

**Федеральное государственное автономное образовательное учреждение  
высшего образования  
«Пермский национальный исследовательский политехнический  
университет»**

**На правах рукописи**



**Труфанов Александр Николаевич**

**ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В СПЕЦИАЛЬНЫХ  
ОПТИЧЕСКИХ ВОЛОКНАХ ПРИ ИХ ПРОИЗВОДСТВЕ  
И ЭКСПЛУАТАЦИИ**

Специальность 1.1.8. Механика деформируемого твердого тела

Диссертация на соискание ученой степени  
доктора технических наук

Научный консультант: д.ф.-м.н.,  
профессор, Шардаков И.Н.

**Пермь – 2023**

## ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение.....	7
Глава 1. Специальные оптические волокна, варианты конструкции и технологии изготовления. ....	29
Глава 2. Особенности термомеханического отклика стеклюющихся материалов в конструкциях специальных оптических волокон .....	34
2.1 Модели термомеханического поведения стеклюющихся сред.....	35
2.2 О влиянии легирования на свойства стекла .....	38
Глава 3. Свойства кварцевых стекол.....	41
3.1 Прогнозирование физико-механических свойств легированных кварцевых стекол.....	42
3.1.1 Термомеханические свойства стекла $\text{SiO}_2\text{-B}_2\text{O}_3$ .....	42
3.1.2 Плотность $\text{SiO}_2\text{-B}_2\text{O}_3$ .....	56
3.1.3 Теплоемкость $\text{SiO}_2\text{-B}_2\text{O}_3$ .....	58
3.1.4 Теплопроводность $\text{SiO}_2\text{-B}_2\text{O}_3$ .....	60
3.1.5 Термомеханические свойства стекол $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$ и $\text{SiO}_2\text{-GeO}_2$ .....	61
3.1.6 Плотность $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$ .....	62
3.1.7 Теплоемкость $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$ .....	62
3.1.8 Теплопроводность $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$ .....	62
3.1.9 Плотность $\text{SiO}_2\text{-GeO}_2$ .....	63
3.1.10Теплоемкость $\text{SiO}_2\text{-GeO}_2$ .....	63
3.1.11Теплопроводность $\text{SiO}_2\text{-GeO}_2$ .....	63
Глава 4. Физико-механические свойства полимеров защитно-упрочняющего покрытия.....	64
4.1 Особенности идентификации свойств УФ-полимеров.....	66
4.2 Коэффициент температурного расширения полимеров .....	68
4.2.1 Объект исследования.....	75
4.2.2 Пробоподготовка.....	76
4.2.3 Методика натурного эксперимента.....	77
4.2.4 Проверка выдвинутых гипотез .....	85

4.2.5	Верификация полученных результатов .....	91
4.2.6	Влияние температурной деформации оснастки DMA .....	93
4.2.7	Выводы.....	100
4.3	Идентификация вязкоупругих характеристик УФ-полимеров .....	102
4.3.1	Оборудование .....	102
4.3.2	Пробоподготовка.....	103
4.3.3	Постановка натурального эксперимента.....	105
4.3.4	Определение температур стеклования .....	106
4.3.5	Вязкоупругие характеристики материалов ЗУП и их зависимость от температуры.....	108
4.3.6	Обработка полученных данных.....	112
4.3.7	Верификация определяющих соотношений.....	116
4.3.8	Выводы.....	117
Глава 5.	Моделирование термомеханических эффектов в стеклюющихся материалах, используемых в оптоволоконных приложениях .....	118
5.1	Анализ современного состояния проблемы моделирования термомеханики оптических волокон.....	118
5.2	Модель термомеханического поведения неоднородно легированных кварцевых стекол.....	133
5.3	Алгоритм численного решения краевой задачи термомеханики стеклюющихся материалов .....	140
5.4	Модельные задачи.....	142
Глава 6.	Технологическая механика изделий из неоднородно легированных кварцевых стекол.....	148
6.1	Численное моделирование эволюции полей технологических напряжений в силовых стержнях .....	149
6.1.1	Математическая постановка .....	151
6.1.2	Численная реализация .....	154
6.1.3	Численный анализ эволюции напряжений.....	155

6.1.4	Анализ напряженного состояния в силовых элементах .....	159
6.1.5	Силовой стержень легированный $B_2O_3$ .....	160
6.1.6	Силовой стержень, легированный $B_2O_3$ и $P_2O_5$ .....	162
6.1.7	Силовой стержень увеличенного диаметра .....	165
6.1.7.1	Математическая постановка .....	166
6.1.7.2	Вычислительный эксперимент .....	167
6.1.8	Численное моделирование отжига силовых стержней .....	169
6.1.9	Выводы.....	174
6.2	Остаточные напряжения в силовых стержнях с учетом технологических несовершенств геометрии зоны легирования .....	176
6.2.1	Математическая постановка .....	185
6.2.2	Численная реализация .....	187
6.2.3	Полученные результаты .....	189
6.2.4	Выводы.....	191
6.3	Конструкционная прочность силовых стержней.....	192
6.3.1	Введение .....	192
6.3.2	Объект исследования.....	195
6.3.3	Численное моделирование полей технологических остаточных напряжений .....	198
6.3.4	Натурные эксперименты по разрушению стержней .....	204
6.3.5	Численное исследование напряженно-деформированного состояния стержней в условиях натурального эксперимента.....	210
6.3.6	Выводы.....	222
6.4	Конструкционная прочность отоженных силовых стержней.....	223
6.4.1	Кристаллизация в силикатных стеклах .....	223
6.4.2	Гипотеза о механизме упрочнения силовых стержней.....	227
6.4.3	Дифференциальная сканирующая калориметрия образцов .....	228
6.4.4	Электронная микроскопия фрагментов силовых стержней .....	229
6.4.5	Рентгеноспектральный микроанализ .....	234

6.4.6 Рентгенофазный анализ образцов .....	241
6.4.7 Численный эксперимент .....	242
6.4.8 Выводы.....	245
6.5 Оптимальный профиль легирования силовых стержней.....	246
6.5.1 Постановка задачи оптимизации.....	247
6.5.2 Решение задачи оптимизации.....	248
6.5.3 Выводы.....	250
6.6 Выводы по главе.....	251
Глава 7. Технологическая механика анизотропных оптических волокон	253
7.1 Эволюция остаточных и технологических напряжений в оптическом волокне .....	254
7.1.1 Постановка задачи о прогнозировании остаточных напряжений в анизотропном оптическом волокне.....	254
7.1.2 Численный анализ полей остаточных напряжений в волокне типа «Панда» .....	258
7.1.3 Численный анализ влияния величины зазора на остаточные напряжения в волокне.....	261
7.1.4 Численный анализ влияния радиуса силового стержня на остаточные напряжения в волокне.....	266
7.1.5 Прогнозирование двулучепреломления волокна типа «Панда»..	268
7.1.6 Выводы.....	273
7.2 Влияние несовершенства геометрии волокна типа «Панда» на его оптические характеристики .....	274
7.2.1 Измерение геометрических параметров поперечного сечения волокна .....	275
7.2.2 Статистическая обработка результатов измерений.....	276
7.2.3 Численное исследование влияния несовершенств геометрии на остаточные напряжения и двулучепреломление .....	283
7.2.4 Заключение .....	290

7.2.5 Выводы.....	291
7.3 Верификация предложенных подходов на серии натуральных измерений модового двулучепреломления волокон типа «Панда» .....	292
7.4 Контактные задачи технологической механики специальных оптических волокон .....	295
7.4.1 Математическая постановка .....	297
7.4.2 Эволюция полей остаточных напряжений с учетом ЗУП в условиях термосилового воздействия.....	302
7.4.3 Влияние толщины ЗУП на НДС и оптические характеристики анизотропного оптического волокна .....	308
7.4.4 Свободная намотка в условиях технологической пробы .....	313
7.4.5 Выводы.....	319
7.5 Низкотемпературный отжиг анизотропного оптического волокна...	320
7.5.1 Оценка вклада релаксационных процессов и деструкции ЗУП в изменение НДС анизотропного волокна в условиях отжига.....	321
7.5.2 О возможных механизмах увеличения двулучепреломления при низкотемпературном отжиге.....	327
7.5.3 Вычислительный эксперимент .....	330
7.5.4 Выводы.....	330
7.6 Выводы по главе.....	331
Заключение .....	333
Список литературы .....	336
Приложение А .....	374
Приложение Б .....	376
Приложение В.....	377

## **ВВЕДЕНИЕ**

**Актуальность и разработанность темы исследования.** В последние годы происходит значительное расширение спектра применения специальных оптических волокон, что в большей степени связано с развитием волоконно-оптической сенсорики. Высокая точность и уникальные по многим параметрам эксплуатационные характеристики волоконно-оптических датчиков приводят к повсеместному внедрению их в системы измерения физических величин, для контроля и мониторинга инженерных объектов и сооружений и др.

Большой класс специальных оптических волокон составляют анизотропные оптические волокна, поддерживающие поляризацию введенного в них сигнала. Такие световоды широко используются в качестве чувствительных элементов современных навигационных систем, для изготовления малогабаритных интерферометрических датчиков, применяются в распределенных системах мониторинга, встроенных в объекты наблюдения, для создания смарт-материалов и т.д. Навигационные приборы на основе волоконно-оптических гироскопов имеют ряд преимуществ над традиционными инерционными аналогами: могут производиться методами поточной технологии, исключая индивидуальную сборку и настройку, имеют меньший размер и лучшие эксплуатационные качества.

Оптические характеристики световодов, поддерживающих поляризацию сигнала, обусловлены наведенной оптической анизотропией материала, вызванной фотоупругими эффектами, которые связаны с полями внутренних напряжений. Последние формируются при высокотемпературной вытяжке на одном из заключительных этапов производства оптоволокна. Для достижения необходимого напряженно-деформированного состояния (НДС) в конструкцию таких волокон вводят так называемые напрягающие (или силовые) элементы из кварцевого стекла, легированного оксидами бора, фосфора или германия. Известно, что основным материалом для производства

оптических волокон является чистое кварцевое стекло, обладающее одним из самых низких значений поглощения в видимой и ближней инфракрасной области спектра. Легирование различными добавками позволяет модифицировать физико-механические свойства этого материала. В частности, в силовые элементы анизотропных волокон добавки вводятся для увеличения коэффициента линейного температурного расширения (КЛТР). Такое легирование также в очень широких пределах влияет на температуру стеклования, вязкость и многие другие свойства. В результате напряженное состояние анизотропного световода после вытяжки определяется совокупностью факторов, связанных со свойствами материала и условиями технологических процессов производства. К ним относятся: неоднородность температурных полей при охлаждении, несовместность температурных деформаций и терморелаксационные переходы (стеклование-размягчение) в различных температурных диапазонах вследствие неоднородного легирования.

В процессе вытяжки на оптическое волокно наносят специальные защитно-упрочняющие покрытия (ЗУП) из полимерных материалов. Такие покрытия, призванные в первую очередь обеспечить защиту волокна от внешних силовых воздействий, в условиях эксплуатации могут оказывать существенное влияние на напряженно-деформированное состояние световода, связанные с ним оптические характеристики, а следовательно, и на точность реализованных на их основе датчиков и приборов. В связи с этим необходимо учитывать, что свойства полимеров существенно зависят от температуры, а в широком эксплуатационном диапазоне температур в полимерах ЗУП могут происходить релаксационные переходы, которые существенно влияют на их термомеханические характеристики.

Таким образом, поля напряжений в светопроводящей жиле определяют основные потребительские качества конечных изделий: с одной стороны, необходимо, чтобы поля напряжений были высокого уровня для обеспечения соответствующих оптических характеристик световода, с другой – не должны



нарушать прочность волокна и его заготовок на всех этапах производственного процесса. ЗУП должно обеспечивать защиту оптоволокна от окружающей среды и механических воздействий. При этом воздействие его на характеристики конечных изделий должно быть прогнозируемым, чтобы при необходимости учитывать и компенсировать возможное негативное влияние на качество оптического сигнала.

Математические модели, описывающие формирование НДС в стеклюющихся материалах в условиях терморелаксационного перехода, представлены в достаточно большом количестве работ: M.L.Williams, Г.М.Бартенева, В.Л.Инденбома, Б.Боли, Е.Н.Lee, А.А.Ильюшина, В.В.Москвитина, И.И.Бугакова, L.D.Сохон, Г.М.Бартенева, В.В.Болотина, О.Ю.Сметанникова, Н.А.Труфанова, И.Н.Шардакова, В.П.Матвеевко и др. Известно, что рациональным подходом для описания термомеханического поведения подобных материалов является использование определяющих соотношений теории вязкоупругости, в которых влияние температуры на деформационный отклик определяется температурными зависимостями времен релаксации. Выбор конкретного вида физических соотношений должен быть феноменологически обоснован, с достаточной точностью описывать наблюдаемые термомеханические эффекты, требовать минимального количества экспериментальных исследований для определения материальных констант, обеспечивать простоту численной реализации.

Анализ представленных в литературе материалов показал, что в задачах технологической механики оптических волокон реономные модели практически не используются, а наибольшее распространение получили стандартные термоупругие постановки с вариациями в выборе температуры начала отсчета термических деформаций. Например, в работах, посвященных моделированию связанных с НДС эффектов в оптических волокнах, в качестве начала отсчета выбраны температуры:

- разогрева заготовки при вытяжке (R.Guan, 2005; M.Ji, 2017, 2019; M.Li, 2019, 2021; H.Yan, 2017; S.A.Siddiqui, 2011);

- стеклования материала волокна (W.Eickhoff, 1982; T.Gong, 2008; D.A.Krohn, 1970; Y.Liu, 1995; К.-Н.Tsai, 1991; М.Н.Aly, 1998, 2000);
- стеклования легированной части волокна (J.Liu, 2020; P.L.Chu, 1984; S.C.Rashleigh, 1983; K.Okamoto, 1981; I.P.Kaminow, 1979, 1981; Е.М.Дианов, 1978);
- температура, при которой стекло становится упругим телом (W.Feng, 2020);
- фиктивная температура, соответствующая, по А.Q.Tool, появлению упругих свойств [349] (M.Varnham, 1983; V.Bernat, 1992; P.L.Chu, 1982; K.Okamoto, 2022; Wong D., 1991).

Вызывает вопросы обоснованность выбора конкретных значений температуры отсчета деформаций. Так, температура стеклования не является константой и зависит, например, от скорости охлаждения. Конкретные примеры  $\Delta T$  в работах: K.Brugger (1971) – 500 °C; K.Okamoto (1981) – 650 °C; I.P.Kaminow (1979) – 800, 1000, 1100 °C; Pak L.Chu (1984) – 850 °C; Y.Liu (1995) и M.Alam (2010) – 1000 °C; H.Yan (2017) – 1080 °C; R.Guan (2005) – 980 °C и 1480 °C; M.Li (2021) – 1230 °C; T.Gong (2008, 2019) – 1300 °C; M.Ji (2017, 2019) – 1680 °C демонстрируют, что авторами были выбраны скорее удобные для расчетов значения, чем феноменологически обоснованные данные, подтвержденные натурными экспериментами. В ряде работ эта температура не конкретизирована или не приводится обоснование сделанного выбора (M.S.Alam, 2010; K.Brugger, 1970; J.-I.Sakai, 1982). В таком случае температура отсчета может выступать в качестве «подгоночного» параметра под экспериментальные данные, а модель не будет способна описывать поведение изделий при других условиях технологического процесса или эксплуатации.

Применение такого рода склерономных моделей, не чувствительных к режиму охлаждения стеклующихся изделий, может быть оправданно только в качестве первого приближения. При этом за рамками рассмотрения

оказываются важные деформационные механизмы, связанные с релаксационными переходами, которые могут существенным образом повлиять на закономерности формирования полей остаточных напряжений.

Следует отметить, что легирование кварцевого стекла в волокне неоднородно и может иметь достаточно сложный профиль, а значит, физико-механические свойства материалов необходимо рассматривать как функциональные зависимости от координат и температуры. Анализ литературных источников показывает, что большинство исследователей используют свойства материалов, постоянные на всем рассматриваемом диапазоне температур, не учитывая, что в действительности они могут достаточно сильно от нее зависеть. Практически никогда не учитывается реальный профиль легирования, используются усредненные значения или константы.

Различные виды оптических волокон, сохраняющих поляризацию: bow-tie, elliptical, pseudo-rectangle, elliptical core, panda и др. (Рисунок 1), отличаются геометрией конструктивных элементов, форма которых в большинстве опубликованных работ принимается идеальной, проектной, хотя на практике готовые изделия могут иметь существенные отклонения, обусловленные несовершенством технологического процесса их изготовления.

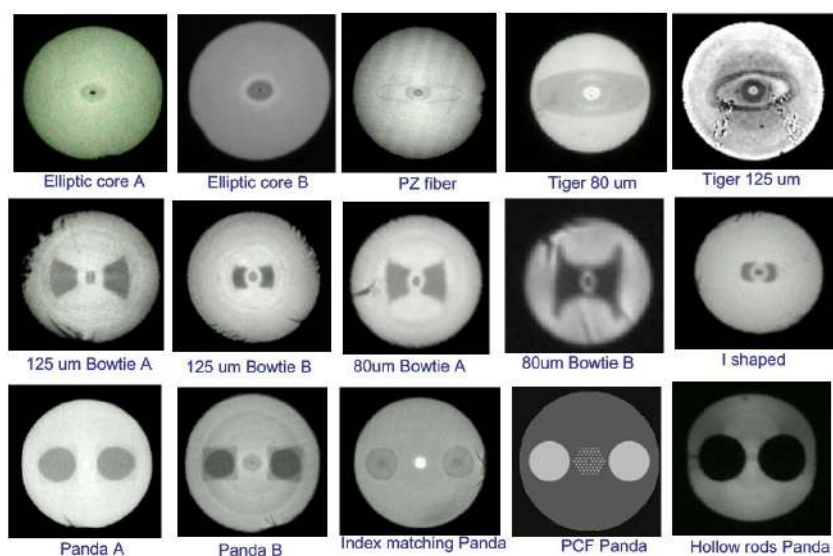


Рисунок 1 – Примеры конструкций анизотропных волокон [375]

Отклонения геометрических параметров в литературных источниках рассматриваются лишь в рамках выбора рациональных вариантов конструкции с вариацией некоторых ее элементов. Неучёт таких отклонений может приводить к значительным погрешностям при определении оптических характеристик специальных оптических волокон и волоконно-оптических датчиков из них.

На различных этапах производства анизотропного оптического волокна, преформы для его вытяжки и отдельных конструктивных элементов происходит термообработка изделий, в том числе отжиг, который, как известно, снижает уровень остаточных напряжений, что обусловлено активно протекающими релаксационными процессами в материале при температурах, близких к температуре стеклования. Исследования релаксационных эффектов в стеклах при высоких температурах достаточно широко представлены в литературных источниках, однако, как правило, авторы не связывают эти процессы с реализующимся в волокне напряженно-деформированным состоянием. Модель формирования НДС в оптических волокнах также должна позволять описывать происходящие в них релаксационные процессы, что для наиболее распространенных в литературе термоупругих постановок задача не тривиальная.

Во многих прикладных задачах технологической механики специальных оптических волокон ключевую роль играет полимерное защитно-упрочняющее покрытие. В большинстве представленных в открытой печати исследований ЗУП исключается из рассмотрения, и влияние его на оптическое волокно не учитывается либо рассматривается в термоупругой постановке со свойствами, зависящими от температуры. Такой подход не позволяет адекватно описывать термомеханическое поведение объекта, учитывая, что при эксплуатации в материалах ЗУП могут происходить релаксационные переходы. Использование даже простых вязкоупругих моделей в таких задачах позволит более точно описывать наблюдаемые на практике эффекты, однако в открытых источниках в такой постановке исследований не найдено.

Таким образом, представляется актуальной проблема создания модели термомеханического поведения кварцевых стекол, которая позволяла бы учитывать два основных фактора возникновения технологических и остаточных напряжений. Во-первых, несовместность температурных деформаций из-за различия коэффициентов температурного расширения вследствие неоднородности материалов. Во-вторых, реализацию при охлаждении пространственно-временной неоднородности температурных полей в изделии в условиях протекания процесса стеклования, что ведет к формированию в разных точках сечения различной истории деформирования и появлению внутренних напряжений. Создание такой модели позволяет поставить задачу разработки численных методик прогнозирования напряженного состояния и связанных с ним оптических характеристик анизотропных оптических волокон.

Также актуальной является задача разработки моделей термомеханического поведения в широком температурном диапазоне полимерных покрытий, используемых при производстве специальных оптических волокон, для исследования влияния ЗУП на технологические и остаточные напряжения в анизотропных оптических волокнах в условиях эксплуатации.

Задача построения таких моделей включает оценку прочности отдельных конструктивных элементов, разработку методик и определение функциональных зависимостей физико-механических свойств рассматриваемых стеклующихся материалов.

Построенные модели позволят совершенствовать конструкцию и технологию производства специальных оптических волокон, повышать точность датчиков за счет математического аппарата, интерпретирующего получаемый с сенсоров сигнал с учетом особенностей термомеханического поведения используемых материалов.

**Цель диссертационной работы:** установление закономерностей формирования напряженно-деформированного состояния в стеклующихся

материалах при производстве и эксплуатации анизотропных оптических волокон, для развития подходов к проектированию новых и рационализации существующих оптоволоконных изделий.

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

1. Выполнить анализ основных этапов производства специального волокна типа «Панда» и для каждого из них определить наиболее значимые термомеханические явления и параметры, влияющие на характер НДС и связанные с ним оптические характеристики изделия.
2. Установить на основе анализа фактической геометрии реальных изделий закономерности распределения геометрических параметров и их отклонений от проектных значений.
3. Построить математические модели на основе определяющих соотношений линейной теории вязкоупругости, позволяющие описывать формирование технологических напряжений в изделиях из стеклующихся материалов на основных этапах процесса изготовления специального волокна типа «Панда».
4. Установить функциональные зависимости физико-механических свойств силикатных стекол и полимеров ЗУП от температуры и концентрации легирующих компонентов. Определить материальные константы и выполнить верификацию физических соотношений.
5. Разработать алгоритмы численной реализации построенных математических моделей и реализовать их в системах инженерных расчетов и конечно-элементного анализа.
6. Выполнить многопараметрический численный анализ с целью установления закономерностей формирования полей остаточных и технологических напряжений и обусловленных ими оптических характеристик световодов.
7. Сформулировать методики исследования изделий из стеклующихся материалов на ключевых этапах изготовления специального оптического

волокна для проектирования новых видов конструкций и совершенствования технологии производства, дать практические рекомендации для рационализации технологии производства волокна типа «Панда».

**Научная новизна** диссертационной работы заключается в следующем:

1. Предложены новые прикладные математические модели формирования остаточных и технологических напряжений в неоднородных конструкциях из стеклующихся материалов на основе определяющих соотношений линейной теории вязкоупругости, позволяющих с достаточной точностью описывать термомеханическое поведение специальных оптических волокон в широком диапазоне температур, включающем релаксационные переходы.
2. На основе анализа фактической геометрии реальных изделий впервые установлены закономерности распределения геометрических параметров и их отклонений от проектных значений для заготовок силовых стержней и поперечного сечения специального оптического волокна «Панда».
3. Методами численного анализа впервые получены закономерности формирования остаточных напряжений в заготовках из неоднородно легированного кварцевого стекла на всех ключевых этапах изготовления специального оптического волокна типа «Панда».
4. Получены новые данные о влиянии наблюдаемых в изделиях отклонений геометрии от проектных значений на эволюцию НДС в заготовках и оптические характеристики готового волокна.
5. Разработана новая методика определения прочностных характеристик на основании натурных и вычислительных экспериментов и для одного из вариантов конструкции силового стержня впервые определены значения критериальных характеристик конструкционной прочности.
6. Методами натурального эксперимента впервые установлен факт частичной кристаллизации силового стержня при отжиге и роль этого явления в упрочнении изделия.

7. Выполнена постановка задачи оптимизации и впервые определен оптимальный профиль легирования силового стержня, реализующий максимальную температурную деформацию при соблюдении условий прочности.
8. Впервые получены данные о закономерностях влияния защитно-упрочняющих покрытий на оптические характеристики специального оптического волокна типа «Панда» в различных условиях термосилового воздействия.
9. На основании натурных испытаний впервые установлено, что деформационный отклик полимеров существенно зависит не только от температуры, но и от скорости ее изменения.
10. Сформулирована новая методика натурных испытаний для определения функциональной зависимости КЛТР пленочных образцов от температуры и скорости ее изменения и для ряда полимеров впервые установлены такие температурные зависимости.

**Теоретическая значимость работы** заключается в развитии математических моделей механики сплошных сред с целью учета различных факторов, влияющих на эволюцию НДС в изделиях из стеклющихся материалов.

Полученные новые экспериментальные результаты деформационного отклика полимеров в зависимости от температуры и скорости её изменения способствуют более глубокому пониманию механизмов формирования остаточных и технологических напряжений в стеклющихся материалах, позволяют более точно учитывать и моделировать термомеханические эффекты, связанные с производством и эксплуатацией изделий из них.

Полученные данные о реальной геометрии анизотропных оптических волокон типа «Панда» открывают новые возможности для анализа наблюдаемых эффектов в изделиях из них, которые обусловлены термомеханическими воздействиями при производстве и эксплуатации.



В совокупности полученные результаты позволяют уточнить модели интерпретации регистрируемых параметров с оптоволоконных датчиков с целью повышения их точности.

**Практическая значимость работы** заключается в разработке новых феноменологически обоснованных математических моделей, не требующих идентификации большого числа материальных констант, при этом позволяющих адекватно описывать термомеханическое поведение стеклющихся материалов и с высокой точностью прогнозировать формирование и эволюцию технологических напряжений в процессе изготовления и эксплуатации специальных оптических волокон. Предложенные в работе подходы и методики являются основой для разработки прикладных моделей и алгоритмов их численной реализации, для анализа остаточных, технологических и эксплуатационных напряжений в специальных оптических волокнах и связанных с ними оптических характеристик, в том числе с целью оптимизации эксплуатационных характеристик изделий из них.

Результаты, полученные в рамках диссертационного исследования, разработанные методики идентификации материальных констант, модели и реализованные на их основе алгоритмы и вычислительные программы переданы в ПАО «Пермская научно-производственная приборостроительная компания» для практического применения в исследованиях, при проектировании анизотропных оптических волокон типа «Панда», волоконно-оптических датчиков на их основе в целях совершенствования технологии изготовления и развития математических методов интерпретации сигналов оптоволоконных сенсорных систем.

Предложенная и апробированная новая методика определения функциональной зависимости КЛТР от температуры и скорости ее изменения может быть использована как эффективный инструмент для идентификации материальных характеристик любых пленочных образцов.

На основании проведенных исследований:

- сформулированы рекомендации к выбору полимеров ЗУП в рамках реализации программы импортозамещения;
- разработаны методика и алгоритм расчета полей остаточных и технологических напряжений в специальных оптических волокнах и связанных с ними оптических характеристик, позволяющая принимать рациональные конструктивные решения при проектировании изделий;
- разработана методика определения оптимального профиля легирования силовых стержней, и даны рекомендации по организации технологического процесса их изготовления, позволившие значительно снизить брак;
- разработана методика определения рациональных режимов отжига силовых стержней для анизотропного волокна типа «Панда», и даны рекомендации для некоторых вариантов конструкции с учетом профиля легирования.

**Методология и методы исследования.** Методологической базой выполняемых в диссертационной работе аналитических, численных и экспериментальных исследований при построении моделей и определяющих соотношений являются подходы и теоретические разработки отечественных и зарубежных исследователей в области механики деформируемого твердого тела. При постановке и решении краевых задач технологической механики изготовления специальных оптических волокон используются методы теории линейной упругости и вязкоупругости, нестационарной теплопроводности, методы решения систем дифференциальных уравнений, в том числе численные методы конечных элементов и конечных разностей. В задачах оптимизации используется метод Нелдера-Мида. Для обработки данных натуральных экспериментов применяются методы статанализа, а для изучения случайных процессов метод Монте-Карло.

Экспериментальные результаты, представленные в диссертационном исследовании, получены на современном оборудовании по авторским

методикам или в соответствии со стандартными процедурами измерений (ГОСТ, ISO, ASTM). Натурные эксперименты, посвященные определению физико-механических свойств полимеров, были выполнены на динамическом механическом анализаторе TA Instruments DMA Q800, дифференциальном сканирующем калориметре Q2000 в «Лаборатории пластмасс» ПНИПУ; исследования образцов на рентгеновском дифрактометре Shimadzu XRD-7000, сканирующем электронном микроскопе Hitachi S-3400N, синхронном термическом анализаторе Netsch STA449 F1 Jupiter были выполнены в ЦКП «Центр наукоемких химических технологий и физико-химических исследований» ПНИПУ; исследования на прочность силовых стержней по схеме трехточечного изгиба проводились на разрывной машине Instron 8801 в ЦКП «Центр экспериментальной механики» ПНИПУ; геометрия границ легированных зон силовых стержней исследовалась на анализаторе профиля показателя преломления в заготовках волокна Photon Kinetics PK 2600, а геометрия поперечного сечения анизотропного волокна «Панда» на измерителе профиля показателя преломления оптического волокна Photon Kinetics S-14 «Института фотоники и оптоэлектронного приборостроения» ПНИПУ.

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

1. Математические модели термо-вязкоупругости, позволяющие описывать формирование остаточного напряженного состояния в изделиях из неоднородно легированных кварцевых стекол и полимеров, с учетом пространственно неоднородно распределенного релаксационного перехода.
2. Данные численного анализа о закономерностях формирования НДС в изделиях из неоднородных стеклующихся материалов на всех ключевых этапах изготовления специального оптического волокна типа «Панда».
3. Результаты анализа зависимостей напряженно-деформированного состояния изделий в процессе производства специального волокна типа «Панда» от отклонений в их геометрии.

4. Математические модели термовязкоупругости, описывающие поведение полимеров защитно-упрочняющего покрытия оптического волокна в условиях релаксационного перехода.
5. Методика определения функциональной зависимости КЛТР от температуры для пленочных образцов.
6. Методика и результаты исследований конструкционной прочности силовых стержней для специального волокна типа «Панда».
7. Методика определения оптимального профиля легирования силовых стержней.
8. Рекомендации по совершенствованию технологического процесса производства анизотропного оптического волокна.

**Достоверность и обоснованность результатов** измерения физических величин обеспечиваются использованием процедур, соответствующих международным и государственным стандартам, выполнены на современном исследовательском оборудовании. Корректность полученных данных подтверждается также воспроизводимостью результатов. Авторские методики верифицированы результатами натуральных экспериментов на образцах с известными характеристиками, а также подтверждаются данными, представленными в открытой печати. Результаты численных расчетов удовлетворительно соответствуют данным натуральных экспериментов и литературных источников.

**Личный вклад автора.** Представленные в диссертационном исследовании результаты, модели и методики получены непосредственно автором или при непосредственном его участии. Автором выполнен анализ основных этапов технологического процесса изготовления специального волокна типа «Панда», с его непосредственным участием выполнены постановки краевых задач и определены основные факторы, влияющие на конечные характеристики изделия. Непосредственно автором разработана методика определения функциональных зависимостей КЛТР полимеров защитно-упрочняющих покрытий от температуры и скорости ее изменения, а

также построены для них определяющие соотношения, выполнена постановка и проведена серия экспериментов, позволившая установить материальные константы и верифицировать модель. Автор принимал непосредственное участие в разработке алгоритмов численной реализации построенных математических моделей и последующем численном анализе; выполнял постановку и принимал участие в реализации натуральных экспериментов с силовыми стержнями; принимал непосредственное участие в анализе результатов вычислительных экспериментов, обработке, анализе и интерпретации результатов, подготовке статей и докладов по теме диссертационной работы.

Исследование [144] выполнено и подготовлено к печати непосредственно автором. В статье [323] автору принадлежит разработка методики измерений КЛТР, постановка и проведение натуральных экспериментов, обработка и анализ результатов; интерпретация результатов проводилась непосредственно автором при участии соавтора И.Н.Шардакова. В работах [43; 159] автору принадлежат постановка задачи и численная реализация моделей; статистическая обработка отклонений геометрических параметров оптического волокна «Панда» и вычислительные эксперименты выполнены автором совместно с соавтором Н.В.Семеновым, интерпретация результатов и подготовка материалов к публикации выполнена совместно с соавторами. В статьях [147; 352] автор принимал участие в постановке краевых задач, численная реализация и расчеты осуществлялись непосредственно автором при участии соавтора О.Ю.Сметанникова, интерпретация и подготовка статьи выполнены совместно с соавторами. В публикациях [125; 353; 354] непосредственно автором осуществлены постановки задач и численная реализация моделей; вычислительные эксперименты выполнены автором при участии соавтора Н.В. Семенова, интерпретация результатов и их подготовка к публикации выполнена совместно с соавторами работ. В статье [124] автором реализована постановка задачи и численная реализация моделей, в том числе осуществлена организация процедуры поиска оптимального профиля

легирования методом Нелдера-Мида в виде скрипта APDL для конечно-элементного пакета ANSYS; интерпретация результатов и подготовка материала исследования к публикации выполнены совместно с соавторами. В исследовании [46] автором разработана программа экспериментов, осуществлялось руководство и принималось непосредственное участие в проведении натуральных испытаний, выполнена постановка краевых задач; численная реализация математической модели, выполнение численных расчетов, обработка, анализ и интерпретация результатов выполнены непосредственно автором при участии соавтора Ю.И.Лесниковой; подготовка материалов статьи к публикации осуществлялась с соавторами. В работе [205] автором выполнена постановка задачи; численная реализация модели и вычислительные эксперименты выполнены непосредственно автором при участии соавтора О.Ю.Сметанникова, интерпретация результатов и подготовка материала для публикации выполнена с соавторами. В исследованиях [85; 130; 275] автором выполнены постановки задач, реализованы процедуры идентификации и верификации физических соотношений, анализ и интерпретация результатов выполнены автором совместно с соавтором Ю.И.Лесниковой, материалы для публикации подготовлены совместно с соавторами. В работе [276] автором выполнена постановка задачи, реализованы процедуры идентификации и верификации определяющих соотношений, совместно с соавторами выполнены интерпретация результатов и подготовка материалов статьи.

**Апробация работы.** Основные положения работы докладывались и обсуждались на следующих конференциях различного уровня и семинарах: II Всероссийский семинар «Механика микронеоднородных материалов и разрушение» (г.Пермь, 2000 г.); 8-й, 12-й Всероссийские съезды по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики (г.Пермь, 2001 г., г.Уфа, 2019 г.); всероссийская научно-техническая конференция «Аэрокосмическая техника и высокие технологии – 2001» (г.Пермь, 2001 г.); 1-я конференция пользователей программного обеспечения

CAD-FEM GmbH (г.Москва, 2001 г.); XI Международная конференция по вычислительной механике и современным прикладным программным системам (Москва-Истра, 2001 г.); конференция молодых ученых «Неравновесные процессы в сплошных средах» (г.Пермь, 2002 г.); 13-я, 19-я, 20-я, 21-я, 22-я Зимние школы по механике сплошных сред (г.Пермь, 2003, 2015, 2017, 2019, 2021 гг.); 9-я, 11-я, 21-я, 22-я, 25-я, 31-я Всероссийские конференции молодых учёных «Математическое моделирование в естественных науках» (г.Пермь, 2000, 2002, 2012, 2013, 2016, 2022 гг.); 10-й Международный конгресс 10th World Congress on Computational Mechanics (г.Сан Паулу, Бразилия, 2012 г.); 19-я, 20-я, 21-я, 22-я Международная конференция по вычислительной механике и современным прикладным программным системам (ВМСППС) (г.Алушта, 2015, 2017, 2019, 2021 гг.); Всероссийская научная конференция «Проблемы деформирования и разрушения материалов и конструкций» (г.Пермь, 2015 г.); международная конференция International Conference on Mechanical Engineering, Automation and Control Systems 2016 (г.Томск, 2016 г.); 6-я, 8-я Всероссийские научные конференции с международным участием «Механика композиционных материалов и конструкций, сложных и гетерогенных сред» им. И.Ф. Образцова и Ю.Г. Яновского (г.Москва, 2016, 2018 гг.); 12-я Международная конференция по прикладной математике и механике в аэрокосмической отрасли (NPNJ2018) (г.Алушта, 2018 г.); всероссийская конференция молодых ученых-механиков, Y&M-2018, YSM-2021 (г.Сочи, 2018, 2021 гг.); международная научная конференция «Уфимская осенняя математическая школа – 2021, 2022» (г.Уфа, 2021, 2022 гг.); научный семинар кафедры вычислительной математики, механики и биомеханики ПНИПУ (г.Пермь, 2022 г., заведующий кафедрой ВММБ, д.т.н., проф. В.Ю. Столбов), научный семинар кафедры математического моделирования систем и процессов ПНИПУ (г.Пермь, 2022 г., заведующий кафедрой ММСП, д.ф.-м.н., проф. П.В. Трусов), научный семинар Института механики сплошных сред УрО РАН (г.Пермь, 2022 г., директор, академик РАН, д.т.н., проф. В.П. Матвеевко).

**Связь исследований с научными программами.** Исследования по тематике диссертационной работы, проводимые на кафедре ВММБ ПНИПУ с 2000 г. в целях развития технологии изготовления специальных оптических волокон, были поддержаны Минобрнауки России в рамках следующих программ и проектов: «Научные исследования высшей школы по приоритетным направлениям науки и техники», проект 202 «Создание высокоэффективной технологии изготовления оптических волокон, волоконно-оптических гироскопов и интегрированных навигационных систем нового поколения на их основе» (2001–2002 гг.); грант конкурса 2002 г. индивидуальных проектов студентов, аспирантов и молодых ученых НОЦ «Неравновесные переходы в сплошных средах» проект № 02-01н-030а «Разработка и реализация в конечно-элементном пакете ANSYS численной модели эволюции технологических напряжений при изготовлении анизотропного кварцевого оптического волокна»; федеральная целевая программа «Интеграция» (2002–2003 гг.), проекта № И0573/1343 (УНК «Рифей») «Исследование взаимосвязи эволюции термомеханического поведения полимерных и волокнистых композиционных материалов с процессами фазовых (кристаллизация) и релаксационных (стеклование) переходов»; программы поддержки РФФИ (проекты 07-01-97609; 08-08-12084; 10-01-96032; 13-08-96036; 14-08-31530; 16-48-590660; 20-48-596009), а также финансировались в рамках хоздоговорных научно-исследовательских работ с ПАО ПНППК. Договоры № 2015/305 «Создание математической модели напряженного состояния волокна при силовых воздействиях и при действии температуры»; № 2017/290 «Исследование свойств акрилатных полимерных покрытий для оптических волокон методом динамомеханического анализа»; № 2018/212 «Определение зависимостей от температуры модуля упругости, модуля механических потерь, тангенса угла механических потерь и КЛТР в пленках из акрилатных, силиконовых и эпоксидных полимеров, используемых в качестве защитно-упрочняющих



покрытий для оптических волокон и при намотке волоконных контуров»; № 2019/140, № 2020/388, № 2021/077 «Исследование свойств защитно-упрочняющего покрытия для оптических волокон методами термогравиметрического анализа и дифференциальной сканирующей калориметрии и динамо-механического анализа».

**Публикации.** По теме диссертационной работы было опубликовано 64 печатные работы, в том числе 16 статей в рецензируемых научных изданиях [43; 85; 124; 125; 130; 144; 147; 159; 205; 275; 276; 321; 323; 352–354], входящих в перечень, установленный Минобрнауки России для представления результатов докторских диссертаций, из них 9 публикаций в журналах, индексируемых в международных базах цитирования Web of Science и Scopus; получено 2 свидетельства о государственной регистрации ПО для ЭВМ.

**Структура и объем диссертации.** Диссертационная работа изложена на 377 страницах, содержит 219 рисунков и 27 таблиц, состоит из введения, семи глав, заключения и списка использованной литературы, содержащего 375 источников.

**Благодарности.** Автор выражает глубокую признательность своим родным и близким, благодарность и уважение научному консультанту Игорю Николаевичу Шардакову, соавторам и коллегам Олегу Юрьевичу Сметанникову, Юлии Игоревне Лесниковой, Никите Владимировичу Семенову. Признательность за весомый вклад в постановку и проведение некоторых экспериментов, и обсуждение полученных результатов Анатолию Арсангалеевичу Адамову; Есипенко Ивану Александровичу и Крюкову Игорю Ивановичу за обсуждение полученных результатов.

**СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ**

АОВС	– анизотропный оптический волоконный световод;
БСС	– боросиликатное стекло;
БФСС	– борофосфорсиликатное стекло;
ВОГ	– волоконно-оптический гироскоп;
ВС	– волоконный световод;
ДМА	– динамический механический анализатор;
ДСК	– дифференциальный сканирующий калориметр;
ЗУП	– защитно-упрочняющее покрытие;
КТР	– коэффициент температурного расширения;
КЛТР	– коэффициент линейного температурного расширения;
НДС	– напряженно-деформированное состояние;
ОПДС	– обобщенное плоское деформированное состояние;
ПДС	– плоское деформированное состояние;
РСМА	– рентгеноспектральный микроанализ;
РФА	– рентгенофазовый анализ;
СТА	– синхронный термический анализ;
ТВА	– температурно-временная аналогия;
BSE	– Back Scattered Electrons (обратно-рассеянные электроны);
MCVD	– Modified Chemical Vapor Deposition (метод модифицированного химического парофазного осаждения);

## СПИСОК ОСНОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

- $\alpha$  – коэффициент линейного температурного расширения;  
 $\delta_{ij}$  – символ Кронекера;  
 $\varepsilon_s$  – относительная излучательная способность, коэффициент черноты;  
 $\hat{\varepsilon}$  – тензор деформаций;  
 $\hat{\varepsilon}_V$  – тензор вязких деформаций;  
 $\hat{\varepsilon}_T$  – тензор температурных деформаций;  
 $\hat{\varepsilon}_e$  – тензор упругих деформаций;  
 $\eta$  – вязкость;  
 $\Theta$  – объемная деформация;  
 $\kappa$  – теплопроводность;  
 $\lambda$  – первый параметр Ламе;  
 $\mu$  – относительная объемная концентрация компонента в смеси;  
 $\rho$  – плотность;  
 $\hat{\sigma}$  – тензор напряжений;  
 $\sigma_0$  – постоянная Стефана-Больцмана;  
 $\sigma_{II}$  – интенсивность тензора напряжений;  
 $\tau$  – текущее время;  
 $B$  – модуль объемного сжатия;  
 $c$  – удельная теплоемкость;  
 ${}^4\hat{C}$  – тензор четвертого ранга модулей упругости;  
 $\hat{e}$  – девиатор тензора деформаций;  
 $\hat{e}_V$  – девиатор тензора вязких деформаций;  
 $E$  – модуль упругости, модуль Юнга;  
 $E'$  – модуль накопления, динамический модуль упругости;  
 $E''$  – модуль потерь;  
 $E^*$  – комплексный модуль;  
 $\hat{E}$  – единичный тензор второго ранга;

- $G$  – модуль сдвига, второй параметр Ламе;
- $h$  – коэффициент теплоотдачи;
- $N_a$  – число Авагадро;
- $P_k$  – контактное давление;
- $R$  – универсальная газовая постоянная;
- $\hat{S}$  – девиатор тензора напряжений
- $t$  – время наблюдения, конечное время;
- $T$  – температура тела;
- $T_c$  – температура окружающей среды;
- $T_g$  – температура стеклования;
- $Q$  – энергия активации;
- $\mathbf{u}$  – вектор перемещений;

## ГЛАВА 1. СПЕЦИАЛЬНЫЕ ОПТИЧЕСКИЕ ВОЛОКНА, ВАРИАНТЫ КОНСТРУКЦИИ И ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ.

Один из основных способов изготовления специальных оптических волокон основан на методе модифицированного химического парофазного осаждения (MCVD). Преформы (заготовки) для волокон разного типа производят на тепломеханическом станке, внешний вид которого изображен на Рисунке 1.1.

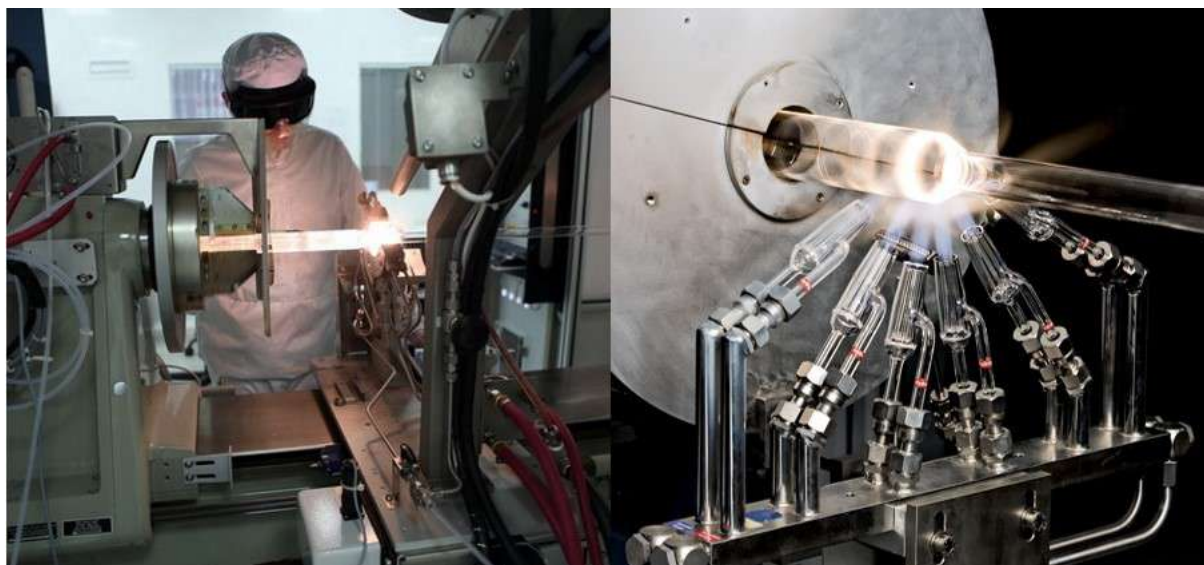


Рисунок 1.1 – Внешний вид тепломеханического станка для MCVD

Исходным материалом для подобных изделий являются опорные трубы из особо чистого синтетического кварцевого стекла, которые закрепляются в станке, а особые зажимы обеспечивают герметичность внутреннего объема и постоянное вращение преформы. Внутри трубы-заготовки, в зависимости от режима MCVD, подаются пары четыреххлористого кремния ( $\text{SiCl}_4$ ), галогенидов легирующих компонентов ( $\text{GeCl}_4$ ,  $\text{VBr}_3$ ,  $\text{POCl}_3$ ), очищенный и осушенный кислород (Рисунки 1.2, 1.3). Перемещающаяся вдоль преформы кислородно-водородная горелка разогревает трубу до температур  $1250\text{--}2000^\circ\text{C}$ , обеспечивая необходимые технологические режимы. В зоне нагрева происходит окисление галогенидов с образованием оксидов кремния и легирующих компонентов, которые, двигаясь дальше в направлении движения горелки, оседают небольшими частичками на внутренней

поверхности опорной трубы (см. Рисунок 1.3). Горелка, разогревая образовавшийся на стенках конгломерат частичек оксидов кремния и легирующих элементов, сплавляет их в тонкий слой стекла соответствующего состава.

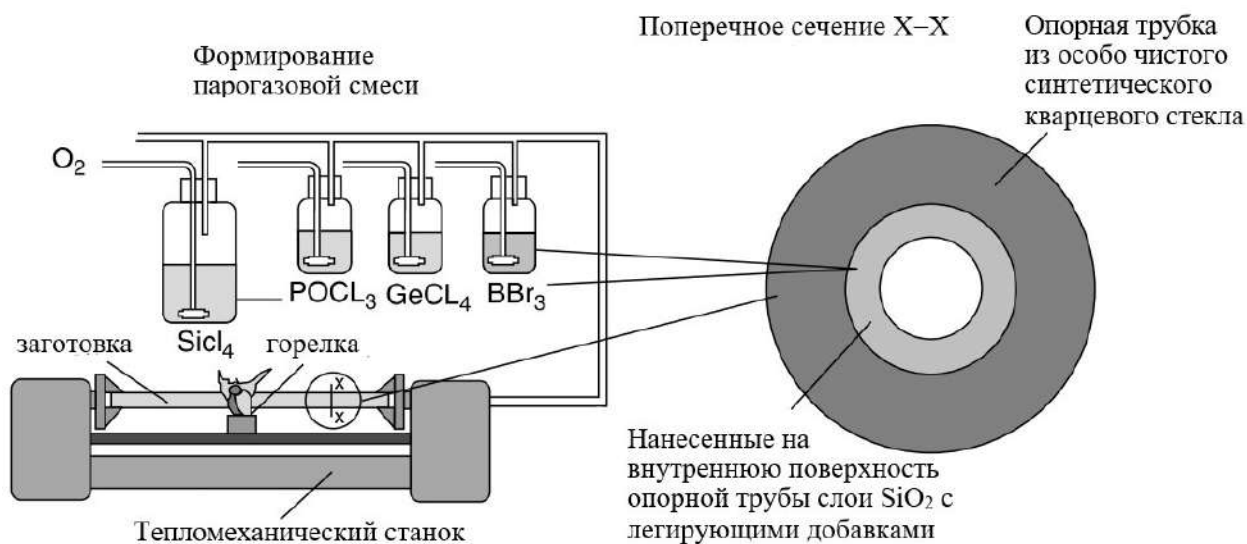


Рисунок 1.2 – Функциональная схема установки MCVD [285]

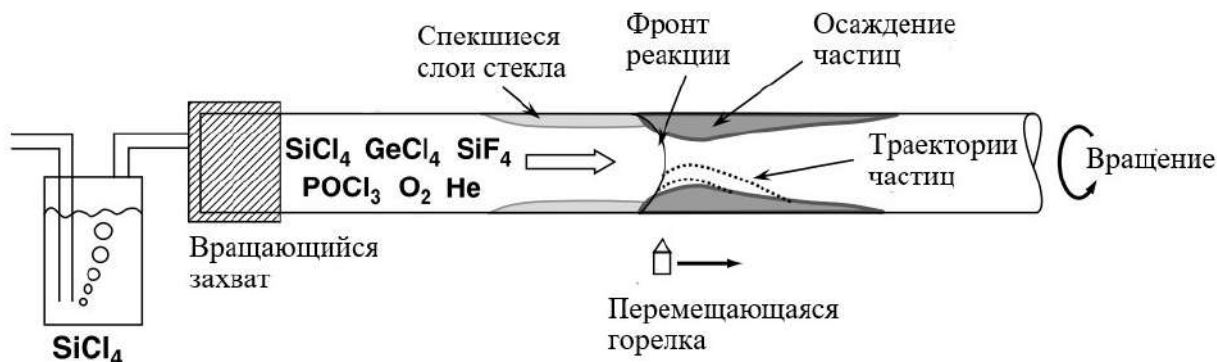


Рисунок 1.3 – Схема протекания реакции окисления в зоне разогрева и сплавление осажденных на стенки опорной трубки частиц

За счет многократного прохода горелки и регулирования расхода различных компонентов в зоне реакции можно формировать заданный профиль легирования преформы, послойно формируя заготовку необходимого вида. По достижении заданной толщины наплавленных слоев преформу разогревают до температур 1800–2000 °С, создают во внутреннем объеме разряжение, и под действием атмосферного давления и сил поверхностного натяжения трубка коллапсирует (схлопывается) в сплошной цилиндр (в литературных источниках распространен также термин «консолидация» для

описания этого процесса). В результате такой процедуры можно получать цилиндрические заготовки с необходимым профилем легирования внутренней сердцевины и с наружными слоями из чистого кварцевого стекла, которые при необходимости можно стравить плавиковой кислотой или убрать абразивами.

Из заготовок, полученных по описанной выше технологии, можно изготавливать преформы для вытяжки оптических волокон, как традиционных, так и специальных типов.

Одними из первых видов волокна, сохраняющего поляризацию введенного излучения, производство которых было организовано в промышленных масштабах, были световоды типа bow-tie. На сегодняшний день существует несколько вариантов технологии их изготовления, на Рисунке 1.4 приведен один из них. Заготовку с нанесенными на внутреннюю поверхность слоями боросиликатного стекла (Рисунок 1.4, а) подвергают азимутально-неоднородному травлению в парах  $SF_6$  при диаметрально противоположном нагреве неподвижной опорной трубки двухсопельной горелкой. Затем по описанной выше технологии MCVD наносятся слои внутренней оболочки и светопроводящей жилы (Рисунок 1.4, б), заготовка разогревается и схлопывается (Рисунок 1.4, в) формируя преформу для вытяжки.

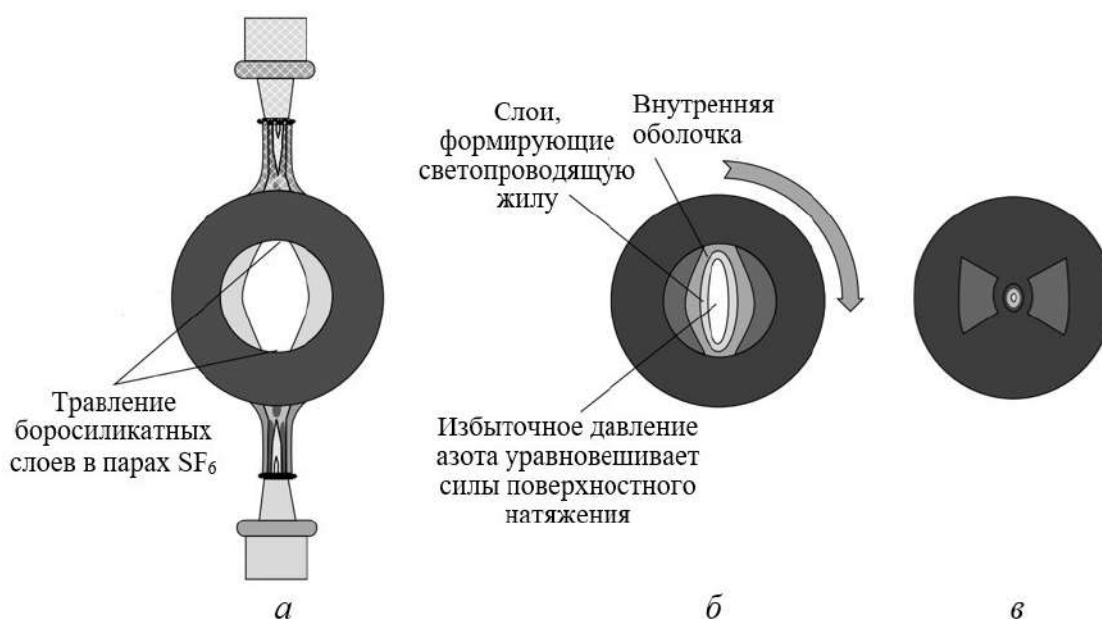


Рисунок 1.4 – Изготовление преформы анизотропного волокна типа bow-tie [184; 212; 285]

Другим не менее распространённым видом волокон, сохраняющих поляризацию, являются волокна с эллиптической напрягающей оболочкой (elliptical jacket). С цилиндрической заготовки с заданным профилем легирования абразивами срезают часть оболочки из чистого кварцевого стекла, затем, вращая на тепломеханическом станке, разогревают полученное изделие горелкой до 1800–2000 °С, под действием сил поверхностного натяжения кварцевое стекло принимает форму кругового цилиндра, а легированная сердцевина в сечении вытягивается в эллипс (Рисунок 1.5).

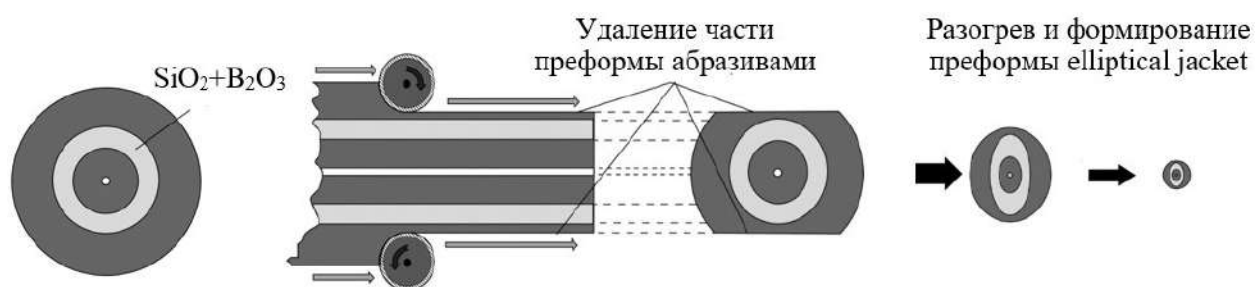


Рисунок 1.5 – Изготовление преформы анизотропного волокна типа Elliptical Jacket [285]

Третьим вариантом, также имеющим широкое распространение, является волокно типа «Панда». Технология его изготовления представлена на Рисунке 1.6.

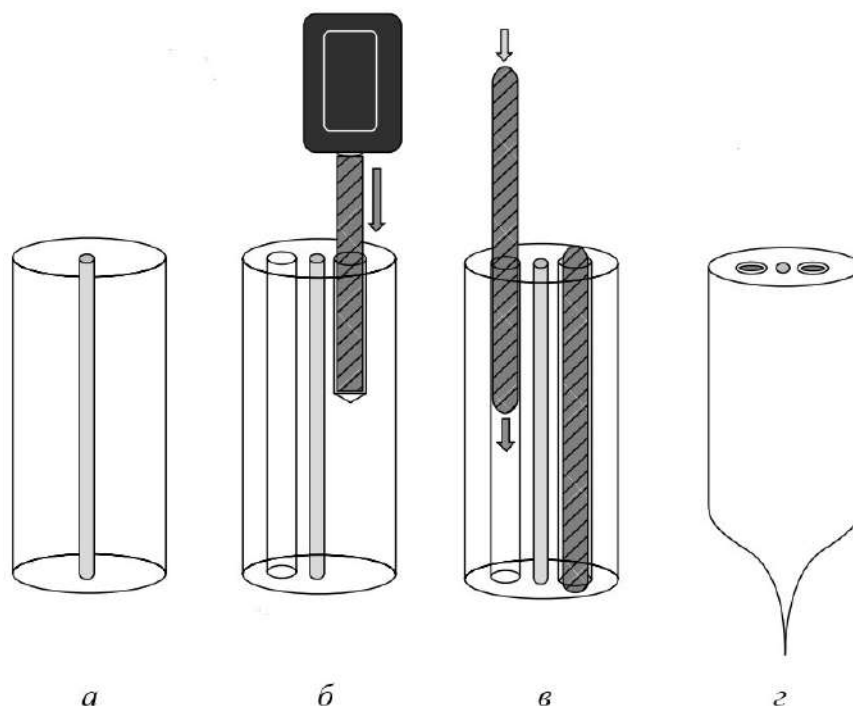


Рисунок 1.6 – Изготовление преформы анизотропного волокна типа «Панда» [285]



В цилиндрической заготовке с сформированной светопроводящей жилой (Рисунок 1.6, *a*), высотой 10–15 см, на прецизионном станке сверлятся отверстия под силовые элементы (Рисунок 1.6, *б*), представляющие из себя стержни из кварцевого стекла с высокой степенью легирования, также изготовленные по технологии MCVD. Собранный из трех деталей преформу (Рисунок 1.6, *в*) разогревают до 1800–2400 °С, и на вытяжной колонне деталь консолидируется, формируя при вытяжке сплошную стекломассу с заданными профилями легирования. Начало процесса вытяжки и формирования капли из преформы оптического волокна приведено на Рисунке 1.7.



Рисунок 1.7 – Разогретая преформа для вытяжки волокна в вытяжной колонне (слева); формирование капли (справа)

В зависимости от использованной преформы получают оптическое волокно соответствующего типа. В случаях описанных выше вариантов специальных анизотропных световодов за счет неосесимметричной геометрии и специально сформированных профилей легирования, которые значительно влияют на физико-механические свойства стекла, в готовом волокне формируются поля остаточных напряжений, определяющих их ключевые оптические свойства.

## **ГЛАВА 2. ОСОБЕННОСТИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ОТКЛИКА СТЕКЛЮЩИХСЯ МАТЕРИАЛОВ В КОНСТРУКЦИЯХ СПЕЦИАЛЬНЫХ ОПТИЧЕСКИХ ВОЛОКОН**

В связи с тем, что в приборостроении и телекоммуникациях в настоящее время широкое распространение получили различные типы оптических волокон, на их основе изготавливается продукция точного машиностроения, например лазеры, волоконные гироскопы, различные датчики и сложные комплексы волоконно-оптических сенсорных систем, растут объемы и интенсивность исследований в данной области.

Ключевые направления этих исследований заключаются в создании анизотропных оптических волокон с заданными свойствами, улучшение их эксплуатационных характеристик и совершенствование технологии изготовления.

Как было показано выше, от обычного оптического волокна применяемого в линиях связи, анизотропное волокно отличается наличием специальных силовых элементов, предназначенных для формирования в светопроводящей жиле волокна специфического поля остаточных напряжений, которое вследствие известных фотоупругих эффектов создает условия для поддержания поляризации светового сигнала в светопроводящей жиле. Формирование остаточных напряжений в анизотропном волокне обеспечивается введением в конструкцию волокна силовых элементов с отличными от материала волокна физико-механическими свойствами (КЛТР, вязкость, температура стеклования и т.д.). Конструктивное исполнение силовых элементов может иметь несколько видов, наибольшее распространение ввиду простоты изготовления получили цилиндрические силовые элементы (анизотропное волокна типа «Панда») и силовые элементы в виде сердечника эллиптической формы.

Механизм формирования остаточных напряжений при охлаждении волокна после высокотемпературной вытяжки связан, во-первых, с

несовместностью температурных деформаций из-за различия коэффициентов температурного расширения материала силовых элементов и основного массива оптического волокна и вследствие неоднородности материалов; во-вторых, с неоднородностью температурных полей при охлаждении после высокотемпературной обработки, вследствие чего появляется различная история деформирования разных точек сечения, что вносит свой вклад в появление внутренних напряжений; в третьих, с терморелаксационными переходами (стеклование-размягчение), происходящими из-за неоднородного легирования в различных температурных диапазонах.

Среди большинства стекол самым низким поглощением в видимой и ближней инфракрасной областях спектра обладает плавленый кварц (при условии высокой степени очистки и гомогенности), поэтому этот материал получил крайне широкое распространение в волоконной оптике.

Изучению свойств высокочистых кварцевых стекол уделено достаточно большое внимание исследователей. Результаты обширных исследований физических и механических характеристик плавленого кремнезема представлены в литературных источниках в виде данных натуральных экспериментов, теорий и моделей, описывающих влияние на характеристики стекла температуры, напряжений и других факторов.

## **2.1 Модели термомеханического поведения стеклующихся сред**

Многие аморфные материалы (неорганические стекла, полимеры и др.) обладают так называемым релаксационным переходом, когда материал при охлаждении переходит из вязкотекучего состояния в застеклованное (явление стеклования), или, наоборот, при нагреве из застеклованного - в вязкотекучее (размягчение). Явление стеклования не сопровождается структурными превращениями (т.е. не является фазовым переходом) и связано со значительным изменением жесткости и релаксационного спектра материала [18; 19; 21; 87; 148].

Описанию механического поведения материалов в условиях релаксационного перехода посвящено значительное количество работ.

В работах Г.М.Бартенева [14; 16] для описания подобных эффектов предложена следующая модель формирования напряженного состояния изделия при охлаждении. Полагается, что в размягченном состоянии материал не сопротивляется нагрузке, а после затвердевания, которое происходит мгновенно, материал ведет себя линейно-упругим образом. В предложенной модели учитывается низкая вязкость стекла выше температуры стеклования и ее резкое возрастание ниже температуры стеклования. Предполагается, что релаксация напряжений выше температуры стеклования происходит мгновенно, а ниже температуры стеклования релаксация напряжений невозможна. В работах автора показано, что для малых скоростей охлаждения предложенная модель согласуется с экспериментом.

В работе В.Л.Инденбома [72] рассматривается последовательное застывание слоев вязкого расплава на жесткой подложке из ранее затвердевших слоев. Для описания процесса формирования технологических напряжений в работе предлагается модель, основанная на теории Г.М.Бартенева. В модели предполагается, что в любом еще не затвердевшем слое имеет место лишь деформация течения, величина которой при прохождении слоя через температуры стеклования равна средней деформации всех затвердевших к этому времени слоев. А так как ниже температуры стеклования скорость релаксации предполагается малой, то величина деформации течения в дальнейшем считается неизменной. Данная модель согласуется с экспериментом в более широком диапазоне скоростей охлаждения, чем модель, предложенная Г.М.Бартеневым.

В работе О.Ю.Сметанникова, Н.А.Труфанова, И.Н.Шардакова [133] предлагаются определяющие соотношения термомеханического поведения полимерных материалов в условиях стеклования и размягчения, построенные в предположении упругого поведения материала как в застеклованном состоянии, так и в размягченном, при этом в процессе стеклования материал

постепенно наращивает жесткость за счет введения дополнительных упругих элементов, моделирующих стеклование отдельных объемов материала, прошедших через температуру стеклования; полагается, что начальная деформация подобного элемента нулевая. Модель была ориентирована на сетчатые полимеры, переходящие при релаксационном переходе из высокоэластичного состояния в застеклованное. В работе В.П.Матвеевко, О.Ю.Сметанникова, Н.А.Труфанова, И.Н.Шардакова [140] предыдущая модель была обобщена для описания поведения вязкоупругого материала. Авторами рассмотрены определяющие соотношения термомеханического поведения полимерных материалов в условиях стеклования и размягчения, построенные в предположении вязкоупругого поведения материала как в застеклованном состоянии, так и в размягченном. Получены решения ряда прикладных задач по описанию эволюции технологических напряжений в конструкциях из композиционных материалов на основе эпоксидных связующих [103; 132; 146; 150; 297].

Известен также ряд работ, в которых для описания релаксационного перехода используются феноменологические соотношения линейной и нелинейной термовязкоупругости [30; 71; 94], при этом скачок жесткости материала при переходе через температуру стеклования описывается с помощью приведенного времени. Спектр времен релаксации среды испытывает смещение на несколько порядков в сторону уменьшения с ростом температуры в интервале стеклования (для терморейологически простого поведения) [364]. Функция температурно-временного сдвига и ядро релаксации подбираются таким образом, чтобы в зоне перехода обеспечивался скачкообразный рост или уменьшение (при нагреве) податливости. Обладая высокой общностью, такие модели очень сложны в практической реализации в силу большого объема экспериментов для отыскания материальных функций и констант.

В работах [206; 272; 273; 363] развивается теория Г.М.Бартенева и В.Л.Инденбома. Затвердевающая среда в них представляется как

вязкоупругий материал, используется общее уравнение релаксации напряжений интегрального вида, а также рассматриваются вопросы формирования технологических напряжений в термовязкоупругих материалах. В моделях не учитывается кинетика затвердевания исходного расплава полимера.

В работах И.И.Бугакова [33–36] исследуется процесс формирования технологических напряжений в стеклюющихся полимерах. Предложенная здесь модель предполагает, что стеклюющийся материал мгновенно переходит из высокоэластичного состояния в стеклообразное. Предполагается, что температура стеклования существенно зависит от скорости охлаждения, эта зависимость учитывается в модели с помощью приведенного времени. Считается, что в стеклообразном состоянии релаксация напряжений затруднена. Уравнения связи напряжений и деформаций в материале строятся с учетом линейной неизотермической теории ползучести наследственного типа. Полагается, что модули материала при температуре, превышающей температуру стеклования, отличны от нуля.

Следует отметить, что модели, предложенные Г.М.Бартеневым, В.Л.Инденбомом и И.И.Бугаковым, предполагают известным довольно точное значение температуры стеклования материала, что связано с определенными трудностями.

В работе В.В.Болотина [31] описана модель гипоупругого тела. Модель не описывает детально кинетику технологических напряжений, но дает оценку остаточных напряжений. Отсутствует экспериментальная проверка адекватности модели в случае сложного напряженного состояния.

## **2.2 О влиянии легирования на свойства стекла**

Среди большинства стекол самым низким поглощением в видимой и ближней инфракрасной областях спектра обладает плавленый кварц (при условии высокой степени очистки и гомогенности). Кварцевое стекло имеет значительные преимущества перед остальными видами стекол из-за малых

внутренних потерь на рассеивание. Изучению свойств высокочистых кварцевых стекол уделено достаточно большое внимание исследователей. В многотомном справочнике О.В.Мазурина, М.В.Стрельциной, Т.П.Швайковской [89], монографиях Г.М.Бартенева [14–16], Д.С.Сандитова, Г.М.Бартенева [118], Ю.П.Андреева, Р.В.Брашковой, Н.А.Воскресенской [10], В.К.Леко, О.В.Мазурина, Л.П.Ходкевича [84; 155], О.К.Ботвинкина, А.И.Запорожского [32], М.А.Безбородова [23] содержится обширная информация о физических и механических характеристиках плавленого кварцевого стекла и их зависимостях от температуры.

Известно [89], что на свойства кварцевого стекла существенное влияние оказывают добавки различных оксидов, так для элементов оптических волокон используется легирование оксидом бора  $B_2O_3$ , оксидом германия  $GeO_2$ , фосфорным ангидридом  $P_2O_5$  и другими добавками в целях формирования необходимых оптических характеристик материала. Для снижения показателя преломления кварцевое стекло легируют введением оксида бора или фтора. Все другие добавки, такие как оксид германия  $GeO_2$ , фосфорный ангидрид  $P_2O_5$  и т.п., приводят к увеличению показателя преломления по сравнению с чистым плавленым кварцем без ухудшения его оптических свойств [69; 88; 115; 238]. Молярные доли этих оксидов могут меняться в пределах от 1 до 30%. В работах [89; 112] большое внимание уделяется свойствам двух-, трех- и многокомпонентных стекол.

Введение относительно малых молярных долей легирующих элементов приводит не только к изменению показателей преломления. Так, например, оксид бора существенно увеличивает коэффициент линейного температурного расширения легированного кварцевого стекла, снижает его вязкость и температуру стеклования. Оксид бора, с учетом этих его свойств, как правило, используется для легирования силовых элементов анизотропных кварцевых оптических волокон. Анализ известных экспериментальных данных [54; 89] и подходов к моделированию концентрационных зависимостей физико-механических свойств многокомпонентных стекол от состава [11; 56; 57; 112;

366], а также их концентрационно-температурные аналоги [82; 112; 234; 337], позволяет сделать следующие общие выводы. Используемые в технологических процессах изготовления анизотропных оптических волокон концентрации легирующих оксидов существенно влияют на упругие свойства силикатных стекол, на теплофизические характеристики, вязкость и коэффициент линейного температурного расширения. Следует также отметить, что в литературных источниках для рассматриваемых в диссертационной работе стекол данных по функциональным зависимостям в необходимом объеме нет. Приведенные выше модели, как правило, были построены для распространенных составов стекол исходя из задачи описания, как можно большего количества составов стекол при минимальном количестве констант, которые необходимо определять экспериментально. При этом для стекол, используемых в волоконно-оптических приложениях, эти модели применять напрямую нельзя, необходима либо их доработка, либо выбор других подходов и идентификация констант по существующим экспериментальным данным. Таким образом, для моделирования поведения конструкций из рассматриваемых стеклующихся материалов необходимо решить проблему построения концентрационно-температурных зависимостей физико-механических свойств силикатных стекол. Для этого необходимо выполнить обобщение информации в широком спектре литературных источников [32; 54; 89; 138; 155; 191; 230], в которых приводятся экспериментальные данные о свойствах различных составов легированных кварцевых стекол, в том числе при разных значениях температур, попадающих в необходимые диапазоны температур и степени легирования, выбрать подходящую модель, идентифицировать и верифицировать ее.

Прочность кварцевого стекла исследовалась в работах Г.М.Бартенева [14; 15; 179], В.П.Пуха с соавторами [12; 101; 114], С.С.Солнцева, Е.М.Морозова [136], Б.Проктора, И.Уитни, Д.Джонсона [308], О.К.Ботвинкина [32], Д.Д.Флеминга [230], R.Brueckner [191] и др. Отмечено, что на прочностные свойства огромное влияние оказывают такие факторы, как



масштаб образца, качество обработки поверхности, наличие или отсутствие примесей и дефектов, окружающая среда и наличие герметизирующего защитно-упрочняющего покрытия [191], отжиг [32; 230] и многое другое. Исходя из этого предел прочности на растяжение изменяется от величин 20...70 МПа для массивных заготовок (стержень, трубка с характерными радиусами около  $10^{-2}$  м) до 1...15 ГПа для волокон (с характерными радиусами порядка  $10^{-4}$  м). Достаточно подробной количественной информации о влиянии легирующих добавок на прочностные характеристики кварцевых стекол в известной автору литературе не представлено.

### ГЛАВА 3. СВОЙСТВА КВАРЦЕВЫХ СТЕКОЛ

Адекватность математических моделей реальным физическим объектам в значительной степени зависит от полноты информации о свойствах используемых в конструкции материалов. Специальные оптические волокна, как было показано ранее, достаточно сложный с этой точки зрения объект, так как свойства кварцевых стекол существенно зависят от вида легирующих добавок и их концентрации. Технология MCVD позволяет получать в готовых изделиях сложные профили распределения легирования по объему стекла, концентрация которого зависит от координат и может непрерывно меняться в достаточно широких диапазонах. Основными компонентами кварцевых стекол для специальных оптических волокон являются оксиды кремния ( $\text{SiO}_2$ ), бора ( $\text{B}_2\text{O}_3$ ), фосфора ( $\text{P}_2\text{O}_5$ ) и германия ( $\text{GeO}_2$ ). В определенных условиях могут возникать более сложные системы, например фосфат бора ( $\text{BPO}_4$ ). Концентрации указанных оксидов в оптических волокнах, как правило, находятся в следующих пределах:  $\text{SiO}_2$ : 60–100%;  $\text{B}_2\text{O}_3$ : 0–30%;  $\text{P}_2\text{O}_5$ : 0–10%;  $\text{GeO}_2$ : 0–10%. Для получения параметризованных математических моделей необходимо построение аналитических зависимостей, описывающих изменение свойств кварцевых стекол в зависимости от концентрации входящих в состав компонентов и температуры.

### 3.1 Прогнозирование физико-механических свойств легированных кварцевых стекол

Кварцевое стекло широко используется в промышленных целях, поэтому достаточно хорошо изучены не только все его основные физико-механические свойства и константы, но и зависимость их от температуры. В литературе [10; 14; 155; 15; 16; 23; 29; 32; 49; 84; 89] имеется обширный справочный материал о свойствах чистого плавленого кварца (кварцевого стекла). Однако данные о свойствах кварцевых стекол в зависимости от степени легирования оксидами  $B_2O_3$ ,  $P_2O_5$ ,  $GeO_2$  как в зарубежной, так и в отечественной литературе представлены в ограниченном количестве. Даже малые концентрации этих легирующих добавок в значительной степени сказываются на величине таких важных свойств материала, как линейный коэффициент температурного расширения (КЛТР) и вязкость (и, как следствие, температура стеклования), которые в свою очередь являются определяющими факторами возникновения в анизотропном волокне остаточных напряжений. Например, в указанных литературных источниках приведены данные о свойствах кварцевых стекол с концентрациями оксида бора  $\mu > 40\%$  и значения для чистых стекол  $\mu = 100\%$ ,  $\mu = 0\%$ . Интересующий же нас диапазон концентраций  $0 < \mu < 30 \%$ .

#### 3.1.1 Термомеханические свойства стекла $SiO_2-B_2O_3$

Для того чтобы определить свойства материала в указанном выше диапазоне, была построена специальная аппроксимирующая функция, с достаточно высокой степенью достоверности определяющая свойства материала в искомом интервале концентраций легирующих элементов по экспериментальным данным, представленным в литературных источниках.

Наибольшую роль в формировании полей остаточных напряжений играют модуль упругости, коэффициент Пуассона, вязкость и КЛТР. Модуль упругости, по данным работы [10], растет от  $6500 \text{ кг/мм}^2$  при комнатной температуре до значений на 9–11% больших при  $T = 1200^\circ \text{C}$ , при этом

коэффициент Пуассона линейно изменяется от 0.17 до 0.2. Изменение величин модуля упругости и коэффициента Пуассона при малых легирующих добавках незначительно [84] и учитываться не будет. Коэффициент температурного расширения плавленного кремнезема мал ( $5 \cdot 10^{-7} \text{ K}^{-1}$ ) и примерно постоянен в области температур стеклообразного состояния. Достаточно полные экспериментальные данные по вязкости чистого кварцевого стекла имеются в работах [11; 23; 82] (кривая 1 на Рисунке 3.1).

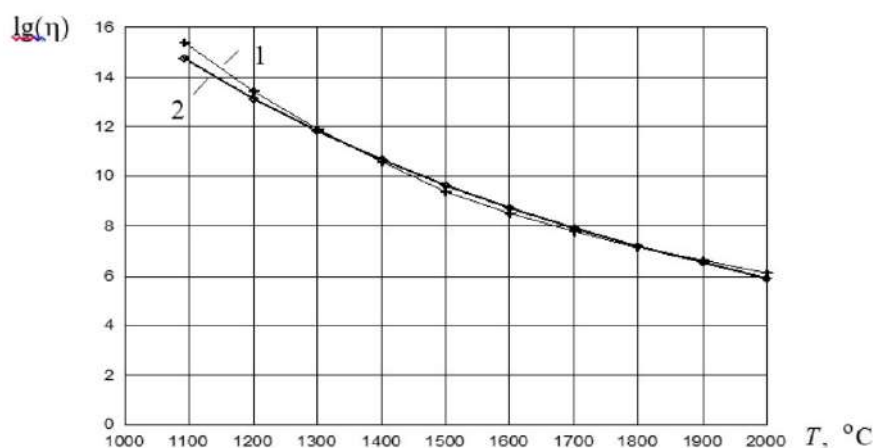


Рисунок 3.1 – Температурная зависимость вязкости чистого кварца. 1 – эксперимент, 2 – аппроксимация.

Отличительной особенностью специальных оптических волокон, сохраняющих поляризацию, является наличие силовых элементов из легированных кварцевых стекол, основным компонентом которых кроме  $\text{SiO}_2$  является оксид бора  $\text{B}_2\text{O}_3$ . Коэффициент объемного содержания (концентрация)  $\mu$  оксида бора в стеклах находится в пределах 0–30%, причем профиль распределения  $\mu(r)$  может изменяться по различным законам, выбор которых определяется условиями сохранения целостности изделия при изготовлении, а также в целях обеспечения необходимых оптических характеристик, в том числе максимально возможной степени поляризации света в светопроводящей жиле. В связи с этим особое значение для вычисления технологических и остаточных напряжений приобретает точность экспериментального определения физико-механических параметров данной двухкомпонентной смеси. Наибольшее влияние на формирование остаточного

НДС в кварцевых стеклах, как показывает предварительный расчет, оказывают температурные зависимости вязкости  $\eta$  и линейного коэффициента температурного расширения  $\alpha$ .

В работе [89] имеются данные для интересующей нас двухкомпонентной смеси в диапазоне изменения молярной концентрации оксида бора 40–100%. В Таблице 3.1 представлены результаты аппроксимации температурной зависимости вязкости смеси кварцевого стекла и оксида бора [89] в диапазоне температур от  $T_1$  до  $T_2$  соотношениями Аррениуса вида

$$\lg(\eta(T, \mu)) = k_1(\mu) + \frac{k_2(\mu)}{T}, \quad (3.1.1)$$

где  $\mu$  – молярная концентрация оксида бора.

Таблица 3.1 – Параметры вязкости смеси  $B_2O_3+SiO_2$

$\mu, \%$	$k_1(\mu)$	$k_2(\mu)$	$T_1, ^\circ C$	$T_2, ^\circ C$
93.91	0.6841	0.3655	1070	1350
90	0.7225	0.3734	1030	1360
82.5	0.8997	0.4576	1050	1360
71.9	1.2436	0.5740	1130	1410
62.4	1.9917	0.7687	1280	1460
53.1	1.9639	0.8239	1380	1530
42.4	2.3684	0.9823	1100	1460

В Таблице 3.2 приводятся данные [89] зависимости КЛТР от концентрации оксида бора для той же смеси, полученные в результате обработки дилатометрических кривых.

Таблица 3.2 – Коэффициент температурного расширения смеси  $B_2O_3+SiO_2$ 

Молярное содержание $SiO_2$ , %	$\mu$ , %	Молярное содержание воды, %	КЛТР $\alpha \cdot 10^7$ , $K^{-1}$ в диапазоне температур	
			0–100 °C	100–200 °C
2.17	97.69	0.139	151	156
4.59	95.31	0.097	142	147
5.95	93.97	0.082	140	144
9.55	90.38	0.074	135	134
10.72	89.19	0.089	138	136
15.84	84.07	0.091	124	123
22.27	77.65	0.082	106	107
29.39	70.56	0.049	91	90
43.57	56.38	0.053	59	62
48.36	51.51	0.059	58	59
55.4	45.5	0.048	47	49
60.69	39.26	0.044	44	43
100	0	0	5	5

Кроме этого, имеются данные о термомеханических параметрах чистого кварцевого стекла. В графической форме экспериментальные зависимости  $\alpha(\mu)$ ,  $k_1(\mu)$ ,  $k_2(\mu)$  представлены на Рисунках 3.2–3.7 точками. На тех же рисунках под цифрой 1 обозначены графики интерполяционных кубических сплайнов, построенные по всем экспериментальным узлам, с граничными условиями сглаживания на концах (равенство нулю второй производной). Область определения сплайнов можно условно разделить на два интервала: I) интервал низких концентраций ( $\mu = 0 \div 50\%$ ), на котором задано лишь два крайних узловых значения отображаемого параметра; II) интервал высоких концентраций, включающий, помимо граничных, несколько внутренних экспериментальных узлов. Граница между ними в качестве примера показана на Рисунке 3.2.

Некоторые из полученных сплайн-функций, как, например, на Рисунке 3.2, имеют несколько локальных экстремумов, обусловленных,

очевидно, погрешностью опытных данных, так как физические причины для такого поведения КЛТР отсутствуют. Немонотонность интерполяционного сплайна на интервале II может привести к искажению формы кривой на первом, наиболее существенном для решаемых технологических задач интервале, снижая тем самым достоверность получаемых результатов. Поэтому желательно для аппроксимации экспериментальных данных выбирать подходящую функцию, которая бы не только была близка к исходным узловым значениям, но и играла роль сглаживания осцилляций, обусловленных погрешностью эксперимента. Для этих целей традиционно применяют метод наименьших квадратов [74; 117] и сглаживающие сплайны [90]. Применение этих методов, с учетом специфики задачи (отсутствие промежуточных узлов на интервале I), будет давать плохую точность аппроксимации свойств чистого кварцевого стекла (первый узел интервала I), а значит, существенным будет и искажение свойств смеси при малых концентрациях. В качестве примера на Рисунках 3.2, 3.3 приведен график кубической параболы (кривая 3), полученной методом наименьших квадратов. Как видно из Рисунка 3.2, такой способ примерно в 2 раза «увеличивает» КЛТР чистого кварцевого стекла.

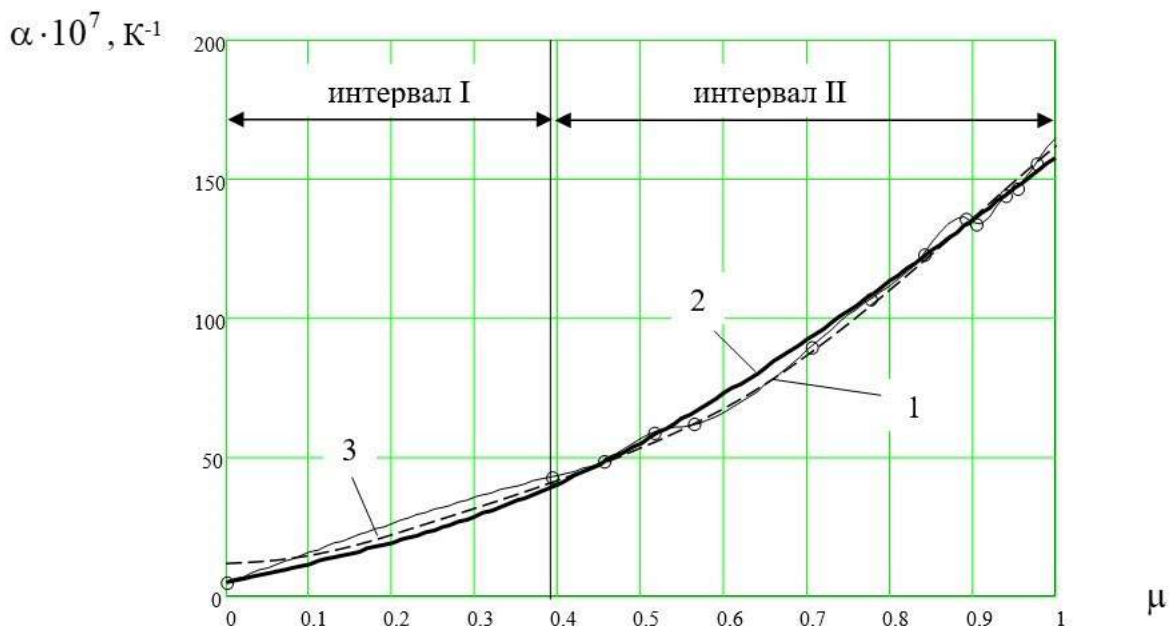


Рисунок 3.2 – Аппроксимация зависимости КЛТР сплава  $B_2O_3+SiO_2$  от молярной концентрации  $B_2O_3$ : точки – данные эксперимента; 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн; 3 – метод наименьших квадратов

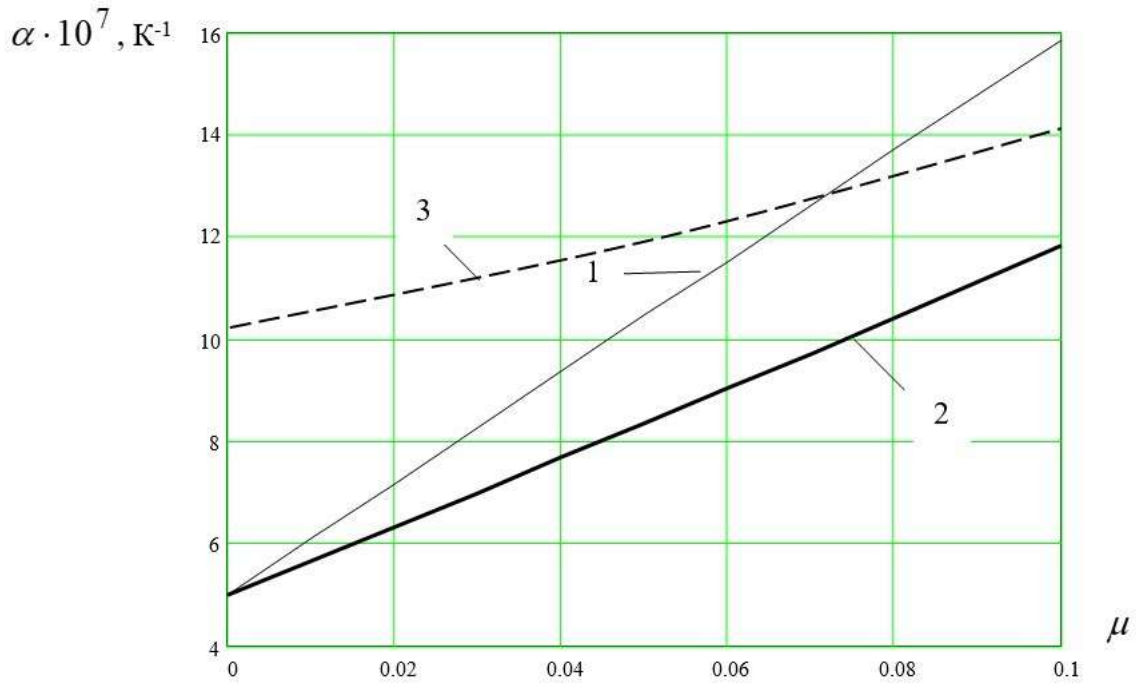


Рисунок 3.3 – Аппроксимация зависимости ЛКТР сплава  $\text{V}_2\text{O}_3+\text{SiO}_2$  от молярной концентрации  $\text{V}_2\text{O}_3$  в диапазоне 0–10%: 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн; 3 – метод наименьших квадратов

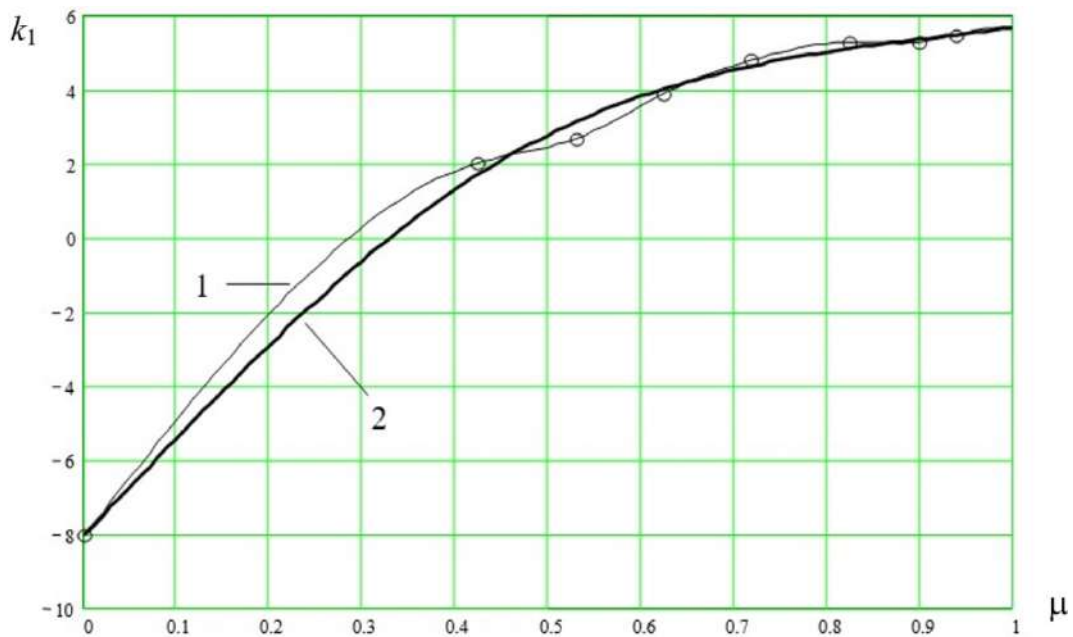


Рисунок 3.4 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $k_1$  сплава  $\text{V}_2\text{O}_3+\text{SiO}_2$  от молярной концентрации  $\text{V}_2\text{O}_3$ : точки – данные эксперимента; 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн



Рисунок 3.5 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $k_1$  сплава  $V_2O_3+SiO_2$  от молярной концентрации  $V_2O_3$  в диапазоне 0-10%: 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн

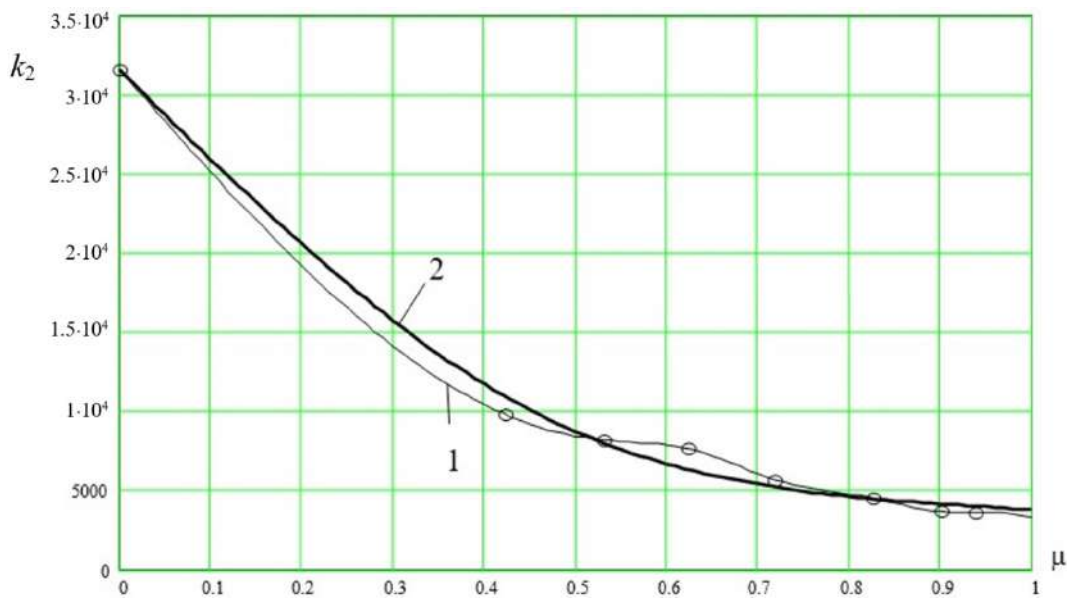


Рисунок 3.6 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $k_2$  сплава  $V_2O_3+SiO_2$  от молярной концентрации  $V_2O_3$ : точки – данные эксперимента; 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн



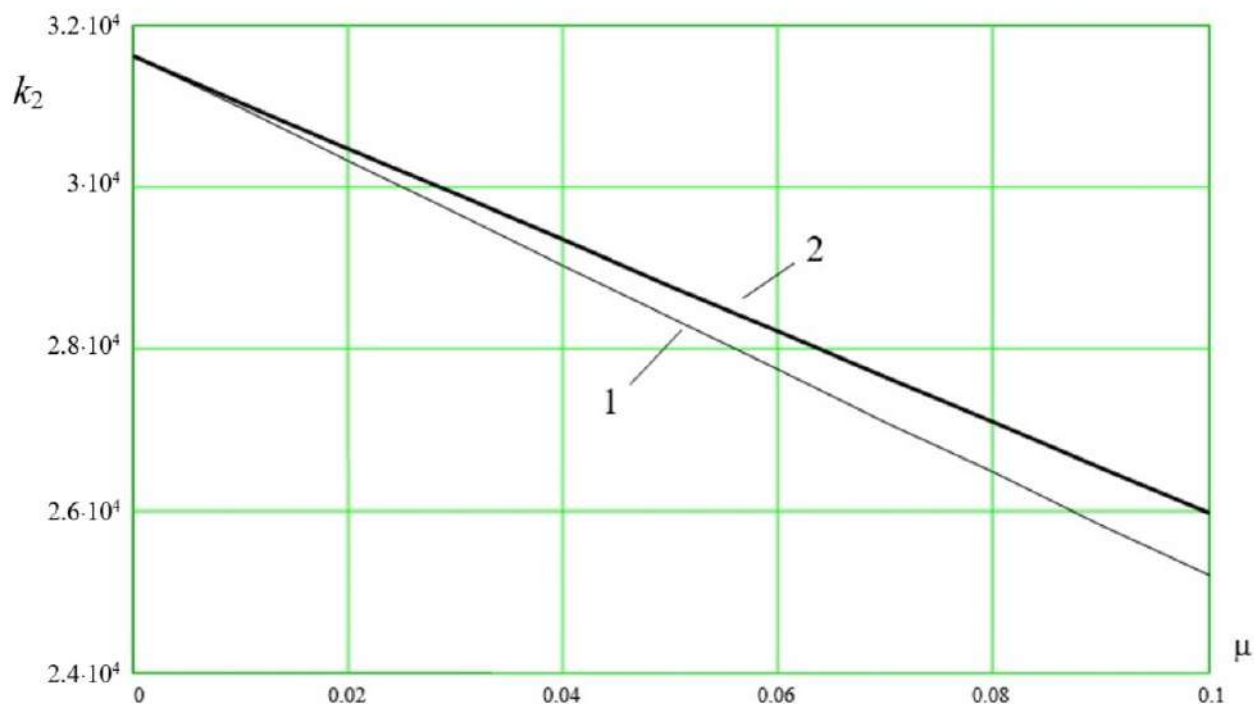


Рисунок 3.7 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $k_2$  сплава  $\text{В}_2\text{О}_3+\text{SiO}_2$  от молярной концентрации  $\text{В}_2\text{О}_3$  в диапазоне 0-10%: 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн

Для улучшения аппроксимации был использован метод, совмещающий в себе сплайн-интерполяцию и метод наименьших квадратов. Суть метода – в построении кубического сплайна с условиями сглаживания на концах, для которого, в отличие от интерполяционного сплайна, условия интерполяции выполняются только в одном, первом узле (чистый кварц), а для остальных узлов задаются условия наилучшего среднеквадратичного приближения. Функция задается на двух промежутках, соответствующих интервалам I и II. На границе между ними выполняются условия непрерывности вплоть до второй производной.

На каждом из участков сплайн задается кубическим полиномом вида

$$S_i(x) = a_i + b_i(x - x_i) + c_i(x - x_i)^2 + d_i(x - x_i)^3, \quad i = 1, 2, \quad (3.1.2)$$

где  $x_1$  – абсцисса узла сплайна, соответствующая первой экспериментальной точке для сплава (граница участков I и II);  $x_2$  – точка максимальной концентрации;  $a_i, b_i, c_i, d_i$  – искомые коэффициенты. Здесь и далее в качестве аргумента  $x$  подразумевается концентрация  $\mu$ .

Для определения восьми неизвестных коэффициентов записываем 8 уравнений:

а) равенство сплайна и экспериментально измеренного значения параметра для  $\mu=0$  (чистое кварцевое стекло)

$$S_1(0) = P^3(0), \quad (3.1.3)$$

где  $P^3$  – один из параметров:  $\alpha$ ,  $k_1$ ,  $k_2$ ;

б) условия непрерывности сплайна на границе интервалов I и II

$$S_1(x_1) = S_2(x_1); \quad (3.1.4)$$

$$S_1'(x_1) = S_2'(x_1); \quad (3.1.5)$$

$$S_1''(x_1) = S_2''(x_1); \quad (3.1.6)$$

в) условия сглаживания на концах области определения сплайна

$$S_1''(x_0) = 0; \quad (3.1.7)$$

$$S_2''(x_2) = 0; \quad (3.1.8)$$

г) условие наилучшего приближения:

$$\Phi(a_i, b_i, c_i, d_i) = \sum_{j=1}^{N_э} (P^3(x_j^3) - S_2(x_j^3))^2 \rightarrow \min, \quad (3.1.9)$$

где  $x_j^3$  – абсциссы экспериментальных точек зависимости параметра  $P^3$  от концентрации;  $N_э$  – число таких точек. Система (3.1.4)–(3.1.8) дополняется уравнениями, вытекающими из (3.1.9) (в точке минимума обнуляются первые производные по всем варьируемым параметрам):

$$\frac{\partial \Phi}{\partial a_2} = 0; \quad (3.1.10)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial b_2} = 0; \quad (3.1.11)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial c_2} = 0. \quad (3.1.12)$$

Таким образом, сформирована замкнутая система восьми линейных уравнений (3.1.4)–(3.1.8), (3.1.10)–(3.1.12) относительно восьми неизвестных  $a_i, b_i, c_i, d_i$ , которая в матричной форме принимает вид

$$[K]\{y\} = \{z\}, \quad (3.1.13)$$

где  $\{y\}$  – вектор – столбец неизвестных коэффициентов сплайна:

$$\begin{pmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \\ y_5 \\ y_6 \\ y_7 \\ y_8 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a_1 \\ b_1 \\ c_1 \\ d_1 \\ a_2 \\ b_2 \\ c_2 \\ d_2 \end{pmatrix};$$

$[K]$  – квадратная матрица:

$$K_{11} = 1; K_{12} = \Delta x_1; K_{13} = (\Delta x_1)^2; K_{14} = -(\Delta x_1)^3;$$

$$K_{21} = -1; K_{25} = 1; K_{26} = -\Delta x_2; K_{27} = (\Delta x_2)^2; K_{28} = -(\Delta x_2)^3;$$

$$K_{32} = -1; K_{36} = 1; K_{37} = -2\Delta x_2; K_{38} = 3(\Delta x_2)^2;$$

$$K_{43} = -1; K_{47} = 2; K_{48} = -3\Delta x_2;$$

$$K_{57} = 1;$$

$$K_{6+l,6+m} = \sum_{j=1}^{N_2} (x_j^3 - x_2^3)^l, \quad l = 0, 1, 2, \quad m = 0, 1, 2,$$

где  $\Delta x_i = x_i - x_{i-1}$ . Остальные элементы матрицы  $[K]$  – нулевые.

Вектор  $\{z\}$  содержит лишь один ненулевой элемент:  $z_1 = P_0^3$ . Искомые коэффициенты определялись путем обращения (3.1.13):

$$\{y\} = [K]^{-1} \{z\}.$$

Графики полученных в результате решения (3.1.13) и подстановки в (3.1.2) сплайнов показаны на Рисунках 3.2–3.7 жирными линиями. Значения коэффициентов приведены в Таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Коэффициенты сплайн-аппроксимации термомеханических параметров смеси  $B_2O_3+SiO_2$

Параметр	$a_1$	$b_1$	$c_1$	$d_1$	$a_2$	$b_2$	$c_2$	$d_2$
$k_1(\mu)$	-2.395	3.305	0.5346	58.93	-0.5985	3.580	0	-0.3459
$k_2(\mu)$	9874.9	-14587.5	6011.9	-191433	3424.3	-11490.7	0	-3890.4
$\alpha(\mu)$	39.63	130.4	161.4	137.07	152.61	224.8	0	-92.10

Вследствие дальнейшего поиска экспериментальных данных по смеси  $B_2O_3+SiO_2$  были найдены результаты [84] измерения вязкости методом изгиба стержня для низких значений концентрации (Таблица 3.4).

Таблица 3.4 – Вязкость смеси  $B_2O_3+SiO_2$  для низких концентраций  $B_2O_3$

$\mu, \%$	$T, ^\circ C$	$\lg \eta$	$\mu, \%$	$T, ^\circ C$	$\lg \eta$
6.2	1763	33	14.5	1725	2.45
	1783	26.6		1752	1.92
	1815	16.9		1757	1.85
	1840	13.1		1778	1.47
10.1	1727	13.3		1779	1.17
	1730	11.2		1783	1.45
	1736	10.9		1800	1.14
	1738	11.4		1802	1.12
	1740	11.0		1812	1
	1757	9.07		1816	0.97
	1768	8.57	25.2	1303	127
	1775	7.78		1329	89.8
1778	6.54	1355		67.4	
1792	5.83	1376		44.5	
14.5	1691	3.51		1418	32
	1693	3.37		1444	21.9
	1720	2.63			

Приведенные в таблице данные были обработаны методом наименьших квадратов для вычисления наилучшего среднеквадратичного приближения

температурной зависимости вязкости выражением (3.1.1) для фиксированных значений концентрации  $\mu_i$ . При этом коэффициенты  $k_1(\mu_i)$ ,  $k_2(\mu_i)$  определялись из условия достижения минимума функционала

$$\Phi(k_1(\mu_i), k_2(\mu_i)) = \sum_{j=1}^{N_3} (\eta^3(T_j^3, \mu_i) - \eta(T_j^3, \mu_i))^2 \rightarrow \min,$$

где  $T_j^3$ ,  $\mu_i$ ,  $\eta^3$  – экспериментальные значения температуры концентрации и вязкости соответственно. Результаты расчета представлены в Таблице 3.5.

Методика построения сглаживающего сплайна, описанная выше, применена к дополненным таким образом экспериментальным данным. Результаты показаны на Рисунках 3.8–3.11, а вычисленные коэффициенты – в Таблице 3.6.

Таблица 3.5 – Параметры вязкости смеси  $B_2O_3+SiO_2$  для низких концентраций  $B_2O_3$

$\mu$ , %	$k_2$	$k_1$
0	3.1732826632E+04	-8.1926833511
6.2	2.3006432907E+04	-6.7769034980
10.1	2.0257880676E+04	-6.0275179704
14.5	1.8429203450E+04	-5.8344642209
25.2	1.4465433309E+04	-4.0775554370

Таблица 3.6 – Коэффициенты сплайн-аппроксимации термомеханических параметров смеси  $B_2O_3+SiO_2$  с учетом данных по низким концентрациям

Параметр	$a_1$	$b_1$	$c_1$	$d_1$	$a_2$	$b_2$	$c_2$	$d_2$
$k_1(\mu)$	-6.772	16.36	-16.13	1439.6	-0.691	2.217	0	6.131
$k_2(\mu)$	22296.7	-47061	44163.2	-26637581	3669.5	-8325	0	-16783.8

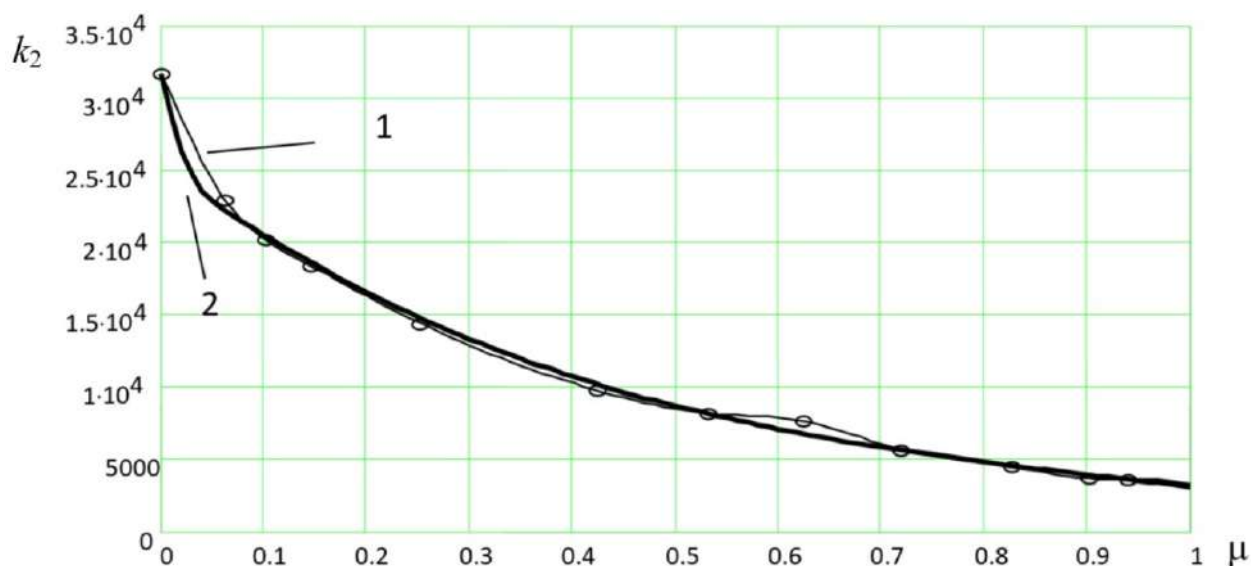


Рисунок 3.8 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $k_2$  сплава  $V_2O_3+SiO_2$  от молярной концентрации  $V_2O_3$  с учетом малых концентраций: точки – данные эксперимента; 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн

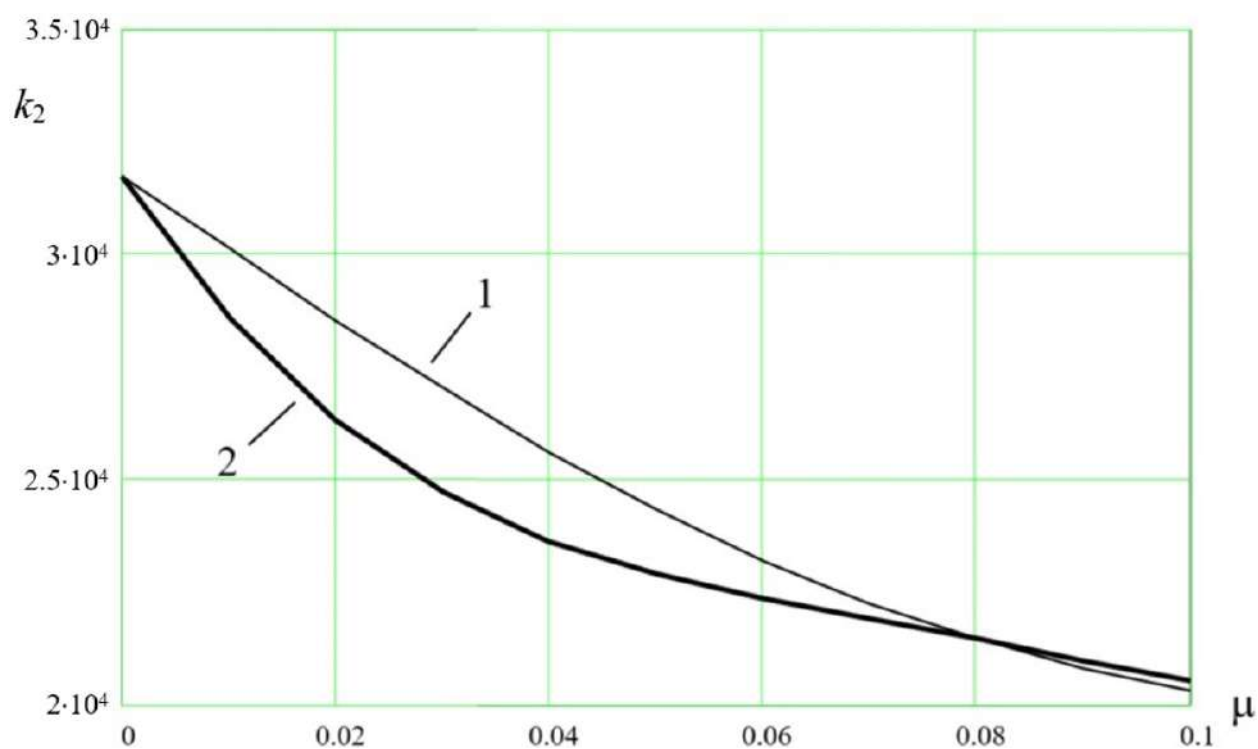


Рисунок 3.9 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $k_2$  сплава  $V_2O_3+SiO_2$  от молярной концентрации  $V_2O_3$  в диапазоне  $0-10\%$ , с учетом малых концентраций: 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн

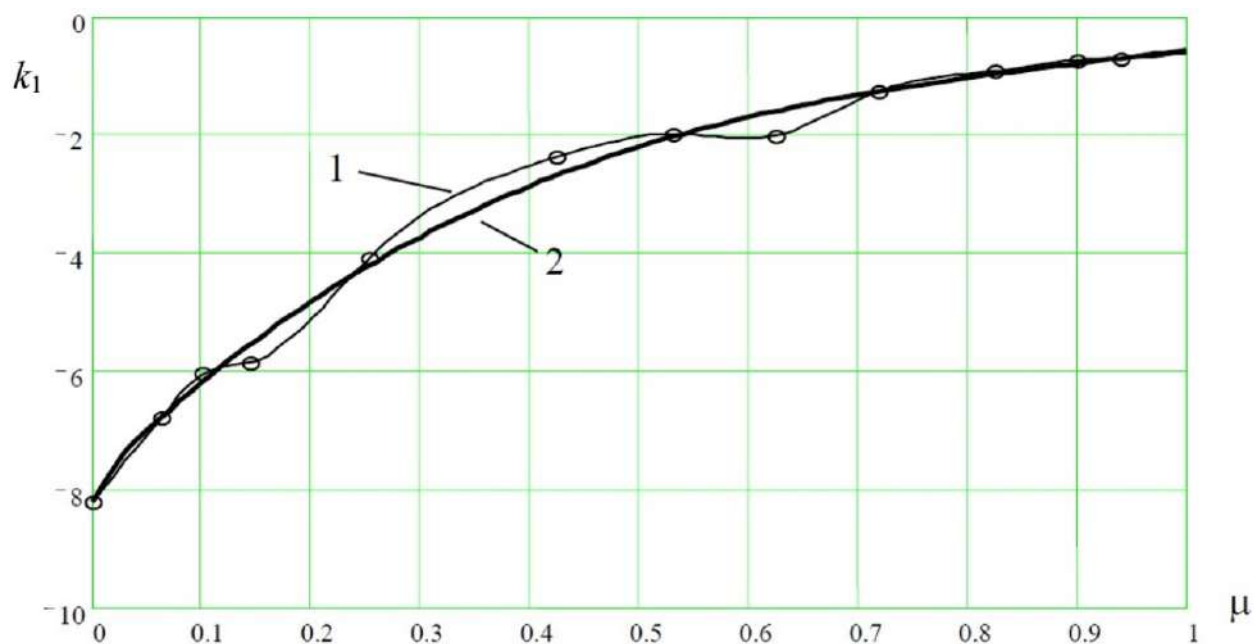


Рисунок 3.10 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $K_1$  сплава  $V_2O_3+SiO_2$  от молярной концентрации  $V_2O_3$  с учетом малых концентраций: точки – данные эксперимента; 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн

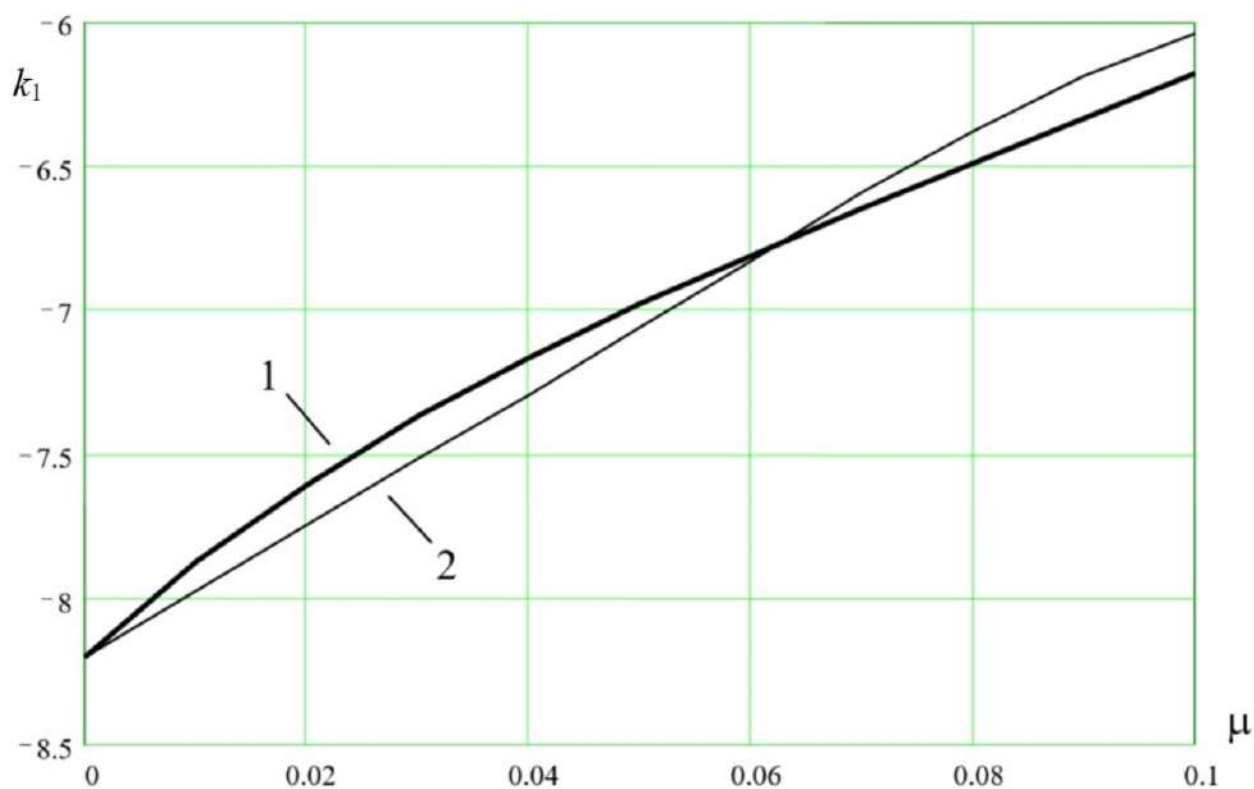


Рисунок 3.11 – Аппроксимация зависимости коэффициента  $K_1$  сплава  $V_2O_3+SiO_2$  от молярной концентрации  $V_2O_3$  в диапазоне 0–10% с учетом малых концентраций: 1 – интерполяция кубическим сплайном; 2 – комбинированный сглаживающий сплайн

### 3.1.2 Плотность $\text{SiO}_2\text{-B}_2\text{O}_3$

В работах [29; 32; 84; 89] имеются данные по плотности интересующей нас двухкомпонентной смеси в разных диапазонах изменения молярной концентрации оксида бора. Кроме этого, имеются данные по плотности чистого плавленого кварца и чистого боратного стекла.

Совокупность этих данных покрывает практически весь диапазон концентрации оксида бора, что позволяет предположить, что построенная аппроксимация будет достаточно надежно описывать плотность двухкомпонентной смеси в диапазоне 0–30% концентрации оксида бора.

В Таблице 3.7 представлены экспериментальные данные, полученные при температуре 25 °С методом гидростатического взвешивания в толуоле и флотационным методом (Causen, Turner, 1928) в смеси пентахлорэтана и триметиленбромида.

