыгин, В. С. Яковлев. – М. : НИИСтали, 2001. – 428 с.
53. **Огилько, Т. Ф.** Метод расчета макроскопических усадочных напряжений в цилиндрических оболочках из стеклопластиков с учетом некоторых технологических факторов / Т. Ф. Огилько // Механика полимеров. – 1974. – № 5. – С. 823-827.
54. **Пенкин, Н.С.** Основы трибологии и триботехники Учеб. Пособие / Н.С. Пенкин, А.Н. Пенкин, В.М. Сербин. – М.: Машиностроение, 2008. – 206 с.
55. **Платонов, В.Ф.** Подшипники из полиамидов / В.Ф Платонов. – М.: Машгиз, 1961. – 108 с.
56. Подшипники скольжения из полимерных композиционноволокнистых материалов / М.А. Бируля, П.И. Богомолов, И.А. Козлов, Л.Г. Шушарин // Техничко-технологические проблемы сервиса. – 2016. – № 1. – С. 34-38.
57. Подшипники скольжения [Электронный документ] // (<http://polidor.ru/product/podshipniki-skolzheniya>). Проверено 30.09.2020.
58. **Раевский, А.Н.** Полиамидные подшипники / А.Н. Раевский. – М.: Машиностроение, 1967. – 139 с.
59. **Росато, Д. В.** Намотка стеклонитью. Развитие метода, производство, области применения и конструирование. Пер. с англ. / Д. В. Росато, К. С. Грове. – М.: Машиностроение, 1969 – 310 с.
60. **Скудра, А.М.** Ползучесть и статическая усталость армированных пластиков / А.М. Скудра, Ф.Я. Булавс, К.А. Роценс. – Рига: Зинатне, 1971. – 238 с.
61. **Соломеева, А.В.** Антифрикционные органопластики для тяжело нагруженных узлов трения скольжения авиационных конструкций / А.В. Соломеева, В.М. Фадеева, Г.Ф. Железина // Авиационные материалы и технологии. – 2016. – № 2(41). – С. 30-34.

62. **Сорокин, В.Г.** Стали и сплавы. Марочник: Справ. изд. / В.Г. Сорокин, М.А. Гервасьев. – М.: Интернет Инжиниринг, 2001. – 608 с.
63. Стекланные волокна / Асланова М.С., Колесов Ю.И., Хазанов В.Е., Ходаковский М.Д., Шейко В.Е. – М.: Химия, 1979. – 256 с.
64. **Суровяк, В.** Применение пластмасс в машиностроении / В. Суровяк, С. Худзиньски – М.: Машиностроение, 1965. – 427 с.
65. **Тарнопольский, Ю. М.** Компенсация температурных напряжений в изделиях из стеклопластика методом послойной намотки / Ю. М. Тарнопольский, Г. Г. Портнов, Ю. Б. Спридзанс // Механика полимеров. – 1972. – № 4. – С. 640-645.
66. Теория и методы обеспечения бездефектной макроструктуры армированных полимеров при переработке в конструкции специальной техники / В.Т. Томашевский, В.И. Смыслов, В.Н. Шалыгин, В.С. Яковлев. – М.: ЦНИИ информации, 1984. – 316 с.
67. Технология производства изделий и интегральных конструкций из композиционных материалов в машиностроении / [В. С. Боголюбов и др.]; науч. ред. А.Г. Братухин, В.С. Боголюбов, О.С. Сироткин. – М.: Готика, 2003. – 515 с.
68. Технология сборки и испытаний космических аппаратов: Учебник для высших учебных заведений / Под общ.ред. И.Т. Беякова, И.А. Зернова – М.: Машиностроение, 1990. – 352 с.
69. Технологические напряжения при отверждении цилиндрических изделий из полимерных композиционных материалов / В.Н. Коротков, Р.А. Турусов, А.К. Рогозинский, Э.А. Джавадян. // Механика композитных материалов. – 1986. – № 1. – С. 118-123.
70. **Томашевский, В.Т.** Влияние неоднородности охлаждения на технологические температурные напряжения в толстостенных цилиндрических оболочках из армированных полимеров / В. Т.