Таблица 3.7 – Зависимость плотности двухкомпонентной смеси  $\text{B}_2\text{O}_3+\text{SiO}_2$  от концентрации  $\text{B}_2\text{O}_3$

Содержание $\text{B}_2\text{O}_3$ , масс.%	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	Содержание $\text{B}_2\text{O}_3$ , масс.%	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>
100	1845.3	61.97	1960.8
93.54	1859.9	54.49	1986.5
90.01	1868.2	47.83	2003.1
85.19	1883.8	42.76	2022.4
75.55	1913.5		

В Таблице 3.8 представлены экспериментальные данные, полученные методом гидростатического взвешивания (Imaoka, Hasegava, Hamaguchi, Kurotaki, 1971).



Таблица 3.8 – Зависимость плотности двухкомпонентной смеси  $V_2O_3+SiO_2$  от концентрации  $V_2O_3$

Содержание $V_2O_3$ , масс.%	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	Содержание $V_2O_3$ , масс.%	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>
60	1953	80	1879
65	1936	85	1873
70	1898	90	1868
75	1888	95	1857

В Таблице 3.9 представлены экспериментальные данные полученные методом гидростатического взвешивания (Murthy, Topping, 1975).

Таблица 3.9 – Зависимость плотности двухкомпонентной смеси  $V_2O_3+SiO_2$  от концентрации  $V_2O_3$

Содержание $V_2O_3$ , масс.%	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>
95	1848
100	1821

В Таблице 3.10 приведены экспериментальные данные, полученные методом гидростатического взвешивания в ртути (Nogami, Moriya, 1982, 1983)

Таблица 3.10 – Зависимость плотности двухкомпонентной смеси  $V_2O_3+SiO_2$  от концентрации  $V_2O_3$

Содержание $V_2O_3$ , масс.%	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	Содержание $V_2O_3$ , масс.%	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>
15	2195	29.5	2060
20	2200	32	2063
23	2100		

На Рисунке 3.12 изображены данные Таблиц 3.7–3.10 и их аппроксимация.

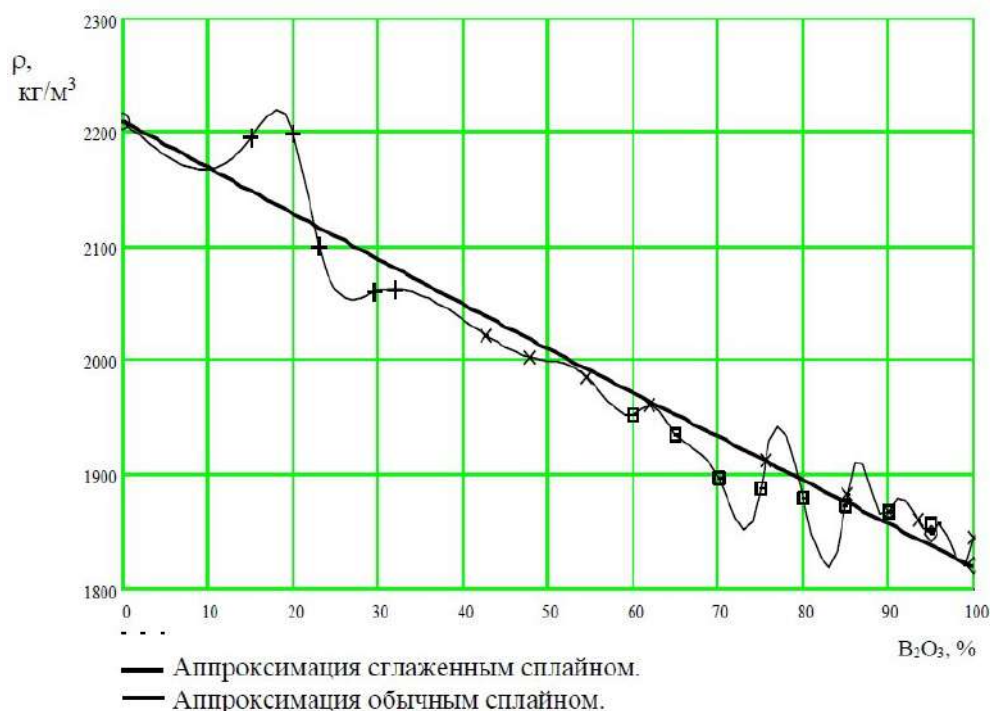


Рисунок 3.12 – Зависимость плотности двухкомпонентной смеси  $\text{SiO}_2 - \text{B}_2\text{O}_3$  от концентрации  $\text{B}_2\text{O}_3$ ;  $\circ$  – Плотность чистого кварцевого стекла [32];  $\times$  – Cousen, Turner, 1928;  $\square$  – Imaoka, Hasegawa, Hamaguchi, Kurotaki, 1971;  $\diamond$  – Murthy, Topping, 1975;  $+$  – Nogami, Moriya, 1982, 1983 [89]

### 3.1.3 Теплоемкость $\text{SiO}_2 - \text{B}_2\text{O}_3$

Зависимость теплоемкости от температуры и концентрации компонентов смеси  $\text{B}_2\text{O}_3 + \text{SiO}_2$  в доступных литературных источниках практически не описана. В работе [89] подобная зависимость приводится для малых концентраций оксида бора в диапазоне температур 5–300 °К. Для расчетов эти значения ценности не имеют, так как описывают «нерабочий» диапазон температур, а данных, чтобы построить экстраполяцию на «рабочий» диапазон температур, недостаточно. Однако эти данные показывают, что влияние оксида бора на теплоемкость смеси при низких температурах значительно. В Таблице 3.11 приведены в сокращенном виде данные работы [89].

Таблица 3.11 – Зависимость теплоемкости кварцевого стекла, легированного оксидом бора от концентрации компонентов и температуры

$T, \text{K}$	$C_p, \text{ кал}/(\text{моль} \cdot \text{K}), \text{ при мол. \% B}_2\text{O}_3$						
	0	0.64	1.44	1.91	4.35	7.78	16
290	11.05	13.23	13.53	20.00	14.50	14.02	11.55
300	11.32	13.47	13.95	20.45	15.32	14.45	11.87

Из-за недостатка данных для зависимости теплоемкости смеси от температуры в численной модели использовалась аппроксимация значений работ [10; 327] для чистого кварцевого стекла. В Таблице 3.12 представлены значения из работы [10].

Таблица 3.12 – Зависимость теплоемкости чистого кварцевого стекла от температуры

Истинная теплоемкость, $C_p$ , Дж/(кг·град)					
$T$ , °C	$C_p$ , Дж/(кг·град)	$T$ , °C	$C_p$ , Дж/(кг·град)	$T$ , °C	$C_p$ , Дж/(кг·град)
20	757.0	300	1062.0	600	1204.5
100	882.5	400	1133.4	700	1233.8
200	970.3	500	1146.0	800	1258.9

В Таблице 3.13 представлены данные из работы [327].

Таблица 3.13 – Зависимость теплоемкости чистого кварцевого стекла от температуры

$T$ , °C	$C_p \cdot 10^{-3}$ , Дж/(кг·град)	$T$ , °C	$C_p \cdot 10^{-3}$ , Дж/(кг·град)	$T$ , °C	$C_p \cdot 10^{-3}$ , Дж/(кг·град)
0	693	600	1150	1400	1372
100	841	800	1196	1600	1448
200	950	1000	1222	1700	1472
400	1088	1200	1268		

Для аппроксимации значений Таблиц 3.12, 3.13 был использован полиномом третьей степени:  $C_p = 4.464 \cdot 10^{-7} T^3 - 1.668 \cdot 10^{-3} T^2 + 2190T + 248$ . Полученная зависимость теплоемкости от температуры изображена на Рисунке 3.13.

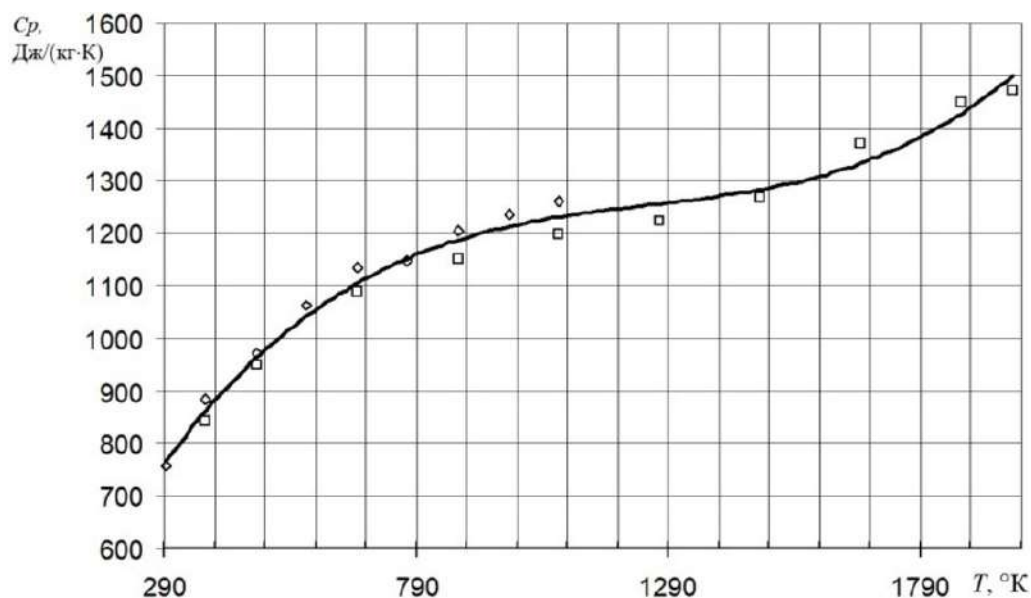


Рисунок 3.13 – Зависимость теплоемкости чистого кварцевого стекла от температуры: □ – данные работы [327]; ◇ – экспериментальные данные [10]; линия – аппроксимация полиномом

### 3.1.4 Теплопроводность $\text{SiO}_2\text{-B}_2\text{O}_3$

Зависимость теплопроводности от температуры и концентрации компонентов смеси  $\text{B}_2\text{O}_3+\text{SiO}_2$  в доступных литературных источниках не описана. В численной модели использовалась аппроксимация значений работы [89] для чистого кварцевого стекла (Таблица 3.14).

Таблица 3.14 – Зависимость коэффициента теплопроводности чистого кварцевого стекла от температуры

$T, \text{°K}$	$\lambda(T), \text{Вт/(м·К)}$	$T, \text{°K}$	$\lambda(T), \text{Вт/(м·К)}$	$T, \text{°K}$	$\lambda(T), \text{Вт/(м·К)}$
300	1.3794	650	1.7138	950	2.35752
350	1.45464	700	1.76814	1000	2.8633
400	1.26654	750	1.8392	1050	3.344
500	1.59258	800	1.93116	1100	3.971
550	1.63856	850	2.0482		
600	1.67618	900	2.18196		

Для аппроксимации значений Таблицы 3.14 был использован полиномом третьей степени

$$\lambda = 1.058 \cdot 10^{-8} T^3 - 1.704 \cdot 10^{-5} T^2 + 9.737 \cdot 10^{-3} T - 0.2873. \quad (3.1.14)$$

Полученная зависимость (3.1.14) изображена на Рисунке 3.14.

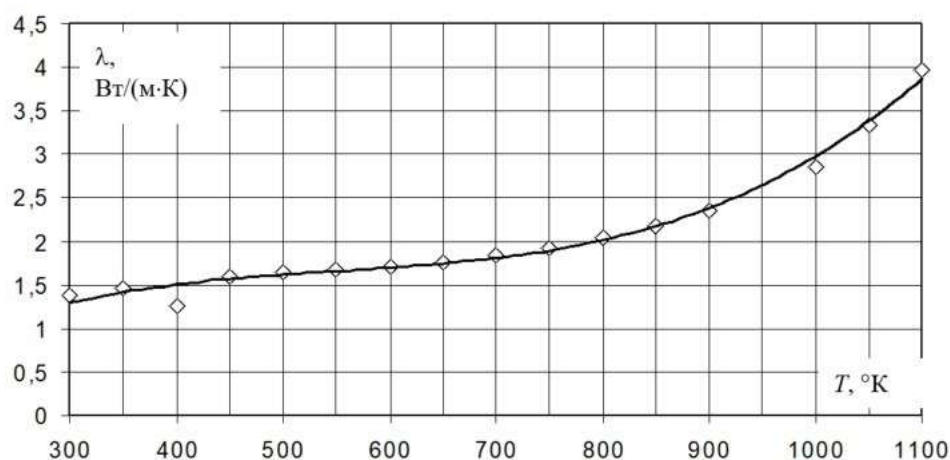


Рисунок 3.14 – Зависимость теплопроводности чистого кварцевого стекла от температуры: точки – экспериментальные данные [89]; линия – аппроксимация полиномом

### 3.1.5 Термомеханические свойства стекол $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$ и $\text{SiO}_2\text{-GeO}_2$

Фосфоросиликатные стекла используемые в волоконной оптике, полученные методом MCVD, как правило имеют концентрацию оксида фосфора в пределах 0–20% и используются для легирования силовых элементов анизотропных оптических волокон.

Германосиликатные стекла с концентрацией  $\text{GeO}_2$  от 2–3% до 10–11%, как правило используются для легирования светопроводящей жилы оптических волокон [69; 214; 224; 347].

Для вычисления вязкости и коэффициента линейного температурного расширения необходимого состава использовались подходы описанные в работе [128] на основании экспериментальных данных описанных в [5; 169; 176; 185; 208; 241; 251]. Упругие характеристики определялись по методике описанной в работе [112] на основании экспериментальных данных, представленных в информационной системе SciGlass [5]. Ввиду громозкости аппроксимирующих выражений, объемного описания принципов и правил их расчетов, в данной работе выражения для этих физических величин в явном виде не приводятся.

### 3.1.6 Плотность $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$

Плотность фосфоросиликатного стекла в зависимости от концентрации оксида фосфора вычислялась по смесевой формуле Фойхта с учетом плотности чистых компонентов из [89; 217].

### 3.1.7 Теплоемкость $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$

Ввиду того, что в открытых источниках отсутствуют в достаточном количестве экспериментальные данные по теплоемкости стекла с составом  $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$  с концентрацией оксида фосфора в диапазоне от 0 до 20%, были использованы зависимости представленные в работе [128], основанные на аппроксимации данных, полученных по модели Коппа (Корр) [365], реализованной в расчетном модуле информационной системы по свойствам стекол SciGlass [5]. Для описания зависимости теплоемкости фосфоросиликатного стекла от температуры и концентрации оксида фосфора использовалось выражение вида (3.1.15):

$$C_p^{\text{P}_2\text{O}_5} = \frac{0.0982712 \cdot T^2 + 1538.05 \cdot T + 65409.4 - 589245 \cdot \mu_{\text{P}_2\text{O}_5}^2}{T - 0.192095 \cdot \mu_{\text{P}_2\text{O}_5} \cdot T - 194.937 \cdot \mu_{\text{P}_2\text{O}_5} + 406.682}, \quad (3.1.15)$$

где  $T$  – температура в [°K].

### 3.1.8 Теплопроводность $\text{SiO}_2\text{-P}_2\text{O}_5$

По аналогии с теплоемкостью, для описания зависимости теплопроводности фосфоросиликатного стекла от концентрации оксида фосфора и температуры было использовано выражение (3.1.16) приведённое в работе [128], полученное на основании обработки данных представленных в SciGlass [5] и расчетных значений полученных по модели A.Winkelmann [367]:

$$\lambda_{\text{P}_2\text{O}_5} = (1.058 \cdot 10^{-8} T^3 - 1.704 \cdot 10^{-5} T^2 + 9.737 \cdot 10^{-3} T - 0.2873) \times \\ \times (2.017 \mu_{\text{P}_2\text{O}_5}^2 - 2.076 \mu_{\text{P}_2\text{O}_5} + 0.73). \quad (3.1.16)$$

### 3.1.9 Плотность SiO<sub>2</sub>-GeO<sub>2</sub>

Для расчета плотности германосиликатного стекла использованы результаты, представленные в работе [216], в которой обобщены экспериментальные данные литературных источников [177; 248; 287] и предложена аппроксимация, описывающая зависимость плотности от состава в виде выражения (3.1.17):

$$\rho(\mu_{\text{GeO}_2}) = \frac{\mu_{\text{GeO}_2} m_{\text{GeO}_2} + (1 - \mu_{\text{GeO}_2}) m_{\text{SiO}_2}}{\mu_{\text{GeO}_2} V_{\text{GeO}_4} + (1 - \mu_{\text{GeO}_2}) V_{\text{SiO}_4}}, \text{ [г/см}^3\text{]}, \quad (3.1.17)$$

где  $V$  – молярный объем;  $\mu_{\text{GeO}_2}$  – молярная концентрация оксида германия;  $V_{\text{GeO}_4} = 47.87 \cdot 10^{-24} \text{ см}^3$ ,  $V_{\text{SiO}_4} = 45.35 \cdot 10^{-24} \text{ см}^3$  – объем структурных элементов германосиликатного стекла [216];  $m_{\text{SiO}_2}$ ,  $m_{\text{GeO}_2}$  – массы соединений,  $m_{\text{SiO}_2} = M_{\text{SiO}_2} / N_A$ , [г], где  $N_A$  – число Авагадро,  $M_{\text{SiO}_2}$  – молярная масса SiO<sub>2</sub>. Предполагается, что кремний и германий формируют элементарные структуры в виде тетраэдров с атомами кремния и германия в середине и атомами кислорода в вершинах.

### 3.1.10 Теплоемкость SiO<sub>2</sub>-GeO<sub>2</sub>

Для описания зависимости теплоемкости германосиликатного стекла в зависимости от температуры и концентрации оксида германия использовано соотношение (3.1.18), представленное в работе [128]:

$$C_p^{\text{GeO}_2} = \frac{2.05548T - 1.16043\mu_{\text{GeO}_2}T - 244.481\mu_{\text{P}_2\text{O}_5} - 1.98368 \cdot 10^{-4}T^2 + 327.525}{1 + 0.000744627T}, \quad (3.1.18)$$

где  $T$  – температура в [°K].

### 3.1.11 Теплопроводность SiO<sub>2</sub>-GeO<sub>2</sub>

Данные по теплопроводности германосиликатных стекол в открытых литературных источниках крайне скудны, поэтому теплопроводность кварцевого стекла легированного небольшими концентрациями оксида

германия полагалась равной теплопроводности чистого кварцевого стекла (3.1.14).

#### **ГЛАВА 4. ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПОЛИМЕРОВ ЗАЩИТНО-УПРОЧНЯЮЩЕГО ПОКРЫТИЯ**

Известно, что давление, сдвиг, скручивание, микроизгиб (например, при перегибе через другое волокно) и даже изгиб при намотке на катушку могут значительно влиять на оптические характеристики волокна, в частности, все эти механические воздействия приводят к формированию двулучепреломления, обусловленного наведенными полями напряжений, к затуханию и в некоторых случаях к потере сигнала [317], что является значимой проблемой, определяющей качественные параметры датчиков, в основе которых используются специальные оптические волокна.

Для решения перечисленных выше задач в оптоволоконной промышленности широко используют различные типы полимерных защитно-упрочняющих покрытий (ЗУП) [166; 285].

Защиту от микроизгиба в первую очередь реализуют за счет использования двухслойного защитно-упрочняющего покрытия, что впервые показал в своей работе D.Gloge [239], продемонстрировав, что использование двухслойного ЗУП, в котором первичный слой выполняет функцию демпфирования, поглощая и перераспределяя различные механические нагрузки. Такое покрытие должно иметь хорошую адгезию к кварцевому стеклу и легко с него сниматься. Модуль упругости при комнатной температуре, как правило, составляет от 0.5 до 3 МПа. При этом свою функциональность первичное покрытие должно сохранять в достаточно широком диапазоне эксплуатационных температур, как правило, от  $-60$  до  $80$  °С [245], оставаясь в высокоэластичном состоянии. В качестве вторичного покрытия, как правило, используют высокомодульные полимеры, которые в



эксплуатационном диапазоне температур находятся в застеклованном состоянии.

Наибольшее распространение получили УФ отверждаемые эпокси-акрилаты, так как они обладают большой скоростью полимеризации, стабильными и предсказуемыми свойствами в полимеризованном и первичном состоянии. Защитно-упрочняющие покрытия из таких полимеров получили самое широкое применение как технологичный способ обеспечения защиты конструкционных материалов от воздействия внешней среды и механических повреждений.

Современные подходы к проектированию изделий, основанные на математическом моделировании, включающем описание термомеханического поведения конструкций в широких температурных диапазонах, требуют как можно более полной информации о физико-механических свойствах материалов, зачастую в виде функциональных зависимостей их значений от температуры и других параметров окружающей среды. В некоторых случаях, например, при использовании УФ отверждаемых полимеров в качестве защитно-упрочняющих покрытий оптических волокон, используемых в различных датчиках физических величин, в которых световод выступает в качестве чувствительного элемента, интерпретация показаний приборов с учетом температурной зависимости свойств материалов позволяет существенно повысить точность измерений за счет математического аппарата, позволяющего компенсировать возмущения, вносимые температурными и механическими воздействиями в снимаемые данные. Подобный подход для улучшения точности волоконно-оптических гироскопов был продемонстрирован в работах [65; 163; 286; 343].

Кроме того, ряд исследований показал, что выбор материала ЗУП, его толщина, использование многослойной конструкции, количество и соотношение толщин таких полимерных покрытий могут значительно влиять на чувствительность волоконно-оптических датчиков как в положительную, так и в отрицательную сторону [45; 195; 280; 315; 334; 359].

#### 4.1 Особенности идентификации свойств УФ-полимеров

Широкое использование фото-отверждаемых полимеров в качестве защитных покрытий различных конструкционных материалов обусловлено их высокими технологическими характеристиками. Реакция полимеризации в таких покрытиях происходит под действием ультрафиолетового излучения. С одной стороны, это позволяет очень быстро при вытяжке волокна сформировать защитное покрытие, с другой – из подобного материала достаточно сложно изготовить однородные массивные образцы для натуральных экспериментов, так как высокая эффективность поглощения света в УФ-диапазоне не позволяет реализовать полную и равномерную степень полимеризации по всей толщине, при этом не вызвав старения во внешних слоях из-за большой дозы излучения.

Для получения корректных данных в натуральных экспериментах чаще всего используют пленочные образцы, толщина которых сопоставима с покрытиями, используемыми на практике. Для рассматриваемых в работе волокон и их защитно-упрочняющих покрытий характерные толщины полимерного покрытия лежат в пределах 20–200 мкм. Следует отметить, что такие толщины существенно превышают пороговые значения 10–200 нм, при которых, как известно [268; 346], могут проявляться особенности физико-механических характеристик, обусловленные граничными эффектами, свойственными тонким полимерным пленкам.

Пленочные образцы требуют соответствующих подходов в измерении физико-механических характеристик, специализированных приборов и специфичной оснастки, позволяющей работать с относительно податливыми материалами, обеспечивая высокую точность измерений. Учитывая эксплуатационный диапазон температур оптических волокон, измерительные установки должны позволять регистрировать свойства материалов в широком диапазоне температур с разными скоростями её изменения.

Также следует отметить, что некоторым акрилатам и эпоксидным системам свойственны эффекты, связанные с явлением физического старения [66; 252], под которым понимают долговременное изменение свойств в застеклованных полимерах при хранении или эксплуатации за счет постепенной перегруппировки фрагментов полимерных цепей в отсутствие каких-либо химических превращений [26; 284].

На Рисунке 4.1 приведены результаты ДСК–исследования одного из вариантов внешнего ЗУП для оптических волокон при разном времени выдержки застеклованного образца после нагрева выше температуры  $T_g$  и охлаждения. Кривые получены последовательно для одного и того же образца, с одинаковой скоростью изменения температуры.

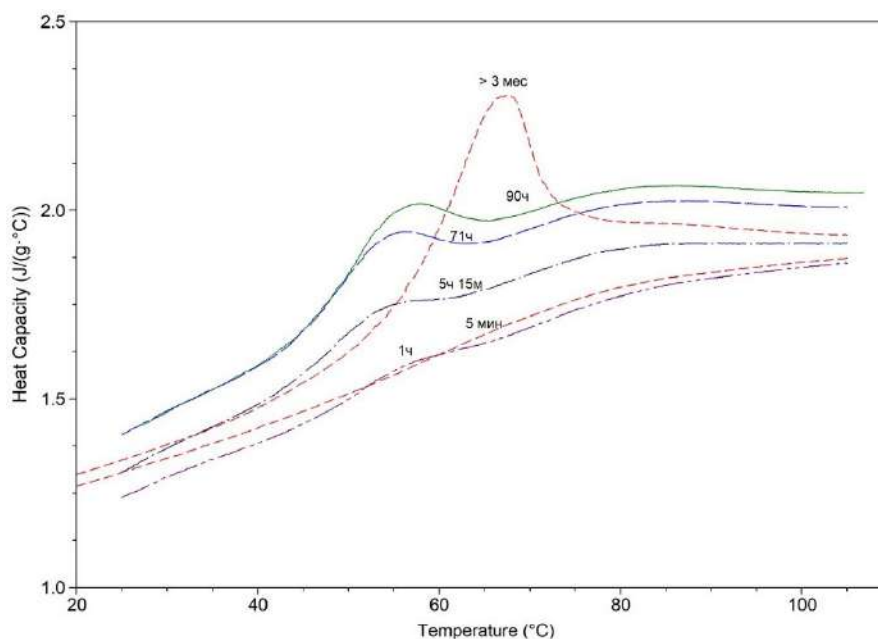


Рисунок 4.1 – Эффект физического старения в полимере по результатам ДСК-исследования внешнего слоя ЗУП с разной выдержкой после охлаждения и релаксационного перехода из высокоэластичного состояния в застеклованное

В отличие от химического и радиационного старения, физическое старение носит обратимый характер, и его эффект исчезает при нагреве материала выше температуры стеклования, затем после охлаждения и стеклования происходит постепенное изменение свойств материала в зависимости от температуры, давления, напряженно-деформированного состояния и других внешних факторов. Природа физического старения может

быть связана как с частичной кристаллизацией и перекристаллизацией, так и с проникновением в полимер растворителей (пластификаторов), которые вызывают межкристаллитную коррозию или «смазку» и приводят к изменению механических свойств материала [67]. В связи с этим описываемые явления в пленках могут проявляться в больших масштабах, чем в массивных образцах.

Выбор подобных полимеров для ЗУП оптического волокна, используемого в качестве чувствительного элемента в датчиках различных физических величин, в условиях термоцикла может приводить к появлению дополнительных ошибок, регистрируемых прибором, как изменение измеряемой величины, за счет проявления описанных выше явлений, связанных с изменением свойств материала. Такая ошибка будет регистрироваться на первом раунде цикла, не проявляясь на последующих до той поры, пока не повторится длительная выдержка при температурах ниже температур стеклования и в полимере не накопятся изменения, обусловленные физическим старением.

Учет такой погрешности возможен при условии построения моделей, описывающих кинетику процессов физического старения. Что является достаточно сложной задачей, и решение о целесообразности такого усложнения моделей необходимо принимать индивидуально под конкретные задачи, учитывая условия эксплуатации изделий, требуемую точность волоконно-оптических сенсорных систем и другие факторы.

В рамках представленного диссертационного исследования физическое старение материалов не учитывалось.

## **4.2 Коэффициент температурного расширения полимеров**

Оптоволоконные датчики и приборы на их основе должны обеспечивать корректность измеряемых данных в достаточно широком температурном диапазоне, в котором зачастую могут происходить релаксационные переходы в используемых в конструкции материалах. Известно, что изменение

температуры существенно влияет на термомеханические свойства полимеров, а при прохождении терморелаксационных переходов значения некоторых параметров могут меняться в разы и даже на порядки [20]. Чем более точно известны зависимости характеристик используемых материалов, тем полнее можно учитывать и компенсировать отклонения, связанные с термомеханическими воздействиями. Один из важных этапов такого подхода – определение закономерностей влияния температуры на коэффициент теплового расширения (КТР) полимеров с целью разработки методики его измерения и построения функциональных зависимостей, учитывающих условия и характер эксплуатации конкретных изделий.

Исследованиям зависимости КТР от различных параметров посвящен ряд работ, в частности, в статье А.И.Слущера с соавторами [139] проведено исследование температурной зависимости термического расширения поливинилацетата (ПВА) в области релаксационного перехода при малых гармонических колебаниях температуры относительно базовых значений. Авторами работы установлено, что в области стеклования рассматриваемого аморфного полимера наблюдается сдвиг фазы между расширением образца и температурой, величина которого зависит от частоты температурных колебаний. Для объяснения наблюдаемого эффекта было сделано предположение, что температурная деформация определяется не только ангармоническими колебаниями атомов, но и кинетикой конформационных переходов. В работе Р.Хувинка и А.Ставермана [157] приведены зависимости удельного объема как функции температуры, построенные по результатам натуральных экспериментов на образцах из аморфного полимера – полиметилметакрилата. Установлено, что температура стеклования  $T_g$ , определяемая в точке пересечения экстраполированных касательных к кривой для застеклованного и высокоэластичного состояния, и удельный объем зависят от скорости охлаждения. В работе Р.С.Спенсера [328] исследовано влияние скорости охлаждения на удельный объем полистирола, приведены

экспериментальные данные и получена аналитическая запись зависимости удельного объема от  $T$  и  $\frac{dT}{dt}$ . На основании этих работ можно предположить, что температурное расширение полимеров зависит не только от температуры, но и от ее производной по времени. К аналогичным гипотезам приходят в своих теоретических работах Д.М.Хатчинсон и А.Д.Ковакс [253; 254], исследуя зависимость температурного расширения стекол от истории температурного воздействия. Описывая характерные пики на диаграммах  $V-T$  (удельный объем – температура), которые чаще всего связывают с фазовым переходом, авторы предположили, что наблюдаемые эффекты могут быть объяснены тем, что коэффициент температурного расширения зависит как от температуры и давления, так и от скорости нагрева или охлаждения, а также от процессов, связанных с изменением свободного объема и структуры материала образца.

Проблема определения функциональных зависимостей КТР полимеров носит актуальный характер, так как в справочных данных и спецификациях производителей, как правило, его значения приводятся либо для конкретных температур, измеренных в равновесных условиях, т.е. после прохождения всех релаксационных процессов, вызванных нагревом или охлаждением, либо в виде кусочно-линейных зависимостей, например, в виде двух констант, полученных осреднением по широким диапазонам температур для разных релаксационных состояний, выше и ниже температуры стеклования  $T_g$  (релаксационного перехода). В Таблице 4.1 приведены данные по полимерным покрытиям DeSolite. Описания экспериментов в данных производителя не даны, однако, судя по приведенным значениям коэффициента расширения, имеется в виду коэффициент объемного расширения.

Таблица 4.1 – Коэффициенты термического расширения полимеров DeSolite, по данным производителя [2; 3]

Марка полимера	Температура релаксационного перехода (DMA), °C at E', 100 МПа	Температура релаксационного перехода (DMA), °C at E', 1000 МПа	КЛТР в застеклованном состоянии, $\alpha \cdot 10^6$ , °C <sup>-1</sup>	КЛТР в высокоэластичном состоянии, $\alpha \cdot 10^6$ , °C <sup>-1</sup>
3471-1-152A	-54	-65	<100	660
DS-2015	80	40	38	196

Оперируя подобными осредненными данными, можно зачастую давать корректную оценку термомеханического поведения материалов и конструкций из них, но в некоторых приложениях, особенно в тех случаях, когда интересуется отклик системы в широких интервалах температур или в районе релаксационного перехода, для получения адекватных результатов необходимо как можно более точно знать и учитывать в модели зависимость физико-механических свойств от температуры и истории ее изменения. Если такой подход уже стал традиционным, например, для описания вязкоупругого поведения материалов, в том числе при определении комплексного модуля [51; 140], то для КТР такие исследования в достаточной мере еще не выполнялись. Стоит лишь отметить работы Бауэра [181; 193; 218], где методами емкостной дилатометрии получены зависимости коэффициента температурного расширения полимера от температуры и частоты ее модуляции. Подробнее описание эксперимента дано в работах [193; 233; 335; 336]. Авторы используют тонкий слой полимера в качестве диэлектрика между обкладками конденсатора, при модулированном изменении температуры фиксируют изменение емкости конденсатора и далее вычисляют изменение расстояния между обкладками. В результате были получены зависимости комплексного коэффициента теплового расширения от температуры и частоты ее модуляции. Идентификация таких функциональных зависимостей вязкоупругих характеристик полимеров на сегодняшний день является стандартной практикой [161; 342; 356].

Известно, что упругий отклик полимера на механические воздействия и его термическое расширение имеют одинаковую природу [106; 178]. Это позволяет сделать предположение, что на качественном уровне в характере зависимости КТР от температуры и скорости ее изменения, должны проявляться эффекты подобные наблюдаемым для вязкоупругих характеристик, например, модуля накопления  $E'$ . В рамках исследования свойств УФ-отверждаемых полимеров DeSolite были выполнены натурные эксперименты на динамическом механическом анализаторе (ДМА) с целью определения температурных зависимостей комплексного модуля  $E^*$ . Пленочные образцы охлаждались и нагревались с одинаковой по модулю скоростью, полученные зависимости качественно похожи, но смещены друг относительно друга по оси абсцисс (Рисунки 4.2, 4.3). Принимая во внимание, что в приведенных экспериментах нагрев и охлаждение, по сути, являются одним и тем же процессом изменения температуры с разными по знаку скоростями, можно сделать вывод, что с увеличением скорости изменения температуры кривые, описывающие комплексный модуль, сдвигаются вправо по оси абсцисс. Приведенная гипотеза на качественном уровне соответствует результатам, опубликованным в работах [161; 342; 356].

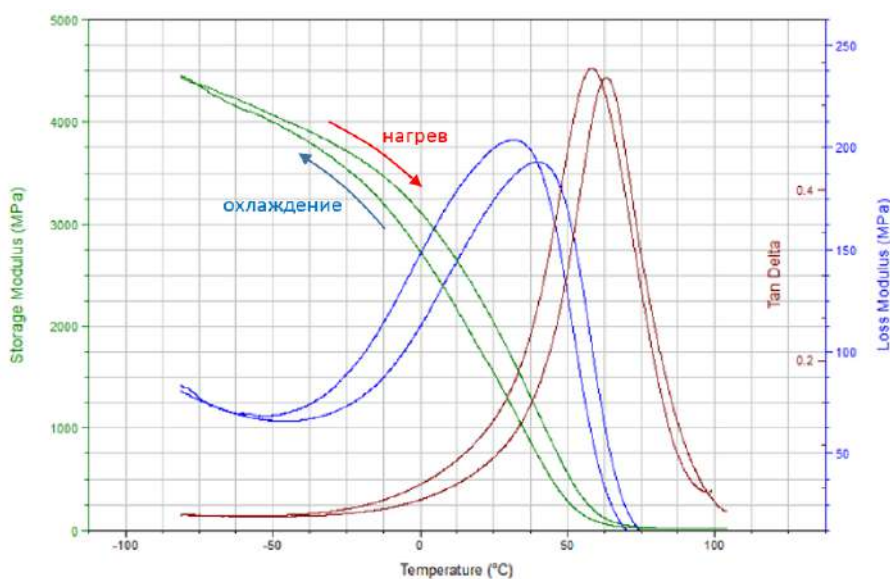


Рисунок 4.2 – Температурная зависимость комплексного модуля DeSolite DS-2015, скорость изменения температуры 2 °C/мин при нагреве, –2 °C/мин при охлаждении, частота гармонического воздействия 1 Гц



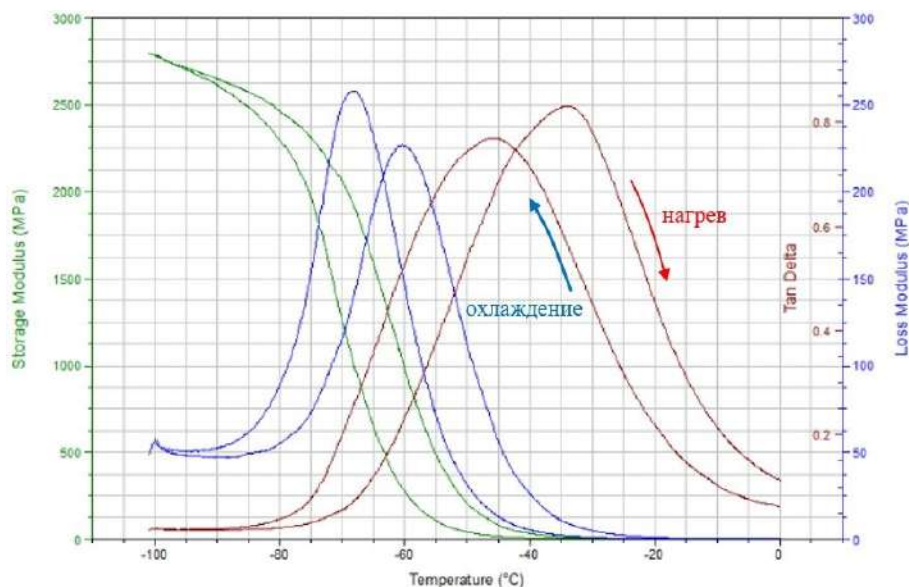


Рисунок 4.3 – Температурная зависимость комплексного модуля DeSolite 3471-1-152A, скорость изменения температуры 2 °C/мин при нагреве, –2 °C/мин при охлаждении, частота гармонического воздействия 1 Гц

Подобные графики характерны и для других полимеров, например, в работе [342] приведены результаты экспериментов на образцах из PEOT/PBT, отражающие зависимость комплексного модуля от температуры в цикле нагрев-охлаждение, для спектра скоростей в диапазоне 1...20 °C/мин.

Влияние скорости изменения температуры на вязкоупругий отклик материала учитывается также в стандартных методиках определения температуры стеклования пластмасс [53; 255], в которых отмечают, что разным скоростям изменения температуры соответствуют различные значения температуры стеклования. Полученные экспериментальные данные экстраполируют на нулевую скорость изменения температуры, которую в дальнейшем уже и используют как физическую характеристику материала, позволяющую корректно сравнивать одни полимеры с другими без привязки к условиям проведения эксперимента.

В работе Б.Я.Тейтельбаума [137] отмечается, что кривые изменения удельного объема в области температур стеклования зависят от скорости изменения температуры. Приведенные в работе зависимости, основанные на интерпретации автором экспериментальных данных, показывают, что картина

развития температурных деформаций в стеклюющихся материалах действительно зависит от скорости изменения температуры.

Известно, что цепное строение полимерных макромолекул оказывает существенное влияние на механизмы термического расширения. Ю.К.Годовский в своей работе [50] описывает этот механизм через два основных эффекта, характеризующихся термодинамическим параметром Грюнайзена, связанным с ангармоничностью колебаний атомов, и решеточным параметром Грюнайзена, обусловленным межцепным (межмолекулярным) взаимодействием. На связь решетчатого параметра Грюнайзена с коэффициентом Пуассона в аморфных полимерах, а также на корреляцию его с коэффициентом температурного расширения и с долей свободного флуктуационного объема указывает также Д.С.Сандитов в работе [119].

Таким образом, температурная деформация полимеров обусловлена существенным вкладом как ангармонических колебаний атомов, так и конформационными эффектами, связанными с проявлениями сегментальной подвижности цепей и межмолекулярным взаимодействием; если первый механизм практически не имеет инерции, и эта составляющая температурного расширения синфазно следует за изменением температуры [99], то конформационные переходы, как известно, развиваются в материале с течением времени, которое обусловлено характерными временами релаксации, зависит от температуры и от истории ее изменения [20].

Подводя черту под вышесказанным, можно утверждать, что температурная зависимость коэффициента термического расширения полимеров носит сложный нелинейный характер, является функцией не только температуры, но и скорости ее изменения, что особенно ярко проявляется в интервалах, включающих терморелаксационные переходы в материале. На сегодняшний день в литературных источниках эта проблема не раскрыта в полной мере. Таким образом, для термомеханики стеклюющихся материалов актуальна задача разработки новых подходов и методик

исследований, позволяющих на основе экспериментальных данных строить математические модели, адекватно описывать наблюдаемые на практике эффекты, давать качественную и количественную оценку температурных деформаций полимеров в зависимости от истории изменения температуры.

В представленной работе в рамках описанной выше проблемы, рассматривается вопрос разработки методики идентификации и верификации температурной зависимости КТР, в широком диапазоне температур, включающем релаксационный переход. Основные подходы апробированы на пленочных образцах из УФ отверждаемых полимеров, применяемых в качестве защитно-упрочняющих покрытий оптических волокон. В основе разрабатываемого подхода к описанию термического расширения полимеров лежат методы натурального эксперимента, численное и математическое моделирование.

#### ***4.2.1 Объект исследования***

В работе были выполнены исследования УФ-полимеров фирмы DSM Desotech, выпускаемых под торговой маркой DeSolite. А именно первичное покрытие DeSolite 3471-1-152A и используемый в качестве второго слоя защитно-упрочняющего покрытия оптических волокон DeSolite DS-2015. По данным производителя [2; 3], интервалы температур, в которых происходят релаксационные переходы, в этих полимерах частично попадают в эксплуатационный диапазон  $-50...60$  °С (Рисунок 4.4), а соответствующие высокоэластичному и застеклованному состояниям значения КЛТР определены как константы и не зависят от температуры (см. Таблицу 4.1). Экспериментальное исследование пленочных образцов на динамическом механическом анализаторе TA Instruments DMA Q800 в диапазоне температур  $-110 - 130$  °С при частоте гармонического возмущения 1 Гц и скорости нагрева  $2$  °С/мин (Рисунок 4.4) позволяет сделать вывод, что для материала первичного покрытия из полимера DeSolite 3471-1-152A при нагреве в диапазоне температур  $-60...-20$  °С происходит размягчение и полимер из

застеклованного состояния переходит в высокоэластичное. Как видно из Рисунка 4.4, в полимере DeSolite DS-2015 релаксационный переход происходит в диапазоне температур 40...110 °С. Известно, что релаксационный переход сопровождается изменением характера функциональной зависимости от температуры многих физико-механических характеристик материала, в том числе и КТР [20; 157], кроме того, как было показано ранее, свойства зависят как от температуры, так и от истории ее изменения.

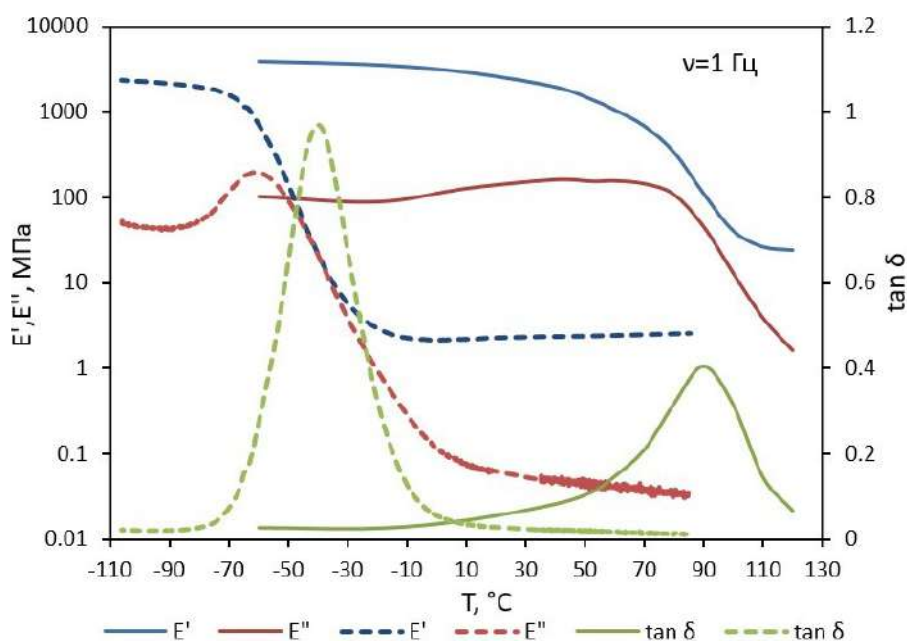


Рисунок 4.4 – Результаты динамо-механического анализа полимеров DeSolite 3471-1-152A (пунктир) и DeSolite DS-2015 (сплошная линия); частота воздействия 1 Гц; скорость нагрева 2 °С/мин

#### 4.2.2 Пробоподготовка

Для натуральных экспериментов были изготовлены пленочные образцы по следующей технологии: небольшое количество жидкой фотополимеризующей композиции наносили на лист полиэтилентерефталатной пленки, накрывали другим листом и прижимали грузом для формирования тонкого слоя. Полученную заготовку помещали под источником УФ-излучения на время, необходимое для формирования рекомендованной производителем экспозиции. Затем из отвержденного полимера вырубным прессом (Рисунок 4.5) вырезали образцы необходимых

размеров и удаляли ПЭТФ пленку. Характерные размеры полученных образцов 20x6.25x0.150 мм.



Рисунок 4.5 – Вырубной пресс для формирования образцов из заготовок пленок и пластин

### **4.2.3 Методика натурального эксперимента**

При разработке методики выполнения натурального эксперимента для определения зависимости КТР от температуры и её первой производной по времени в широком диапазоне температур, включающем релаксационный переход, необходимо учитывать следующие предпосылки: исследование должно позволять получить данные для полимеров как в застеклованном, так и в высокоэластичном релаксационном состоянии, быть достаточно простым для реализации, относительно недорогим и технологичным, позволять работать как с отрицательными до  $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$ , так и с высокими температурами до  $+150\text{ }^{\circ}\text{C}$ , иметь возможность контролировать скорость изменения температуры. Традиционные методы измерения дилатометрами для рассматриваемых полимеров оказались неприменимы, так как получаемые образцы в виде пленок из УФ отверждаемого полимера имеют недостаточную толщину, для обеспечения приемлемой точности измерения коэффициента температурного расширения. Кроме того, в высокоэластичном состоянии представленные полимеры обладают относительно невысокой жесткостью: значения модуля накопления в экспериментах, представленных на Рисунке 4.4, составляет от 2 до 20 МПа, что приводило бы к заметной деформации

образцов под действием технологического сжимающего усилия, обусловленного спецификой работы традиционных горизонтальных дилатометров. Подобная проблема также описана авторами работы [262], в которой отмечено, что при температурах, близких к релаксационному переходу, стержень, измеряющий перемещения образца под действием технологической сжимающей нагрузки, индентируется в исследуемый образец. Действительно, в описанном случае в полимере кроме температурной деформации существенный вклад в полную деформацию будет вносить упругая компонента, а при температурах, близких к релаксационному переходу, будет развиваться ползучесть, что не позволяет получить корректные данные для определения зависимости КТР от температуры. Более подходящими вариантами исследования пленочных образцов рассматриваемых полимеров, свободными от описанных выше эффектов, могут быть методы лазерной интерферометрии [346], нейтронной рефлектометрии [344], спектральной эллипсометрии [268], x-ray рефлектометрии [182], которые имеют высокую точность измерений и позволяют работать с тонкими пленками. Также подходящим методом исследования является ёмкостная дилатометрия [193; 346], в которой изменение размеров исследуемого образца приводит к изменению ёмкости конденсатора, где полимер выступает в качестве диэлектрика между пластинами. Таким образом, по изменению ёмкости конденсатора при высоких частотах тока, чтобы по возможности исключить влияние температуры на электропроводимость полимера, определяется зависимость толщины образца от температуры. Перечисленные методы исследования обладают высокой точностью измерения КТР, которая может достигать  $\sim 10^{-9}$   $\text{K}^{-1}$ , однако использование описанных методов при низких температурах может быть ограничено конструктивными особенностями приборов, кроме того, в перечисленных подходах сложно обеспечить большие скорости охлаждения и равномерность поля температур в образце.

Частично решить описанную проблему и дать дополнительную информацию о физико-механических свойствах рассматриваемых материалов может использование температурной модуляции, наложенной на линейное изменение температуры в исследовании КТР описанными выше методами [91; 139; 181; 193; 218; 262]. Таким образом, можно получить комплексное значение коэффициента температурного расширения, которое по аналогии с вязкоупругими характеристиками стеклюющихся тел, описанных в виде комплексной функциональной зависимости, позволяет более полно описывать поведение материала в районе релаксационного перехода. Однако реализация подобных экспериментов в рассматриваемом диапазоне температур достаточно сложна на практике.

В рамках представленной работы наиболее рациональным подходом для измерения температурных деформаций пленочных образцов оказалось использование динамического механического анализатора (ДМА). Такие приборы обладают рядом существенных преимуществ: имеют термокамеру, которая позволяет задавать температуру в широком диапазоне и регулировать скорость ее изменения; точный контроль прикладываемой силы и измеряемых перемещений; наличие соответствующей оснастки (Рисунок 4.6), позволяющей корректно работать с пленочными образцами.

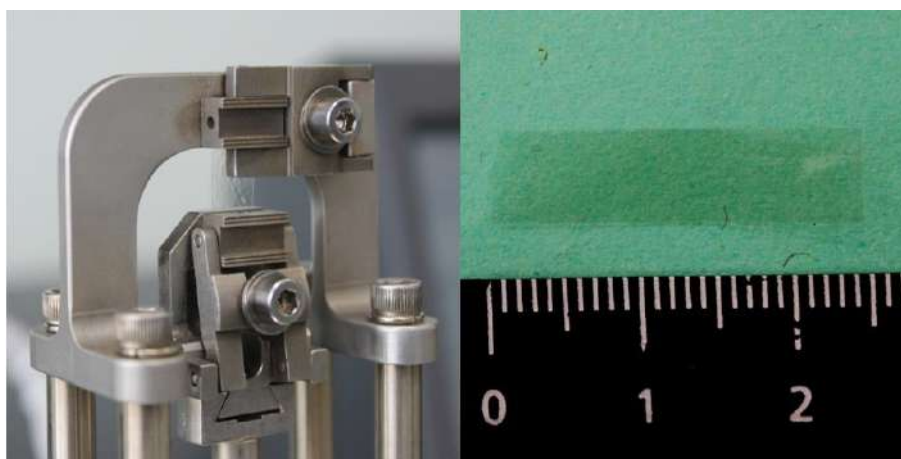


Рисунок 4.6 – Пример пленочного образца и оснастка для его закрепления на ДМА

Кроме того, на одном и том же образце можно получить данные и для анализа температурного расширения, и для определения вязкоупругих

характеристик. Аналогично модулированию температуры можно получить дополнительную информацию, изучив отклик исследуемых образцов, выполняя ряд одинаковых экспериментов с разной скоростью изменения температуры.

Экспериментальные исследования в рамках данной работы были выполнены на ДМА марки TA Instruments Q800 с системой охлаждения жидким азотом GCA (Рисунок 4.7), которая позволяет проводить эксперименты в диапазоне температур от  $-150$  до  $+600$  °С. Заявленная производителем точность измерения перемещений составляет 1 нм и 10 мкН для усилий.



Рисунок 4.7 – ДМА Q800 (слева), система охлаждения жидким азотом GCA (справа)

Измерения были выполнены по следующему алгоритму: непосредственно перед началом эксперимента образцы нагревались и выдерживались до 30 мин при температуре  $130$  °С, что выше температуры стеклования (для полимера DeSolite DS-2015), для того чтобы снять возможные остаточные напряжения и другие эффекты, связанные с историей их изготовления и хранения. После этого образец медленно охлаждался до температуры верхней границы рассматриваемого диапазона. Эксперименты выполнялись в режиме контролируемой силы, величина которой подбиралась минимально возможной в диапазоне от  $0.001$  до  $0.005$  Н; такой натяг необходим, чтобы обеспечить прямолинейную геометрию образца в течение эксперимента. Оценка вносимых таким натягом погрешностей в измеряемую



температурную деформацию показала, что ошибка не превышает 5%. После приложения нагрузки при температуре верхней границы исследуемого диапазона до начала процесса изменения температуры ждали полной реализации протекающих в образцах релаксационных процессов, окончание которых определялось по выходу на «полку» зависимости деформации от времени. Далее образец охлаждали до нижней границы диапазона с постоянной скоростью, выдерживали до выхода деформации на «полку» и нагревали с той же скоростью до начальной температуры. По окончании нагрева образцы выдерживали при постоянной температуре до стабилизации деформации. На протяжении всего эксперимента фиксировались перемещения, температура и усилие (Рисунок 4.8). На Рисунке 4.9 приведены те же зависимости в координатах «перемещение – температура». Отметим, что полученные кривые, соответствующие нагреву и охлаждению образцов, не совпадают.

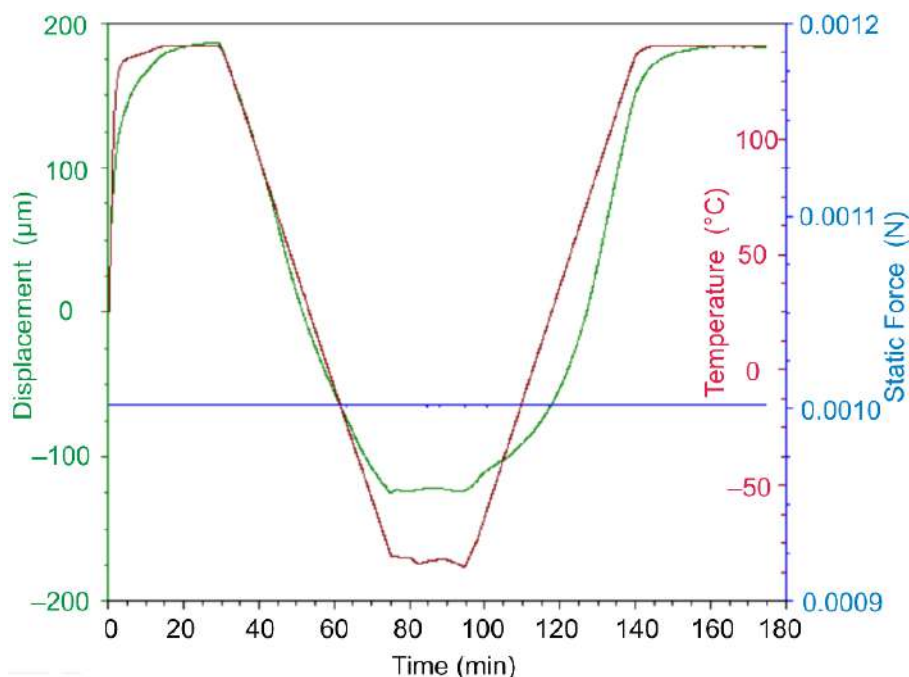


Рисунок 4.8 – Характерная зависимость перемещения и температуры от времени для образца из DeSolite DS-2015 размером  $13.461 \times 6.2 \times 0.045$  мм; скорость охлаждения и последующего нагрева  $2$  °C/мин

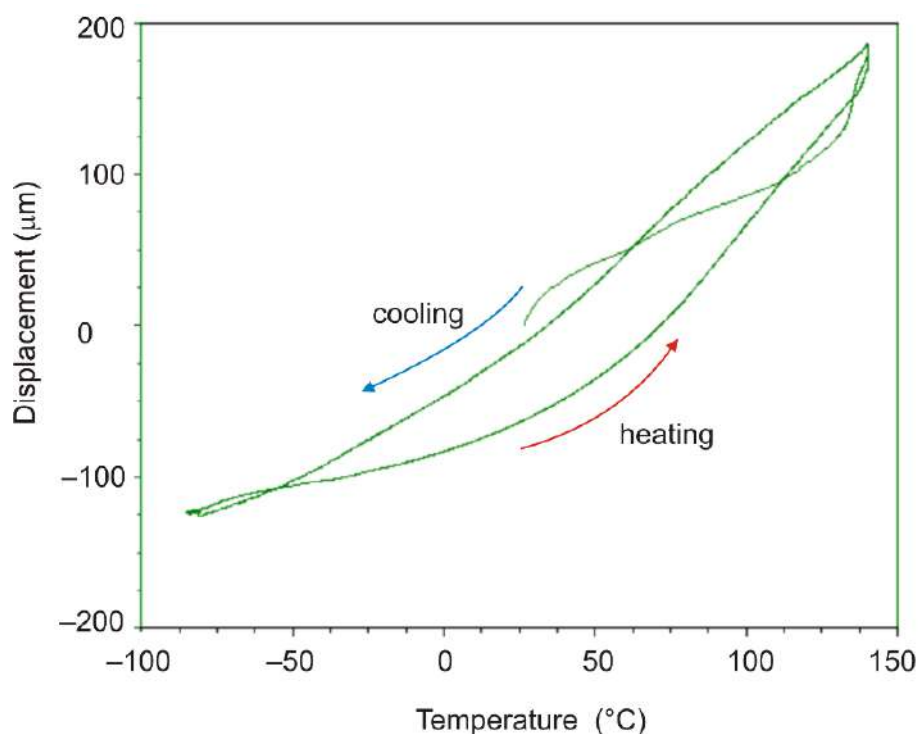


Рисунок 4.9 – Характерная зависимость перемещения от температуры для полимера DeSolite DS-2015, размер образца  $13.461 \times 6.2 \times 0.045$  мм; скорость охлаждения и последующего нагрева  $2$  °C/мин

Полученные зависимости перемещений от времени и температуры позволяют построить зависимости деформации от температуры. Усредняя значения перемещений, полученные при нагреве и охлаждении образца, можно получить зависимость, описывающую деформационную реакцию материала при скорости изменения температуры, близкой к нулю. Эту зависимость можно аппроксимировать полиномом, вид которого для каждого из исследуемых материалов представлен на Рисунке 4.10. Такой подход к оценке КТР аналогичен методике, данной в стандартах [53; 255], и более точно описывает поведение материала, чем табличные значения, предоставляемые производителем [2; 3].

Из анализа результатов экспериментов, приведенных на Рисунке 4.10, следует, что скорость изменения температуры может значительно влиять на деформационный отклик полимерной пленки; деформационный отклик полимера на изменение температуры при нагреве и охлаждении с одинаковой скоростью может существенно различаться.

Полученный результат экспериментов на пленочных образцах, изготовленных из двух УФ отверждаемых полимеров DeSolite 3471-1-152A и DeSolite DS-2015, спровоцировал желание реализовать подобный эксперимент для пленочных образцов из традиционного полимера – эпоксидной смолы EPO-ТЕК 330. Размеры образца из эпоксидной смолы: длина 14.071 мм, ширина 6.25 мм, толщина 0.245 мм.

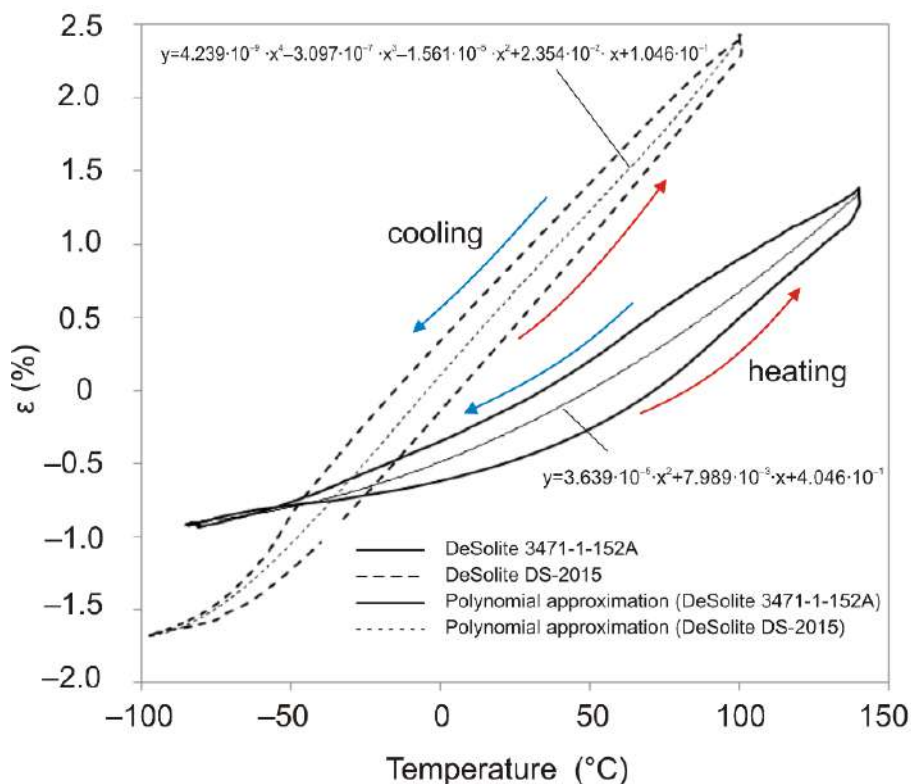


Рисунок 4.10 – Зависимость деформации от температуры для полимеров DeSolite 3471-1-152A (пунктир) и DeSolite DS-2015 (сплошная линия); скорость охлаждения/нагрева 2 °C/мин; аппроксимация полиномом зависимости от температуры осредненных значений деформации, снятых на нагреве и охлаждении

Графические результаты, представленные на Рисунке 4.11, демонстрируют деформационный отклик пленочного образца из эпоксидной смолы EPO-ТЕК 330 при изменении температуры с различной скоростью. На Рисунке 4.12 для этого полимера приведена зависимость КТР от температуры, полученная путем дифференцирования зависимости, представленной на Рисунке 4.11, по температуре.

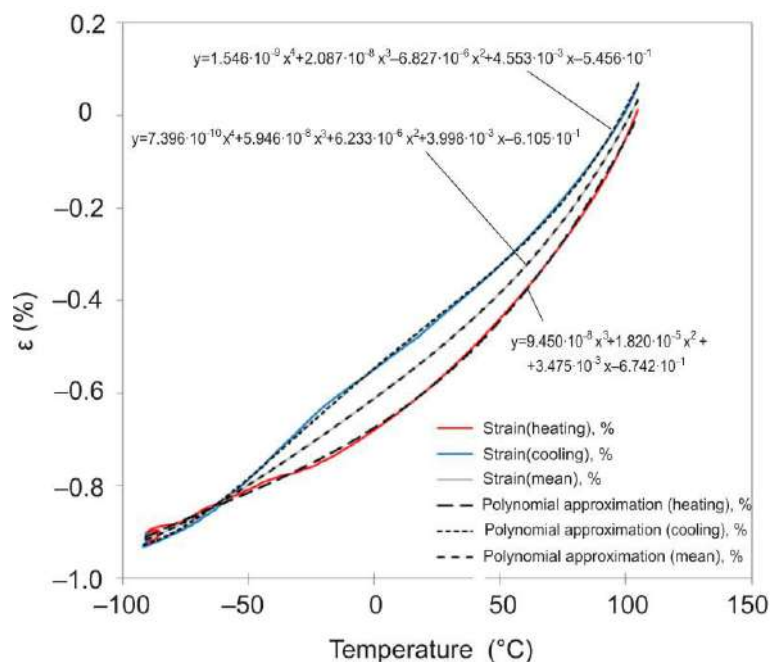


Рисунок 4.11 – Зависимость деформации от температуры для полимера ЕРО-ТЕК 330; скорость охлаждения/нагрева 2 °С/мин; толщина образца 245 мкм

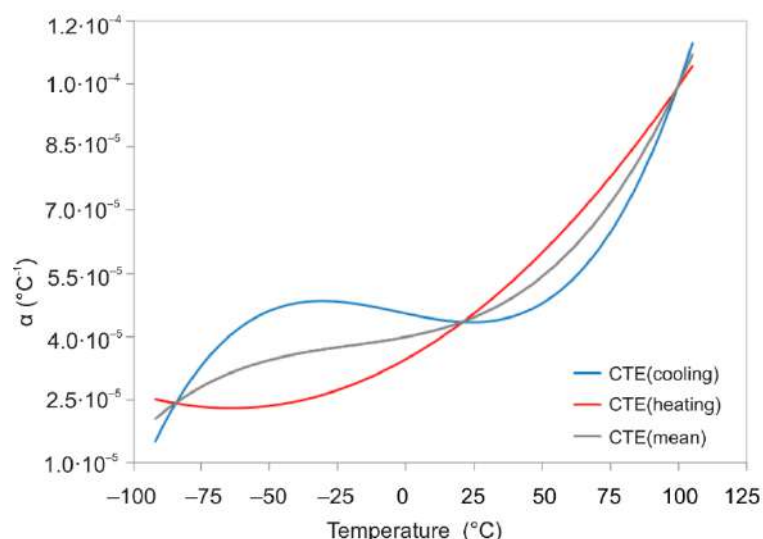


Рисунок 4.12 – Зависимость КТР от температуры полимера ЕРО-ТЕК 330 при охлаждении и нагреве со скоростью 2 °С/мин; толщина образца 245 мкм; CTE(cooling) – при охлаждении, CTE(heat) – при нагреве, CTE(mean) – осредненные данные

Таким образом, полученные экспериментальные результаты позволяют выдвинуть ряд гипотез. Коэффициент температурного расширения полимера может зависеть не только от абсолютного значения температуры, но и от скорости ее изменения и температурной истории в целом. Отличие результатов, полученных в процессе нагрева и охлаждения, позволяет предположить, что в условиях циклического изменения температуры в полимере может накапливаться остаточная деформация.

#### 4.2.4 Проверка выдвинутых гипотез

Как уже было показано (см. Рисунок 4.12) коэффициент температурного расширения зависит не только от температуры, но и от скорости ее изменения, поэтому значения КТР, полученные при нагреве и охлаждении образцов, не совпадают. Известно также, что площадь фигуры, ограниченной графиком зависимости коэффициента температурного расширения от температуры, есть не что иное, как температурная деформация. Таким образом, циклический нагрев и охлаждение образцов может приводить к накоплению остаточной деформации, так как кривые на охлаждении и нагреве не совпадают и, соответственно, площади ограниченных ими фигур имеют разное значение. Что, в частности, подтверждается тем, что после одного раунда «охлаждение/нагрев» значение температурной деформации, зафиксированное сразу по окончании нагрева, неодинаковое (см. Рисунки 4.8, 4.11), и образец приходит к первоначальному состоянию лишь с течением времени. В эксперименте с образцом из DeSolite DS-2015 этот процесс происходит в промежутке 140-180 мин (см. Рисунок 4.8).

Для проверки описанного эффекта, полученного на пленочных образцах, был выполнен эксперимент на образце из полимера марки DeSolite 3471-1-152A в форме цилиндра диаметром 7.36 мм и высотой 2.769 мм, который в соответствующей оснастке (Рисунок 4.13) нагревали и затем охлаждали в соответствии с термоциклом, приведенным на Рисунке 4.14.

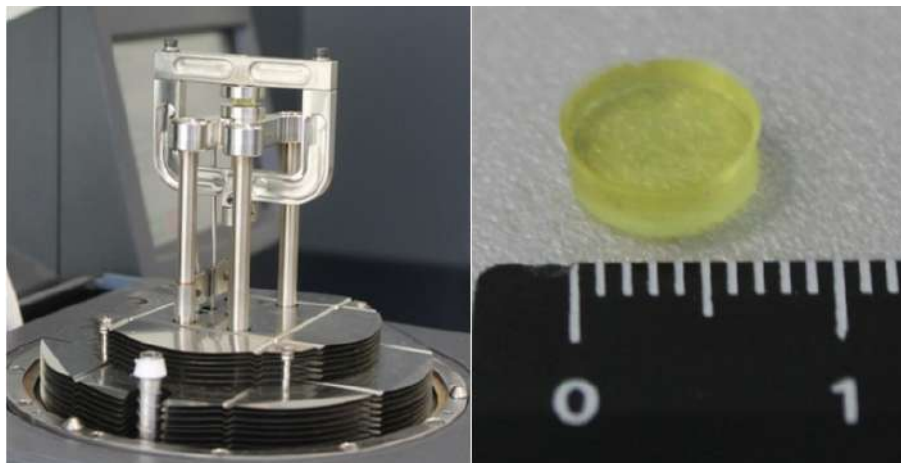


Рисунок 4.13 – Образец цилиндрической формы и оснастка для его испытаний

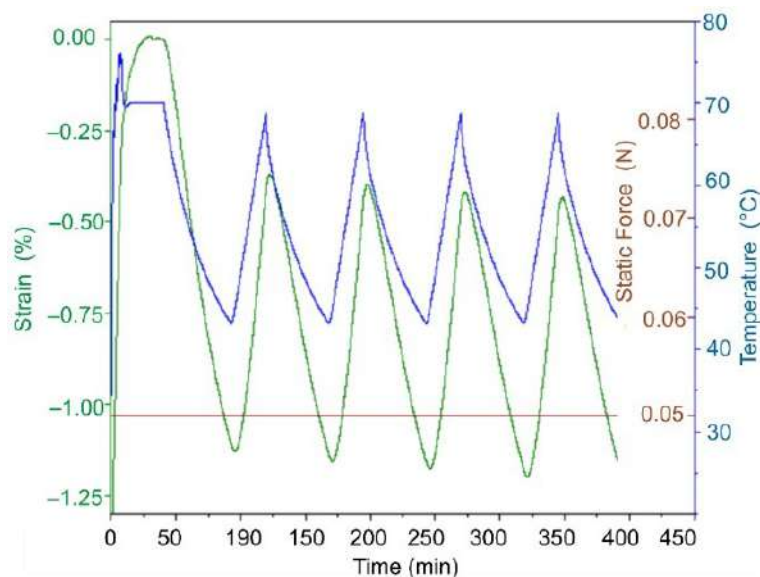


Рисунок 4.14 – Параметры, фиксируемые в процессе натурального эксперимента, нагрев  $2\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ , охлаждение естественным путем

Эксперимент проходил в режиме контролируемой силы при сжимающей нагрузке  $F = 0.05\text{ Н}$ , в процессе исследования фиксировались перемещения, температура и усилие. Температура изменялась в диапазоне  $43\text{--}68\text{ }^{\circ}\text{C}$ , материал образца в указанном интервале находится в высокоэластическом состоянии достаточно далеко от релаксационного перехода (см. Рисунок 4.4).

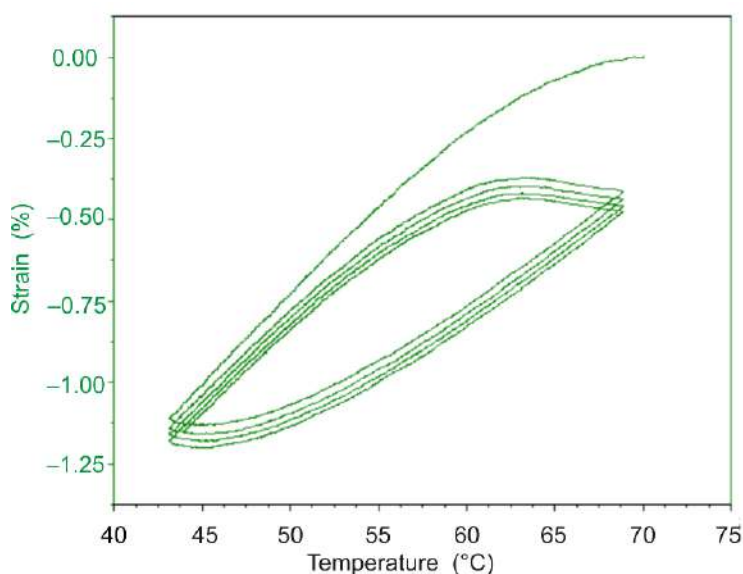


Рисунок 4.15 – Температурная деформация цилиндрического образца в условиях термоцикла: в условиях контролируемой нагрузки  $0.05\text{ Н}$ ; изменение температуры в диапазоне  $43\text{--}68\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; скорость нагрева  $2\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ , охлаждение естественное; отсчет деформации с 40-й минуты, соответствует началу термоцикла и температуре  $70\text{ }^{\circ}\text{C}$

Полученные результаты, отраженные на Рисунках 4.14, 4.15, демонстрируют, что на каждом новом раунде термоцикла в образце

накапливается температурная деформация. Наблюдаемую картину сложно объяснить известными эффектами, связанными с терморелаксационными переходами и изменением податливости материала, так как в исследуемом интервале температур она практически не меняется (см. Рисунок 4.4), а температура стеклования для этого материала лежит в области отрицательных температур. Также наблюдаемые эффекты невозможно объяснить экзо- или эндотермическими реакциями, связанными с частичной кристаллизацией или плавлением, физическим старением или другими термодинамическими процессами, так как они бы наблюдались и в экспериментах на дифференциальном сканирующем калориметре (DSC), однако никаких качественных эффектов в указанном диапазоне температур нет, о чем свидетельствуют результаты исследования образцов на DSC TA Instruments Q2000, приведенные на Рисунке 4.16.

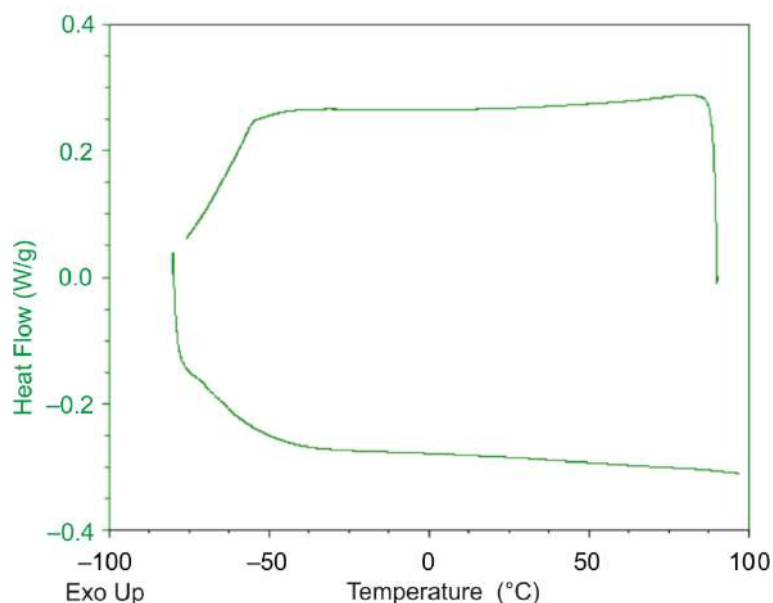


Рисунок 4.16 – Зависимость теплового потока от температуры для образца полимера DeSolite 3471-1-152A (DSC TA Instruments Q2000)

Таким образом, выполненные натурные эксперименты подтверждают гипотезу о накоплении температурных деформаций в полимерах в условиях циклического изменения температуры. Традиционно используемые зависимости КТР от температуры не позволяют описывать подобные, наблюдаемые на практике эффекты.

Для проверки других предположений была выполнена постановка и организованы две серии экспериментов. В первом случае (Рисунок 4.17) с разной скоростью нагревали/охлаждали разные по толщине образцы по описанной выше для Рисунка 4.8 программе эксперимента. Во втором случае образец толщиной 42 мкм нагревали и охлаждали с разными скоростями в соответствии с программой эксперимента, приведенной на Рисунке 4.18. Полученные результаты приведены на Рисунке 4.19.

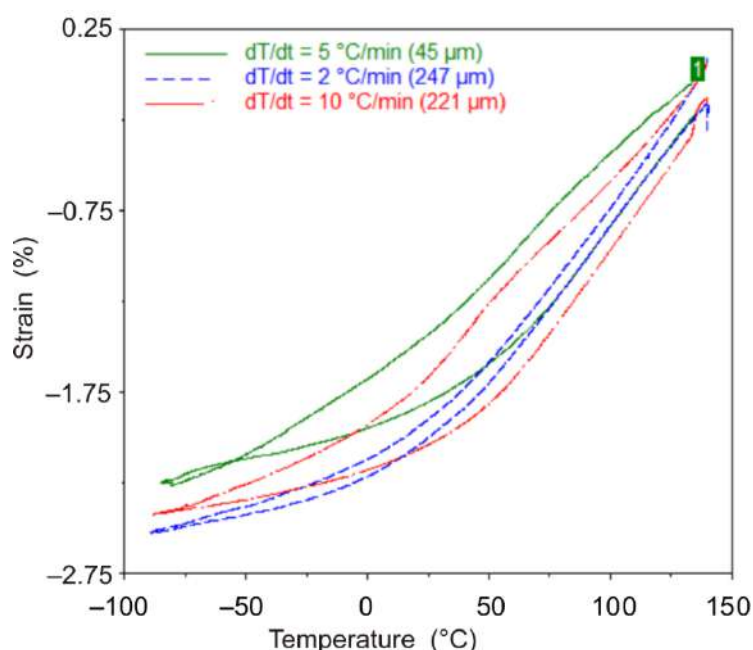


Рисунок 4.17 – Зависимость деформации от температуры для пленочных образцов из полимера DeSolite DS-2015 (зеленый – 45 мкм, 5 °C/мин; красный – 221 мкм, 10 °C/мин; синий – 247 мкм, 2 °C/мин)

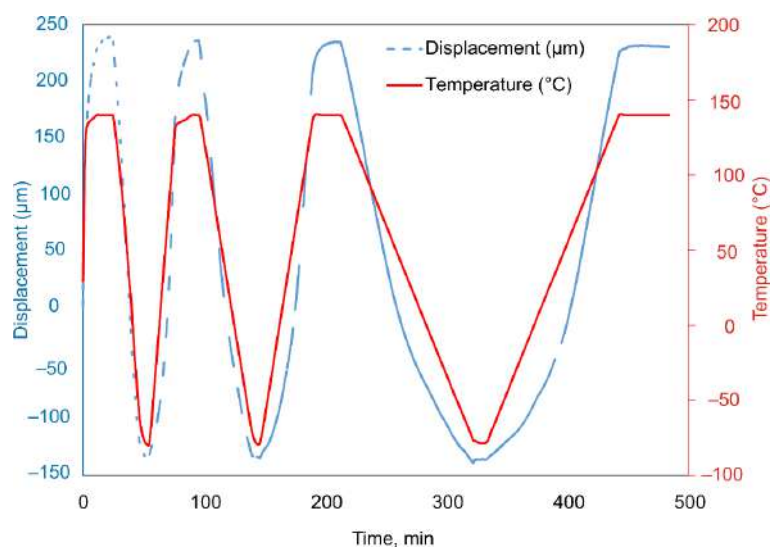


Рисунок 4.18 – Зависимость регистрируемых параметров от времени в натурном эксперименте для пленочных образцов из полимера DeSolite DS-2015



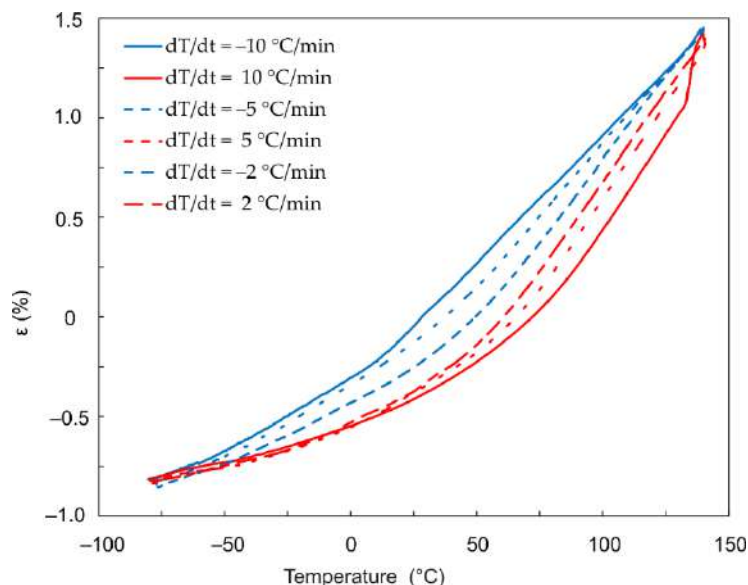


Рисунок 4.19 – Зависимость деформации от температуры для образца из полимера DeSolite DS-2015 толщиной 42 мкм, с разной скоростью охлаждения/нагрева: 2, 5 и 10 °C/мин

Анализ полученных данных позволяет сделать вывод, что чем выше скорость изменения температуры образца, тем сильнее разнесены по оси абсцисс кривые, соответствующие нагреву и охлаждению. Соответственно, чем ниже скорость изменения температуры, тем ближе друг к другу фиксируемые в рамках эксперимента параметры, снятые при нагреве и охлаждении при одинаковых значениях температур (см. Рисунки 4.17, 4.19).

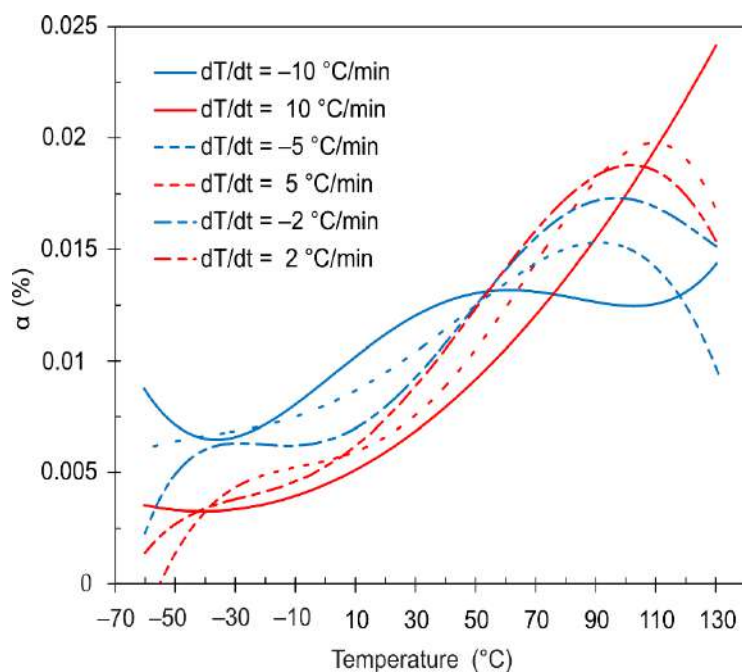


Рисунок 4.20 – Зависимость коэффициента температурного расширения  $\alpha(T)$  от температуры для пленочного образца толщиной 42 мкм из полимера DeSolite DS-2015, с разной скоростью охлаждения/нагрева: 10, 5 и 2 °C/мин

На Рисунке 4.20 представлены график зависимости  $\alpha(T)$  для трех различных скоростей изменения температуры. Кривые получены путем дифференцирования по температуре зависимостей, представленных на Рисунке 4.19.

Исследование пленочных образцов полимера DeSolite DS-2015 на дифференциальном сканирующем калориметре подтвердило, что в полимере не наблюдается термодинамических эффектов, связанных с фазовыми переходами (Рисунок 4.21).

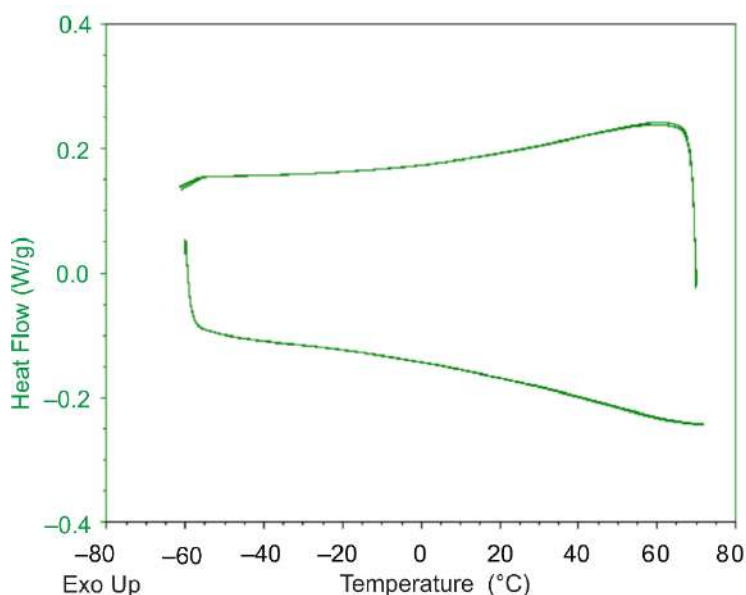


Рисунок 4.21 – Зависимость теплового потока от температуры для образца полимера DeSolite DS-2015 (DSC TA Instruments Q2000)

Описанные явления вносят существенный вклад в картину термомеханических процессов, формирующихся в тонких полимерных пленках или волокнах. В более крупных изделиях из полимеров описанные выше эффекты могут приводить к формированию полей остаточных напряжений в случае возникновения существенных градиентов температур или реализации нестационарных тепловых процессов. Многократное повторение процессов нагрева и охлаждения при эксплуатации изделий из полимеров также может вызывать накопление остаточных деформаций. Подробный анализ подобных термомеханических процессов в объемных конструкциях из стеклующихся полимеров возможен на основе численного

моделирования, в котором должны быть учтены установленные экспериментально закономерности.

#### 4.2.5 Верификация полученных результатов

Для верификации полученных закономерностей была выполнена серия экспериментов, нацеленная на сопоставление величины КТР, измеренной двумя методами: описанным выше с использованием DMA и традиционным с использованием горизонтального дилатометра TA Instruments DIL802. Учитывая специфику работы дилатометра, для выполнения исследования пришлось существенно ограничить диапазон изменения температуры и исключить температурный диапазон, соответствующий релаксационному переходу. В качестве наиболее подходящего материала была выбрана эпоксидная смола ЕРО-ТЕК 330, из которой подготовлены образцы в виде брусков размером 5x2x7 мм для испытаний в дилатометре и пленки толщиной 170 мкм для испытаний на ДМА Q800. Свойства материала, представленные производителем, приведены в Таблице 4.2.

Таблица 4.2 – КТР по данным производителя [4]

Марка полимера	$T_g$	В застеклованном состоянии ( $\times 10^{-6}$ ), $^{\circ}\text{C}^{-1}$	В высокоэластичном состоянии ( $\times 10^{-6}$ ), $^{\circ}\text{C}^{-1}$
ЕРО-ТЕК 330 (rev.3)	90	39	175
ЕРО-ТЕК 330 (2019)	90	65	162

Результаты измерений на ДМА представлены на Рисунке 4.22. По полученным экспериментальным данным были построены аппроксимации степенными функциями. Продифференцировав их по температуре, получили соответствующие зависимости КТР (Рисунок 4.23). В натуральных экспериментах на дилатометре были напрямую измерены зависимости КТР от температуры. На Рисунке 4.23 сопоставляются все полученные данные, в том числе указанные производителем эпоксидной смолы ЕРО-ТЕК 330. Скорость нагрева во всех описанных экспериментах была одинаковая 2  $^{\circ}\text{C}/\text{мин}$  (кроме эксперимента №3, в котором скорость была 1  $^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ ). Из результатов

сравнения следует: экспериментальные данные, полученные на дилатометре, удовлетворительно совпадают с результатами, полученными на ДМА в рассматриваемых интервалах температур; осредненное значение КТР по данным ДМА в интервале температур ниже температуры стеклования близко к значению КТР по данным производителя. Таким образом, результаты свидетельствуют о применимости разработанной методики измерения КТР в зависимости от температуры и её скорости для полимерных материалов.

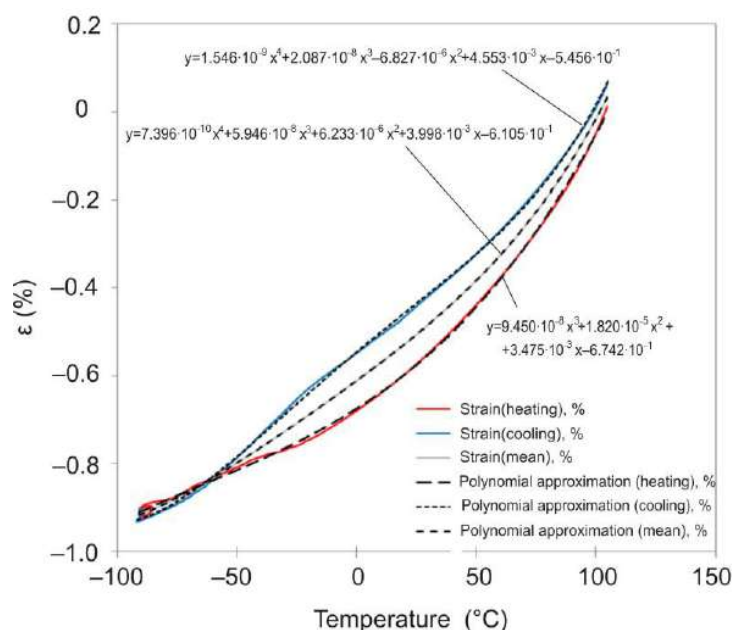


Рисунок 4.22 – Зависимость температурной деформации полимера ЕРО-ТЕК 330 от температуры; синим и красным цветом – охлаждение/нагрев 2 °С/мин; пунктир – степенные аппроксимации данных при нагреве, охлаждении и для осредненных значений

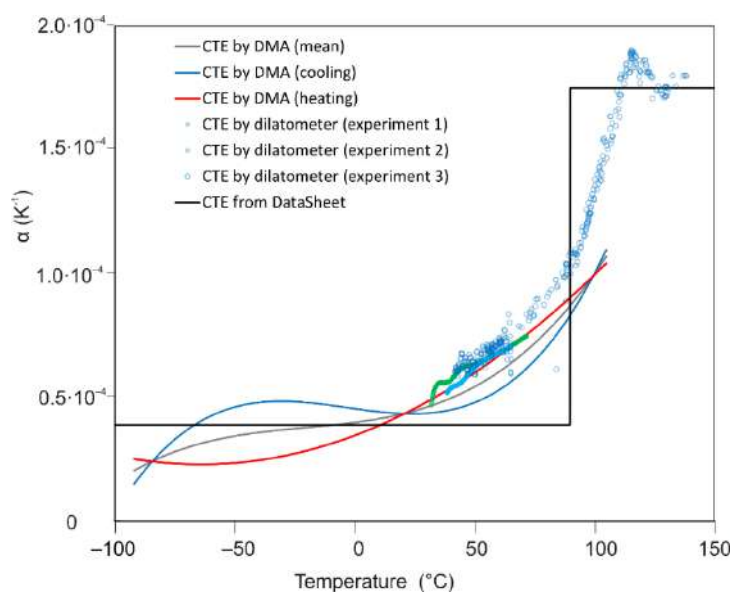


Рисунок 4.23 – Сравнение данных по КТР полимера ЕРОТЕК 330, полученных на ДМА ТА Q800, дилатометре ТА DIL 802 и от производителя [4]

#### **4.2.6 Влияние температурной деформации оснастки DMA**

Практика использования ДМА для измерения температурных деформаций пленок и пластинок показала, что необходимо учитывать деформирование оснастки для компенсации этих эффектов в получаемых экспериментальных данных.

Для оценки погрешностей, вносимых температурной деформацией оснастки, были выполнены эксперименты на образцах в виде пластинок из чистого кварцевого стекла с характерными размерами: ширина 3.01 мм, толщина 0.558 мм и длина от 4.18 до 22 мм. Чистое кварцевое стекло обладает одним из самых низких коэффициентов температурного расширения в достаточно широком температурном диапазоне. Характерные значения КЛТР кварцевого стекла ( $\text{SiO}_2$ ) в рассматриваемом температурном диапазоне  $\alpha = 5 \cdot 10^{-7} \text{ K}^{-1}$  [84; 138]. Максимальная температурная деформация такого образца при изменении температуры в процессе эксперимента  $-80 \dots +140 \text{ }^\circ\text{C}$  составит всего  $\varepsilon_T = 10^{-4}$ , что на два порядка меньше наблюдаемых в эксперименте значений для образцов из полимеров. Таким образом, постановка эксперимента по программе, описанной выше (подраздел 4.2.3) для определения КТР, с образцами из кварцевого стекла с разной длиной базы позволит определить вклад в измеряемую в натурном исследовании температурную деформацию оснастки, которая выполнена из нержавеющей стали, обладает существенно большим, чем кварцевое стекло, коэффициентом термического расширения и дает при измерениях систематическую погрешность.

Дополнительная верификация метода может быть выполнена в натуральных экспериментах на образцах из пищевой алюминиевой фольги, так как данные по КЛТР алюминия хорошо известны и описаны в литературных источниках. Фольгу, как правило, изготавливают из первичного или технического алюминия марок А0, АД0, АД1 или из деформируемых сплавов АЖ1, АЖ0.8 и др., так как эти сплавы обладают высокой пластичностью. В

рассматриваемом в рамках эксперимента диапазоне изменения температур 50...150 °С КЛТР перечисленных выше марок алюминия составляет  $\alpha = (24...25.6) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [24; 99; 100].

В соответствии с работой А.И.Пеховича и В.М.Жидких [107] была выполнена оценка равномерности температурных полей для всех рассматриваемых образцов с учетом свойств материалов, характерных размеров образцов, при разных скоростях изменения температур. Оценочный расчет выполнялся для неограниченной пластины с учетом ее симметрии, линейного изменения температуры на поверхности и отсутствия теплового потока на плоскости симметрии. Расчеты показали, что для рассматриваемых образцов из алюминиевой фольги, пластин из чистого кварцевого стекла, полимеров DeSolite DS-2015 и 3471-152A отношение температуры в центре и на поверхности практически равно единице во всем диапазоне рассматриваемых температур при скоростях ее изменения 0...50 °С/мин.

Была выполнена серия натуральных экспериментов с образцами из чистого кварцевого стекла. Эксперименты повторяли программу измерений, описанную ранее, длина образцов подбиралась так, чтобы полученные данные можно было использовать для коррекции уже имеющихся результатов по полимерам. Полученные характерные кривые для образцов трех разных длин приведены на Рисунке 4.24.

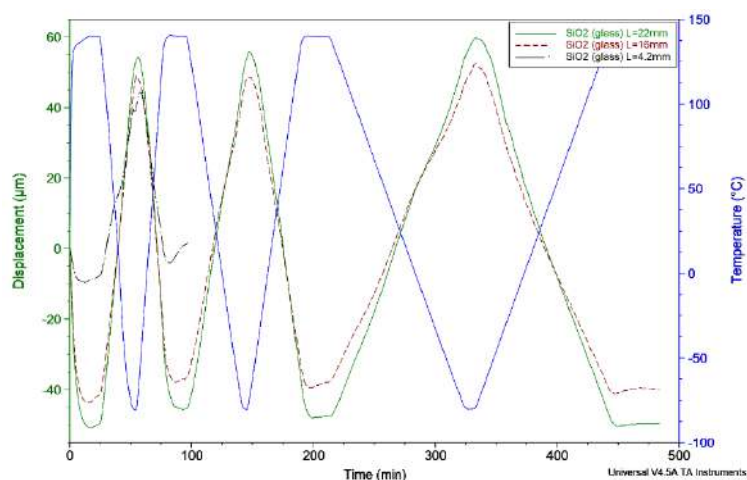


Рисунок 4.24 – Температурная деформация в натурном эксперименте с образцами из чистого кварцевого стекла разной длины: 22 мм (зеленый), 16 мм (красный), 4.2 мм (черный)

На Рисунке 4.25 отражены те же данные в координатах «перемещение-температура» для образца длиной 22 мм. Синим цветом обозначено охлаждение, красным – нагрев со скоростями 2, 5 и 10 °С/мин. В отличие от пленочных образцов (например, см. Рисунок 4.19) рост температуры сопровождается отрицательными перемещениями. При скорости изменения температуры 2 °С/мин кривые соответствующие нагреву и охлаждению достаточно близки друг к другу, однако с увеличением скорости изменения температуры разница становится существенной.

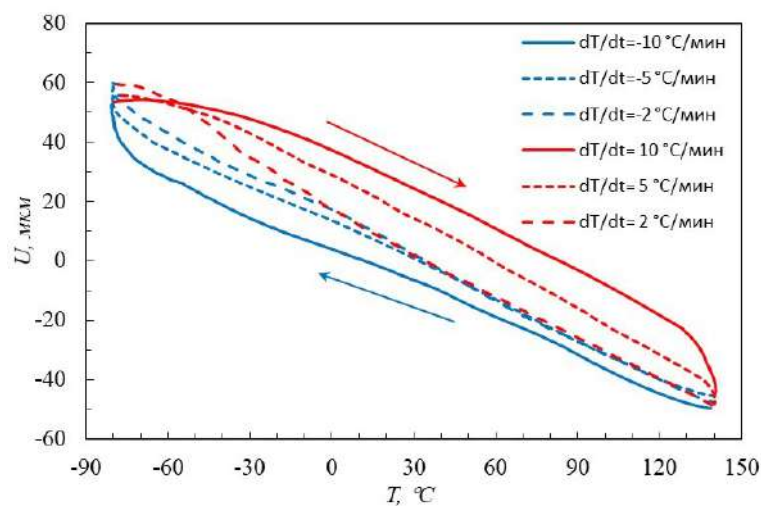


Рисунок 4.25 – Зависимость перемещений от температуры для образца из кварцевого стекла длиной 22 мм при разных скоростях охлаждения/нагрева



Рисунок 4.26 – Внешний вид оснастки для закрепления пленочных образцов

Как видно по конструкции оснастки (Рисунок 4.26), за счет разницы в высоте верхней траверсы и нижнего зажима при нагреве возникает разница их

температурных деформаций. Чем больше расстояние между зажимами, тем больше вклад в регистрируемые перемещения за счет этого фактора. Этот факт подтверждают данные, приведенные на Рисунке 4.24. Из сравнения перемещений для образцов разной длины видно, что для образца длиной 22 мм и 16 мм максимальная разница в перемещениях при изменении температуры от  $-80$  до  $140$  °C составила 19.38 мкм. Учитывая эти данные, можно оценить КЛТР материала траверсы. Полученное значение  $\alpha = 15.38 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  соответствует КЛТР ряда зарубежных и отечественных нержавеющей сталей  $\alpha = (15 - 17) \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [75; 100].

Анализ полученных экспериментальных данных (см. Рисунок 4.24) показывает, что увеличение температуры сопровождается отрицательными перемещениями. Объяснить наблюдаемый эффект можно, основываясь на особенностях конструкции оснастки (см. Рисунок 4.26), в условиях эксперимента с контролируемой силой, при большей деформации стационарно зафиксированной траверсы относительно меньшего по размерам нижнего подвижного плунжера, соблюдая заданные условия по постоянной силе натяжения образца, управляющий модуль DMA перемещает плунжер вверх вслед за деформирующейся траверсой. Именно на этом подвижном плунжере размещен оптический датчик перемещений.

Таким образом, полная деформация описанной системы  $\varepsilon_{\text{обр}}^0$ , фиксируемая в процессе эксперимента, состоит из суммы температурных деформаций образца  $\varepsilon_{\text{обр}}^T$  и оснастки  $\varepsilon_{\text{осн}}^T$  (4.2.1)

$$\varepsilon_{\text{обр}}^0 = \varepsilon_{\text{обр}}^T + \varepsilon_{\text{осн}}^T. \quad (4.2.1)$$

То же самое будет справедливо и для перемещений

$$u_{\text{обр}}^0 = u_{\text{обр}}^T + u_{\text{осн}}^T. \quad (4.2.2)$$

Зная КЛТР  $\text{SiO}_2$ , а следовательно, и температурную деформацию образцов из чистого кварцевого стекла, можно из натурального эксперимента



получить перемещение плунжера, обусловленное температурной деформацией оснастки (4.2.3):

$$\begin{aligned} u_{\text{SiO}_2}^0 &= u_{\text{SiO}_2}^T + u_{\text{осн}}^T; \\ u_{\text{осн}}^T &= u_{\text{SiO}_2}^0 - u_{\text{SiO}_2}^T, \end{aligned} \quad (4.2.3)$$

где  $u_{\text{осн}}^T$  – перемещение плунжера;  $u_{\text{SiO}_2}^0$  – перемещения, фиксируемые в процессе натурального эксперимента на образцах из кварцевого стекла;  $u_{\text{SiO}_2}^T$  – перемещения, рассчитанные по известным данным КЛТР для плавленого кремнезема.

Выразив из (4.2.2)  $u_{\text{обр}}^T$  и подставляя (4.2.3) в (4.2.4), получим выражение для определения перемещений исследуемого образца, обусловленных его температурной деформацией, с учетом компенсации деформирования оснастки (4.2.5):

$$u_{\text{обр}}^T = u_{\text{обр}}^0 - u_{\text{осн}}^T; \quad (4.2.4)$$

$$u_{\text{обр}}^T = u_{\text{обр}}^0 - u_{\text{SiO}_2}^0 + u_{\text{SiO}_2}^T. \quad (4.2.5)$$

Таким образом, учет поправки увеличит абсолютные значения перемещений и деформаций, полученных в подразд. 4.2.3. Более того, кривые, соответствующие нагреву и охлаждению, будут сильнее разнесены друг от друга по оси абсцисс.

Для верификации описанного метода компенсации были выполнены эксперименты на образцах из пищевой алюминиевой фольги и кварцевого стекла одинаковой длины, в одних и тех же условиях. Образцы из алюминиевой фольги имели характерные размеры: длина 15...19 мм, ширина 6.25 мм, толщина 7...7.5 мкм. Образцы из кварцевого стекла шириной 3.01 мм, толщиной 0.558 мм, длину образца регулировали в соответствии с длиной образца из алюминиевой фольги от 15 до 19 мм.

Все образцы нагревали со скоростью 5 °С/мин с температуры 50 до 150 °С и охлаждали естественным способом до 50 °С. По аналогичной

программе повторяли эксперимент на образце из кварцевого стекла той же длины, для того чтобы получить эталонную кривую, для компенсации температурной деформации оснастки. На Рисунке 4.27 приведены характерные зависимости температуры, перемещений для образцов из алюминиевой фольги  $u_{Al}^0(t)$  и из кварцевого стекла  $u_{SiO_2}^0(t)$  от времени, и полученная с учетом компенсации кривая  $u_{Al}^T(t) = u_{Al}^0(t) - u_{SiO_2}^0(t) + u_{SiO_2}^T(t)$ .

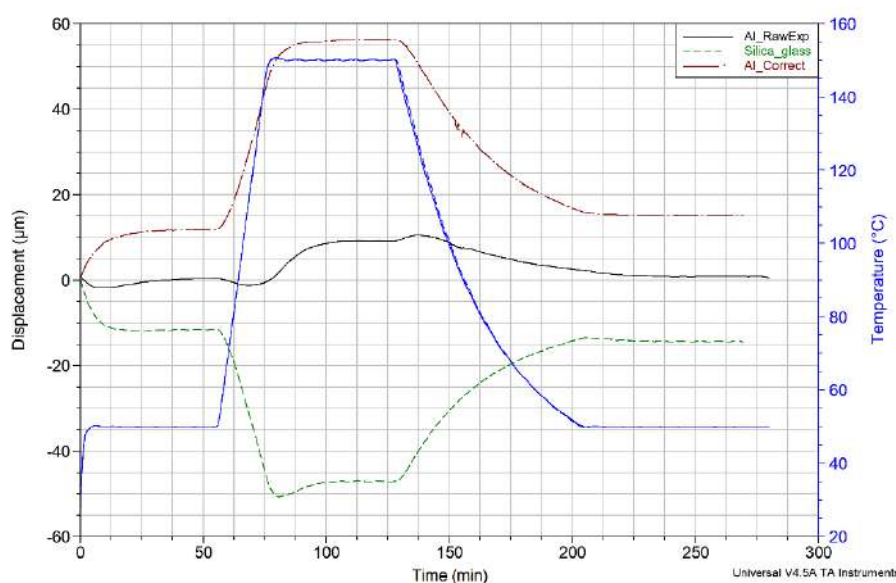


Рисунок 4.27 – Коррекция температурной деформации образца из алюминиевой фольги с учетом данных деформирования оснастки, полученных в эксперименте на образцах из кварцевого стекла; перемещения в экспериментах:  $u_{Al}^0(t)$  – алюминиевая фольга (черный);  $u_{SiO_2}^0(t)$  – кварцевое стекло (зеленый);  $u_{Al}^T(t)$  – алюминиевая фольга с учетом коррекции (красный)

Среднее значение рассчитанного по трем парам образцов КЛТР алюминиевой фольги было определено как  $\alpha = 25.85 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , что хорошо соответствуют известным литературным источникам [24; 99; 100].

Для того чтобы уточнить данные по полимерам, рассмотренным в подразд. 4.2.3, был выполнен эксперимент на образцах из пластинок кварцевого стекла по тем же программам и на той же длине образцов. Результат для EPO-ТЕК 330 и DeSolite DS2015 приведен на Рисунках 4.28 и 4.29 соответственно.

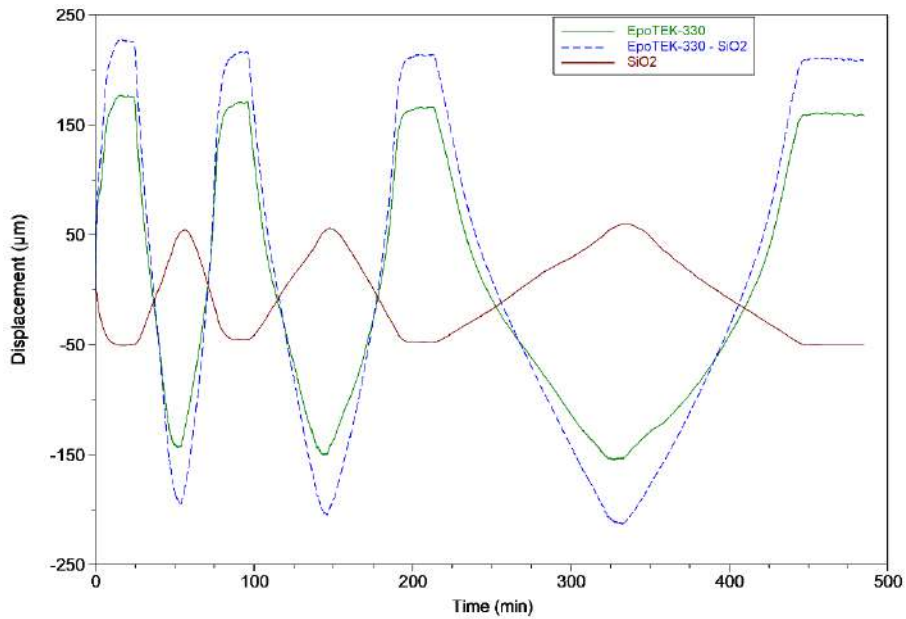


Рисунок 4.28 – Коррекция температурной деформации образца из полимера EpoTEK-330 с учетом данных деформирования оснастки, полученных в эксперименте на образцах из кварцевого стекла

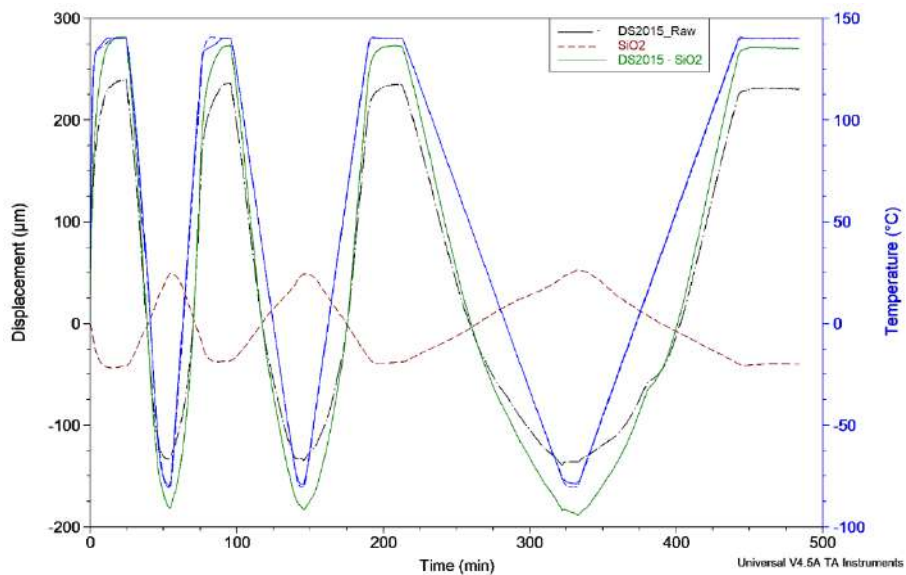


Рисунок 4.29 – Коррекция температурной деформации образца из полимера DeSolite DS2015 с учетом данных деформирования оснастки, полученных в эксперименте на образцах из кварцевого стекла

В результате были получены температурные зависимости коэффициента температурного расширения исследуемых полимеров с учетом деформации оснастки. На Рисунке 4.30 приведены данные Рисунка 4.23, дополненные полученными зависимостями для эпоксидной смолы EPO-TEK 330.

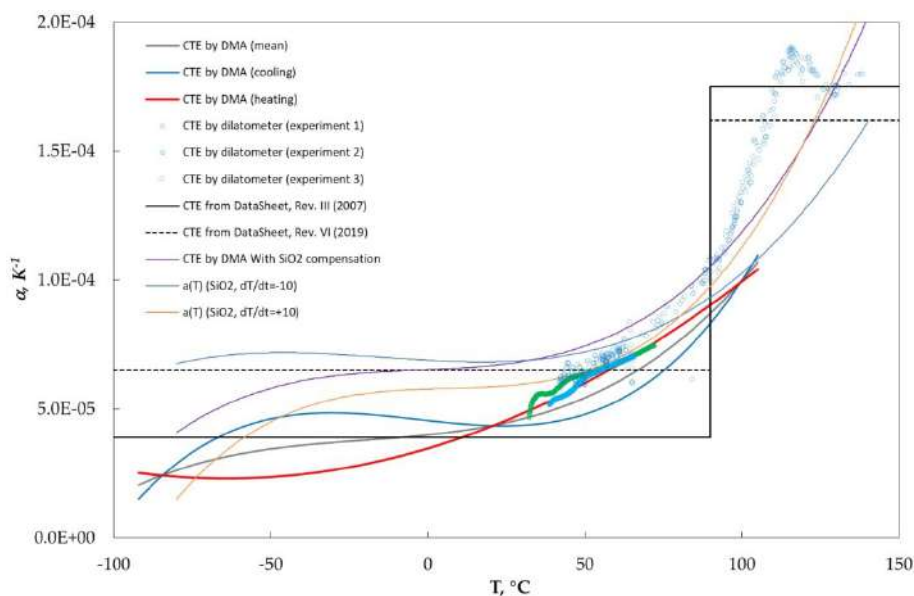


Рисунок 4.30 – Сравнение данных по КТР полимера EPOTEK 330, полученных на ДМА TA Q800, дилатометре TA DIL 802 и от производителя

Как видно, среднее значение коэффициента температурного расширения стало больше, однако оно находится в пределах, обозначенных производителем значений, и удовлетворительно согласуется с данными, полученными для этого полимера на дилатометре.

#### 4.2.7 Выводы

В результате выполненного исследования предложен подход к исследованию деформационного отклика пленочных образцов из полимерных стеклующихся материалов на температурное воздействие в различных режимах. Преимущества разработанного подхода в значительной степени обусловлены тем, что в качестве образцов использованы тонкие пленки, в которых удастся сформировать достаточно однородное температурное поле в широком диапазоне скоростей изменения температуры. Для реализации этого подхода использован динамо-механический анализатор ДМА TA Q800.

Результаты экспериментов, проведенных в соответствии с разработанным подходом, позволили установить следующее:

- коэффициент линейного температурного расширения существенно зависит не только от температуры, но и от скорости изменения температуры;

- деформационный отклик полимера на температуру в процессе нагрева и охлаждения при одинаковой по абсолютной величине скорости изменения температуры существенно различается; это отличие усиливается с ростом скорости изменения температуры;
- при циклическом изменении температуры материала формируется остаточная деформация, обусловленная различием деформационного отклика полимера на изменение температуры в процессе нагрева и охлаждения.

Для ряда полимерных материалов впервые установлены зависимости КТР от температуры и скорости ее изменения. Полученные аналитические закономерности могут быть использованы при математическом моделировании термомеханических процессов, возникающих при эксплуатации изделий из соответствующих полимерных материалов.

Сформулирована методика постановки натуральных экспериментов и предложены рекомендации для измерения коэффициента температурного расширения пленочных образцов, определения функциональной зависимости КТР от температуры и скорости ее изменения.

Рекомендации.

1. При измерении использовать максимально возможную длину образцов, так как увеличение измеряемой базы повышает точность измерений.
2. В наиболее распространенных расчетных пакетах, таких, например, как ANSYS, Comsol, Abaqus и др., для учета в численных расчетах КТР зависящего от температуры, можно использовать аналитическое выражение, описывающее закон изменения деформации от температуры  $\varepsilon_T(T) = f(T)$ . Таким образом, полученные зависимости деформации от температуры хорошо ложатся в расчетные схемы без необходимости дифференцирования полученных результатов по температуре. Для корректного использования описанных функциональных зависимостей

необходимо ввести в  $f(T)$  добавку, обеспечивающую равенство  $\varepsilon_T(T_0) = 0$  при температуре отсчета температурной деформации.

### 4.3 Идентификация вязкоупругих характеристик УФ-полимеров

Как было показано ранее, в используемых полимерах защитно-упрочняющего покрытия в эксплуатационном температурном диапазоне происходят релаксационные переходы (см. Рисунок 4.4). Для корректного описания термомеханического отклика таких материалов на внешние термосиловые воздействия необходимо применять модели линейной или нелинейной вязкоупругости. В связи с этим было принято решение исследовать вязкоупругое поведение этих материалов.

#### 4.3.1 Оборудование

Исследование физико-механических свойств ЗУП (DeSolite 3471-1-152A и DeSolite DS-2015 и др.) были выполнены на динамическом механическом анализаторе TA Instruments DMA Q800 с системой охлаждения жидким азотом GCA (см. Рисунок 4.7).

Установка позволяет производить автоматическое измерение прикладываемых усилий и перемещений, возникающих при растяжении, сжатии или изгибе образца под действием разного уровня нагрузок и температур. Диапазон измеряемых линейных перемещений составляет до 10000 мкм, точность измерения оптическим элементом 1 нм, контролируемая нагрузка может задаваться в диапазоне от 0.001 до 18 Н. DMA Q800 с системой охлаждения жидким азотом GCA позволяет программно задавать нагрев и охлаждение образцов в диапазоне температур от  $-150$  до  $+600$  °С. Для охлаждения используется холодный газообразный азот, получающийся при испарении жидкого азота из 50 л сосуда Дьюара при его контролируемом нагревании. Высокие температуры обеспечиваются за счет электрических нагревательных элементов в термокамере, в которой размещена оснастка и

закрепляется образец. Скорость нагрева может быть задана в пределах от 0.1 до 20 °С/мин. Скорость охлаждения от 0.1 до 10 °С/мин и более (Рисунок 4.31).

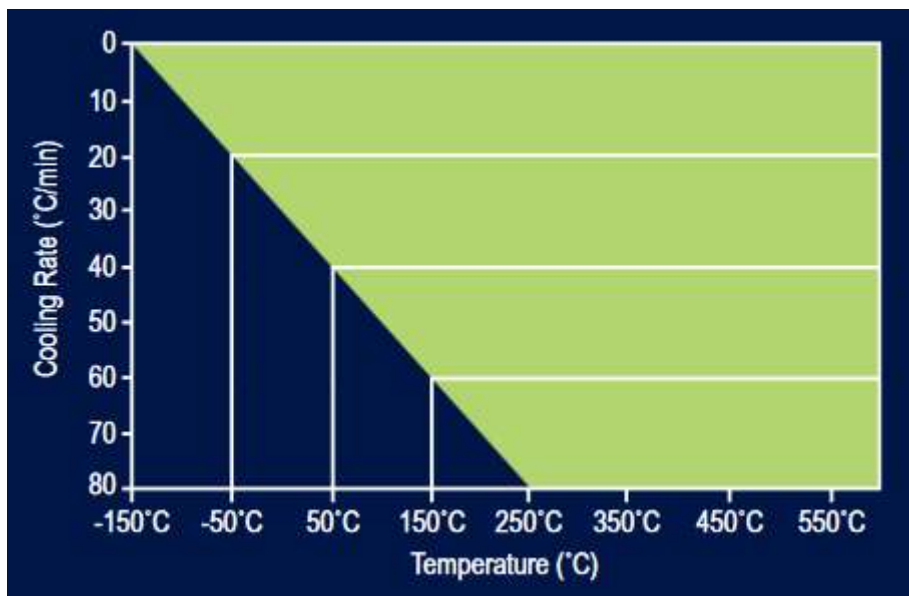


Рисунок 4.31 – Возможные скорости контролируемого охлаждения на DMA Q800

#### 4.3.2 Пробоподготовка

Образцы были изготовлены в нескольких вариантах исполнения. Исходными материалами являлись фотополимеры (в жидком, несвязанном состоянии) DeSolite DS-2015 и DeSolite 3471-1-152A. Предварительно, перед разливкой в формы, полимер разогревался в печи до температуры 35...40 °С для уменьшения вязкости, затем после разливки в формы образцы полимеризовались под действием ультрафиолетового излучения с экспозицией не менее 1 Дж/см<sup>2</sup>. Полученные заготовки выдерживались несколько суток при комнатной температуре, затем помещались в термокамеру DMA Q800 и выдерживались 2 часа при температуре 80 °С (DeSolite 3471-1-152A) и 110 °С (DeSolite DS-2015) для снятия остаточных напряжений, после чего за несколько часов естественным образом охлаждались в закрытой термокамере до комнатной температуры.

Кроме того, были изготовлены образцы в виде пленок из полимера DeSolite 3471-1-152A по приведенной ниже методике. Полимеризацию образцов производили УФ лампой ДРТ-400. Рабочую площадку размещали так, чтобы обеспечить интенсивность излучения на поверхности образца не

менее  $5 \text{ мВт/см}^2$ . Интенсивность излучения измеряли с помощью люксметра-УФ-радиометра ТКА-01/3. Предварительно выполняли следующие подготовительные работы: на подложку из полиэтилентерефталатной пленки наносили 1–2 капли вспомогательного вещества ОП-7 и растирали его хлопчатобумажной тканью таким образом, чтобы на поверхности пленок остался тончайший слой вещества. Затем небольшое количество композиции наносили на обработанную подложку, накрывали другим слоем пленки и прижимали грузом для распределения жидкой композиции тонким слоем толщиной  $0.05 \dots 0.2 \text{ мм}$ . После удаления груза заготовку вносили в зону облучения на 5 мин, затем полиэтилентерефталатную пленку удаляли с отвержденного полимера. Для изготовления образцов в форме пластинок и цилиндров были использованы формы из фторопласта.

Таким образом, для проведения экспериментов были подготовлены образцы трех типов: пленки (см. Рисунок 4.6), пластинки (см. Рисунок 4.32) и цилиндры (см. Рисунок 4.13), которые испытывались на одноосное сжатие и растяжение с применением соответствующей оснастки для DMA Q800.

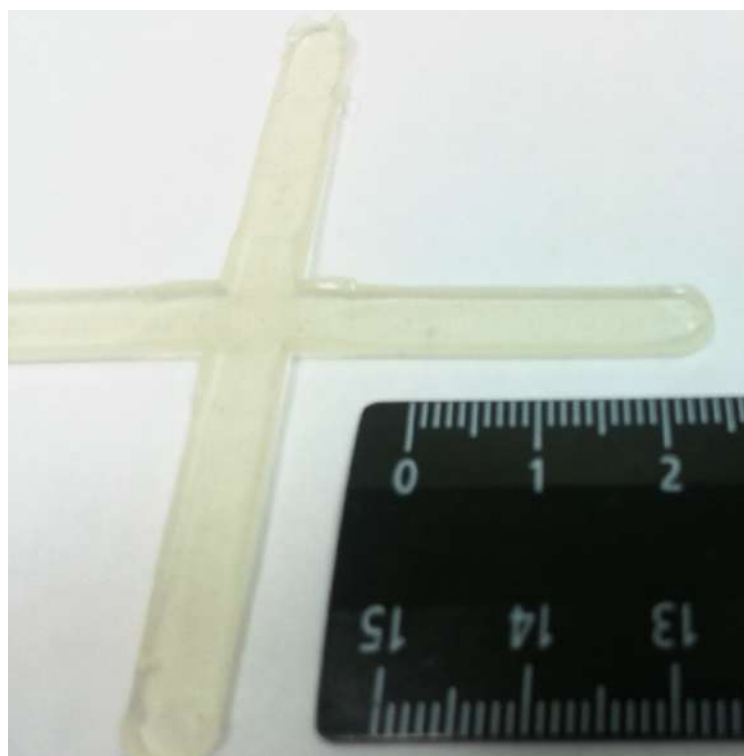


Рисунок 4.32 – Образцы в виде пластинок с характерной толщиной около 1 мм



Из заготовок в форме «крестов» вырезалась средняя часть тех лучей, которые имели равномерную по длине ширину и толщину. Из пленок и пластинок вырубным прессом (см. Рисунок 4.5) формировались образцы шириной 6.25 мм.

### ***4.3.3 Постановка натурального эксперимента***

Исследуемые полимеры при комнатной температуре находятся в разных релаксационных состояниях: DeSolite 3471-1-152A – в высокоэластичном, DeSolite DS-2015 – в застеклованном. В рассматриваемом диапазоне изменения температуры в полимерах ЗУП происходят релаксационные переходы. DeSolite 3471-1-152A из высокоэластичного состояния переходит в застеклованное при температурах, близких к нижней границе диапазона. В документации производителя [2] указано, что стеклование происходит при температурах от  $-54$  до  $-65$  °С. Установочные эксперименты также показали, что диапазон температур, в котором происходит релаксационный переход распространяется ниже  $-60$  °С (см. Рисунок 4.4), поэтому с целью более полного описания вязкоупругих характеристик исследуемый диапазон был расширен в области отрицательных температур до  $-80$  °С, а в некоторых экспериментах образцы охлаждались ниже  $-105$  °С (см. Рисунок 4.3).

Внешнее ЗУП DeSolite DS-2015 начинает расстекловываться в верхней части исследуемого диапазона, производитель указывает на температуры релаксационного перехода в интервале  $40-80$  °С [3]. Однако, используемый в документации критерий, определяющий область релаксационного перехода по изменению модуля накопления от 1000 до 100 МПа, как и в ситуации с DeSolite 3471-1-152A, дает лишь приблизительную оценку ширины температурного диапазона, в котором происходит изменение релаксационного состояния материала. По результатам предварительных установочных экспериментов (см. Рисунок 4.4) было определено, что интервал исследуемых температур для вторичного ЗУПа необходимо расширить до  $110$  °С.

Расширение исследуемого температурного интервала в обоих случаях

необходимо для того, чтобы был охвачен весь диапазон релаксационного перехода, что позволит корректно определить значения длительного и мгновенного модулей упругости и, как следствие, адекватно описать вязкоупругое поведения материала.

#### **4.3.4 Определение температур стеклования**

Процесс стеклования/расстекловывания протекает в интервале температур и сопровождается резким изменением ряда физических свойств материала (теплоемкость, теплопроводность, вязкость, сжимаемость и т.д.), релаксационный переход может характеризоваться изменением характера деформирования образца. Понятие «температура стеклования» является в значительной мере формальным термином, введенным для удобства сравнения материалов, более того, ее значение не является материальной константой, как температура фазового перехода (плавления, кристаллизации и т.д.), и зависит от кинематических характеристик нагружения. Например, на Рисунках 4.33, 4.34 приведены кривые  $E'$ ,  $E''$  и  $\text{tg } \delta$  для двух вариантов скоростей изменения температуры ( $\pm 2^\circ\text{C}/\text{мин}$ ), видно, что при нагреве кривые смещаются вправо по температурной оси, а при охлаждении влево. В соответствии с ГОСТом [53] температуру стеклования принято определять, как точку перегиба на кривой модуля упругости  $E'$  в области релаксационного перехода. В различных отраслях науки и техники температуру стеклования также определяют по пикам на кривой модуля потерь  $E''$  и тангенса угла механических потерь  $\text{tg } \delta$ . При измерении реологических свойств материалов за  $T_g$  принимается величина, при которой вязкость  $\eta = 10^{12}$  Па·с. В диэлектрической спектроскопии за  $T_g$  принимают температуру, при которой время релаксации составляет 100 с. Как правило, разным критериям оценки соответствуют разные значения температуры стеклования. Использование нескольких критериев позволяет оценить ширину интервала температур, в котором происходит релаксационный переход, что также полезно для понимания происходящих процессов в полимере.

Определение температур стеклования материалов ЗУП и ширины релаксационного перехода было выполнено методом измерения динамических механических свойств при линейном сканировании в режиме нагрева в соответствии с ГОСТ [52; 53]. Результаты экспериментов приведены на Рисунках 4.33, 4.34. На графиках отмечены температуры стеклования, определенные по некоторым перечисленным выше критериям, как для режима нагрева, так и охлаждения.

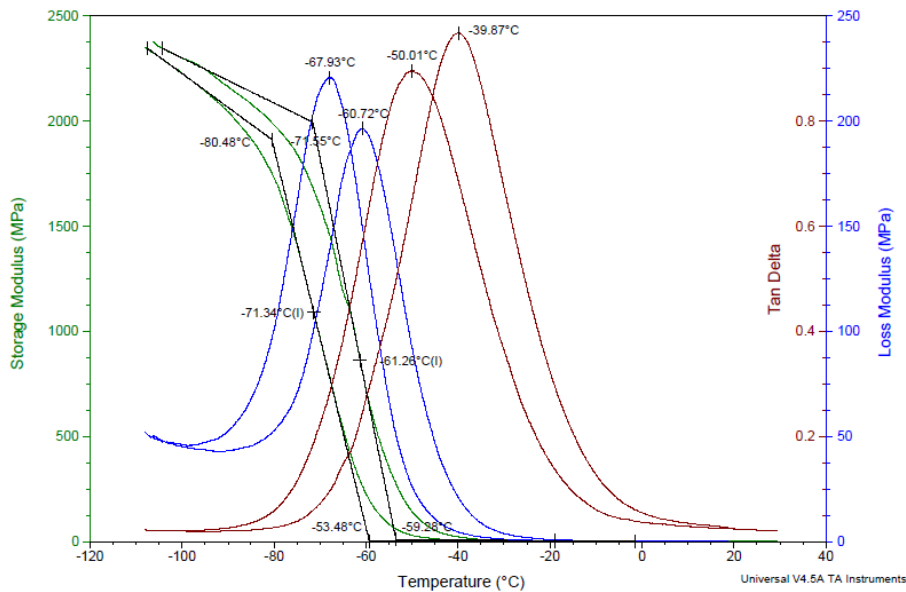


Рисунок 4.33 – Экспериментальные зависимости динамического модуля упругости, модуля потерь и тангенса угла механических потерь  $\text{tg } \delta$  от температуры для DeSolite 3471-1-152A при частоте 1 Гц, скорость охлаждения и нагрева  $2^\circ\text{C}/\text{мин}$

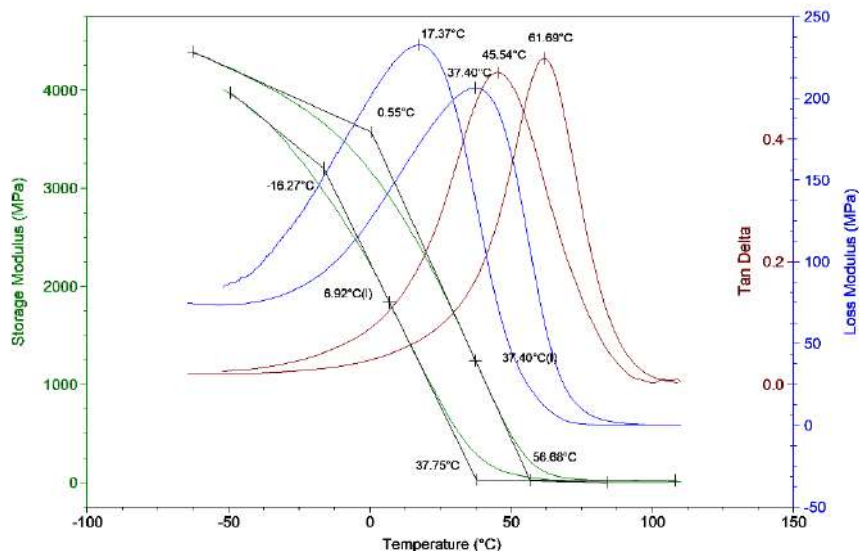


Рисунок 4.34 – Экспериментальные зависимости динамического модуля упругости, модуля потерь и тангенса угла механических потерь  $\text{tg } \delta$  от температуры для DeSolite DS-2015 при частоте 1 Гц, скорость охлаждения и нагрева  $2^\circ\text{C}/\text{мин}$

### ***4.3.5 Вязкоупругие характеристики материалов ЗУП и их зависимость от температуры***

Известно, что вязкоупругий отклик полимеров на деформирование зависит от температуры и истории нагружения [19; 20], поэтому для идентификации их свойств проводят натурные эксперименты, обеспечивающие различные режимы деформирования [17]. Один из вариантов подобных испытаний заключается в кинематическом воздействии на полимер в соответствии с заданной программой. В рамках исследования на динамомеханическом анализаторе DMA Q800 был реализован режим нагружения, при котором задавалась деформация образца, меняющаяся во времени по гармоническому закону  $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin \omega t$ , где  $\varepsilon_0$  – амплитуда,  $\omega$  – круговая частота ( $\omega = 2\pi\nu$ ,  $\nu$  – линейная частота). Серия экспериментов выполнялась в режиме одноосного растяжения образцов с частотой в диапазоне 1...25 Гц при разных значениях температуры. Величина  $\varepsilon_0$  была определена на основании серии установочных экспериментов, выполненных в соответствии с рекомендациями ГОСТ [52; 53] с целью оценки предела растягивающих деформаций в рамках линейной вязкоупругости. Для этого на образцах из рассматриваемых полимеров была выполнена серия экспериментов при температурах в границах исследуемого диапазона, в которых образцы в виде пленок и пластинок подвергались растяжению с частотой 1 Гц при увеличивающейся по амплитуде деформации. Характерная зависимость модуля упругости  $E'$  от амплитуды деформации приведена на Рисунке 4.35.

Анализ полученных зависимостей показал, что свойства полимеров ЗУП описываются теорией линейной вязкоупругости при растягивающих деформациях до 2%.

Установочные эксперименты также показали, что увеличение частоты воздействия при постоянной температуре приводит к увеличению динамического модуля упругости примерно на 1–2 порядка, а понижение температуры в границах рассматриваемого диапазона, в свою очередь, ведет к

изменению модуля на 3 порядка. При этом для DeSolite 3471-1-152A жесткость образцов в виде пластинок становилась такой, что усилия, развиваемого прибором, было недостаточно в области отрицательных температур; образцы из пленок, наоборот, в областях высоких температур оказывались слишком податливыми и не обеспечивали приемлемой точности измерения на всем рассматриваемом частотном диапазоне.

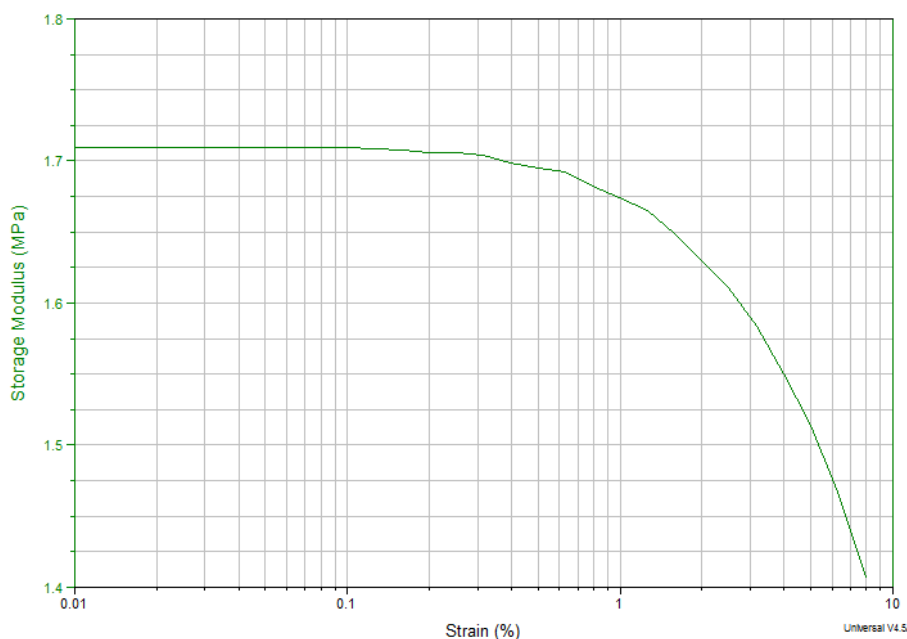


Рисунок 4.35 – Зависимость  $E'$  от амплитуды деформации для DeSolite 3471-1-152A при частоте  $\nu = 1$  Гц и температуре  $T=30$  °C

В связи с этим для сбора информации по свойствам материалов использовались разные по толщине и геометрии образцы: для температур в интервале от  $-20$  до  $+80$  °C были использованы пластинки с характерными размерами  $14 \times 6 \times 2$  мм, а в диапазоне от  $-80$  до  $-20$  °C пленки с характерными размерами  $10 \times 6.25 \times 0.1$  мм. Для полимера DeSolite DS-2015 на всем частотном и температурном диапазонах использовались образцы из пленок с характерными размерами  $10 \times 6.25 \times 0.05$  мм.

В результате проведенной серии экспериментов на динамическом механическом анализаторе DMA Q800 были получены дискретные зависимости модулей накопления и потерь от температуры и частоты для DeSolite 3471-1-152A (Рисунки 4.36, 4.37) и DS-2015 (Рисунки 4.38, 4.39).

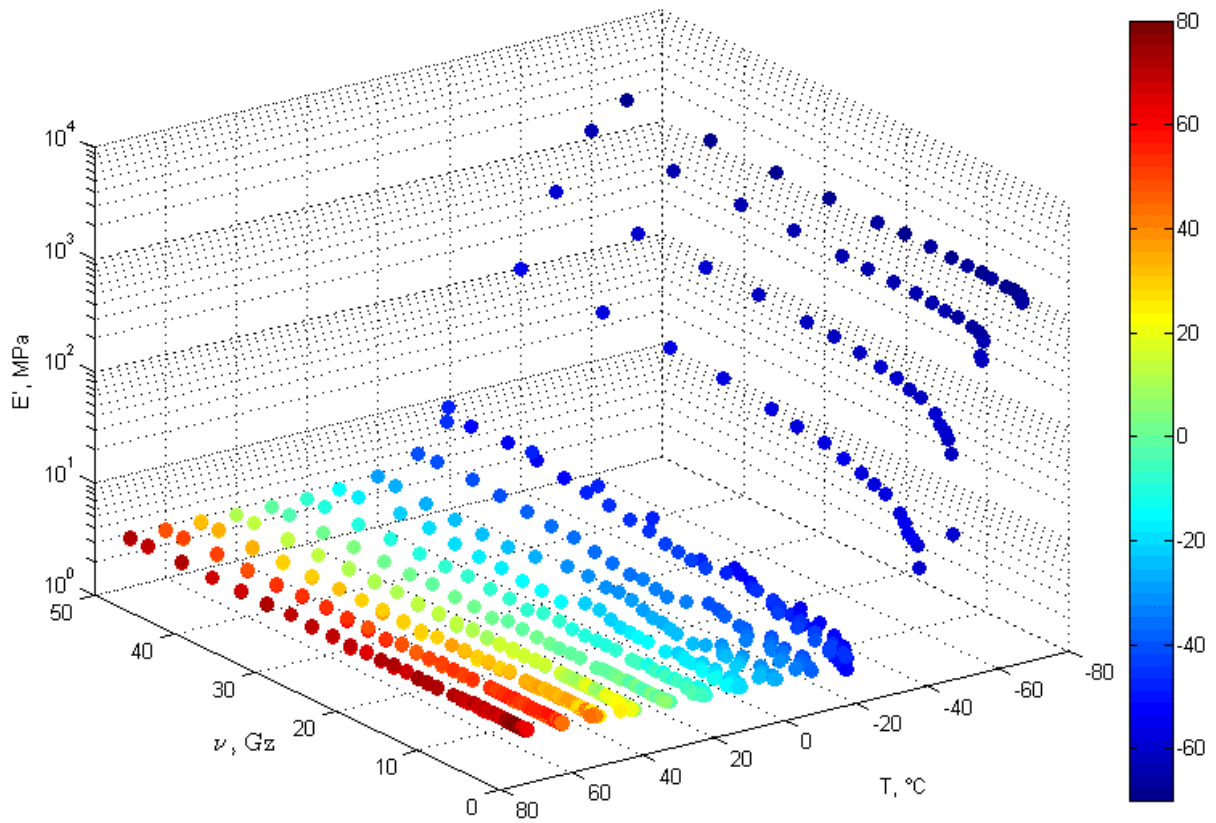


Рисунок 4.36 – Экспериментальные данные зависимости модуля накопления от частоты и температуры для DeSolite 3471-1-152A

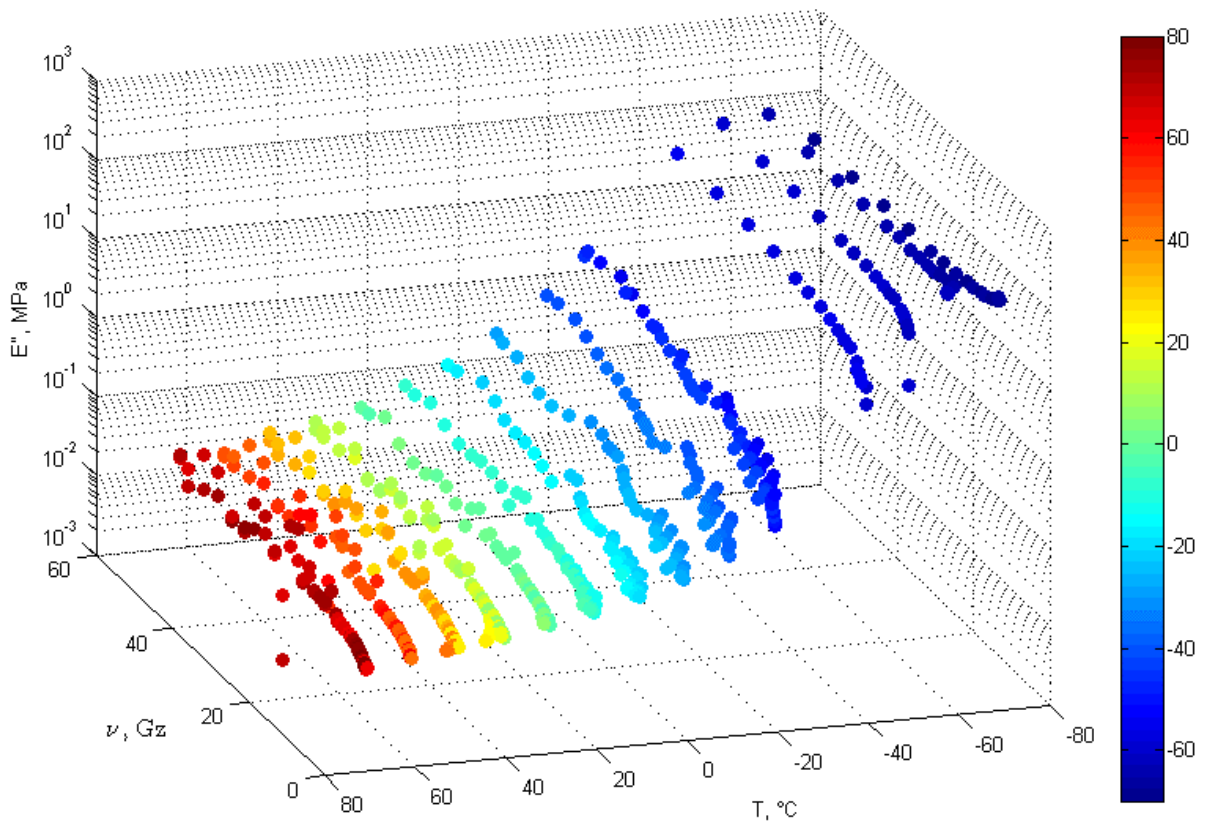


Рисунок 4.37 – Экспериментальные данные зависимости модуля потерь от частоты и температуры для DeSolite 3471-1-152A

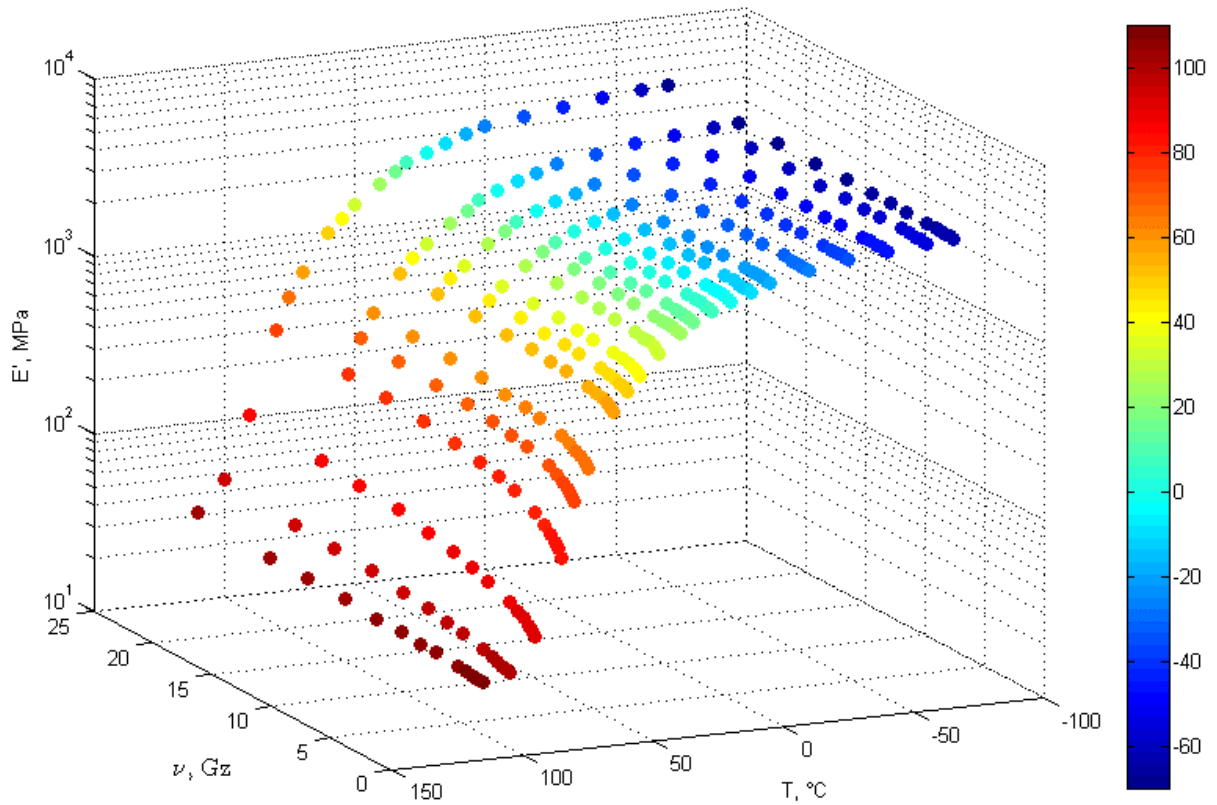


Рисунок 4.38 – Экспериментальные данные зависимости модуля накопления от частоты и температуры для DeSolite DS-2015

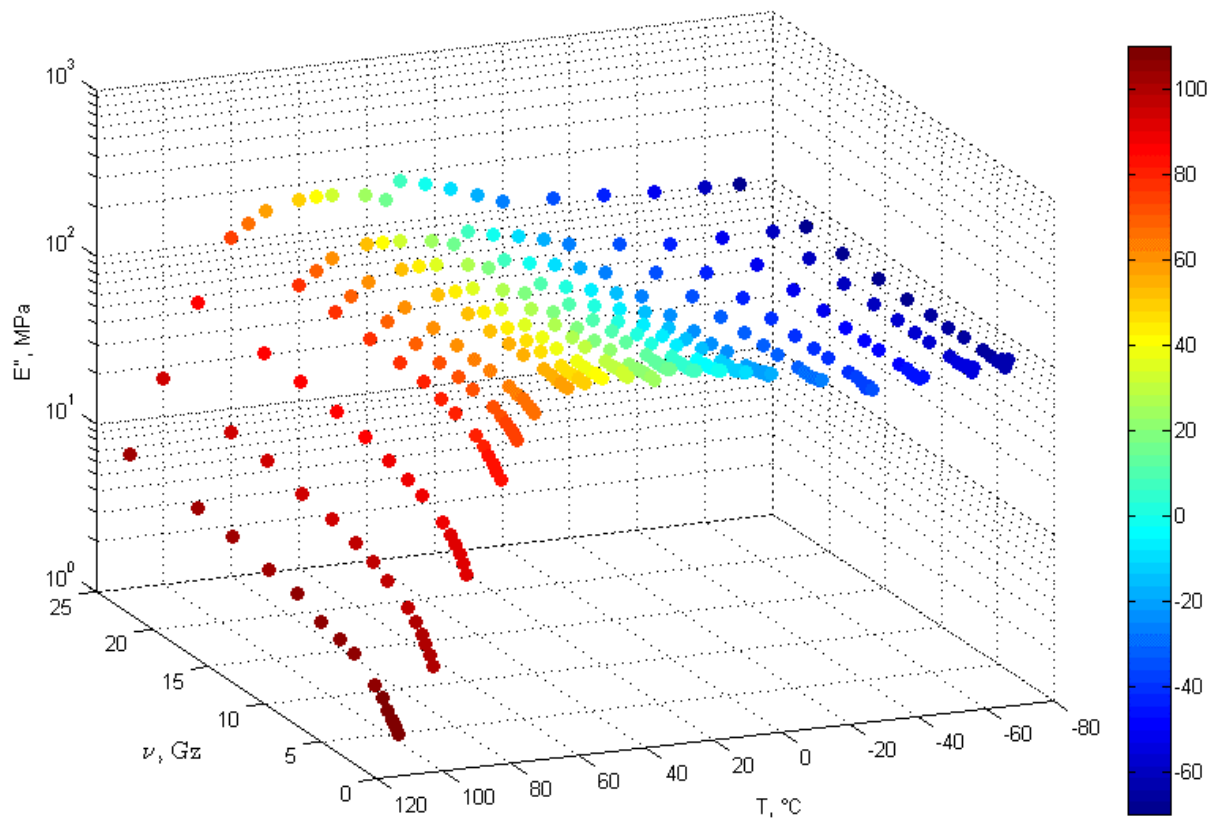


Рисунок 4.39 – Экспериментальные данные зависимости модуля потерь от частоты и температуры для DeSolite DS-2015

### 4.3.6 Обработка полученных данных

Для математического описания термомеханического поведения изделий из полимеров с учетом изменения температуры в заданном диапазоне и истории деформирования была выбрана обобщенная модель Максвелла, которая удачно реализована в большинстве программных продуктов конечно-элементных расчетов ввиду удобства ее реализации с аппроксимацией функций релаксации экспоненциальными рядами Прони [48; 171; 199; 296].

Определяющие соотношения для обобщенной модели Максвелла в интегральном виде с учетом гипотезы, что объемная релаксация в рассматриваемых материалах пренебрежимо мала, будут иметь вид [296]

$$\sigma = \int_0^t 2G(t-\tau) \frac{d\hat{e}}{d\tau} d\tau + B\Theta, \quad (4.3.1)$$

где  $\sigma$  – тензор напряжений;  $t$  и  $\tau$  – текущее и прошедшее время;  $\hat{e} = \hat{\varepsilon} - \Theta \hat{E}/3$  – девиатор тензора деформаций;  $\hat{E}$  – единичный тензор второго ранга;  $\Theta = \varepsilon_{kk}$  – объемная деформация;  $G(t)$  – функция сдвиговой релаксации материала, аппроксимацию которой запишем в виде суммы экспонент:

$$G = G_\infty + \sum_{i=1}^n G_i e^{-\frac{t}{\tau_i^G}}; \quad (4.3.2)$$

$$G = G_0 \left( \alpha_\infty^G + \sum_{i=1}^n \alpha_i^G e^{-\frac{t}{\tau_i^G}} \right), \quad (4.3.3)$$

где  $i$  – номер члена ряда Прони;  $\alpha_i^G = \frac{G_i}{G_0}$  – искомые константы аппроксимации;  $\tau_i$  – время релаксации;  $G_0$  – мгновенный модуль сдвига. Длительный модуль сдвига  $G_\infty$  и соответствующий ему коэффициент  $\alpha_\infty^G$  найдем из выражения (4.3.3) при  $t = 0$ :

$$G_0 = G_0 \left( \alpha_\infty^G + \sum_{i=1}^n \alpha_i^G \right); \quad (4.3.4)$$

$$\alpha_\infty^G = 1 - \sum_{i=1}^n \alpha_i^G. \quad (4.3.5)$$



Модули упругости (накопления) и потерь в рамках выбранной модели имеют следующее представление:

$$G' = \alpha_{\infty}^G + \sum_{i=1}^n \frac{\alpha_i^G (\tau_i^G \omega)^2}{1 + (\tau_i^G \omega)^2}; \quad (4.3.6)$$

$$G'' = \sum_{i=1}^n \frac{\alpha_i^G \tau_i^G \omega}{1 + (\tau_i^G \omega)^2}. \quad (4.3.7)$$

Для описания влияния температуры на вязкоупругое поведение материалов используем уравнение Вильямса-Ланделла-Ферри [149; 364], с помощью которого введем в выражения (4.3.6), (4.3.7) зависимость времени релаксации от температуры

$$\tau_i(T) = \frac{\tau_i(T_r)}{A(T, T_r)}; \quad (4.3.8)$$

$$\log A(T, T_r) = \frac{C_1(T - T_r)}{C_2 + (T - T_r)}, \quad (4.3.9)$$

где  $C_1, C_2$  – материальные константы;  $T_r$  – температура приведения.

Для отыскания констант  $C_1, C_2, \alpha_i^G$  методом Нелдера-Мида [294] решались задачи многокритериальной оптимизации, удовлетворяющие условию минимума невязки между экспериментальными и расчетными данными. Таким образом были получены аппроксимации дискретных зависимостей (Рисунки 4.36 – 4.39).

Для материала ЗУП DeSolite 3471-1-152А при выбранной температуре приведения  $T_r = -70^\circ\text{C}$  оптимальное решение было найдено при количестве членов ряда Прони  $i=18$ ,  $C_1=20.036$ ,  $C_2=32.666$ ;  $\alpha_i^G$  – приведены в Таблице 4.3.

Таблица 4.3 – Материальные константы обобщённой модели Максвелла для DeSolite 3471-1-152A

$i$	$\alpha_i^G$	$\tau_i$	$i$	$\alpha_i^G$	$\tau_i$	$i$	$\alpha_i^G$	$\tau_i$
1	3,14E-03	1,29E-04	16	2,80E-01	5,99E+02	31	4,43E-04	2,78E+09
2	2,83E-02	1,67E-03	17	3,23E-02	7,74E+03	32	1,06E-03	3,59E+10
3	1,57E-01	2,15E-02	18	3,24E-01	1,00E+05	33	2,07E-04	4,64E+11
4	6,38E-04	2,78E-01	19	2,81E-02	1,29E+06	34	8,22E-05	5,99E+12
5	3,03E-02	3,59E+00	20	6,21E-03	1,67E+07	35	3,84E-05	7,74E+13
6	6,28E-02	4,64E+01	21	4,36E-02	2,15E+08	36	2,30E-05	1,00E+15

Для материала ЗУП DeSolite DS-2015 при выбранной температуре приведения  $T_r = 0^\circ\text{C}$  оптимальное решение было найдено при количестве членов ряда Прони  $i=60$ ,  $C_1 = 40242.2827$ ,  $C_2 = 267448.888$ ,  $\alpha_i^G$  - приведены в Таблице 4.4.

Таблица 4.4 – Материальные константы обобщённой модели Максвелла для DeSolite DS-2015

$i$	$\alpha_i^G$	$\tau_i$	$i$	$\alpha_i^G$	$\tau_i$	$i$	$\alpha_i^G$	$\tau_i$	$i$	$\alpha_i^G$	$\tau_i$
1	4.86E-03	1.03E-23	16	3.35E-02	6.99E-21	31	2.08E-04	4.76E-13	46	3.38E-03	3.24E+00
2	1.29E-02	1.11E-23	17	2.98E-02	1.63E-20	32	4.45E-03	2.39E-12	47	1.04E-01	3.50E+01
3	3.59E-03	1.26E-23	18	3.73E-03	3.98E-20	33	7.41E-03	1.26E-11	48	1.49E-02	3.98E+02
4	2.10E-04	1.51E-23	19	1.01E-02	1.03E-19	34	2.21E-02	6.99E-11	49	3.46E-02	4.76E+03
5	4.25E-02	1.90E-23	20	2.34E-02	2.78E-19	35	3.33E-02	4.08E-10	50	3.49E-02	5.99E+04
6	2.73E-03	2.51E-23	21	6.15E-03	7.94E-19	36	2.87E-03	2.51E-09	51	3.28E-02	7.94E+05
7	5.56E-03	3.50E-23	22	9.26E-03	2.39E-18	37	2.04E-02	1.63E-08	52	3.62E-02	1.11E+07
8	2.64E-02	5.14E-23	23	2.94E-02	7.55E-18	38	7.08E-03	1.11E-07	53	3.50E-02	1.63E+08
9	5.99E-05	7.94E-23	24	5.20E-03	2.51E-17	39	2.68E-02	7.94E-07	54	3.37E-02	2.51E+09
10	7.64E-03	1.29E-22	25	2.28E-03	8.80E-17	40	6.81E-04	5.99E-06	55	1.42E-02	4.08E+10
11	1.74E-02	2.21E-22	26	4.68E-02	3.24E-16	41	1.31E-03	4.76E-05	56	7.62E-03	6.99E+11
12	5.14E-03	3.98E-22	27	3.96E-02	1.26E-15	42	6.85E-03	3.98E-04	57	1.86E-03	1.26E+13
13	8.18E-03	7.55E-22	28	2.22E-02	5.14E-15	43	5.09E-02	3.50E-03	58	1.11E-03	2.39E+14
14	1.24E-02	1.51E-21	29	2.10E-03	2.21E-14	44	6.82E-03	3.24E-02	59	3.26E-04	4.76E+15
15	3.28E-03	3.16E-21	30	1.39E-03	1.00E-13	45	3.36E-02	3.16E-01	60	5.48E-05	1.00E+17

Экспериментальные данные и их аппроксимация вида (4.3.6) с учетом найденных констант для DeSolite DS-2015 приведены на Рисунке 4.40.

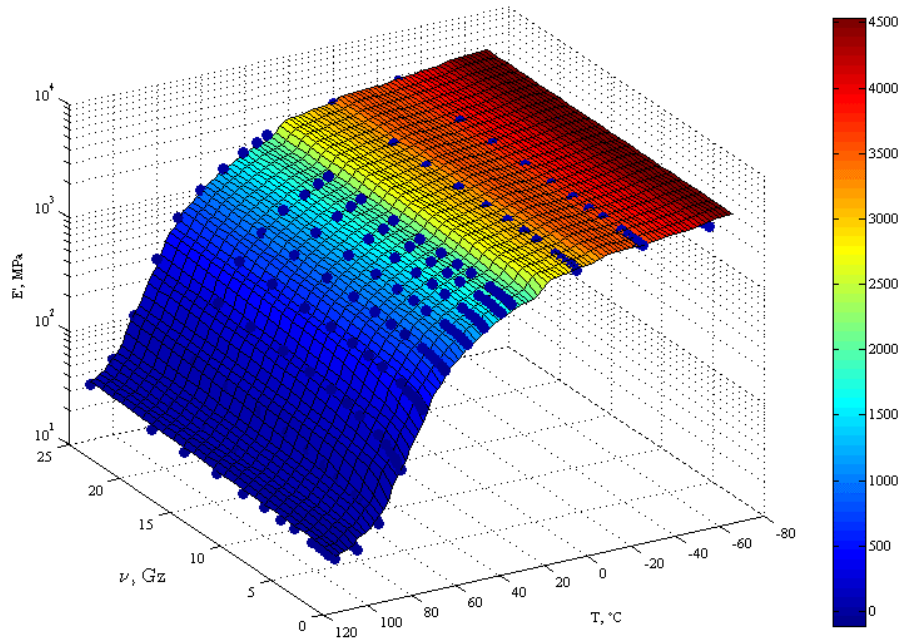


Рисунок 4.40 – Зависимость модуля накопления от частоты и температуры для DeSolite DS-2015

На основании принципа температурно-временной аналогии (ТВА) по полученным зависимостям  $E'$  и  $E''$  от частоты можно построить мастер-кривую [149; 358], описывающую поведение материала в широком диапазоне частот (времени). В соответствии с принципом ТВА существует связь между частотной (временной) и температурной зависимостью вязкоупругих свойств материала. Порядок обработки результатов механических испытаний проиллюстрирован на Рисунке 4.41, соответствующий результат с учетом определенных ранее констант приведен на Рисунке 4.42.

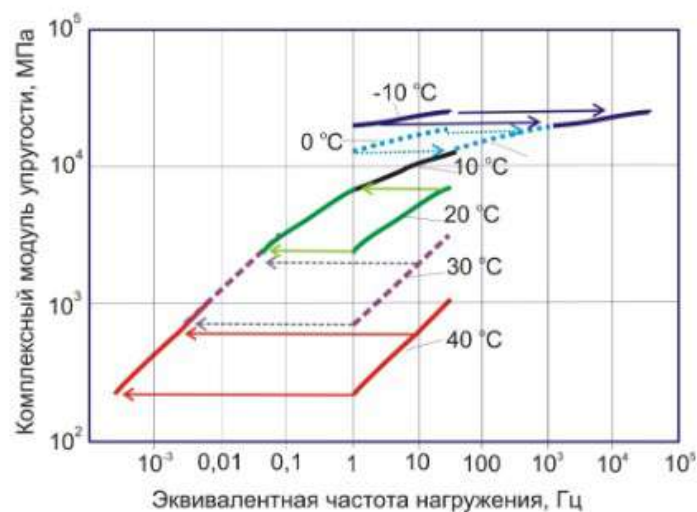


Рисунок 4.41 – Порядок обработки результатов серии экспериментов в частотном диапазоне 1–25 Гц при температурах –10, 0, 10, 20, 30 °C на основании принципа ТВА

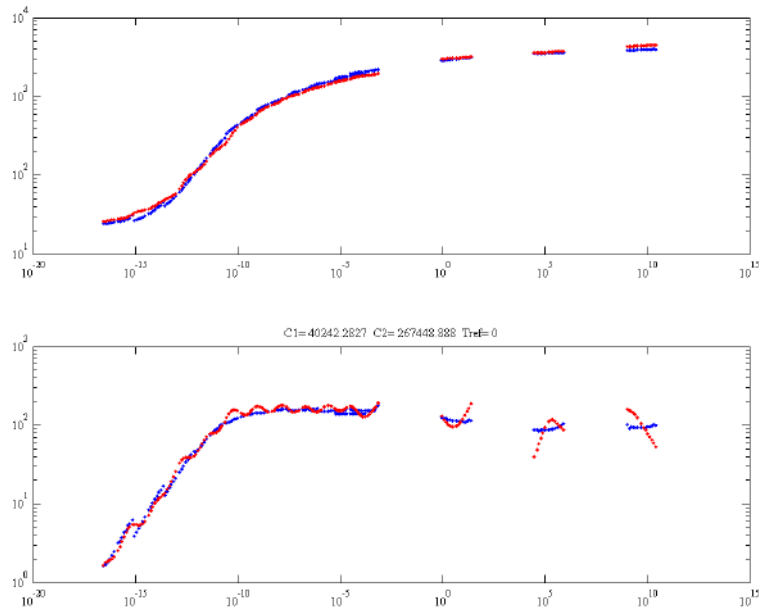


Рисунок 4.42 – Экспериментальные данные зависимости модуля потерь от частоты и температуры для DeSolite DS-2015 и их аппроксимация

Зависимость релаксационного перехода от частоты для DeSolite DS-2015 проиллюстрирована на Рисунке 4.43. Видно, что с увеличением частоты релаксационный переход сдвигается вправо по температурной шкале.

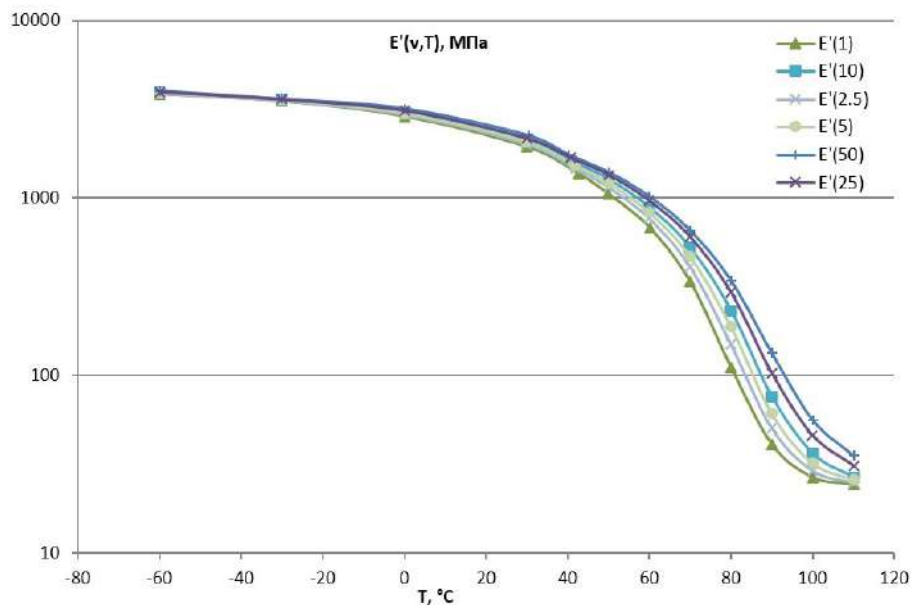


Рисунок 4.43 – Кривые зависимости  $E'$  температуры для DeSolite DS-2015, для частот  $\nu = 1, 2.5, 5, 10, 25, 50$  Гц

#### 4.3.7 Верификация определяющих соотношений

Для проверки полученных определяющих соотношений была выполнена серия натуральных экспериментов на ползучесть при постоянной нагрузке и разных значениях температуры (Рисунок 4.44). Полученные данные

были сопоставлены с результатами численного расчета и показали достаточно хорошее совпадение.

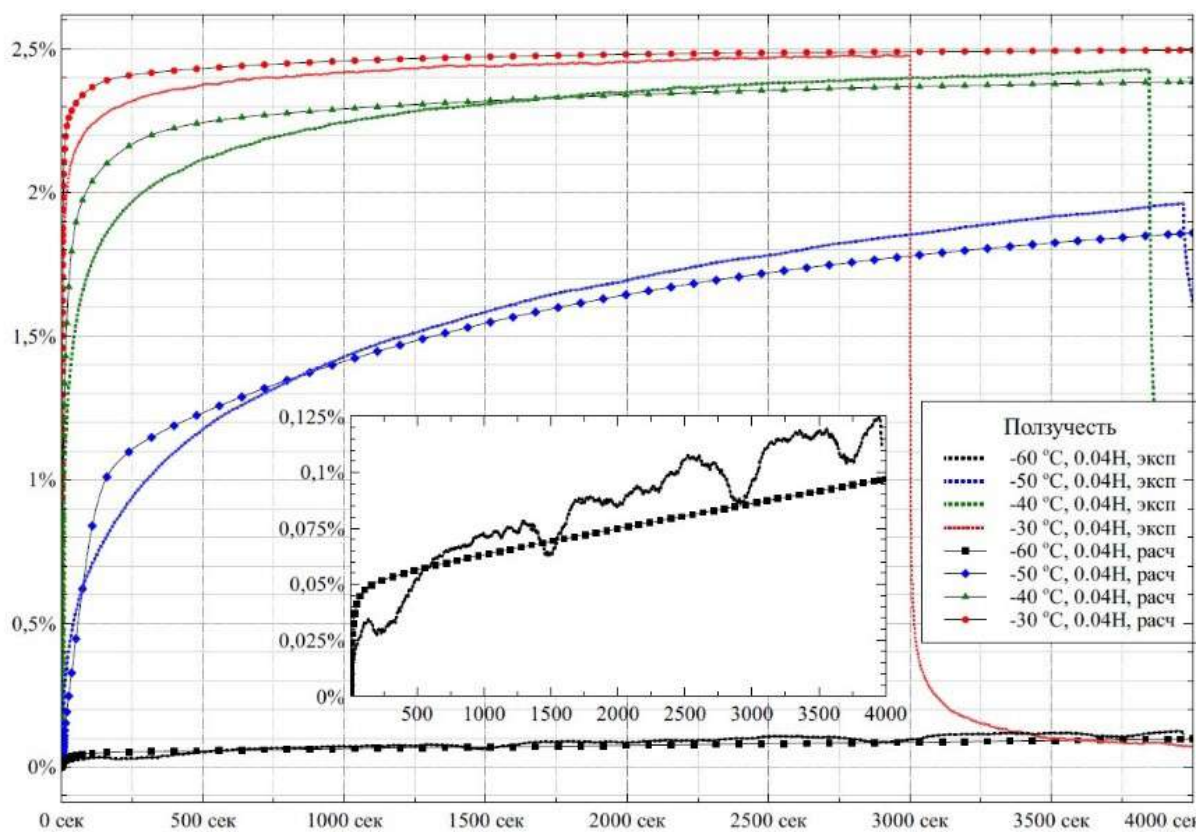


Рисунок 4.44 – Зависимости деформации от времени полученные в натурном эксперименте на ползучесть и в численном эксперименте (линии с маркерами).

#### 4.3.8 Выводы

В результате выполнения работы установлено, что в рассматриваемый интервал температур частично попадают релаксационные переходы в обоих слоях ЗУП. Для корректного описания поведения полимеров в эксплуатационном диапазоне от  $-60$  до  $+60$  °C натурные эксперименты были выполнены для расширенного диапазона температур от  $-110$  до  $+120$  °C, включающего релаксационные переходы. Полученные определяющие соотношения описывают термомеханическое поведение материалов покрытий в целевом диапазоне изменения температур, и их достоверность верифицирована экспериментами на ползучесть.

## **ГЛАВА 5. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ ЭФФЕКТОВ В СТЕКЛУЮЩИХСЯ МАТЕРИАЛАХ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ В ОПТОВОЛОКОННЫХ ПРИЛОЖЕНИЯХ**

### **5.1 Анализ современного состояния проблемы моделирования термомеханики оптических волокон**

В последние годы интенсивно разрабатываются волоконные световоды, способные сохранять состояние поляризации вводимого в него излучения, так называемые анизотропные одномодовые световоды, находящие широкое применение в волоконно-оптических датчиках различных физических величин [45; 54]. Анизотропное кварцевое оптическое волокно изготавливают по технологии высокотемпературной вытяжки из заготовки с последующим охлаждением [38; 180; 324]. В таком волокне за счет известных фотоупругих эффектов поддерживается поляризация светового сигнала в светопроводящей жиле. Для обеспечения этого в конструкцию волокна вводят специальные силовые элементы с отличным от остального материала коэффициентом термического расширения, за счет чего создается неоднородность поля внутренних напряжений. Напряженное состояние такого световода определяется совокупностью факторов, связанных со свойствами материалов и условиями технологических процессов: неоднородностью температурных полей при охлаждении после высокотемпературной обработки, несовместностью температурных деформаций неоднородно легированных элементов, терморелаксационными переходами (стеклование-размягчение), происходящими из-за неоднородного легирования в различных температурных диапазонах.

Общие вопросы теории и технологии производства специальных и традиционных оптических волокон, наиболее распространённые варианты применения их в промышленности приведены в монографиях [44; 54; 55; 69; 81; 98; 135; 158; 160; 285; 298; 301].

Основными материалами при изготовлении специальных оптических волокон являются чистые и легированные различными оксидами кварцевые стекла. На кварцевое волокно сразу после высокотемпературной вытяжки наносят защитно-упрочняющее покрытие (ЗУП), как правило, выполненное в несколько слоев из низко модульного полимера, играющего роль демпфера, снижающего воздействие сосредоточенных нагрузок и изгибов, и высоко модульного полимера, который решает задачу защиты волокна и внутреннего слоя от механических воздействий и внешней среды. Таким образом, внутренний слой ЗУП должен во всем диапазоне эксплуатационных температур находиться в высокоэластичном состоянии, а внешний слой в застеклованном. На практике же этого не всегда удается достичь, и в материалах анизотропных оптических волокон в процессе производственного цикла и последующей эксплуатации при разных температурах происходят релаксационные переходы. В конструктивных элементах анизотропных оптических волокон на этапах изготовления при охлаждении и различных вариантах термической обработки тоже происходят релаксационные переходы: из застеклованного в размягченное вязкотекучее состояние и наоборот.

Известно, что явление стеклования не сопровождается структурными превращениями (т.е. не является фазовым переходом) и связано со значительным изменением жесткости и релаксационного спектра материала [18; 19; 21; 87; 148].

Описанию механического поведения материалов в условиях релаксационного перехода посвящено значительное количество работ.

В работах Г.М.Бартенева [14; 16] для описания подобных эффектов предложена следующая модель формирования напряженного состояния изделия при охлаждении. Полагается, что в размягченном состоянии материал не сопротивляется нагрузке, а после затвердевания, которое происходит мгновенно, материал ведет себя линейно-упругим образом. В предложенной модели учитывается низкая вязкость стекла выше температуры стеклования и

ее резкое возрастание ниже температуры стеклования. Предполагается, что релаксация напряжений выше температуры стеклования происходит мгновенно, а ниже температуры стеклования релаксация напряжений невозможна. В работах показано, что для малых скоростей охлаждения предложенная модель согласуется с экспериментом.

В работе В.Л.Инденбома [72] рассматривается последовательное застывание слоев вязкого расплава на жесткой подложке из ранее затвердевших слоев. Для описания процесса формирования технологических напряжений в работе предлагается модель, основанная на теории Г.М.Бартенева. В модели предполагается, что в любом еще не затвердевшем слое имеет место лишь деформация течения, величина которой при прохождении слоя через температуры стеклования равна средней деформации всех затвердевших к этому времени слоев. А так как ниже температуры стеклования скорость релаксации предполагается малой, то величина деформации течения в дальнейшем считается неизменной. Данная модель согласуется с экспериментом в более широком диапазоне скоростей охлаждения, чем модель, предложенная Г.М.Бартеневым.

В работе О.Ю.Сметанникова, Н.А.Труфанова, И.Н.Шардакова [133] предлагаются определяющие соотношения термомеханического поведения полимерных материалов в условиях стеклования и размягчения, построенные в предположении упругого поведения материала как в застеклованном состоянии, так и в размягченном, при этом в процессе стеклования материал постепенно наращивает жесткость за счет введения дополнительных упругих элементов, моделирующих стеклование отдельных объемов материала, прошедших через температуру стеклования; полагается, что начальная деформация подобного элемента нулевая. Модель была ориентирована на сетчатые полимеры, переходящие при релаксационном переходе из высокоэластичного состояния в застеклованное. В работе В.П.Матвеевко, О.Ю.Сметанникова, Н.А.Труфанова, И.Н.Шардакова [140] предыдущая модель была обобщена для описания поведения вязкоупругого материала.



Авторами рассмотрены определяющие соотношения термомеханического поведения полимерных материалов в условиях стеклования и размягчения, построенные в предположении вязкоупругого поведения материала, как в застеклованном состоянии, так и в размягченном. Получены решения ряда прикладных задач по описанию эволюции технологических напряжений в конструкциях из композиционных материалов на основе эпоксидных связующих [103; 132; 146; 150; 297].

Известен также ряд работ, в которых для описания релаксационного перехода используются феноменологические соотношения линейной и нелинейной термовязкоупругости [30; 71; 94], при этом скачок жесткости материала при переходе через температуру стеклования описывается с помощью приведенного времени. Спектр времен релаксации среды испытывает смещение на несколько порядков в сторону уменьшения с ростом температуры в интервале стеклования (для терморологически простого поведения) [364]. Функция температурно-временного сдвига и ядро релаксации подбираются таким образом, чтобы в зоне перехода обеспечивался скачкообразный рост или уменьшение (при нагреве) податливости. Обладая высокой общностью, такие модели очень сложны в практической реализации в силу большого объема экспериментов для отыскания материальных функций и констант.

В работах [206; 272; 273; 363] развивается теория Г.М.Бартенева и В.Л.Инденбома. Затвердевающая среда в них представляется как вязкоупругий материал, используется общее уравнение релаксации напряжений интегрального вида, а также рассматриваются вопросы формирования технологических напряжений в термовязкоупругих материалах. В моделях не учитывается кинетика затвердевания исходного расплава полимера.

В работах И.И.Бугакова [33–36] исследуется процесс формирования технологических напряжений в стеклующихся полимерах. Предложенная здесь модель предполагает, что стеклующийся материал мгновенно переходит

из высокоэластичного состояния в стеклообразное. Предполагается, что температура стеклования существенно зависит от скорости охлаждения, эта зависимость учитывается в модели с помощью приведенного времени. Считается, что в стеклообразном состоянии релаксация напряжений затруднена. Уравнения связи напряжений и деформаций в материале строятся с учетом линейной неизотермической теории ползучести наследственного типа. Полагается, что модули материала при температуре, превышающей температуру стеклования, отличны от нуля.

Следует отметить, что модели, предложенные Г.М.Бартеневым, В.Л.Инденбмом и И.И.Бугаковым, предполагают известным довольно точное значение температуры стеклования материала, что связано с определенными трудностями.

В работе В.В.Болотина [31] описана модель гипоупругого тела. Модель не описывает детально кинетику технологических напряжений, но дает оценку остаточных напряжений. Отсутствует экспериментальная проверка адекватности модели в случае сложного напряженного состояния.

Исследования, посвященные анализу технологических и эксплуатационных напряжений в анизотропных оптических волокнах и их конструктивных элементах, а также их влияния на оптические характеристики световодов, достаточно широко представлены в литературных источниках [104; 170; 173; 174; 229; 231; 264; 289; 300; 316; 330; 331]. Большинство авторов используют в этих целях уравнения термоупругости, соответствующие случаю плоской или обобщенной плоской деформации. В рамках такого упрощенного подхода представлены результаты, посвящённые анализу напряженного состояния и характеристик двулучепреломления различных конструкций анизотропных оптических волокон: с эллиптическим силовым элементом [54; 104; 220; 289; 300; 316; 331; 355; 369; 374], волокна типа «Панда» [164; 173; 210; 211; 229; 295; 331; 355] и Bow-tie [173; 224; 331; 355; 369]. Авторы перечисленных работ предполагают, что в процессе охлаждения после вытяжки можно пренебречь градиентами температур по

радиусу волокна, а появление остаточных напряжений связано исключительно с несовместностью температурных деформаций материалов конструктивных элементов, представляющих, как правило, плавный кремнезем, легированный оксидами германия  $\text{GeO}_2$ , бора  $\text{B}_2\text{O}_3$  и фосфора  $\text{P}_2\text{O}_5$ , и температурных деформаций чистого кварцевого стекла  $\text{SiO}_2$ . Физико-механические свойства материалов, рассматриваются в виде констант, не зависящих от температуры. В такой постановке величина прогнозируемых напряжений не зависит от скорости охлаждения и закона изменения температуры во времени, а оказывается прямо пропорциональной разности температур: конечной (комнатной) и начальной ( $\Delta T$ ).

В выборе начальной температуры отсчета нет единого мнения, обоснования сделанного выбора авторы не приводят, при этом разброс ее значений в разных работах достаточно существенный, так, для примера, в работе M.Fontaine [231] температура отсчитывается от температуры размягчения стекла  $T_g$ , которая не конкретизируется, а  $\Delta T$  рассматривается в диапазоне 800–1000 °C, в статьях K.Brugger [192] –  $\Delta T=500$  °C, K.Okamoto [300] –  $\Delta T=650$  °C, Pak L. Chu [304] –  $\Delta T=850$  °C, Y.Liu [374] и M.Alam [170] –  $\Delta T=1000$  °C, H.Yan [211] –  $\Delta T=1080$  °C, R.Guan в [331] –  $\Delta T=980$  °C и  $\Delta T=1480$  °C в [229], M.Li [170]  $\Delta T=1230$  °C, T.Gong [210; 333] –  $\Delta T=1300$  °C, M.Ji [258; 259] –  $\Delta T=1680$  °C. В некоторых работах, например [220], конкретного значения  $\Delta T$  не приводится.

Более прозрачен выбор начальной температуры в работе S.Rashleigh [310], где предлагается отсчет вести от температуры размягчения наиболее легированного элемента волокна. В исследовании J.Liu [279] предложено учитывать температуру стеклования каждого отдельного элемента конструкции. Однако, учитывая, что температура стеклования не является константой и зависит от скорости изменения температуры, такой подход тоже требует пояснения.

В обзорной статье J.Noda [295] приведен подход N.Shibata с соавторами [325], которые предложили рассчитывать  $\Delta T$  как разницу между комнатной температурой и температурой размягчения легированного кварцевого стекла и описали линейную аппроксимацию (5.1.1) для ее определения в зависимости от концентрации тех или иных компонентов:

$$\Delta T = \Delta T_0 + m(Q_m/Q_0 - 1)(T_r + \Delta T_0), \quad (5.1.1)$$

где  $T_r$  – это комнатная температура;  $\Delta T_0$  – разница между температурой окружающей среды и размягчения чистого кварцевого стекла;  $m$  – концентрация легирующих добавок;  $Q_m/Q_0$  – отношение энергии активации чистого и легированного кварцевого стекла. В работе также приведены значения этих параметров для разных вариантов легирования.

В работе A.Q.Tool [349] впервые для описания поведения стекол в условиях термического воздействия было введено понятие фиктивной температуры как меры структурного состояния стекла, которая определялась как температура, при которой соответствующая жидкая структура и свойства застывают при охлаждении. В исследовании также приведена зависимость вязкости как функции температуры и фиктивной температуры. В описанной модели реализуется простой экспоненциальный механизм релаксации, с одним временем релаксации. Разработанная Tool'ом модель структурной релаксации и введенное понятие фиктивной температуры получили достаточно широкое распространение в задачах термомеханики оптических волокон, но в большинстве случаев лишь в части использования фиктивной температуры как температуры отсчета температурных деформаций.

Существенный вклад в развитие подхода A.Q.Tool'a своими теоретическими и экспериментальными исследованиями внесли O.S.Narayanaswamy [292; 293] и C.T.Moynihan [288; 332]. Были разработаны методики натуральных испытаний [168; 236; 261], которые позволяют определять значение фиктивной температуры небольшой зоны исследуемого образца и даже строить профиль ее изменения вдоль поверхности или, например, по

поперечному сечению оптического волокна [242]. В первую очередь такие методы основаны на детектировании взаимодействия связи Si–O–Si, например, методом ИК-Фурье спектроскопии [167]. Подробное описание технологии и методики подготовки образцов из оптического волокна дано в работе [271].

M.Lancry в своей монографии [271] справедливо отмечает, что концепция фиктивной температуры очень практична для описания поведения стекол. Ее использование удобно для идентификации и прогнозирования свойств силикатных стекол, чувствительных к структуре, таких как показатель преломления [313], плотность [191; 232], вязкость [243], КЛТР [191], упругие константы [232] и др. Это в том числе связано с технологичными методиками определения структурного состояния стекла и соответствующей ему фиктивной температуры как характеризующего его параметра. Автор акцентирует внимание на том, что фиктивная температура  $T_f$  отличается от температуры стеклования  $T_g$  и их значения, как правило, не равны.

Moynihan в монографии [288] использует экспоненциальные зависимости для описания релаксационных процессов, такой подход к моделированию структурной релаксации и связь ее со свойствами материалов позволяет более адекватно предсказывать многие эффекты, происходящие в стеклах, в частности, дает возможность моделировать некоторые эффекты памяти.

Однако есть и определенные сложности, с которыми сталкиваются исследователи, связанные, например, с тем, что методы определения фиктивной температуры чувствительны к составу стекла или наличию примесей [227], зависят от качества полировки и шероховатости поверхности образца [249], от угла, под которым проводится исследование образца [172] и т.д. Для анализа легированных стекол и, в частности, специальных оптических волокон, в конструкции которых, как правило, несколько зон с разной

степенью легирования, необходимо использовать калибровочные кривые и знать распределение и концентрацию добавок [227; 228; 271].

Описанная концепция предполагает, что если наряду с составом, температурой и давлением задана фиктивная температура, то можно определить свойства стекла. Однако основным допущением при такой трактовке фиктивной температуры является то, что любое структурное состояние может быть описано одним параметром, т.е. фиктивной температурой, без учета предшествующей термической истории.

Концепция фиктивной температуры полезна, но имеет свои ограничения, как показал Ritland [31]. Она неплохо описывает некоторые эффекты, но в ряде случаев не способна объяснить наблюдаемые на практике процессы [314; 329], связанные, например, с отжигом при постоянных температурах или охлаждением с разными скоростями.

На практике же в задачах термомеханики большинство исследователей использует этот достаточно мощный инструмент, позволяющий описывать релаксационные процессы только в качестве температуры отсчета термических деформаций, не уделяя внимания описанию определения фиктивной температуры или причин выбора того или иного значения этого параметра. Кроме того, как показали исследования M.Lancry [227] и Y.-L.Peng [309], фиктивная температура вдоль радиуса волокна может быть существенно неоднородна, увеличиваясь к внешней поверхности, где при больших скоростях вытяжки и некоторых других условиях технологического процесса могут реализовываться очень большие скорости охлаждения. Такая неоднородность может давать существенный вклад в распределение полей напряжений в светопроводящей жиле волокна и таким образом сказываться на оптических характеристиках световода. Использование некой осредненной температуры для всего сечения оптического волокна, тем более для волокон, в конструкции которых введены легированные силовые элементы, выглядит абсолютно необоснованным.

Ряд авторов, решая задачу определения НДС в анизотропных волокнах в термоупругой постановке, используют разные значения фиктивной температуры для элементов волокна с разной концентрацией легирующих элементов [202; 299; 300; 369], которая также используется в качестве начальной температуры для расчета напряжений в соответствующих элементах конструкции. Однако в большинстве случаев используется только одна фиктивная температура, без обоснования ее выбора.

Дальнейшее развитие идей A.Q.Tool'a в своих работах осуществляет O.S.Narayanaswamy [292; 293], используя адаптированную модель реономных материалов для описания релаксационных процессов, происходящих в стеклах. Время релаксации O.S.Narayanaswamy задает уравнением Аррениуса, где энергия активации делится между температурой и фиктивной температурой. Такая форма определения времени релаксации позволяет успешно описывать наблюдаемые в кварцевых стеклах эффекты. В частности, автором для интерпретации экспериментальных данных по коэффициенту преломления отождённых боросиликатных стекол была использована релаксационная модель с двумя экспонентами (аналог обобщённой модели Максвелла с двумя элементами). O.S.Narayanaswamy сделал вывод, что для описания некоторых релаксационных эффектов, наблюдаемых в стеклах, бывает недостаточно моделей с одним временем релаксации, и отмечал успешность использования для этих целей наследственной теории линейной вязкоупругости Больцмана, которая имеет наиболее общий вид и предполагает наличие спектра времен релаксации. Действительно, даже некоторые простые оксидные стекла имеют более одного времени релаксации, что подтверждается экспериментальными данными [291; 292].

Подтверждением того, что в стеклах реализуются спектры времен релаксации может быть также работа Lu [281], в которой рассмотрена проблема релаксации двулучепреломления в оптических волокнах в процессе отжига. Это одна из немногочисленных работ, где для описания экспериментальных данных рассмотрены некоторые модели линейной

вязкоупругости. Наилучший результат был получен при использовании параллельного соединения двух моделей Джеффри (частный случай модели Бюргера – последовательное соединение моделей Максвелла и Фойхта) с вязкостью, зависящей от температуры. Автором также было установлено, что оптические характеристики волокна зависят от скорости охлаждения после вытяжки, температуры вытяжки и прикладываемого усилия.

В работе [318] G.W.Scherer предложил развитие модели структурной релаксации O.S.Narayananaswamy, используя описание времен релаксации уравнением Адама-Гиббса. Дальнейшее развитие работы G.W.Scherer было предпринято I.M.Hodge [246; 247], который использовал нелинейную запись уравнения Адама-Гиббса, предполагающую одновременную зависимость как от температуры, так и от фиктивной температуры. Результаты последних исследований говорят о достаточно надежной работе этих моделей структурной релаксации [203; 204; 223; 235; 338].

Резюмируя вышеизложенные факты, хочется отметить, что при наличии достаточно сложных моделей для описания релаксационных процессов в силикатных стеклах в задачах термомеханики оптических волокон реальные модели практически не используются. Наибольшее распространение получили традиционные термоупругие постановки с вариациями в выборе температуры начала отсчета термических деформаций.

Так, например, авторами, перечисленными выше, и другими исследователями при моделировании связанных с НДС эффектов в оптических волокнах в качестве начальной температуры отсчета деформаций выбираются принципиально разные температуры: разогрева заготовки при вытяжке [210; 211; 229; 258; 259; 277; 326]; стеклования материала волокна [173; 220; 269; 330; 333; 355; 374]; стеклования легированной части волокна [60; 263; 264; 279; 300; 304; 312]; температура, при которой стекло «становится упругим телом» [226]; «фиктивная» температура  $T_f$ , соответствующая появлению упругих свойств при охлаждении расплава [174; 183; 202; 299; 300;



369]. В ряде работ эта температура не конкретизирована либо не приводится обоснования сделанного выбора [170; 192; 231; 316; 331]. В таком случае температура отсчета может выступать в качестве «подгоночного» параметра под экспериментальные данные и не давать адекватной оценки формирующегося НДС, что не позволяет с помощью такой модели адекватно описывать механику наблюдаемых эффектов.

Применение такого рода склерономных моделей, не чувствительных к режиму охлаждения стеклющихся изделий, может быть оправданным в качестве первого приближения. При этом за рамками рассмотрения оказываются важные релаксационные механизмы, которые могут существенным образом повлиять на закономерности формирования полей внутренних напряжений.

На релаксационные свойства кварцевых стекол очень значительное влияние оказывают добавки различных оксидов, так, для элементов оптических волокон используется легирование оксидом бора  $B_2O_3$ , оксидом германия  $GeO_2$ , фосфорным ангидридом  $P_2O_5$  и др. Оксид бора, например, существенно увеличивает коэффициент линейного температурного расширения легированного кварцевого стекла, но снижает его вязкость и температуру стеклования. Вследствие этого материал анизотропного оптического волокна представляет собой неоднородно легированную среду, обладающую неоднородными реологическими свойствами и релаксационными переходами, которые происходят в различных температурных диапазонах, причем положение температурного диапазона зависит от скорости изменения температуры.

Учет реономных свойств кварцевых стекол возможен в рамках довольно простых определяющих соотношений, связывающих тензоры напряжений и деформаций (скоростей деформаций). Поскольку известно, что в застеклованном состоянии кварцевое стекло проявляет линейно-упругое поведение, а в полностью размягченном состоянии – поведение линейно-вязкой жидкости с сильной зависимостью вязкости от температуры, можно

воспользоваться обобщением на сложное напряженное состояние вязкоупругой модели Максвелла (последовательное соединение упругого и вязкого элементов), а для стекол с более сложным поведением ее обобщенным аналогом.

Основной вклад в НДС анизотропных оптических волокон дает несовместность температурных деформаций. Большинство исследователей используют постоянный КЛТР стекла на всем рассматриваемом диапазоне температур, не учитывая, что в действительности он может достаточно сильно от нее зависеть. М.Р.Varnham в своей работе [174], посвященной исследованию двулучепреломления в волокнах с наведенной поляризацией (Polarization-maintaining optical fibers - PMF), обращает внимание на то, что если при охлаждении некоторые области остаются жидкими после отверждения сердцевины, необходимо учитывать относительно большое изменение коэффициента расширения, происходящее при стекловании. В целях упрощения автор пренебрегает этими индуцированными напряжениями и предполагает, что все составляющие стекла затвердевают на уровне или выше точки стеклования сердцевины волокна, что далеко не так.

Д.А.Krohn [269] было показано экспериментально, что учет увеличения КЛТР в районе релаксационного перехода и расчеты в термоупругой постановке от температур начала размягчения приводят к заниженным в 2-3 раза значениям напряжений в готовом волокне. В своей работе автор предлагал изменение температуры отсчитывать от температуры начала размягчения чистого кварцевого стекла и учитывать два значения КЛТР для легированных стекол до и после температуры размягчения.

Как правило, легирование кварцевого стекла в готовом волокне неоднородно, может иметь достаточно сложный профиль, а значит, и ключевые с точки зрения формирования НДС свойства материалов будут иметь соответствующую зависимость от координат. В подавляющем большинстве исследований не рассматривают реальный профиль легирования, а используют усредненные или проектные значения. В работе

Е.М.Дианова [60] рассмотрена задача определения напряжений в цилиндрических заготовках для вытяжки волокна с переменным профилем легирования. Авторами использованы соотношения термоупругости, совершенно обоснованно введена зависимость КЛТР от координат, однако в целях упрощения предположено, что  $\Delta T$  для всего волокна постоянна и не зависит от степени легирования стекла, что требует подтверждения результатами эксперимента.

Вопросы прочности оптических волокон широко представлены в работах зарубежных [180; 215; 270; 283; 295; 341] и отечественных авторов [9; 47; 69; 73; 92; 97; 98; 113; 160]. Показано, что основной причиной разрушения является наличие трещин или примесей на поверхности волокна, существенно влияет на прочность наличие и качество герметичного покрытия. Прочность кварцевых световодов в герметичном полимерном покрытии на растяжение по разным источникам достигает 1...14 ГПа [98; 285; 295], что существенно превосходит прочность лучших сортов стали.

Конструкции различных типов анизотропных оптических волокон: bow-tie, elliptical jacket, pseudo-rectangle, elliptical core, panda [160; 285], отличаются геометрией конструктивных элементов, форма которых при расчётах принимается идеальной, проектной, что на практике не подтверждается [126]. В работах же, связанных с изучением механического поведения материала оптических волокон при их изготовлении, обычно пренебрегают учётом несовершенства геометрии изделий. Отклонения геометрических параметров, в литературных источниках рассматриваются чаще в рамках выбора рациональных вариантов изготовления конструкции с вариацией некоторых ее элементов. В рамках такой постановки проблемы были получены зависимости компонентов тензора напряжений и двулучепреломления от конструкционных параметров волокна с эллиптическим силовым элементом [129; 174; 316; 331; 351; 355; 374], Panda [129; 173; 174; 209; 210; 229; 295; 331; 355], Bow-tie [129; 174; 224; 331; 355], side-pit [300]. При этом силовые элементы лежат на одной прямой со светопроводящей жилой и на одинаковом от нее расстоянии, а сама

жила находится в центре волокна. Сечения всех конструктивных элементов соответствуют по форме проектным. При изучении механики конструктивных элементов волокна в отдельности, например, силовых стержней, так же рассматривается идеальная геометрия сечения в форме круга, что значительно упрощает постановку и время расчетов, так как возможно решать задачу в осесимметричной постановке [131; 352; 353].

Достаточно большой интерес представляет исследование влияния случайных отклонений геометрических параметров волокна от проектных значений. Оценке таких отклонений посвящено не так много работ [43; 159; 279; 322; 333], хотя задача носит актуальный характер.

На различных этапах производства анизотропного оптического волокна, преформы для его вытяжки и отдельных конструктивных элементов происходит термообработка изделий, в том числе отжиг, который, как известно, снижает уровень остаточных напряжений [324] за счет активно протекающих релаксационных процессов в материале при температурах, близких к температуре стеклования. Исследования релаксационных эффектов в стеклах при высоких температурах достаточно широко представлены в литературных источниках [191; 230; 238; 267; 291–293; 329], однако, как правило, авторы не связывают эти процессы с реализующимся в волокне напряженно-деформированным состоянием. Экспериментальные данные по наблюдаемым в оптических волокнах в результате отжига релаксационным эффектам представлены в открытых источниках не так широко [222; 281; 312], работ, в которых реализуется попытка описать наблюдаемые процессы с точки зрения механики сплошной среды значительно меньше [281].

Следует отдельно отметить, что перечисленные работы не учитывают вклад в остаточные напряжения процесса стеклования, который, как известно [72], даже в однородном стеклющемся материале будет вызывать значительный уровень технологических и остаточных напряжений при условии неоднородного температурного поля.

Во многих прикладных задачах термомеханики специальных оптических волокон ключевую роль играет полимерное защитно-упрочняющее покрытие. В большинстве работ, рассмотренных в этой главе, ЗУП исключается из рассмотрения, и влияние его на оптическое волокно не учитывается. В работах, посвящённых моделированию сенсоров на основе анизотропных волокон, поведение полимеров ЗУП рассматривается, как правило, в термоупругой постановке со свойствами, зависящими от температуры. Например, в работах [63; 64; 116; 343] моделируется поведение оптоволоконного гироскопа, при этом рассматривается поведение объекта в условиях термоцикла в достаточно широком диапазоне температур. Учитывая, что при этом в материалах ЗУП происходят релаксационные переходы, вязкоупругая постановка позволит построить более точные модели описывающие наблюдаемые на практике эффекты, однако в открытых источниках в такой постановке исследований не найдено, для других типов датчиков есть ряд работ, использующих релаксационные модели [95].

С учетом вышеизложенного в рамках диссертационной работы были построены математические модели на основе традиционных физических соотношений линейной термовязкоупругости и теории упругости, адекватно описывающие термомеханическое поведение специальных оптических волокон, заготовок для их вытяжки и их конструктивных элементов, с учетом релаксационных процессов, происходящих в изделиях в процессе их производства и эксплуатации.

## **5.2 Модель термомеханического поведения неоднородно легированных кварцевых стекол**

Для прогнозирования остаточных напряжений и зависящих от них оптических характеристик анизотропного волокна необходима математическая модель термомеханических процессов, происходящих при охлаждении конструкций из легированных кварцевых стекол от температур выше температуры стеклования до температуры окружающей среды (20°C),

способная адекватно отразить поведение материала как в застеклованном или размягченном состоянии, так и в условиях переходного релаксационного процесса. Ключевой в этом вопросе является задача замыкания системы уравнений термомеханики, то есть задача построения определяющих соотношений, непрерывным образом отражающих связь тензоров напряжений и деформации в широком диапазоне изменения температур [70; 109].

Такая модель позволяет при проектировании смоделировать основные этапы изготовления как самого волокна, так и его конструктивных элементов.

Учитывая, что на протяжении всей технологической цепочки в заготовках и готовом волокне происходят в основном температурные деформации, которые в силу малости коэффициента линейного температурного расширения  $\alpha = 5 \cdot 10^{-7} \text{ K}^{-1}$  [84; 138] невелики, была принята гипотеза малых деформаций. Известно [19], что релаксационные переходы (стеклование или размягчение) не сопровождаются выделением или поглощением тепла. Принимая во внимание отсутствие источников тепла в материале, малость деформаций и пренебрежимо малое диссипативное тепловыделение, можно разделить краевую задачу нестационарной теплопроводности и краевую задачу термомеханики о напряженно-деформированном состоянии (НДС), которые в описанных условиях являются несвязанными.

Постановка краевой задачи нестационарной теплопроводности по отысканию полей температур  $T(\mathbf{x}, t)$  в области  $V$  с границей  $S$  с учетом принятых гипотез включает в себя [25]:

*уравнение теплопроводности*

$$\rho(\mathbf{x})c(\mathbf{x}, T)\frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\kappa(\mathbf{x}, T)\text{grad}(T)), \quad \mathbf{x} \in V, \quad (5.2.1)$$

где  $c(\mathbf{x}, T)$ ,  $\kappa(\mathbf{x}, T)$ ,  $\rho(\mathbf{x})$  – соответственно теплоемкость, теплопроводность и плотность неоднородно легированного материала.

*Граничные условия*

$$-\kappa(\mathbf{x}, T) \operatorname{grad}(T) \cdot \mathbf{n} = h(T) \cdot (T_c - T) + \varepsilon_S \sigma_0 (T_c^4 - T^4), \quad \mathbf{x} \in S, \quad (5.2.2)$$

где первое слагаемое правой части описывает конвективный теплоперенос, а второе – тепловое излучение в соответствии с законом Стефана–Больцмана;  $\varepsilon_S$  – относительная излучательная способность (коэффициент черноты);  $\sigma_0$  – постоянная Стефана-Больцмана;  $h(T)$  – коэффициент теплопередачи,  $T_c$  – температура окружающей среды;  $\mathbf{n}$  – внешняя единичная нормаль к границе  $S$  охлаждаемого тела.

На границе контакта разных материалов конструкции принималась реализация условий непрерывности температур и равенство тепловых потоков по нормали к границе контакта.

*Начальные условия*

$$T(\mathbf{x}, 0) = T_0(\mathbf{x}), \quad \mathbf{x} \in V. \quad (5.2.3)$$

Несвязанная квазистатическая краевая задача о НДС с учетом малости деформаций и несущественностью вклада массовых сил включает [109; 110]:  
*уравнения равновесия*

$$\operatorname{div} \hat{\sigma} = \mathbf{0}, \quad \mathbf{x} \in V, \quad (5.2.4)$$

где  $\hat{\sigma}(\mathbf{x}, t)$  – тензор напряжений;

*геометрические соотношения Коши*

$$\hat{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T), \quad \mathbf{x} \in V, \quad (5.2.5)$$

где  $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$  – вектор перемещений,  $\hat{\varepsilon}(\mathbf{x}, t)$  – тензор полных деформаций.

*граничные условия в перемещениях*

$$\mathbf{u} = \mathbf{U}, \quad \mathbf{x} \in S_u; \quad (5.2.6)$$

*и напряжениях*

$$\hat{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{P}, \quad \mathbf{x} \in S_\sigma, \quad (5.2.7)$$

где  $S_U, S_\sigma$  – части границы с заданными перемещениями и нагрузками соответственно.

Общая система уравнений задачи о напряженно-деформированном состоянии заготовки включает также определяющие соотношения [109; 110]. Механическое поведение кварцевого стекла в широком диапазоне температур (20–2100°C) достаточно сложно, что связано с переходом материала из стеклообразного в вязкотекучее состояние (явление размягчения и обратный процесс – стеклование) при температурах, близких к температуре стеклования  $T_g$ . Для описания механического поведения кварцевого стекла с целью адекватного отражения указанных явлений в настоящей работе были использованы определяющие соотношения максвелловского типа [28; 71; 78; 149]:

$$\hat{\sigma} = {}^4\hat{C}(\mu(\mathbf{x})) \cdot (\hat{\varepsilon} - \hat{\varepsilon}_T - \hat{\varepsilon}_B); \quad (5.2.8)$$

$$\hat{\varepsilon}_T(\mathbf{x}, t) = \hat{E} \int_{T_0}^T \alpha(\mathbf{x}, T(\mathbf{x}, t)) dT; \quad (5.2.9)$$

$$\frac{\partial \hat{\varepsilon}_B}{\partial t} = \frac{\hat{S}}{\eta(\mathbf{x}, T)}; \quad (5.2.10)$$

$$\hat{\varepsilon}_B = \int_0^t \frac{\partial \hat{\varepsilon}_B}{\partial t} dt, \quad \eta(\mathbf{x}, T) = \eta_0(\mathbf{x}) e^{\frac{U(\mathbf{x})}{RT(\mathbf{x}, t)}}, \quad (5.2.11)$$

где  ${}^4\hat{C}(\mu(\mathbf{x}))$  – тензор четвертого ранга упругих констант застеклованного материала с учетом зависимости упругих свойств материала от концентрации легирующих элементов  $\mu(\mathbf{x})$ ;  $\hat{\varepsilon}_e(\mathbf{x}, t) = \hat{\varepsilon}(\mathbf{x}, t) - \hat{\varepsilon}_T(\mathbf{x}, t) - \hat{\varepsilon}_B(\mathbf{x}, t)$  – тензор упругих деформаций;  $\hat{\varepsilon}(\mathbf{x}, t)$  – тензор полных деформаций;  $\hat{\varepsilon}_T(\mathbf{x}, t)$  – тензор температурных деформаций;  $\hat{\varepsilon}_B(\mathbf{x}, t)$  – тензор вязких деформаций;  $\eta(\mathbf{x}, T)$ ,  $\alpha(\mathbf{x}, T)$  – вязкость и коэффициент температурного расширения материала, зависящие от температуры и неоднородно распределенных по объему тела легирующих добавок;  $T_0$  – начальная температура, при которой предполагается отсутствие в теле начальных напряжений, деформаций и их производных по времени (гипотеза о естественном ненапряженном и



недеформированном состоянии);  $\hat{S}(\mathbf{x}, t) = \hat{\sigma}(\mathbf{x}, t) - \sigma(\mathbf{x}, t)\hat{E}$  – девиатор тензора напряжений;  $\sigma(\mathbf{x}, t) = \frac{1}{3}\sigma_{kk}$  – среднее напряжение;  $\hat{E}$  – единичный тензор второго ранга;  $R$  – универсальная газовая постоянная;  $U(\mu(\mathbf{x}))$  – энергия активации. Девиатор тензора вязкой деформации  $\hat{e}_B(\mathbf{x}, t) = \hat{\varepsilon}_B(\mathbf{x}, t) - \frac{1}{3}\Theta_B(\mathbf{x}, t)\hat{E}$ , в силу того, что в расплавленном состоянии материал предполагается несжимаемой жидкостью ( $\Theta_B = 0$ ), равен тензору вязких деформаций  $\hat{e}_B = \hat{\varepsilon}_B$ ;  $\Theta_B = \varepsilon_{Bkk}$  – объемная деформация.

На границе контакта разных материалов конструкции принималась реализация условий непрерывности перемещений и равенство контактных усилий (идеальный контакт).

Уравнения (5.2.8), (5.2.10) являются обобщением известного одномерного уравнения модели Максвелла с вязкостью, зависящей от температуры, и свойствами температурного расширения на случай сложнапряженного состояния. В случае одноосного напряженного состояния эти уравнения принимают вид

$$\sigma = E(\varepsilon - \varepsilon_T - \varepsilon_B), \quad \frac{\partial \varepsilon_B}{\partial t} = \frac{\sigma}{\eta(T)}, \quad (5.2.12)$$

что соответствует дифференциальному уравнению механической модели Максвелла [70; 78]

$$\frac{\partial \sigma}{\partial t} + \frac{E}{\eta(T)}\sigma = E \frac{\partial (\varepsilon - \varepsilon_T)}{\partial t} \quad (5.2.13)$$

с непрерывно зависящим от температуры характерным временем релаксации  $\frac{\eta(T)}{E}$ .

Для подтверждения на качественном уровне адекватности построенных физических соотношений (5.2.8), (5.2.10) (а в одноосном случае (5.2.13)) при релаксационных переходах был численно смоделирован одноосный

термомеханический эксперимент (Рисунок 5.1) на стержне из кварцевого стекла, закрепленного с обоих концов:

$$u(0,t) = u(l,t) = 0. \quad (5.2.14)$$

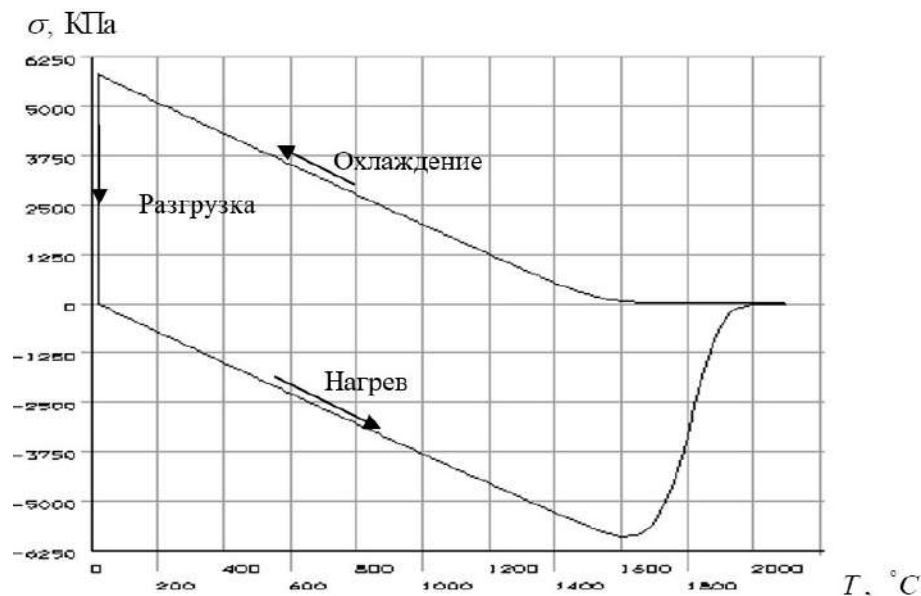


Рисунок 5.1 – Термомеханическая кривая заземленного кварцевого образца при скорости охлаждения и нагрева  $\dot{T}$  'мин

На первом этапе образец охлаждается с постоянной скоростью от температуры, превышающей  $T_g$ , пока вязкость низка, напряжения релаксируют до практически нулевой величины. По мере снижения температуры увеличивается вязкость материала, что приводит к появлению в стержне возрастающих температурных напряжений (коэффициент температурного расширения в задаче принят постоянным). В застеклованном состоянии рост напряжений носит линейный характер. На втором этапе производится разгрузка стержня. На третьем этапе ненапряженный стержень, заземленный с обоих концов, равномерно с постоянной скоростью нагревается. Абсолютное значение напряжений растет за счет температурного расширения до тех пор, пока температура не превысит температуру размягчения материала. При дальнейшем нагреве происходит резкий спад напряжений, что объясняется уменьшением характерных времен релаксации до величин, сопоставимых со временем проведения эксперимента за счет уменьшения вязкости.

Очевидно, что при использовании термоупругой модели было бы возможным описание поведения материала только при температурах ниже  $T = 1200$  °С: линейный рост напряжений при охлаждении с существенной ошибкой в их величине и линейное увеличение сжимающих напряжений при нагреве без релаксации.

Серия проведенных математических экспериментов показала, что температура размягчения (температура излома кривой нагрева) растет с увеличением скорости нагрева (Рисунки 5.2; 5.3), и наоборот, что соответствует результатам натуральных термомеханических испытаний для стекол [14–16].

По результатам тестовых задач можно сделать вывод, что модель качественно правильно описывает наследственные эффекты, наблюдаемые в аморфных материалах, к которым относятся кварцевые стекла.

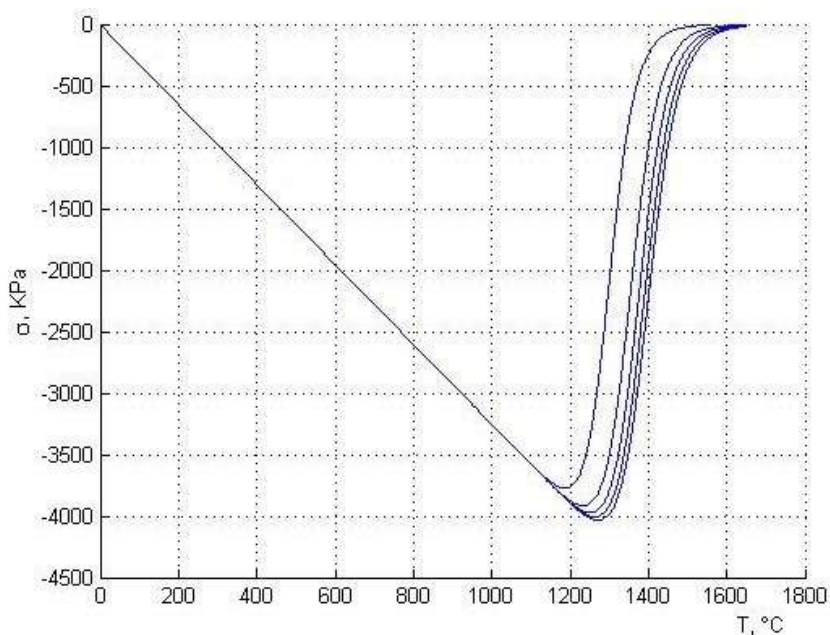


Рисунок 5.2 – Семейство термомеханических кривых заземленного кварцевого образца при скоростях охлаждения  $\partial T/\partial t = 1...20$  °С/мин

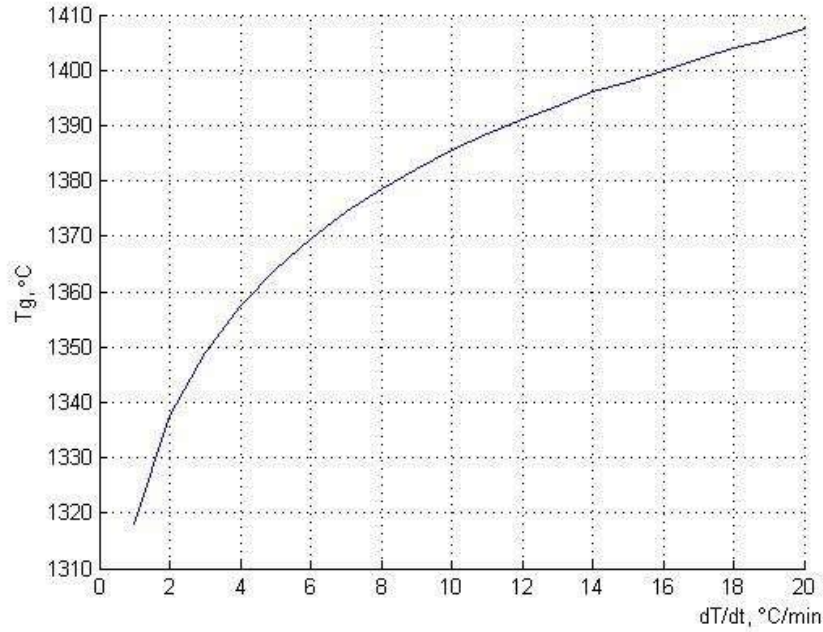


Рисунок 5.3 – Зависимость температуры размягчения от скорости нагрева  $\dot{t}$

### 5.3 Алгоритм численного решения краевой задачи термомеханики стеклюющихся материалов

Для численного решения задачи теплопроводности в дальнейшем использован метод конечных элементов в традиционной реализации [22; 68; 122]. Численное решение задачи термомеханики (5.2.4)–(5.2.11) будем производить пошаговым методом. С этой целью введем в рассмотрение сетку на оси времени с узлами:  $t_0 = 0, t_1, t_2, \dots, t_m, t_{m+1}, \dots$ . Тогда можно построить дискретный по времени разностный аналог краевой задачи, который при осуществлении  $m$ -го шага по времени будет иметь вид

$$\operatorname{div} \hat{\sigma}^m = \mathbf{0}, \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.1)$$

$$\hat{\varepsilon}^m = \frac{1}{2} \left( \nabla \mathbf{u}^m + (\nabla \mathbf{u}^m)^T \right), \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.2)$$

$$\mathbf{u}^m = \mathbf{U}^m, \quad \mathbf{x} \in S_u; \quad (5.3.3)$$

$$\hat{\sigma}^m \cdot \mathbf{n} = \mathbf{P}^m, \quad \mathbf{x} \in S_\sigma; \quad (5.3.4)$$

$$\hat{\sigma}^m = {}^4\hat{C} \cdot (\hat{\varepsilon}^m - \hat{\varepsilon}_T^m - \hat{\varepsilon}_B^m), \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.5)$$

$$\frac{\hat{\varepsilon}_B^m - \hat{\varepsilon}_B^{m-1}}{t_m - t_{m-1}} = \frac{\hat{S}^m}{\eta(\mathbf{x}, T_m)}, \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.6)$$

$$\hat{\varepsilon}_T^m = \hat{E} \int_{T_0}^{T_m} \alpha(\mathbf{x}, T) dT, \quad \eta(\mathbf{x}, T_m) = \eta_0 e^{\frac{U}{RT_m}}, \quad (5.3.7)$$

что соответствует неявной схеме отыскания неизвестных на  $m$ -м временном слое. Решение системы уравнений (5.3.1)–(5.3.7) предлагается осуществлять итерационным методом:

$$\operatorname{div} \hat{\sigma}^{m(k)} = \mathbf{0}, \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.8)$$

$$\hat{\varepsilon}^{m(k)} = \frac{1}{2} \left( \nabla \mathbf{u}^{m(k)} + \left( \nabla \mathbf{u}^{m(k)} \right)^T \right), \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.9)$$

$$\mathbf{u}^{m(k)} = \mathbf{U}^m, \quad \mathbf{x} \in S_u; \quad (5.3.10)$$

$$\hat{\sigma}^{m(k)} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{P}^m, \quad \mathbf{x} \in S_\sigma; \quad (5.3.11)$$

$$\hat{\sigma}^{m(k)} = {}^4\hat{C} \cdot \left( \hat{\varepsilon}^{m(k)} - \hat{\varepsilon}_T^m - \hat{\varepsilon}_B^{m(k)} \right), \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.12)$$

$$\frac{\hat{\varepsilon}_B^{m(k)} - \hat{\varepsilon}_B^{m-1}}{t_m - t_{m-1}} = \frac{\hat{S}^{m(k-1)}}{\eta(\mathbf{x}, T_m)}, \quad \mathbf{x} \in V; \quad (5.3.13)$$

$$\hat{\varepsilon}_T^m = \hat{E} \int_{T_0}^{T_m} \alpha(\mathbf{x}, T) dT, \quad \eta(\mathbf{x}, T_m) = \eta_0 e^{\frac{U}{RT_m}}, \quad (5.3.14)$$

где  $k = 1, 2, 3, \dots$  – номер итерации при отыскании неизвестных на  $m$ -м слое; в качестве начальных значений неизвестных для итерационного процесса на  $m$ -м слое выбираются найденные значения на предыдущем  $(m-1)$ -м временном слое. Начальные по времени условия для всех величин определяются из условия естественного начального ненапряженного и недеформированного состояния.

Теоретический анализ сходимости итерационного процесса не производился. Практические вычисления по описанному алгоритму подтверждают сходимость итераций.

При осуществлении каждой  $k$ -й итерации на  $m$ -м шаге по времени требуется решить краевую задачу линейной теории термоупругости, для чего удобно применять метод конечных элементов. С этой целью были использованы возможности конечно-элементного пакета ANSYS. В пакете реализована так называемая модель Ананд [190] (модель нелинейного механического поведения, ориентированная на описание процессов пластичности и ползучести). Установлено, что в частном случае следующего набора констант модели Ананд (в обозначениях, принятых в ANSYS):

$$h_0 = 0, m = 1, s = 1 = \text{const}, \xi \sim \quad , A = [\eta_0 \xi]^{-1}, \quad (5.3.15)$$

реализуется алгоритм решения (5.3.8)–(5.3.14) для описанной модели материала максвелловского типа (5.2.8)–(5.2.11).

Методом наименьших квадратов были найдены, например, константы аппроксимации  $\eta_0 = 4.31 \cdot 10^{-8}$ ;  $U / R = 69452$  для чистого кварцевого стекла. После пересчета в модель Ананда получены следующие значения констант:  $\xi = 10^{-10}$ ,  $A = 2.3 \cdot 10^{18}$ .

#### 5.4 Модельные задачи

Описанные релаксационные эффекты могут играть существенную роль при анализе процессов, сопровождающих изготовление анизотропных оптических волокон, особенно в силу их неоднородности вследствие легирования материалов силовых стержней и светопроводящей жилы. В качестве иллюстрации рассмотрим пример, демонстрирующий изменение напряженно-деформированного состояния в заземленных стержнях из чистого кварцевого стекла и кварцевого стекла, легированного оксидом бора (10%  $B_2O_3$ ) в условиях отжига. На Рисунке 5.4 представлена эволюция напряжений в условиях нагрева стержня из чистого кварцевого стекла с постоянной скоростью, с последующей выдержкой при фиксированной температуре (950, 1050, 1150 °C) и охлаждением до комнатной температуры, что соответствует режиму отжига. Приведенная методика позволяет оценить

необходимое время выдержки для полной релаксации напряжений в стержне при выбранной температуре отжига и степени легирования изделия. На Рисунке 5.5 изображены аналогичные зависимости для заземленного стержня из кварцевого стекла, легированного 10% оксида бора. Введение оксида бора в состав кварцевого стекла приводит к снижению вязкости расплава, уменьшению температуры стеклования и увеличению линейного коэффициента температурного расширения [89]. Видно, что полная релаксация напряжений в легированном кварцевом стекле при данных температурах и выбранной скорости нагрева (образцы нагревались до температуры выдержки за 100 с) происходит еще в процессе нагрева и выдержки фактически не требуется.

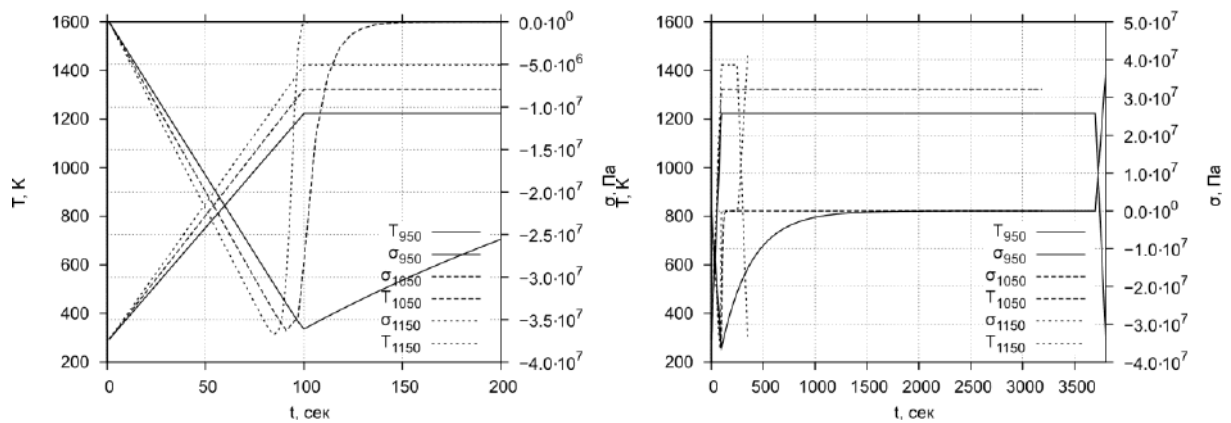


Рисунок 5.4 – Эволюция напряжения и температуры в заземленном стержне из чистого кварцевого стекла в режимах: нагрев – выдержка (при фиксированных температурах) – охлаждение (до комнатной температуры)

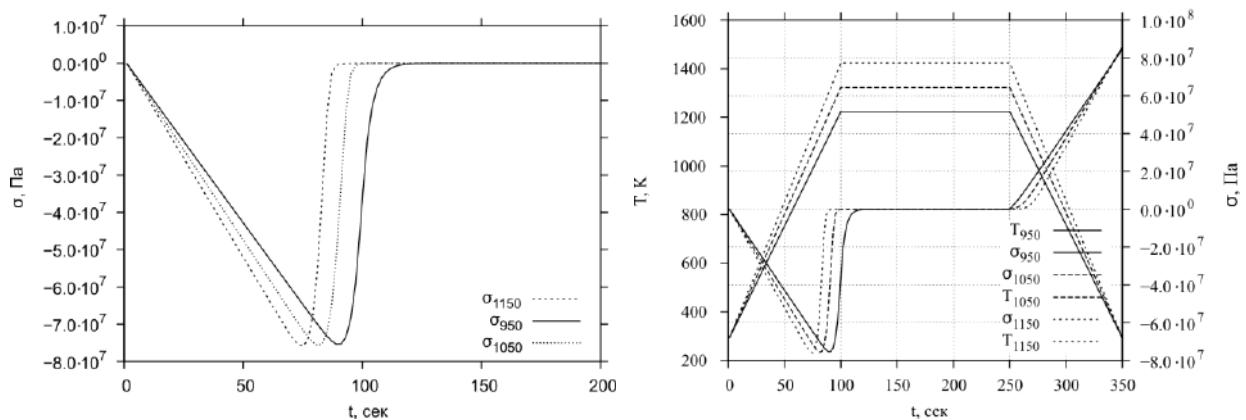


Рисунок 5.5 – Эволюция напряжения и температуры в заземленном стержне из кварцевого стекла, легированного 10%  $B_2O_3$  в режимах: нагрев – выдержка (при фиксированных температурах) – охлаждение (до комнатной температуры)

Работа модели для случая плоской деформации была рассмотрена на задаче об НДС в анизотропном волокне типа «Панда» после высокотемпературной вытяжки. Была использована такая же модель максвелловского типа, обобщённая на случай сложного напряженного состояния (5.2.1)–(5.2.11), алгоритм численной реализации был аналогичен (5.3.3)–(5.3.14). Основные уравнения, метод решения и примеры применения для задачи о формировании остаточных напряжений в силовых стержнях описаны также в работах [144; 352]. В данном случае, следуя методологии этих работ и подхода, описанного в подразд. 5.2, покажем, что дает применение релаксационной модели при прогнозировании полей напряжений и двулучепреломления в волокне типа «Панда» по сравнению с традиционными термоупругими расчетами, описанными в подразд. 5.1. На Рисунке 5.6 приведена фотография поперечного сечения анизотропного оптического волокна типа «Панда», состоящего из следующих конструктивных элементов: светопроводящая жила в центре волокна из кварцевого стекла, легированного оксидом германия, два силовых цилиндрических элемента из кварцевого стекла, легированного оксидами бора и фосфора и оксидом бора в центральной части, массив самого волокна выполнен из чистого кварцевого стекла.

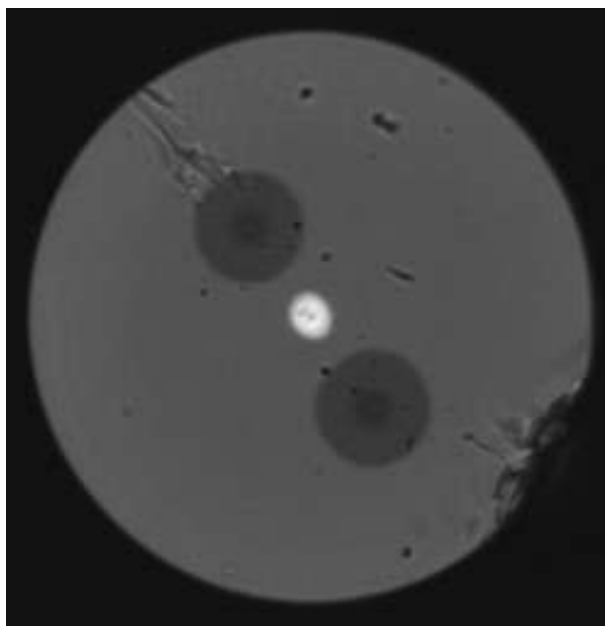


Рисунок 5.6 – Поперечное сечение анизотропного волокна типа «Панда»



Для сравнения моделей были выполнены численные исследования с применением термоупругой модели и с использованием релаксационной модели (три варианта с учетом разных скоростей охлаждения волокна после вытяжки до комнатной температуры). На Рисунке 5.7 представлены результаты решения задачи об остаточных напряжениях в анизотропном волокне в упругой постановке, на Рисунке 5.8 – эпюры, полученные в вязкоупругой постановке с физическими соотношениями максвелловского типа (5.2.8)–(5.2.11) и вязкостью, зависящей от температуры. На качественном уровне результаты схожи, однако количественно существенно отличаются. На Рисунке 5.9 приведено сравнение релаксационной и термоупругой моделей на примере эпюр интенсивности напряжений для разного времени охлаждения волокна до комнатной температуры (4.6, 23, 230 с).

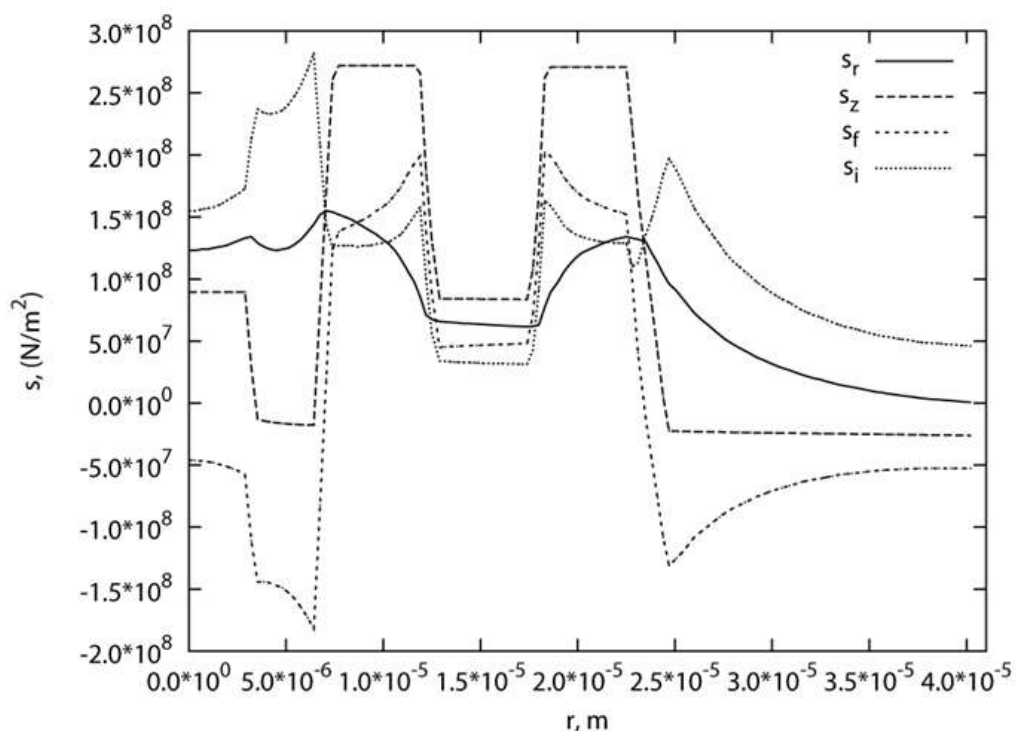


Рисунок 5.7 – Эпюры остаточных напряжений в волокне Panda после вытяжки, полученные с применением термоупругой модели

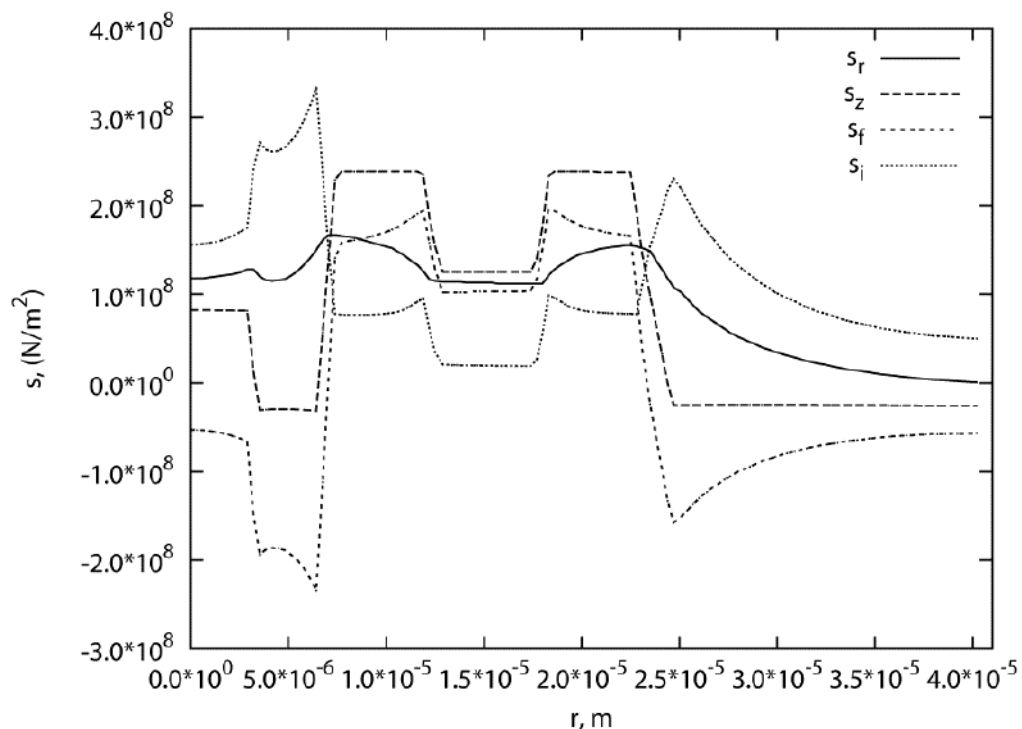


Рисунок 5.8 – Эпюры остаточных напряжений в волокне Panda после вытяжки, полученные с применением релаксационной модели (охлаждение волокна за 4.6 с)

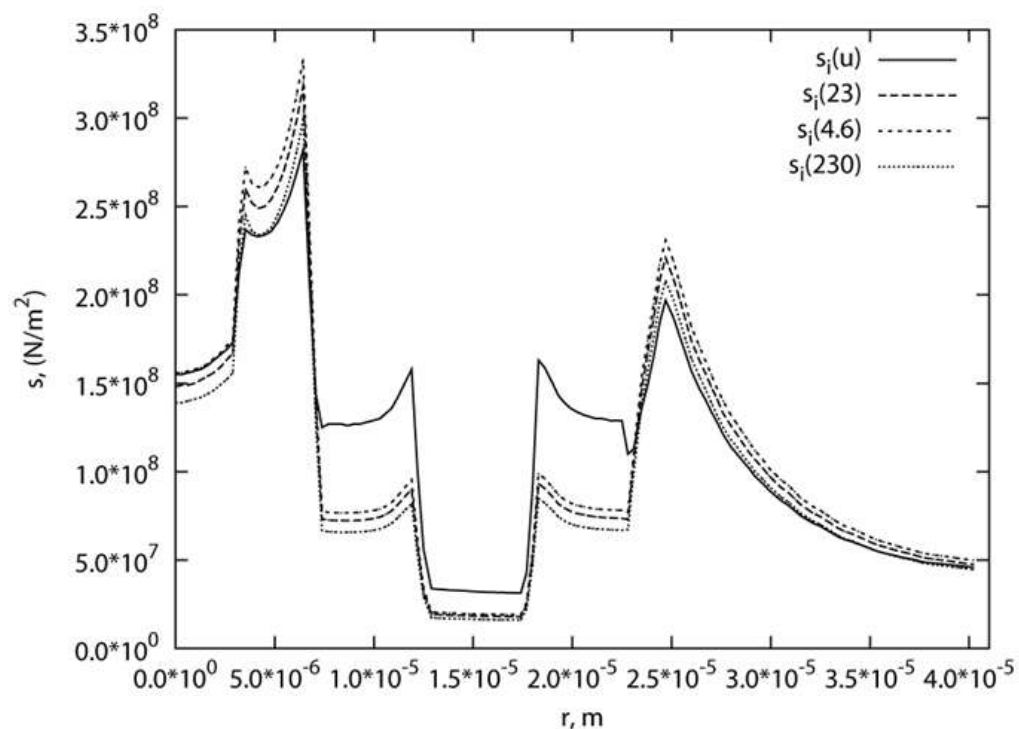


Рисунок 5.9 – Эпюры интенсивности напряжений  $S_i$  в волокне Panda, полученные с применением релаксационной и термоупругой моделей

Количественные отличия в определении компонент тензора напряжений в различных точках поперечного сечения световода на основе двух

обсуждаемых подходов сказываются в конечном счете на величине прогнозируемого двулучепреломления, определяемого по формуле

$$B = C(\lambda) \frac{\int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} (\sigma_x(r, \varphi) - \sigma_y(r, \varphi)) |E(r, \varphi, V)|^2 r dr d\varphi}{\int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} |E(r, \varphi, V)|^2 r dr d\varphi}, \quad (5.4.1)$$

где  $r, \varphi$  – соответствующие оси цилиндрической системы координат,  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  – нормальные напряжения в поперечном сечении волокна;  $C(\lambda)$  – фотоупругая постоянная для данной длины волны;  $|E(r, \varphi, V)|^2$  – распределение интенсивности основной моды по поперечному сечению световода. В данном исследовании было использовано равномерное распределение  $E(r, \varphi, V) = E_0$ .

Значения двулучепреломления  $B$ , полученные для указанных выше четырех расчетных вариантах в соответствии с выражением (5.4.1) приведены в Таблице 5.1.

Таблица 5.1 – Расчетные значения двулучепреломления анизотропного волокна типа «Панда»

	Время охлаждения, с	$B \cdot 10^4$
Расчет по термоупругой модели	–	5.75
Расчет по термовязкоупругой модели	4.6	6.05
	23	5.77
	230	5.40

Как видно по результатам численного анализа, несмотря на качественно похожую картину напряженно-деформированного состояния для упругой и вязкоупругой постановки, напряжения в светопроводящей жиле достаточно сильно отличаются, что отражается и на полученных численно значениях двулучепреломления. Высокотемпературная вытяжка оптического волокна на производстве может происходить со скоростями от 5 до 20 м/с, а скорость охлаждения волокна на некоторых участках превышать  $10^4$  К/с [175; 200; 285; 303], таким образом, время охлаждения волокна может занимать доли

секунды, и с его уменьшением будет увеличиваться уровень остаточных напряжений и двулучепреломление в светопроводящей жиле.

Стоит отметить, что в некоторых случаях КЛТР кварцевых стекол может значительно зависеть от температуры и скорости ее изменения. Учет таких особенностей температурного расширения стекол и описанных выше релаксационных эффектов может приводить к достаточно сложной нелинейной зависимости двулучепреломления от скорости охлаждения. Оптимальный режим охлаждения, приводящий к наилучшим параметрам сохранения поляризации будет также иметь нелинейный характер.

Таким образом, показано, что учет релаксационных эффектов в материалах кварцевого анизотропного световода может оказаться существенным при прогнозировании НДС и связанных с ним оптических характеристик волокна, например, двулучепреломления или показателя преломления. В предложенном подходе отсутствует необходимость использования субъективно выбираемого параметра – начальной температуры процесса охлаждения.

## **ГЛАВА 6. ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ МЕХАНИКА ИЗДЕЛИЙ ИЗ НЕОДНОРОДНО ЛЕГИРОВАННЫХ КВАРЦЕВЫХ СТЕКОЛ**

Процесс производства специальных оптических волокон включает этапы изготовления и обработки относительно массивных изделий из кварцевого стекла, неоднородно легированного различными функциональными добавками. Это, например, силовые стержни для анизотропного волокна типа «Панда», преформы для вытяжки волокон и т.д. Как уже отмечалось ранее, добавление оксидов бора, фосфора, германия и других элементов ведет к существенному увеличению коэффициента температурного расширения смеси по сравнению с чистым кварцевым стеклом, кроме того, значительно влияет на зависимость вязкости от температуры и, в частности, на температуру стеклования. В условиях технологического цикла происходят многократные температурные

воздействия на изделия, в процессе которых материал изделий проходит через релаксационный переход, а с учетом неоднородности легирования и полей температур в таких объектах формируются поля остаточных напряжений, которые могут приводить к разрушению конструкции или влиять на оптические характеристики и качество готового изделия. Таким образом, задача моделирования термомеханического поведения подобных объектов актуальна для рационального выбора режимов технологического процесса производства изделий из кварцевых стекол.