- Томашевский, В. Н. Наумов, В. Н. Шалыгин // Полимерные материалы в машиностроении. – 1977. – С. 10-17.
71. **Томашевский, В.Т.** Влияние структурных особенностей композитных полимерных материалов на устойчивость оболочек / В.Т. Томашевский, В.С. Яковлев // Механика композитных материалов. – 1980. – № 4. – С. 626-632.
72. **Томашевский, В.Т.** Исследование условий структурной неустойчивости армирующих волокон в процессе переработки КПМ в намоточные изделия / В.Т. Томашевский, В.С. Яковлев // В кн.: II межотрасл. школа по проблемам проектирования конструкций. – Душанбе: Изд. АН Туркм. ССР. – 1981. – С. 96-97.
73. Трение и износ материалов на основе полимеров / В. А. Белый, А. И. Свириденко, М. И. Петроковец, В. Г. Савкин. – Минск: Наука и техника, 1976. – 431 с.
74. Триботехнические свойства антифрикционных самосмазывающихся пластмасс: Обзор. информ. / Госстандарт; ВНИЦГССД; под ред. Г.В. Сагалаева, Н.Л. Шембель. – М.: Изд-во стандартов, 1982. – 64 с.
75. Флувис-10, 20, 30 и др. [Электронный документ] // (<http://gmz.by/catalogFLU1.html>). Проверено 30.09.2020.
76. Характеристики органопластиков на основе фенольной матрицы и оксоланового волокна / Анисимов А.В., Бахарева В.Е., Балышко И.В., Гинзбург Б.М. // Вопросы материаловедения. – 2006. – №2. – С. 113-118.
77. **Хуго, И.** Конструкционные пластмассы: Свойства и применение. Перевод с чешского / И. Хуго, И. Кабелка, И. Кожени. – М.: Машиностроение, 1969. – 336 с.
78. **Чернин, И.З.** Эпоксидные полимеры и композиции / И.З. Чернин, Ф.М. Смехов, Ю.В. Жердев. – М.: Химия, 1982. – 232 с.
79. **Чернявский, А.О.** Строительная механика машин: Конспект лекций / А.О. Чернявский. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 1999. – 111 с.

80. **Черняк, М.Г.** Непрерывное стеклянное волокно. Основы технологии и свойства / М.Г. Черняк. – М.: Химия, 1965. – 320 с.
81. **Шепелина, П.В.** Строительные и дорожные машины. Учебное пособие / П.В. Шепелина, М.Ю. Чалова, А.В. Мишин. – М.: РУТ (МИИТ), 2017. – 151 с.
82. **Штаерман, И.Я.** Контактные задачи теории упругости / И.Я. Штаерман. – М.; Л.: Гостехиздат, 1949. – 270с.
83. Экспериментально-теоретическое исследование механического поведения 3D композитов при квазистационарном разрушении / М.В. Цепенников, А.А. Стром, И.А. Повышев, О.Ю. Сметанников // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2016. – № 2. – С. 143–158.
84. Эпоксидные олигомеры и клеевые композиции / Зайцев, Ю.С. и др. – Киев: Наукова думка, 1990. – 200 с.
85. **Aboudi, J.** Micromechanics of Composite Materials 1st Edition / J. Aboudi, S.M. Arnold, B.A. Bednarczyk. – U.K.: Butterworth-Heinemann, Oxford, – 2012. – 984 p.
86. **Aldousiri, B.** A review on tribological behavior of polymeric composites and future reinforcements / B. Aldousiri, A. Shalwan, C.W. Chin // Advances in Materials Science and Engineering. – 2013 – Vol. 8. – P.1-8.
87. **Aleong, C.** Evaluation of the radial-cut method for determining residual strains in fiber composite rings / C. Aleong, M. Munro // Experimental Techniques. – 1991. – Vol. 15. – P. 55-58.
88. Analysis and control of the compaction force in the composite prepreg tape winding process for rocket motor nozzles / X. He, Y. Shi, C. Kang, T. Yu // Chinese Journal of Aeronautics. – 2016. – Vol. 30, Issue 2. – P. 836-845.
89. ASTM D 2584 – 11. Standard test method for ignition loss of cured reinforced resin ASTM International.
90. **Azzi, V.D.** Anisotropic Strength of Composites / V.D. Azzi, S.W. Tsai // Experimental Mechanics. – 1965. Vol. 5, № 9. – P. 283-288.

91. **Barbero, E.J.** Introduction to Composite Materials Design 2nd Edition / E.J. Barbero. – Boca Raton: CRC Press, 2011. – 552 p.
92. **Bai, J.** Advanced fibre-reinforced polymer (FRP) composites for structural applications / J. Bai. – Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2013. – 928 p.
93. **Bezmelnitsyn A.V.** Assessment of residual stresses in thick-walled GFRP sliding bearing after winding and curing / A.V. Bezmelnitsyn, S.B Sapozhnikov // 20th International Conference on Composite Materials. Copenhagen, 19-24th July 2015. P. 1-10.
94. **Bezmelnitsyn A.V.** Elastic moduli of GFRP layers of sliding bearing made with tension winding / A.V. Bezmelnitsyn, S.B Sapozhnikov // Proceedings of the 4-th international conference «HighMatTech – 2013» (October 7-11, 2013, Kiev, Ukraine). – 2013. – P.291.
95. **Billotte, C.** Chemical shrinkage and thermomechanical characterization of an epoxy resin during cure by a novel in situ measurement method / C. Billotte, F.M. Bernard, E. Ruiz. // Composites Science and Technology. – 2004. – Vol. 64, Issue 1. – P. 55–64.
96. **Bower, A.F.** Applied Mechanics of Solids / A.F. Bower. – Boca Raton: CRC Press, 2009. – 820 p.
97. **Chen, J.** New concept of equivalent inherent strain for measuring axisymmetric residual stresses / J. Chen, T. Terasaki, T. Akiyama // J Manuf Sci Eng-Trans ASME. – 1997. – Vol. 122. – P. 304–309.
98. **Chen, Z.** Multi-level modeling of woven glass/epoxy composite for multilayer printed circuit board applications / Chen Z., Yang F., Meguid S.A. // International Journal of Solids and Structures. – 2014. – Vol. 51. – P. 3679–3688.
99. **Daniel, I.M.** Engineering mechanics of composite materials. Second Edition / I.M. Daniel, O. Ishai. – New York: Oxford University Press. 2006. – 432 p.

100. **Daniel, I.M.** Yield and failure criteria for composite materials under static and dynamic loading / I.M. Daniel // Progress in Aerospace Sciences. – 2016 – Vol. 81 – P. 18-25.
101. **de Swardt, R.R.** Finite element simulation of the Sachs boring method of measuring residual stresses in thick-walled cylinders / R.R. de Swardt // J Pressure Vessel Technol-Trans ASME. – 2003. – Vol 125(3). – P. 274-276.
102. **Deters, L.** Self-lubricating dry rubbing bearings-fundamentals and methods of calculation / L. Deters, F. Mueller, M. Berger // Tribology Series. – 2003. – Vol. 41. – P. 183-194.
103. **Dewey, B.R.** Residual strain distribution in layered rings / B.R. Dewey, C.E. Knight // Journal of Composite Materials. – 1969. – Vol. 3. – P. 583-585.
104. DMA242C [Электронный документ] // (<https://www.yumpu.com/en/document/read/24019667/operating-instructions-dma-242-c-contents>). Проверено 30.09.2020.
105. **Dodkins, A.R.** Design of joints and attachments in FRP ship structures / A.R. Dodkins, R.A. Shenoi, G.L. Hawkins // Marine Structures. – 1994. – Vol. 7. – P. 365-398.
106. Effect of the rate of thermal loading on the state of stress of viscoelastic laminated structures / V.M. Pestrenin, I.V. Pestrenina, D.R. Iblaminova, O.A. Simonova, A.G. Myalitsin, A. P. Skachkov // Mechanics of Composite Materials. – 1990. – №. 25 – P. 790-795.
107. Effects of inter-fiber spacing and thermal residual stress on transverse failure of fiber-reinforced polymer–matrix composites / L. Yang, Y. Yan, J. Ma, B. Liu // Computational Materials Science. – 2013. – Vol. 68 – P. 255-262.
108. Fiber Reinforced Composite Bearings [Электронный документ] // (<https://www.ggbearings.com/en/products/filament-wound-thrust-bearings>). Проверено 30.09.2020.
109. **Fourney, W.I.** Residual strain in filament-wound rings / W.I. Fourney // Journal of Composite Materials. – 1968. – Vol.2. – P.408-411.