### **6.1 Численное моделирование эволюции полей технологических напряжений в силовых стержнях**

Основным материалом для изготовления анизотропного волокна типа «Панда» является чистое кварцевое стекло ( $\text{SiO}_2$ ) и кварцевое стекло с добавлением легирующих элементов  $\text{GeO}_2$ ,  $\text{B}_2\text{O}_3$ ,  $\text{P}_2\text{O}_5$ , что существенно влияет на свойства кварцевого стекла: коэффициент линейного температурного расширения и зависимость вязкости от температуры (в частности, на температуру размягчения и стеклования). Волокно типа «Панда» относится к специальным оптическим волокнам, поддерживающим поляризацию, в которых за счет конструктивно заложенной анизотропии степени легирования и, соответственно, свойств материала при охлаждении от температур выше температуры размягчения формируются поля остаточных напряжений. В свою очередь напряженное состояние влияет на оптические характеристики материала, такие как показатель преломления, и, как следствие, на материальное двулучепреломление. Эта характеристика является одной из ключевых для такого типа волокон, так как позволяет сохранять поляризацию введенного в него света. Конструктивные параметры волокон, поддерживающих поляризацию, подбираются таким образом, чтобы в светопроводящей жиле эффект двулучепреломления был максимальным, сохранялась прочность изделия и его элементов на всех этапах производства, реализовывались условия для распространения излучения по световоду с

приемлемыми потерями. Из наиболее распространённых вариантов исполнения анизотропных оптических волокон [160; 180; 285] – «галстук бабочка» (bow-tie), эллиптическая напрягающая оболочка (elliptical jacket), pseudo-rectangle, эллиптическая жила (elliptical core), «Панда» (panda), различающиеся между собой формой и расположением областей легированного стекла; наиболее оптимальным по своим оптическим характеристикам и технологичности производственного процесса является волокно типа «Панда» [295]. В волокне такого типа легированные элементы конструкции называются силовыми стержнями, а в зарубежной литературе SAP (Stress Applying Part). В производственном процессе силовые стержни цилиндрической формы с изменяющейся по радиусу по определенному закону степенью легирования (Рисунок 6.1) изготавливаются отдельно по технологии газозафазного осаждения (MCVD).

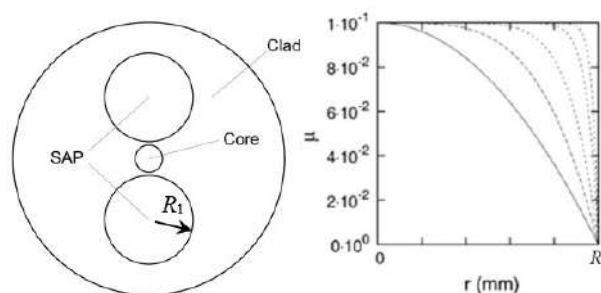


Рисунок 6.1 – Схема сечение волокна с наведенной поляризацией типа Panda и возможные зависимости концентрации легирующих добавок от радиуса в силовом стержне (SAP)

Одной из важных задач анализа напряженного состояния в конструкциях из легированных кварцевых стекол в применении к производству оптических волокон различного типа является задача определения остаточных напряжений при охлаждении от температур выше температуры размягчения до комнатной температуры. Так, например, в [307; 331] такая задача решена в термоупругой постановке.

В условиях, когда степень легирования кварцевого стекла сильно неоднородна по объему, необходимо учитывать ее значительное влияние на свойства материала. Поэтому для анализа напряженного состояния в заготовках силовых стержней для анизотропного волокна типа «Панда»,

степень легирования в которых задана определенной зависимостью от радиуса, был выбран аналогичный [307; 331] подход, в дополнение к которому использована модель термомеханического поведения, способная адекватно учитывать вклад в формирование полей остаточных напряжений релаксационных процессов и переходов (стеклования), возникающих при охлаждении заготовки.

### ***6.1.1 Математическая постановка***

Рассматривается задача описания эволюции напряженного состояния в осесимметричном длинном цилиндрическом стержне из неоднородного по радиусу материала в процессе охлаждения, сопровождающемся релаксационным переходом из размягченного в застеклованное состояние.

Для прогнозирования эволюции напряженного состояния необходима математическая модель термомеханических процессов, происходящих при охлаждении конструкции из легированных кварцевых стекол от температур выше температуры стеклования до температуры окружающей среды, способная адекватно отразить поведение материала как в застеклованном или размягченном состояниях, так и в условиях переходного релаксационного процесса. Ключевой в этом вопросе является задача построения определяющих соотношений, отражающих связь тензоров напряжений и деформации в широком диапазоне изменения температур.

Принимая во внимание гипотезы, описанные в подразд. 5.2, можно разделить краевую задачу нестационарной теплопроводности и краевую задачу термомеханики о напряженно-деформированном состоянии, которые в такой постановке являются несвязанными. Будем предполагать, что в силовом стержне реализуются условия существования обобщенного плоскодеформированного состояния, тогда при наличии осевой симметрии в распределении свойств материала и температурных полей обобщенная постановка (5.2.1)–(5.2.11) в цилиндрической системе координат будет иметь следующий вид [194]:

*Уравнение теплопроводности*

$$c(r, T)\rho(r, T)\frac{\partial T(r, t)}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\kappa(r, T)\frac{\partial T(r, t)}{\partial r}\right), \quad r \in [0, b], \quad (6.1.1)$$

где  $b$  – внешний радиус стержня;

*граничные условия*

$$\left.\frac{\partial T(r, t)}{\partial r}\right|_{r=0} = 0, \quad -\kappa(b, T)\left.\frac{\partial T(r, t)}{\partial r}\right|_{r=b} = h(T_c - T(b, t)) + \varepsilon_s\sigma_0(T_c^4 - T(b, t)^4), \quad (6.1.2)$$

где первое слагаемое правой части описывает конвективный теплоперенос, а второе – излучение (закон Стефана–Больцмана);

*начальные условия*

$$T(r, 0) = T_0, \quad r \in [0, b]. \quad (6.1.3)$$

Несвязанная квазистатическая краевая задача механики с учетом принятых гипотез включает [194]:

*уравнение равновесия*

$$\frac{\partial \sigma_r(r, t)}{\partial r} + \frac{\sigma_r(r, t) - \sigma_\phi(r, t)}{r} = 0, \quad r \in (0, b); \quad (6.1.4)$$

*геометрические соотношения*

$$\varepsilon_r(r, t) = \frac{\partial u_r(r, t)}{\partial r}, \quad \varepsilon_\phi(r, t) = \frac{u_r(r, t)}{r}, \quad \varepsilon_z(t) = \text{const}, \quad r \in [0, b]; \quad (6.1.5)$$

*граничные условия*

$$\sigma_r(b, t) = 0, \quad u_r(0, t) = 0, \quad \int_0^b r\sigma_z(r, t)dr = 0, \quad r \in [0, b]; \quad (6.1.6)$$

*определяющие соотношения максвелловского типа*

$$\begin{aligned} \sigma_r(r, t) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_r(r, t) - \varepsilon_{Br}(r, t) - \varepsilon_T(r, t)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)[\varepsilon_\phi(r, t) - \varepsilon_{B\phi}(r, t) - \varepsilon_T(r, t) + \varepsilon_z(t) - \varepsilon_{Bz}(r, t) - \varepsilon_T(r, t)], \\ \sigma_\phi(r, t) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_\phi(r, t) - \varepsilon_{B\phi}(r, t) - \varepsilon_T(r, t)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)[\varepsilon_r(r, t) - \varepsilon_{Br}(r, t) - \varepsilon_T(r, t) + \varepsilon_z(t) - \varepsilon_{Bz}(r, t) - \varepsilon_T(r, t)], \end{aligned} \quad (6.1.7)$$



$$\begin{aligned} \sigma_z(r,t) = & (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_z(t) - \varepsilon_{Bz}(r,t) - \varepsilon_T(r,t)) + \\ & + (B - \frac{2}{3}G)[\varepsilon_r(r,t) - \varepsilon_{Br}(r,t) - \varepsilon_T(r,t) + \varepsilon_\varphi(r,t) - \varepsilon_{B\varphi}(r,t) - \varepsilon_T(r,t)], \\ \dot{\sigma}_r = & \frac{1}{\eta}(\dot{\sigma}_\varphi - \dot{\sigma}), \quad \dot{\sigma}_\varphi = \frac{1}{\eta}(\dot{\sigma}_r - \dot{\sigma}), \quad \dot{\sigma}_z = \frac{1}{\eta}(\dot{\sigma}_z - \dot{\sigma}), \\ & r \in (0, b), \end{aligned} \quad (6.1.8)$$

где  $\varepsilon_T(r,t) = \int_{T_0}^T \alpha(r,T)dT$  – линейная температурная деформация;  $B$  – модуль объемного сжатия;  $G$  – модуль сдвига;  $\varepsilon_{B\varphi}(r,t)$ ,  $\varepsilon_{Br}(r,t)$ ,  $\varepsilon_{Bz}(r,t)$  – компоненты тензора вязких деформаций  $\hat{\varepsilon}_B(r,t)$ ;  $\sigma(r,t) = (\sigma_r + \sigma_\varphi + \sigma_z)/3$  – среднее напряжение;  $\eta(r,T) = \eta_0(r)e^{\frac{K(r)}{T(r,t)}}$ ,  $\alpha(r,T)$  – вязкость и коэффициент температурного расширения материала, зависящие от температуры и от неоднородно распределенных по объему тела легирующих примесей;  $T_0$  – начальная температура, при которой предполагается отсутствие в теле напряжений, деформаций и их производных по времени;  $\dot{\sigma}$  – дивергенция девиатора тензора вязкой деформации. Компоненты девиатора тензора вязкой деформации в силу того, что в расплавленном состоянии материал предполагается несжимаемой жидкостью ( $\varepsilon_{Br} + \varepsilon_{B\varphi} + \varepsilon_{Bz} = 0$ ), равны соответствующим компонентам тензора вязких деформаций (левые части уравнений (6.1.8)).

Соотношения (6.1.7), (6.1.8) являются обобщением одномерного уравнения модели Максвелла (5.2.12) с вязкостью, зависящей от температуры, на случай сложнапряженного состояния. Релаксационному переходу в рамках данной модели соответствует экспоненциальный рост вязкости при приближении к температуре стеклования материала (различной в каждой точке в силу неоднородности легирования) в процессе охлаждения, т.е. переход к практически термоупругому поведению.

### 6.1.2 Численная реализация

Для численного решения задачи теплопроводности использован метод конечных элементов в традиционной реализации [68]. Для решения задачи термомеханики (6.1.4)–(6.1.8) избран пошаговый метод. По аналогии с (5.3.1)–(5.3.7) с этой целью вводится в рассмотрение сетка на оси времени с узлами:  $t_0 = 0, t_1, t_2, \dots, t_m, t_{m+1}, \dots$ . Тогда можно построить дискретный по времени разностный аналог краевой задачи (6.1.4)–(6.1.8), соответствующий неявной схеме отыскания неизвестных на  $m$ -м временном слое с итерационным уточнением на каждом шаге величин вязких деформаций по соотношениям (6.1.8):

$$\frac{\partial \sigma_r^{m(k)}(r)}{\partial r} + \frac{\sigma_r^{m(k)}(r) - \sigma_\varphi^{m(k)}(r)}{r} = 0, \quad r \in (0, b); \quad (6.1.9)$$

$$\varepsilon_r^{m(k)}(r, t) = \frac{\partial u_r^{m(k)}(r)}{\partial r}, \quad \varepsilon_\varphi^{m(k)}(r, t) = \frac{u_r^{m(k)}(r)}{r}, \quad \varepsilon_z^{m(k)} = const, \quad r \in [0, b]; \quad (6.1.10)$$

$$\sigma_r^{m(k)}(b, t) = 0, \quad u_r^{m(k)}(0, t) = 0, \quad \int_0^b r \sigma_z^{m(k)}(r, t) dr = 0, \quad r \in [0, b]; \quad (6.1.11)$$

$$\begin{aligned} \sigma_r^{m(k)}(r) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_r^{m(k)}(r) - \varepsilon_{Br}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)[\varepsilon_\varphi^{m(k)}(r) - \varepsilon_{B\varphi}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r) + \varepsilon_z^{m(k)} - \varepsilon_{Bz}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r)], \\ \sigma_\varphi^{m(k)}(r) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_\varphi^{m(k)}(r) - \varepsilon_{B\varphi}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)[\varepsilon_r^{m(k)}(r) - \varepsilon_{Br}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r) + \varepsilon_z^{m(k)} - \varepsilon_{Bz}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r)], \end{aligned} \quad (6.1.12)$$

$$\begin{aligned} \sigma_z^{m(k)}(r) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_z^{m(k)} - \varepsilon_{Bz}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)[\varepsilon_r^{m(k)}(r) - \varepsilon_{Br}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r) + \varepsilon_\varphi^{m(k)}(r) - \varepsilon_{B\varphi}^{m(k)}(r) - \varepsilon_T^{m(k)}(r)], \end{aligned}$$

$$\varepsilon_{Bi}^{m(k)}(r) - \varepsilon_{Bi}^{m-1(k)}(r) = \frac{1}{\eta}(\sigma_i^{m(k-1)} - \sigma^{m(k-1)})(t^m - t^{m-1}), \quad i = r, \varphi, z, \quad r \in (0, R); \quad (6.1.13)$$

$$\varepsilon_T^m(r) = \int_{T_0}^{T_m} \alpha(T) dT; \quad \eta(r, T_m) = \eta_0(r) e^{\frac{K(r)}{T_m(r)}}, \quad (6.1.14)$$

где  $k = 1, 2, 3, \dots$  – номер итерации при отыскании неизвестных на  $m$ -м слое. В качестве начальных значений неизвестных для итерационного процесса на  $m$ -м слое выбираются найденные значения на предыдущем  $(m-1)$ -м временном слое. Начальные по времени условия для всех величин определяются из условия естественного начального ненапряженного и недеформированного состояния.

Теоретический анализ сходимости итерационного процесса не производился. Практические вычисления по описанному алгоритму подтверждают сходимость итераций.

Вычисления на каждой итерации  $m$ -го шага по времени в расчетной схеме (6.1.9)–(6.1.14) сводятся, по сути, к решению краевой задачи линейной термоупругости. Для численной реализации использован метод конечных элементов.

### **6.1.3 Численный анализ эволюции напряжений**

Описанная математическая модель применена для анализа эволюции напряженного состояния при изготовлении силовых стержней, являющихся частью конструкции заготовки анизотропного оптического волокна, их назначение – формирование в светопроводящей жиле анизотропии поля остаточных напряжений для обеспечения разности показателей преломления материала в ортогональных направлениях. Силовые элементы изготавливаются из кварцевого стекла, легированного добавками оксида бора и/или фосфора, которые на порядок увеличивают КЛТР стекла и изменяют диапазон температур стеклования в сторону более низких значений.

В анизотропном волокне типа «Панда» в качестве SAP используются цилиндрические стержни с переменной зависимостью от радиуса концентрации легирующих элементов. В начале процесса изготовления силовых стержней осуществляется высокотемпературное химическое осаждение легирующих элементов из газовой фазы на внутреннюю поверхность кварцевых труб (метод MCVD), после чего трубка

«схлопывается», т.е. превращается в монолитный стеклянный цилиндр путем разогрева до 1800 °С в пламени газовой горелки. В дальнейшем заготовка охлаждается на воздухе до температуры окружающей среды. С охлажденного силового стержня плавиковой кислотой стравливаются или удаляются абразивом наружные (нелегированные) слои кварцевого стекла. При проектировании силового стержня необходимо выбрать зависимость концентрации легирующих добавок от радиуса, обеспечивающую максимальную температурную деформацию стержня при соблюдении условий сохранения прочности на протяжении всего процесса охлаждения заготовки. В данном разделе работы рассмотрены зависимости концентрации легирующих элементов от радиуса при фиксированном максимальном значении 10%.

При расчетах по схеме (6.1.9)–(6.1.14) принята зависимость динамической вязкости от температуры  $T$  и коэффициента концентрации легирующего элемента  $\mu$  вида  $\lg(\eta(T, \mu)) = k_1(\mu) + \frac{k_2(\mu)}{T}$ , описанная в подразд. 3.1. Зависимости для вычисления  $\alpha(T, \mu)$ ,  $k_1(\mu)$ ,  $k_2(\mu)$  получены численно в виде кусочной сплайн-интерполяции в результате обработки данных эксперимента [201].

Силовой стержень представлен цилиндром бесконечной длины с радиусом  $b$ , который до  $r = r_0 < b$  имеет переменную по радиусу степень легирования оксидом бора  $B_2O_3$  ( $B_2O_3$  и  $P_2O_5$  в случае SAP с показателем преломления, близким к чистому кварцу). Для моделирования распределения концентрации легирующих добавок по радиусу использованы варианты зависимостей вида

$$\mu(r) = \mu_{\max} \left( 1 - \left( \frac{r}{r_0} \right)^n \right), \quad r \in [0, r_0], \quad (6.1.15)$$

где  $\mu_{\max}$  – максимальная концентрация легирующей добавки в центре силового элемента.

При решении задачи теплопроводности (6.1.1)–(6.1.3) принималось допущение, что коэффициент теплопроводности, теплоемкость и плотность в исследуемом диапазоне концентраций (до 10%) слабо зависят от массового содержания легирующей добавки, что соответствует экспериментально установленным фактам [89]. Их температурная зависимость выбиралась аналогичной зависимости для чистого кварцевого стекла.

Для аналитического описания температурных зависимостей использовалась сплайн-интерполяция, построенная на экспериментальных значениях. Плотность полагалась постоянной и равной  $2200 \text{ кг/м}^3$  [89].

Для тестирования представленной математической модели был проведен численный эксперимент по расчету напряжений в защемленном одноосном стержне из однородно легированного кварцевого стекла при циклическом нагреве-охлаждении. Пример расчетной температурной диаграммы осевого напряжения для чистого кварцевого стекла представлен на Рисунке 6.2. Как видно из приведенных кривых, при первоначальном нагреве (этап I) наблюдается резкое падение напряжений при переходе через температуру размягчения. Последующее охлаждение (этап II) приводит к росту напряжения на интервале ниже температуры размягчения за счет температурной деформации застеклованного кварца. При повторном нагреве (этап III) отклонение от кривой охлаждения образует петлю гистерезиса, наблюдаемую экспериментально для стеклующихся материалов. Таким образом, предлагаемая модель качественно верно описывает закономерности формирования напряженного состояния в условиях релаксационного перехода.

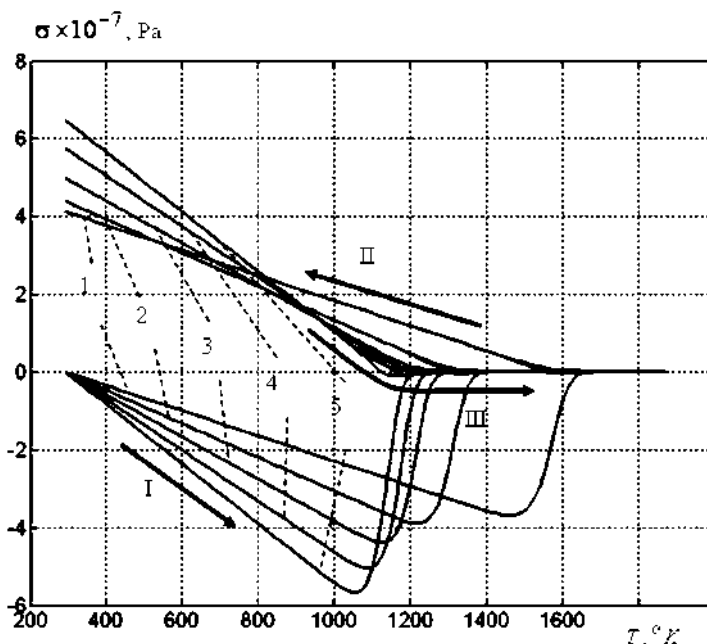


Рисунок 6.2 – Напряжение в заземленном стержне при различных концентрациях  $V_2O_3$ ;  $\dot{T}$  К/с; 1 –  $\mu = 0$ ; 2 –  $\mu = 0.025$ ; 3 –  $\mu = 0.05$ ; 4 –  $\mu = 0.075$ , 5 –  $\mu = 0.1$ ; I – нагрев; II – охлаждение; III – повторный нагрев

На Рисунке 6.2 также демонстрируется влияние концентрации легирующего элемента на процесс формирования технологических напряжений в тестовой задаче. Из рисунка видно, что при росте концентрации, с одной стороны, снижается температура стеклования, а с другой – увеличивается коэффициент линейного температурного расширения. Благодаря большему влиянию увеличения КЛТР максимальные по абсолютной величине напряжения как на этапе первоначального нагрева, так и после полного охлаждения наблюдаются при наибольшей концентрации  $V_2O_3$  (кривая 5, этапы I, II). В то же время в диапазоне 850–1500 К растягивающие напряжения при охлаждении чистого кварцевого стекла (кривая 1, этап II) преобладают над остальными (кривые 2–5, этап II) благодаря более раннему стеклованию. В силовом стержне, где концентрация меняется по радиусу (формула (6.1.15)), это приводит к несовместности температурных деформаций и возникновению остаточных напряжений на этапе охлаждения от температур размягченного состояния. Аналогичные последствия влечет неравномерность распределения скоростей охлаждения при наличии больших градиентов температур в объеме конструкции, хотя

данное влияние не столь значительно. Расчет показывает, что в результате роста скорости охлаждения в 125 раз при постоянной концентрации легирующего элемента остаточные напряжения в тестовой задаче увеличиваются примерно на 20%.

#### 6.1.4 Анализ напряженного состояния в силовых элементах

В результате численного анализа температурного поля в процессе охлаждения заготовки силового стержня сделан вывод о том, что неравномерность распределения температуры по радиусу силового стержня незначительна и не превышает 10 К. Следовательно, основное влияние на поле остаточных напряжений оказывает концентрация легирующих элементов.

Величины технологических напряжений в SAP при охлаждении после схлопывания исходной заготовки значительно ниже остаточных и опасности не представляют, тем более что прочность кварцевого стекла на растяжение в диапазоне рассматриваемых температур растет с увеличением температуры [32; 230]. На Рисунке 6.3 для иллюстрации приведены законы изменения во времени интенсивности напряжений  $\sigma_{ii}$  в трех характерных точках сечения:  $r=0$  – центр сечения,  $r=r_0=3 \cdot 10^{-3}$  м – граница легированной зоны и чистого кварцевого стекла,  $r=b=5 \cdot 10^{-3}$  м – наружная граница, при значении параметра концентрации легирующего элемента  $n=6$ .

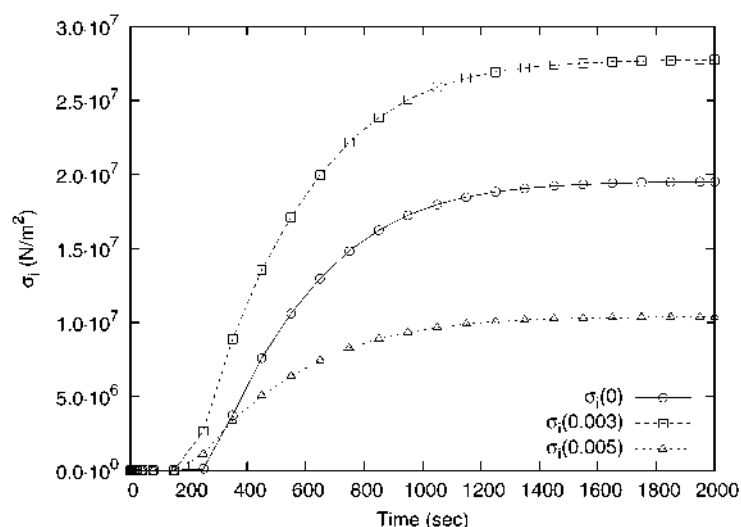


Рисунок 6.3 – Эволюция интенсивности напряжений  $\sigma_{ii}$  для  $n = 6$  в точках  $r = 0, 0.003, 0.005$  м

### 6.1.5 Силовой стержень легированный $B_2O_3$

На Рисунке 6.4 приведены эпюры остаточных напряжений после охлаждения стержня и травливания наружных слоев чистого кварцевого стекла для различных значений параметра концентрации  $n$  (чем выше  $n$ , тем ближе распределение к равномерному, чем ниже, тем круче спадает  $\mu(r)$  от центра к краю). Процедура травливания наружных слоев заготовки силового элемента моделируется в процессе численного решения путем снижения на несколько порядков жесткостей соответствующих конечных элементов на последних шагах по времени, завершающих охлаждение изделия.

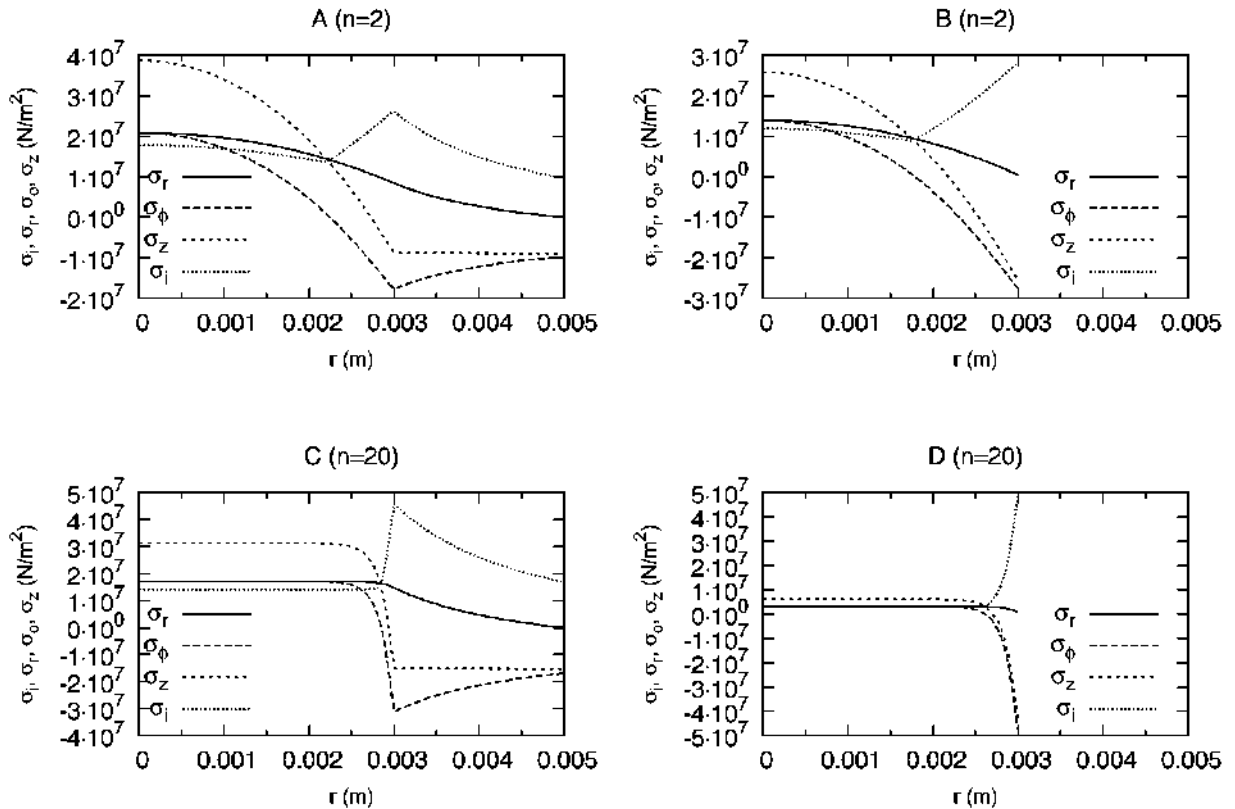


Рисунок 6.4 – Эпюры остаточных напряжений в заготовках силовых стержней:  $A, C$  – после охлаждения;  $B, D$  – после травливания

Как видно из приведенных эпюр, наиболее опасным является нормальное растягивающее напряжение  $\sigma_z$  (вдоль оси стержня) в центре стержня и интенсивность напряжений на границе ( $r = r_0 = 3 \cdot 10^{-3}$  м) легированной зоны и чистого кварцевого стекла, высокое значение которой



вызвано большими сжимающими напряжениями  $\sigma_\phi$ ,  $\sigma_z$ . При этом наблюдаются следующие закономерности:

- чем выше  $n$ , тем меньше  $\sigma_z(0)$ , чем ниже  $n$ , тем больше  $\sigma_z(0)$ ;
- для заготовки стержня  $\sigma_z(0)$  меняется от 41 МПа для  $n = 0.5$  до 30 МПа для  $n = 20$ ;
- после удаления наружных слоев чистого кварцевого стекла  $\sigma_z(0)$  меняется от 43 МПа для  $n = 0.5$  до 7 МПа для  $n = 20$ , таким образом, процесс снятия слоев снижает величину максимального  $\sigma_z(0)$ ;
- чем выше  $n$ , тем больше  $\sigma_{\text{н}}(r_0)$ , чем ниже  $n$ , тем меньше  $\sigma_{\text{н}}(r_0)$ ;
- для заготовки стержня  $\sigma_{\text{н}}(r_0)$  меняется от 9.5 МПа для  $n = 0.5$  до 40 МПа для  $n = 20$ ;
- после удаления наружных слоев чистого кварцевого стекла  $\sigma_{\text{н}}(r_0)$  меняется от 11 МПа для  $n = 0.5$  до 51 МПа для  $n = 20$ , таким образом, процесс снятия слоев увеличивает величину максимальной  $\sigma_{\text{н}}(r_0)$ .

Следует иметь в виду, что большие значения  $\sigma_{\text{н}}$  приходятся на участки стержня с чистым кварцем (или низким содержанием примеси), а высокие значения  $\sigma_z$  на участки с максимальным содержанием  $\text{V}_2\text{O}_3$ . Анализ результатов (Рисунок 6.5) показывает, что законы  $\mu(r)$ , близкие к случаям  $n = 4$ ,  $n = 6$  дают сочетание относительно низких значений  $\sigma_1$  и  $\sigma_{\text{н}}$  в центральной точке стержня и в точке  $r = 3 \cdot 10^{-3}$  м.

Предел прочности на растяжение для массивного стержня из кварцевого стекла варьируется в диапазонах 20...100 МПа и 0.3...0.5 ГПа для упрочненных стекол [32; 79; 84; 97]. Таким образом, для всех значений параметра  $n$  (см. Рисунок 6.5) при рассматриваемой степени легирования 10% остаточные напряжения удовлетворяют критерию прочности максимального нормального напряжения. Однако увеличение степени легирования приведет к увеличению уровня остаточных напряжений, и для определения безопасных с точки зрения прочности вариантов параметра  $n$  в зависимости (6.1.15)

необходимо уточнить диапазон значений прочности для изделий из кварцевых стекол. В рамках диссертационного исследования такая задача будет рассмотрена в подразд. 6.3.

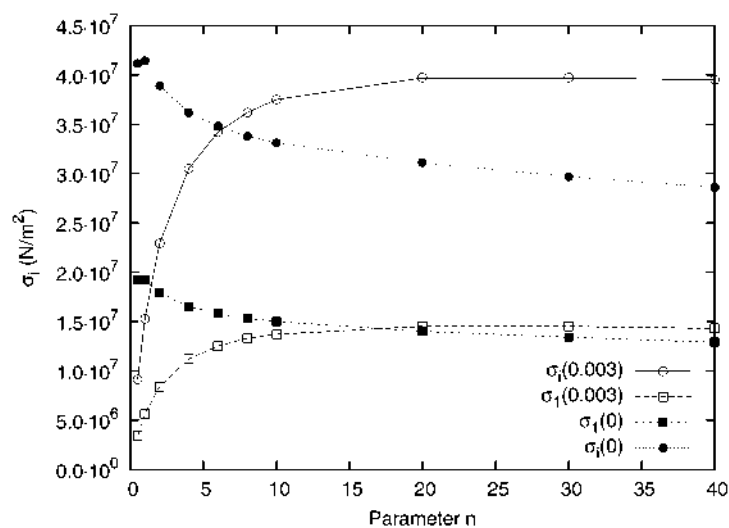


Рисунок 6.5 – Зависимость главного напряжения  $\sigma_1(0)$ ,  $\sigma_1(0.003)$  и интенсивности напряжений  $\sigma_{и}(0)$ ,  $\sigma_{и}(0.003)$  от параметра  $n$

### 6.1.6 Силовой стержень, легированный $B_2O_3$ и $P_2O_5$

Легирование кварцевого стекла оксидом бора, кроме влияния на термомеханические свойства стекла, приводит также к изменению его оптических характеристик, в частности изменяет показатель преломления. Различие оптических характеристик разных конструктивных элементов анизотропного волокна приводит к нежелательному увеличению потерь сигнала. Силовые стержни с показателем преломления, близким к значениям чистого кварцевого стекла, легируются двумя элементами – оксидами бора и фосфора, один из которых увеличивает показатель преломления стекла, а другой уменьшает.

При проектировании такого силового стержня необходимо выбрать такую концентрацию легирующих элементов, при которой выполняются следующие условия: в каждой точке заготовки сохраняется показатель преломления чистого кварцевого стекла; осуществляется выполнение условий прочности на протяжении всего процесса производства.

Например, простому силовому стержню, рассмотренному в подразд. 6.1.5 при  $\mu_{\max}^{\text{B}_2\text{O}_3} = 0.1$  и  $n = 2$ , соответствует компенсированный стержень с максимальной концентрацией оксида бора  $\mu_{\max}^{\text{B}_2\text{O}_3} = 0.058$  и максимальной концентрацией оксида фосфора  $\mu_{\max}^{\text{P}_2\text{O}_5} = 0.038$  при сохранении для каждой легирующей добавки квадратичной зависимости вдоль радиуса.

Принимается, что добавление такой концентрации оксида фосфора существенно не влияет на величину упругих констант, плотности, теплоемкости, теплопроводности. Для учета изменения вязкости и КЛТР с учетом малости концентраций были использованы смесевые соотношения [201]:  $\eta = \mu^{\text{SiO}_2} \eta^{\text{SiO}_2} + \mu^{\text{B}_2\text{O}_3} \eta^{\text{B}_2\text{O}_3} + \mu^{\text{P}_2\text{O}_5} \eta^{\text{P}_2\text{O}_5}$ ;  $\alpha = \mu^{\text{SiO}_2} \alpha^{\text{SiO}_2} + \mu^{\text{B}_2\text{O}_3} \alpha^{\text{B}_2\text{O}_3} + \mu^{\text{P}_2\text{O}_5} \alpha^{\text{P}_2\text{O}_5}$ , где  $\mu^{\text{SiO}_2}, \mu^{\text{B}_2\text{O}_3}, \mu^{\text{P}_2\text{O}_5}$  – относительные объемные концентрации компонентов смеси;  $\mu^{\text{SiO}_2} + \mu^{\text{B}_2\text{O}_3} + \mu^{\text{P}_2\text{O}_5} = 1$ .

На Рисунке 6.6 приведены эпюры остаточных напряжений в силовом стержне после охлаждения и стравливания наружных слоев чистого кварцевого стекла для значения параметра концентрации  $n=2$ .

Эпюры простого силового стержня и эпюры напряжений стержня, в состав стекла которого введены уже два оксида, имеют аналогичный характер, однако абсолютные величины напряжений стали выше за счет большего КЛТР оксида фосфора.

Таким образом, введение в материал стержня второго легирующего элемента приводит к увеличению абсолютных значений остаточных напряжений. При этом численные эксперименты показывают, что в центре стержня реализуется опасный уровень растягивающих напряжений по данным о прочности изделий из кварцевых стекол [32; 79; 84; 97] и не обеспечивается коэффициент запаса прочности соответствующего хрупкому материалу [162], даже если предположить, что прочность изделия определяется правой границей приведенного в литературе диапазона 20...100 МПа.

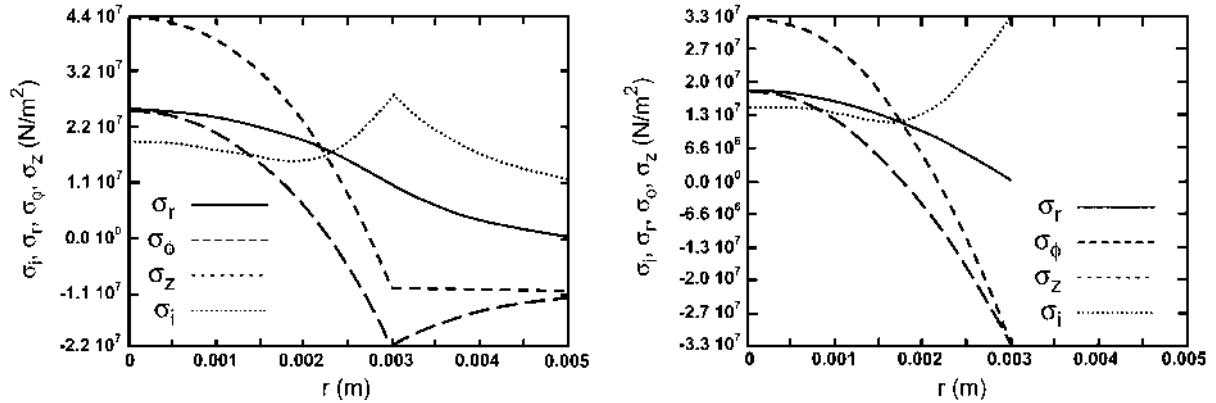


Рисунок 6.6 – Эпюры остаточных напряжений в заготовках силовых стержней, легированных двумя элементами, для  $n=2$ ; после охлаждения (слева); после стравливания (справа)

При производстве изделий, легированных оксидом фосфора методом MCVD, на последнем этапе изготовления при разогреве для схлопывания и консолидации кварцевой трубки с нанесенными на внутреннюю поверхность слоями легированного стекла в сплошной цилиндр, под действием высоких температур происходит испарение оксида фосфора с внутренней поверхности трубы. В результате профиль легирования готового силового стержня имеет снижение концентрации оксида фосфора в центре. Для анализа влияния такого эффекта на напряженно-деформированное состояние для оксида фосфора была использована следующая зависимости распределения концентрации от радиуса:

$$\begin{aligned} \mu(r) &= \mu'_{\max} \left( 1 - \left( \frac{r_1 - r}{r_1} \right)^m \right), \quad r \in [0, r_1]; \\ \mu(r) &= \mu'_{\max} \left( 1 - \left( \frac{r - r_0}{r_0 - r_1} \right)^n \right), \quad r \in [r_1, r_0], \end{aligned} \quad (6.1.16)$$

где  $r_1$  – радиус, в котором локализовано снижение концентрации легирующего элемента.

На Рисунке 6.7 приведены эпюры остаточных напряжений в силовом стержне после охлаждения и стравливания наружных слоев чистого кварцевого стекла для значения параметра концентрации  $n = 2$  с учетом падения концентрации легирующих элементов в центре стержня при

схлопывании ( $m = 20$ ,  $r_1 = 0.25$  мм). Характер эпюр на Рисунке 6.7 аналогичен эпюрам на Рисунке 6.6, уровень напряжений чуть ниже в стержне с падением концентрации в центре, что ожидаемо.

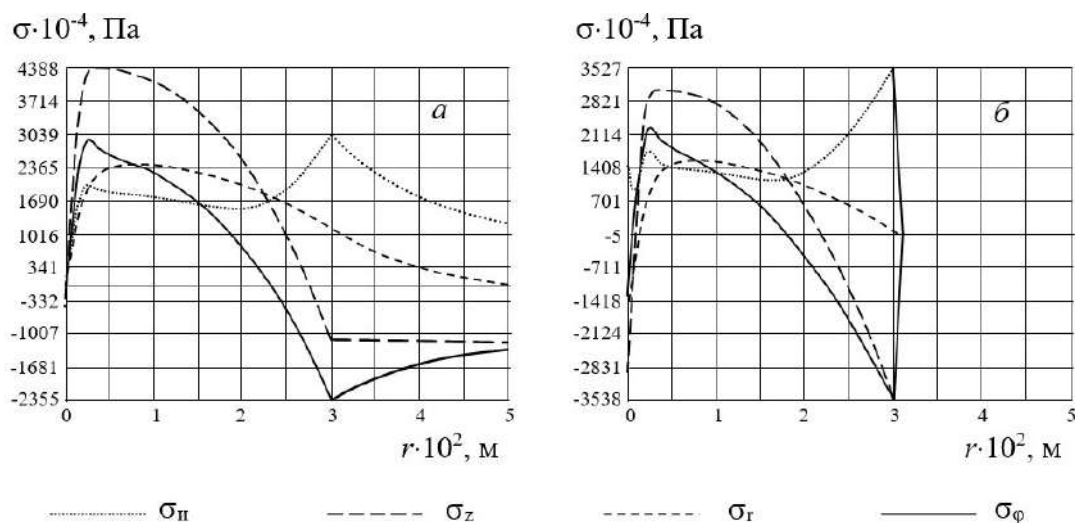


Рисунок 6.7 – Эпюры остаточных напряжений в заготовке компенсированного силового стержня для случая  $n = 2$  с учетом падения концентрации в центре стержня («выемка»):  
 $a$  – после охлаждения;  $b$  – после стравливания

### 6.1.7 Силовой стержень увеличенного диаметра

В данном подразделе рассмотрена принципиальная возможность увеличения радиальных габаритов силового стержня анизотропного кварцевого волокна «Панда» при обеспечении необходимого запаса прочности на всех этапах технологического процесса. Увеличение габаритов стержня позволяет увеличить радиальные размеры заготовки оптического волокна, что повышает точность реализации геометрии световода при вытяжке, а также увеличивает длину световода, получаемого из одной заготовки. Однако существует опасность повышения технологических напряжений в силовом стержне увеличенных размеров, что может привести к растрескиванию изделия еще на стадии изготовления.

Рассматривается задача нахождения остаточного напряженного состояния в осесимметричном длинном цилиндрическом стержне из неоднородного по радиусу материала в процессе охлаждения, сопровождающемся релаксационным переходом из размягченного в застеклованное состояние (стеклованием).

### 6.1.7.1 Математическая постановка

Для прогнозирования эволюции напряженного состояния была использована математическая модель термомеханических процессов, происходящих при охлаждении конструкции из легированных кварцевых стекол от температур выше температуры стеклования до температуры окружающей среды. Математическая модель и ее численная реализация изложена в подразд. 5.2 и аналогична описанной в подразд. 6.1.1 в осесимметричной постановке.

Для численного решения задачи теплопроводности использован метод конечных элементов в традиционной реализации [22; 68].

При расчетах принята зависимость динамической вязкости от температуры  $T$  и коэффициента концентрации легирующего элемента  $\mu$  вида

$$\lg(\eta(T, \mu)) = k_1(\mu) + \frac{k_2(\mu)}{T}. \text{ Зависимости для вычисления } \alpha(T, \mu), k_1(\mu), k_2(\mu)$$

получены численно в виде кусочной сплайн-интерполяции в результате обработки данных эксперимента [89] и описаны ранее в Главе 3.

Силовой стержень представлен цилиндром бесконечной длины с радиусом  $b$ , который до  $r = r_0 < b$  имеет переменную по радиусу степень легирования оксидом бора  $B_2O_3$ . Для моделирования распределения концентрации легирующих добавок по радиусу использованы варианты зависимостей вида (6.1.15). Величина степенного показателя  $n$  была принята равной 4.

При решении задачи теплопроводности принималось допущение, что коэффициент теплопроводности, теплоемкость и плотность в исследуемом диапазоне концентраций слабо зависят от степени легирования. Их температурная зависимость выбиралась аналогичной зависимости для чистого кварцевого стекла.

Для аналитического описания температурных зависимостей использовалась сплайн-интерполяция, построенная на экспериментальных значениях. Плотность полагалась постоянной и равной  $2200 \text{ кг/м}^3$ .

### 6.1.7.2 Вычислительный эксперимент

Выполнен сравнительный расчет полей остаточных напряжений в обычном силовом стержне с наружным радиусом  $b=5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  (стержень 1) и в увеличенном силовом стержне с наружным радиусом  $b=10 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  (стержень 2). Стержни геометрически подобны по радиальной координате.

На Рисунке 6.8 приведены кривые изменения температуры во времени в центральной  $r=0$  и наружной  $r=b$  точках стержня 1 (Рисунок 6.8, а) и стержня 2 (Рисунок 6.8, б). Видно, что в случае большего диаметра стержня разность температур на поверхности и в центре стержня выше, охлаждение увеличенного стержня происходит медленнее.

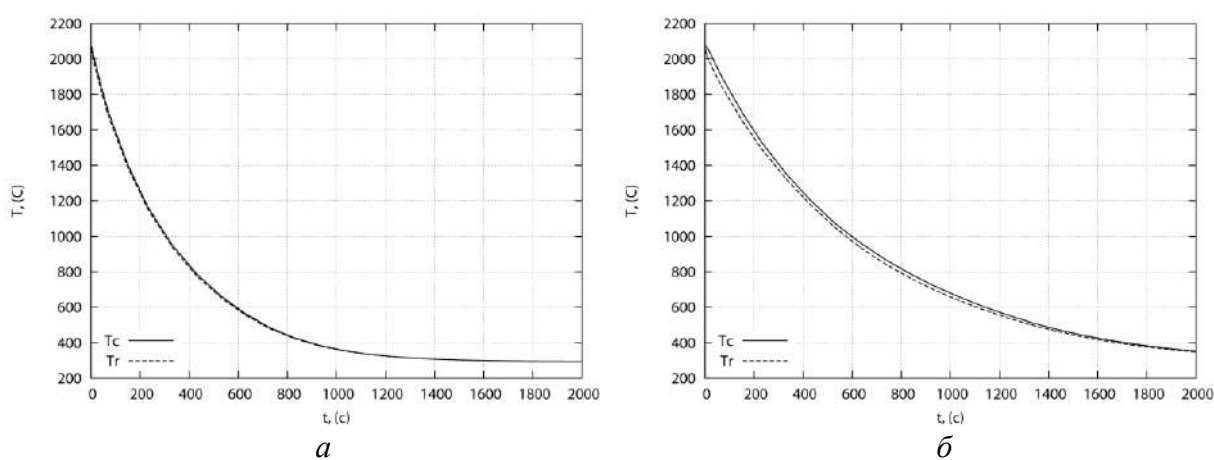


Рисунок 6.8 – Зависимость температуры в центре и на поверхности стержня от времени: силовой стержень диаметром 1 см (а); 2 см (б)

Величины технологических напряжений в силовом стержне при охлаждении после схлопывания исходной заготовки значительно ниже остаточных и опасности не представляют, в том числе потому, что при высоких температурах прочность массивных изделий из кварцевого стекла значительно выше и уменьшается с уменьшением температуры [32; 191]. Таким образом, наиболее опасное напряженно-деформированное состояние реализуется в конце процесса охлаждения, когда остаточные напряжения

максимальны, а прочность снижается. На Рисунке 6.9 приведены эпюры остаточных напряжений после охлаждения стержня.

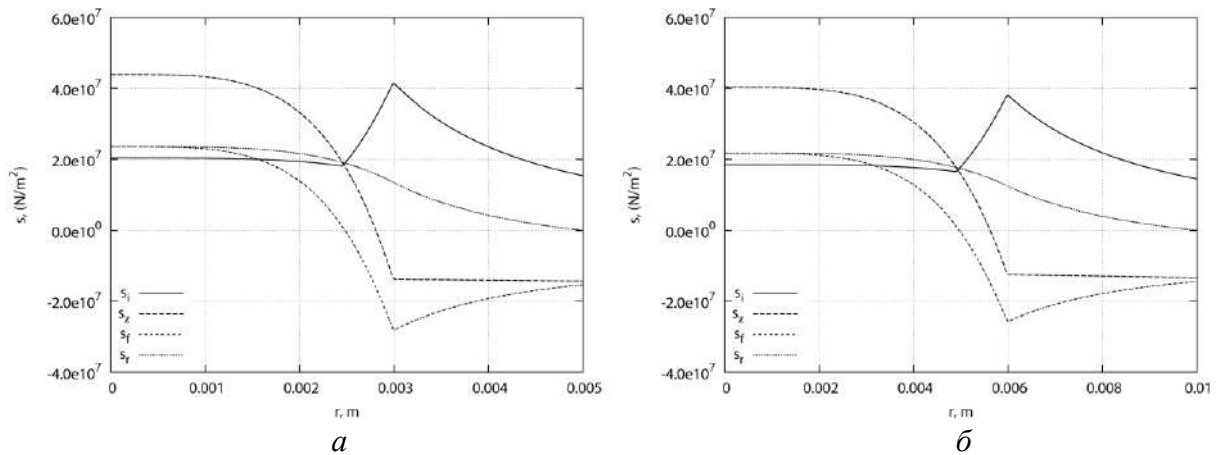


Рисунок 6.9 – Эпюры остаточных напряжений в силовом стержне после схлопывания и охлаждения; силовой стержень диаметром 1 см (а); 2 см (б)

Как видно из графиков, значения полей напряжений в обоих случаях очень близки. И значит, с точки зрения прочности расчетная схема с увеличенным силовым стержнем аналогична стержню диаметром 1 см.

На следующем этапе изготовления с силового стержня снимают наружные слои чистого кварцевого стекла, что приводит к перераспределению полей напряжений. Процедура стравливания наружных слоев заготовки силового элемента моделируется в процессе численного решения путем снижения на несколько порядков жесткостей соответствующих конечных элементов. На рисунке 6.10 приведены эпюры остаточных напряжений в силовых стержнях после снятия внешних слоев чистого кварцевого стекла.

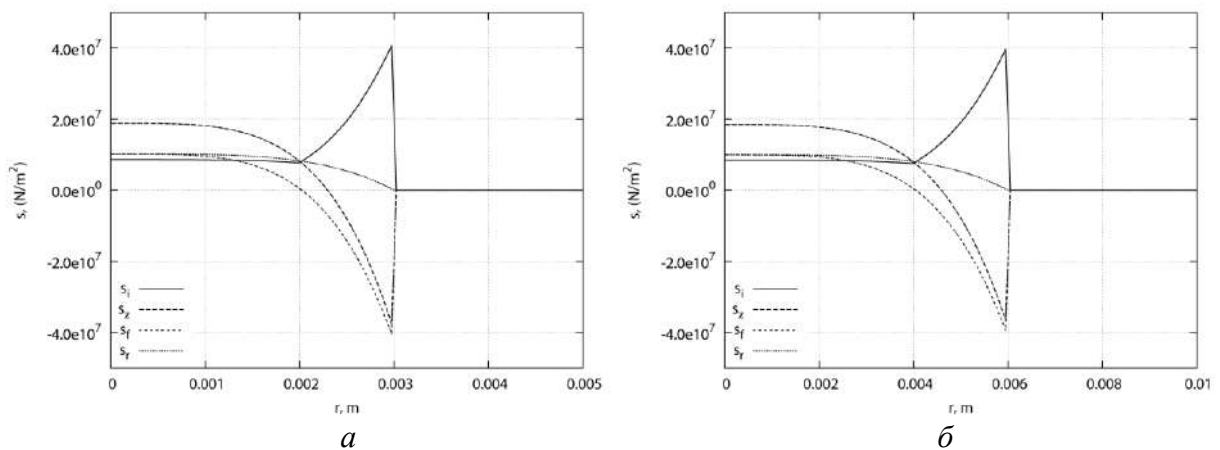


Рисунок 6.10 – Эпюры остаточных напряжений в силовом стержне после снятия слоев чистого кварцевого стекла: силовой стержень диаметром 1 см (а); 2 см (б)



Как видно из приведенных эпюр, характер и величина остаточных напряжений в обоих расчетных схемах практически идентичны.

### 6.1.8 Численное моделирование отжига силовых стержней

В данном подразделе диссертационной работы на основе математического моделирования даны оценки влияния высокотемпературного отжига на эволюцию напряженного состояния в силовом стержне в процессе его изготовления. Представляется, что основным механизмом снижения уровней напряженного состояния при отжиге является механизм релаксации напряжений вследствие вязких деформаций кварцевого стекла при температурах, близких к диапазону стеклования (который соответствует релаксационному переходу из застеклованного в вязкотекучее состояние).

На основании выбранной выше математической модели для описания поведения конструкций из легированных кварцевых стекол в широком диапазоне температур, включающем релаксационный переход, выполнены исследования закономерностей протекания термомеханических процессов в режиме отжига, решена задача об эволюции одноосного напряженного состояния в защемленном стержне из чистого кварцевого стекла, основные уравнения и метод решения которой изложены в подразд. 6.1.1, 6.1.2.

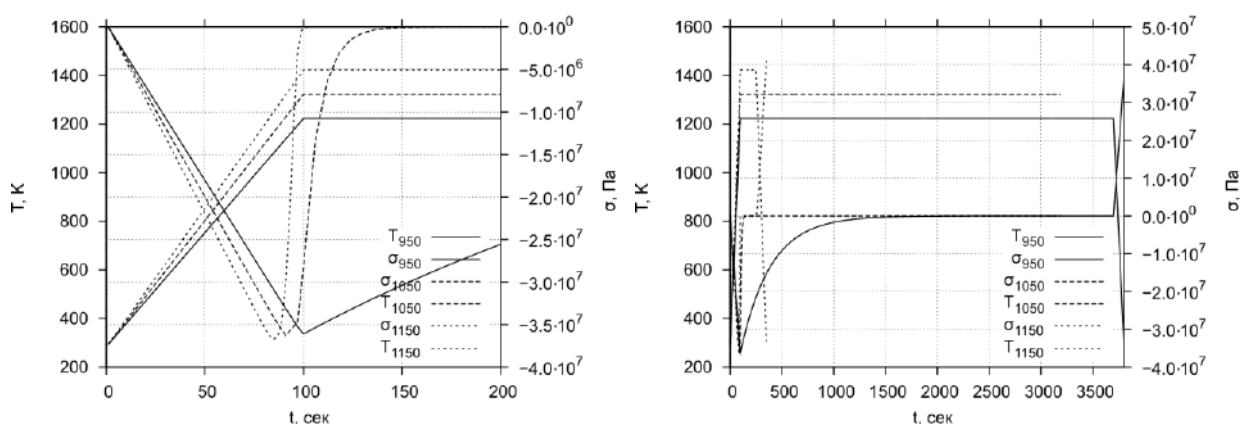


Рисунок 6.11 – Эволюция напряжения и температуры в защемленном стержне из чистого кварцевого стекла в режимах: нагрев – выдержка (при фиксированных температурах) – охлаждение (до комнатной температуры)

На Рисунке 6.11 представлено изменение напряжения в условиях нагрева стержня с постоянной скоростью до некоторой температуры с

последующей выдержкой при этой фиксированной температуре (950, 1050, 1150 °С) и охлаждением до комнатной температуры, что соответствует режиму отжига. Приведенные зависимости позволяют оценить необходимое время выдержки для полной релаксации напряжений в стержне при выбранной температуре отжига.

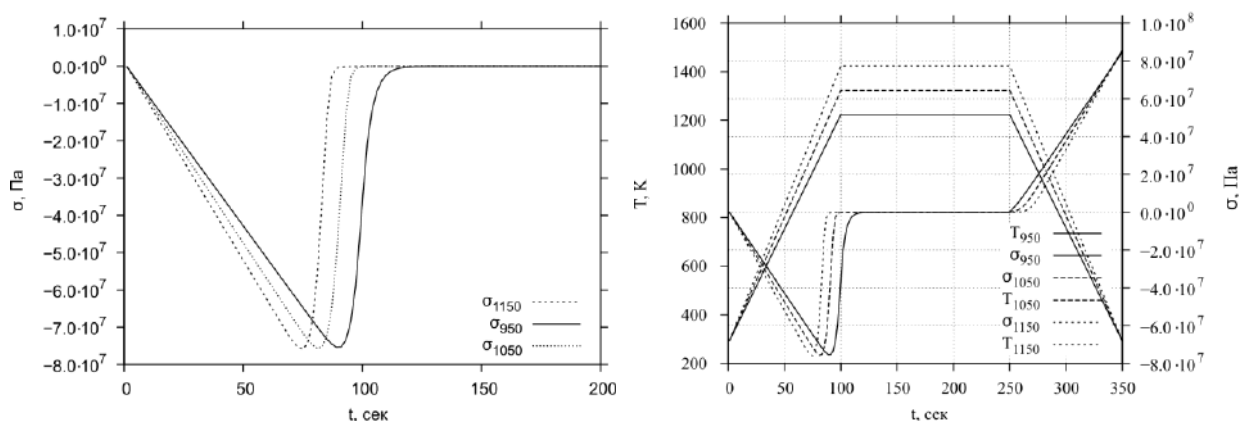


Рисунок 6.12 – Эволюция напряжения и температуры в заземленном стержне из кварцевого стекла, легированного 10%  $B_2O_3$  в режимах: нагрев – выдержка (при фиксированных температурах) – охлаждение (до комнатной температуры)

На Рисунке 6.12 изображены аналогичные зависимости для заземленного стержня из кварцевого стекла, легированного 10% оксида бора. Видно, что полная релаксация напряжений в легированном кварцевом стекле при данных температурах и выбранной скорости нагрева (образцы нагревались до температуры выдержки за 100 с) происходит еще в процессе нагрева, и выдержки фактически не требуется.

Численная реализация задачи термомеханики производилась пошаговым методом, подробно описанном в подразд. 6.1.2.

Был выполнен анализ эволюции напряжений в силовом стержне в процессе изготовления и отжига. Силовой стержень представлен цилиндром бесконечной длины с радиусом  $b$ , который до  $r = r_0 < b$  имеет переменную по радиусу степень легирования кварцевого стекла оксидом бора  $B_2O_3$ ,  $r = r_0 = 3 \cdot 10^{-3}$  м – граница легированной зоны и чистого кварцевого стекла,  $r = b = 5 \cdot 10^{-3}$  м – радиус стержня. Для моделирования распределения

концентрации легирующих добавок по радиусу использованы варианты зависимостей вида (6.1.15).

Рассматривались два случая легирования силового стержня по закону (6.1.15) со степенным показателем  $n = 40$  (распределение, близкое к равномерному) и  $n = 2$ . Постановка осесимметричной краевой задачи термомеханики стеклующегося неоднородно легированного кварцевого стержня и процедура ее решения методом конечных элементов подробно изложена ранее.

На Рисунке 6.13 представлены эпюры остаточных напряжений в силовом стержне с  $n = 40$  после изготовления. На Рисунках 6.14 – 6.17 показаны эпюры напряжений в этом же стержне после процедуры отжига при температурах 850, 950, 1050, 1150 °С.

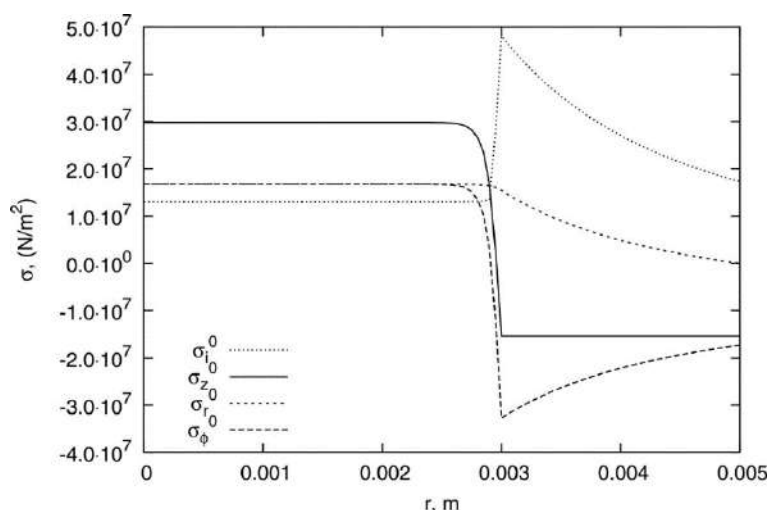


Рисунок 6.13 – Остаточные напряжения в силовом стержне после изготовления

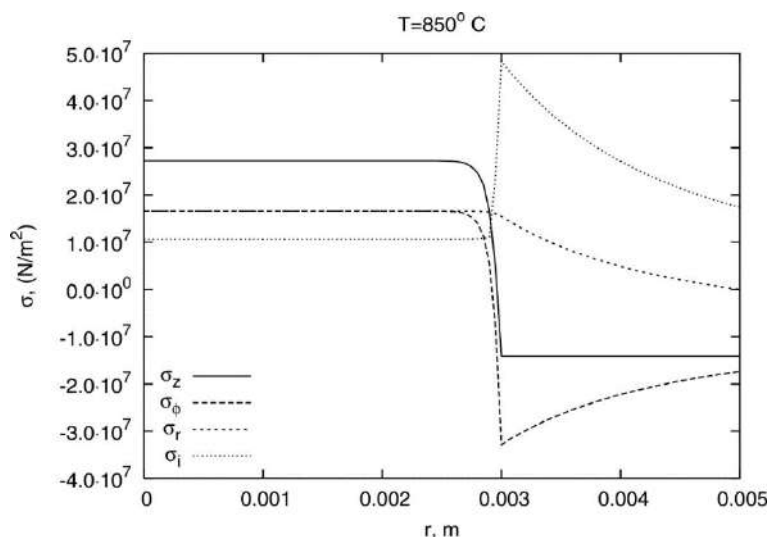


Рисунок 6.14 – Остаточные напряжения в силовом стержне после процедуры отжига при температуре 850 °C

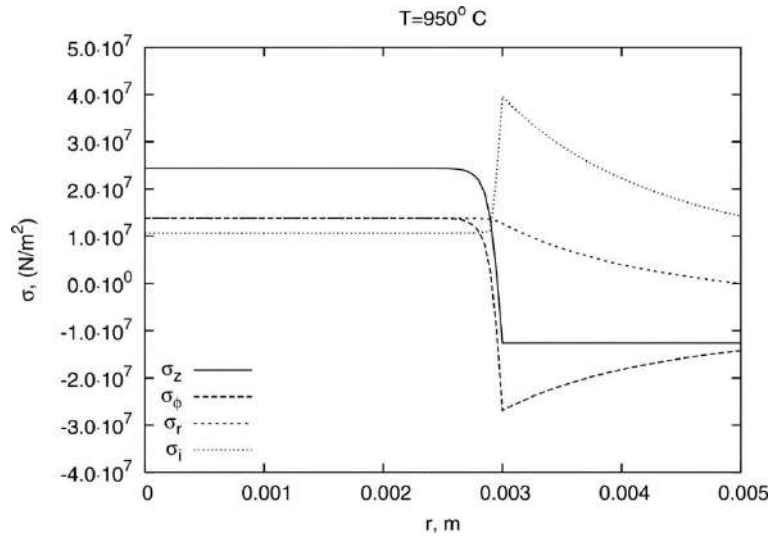


Рисунок 6.15 – Остаточные напряжения в силовом стержне после процедуры отжига при температуре 950 °C

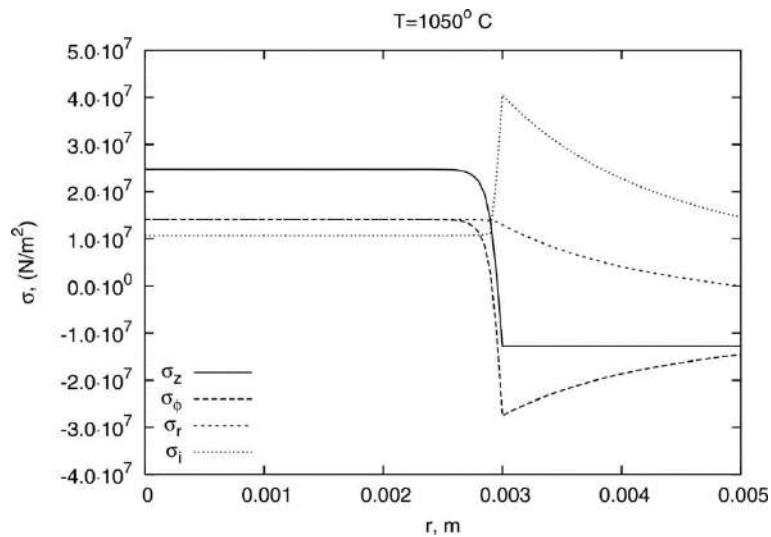


Рисунок 6.16 – Остаточные напряжения в силовом стержне после процедуры отжига при температуре 1050 °C

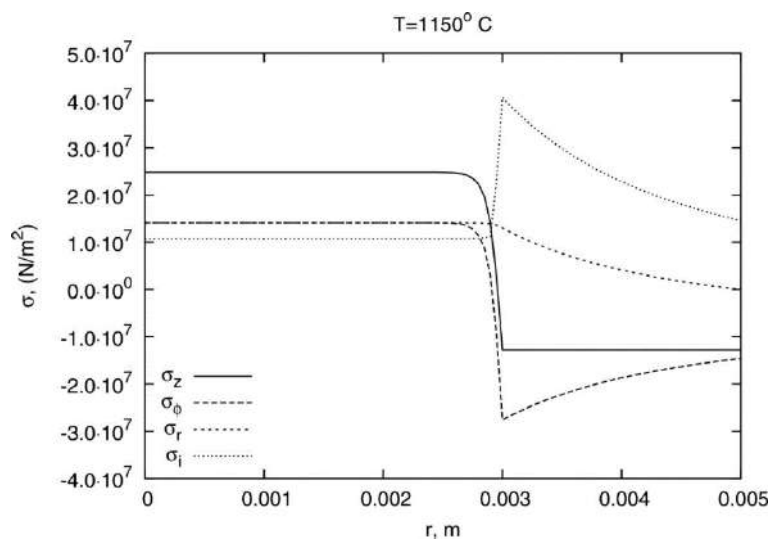


Рисунок 6.17 – Остаточные напряжения в силовом стержне после процедуры отжига при температуре 1150 °С

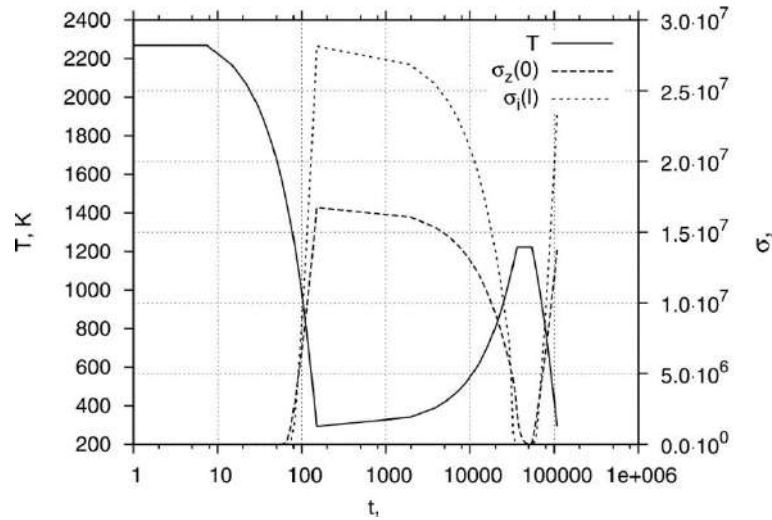


Рисунок 6.18 – Эволюция  $\sigma_z(0)$  в центре силового стержня и интенсивности напряжений  $\sigma_{ii}(r_0)$  на границе легированного стекла в процессе отжига при температуре 950 °С ( $n=40$ )

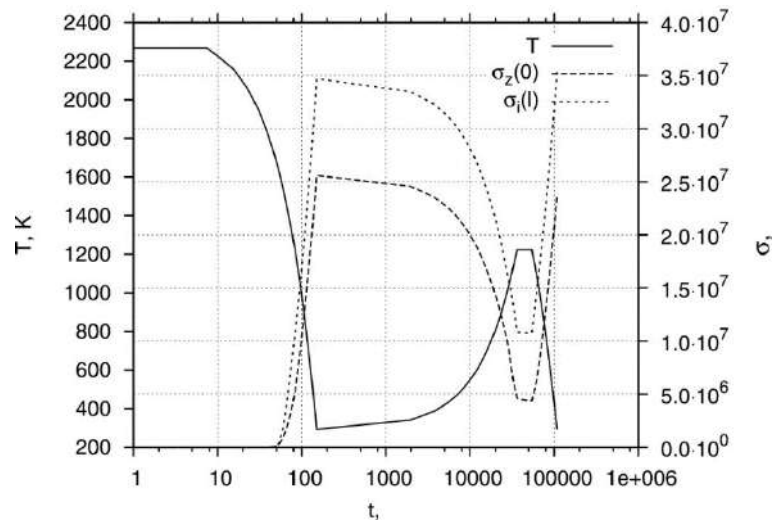


Рисунок 6.19 – Эволюция  $\sigma_z(0)$  в центре силового стержня и интенсивности напряжений  $\sigma_{ii}(r_0)$  на границе легированного стекла в процессе отжига при температуре 950 °С ( $n=2$ )

Рисунок 6.18 демонстрирует эволюцию наиболее опасных с точки зрения прочности напряжений  $\sigma_z(0)$  в центре силового стержня, интенсивности напряжений  $\sigma_{ii}(r_0)$  на границе легированной сердцевины и чистого кварцевого стекла в процессе отжига при температуре 950 °С (сплошной линией отмечено изменение по процессу температуры) при  $n=40$ , а на Рисунке 6.19 – напряжений при  $n=2$ . Можно отметить, что отжиг при температуре 850 °С приводит к снижению нормальных напряжений в центре стержня на 10% и практически не влияет на интенсивность напряжений на

границе с чистым кварцем. Отжиг при температуре 950 °С приводит к снижению нормальных напряжений в центре стержня на 17% и почти на 20% снижает интенсивность напряжений на границе с чистым кварцем. Дальнейшее увеличение температуры отжига до 1050 °С и 1150 °С практически не приводит к существенному уменьшению напряжений.

Сравнение картин эволюции напряжений  $\sigma_z(0)$  в центре силового стержня и интенсивности напряжений  $\sigma_n(r_0)$  в процессе отжига при температуре 950 °С при  $n = 40$  (см. Рисунок 6.18) и  $n = 2$  (см. Рисунок 6.19) позволяет сделать вывод, что для стержней, закон легирования в которых близок к равномерному, процесс отжига является более эффективным, чем для стержней с законами легирования, близкими к параболическому. В частности, выбранный режим отжига приводит к полной релаксации напряжений в процессе пятичасовой выдержки при температуре 950 °С для  $n = 40$ , в то время как для  $n = 2$  выдержка практически ничего не изменяет в величинах напряжений и проводить ее при данной температуре не имеет смысла.

Таким образом, реализована математическая модель эволюции полей технологических напряжений в цилиндрическом легированном силовом стержне, построенная на основе соотношений линейной термовязкоупругости, в температурных режимах, соответствующих технологическому процессу отжига силового стержня.

### **6.1.9 Выводы**

На основе разработанной численной модели исследованы закономерности формирования технологических напряжений в различных вариантах исполнения неоднородно легированных силовых стержней при охлаждении и стравливании наружных слоев.

Показано, что наиболее опасными являются растягивающие осевые напряжения в центре стержня, что может приводить к разрушению стержня в процессе охлаждения или при работе с готовым изделием, хранении, транспортировке.

Анализ формирующихся полей напряжений и данных литературных источников по прочности изделий из кварцевого стекла показал, для что определения допустимых с точки зрения прочности зависимостей степени легирования от радиуса стержня необходимо проведение натуральных испытаний для уточнения критериальных характеристик прочности.

Расчеты показали, что остаточные напряжения в силовом стержне увеличенного диаметра незначительно отличаются от стандартных вариантов исполнения, таким образом, использование таких силовых элементов возможно.

Установлено, что введение в стержень компенсирующих легирующих добавок приводит к увеличению уровня напряженного состояния.

Полученные результаты соответствуют наблюдаемому на практике характеру разрушения силовых стержней, имеющему место в ряде случаев в процессе охлаждения после изготовления (Рисунок 6.20).



Рисунок 6.20 – Разрушение заготовки силового стержня

Чаще всего визуально наблюдается система трещин в легированной сердцевине стержня, преимущественно ориентированных под углом  $45^\circ$  к продольной оси стержня, что подтверждает правильность прогнозируемой расчетным путем возможности нарушения прочности от действия относительно больших значений нормальных напряжений  $\sigma_z$  на оси стержня.

Установлены количественные характеристики релаксации напряжений в различных условиях протекания процесса отжига. Выявлены режимы, приводящие к максимально возможному снижению опасных растягивающих нормальных напряжений и интенсивности тензора напряжений.

Установлено, что для стержней, закон легирования в которых близок к равномерному, процесс отжига является более эффективным, чем для стержней с законами легирования, близкими к параболическому.

## 6.2 Остаточные напряжения в силовых стержнях с учетом технологических несовершенств геометрии зоны легирования

Заготовка силового стержня для анизотропного волокна типа «Панда» в проектной геометрии представляет собой круглый цилиндр длиной  $l = 0.5$  м и радиусом  $r_2 \approx 5$  мм, изготовленный из кварцевого стекла, легированного оксидом бора  $B_2O_3$  и  $P_2O_5$  с зависящей от радиуса концентрацией  $\mu(r)$ . На Рисунке 6.21 приведена схема осевого сечения одного из вариантов заготовки силового стержня. Внутренний слой  $V_1$  из кварцевого стекла легирован оксидом бора  $B_2O_3$ , средний слой  $V_2$  легирован оксидами бора  $B_2O_3$  и фосфора  $P_2O_5$ , внешний слой из чистого кварцевого стекла.

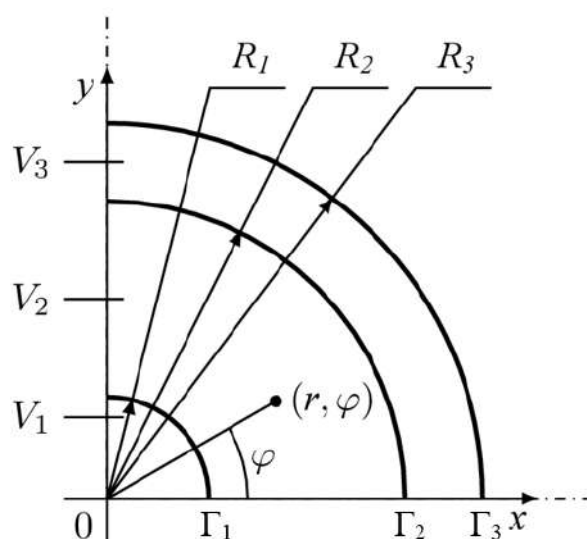


Рисунок 6.21 – Схема осевого сечения заготовки силового стержня:  $\Gamma_1$  – граница между внутренним и средним легированными слоями;  $\Gamma_2$  – граница между средним и внешним слоями;  $\Gamma_3$  – наружная граница заготовки



Исследование технологических процессов, проходящих при изготовлении заготовок стержней и самих волокон, обычно ведётся с использованием предположения о том, что сечения представляют собой идеальные окружности [131; 307; 331; 352], однако на практике профиль сечения зависит от множества факторов, как случайных, так и обусловленных технологией изготовления. С целью определения реальной геометрии зоны легирования в силовых стержнях, были исследованы более 100 образцов на анализаторе преформ Photon Kinetics PK–2600, который позволяет определять положение границы раздела двух сред с разным показателем преломления. Для исследуемых силовых стержней такая граница обусловлена профилем легирования. В результате натурных измерений для каждого силового стержня были получены данные, описывающие положение границ  $\Gamma_1$ ,  $\Gamma_2$  и  $\Gamma_3$ . Замеры были выполнены в 15 радиальных сечениях (30 точек на каждой границе) в 10 поперечных сечениях вдоль оси силового стержня (Рисунок 6.22).

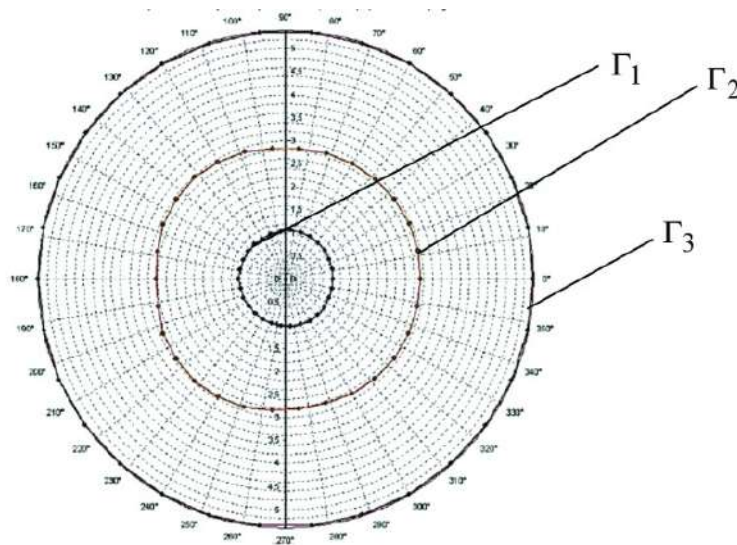


Рисунок 6.22 – Экспериментально установленные значения радиусов границ  $\Gamma_1$ ,  $\Gamma_2$ ,  $\Gamma_3$  от угловой координаты для одного из сечений типового силового стержня

Таким образом, был сформирован массив данных  $R_{nij}(\varphi_k)$ ,  $n = \overline{1,3}$ ,  $i = \overline{1,100}$ ,  $j = \overline{1,10}$ ,  $k = \overline{1,30}$ , где  $n$  – номер границы;  $i$  – номер стержня из набора;  $j$  – номер сечения по длине;  $k$  – номер углового сечения. Полученные в результате измерений значения представлены на графиках в условных

безразмерных единицах, вычисленных по формуле  $R = R'/R'_{\text{ср}}$ , где  $R'$  – анализируемый радиус,  $R'_{\text{ср}}$  – его среднее арифметическое значение.

Как показал анализ полученных данных, разброс значений радиуса на границах  $\Gamma_1$  и  $\Gamma_3$  составил десятые доли процента от среднего значения в рамках одного рассматриваемого стержня, тогда как на границе  $\Gamma_2$  полученные отклонения для отдельных силовых стержней составили до 10% и выше. В связи с этим далее рассматривались данные только по границе  $\Gamma_2$ , индекс  $n$  для которой равен 2, и в целях упрощения записи будет использоваться сокращенный вариант  $R_{ij}(\varphi_k) = R_{2ij}(\varphi_k)$ . Характерные зависимости радиусов от углового сечения для двух типовых стержней приведены на Рисунке 6.23.

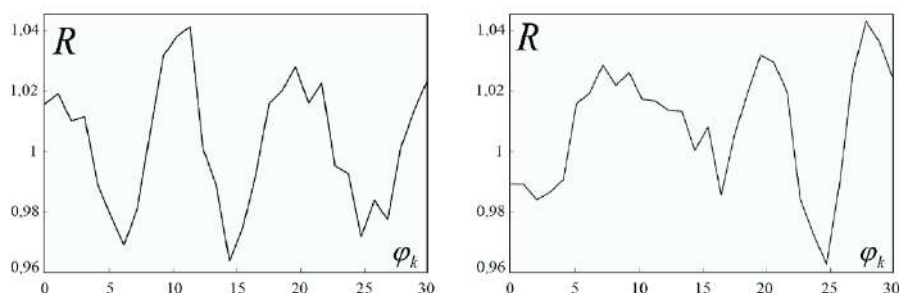


Рисунок 6.23 – Характерные графики экспериментально полученных зависимостей радиусов от угловой координаты  $R_i(\varphi_k)$  для двух разных стержней

Функцию радиуса от угловой координаты  $R_{ij}(\varphi_k)$  можно считать случайной величиной, где  $i$  – номер стержня;  $j$  – номер осевого сечения;  $k$  – номер угловой координаты.

Было установлено, что в силовом стержне радиус при любом фиксированном значении угла  $\varphi_k$  практически не зависит от выбора поперечного сечения. В связи с этим для описания геометрии сечений отдельного стержня можно использовать осредненное значение радиусов:

$$R_i(\varphi_k) = \sum_{j=1}^{10} \frac{R_{ij}(\varphi_k)}{10}.$$

Анализ зависимостей радиусов  $R_i(\varphi_k)$ , описывающих реальную геометрию границы  $\Gamma_2$ , показал, что на качественном уровне отклонения

геометрии разных стержней подобны. Характерная зависимость  $R_i(\varphi_k)$  для одного из силовых стержней приведена на Рисунке 6.24. Практически на всех графиках присутствуют три характерных волны.

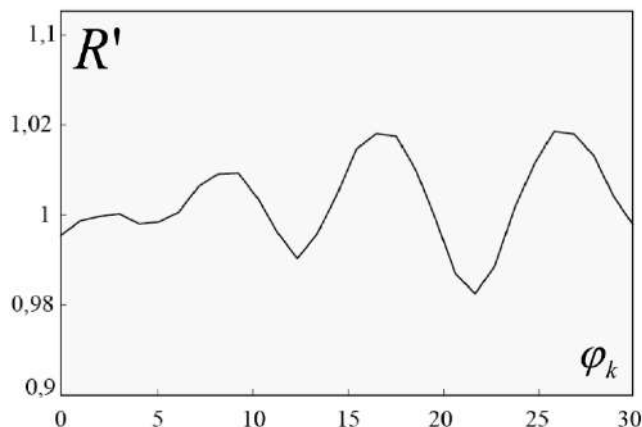


Рисунок 6.24 – Характерная зависимость среднего радиуса  $R_i(\varphi_k)$ , описывающего границу  $\Gamma_2$  одного из типовых силовых стержней

Для обработки результатов измерений используется следующий алгоритм:

1. В качестве базовой дискретной зависимости выбирается для сравнения с остальными один из наборов значений  $R_n(\varphi_k)$  с произвольным  $n$  в диапазоне  $n = \overline{1,100}$ .
2. Выбирается один из наборов значений  $R_m(\varphi_k)$ , для которого верно  $m \neq n$ ,  $m = \overline{1,100}$ , и рассчитывается корреляция с базовой зависимостью  $R_n(\varphi_k)$  по формуле нормированного корреляционного момента [41]  $r_{nm} = M((R_n - M(R_n))(R_m - M(R_m))) \cdot (\sigma_n \sigma_m)^{-1}$ , где  $M$  – математическое ожидание;  $\sigma_n$ ,  $\sigma_m$  – средние квадратические отклонения  $R_n$  и  $R_m$ .
3. Выполняется сдвиг данных – все точки смещались на одну позицию влево, а крайняя левая точка переносилась на правую сторону (Рисунок 6.25, б) и п. 2 повторялся. Таким образом, сравнивались все возможные комбинации. Математически описанный алгоритм можно записать в следующем виде:

$$R'_m(\varphi_k) = R_m(\varphi_{k+1}), \quad k = \overline{1,29} \quad \text{и} \quad R'_m(\varphi_{30}) = R_m(\varphi_1).$$

4. Выбирается вариант с максимальным значением нормированного корреляционного момента, и набор данных сохраняется с учетом соответствующего ему сдвига.
5. Пункты 2, 3, 4 повторяли для всех наборов значений  $R_n(\varphi_k)$ ,  $m \neq n$ ,  $m = \overline{1,100}$ .

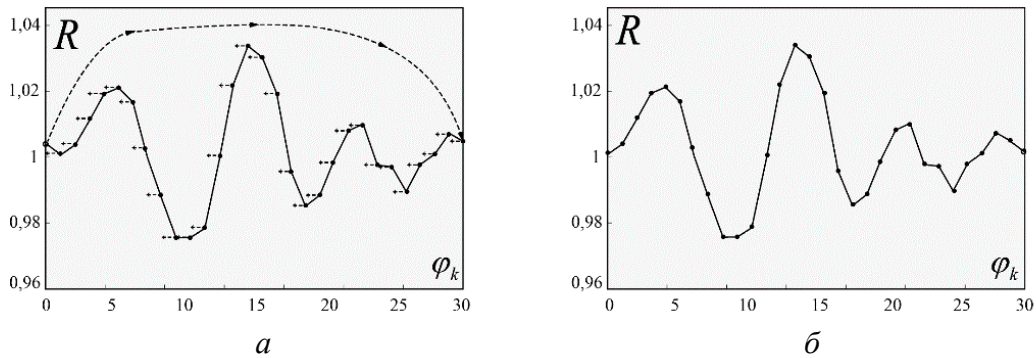


Рисунок 6.25 – Алгоритм обработки данных: *а* – схема сдвига всех точек  $R_m(\varphi_k)$  на одну позицию влево и перенос крайней левой на правую сторону; *б* – график после процедуры сдвига

В результате реализации описанной процедуры был получен набор зависимостей  $R'_i(\varphi_k)$ , максимально коррелирующих между собой (Рисунок 6.26), что подтверждается значением нормированного корреляционного момента  $r_{nm} > 0.9$ .

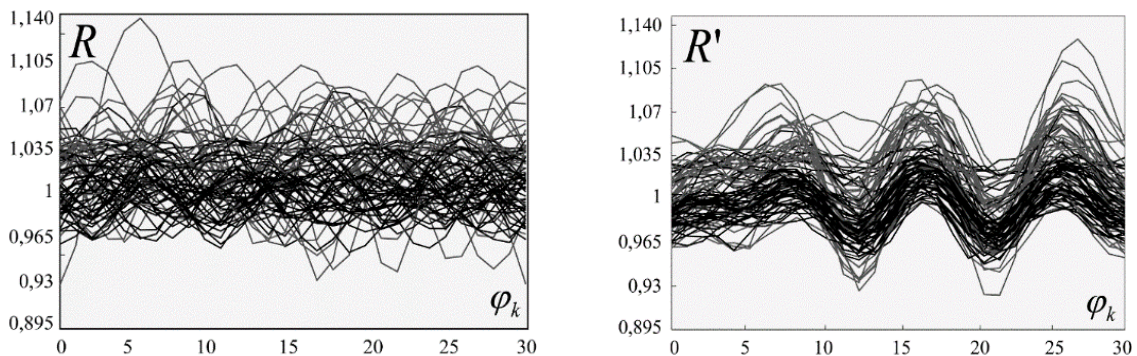


Рисунок 6.26 – Графики распределения радиусов  $R'_i(\varphi_k)$  для всех исследуемых стержней до (слева) и после обработки (справа).

Таким образом, формы легированной сердцевины повторяется практически на всех рассмотренных изделиях. Статистический анализ зависимостей  $R'_i(\varphi_k)$  показал, что распределения радиусов  $f(R'_i(\varphi_k))$ ,  $k = \overline{1,10}$  близки к нормальному закону (Рисунок 6.27).

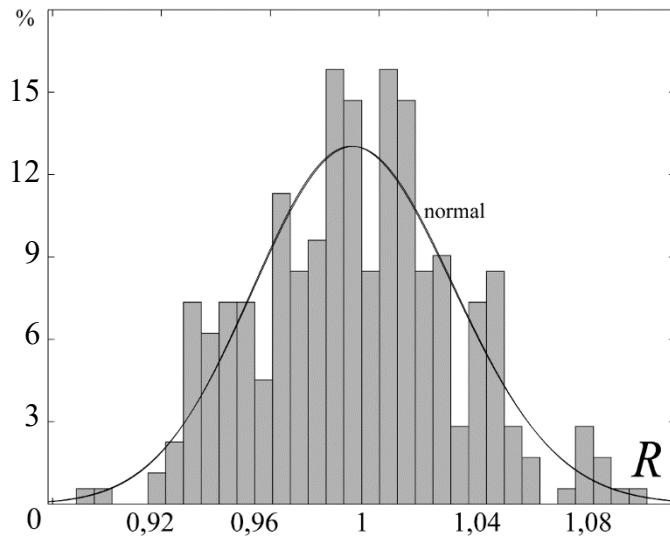


Рисунок 6.27 – Распределение вероятностей радиусов  $R'_i(\varphi_k)$  для одного из значений  $\varphi_k$

Характерная картина отклонения формы легированной зоны от круга приведена на Рисунке 6.28. Также установлено, что большинство исследованных силовых стержней имеет схожую по характеру и близкую по абсолютным значениям закономерность  $R(\varphi)$ , описывающую границу зоны легирования  $\Gamma_2$ . По результатам обработки данных измерений были установлены распределения вероятностей для радиусов каждого радиального сечения (Рисунок 6.29) и наиболее вероятное отклонение от среднего радиуса (Рисунок 6.30).

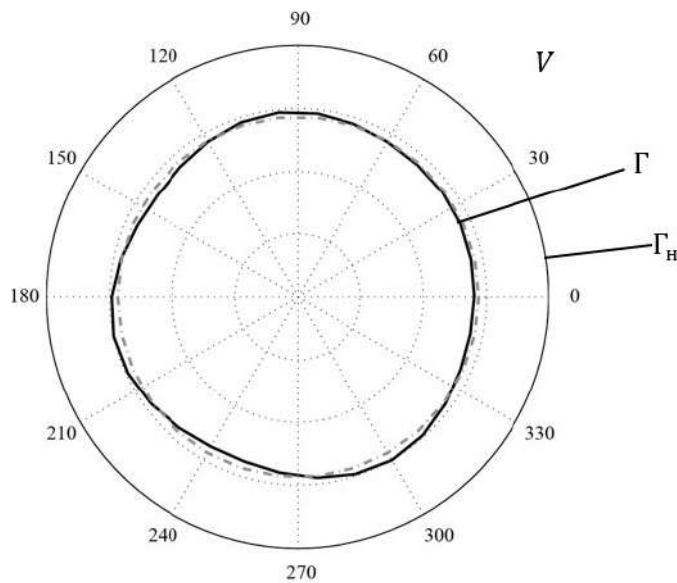


Рисунок 6.28 – Диаграмма зависимости  $R(\varphi)$  в полярной системе координат для одного типичного стержня:  $\Gamma$  – граница между легированной сердцевиной и кварцевой оболочкой;  $\Gamma_n$  – наружная граница заготовки

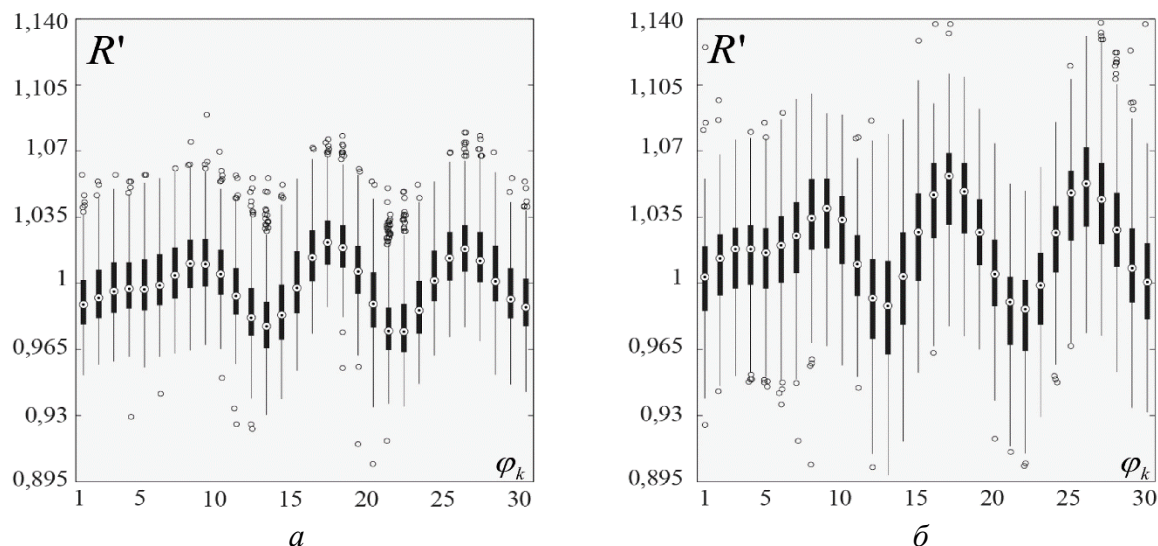


Рисунок 6.29 – Распределения вероятностей радиусов  $R'_i(\phi_k)$ , описывающих зону легирования  $\Gamma_2$  для силовых стержней прошедших контроль (а) и отбракованных (б)

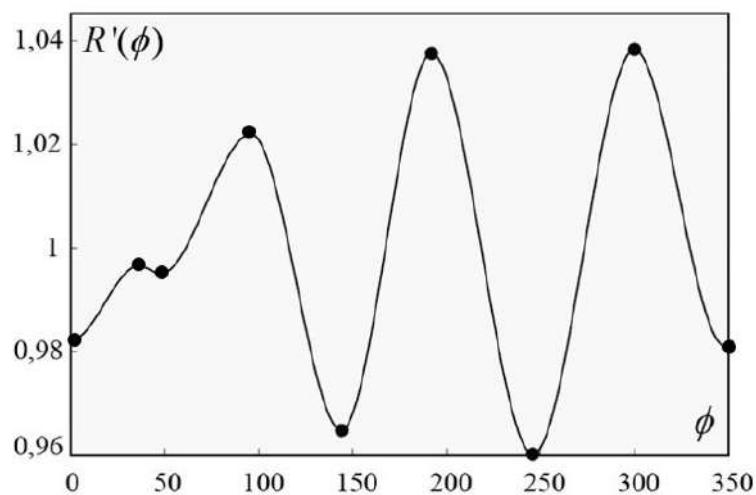


Рисунок 6.30 – Зависимость от угловой координаты математического ожидания радиусов  $R'_M(\phi_k) = M[R'_i(\phi_k)]$  легированной зоны  $\Gamma_2$  для всей выборки силовых стержней

Приведенная зависимость радиуса (Рисунок 6.30) характерна для большинства исследованных стержней, все они, как правило, содержат по три волны разной амплитуды, с локализацией экстремумов примерно в одних и тех же радиальных сечениях по соответствующим угловым координатам. Для последующего моделирования и численного анализа НДС таких силовых стержней методом сплайнов была построена аппроксимация  $R'_i(\phi_k)$ , которая использовалась для аналитического описания семейства возможных зависимостей радиуса от угловой координаты. Для реализации этой задачи наиболее удобным в качестве аппроксимирующей функции оказалось

использование полиномов Эрмита. В качестве узлов интерполяции были выбраны экстремумы зависимости, приведенной на Рисунке 6.30, как уже отмечалось, угловые координаты этих точек совпадают практически у всех зависимостей  $R'_i(\varphi_k)$ . Для полиномов Эрмита в узлах интерполяции кроме равенства значений интерполирующей функции также необходимо обеспечить равенство их первых производных. Таким образом, для описания зависимостей  $R'_i(\varphi_k)$  было определено девять узлов интерполяции с угловыми координатами:  $\varphi_1 = 0^\circ$ ,  $\varphi_2 = 36^\circ$ ,  $\varphi_3 = 48^\circ$ ,  $\varphi_4 = 96^\circ$ ,  $\varphi_5 = 144^\circ$ ,  $\varphi_6 = 168^\circ$ ,  $\varphi_7 = 246^\circ$ ,  $\varphi_8 = 300^\circ$ ,  $\varphi_9 = \varphi_1$ , и восемь интервалов между узлами интерполяции описывались кубическими полиномами вида

$$P_k(\varphi) = a_k + b_k(\varphi - \varphi_k) + c_k(\varphi - \varphi_k)^2 + d_k(\varphi - \varphi_k)^3, \quad (6.2.1)$$

определенными на интервалах  $[\varphi_k, \varphi_{k+1}]$  так, чтобы выполнялись условия:

$$P_k(\varphi_k) = R'_i(\varphi_k), P_k(\varphi_{k+1}) = R'_i(\varphi_{k+1}), \frac{dP_k}{d\varphi}(\varphi_k) = (R'_i(\varphi_k))', \frac{dP_k}{d\varphi}(\varphi_{k+1}) = (R'_i(\varphi_{k+1}))'.$$

С учетом этого можно записать выражения для нахождения коэффициентов полиномов (6.2.1):

$$a_k = R'_i(\varphi_k), b_k = (R'_i(\varphi_k))', c_k = \frac{3R'_i[\varphi_k, \varphi_{k+1}] - (R'_i(\varphi_{k+1}))' - 2(R'_i(\varphi_k))'}{\varphi_{k+1} - \varphi_k}, \quad (6.2.2)$$

$$d_k = \frac{(R'_i(\varphi_k))' + (R'_i(\varphi_{k+1}))' - 2R'_i[\varphi_k, \varphi_{k+1}]}{(\varphi_{k+1} - \varphi_k)^2},$$

где  $R'_i[\varphi_k, \varphi_{k+1}] = \frac{R'_i(\varphi_{k+1}) - R'_i(\varphi_k)}{\varphi_{k+1} - \varphi_k}$ . Учитывая, что узлы интерполяции выбраны

в точках экстремумов функции, можно упростить (6.2.2) с учетом того, что в этих точках первые производные равны нулю:

$$a_k = R'_i(\varphi_k), b_k = 0, c_k = 3 \frac{R'_i(\varphi_{k+1}) - R'_i(\varphi_k)}{(\varphi_{k+1} - \varphi_k)^2}, d_k = 2 \frac{R'_i(\varphi_k) - R'_i(\varphi_{k+1})}{(\varphi_{k+1} - \varphi_k)^3}. \quad (6.2.3)$$

Подставив в (6.2.3) значения математических ожиданий радиусов, полученных по обработанным данным измеренных силовых стержней  $R'(\varphi_k) = R'_M(\varphi_k)$ , получим зависимость, приведенную на Рисунке 6.31.

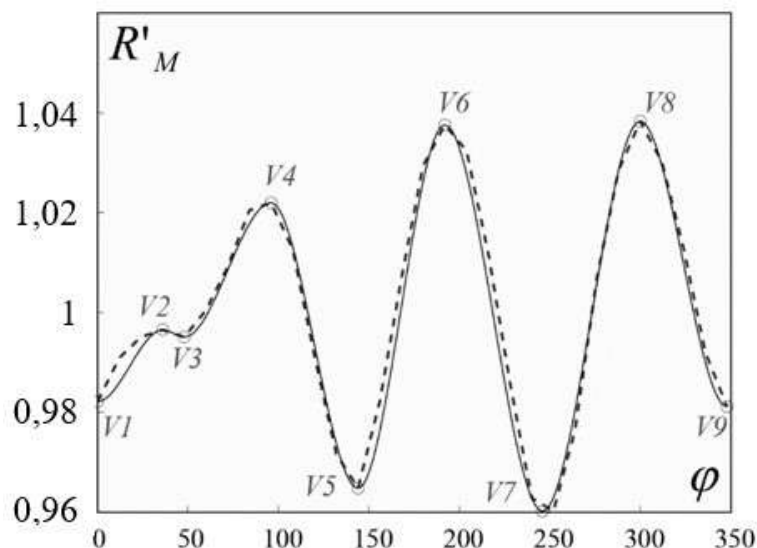


Рисунок 6.31 – Интерполяция дискретной зависимости математического ожидания радиуса от угловой координаты  $R'_M(\varphi_k)$  кубическими полиномами Эрмита (сплошная линия) и зависимость  $R'(\varphi_k)$  для одного из стержней;  $V_i$  – узлы интерполяции

Отклонения геометрии легированной зоны от круговой формы могут являться причиной несимметричности полей напряжений и появления нежелательных концентраторов напряжений, что может отрицательным образом сказываться на прочностных характеристиках силового стержня.

Для численной оценки влияния данного фактора был использован метод Монте-Карло, в рамках которого решены 1000 краевых задач о НДС рассматриваемого силового стержня с отклонениями профиля легирования в соответствии с установленными законами распределения. Для этого в уравнения для вычисления коэффициентов полиномов (6.2.3) зависимости, описывающей границу легированной зоны  $\Gamma_2$  (6.2.1), подставлялись случайные значения радиусов в соответствии с установленными законами распределения (Рисунок 6.29).



### 6.2.1 Математическая постановка

По аналогии с задачами, рассмотренными в подразд. 6.1, исследование в каждом случае выполнялось в два этапа: определение эволюции полей температур охлаждающегося силового стержня после схлопывания и решение задачи термомеханики. Учитывая, что форма легированной зоны несимметрична, постановка задачи была выполнена для случая обобщенного плоскодеформированного состояния. Тогда постановку задачи в общем виде (5.2.1)–(5.2.11) запишем в декартовой системе координат для случая ОПДС: краевая задача нестационарной теплопроводности

$$c(x, y)\rho(x, y)\frac{\partial T(x, y, t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\kappa(x, y)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\kappa(x, y)\frac{\partial T}{\partial y}\right), \quad x, y \in V, \quad (6.2.4)$$

с граничными условиями

$$\kappa(x, y)\frac{\partial T(x, y, t)}{\partial n} = -h(T_c - T(x, y, t)) + \varepsilon_s \sigma_0 (T_c^4 - T^4(x, y, t)), \quad x, y \in \Gamma_3, \quad (6.2.5)$$

и начальным условием

$$T(x, y, 0) = T_0, \quad x, y \in V, \quad (6.2.6)$$

где  $T$  – температура;  $t$  – время;  $n$  – внешняя нормаль к  $\Gamma_3$ ;  $c(x, y)$  – удельная теплоёмкость;  $\rho(x, y)$  – плотность;  $\kappa(x, y)$  – коэффициент теплопроводности неоднородного легированного материала;  $T_c$  – температура окружающей среды;  $T_0$  – начальная температура;  $\varepsilon_s$  – коэффициент черноты;  $\sigma_0$  – постоянная Стефана-Больцмана;  $h$  – коэффициент теплообмена; квазистатическая краевая задача об изменении полей напряжений включает: уравнения равновесия

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x(x, y, t)}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}(x, y, t)}{\partial y} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{xy}(x, y, t)}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y(x, y, t)}{\partial y} &= 0, \end{aligned} \quad x, y \in V; \quad (6.2.7)$$

геометрические соотношения

$$\begin{aligned}\varepsilon_x(x, y, t) &= \frac{\partial u_x(x, y, t)}{\partial x}, \quad \varepsilon_y(x, y, t) = \frac{\partial u_y(x, y, t)}{\partial y}, \\ \gamma_{xy}(x, y, t) &= \frac{\partial u_x(x, y, t)}{\partial y} + \frac{\partial u_y(x, y, t)}{\partial x}, \quad x, y \in V; \\ \varepsilon_z &= \varepsilon_z(t) = \text{const}(x, y) \neq 0,\end{aligned}\tag{6.2.8}$$

*граничные условия*

$$\begin{aligned}\sigma_x(x, y, t)n_x + \tau_{xy}(x, y, t)n_y &= 0, \\ \tau_{xy}(x, y, t)n_x + \sigma_y(x, y, t)n_y &= 0, \quad x, y \in \Gamma_3, \\ \int_V \sigma_z dx dy &= 0,\end{aligned}\tag{6.2.9}$$

*и физические соотношения*

$$\begin{aligned}\sigma_x(x, y, t) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_x(x, y, t) - \varepsilon_{\text{bx}}(x, y, t) - \varepsilon_T(x, y, t)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)(\varepsilon_y(x, y, t) - \varepsilon_{\text{by}}(x, y, t) - \varepsilon_T(x, y, t) + \varepsilon_z(t) - \varepsilon_{\text{bz}}(t) - \varepsilon_T(x, y, t)), \\ \sigma_y(x, y, t) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_y(x, y, t) - \varepsilon_{\text{by}}(x, y, t) - \varepsilon_T(x, y, t)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)(\varepsilon_x(x, y, t) - \varepsilon_{\text{bx}}(x, y, t) - \varepsilon_T(x, y, t) + \varepsilon_z(t) - \varepsilon_{\text{bz}}(t) - \varepsilon_T(x, y, t)), \\ \sigma_z(x, y, t) &= (B + \frac{4}{3}G)(\varepsilon_z(t) - \varepsilon_{\text{ez}}(t) - \varepsilon_T(x, y, t)) + \\ &+ (B - \frac{2}{3}G)(\varepsilon_y(x, y, t) - \varepsilon_{\text{by}}(x, y, t) - \varepsilon_T(x, y, t) + \varepsilon_x(x, y, t) - \varepsilon_{\text{bx}}(x, y, t) - \varepsilon_T(x, y, t)),\end{aligned}\tag{6.2.10}$$

$$\tau_{xy}(x, y, t) = 2G(\gamma_{xy}(x, y, t) - \gamma_{\text{bxy}}(x, y, t)), \quad x, y \in V;$$

$$\frac{\partial \varepsilon_{\text{bx}}(x, y, t)}{\partial t} = \frac{1}{\eta}(\sigma_x(x, y, t) - \sigma(x, y, t)),$$

$$\frac{\partial \varepsilon_{\text{by}}(x, y, t)}{\partial t} = \frac{1}{\eta}(\sigma_y(x, y, t) - \sigma(x, y, t)),$$

$$\frac{\partial \varepsilon_{\text{bz}}(t)}{\partial t} = \frac{1}{\eta}(\sigma_z(x, y, t) - \sigma(x, y, t)),$$

$$\frac{\partial \gamma_{\text{bxy}}(x, y, t)}{\partial t} = \frac{1}{\eta}\tau_{xy}(x, y, t),$$

$x, y \in V,$

где  $\varepsilon_T(x, y, t) = \int_{T_0}^T \alpha(T) dT$  – температурная деформация;  $\varepsilon_{vx}(x, y, t)$ ,  $\varepsilon_{vy}(x, y, t)$ ,  $\varepsilon_{vz}(x, y, t)$ ,  $\partial\gamma_{vxy}(x, y, t)$  – компоненты тензора вязких деформаций  $\hat{\varepsilon}_B$ ;  $\sigma = \sigma_{kk} / 3$  – среднее напряжение;  $\hat{E}$  – единичный тензор второго ранга. Девиатор тензора вязкой деформации  $\hat{e}_B(x, y, t) = \hat{\varepsilon}_B(x, y, t) - \frac{1}{3} \Theta_B(x, y, t) \hat{E}$ , в силу того, что в расплавленном состоянии материал предполагается несжимаемой жидкостью ( $\Theta_B = 0$ ), равен тензору вязких деформаций  $\hat{e}_B = \hat{\varepsilon}_B$ ;  $\Theta_B = \varepsilon_{Bkk}$  – объемная деформация;  $B$  – модуль объемного сжатия;  $G$  – модуль сдвига.

Вследствие неоднородного легирования силовых стержней коэффициент линейного температурного расширения  $\alpha$  и вязкость  $\eta$  являются функциями концентраций легирующих элементов и координат.

$$\alpha = \alpha(\mu(x, y)), \quad \eta = \eta_0(\mu(x, y)) e^{\frac{U(\mu(x, y))}{RT(x, y)}}, \quad (6.2.11)$$

где  $U(\mu(x, y))$  – энергия активации;  $R$  – универсальная газовая постоянная;  $\mu(x, y)$  – концентрация легирующих элементов в точке.

### 6.2.2 Численная реализация

Для численного решения задачи теплопроводности (6.2.4)–(6.2.6) использован метод конечных элементов в традиционной реализации. Для решения задачи термомеханики (6.2.7)–(6.2.11) избран пошаговый по времени метод [352]. Для этого была введена сетка по времени с узлами  $t_0 = 0, t_1, t_2, \dots, t_m, t_{m+1}, \dots$  и дискретный по времени разностный аналог краевой задачи, соответствующий неявной схеме отыскания неизвестных на  $m$ -м временном слое с уточнением на каждом шаге итерации величин вязких деформаций по следующим соотношениям:

$$\frac{\partial \sigma_x^{m(k)}(x, y)}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}^{m(k)}(x, y)}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial \tau_{xy}^{m(k)}(x, y)}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y^{m(k)}(x, y)}{\partial y} = 0, \quad x, y \in V, \quad (6.2.12)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_x^{m(k)}(x, y) &= \frac{\partial u_x^{m(k)}(x, y)}{\partial x}, \quad \varepsilon_y^{m(k)}(x, y) = \frac{\partial u_y^{m(k)}(x, y)}{\partial y}, \\ \gamma_{xy}^{m(k)}(x, y) &= \frac{\partial u_x^{m(k)}(x, y)}{\partial y} + \frac{\partial u_y^{m(k)}(x, y)}{\partial x}, \quad \varepsilon_z^{m(k)} = \text{const}(x, y) \neq 0, \end{aligned} \quad x, y \in V; \quad (6.2.13)$$

$$\begin{aligned} \sigma_x^{m(k)}(x, y)n_x + \tau_{xy}^{m(k)}(x, y)n_y &= 0, \quad \tau_{xy}^{m(k)}(x, y)n_x + \sigma_y^{m(k)}(x, y)n_y = 0, \\ \int_V \sigma_z^{m(k)} dx dy &= 0, \quad x, y \in \Gamma_3; \end{aligned} \quad (6.2.14)$$

$$\begin{aligned} \sigma_x^{m(k)}(x, y) &= (K + \frac{4}{3}G) \left( \varepsilon_x^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{Bx}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y) \right) + \\ &+ (K - \frac{2}{3}G) \left( \varepsilon_y^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{By}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y) \right) + \\ &+ \varepsilon_z^{m(k)} - \varepsilon_{Bz}^{m(k)} - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_y^{m(k)}(x, y) &= (K + \frac{4}{3}G) \left( \varepsilon_y^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{By}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y) \right) + \\ &+ (K - \frac{2}{3}G) \left( \varepsilon_x^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{Bx}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y) \right) + \\ &+ \varepsilon_z^{m(k)} - \varepsilon_{Bz}^{m(k)} - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_z^{m(k)}(x, y) &= (K + \frac{4}{3}G) \left( \varepsilon_z^{m(k)} - \varepsilon_{Bz}^{m(k)} - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y) \right) + \\ &+ (K - \frac{2}{3}G) \left( \varepsilon_y^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{By}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y) \right) + \\ &+ \varepsilon_x^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{Bx}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_T^{m(k)}(x, y), \end{aligned} \quad (6.2.15)$$

$$\tau_{xy}^{m(k)}(x, y, t) = 2G \left( \gamma_{xy}^{m(k)}(x, y, t) - \gamma_{Bxy}^{m(k)}(x, y, t) \right),$$

$$\varepsilon_{Bx}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{Bx}^{m-1(k)}(x, y) = \frac{1}{\eta} \left( \sigma_x^{m(k-1)}(x, y) - \sigma^{m(k-1)}(x, y) \right) (t^m - t^{m-1}),$$

$$\varepsilon_{By}^{m(k)}(x, y) - \varepsilon_{By}^{m-1(k)}(x, y) = \frac{1}{\eta} \left( \sigma_y^{m(k-1)}(x, y) - \sigma^{m(k-1)}(x, y) \right) (t^m - t^{m-1}),$$

$$\varepsilon_{Bz}^{m(k)} - \varepsilon_{Bz}^{m-1(k)} = \frac{1}{\eta} \left( \sigma_z^{m(k-1)}(x, y) - \sigma^{m(k-1)}(x, y) \right) (t^m - t^{m-1}),$$

$$\gamma_{\text{exy}}^{m(k)}(x, y) - \gamma_{\text{exy}}^{m-1(k)}(x, y) = \frac{1}{\eta} \left( \tau_{\text{xy}}^{m(k-1)}(x, y) \right) (t^m - t^{m-1}),$$

$$\varepsilon_T^m(x, y) = \int_{T_0}^{T_m} \alpha(T) dT, \quad x, y \in V,$$

$$\eta(\mu(x, y), T_m) = \eta_0(\mu(x, y)) e^{\frac{A(\mu(x, y))}{T_m(\mu(x, y))}}, \quad x, y \in V,$$

где  $k = 1, 2, 3, \dots$  – номер итерации при отыскании неизвестных на  $m$ -м шаге по времени. Начальные по времени условия для всех величин определяются из условия естественного начального ненапряженного и недеформированного состояния. В качестве начальных значений неизвестных величин для итерационного процесса на  $m$ -м моменте выбираются найденные значения на предыдущем  $(m-1)$ -м временном слое.

Каждая итерация по времени в расчетной схеме сводится к решению краевой задачи линейной термоупругости с итерационным уточнением на каждом шаге величин вязких деформаций. Решение задачи производилось на основе описанного выше алгоритма средствами конечно-элементного пакета ANSYS. Геометрия формы границы  $\Gamma_2$  задаётся с помощью записанных ранее полиномов Эрмита, описывающих реальную геометрию зоны легирования силовых стержней.

### 6.2.3 Полученные результаты

Результаты численного анализа показали, что отклонения геометрии от проектного варианта ведут к существенной неоднородности и несимметричности полей напряжений. На Рисунке 6.32 приведено характерное распределение интенсивности тензора напряжений для силовых стержней с непроектной геометрией зоны легирования.

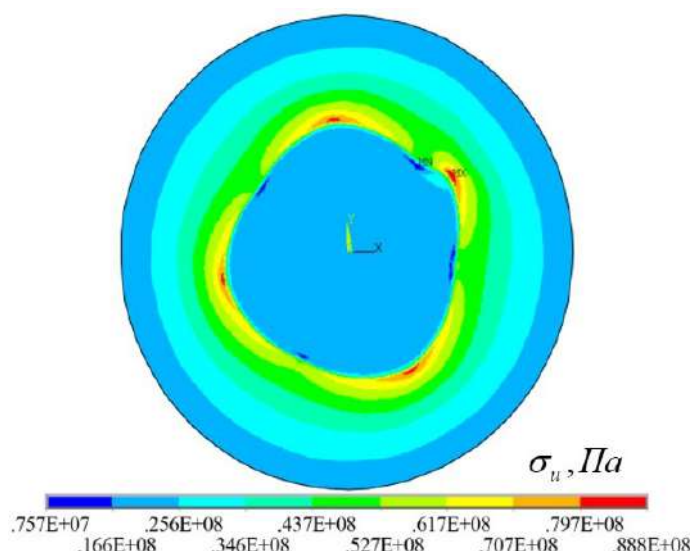


Рисунок 6.32 – Характерное поле распределения интенсивности тензора напряжений для силового стержня с непроектной геометрией зоны легирования

В связи с особенностью конструкции силовых стержней и формирующихся в них полей напряжений наибольший интерес представляют полученные максимальные значения первых главных напряжений  $\sigma_1$  и интенсивности тензора напряжений  $\sigma_{ii}$  на границе легированной области с чистым кварцевым стеклом.

Установлено, что максимальные значения  $\sigma_1$  локализованные в легированной сердцевине силового стержня, зависят от отклонений геометрии границы  $\Gamma_2$  незначительно, в среднем разница с проектным вариантом не превышает 3%. Максимальные значения интенсивности тензора напряжений  $\sigma_{ii}$  на границе  $\Gamma_2$  демонстрируют гораздо более сильную зависимость от формы легированной зоны и в рассмотренных вариантах силовых стержней изменяются в соответствии с нормальным законом распределения от  $\sigma_{ii} = 69.1$  МПа до  $\sigma_{ii} = 85.9$  МПа, математическое ожидание  $M[\sigma_{ii}] = 75.8$  МПа, разброс значений достигает 22% (Рисунок 6.33). По сравнению с симметричной геометрией в среднем максимальные значения интенсивности тензора напряжений получаются больше на 10%, а в некоторых случаях превышают проектные значения на 20–25%.

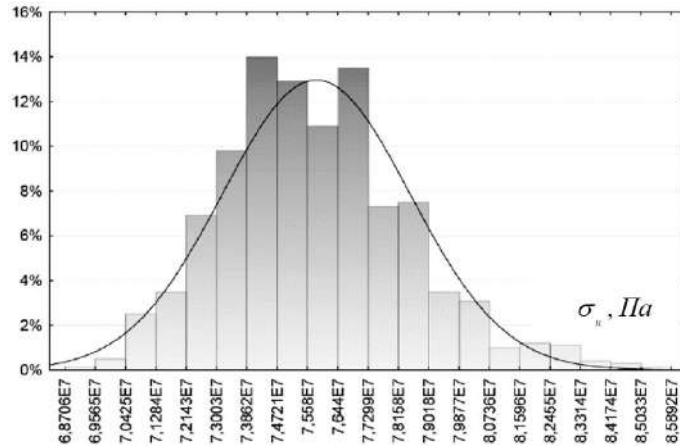


Рисунок 6.33 – Распределение максимального значения интенсивности тензора напряжений на границе легированной зоны  $\Gamma_2$

Разница между минимальным и максимальным значением интенсивности тензора напряжений  $\Delta\sigma_{и} = \max(\sigma_{и}) - \min(\sigma_{и})$ ,  $x \in \Gamma_2$  на границе оптических сред между легированной зоной и чистым кварцевым стеклом растёт при увеличении отклонения от круговой формы сечения. Вероятность распределения этой величины приведена на Рисунке 6.34.

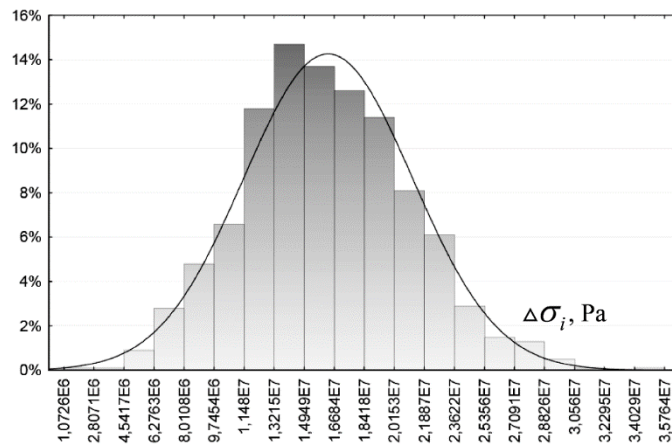


Рисунок 6.34 – Распределение  $\Delta\sigma_{и}$  разности максимального и минимального значения интенсивности тензора напряжений на границе  $\Gamma_2$

#### 6.2.4 Выводы

В результате натурных и численных исследований получены следующие результаты:

1. Измерена геометрия силовых стержней на основании исследования реальных изделий. Показано, что существенное отклонение от проектных значений до 10% имеет граница между легированной зоной и чистым кварцевым стеклом. Большинство силовых стержней имеют одинаковую

непроектную форму легированной зоны, которая представляет собой прямой некруговой цилиндр с тремя криволинейными гранями разной длины.

2. Установлены законы распределения радиусов, описывающих форму легированной зоны в радиальных сечениях силовых стержней, и построена интерполяция, позволяющая записывать зависимости вероятных вариантов ее геометрии в аналитическом виде.

3. На основании численного анализа методом Монте–Карло исследовано 1000 вариантов вероятных геометрий силовых стержней. Показано, что наблюдаемая на производстве непроектная геометрия изделий незначительно влияет на растягивающие первые главные напряжения  $\sigma_1$  и в среднем разница с симметричной формой не превышает 3%. При этом интенсивность тензора напряжений на границе зоны легирования демонстрирует значительно более сильную зависимость от отклонений ее геометрии. В среднем максимальные значения интенсивности тензора напряжений на границе  $\Gamma_2$  в реальных изделиях получаются больше на 10%, чем в проектных силовых стержнях.

4. Показано, что реализующаяся на практике форма области легирования приводит к несимметричности полей остаточных напряжений по сечению, отклонения могут являться концентраторами напряжений и являться одной из причин разрушения силовых стержней.

### **6.3 Конструкционная прочность силовых стержней**

#### **6.3.1 Введение**

Проблеме прочности кварцевых стекол и изделий из них посвящены многочисленные исследования разных лет, обобщенные в работах [12; 285; 341], монографиях [15; 39; 111; 114; 136; 154] и справочниках [76; 89]. Обширные исследования посвящены как прочности кварцевых волокон [101; 113; 127; 215; 270; 283], так и массивных изделий из стекол [32; 39; 111; 114; 154; 230]. Известно, что на прочность стекла значительное влияние оказывают многие факторы:



- качество обработки поверхности и наличие поверхностных дефектов [97; 136], например, обработка поверхности плавиковой кислотой позволяет удалить дефекты и увеличивает прочность в 4–5 раз [32]. Существуют и другие методы подобного упрочнения, за счет шлифовки, специальных покрытий и других вариантов обработки поверхности [97];
- наличие инородных включений и кристаллизации, которые могут как снижать, так и увеличивать прочность [39; 188; 230; 274];
- атомная структура стекла [12];
- температура, влияние которой носит комплексный характер, повышает прочность стекла при отрицательных температурах, а при высоких температурах может влиять на прочность по-разному [39], в зависимости от состава, истории изготовления и обработки. В некоторых источниках отмечается увеличение прочности массивных образцов из кварцевого стекла с увеличением температуры [32; 230], прочность же волокон из кварцевого стекла снижается с увеличением температуры [308]. Известно также, что длительная выдержка при высоких температурах может приводить к эффекту старения и снижению прочности стекла [285];
- влажность [127; 308] значительно снижает прочность стекла, в первую очередь за счет увеличения скорости роста трещин;
- время действия нагрузки [32; 240; 308; 341]; чем больше нагрузка, тем меньше времени пройдет до разрушения, что связано с зависимостью скорости роста трещин от напряженно-деформированного состояния;
- скорость нагружения; чем быстрее происходит нагружение, тем выше прочность [127];
- масштаб образца; как правило, прочность стекла уменьшается при увеличении размеров изделия, так как пропорционально увеличивается количество поверхностных дефектов [39; 79];
- остаточные напряжения могут влиять как в отрицательную сторону, так и в положительную; например, один из распространенных вариантов

упрочнения заключается в создании в поверхностном слое стекла сжимающих напряжений, что может приводить к увеличению прочности на порядок [79; 97].

Большое количество факторов, оказывающих комплексное влияние на прочностные характеристики стекла, приводит к тому, что оценка прочности по литературным данным дает очень широкий диапазон значений. Например, по разным источникам, предел прочности на изгиб для массивных образцов из кварцевого стекла изменяется в диапазоне 30...140 МПа [32; 79; 97; 114; 156] и 0.25...1.4 ГПа для закаленного стекла или упроченного другими методами [79; 97]. Предел прочности на растяжение варьируется в диапазонах 20...100 МПа для массивных образцов и 0.3...0.5 ГПа для упрочненных стекол [32; 79; 84; 97]. Волокна из кварцевого стекла за счет масштабного фактора имеют существенно большую прочность, диапазон значений предела прочности на растяжение находится в границах 1...14 ГПа [79; 113; 240; 341].

Единой теории, объясняющей влияние различных факторов на прочность стекла, на сегодняшний день не построено. Общим недостатком известных теорий разрушения является необходимость переноса параметров разрушения, полученных на образцах, на натурные изделия [111], которые, как правило, эксплуатируются в сложнапряженном состоянии, испытывают случайные перегрузки, колебания температуры и воздействия внешней среды [341].

Проблема оценки прочностных свойств конструкций из кварцевых стекол осложняется в случае применения многокомпонентных составов и легированных кварцевых стекол, неоднородно распределенных в объеме изделия. Поэтому большой интерес представляет выработка подходов к определению критериев оценки прочности для конкретных конструкций на основе натуральных экспериментов. В этом случае критериальные характеристики косвенно учитывают множество факторов, сложно поддающихся учету и влияющих на прочность: зависимость термомеханических и прочностных характеристик от неоднородного

легирования, недостаточно точную информацию по количественному составу многокомпонентных стекол, влияние технологических операций на качество обработки поверхностей и формирование поверхностных и внутренних дефектов, технологические остаточные напряжения и др.

В данном подразделе представлены результаты исследования конструкционной прочности цилиндрического неоднородно легированного кварцевого стержня, являющегося элементом заготовки для вытяжки оптического волокна типа «Панда». Методика выбора критерия прочности включает последовательное решение следующих задач:

- определение структуры неоднородного легирования стержней по данным экспериментальных оптических измерений;
- численное определение технологических остаточных напряжений в готовых стержнях с учетом неоднородности термомеханических характеристик;
- проведение натурных испытаний по нагружению стержней до разрушения по схеме трехточечного изгиба с замером прогибов и нагрузки;
- численное прогнозирование напряженно-деформированного состояния стержней (с учетом остаточных напряжений) в условиях эксперимента на разрушение;
- подтверждение корректности задания физико-механических свойств неоднородно легированных стержней на основе сравнения расчетных и экспериментально замеренных прогибов;
- выбор критериальной прочностной характеристики на основе анализа расчетных полей напряжений и деформаций в стержне, соответствующих действию разрушающей нагрузки, замеренной в натурном эксперименте.

### **6.3.2 Объект исследования**

Рассматриваемый в рамках исследования силовой стержень представляет собой длинный трехслойный цилиндр из неоднородно легированного по радиусу материала (характерные размеры: диаметр около

1 см, длина около 0.2 м). Внешний слой состоит из чистого кварцевого стекла, второй слой из кварцевого стекла, легированного оксидами бора и фосфора, внутренний слой из кварцевого стекла, легированного оксидом бора (Рисунок 6.35). Как было показано ранее, легирование кварцевого стекла существенно увеличивает КЛТР, снижает вязкость и температуру стеклования [89]. В начале процесса изготовления силовых стержней осуществляется высокотемпературное химическое осаждение легирующих элементов из газовой фазы на внутреннюю поверхность кварцевых труб (метод MCVD), после чего трубка консолидируется в сплошной стеклянный цилиндр путем разогрева до 1800–1900 °С и создания разреженного состояния внутри трубы. Затем стержень охлаждается на воздухе до температуры окружающей среды. С охлажденного силового стержня плавиковой кислотой частично стравливаются наружные нелегированные слои чистого кварцевого стекла. При проектировании силового стержня необходимо выбрать зависимость концентрации легирующих добавок от радиуса, обеспечивающую максимальную температурную деформацию стержня при соблюдении условий сохранения прочности на протяжении всего процесса изготовления.

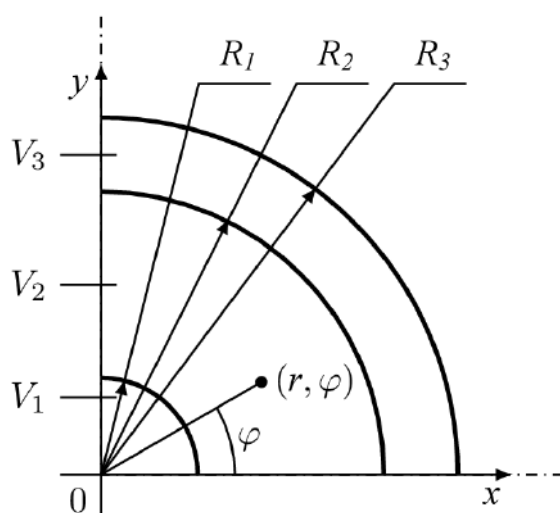
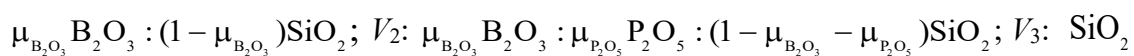


Рисунок 6.35 – Схема поперечного сечения силового стержня  $V_1$ :



На анализаторе преформ Photon Kinetics 2600 были замерены профили показателей преломления вдоль радиальных сечений изготовленного силового стержня. Значения показателя преломления кварцевого стекла связаны с его

химическим составом и, следовательно, коррелируют со степенью легирования. Таким образом, зная проектную зависимость легирования от радиуса и измеренный профиль показателя преломления для исследуемого образца, можно определить границы оптических сред, которые будут совпадать с границами разных по составу стекол. Серия таких измерений в радиальных сечениях, выполненная для разных углов в одном фиксированном поперечном сечении образца, позволила с помощью аппроксимирующих соотношений описать зависимость степени легирования от координат.

В подразд. 6.1 был выполнен численный анализ эволюции остаточных напряжений в процессе охлаждения силового стержня и показано, что основное влияние на НДС оказывает концентрация легирующих элементов. В процессе изготовления стержня формируются высокие уровни полей остаточных напряжений из-за неоднородности температурных полей, несовместности температурных деформаций неоднородно легированных областей, терморелаксационных переходов, происходящих вследствие неоднородного легирования в различных температурных диапазонах. Такой уровень напряжений зачастую приводит к разрушению стержня в процессе изготовления, транспортировки или хранения. Производственный опыт свидетельствует о том, что разрушение от остаточных напряжений начинается во внутренних легированных областях и иногда там локализуется (Рисунок 6.36), а иногда происходит полное разрушение изделия.

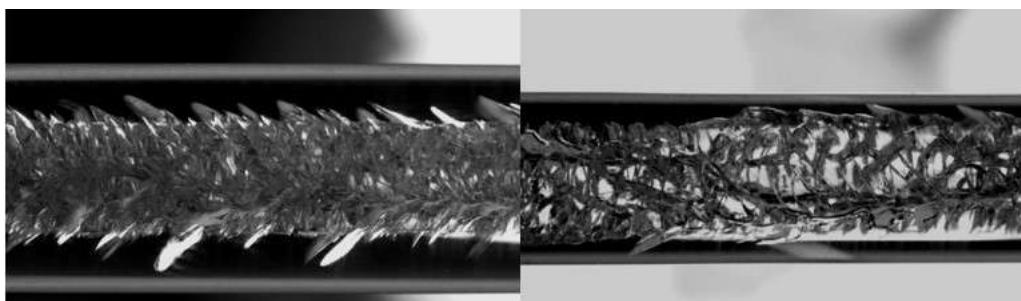


Рисунок 6.36 – Характерные картины разрушения легированной сердцевины силового стержня после консолидации (слева) и поле снятия слоев чистого кварцевого стекла (справа)

### ***6.3.3 Численное моделирование полей технологических остаточных напряжений***

Как уже отмечалось ранее, формирование полей остаточных напряжений в силовом стержне происходит при охлаждении после консолидации трубки с нанесенными на внутреннюю поверхность слоями легированного кварцевого стекла. Начальные температуры этого технологического процесса соответствуют размягченному состоянию во всех слоях конструкции (см. Рисунок 6.35), как в чистом кварцевом стекле, так и в слоях с легирующими добавками. Последующее охлаждение сопровождается релаксационными переходами (стеклованием), происходящими в зависимости от степени легирования и скорости охлаждения в своем диапазоне температур. Учет особенностей термомеханического поведения легированных кварцевых стекол производился с помощью определяющих соотношений термовязкоупругости максвелловского типа с вязкостью, зависящей от температуры и степени легирования, возможность применения которых описано в гл. 5 и работах [143; 145].

Для постановки задачи о формировании остаточных напряжений в данном случае достаточно рассмотрения одномерного осесимметричного приближения поля температур и обобщенной плоской деформации, так как геометрия, физико-механические свойства и условия охлаждения изделия обладают осевой симметрией и не изменяются вдоль осевой координаты за исключением торцевых областей стержня. В реализованной схеме эксперимента по разрушению стержней торцевые зоны практически не нагружены и из расчетной схемы могут быть исключены.

В соответствии с гипотезами, принятыми в подразд. 5.2, можно разделить краевую задачу нестационарной теплопроводности и краевую задачу термомеханики о напряженно-деформированном состоянии. Задачу термомеханики при этом достаточно рассмотреть в квазистатической формулировке, считая, что в данном случае механизмы теплообмена (конвективного, лучистого и диффузионного) протекают с относительно

низкими скоростями и не способны вызвать существенных значений ускорений точек деформируемого стержня (пренебрегаем силами инерции). Тогда в цилиндрической системе координат постановка задачи нестационарной теплопроводности (5.2.1)–(5.2.3) будет иметь следующий вид:

*уравнение теплопроводности*

$$c\rho \frac{\partial T(r,t)}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r\kappa \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right), \quad r \in (0, R_3), \quad (6.3.1)$$

где  $c = c(\mu(r), T(r, t))$ ;  $\kappa = \kappa(\mu(r), T(r, t))$ ;  $\rho = \rho(\mu(r), T(r, t))$  – соответственно теплоемкость, теплопроводность и плотность материала, зависят от температуры  $T(r, t)$  и концентрации легирующих добавок  $\mu(r) = \mu(\mu_1(r), \mu_2(r), \dots, \mu_n(r))$ ;  $R_3$  – радиус стержня;

*граничные условия*

$$\left. \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right|_{r=0} = 0, \quad -\kappa \left. \frac{\partial T(r,t)}{\partial r} \right|_{r=R_3} = h(T_c - T(R_3, t)) + \varepsilon_s \sigma_0 (T_c^4 - T(R_3, t)^4); \quad (6.3.2)$$

*начальные условия*

$$T(r, 0) = T_0, \quad r \in [0, R_3]. \quad (6.3.3)$$

Квазистатическая краевая задача механики с учетом несущественности вклада массовых сил включает:

*уравнение равновесия*

$$\frac{\partial \sigma_r(r,t)}{\partial r} + \frac{\sigma_r(r,t) - \sigma_\varphi(r,t)}{r} = 0, \quad r \in (0, R_3); \quad (6.3.4)$$

*геометрические соотношения*

$$\varepsilon_r(r,t) = \frac{\partial u_r(r,t)}{\partial r}, \quad \varepsilon_\varphi(r,t) = \frac{u_r(r,t)}{r}, \quad \varepsilon_z(t) = const, \quad r \in [0, R_3]; \quad (6.3.5)$$

*граничные условия*

$$\sigma_r(R_3, t) = 0, \quad u_r(0, t) = 0, \quad \int_0^{R_3} r \sigma_z(r, t) dr = 0, \quad (6.3.6)$$

определяющие соотношения максвелловского типа, обобщенные на случай сложного напряженного состояния:

$$\begin{aligned}\sigma_r(r,t) &= 2G\varepsilon_{er}(r,t) + \lambda\Theta_e(r,t), \\ \sigma_\varphi(r,t) &= 2G\varepsilon_{e\varphi}(r,t) + \lambda\Theta_e(r,t), \\ \sigma_z(r,t) &= 2G\varepsilon_{ez}(r,t) + \lambda\Theta_e(r,t),\end{aligned}\quad (6.3.7)$$

где  $r \in (0, R_3)$ ;  $\varepsilon_r(r,t)$ ,  $\varepsilon_\varphi(r,t)$ ,  $\varepsilon_z(r,t)$  – компоненты тензора полных деформаций  $\hat{\varepsilon}(r,t)$ ;  $\varepsilon_{er}(r,t) = \varepsilon_r(r,t) - \varepsilon_{Br}(r,t) - \varepsilon_T(r,t)$ ,  $\varepsilon_{e\varphi}(r,t) = \varepsilon_\varphi(r,t) - \varepsilon_{B\varphi}(r,t) - \varepsilon_T(r,t)$ ,  $\varepsilon_{ez}(r,t) = \varepsilon_z(r,t) - \varepsilon_{Bz}(r,t) - \varepsilon_T(r,t)$  – компоненты тензора упругих деформаций;  $\varepsilon_{Br}(r,t)$ ,  $\varepsilon_{B\varphi}(r,t)$ ,  $\varepsilon_{Bz}(r,t)$  – компоненты тензора вязких деформаций  $\hat{\varepsilon}_B(r,t)$ ;  $\varepsilon_T(r,t) = \int_{T_0}^T \alpha(\mu, T) dT$  – линейная температурная деформация;  $\alpha = \alpha(\mu(r), T(r,t))$  – коэффициент температурного расширения материала;  $T_0$  – начальная температура, при которой предполагается отсутствие в теле напряжений, деформаций и их производных по времени;  $\Theta_e(r,t) = \varepsilon_{er}(r,t) + \varepsilon_{e\varphi}(r,t) + \varepsilon_{ez}(r,t)$  – первый инвариант тензора упругих деформаций;  $G = G(\mu(r), T(r,t))$  и  $\lambda = \lambda(\mu(r), T(r,t))$  – упругие константы Ламе, зависящие от температуры  $T(r,t)$  и концентраций легирующих добавок  $\mu(r) = \mu(\mu_1(r), \mu_2(r), \dots, \mu_n(r))$ .

$$\begin{aligned}\frac{\partial \varepsilon_{Br}(r,t)}{\partial t} &= \frac{1}{\eta} (\sigma_r(r,t) - \sigma(r,t)), \quad r \in (0, R_3), \\ \frac{\partial \varepsilon_{B\varphi}(r,t)}{\partial t} &= \frac{1}{\eta} (\sigma_\varphi(r,t) - \sigma(r,t)), \quad r \in (0, R_3), \\ \frac{\partial \varepsilon_{Bz}(r,t)}{\partial t} &= \frac{1}{\eta} (\sigma_z(r,t) - \sigma(r,t)), \quad r \in (0, R_3),\end{aligned}\quad (6.3.8)$$

где  $\sigma(r,t) = (\sigma_r + \sigma_\varphi + \sigma_z) / 3$  – среднее напряжение;  $\eta = \eta_0(\mu(r)) e^{\frac{K(\mu(r))}{T(r,t)}}$  – вязкость, зависящая от температуры и от неоднородно распределенных по объему тела легирующих добавок. Компоненты дивергента тензора вязкой деформации, в силу того, что в расплавленном состоянии материал



предполагается несжимаемой жидкостью ( $\varepsilon_{Br} + \varepsilon_{B\varphi} + \varepsilon_{Bz} = 0$ ), равны соответствующим компонентам тензора вязких деформаций (6.3.8).

При расчетах зависимости для вычисления  $\alpha = \alpha(\mu(r), T(r, t))$ ,  $\eta = \eta(\mu(r), T(r, t))$  получены численно в виде кусочной сплайн-интерполяции в результате обработки экспериментальных данных [1; 5; 84; 89].

Для численного решения задачи нестационарной теплопроводности (6.3.1)–(6.3.3) использован метод конечных элементов в традиционной реализации [22]. Для решения задачи термомеханики (6.3.4)–(6.3.8) избран пошаговый метод. С этой целью по аналогии с общей постановкой, описанной в гл. 5, вводится в рассмотрение сетка на оси времени с узлами:  $t_0 = 0, t_1, t_2, \dots, t_m, t_{m+1}, \dots$ . Тогда можно построить дискретный по времени разностный аналог краевой задачи (6.3.4)–(6.3.8), соответствующий неявной схеме отыскания неизвестных на  $m$ -м временном слое с итерационным уточнением на каждом шаге величин вязких деформаций по соотношениям (6.3.8)

$$\frac{\partial \sigma_r^{m(k)}(r)}{\partial r} + \frac{\sigma_r^{m(k)}(r) - \sigma_\varphi^{m(k)}(r)}{r} = 0, \quad r \in (0, R_3); \quad (6.3.9)$$

$$\varepsilon_r^{m(k)}(r) = \frac{\partial u_r^{m(k)}(r)}{\partial r}, \quad \varepsilon_\varphi^{m(k)}(r) = \frac{u_r^{m(k)}(r)}{r}, \quad \varepsilon_z^{m(k)} = \text{const}, \quad r \in [0, R_3]; \quad (6.3.10)$$

$$\sigma_r^{m(k)}(b) = 0, \quad u_r^{m(k)}(0) = 0, \quad \int_0^{R_3} r \sigma_z^{m(k)}(r) dr = 0, \quad (6.3.11)$$

$$\begin{aligned} \sigma_r^{m(k)}(r) &= 2G_m \varepsilon_{er}^{m(k)}(r) + \lambda_m \Theta_e^{m(k)}(r), \quad r \in (0, R_3), \\ \sigma_\varphi^{m(k)}(r) &= 2G_m \varepsilon_{e\varphi}^{m(k)}(r) + \lambda_m \Theta_e^{m(k)}(r), \quad r \in (0, R_3), \end{aligned} \quad (6.3.12)$$

$$\sigma_z^{m(k)}(r) = 2G_m \varepsilon_{ez}^{m(k)}(r) + \lambda_m \Theta_e^{m(k)}(r), \quad r \in (0, R_3),$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{Bi}^{m(k)}(r) - \varepsilon_{Bi}^{m-1(k)}(r) &= \frac{1}{\eta} \left( \sigma_i^{m(k-1)}(r) - \sigma^{m(k-1)}(r) \right) (t_m - t_{m-1}), \quad i = r, \varphi, z, \\ & r \in (0, R_3); \end{aligned} \quad (6.3.13)$$

$$\varepsilon_T^m(r) = \int_{T_0}^{T_m} \alpha(T) dT, \quad \eta_m = \eta_0(r) e^{\frac{K(r)}{T_m(r)}}, \quad (6.3.14)$$

где  $k = 1, 2, 3, \dots$  – номер итерации при отыскании неизвестных на  $m$ -м слое. В качестве начальных значений неизвестных для итерационного процесса на  $m$ -м слое выбираются найденные значения на предыдущем  $(m-1)$ -м временном слое. Начальные по времени условия для всех величин определяются из условия естественного начального ненапряженного и недеформированного состояния.

Вычисления на каждой итерации  $m$ -го шага по времени в расчетной схеме (6.3.9)–(6.3.14) сводятся, по сути, к решению краевой задачи линейной термоупругости, для численной реализации которой использован метод конечных элементов. За остаточные напряжения принимаются  $\sigma_r(r, t_K), \sigma_\varphi(r, t_K), \sigma_z(r, t_K)$  – результаты решения задачи (6.3.9)–(6.3.14) на момент  $t_K$  полного окончания охлаждения стержня.

С помощью описанной математической модели были определены поля остаточных напряжений в исследуемых силовых стержнях, легированных оксидами бора  $B_2O_3$  и фосфора  $P_2O_5$ . Концентрация легирующих элементов была задана следующим образом:

$$\mu_1 = \mu_{B_2O_3}, \quad \mu_2 = 0, \quad r \in (0, R_1); \quad \mu_1 = \mu_{B_2O_3}, \quad \mu_2 = \mu_{P_2O_5}, \quad r \in (R_1, R_2). \quad (6.3.15)$$

Для решения задачи нестационарной теплопроводности и краевой задачи термомеханики были использованы кольцевые конечные элементы первого порядка, необходимая степень дискретизации по времени и радиусу подобрана опытным путем. Конечно-элементный аналог состоял из 300 элементов. Временная сетка включала 120 слоев разной величины (со сгущением в областях высоких температур и релаксационного перехода).

На Рисунках 6.37, 6.38 представлены характерные эпюры остаточных напряжений для двух образцов: после консолидации и после стравливания слоев чистого кварцевого стекла. Как видно из приведенных эпюр, в силовых

стержнях за счет описанных выше механизмов формируются поля остаточных растягивающих напряжений достаточно высокого уровня. Если сравнивать их с известными значениями предела прочности на растяжение для массивных образцов из кварцевого стекла (20...100 МПа), то они его превышают на этапе охлаждения после консолидации, а после снятия внешних слоев чистого кварцевого стекла находятся выше нижней границы диапазона, обеспечивая, по данным литературных источников, небольшой запас прочности. Анализ результатов численного моделирования и сопоставление их с наблюдаемой картиной разрушения силовых стержней (см. Рисунок 6.36) позволяет предположить, что наиболее опасное с точки зрения прочности напряженное состояние реализуется во внутренних областях силового стержня, так как именно там локализованы максимальные значения растягивающих напряжений  $\sigma_z$ . На поверхности стержней за счет сжимающих напряжений  $\sigma_\varphi$  и  $\sigma_r$  формируются благоприятные условия с точки зрения прочности, поскольку такое напряженное состояние затрудняет формирование и рост микротрещин. Аналогичное напряженно-деформированное состояние формируется в стеклах в результате закалки, приводя к их упрочнению [57; 97].

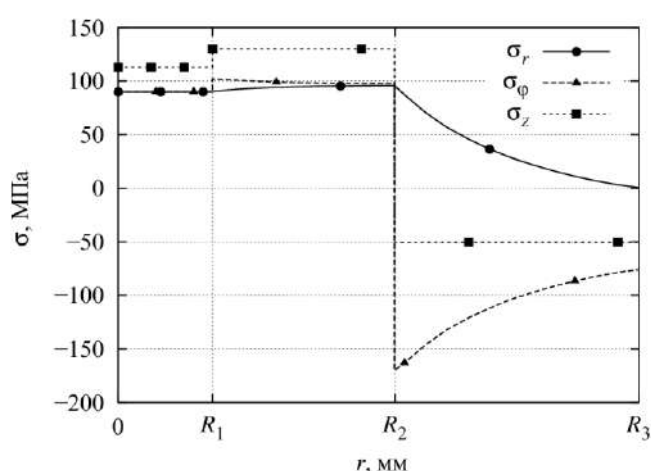


Рисунок 6.37 – Характерные эпюры компонент тензора напряжений в силовом стержне при охлаждении его до температуры окружающей среды после операции консолидации (схлапывания)

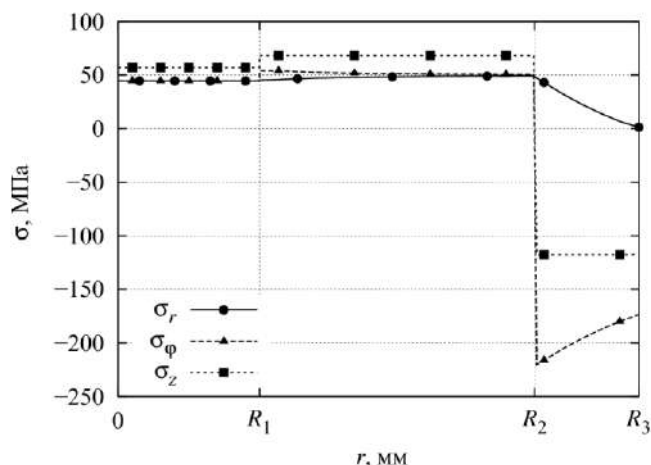


Рисунок 6.38 – Характерные эпюры компонент тензора напряжений в силовом стержне после стравливания слоев чистого кварцевого стекла

### 6.3.4 *Натурные эксперименты по разрушению стержней*

Была проведена серия из 31 натурального эксперимента со следующими видами стержней:

- из чистого кварцевого стекла (4 образца);
- из легированных стекол (силовые стержни (см. Рисунок 6.35) 21 образец);
- из легированных стекол после процедуры отжига (отожжённые силовые стержни, 6 образцов).

Длина стержней варьировалась от 103 до 172 мм, диаметр от 6.8 до 10.4 мм, нагружение происходило с фиксированной скоростью 0.1 мм/мин. В Таблице 6.1 представлена информация по всем проведенным экспериментам, где  $D'$  – диаметр, приведенный к диаметру наибольшего стержня;  $D'_{bp}$  – диаметр сердцевины, легированной  $V_2O_3$  и  $P_2O_5$ , приведенный к диаметру наибольшего стержня;  $L'$  – длина стержня;  $L_{базы}$  – расстояние между опорами стержня;  $v_u$  – скорость нагружения;  $F$  – сила, при которой произошло разрушение стержня;  $U_s$  – перемещение, замеренное во время эксперимента;  $U_{расч}$  – перемещение, полученное в результате численного эксперимента.  $D_b'$  – диаметр сердцевины, легированной  $V_2O_3$ , приведенный к диаметру наибольшего стержня для всех рассмотренных стержней, был равен 0.18.

Таблица 6.1 – Результаты натуральных экспериментов на разрушение

№	$D'$	$D'_{bp}$	$L$ , мм	$L_{базы}$ , мм	$F$ , Н	$U_э$ , мм	$U_{расч}$ , мм	$\frac{U_э - U_{расч}}{U_э}$ , %	Прим.
1	0.666	0.532	122	45	561.9	0.18049	0.1847	2.34%	
2	0.664	0.527	98	45	523.7	0.17482	0.1738	0.58%	
3	0.665	0.528	98	45	532.3	0.18847	0.1759	6.67%	
4	0.665	0.524	111	45	502.8	0.16017	0.1646	2.77%	
5	0.658	0.531	114	45	979.5	0.31591	0.3403	7.72%	отожжен
6	0.657	0.531	114	45	800.0	0.284	0.2793	1.65%	отожжен
7	0.667	0.534	120	46	565.9	0.18263	0.1745	4.45%	
8	0.664	0.531	110	47	509.5	0.18526	0.1697	8.40%	
9	0.669	0.529	115	73.1	315.0	0.41708	0.3562	14.60%	$v_u = 0.01$ мм/мин
10	0.654	0.529	112	74	628.2	0.81478	0.8122	0.32%	отожжен
11	0.654	0.529	122	74	662.0	0.89084	0.8562	3.89%	отожжен
12	0.664	0.528	103	74	280.5	0.45642	0.3382	25.90%	
13	0.664	0.527	119	75	291.2	0.4205	0.365	13.20%	
14	0.665	0.527	116	75	326.3	0.42402	0.4062	4.20%	
15	0.665	0.530	124	75	297.5	0.3995	0.3706	7.23%	
16	0.666	0.533	140	75	299.7	0.43374	0.3714	14.37%	
17	0.664	0.524	167	75	294.8	0.42307	0.3689	12.80%	
18	0.665	0.531	123	90	263.9	0.6111	0.5569	8.87%	
19	0.653	0.523	131	90	247.1	0.61576	0.5639	8.42%	
20	0.654	0.525	137	90	241.4	0.59874	0.5475	8.56%	
21	0.665	0.529	190	90	278.5	0.65676	0.5878	10.50%	
22	0.663	0.529	190	90	412.9	1.05472	0.8831	16.27%	отожжен
23	0.665	0.525	245	125	172.8	1.0686	0.9536	10.76%	
24	0.664	0.525	244	125	291.9	1.71029	1.622	5.16%	отожжен
25	0.667	0.529	172	126	186.2	1.10431	1.041	5.73%	
26	0.664	0.525	140	126.7	186.6	1.11047	1.079	2.83%	
27	1.000	0.532	125	87	1151.2	0.45161	0.4284	5.14%	
28	0.685	–	100	45	342.2	0.10743	0.0854	20.51%	SiO <sub>2</sub>
29	0.685	–	100	45	271.9	0.08341	0.068	18.48%	SiO <sub>2</sub>
30	0.684	–	100	75	155.4	0.18822	0.1664	11.59%	SiO <sub>2</sub>
31	0.666	–	100	75	207.0	0.27173	0.2455	9.65%	SiO <sub>2</sub>

Эксперименты на разрушение проводились в ЦКП «Центр экспериментальной механики» Пермского национального исследовательского политехнического университета на установке Instron 8801, позволяющей проводить статические и динамические испытания с предельной нагрузкой до

5 кН. С учетом геометрии образцов была использована оснастка для реализации эксперимента по схеме трехточечного изгиба. Расстояние между опорами варьировалось от 45 до 125 мм (Рисунок 6.39). Стальные опоры и индентор выполнены в форме цилиндров с наружной проточкой с радиусом большим, чем радиус испытываемых образцов, что позволяло фиксировать силовую стержень и избежать его соскальзывания с опор (Рисунки 6.39, 6.40).



Рисунок 6.39 – Схема натурного эксперимента на разрушение по схеме трехточечный изгиб, с разными базами

На все металлические элементы в качестве буферной прослойки была нанесена лента ФУМ, по отпечатку на которой после проведения эксперимента можно было определить размер зоны контакта со стержнем. Перед началом каждого эксперимента осуществлялась проверка параллельности направляющих оснастки (см. Рисунок 6.40).



Рисунок 6.40 – Оснастка с проточками, для реализации схемы трехточечного изгиба с цилиндрическими образцами

Нагружение образцов происходило с линейной скоростью увеличения нагрузки  $v_u = 0.1$  мм/мин до его разрушения. С нижней стороны стержня под местом приложения нагрузки устанавливался контактный экстензометр Epsilon Technology 3540-025M-LHT, который фиксировал перемещение образца (см. Рисунок 6.39). Таким образом, в течение всего эксперимента до момента разрушения образца измерялись прикладываемое усилие и прогиб стержня.

Выполненные натурные испытания показали, что для всех стержней одинакового типа наблюдалась схожая картина разрушения. У легированных образцов разрушение носило взрывообразный характер с ярко выраженным хлопком, фрагментацией и разлетом на множество осколков. В уцелевших крупных частях наблюдалась густая сетка трещин, которая преимущественно была локализована в легированной зоне (Рисунок 6.41).



Рисунок 6.41 – Фрагменты силовых стержней после разрушения

Образцы из чистого кварцевого стекла разрушались без громкого звука и разлета фрагментов, без сетки трещин в уцелевших частях. Как правило, формировалось два крупных фрагмента и один-два небольших осколка, откалывавшихся в нижней части стержня под индентером (Рисунок 6.42).

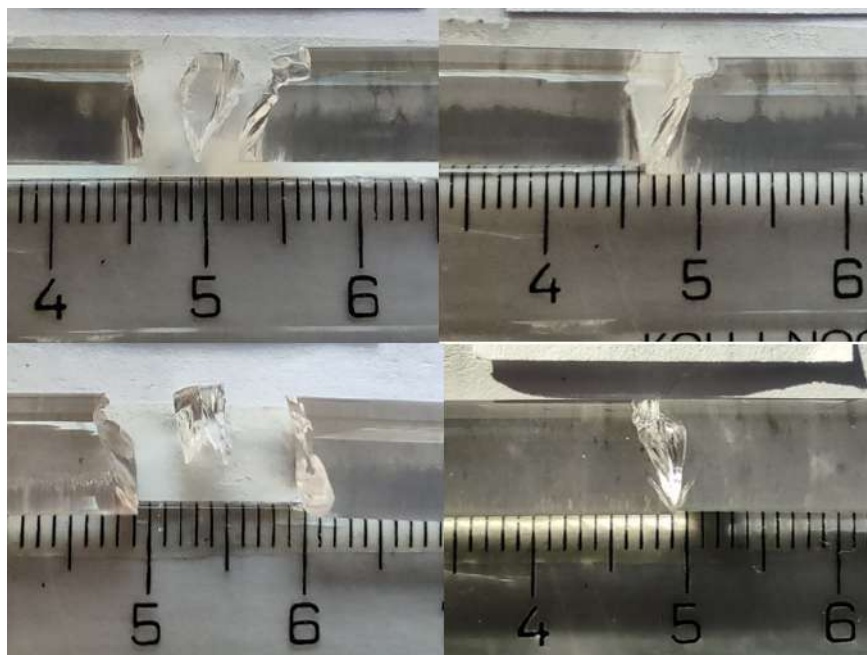


Рисунок 6.42 – Разрушение стержней из чистого кварцевого стекла

В результате серии испытаний были получены зависимости «усилие – прогиб» вплоть до момента разрушения (Рисунок 6.43). В испытаниях варьировалось расстояние между опорами (см. Таблица 6.1), что с учетом разного диаметра стержней и размеров легированных зон приводило к разному напряжённно-деформированному состоянию на момент разрушения. Программа экспериментов была так спланирована специально, с целью выявления общей для всех стержней характеристики, которую можно принять в качестве критерия прочности.

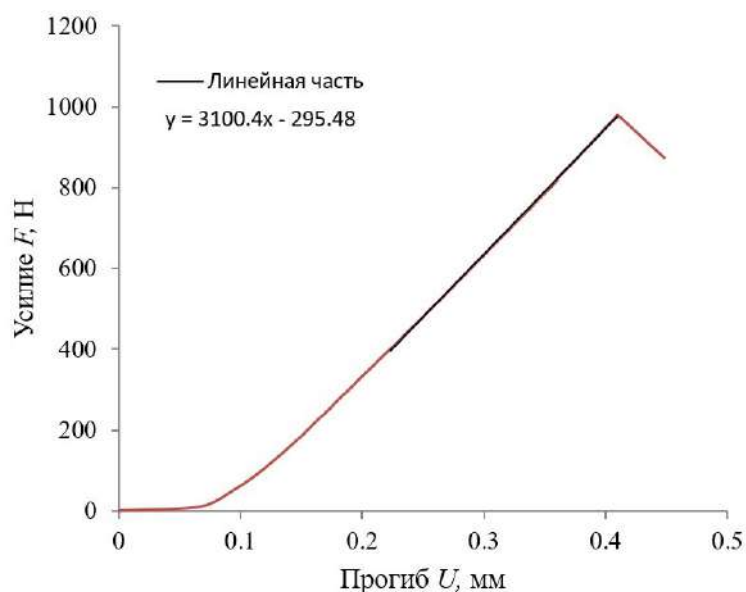


Рисунок 6.43 – Характерная картина регистрируемых в условиях натурного эксперимента параметров



На Рисунке 6.43 приведена характерная кривая, полученная в процессе натурального эксперимента на разрушение по схеме трехточечного изгиба. Нелинейная часть соответствует выбору зазоров в оснастке, деформированию ленты ФУМ, а линейная часть графика связана с деформированием непосредственно образца из кварцевого стекла, которое при комнатной температуре ведет себя как хрупкое упругое тело. Для определения перемещений, связанных с образцом, линейная часть графика аппроксимировалась линейной функцией и по полученной зависимости определялась деформация непосредственно стеклянных стержней. В результате такой обработки были получены кривые деформирования, примеры которых приведены на Рисунке 6.44.

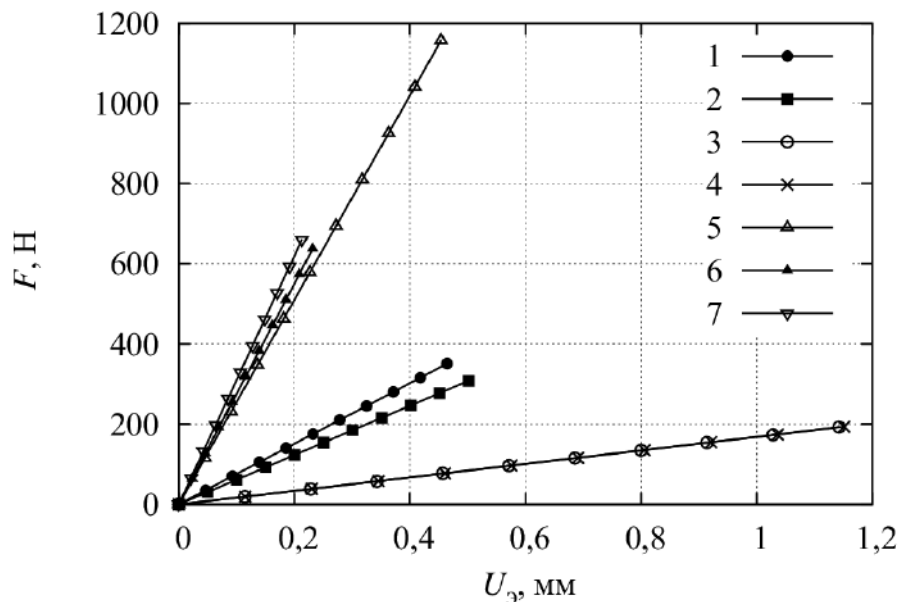


Рисунок 6.44 – Зависимость величины прогиба от прикладываемой нагрузки

Было установлено, что процесс разрушения легированных образцов начинается с формирования магистральной трещины по линии действия силы в середине по длине образца с растянутой зоны в нижней части стержня с последующим формированием сетки вторичных трещин, ориентированных под углом около  $45^\circ$  к образующей стержня. Картина трещин является характерной для случая разрушения стекол под действием остаточных напряжений [111].

### 6.3.5 Численное исследование напряженно-деформированного состояния стержней в условиях натурального эксперимента

Для анализа напряженно-деформированного состояния силового стержня в условиях трехточечного изгиба с учетом полей остаточных напряжений в силу его симметрии в декартовой системе координат рассмотрена только четвертая часть (Рисунок 6.45), для которой сформулирована трехмерная краевая задача линейной теории упругости, включающая:

*уравнения равновесия*

$$\sigma_{ij,j} = 0, (x, y, z) \in V, V = V_1 \cup V_2 \cup V_3, \quad (6.3.16)$$

*геометрические соотношения*

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}), (x, y, z) \in V; \quad (6.3.17)$$

*соотношения обобщенного закона Гука*

$$\sigma_{ij} = \lambda u_{k,k} \delta_{ij} + 2G\varepsilon_{ij} + \sigma_{ij}^0, (x, y, z) \in V; \quad (6.3.18)$$

*граничные условия*

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} n_j &= 0, (x, y, z) \in \Gamma_1, \\ u_z(x, y, 0) &= 0, \quad \tau_{xz}(x, y, 0) = \tau_{yz}(x, y, 0) = 0, \quad x, y \in \Gamma_3, \\ u_x(0, y, z) &= 0, \quad \tau_{xz}(0, y, z) = \tau_{yz}(0, y, z) = 0, \quad y, z \in \Gamma_2, \end{aligned} \quad (6.3.19)$$

где  $n_j$  – направляющие косинусы вектора нормали к поверхности  $\Gamma_1$ ;  $\delta_{ij}$  – символ Кронекера. Значения упругих параметров Ламе соответствуют законам неоднородного легирования  $G = G(\mu(r))$  и  $\lambda = \lambda(\mu(r))$ .

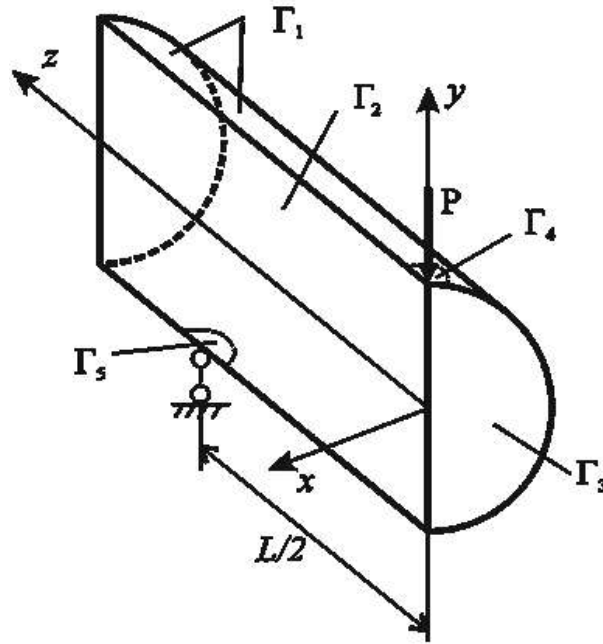


Рисунок 6.45 – Расчетная схема трехточечного изгиба силового стержня

Граничные условия для стержня (6.3.19) необходимо дополнить условием отсутствия вертикальных перемещений в точке опирания с координатами  $(0, -R_3, L/2)$  и условием действия нагружающего сжимающего усилия величиной  $P/4$  в точке с координатами  $(0, R_3, 0)$ . Сосредоточенные воздействия в рамках теории упругости будут корректно заданными, если будут иметь вид

$$u_y(x, y, z) = 0, \quad \tau_{xy}(x, y, 0) = \tau_{yz}(x, y, 0) = 0, \quad x, y, z \in \Gamma_5, \quad (6.3.20)$$

$$\sigma_y(x, y, z) = -p, \quad p = P / (4A), \quad \tau_{xy}(x, y, 0) = \tau_{yz}(x, y, 0) = 0, \quad x, y, z \in \Gamma_4, \quad (6.3.21)$$

где  $\Gamma_4$  и  $\Gamma_5$  – малые (в пренебрежении кривизной) контактные поверхности в окрестности точек  $(0, -R_3, L/2)$  и  $(0, R_3, 0)$  соответственно;  $A$  – площадь поверхности  $\Gamma_4$ , которая определялась по замеру контактных отпечатков на опорных и нагружающих устройствах по итогам эксперимента на каждом стержне и в среднем составляла около  $1 \text{ мм}^2$ ).

Остаточные технологические напряжения  $\sigma_r(r)$ ,  $\sigma_\varphi(r)$ ,  $\sigma_z(r)$ , ( $\tau_{r\varphi} = \tau_{rz} = \tau_{z\varphi} = 0$ ), которые были определены в соответствии с описанной в

подразд. 6.1, преобразовывались в компоненты тензора  $\sigma_{ij}^0$  в декартовых координатах согласно соотношениям [141]

$$\begin{aligned}\sigma_x^0 &= \sigma_r \cos^2 \varphi + \sigma_\varphi \sin^2 \varphi, \quad \sigma_y^0 = \sigma_r \sin^2 \varphi + \sigma_\varphi \cos^2 \varphi, \quad \sigma_z^0 = \sigma_z, \\ \tau_{xy}^0 &= (\sigma_r - \sigma_\varphi) \sin \varphi \cos \varphi, \quad \tau_{yz}^0 = \tau_{xz}^0 = 0.\end{aligned}\quad (6.3.22)$$

Решение краевой задачи (6.3.16)–(6.3.21) осуществлялось методом конечных элементов средствами пакета программного обеспечения ANSYS.

Проведенные численные исследования напряженно-деформированного состояния в стержнях в условиях трехточечного изгиба под действием поперечной силы позволили, во-первых, оценить корректность задания физико-механических свойств материала силовых стержней, в том числе с учетом неоднородного легирования. В Таблице 6.1 приведены значения максимальных прогибов стержней (перемещений в точке с координатами  $u_y(0, -R_3, 0)$ ), соответствующих действию разрушающего усилия и полученных путем замеров в натурном эксперименте  $U_3$  и численных расчетов  $U_{\text{расч}}$ . Совпадение результатов удовлетворительно, за исключением данных по стержню №12 (различие около 26%).

Анализ полей напряжений и деформаций производился с целью выявления характеристик, традиционно используемых для оценки прочности, в том числе хрупких материалов, достигающих максимальных и одинаковых значений во всех испытанных стержнях в момент разрушения.

На Рисунках 6.46, 6.47 для двух типов силовых стержней приведены характерные зависимости первого главного  $\sigma_1(0, y, 0)$ , осевого нормального  $\sigma_z(0, y, 0)$ , интенсивности  $\sigma_i(0, y, 0)$  напряжений и максимального главного касательного напряжения  $\tau_2(0, y, 0)$  (в центральном сечении по высоте стержня), а на Рисунках 6.48, 6.49 представлены эпюры первой главной деформации  $\varepsilon_1(0, y, 0)$  в момент разрушения стержней в опыте на трехточечный изгиб. Для сравнения также изображены эпюры первой главной деформации в изготовленном стержне (соответствует остаточным

напряжениям), а на Рисунке 6.50 приведена характерная картина изополей. Для всех рассмотренных стержней данные зависимости качественно выглядят аналогично.

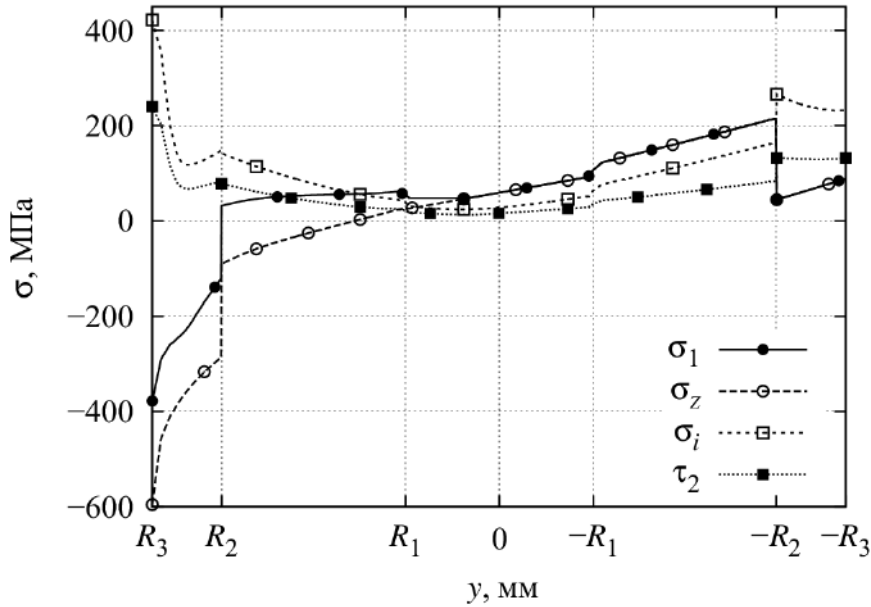


Рисунок 6.46 – Характерные эпюры напряжений в силовых стержнях со стравленными слоями чистого кварцевого стекла в условиях эксперимента на разрушение по схеме «трехточечный изгиб», вдоль поперечного сечения образца под точкой приложения нагрузки: первое главное напряжение  $\sigma_1(0,y,0)$ ; осевое нормальное  $\sigma_z(0,y,0)$ ; интенсивность тензора напряжений  $\sigma_i(0,y,0)$ ; максимальное главное касательное напряжение  $\tau_2(0,y,0)$

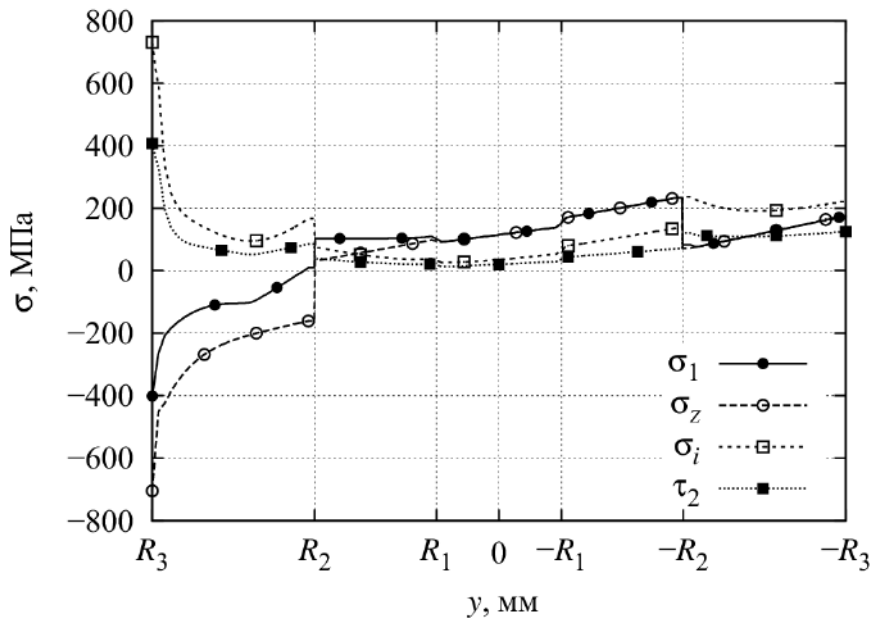


Рисунок 6.47 – Характерные эпюры напряжений в силовых стержнях с нестравленными слоями чистого кварцевого стекла, в условиях эксперимента на разрушение по схеме «трехточечный изгиб», вдоль поперечного сечения образца под точкой приложения нагрузки: первое главное напряжение  $\sigma_1(0,y,0)$ ; осевое нормальное  $\sigma_z(0,y,0)$ ; интенсивность тензора напряжений  $\sigma_i(0,y,0)$ ; максимальное главное касательное напряжение  $\tau_2(0,y,0)$

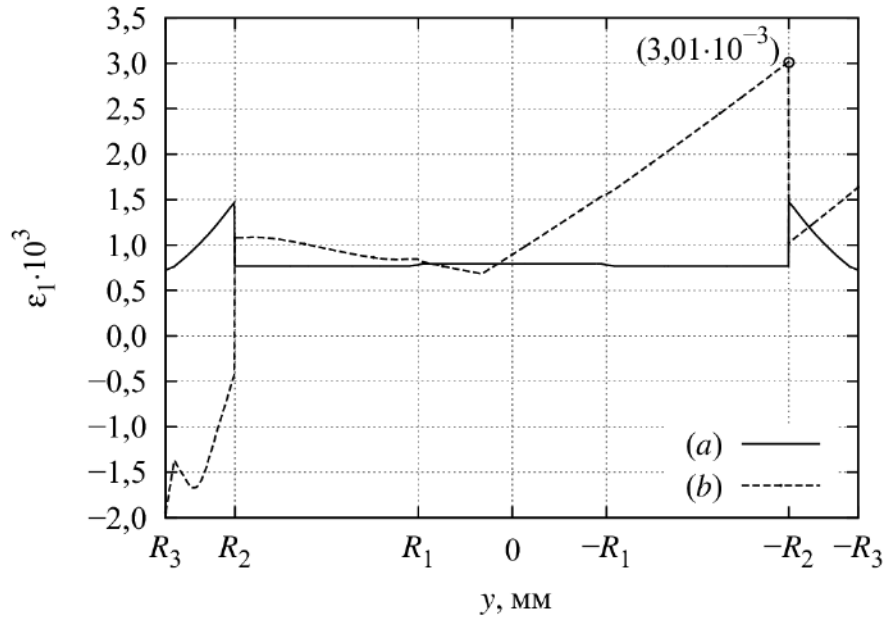


Рисунок 6.48 – Характерные эпюры первой главной деформации  $\varepsilon_1(0, y, 0)$  в силовых стержнях со сравненными слоями чистого кварцевого стекла в условиях эксперимента на разрушение по схеме «трехточечный изгиб», вдоль поперечного сечения образца под точкой приложения нагрузки:  $a$  – остаточные напряжения;  $b$  – в момент разрушения стержня в опыте на трехточечный изгиб

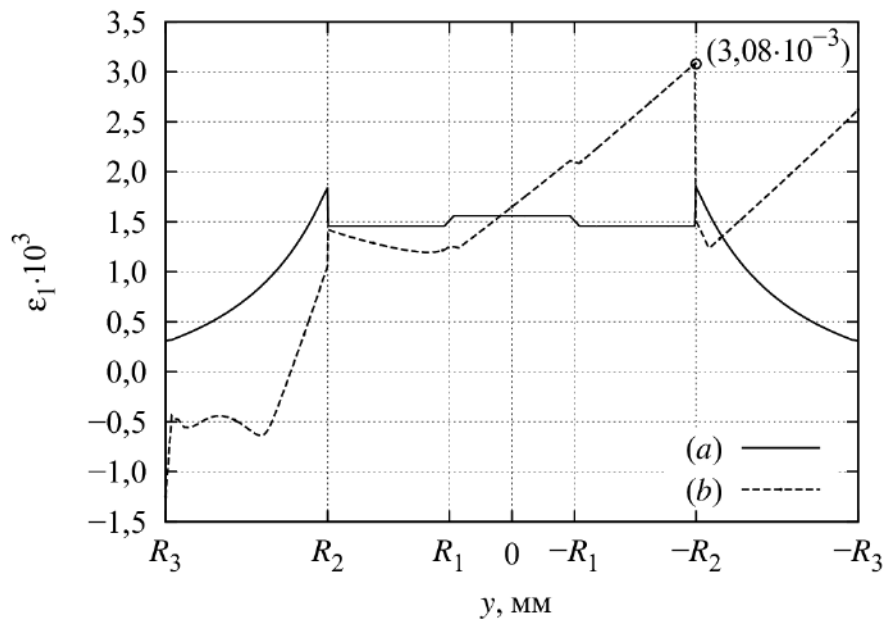


Рисунок 6.49 – Характерные эпюры первой главной деформации  $\varepsilon_1(0, y, 0)$  в силовых стержнях с нестравленными слоями чистого кварцевого стекла в условиях эксперимента на разрушение по схеме «трехточечный изгиб», вдоль поперечного сечения образца под точкой приложения нагрузки:  $a$  – остаточные деформации,  $b$  – в момент разрушения стержня в опыте на трехточечный изгиб

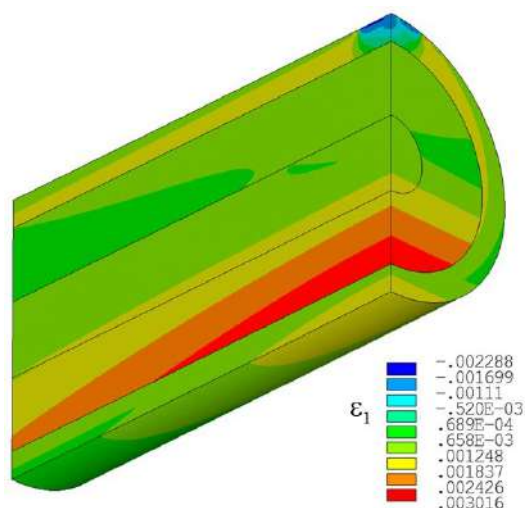


Рисунок 6.50 – Характерные изополя первой главной деформации  $\epsilon_1$  в условиях натурального эксперимента на разрушение по схеме «трехточечный изгиб»

В окрестности места приложения нагружающего усилия реализуются достаточно высокие уровни сжимающих нормальных напряжений. Известно, что прочность кварцевого стекла на сжатие достаточно высока 0.3...2.5 ГПа [32; 79; 89], что значительно выше соответствующих значений на растяжение для массивных образцов, приведенных выше. Натурный эксперимент свидетельствует об относительной целостности и низком уровне трещиноватости данной зоны после разрушения стержней на фрагменты. В некоторых случаях при разрушении образца в соответствующей зоне сохранялся достаточно большой фрагмент стержня, прижатый датчиком перемещений к индентору (Рисунок 6.51), что, по всей видимости, обусловлено большей прочностью стекла на сжатие и напряженно-деформированным состоянием, формирующимся в условиях трехточечного изгиба в этой зоне.



Рисунок 6.51 – Фрагмент стержня под индентором, прижатый к оснастке датчиком перемещений после разрушения образца

Таким образом, основной интерес представляет зона растягивающих изгибных напряжений (правая часть Рисунков 6.46 – 6.49) внутри изделия на границе внешней оболочки из чистого кварцевого стекла и легированной сердцевины, где реализуются максимальные значения растягивающих напряжений и первой главной деформации. В качестве места, в котором нарушается прочность изделия, можно принять окрестность точки с координатами  $(0, -R_2, 0)$  со стороны легированного материала. В этой области зарождается магистральная трещина по центральному поперечному сечению стержня, а также начинается и развивается типичный для действия остаточных напряжений [111] процесс формирования системы трещин и фрагментации заготовки. Ориентация поверхностей вторичных трещин (см. Рисунок 6.41) в основном совпадает с полученными из численного расчета ориентациями плоскостей действия максимальных главных касательных напряжений, направленными под углом около  $45^\circ$  к оси стержня, за исключением областей, примыкающих к опорам и нагружающему элементу.

В Таблицах 6.2–6.4 для каждого стержня приведены расчетные максимальные значения первого главного  $\sigma_1$  и осевого нормального напряжений  $\sigma_z$ , интенсивности тензора напряжений  $\sigma_i$ , максимального главного касательного напряжения  $\tau_2$  и первой главной деформации  $\varepsilon_1$ . Кроме того, определены характеристики разбросов данных величин:  $\bar{X}$  – среднее значение,  $\bar{d}$  – среднее линейное отклонение,  $m$  – относительное отклонение по модулю (линейный коэффициент вариации). Приведены данные по всем типам рассмотренных стержней. По основной выборке – легированным не отождествленным силовым стержням – видно, что наиболее стабильное значение в момент разрушения принимают первая главная деформация  $\varepsilon_{1\max}$  (коэффициент вариации  $m = 3.73\%$ ) и первое главное напряжения  $\sigma_{1\max}$  (коэффициент вариации  $m = 3.79\%$ ) (см. Таблица 6.3).



Таблица 6.2 – Расчетные значения критериальных величин для стержней из чистого кварцевого стекла

№	$\sigma_1$ , Па	$\sigma_z$ , Па	$\sigma_i$ , Па	$\tau_2$ , Па	$\varepsilon_1$
1	1.1E+08	1.1E+08	2.3E+08	1.35E+08	1.51E-03
2	8.9E+07	8.9E+07	2E+08	1.17E+08	1.23E-03
3	8.3E+07	8.3E+07	1.2E+08	70796750	1.14E-03
4	1.2E+08	1.2E+08	1.7E+08	97417830	1.65E-03
$\bar{X}$	9.97E+07	9.97E+07	1.83E+08	1.05E+08	1.38E-03
$\bar{d}$	1.4E+07	1.4E+07	3.6E+07	20817905	1.94E-04
$m$	14.00%	14.00%	19.90%	19.84%	14.00%

Таблица 6.3 – Расчетные значения критериальных величин для силовых стержней из кварцевого стекла, легированного оксидами  $B_2O_3$  и  $P_2O_5$

№	$\sigma_1$ , Па	$\sigma_z$ , Па	$\sigma_i$ , Па	$\tau_2$ , Па	$\varepsilon_1$
1	1.97E+08	1.97E+08	2.55E+08	1.33E+08	2.73E-03
2	2.19E+08	2.19E+08	3.51E+08	2.01E+08	3.06E-03
3	1.94E+08	1.94E+08	2.53E+08	1.33E+08	2.68E-03
4	2.15E+08	2.15E+08	2.6E+08	1.32E+08	2.99E-03
5	2.08E+08	2.08E+08	2.56E+08	1.32E+08	2.88E-03
6	2.10E+08	2.10E+08	2.61E+08	1.33E+08	2.92E-03
7	2.10E+08	2.10E+08	3.21E+08	1.84E+08	2.92E-03
8	1.95E+08	1.95E+08	2.55E+08	1.34E+08	2.70E-03
9	1.97E+08	1.97E+08	2.57E+08	1.34E+08	2.73E-03
10	2.03E+08	2.03E+08	2.62E+08	1.36E+08	2.83E-03
11	2.00E+08	2.00E+08	2.59E+08	1.34E+08	2.79E-03
12	2.11E+08	2.11E+08	3.65E+08	2.08E+08	2.95E-03
13	2.10E+08	2.10E+08	3.58E+08	2.04E+08	2.92E-03
14	1.97E+08	1.97E+08	2.58E+08	1.35E+08	2.73E-03
15	1.99E+08	2.57E+08	1.34E+08	1.34E+08	2.76E-03
16	1.89E+08	2.54E+08	1.35E+08	1.35E+08	2.61E-03
17	2.04E+08	2.57E+08	1.34E+08	1.25E+08	2.84E-03
18	2.06E+08	2.61E+08	1.34E+08	1.27E+08	2.86E-03
19	2.36E+08	7.31E+08	4.07E+08	1.31E+08	3.08E-03
20	2.06E+08	3.75E+08	2.13E+08	1.27E+08	2.87E-03
21	2.15E+08	4.22E+08	2.40E+08	1.32E+08	3.01E-03
$\bar{X}$	2.06E+08	2.58E+08	2.56E+08	1.45E+08	2.85E-03
$\bar{d}$	7.81E+06	7.20E+07	5.22E+07	2.06E+07	1.06E-04
$m$	3.79%	27.89%	20.44%	14.25%	3.73%

Таблица 6.4 – Расчетные значения критериальных величин для упрочненных силовых стержней

№	$\sigma_1$ , Па	$\sigma_z$ , Па	$\sigma_i$ , Па	$\tau_2$ , Па	$\varepsilon_1$
1	3.42E+08	3.42E+08	7.22E+08	4.13E+08	4.95E-03
2	2.93E+08	2.93E+08	5.64E+08	3.23E+08	4.21E-03
3	2.80E+08	2.80E+08	3.05E+08	1.75E+08	4.01E-03
4	2.80E+08	2.80E+08	3.05E+08	1.74E+08	3.99E-03
5	3.51E+08	4.36E+08	2.51E+08	2.26E+08	5.10E-03
6	3.67E+08	4.64E+08	2.68E+08	2.37E+08	5.34E-03
$\bar{X}$	3.19E+08	3.49E+08	4.02E+08	2.58E+08	4.60E-03
$\bar{d}$	3.46E+07	6.73E+07	1.60E+08	7.35E+07	5.31E-04
$m$	10.85%	19.29%	39.86%	28.46%	11.55%

Таким образом, для оценки конструкционной прочности силового стержня рационально выбрать критерий максимальных главных деформаций. Во-первых, этот критерий достаточно хорошо подтверждается практикой [111] для образцов из чистых кварцевых стекол. Во-вторых, для испытанных конструкций достижение максимальной главной деформацией критического значения  $[\varepsilon_1] = (2.85 \pm 0.22) \cdot 10^{-3}$  наиболее хорошо коррелирует с наступлением разрушения, значения других инвариантных характеристик, используемых для формулировки условий разрушения, имеют на момент потери прочности существенно большие разбросы для рассматриваемого типа стержней (кроме первого главного напряжения). Для оценки доверительного интервала использовано  $t$ -распределение Стьюдента [58; 151], с учетом вероятности безошибочного прогноза 95% и количества степеней свободы  $n = 20$ .

Данные, приведенные в Таблицах 6.2, 6.4, соответствующие испытаниям образцов из чистого кварцевого стекла и отожженных силовых стержней, характеризуются большими разбросами значений, однако качественно соответствуют сделанным выше выводам по выбору критериальных характеристик конструкционной прочности подобных изделий.

Сравнение данных Таблиц 6.2, 6.3 и анализ Рисунка 6.52 позволяет сделать вывод о том, что прочность легированных стержней почти вдвое выше

значений для образцов из чистого кварцевого стекла. Природу такого эффекта можно объяснить существенным уровнем сжимающих напряжений во внешних слоях силового стержня (см. Рисунки 6.37, 6.38), препятствующих росту трещин [39; 79], обусловленных деформациями, возникающими при внешних воздействиях, или наличием локальных поверхностных дефектов.

Анализ данных Таблиц 6.3, 6.4 и Рисунка 6.52 показывает, что отожженные силовые стержни значительно прочнее обычных – в среднем на 60%; причина такого упрочнения, очевидно носит комплексный характер и требует отдельного более подробного исследования, так как на остаточные напряжения и прочность таких образцов может влиять целый ряд факторов. Рассмотрение гипотез, объясняющих эти эффекты, выполнено в следующем подразделе. На основании анализа полученных экспериментальных данных было рекомендовано в технологический процесс включать процедуру отжига в случаях высокого уровня легирования силовых стержней, необходимости их длительного хранения или транспортировки.

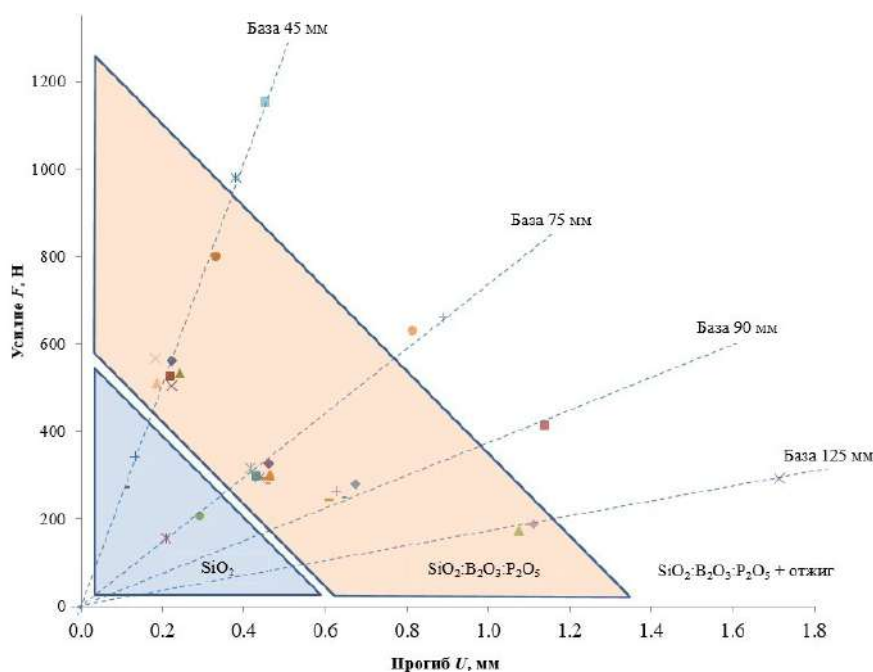


Рисунок 6.52 – Усилия и прогибы, зафиксированные в натуральных экспериментах в момент разрушения образцов

На основе анализа данных натуральных экспериментов и данных численных исследований предложен конструкционный критерий прочности

силовых стержней из кварцевых стекол с учетом влияния неоднородного легирования и температурных остаточных напряжений. Установлено, что для прогнозирования момента разрушения таких изделий возможно использование критерия максимальных главных деформаций, который дает достаточно хорошее соответствие экспериментальным данным. Для заготовки силового стержня оптического волокна определена конкретная величина предельной растягивающей деформации, также внутри стержня выявлена зона возникновения максимальных деформаций (на границе легированной области и области чистого кварцевого стекла), являющаяся источником начала и развития процесса формирования системы трещин в заготовке.

Сравнение результатов численного моделирования с данными натурных экспериментов, отражено на Рисунке 6.53.

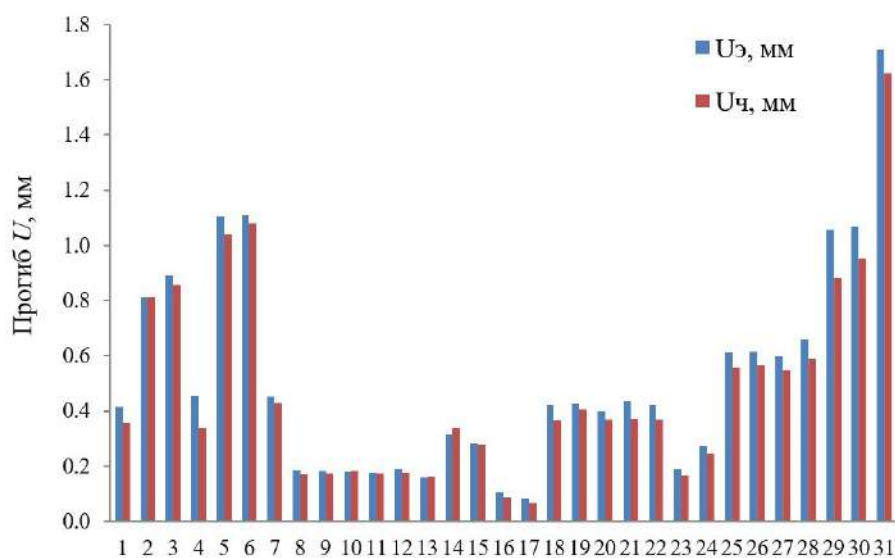


Рисунок 6.53 – Сравнение экспериментально полученных прогибов и результатов численного моделирования

Среднее отклонение расчетных значений от натурального эксперимента составляет 8.82%. Как видно из приведенных графиков, численно определенные прогибы, как правило, ниже реальных, что может быть связано с тем, что при моделировании не учитывалась деформация оснастки. Кроме того, реальные упругие характеристики материалов, степень легирования и закон распределения оксидов бора и фосфора вдоль радиуса в образцах могли отличаться от проектных значений.

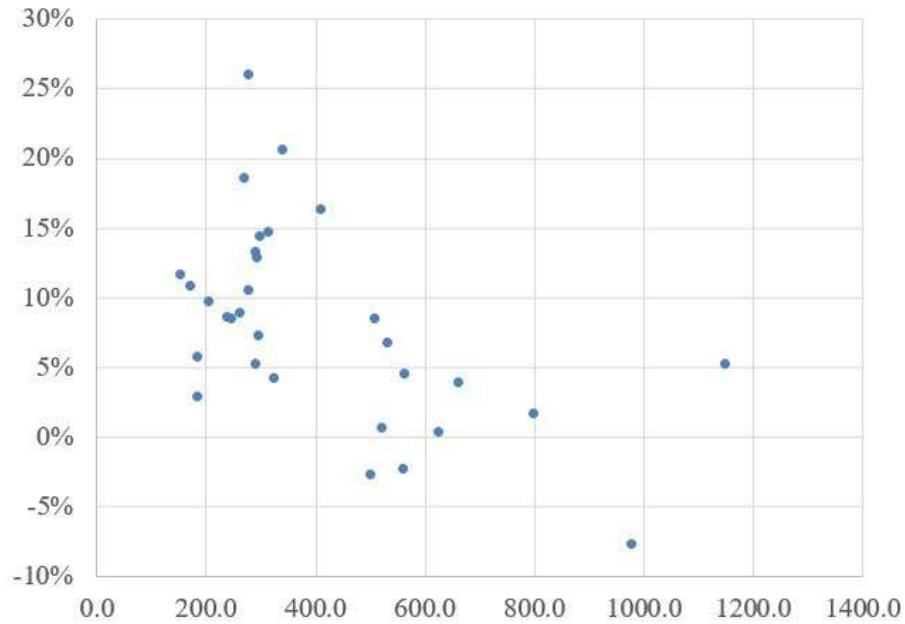


Рисунок 6.54 – Зависимость невязки расчетных данных и натурального эксперимента от усилия

На Рисунке 6.54 приведена зависимость от величины усилия невязки между расчетными данными и прогибами, измеренными в натурном эксперименте. При существенном вкладе деформации оснастки в систематическую погрешность мы бы увидели увеличение ошибки с увеличением нагрузки. Таким образом, можно предположить, что вклад этого фактора в ошибку невелик.

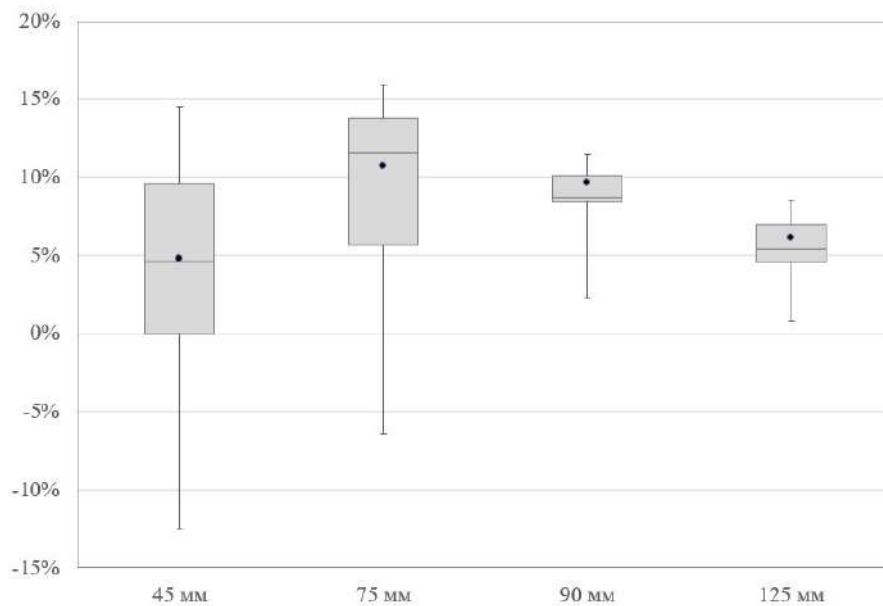


Рисунок 6.55 – Зависимость невязки расчетных данных и натурального эксперимента от величины базы в натурном эксперименте

На Рисунке 6.55 приведена зависимость разброса невязки от величины базы, среднее значение невязки невелико и для всех вариантов испытаний меняется в диапазоне 5–10%. Видно, что с увеличением базы дисперсия уменьшается, что в целом ожидаемо, так как чем она больше, тем напряженно-деформированное состояние ближе к чистому изгибу, а также увеличивается зона материала в растянутом состоянии, повышая вероятность появления дефекта или роста трещины.

### **6.3.6 Выводы**

Выполнено исследование прочности силовых стержней методами натурального и вычислительного эксперимента.

В результате исследования сформулирована методика определения конструкционной прочности конструкций из легированных кварцевых стекол. Для рассмотренной конструкции силовых стержней в качестве такого критерия выбран критерий максимальных главных деформаций и установлено конкретное его значение  $[\varepsilon_1] = (2.85 \pm 0.22) \cdot 10^{-3}$  с доверительным интервалом, в который попадают 95% всех рассмотренных стержней с одинаковой конструкцией и технологической картой изготовления.

Установлено, что разрушение образцов начинается с формирования магистральной трещины по линии действия силы в середине по длине образца с растянутой зоны в нижней части стержня на границе легированной зоны, с последующим формированием сетки вторичных трещин, ориентированных под углом около  $45^\circ$  к образующей стержня.

Показано, что разрушение стержней из чистого кварцевого стекла происходит при условиях, соответствующих достижению максимального значения первого главного растягивающего напряжения  $\sim 100$  МПа, что укладывается в диапазон данных из литературных источников, приведенных выше. Прочность силовых стержней примерно вдвое больше, что также коррелирует с данными для упрочненных стекол, приведенными ранее.

Установлено, что силовые стержни, показавшие прочность больше в среднем на 60%, дополнительно подвергались отжигу. Подробнее эффект такой термообработки будет рассмотрен в следующем подразделе.

#### **6.4 Конструкционная прочность отожженных силовых стержней**

Известно, что отжиг снижает уровень остаточных напряжений в изделиях из стеклующихся материалов, как показало численное моделирование (подразд. 6.1.8), за счет этой технологической процедуры можно в силовых стержнях из легированного кварцевого стекла существенно снизить уровень остаточных напряжений (на 10–20%), что, однако, не может объяснить повышение его прочности на 50–70% зафиксированное в натуральных экспериментах. Было выдвинуто предположение, что в условиях высокотемпературного отжига кроме релаксации напряжений происходит еще и структурное изменение стекла в силовых стержнях.

##### **6.4.1 Кристаллизация в силикатных стеклах**

Известны несколько полиморфных модификаций кристаллического кремнезема (диоксида  $\text{SiO}_2$ ):  $\alpha$ -,  $\beta$ -кварц,  $\alpha$ -,  $\beta$ -кристобалит,  $\alpha$ -,  $\beta$ -тридимит, стишовит, коусит [7; 27]. Фазовые переходы между ними могут быть как I, так и II рода. Так, например, переход между кварцем и кристобалитом является ф.п. I рода, так как в этом случае невозможен постепенный переход от одной модификации в другую, а переходы между модификациями кварца и кристобалита являются ф.п. II рода [96]. Такие переходы могут приводить к значительным изменениями плотности материала, например, переход  $\alpha \rightleftharpoons$  кристобалит сопровождается изменением объема на 5–6% [84; 108].

Достаточно широко в литературных источниках описаны наблюдаемые на практике примеры кристаллизации в изделиях из кварцевых стекол. Влияние различных факторов на формирование зародышей и скорость роста кристаллов в плавленом кремнеземе в диапазоне температур 1200–1700 °C описаны в работах R.Kirkpatrick [266], R.C.Breneman [189], F.E.Wagstaff [360],

в монографии В.К.Леко [84]. В экспериментальных исследованиях Fleming'a [230] описаны результаты роста кристаллов  $\beta$ -кристобалита в плавленом кварце при температурах отжига 1085–1120 °С. Известно, что наибольшая скорость роста кристобалита в кварцевом стекле происходит в диапазоне температур 1500–1600 °С, а при температурах выше 1728 °С кристобалит плавится [319; 360], однако термообработка выше температуры плавления, в том числе высокотемпературная вытяжка волокна при температурах 1800–2100 °С, не гарантируют полного расплавления кристаллической фазы [80; 207], и при последующем охлаждении повторный рост кристаллов происходит быстрее за счет уже имеющегося в массиве стекла большого количества зародышей, т.е. фактически пропускается процесс нуклеации. Наличие примесей также существенно увеличивает скорость кристаллизации по сравнению с чистым кварцевым стеклом [189]. В боросиликатных стеклах, близких по составу к стеклам, используемым при производстве специальных оптических волокон, кристаллизация может происходить при существенно более низких температурах. Так, в работах J.-H. Jean [257], R.C.Breneman [189] описано формирование кристобалита в боросиликатных стеклах при температурах около 800–900 °С.

Экспериментально установлено, что скорость кристаллизации обратно пропорциональна вязкости стекла, и многие эмпирические законы, описывающие кинетику кристаллизации, включают вязкость [83; 266]. Данный факт хорошо коррелирует с приведенными выше работами, так как добавление в кварцевое стекло легирующих добавок, в том числе оксида бора, существенно снижают его вязкость, что, в свою очередь, позволяет процессам кристаллизации развиваться быстрее и при более низких температурах [257]. Например, добавление оксида натрия  $\text{Na}_2\text{O}$  снижает вязкость кварцевого стекла еще сильнее, и процессы образования кристобалита наблюдаются уже при 700–850 °С [196].



Рост кристаллов кристобалита в кварцевом стекле происходит в первую очередь с поверхности стекла [84], известны также примеры развития кристаллизации с поверхности заготовки в процессе MCVD [80], а в некоторых случаях, например при изготовлении преформ для вытяжки эрбиевых волокон, специально подбирают технологический процесс таким образом, чтобы добиться кристаллизации в процессе MCVD или при последующем отжиге [225; 290].

Известны также примеры формирования кристаллов  $\text{BPO}_4$  в трехкомпонентных стеклах  $\text{SiO}_2\text{:B}_2\text{O}_3\text{:P}_2\text{O}_5$  при некоторых режимах термообработки в диапазоне температур 850–1200 °С [282]. В патенте [282] и справочнике [59] со ссылкой на работу [250] приводятся соответствующие диаграммы состояний борфосфорсиликатных стекол (БФСС). В исследовании G.L.Schnable [320] описана кристаллизация в пленках из БФСС, при отжиге в районе 900 °С в условиях азотной атмосферы. Отмечается, что структуры  $\text{BPO}_4$  плавятся при 975 °С. В статьях [221; 250; 348; 373] и в диссертационной работе В.Ю.Васильева [40], в которой резюмированы данные более 30 источников о кристаллических дефектах, наблюдаемых в пленках из БФСС, приведены данные по составам стекол, в которых было зафиксировано образование кристаллических дефектов. На основании этих данных и диаграммам состояния, указанных выше, можно предположить возможность образования кристаллической формы  $\text{BPO}_4$  при температурах выше 900 °С и концентрациях  $\text{P}_2\text{O}_5 > 3\%$  и  $\text{B}_2\text{O}_3 > 10\%$ .

Кристобалитизация, даже в незначительных объемах, существенно влияет на свойства кварцевых стекол. Так, в работе [257] показан рост КЛТР боросиликатного стекла (БСС) с составом  $0.85\cdot\text{SiO}_2\text{:}0.15\cdot\text{B}_2\text{O}_3$  в 3 раза при 5% кристобалита и в 7.5 раз при 15% (до  $14\cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ), что связано с большим на два порядка по сравнению с кварцевым стеклом значением КЛТР кристобалита:  $50 - 54\cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  в диапазоне 25–300 °С и  $80\cdot 10^{-7} \text{ K}^{-1}$  в диапазоне 250–800 °С [84; 257; 370] при значениях для чистого кварцевого

стекла  $0.5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , а приведенного в источнике исходного состава БСС  $1.86 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ .

Кристаллический фосфат бора ( $\text{BPO}_4$ ) также дает существенный вклад в прирост КЛТР БФСС, так как коэффициент его объемного теплового расширения составляет  $28.2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  в диапазоне температур 25–900 °С [165]. При этом наблюдается сильная анизотропия теплового расширения в решетке с типичными значениями КТР вдоль разных осей  $12.9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  и  $2.1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  соответственно.

Кроме того, в литературе показано, что частичная кристаллизация существенно влияет на прочность стекла. Так, в работе [274] описывается упрочнение боросиликатного стекла в результате частичной кристаллизации. В работе R.C.Vreeman [188] описано упрочнение кварцевого стекла с ростом степени кристаллизации, наличие всего 1–2% кристобалита в общем объеме стекла приводит к увеличению прочности практически вдвое. В экспериментальных исследованиях J.D.Fleming [230] показан рост прочности на первых этапах отжига и далее ее снижение, что, как предполагается в работе, связано с образованием трещин вокруг кристобалита при охлаждении, если размеры кристаллов и степень кристаллизации достигли в результате термообработки величин, способных сформировать напряжения достаточные для локального разрушения окружающего кристаллиты стекла. В исследовании показано, что максимальная прочность достигается при содержании кристобалита примерно 5% вне зависимости от температуры отжига. При температуре отжига 1150 °С указанная степень кристаллизации достигалась примерно за 50 часов.

Известно также, что кристаллизация существенно влияет на жесткость кварцевого стекла [84; 302].

В монографиях С.В.Немилова, Л.П.Ходкевича, В.К.Леко и О.В.Мазурина [84; 96; 155] отмечается, что рост кристаллов в кварцевом стекле, как правило, происходит с поверхности и распространяется вглубь

массива, возможны также варианты «внутренней» кристаллизации, начинающиеся на поверхности гетерогенных включений в стекле [108] или со стенок сосуда [79]. Скорость поверхностной кристаллизации в кварцевых и силикатных стеклах существенно превосходит скорость объемной кристаллизации, что при обычных режимах термообработки приводит к тому, что кристаллизация происходит исключительно с поверхности. Характерная картина развития кристаллизации в таких случаях выглядит следующим образом: сначала на границе образуются отдельные зародыши, которые растут вдоль границы и образуют сплошную пленку, после чего фронт кристаллизации продвигается внутрь, затрагивая объемные слои стекла [79].

В рассматриваемом случае такой внутренней границей может быть граница между легированным и чистым кварцевым стеклами ( $V_2$ – $V_3$  на Рисунке 6.35), так как при температурах отжига внешний слой заготовки находится в застеклованном состоянии, а внутренние в размягченном релаксационном состоянии. Кроме того, в процессе MCVD происходит последовательное нанесение слоев стекла на внутреннюю поверхность опорной трубы, каждый из которых в процессе технологического цикла может быть подобной внутренней границей, на которой происходит цикл расплавление/стеклование.

#### **6.4.2 Гипотеза о механизме упрочнения силовых стержней**

Основываясь на работах J.-H.Jean'a [257] и R.C.Breneman'a [189], можно предположить, что во время отжига при температурах выдержки около 900–1200 °С рост кристаллов во внутренних слоях, легированных оксидом бора ( $V_1$ ,  $V_2$  на Рисунке 6.35), может происходить на несколько порядков быстрее, чем в чистом кварцевом стекле ( $V_3$ , Рисунок 6.35). По данным работы J.-H.Jean'a [257], при концентрациях  $B_2O_3$  около 25% в условиях выдержки при температуре 900 °С достигается максимальная степень кристаллизации. Причем возможен рост кристаллов как во внутреннем слое ( $V_1$ , Рисунок 6.35) с составом стекла  $SiO_2 : B_2O_3$  (именно такие стекла описываются в работе J.-

Н. Jean'a [257]), так и в среднем слое ( $V_2$ , Рисунок 6.35) с составом  $\text{SiO}_2 : \text{B}_2\text{O}_3 : \text{P}_2\text{O}_5$  в первую очередь на границе с чистым кварцевым стеклом.

На основании рассмотренных выше данных можно предположить, что при описанных условиях возможно образование  $\alpha$ -кристобалита, который при охлаждении ниже  $280\text{ }^\circ\text{C}$  скачкообразно с уменьшением объема на 4%, может переходить в  $\beta$ -кристобалит. Температура перехода одной модификации в другую зависит от степени совершенства кристаллической решетки, которая определяется тепловой историей и содержанием примесей и находится в интервале  $200\text{--}280\text{ }^\circ\text{C}$  [339].

Такое предположение могло бы дать объяснение наблюдаемого эффекта, так как рост КЛТР смеси стекла и кристобалита при частичной кристаллизации в условиях отжига и деформация при полиморфном переходе модификаций кварца при охлаждении силовых стержней ведут к существенному перераспределению полей остаточных напряжений. А кроме того, оказывают влияние и на прочность стекла.

#### ***6.4.3 Дифференциальная сканирующая калориметрия образцов***

В целях первичной проверки гипотезы было выполнено исследование на синхронном термоанализаторе (СТА) с образцами стекла, полученными из фрагментов разрушенных силовых стержней, подвергавшихся отжигу. Для этого был проведен натурный эксперимент с двумя образцами на синхронном термическом анализаторе СТА NETZSCH «СТА 449С Jupiter». Условия проведения анализа: нагрев  $30\text{--}1500\text{ }^\circ\text{C}$ , скорость нагрева –  $20\text{ }^\circ\text{C}/\text{мин}$ , и охлаждение  $1500\text{--}200\text{ }^\circ\text{C}$  с той же скоростью, материал тигля – платина. Для подготовки образца был использован срез силового стержня, измельченный в порошок. В результате описанной пробоподготовки в исследуемые образцы попали все слои силового стержня. На Рисунке 6.56 приведены результаты анализа; видно, что в температурном диапазоне  $800\text{--}950\text{ }^\circ\text{C}$  при нагреве образца протекает экзотермическая реакция, т.е. происходят процессы, связанные с кристаллизацией.

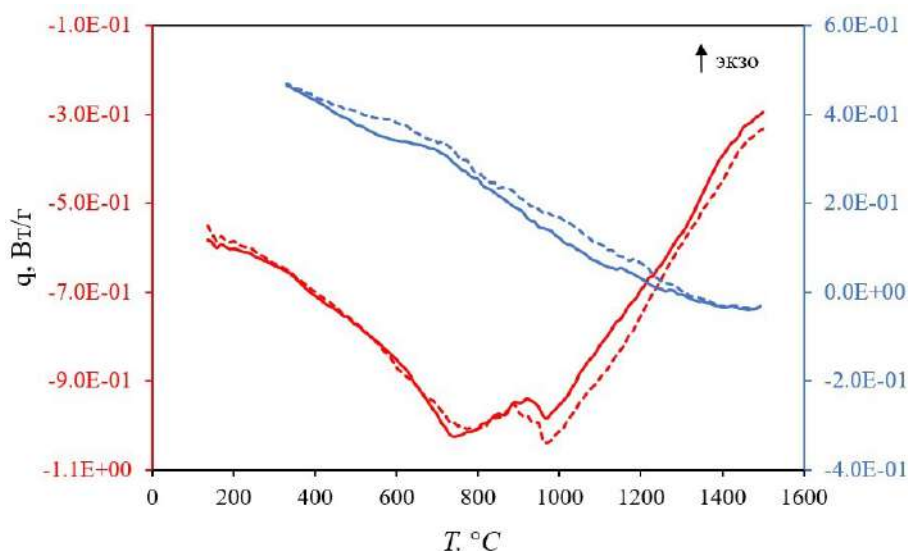


Рисунок 6.56 – Результаты ДСК анализа образцов из фрагментов отожженных силовых стержней; нагрев красным цветом, охлаждение синим

В работе Н. Liu [278] описаны аналогичные приведённым на Рисунке 6.56 результаты DSC для образцов из близкого по составу БФСС, в которых наблюдается низкотемпературная кристаллизация после отжига при температурах 790–902 К.

Таким образом, результаты эксперимента свидетельствуют о частичной кристаллизации в исследуемых образцах. Однако для моделирования этих эффектов необходимо определить место и степень кристаллизации.

#### **6.4.4 Электронная микроскопия фрагментов силовых стержней**

В целях поиска и локализации кристаллической фазы в фрагментах силовых стержней, разрушенных при проведении натуральных экспериментов на прочность, было выполнено исследование образцов на сканирующем электронном микроскопе Hitachi S-3400N в режиме фазового контраста при регистрации обратно-рассеянных электронов (BSE). Данный режим обеспечивает получение изображения с использованием зависимости от атомного числа: чем меньше атомный вес элемента, тем темнее сигнал, соответствующий обратно-рассеянными электронам (чем тяжелее элемент, тем ярче сигнал).

В результате получены микрофотографии фрагментов силовых стержней до и после отжига в зонах соответствующих разной степени легирования. Было выполнено исследование 15 фрагментов из 10 стержней.

Анализ полученных изображений (Рисунки 6.57 – 6.60) позволяет сделать вывод, что отжиг силовых стержней может приводить к частичной кристаллизации стекла в зоне легирования, с формированием различных дефектов, связанных с появлением кристаллической фазы (см. Рисунок 6.60).

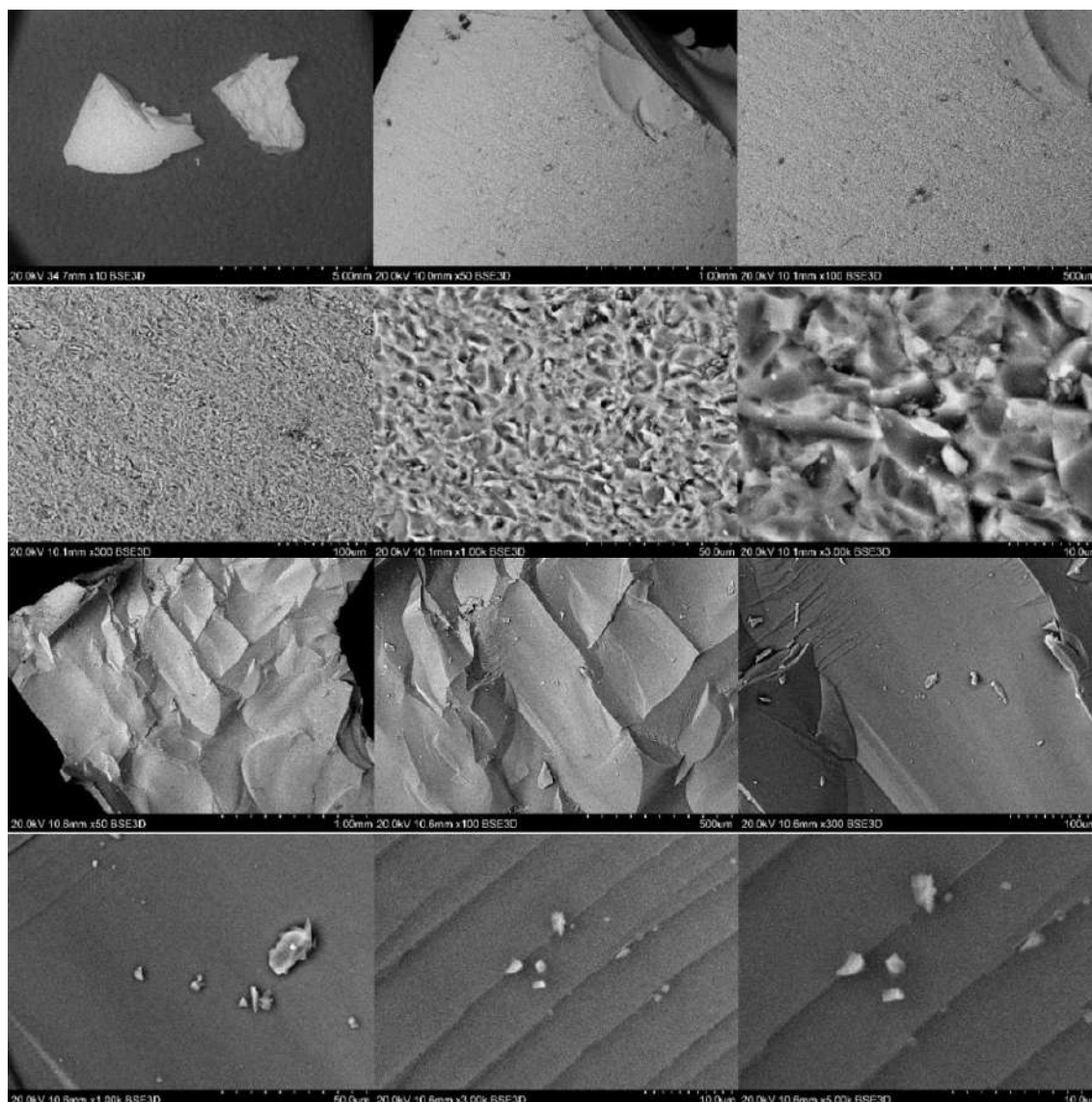


Рисунок 6.57 – Фрагменты оболочки ( $\text{SiO}_2$ ) силового стержня (после отжига)

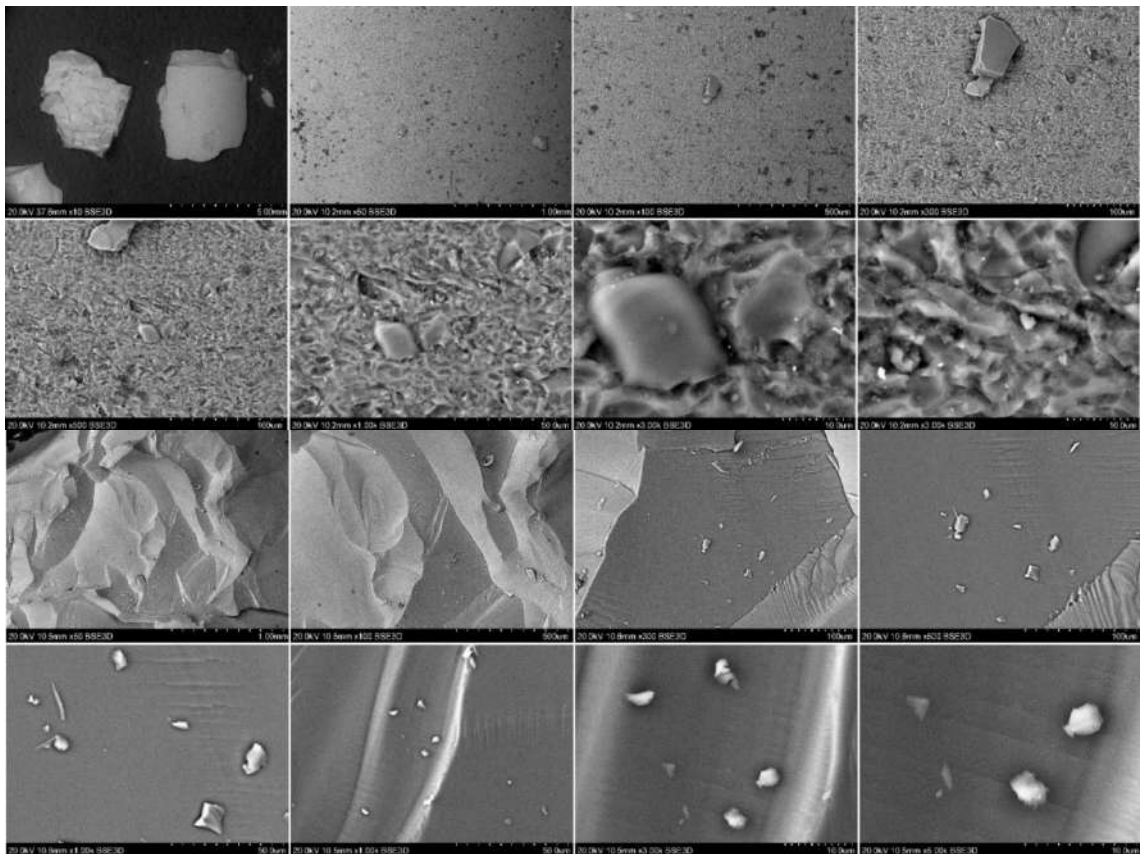


Рисунок 6.58 – Фрагменты оболочки ( $\text{SiO}_2$ ) силового стержня (до отжига)

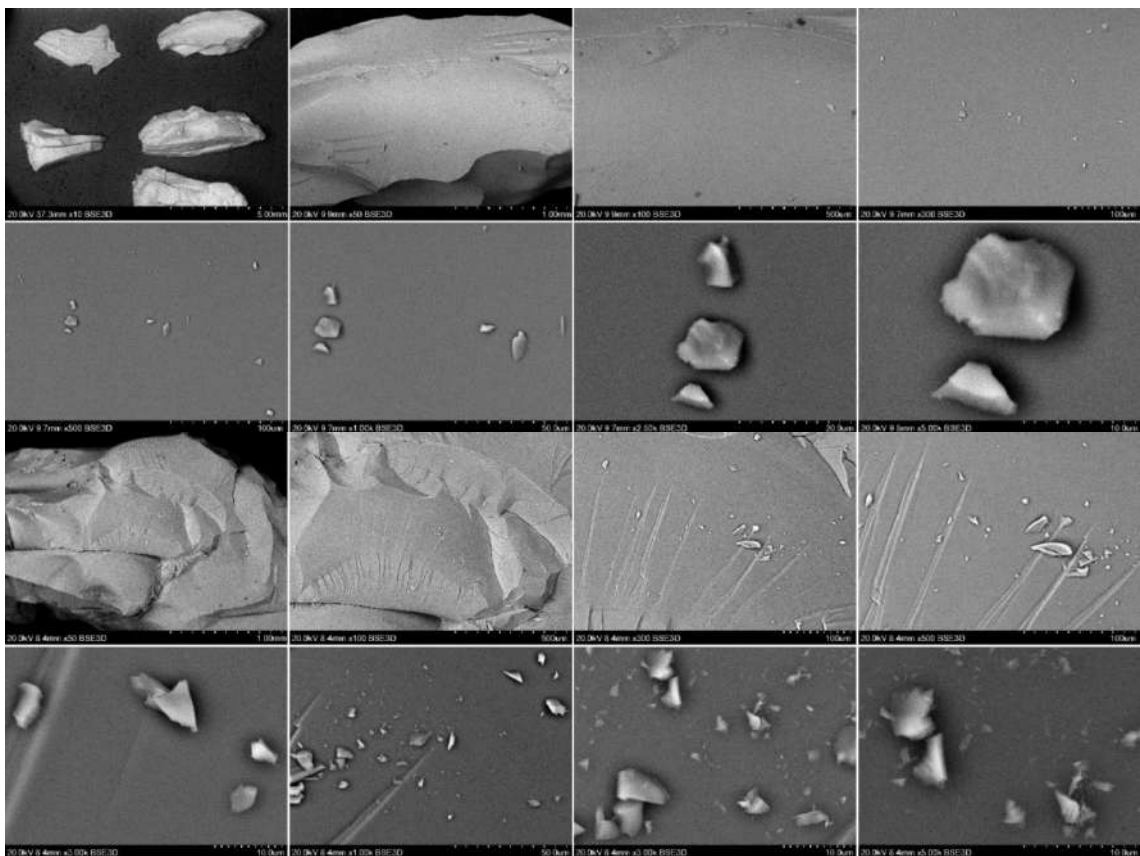


Рисунок 6.59 – Фрагменты легированных слоев силового стержня (до отжига)

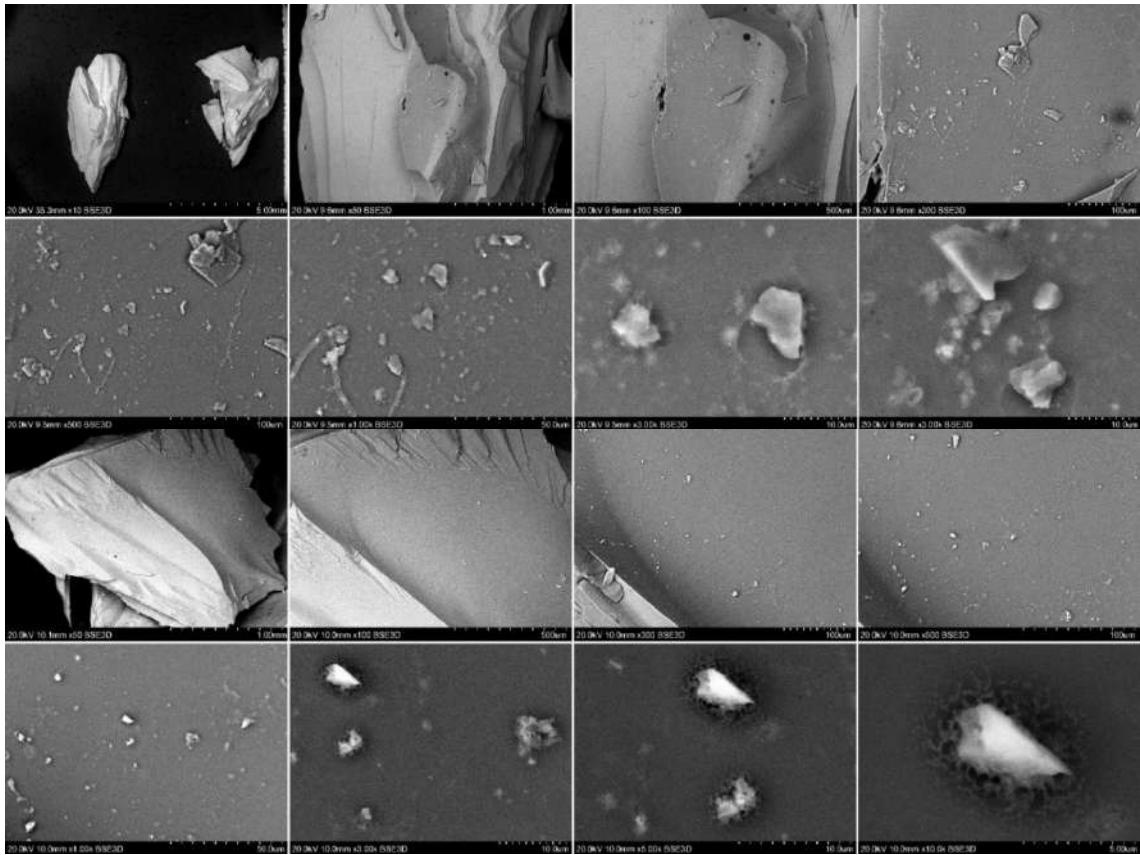


Рисунок 6.60 – Фрагменты легированного слоя силового стержня (после отжига).

В образцах из фрагментов оболочки силовых стержней, материалом которой является чистое кварцевое стекло, вне зависимости от наличия процедуры отжига, кристаллитов не найдено (см. Рисунки 6.57 – 6.58). В легированной же области кристаллиты были обнаружены только в фрагментах силовых стержней, прошедших процедуру отжига (см. Рисунки 6.59 – 6.60).

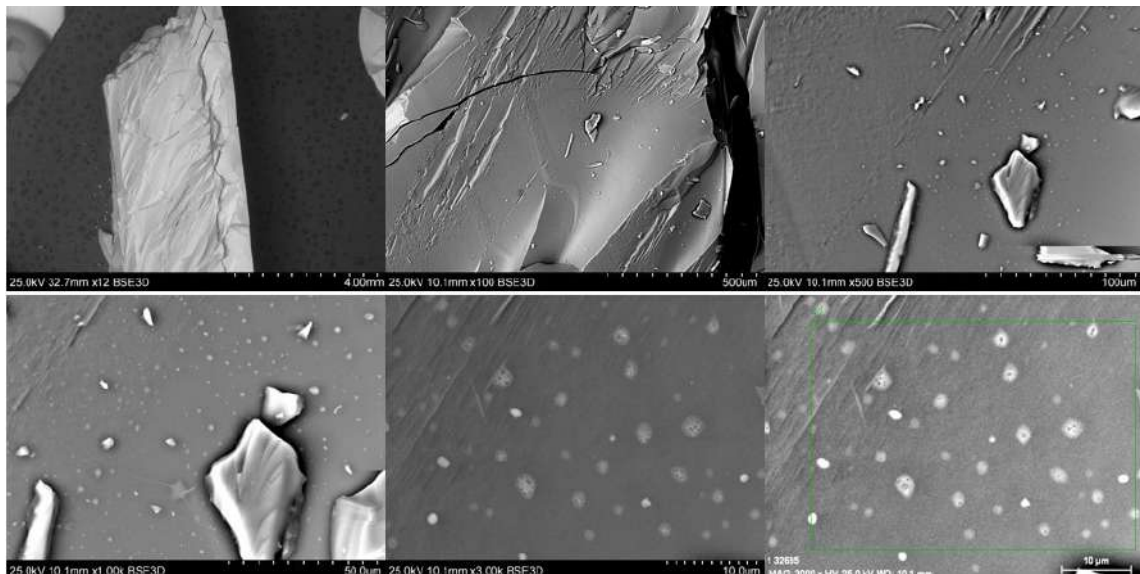


Рисунок 6.61 – Фрагмент силового стержня (после отжига), включающий все слои. Вертикальная трещина на верхней левой фотографии проходит по границе легирования



Был также исследован фрагмент силового стержня после отжига в виде четверти цилиндра, в который попали все слои, как легированные, так и из чистого кварцевого стекла. На Рисунке 6.61 его общий вид представлен на верхней левой фотографии. Вертикальная трещина проходящая через весь образец отделяет оболочку из чистого кварцевого стекла от легированной сердцевины. В легированной зоне недалеко от этой трещины была обнаружена ликвация – разделение составляющих стекло материалов, которое, по всей видимости, произошло в процессе отжига и может быть косвенным подтверждением кристаллизации, так как оксид кремния, формируя кристаллы, вытесняет другие компоненты стекла, локально повышая их концентрацию, что может приводить к таким эффектам. Белые пятна на сером фоне основного материала образцов в нижнем ряду фотографий в процессе исследования на электронном микроскопе выглядели, как кипящая жидкость, с большим количеством образующихся и лопающихся пузырьков на ее поверхности, что может быть вызвано разогревом материала под действием потока электронов в вакуумной камере электронного микроскопа. Белый цвет этих зон говорит о большей атомной массе вещества по сравнению с остальным материалом образца, и в стекле с составом  $\text{SiO}_2:\text{B}_2\text{O}_3:\text{P}_2\text{O}_5$  это может быть только фосфор, трехвалентный и четырехвалентный оксиды которого имеют достаточно низкую температуру кипения (175–180 °С). Подобные эффекты известны для БФСС разных составов, в широком диапазоне концентраций оксидов бора и фосфора [237].

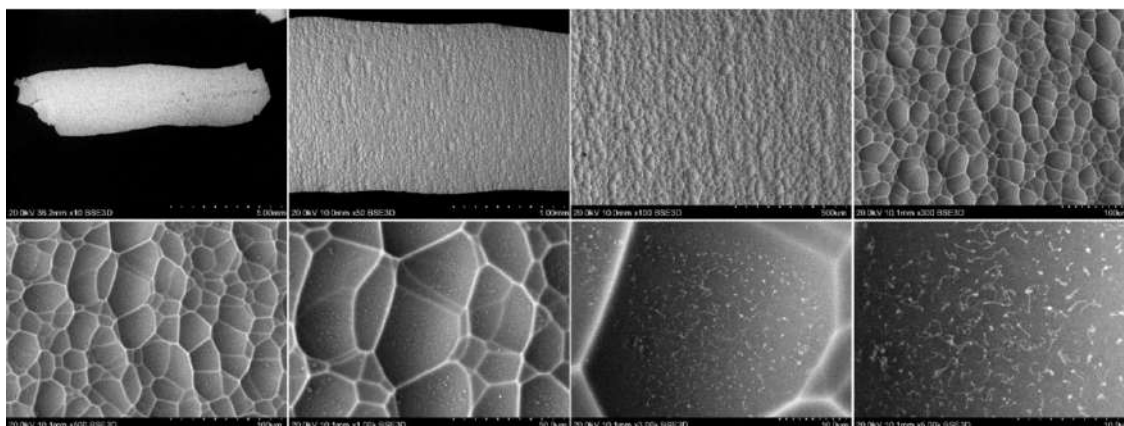


Рисунок 6.62 – Фрагмент внешней оболочки силового стержня из чистого  $\text{SiO}_2$

На Рисунке 6.62 приведены фотографии фрагмента внешнего слоя из чистого кварцевого стекла силового. Поверхность силового стержня имеет ячеистую структуру, характерную для гидротермального травления кварцевого стекла плавиковой кислотой, аналогичные эффекты описаны в работах [93; 105; 340]. По всей видимости, у этого силового стержня слои чистого кварцевого стекла стравливались плавиковой кислотой в отличие от других образцов, которые обрабатывались абразивами (см. Рисунки 6.57, 6.58). Волокнистые включения на «дне» ячеек требуют дополнительного изучения, они могут быть загрязнением, попавшим на поверхность стержня при его хранении либо одной из модификаций кремнезема [6]. Для уточнения природы наблюдаемых включений необходимы дополнительные исследования.

#### **6.4.5 Рентгеноспектральный микроанализ**

Для определения состава образцов и наблюдаемых дефектов был выполнен рентгеноспектральный микроанализ (РСМА) фрагментов на сканирующем электронном микроскопе Hitachi S-3400N с энергодисперсионным спектрометром Bruker XFlash 4010. Измерение элементного состава проводилось в режиме анализа в точке.

В результате элементного анализа образцов зарегистрированы рентгеновские спектры, содержащие характеристические линии присутствующих элементов – кислорода (O), кремния (Si) и фосфора (P).

Известно, что чем меньше атомный вес элемента, тем сложнее с приемлемой точностью установить его содержание в материале, определение «ультралёгких» элементов, таких как Be, B, C, N, O имеет значительные сложности [152; 153], обусловленные длинноволновой природой рентгеновского излучения, низким отношением пик-фон, широкими пиками и т.д. Из-за этого на доступном оборудовании содержание бора в образцах не определялось, а содержание кислорода было получено с достаточно большими

погрешностями. Однако для анализа образцов, исследованных в предыдущем разделе, достаточно было определения наличия фосфора и кремния.

На Рисунках 6.63–6.70 приведены результаты локального рентгеноспектрального анализа (EDS) с энергетической дисперсией, состоящие из изображений образца, увеличенной зоны исследования с указанной локализацией пучка зондирования, изображения зарегистрированного спектра. Единицы измерения по осям – имп/с/эВ, кэВ. Результаты измерений приведены в Таблице 6.5.