110. **Friedrich, K.** Polymer composites for tribological applications / K. Friedrich // Advanced Industrial and Engineering Polymer Research. – (2018) – P. 3-39.
111. **Greenwood, J.A.** Contact of nominally flat surfaces / J.A. Greenwood, J.B.P. Williamson // Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences. – 1966. – Vol. 295, № 1442. P. 300-319.
112. Geometric modeling and finite element analysis of kevlar monolithic and carbon-kevlar hybrid woven fabric unit cell / P. Sharma, P. Priyanka, H. S. Mali, A. Dixit // Materials Today: Proceedings. – 2020 – Vol. 26 – P. 766-774.
113. **Ha, S. K.** Effects of winding angles on through-thickness properties and residual strains of thick filament wound composite ring / S. K. Ha, J. Y. Jeong // Composites Science and Technology. – 2005. – Vol.65. – P.27-35.
114. **Hager, A.M.** Short-fibre Reinforced, High-Temperature Resistant Polymers for a Wide Field of Tribological Applications / A.M. Hager, M. Davies // Composite Materials Series. – 1993.Vol. 8. – P. 107-157.
115. **Halpin, J.C.** Effects of Environmental Factors on Composite Materials / J. C. Halpin, S.W. Tsai. – AFML-TR, 1969 – 62 p.
116. **Halpin, J.C.** The Laminate Approximation for Randomly Oriented Fibrous Composites / J.C. Halpin, N.J. Pagano // Journal of Composite Materials. – 1969. Vol. 3 – P. 720-724.
117. **Hiel, C.C.** A Curved Beam Test for Determination of Interlaminar Tensile Strength of a Laminated Composite / C.C. Hiel, M. Sumich, D.P. Chappell // Journal of Composite Materials. – 1991. – Vol. 25, – P. 854-868.
118. **Hill, R.** The Mathematical theory of plasticity / R. Hill. – London: Oxford University Press, 1950. – 317 p.
119. Influence of moisture and drying on fatigue damage mechanisms in a woven hemp/epoxy composite: Acoustic emission and micro-CT analysis / R. Barbière, F. Touchard, L. Chocinski-Arnault, D. Mellier // International Journal of Fatigue. – 2020. – Vol. 136. – P. 1-13.

120. **Jawitz, M. W.** Materials for rigid and flexible printed wiring boards / M. W. Jawitz, M. J. Jawitz. – Boca Raton: CRC Press, 2006. – 169 p.
121. **Karadeniz, Z.H.** A numerical study on the coefficients of thermal expansion of fiber reinforced composite materials / Z.H. Karadeniz, D. Kumlutas // Composite Structures. – 2007. – Vol. 78 – P. 1-10.
122. **Kim, J. W.** Measurement of residual stresses in thick composite cylinders by the radial-cut-cylinder-bending method / J. W. Kim, D. G. Lee // Composite Structures. – 2007. – Vol. 77, Issue 4. – P. 444-456.
123. **Kocamana, E.S.** Experimental investigation and multi-level modeling of the effective thermal conductivity of hybrid micro-fiber reinforced cementitious composites at elevated temperatures / E.S. Kocamana, B.Y. Chenb, S.T. Pinhoa. // Composite Structures. – 2020. – Vol. 251. – № 112532.
124. **Komeili, M.** The effect of meso-level uncertainties on the mechanical response of woven fabric composites under axial loading / M. Komeili, A.S. Milani // Computers and Structures. – 2012. – Vol.90-91. – P. 163-171.
125. **Li, C.** In-situ measurement of chemical shrinkage of MY750 epoxy resin by a novel gravimetric method / C. Li, K. Potter, M. R. Wisnom, G. Stringer // European Polymer Journal. – 2013. – Vol. 49, Issue 11. – P. 3548-3560.
126. **Luciano, R.** Formulas for the stiffness of composites with periodic microstructure / R. Luciano, E. J. Barbero // International Journal of Solids and Structures. – 1994. – Vol. 31 – 2933-2944.
127. **Luciano, R.** Analytical Expressions for the Relaxation Moduli of Linear Viscoelastic Composites With Periodic Microstructure / R. Luciano, E. J. Barbero // Journal of Applied Mechanics. – 1995. – Vol. 62(3). – P. 786-793.
128. **Luise, R.R.** Wear performance of high temperature polymers and their composites / R.R. Luise. – Boca Raton: CRC Press, 1997. – 265 p.
129. Material selections [Электронный документ] // (<http://www.cipcomposites.com/composite-materials/material-selections>).