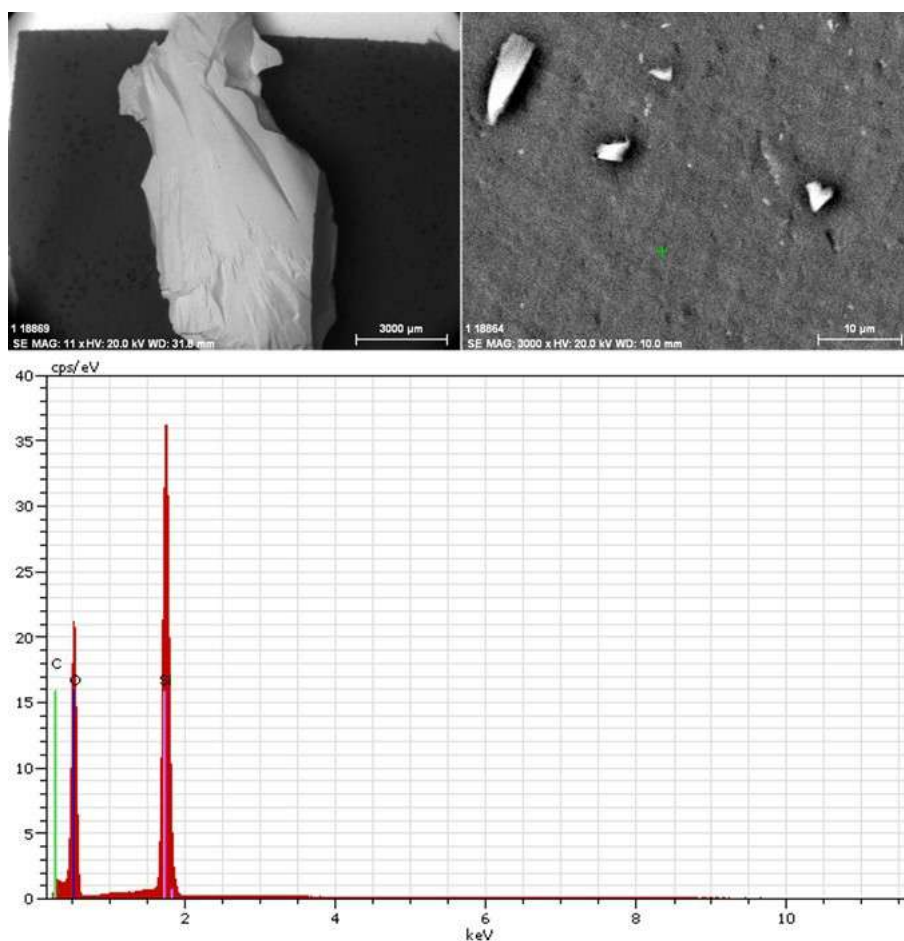


Рисунок 6.63 – Результаты локального рентгеноспектрального анализа образца из оболочки силового стержня (точка измерения 1)

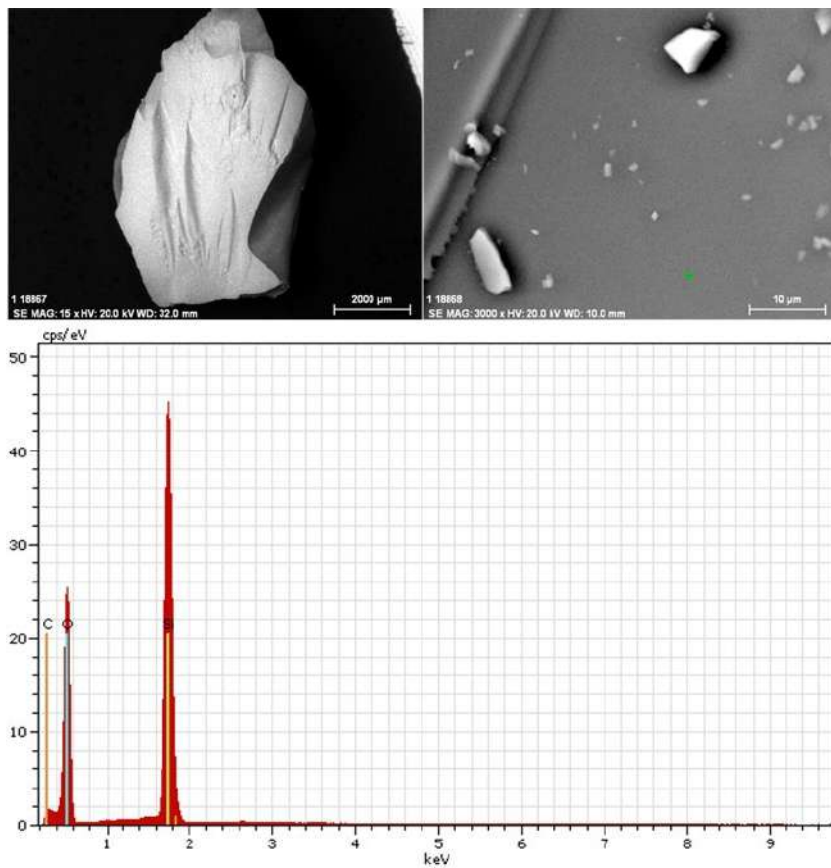


Рисунок 6.64 – Результаты локального рентгеноспектрального анализа образца из оболочки силового стержня (точка измерения 2)

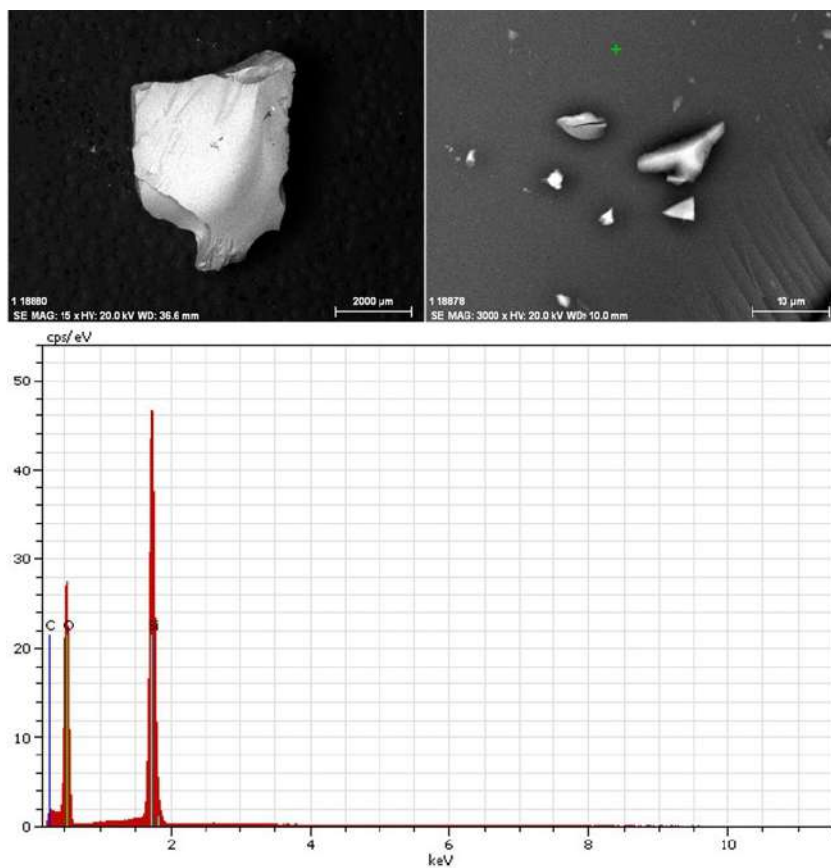


Рисунок 6.65 – Результаты локального рентгеноспектрального анализа образца из оболочки силового стержня (точка измерения 3)

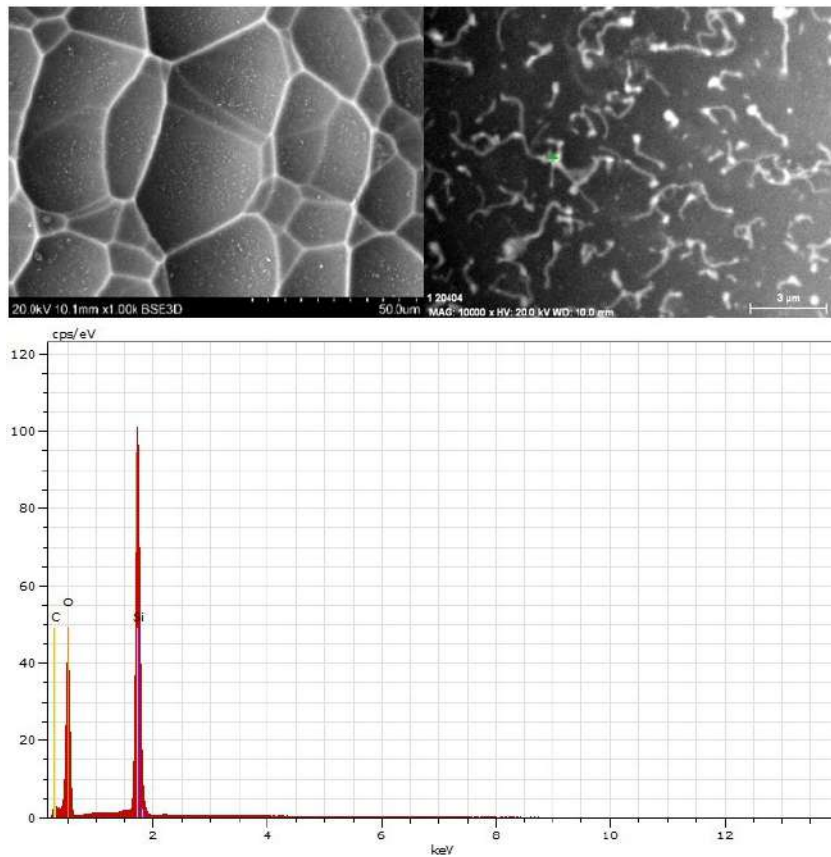


Рисунок 6.66 – Результаты локального рентгеноспектрального анализа образца из оболочки силового стержня (точка измерения 4)

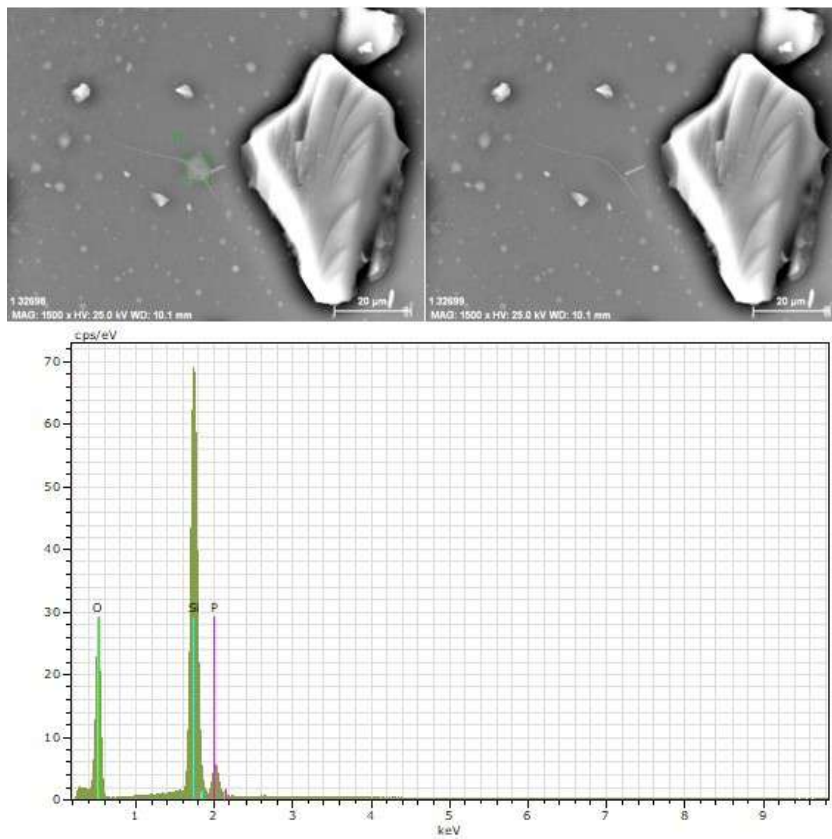


Рисунок 6.67 – Результаты локального рентгеноспектрального анализа образца из легированной зоны силового стержня (точка измерения 5)

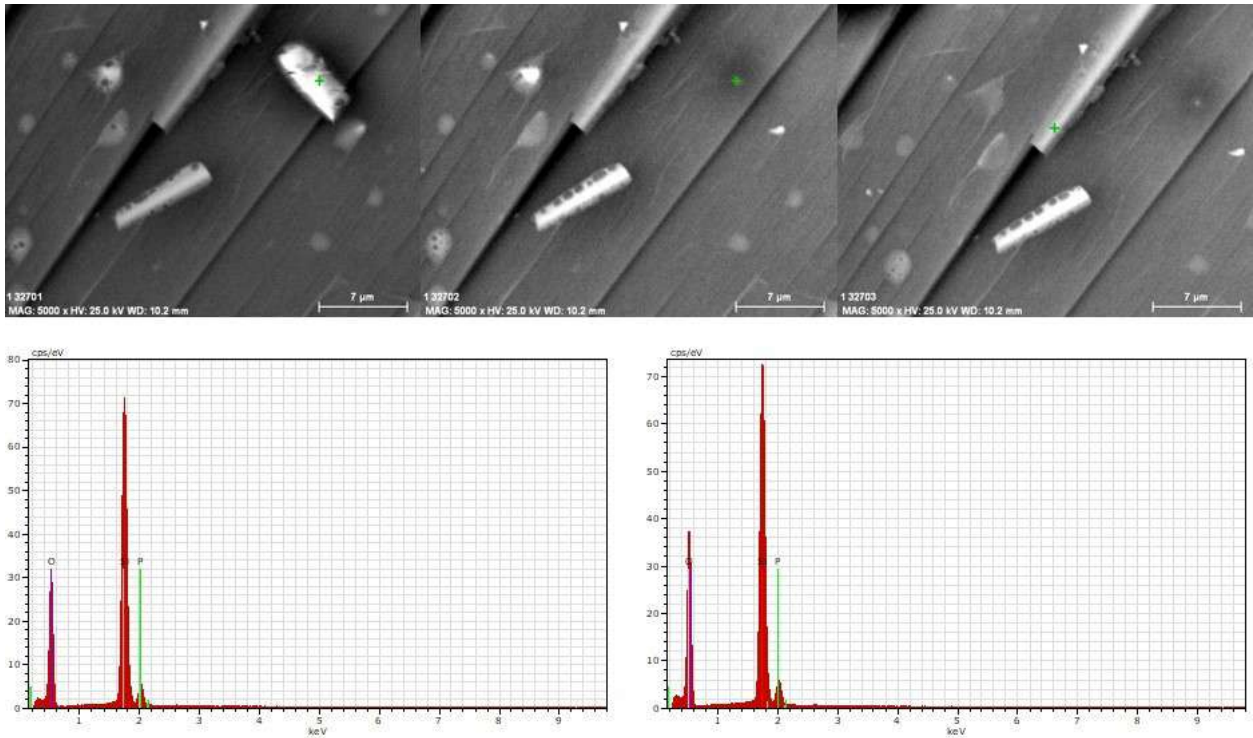


Рисунок 6.68 – Результаты локального рентгеноспектрального анализа образца из легированной зоны силового стержня (точки измерения б, 7)

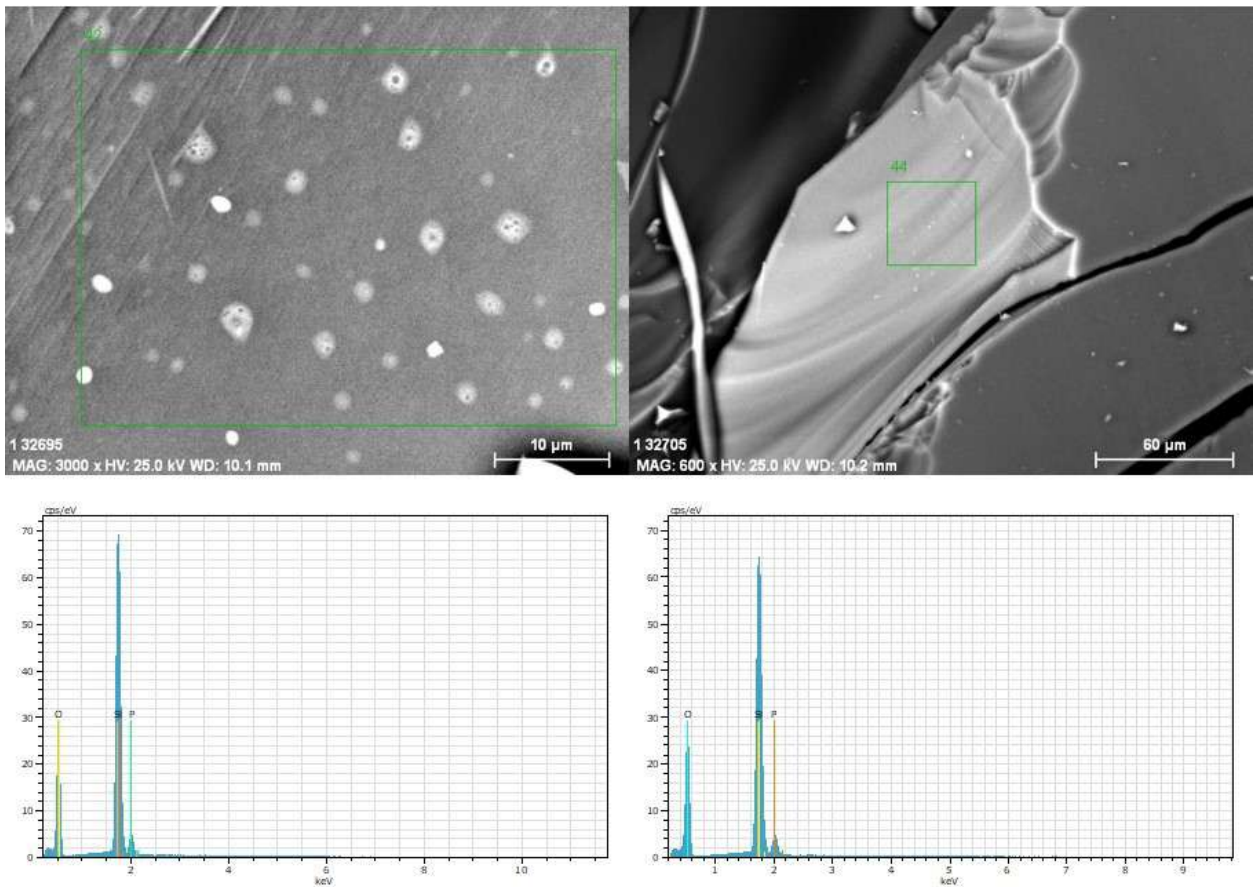


Рисунок 6.69 – Результаты локального рентгеноспектрального анализа образца из легированной зоны силового стержня (точки измерения 8, 9)

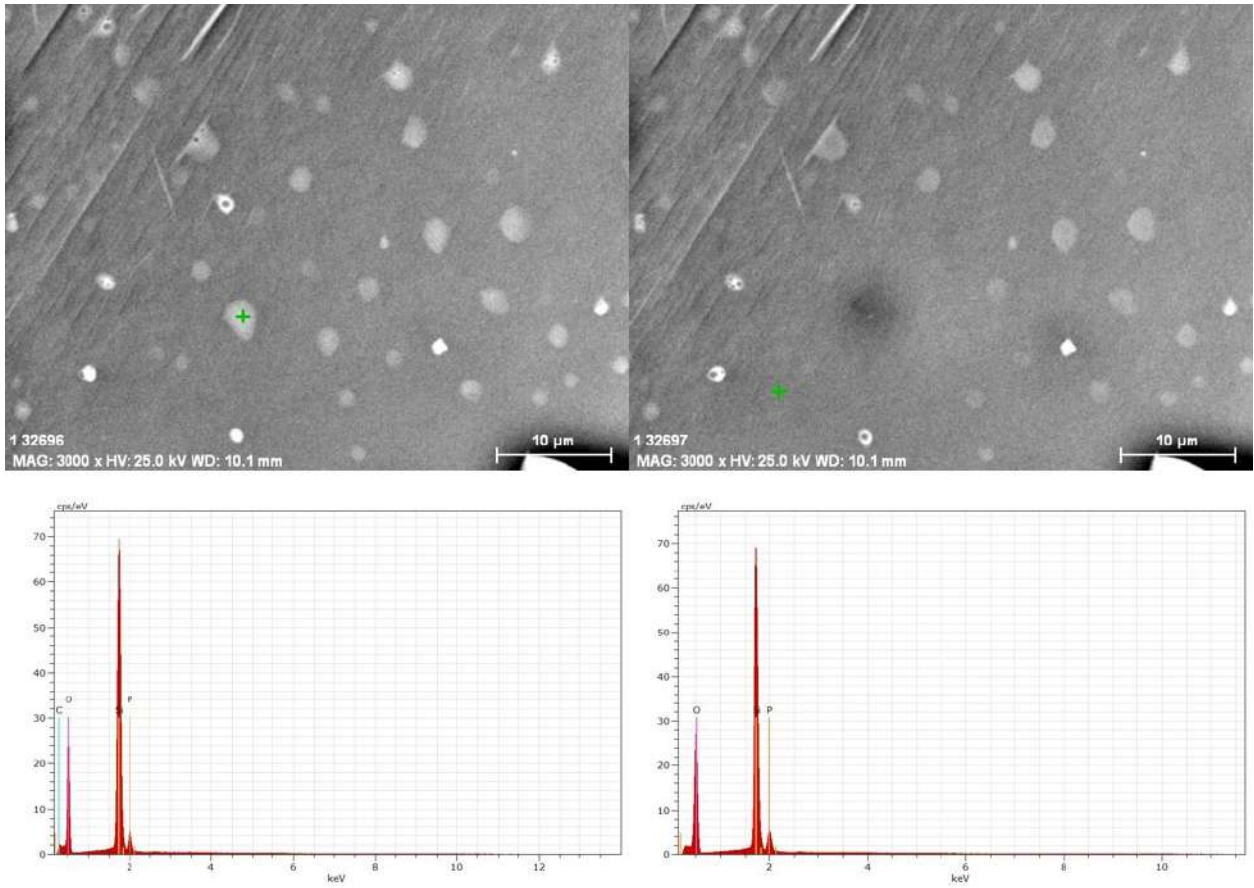


Рисунок 6.70 – Результаты РСМА образца из легированной зоны (точки измерения 10, 11)

Таблица 6.5. Количественные данные измерений элементного состава

Номер измерения	El	unn. C, [wt.%]	norm. C, [wt.%]	Atom. C, [at.%]	Error (1 $\sigma$ ), [wt.%]
1	O	52.18	63.27	75.15	5.68
	Si	30.29	36.73	24.85	1.32
2	O	50.02	62.62	74.63	5.46
	Si	29.86	37.38	25.37	1.3
3	O	50.57	63.21	75.1	5.51
	Si	29.44	36.79	24.9	1.28
4	O	47.59	57.68	70.53	5.24
	Si	34.91	42.32	29.47	1.51
5	O	44.35	60.17	72.88	5.37
	Si	25.12	34.07	23.51	1.12
	P	4.25	5.76	3.6	0.2
6	O	45.90	61.45	73.91	5.31
	Si	24.92	33.37	22.87	1.11
	P	3.87	5.19	3.22	0.18
7	O	52.79	64.20	76.12	7.33
	Si	25.50	31.01	20.94	1.16
	P	3.93	4.79	2.93	0.22
8	O	43.51	59.87	72.61	4.80
	Si	25.37	34.90	24.11	1.13
	P	3.80	5.23	3.28	0.18
9	O	40.21	60.06	72.78	4.63
	Si	23.19	34.64	23.91	1.04
	P	3.55	5.30	3.32	0.17
10	O	45.02	60.61	73.22	5.04
	Si	25.48	34.30	23.60	1.14
	P	3.78	5.09	3.18	0.18
11	O	44.88	60.47	73.10	4.99
	Si	25.57	34.44	23.72	1.14
	P	3.78	5.09	3.18	0.18

Результаты измерений РСМА подтвердили, что все образцы, где не обнаружено признаков кристаллизации, состоят из чистого кварцевого стекла, т.е. эти образцы относятся к внешней оболочке силовых стержней.

Волокнистые образования на «дне» ячеек в образе на Рисунке 6.62, по всей видимости, состоят из кремнезема ( $\text{SiO}_2$ ) (Рисунок 6.66, Таблица 6.5, точка измерения 4) и, возможно, имеют природу одной из волокнистых его модификаций [6].



Области ликвации содержат оксид фосфора. Объем и размеры ликватных образований невелики, и при РСМА только достаточно большие включения (например, Рисунок 6.67, точка измерения 5) дают заметное увеличение массовой доли фосфора при измерении.

#### 6.4.6 Рентгенофазный анализ образцов

С помощью рентгеновского дифрактометра Shimadzu XRD-7000 и программного обеспечения XRD 6000/7000 Ver. 5.21 для обработки рентгенограмм выполнено исследование образца отожжённого силового стержня. Условия выполнения представлены в Таблице 6.6.

Таблица 6.6 – Условия проведения РФА

Диапазон угла сканирования $2\theta$ , град	Рентгеновская трубка	Напряжение трубки, кВ	Ток трубки, мА	Скорость сканирования, град/мин	Шаг сканирования, град	Щели		
						DS, град	SS, град	RS, мм
от 10 до 80	Cu	30	30	1,5	0,01	1	1	0,15

Для отделения  $K\beta$  составляющей рентгеновского излучения при проведении анализа использовался монохроматор.

На Рисунке 6.71 представлена необработанная рентгенограмма образца. На Рисунке 6.72 представлена рентгенограмма образца после сглаживания, вычитания фона и отделения  $K\alpha_2$  составляющей излучения.

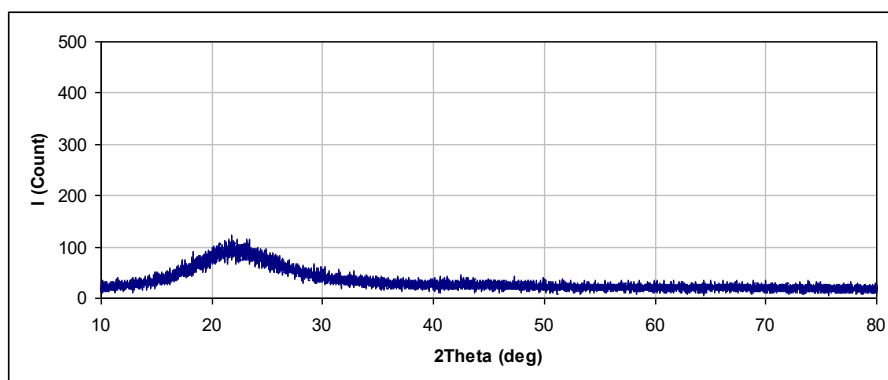


Рисунок 6.71 – Необработанная рентгенограмма образца силового стержня

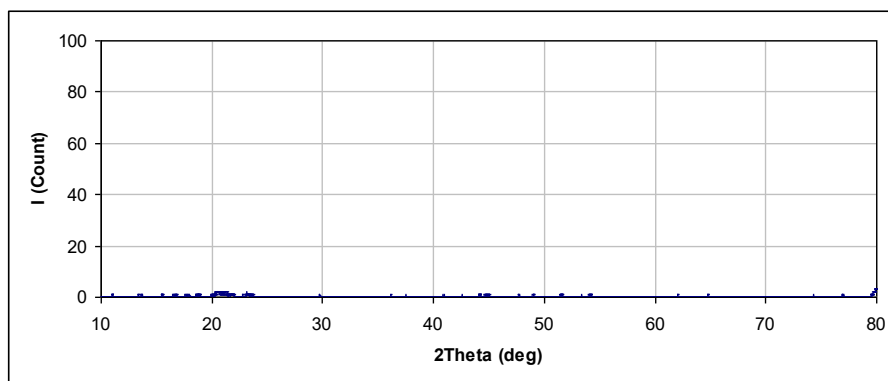


Рисунок 6.72 – Рентгенограмма образца из силового стержня после сглаживания, вычитания фона и отделения  $K\alpha_2$  составляющей излучения

На рентгенограммах образца отсутствуют ярко выраженные пики, что свидетельствует об отсутствии в образце кристаллической фазы в существенном объеме. При помощи программного обеспечения Dxta Version 7.00 в исследуемом образце была определена объемная доля кристаллической фазы, которая составила 4.33%.

#### **6.4.7 Численный эксперимент**

Натурные эксперименты показали, что в силовых стержнях в процессе их изготовления во время отжига во внутренних легированных слоях происходит частичная кристаллизация. Для оценки влияния отжига и кристаллизации была выполнена серия численных экспериментов.

Математическая модель формирования остаточных напряжений и их релаксация в процессе отжига описана в подразд. 6.1.8. Было показано, что высокотемпературный отжиг позволяет снизить уровень остаточных напряжений на 10–20 %. Из литературных источников установлено, что кристаллический кремнезем имеет на два порядка больший КЛТР, что даже при небольшой его концентрации в исходном стекле будет приводить к существенному изменению напряженно-деформированного состояния в силовых стержнях. Принимая во внимание, что концентрация кристаллической фазы невелика, в модели не учитывалось ее влияние на податливость материала, так как упругие характеристики кристобалита не так

значительно отличаются от значений для кварцевого стекла, как КЛТР, который рассчитывался по смесевой формуле.

Задача решалась в несколько этапов: на первом моделировалось формирование остаточных напряжений при охлаждении после схлопывания и последующего охлаждения силового стержня до комнатной температуры. Затем моделировалось перераспределение напряжений после снятия наружных слоев чистого кварцевого стекла, потом отжиг силового стержня при температуре 900 °С, после чего в одном из слоев ( $V_1$  или  $V_2$ , см. Рисунок 6.35) увеличивался КЛТР и моделировалась эволюция напряжений в силовом стержне в процессе охлаждения его до комнатной температуры, а затем численно исследовалось НДС в условиях трехточечного изгиба, соответствующего натурным испытаниям описанным в подразд. 6.3. Методы и подходы выполнения вычислений в рамках описанной процедуры были описаны в предыдущих подразделах.

Таким образом, были выполнены численные расчеты, и рассмотрено несколько вариантов степени кристаллизации в первом и втором слоях. В результате были получены эпюры первого главного напряжения в силовом стержне под индентером в условиях натурального эксперимента на разрушение по схеме «трехточечный изгиб», для разных значений КЛТР легированных слоев, который зависит от степени кристалличности (Рисунок 6.73).

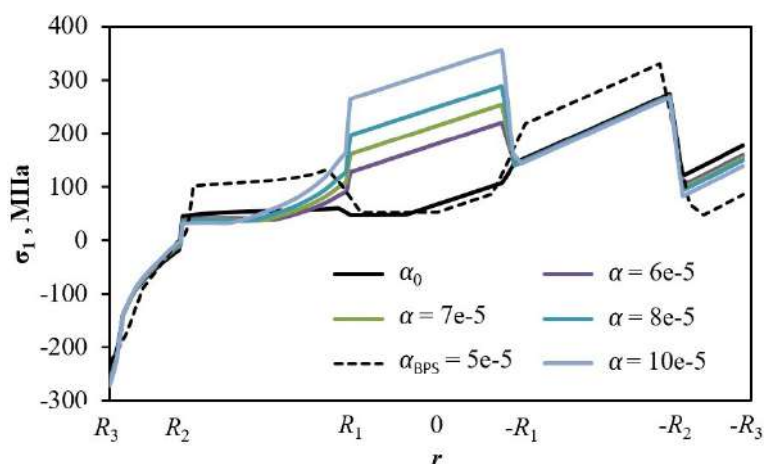


Рисунок 6.73 – Эпюры первого главного напряжения в силовом стержне под индентером в условиях натурального эксперимента на разрушение по схеме «трехточечный изгиб», для разных значений КЛТР легированных слоев

На Рисунке 6.74 представлены зависимости первой главной деформации в поперечном сечении силового стержня под индентером в условиях натурального эксперимента на разрушение по схеме «трёхточечный изгиб», для разных значений КЛТР боросиликатной сердцевины.

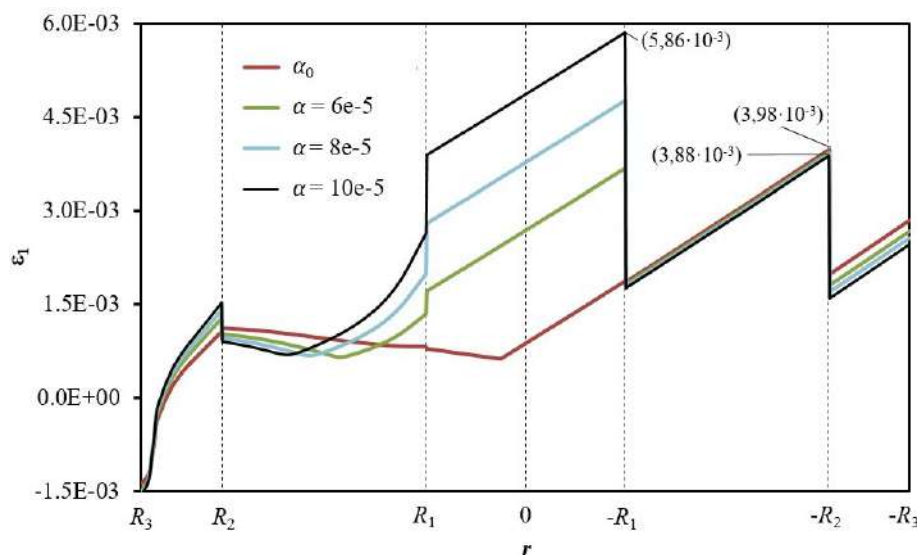


Рисунок 6.74 – Эпюры первой главной деформации в поперечном сечении силового стержня под индентером в условиях натурального эксперимента на разрушение по схеме «трёхточечный изгиб», для разных значений КЛТР легированных слоев

Анализ результатов численного моделирования показывает, что возможная кристаллизация в зоне  $V_1$  ( $\text{SiO}_2:\text{B}_2\text{O}_3$ ) приводит к существенному увеличению уровня растягивающих напряжений в этом слое, незначительному снижению уровня напряжений в слое  $V_2$  и увеличению сжимающих напряжений во внешнем слое конструкции. Таким образом, кристаллизация внутреннего слоя боросиликатного стекла не приводит к значимому снижению опасных напряжений в слое  $V_2$ . Полученное перераспределение НДС не позволяет объяснить упрочнение конструкции в целом. Кристаллизация в слое стекла с составом  $\text{SiO}_2:\text{B}_2\text{O}_3:\text{P}_2\text{O}_5$  приводит к увеличению уровня первых главных напряжений (см. Рисунок 6.73, кривая  $\alpha_{BPS}$ ) и к еще большему увеличению его максимальных значений.

Таким образом, частичная кристаллизации легированного стекла и релаксация напряжений при отжиге не позволяют объяснить причины повышения прочности силовых стержней за счет перераспределения НДС, так как уровень максимальных растягивающих напряжений и первых главных

деформаций остается существенно выше определенного ранее предела прочности.

Учитывая, что вероятной областью формирования зародышей и развития кристаллизации в силовых стержнях является граница чистого кварцевого и легированного стекол [79; 108], которая совпадает с зоной наиболее опасных с точки зрения прочности напряжений, объяснить наблюдаемый эффект можно за счет упрочнения материала при частичной кристаллизации. Что соответствует описанному в литературных источниках экспериментальным данным [188; 230; 274] увеличения прочности легированных стекол при небольших степенях кристалличности.

#### **6.4.8 Выводы**

В рамках численного эксперимента были построены конечно-элементные модели силовых стержней в условиях трехточечного изгиба, с учетом остаточных напряжений, обусловленных технологией их производства и частичной кристаллизации внутренних слоев.

В результате исследования установлено, что увеличенная прочность отожжённых стержней не может быть объяснена снижением уровня остаточных напряжений за счет релаксационных процессов.

Установлено, что в легированной зоне силовых стержней в условиях отжига могут развиваться процессы кристаллизации с формированием кристаллической формы диоксида кремния на границе с чистым кварцевым стеклом.

Проверка выдвинутых гипотез показала, что наиболее вероятная зона формирования зародышей и дальнейшее развитие кристаллизации в условиях отжига силовых стержней локализована в районе границы между чистым и легированным кварцевыми стеклами.

Таким образом, область частичной кристаллизации совпадает с зоной наиболее опасных растягивающих напряжений в условиях трехточечного изгиба, а данные, подтверждающие упрочнение кварцевых стекол при

частичной кристаллизации, позволяют объяснить эффект упрочнения рассматриваемых стержней.

Принимая во внимание наиболее вероятные эксплуатационные нагрузки и НДС, реализующиеся в силовых стержнях на технологических этапах в процессе производства оптических волокон, можно рекомендовать процедуру отжига для снижения количества брака.

Кроме того, частичная кристаллизация в силовых стержнях может сохраниться и после высокотемпературной вытяжки [80; 207], что, принимая во внимание значение КЛТР, характерное для кварцевых стекол с кристаллической фазой, может быть использовано для формирования напряженно-деформированного состояния в светопроводящей жиле оптического волокна, ведущего к увеличению двулучепреломления.

## **6.5 Оптимальный профиль легирования силовых стержней**

Как было показано ранее, легирование стержней приводит к возникновению больших технологических напряжений при их изготовлении, которые зачастую приводят к растрескиванию заготовки (см. Рисунок 6.36) [352].

Задача выбора оптимального закона распределения легирующих добавок важна для формирования необходимых параметров, благодаря которым удастся увеличить общую температурную деформацию силового стержня при выполнении условий прочности на всех технологических этапах производства. При этом известно, что температурная деформация кварцевого стекла увеличивается с ростом концентрации легирующего оксида бора  $B_2O_3$ . Задача оптимизации была решена методом Нелдера–Мида [13] на основе данных, получаемых при решении задачи термомеханики об эволюции НДС силового стержня при остывании от температуры 1800–2100 °С до комнатной температуры, с учётом релаксационного перехода из вязкотекучего в стеклообразное состояние. Ограничения по условиям прочности учитывались

с помощью метода штрафных функций. Параметрами оптимизации являлись коэффициенты функции, описывающей закон изменения концентрации оксида бора от радиуса в сердцевине силового стержня. Была рассмотрена традиционная реализация силового стержня, легированного оксидом бора  $B_2O_3$  с максимальной концентрацией до 10%.

### 6.5.1 Постановка задачи оптимизации

Силовой стержень представляет собой длинный прямой круговой цилиндр радиусом  $r_2 = 5 \cdot 10^{-3}$  м. Стержень изготавливается из кварцевого стекла и имеет переменную по радиусу степень легирования  $\mu(r)$  оксидом бора  $B_2O_3$  в интервале  $r \in [0, r_1]$ ,  $r_1 = 3 \cdot 10^{-3}$  м, а остальная часть стержня состоит из чистого кварцевого стекла.

В качестве функции, характеризующей величину температурной деформации, используется интегральное относительное содержание оксида бора в элементе стержня единичной длины вида (6.5.1)

$$\Phi(p_1, \dots, p_k) = 2\pi \int_0^{r_1} \mu(p_1, \dots, p_k, r) r dr. \quad (6.5.1)$$

Параметрами оптимизации  $p_1, \dots, p_k$  являются коэффициенты функции, описывающей закон распределения оксида бора в чистом кварце.

Задача оптимизации может быть сформулирована следующим образом: найти параметры распределения, обеспечивающие максимальное значение функции (6.5.1) (температурную деформацию силового элемента) при ограничениях типа неравенств (условия прочности по первому главному напряжению  $\sigma_1$  и интенсивности напряжений  $\sigma_{II}$ ):

$$\begin{cases} \Phi(p_1, \dots, p_k) \rightarrow \max \\ \sigma_1(p_1, \dots, p_k) < [\sigma_p] \\ \sigma_{II}(p_1, \dots, p_k) < [\sigma_c] \end{cases} \quad (6.5.2)$$

и ограничениях типа равенств в виде системы уравнений краевой задачи определения НДС в силовом стержне с профилем легирования  $\mu(r)$  при его

изготовлении, где  $[\sigma_p]$  – предел прочности на растяжение;  $[\sigma_c]$  – предел прочности материала на сжатие.

Для преобразования сформулированной задачи (6.5.1) с ограничениями типа неравенств (6.5.2) и равенств к задаче минимизации без ограничений типа неравенств использован метод штрафных функций [13]. В таком случае целевая функция с учетом (6.5.1) примет следующий вид:

$$\begin{aligned}
 F(p_1, \dots, p_k) = & -\Phi(p_1, \dots, p_k) + \\
 & +\lambda_1 \left( \left( [\sigma_c] - \sigma_i^{\max}(p_1, \dots, p_k) \right)^2 \cdot \left( 1 - \text{sign}([\sigma_c] - \sigma_i^{\max}(p_1, \dots, p_k)) \right) \right) +, \\
 & +\lambda_2 \left( \left( [\sigma_p] - \sigma_1^{\max}(p_1, \dots, p_k) \right)^2 \cdot \left( 1 - \text{sign}([\sigma_p] - \sigma_1^{\max}(p_1, \dots, p_k)) \right) \right)
 \end{aligned} \tag{6.5.3}$$

где  $\sigma_i^{\max}$  и  $\sigma_1^{\max}$  – максимальные значения в конструкции интенсивности остаточных напряжений и первого главного остаточного напряжения соответственно;  $\lambda_1, \lambda_2$  – весовые коэффициенты штрафных функций.

Ограничения типа равенств на компоненты тензора остаточных напряжений формулирует математическая модель термомеханических явлений, происходящих при остывании силового стержня после его консолидации. Постановка подобной задачи приведена в подразд. 6.1.1. Таким образом, значения  $\sigma_i^{\max}$  и  $\sigma_1^{\max}$  в целевой функции находятся из решения системы уравнений вида (6.1.1)–(6.1.8).

Методика численного решения задачи определения напряженно-деформированного состояния аналогична изложенной в подразд. 6.1.2.

### **6.5.2 Решение задачи оптимизации**

Для поиска минимума функционала (6.5.3) с изложенными ограничениями использован метод Нелдера–Мида. Зависимость распределения степени легирования от радиуса была аппроксимирована двумя кубическими сплайнами. Таким образом, рассматривались функции распределения легирующего элемента  $\mu(r)$  вида



$$\mu(r) = \begin{cases} N_1^i(r)\mu_1 + \bar{N}_1^i(r)\mu'_1 + N_m^j(r)\mu_m + \bar{N}_m^j(r)\mu'_m, & r \in [0, 0.0015] \\ N_m^i(r)\mu_m + \bar{N}_m^i(r)\mu'_m + N_n^j(r)\mu_n + \bar{N}_n^j(r)\mu'_n, & r \in [0.0015, 0.003] \end{cases}, \quad (6.5.4)$$

где  $\mu_1, \mu_m, \mu_n$  – значения концентрации легирующих элементов в центре стержня, в середине легирующей зоны ( $r = r_1/2$ ), в конце легирующей зоны ( $r = r_1$ ) соответственно;  $\mu'_1, \mu'_m, \mu'_n$  – значения производных  $\partial\mu/\partial r$  в этих же точках. В результате имеем шесть независимых параметров оптимизации:

$$p_1 = \mu_1, \quad p_2 = \mu'_1, \quad p_3 = \mu_m, \quad p_4 = \mu'_m, \quad p_5 = \mu_n, \quad p_6 = \mu'_n.$$

В качестве ограничений по нормальным растягивающим напряжениям  $\sigma_1$  и по интенсивности напряжений  $\sigma_{\text{и}}$  использованы следующие значения:  $[\sigma_p] = 35$  МПа,  $[\sigma_c] = 60$  МПа, исходя из значений конструкционной прочности силовых стержней, полученных в подразд. 6.3, известных данных по прочности на сжатие для кварцевых стекол в литературных источниках [32; 79; 89] и допускаемого коэффициента запаса прочности, соответствующего хрупкому материалу [162].

Последовательные результаты решения задачи оптимизации отражены на Рисунке 6.75.

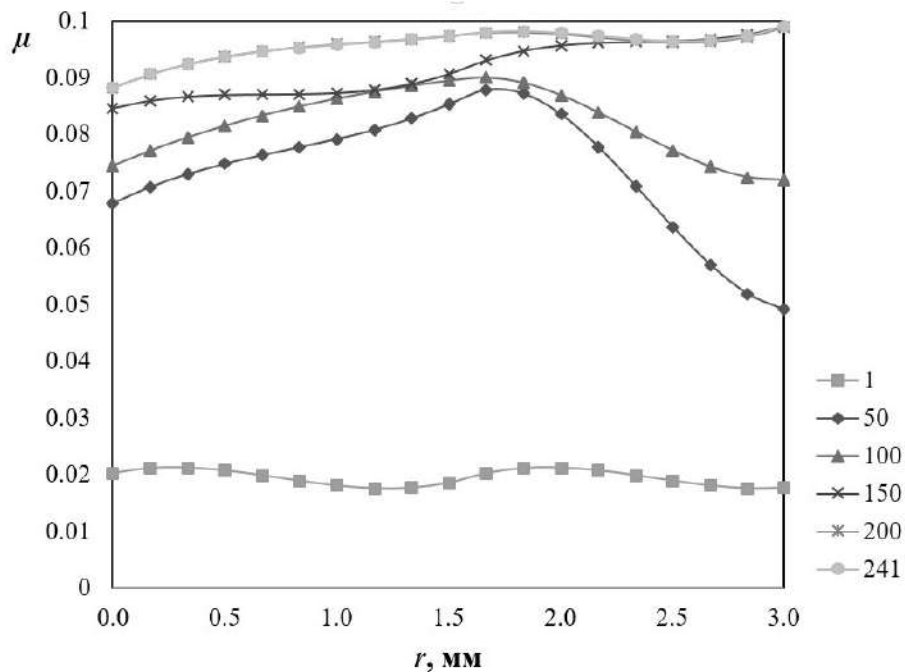


Рисунок 6.75 – Изменение зависимости степени легирования сердцевины силового стержня от радиуса в процессе решения задачи оптимизации на итерациях № 1, 50, 100, 200 и 241

Таким образом, была определена зависимость степени легирования от радиуса (см. Рисунок 6.75, кривая 241), позволяющая реализовать в силовом стержне для оптического волокна типа «Панда» максимальные температурные деформации при соблюдении условий прочности. Результат поиска оптимальных параметров формулы (6.5.3) имеет вид:  $p_1 = \mu_1 = 0.0869$ ,  $p_2 = \mu'_1 = 0.0299$ ,  $p_3 = \mu_m = 0.0977$ ,  $p_4 = \mu'_m = 0.0084$ ,  $p_5 = \mu_n = 0.1037$ ,  $p_6 = \mu'_n = 0.0413$ .

Остаточные технологические напряжения в силовом стержне для этой зависимости распределения легирующих элементов приведены на Рисунке 6.76.

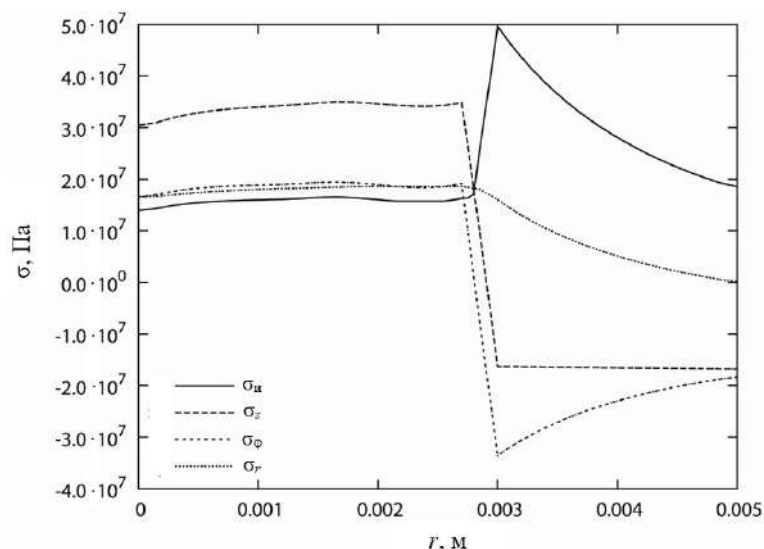


Рисунок 6.76 – Эпюры компонент тензора напряжений  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\phi$ ,  $\sigma_z$  и интенсивность тензора напряжений  $\sigma_n$  в силовом стержне с оптимальным профилем легирования

Предложенная методика может быть использована для поиска оптимального профиля легирования различных вариантов исполнения силовых стержней с другими видами конструкции, технологического процесса изготовления, максимального значения степени легирования, запаса прочности и т.д.

### 6.5.3 Выводы

Таким образом, показано, что при изготовлении методом MCVD силовых стержней с переменным содержанием легирующих добавок по радиусу для оптического волокна типа «Панда» возможно увеличение

величины температурной деформации стержня и, соответственно, улучшение оптических свойств волокна.

На основании решённой задачи оптимизации можно сделать вывод, что, используя полученный закон распределения легирующих добавок возможно увеличить величину температурной деформации стержня, сохранив его прочность.

Предложенная методика поиска оптимального профиля легирования, дополненная данными по долговременной прочности силовых стержней, может быть использована для проектирования силовых стержней с разными целевыми характеристиками. Например, для длительного хранения и продажи или в целях создания высоколегированных изделий для производства анизотропных волокон с высокими значениями модового двулучепреломления.

## 6.6 Выводы по главе

1. На основе разработанной численной модели исследованы закономерности формирования технологических напряжений в неоднородно легированных силовых стержнях при их производстве.
2. Исследовано влияние профиля легирования на напряженно-деформированное состояние, реализующееся в силовом стержне на разных этапах изготовления. Показано, что наиболее опасными являются растягивающие осевые напряжения в сердцевине силового стержня и интенсивность тензора напряжений на границе зоны легирования. Продемонстрировано, что данные напряжения могут приводить к разрушению силового стержня. Определены допустимые с точки зрения прочности зависимости степени легирования от радиуса стержня.
3. Методами численного моделирования выполнен анализ НДС в некоторых конструкциях силовых стержней:

- а) установлено, что введение в стержень компенсирующих легирующих добавок приводит к увеличению уровня напряжений при сохранении общего уровня легирования;
  - б) продемонстрировано, что снижение концентрации легирующих элементов в центре силового стержня, обусловленного особенностями технологического процесса изготовления, незначительно влияет на общий уровень напряженно-деформированного состояния;
  - в) показано что увеличение радиуса силового стержня не приводит к росту уровня опасных напряжений.
4. Рассмотрено влияние отжига на НДС силовых стержней, и выбрана рациональная температура для одного из вариантов изготовления силовых стержней. Представленные модели и подход могут быть использованы для различных вариантов конструкции силовых стержней и выбора рационального или оптимального режима отжига.
5. Выполнено исследование реальной геометрии силовых стержней, установлено, что легированная сердцевина, как правило, имеет форму прямого некругового цилиндра с тремя криволинейными гранями. Определены аналитические зависимости, описывающие возможные варианты границы зоны легирования. Выполнен численный анализ влияния наблюдаемых вариантов формы легированной сердцевины на НДС силового стержня. Установлено, что на уровень растягивающих напряжений наблюдаемые несовершенства геометрии практически не оказывают влияния, а максимальное значение интенсивности тензора напряжений в среднем на 10% выше в реальных силовых стержнях, чем в изделиях с проектной геометрией.
6. Представлена методика выбора критерия конструкционной прочности силового стержня методами численного и натурального экспериментов. Для одной из конструкций силового стержня выбран критерий конструкционной прочности, и определено конкретное его значение.

7. Установлено, что при отжиге происходит частичная кристаллизация в легированной зоне в области границы с чистым кварцевым стеклом, и определена роль этого факта на упрочнение силовых стержней.

8. Реализована методика поиска оптимального закона легирования и получена зависимость для одного из вариантов конструкции при выбранных ограничениях. Методика может быть использована для других вариантов конструкции и набора ограничений.

## **ГЛАВА 7. ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ МЕХАНИКА АНИЗОТРОПНЫХ ОПТИЧЕСКИХ ВОЛОКОН**

Задачи технологической механики анизотропных оптических волокон направлены на решение конкретных производственных проблем изготовления световодов, сохраняющих поляризацию, и эксплуатации изделий на их основе. Ключевой задачей здесь является разработка моделей термомеханического поведения конструкций из неоднородно легированных кварцевых стекол и полимерных материалов защитно-упрочняющего покрытия в широком температурном диапазоне, включающем релаксационные переходы, при которых ярко проявляются реономные свойства таких материалов. Как было показано ранее остаточные и технологические напряжения обуславливают основные эксплуатационные качества рассматриваемых оптических волокон. Представленные в открытых литературных источниках термоупругие постановки, описывающие механизмы формирования остаточных напряжений и оптических характеристик анизотропных волокон, не могут в полной мере описывать нелинейные эффекты термомеханического поведения подобных изделий как на этапе их изготовления, так и при эксплуатации в заданных диапазонах температур и силовых воздействий.

В рамках описанного подхода в главе рассматриваются механизмы формирования полей остаточных и технологических напряжений в специальном оптическом волокне типа «Панда». Методами численного анализа дана оценка влияния различных параметров на уровень и характер

НДС и связанные с ними оптические характеристики изделия в различных условиях термосиловых воздействий.

Представлена методика прогнозирования оптических свойств волокна типа «Панда», учитывающая геометрию конструктивных элементов, их отклонения от проектных значений, влияние релаксационных переходов в полимерах защитно-упрочняющего покрытия, зависимость свойств от температуры, а кварцевых стекол и от степени легирования.

## **7.1 Эволюция остаточных и технологических напряжений в оптическом волокне**

Заключительным этапом изготовления оптического волокна является высокотемпературная вытяжка, при которой собранную из конструктивных элементов преформу нагревают до температуры, существенно превышающей температуру стеклования, в стекле происходит релаксационный переход в вязкотекучее состояние, позволяющее вытягивать из массивной заготовки тонкую нить готового оптического волокна.

В вязкотекучем состоянии при температурах вытяжки в легированных кварцевых стеклах, из которых изготавливается оптическое волокно, характерные времена релаксации составляют микросекунды, что позволяет утверждать, что при относительно небольших скоростях вытяжки (5–10 м/с) напряжения, обусловленные самим процессом вытяжки, отрелаксируют и фактически материал волокна будет находиться в естественно ненапряженном состоянии, а последующее охлаждение за счет описанных ранее эффектов приведет к формированию остаточных напряжений.

### ***7.1.1 Постановка задачи о прогнозировании остаточных напряжений в анизотропном оптическом волокне***

Микрофотография поперечного сечения специального оптического волокна типа «Панда» и его конструктивная схема приведены на Рисунке 7.1. Основной материал для изготовления оптического волокна 4 – чистое

кварцевое стекло. Цифрой 1 обозначены силовые стержни, материалы из которых они изготовлены, технология производства и другие особенности которых подробно рассмотрены в гл. 6. Светопроводящая жила 2 и оболочка жилы 3 изготавливаются из кварцевого стекла со специализированными легирующими добавками, задача которых в первую очередь обеспечить необходимую разницу показателя преломления, чтобы обеспечить условия для полного внутреннего отражения света на границе жила-волокно.

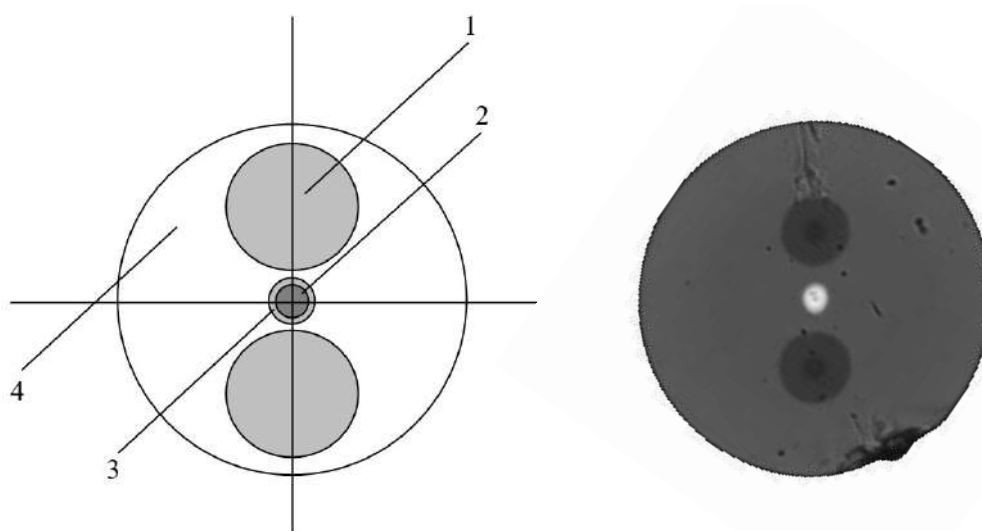


Рисунок 7.1 – Микрофотография поперечного сечения и конструктивная схема одномодового анизотропного волокна типа «Панда»: 1 – силовой элемент из легированного кварцевого стекла; 2 – светопроводящая жила легированная оксидом  $\text{GeO}_2$ ; 3 – оболочка жилы; 4 – чистое кварцевое стекло

При проектировании анизотропного волокна необходимо выбрать такие параметры геометрии конструктивных элементов и условия технологического процесса, которые обеспечивают в светопроводящей жиле напряженно-деформированное состояние реализующее максимальное значение модового двулучепреломления при удовлетворении условиям прочности на всех этапах изготовления самого волокна и его конструктивных элементов.

Рассмотрим постановку задачи определения полей остаточных напряжений в волокне, охлаждающемся на воздухе после высокотемпературной вытяжки. Предполагается, что в волокне реализуются условия существования обобщенного плоскодеформированного состояния.

С учетом симметрии области и условий охлаждения в расчетной схеме (Рисунок 7.2) волокно представлено четвертью кругового цилиндра бесконечной длины с радиусом  $r_B$ .

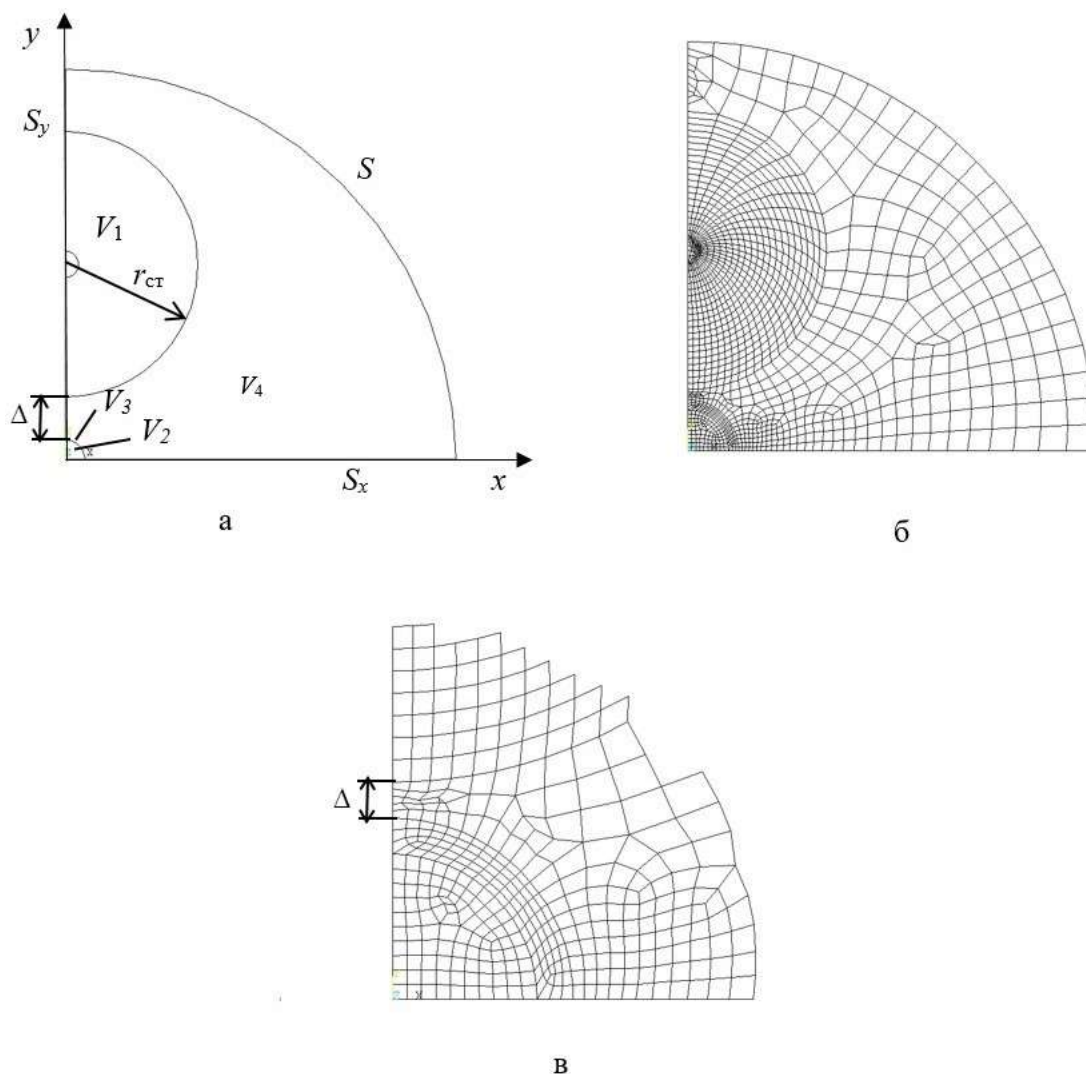


Рисунок 7.2 – Схема сечения оптоволоконна типа «Panda» (а); пример ее конечноэлементной дискретизации (б); увеличенный фрагмент сетки вокруг светопроводящей жилы (в);  
1 – силовой стержень; 2 – светопроводящая жила; 3 – оболочка; 4 – волокно

Для качественной оценки закономерностей формирования полей остаточных напряжений, определения основных факторов, влияющих на уровень и характер НДС и связанных с ним оптических характеристик волокна, в расчетах был рассмотрен один из вариантов конструкции, которые могут отличаться составом и геометрией конструктивных элементов, вариантами их легирования – количеством добавок и зависимостью их концентрации от координат. В рамках этого исследования силовой стержень рассматривался с переменной по радиусу степенью легирования оксидом бора



$B_2O_3$  с зависимостью концентрации  $\mu(r)$  вида (6.1.15) при  $n = 2$ ,  $\mu_{\max} = 0.1$ ; светопроводящая жила легирована оксидом германия  $GeO_2$  (5%), оболочка жилы – оксидами бора  $B_2O_3$  (3%) и фосфора  $P_2O_5$  (3%).

Учитывая, что при высокотемпературной вытяжке происходят схожие процессы с описанными ранее для силовых стержней, были приняты те же гипотезы и допущения (подразд. 6.2.1). В таком случае математическая постановка задачи нестационарной теплопроводности и краевой задачи термомеханики будут аналогичны с учетом дополнительных граничных условий на осях симметрии.

Таким образом, для определения эволюции температурных полей охлаждающегося волокна необходимо получить решение краевой задачи нестационарной теплопроводности (6.2.4)–(6.2.6), которую с учетом геометрии волокна и граничных условий запишем в следующем виде:

$$c(x, y)\rho(x, y)\frac{\partial T(x, y, t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\kappa(x, y)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\kappa(x, y)\frac{\partial T}{\partial y}\right), \quad x, y \in V, \quad (7.1.1)$$

где  $V = V_1 \cup V_2 \cup V_3 \cup V_4$ ; с граничными условиями

$$\begin{aligned} \kappa(x, y)\frac{\partial T(x, y, t)}{\partial n} &= -h(T_c - T(x, y, t)) + \varepsilon_s \sigma_0 (T_c^4 - T^4(x, y, t)), \quad x, y \in S, \\ \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial x} &= 0, \quad x, y \in S_y, \quad \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial y} = 0, \quad x, y \in S_x \end{aligned} \quad (7.1.2)$$

и начальным условием

$$T(x, y, 0) = T_0, \quad x, y \in V, \quad (7.1.3)$$

где  $T_0$  – температура высокотемпературной вытяжки.

Учитывая, что краевые задачи нестационарной теплопроводности и термомеханики являются несвязанными, по найденным полям температур можно определить НДС в волокне. Краевая задача об изменении полей напряжений включает уравнения равновесия вида (6.2.7), геометрические соотношения (6.2.8), граничные условия (6.2.9), дополненные уравнениями

(7.1.4), с учетом условий симметрии на границах рассматриваемой области волокна:

$$u_x(x, y, t) = 0, \quad x, y \in S_y, \quad u_y(x, y, t) = 0, \quad x, y \in S_x, \quad (7.1.4)$$

и физические соотношения (6.2.10).

Численная реализация поставленной задачи производилась на основе алгоритма, описанного в подразд. 6.2.2, средствами конечно-элементного пакета ANSYS.

### 7.1.2 Численный анализ полей остаточных напряжений в волокне типа «Панда»

По результатам конечно-элементного решения задачи теплопроводности для оптического волокна, охлаждающегося на воздухе после высокотемпературной вытяжки, можно сделать заключение, что в волокне поле температур практически однородно (разница температур в сердцевине и на поверхности волокна отличается менее чем на 3 градуса), зависимость же средней по сечению температуры волокна от времени приведена на Рисунке 7.3. Общее время охлаждения от температуры вытяжки 2000 °С до комнатной температуры составляет 28 секунд, при этом чистое кварцевое стекло находится в застеклованном состоянии уже на 5-й секунде и далее ведет себя упруго, т.е. релаксация напряжений в нем практически не происходит вне зависимости от скорости дальнейшего охлаждения.

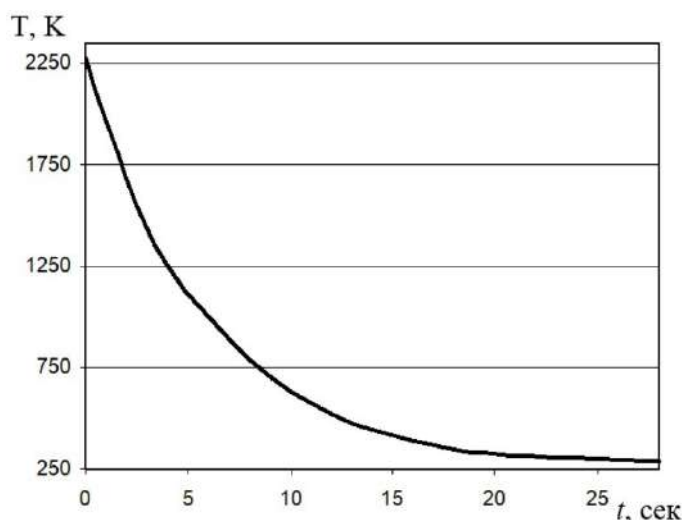


Рисунок 7.3 – Эволюция средней по сечению волокна температуры

В реальном производственном процессе скорость охлаждения волокна при вытяжке может быть значительно выше, а процесс стеклования волокна после вытяжки может занимать доли секунды [175; 207; 256; 303; 371]. Конкретные значения этого параметра зависят от конструкции и размеров печи, режимов обдува инертными газами и выбора состава газовой смеси, температуры и скорости вытяжки, наличия специальных охлаждающих секций и т.д. Использование комбинации естественного и принудительного охлаждения позволяет уменьшить высоту вытяжной башни и увеличивать скорость вытяжки волокна [256]. Устройство печи и подбор режимов охлаждения реализуются таким образом, чтобы обеспечить равномерный разогрев нижней зоны заготовки до температур вытяжки. Затем, по мере движения вытягиваемой стеклянной нити, необходимо обеспечить формирование волокна требуемого диаметра и создать условия для постепенного его охлаждения до температур стеклования, обеспечивая при этом однородность полей температур по радиусу изделия [362]. Соблюдение таких условий позволяет снизить потери в готовом волокне, обусловленные дополнительными остаточными напряжениями, формирующимися при наличии градиентов температур по радиусу в процессе вытяжки и пространственной (в первую очередь радиальной) неоднородности процесса стеклования. Как правило, технологические режимы обеспечивают реализацию таких условий, равномерное охлаждение волокна до температуры стеклования происходит до выхода его из муфельной трубы (муфельная труба или секция охлаждения, идущая после печи вытяжки, в зарубежных источниках имеет название: *post-chamber, muffle tube, cooling chamber, cooling section, furnace extension tube*). При этом реализуются условия однородности температуры по радиусу волокна, что подтверждают представленные в литературных источниках результаты расчетов различных вариантов конструкции печи вытяжки и конкретных технологических процессов [197; 198; 256; 265; 362; 364].

В данном подразделе в рамках исследования закономерностей формирования остаточных напряжений в оптическом волокне типа «Панда» после вытяжки будем использовать результаты решения задачи нестационарной теплопроводности (см. Рисунок 7.3), описывающие естественное охлаждение волокна. В следующих подразделах, посвященных моделированию реальных оптических волокон, будут использованы данные по температуре волокна в условиях вытяжки, полученные напрямую с одной из вытяжных башен. С учетом гипотезы, что в волокне реализуется однородное поле температур, полученные данные для поверхности волокна можно использовать для описания всего его объема. Ввиду того, что в производственном процессе при изготовлении волокна «Панда» реализуются невысокие скорости вытяжки – 5–6 м/с, данное допущение может быть применимо.

По полученным результатам решения задачи теплопроводности была проведена серия численных экспериментов с целью определения качественного и количественного влияния изменения следующих конструктивных параметров на характер остаточных напряжений в волокне:

1. изменение зазора  $\Delta$  между силовым стержнем и оболочкой светопроводящей жилы ( $\Delta = 0, 0.5, 1, 2$  мкм) при сохранении радиуса силового стержня  $r_{ст}=13.6$  мкм;

2. изменение радиуса силового стержня  $r_{ст}$  при сохранении зазора  $\Delta = 1$  мкм ( $r_{ст}=12.5, 13.6, 14.5, 15.5, 16.5$  мкм);

3. изменение радиуса  $r_{ж}$  светопроводящей жилы ( $r_{ж}=2$  и  $r_{ж}=4$  мкм при  $\Delta = 1$  мкм,  $r_{ст}=13.6$  мкм).

Во всех случаях рассматривалось волокно с наружным радиусом  $r_{в}=40$  мкм, предназначенное для передачи сигнала с длиной волны  $\lambda = 0.85$  мкм ( $r_{ж}=2$  мкм) и  $\lambda = 1.55$  мкм ( $r_{ж}=4$  мкм).

### 7.1.3 Численный анализ влияния величины зазора на остаточные напряжения в волокне

На основе построенной численной модели были проанализированы несколько вариантов геометрии волокна с целью выявления характера влияния зазора между силовым стержнем и оболочкой светопроводящей жилы на поля остаточных напряжений и оптические характеристики волокна.

Анализ влияния геометрических параметров волокна на поля остаточных напряжений показал, что уровень остаточных напряжений в большей степени, чем характер напряженного состояния, зависит от геометрии волокна. Характерная картина возникающих в волокне, охлажденном после высокотемпературной вытяжки, полей остаточных напряжений приведена на Рисунках 7.4–7.7 на примере волокна со следующими геометрическими параметрами:

$$\Delta = 1 \text{ мкм}, r_{\text{ст}} = 13.6 \text{ мкм}, r_{\text{ж}} = 4 \text{ мкм}, r_{\text{в}} = 40 \text{ мкм}, r_{\text{обж}} = 5 \text{ мкм}. \quad (7.1.5)$$

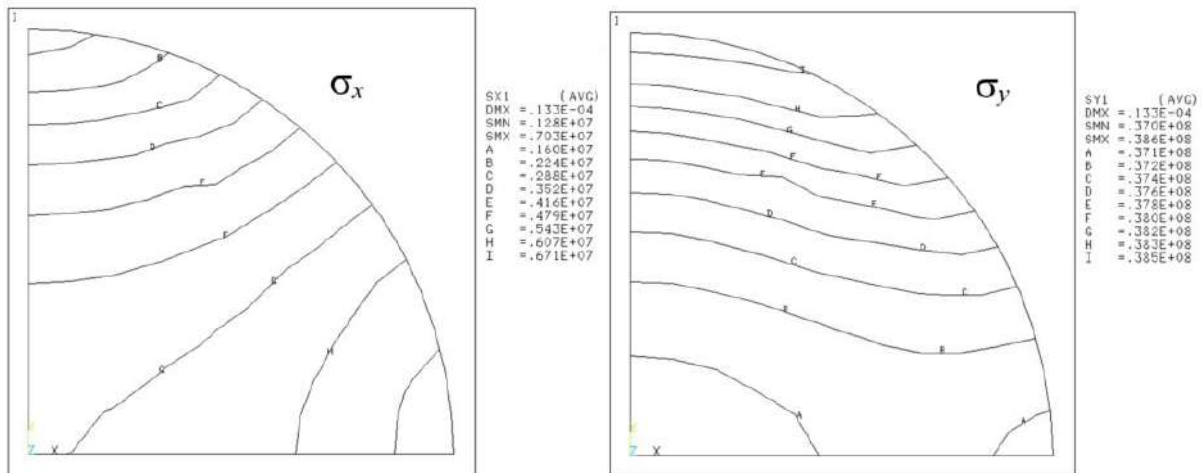


Рисунок 7.4 – Поля остаточных напряжений  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  в светопроводящей жиле

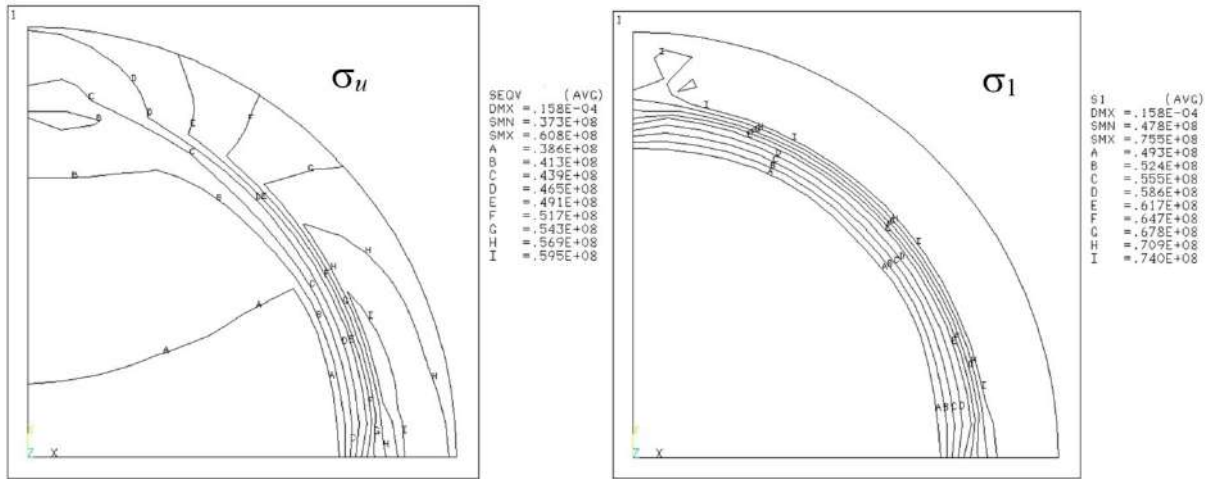


Рисунок 7.5 – Поля остаточных напряжений  $\sigma_{ii}$  и  $\sigma_{11}$  в оболочке светопроводящей жилы

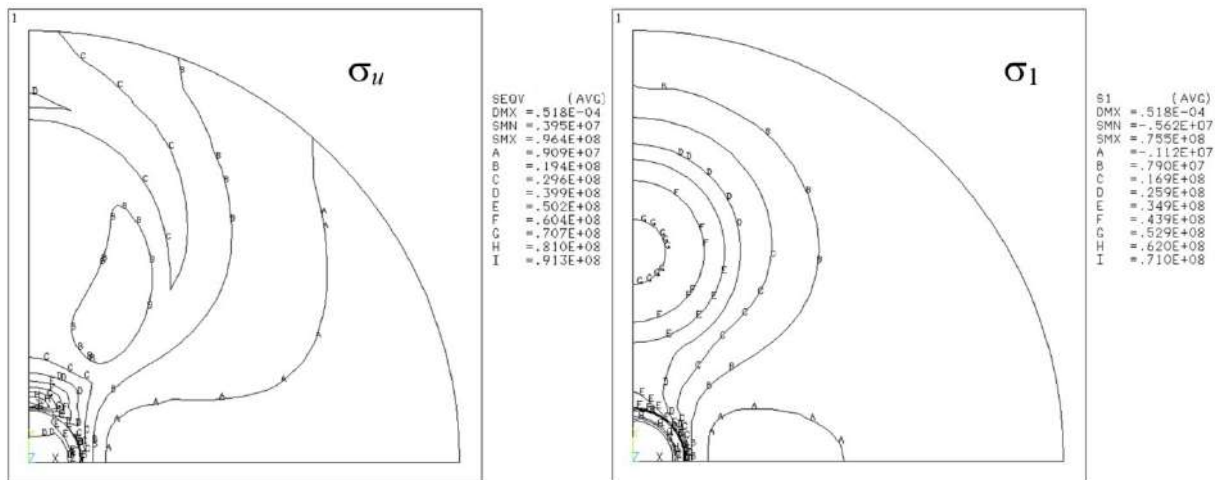


Рисунок 7.6 – Поля остаточных напряжений  $\sigma_{ii}$  и  $\sigma_{11}$  в волокне

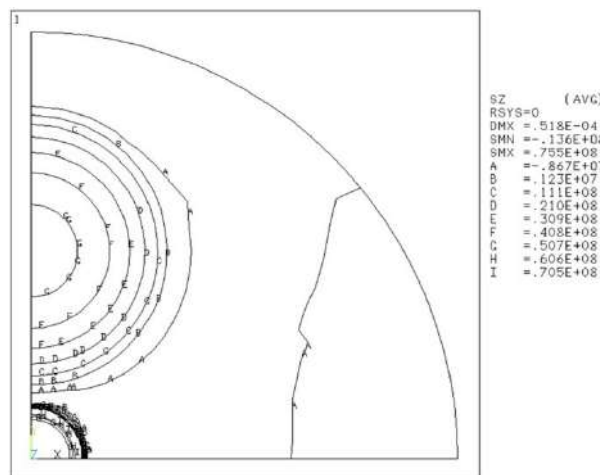


Рисунок 7.7 – Поля продольных остаточных напряжений  $\sigma_z$  в волокне

Как видно из Рисунков 7.4–7.7, неоднородность свойств материалов конструкции приводит к существенным остаточным напряжениям в анизотропном волокне после вытяжки. Наиболее опасные главные растягивающие напряжения  $\sigma_1$  (75.5 МПа) возникают в оболочке

светопроводящей жилы и практически совпадают в этих точках с величинами продольных растягивающих напряжений  $\sigma_z$ , а максимальная интенсивность тензора напряжений  $\sigma_{ii}$  (96.4 МПа) формируется в зазоре между силовым стержнем и оболочкой светопроводящей жилы. С точки зрения качества оптических характеристик анизотропного волокна желательно, чтобы в светопроводящей жиле существовали однородные поля напряжений с максимальной разностью квазиглавных напряжений  $\sigma'_1 - \sigma'_2$ . (Квазиглавными или псевдоглавными площадками параллельными оси  $z$  называются такие две взаимно перпендикулярные площадки, на которых отсутствуют касательные напряжения  $\tau_{xy}$ , при этом  $\tau_{xz}$  и  $\tau_{yz}$  в общем случае нулю не равны [8].) Расчет показывает, что в рассматриваемом случае в светопроводящей жиле значения нормального напряжения в направлении оси расположения силовых стержней  $\sigma_y$  значительно выше по модулю значений нормального напряжения в поперечном направлении  $\sigma_x$  (максимальное значение первого в 5.48 раз превосходит значение второго). Напряжение  $\sigma_y$  является растягивающим и изменяется в диапазоне значений от  $3.7 \cdot 10^7$  Па до  $3.86 \cdot 10^7$  Па, что говорит о достаточно высокой степени однородности. Напряжение  $\sigma_x$  является тоже растягивающим и изменяется в диапазоне значений от  $1.28 \cdot 10^6$  Па до  $7.03 \cdot 10^6$  Па, т.е. изменяется в 5.5 раз. Вследствие установленной высокой неоднородности напряжений  $\sigma_x$  в сечении светопроводящей жилы должно возникать отклонение направлений главных осей тензора напряжений от осей координатной системы, что может негативно сказываться на качестве оптических характеристик волокна.

Все рассмотренные варианты оптических анизотропных волокон с разными зазорами между силовым стержнем и оболочкой светопроводящей жилы удовлетворяют условиям прочности с большим запасом (Рисунок 7.8), учитывая, что прочность кварцевого волокна по различным источникам [191; 215; 285; 361] лежит в диапазоне 1...14 ГПа [37; 79; 113; 240; 341].

Наибольшие значения  $\sigma_{и}$  достигаются при зазоре  $\Delta = 0$ . С увеличением зазора максимальное значение  $\sigma_{и}$  монотонно уменьшается. Максимальное значение первого главного напряжения  $\sigma_1$  слабо зависит от величины зазора  $\Delta$ , монотонно увеличиваясь с ростом зазора от  $\Delta = 0$  мкм до  $\Delta = 2$  мкм, при этом относительное изменение максимального  $\sigma_1$  составило всего 1%.

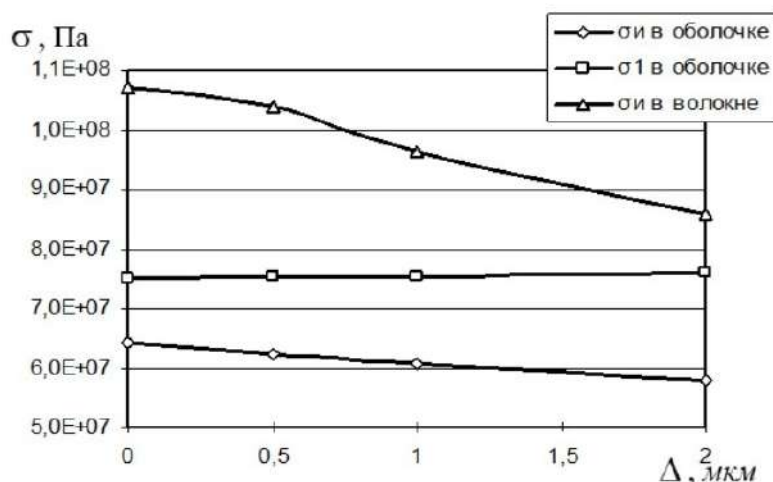


Рисунок 7.8 – Зависимость максимальных значений  $\sigma_{и}$ ,  $\sigma_1$  в волокне и оболочке светопроводящей жилы от величины зазора

Для оценки степени неоднородности полей напряжений в светопроводящей жиле использован безразмерный параметр  $\delta_y^{(r_{ж})}$  – относительный показатель неоднородности напряжений,

$$\delta_y^{(r_{ж})} = \left| \frac{\sigma_y^{\max} - \sigma_y^{\min}}{\sigma_y^{\max}} \right|, \quad \delta_x^{(r_{ж})} = \left| \frac{\sigma_x^{\max} - \sigma_x^{\min}}{\sigma_y^{\max}} \right|,$$

где  $\sigma_x^{\max}$ ,  $\sigma_x^{\min}$ ,  $\sigma_y^{\max}$ ,  $\sigma_y^{\min}$  – максимальные и минимальные по сечению жилы значения соответствующих компонент тензора напряжений.

На Рисунке 7.9 показаны зависимости относительного показателя неоднородности напряжений в светопроводящей жиле от величины зазора  $\Delta$ . Нормальные напряжения в направлении расположения силовых стержней  $\sigma_y$  обладают достаточно высокой степенью однородности (низкими значениями  $\delta_y^{(r_{ж})}$ ). Нормальные напряжения в поперечном направлении  $\sigma_x$  изменяются в сечении жилы значительно, при этом для малой величины зазора  $\Delta$  они даже меняют знак (Рисунок 7.10, а) и становятся в части сечения сжимающими, а



при значениях зазора  $\Delta=1$  мкм и  $\Delta=2$  мкм (Рисунок 7.10, б) знак сохраняется положительным. С ростом зазора от 0 до 2 мкм относительный показатель неоднородности напряжений уменьшается в два раза.

Исследования, проведенные для волокна с параметрами (7.1.5), но с меньшим радиусом светопроводящей жилы  $r_{ж} = 2$  мкм, показывают, что относительный показатель неоднородности напряжений становится значительно ниже (см. Рисунок 7.9), абсолютные значения напряжений  $\sigma_y$  (Рисунок 7.11, а) и  $\sigma_x$  (Рисунок 7.11, б) увеличиваются, а нормальные напряжения  $\sigma_x$  являются сжимающими во всем сечении (см. Рисунок 7.11, б), что должно приводить к усилению эффекта двулучепреломления.

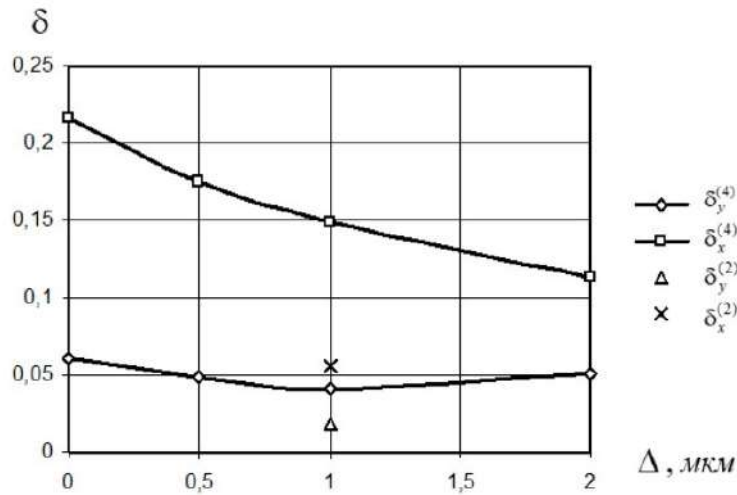


Рисунок 7.9 – Зависимость относительного показателя неоднородности напряжений в светопроводящей жиле от величины зазора

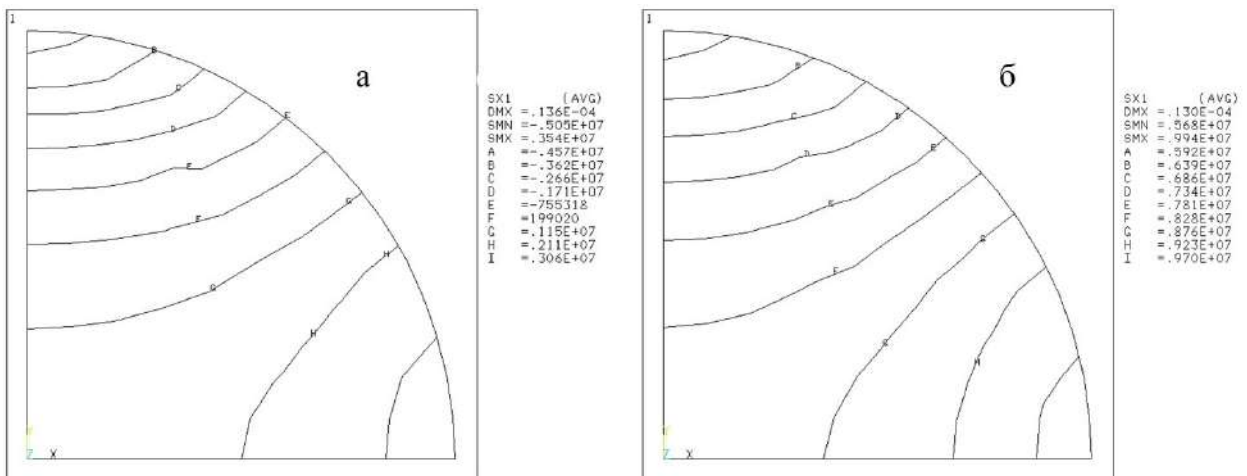


Рисунок 7.10 – Поля остаточных напряжений  $\sigma_x$  в светопроводящей жиле: а – значение зазора  $\Delta=0$  мкм,  $r_{ж}=4$  мкм; б – значение зазора  $\Delta=2$  мкм,  $r_{ж}=4$  мкм

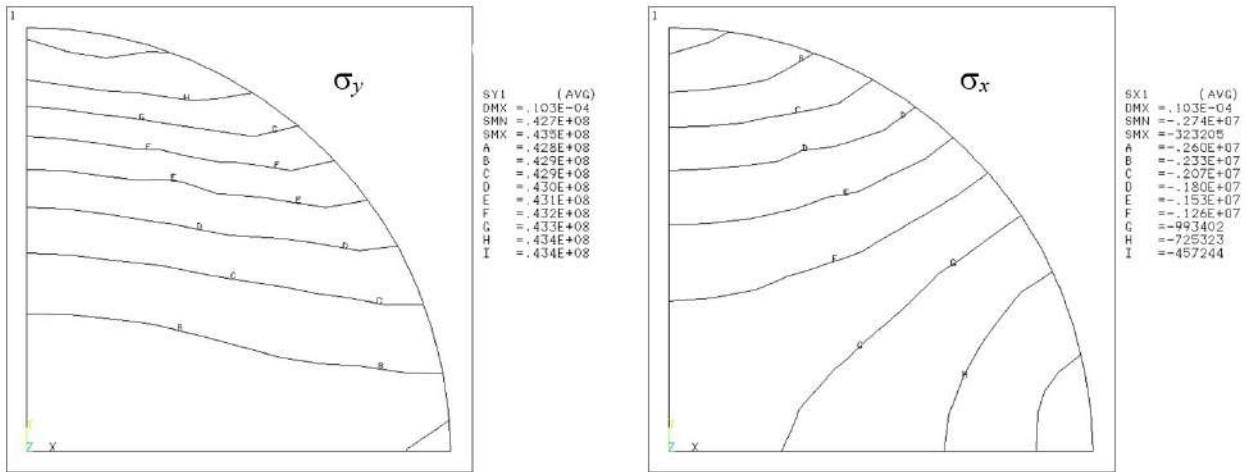


Рисунок 7.11 – Поля остаточных напряжений  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  в светопроводящей жиле (значение зазора  $\Delta=1$  мкм,  $r_{ст}=13.6$  мкм,  $r_{ж}=2$  мкм)

### 7.1.4 Численный анализ влияния радиуса силового стержня на остаточные напряжения в волокне

Как уже отмечено, уменьшение радиуса светопроводящей жилы при фиксированном положении и радиусе силового стержня приводит к созданию более однородных и высоких по уровню полей напряжений в жиле. Поэтому можно ожидать положительных эффектов за счет увеличения размеров силового стержня при постоянном размере светопроводящей жилы. Результаты численных экспериментов для варианта волокна (7.1.5) обобщены на Рисунках 7.12–7.14.

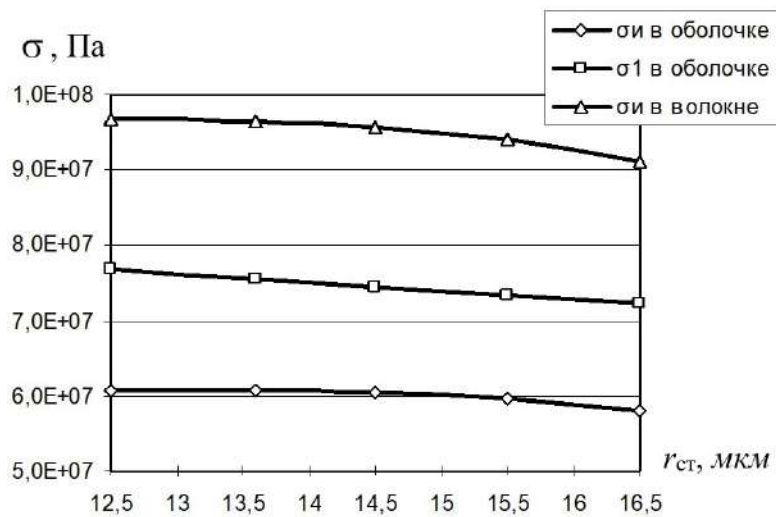


Рисунок 7.12 – Зависимость максимальных  $\sigma_n$ ,  $\sigma_1$  в волокне от радиуса силового стержня

На Рисунке 7.12 показана связь между радиусом силового стержня и максимальными значениями напряжений  $\sigma_1$ ,  $\sigma_n$ . Все рассмотренные варианты

удовлетворяют условиям прочности. Максимальные значения напряжений получены для наименьшего из рассмотренных значений радиуса силового стержня. С увеличением силового стержня максимальные значения  $\sigma_1$ ,  $\sigma_{II}$  монотонно уменьшаются.

Зависимость относительного показателя неоднородности напряжений в светопроводящей жиле от радиуса силового стержня представлена на Рисунке 7.13. Подтверждается тенденция снижения степени неоднородности напряжений в светопроводящей жиле при увеличении радиуса силового стержня. Однако вследствие одновременного снижения уровня напряжений (см. Рисунок 7.12) и положительности поперечных напряжений должны ухудшаться оптические характеристики, что будет подтверждено соответствующим анализом в подразд. 7.1.5. С точки зрения оптики существует оптимальное соотношение размеров жилы, стержня и величины зазора, что также будет подтверждено.

Исследовано также влияние на напряженное состояние волокна продольного натяжения при вытяжке, а также использование депрессированной оболочки светопроводящей жилы (волокно W-типа) (см. Рисунок 7.14). Натяжение волокна величиной 5 гс (0.05 Н) приводит к росту главного растягивающего напряжения и интенсивности напряжений в оболочке жилы на 12–15% и практически не влияет на величину максимальной интенсивности напряжений в волокне. Применение депрессированной оболочки (легированной 3% оксида бора  $B_2O_3$  и 3% фосфорного ангидрида  $P_2O_5$ ) для создания W-профиля показателя преломления световода с учетом продольного натяжения приводит к существенному (до 40%) увеличению максимальных напряжений. Однако их значение все же значительно ниже прочностных характеристик волокна.

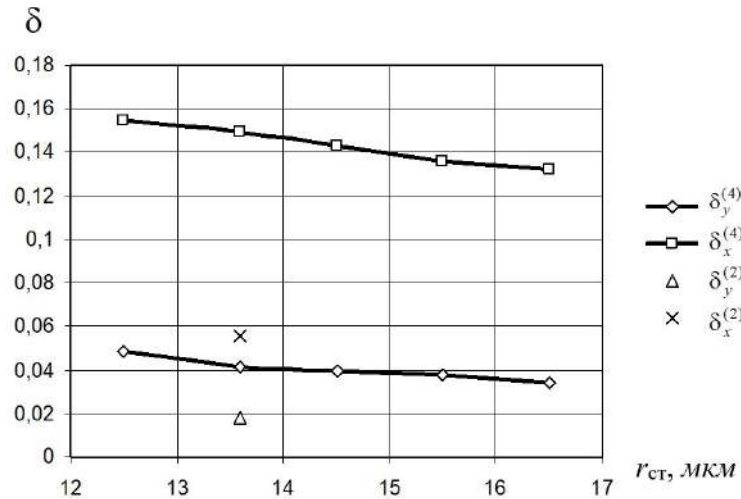


Рисунок 7.13 – Зависимость относительного показателя неоднородности напряжений в светопроводящей жиле от радиуса силового стержня

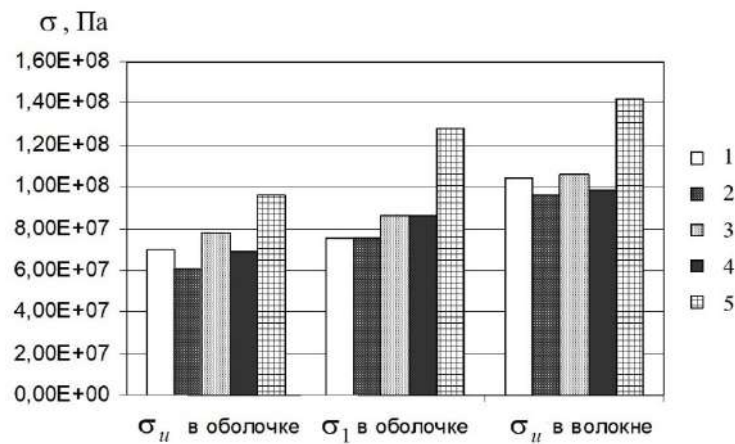


Рисунок 7.14 – Максимальные значения напряжений  $\sigma_{II}$ ,  $\sigma_I$  в волокне и оболочке светопроводящей жилы для: 1 – волокна с радиусом жилы  $r_{ж} = 2$  мкм без учета продольного натяжения; 2 – волокна с радиусом жилы  $r_{ж} = 4$  мкм без учета продольного натяжения; 3 – волокна с радиусом жилы  $r_{ж} = 2$  мкм с учетом продольного натяжения; 4 – волокна с радиусом жилы  $r_{ж} = 4$  мкм с учетом продольного натяжения; 5 – волокна W-типа с радиусом жилы  $r_{ж} = 4$  мкм с учетом продольного натяжения

### 7.1.5 Прогнозирование двулучепреломления волокна типа «Панда»

Величины и характер распределения остаточных напряжений во многом определяют поляризационные характеристики анизотропных оптических световодов.

Одной из важных характеристик качества волокна является отклонение осей поляризации в светопроводящей жиле от осей системы координат  $xOy$ , связанной с направлением расположения силовых стержней. Отклонение вызвано неоднородностью полей напряжений в жиле, количественные

характеристики этой неоднородности подробно исследованы в подразд. 7.1.4. Отклонения осей поляризации в точках сечения светопроводящей жилы нежелательны, так как приводят к потере мощности передаваемого сигнала и искажению его формы.

С целью анализа влияния геометрических параметров конструкции оптического анизотропного волокна на разориентацию оптических осей получены картины полей значений угла отклонения  $\varphi(x, y)$  (в радианах) направления первого квазиглавного напряжения [8] от оси ординат, совпадающей с линией расположения силовых стержней.

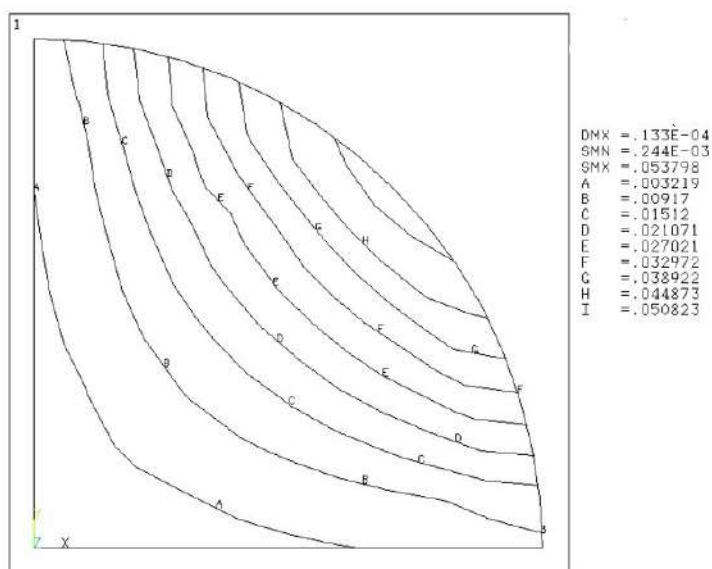


Рисунок 7.15 – Изолинии угла отклонения осей поляризации  $\varphi(x, y)$  в светопроводящей жиле под действием остаточных напряжений для волокна типа «Панда» с геометрическими параметрами (7.1.5)

Для всех рассмотренных вариантов картины полей отклонения направлений поляризации носят качественно схожий характер (Рисунок 7.15). На Рисунке 7.15 видно, что отклонения осей поляризации минимальны в центре светопроводящей жилы, увеличиваются к периферии, достигая максимального значения на внешнем радиусе под углом  $45^\circ$  к оси абсцисс. Отклонения осей поляризации (Рисунки 7.16, 7.17) достаточно существенны и составляют от  $3.01^\circ$  до  $3.4^\circ$  соответственно: для  $\Delta = 2$  мкм и  $\Delta = 0$  мкм при радиусе силового стержня  $r_{ст} = 13.6$  мкм и от  $2.58^\circ$  до  $3.4^\circ$  для значений радиуса силового стержня 12.5 мкм и 16.5 мкм при значении зазора  $\Delta = 1$  мкм.

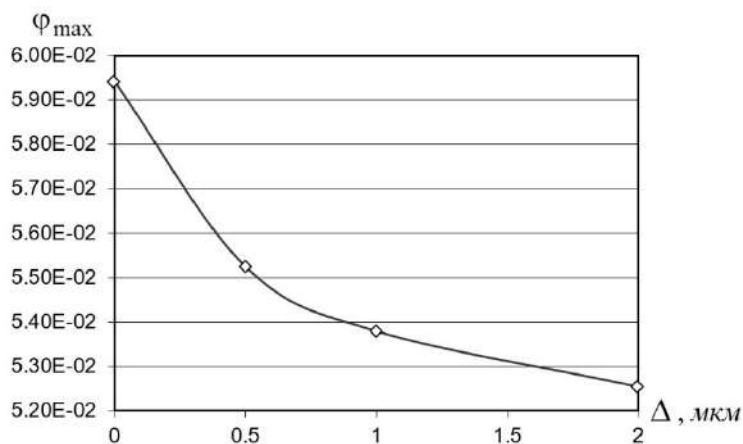


Рисунок 7.16 – Зависимость значения максимального отклонения осей поляризации от величины зазора между силовым стержнем и светопроводящей жилой

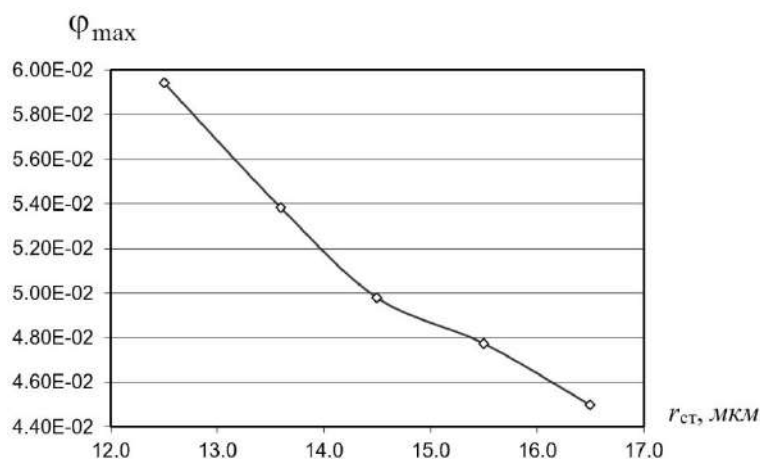


Рисунок 7.17 – Зависимость значения максимального отклонения осей поляризации от радиуса силового стержня

Максимальные значения отклонения осей поляризации  $\Phi_{\max}$  для серии с варьируемым зазором достигаются при зазоре  $\Delta = 0$ , и с его увеличением  $\Phi_{\max}$  монотонно уменьшаются (см. Рисунок 7.16). На Рисунке 7.17 изображено влияние радиуса силового стержня на  $\Phi_{\max}$ . Максимальные значения  $\Phi_{\max}$  достигаются при наименьшем из рассмотренных значения радиуса  $r = 12.5$  мкм, с увеличением радиуса силового стержня  $\Phi_{\max}$  монотонно уменьшаются.

Важным параметром, характеризующим поляризационные свойства анизотропных оптических световодов, является материальное двулучепреломление, поля которого в светопроводящей жиле можно построить, зная напряженное состояние через соотношение вида [331]

$$B_m = C(\lambda)(\sigma_1 - \sigma_2),$$

где  $\sigma_1, \sigma_2$  – квазиглавные напряжения. Изолинии материального двулучепреломления в сечении светопроводящей жилы анизотропного волокна с параметрами (7.1.5) для  $r_{\text{ж}} = 2$  мкм и  $r_{\text{ж}} = 4$  мкм приведены на Рисунке 7.18. Наблюдается существенная неравномерность, особенно для большей по радиусу жилы. Более удобным является использование интегрального параметра двулучепреломления световода, являющегося одной из важнейших поляризационных характеристик анизотропного оптического световода – модового двулучепреломления  $B$ . В оптических волокнах, анизотропия которых обусловлена неоднородными остаточными напряжениями в круглой светопроводящей жиле, модовое двулучепреломление связано с параметрами волокна выражением [104]

$$B = \frac{C(\lambda) \int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} (\sigma_1(r, \varphi) - \sigma_2(r, \varphi)) |E_m(r, \varphi)|^2 r dr d\varphi}{\int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} |E_m(r, \varphi)|^2 r dr d\varphi}, \quad (7.1.6)$$

где  $r, \varphi$  – соответствующие оси цилиндрической системы координат;  $E_m(r, \varphi)$  – распределение интенсивности основной моды по поперечному сечению световода (напряженность электрического поля).

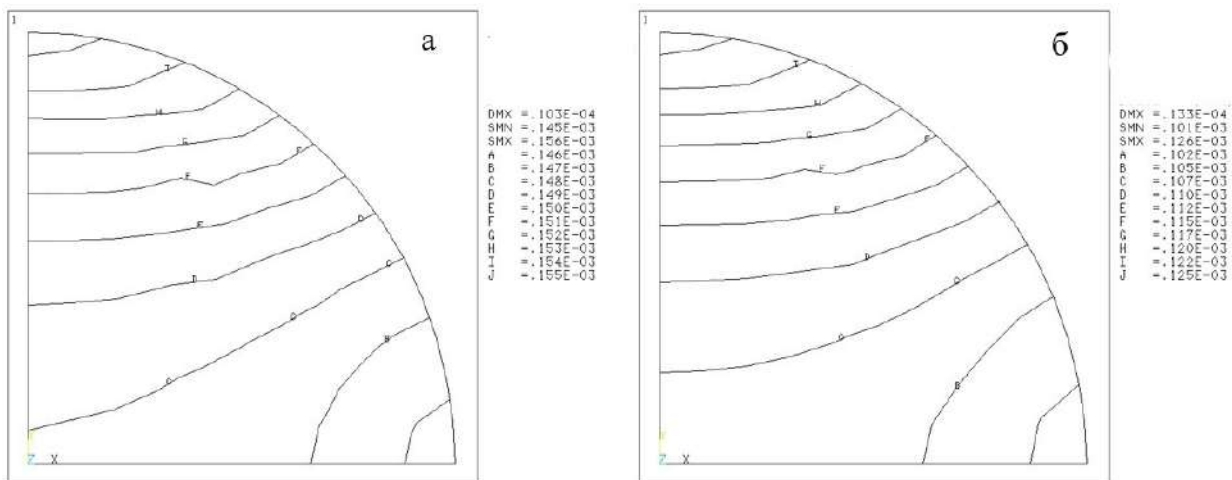


Рисунок 7.18 – Линии равных значений материального двулучепреломления  $B_m$  в сечении светопроводящей жилы волокна с параметрами (7.1.5): (а)  $r_{\text{ж}} = 2$  мкм; (б)  $r_{\text{ж}} = 4$  мкм

В расчетной модели рассматривалось два варианта распределения интенсивности электрического поля по поперечному сечению светопроводящей жилы – нормальный закон распределения [41; 77] (НЗР)

$$E_M(r, \varphi) = E_0 \frac{1}{2\pi\xi^2} e^{-\frac{r^2}{2\xi^2}}, \text{ и равномерное распределение } E_M(r, \varphi) = E_0.$$

В действительности интенсивность световой энергии проходящего по волокну сигнала неравномерно распределена по площади светопроводящей жилы и подчиняется закону, близкому к нормальному. На Рисунках 7.19–7.20 изображена зависимость значения модового двулучепреломления от величины  $\Delta$  и от радиуса силового стержня. Максимальное значение модового двулучепреломления  $B$  достигается при минимальном  $\Delta$ , и с увеличением зазора монотонно уменьшается (см. Рисунок 7.19). Зависимость же  $B$  от радиуса силового стержня, представленная на Рисунке 7.20, имеет один локальный максимум на рассмотренном интервале значений радиуса силового стержня. Максимальное значение  $B$  достигает при  $r_{ст} = 13.6$  мкм. При таком значении радиуса и геометрических параметрах волокна (7.1.5) касательная к силовому стержню, проведенная из центра волокна, образует с осью абсцисс угол примерно  $45^\circ$ .

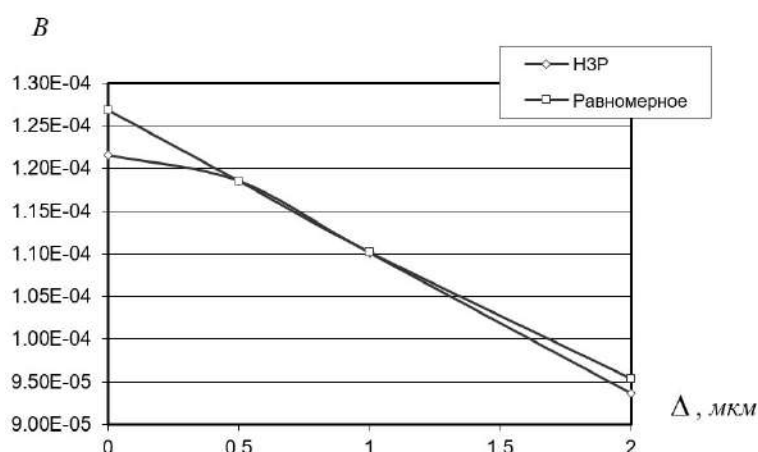


Рисунок 7.19 – Зависимость значения модового двулучепреломления от величины зазора между силовым стержнем и светопроводящей жилой



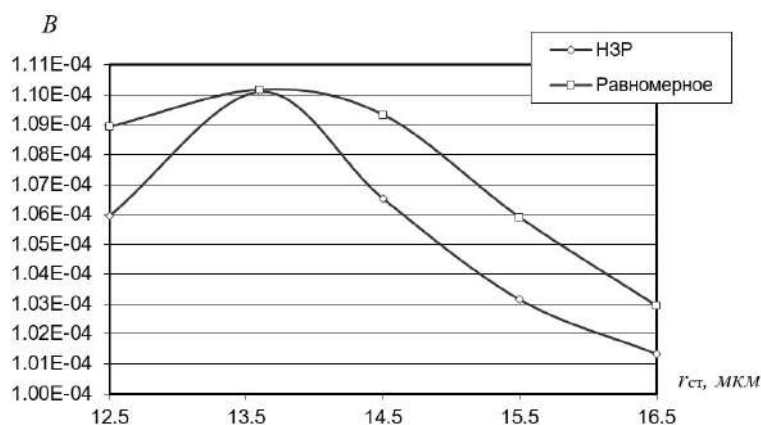


Рисунок 7.20 – Зависимость значения модового двулучепреломления от радиуса силового стержня

Стоит отметить, что максимальное значение модового двулучепреломления  $B$  получилось одинаковым для двух рассмотренных законов распределения интенсивности сигнала по сечению волокна. Для волокна с параметрами (7.1.5), но меньшим радиусом светопроводящей жилы  $r_{ж} = 2$  мкм значение модового двулучепреломления  $B$  получается еще выше,  $1.49 \cdot 10^{-4}$ , за счет более высокой степени однородности полей напряжений и отрицательных значений поперечных напряжений.

### 7.1.6 Выводы

1. Выполнено численное прогнозирование полей остаточных напряжений в различных вариантах анизотропного кварцевого волокна типа «Панда», проанализировано влияние геометрических параметров волокна на характер распределения и количественные характеристики напряженного состояния.
2. Разработана методика прогнозирования оптических характеристик волокна типа «Панда» на основе полученных полей остаточных напряжений.
3. Для различных вариантов волокна типа «Панда» получены характеристики распределений по сечению световода отклонений осей поляризации от заданного направления и величин наводимого напряжениями материального двулучепреломления.
4. Для различных вариантов волокна типа «Панда» выполнен прогноз величин модового двулучепреломления световода и его зависимость от

конструктивных параметров волокна. Установлены оптимальные значения конструктивных параметров, обеспечивающие максимальное двулучепреломление. Для достижения максимального значения модового двулучепреломления анизотропного оптического волокна необходимо сконструировать такое волокно, в котором зазор между силовым стержнем и светопроводящей жилой будет минимальным, а радиус стержня будет выбран так, чтобы касательная к нему, проведенная из центра волокна, образовывала с осью абсцисс  $45^\circ$ .

## **7.2 Влияние несовершенства геометрии волокна типа «Панда» на его оптические характеристики**

При проектировании конструкции одномодового анизотропного оптического волокна типа «Панда» и выборе параметров технологического процесса его изготовления предполагается, что конечное изделие, заготовка для его вытяжки и все конструктивные элементы, например силовые стержни, имеют идеальную геометрию. В варианте исполнения типа «Панда» волокно и светопроводящая жила должны быть соосны, их оси лежать в одной плоскости с силовыми стержнями, поперечные сечения всех конструктивных элементов иметь форму круга, а силовые элементы находиться на одинаковом расстоянии от центра волокна [174; 229; 298; 331]. Однако достаточно сложный технологический процесс изготовления с нагревом и охлаждением неоднородно легированных материалов в широком температурном диапазоне, включающем релаксационный переход, при котором элементы изделия не одновременно переходят из вязкотекучего состояния в стеклообразное, приводит к отклонениям в геометрии готовых изделий от проектных значений. В условиях, когда остаточное напряженное состояние определяется совокупностью факторов, связанных со свойствами материалов и условиями технологического процесса изготовления, наблюдаемые на практике несовершенства геометрии могут ухудшать потребительские характеристики.

Исследованию влияния таких отклонений геометрических параметров на напряженно-деформированное состояние и оптические характеристики световодов посвящен ряд научных работ [213; 279; 333], что говорит об актуальности этой задачи, так как не каждое несовершенство геометрии должно приводить к отбраковке партии продукции, и для анализа таких случаев удобно использовать методы математического моделирования и численного эксперимента.

### 7.2.1 Измерение геометрических параметров поперечного сечения волокна

Для определения отклонений формы конструктивных элементов реального оптического волокна типа «Панда» от проектных значений была использована комплексная система измерения геометрии волокна Photon Kinetics PK-2400, с помощью которой было исследовано 1400 образцов. На Рисунке 7.21 представлена микрофотография такого волокна с явно заметными отклонениями геометрии и схема поперечного сечения волокна с указанием измеряемых геометрических параметров.

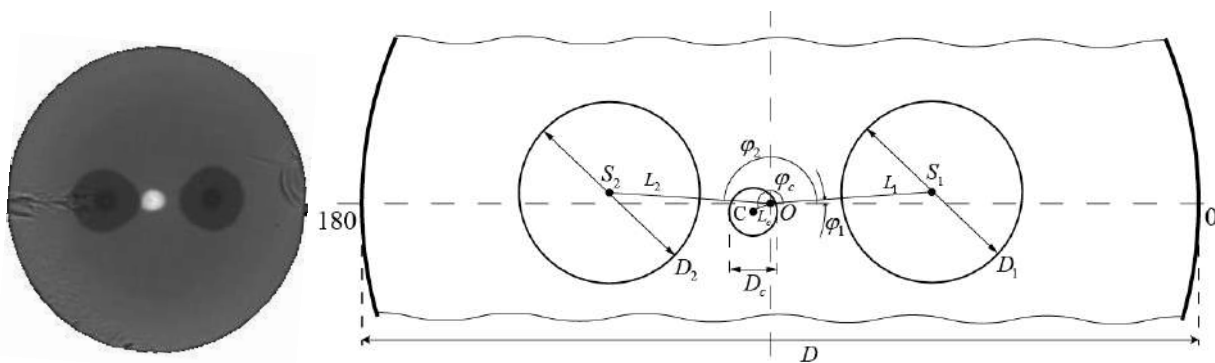


Рисунок 7.21 – Микрофотография волокна с непроектной геометрией и схема снятия размеров в области поперечного сечения оптического волокна типа «Панда»

Анализ результатов измерений показал, что размеры и форма волокна выдерживаются достаточно стабильно, силовые стержни, как правило, имеют круговое сечение, а достаточно большие разбросы наблюдаются в величинах диаметров стержней, жилы и в расположении их центров по отношению к проектным позициям. На схеме (Рисунок 7.21) точками  $O, S_1, S_2, C$  обозначены центры волокна, первого и второго силовых стержней, и светопроводящей жилы соответственно;  $D$  – диаметр волокна;  $D_1, D_2, D_c$  –

диаметры первого и второго силовых стержней, а также светопроводящей жилы соответственно;  $L_1, L_2, L_c$  – расстояния от центра волокна до центров силовых стержней и жилы;  $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_c$  – углы между отрезками, соединяющими центры силовых стержней, светопроводящей жилы с центром волокна и основной осью (здесь и далее под основной осью понимаем прямую, параллельную отрезку, соединяющему центры силовых стержней, проходящую через центр волокна).

### **7.2.2 Статистическая обработка результатов измерений**

На основе измеренных данных были построены статистические зависимости, характеризующие реальное распределение геометрических параметров волокна «Панда» и его конструктивных элементов. Полученные значения представлены на графиках в условных безразмерных единицах, вычисленных по формуле  $Y' = Y/Y_{cp}$ , где  $Y$  – анализируемое значение;  $Y_{cp}$  – среднее арифметическое значение соответствующей геометрической характеристики. При анализе параметров геометрических характеристик силовых стержней порядок стержней (первый или второй стержень) не определяется, поэтому  $D_i$  – объединённый набор величин  $D_1, D_2$ ;  $L_i$  – объединённый набор величин  $L_1, L_2$ , а  $\varphi_i$  – объединённый набор величин  $\varphi_1, \varphi_2$ . В математическом пакете STATISTICA определены законы распределения геометрических параметров (Рисунки 7.22–7.27). Из результатов подбора распределения для определенной выборки присваивается тот закон распределения из исследованных, который при найденных значениях его параметров дает минимальные значения статистики Колмогорова-Смирнова и критерия согласия хи-квадрат.

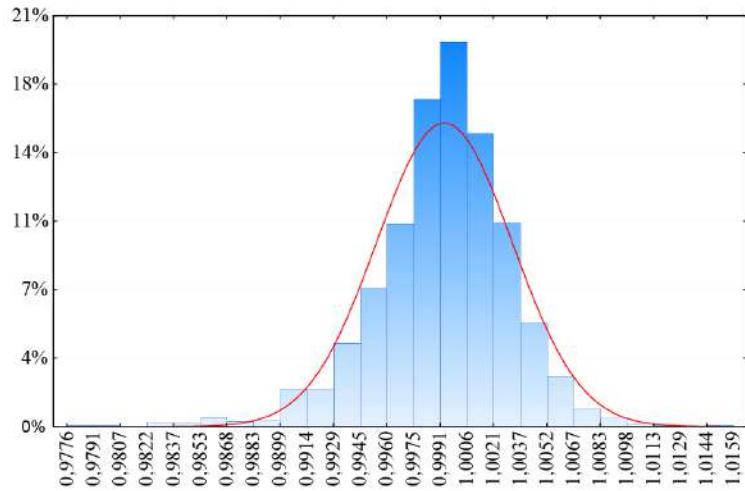


Рисунок 7.22 – Гистограмма распределения диаметра волокна  $D'$

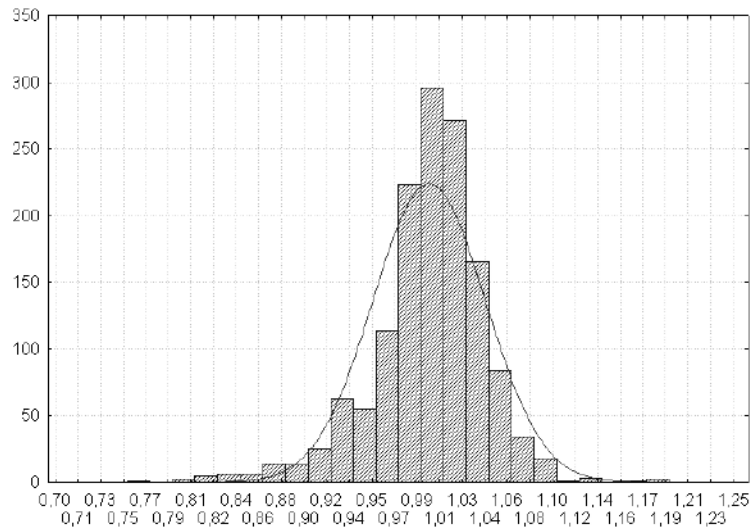


Рисунок 7.23 – Гистограмма распределения диаметров силовых стержней  $D_i'$

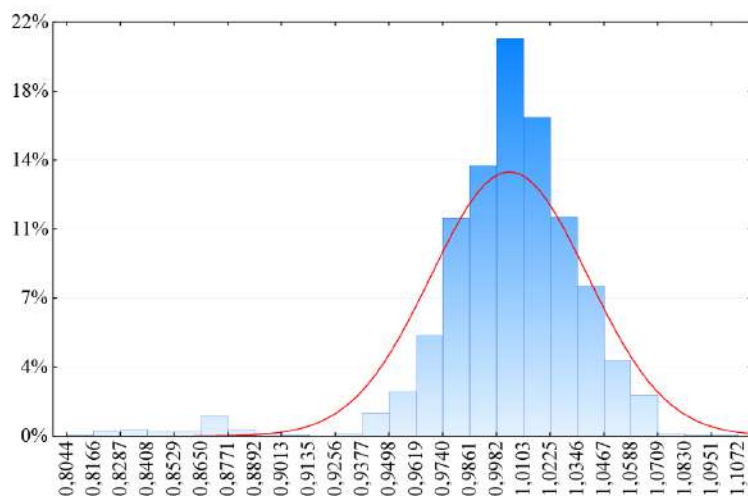


Рисунок 7.24 – Гистограмма распределения диаметра светопроводящей жилы  $D_c'$

Распределения диаметров волокна, силовых стержней и светопроводящей жилы близки к нормальному закону. При этом диаметры

волокна  $D$  варьируются в небольших диапазонах (<1%) (см. Рисунок 7.22), а диаметры силовых стержней  $D_i$  (см. Рисунок 7.23) и диаметры светопроводящей жилы  $D_c$  (см. Рисунок 7.24) варьируются в пределах 10%.

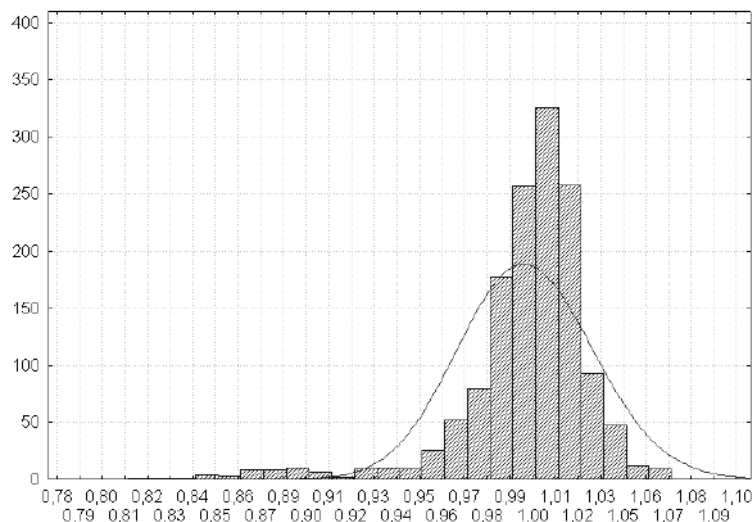


Рисунок 7.25 – Гистограмма распределения расстояний от центров силовых стержней до центров волокна  $L'_i$

Расстояние от центров силовых стержней до центров волокна  $L_i$  изменяется в пределах 10% по нормальному закону распределения (см. Рисунок 7.25).

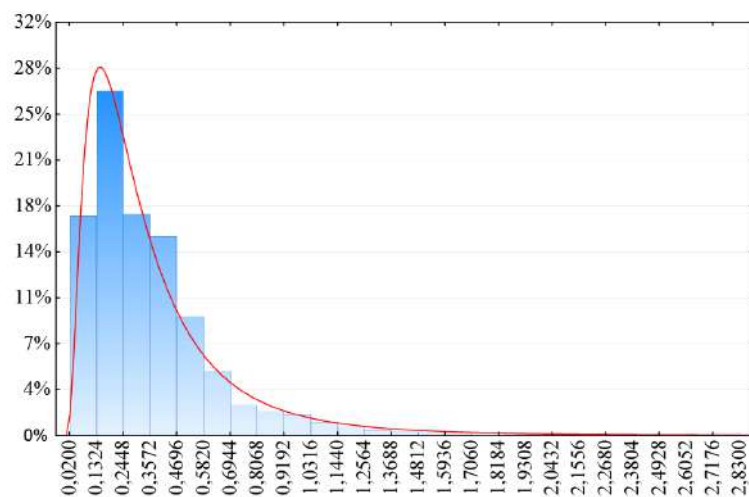


Рисунок 7.26 – Гистограмма распределения расстояний от центра светопроводящей жилы до центра волокна  $L_c$

Расстояние от центра светопроводящей жилы до центра волокна  $L_c$  подчиняется логнормальному закону (см. Рисунок 7.26).

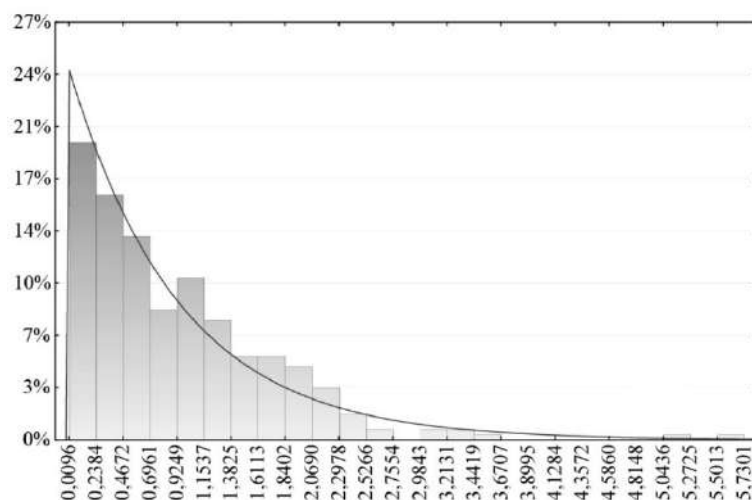


Рисунок 7.27 – Гистограмма распределения угловой координаты силовых стержней  $\varphi_i$

Угловая координата силовых стержней  $\varphi_i$  изменяется по экспоненциальному закону с существенным разбросом (см. Рисунок 7.27).

На основе полученных данных и экспериментально измеренных значений материального двулучепреломления световодов  $B$  был выполнен корреляционный анализ с целью определения взаимосвязи этого параметра с отклонениями геометрии от проектных значений. Анализ рассчитанных значений нормированного коэффициента корреляции:

$$r_{nm} = \frac{M(R_n - M(R_n))M(R_m - M(R_m))}{\sigma_n \sigma_m}, \quad (7.2.1)$$

где  $R_n, R_m$  – распределение величин;  $M$  – математическое ожидание;  $\sigma_n, \sigma_m$  – средние квадратичные отклонения для  $R_n$  и  $R_m$  соответственно; установлено, что материальное двулучепреломление  $B$  коррелирует с такими величинами, как диаметры силовых стержней  $D_i$ , расстояния от центров стержней до центра волокна  $L_i$ . Двулучепреломление  $B$  прямо пропорционально диаметрам силовых стержней ( $r_{BD_i} = 0.56$ ) и обратно пропорционально расстоянию от центров силовых стержней до центра волокна ( $r_{BL_i} = -0.22$ ).

Для исследования геометрии светопроводящей жилы были получены с помощью измерительной системы Photon Kinetics PK-2400 фотографии поперечного сечения анизотропного волокна типа «Панда». Область микрофотографий в районе светопроводящей жилы были обработаны в

программном продукте MATLAB с пакетом расширения Image Processing Toolbox. В результате были получены значения геометрических параметров серии из 342 образцов. В программном пакете STATISTICA были определены математические ожидания и законы распределения измеренных данных. Схема измерения геометрических параметров светопроводящей жилы волокна типа «Панда» приведена на Рисунке 7.28.

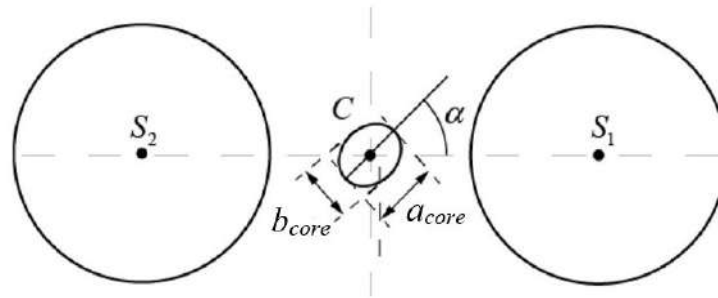


Рисунок 7.28 – Схема снятия размеров в области светопроводящей жилы поперечного сечения оптического волокна типа «Панда»

Анализ результатов статистической обработки геометрических параметров исследуемых образцов показал, что наиболее вероятная форма светопроводящей жилы является эллипсом (Рисунок 7.29, а).

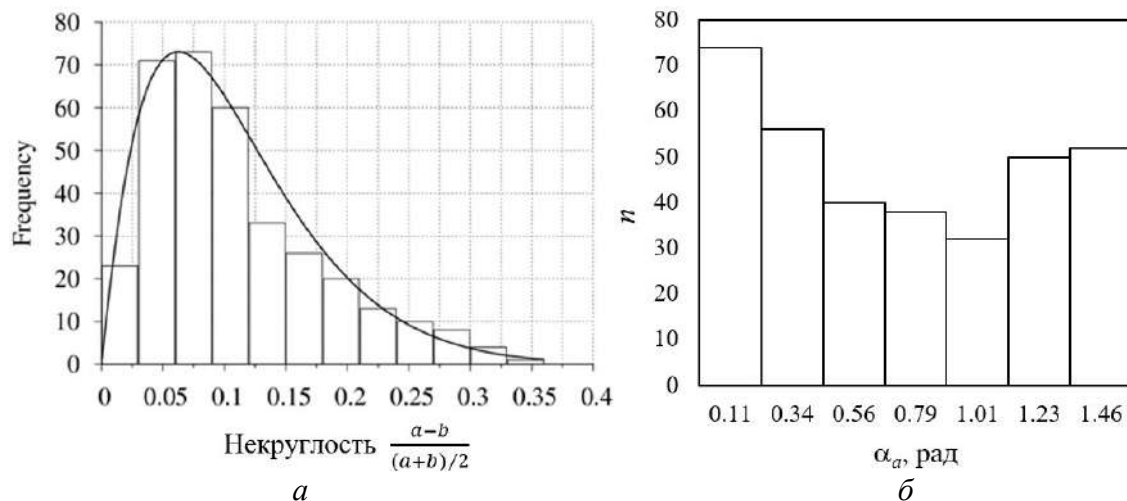


Рисунок 7.29 – Гистограммы характеризующие эллиптичность светопроводящей жилы:

$a$  – бета-распределение некруглости светопроводящей жилы  $e_{ж} = \frac{a-b}{(a+b)/2}$ ;

$b$  – гистограмма угла наклона большей оси  $\alpha_a$  к основной оси

Установлено, что двулучепреломление  $B$  обратно коррелирует с некруглостью сердцевинки ( $r_{B O_c} = -0.41$ ), что свидетельствует о том, что форма светопроводящей жилы и ориентация её главных осей также



существенно влияют на оптические характеристики волокна. Показано, что распределение угла поворота эллиптической жилы распределено неравномерно в рассматриваемом диапазоне значений от 0 до  $\pi/2$  (Рисунок 7.29, б).

Диаметры эллипса, описывающего светопроводящую жилу,  $a$  и  $b$  изменяются в пределах 20% соответственно по логнормальному закону и распределению Вейбулла (Рисунок 7.30).

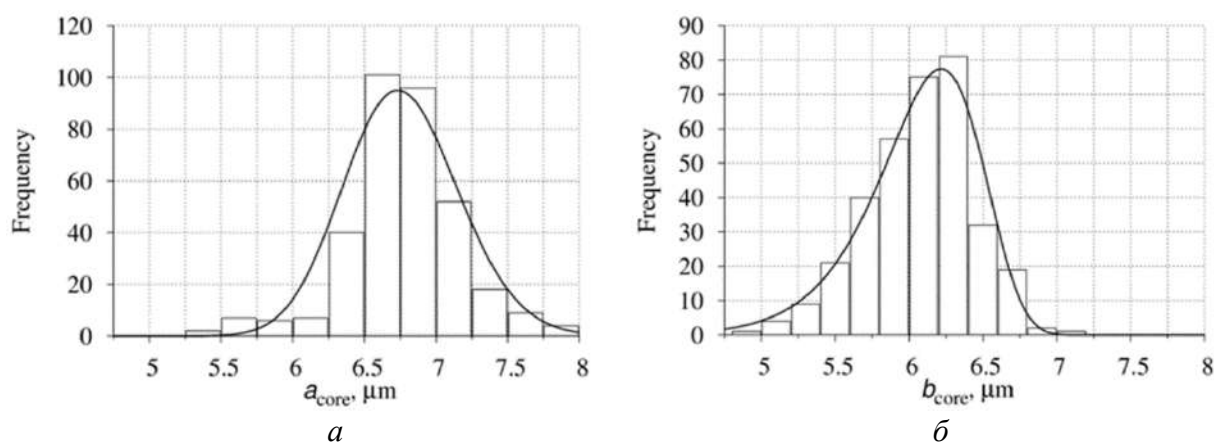


Рисунок 7.30 – Гистограммы распределений диаметров эллиптической светопроводящей жилы:  $a$  – логнормальное распределение большого диаметра светопроводящей жилы  $a_{core}$ ;  $b$  – распределение Вейбулла малого диаметра светопроводящей жилы  $b_{core}$

Более тщательный анализ данных об угле наклона эллиптической светопроводящей жилы к основной оси показал, что чем больше значение некруглости, тем выше вероятность, что угол поворота светопроводящей жилы будет близок к нулю (Рисунки 7.31, 7.32). В массиве данных по углу наклона эллиптической жилы выбирались и сравнивались между собой наборы данных с близкими к круговой форме сечения (Рисунок 7.31, а) и наборы с большой некруглостью (см. Рисунок 7.32). Установлено, что с увеличением в наборе данных относительного количества вариантов с большими значениями некруглости, распределение углов поворота светопроводящей жилы становится заметно неравномерным (Рисунки 7.32, а, б, в) и приближается к экспоненциальному распределению при рассмотрении набора вариантов, включающего только волокна с большой некруглостью светопроводящей жилы (Рисунок 7.32, в).

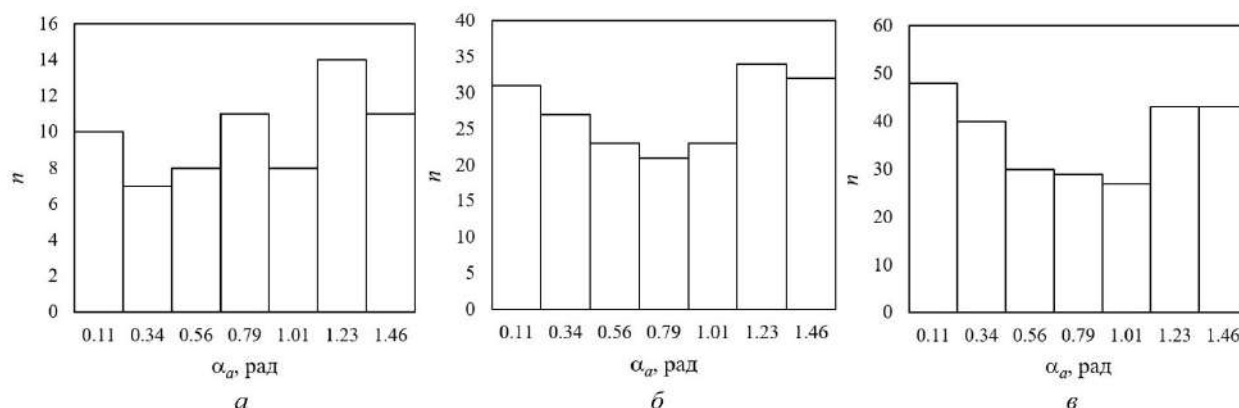


Рисунок 7.31 – Гистограммы угла поворота  $\alpha_a$  для выборки с параметром некруглость в диапазоне: (а) 0–0.05, 69 образцов; (б) 0–0.1, 191 образец; (в) 0–0.15, 260 образцов

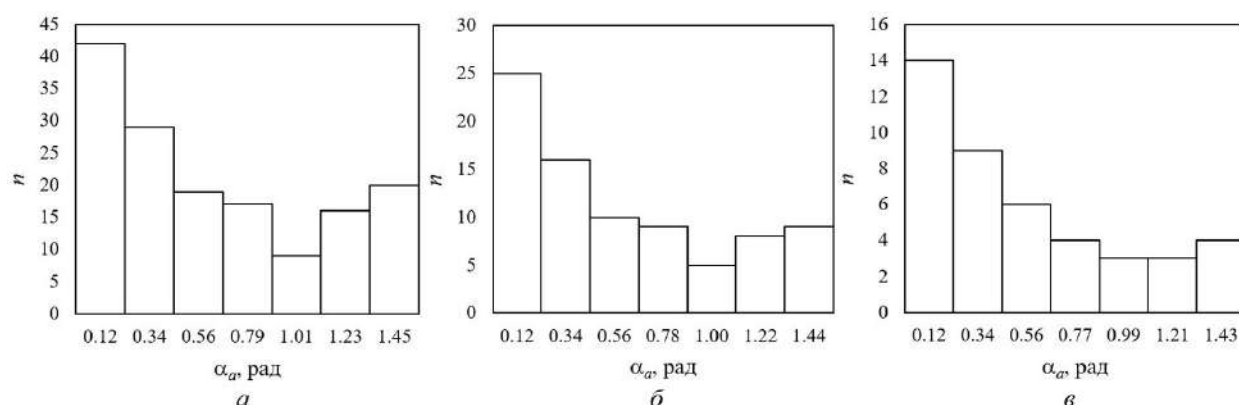


Рисунок 7.32 – Гистограммы угла поворота  $\alpha_a$  для выборки с параметром некруглость в диапазоне: (а) 0.1–0.33, 152 образца; (б) 0.15–0.33, 82 образца; (в) 0.2–0.33, 43 образца

Полученные данные демонстрируют, что наиболее вероятная форма светопроводящей жилы отличается от круга, математическое ожидание некруглости около 0.11. Значения некруглости жилы достигают 0.385, а соответствующий ей коэффициент эллиптичности 0.677 (отношение малого диаметра к большому). Отклонения диаметров от проектного значения могут превышать 20%. Результаты статобработки набора данных приведены в Таблице 7.1.

Таблица 7.1 – Результаты статистической обработки геометрических параметров светопроводящей жилы

Геометрические параметры	Распределение	Мат.ожидание М	Дисперсия, D
Некруглость $e_{ж} = \frac{a-b}{(a+b)/2}$	Бета	0.108763	0.092323
Большой диаметр $a_{core}$	Логнормальное	6.768359 мкм	0.154198 мкм
Малый диаметр $b_{core}$	Вейбулла	6.059643 мкм	0.128481 мкм

### 7.2.3 Численное исследование влияния несовершенств геометрии на остаточные напряжения и двулучепреломление

Рассмотрим задачу о формировании остаточных напряжений, возникающих в результате охлаждения волокна до температуры окружающей среды после вытяжки из заготовки, с учетом возможных несовершенств геометрии, установленных в реальных изделиях.

Ранее было показано, что при охлаждении волокна в процессе вытяжки при относительно небольших скоростях вытяжки температуры на поверхности и в центре волокна отличаются незначительно. В качестве закона, описывающего изменение температуры в волокне, использовалась полученная на производстве эмпирическая зависимость изменения температуры поверхности волокна, которая в численной модели была реализована с учетом гипотезы, что радиальные градиенты температур малы и поле температур однородно в поперечном сечении волокна (Рисунок 7.33).

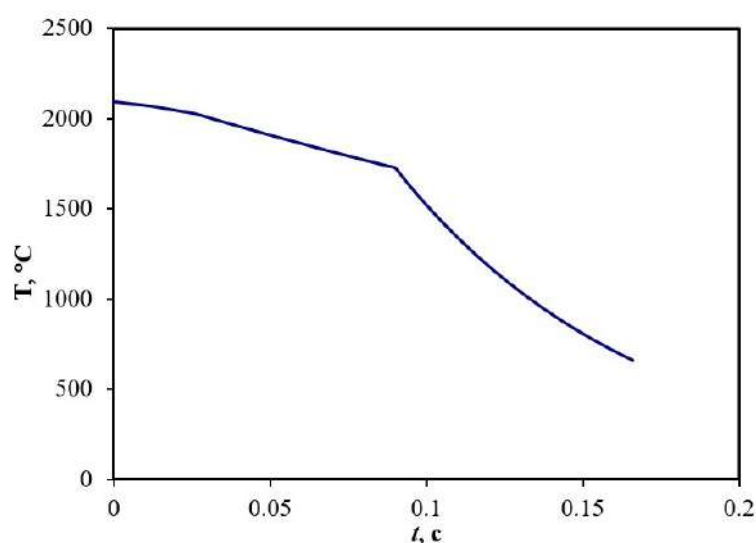


Рисунок 7.33 – Изменение температуры волокна в процессе охлаждения при вытяжке

Тогда задача о нахождении напряжённо-деформированного состояния волокна соответствует случаю обобщенной плоской деформации и аналогична постановке, описанной в подразд. 7.1.1. с граничными условиями вида (6.2.9).

В конечно-элементном пакете ANSYS был выполнен численный анализ остаточных напряжений, формирующихся в процессе изготовления

кварцевого оптического волокна типа «Панда», с учетом наблюдаемых отклонений геометрии реального волокна и его конструктивных элементов.

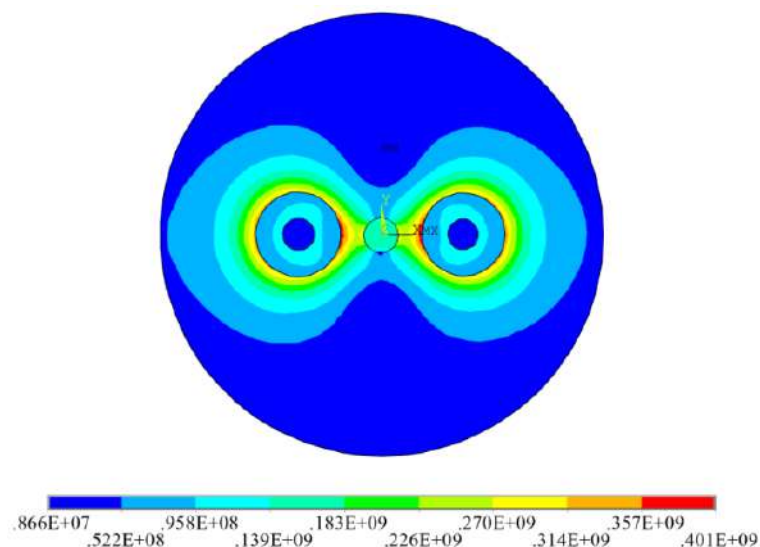


Рисунок 7.34 – Интенсивность напряжений  $\sigma_{II}$  в волокне проектной формы

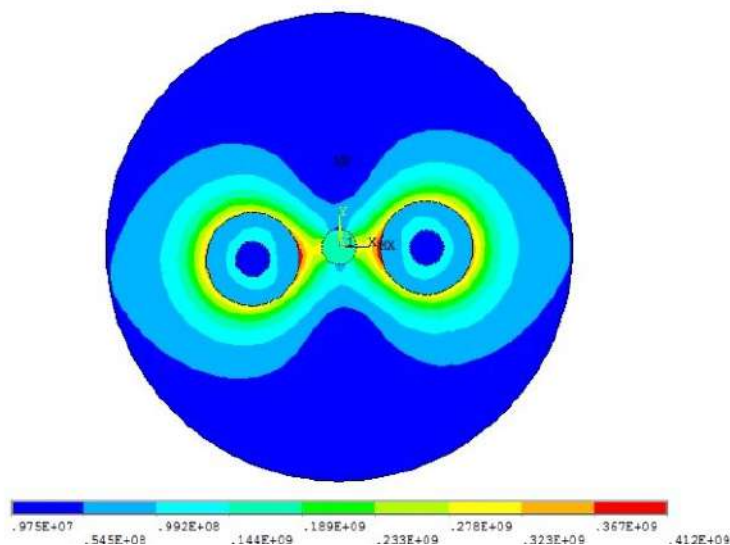


Рисунок 7.35 – Интенсивность напряжений  $\sigma_{II}$  в одном из вариантов реального волокна, имеющего отклонения геометрии от проектных значений

В результате вычислительных экспериментов выявлено, что при отклонении формы сечения волокна от проектной величины количественно напряжения изменяются незначительно. Так, например, на Рисунках 7.34, 7.35 приведены распределения интенсивностей напряжений при разных отклонениях формы геометрии, разница между максимальными значениями составляет не больше 3%. Однако при этом меняется качественное распределение напряжений по сечению, в том числе и в области

светопроводящей жилы, что влечёт за собой возможность изменения величины модового двулучепреломления  $B$ , которое вычисляется по формуле (7.1.6) [295].

Выполнены численные исследования напряженного состояния оптического волокна Panda и определены величины модового двулучепреломления при установленных наиболее вероятных разбросах диаметров силовых стержней  $D_1, D_2$  (Рисунок 7.36) и расстояний от центров стержней до центров волокна  $L_1$  и  $L_2$  (Рисунок 7.37).

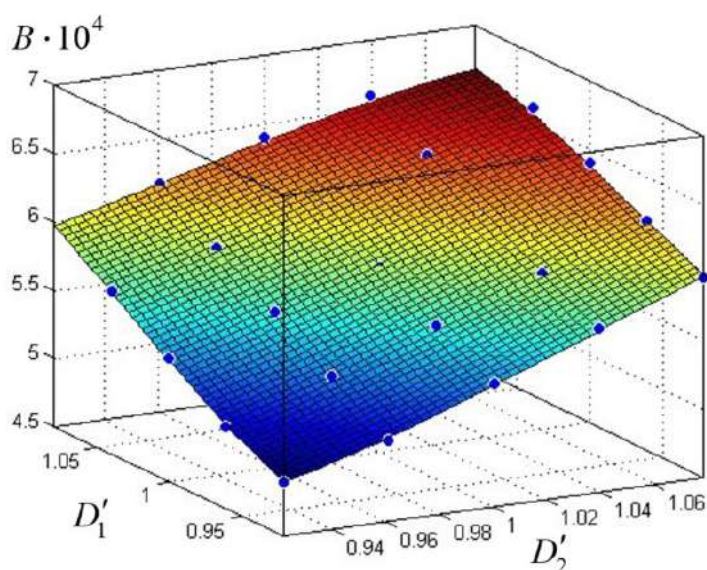


Рисунок 7.36 – Зависимость модового двулучепреломления световода  $B$  от значений диаметров силовых стержней  $D'_1$  и  $D'_2$

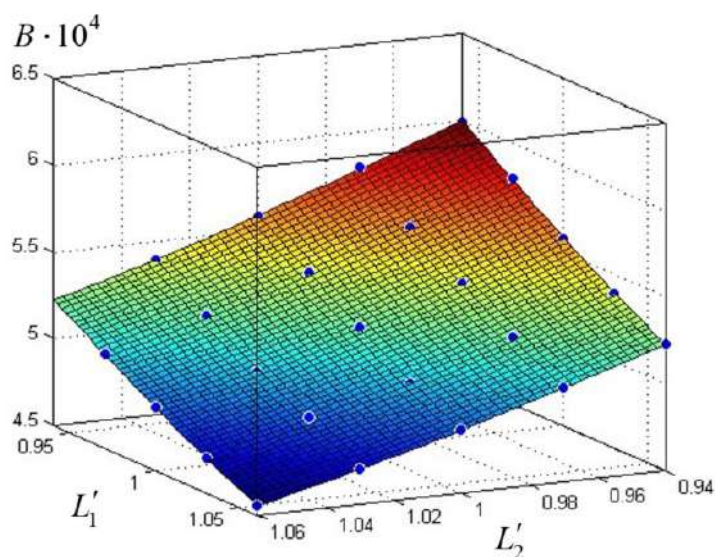


Рисунок 7.37 – Зависимость модового двулучепреломления световода  $B$  от расстояний от центров силовых стержней до центра волокна  $L'_1$  и  $L'_2$

Методом наименьших квадратов для дискретных зависимостей (см. Рисунки 7.36, 7.37) получены удобные в инженерных целях аппроксимирующие выражения поверхностей полными кубическими полиномами:

$$B(D'_1, D'_2) = b_{00} + b_{10}D'_1 + b_{01}D'_2 + b_{20}D_1'^2 + b_{11}D'_1D'_2 + b_{02}D_2'^2 + \\ + b_{30}D_1'^3 + b_{21}D_1'^2D'_2 + b_{12}D'_1D_2'^2 + b_{03}D_2'^3,$$

$$b_{00} = 0.03249, b_{10} = -3022, b_{01} = -3022, b_{20} = 1.178 \cdot 10^8,$$

$$b_{11} = 1.405 \cdot 10^8, b_{02} = 1.178 \cdot 10^8, b_{30} = -1.639 \cdot 10^{12},$$

$$b_{21} = -2.211 \cdot 10^{12}, b_{12} = -2.211 \cdot 10^{12}, b_{03} = -1.639 \cdot 10^{12};$$

$$B(L'_1, L'_2) = b_{00} + b_{10}L'_1 + b_{01}L'_2 + b_{20}L_1'^2 + b_{11}L'_1L'_2 + b_{02}L_2'^2 + \\ + b_{30}L_1'^3 + b_{21}L_1'^2L'_2 + b_{12}L'_1L_2'^2 + b_{03}L_2'^3,$$

$$b_{00} = 0.03924, b_{10} = 607.7, b_{01} = 607.7, b_{20} = 5.263 \cdot 10^7,$$

$$b_{11} = 7.931 \cdot 10^6, b_{02} = -5.263 \cdot 10^7, b_{30} = 1.28 \cdot 10^{12},$$

$$b_{21} = -7.839 \cdot 10^{10}, b_{12} = -7.839 \cdot 10^{10}, b_{03} = -1.28 \cdot 10^{10}.$$

Полученный нелинейный характер зависимости отражает установленную ранее экспериментально корреляционную зависимость, что увеличение диаметра силовых стержней при фиксированном положении их центра приводит к увеличению величины двулучепреломления, а увеличение расстояний от центров силовых стержней до центра волокна  $L_1$  и  $L_2$  приводит к уменьшению величины двулучепреломления. При этом разброс величины двулучепреломления при наблюдаемых отклонениях геометрии достигает 30%.

Также было исследовано влияние отклонений геометрии светопроводящей жилы от проектных значений. На Рисунке 7.38 приведена типичная картина распределения нормальных напряжений  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  в поперечном сечении светопроводящей жилы волокна для двух крайних значений угла поворота большой оси  $\alpha_a = 0$  и  $\alpha_a = \pi/2$  при максимальном зафиксированном в обработанной выборке значении некруглости  $e_{ж} = 0.385$ .

Установлено, что для варианта угла поворота большой оси эллипса  $\alpha_a = 0$  обеспечивается в среднем по сечению более высокий уровень разности нормальных напряжений (за счет относительно более близкого расположения силовых стержней), кроме того, распределение напряжений более однородно (за счет размещения всей жилы в более узком диапазоне расстояний).

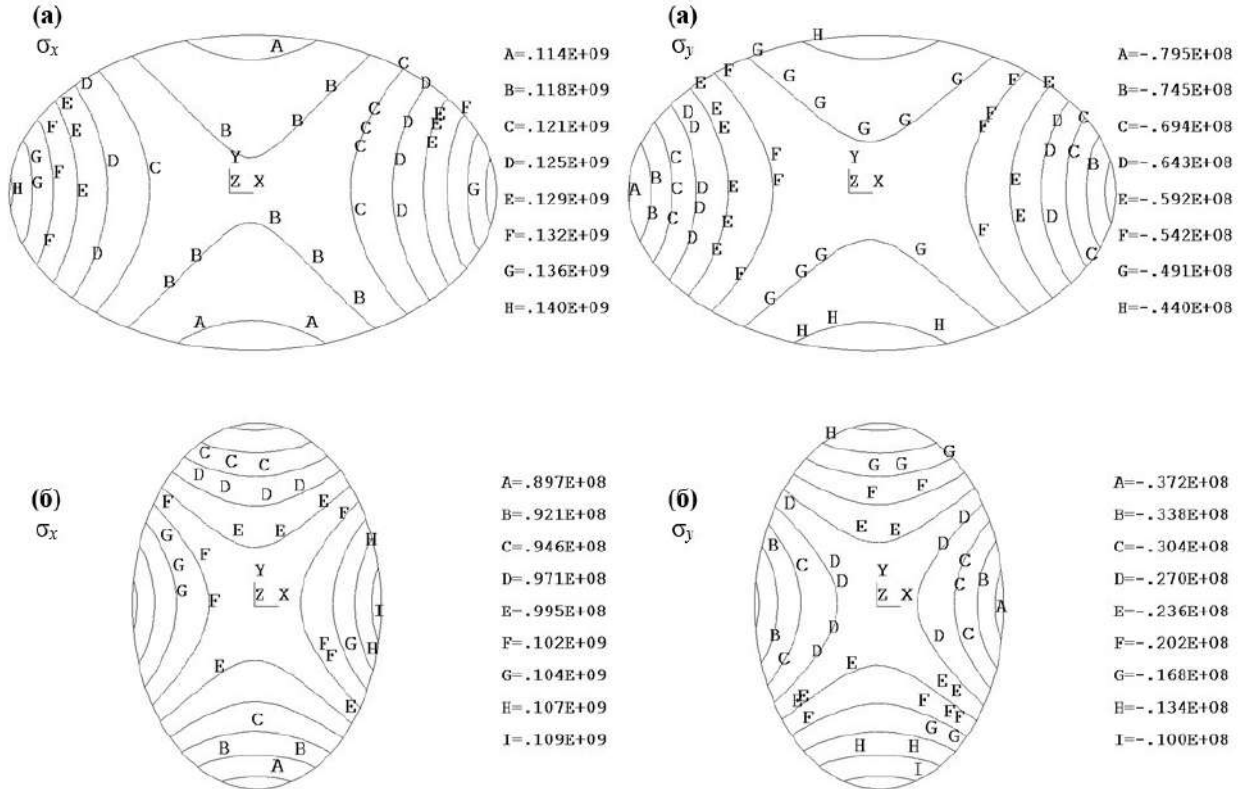


Рисунок 7.38 – Распределение нормальных напряжений  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  в поперечном сечении светопроводящей жилы волокна (некруглость  $e_{ж}= 0.385$ ) для двух вариантов угла наклона большой оси: (а)  $\alpha_a = 0$ ; (б)  $\alpha_a = \pi/2$

Анализ результатов численных экспериментов показал, что отклонения формы сечения светопроводящей жилы от проектной незначительно влияют на уровень напряженного состояния в волокне в целом. Разница между максимальными значениями интенсивностей напряжений при варьировании рассматриваемых отклонений геометрии жилы составила не более 2.5%. При этом в области самой светопроводящей жилы картина распределения напряжений меняется существенно, что влечёт за собой изменение величины модового двулучепреломления  $B$ .

Обобщением численных расчетов являются зависимости, представленные на Рисунке 7.39. Влияние на модовое двулучепреломление

ориентации большой оси эллиптической жилы со значением некруглости, равной 0.385, отражено на Рисунке 7.39, *а*. Видно, что при фиксированном положении и размерах силовых стержней более благоприятное поле напряжений и, следовательно, большая величина модового двулучепреломления реализуется в случае, когда угол  $\alpha_a=0$ . Наиболее неблагоприятная ориентация соответствует углу  $\alpha_a = \pi/2$ . Пунктирной линией на Рисунке 7.39, *а* изображена зависимость модового двулучепреломления от угла поворота жилы при значении некруглости  $e_{ж}=0$ , т.е. сечение жилы имеет проектную, круглую, форму. Как и ожидалось в случае симметричной круглой жилы от угла ее поворота ничего не меняется. Все остальные зависимости двулучепреломления от угла для прочих значений некруглости в диапазоне  $[0:0.385]$ , расположены между этими графиками, и пересекаются в точке  $\alpha_a = \pi/4$ .

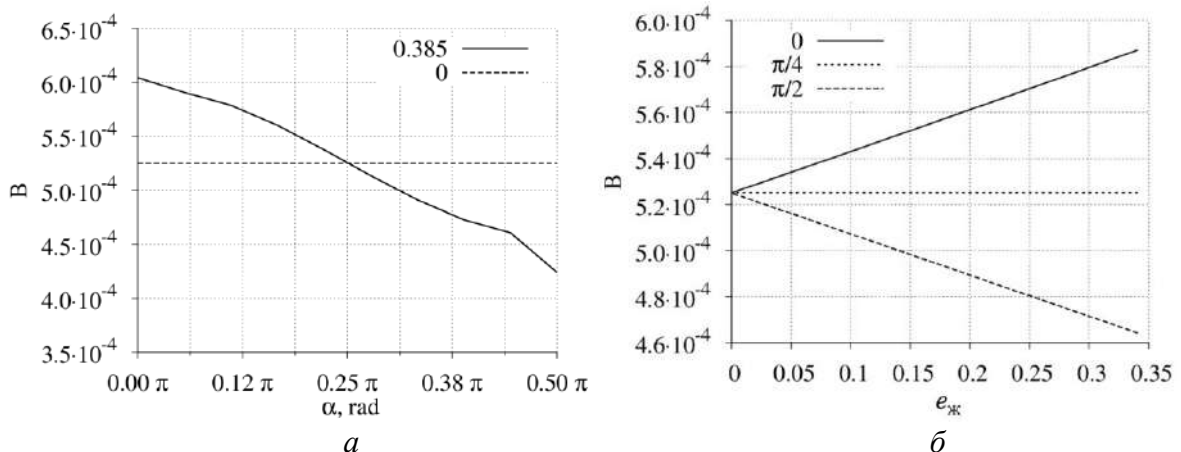


Рисунок 7.39 – Зависимость модового двулучепреломления  $V$  от несовершенств светопроводящей жилы: (*а*) – от угла наклона большой оси жилы для значений некруглости  $e_{ж} = \frac{a-b}{(a+b)/2}$ : 0 и 0.385; (*б*) – от некруглости для трех вариантов угла наклона  $\alpha_a$ : 0,  $\pi/4$ ,  $\pi/2$

Рисунок 7.39, *б* демонстрирует влияние на двулучепреломление степени эллиптичности жилы для трех случаев ориентации большой оси эллиптического сечения  $\alpha_a = 0$ ,  $\alpha_a = \pi/4$  и  $\alpha_a = \pi/2$ . В расчетах учитывалось, что изменение эллиптичности жилы не сопровождается изменением площади ее поперечного сечения. Видно, что при фиксированном положении и размерах силовых стержней в случае, когда угол  $\alpha_a = 0$ , увеличение



эллиптичности жилы ведет к увеличению двулучепреломления. Это происходит за счет уменьшения зазора между силовыми стержнями и жилой при увеличении размера большой оси эллипса (увеличения уровня напряжений) и одновременно за счет более однородного распределения напряжений вследствие размещения всей жилы в более узком диапазоне расстояний. Наоборот, в случае, когда угол  $\alpha_a = \pi/2$ , увеличение эллиптичности жилы ведет к уменьшению двулучепреломления наведенного остаточными напряжениями. Кроме того, как видно из Рисунка 7.39, б, при  $\alpha_a = \pi/4$  модовое двулучепреломление не зависит от значений некруглости в исследованном диапазоне [0:0.385] при фиксированном положении и размерах силовых стержней. Стоит отметить, что в случае эллиптичности светопроводящей жилы кроме двулучепреломления, обусловленного НДС, появляется также вклад в двулучепреломление за счет геометрического фактора [226; 231; 316], который в рамках этого исследования не учитывался.

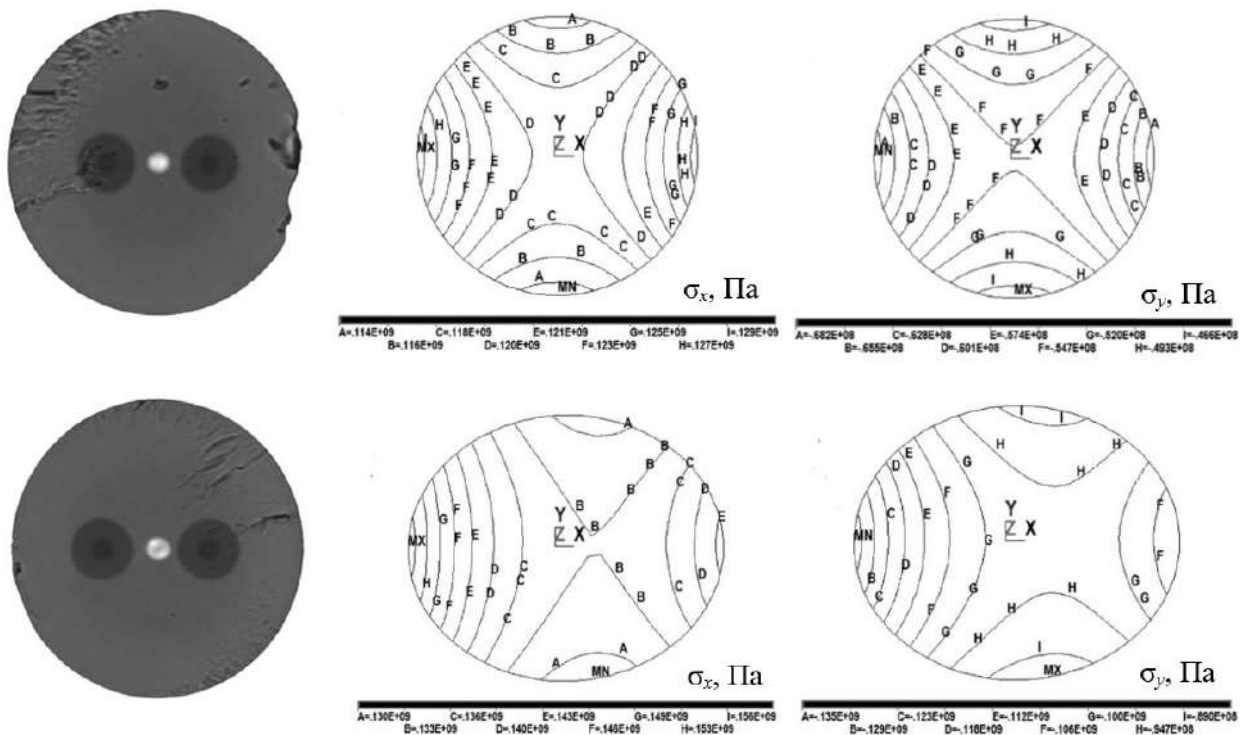


Рисунок 7.40 – Поля остаточных напряжений в светопроводящей жиле анизотропного волокна типа «Панда»: близкого к проектной геометрии (верхний ряд); с отклонениями от проектной геометрии (нижний ряд)

На Рисунке 7.40 приведены изолинии остаточных напряжений в светопроводящей жиле анизотропного оптического волокна типа «Панда» с геометрическими параметрами, близкими к проектным значениям (верхний ряд), и с существенными отклонениями (нижний ряд). Во втором волокне немного больше размеры силовых стержней, светопроводящая жила имеет отклонения от круговой формы и находится не по середине между силовыми стержнями, а размещена немного ближе к одному из них. В результате численного моделирования было установлено, что модовое двулучепреломление первого волокна составляет  $B = 5 \cdot 10^{-4}$ , а волокна с отклонениями геометрии  $B = 6.4 \cdot 10^{-4}$ , т.е. значительно выше проектного варианта. Таким образом, с точки зрения отдельных оптических характеристик отклонения геометрии от проектных значений не всегда приводят к ухудшению показателей. Вероятнее всего, у такого волокна будут более высокие потери за счет уменьшения расстояния между силовым стержнем и светопроводящей жилой, такая асимметрия может дать негативные эффекты при намотке, например, в катушке оптоволоконного гироскопа, но в других видах датчиков такие волокна вполне могут составить конкуренцию вариантам с проектной геометрией.

#### **7.2.4 Заключение**

В рамках проведенного исследования, методами статистического анализа обработаны данные измерений геометрических параметров готового волокна, установлены их законы распределения и определены наиболее вероятные варианты возможных отклонений формы от проектных значений. На основании корреляционного анализа выполнена оценка влияния параметров геометрии на оптические характеристики готового волокна. Методами численного анализа выполнены исследования влияния этих отклонений на остаточные напряжения в анизотропных оптических волокнах типа «Панда». Установлено, что наблюдаемые отклонения вызывают незначительные изменения уровня напряженного состояния, однако они

оказывают существенное влияние на оптические характеристики волокна, в том числе на модовое двулучепреломление, разброс которого в исследуемой выборке составил до 30%.

По результатам анализа отклонений также выполнено исследование влияния некруглости и ориентации светопроводящей жилы на величину модового двулучепреломления световода типа «Панда». Установлено, что для заданной некруглости сердцевины при фиксированном положении и размерах силовых стержней большее наведенное двулучепреломление реализуется в случае, когда ориентация большой оси эллипса совпадает с направлением расположения силовых стержней.

На основании вычислительного эксперимента показано, что отклонения геометрических параметров необходимо рассматривать в комплексе, так как они не всегда приводят к фатальному ухудшению оптических характеристик анизотропного волокна. Практика, когда на производстве отклонение хотя бы одного из рассматриваемых геометрических параметров за пределы допусков считается критическим, а партия такого волокна рискует быть отбракована, может быть пересмотрена по некоторым позициям.

### **7.2.5 Выводы**

1. Выполнено исследование реальной геометрии сечений оптических волокон типа «Панда», и установлены основные виды отклонений от проектного варианта исполнения, оказывающие влияние на его оптические характеристики.

2. Методами численного моделирования исследовано влияние несовершенства геометрии светопроводящей жилы и силовых стержней на уровень и распределение полей остаточных напряжений и связанных с ним оптических параметров.

3. Установлено, что наблюдаемые в реальных оптических волокнах отклонения геометрии незначительно влияют на уровень остаточных напряжений, приводя к увеличению максимальных значений до 3%, однако

чувствительность оптических характеристик к ним значительно выше, и линейная вариация модового двулучепреломления достигает уже 30%.

4. Показано, что отклонения геометрии от проектных значений не всегда приводят к ухудшению оптических характеристик анизотропного волокна и могут быть допустимыми в некоторых приложениях.

### 7.3 Верификация предложенных подходов на серии натуральных измерений модового двулучепреломления волокон типа «Панда»

В целях верификации описанной методики определения остаточных напряжений и связанных с ними оптических характеристик было выполнено сравнение данных численного моделирования и натурального эксперимента. В этих целях по микрофотографиям оптических волокон разной геометрии (Рисунок 7.41), как близкой к проектной геометрии, так и со значительными отклонениями, были построены конечно-элементные аналоги.

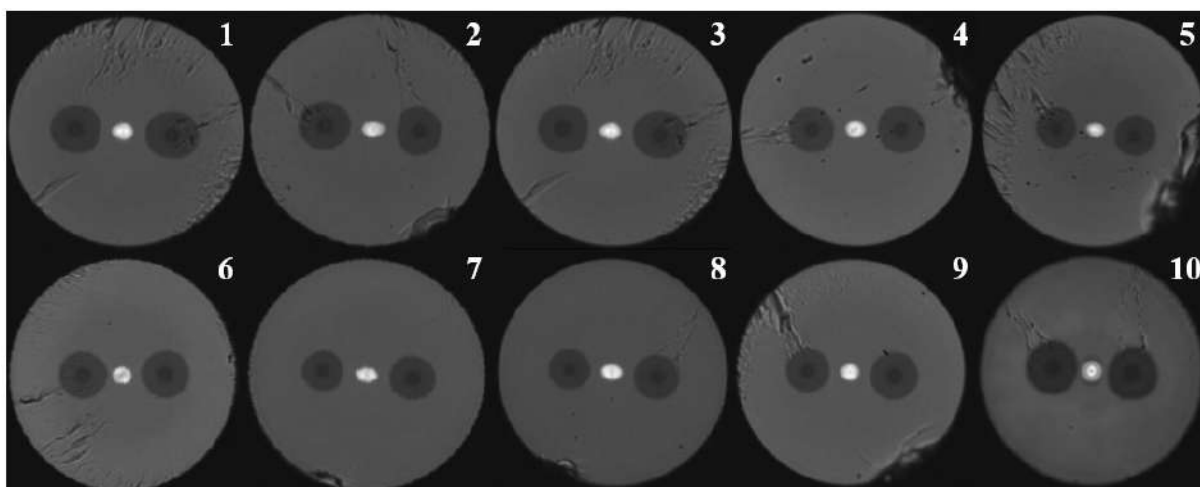
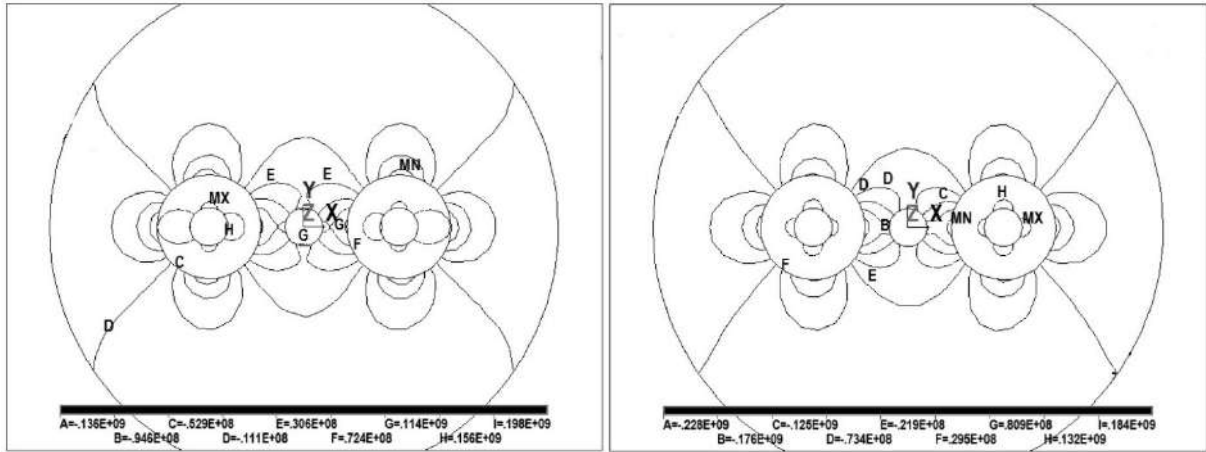


Рисунок 7.41 – Микрофотографии поперечного сечения образцов анизотропного волокна типа «Панда»

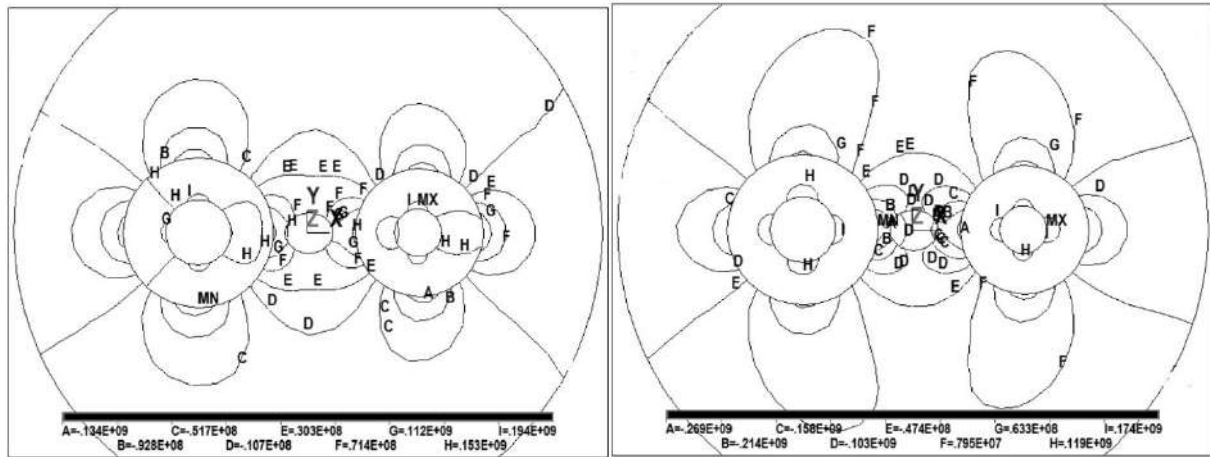
В рамках описанных в подразд. 7.1, 7.2 процедур получены поля остаточных напряжений. Характерные картины определенных численно полей остаточных напряжений в оптических волокнах «Панда» приведены на Рисунках 7.42, 7.43. Далее на основании соотношений (7.1.6) были рассчитаны значения модового двулучепреломления, которые сравнивались с измеренными на реальных волокнах (Рисунок 7.44, Таблица 7.2).



$\sigma_x$ , Па

$\sigma_y$ , Па

Рисунок 7.42 – Характерная картина изолиний полей остаточных напряжений  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  в анизотропном волокне типа «Панда» близком к проектной геометрии, образец №4



$\sigma_x$ , Па

$\sigma_y$ , Па

Рисунок 7.43 – Характерная картина изолиний полей остаточных напряжений  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  в волокне типа «Панда» с отклонениями от проектной геометрии, образец №8

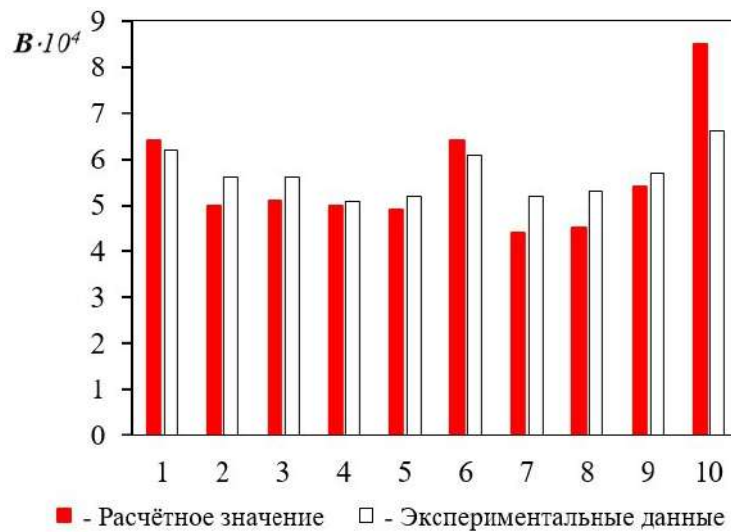


Рисунок 7.44 – Экспериментально измеренные и численно рассчитанные значения модового двулучепреломления  $B$  оптических волокон типа «Панда» с учетом их реальной геометрии

Таблица 7.2 – Результаты измерения и расчета значений модового двулучепреломления анизотропных волокон

№	$B_{\text{расч}} \cdot 10^4$	$B_{\text{эксп}} \cdot 10^4$	$\delta = (B_{\text{расч}} - B_{\text{эксп}}) / B_{\text{эксп}} \cdot 100\%$	Эллиптичность, $b/a$
1	6.4	6.2	3.23%	0.89
2	5.0	5.6	-10.71%	0.71
3	5.1	5.6	-8.93%	0.79
4	5.0	5.1	-1.96%	0.87
5	4.9	5.2	-5.77%	0.82
6	6.4	6.1	4.92%	0.89
7	4.4	5.2	-15.38%	0.68
8	4.5	5.3	-15.09%	0.76
9	5.4	5.7	-5.26%	0.91
10	8.5	6.6	28.21%	0.97

Результаты численного моделирования удовлетворительно согласуются с данными натуральных экспериментов для волокон, с геометрией как близкой к проектным значениям, так и с существенными геометрическими отклонениями (Рисунок 7.44). Значительно отличается результат только для образца №10, волокно компании Nufern, у которого, по всей видимости, несколько отличные состав стекла, конструкция волокна и технологические параметры вытяжки, данными по которым мы в полной мере не обладаем. Отклонения расчетных значений модового двулучепреломления остальных волокон от измеренного напрямую в эксперименте в среднем отличаются на 6.11%.

Анализ результатов, приведенных в Таблице 7.2, показывает, что отклонения расчетных значений от прямого измерения модового двулучепреломления выше для тех вариантов, где светопроводящая жила имеет большее отклонение от круга (значение эллиптичности меньше). Учитывая, что соотношения (7.1.6) описывают только наведенное двулучепреломление обусловленное реализующимся в светопроводящей жиле напряженно-деформированным состоянием, представленные в Таблице 7.2 расчетные значения двулучепреломления не учитывают вклада геометрии светопроводящей жилы, а известно, что полное модовое двулучепреломление анизотропных волокон состоит из нескольких компонент [231; 298]:

$$B_0 = B + B_g, \quad (7.3.1)$$

где  $B$  – модовое двулучепреломление наведенное напряжениями;  $B_g$  – двулучепреломление за счет оптической анизотропии, обусловленной геометрией светопроводящей жилы. Для волокон 2, 3, 7, 8 (см. Рисунок 7.41) такая добавка будет положительной, так как угол поворота  $\alpha_a \approx 0$ , т.е. быстрая и медленная оси эллиптической светопроводящей жилы и волокна типа «Панда» совпадают [244; 285]. Оценочный расчет значения модового двулучепреломления за счет эллиптичности светопроводящей жилы [210; 316] позволяет определить добавку, обусловленную ее геометрией в пределах  $B_g=0.3-0.4 \cdot 10^{-4}$ . С учетом этого отличие расчетных значений от эксперимента для волокон 2, 3, 7, 8 будет 4–9%.

Полученные результаты позволяют утверждать, что математическая модель и ее численная реализация дают возможность качественно и количественно верно описывать термомеханические процессы, происходящие в анизотропных оптических волокнах, с достаточной точностью определять оптические характеристики анизотропных оптических волокон, обусловленные напряженно-деформированным состоянием. Могут быть использованы для анализа данных измерения датчиков на основе анизотропных световодов в условиях различных термосиловых воздействий.

#### **7.4 Контактные задачи технологической механики специальных оптических волокон**

К специальным оптическим волокнам, используемым в составе различных измерительных комплексов, навигационных приборов на основе оптоволоконных гироскопов, систем мониторинга состояния строительных конструкций, предъявляются достаточно жесткие требования, связанные с условиями эксплуатации изделий в заданном диапазоне температур, силовыми и вибрационными воздействиями.

Анизотропное волокно в качестве чувствительного элемента различных датчиков работает в составе конструкций, и для адекватной интерпретации регистрируемых данных необходимо учитывать влияние на него других элементов в комплексе с различными действующими на него термосиловыми воздействиями. В качестве испытаний, имитирующих подобные воздействия на изделие на производстве, выполняют так называемую «технологическую пробу», в процессе которой готовое волокно в защитно-упрочняющем покрытии помещают в такие условия, при которых на него действуют изгиб, растяжение, контактное давление и температура, циклически меняющаяся в широком эксплуатационном диапазоне. В процессе испытания регистрируются оптические параметры, которые, как известно, связаны с полями внутренних напряжений и поэтому чувствительны к уровню и характеру контактного взаимодействия, к релаксационным процессам, происходящим в ЗУП, и т.д.

Как было показано ранее в Глава 4, внутренний слой ЗУП при комнатной температуре находится в высокоэластическом релаксационном состоянии, а при отрицательных температурах ниже  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$  переходит в застеклованное состояние с уменьшением податливости на три порядка (см. Рисунок 4.33). Внешний слой при комнатной температуре находится в застеклованном состоянии, а при температурах, близких к  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ , начинается релаксационный переход к высокоэластическому состоянию, при этих температурах в полимерах существенно сокращаются времена релаксации, на 2-3 порядка падает жесткость.

Как было показано в подразд. 7.2, еще одной причиной изменения оптических свойств может стать несовершенство технологических процессов, приводящее к отклонениям геометрических параметров конструктивных элементов от проектных значений [126; 159].

В связи с перечисленными факторами на заключительном этапе производства осуществляется контроль соответствия изделия различным



целевым параметрам. В рамках одного из таких испытаний волокно в ЗУП намотанное с натягом на алюминиевую катушку или свободно уложенное в бухту, подвергается термоциклированию, во время которого контролируются оптические характеристики. Влияние силовой намотки волокна на оправку без учета защитного покрытия и контакта было рассмотрено в работах [186; 219; 260; 357]. В статье [205] нами выполнялся анализ с учетом контактного воздействия на волокно в защитно-упрочняющем покрытии при комнатной температуре и без учета несовершенства геометрии анизотропного волокна, а в [276] представлено исследование с учетом всех перечисленных выше факторов.

#### ***7.4.1 Математическая постановка***

Как было показано ранее, оптическое волокно не всегда имеет идеальную форму, геометрия изделий имеет случайные несовершенства и зависит от множества факторов. Чаще всего значительное отклонение от проектных значений имеют координаты центров и диаметры силовых стержней, положение и эллиптичность светопроводящей жилы.

В подразд. 7.2 был проведен анализ несовершенств геометрии волокна типа «Панда» и дана оценка их влияния на НДС и оптические характеристики. Результаты данных исследований также приведены в работах [43; 123; 126; 159]. В указанных источниках рассматривались простые схемы нагружения, не учитывались комплексные варианты воздействий, включающие силовые, температурные, контактные, поэтому влияние защитно-упрочняющего покрытия не учитывалось.

В рамках этой главы представлено исследование влияния отклонения положения светопроводящей жилы от центра волокна, соотношения толщины слоев ЗУП, различные виды термосилового воздействия с учетом комплекса перечисленных выше факторов. Методами математического моделирования выполнен анализ эволюции НДС и оптических характеристик волокна в

описанных условиях. Схема и микрофотография поперечного сечения волокна «Панда» в защитно-упрочняющем покрытии приведена на Рисунке 7.45.

Материал световода в условиях технологической пробы ведет себя, как упругое тело, так как в диапазоне температур от  $-60$  до  $60$  °С характерные времена релаксации стекол очень большие. С другой стороны, для описания термомеханического поведения ЗУП необходимо использовать физические соотношения, предложенные в гл. 4, так как в указанном диапазоне температур в используемых полимерах происходят релаксационные переходы, существенно меняющие податливость материала и другие его свойства.

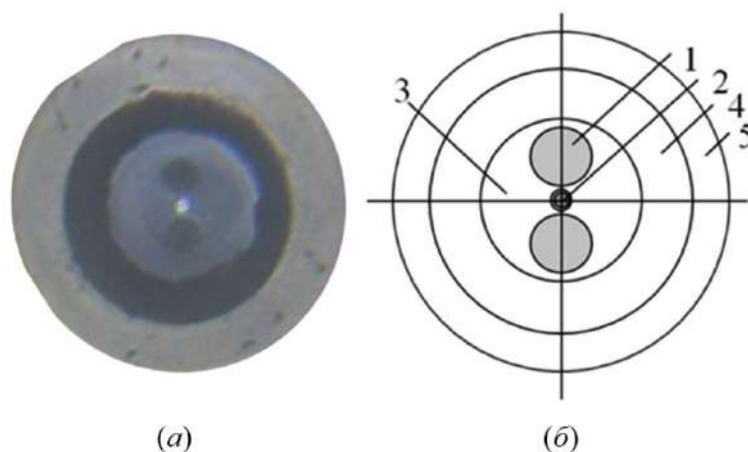


Рисунок 7.45 – Поперечное сечение волокна «Панда» в ЗУП: (а) – микрофотография; (б) – схема: 1 – силовой элемент; 2 – светопроводящая жила; 3 – основной материал (кварцевое стекло); 4 и 5 – внутренний и внешний ЗУП

Для исследования описанного взаимодействия анизотропного кварцевого волокна в двухслойном линейно-вязкоупругом полимерном защитно-упрочняющем покрытии с упругой цилиндрической оправкой в условиях однослойной силовой намотки была выполнена постановка краевой задачи контактного взаимодействия.

Оправка предполагается упругой и изотропной, волокно – упругим, изотропным, кусочно-однородным. ЗУП волокна состоит из двух полимерных материалов, свойства которых описывались в рамках линейной теории вязкоупругости с привлечением температурно-временной аналогии для учета влияния температуры на релаксационные свойства.

Принимая во внимание, что характерные значения диаметра анизотропного волокна в ЗУП 150–170 мкм, а диаметр оправки 1–10 см, можно систему «один слой волокна - цилиндрическая оправка» рассматривать в осесимметричной постановке (в действительности волокно наматывается под некоторым малым углом, величина которого определяется шагом намотки). Таким образом рассматривалось одиночное волокно в виде кольца с заданным натягом и сформированными полями остаточных технологических напряжений, мгновенно «надетое» на оправку.

Тогда система уравнений для решения квазистационарной задачи механики твердого тела с учетом вязкоупругости, температурной деформации, контактного взаимодействия, малости деформаций и несущественностью вклада массовых сил включает в себя уравнения равновесия, геометрические соотношения теории малых деформаций, граничные условия, записанные в цилиндрической системе координат с учетом осевой симметрии. Система уравнений дополнена условиями взаимодействия на поверхности контакта  $S_K$  двух тел, условные номера которых 1 и 2.

Таким образом, для решения задачи о формировании остаточных напряжений в волокне типа «Панда» после высокотемпературной вытяжки использованы подходы, описанные в подразд. 5.2, а математическая постановка задачи о технологической пробе включает в себя:

*уравнения равновесия*

$$\operatorname{div} \hat{\sigma} = \mathbf{0}, \quad \mathbf{x} \in V; \quad (7.4.1)$$

*геометрические соотношения Коши*

$$\hat{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T), \quad \mathbf{x} \in V; \quad (7.4.2)$$

в качестве физических соотношений для конструктивных элементов волокна из кварцевых стекол, использовался обобщенный закон Гука. Учитывая, что упругие характеристики кварцевого стекла в рассматриваемом диапазоне

эксплуатационных температур изменяются незначительно [86], была принята гипотеза, что они не зависят от температуры:

$$\hat{\sigma} = \lambda I_1(\hat{\varepsilon}) \hat{E} + 2G\hat{\varepsilon}, \mathbf{x} \in V, \quad (7.4.3)$$

где  $\lambda$ ,  $G$  – первый и второй коэффициенты Ламе;  $I_1(\hat{\varepsilon})$  – первый инвариант тензора деформаций;  $\hat{E}$  – единичный тензор.

В начальный момент времени тензор деформаций определяется напряженно-деформированным состоянием, сформированным в волокне после вытяжки, и деформациями, обусловленными изгибом и натягом:

$$\hat{\varepsilon}|_{t=0} = \hat{\varepsilon}_0^B + \hat{\varepsilon}_0^H + \hat{\varepsilon}_0^I, \mathbf{x} \in V, \quad (7.4.4)$$

где  $\hat{\varepsilon}_0^B$  – упругие остаточные деформации в волокне после высокотемпературной вытяжки;  $\hat{\varepsilon}_0^I$  – изгибные деформации волокна;  $\hat{\varepsilon}_0^H$  – деформации, обусловленные натяжением при намотке. Изгибные осевые деформации вычисляются с использованием гипотезы плоских сечений

$\varepsilon_{0z}^I = \frac{x_k}{R_{kat} + R_{zur}}$ , где  $x_k$  – расстояние от нейтрального сечения до  $k$ -го узла,

$R_{kat}$ ,  $R_{zur}$  – внешние радиусы катушки и ЗУП соответственно. Осевые деформации преднатяжения одинаковы для всех узлов волокна и ЗУП, их

предварительное значение рассчитывается из условия  $\varepsilon_{0z}^H \cdot \sum_{i=1}^{N_z} E_i S_i = F_H$ , где

$N_z$  – число зон с различными механическими свойствами (жила, стержень, кварц, ЗУП);  $E_i$ ,  $S_i$  – модуль Юнга и площадь  $i$ -й зоны,  $F_H$  – сила

преднатяжения. Отсюда  $\varepsilon_{0z}^H = F_H \cdot \left( \sum_{i=1}^{N_z} E_i S_i \right)^{-1}$ .

Для полимеров ЗУП использовались физические соотношения, соответствующие линейной вязкоупругой модели [142; 276] с аппроксимацией модуля релаксации суммой экспонент

$$\hat{\sigma} = B\Theta\hat{I} + 2\int_0^t G(t-\tau)d(\hat{\varepsilon}(\tau) - 1/3\Theta(\tau)\hat{I}), \mathbf{x} \in V, \quad (7.4.5)$$

где  $G(t)$  функция сдвиговой релаксации,

$$G(t) = G_0 \left[ C_\infty^G + \sum_{i=1}^{n_G} C_i^G \exp\left(-\frac{t}{\tau_i^G}\right) \right], \quad (7.4.6)$$

здесь  $G_0$  – мгновенный модуль;  $C_i^G$  – экспериментальные коэффициенты;  $n_G$  – количество членов экспоненциального ряда;  $\tau_i^G$  – спектр времен релаксации. Для учета влияния температуры на свойства материала используется температурно-временная аналогия, для вычисления приведенных времен применяется уравнение температурно-временного сдвига Вильямса–Ланделла–Ферри

$$\tau_i(T) = \frac{\tau_i(T_r)}{A(T, T_r)}, \quad (7.4.7)$$

$$\log A(T, T_r) = \frac{C_1(T - T_r)}{C_2 + (T - T_r)}; \quad (7.4.8)$$

*граничные условия в перемещениях*

$$\mathbf{u} = \mathbf{U}, \mathbf{x} \in S_u \quad (7.4.9)$$

*и напряжениях*

$$\hat{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{P}, \mathbf{x} \in S_\sigma, \quad (7.4.10)$$

где  $S_u$ ,  $S_\sigma$  – границы с заданными перемещениями и нагрузками соответственно.

На контактной поверхности выполняются условия непроникновения одного тела в другое:

$$g^{(1)} = \min_{\mathbf{x}^{(2)} \in S^{(2)}} (\mathbf{x}_0^{(1)} + \mathbf{u}^{(1)} - \mathbf{x}_0^{(2)} - \mathbf{u}^{(2)}) \cdot \mathbf{n}^{(1)} \geq 0, \mathbf{x}^{(1)} \in S^{(1)}, \quad (7.4.11)$$

где (1), (2) – индексы контактирующих тел;  $S^{(1)}$ ,  $S^{(2)}$  – поверхности тела (1) и (2) соответственно;  $g^{(1)}$  – зазор между точкой  $\mathbf{x}^{(1)}$  и телом (2),

$\mathbf{n}^{(1)}$  – направление внешней нормали из точки на поверхности  $S^{(2)}$  к границе тела (1).

При контакте взаимодействие двух поверхностей без учета трения на поверхности контакта  $S_K$  запишем в виде:

$$\begin{aligned} (\mathbf{x}_0^{(1)} + \mathbf{u}^{(1)} - \mathbf{x}_0^{(2)} - \mathbf{u}^{(2)}) \cdot \mathbf{n}^{(1)} &= 0, \mathbf{x} \in S_K, \\ \sigma_n^{(1)} = \sigma_n^{(2)} &\leq 0, \mathbf{x} \in S_K, \\ \sigma_\tau^{(1)} = \sigma_\tau^{(2)} &= 0, \mathbf{x} \in S_K, \end{aligned} \quad (7.4.12)$$

где  $\sigma_n^{(1)}$  и  $\sigma_n^{(2)}$  – нормальные напряжения, а  $\sigma_\tau^{(1)}$  и  $\sigma_\tau^{(2)}$  – касательные напряжения на границах тел (1) и (2) соответственно.

*При отсутствии контакта*

$$g^{(1)} = \min_{\mathbf{x}^{(2)} \in S^{(2)}} (\mathbf{x}_0^{(1)} + \mathbf{u}^{(1)} - \mathbf{x}_0^{(2)} - \mathbf{u}^{(2)}) \cdot \mathbf{n}^{(1)} > 0, \mathbf{x}^{(1)} \in S^{(1)}. \quad (7.4.13)$$

Численная реализация была выполнена методом конечных элементов. На первом этапе по методике, изложенной в подразд. 7.1, 7.2, были определены поля остаточных напряжений, формирующиеся в волокне в процессе высокотемпературной вытяжки. Затем в постановке (7.4.1)–(7.4.13) решалась краевая контактная задача термомеханики анизотропных оптических волокон в полимерном ЗУП в условиях термосилового воздействия.

#### **7.4.2 Эволюция полей остаточных напряжений с учетом ЗУП в условиях термосилового воздействия**

В качестве первой задачи рассмотрено влияние отклонений положения светопроводящей жилы по оси  $Ox$  в пределах  $\Delta h_x = \pm 4$  мкм и по оси  $Oy$  в пределах  $\Delta h_y = \pm 4$  мкм в условиях технологической пробы. Исследовано влияние термосилового воздействия на напряженно-деформированное состояние в анизотропном волокне и на его оптические характеристики при однорядной силовой намотке на алюминиевую катушку, с учетом перечисленных во введении факторов, в том числе релаксационных

процессов, протекающих в полимерных защитно-упрочняющих покрытиях при циклическом изменении температуры по заданному закону в диапазоне  $-60...+60$  °С (Рисунок 7.46) и отклонений центра светопроводящей жилы от центра волокна.

Расчетная схема контактного взаимодействия катушки и волокна приведена на Рисунке 7.47. На первом этапе были получены поля остаточных напряжений, которые использованы на втором этапе в качестве начальных условий.

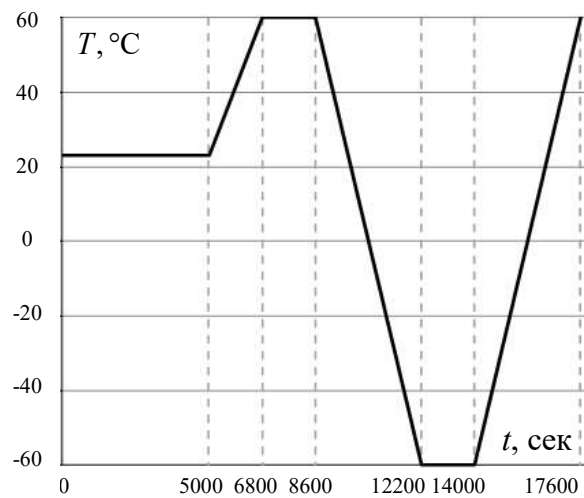


Рисунок 7.46 – Цикл изменения температуры

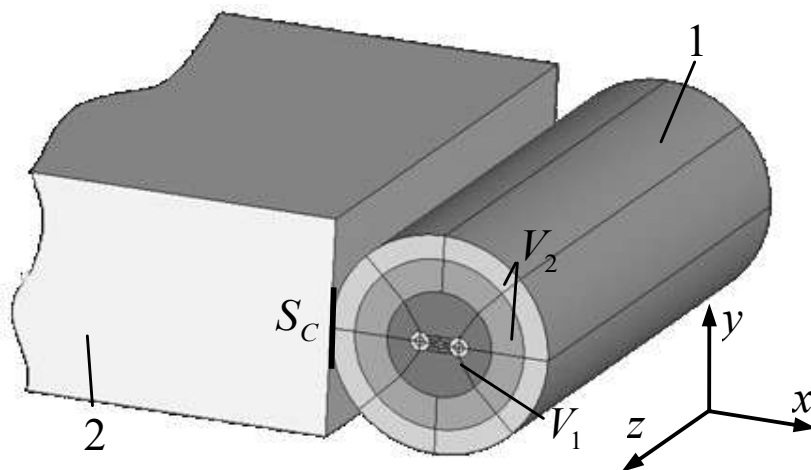


Рисунок 7.47 – Расчетная схема: 1 – оптическое волокно типа «Панда» в ЗУП; 2 – алюминиевая катушка;  $V_1$  – объем кварцевого волокна;  $V_2$  – объем полимеров ЗУП;  $S_C$  – контактная поверхность

Характерные эпюры остаточных напряжений после вытяжки в сечении, проходящем через центры силовых стержней для двух вариантов волокна, приведены на Рисунке 7.48.

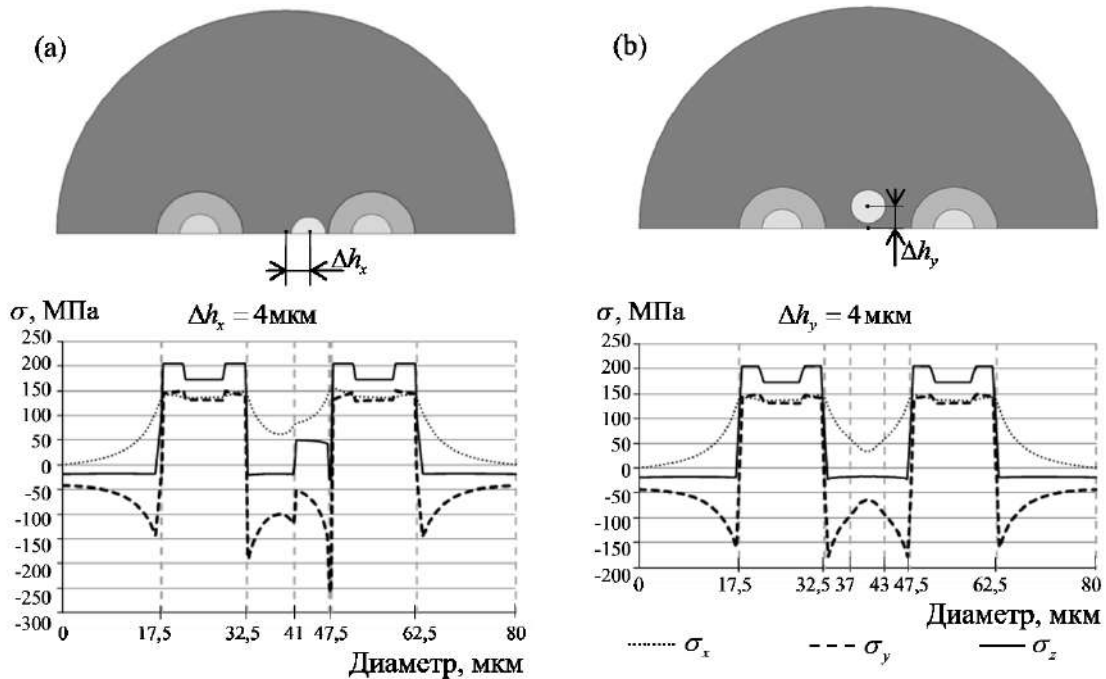


Рисунок 7.48. Характерные эпюры остаточных напряжений в анизотропном волокне после вытяжки в сечении, проходящем через центры силовых стержней, при отклонении положения светопроводящей жилы: (a)  $\Delta h_x = 4 \text{ мкм}$ ; (b)  $\Delta h_y = 4 \text{ мкм}$

На втором этапе были получены зависимости компонент тензора напряжений от времени, в условиях технологической пробы и изменения температуры по приведенному на Рисунке 7.46 термоциклу. Кривые, иллюстрирующие эволюцию компонент тензора напряжений в центре светопроводящей жилы для двух вариантов геометрии волокна, намотанных с натягом ( $F_n = 0.2 \text{ Н}$ ) на катушки радиусом 50 мм и 10 мм, приведены на Рисунке 7.49. Видно, что наибольшее влияние изменение температуры оказывает на  $\sigma_z$ . При нагреве катушки радиусом 50 мм до  $60 \text{ }^\circ\text{C}$  максимальное значение  $\sigma_z$  в центре светопроводящей жилы увеличивается более чем в 1.6 раза, достигая 142–145 МПа, а при дальнейшем охлаждении до  $-60 \text{ }^\circ\text{C}$  уменьшается до 40 МПа, а изменение  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  не превышает 20%. На Рисунке 7.49, b при намотке волокна на катушку радиусом 10 мм наблюдаются характерные нелинейные участки в районе 6800–8600 секунд (выдержка при



+60°C), соответствующие релаксационным процессам во внешнем защитно-упрочняющем покрытии, которое при нагреве размягчается.

При смещении по оси  $Oy$  светопроводящая жила выходит из линии, соединяющей центры силовых стержней, поэтому влияние силовых стержней на НДС в светопроводящей жиле снижается и уровень остаточных напряжений в ней падает. При смещении по оси  $Ox$  светопроводящая жила становится ближе к одному из силовых стержней, поэтому влияние этого силового стержня на НДС в ней растет и приводит к асимметричности распределения напряжений по сечению светопроводящей жилы.

Эволюция компоненты  $\sigma_x$  при смещениях по обеим осям и  $\sigma_y$  при смещении по оси  $Ox$  не зависят от радиуса катушки.

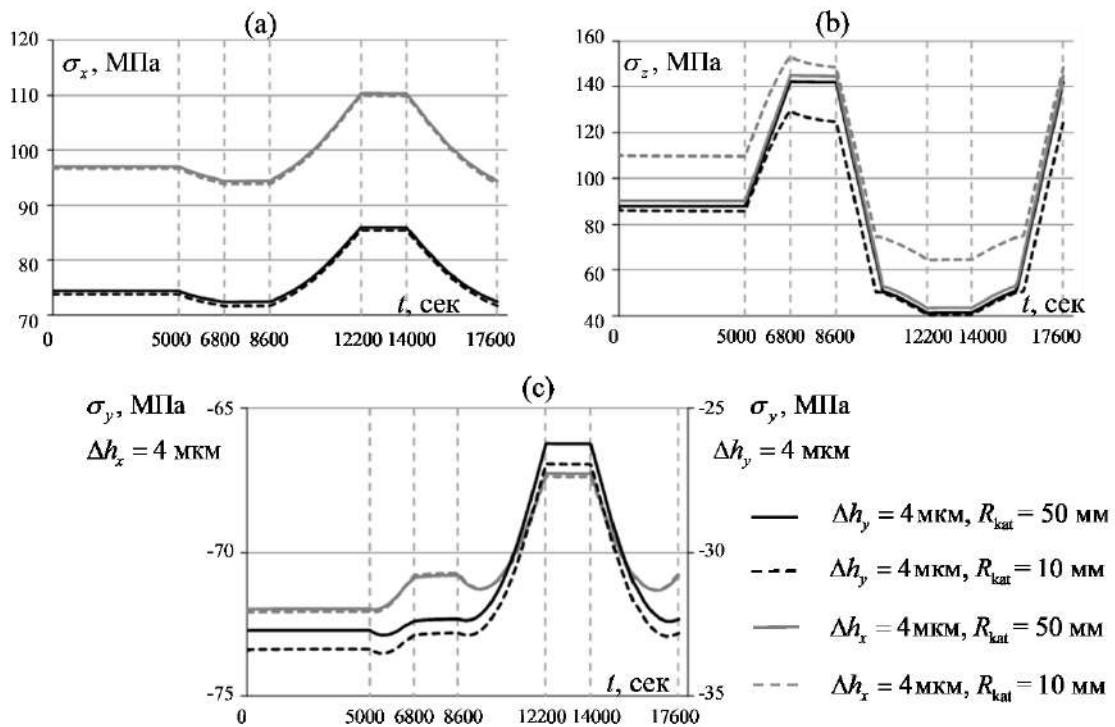


Рисунок 7.49 – Эволюция компонент тензора напряжений в центре светопроводящей жилы ( $F_H = 0.2 \text{ Н}$ ): (a) –  $\sigma_x$ ; (b) –  $\sigma_z$ ; (c) –  $\sigma_y$

На Рисунке 7.50 приведены графики, описывающие эволюцию контактного давления от температуры, для двух вариантов радиуса катушки и силы натяжения волокна при намотке на катушку  $F_H = 0.2 \text{ Н}$  и  $F_H = 0.02 \text{ Н}$ . Анализ результатов позволяет сделать вывод, что при отрицательных температурах контактное давление снижается до 0, что говорит о том, что

происходит «разрыв» контакта. Характерные нелинейные участки в районе 5000–6800 и 6800–8600 секунд соответствуют релаксационным процессам в первичном защитно-упрочняющем покрытии, податливость которого при нагреве кратно увеличивается, а характерные времена релаксации снижаются. Для катушки радиусом 50 мм и усилия натяга  $F_H = 0.02$  Н температура, соответствующая разрыву контакта, равна  $19$  °С и  $-2$  °С при  $F_H = 0.2$  Н, для катушки 10 мм и усилия натяга  $F_H = 0.2$  Н –  $7$  °С. Установлено, что чем больше сила натяга и радиус катушки, тем ниже температура, при которой происходит разрыв контакта.

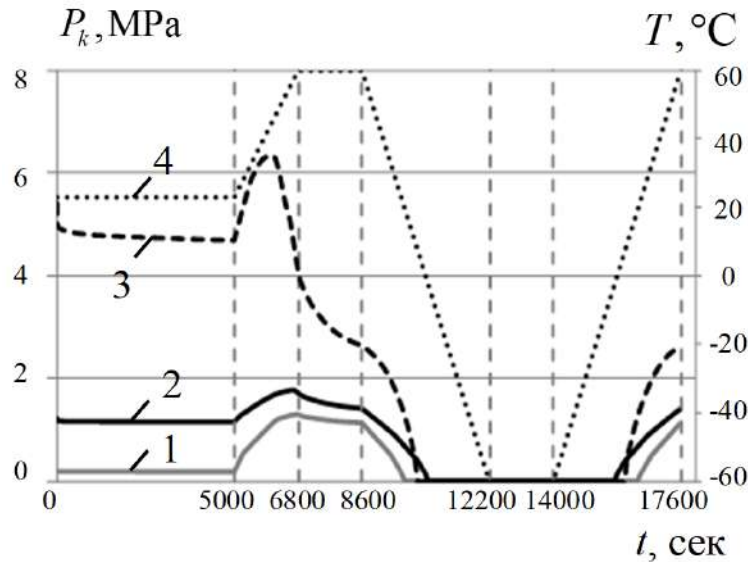


Рисунок 7.50 – Эволюция контактного давления: (1) –  $F_H = 0.02$  Н,  $R_{kat} = 50$  мм; (2) –  $F_H = 0.2$  Н,  $R_{kat} = 50$  мм; (3) –  $F_H = 0.2$  Н,  $R_{kat} = 10$  мм; (4) – изменение температуры

Были численно получены зависимости показателя преломления и модового двулучепреломления от отклонений геометрии волокна и температуры, с использованием известных соотношений [158; 355; 372], связывающих компоненты тензора напряжений с оптическими характеристиками:

$$\Delta n_x = C_1 \sigma_x + C_2 (\sigma_y + \sigma_z), \quad (7.4.14)$$

$$\Delta n_y = C_1 \sigma_y + C_2 (\sigma_x + \sigma_z), \quad (7.4.15)$$

$$B_m = \Delta n_x - \Delta n_y, \quad (7.4.16)$$

$$B = \frac{(C_1 - C_2) \int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} (\sigma_x(r, \varphi) - \sigma_y(r, \varphi)) |E_M(r, \varphi)|^2 r dr d\varphi}{\int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} |E_M(r, \varphi)|^2 r dr d\varphi}, \quad (7.4.17)$$

где  $C_1 = -6.5 \cdot 10^{-13} \text{ Па}^{-1}$ ,  $C_2 = -4.22 \cdot 10^{-12} \text{ Па}^{-1}$  – коэффициенты фотоупругости;  $E_M$  – распределение интенсивности основной моды, использовано равномерное распределение  $E_M(r, \varphi) = E_0$ ;  $B_M$  – материальное двулучепреломление;  $B$  – модовое двулучепреломление;  $\Delta n_x$  и  $\Delta n_y$  – приращения показателя преломления света, вызванные напряженно-деформированным состоянием.

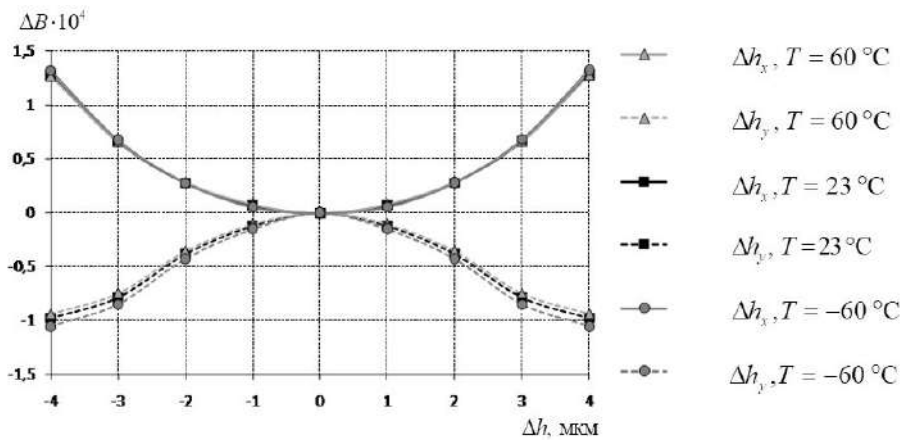


Рисунок 7.51 – Зависимость отклонения двулучепреломления от  $\Delta h$  – смещения светопроводящей жилы волокна при  $R_{kat}=50 \text{ мм}$

На Рисунке 7.51 приведена полученная по формулам (7.4.14)–(7.4.17) зависимость  $\Delta B = B' - B_0$  от  $\Delta h_x$  и  $\Delta h_y$  при разных значениях температуры, где  $B'$ ,  $B_0$  – модовое двулучепреломление волокна с отклонением геометрических параметров и с проектной формой соответственно. В результате анализа полученных данных установлено, что волокно с отклонением светопроводящей жилы по оси  $Oy$  чувствительнее к изменению температуры, о чем свидетельствует больший разброс кривых на Рисунке 7.51, который растет с увеличением отклонения  $\Delta h_y$ ; также можно сделать вывод, что чем больше отклонение геометрии волокна, тем большее влияние на его оптические характеристики оказывает изменение температуры в условиях рассматриваемой технологической пробы.

### 7.4.3 Влияние толщины ЗУП на НДС и оптические характеристики анизотропного оптического волокна

Наиболее распространённой схемой организации защитно-упрочняющего покрытия анизотропного оптического волокна типа «Панда» является двухслойное УФ-отверждаемое полимерное покрытие. При вытяжке на стеклянное волокно в два этапа наносят два разных акрилатных полимера (Рисунок 7.52). Толщина отдельного слоя зависит от диаметра фильеры с компаундом, его температуры при нанесении, вязкости и скорости вытяжки. Известно, что в зависимости от толщины слоев ЗУП может значительно отличаться картина эволюции НДС в волокне в условиях термоцикла, а следовательно, и оптические характеристики оптоволокна, и чувствительность датчиков на его основе. Так, в работах [306; 368] показано, что чувствительность анизотропных волокон к изменению температуры можно как увеличить, так и практически свести к нулю за счет выбора материалов покрытия и его толщины.

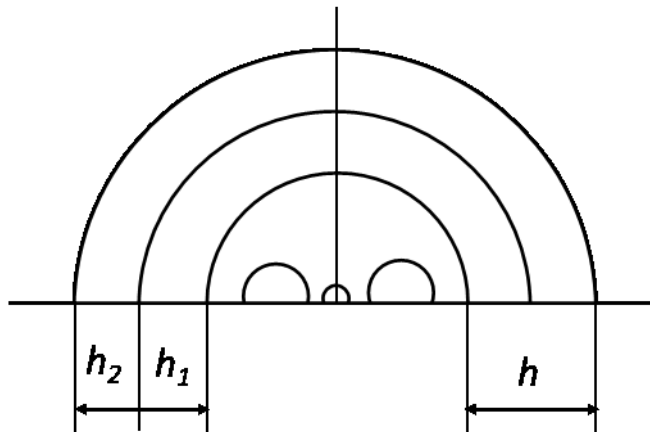


Рисунок 7.52 – Поперечное сечение анизотропного оптического волокна типа «Панда»:  $h_1$ ,  $h_2$  – толщина первого и второго слоев;  $h$  – толщина всего ЗУП

Таким образом, в зависимости от цели использования анизотропного оптического волокна необходимо подбирать рациональную конструкцию ЗУП. При этом покрытие должно выполнять свои непосредственные функциональные задачи: первичное (внутреннее) защитное покрытие наносится на поверхность волокна и играет роль буферной мягкой прослойки.

Оно предназначено для защиты оптоволокна от силовых воздействий (изгиб, поперечная сосредоточенная или распределенная нагрузка и др.). При комнатной температуре это покрытие находится в высокоэластичном релаксационном состоянии. Для защиты первичного покрытия от механических воздействий используют второй, более жесткий слой, который при комнатной температуре находится в застеклованном состоянии.

Защитно-упрочняющее покрытие для оптического волокна должно выполнять свои функции в широком диапазоне температур  $-60...+60$  °С. В рамках исследования термомеханического поведения полимеров покрытия в указанном диапазоне было установлено, что в рассматриваемый диапазон изменения температур частично попадают релаксационные переходы в обоих слоях ЗУП (см. Рисунок 4.4). Так, внешний ЗУП из DeSolite DS-2015 имеет релаксационный переход в диапазоне температур от 10 до 90 °С, переходя при нагреве из застеклованного состояния в высокоэластичное, а внутренний ЗУП из полимера DeSolite 152A-3471 – в диапазоне температур от  $-70$  до  $-40$  °С, переходя при охлаждении из высокоэластичного в застеклованное состояние. Принимая во внимание достаточно широкий температурный диапазон релаксационных переходов, можно предположить, что в условиях термосилового нагружения конструкций из такого волокна возможно активное протекание релаксационных процессов и развитие деформаций ползучести, оказывающих влияние на НДС и оптические характеристики волокна.

Как было показано ранее, чем меньше радиус катушки, на которую наматывается волокно, тем большее влияние оказывают условия технологической пробы на НДС и оптические характеристики в волокне. Поэтому для более яркой иллюстрации эффектов, возникающих в волокне, рассматривается катушка радиусом  $R_{kat} = 5$  мм. В качестве варьируемых параметров были приняты толщины защитно-упрочняющих покрытий  $h_1$  и  $h_2$ .

За эталонные размеры приняты  $h_1=25$  мкм и  $h_2=18.5$  мкм. Остальные параметры волокна не варьировались.

Была принята гипотеза, что температура изменяется равномерно по всему объему волокна и катушки, так как скорости нагрева и охлаждения в термоцикле невелики.

Для выявления релаксационных процессов, проходящих в ЗУП, было рассмотрено два цикла нагружения с выдержкой при комнатной температуре после второго раунда изменения температуры (Рисунок 7.53).

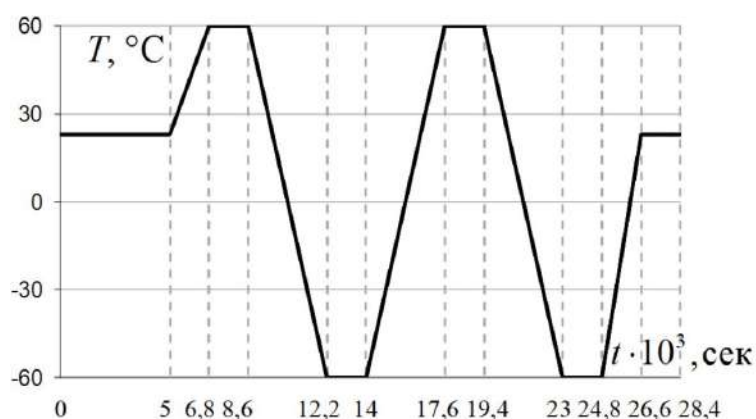


Рисунок 7.53 – График изменения температуры в термоцикле

Аналогично описанному в подразд. 7.4.2 алгоритму на первом этапе были определены поля остаточных напряжений, формирующиеся в волокне в процессе высокотемпературной вытяжки, далее на основе построенной численной модели были получены зависимости, описывающие эволюцию полей технологических напряжений в волокне в условиях технологической пробы.

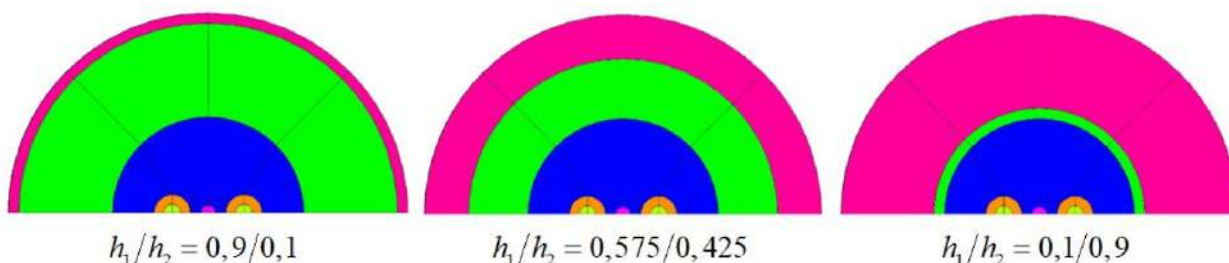


Рисунок 7.54 – Анизотропное волокно «Панда» с некоторыми соотношениями внутреннего и внешнего ЗУП

Было рассмотрено несколько вариантов соотношений внутреннего ЗУП (толщина  $h_1$ ) к внешнему ЗУП (толщина  $h_2$ ), общая толщина покрытия

составляла  $h = 43.5$  мкм. На Рисунке 7.54 представлены стандартный и два граничных варианта рассматриваемых толщин ЗУП.

Методами численного моделирования исследовались зависимости от времени компонентов тензора напряжений в условиях изменения температуры по термоциклу, приведенному на Рисунке 7.53. Напряженное состояние в волокне в существенной части определяется контактным взаимодействием с катушкой, на которую оно намотано. На Рисунке 7.55 представлены кривые, описывающие эволюцию контактного давления  $P_k$  на границе контакта «волокно-оправка» для разных вариантов соотношения толщины слоев ЗУП. Анализ результатов показывает, что уровень контактного воздействия снижается с каждым раундом нагрева, за счет релаксации внешнего ЗУП из высокомодульного полимера, податливость которого и времена релаксации при  $60^\circ\text{C}$  существенно снижается. Представленные зависимости демонстрируют, что контактное взаимодействие зависит от характеристик ЗУП и, в частности, от соотношений толщин слоев. С увеличением толщины низко модульного внутреннего слоя покрытия при  $h_1 > 0.3h$  наблюдается ярко выраженное нелинейное поведение кривых, с формированием локальных пиков в районе нагрева до  $60^\circ\text{C}$  и при охлаждении после выдержки. Такое нелинейное поведение также обусловлено особенностями термомеханического поведения полимеров ЗУП. При большей толщине внешнего ЗУПа характер кривых на этих этапах термоцикла сглаживается. В работе Н. Wang [219] аналогичная картина показана для одного из вариантов защитно-упрочняющего покрытия анизотропного волокна в эксперименте, демонстрирующем зависимость от температуры степени взаимосвязи мод. Подобное нелинейное поведение контактного давления в районе высоких температур термоцикла, вероятно, имеет схожую природу.

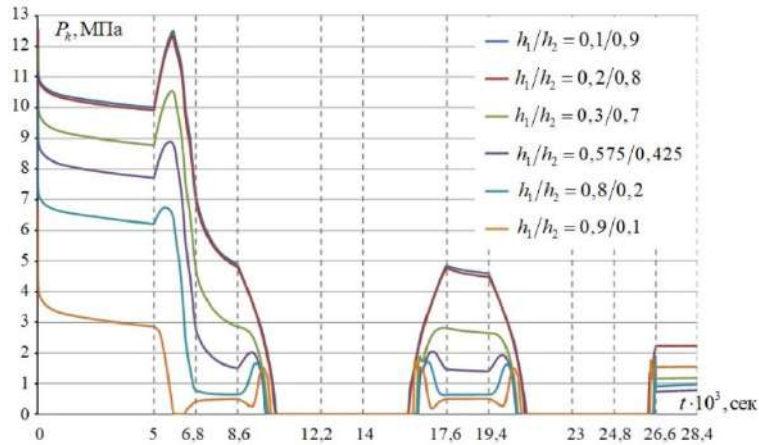


Рисунок 7.55 – Эволюция контактного давления в условиях термоцикла для разных вариантов соотношения толщины слоев защитно-упрочняющего покрытия

На Рисунке 7.56 представлены полученные численно характерные зависимости эволюции компонент тензора напряжений в центре светопроводящей жилы для соотношения толщины слоев защитно-упрочняющего покрытия  $h_1/h_2 = 0.575/0.425$ . На участках выдержки при  $60^\circ\text{C}$  после нагрева ( $t = 6.8\dots 8.6$  кс и  $t = 17.6\dots 19.4$  кс) происходит заметное снижение напряжений  $\sigma_z$  за счет увеличения податливости внешнего ЗУП.

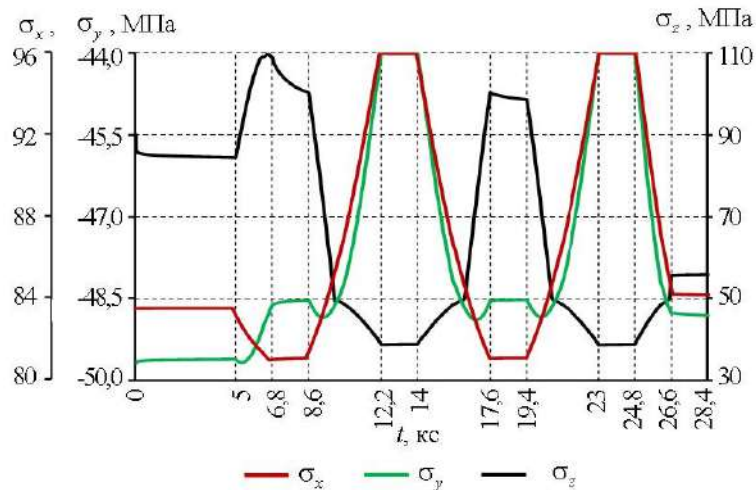


Рисунок 7.56 – Эволюция компонент тензора напряжений в центре светопроводящей жилы в условиях термоцикла при  $h_1 = 0.575$

На Рисунке 7.57 приведены полученные зависимости компонент тензора напряжений в центре светопроводящей жилы от соотношения толщины слоев защитно-упрочняющего покрытия на разных этапах термоцикла.



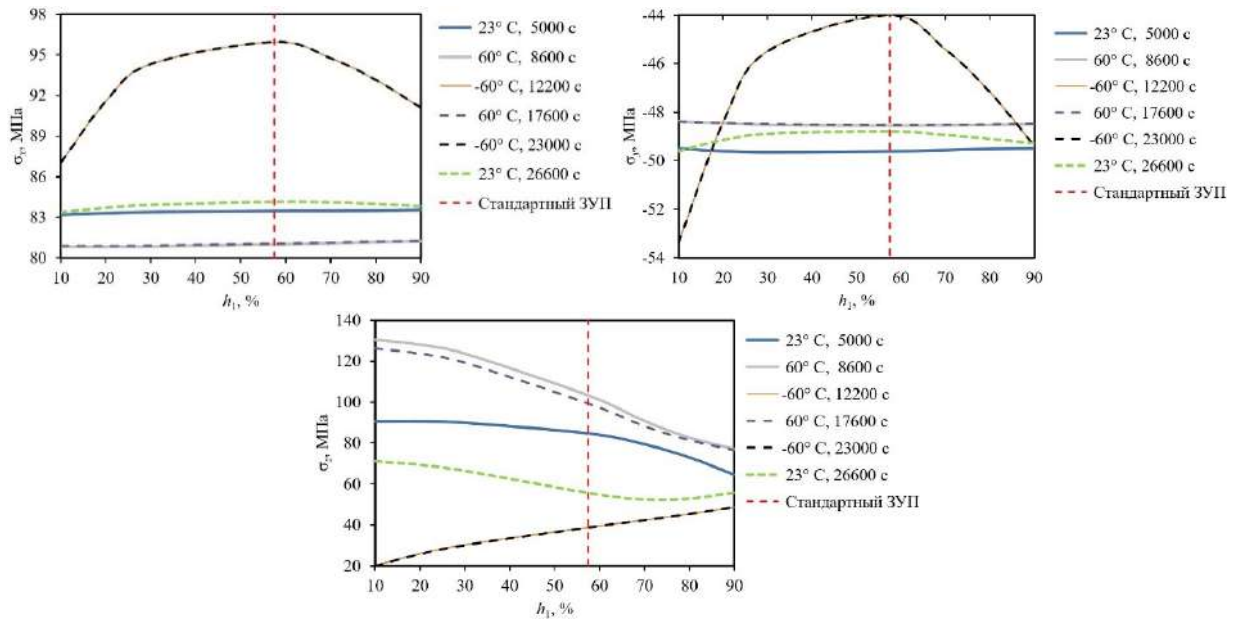


Рисунок 7.57 – Зависимость компонент тензора напряжений  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  от соотношения толщин ЗУП на разных этапах термоцикла

Анализ результатов, приведенных на Рисунках 7.55–7.57 показывает, что чем толще мягкая внутренняя прослойка, тем меньше уровень контактного давления на протяжении всего термоцикла и, соответственно, ниже влияние изменения температуры на напряженно-деформированное состояние в светопроводящей жиле волокна.

#### 7.4.4 Свободная намотка в условиях технологической пробы

Один из наиболее распространенных вариантов проведения технологической пробы заключается в измерении коэффициента экстинкции стометрового отрезка волокна, уложенного в бухту, который подвергается термоциклированию по закону, представленному на Рисунке 7.58. Такая бухта формируется намоткой волокна на оправку без бортов диаметром 17 см, после снятия с катушки сформированные таким образом свободно уложенные витки подвергают термоциклированию в термокамере. В таком случае, в отличие от варианта технологической пробы, рассмотренного в подразд. 7.4.2, на волокно не действуют натяг и контактные воздействия, оказывают влияние на НДС только изменяющаяся во времени температура и изгиб, обусловленный радиусом бухты.

Как видно из Рисунка 7.58 скорость изменения температуры не одинакова на участках охлаждения и нагрева между интервалами, в которые происходит выдержка волокна при постоянной температуре. Так с 20 до  $-40$  °С охлаждение происходит со скоростью  $1.4$  °/мин, до  $-60$  °С со скоростью  $0.5$  °/мин, далее со скоростью  $3$  °/мин происходит нагрев до  $60$  °С, и после выдержки охлаждение до  $20$  °С со скоростью  $2$  °/мин. При этом в полимерах защитно-упрочняющего покрытия происходят релаксационные переходы. Внутренний слой ЗУП стеклуется при охлаждении до  $-60$  °С, а внешний слой значительно снижает свою податливость при температурах около  $60$  °С.

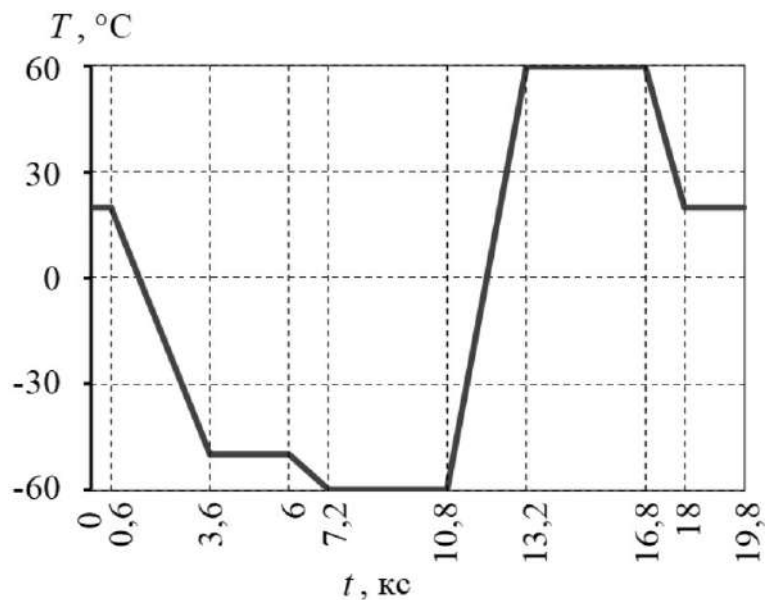


Рисунок 7.58 – График изменения температуры в условиях технологической пробы со свободной намоткой

В анизотропные волоконные световоды, сохраняющие поляризацию излучения, свет, как правило, вводится так, чтобы ориентация электрического вектора поляризации излучения совпадала с одной из осей двулучепреломления (Рисунок 7.59), тогда направление поляризации будет удерживаться волокном.

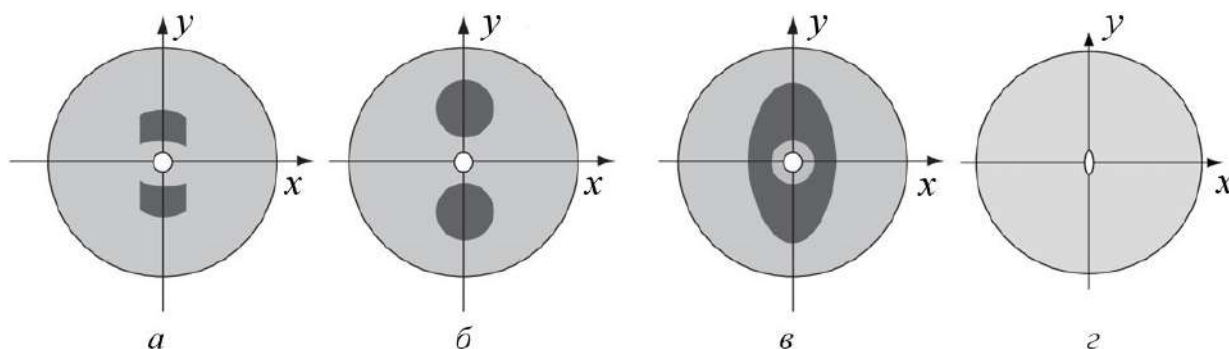


Рисунок 7.59 – Схемы поперечного сечения анизотропных волокон, поддерживающих поляризацию [285]: *a* – Bow-Tie; *б* – Панда; *в* – Elliptical Jacket; *г* – Elliptical core;  $0x$  и  $0y$  – быстрая и медленная оси соответственно

В таких одномодовых волоконных световодах распространяются две основные линейно-поляризованные моды, направление колебаний которых совпадает с поляризационными осями анизотропного волокна, на Рисунке 7.59 быстрая и медленная оси совпадают с  $0x$  и  $0y$ . Поляризационные моды  $E_x$  и  $E_y$  имеют различающиеся постоянные распространения; так как показатели преломления  $n_x$  и  $n_y$  не равны, такие моды также называют «быстрыми» и «медленными».

Коэффициент экстинкции анизотропного оптического волокна характеризует способность сохранять состояние поляризации введённого в световод излучения и определяется отношением выходных мощностей излучения двух ортогональных мод [315]:

$$\eta_p = 10 \lg \left( \frac{P_y}{P_x} \right) = 10 \lg(hL), \quad (7.4.18)$$

где  $\eta_p$  – коэффициент экстинкции;  $P_x$  и  $P_y$  – мощность излучения мод;  $h$  – коэффициент связи поляризационных мод (в литературе также распространён термин  $h$ -параметр),  $L$  – длина исследуемого волокна.

Фактически коэффициент экстинкции измеряется для оптической схемы, включающей одно или нескольких состыкованных волокон и других оптических элементов. Является интегральной характеристикой, учитывающей все локальные несовершенства и так или иначе влияющие на оптические характеристики локальные и распределённые воздействия [305; 311; 315] (макро- и микроизгибы, скрутка, растяжение, давление, температуру

и др.). Зная значения коэффициентов экстинкции всех состыкованных волокон и оптических элементов, можно воспользоваться принципом суперпозиции и рассчитать значение экстинкции для всей оптической схемы.

В работе P.V.Ruffin и C.C.Sung [315] показано, что изменение температуры оказывает существенное воздействие на поляризационные характеристики некоторых рассматриваемых в работе вариантов волокон, сохраняющих поляризацию. Это влияние обусловлено как конструкцией волокна, так и характеристиками защитно-упрочняющего покрытия. В рамках натурального эксперимента показано, что при низких температурах (меньше  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) некоторые образцы оптических волокон значительно хуже удерживают поляризацию введенного излучения.

В работах N.Yoshizawa с соавторами [280] и А.А.Столова [166] показано, что разные по свойствам полимерные покрытия в разной степени влияют на потери в волокнах при низких температурах. N.Yoshizawa демонстрирует, что с охлаждением жесткость покрытий увеличивается, это приводит к росту передаваемых на волокно сжимающих нагрузок, в том числе осевых, которые в некоторых случаях приводят к «отлипанию» кварцевого волокна от внутреннего слоя защитного покрытия и образованию микроизгибов [160; 280], которые, как известно, влияют на оптические характеристики, в том числе экстинкцию и двулучепреломление [310; 357].

В рамках этого раздела диссертационной работы было выполнено моделирование технологической пробы в варианте термоциклирования свободно уложенной бухты оптического волокна. Полученные результаты сопоставлены с экспериментально измеренными значениями экстинкции стометровых отрезков реальных оптических волокон, приведенными на Рисунке 7.60.

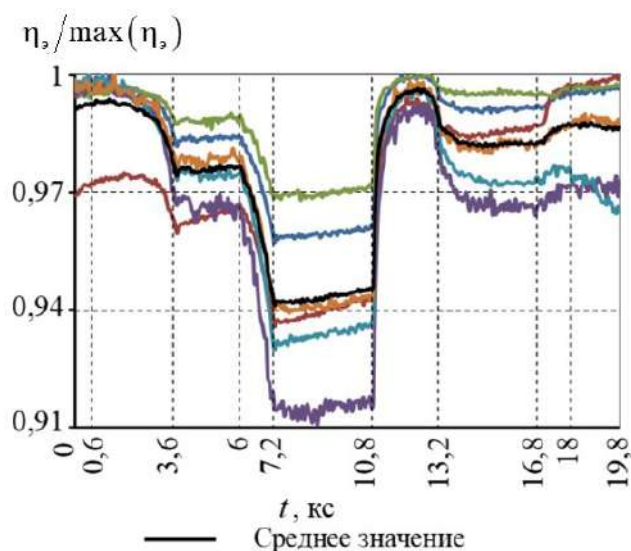


Рисунок 7.60 – Относительное изменение экстинкции в условиях термоцикла, измеренное экспериментально для нескольких образцов, и среднее значение

Постановка и численная реализация аналогичны задаче, описанной в подразд. 7.4.2. Расчетная схема подобна представленной на Рисунке 7.47, за исключением того, что не учитывалась катушка и контакт. Толщина слоев защитно-упрочняющего покрытия рассматривалась со следующими параметрами:  $h_1 = 0.575h$ ,  $h_2 = 0.425h$ ,  $h = 43.5$  мкм (см. Рисунок 7.52).

В результате численного решения были установлены зависимости, описывающие эволюцию компонент тензора напряжений в светопроводящей жиле в условиях термоцикла. На Рисунке 7.61 представлены относительные зависимости компонент тензора напряжений от времени. Кусочно-линейное изменение температуры в волокне из кварцевого стекла без учета полимерного защитно-упрочняющего покрытия привело бы к кусочно-линейной зависимости напряжений от времени. Яркие выраженные нелинейные участки ( $t = 10800 \dots 13200$  с) на графиках относительного изменения компонент тензора напряжений  $\sigma_y$  и  $\sigma_z$  обусловлены релаксационными процессами в ЗУП.

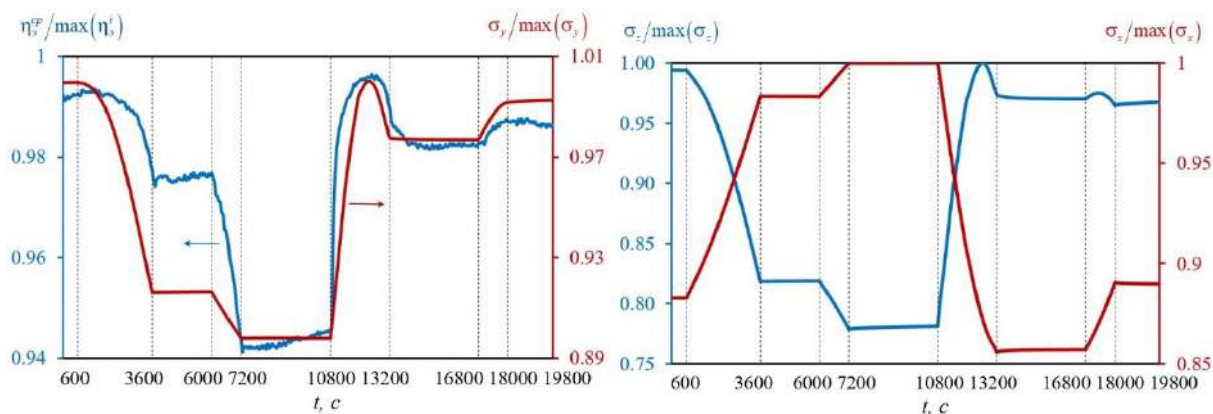


Рисунок 7.61 – Эволюция среднего значения коэффициента экстинкции и рассчитанные численно изменения компонент тензора напряжений в центре светопроводящей жилы

Установлено, что эволюция  $\sigma_y$  и  $\sigma_z$  коррелирует с изменением во времени экстинкции рассматриваемого волокна (см. Рисунок 7.61). Результаты моделирования показали, что в условиях технологической пробы со свободной намоткой компоненты тензора напряжений в центре светопроводящей жилы меняются в пределах:  $\sigma_x$  – 14 МПа,  $\sigma_y$  – 5 МПа,  $\sigma_z$  – 12 МПа.