Проверено 30.09.2020.



130. **McWilliams, B.** Multi scale modeling and characterization of inelastic deformation mechanisms in continuous fiber and 2D woven fabric reinforced metal matrix composites / B. McWilliams, J. Dibelka, C.-F. Yen. // *Materials Science & Engineering: A*. – 2014. – Vol. 618 – P. 142-152.
131. Micro-CT analysis of deviations in fiber orientation and composite stiffness near the microvascular channels embedded in glass-fiber reinforced composites / B. Sabuncuoglu, H. Tanabi, J. Soete, S. V. Lomov // *Composite Structures*. – 2020. – Vol. 237(111896). – P. 1-17.
132. Modelling matrix damage and fibre–matrix interfacial decohesion in composite laminates via a multi-fibre multi-layer representative volume element / G. Soni, R. Singh, M. Mitra, B. G. Falzon // *International Journal of Solids and Structures*. – 2014. Vol. 51 – P. 449-461.
133. Modelling of thermoplastic polymer failure in fiber reinforced composites / B.N. Fedulova, A.A. Safonova, M.M. Kantora, S.V. Lomov // *Composite Structures*. – 2017. Vol. 163,1 – P. 293-301.
134. **Mullea, M.** Assessment of cure-residual strains through the thickness of carbon–epoxy laminates using FBGs. Part II: Technological specimen / M. Mullea, F. Collombeta, P. Oliviera, R. Zitounea, C. Huchetteb, F. Laurinb, Y.H. Grunevaldc // *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. – 2009. – Vol. 40, Issue 10. – P. 1534-1544.
135. Multi-scale finite element analysis of 2.5D woven fabric composites under on-axis and off-axis tension / Zixing Lu, Yuan Zhou, Zhenyu Yang, Qiang Liu. // *Computational Materials Science*. – 2013. – Vol. 79. – P. 485-494.
136. **Neale, M. J.** *The Tribology handbook, Second Edition* / M. J. Neale. – U.K.: Butterworth-Heinemann, Oxford, 2001. – 582 p.
137. **Olson, W.A.** Analysis of residual stresses in bars and tubes of cylindrically orthotropic materials / W.A. Olson, C.W. Bert // *Exp. Mech.* – 1966.–Vol. 6. – P. 451-457.

138. **Pestrenin, V.M.** Thermoelasticity and thermoviscoelasticity of tubular thin-walled laminated composite rods with open profile / V.M. Pestrenin, I.V. Pestrenina // *Mechanics of Composite Materials*. – 1994. – №29. – P. 397-405.
139. Polylube® composite bearings and bushings [Электронный документ] // (<https://polygoncomposites.com/products/bearings>). Проверено 30.09.2020.
140. **Reinicke, R.** On the tribological behavior of selected, injection molded thermoplastic composites / R. Reinicke, F. Hauptert, K. Friedrich // *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. – 1998. Vol. 29. – P. 763-771.
141. **Roy, A.K.** Response of thick laminated composite rings to thermal stresses / A.K. Roy // *Composite Structures*. – 1991. – Vol. 18 – P. 125-138.
142. **Sachs, G.** Der nachweis inner spannungen in stangen und rohren / G. Sachs – *Z. Zeit. Metal.* – 1927; Vol. 19. – 352 p.
143. **Sapozhnikov, S.B.** Microstructure and mechanical behaviors of thick-walled journal bearing GFRP rings / S.B. Sapozhnikov, A.V. Bezmelnitsyn, R.S. Zinoviev// *Journal « The 19th international conference on composite materials – 2013»*, volume number 6 (July 28–August 2 Montreal, Canada). 2013. – P. 9258-9261
144. **Saunders, R. A.** Compression and microstructure of fibre plain woven cloths in the processing of polymer composites / R. A. Saunders, C. Lekakou, M. G. Bader // *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. – 1998. – Vol. 29, Issue 4. – P. 443-454.
145. **Seif, M.A.** Residual stress measurements in CFRE and GFRE composite missile shells / M.A. Seif, U.A. Khashaba, R. Rojas-oviedo // *Composite Structures*. – 2007. – Vol. 79, Issue 2. – P. 261-269.
146. **Sharman, D.J.** Benchmarking of a destructive technique to determine residual stresses in thick-walled axisymmetric components / D.J. Sharman, H.L. Stark, D.W. Kelly // *J Strain Anal.* – 1997. – Vol. 32. – P. 87–96.
147. **Shokrieh, M.M.** *Residual Stresses in Composite Materials*, 1st Edition / M.M. Shokrieh. – Cambridge: Woodhead Publishing Ltd., 2013. – 408 p.

148. **Sinha, S.K.** Polymer Tribology / S.K. Sinha, B. J. Briscoe. – London: Imperial College Press, 2009. – 724 p.
149. SKF Faserverbund-Gleitlager [Электронный документ] // (<https://www.skf.com/binary/78-120169/0901d19680154aca-SKF-bushings-thrust-washers-and-strips-1-DE.pdf>). Проверено 30.09.2020.
150. Smart cure of thick composite filament wound structures to minimize the development of residual stresses / D. H. Lee, S. K. Kim, W. I. Lee, S. K. Ha, S.W. Tsai. // Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. – 2006. – Vol. 37, Issue 4. – P. 530-537.
151. **Stringer, L.G.** Curing stresses in thick polymer composite components. Part II. Management of residual stresses. [Электронный документ] / L.G. Stringer, R.J. Hayman, M.J. Hinton, R.A. Badcock, M.R. Wisnom // Proceedings of the 12th International Conference on Composite Materials, 5-9 July 1999, Paris, France. <https://www.iccm-central.org/Proceedings/ICCM12proceedings/site/papers/pap861.pdf>
152. **Takagaki, K.** Thick-walled crack-free CFRP pipes: Stress reduction using atypical lay-up / K. Takagaki, S. Minakuchi, N. Takeda // Composite Structures. – 2015. № 126. – P. 337-346.
153. Three-phase homogenization procedure for woven fabric composites reinforced by carbon nanotubes in thermal environment / N. Fantuzzi, M. Baccocchi, J. Agnelli, D. Benedetti // Composite Structures. – 2020. Vol. 254. – № 112840.
154. TriStar Composite Bearings [Электронный документ] // (<https://cdn2.hubspot.net/hub/40031/file-400899942-pdf/Documents/CJBrochure.pdf>). Проверено 30.09.2020.
155. **Tsai, S.W.** A General Theory of Strength for Anisotropic Materials / S.W. Tsai, E.M. Wu // Journal of Composite Materials. – 1971. № 5 (1). – P. 58–80.
156. **Utracki, L. A.** Polymer Blends Handbook Second Edition / L. A. Utracki, C. A. Wilkie. – New York: Heidelberg, 2014. – 2378p.

157. **Wallenberger, F. T.** Fiberglass and Glass Technology: Energy-Friendly Compositions and Applications / F. T. Wallenberger, P. A. Bingham. – N.Y.:Springer, 2009. – 474 p.
158. **Weeton, J. W.** Engineer's Guide to Composite Materials / J. W. Weeton, D. M. Peters, K. L. Thomas. – OH:ASM International, 1986. – 397 p.
159. **Williams, J.G.** The determination of residual stresses in plastic pipe and their role in fracture / J.G. Williams, J.M. Hodgkinson, A. Gray // Polymer Engineering & Science. – 1981. – Vol. 21(21). – P. 822–828.
160. **Wisnom, M.R.** Curing stresses in thick polymer composite components. Part I. Analysis [Электронный документ] / M.R. Wisnom, L.G. Stringer, R.J. Hayman, M.J. Hinton // Proceedings of the 12th International Conference on Composite Materials, 5-9 July 1999, Paris, France.  
<http://iccm-central.org/Proceedings/ICCM12proceedings/site/papers/pap859.pdf>
161. **Wisnom, M.R.** Mechanisms generating residual stresses and distortion during manufacture of polymer-matrix composite structures / M.R. Wisnom, M. Gigliotti, N. Ersoy, M. Campbell, K.D. Potter. // Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. – 2006. – Vol. 37, Issue 4. – P. 522-529.
162. **Zu, L.** Design of filament-wound composite structures with arch-shaped cross sections considering fiber tension simulation / L. Zu, H. Xu, B. Zhang, D. Li, B. Zi // Composite Structures. – 2018. – Vol. 194(15). – P. 119-125.

## Приложение




---

Группа Научно-Производственных Компаний «ПОЛИДОР»

*В Диссертационный совет Д999.211.02*

*614990, Пермский край, г. Пермь,  
Комсомольский проспект, д. 29*

*Исх. № 5*  
*от \_\_\_\_\_ 20\_\_ г.*

***Справка о внедрении***

Результаты диссертационной работы Безмельницына А.В. на тему: «Оценки жёсткости и прочности втулок опорных узлов дорожных машин на основе многомасштабных численных моделей пористого тканевого стеклопластика» обсуждены на техническом совете и приняты к внедрению предприятием ООО НПП «Полидор» при оценке жёсткости и прочности толстостенных колец, полученных намоткой.

***Генеральный директор***



***Ю.А. Мережко***

---

454005 г. Челябинск, ул. Фёдорова, 1а.  
Тел./факс: (3512) 60-40-64; телефоны: 699-789, 699-791; 699-792  
р/с 40702810700010006302 в ОАО «Челябинвестбанк»; г. Челябинск, ИНН 7451078936;  
к/с 30101810400000000779, БИК 047501779, ОКПО 34541546; ОКОНХ 13141, 66000, 71211, 71110  
WWW: <http://www.polidor.ru> e-mail: [polidor@mail.ru](mailto:polidor@mail.ru); [info@polidor.ru](mailto:info@polidor.ru)

**Общество с ограниченной ответственностью  
«Сатурн»**



454084, г. Челябинск, ул. Кирова, 4-102  
тел. +7(351) 233-61-58; тел./факс: +7(351) 524-63-16;

E-mail: Saturn74\_Chek@mail.ru

ИНН 7412011163; КПП 744701001

Кор. счет № 3010181060000000799

Р/счет № 40702810701000011841

В банке «Снежинский» АО г. Снежинск

БИК 047501799

№ 529/02 от 28.02.2020 г.

В Диссертационный совет Д999.211.02  
614990, Пермский край, г. Пермь,  
Комсомольский проспект, д. 29

Справка о внедрении

ООО «Сатурн» с 2007 года оказывает услуги промышленным и горнодобывающим предприятиям во всех регионах РФ по ремонту оборудования и поставкам запасных частей. Контакты с техническими специалистами предприятий заказчиков позволяют нам делать выводы о возможных способах модернизации механизмов и оборудования, которые могут привести к увеличению безремонтного интервала времени и снизить стоимость дальнейшей эксплуатации.

На основании результатов диссертационной работы Безмельницына А.В. на тему, связанную с разработками численных моделей высокопористого тканевого стеклопластика для оценки жёсткости и прочности втулок опорных узлов дорожных машин, нами было принято решение об изготовлении по данной технологии трех втулок по чертежу №1080.33.41 из стеклопластика, выполняющих функцию подшипника скольжения в узле гусеничного хода карьерного экскаватора ЭКГ-5А.

В ходе проведения опытно-производственных испытаний были получены положительные результаты по прочности и долговечности втулок, изготовленных по технологии, предложенной А.В. Безмельницыным.

В настоящее время нашим предприятием разработана программа замены в процессе ремонта толстостенными втулками из пористого стеклопластика изношенных элементов узлов трения промышленного и горнодобывающего оборудования изготовленных из традиционных материалов.

Генеральный директор

Н.В. Чайчук

Главный инженер

И.В. Фомин

тел.раб.: + 7 (351) 233-61-58

тел.моб.: +7-961-79-11-858.