Полученные результаты подтверждают версию о значительном влиянии параметров защитно-упрочняющего покрытия на способность анизотропных оптических волокон сохранять поляризацию вводимого излучения [280; 315].

Для перехода от качественного на количественный уровень требуется усложнение существующей модели. В первую очередь для учета микроизгибов, описанных в работах [160; 280], необходимо выполнить постановку задачи с учетом адгезионного контакта на границе между внутренним слоем ЗУП и поверхностью световода из кварцевого стекла (возможно, и между слоями ЗУП тоже), которая требует постановки эксперимента и идентификацию материальных констант, описывающих прочность контакта. Во вторую очередь для определения интегральной характеристики – коэффициента экстинкции можно использовать известные соотношения, позволяющие перейти от полей напряжений к изменениям показателей преломления, далее к материальному двулучепреломлению [229]. Для определения экстинкции по представленным в работе S.C.Rashleigh [310]

соотношениям необходимо установить закономерности, которые могут носить вероятностный или гармонический характер, описывающие отклонения двулучепреломления. Такие отклонения могут быть обусловлены несовершенством геометрии поперечного сечения по длине волокна, локальными микроизгибами, поворотом осей поляризации волокна в бухте относительно плоскости изгиба и т.д. Дополнительную информацию в исследованиях такого рода отклонений могут дать методы поляризационной интерферометрии [102; 134; 187].

#### **7.4.5 Выводы**

В рамках исследования построена численная модель оптического волокна типа «Панда» в защитно-упрочняющем покрытии с возможностью моделирования контактного взаимодействия с оправкой в условиях термоцикла.

В результате проведенных многовариантных численных экспериментов были получены зависимости, описывающие эволюцию полей напряжений в волокне в условиях технологической пробы.

Показано, что изменение температуры в рассматриваемом диапазоне оказывает существенное влияние на НДС волокна и его оптические характеристики.

Продемонстрировано влияние параметров защитно-упрочняющего покрытия на характеристики анизотропного волокна в условиях термоцикла. В частности, установлено существенное влияние релаксационных процессов в защитно-упрочняющем покрытии на НДС в волокне, из чего следует, что моделирование ЗУП таких изделий в условиях термосилового нагружения необходимо выполнять в рамках теории линейной вязкоупругости, так как упругие постановки могут давать значительные погрешности и не отражать реального термомеханического поведения конструкции. Методами численного моделирования определено, что увеличение толщины внутреннего ЗУП, с одной стороны, снижает уровень влияния термосилового воздействия

на НДС в светопроводящей жиле, с другой – приводит к нелинейному изменению компонент тензора напряжений с формированием локальных пиков на некоторых этапах термоцикла при нагреве и охлаждении в районе максимальных температур.

Для перехода в оценке влияния термосилового воздействия на волокно в защитно-упрочняющем покрытии от качественного на количественный уровень требуется усложнение существующей модели. В частности, для учета микроизгибов, описанных в работах [160; 280], необходимо выполнить постановку задачи с учетом адгезионного контакта на границе между слоями полимерного покрытия и кварцевого стекла.

### **7.5 Низкотемпературный отжиг анизотропного оптического волокна**

В работах [42; 61; 62; 222; 345] экспериментально показано, что термообработка и отжиг анизотропного волокна при температурах 350–800 °С существенно влияют на его двулучепреломление. В работах А. Ourmazd с соавторами [222; 345] показано, что относительно медленное (30 °С/мин) нагревание до 750–800 °С и последующее охлаждение с такой же скоростью волокон типа bow-tie и elliptical jacket приводит к уменьшению длины биений на 45–50% и к соответствующему увеличению двулучепреломления, так как они связаны друг с другом выражением  $L_p = \lambda/B$ . Последующий нагрев и быстрое охлаждение ведет к увеличению длины биений и, соответственно, к снижению двулучепреломления.

В работах [42; 61; 62] представлены эмпирические данные о влиянии отжига при температурах 350–450 °С на оптические характеристики анизотропных волокон типа «Панда» и elliptical jacket, ведущего к увеличению двулучепреломления на 60–75%.

В данном подразделе на основании численного анализа и теоретических изысканий анализируются факторы, влияющие на НДС и связанные с ним оптические характеристики в условиях экспериментов, описанных в работах



[42; 61; 62], а именно вклад термической обработки, релаксации напряжений, деструкции ЗУП и др.

Была использована математическая постановка задачи и ее численная реализация аналогичная описанной в подразд. 7.4 на первом этапе также решалась задача о формировании остаточных напряжений в анизотропном волокне после высокотемпературной вытяжки, постановка которой представлена в подразд. 5.2.

### ***7.5.1 Оценка вклада релаксационных процессов и деструкции ЗУП в изменение НДС анизотропного волокна в условиях отжига***

Для оценки вклада релаксационных процессов и деструкции ЗУП в изменение НДС в светопроводящей жиле анизотропного волокна в условиях низкотемпературного отжига [42; 61; 62] была рассмотрена модельная задача, в которой учитывались остаточные напряжения в волокне и в защитно-упрочняющем покрытии, сформированные в процессе вытяжки, деструкция ЗУП при нагреве и воздействие выдержки при температуре 400 °С. Процесс термомеханического нагружения представленной на Рисунке 7.62 расчетной схемы разбивался на следующие этапы:

1. растяжение нагрузкой 1–5 Н при температуре 150 °С (1 с);
2. нанесение оболочки при температуре 150 °С (1 с);
3. охлаждение до температуры 20 °С (1 с);
4. снятие нагрузки при 20 °С (1 с);
5. выдержка после снятия нагрузки (600 с);
6. отжиг, нагрев до 350 °С (600 с);
7. отжиг, деструкция ЗУП при 350 °С (1 с);
8. отжиг, нагрев до 400 °С (100 с);
9. отжиг, выдержка при 400 °С (600 с);
10. охлаждение до 20 °С (600 с).

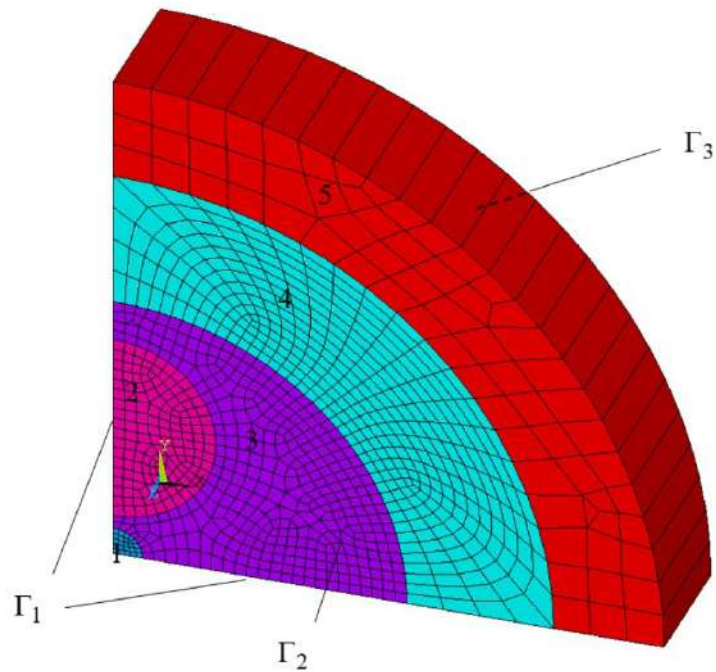


Рисунок 7.62 – Конечно-элементная модель волокна «Панда» в защитно-упрочняющем покрытии: 1 – светопроводящая жила; 2 – силовой стержень; 3 – оболочка из кварцевого стекла; 4 и 5 – внутренний и внешний слои ЗУП

Граничные условия:

- на боковых границах сечения  $\Gamma_1$  (Рисунок 7.62) заданы нулевые нормальные к поверхности границы перемещения (условия симметрии);
- на границе  $\Gamma_2$  – нулевые осевые перемещения  $u_x(x, 0, z) = 0$ ,  $u_y(0, y, z) = 0$ ;
- на задней границе  $\Gamma_3$  – одинаковые осевые перемещения (сохранение плоскостности сечения, обобщенное ПДС)  $u_z|_{x \in \Gamma_3} = \text{const}$ ;
- при наличии натяжения волокна к  $\Gamma_3$  прикладывается равномерное растягивающее напряжение.

Рассмотрим эволюцию напряжений в волокне в рамках рассматриваемого процесса без учета остаточных напряжений. На Рисунке 7.63 приведены графики эволюции осевых напряжений в волокне  $\sigma_z^B$  (без учета остаточных напряжений после вытяжки) и  $\sigma_z^H$  во внешнем слое защитно-упрочняющего покрытия при растягивающем усилии 5 Н. При таком усилии вытяжки на первых трех этапах рассматриваемого процесса максимальные напряжения, обусловленные натягом, имеют уровень порядка

1 ГПа (см. Рисунок 7.63). После снятия нагрузки происходит перераспределение полей напряжений, ЗУП оказывается сжатым вдоль оси  $Oz$ , а волокно растянуто, далее уровень напряжений снижается за счет релаксационных процессов в полимерах ЗУП. Нагрев на 6-м этапе ускоряет релаксационные процессы, а после деструкции ЗУП НДС, обусловленное растяжением на первых трех этапах, перестает оказывать влияние на волокно.

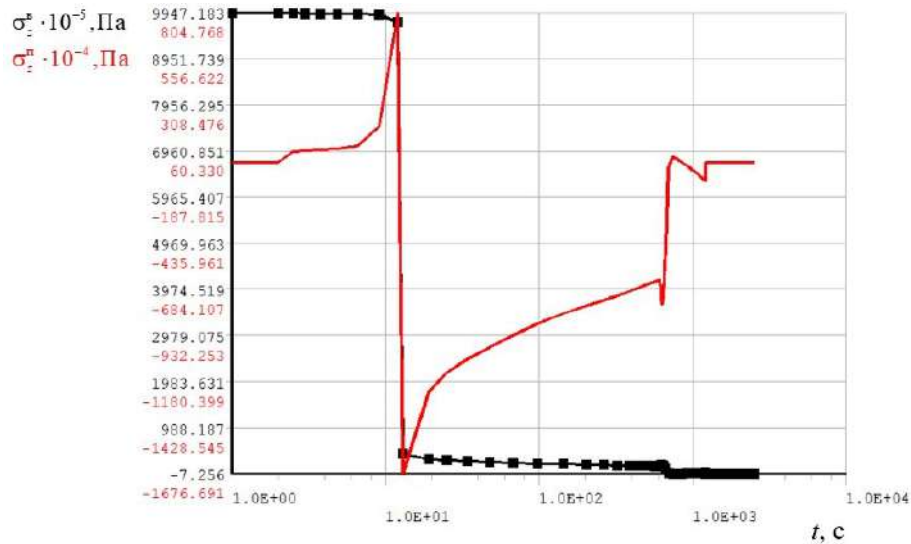


Рисунок 7.63 – Изменение во времени осевых напряжений в волокне  $\sigma_z^{\text{B}}$  (маркированная черная кривая) и в защитном покрытии  $\sigma_z^{\text{II}}$  (красная) при усилии вытяжки 5 Н

На Рисунках 7.64, 7.65 показано распределение интенсивности тензора напряжений по поперечному сечению анизотропного волокна на различных этапах с учетом остаточных напряжений, наведенных в процессе вытяжки. При усилии вытяжки  $P_{\text{в}} = 5$  Н (Рисунок 7.64, а) максимальные значения интенсивности тензора напряжений имеют уровень порядка 1.7 ГПа.

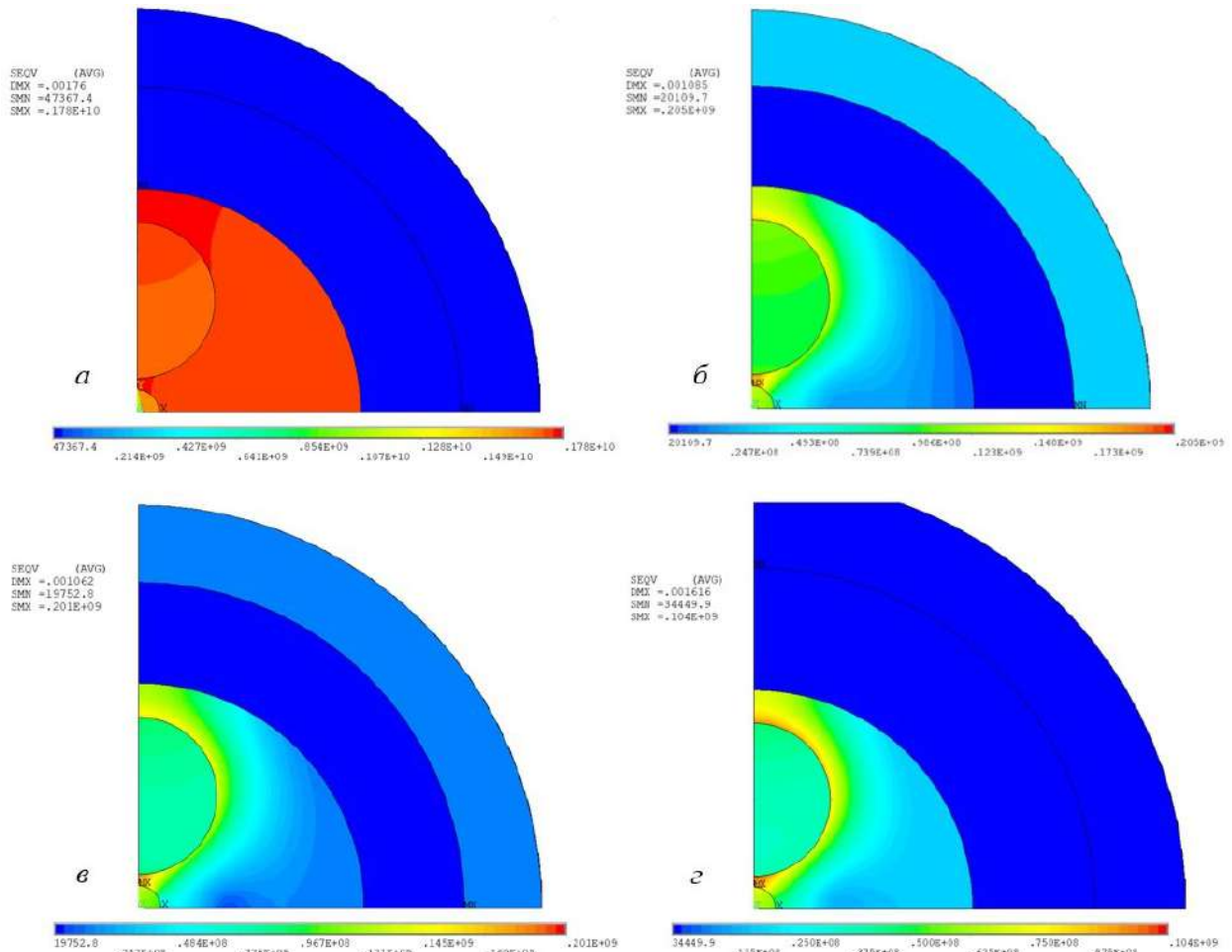


Рисунок 7.64 – Распределение интенсивности тензора напряжений в поперечном сечении волокна: *а* – перед снятием натяжения (конец этапа 3); *б* – после снятия натяжения (конец этапа 4); *в* – после выдержки (конец этапа 5); *г* – после нагрева до 350 °С (конец этапа 6)

После снятия предварительного напряжения и охлаждения (Рисунок 7.64, *б*) максимальные значения интенсивности напряжений наблюдаются в зоне между силовым стержнем и светопроводящей жилой и составляют 205 МПа. Выдержка при комнатной температуре приводит к снижению уровня интенсивности остаточных напряжений до 201 МПа, что объясняется релаксацией напряжений во внешнем слое вязкоупругого полимерного защитно-упрочняющего покрытия (Рисунок 7.64, *в*). После нагрева до 350 °С, деструкции ЗУП, догрева до 400 °С и выдержки интенсивность напряжений падает до 91.6 МПа (Рисунки 7.64, *г*, 7.65, *а*, *б*). Снижение обусловлено различием в температурном расширении чистого кварцевого стекла и легированных элементов волокна. Из сравнения Рисунков 7.65, *б* и 7.65, *в* видно, что выдержка практически не влияет на изменение напряженного

состояния, так как при данной температуре ползучесть всех составляющих волокна «Панда» практически отсутствует.

Охлаждение отожженного волокна до комнатной температуры приводит к росту максимальных технологических напряжений до 200 МПа (Рисунок 7.65, *г*). Сравнение Рисунков 7.64, *в* и 7.65, *г* показывает, что максимальные остаточные напряжения в отожженном волокне без ЗУП ниже первоначальных примерно на 0.5%. При меньшем усилии вытяжки или большем времени выдержки на этапе 5 эта разница получается еще меньше.

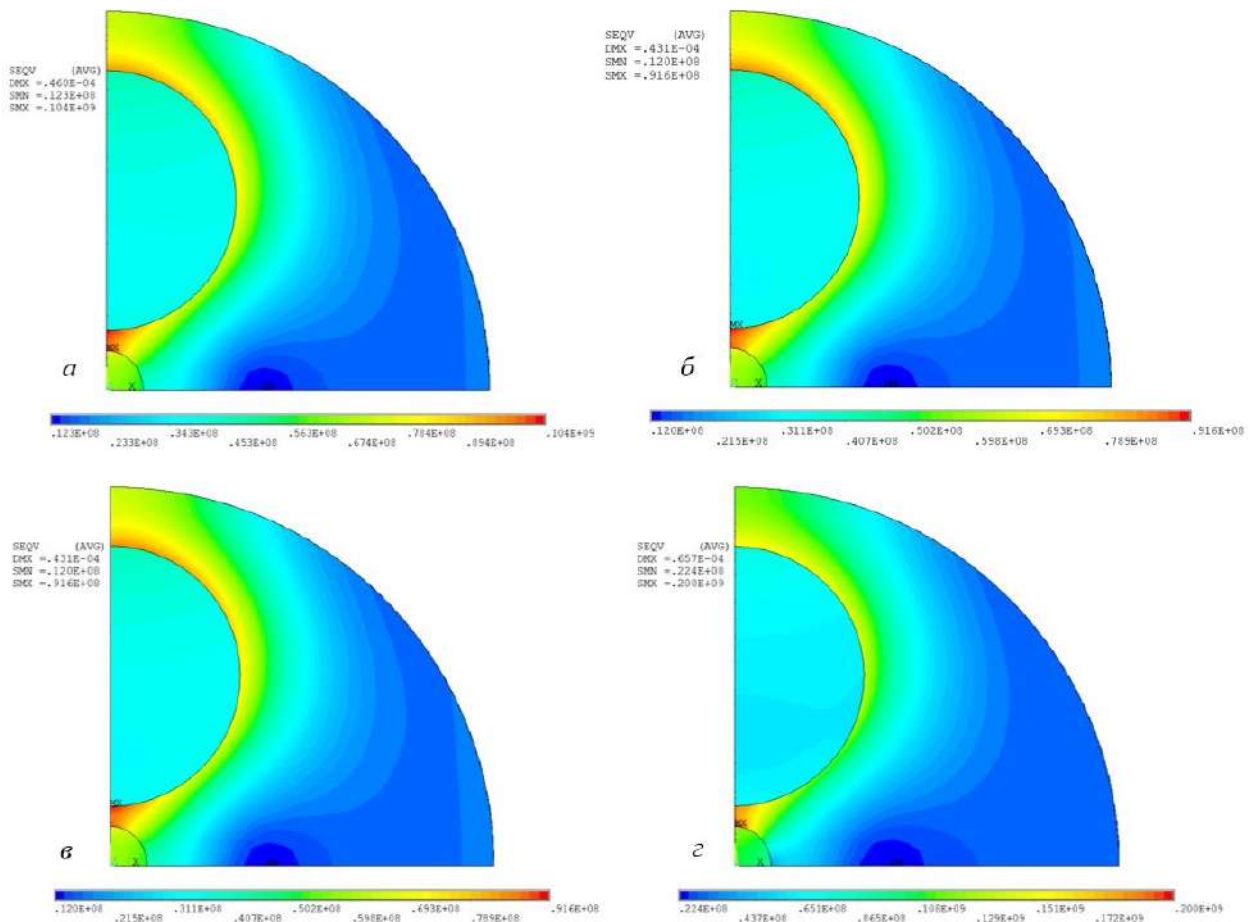


Рисунок 7.65 – Распределение интенсивности тензора напряжений в поперечном сечении волокна: *а* – после деструкции ЗУП (конец этапа 7); *б* – после нагрева до 400 °С (конец этапа 8); *в* – после выдержки при 400 °С (конец этапа 9); *г* – после охлаждения до 20 °С

На Рисунке 7.66 приведены распределения главных напряжений в поперечном сечении светопроводящей жилы на конец этапов 5 и 10; видно, что уровень напряжений меняется незначительно. Полученные поля остаточных напряжений позволяют рассчитать значения модового двулучепреломления.

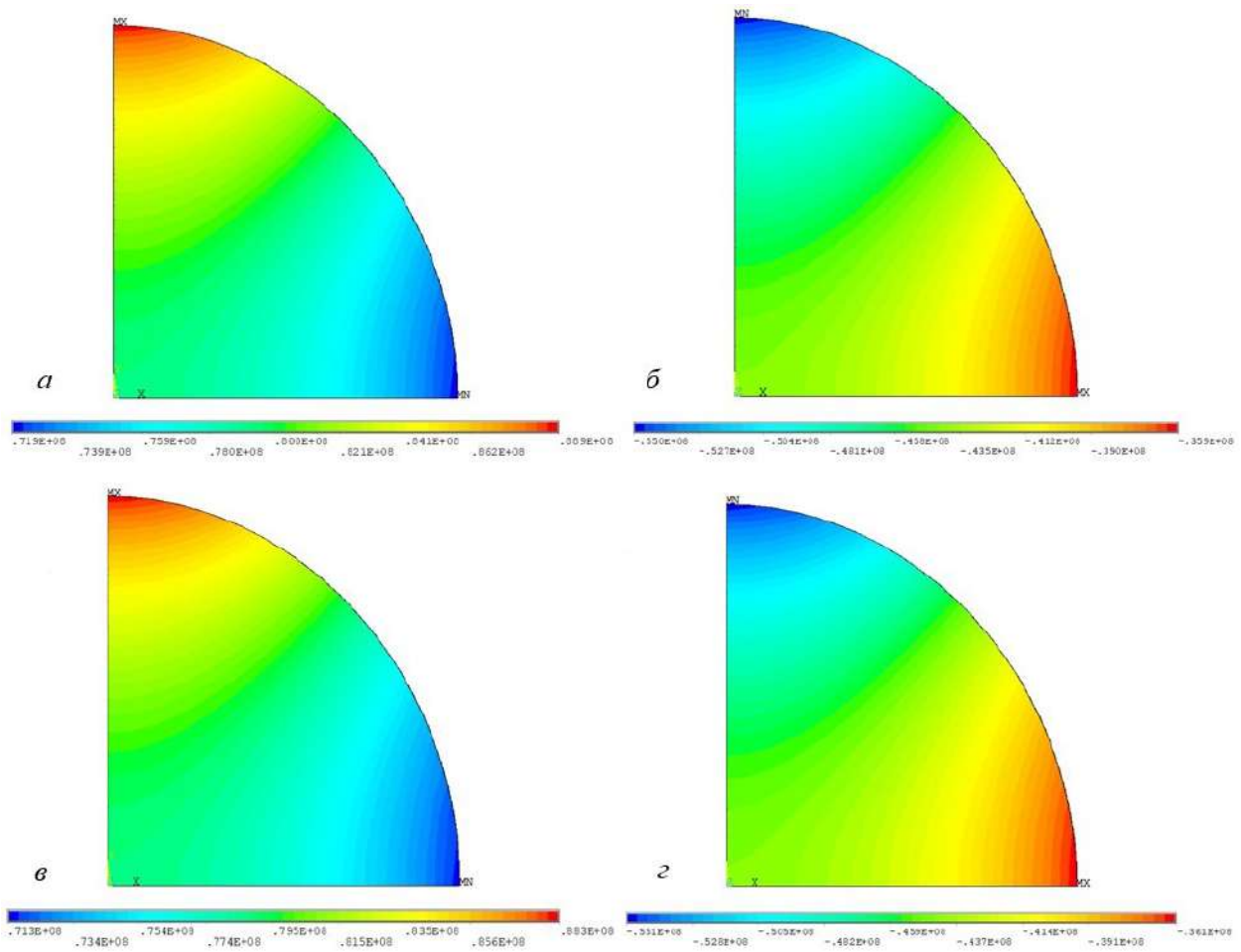


Рисунок 7.66 – Распределение главных напряжений по сечению жилы: *a* –  $\sigma_1$  (конец этапа 5); *б* –  $\sigma_2$  (конец этапа 5); *в* –  $\sigma_1$  (конец этапа 10); *г* –  $\sigma_2$  (конец этапа 10)

На Рисунке 7.67 приведена зависимость относительного изменения модового двулучепреломления от усилия вытяжки. Видно, что с увеличением усилия вытяжки растет разница в значениях модового двулучепреломления, оставаясь при этом на достаточно низком уровне во всем диапазоне варьирования усилия.

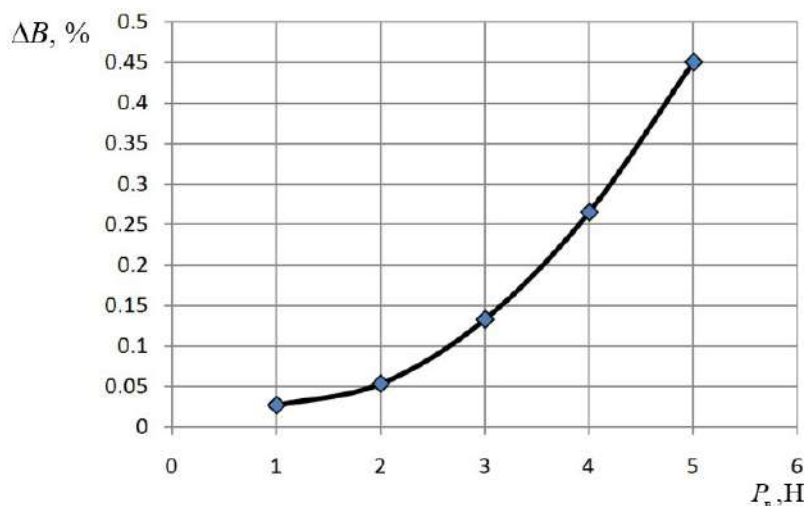


Рисунок 7.67 – Зависимость относительного изменения модового двулучепреломления  $B$  после отжига от усилия вытяжки  $P_B$

Выполненная оценка влияния релаксационных процессов и деструкции ЗУП в условиях низкотемпературного отжига позволяет утверждать, что рост двулучепреломления в анизотропных волокнах, наблюдаемый в экспериментах, описанных в источниках [42; 61; 62; 222; 345], имеет иную природу.

### ***7.5.2 О возможных механизмах увеличения двулучепреломления при низкотемпературном отжиге***

Известно, что коэффициенты объемного и линейного расширения стекол выше и ниже температуры стеклования различны, при этом их значения в застеклованном состоянии в разы ниже, чем в размягченном [137; 157]. В работах О.В.Мазурина, Р.Хувинка, Б.Я.Тейтельбаума [17; 87; 137; 138; 157] описана зависимость удельного объема стекол от истории изменения температуры, отмечается, что у отождённых стекол по сравнению с закаленными больше плотность и, соответственно, меньше удельный объем, т.е. в них при охлаждении реализуются большие температурные деформации. Обобщенная и дополненная схема, иллюстрирующая изменение температурной деформации стекол в условиях нагрев-охлаждение по работам этих авторов, приведена на Рисунке 7.68; аналогичным образом будет выглядеть изменение удельного объема.

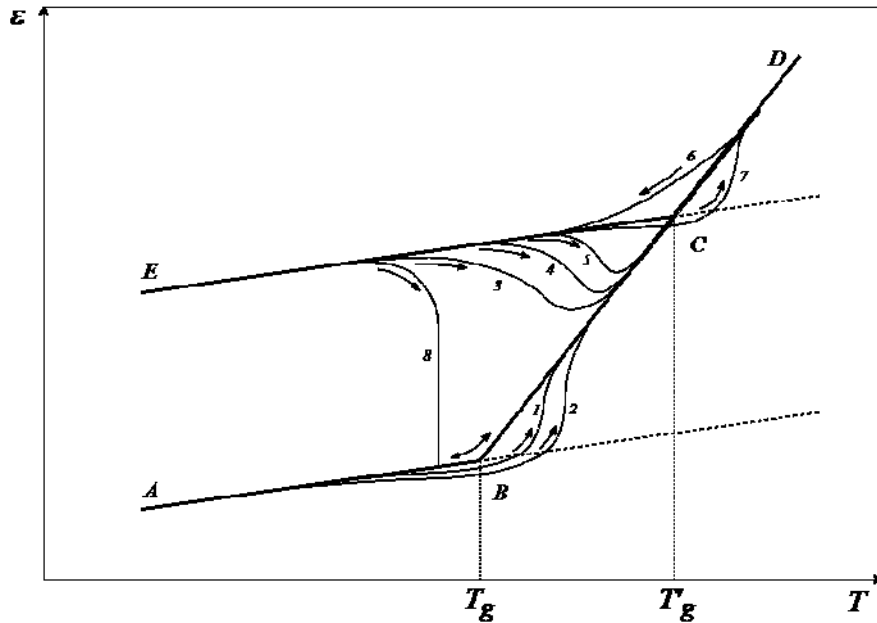


Рисунок 7.68 – Зависимость температурной деформации стекол от скорости охлаждения и нагрева (схематично):  $h$  – скорость нагрева;  $c$  – скорость охлаждения;  
 $ABD - h=h_0 \approx c=c_0 \rightarrow 0, c_0 < h_1 < h_2$ ;  $ECD - c_6 > c_0, h_7 > c_6 > h_3 > h_4 > h_5$

Представленная на Рисунке 7.68 схема построена в предположении, что КЛТР стекла вне диапазона релаксационного перехода (интервала температур стеклования) не меняется, в размягченном состоянии его значение выше, чем в застеклованном. Символами  $h$  и  $c$  обозначены скорости нагрева и охлаждения соответственно. Линия  $ABD$  соответствует нагреву или охлаждению стекла с очень медленными скоростями изменения температуры – близкими к нулю. Нагрев стекла из точки  $A$  даже с незначительно большей, чем при охлаждении, скоростью пройдет по траектории, подобной кривым обозначенным  $1$  и  $2$ . Охлаждение из размягченного состояния со скоростями, отличными от нулевых, пройдет по кривой подобной  $6$ , последующий нагрев со скоростями меньшими, чем  $c_6$ , будет происходить подобно зависимостям  $3-5$ , нагрев со скоростью, больше или равной  $c_6$ , будет проходить по кривой  $7$  или подобной. Положение  $A$  соответствует отожженному стеклу, а  $E$  при больших скоростях охлаждения  $c_6$  – закаленному. Температура в точке  $B$  является температурой стеклования. Переход стекла из закаленного состояние  $E$  в отожженное  $A$  происходит при медленном нагреве или отжиге (кривая  $8$ , Рисунок 7.68) при температурах, близких к температурам стеклования  $T_g$ , и



последующем меленном охлаждении. О.В.Мазурин отмечал, что удельный объем при этом начинает уменьшаться с температур на  $100\text{--}200^\circ$  ниже  $T_g$  [138].

Как отмечалось ранее, волокна в процессе вытяжки охлаждаются с очень большими скоростями, т.е. фактически стекло в этих изделиях находится в закаленном состоянии. Последующий медленный нагрев до температур близких к температуре стеклования, позволяет реализоваться в них «замороженным» структурным деформациям (см. Рисунок 7.68, кривые 3–5), которые в силу инерции процесса и большой вязкости стекол в этом температурном диапазоне не успели пройти при быстром охлаждении материала.

Для боросиликатного крона экспериментальные данные подобные приведенной на Рисунке 7.68 схеме были представлены в статье А.С.Тол [349]. Стоит отметить, что в описанном в этой работе эксперименте снижение температурной деформации закаленного образца при нагреве начинается на  $150^\circ$  ниже температуры стеклования  $T_g=500^\circ\text{C}$ . Аналогичные данные, демонстрирующие различие температурного отклика волокон из стекол разного состава представлены в работах О.В.Мазурина, К.И.Блоха, Г.Г.Сентюрин, С.И.Сильвестровича [138].

В работе [345] А.Оурмазд с соавторами, описывая изменение двулучепреломления анизотропных оптических волокон при отжиге, силовые элементы которого изготовлены из боросиликатного стекла, также проводят аналогию с результатами, полученными в работах А.С.Тол [349; 350], предполагая, что при медленном охлаждении боросиликатное стекло возвращается к комнатной температуре аналогично кривой *СВА* (см. Рисунок 7.68).

В случае экспериментов, описанных в работах [42; 61; 62], происходит отжиг силовых элементов из боросиликатного стекла, переохлажденное

стекло переходит в равновесное состояние аналогично кривой  $\delta$  (см. Рисунок 7.68) с уменьшением удельного объема.

### **7.5.3 Вычислительный эксперимент**

Для описания подобных эффектов в существующей математической модели необходимо уточнить зависимость КЛТР материала силовых элементов анизотропного оптического волокна (боросиликатного или борофосфорсиликатного стекла) от истории изменения температуры. Для этого можно использовать подходы, описанные в монографии О.В.Мазурина [87] и основанные на теории структурной релаксации. Для использования предложенных в работе алгоритмов необходима постановка и проведение ряда экспериментов с образцами из материалов силовых элементов анизотропных оптических волокон для установления значений материальных констант.

Описанная выше усадка закаленного стекла в условиях отжига или нагрева и охлаждения с небольшой скоростью приводит к увеличению среднего значения КЛТР (рассчитанного при охлаждении). Поэтому для оценки в первом приближении влияния описанного эффекта была рассмотрена задача медленного охлаждения волокна после нагрева до температуры  $400^{\circ}\text{C}$  с учетом увеличения среднего КЛТР боросиликатного стекла.

Численное моделирование показало, что рост значения модового двулучепреломления  $B$  на 60–70 %, наблюдаемый в описанных выше экспериментах, может быть обеспечен за счет увеличения КЛТР в силовых стержнях примерно на 50%, что, судя по работе A.Q.Tool [350], приемлемая оценка такого роста среднего значения КЛТР при отжиге закаленного боросиликатного стекла.

### **7.5.4 Выводы**

Таким образом, были получены следующие результаты:

1. Построена конечно-элементная модель процесса низкотемпературного отжига анизотропного одномодового волокна «Панда».

2. В конечно-элементном пакете ANSYS решена квазистационарная задача эволюции технологических напряжений в волокне с ЗУП на протяжении процесса, включающего нанесение ЗУП с дальнейшим охлаждением, выдержкой при комнатной температуре, нагревом до температуры отжига с учетом деструкции, выдержки и дальнейшего охлаждения отожженного волокна.

3. Показано, что в рамках использованной термомеханической модели, учитывающей вязкоупругое поведение кварцевых легированных стекол и полимеров ЗУП, влияние релаксационных процессов и воздействие ЗУП на оптические характеристики в условиях низкотемпературного отжига незначительны.

4. В качестве основной причины наблюдаемого роста двулучепреломления в экспериментах [42; 61; 62; 222; 345] рассмотрена гипотеза усадки закаленного стекла силовых элементов при отжиге, которая обусловлена зависимостью КЛТР от истории изменения температуры.

5. Методами численного моделирования установлено, что увеличение КЛТР в стержнях на 50% приводит к росту двулучепреломления  $B$  на 60–70%.

6. Для моделирования наблюдаемого эффекта необходимо использовать, например, подходы и алгоритмы теории структурной релаксации для описания зависимости КЛТР стекла от температурной истории. Для описания более сложных режимов термосилового нагружения необходимо строить подобные зависимости и для других термомеханических характеристик используемых материалов.

## 7.6 Выводы по главе

1. Построена математическая модель, и выполнена её численная реализация, позволяющая описывать термовязкоупругое поведение анизотропных оптических волокон в различных условиях, прогнозировать

напряженно-деформированное состояние и эволюцию оптических характеристик.

2. На основе разработанной численной модели исследованы закономерности эволюции НДС в анизотропных оптических волокнах с учетом ЗУП при их производстве и эксплуатации.

3. Исследованы наблюдаемые на практике отклонения геометрии анизотропных оптических волокон типа «Панда» и влияние реальной формы и положения конструктивных элементов на НДС и оптические характеристики.

4. Выполнена верификация математической модели на основании сравнения численного расчета с учетом их реальной геометрии и прямого измерения модового двулучепреломления анизотропных волокон типа «Панда».

5. Установлены основные зависимости влияния термосилового нагружения, контактного воздействия и других факторов на НДС в анизотропном волокне типа «Панда» с учетом полимерного защитно-упрочняющего покрытия.

6. Для количественной оценки влияния термосилового воздействия на волокно в защитно-упрочняющем покрытии с учетом формируемых микроизгибов требуется более сложная постановка задачи с моделированием адгезионного контакта на границах полимерных покрытий и кварцевого стекла.

7. Анализ результатов численного моделирования и данных литературных источников позволяет предположить, что рост двулучепреломления в анизотропных волокнах в условиях низкотемпературного отжига вызван усадкой закаленного стекла силовых элементов, которая обусловлена зависимостью КЛТР стекла от истории изменения температуры. Показано, что увеличение за счет структурной релаксации среднего значения КЛТР в материале силовых элементов на 50% приводит к росту двулучепреломления  $B$  на 60–70 %.

8. Моделирование сложных вариантов термосилового воздействия, в том числе отжига быстро охлаждённых конструкций из стеклующихся материалов, требует привлечения более сложного математического аппарата для описания зависимости термомеханических свойств стекол и полимеров от температурной истории, а также достаточно сложных натуральных испытаний и соответствующей материально-технической базы.

## **ЗАКЛЮЧЕНИЕ**

В рамках диссертационной работы методами механики деформированного твердого тела выполнено комплексное исследование основных этапов процесса производства анизотропного оптического волокна типа «Панда».

Предложено решение фундаментальной проблемы технологической механики специальных оптических волокон: описаны новые подходы, методики и модели, позволяющие прогнозировать технологические напряжения в изделиях из неоднородно легированных силикатных стекол и полимеров в нестационарных температурных полях с учетом происходящих в материалах релаксационных переходов (стеклования и размягчения). На основе разработанных моделей термовязкоупругого поведения кварцевых стекол и полимеров выполнены исследования эволюции технологических и остаточных напряжений в элементах заготовок и готовом анизотропном оптическом волокне для оценки их прочности и влияния остаточных напряжений на оптические характеристики волокна. Полученные результаты использованы для рационализации технологии производства анизотропных волокон типа «Панда», что позволило уменьшить количество брака и улучшить качество производимой продукции. Сформированный научный задел позволяет строить более сложные модели волоконно-оптических датчиков, предоставляя надежный инструмент для научно обоснованного проектирования современных датчиков на основе оптических волокон, сохраняющих поляризацию. Разработка и внедрение которых, в том числе,

замещение отдельных этапов технологического процесса решениями, основанными на отечественных продуктах, вносит значительный вклад в обеспечение технологического суверенитета РФ.

Создано проблемно-ориентированное прикладное программное обеспечение, предназначенное для прогнозирования НДС изделий из стеклюющихся материалов на основе численного анализа, которое позволяет исследовать термомеханическое поведение преформ для вытяжки, конструктивных элементов и готового специального волокна типа «Панда» на всех ключевых этапах технологического процесса изготовления. Получены свидетельства о государственной регистрации программ для ЭВМ [120; 121].

Представленные подходы, модели и методики могут быть использованы для проектирования других вариантов конструктивного исполнения специальных оптических волокон, сохраняющих поляризацию, например bow-tie, pseudo-rectangle, elliptical core, hole-assisted, elliptical jacket, side tunnel и др.

Основные научные и прикладные результаты диссертационного исследования:

1. Выполнен анализ основных этапов производства специального волокна типа «Панда», и определены соответствующие им расчетные схемы.

2. Построены определяющие соотношения линейной теории вязкоупругости для кварцевых стекол и полимеров ЗУП, работающие в широком диапазоне изменения температур, включающем релаксационный переход. На основании данных натуральных экспериментов определены соответствующие материальные константы.

3. Установлено, что КЛТР полимеров существенно зависит не только от температуры, но и от скорости ее изменения. Установлено, что при циклическом изменении температуры в полимерах могут формироваться остаточные деформации, обусловленные различием деформационного отклика при нагреве и охлаждении. Сформулирована методика натуральных испытаний для определения функциональной зависимости КЛТР пленочных

образцов от температуры и скорости ее изменения. Для ряда полимеров впервые установлены зависимости КЛТР от температуры.

4. Построены математические модели формирования и эволюции технологических напряжений на всех этапах производства специального волокна типа «Панда» в условиях термосилового воздействия в широком диапазоне температур с учетом релаксационных переходов в стеклах и полимерах ЗУП. Выполнена численная реализация моделей методом конечных элементов.

5. Разработана и апробирована методика выбора критерия конструкционной прочности неоднородно легированных изделий из кварцевых стекол на основании серии натуральных и вычислительных экспериментов на разрушение. Получены новые данные о прочности силовых элементов для анизотропного волокна «Панда». Определены конкретные значения предельных величин для силовых стержней.

6. Выполнена постановка, и решена задача оптимизации профиля легирования силового стержня для анизотропного волокна типа «Панда». Установлен оптимальный с точки зрения прочности и обеспечения максимальной температурной деформации закон легирования.

7. Установлена реальная геометрия волокна и его конструктивных элементов. Определены закономерности и диапазоны отклонений геометрии. Выполнены многопараметрические вычислительные эксперименты с учетом установленных отклонений формы и положения конструктивных элементов, и определены основные закономерности эволюции НДС и оптических характеристик волокна. Расчетами показано значительное влияние наблюдаемых отклонений геометрии сечения на двулучепреломление волокна (до 30%).

8. Методами численного анализа установлены основные закономерности эволюции оптических характеристик волокна в ЗУП в условиях термосилового воздействия при технологической пробе.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. INTERGLAD 8.0 International Glass Database. – New Glass Forum, 2019.
2. Product Data. DeSolite 3471-1-152A. DSM Desotech Inc. – USA, Illinois, 2015.
3. Product Data. DeSolite DS-2015. DSM Desotech Inc. – URL: [https://focenter.com/wp-content/uploads/documents/AngstromBond---Fiber-Optic-Center-AngstromBond-DSM-DS-2015-UV-Cure-Secondary-Coating-\(1Kg\)-Fiber-Optic-Center.pdf](https://focenter.com/wp-content/uploads/documents/AngstromBond---Fiber-Optic-Center-AngstromBond-DSM-DS-2015-UV-Cure-Secondary-Coating-(1Kg)-Fiber-Optic-Center.pdf) (дата обращения: 31.03.2020). – Текст : электронный.
4. Product Data. Epo-tek ® 330.
5. SciGlass 7.7 - Glass Information System. – EPAM, 2011.
6. Айлер, Р. К. Химия кремнезема: пер. с англ. Ч.1. / Р. К. Айлер. – М. : Мир, 1982. – 712 с.
7. Айлер, Р. К. Химия кремнезема: пер. с англ. Ч.2. / Р. К. Айлер. – М. : Мир, 1982. – 416 с.
8. Александров, А. Я. Поляризационно-оптические методы механики деформируемого тела / А. Я. Александров, М. Х. Ахметзянов. – М. : Наука, 1973. – 576 с.
9. Александров, И. В. Механическая надежность волоконных световодов и возможные пути ее повышения (обзор) / И. В. Александров, М. Е. Жаботинский, О. Е. Шушпанов // Журнал технической физики. – 1984. – Т. 54. – № 9. – С. 1641-1662.
10. Андреев, Ю. П. Физико-технические свойства кварцевых стекол для оболочек источников высокоинтенсивного света / Ю. П. Андреев, Р. В. Браиловская, Н. А. Воскресенская // Обзоры по электронной технике. Сер. Электрорадиодетали и газоразрядные приборы. – 1976. – № 8. – С. 75.
11. Аппен, А. А. Химия стекла. 2-е изд., испр / А. А. Аппен. – Л. : Химия, 1974. – 352 с.
12. Атомная структура и прочность неорганических стекол / В. П. Пух, Л. Г. Байкова, М. Ф. Киреенко [и др.] // Физика твердого тела. – 2005. – Т. 47.



– № 5. – С. 850-855.

13. Банди, Б. Методы оптимизации. Вводный курс: пер. с англ / Б. Банди. – М. : Радио и связь, 1988. – 128 с.
14. Бартнев, Г. М. Механические свойства и тепловая обработка стекла / Г. М. Бартнев. – М. : Стройиздат, 1960. – 166 с.
15. Бартнев, Г. М. Сверхпрочные и высокопрочные неорганические стекла / Г. М. Бартнев. – М. : Стройиздат, 1974. – 240 с.
16. Бартнев, Г. М. Строение и механические свойства неорганических стекол / Г. М. Бартнев. – М. : Стройиздат, 1966. – 216 с.
17. Бартнев, Г. М. Структура и релаксационные свойства эластомеров / Г. М. Бартнев. – М. : Химия, 1979. – 288 с.
18. Бартнев, Г. М. Релаксационные свойства полимеров / Г. М. Бартнев, А. Г. Бартнева. – М. : Химия, 1992. – 384 с.
19. Бартнев, Г. М. Курс физики полимеров / Г. М. Бартнев, Ю. В. Зеленов. – Л. : Химия, 1976. – 287 с.
20. Бартнев, Г. М. Физика и механика полимеров: учебное пособие для вузов / Г. М. Бартнев, Ю. В. Зеленов. – М. : Высшая школа, 1983. – 391 с.
21. Бартнев, Г. М. Релаксационные процессы в стеклообразных системах / Г. М. Бартнев, Д. С. Сандитов. – Новосибирск : Наука, 1986. – 259 с.
22. Бате, К.-Ю. Методы конечных элементов / К.-Ю. Бате. – Москва : Физматлит, 2010. – 1024 с.
23. Безбородов, М. А. Вязкость силикатных стекол / М. А. Безбородов. – Минск : Наука и техника, 1975. – 352 с.
24. Белецкий, В. М. Алюминиевые сплавы (состав, свойства, технология, применение): справочник / В. М. Белецкий, Г. А. Кривов. – К. : КОМИНТЕХ, 2005. – 365 с.
25. Беляев, Н. М. Методы теории теплопроводности: В 2-х частях: учебное пособие Ч. 1 / Н. М. Беляев, А. А. Рядно. – М. : Высшая школа, 1982. – 327 с.
26. Берштейн, В. А. Дифференциальная сканирующая калориметрия в физикохимии полимеров / В. А. Берштейн, В. М. Егоров. – Л. : Химия.

Ленингр. отд-ние, 1990. – 256 с.

27. Бетехтин, А. Г. Курс минералогии: учебное пособие / А. Г. Бетехтин. – М. : КДУ, 2007. – 721 с.

28. Бленд, Д. Р. Теория линейной вязко-упругости / Д. Р. Бленд. – М. : Мир, 1965. – 199 с.

29. Бокин, П. Я. Механические свойства силикатных стекол / П. Я. Бокин. – Л. : Наука, 1970. – 180 с.

30. Боли, Б. Теория температурных напряжений / Б. Боли, Д. Уэйнер. – М. : Мир, 1964. – 517 с.

31. Болотин, В. В. К теории вязкоупругости для структурно неустойчивых материалов / В. В. Болотин // Труды Московского энергетического института. – 1972. – № 101. – С. 7-14.

32. Ботвинкин, О. К. Кварцевое стекло / О. К. Ботвинкин, А. И. Запорожский. – М. : Стройиздат, 1965. – 259 с.

33. Бугаков, И. И. Об остаточных напряжениях в охлаждаемых полимерных телах / И. И. Бугаков // Теоретична и приложна механика: Труды III Болгарского национального национального конгресса по теорет. и прикладной механике (Варна, 1977). – 1977. – С. 326-331.

34. Бугаков, И. И. Ползучесть полимерных материалов: Теория и приложения / И. И. Бугаков. – Москва : Наука, 1973. – 287 с.

35. Бугаков, И. И. Расчет температурных напряжений в нагреваемых элементах конструкций из полимеров и композитов / И. И. Бугаков // Сб. НТО им. Акад. А.Н.Крылова. – 1981. – Т. 344. – С. 60-70.

36. Бугаков, И. И. Способ оценки остаточных температурных напряжений в полимерных телах / И. И. Бугаков // Изв. АН СССР. МТТ. – 1978. – № 3. – С. 68-74.

37. Булатов, М. И. Разрушение кварцевых оптических волокон с различными защитными покрытиями / М. И. Булатов, А. А. Шацов // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение. – 2021. – Т. 23. – № 3. –

С. 47-52.

38. Бурков, В. Д. Физико-технологические основы волоконно-оптической техники / В. Д. Бурков, Г. А. Иванов. – М. : Изд-во Московского гос. ун-та леса, 2007. – 222 с.

39. Бутаев, А. М. Прочность стекла. Ионообменное упрочнение / А. М. Бутаев. – Махачкала : [б. и.], 1997. – 249 с.

40. Васильев, В. Ю. Процессы химического осаждения из газовой фазы и свойства фосфор- и борсиликатных стеклообразных слоёв / В. Ю. Васильев. – Новосибирск, 2002.

41. Вентцель, Е. С. Теория вероятностей: Учебник для студентов высших технических учебных заведений / Е. С. Вентцель. – 12-е издан. – Москва : Юстиция, 2018. – 658 с.

42. Влияние тепловой обработки на двулучепреломление световодов, сохраняющих поляризацию излучения / К. В. Дукельский, М. А. Ероньян, А. В. Комаров [и др.] // Сборник докладов VII Международной конференции «Прикладная оптика - 2006». – Санкт-Петербург, 2006. – С. 205-208.

43. Влияние технологических несовершенств формы светопроводящей жилы на напряженное состояние и оптические характеристики оптоволокна типа panda / А. Н. Труфанов, Н. А. Труфанов, Н. В. Семенов, Н. М. Стрелкова // Современные проблемы науки и образования. – 2014. – № 6. – С. 186-194.

44. Волоконная оптика и приборостроение / М. М. Бутусов, С. Л. Галкин, С. П. Оробинский, Б. П. Пал. – Л. : Машиностроение : Ленингр. отд-ние, 1987. – 327 с.

45. Волоконно-оптические датчики / Т. Окоси, К. Окамото, М. Оцу [и др.]. – Л. : Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние., 1990. – 256 с.

46. Выбор критерия конструкционной прочности неоднородного кварцевого стержня на основе натуральных и вычислительных экспериментов. / А. Н. Труфанов, Ю. И. Лесникова, Н. А. Труфанов, О. Ю. Сметанников // Вычислительная механика сплошных сред. – 2016. – Т. 9. – № 1. – С. 97-108.

47. Высокопрочные волоконные световоды, изготовленные методом

химического осаждения из газовой фазы / В. А. Богатырев, М. М. Бубнов, Н. Н. Вечканов [и др.] // Квантовая электроника. – 1982. – Т. 9. – № 7. – С. 1506-1509.

48. Гавриленко, С. Л. Идентификация линейной вязкоупругой модели Прони по результатам испытаний на релаксацию при сжатии / С. Л. Гавриленко, С. В. Шилько // Теоретическая и прикладная механика. Выпуск 29 : международный научно-технический сборник. – Минск : БНТУ, 2014. – С. 219-223.

49. Глаголев, С. П. Кварцевое стекло: его свойства, производство и применение / С. П. Глаголев. – М. : Госхимтехиздат, 1934. – 214 с.

50. Годовский, Ю. К. Теплофизика полимеров. / Ю. К. Годовский. – М.: Химия, 1982. – 289 с.

51. Голотина, Л. А. Моделирование Особенности Термомеханического Поведения Полимера В Температурном Диапазоне, Включающем Релаксационный Переход / Л. А. Голотина, И. Н. Шардаков // Вестник Пермского Национального Исследовательского Политехнического Университета. Механика. – 2010. – № 3. – С. 49-54.

52. ГОСТ Р 56753-2015. Пластмассы. Определение механических свойств при динамическом нагружении. Часть 1. Общие принципы.

53. ГОСТ Р 56753-2015. Пластмассы. Определение механических свойств при динамическом нагружении. Часть 11. Температура стеклования.

54. Гроднев, И. И. Оптические кабели: конструкции, характеристики, производство и применение / И. И. Гроднев, Ю. Т. Ларин, И. И. Теумин. – М. : Энергоатомиздат, 1991. – 264 с.

55. Гуртов, В. А. Оптоэлектроника и волоконная оптика / В. А. Гуртов. – Петрозаводск : Изд-во ПетрГУ, 2005. – 100 с.

56. Демкина, Л. И. Исследование зависимости свойств стекол от их состава / Л. И. Демкина. – М. : Оборонгиз, 1958. – 249 с.

57. Демкина, Л. И. Физико-химические основы производства оптического стекла / Л. И. Демкина. – Л. : Химия, 1976. – 456 с.

58. Джонсон, Н. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке: Методы обработки данных. Т. 1 / Н. Джонсон, Ф. Лион. – М. : Мир, 1980. – 616 с.
59. Диаграммы состояния силикатных систем. Справочник. Выпуск третий. Тройные силикатные системы. / Н. А. Торопов, В. П. Барзаковский, В. В. Ланин [и др.]. – Л. : Изд. «Наука». Ленингр. отд-ние, 1972. – 448 с.
60. Дианов, Е. М. Упругие напряжения в заготовках для стеклянных волоконных световодов / Е. М. Дианов // Квантовая электроника. – 1978. – Т. 5. – № 11. – С. 2463-2466.
61. Дукельский, К. В. Волоконные световоды для оптических приборов и комплексов специального назначения: специальность 1.3.6 «Оптика»: диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук / К. В. Дукельский. – ИТМО. – Санкт-Петербург, 2022. – 489 с.
62. Ероньян, М. А. Основы нанотехнологии анизотропных одномодовых волоконных световодов. Учебное пособие. / М. А. Ероньян, И. К. Мешковский. – СПб. : НИУ ИТМО, 2014. – 80 с.
63. Есипенко, И. А. Построение и верификация модели нестационарного теплового воздействия на контур волоконно-оптического гироскопа с целью минимизации его теплового дрейфа: диссертация ... кандидата технических наук: 01.02.06 / И. А. Есипенко. – [Место защиты: Ин-т проблем машиноведения РАН] : Пермь, 2017. – 104 с.
64. Есипенко, И. А. Математическая модель теплового дрейфа волоконно-оптического гироскопа и ее экспериментальная верификация / И. А. Есипенко, Д. А. Лыков // Вестник Московского государственного технического университета им. НЭ Баумана. Серия «Приборостроение». – 2017. – № 5 (116). – С. 31-46.
65. Есипенко, И. А. Математическая модель теплового дрейфа волоконно-оптического гироскопа и ее экспериментальная верификация / И. А. Есипенко, Д. А. Лыков // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия «Приборостроение». – 2017. – Т. 116. – № 96. – С. 31-46.

66. Жаворонок, Е. С. Физическое старение и релаксационные процессы в эпоксидных системах / Е. С. Жаворонок, И. Н. Сенчихин, В. И. Ролдугин // Высокомолекулярные соединения. Серия А. – 2017. – Т. 59. – № 2. – С. 113-149.
67. Заиков, Г. Е. Старение и стабилизация полимеров / Г. Е. Заиков // Успехи химии. – 1991. – Т. 60. – № 10. – С. 2220-2249.
68. Зенкевич, О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. – М. : Мир, 1975. – 543 с.
69. Иванов, Г. А. Технология производства и свойства кварцевых оптических волокон / Г. А. Иванов, В. П. Первадчук. – Пермь : Изд-во Пермского нац. исслед. политехнического ун-та, 2011. – 171 с.
70. Ильюшин, А. А. Механика сплошной среды: Учебник / А. А. Ильюшин. – 3-е изд. – М. : Изд-во МГУ, 1990. – 310 с.
71. Ильюшин, А. А. Основы математической теории термовязкоупругости / А. А. Ильюшин, Б. Е. Победря. – М. : Наука, 1970. – 280 с.
72. Инденбом, В. Л. О теории закалки стекла и ее сопоставление с экспериментом / В. Л. Инденбом // Сборник статей ФТТ. – 1959. – Т. 1. – С. 236-240.
73. Исследование механической прочности волоконных световодов для систем оптической связи / В. А. Богатырев, М. М. Бубнов, Е. М. Дианов [и др.] // Квантовая электроника. – 1981. – Т. 8. – № 4. – С. 844-852.
74. Калиткин, Н. Н. Численные методы: в 2 кн. Кн. 1. Численный анализ: учебник для студ. учреждений высш. проф. образования / Н. Н. Калиткин, Е. А. Альшина. – М. : Издательский Центр «Академия», 2013. – 304 с.
75. Кикоин, И. К. Таблицы физических величин. Справочник / И. К. Кикоин. – М. : Атомиздат, 1976. – 1008 с.
76. Китайгородский, И. И. Справочник по производству стекла. Т. 1 / И. И. Китайгородский, С. И. Сильвестрович. – М. : Госстройиздат, 1963. – 1026 с.
77. Корн, Г. Справочник по математике (для научных работников и

инженеров) / Г. Корн, Т. Корн. – М. : Наука, 1974. – 832 с.

78. Кристенсен, Р. Введение в теорию вязкоупругости / Р. Кристенсен. – М. : Мир, 1974. – 340 с.

79. Кручинин, Д. Ю. Физическая химия стеклообразного состояния: учебное пособие / Д. Ю. Кручинин, Е. П. Фарафонтова. – Екатеринбург : Изд-во Урал. ун-та, 2021. – 108 с.

80. Кулеш, А. Ю. Оптимизация оптических и прочностных свойств световодов, изготавливаемых MCVD методом: диссертация ... кандидата физико-математических наук : 01.04.05 / А. Ю. Кулеш. – [Место защиты: С.-Петерб. нац. исслед. ун-т информац. технологий, механики и оптики] : Санкт-Петербург, 2016. – 119 с.

81. Кучикян, Л. М. Физическая оптика волоконных световодов / Л. М. Кучикян. – М. : Энергия, 1979. – 192 с.

82. Леко, В. К. Вязкость кварцевых стекол (обзор) / В. К. Леко // Физика и химия стекла. – 1979. – Т. 5. – № 3. – С. 258.

83. Леко, В. К. Совместные исследования вязкости и кристаллизации кварцевых стекол / В. К. Леко // Физико-химические исследования структуры и свойств кварцевого стекла. Сборник трудов, вып.1 / Ю. Н. научный редактор к.х.н. Кондатьяев ред. . – М. : Государственный институт стекла, 1974. – С. 90-97.

84. Леко, В. К. Свойства кварцевого стекла / В. К. Леко, О. В. Мазурин. – Л. : Наука, 1985. – 166 с.

85. Лесникова, Ю. И. Численное моделирование контактного термосилового воздействия на оптическое волокно в полимерном защитно-упрочняющем покрытии / Ю. И. Лесникова, О. Ю. Сметанников, А. Н. Труфанов // Научно-технический вестник Поволжья. – 2018. – № 2. – С. 28-31.

86. Лунин, Б. С. О температурной зависимости модуля Юнга чистых кварцевых стекол / Б. С. Лунин, С. Н. Торбин // Вестник Московского университета. Серия 2. Химия. – 2000. – Т. 41. – № 3. – С. 172-173.

87. Мазурин, О. В. Стеклование / О. В. Мазурин. – Л. : Наука : Ленингр. отделение, 1986. – 157 с.
88. Мазурин, О. В. Расчет вязкости стекол: учебное пособие / О. В. Мазурин, Г. П. Николина, М. Л. Петровская. – Ленинград : ЛТИ, 1988. – 46 с.
89. Мазурин, О. В. Свойства стекол и стеклообразующих расплавов. Справочник. т. 1-6 / О. В. Мазурин, М. В. Стрельцина, Т. П. Швайко-Швайковская. – СПб. : Наука, 1998.
90. Макаров, В. Л. Сплайн-аппроксимация функций: Учебное пособие / В. Л. Макаров, В. В. Хлобыстов. – М. : Высшая школа, 1983. – 80 с.
91. Механизмы обратимой термической деформации ориентированных полимеров / А. И. Слуцкер, Л. А. Лайус, И. В. Гофман [и др.] // Физика твердого тела. – 2001. – Т. 43. – № 7. – С. 1327-1332.
92. Механическая надежность волоконных световодов / В. А. Богатырев, М. М. Бубнов, С. Д. Румянцев, С. Л. Семенов // Труды ИОФАН.–М.: Наука. – 1990. – Т. 23. – С. 66-93.
93. Минкин, А. М. Технологические основы формообразования чувствительного элемента из кварцевого стекла методом химического травления через текстурированное молибденовое покрытие : диссертация ... кандидата технических наук : 05.17.01 / А. М. Минкин. – [Место защиты: ФГБОУ ВО «Пермский национальный исследовательский политехнический университет»] : Пермь, 2020.
94. Москвитин, В. В. Сопротивление вязко-упругих материалов (применительно к зарядам ракетных двигателей на твердом топливе) / В. В. Москвитин. – Москва : Наука, 1972. – 328 с.
95. Наймушин, И. Г. Численный анализ деформационных процессов в оптоволоконном датчике / И. Г. Наймушин, Н. А. Труфанов, И. Н. Шардаков // Вестник ПНИПУ. Механика. – 2012. – № 1. – С. 104-116.
96. Немилов, С. В. «Оптическое материаловедение: Оптические стекла». Учебное пособие, курс лекций / С. В. Немилов. – СПб. : СПбГУ ИТМО, 2011.



– 175 с.

97. Никоноров, Н. В. Оптическое материаловедение: основы прочности оптического стекла / Н. В. Никоноров, С. К. Евстропьев. – СПб. : СПбГУ ИТМО, 2009. – 102 с.

98. Никоноров, Н. В. Материалы и технологии волоконной оптики: специальные оптические волокна / Н. В. Никоноров, А. И. Сидоров. – СПб. : СПбГУ ИТМО, 2009. – 130 с.

99. Новикова, С. И. Тепловое расширение твердых тел. / С. И. Новикова. – М.: Наука, 1974. – 292 с.

100. Новицкий, Л. А. Теплофизические свойства материалов при низких температурах: Справочник / Л. А. Новицкий, И. Г. Кожевников. – М. : Машиностроение, 1975. – 216 с.

101. О методике определения истинной прочности неорганических стекол / Л. Г. Байкова, Т. И. Песина, С. R. Kurkjian [и др.] // Журнал технической физики. – 2013. – Т. 83. – № 10. – С. 55-60.

102. О применении поляризационной рефлектометрии в сохраняющем поляризацию оптическом волокне при различных температурах / А. Смирнов, В. Бурдин, Д. Власов, Ю. Константинов // Прикладная фотоника. – 2015. – Т. 2. – № 4. – С. 311-321.

103. Определяющие соотношения термомеханического поведения аморфных полимеров в высокоэластическом и стеклообразном состояниях / И. Н. Шардаков, Н. А. Труфанов, В. П. Бегишев [и др.] // Научные доклады. АН СССР. Урал. отд-ние, Ин-т механики сплош. сред. Препринт. – 1989. – С. 42.

104. Оптические свойства эллиптических одномодовых световодов / З. Э. Арутюнян, А. Б. Грудинин, А. Н. Гурьянов [и др.] // Волоконная оптика. Труды ИОФАН. – 1993. – Т. 39. – С. 119-147.

105. Особенности структуры роста кварца и субструктуры травления кварцевого стекла / П. В. Волков, А. Н. Брызгалов, А. И. Капралов [и др.] // Вестник Южно-Уральского государственного гуманитарно-педагогического

университета. – 2012. – № 6. – С. 259-267.

106. Перепелкин, К. Е. Связь между модулем упругости и термическим расширением гетеродесмических полимерных структур / К. Е. Перепелкин // Физика твердого тела. – 1969. – Т. 11. – № 12. – С. 3529-3533.

107. Пехович, А. И. Расчеты теплового режима твердых тел / А. И. Пехович, В. М. Жидких. – Л. : Энергия, 1968. – 304 с.

108. Пивинский, Ю. Е. Исследования в области получения материалов на основе ВКВС плавленного кварца. Часть 3. Изучение и совершенствование процесса центробежного формования / Ю. Е. Пивинский // Новые огнеупоры. – 2016. – № 3. – С. 79-90.

109. Победря, Б. Е. Механика композиционных материалов / Б. Е. Победря. – М. : Изд-во Моск. ун-та, 1984. – 336 с.

110. Победря, Б. Е. Численные методы в теории упругости и пластичности: Учеб. пособие / Б. Е. Победря. – 2-е изд. – М. : Изд-во МГУ, 1995. – 366 с.

111. Подстригач, Я. С. Остаточные напряжения, длительная прочность и надежность стеклоконструкций / Я. С. Подстригач, В. А. Осадчук, А. М. Марголин. – К. : Наук. думка, 1991. – 293 с.

112. Привень, А. И. Основы расчета концентрационно-температурно-временных зависимостей свойств оксидных стеклообразующих веществ в широкой области составов и температур : диссертация ... доктора технических наук : 02.00.21 / А. И. Привень. – Санкт-Петербург : Докт.дис., Санкт-Петербургский государственный технологический институт (технический университет), 2002. – 567 с.

113. Прочность стеклянных волоконных световодов большой длины / В. А. Богатырев, М. М. Бубнов, Н. Н. Вечканов [и др.] // Труды ИОФАН. Волоконная оптика.–М.: Наука. – 1987. – Т. 5. – С. 60-72.

114. Пух, В. П. Прочность и разрушение стекла / В. П. Пух. – Л. : Наука. Ленингр. отд-ние, 1973. – 155 с.

115. Расчет вязкости многокомпонентных боросиликатных стекол / И. А. Левицкий, Е. И. Блинова, Л. Ф. Папко, Ю. Г. Павлюкевич // Труды

БГТУ. № 3. Химия и технология неорганических веществ. – 2010. – Т. 1. – № 3. – С. 47-50.

116. Савин, М. А. Математическое моделирование дрейфа волоконно-оптического гироскопа в условиях внешних воздействий: диссертация ... кандидата технических наук : 05.13.18 / М. А. Савин. – [Место защиты: Перм. нац. исслед. политехн. ун-т] : Пермь, 2018. – 172 с.

117. Самарский, А. А. Численные методы / А. А. Самарский, А. В. Гулин. – М. : Наука, 1989. – 432 с.

118. Сандитов, Д. С. Физические свойства неупорядоченных структур / Д. С. Сандитов, Г. М. Бартенев. – Новосибирск : Наука, 1982. – 259 с.

119. Сандитов, Д. С. Коэффициент Пуассона и параметр Грюнайзена аморфных полимеров / Д. С. Сандитов, В. В. Мантатов // Высокомолекулярные соединения. Серия Б. – 1990. – Т. 32. – № 11. – С. 869-874.

120. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2022669657 «Трехточечный изгиб заготовок силовых стержней анизотропных оптических волокон типа Panda» / Ю. И. Лесникова, А. Н. Труфанов, О. Ю. Сметанников, А. А. Каменских. – Дата регистрации 25.10.2022, .

121. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2022669685 «Программа испытания анизотропного волокна типа Panda с учетом изгиба и натяга в широком диапазоне температур от  $-60$  до  $+60$  °С» / Ю. И. Лесникова, А. Н. Труфанов, О. Ю. Сметанников, А. А. Каменских. – Дата регистрации 25.10.2022, .

122. Сегерлинд, Л. Применение метода конечных элементов: Пер. с англ / Л. Сегерлинд. – М. : Мир, 1979. – 392 с.

123. Семенов, Н. В. Остаточные напряжения в элементах анизотропного оптического волокна «Панда» с учетом технологических несовершенств геометрии: диссертация ... кандидата технических наук : 01.02.04 / Н. В. Семенов. – [Место защиты: Перм. нац. исслед. политехн. ун-т] : Перм. нац. исслед. политехн. ун-т, 2015. – 108 с.

124. Семенов, Н. В. Задача выбора оптимального закона неоднородного

легирования силового стержня для заготовки анизотропного кварцевого волокна типа Панда / Н. В. Семенов, А. Н. Труфанов, Н. А. Труфанов // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. – 2013. – Т. 15. – № 6-2. – С. 484-488.

125. Семенов, Н. В. Остаточные напряжения в силовых стержнях для оптического волокна «Панда» с учетом технологических несовершенств формы легированной зоны / Н. В. Семенов, А. Н. Труфанов, Н. А. Труфанов // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2013. – № 2. – С. 133-144.

126. Семенов, Н. В. О технологических несовершенствах геометрических параметров силового стержня для заготовки оптического волокна Panda / Н. В. Семенов, Н. А. Труфанов, А. А. Адамов // Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики. – 2014. – № 1 (89). – С. 54-59.

127. Семенов, С. Л. Прочность и долговечность волоконных световодов на основе кварцевого стекла: автореферат дис. ... доктора физико-математических наук: 01.04.07 / С. Л. Семенов. – [Место защиты: Ин-т общ. физики им. А.М. Прохорова РАН] : Москва, 2007. – 33 с.

128. Сметанников, О. Ю. Модели механического поведения материалов и конструкций в технологических процессах с терморелаксационным переходом: диссертация ... доктора технических наук: 01.02.04 / О. Ю. Сметанников. – Пермь : [Место защиты: Ин-т прикладной механики УрО РАН], 2010. – 413 с.

129. Сметанников, О. Ю. Сравнительный анализ оптомеханических параметров различных конструкций анизотропных оптических волокон / О. Ю. Сметанников, Е. С. Михалев // Прикладная математика и вопросы управления. – 2013. – № 11. – С. 93-111.

130. Сметанников, О. Ю. Исследование оптико-механических характеристик волокна в условиях термоцикла / О. Ю. Сметанников, А. Н. Труфанов, Ю. И. Лесникова // Известия Самарского научного центра Российской

академии наук. – 2018. – Т. 20. – № 6-2. – С. 255-260.

131. Сметанников, О. Ю. Технологические и остаточные напряжения в неоднородном стеклующемся цилиндрическом стержне / О. Ю. Сметанников, Н. А. Труфанов // Механика композиционных материалов и конструкций. – 2009. – Т. 15. – № 2. – С. 180-191.

132. Сметанников, О. Ю. Математическое моделирование процесса образования остаточных напряжений при изготовлении волокнистых композитов на основе стеклующихся связующих / О. Ю. Сметанников, Н. А. Труфанов, И. Н. Шардаков // Пластические массы. – 1991. – Т. 11. – С. 24-26.

133. Сметанников, О. Ю. Определяющие соотношения термомеханического поведения полимерных материалов в условиях стеклования и размягчения / О. Ю. Сметанников, Н. А. Труфанов, И. Н. Шардаков // Известия РАН. Механика твердого тела. – 1997. – № 3. – С. 106-114.

134. Смирнов, А. С. Об оценке  $h$ -параметра в сохраняющем поляризацию оптическом волокне на основе данных поляризационной рефлектометрии / А. С. Смирнов, В. В. Бурдин, Ю. А. Константинов // Прикладная фотоника. – 2014. – Т. 1. – № 1. – С. 51-57.

135. Снайдер, А. Теория оптических волноводов / А. Снайдер, Д. Лав. – М. : Радио и связь, 1987. – 656 с.

136. Солнцев, С. С. Разрушение стекла / С. С. Солнцев, Е. М. Морозов. – М. : «Машиностроение», 1978. – 152 с.

137. Тейтельбаум, Б. Я. Термомеханический анализ полимеров. / Б. Я. Тейтельбаум. – Москва : «Наука», 1979. – 236 с.

138. Тепловое расширение стекла / О. В. Мазурин, А. С. Тотеш, М. В. Стрельцина, Т. П. Швайко-Швайковская. – Л. : Наука, 1969. – 216 с.

139. Термическое расширение полимеров при циклически изменяющейся температуре / А. И. Слуцкер, В. Л. Гиляров, Ю. И. Поликарпов, Д. Д. Каров // Журнал технической физики. – 2003. – Т. 73. – № 7. – С. 75-81.

140. Термомеханика полимерных материалов в условиях релаксационного

перехода / В. П. Матвеев, О. Ю. Сметанников, Н. А. Труфанов, И. Н. Шардаков. – М. : Физматлит, 2009. – 174 с.

141. Тимошенко, С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Д. Гудьер. – 2-е изд. – М. : Наука, 1979. – 560 с.

142. Труфанов, А. Н. Идентификация определяющих соотношений полимерных материалов в широком температурном диапазоне / А. Н. Труфанов // Материалы XXI Международной конференции по вычислительной механике и современным прикладным программным системам (ВМСППС'2019). – 2019. – С. 355-358.

143. Труфанов, А. Н. Математическое моделирование технологических и остаточных напряжений в анизотропных оптических волокнах : диссертация ... кандидата технических наук : 01.02.04 / А. Н. Труфанов. – Пермь, 2003. – 97 с.

144. Труфанов, А. Н. Эволюция полей технологических напряжений в цилиндрическом силовом стержне для заготовки оптоволокна типа Panda в процессе отжига / А. Н. Труфанов // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2013. – № 1. – С. 210-220.

145. Труфанов, А. Н. О модели термомеханического поведения кварцевых стекол и конструкций из них / А. Н. Труфанов, И. Г. Наймушин // Вестник Пермского государственного технического университета. Механика. – 2010. – № 3. – С. 85-99.

146. Труфанов, Н. А. Численное решение краевых задач механики полимеров с учетом фазовых и релаксационных переходов / Н. А. Труфанов, О. Ю. Сметанников, Т. Г. Завьялова // Математическое моделирование. – 2000. – Т. 12. – № 7. – С. 45-50.

147. Труфанов, Н. А. Модели формирования полей технологических и остаточных напряжений в условиях релаксационного перехода (стеклования) / Н. А. Труфанов, О. Ю. Сметанников, А. Н. Труфанов // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. – 2011. – № 4-5. –

С. 2534-2536.

148. Фельц, А. Аморфные и стеклообразные неорганические твердые тела / А. Фельц. – М. : Мир, 1986. – 558 с.

149. Ферри, Д. Вязкоупругие свойства полимеров / Д. Ферри. – М. : Из-во иностранной литературы, 1963. – 535 с.

150. Физические соотношения для моделирования остаточных напряжений в отверждающемся однонаправленном композите / В. П. Бегишев, О. Ю. Сметанников, Н. А. Труфанов, И. Н. Шардаков // Технологические остаточные напряжения. Материалы III Всесоюзного симпозиума. – М. – 1988. – С. 40-45.

151. Хикс, Ч. Основные принципы планирования эксперимента: пер. с англ / Ч. Хикс. – М. : Мир, 1967. – 408 с.

152. Хиллер, В. В. Определение бора в синтетических и природных образцах методом рентгеноспектрального микрозондового анализа / В. В. Хиллер // Вестник Уральского отделения Российского минералогического общества. – 2014. – № 11. – С. 132-136.

153. Хиллер, В. В. Рентгеноспектральный микроанализ содержания бора в сердцевине заготовок оптоволокна / В. В. Хиллер // XXIV Российская молодежная научная конференция «Проблемы теоретической и экспериментальной химии». – Екатеринбург : Издательство Уральского университета, 2014. – С. 80-81.

154. Хиллиг, У. Б. Причины низкой прочности и предельная прочность аморфных хрупких тел. Прочность стекла: Сборник статей / У. Б. Хиллиг. – М. : Мир, 1969. – 68-120 с.

155. Ходкевич, Л. П. Кварцевое стекло в производстве электровакуумных изделий / Л. П. Ходкевич, В. К. Леко. – М. : Энергоиздат, 1981. – 88 с.

156. Христофоров, А. И. Расчет физико-химических свойств стекол: учебное пособие. / А. И. Христофоров, И. А. Христофорова. – Владимир : Владим.гос.ун-т, 2004. – 80 с.

157. Хувинк, Р. Химия и технология полимеров: Пер. с нем. Т. 2,

Промышленное получение и свойства полимеров Ч. 1 / Р. Хувинк, А. Ставерман. – Л. : Химия, 1965. – 512 с.

158. Черненко, В. Д. Оптомеханика волоконных световодов: Учебное пособие / В. Д. Черненко. – СПб. : Политехника, 2011. – 291 с.

159. Численно-экспериментальное исследование влияния технологических несовершенств геометрии силовых стержней на напряженное состояние и оптические характеристики световода типа «Панда» / Е. В. Праведникова, Н. В. Семенов, А. Н. Труфанов, Н. А. Труфанов // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. – 2014. – Т. 16. – № 6. – С. 89-94.

160. Шумкова, Д. Б. Специальные волоконные световоды: учеб. пособие / Д. Б. Шумкова, А. Е. Левченко. – Пермь : Изд-во Пермского нац. исслед. политехнического ун-та, 2011. – 178 с.

161. Экспериментальные методы определения механических свойств сетчатых полимеров по результатам исследования их ползучести / Б. М. Зуев, Е. М. Зуева, М. М. Петрова, М. П. Данилаев // Вестник Казанского технологического университета. – 2015. – Т. 18. – № 4. – С. 100-104.

162. Эрдеди, А. А. Теоретическая механика. Сопротивление материалов: учеб. пособие для студ. учреждений сред. проф. образования / А. А. Эрдеди, Н. А. Эрдеди. – 8-е изд.,. – М. : Издательский центр «Академия», 2007. – 320 с.

163. A dicyclic method for suppressing the thermal-induced bias drift of I-FOGs / W. Ling, X. Li, Z. Xu, Y. Wei // IEEE Photonics Technology Letters. – 2016. – Vol. 28. – № 3. – P. 272-275.

164. A three-dimensional-FEM model with experimentally determined material parameters of an FBG sensor element in a Panda-type fiber / B. Hopf, B. Fischer, M. Lindner [et al.] // Journal of Lightwave Technology. – 2018. – Vol. 36. – № 4. – P. 1076-1083.

165. Achary S. N. Strong anisotropic thermal expansion in cristobalite-type  $\text{BPO}_4$  / S. N. Achary, A. K. Tyagi // Journal of Solid State Chemistry. – 2004. – Vol. 177. – № 11. – P. 3918-3926.

166. Acrylate-based specialty optical fiber coatings for harsh environments /



A. A. Stolov, J. A. Wrubel, D. A. Simoff, R. Lago // Proceedings of the 65th IWCS Conference. – 2016. – P. 27-34.

167. Agarwal A. A simple IR spectroscopic method for determining fictive temperature of silica glasses / A. Agarwal, K. M. Davis, M. Tomozawa // Journal of Non-Crystalline Solids. – 1995. – Vol. 185. – № 1-2. – P. 191-198.

168. Agarwal A. Correlation of silica glass properties with the infrared spectra / A. Agarwal, M. Tomozawa // Journal of Non-Crystalline Solids. – 1997. – Vol. 209. – № 1-2. – P. 166-174.

169. Aitken B. G. Borophosphosilicate glasses: properties and structure. Vol. 47 / B. G. Aitken, R. E. Youngman.

170. Alam M. S. Modal propagation properties of elliptical core optical fibers considering stress-optic effects / M. S. Alam, S. R. M. Anwar // Int. J. Electron. Commun. Comput. Eng. – 2010. – Vol. 2. – P. 1-6.

171. Alejandro T.-R. M. Prony series calculation for viscoelastic behavior modeling of structural adhesives from DMA data Cálculo de Series de Prony a partir de datos de DMA para modelado de comportamiento viscoelástico de adhesivos estructurales / T.-R. M. Alejandro, D.-G. Marianne, L.-U. L. Edmundo // Ingeniería Investigación y tecnología. – 2020. – Vol. 21. – № 2. – P. 1-10.

172. Almeida R. M. Detection of LO modes in glass by infrared reflection spectroscopy at oblique incidence / R. M. Almeida // Physical Review B. – 1992. – Vol. 45. – № 1. – P. 161-170.

173. Aly M. H. Thermal-stress-induced birefringence in panda and bow-tie optical fibers / M. H. Aly, M. S. A. Abouelwafa, M. M. Keshk // Proceedings of the Fifteenth National Radio Science Conference. NRSC '98 (Cat. No.98EX109). – IEEE, 1998. – P. D14/1-11.

174. Analytic solution for the birefringence produced by thermal stress in polarization-maintaining optical fibers / M. P. Varnham, D. N. Payne, A. J. Barlow, R. D. Birch // Journal of lightwave technology. – 1983. – Vol. 1. – № 2. – P. 332-339.

175. Arridge R. G. C. Cooling time of silica fibres / R. G. C. Arridge, K. Prior //

Nature. – 1964. – Vol. 203. – № 4943. – P. 386-387.

176. Bansal N. P. Coefficient of Thermal Expansion / N. P. Bansal, R. H. Doremus // Handbook of Glass Properties. – Elsevier, 1986. – P. 125-178.

177. Bansal N. P. Density / N. P. Bansal, R. H. Doremus // Handbook of Glass Properties. – Elsevier, 1986. – P. 49-100.

178. Barker R. E. An approximate relation between elastic moduli and thermal expansivities / R. E. Barker // Journal of Applied Physics. – 1963. – Vol. 34. – № 1. – P. 107-116.

179. Bartenev G. M. Theory of fracture of defect-free inorganic glasses / G. M. Bartenev // Soviet materials science: a transl. of Fiziko-khimicheskaya mekhanika materialov / Academy of Sciences of the Ukrainian SSR. – 1973. – Vol. 6. – № 3. – P. 347-351.

180. Bass M. Fiber optics handbook - Fiber, devices, and systems for optical communications / M. Bass, E. W. Van Stryland. – New York : Optical Society of America. McGraw-Hill, 2001. – 416 p.

181. Bauer C. Thermal expansion spectroscopy of thin polymer films introduction / C. Bauer, R. Böhmer // Dielectrics Newsletter. – 2001. – P. 1-3.

182. Beaucage G. Ellipsometric study of the glass transition and thermal expansion coefficients of thin polymer films / G. Beaucage, R. Composto, R. S. Stein // Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics. – 1993. – Vol. 31. – № 3.

183. Bernat V. Analytical solution of stresses and material birefringence in optical fibers with noncircular cladding / V. Bernat, A. L. Yarin // Journal of Lightwave Technology. – 1992. – Vol. 10. – № 4. – P. 413-417.

184. Birch R. D. Fabrication of polarisation-maintaining fibres using gas-phase etching / R. D. Birch, D. N. Payne, M. P. Varnham // Electronics Letters. – 1982. – Vol. 18. – № 24. – P. 1036.

185. Birtch E. Properties of binary GeO<sub>2</sub>-SiO<sub>2</sub> glasses / E. Birtch, J. Shelby, J. Whalen // Physics and Chemistry of Glasses - European Journal of Glass Science and Technology Part B. – 2006. – Vol. 47. – P. 182-185.

186. Bløtekjær K. Strain distribution and optical propagation in tension-coiled

- fibers / K. Bløtekjær // *Optics Letters*. – 1993. – Vol. 18. – № 13. – P. 1059.
187. Bochkova S. D. Development of methods investigation of polarization characteristics of different types of optical fibers / S. D. Bochkova, V. V. Burdin, K. P. Latkin // *Международный студенческий научный вестник (International Student Scientific Herald)*. – 2018. – № №6. – P. 94-101.
188. Breneman R. C. Effect of cristobalite on the strength of sintered fused silica above and below the cristobalite transformation / R. C. Breneman, J. W. Halloran // *Journal of the American Ceramic Society*. – 2015. – Vol. 98. – № 5. – P. 1611-1617.
189. Breneman R. C. Kinetics of cristobalite formation in sintered silica / R. C. Breneman, J. W. Halloran // *Journal of the American Ceramic Society*. – 2014. – Vol. 97. – № 7. – P. 2272-2278.
190. Brown S. B. An internal variable constitutive model for hot working of metals / S. B. Brown, K. H. Kim, L. Anand // *International journal of plasticity*. – 1989. – Vol. 5. – № 2. – P. 95-130.
191. Brueckner R. Properties and structure of vitreous silica. I / R. Brueckner // *Journal of non-crystalline solids*. – 1970. – Vol. 5. – № 2. – P. 123-175.
192. Brugger K. Effect of thermal stress on refractive index in clad fibers / K. Brugger // *Applied Optics*. – 1971. – Vol. 10. – № 2. – P. 437-438.
193. Capacitive scanning dilatometry and frequency-dependent thermal expansion of polymer films / C. Bauer, R. Böhmer, S. Moreno-Flores [et al.] // *Physical Review E*. – 2000. – Vol. 61. – № 2. – P. 1755.
194. Carslaw H. S. *Conduction of heat in solids* / H. S. Carslaw, J. C. Jaeger. – 2nd. – Oxford University Press, 1986. – 520 p.
195. Chang K. S. Pressure-induced birefringence in a coated highly birefringent optical fiber / K. S. Chang // *Journal of Lightwave Technology*. – 1990. – Vol. 8. – № 12. – P. 1850-1855.
196. Chao C.-H. Crystallization of Na<sub>2</sub>O-doped colloidal gel-derived silica / C.-H. Chao, H.-Y. Lu // *Materials Science and Engineering: A*. – 2000. – Vol. 282. – № 1-2. – P. 123-130.
197. Chen C. Effects of doping on the optical fiber drawing process / C. Chen,

- Y. Jaluria // *International journal of heat and mass transfer*. – 2009. – Vol. 52. – № 21-22. – P. 4812-4822.
198. Chen C. Numerical simulation of transport in optical fiber drawing with core-cladding structure / C. Chen, Y. Jaluria // *Journal of Heat Transfer*. – 2007. – Vol. 129. – № 4. – P. 559-567.
199. Chen T. Determining a Prony series for a viscoelastic material from time varying strain data / T. Chen. – NASA, 2000. – 26 p.
200. Cheng X. Effect of draw furnace geometry on high-speed optical fiber manufacturing / X. Cheng, Y. Jaluria // *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*. – 2002. – Vol. 41. – № 8. – P. 757-781.
201. Christensen R. M. *Mechanics of composite materials* / R. M. Christensen. – New York : Dover publications, inc., 2012. – 384 p.
202. Chu P. L. Thermal-stress-induced birefringence in single-mode elliptical optical fibre / P. L. Chu // *Electronics Letters*. – 1982. – Vol. 18. – № 1. – P. 45-47.
203. Comparative investigation on the enthalpy relaxation of four amorphous pentose isomers / C. Gao, B. Ye, B. Jiang, X.-N. Liu // *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. – 2014. – Vol. 115. – № 1. – P. 37-44.
204. Comparison of three enthalpy relaxation models based on fictive temperature and nonlinear Adam–Gibbs formulation / X. Wang, K. Xiao, X. Liu [et al.] // *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. – 2020. – Vol. 140. – № 4. – P. 1791-1800.
205. Contact stresses modeling at the Panda-type fiber single-layer winding and evaluation of their impact on the fiber optic properties / Y. I. Lesnikova, O. Y. Smetannikov, A. N. Trufanov, N. A. Trufanov // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. – 2017. – Vol. 177. – № 1. – P. 012116.
206. Coxon L. D. Measurement of internal stresses in chemically cross-linked high-density polyethylene / L. D. Coxon, J. R. White // *Journal of Materials Science*. – 1979. – Vol. 14. – № 5. – P. 1114-1120.
207. Crystallization of quartz glass fibers during the drawing process / A. Kulesh, M. Eronyan, I. Meshkovskii [et al.] // *Crystal Growth & Design*. – 2015. – Vol. 15. – № 6. – P. 2831-2834.

208. Darwish H. Contribution of germanium dioxide to the thermal expansion characteristics of some borosilicate glasses and their corresponding glass-ceramics / H. Darwish, S. N. Salama, S. M. Salman // *Thermochimica Acta.* – 2001. – Vol. 374. – № 2. – P. 129-135.
209. Design and fabrication of Panda-type erbium-doped polarization-maintaining fibres / Z. Kai, C. De-Yuan, F. Yong-Jun [et al.] // *Chinese Physics.* – 2007. – Vol. 16. – № 2. – P. 478-484.
210. Design of high birefringence stress-induced polarization-maintaining fiber based on utilizing geometrical birefringence / H. Li, X. Li, Y. Zhang [et al.] // *Optical Fiber Technology.* – 2019. – Vol. 53. – P. 102065.
211. Design of PANDA ring-core fiber with 10 polarization-maintaining modes / H. Yan, S. Li, Z. Xie [et al.] // *Photonics Research.* – 2017. – Vol. 5. – № 1. – P. 1-5.
212. “Development and Characterization of ‘Bow-tie’ Single-Mode Optical Fibers” *Photonics and Optoelectronics* Vol.3, N1, pp. 27-35, 1995 / V. A. Aksenov, G. Ivanov, V. Isaev [et al.] // *Photonics and Optoelectronics.* – 1995. – Vol. 3. – № 1. – P. 27-35.
213. Development of method for polarization alignment of PANDA polarization maintaining fiber / J. Yan, L. Miao, T. Huang [et al.] // *Optical Fiber Technology.* – 2019. – Vol. 53. – P. 101999.
214. Dianov E. M. Germania-based core optical fibers / E. M. Dianov, V. M. Mashinsky // *Journal of Lightwave Technology.* – 2005. – Vol. 23. – № 11. – P. 3500-3508.
215. DiMarcello F. V. Fiber drawing and strength properties / F. V. DiMarcello, C. R. Kurkjian, J. C. Williams // *Optical Fiber Communications.* – Elsevier, 1985. – P. 179-248.
216. Doweidar H. Considerations on the structure and physical properties of  $B_2O_3$ – $SiO_2$  and  $GeO_2$ – $SiO_2$  glasses / H. Doweidar // *Journal of Non-Crystalline Solids.* – 2011. – Vol. 357. – № 7. – P. 1665-1670.
217. Dragic P. On the thermo-optic coefficient of  $P_2O_5$  in  $SiO_2$  / P. Dragic,

- M. Cavillon, J. Ballato // *Optical Materials Express*. – 2017. – Vol. 7. – № 10. – P. 3654-3661.
218. Dynamic thermal expansivity near the glass transition / C. Bauer, R. Richert, R. Böhmer, T. Christensen // *Journal of non-crystalline solids*. – 2000. – Vol. 262. – № 1-3. – P. 276-281.
219. Effect of temperature and bending on PANDA polarization-maintaining fibers fabricated by PCVD method / H. Wang, F. Tu, J. Li [et al.] // 2008 IEEE PhotonicsGlobal@Singapore. – IEEE, 2008. – P. 1-4.
220. Eickhoff W. Stress-induced single-polarization single-mode fiber / W. Eickhoff // *Optics letters*. – 1982. – Vol. 7. – № 12. – P. 629-631.
221. Englert W. J. Notes on the system  $B_2O_3-SiO_2-P_2O_5$ : II. Ternary system / W. J. Englert, F. A. Hummel // *J. Soc. Glass. Technol.* – 1955. – Vol. 39. – № 187. – P. 121T.
222. Enhancement of birefringence in polarisation-maintaining fibres by thermal annealing / A. Ourmazd, R. D. Birch, M. P. Varnham [et al.] // *Electronics Letters*. – 1983. – Vol. 19. – № 4. – P. 143-144.
223. Enthalpy recovery in low molecular weight PMMA / L. Andreozzi, M. Faetti, M. Giordano, D. Palazzuoli // *Journal of Non-Crystalline Solids*. – 2003. – Vol. 332. – № 1-3. – P. 229-241.
224. Fabrication of polarization-maintaining and absorption-reducing fibers / N. Shibata, Y. Sasaki, K. Okamoto, T. Hosaka // *Journal of Lightwave Technology*. – 1983. – Vol. 1. – № 1. – P. 38-43.
225. Fabrication of rare earth-doped transparent glass ceramic optical fibers by modified chemical vapor deposition / W. Blanc, V. Mauroy, L. Nguyen [et al.] // *Journal of the American Ceramic Society*. – 2011. – Vol. 94. – № 8. – P. 2315-2318.
226. Feng W. High birefringence and polarization-holding ability in nanosized optical fibers with Si bowtie cores / W. Feng, M. Tsubokawa // *Optics Communications*. – 2020. – Vol. 466. – P. 125603.
227. Fictive temperature distribution in highly Ge-doped multimode optical fibers / M. Lancry, I. Flammer, D. Simons [et al.] // *Journal of Non-Crystalline Solids*. –

2007. – Vol. 353. – № 5-7. – P. 473-476.

228. Fictive temperature measurement of single-mode optical-fiber core and cladding / Dong-Lae Kim, M. Tomozawa, S. Dubois, G. Orcel // *Journal of Lightwave Technology*. – 2001. – Vol. 19. – № 8. – P. 1155-1158.

229. Finite element analysis on stress-induced birefringence of polarization-maintaining optical fiber / R. Guan, X. Wang, X. Wang [et al.] // *Chin. Opt. Lett.* – 2005. – Vol. 3. – № 1. – P. 42-45.

230. Fleming J. D. Fused silica manual / J. D. Fleming. – Atlanta, Georgia : Georgia Institute of Technology, 1959. – 437 p.

231. Fontaine M. Computations of optical birefringence characteristics of highly eccentric elliptical core fibers under various thermal stress conditions / M. Fontaine // *Journal of applied physics*. – 1994. – Vol. 75. – № 1. – P. 68-73.

232. Fraser D. B. Factors influencing the acoustic properties of vitreous silica / D. B. Fraser // *Journal of Applied Physics*. – 1968. – Vol. 39. – № 13. – P. 5868-5878.

233. Fukao K. Dielectric and dilatometric studies of glass transitions in thin polymer films / K. Fukao, Y. Miyamoto // *Le Journal de Physique IV*. – 2000. – Vol. 10. – № PR7. – P. 243-246.

234. Fulcher G. S. Analysis of recent measurements of the viscosity of glasses / G. S. Fulcher // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1925. – Vol. 8. – № 6. – P. 339-355.

235. Gao C. Enthalpy relaxation in d-sorbitol glass / C. Gao, H. M. Ma // *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. – 2015. – Vol. 120. – № 3. – P. 1905-1912.

236. Geissberger A. E. Raman studies of vitreous SiO<sub>2</sub> versus fictive temperature / A. E. Geissberger, F. L. Galeener // *Physical Review B*. – 1983. – Vol. 28. – № 6. – P. 3266-3271.

237. Glass transition effect in liquation silicate–borate–phosphate glasses / B. Łagowska, I. Waclawska, J. Sułowska [et al.] // *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. – 2019. – Vol. 138. – № 3. – P. 2251-2262.

238. Glasses and the glass transition / J. W. P. Schmelzer, I. S. Gutzow,

- O. V Mazurin [et al.]. – WILEY-VCH Verlag GmbH and Co. KGaA, 2011. – 408 p.
239. Gloge D. Optical-fiber packaging and its influence on fiber straightness and loss / D. Gloge // *Bell System Technical Journal*. – 1975. – Vol. 54. – № 2. – P. 245-262.
240. Griffioen W. Optical fiber mechanical reliability: Review of research at Corning's optical fiber strength laboratory white paper / W. Griffioen, G. S. Glaesemann. – Corning Incorporated, 2017.
241. Gulati S. T. Fatigue Behavior of GeO<sub>2</sub>-SiO<sub>2</sub> Glasses / S. T. Gulati, J. D. Helfinstine // *MRS Online Proceedings Library (OPL)*. – 1998. – Vol. 531. – P. 133.
242. Helander P. Measurement of fictive temperature of silica glass optical fibers / P. Helander // *Journal of Materials Science*. – 2004. – Vol. 39. – № 11. – P. 3799-3800.
243. Hetherington G. The viscosity of vitreous silica / G. Hetherington // *Phys. Chem. Glasses*. – 1964. – Vol. 5. – № 5. – P. 130-136.
244. High extinction ratio elliptical core Panda-type polarization-maintaining fiber coil / H. Li, X. Li, J. Wang [et al.] // *Optics Letters*. – 2021. – Vol. 46. – № 17. – P. 4276.
245. High performance UV-cured optical fiber primary coating / A. Sarkar, S. H. Izadpanah, T. E. Bishop [et al.] // *Fiber and Integrated Optics*. – 1987. – Vol. 6. – № 2. – P. 125-131.
246. Hodge I. M. Adam-Gibbs formulation of enthalpy relaxation near the glass transition / I. M. Hodge // *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*. – 1997. – Vol. 102. – № 2. – P. 195.
247. Hodge I. M. Classical relaxation phenomenology / I. M. Hodge. – Cham : Springer International Publishing, 2019. – 256 p.
248. Hodkin F. W. A textbook of glass technology / F. W. Hodkin, A. Cousen. – London : Constable and company LTD., 1925. – 551 p.
249. Hong J. FTIR investigation of amorphous silica fibers and nanosize particles / J. Hong. – Rensselaer Polytechnic Institute, 2003.



250. Horn W. F. Notes on the system  $B_2O_3-SiO_2-P_2O_5$ : I. The  $BPO_4-SiO_2$  join / W. F. Horn, F. A. Hummel // *J. Soc. Glass. Technol.* – 1955. – Vol. 39. – № 187. – P. 113T.
251. Huang Y. Y. Relationship between composition, density and refractive index for germania silica glasses / Y. Y. Huang, A. Sarkar, P. C. Schultz // *Journal of Non-Crystalline Solids.* – 1978. – Vol. 27. – № 1. – P. 29-37.
252. Hutchinson J. M. Physical aging of polymers / J. M. Hutchinson // *Progress in polymer science.* – 1995. – Vol. 20. – № 4. – P. 703-760.
253. Hutchinson J. M. A simple phenomenological approach to the thermal behavior of glasses during uniform heating or cooling / J. M. Hutchinson, A. J. Kovacs // *Journal of Polymer Science: Polymer Physics Edition.* – 1976. – Vol. 14. – № 9. – P. 1575-1590.
254. Hutchinson J. M. Effects of thermal history on structural recovery of glasses during isobaric heating / J. M. Hutchinson, A. J. Kovacs // *Polymer Engineering and Science.* – 1984. – Vol. 24. – № 14. – P. 1087-1103.
255. International Standard ISO 6721-11:2019(E). Plastics – determination of dynamic mechanical properties – part 11: Glass transition temperature; International organization for standardization: Geneva, Switzerland, 2019.
256. Jaluria Y. Advanced materials processing and manufacturing : Mechanical Engineering Series / Y. Jaluria. – Cham : Springer International Publishing, 2018. – 357 p.
257. Jean J.-H. Crystallization kinetics of binary borosilicate glass composite / J.-H. Jean, T. K. Gupta // *Journal of Materials Research.* – 1992. – Vol. 7. – № 11. – P. 3103-3111.
258. Ji M. Integration method to calculate the stress field in the optical fiber / M. Ji, D. Chen, L. Huang // *Optics Communications.* – 2017. – Vol. 403. – P. 103-109.
259. Ji M. Stress distribution characteristics of the optical fiber with multiple stress elements / M. Ji, T. Zhan, F. Shang // *Optical Fiber Technology.* – 2019. – Vol. 53. – P. 102033.

260. Jia M. Research of optical fiber coil winding model based on large-deformation theory of elasticity and its application / M. Jia, G. Yang // *Chinese Journal of Aeronautics*. – 2011. – Vol. 24. – № 5. – P. 640-647.
261. Kakiuchida H. Fictive-temperature dependence of structural relaxation in silica glass / H. Kakiuchida, K. Saito, A. J. Ikushima // *Journal of Applied Physics*. – 2003. – Vol. 94. – № 3. – P. 1705-1708.
262. Kamasa P. Thermal expansivity of polystyrene determined by multi-frequency dilatometry / P. Kamasa, P. Myśliński, M. Pyda // *Thermochimica Acta*. – 2005. – Vol. 433. – № 1-2. – P. 93-97.
263. Kaminow I. Polarization in optical fibers / I. Kaminow // *IEEE Journal of Quantum Electronics*. – 1981. – Vol. 17. – № 1. – P. 15-22.
264. Kaminow I. P. Single-polarization optical fibers: Slab model / I. P. Kaminow, V. Ramaswamy // *Applied Physics Letters*. – 1979. – Vol. 34. – № 4. – P. 268-270.
265. Kim K. The role of helium/argon gas flow in a glass fiber drawing furnace / K. Kim, H. S. Kwak, D. Kim // *Computational Thermal Sciences*. – 2012. – Vol. 4. – № 3. – P. 263-270.
266. Kirkpatrick R. J. Crystal growth from the melt: a review / R. J. Kirkpatrick // *American Mineralogist: Journal of Earth and Planetary Materials*. – 1975. – Vol. 60. – № 9-10. – P. 798-814.
267. Koike A. Adequacy test of the fictive temperatures of silica glasses determined by IR spectroscopy / A. Koike, S.-R. Ryu, M. Tomozawa // *Journal of Non-Crystalline Solids*. – 2005. – Vol. 351. – № 52-54. – P. 3797-3803.
268. Kremer F. Broadband dielectric spectroscopy on the molecular dynamics in thin polymer layers / F. Kremer, A. Serghei // *Abstracts of papers of the American Chemical Society*. – 234th ACS National Meeting, Boston, MA, August 19-23, 2007. – Vol. 234.
269. Krohn D. A. Determination of axial stress in clad glass fibers / D. A. Krohn // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1970. – Vol. 53. – № 9. – P. 505-507.
270. Krohn D. A. Strengthening of glass fibers: I, cladding / D. A. Krohn, A. R. Cooper // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1969. – Vol. 52. –

№ 12. – P. 661-664.

271. Lancry M. Fictive temperature in silica-based glasses and its application to optical fiber manufacturing / M. Lancry, E. Régnier, B. Poumellec // *Progress in Materials Science*. – 2012. – Vol. 57. – № 1. – P. 63-94.

272. Lee E. H. On the generation of residual stresses in thermoviscoelastic bodies / E. H. Lee, T. G. Rogers // *Journal of Applied Mechanics*. – 1965. – Vol. 32. – № 4. – P. 874-880.

273. Lee E. H. Residual stresses in a glass plate cooled symmetrically from both surfaces / E. H. Lee, T. G. Rogers, T. C. Woo // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1965. – Vol. 48. – № 9. – P. 480-487.

274. Lee H.-S. Crystallization of borosilicate glasses for high-strength bulletproof materials / H.-S. Lee, G.-I. Shim, S.-Y. Choi // *Journal of the Korea Institute of Military Science and Technology*. – 2013. – Vol. 16. – № 3. – P. 358-364.

275. Lesnikova Y. I. The effect of contact influence on the opticomemchanical properties of Panda-type fiber under thermocycling conditions / Y. I. Lesnikova, A. N. Trufanov // *Journal of Physics: Conference Series*. – 2018. – Vol. 1129. – № 1. – P. 012023.

276. Lesnikova Y. I. Analysis of the polymer two-layer protective coating impact on Panda-type optical fiber under bending / Y. I. Lesnikova, A. N. Trufanov, A. A. Kamenskikh // *Polymers*. – 2022. – Vol. 14. – № 18. – P. 3840.

277. Li M. Design of ultrahigh birefringent stress-induced polarization-maintaining fiber with hole-assistance / M. Li, X. Li, H. Li // *Optical Fiber Technology*. – 2021. – Vol. 67. – P. 102707.

278. Liu H. Structure, phase transitions, and dynamics in four special oxide glass systems / H. Liu. – Aalborg Universitetsforlag, 2018. – 71 p.

279. Liu J. Analytical estimation of stress-induced birefringence in Panda-type polarization-maintaining fibers / J. Liu, Y. Liu, T. Xu // *IEEE Photonics Technology Letters*. – 2020. – Vol. 32. – № 24. – P. 1507-1510.

280. Low temperature characteristics of UV-curable resin coated optical fiber / N. Yoshizawa, M. Ohnishi, O. Kawata [et al.] // *Journal of Lightwave Technology*.

– 1985. – Vol. 3. – № 4. – P. 779-784.

281. Lu X. The effect of processing parameters on glass fiber birefringence development and relaxation / X. Lu, E. M. Arruda, W. W. Schultz // *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. – 1999. – Vol. 86. – № 1-2. – P. 89-104.

282. MacDowell J. F. B2O3-P2O5-SiO2 glass-ceramics / J. F. MacDowell. – United States, 1986.

283. Maurer R. D. Strength of fiber optical waveguides / R. D. Maurer // *Applied Physics Letters*. – 1975. – Vol. 27. – № 4. – P. 220-221.

284. McKenna G. B. Physical Aging in Glasses and Composites / G. B. McKenna // *Long-Term Durability of Polymeric Matrix Composites*. – Boston, MA : Springer US, 2012. – P. 237-309.

285. Mendez A. Specialty optical fibers handbook. Spec. Opt. fibers Handb. / A. Mendez, T. F. Morse. – Elsevier, 2011. – 798 p.

286. Mohr F. Bias error in fiber optic gyroscopes due to elasto-optic interactions in the sensor fiber / F. Mohr, F. Schadt // *Second European Workshop on Optical Fibre Sensors*. – 2004. – Vol. 5502. – P. 410.

287. Morey G. W. Properties of Glass / G. W. Morey. – New York : Reinhold publishing corporation, 1938. – 561 p.

288. Moynihan C. T. Chapter 1. Structural relaxation and the glass transition / C. T. Moynihan // *Structure, Dynamics, and Properties of Silicate Melts* / J. F. Stebbins [et al.] eds. . – De Gruyter, 1995. – P. 1-20.

289. Namihira Y. Birefringence in elliptical-cladding single-polarisation fibres / Y. Namihira, Y. Ejiri, K. Mochizuki // *Electronics Letters*. – 1982. – Vol. 18. – № 2. – P. 89.

290. Nano-engineered Yb<sub>2</sub>O<sub>3</sub> doped optical fiber: Fabrication, material characterizations, spectroscopic properties and lasing characteristics: A review / M. C. Paul, S. Bysakh, S. Das [et al.] // *Science of Advanced Materials*. – 2012. – Vol. 4. – № 2. – P. 292-321.

291. Napolitano A. Spectrum of relaxation times in GeO<sub>2</sub> glass. / A. Napolitano, P. B. Macedo // *Journal of research of the National Bureau of Standards. Section A*,

Physics and chemistry. – 1968. – Vol. 72A. – № 4. – P. 425-433.

292. Narayanaswamy O. S. A model of structural relaxation in glass / O. S. Narayanaswamy // Journal of the American Ceramic Society. – 1971. – Vol. 54. – № 10. – P. 491-498.

293. Narayanaswamy O. S. Annealing of glass / O. S. Narayanaswamy // Viscosity and Relaxation / D. R. Uhlmann, N. J. Kreidl eds. . – Elsevier, 1986. – Vol. 3. – P. 275-318.

294. Nelder J. A. A simplex method for function minimization / J. A. Nelder, R. Mead // The Computer Journal. – 1965. – Vol. 7. – № 4. – P. 308-313.

295. Noda J. Polarization-maintaining fibers and their applications / J. Noda, K. Okamoto, Y. Sasaki // Journal of Lightwave Technology. – 1986. – Vol. 4. – № 8. – P. 1071-1089.

296. Numerical analysis of relaxation test based on Prony series material model / M. Mottahedi, A. Dadalau, A. Hafla, A. Verl // Integrated Systems, Design and Technology 2010. – Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2011. – P. 79-91.

297. Numerical and experimental analysis of the residual stresses in polymer products under conditions of a complex stress state / V. P. Begishev, O. Y. Smetannikov, N. A. Trufanov, I. N. Shardakov // International polymer science and technology. – 1998. – Vol. 25. – № 4. – P. 85-89.

298. Okamoto K. Fundamentals of optical waveguides (Second Edition) / K. Okamoto. – Academic Press, 2005. – 584 p.

299. Okamoto K. Optical fibers / K. Okamoto // Fundamentals of Optical Waveguides. – Elsevier, 2022. – P. 67-168.

300. Okamoto K. Stress analysis of optical fibers by a finite element method / K. Okamoto, T. Hosaka, T. Edahiro // IEEE Journal of Quantum Electronics. – 1981. – Vol. 17. – № 10. – P. 2123-2129.

301. Optical fiber coatings / S. R. Schmid, A. F. Toussaint, A. Mendez, T. F. Morse // Specialty optical fibers handbook. – Elsevier Amsterdam, 2007. – P. 95-122.

302. Pabst W. Elastic Properties of silica polymorphs - A review / W. Pabst, E. Gregorova // *Ceramics - Silikaty*. – 2013. – Vol. 57. – P. 167-184.
303. Paek U. C. Calculation of cooling rate and induced stresses in drawing of optical fibers / U. C. Paek, C. R. Kurkjian // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1975. – Vol. 58. – № 7-8. – P. 330-335.
304. Pak Chu. Analytical method for calculation of stresses and material birefringence in polarization-maintaining optical fiber / Pak Chu, R. Sammut // *Journal of Lightwave Technology*. – 1984. – Vol. 2. – № 5. – P. 650-662.
305. Payne D. N. Development of low- and high-birefringence optical fibers / D. N. Payne, A. J. Barlow, J. J. Hansen // *IEEE Journal of Quantum Electronics*. – 1982. – Vol. 18. – № 4. – P. 477-488.
306. Polarimetric strain and pressure sensors using temperature-independent polarization maintaining optical fiber / Y. Kikuchi, R. Yamauchi, M. Akiyama [et al.] // *2nd Intl Conf on Optical Fiber Sensors: OFS'84* / R. T. Kersten, R. Kist eds. . – 1984. – Vol. 0514. – P. 395.
307. Prabhugoud M. Finite element analysis of multi-axis strain sensitivities of bragg gratings in PM fibers / M. Prabhugoud, K. Peters // *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*. – 2007. – Vol. 18. – № 8. – P. 861-873.
308. Proctor B. A. The strength of fused silica / B. A. Proctor, I. Whitney, J. W. Johnson // *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*. – 1967. – Vol. 297. – № 1451. – P. 534-557.
309. Radial distribution of fictive temperatures in silica optical fibers / Y.-L. Peng, A. Agarwal, M. Tomozawa, T. A. Blanchet // *Journal of Non-Crystalline Solids*. – 1997. – Vol. 217. – № 2-3. – P. 272-277.
310. Rashleigh S. C. Origins and control of polarization effects in single-mode fibers / S. C. Rashleigh // *Journal of Lightwave Technology*. – 1983. – Vol. 1. – № 2. – P. 312-331.
311. Rashleigh S. C. Polarisation holding in coiled high-birefringence fibres / S. C. Rashleigh, M. J. Marrone // *Electronics Letters*. – 1983. – Vol. 19. – № 20. – P. 850-851.

312. Rashleigh S. C. Temperature dependence of stress birefringence in an elliptically clad fiber / S. C. Rashleigh, M. J. Marrone // *Optics Letters*. – 1983. – Vol. 8. – № 2. – P. 127.
313. Refractive index and density changes in silica glass by halogen doping / H. Kakiuchida, E. H. Sekiya, N. Shimodaira [et al.] // *Journal of Non-Crystalline Solids*. – 2007. – Vol. 353. – № 5-7. – P. 568-572.
314. Ritland H. N. Limitations of the fictive temperature concept / H. N. Ritland // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1956. – Vol. 39. – № 12. – P. 403-406.
315. Ruffin P. B. Sensitivity of polarization-maintaining fibers to temperature variations / P. B. Ruffin, C. C. Sung // J. F. Wade, A. Tuchman eds. . – 1991. – P. 160-167.
316. Sakai J.-I. Birefringence caused by thermal stress in elliptically deformed core optical fibers / J.-I. Sakai, T. Kimura // *IEEE Journal of Quantum Electronics*. – 1982. – Vol. 18. – № 11. – P. 1899-1909.
317. Sakai J. Polarization behavior in multiply perturbed single-mode fibers / J. Sakai, T. Kimura // *IEEE Journal of Quantum Electronics*. – 1982. – Vol. 18. – № 1. – P. 59-65.
318. Scherer G. W. Use of the Adam-Gibbs equation in the analysis of structural relaxation / G. W. Scherer // *Journal of the American Ceramic Society*. – 2006. – Vol. 67. – № 7. – P. 504-511.
319. Schick H. L. A thermodynamic analysis of the high-temperature vaporization properties of silica / H. L. Schick // *Chemical Reviews*. – 1960. – Vol. 60. – № 4. – P. 331-362.
320. Schnable G. L. Devitrification in borophosphosilicate glass films used in VLSI / G. L. Schnable, A. W. Fisher, J. M. Shaw // *Journal of The Electrochemical Society*. – 1990. – Vol. 137. – № 12. – P. 3973-3974.
321. Selection of a structural strength criterion for inhomogeneous silica rod on the basis of full-scale and computational experiments / A. N. Trufanov, Y. I. Lesnikova, N. A. Trufanov, O. Y. Smetannikov // *Computational Continuum Mechanics*. – 2016. – Vol. 9. – № 1. – P. 97-108.

322. Semenov N. V. Residual stresses in preform of stress applying part for panda type optical fiber with considering of technological imperfections of doping / N. V. Semenov, A. N. Trufanov, N. A. Trufanov // PNRPU Mechanics Bulletin. – 2013. – № 2. – P. 133-144.
323. Shardakov I. N. Identification of the temperature dependence of the thermal expansion coefficient of polymers / I. N. Shardakov, A. N. Trufanov // Polymers. – 2021. – Vol. 13. – № 18. – P. 3035.
324. Shelby J. E. Introduction to glass science and technology: Edition 3 / J. E. Shelby. – Royal Society of Chemistry, 2020. – 341 p.
325. Shibata N. Structure design for polarization-maintaining and absorption-reducing optical fibers / N. Shibata, Y. Sasaki, T. Hosaka // Review Electrical Commun. Lab. – 1983. – Vol. 31. – № 3. – P. 393-399.
326. Siddiqui S. A. Effect of stress on the characteristics of elliptical hollow core optical fiber / S. A. Siddiqui // Optical Engineering. – 2011. – Vol. 50. – № 4. – P. 045002.
327. Sosman R. B. The properties of silica / R. B. Sosman // Journal of Geology. – 1928. – Vol. 36. – № 6. – P. 574-575.
328. Spencer R. S. Volume-temperature-time relationships for polystyrene / R. S. Spencer // Journal of Colloid Science. – 1949. – Vol. 4. – № 3. – P. 229-240.
329. Spinner S. Further studies in the annealing of a borosilicate glass / S. Spinner, A. Napolitano // Journal of Research of the National Bureau of Standards Section A: Physics and Chemistry. – 1966. – Vol. 70A. – № 2. – P. 147.
330. Stress analysis of polarization maintaining optical fibers by the finite element method / M. H. Aly, A. S. Farahat, M. S. Helmi, M. Farhoud // IIUM Engineering Journal. – 2000. – Vol. 1. – № 1. – P. 7-14.
331. Stress birefringence analysis of polarization maintaining optical fibers / R. Guan, F. Zhu, Z. Gan [et al.] // Optical Fiber Technology. – 2005. – Vol. 11. – № 3. – P. 240-254.
332. Structural relaxation in vitreous materials / C. T. Moynihan, P. B. Macedo, C. J. Montrose [et al.] // Annals of the New York Academy of Sciences. – 1976. –



Vol. 279. – № 1 The Glass Tra. – P. 15-35.

333. Study on the performance of the stress area mismatched Panda erbium-doped polarization-maintaining fiber / T. Gong, F. Yan, L. Wang [et al.] // *Passive Components and Fiber-based Devices V.* – SPIE, 2008. – Vol. 7134. – P. 472-477.

334. Suhir E. Spring constant in the buckling of dual-coated optical fibers / E. Suhir // *Journal of Lightwave Technology.* – 1988. – Vol. 6. – № 7. – P. 1240-1244.

335. Takegawa K. Aging effects on the thermal expansion coefficient and the heat capacity of glassy polystyrene studied with simultaneous measurement using temperature modulation technique / K. Takegawa, K. Fukao, Y. Saruyama // *Thermochimica Acta.* – 2007. – Vol. 461. – № 1-2. – P. 67-71.

336. Takegawa K. Simultaneous measurement of thermal expansion and heat capacity using temperature modulation technique / K. Takegawa, K. Fukao, Y. Saruyama // *Thermochimica Acta.* – 2005. – Vol. 432. – № 2. – P. 212-215.

337. Tammann G. Die abhängigkeit der viscosität von der temperatur bei unterkühlten flüssigkeiten / G. Tammann, W. Hesse // *Zeitschrift für anorganische und allgemeine Chemie.* – 1926. – Vol. 156. – № 1. – P. 245-257.

338. Tanaka Y. Analysis of TNM model calculation for enthalpy relaxation based on the fictive temperature model and the configurational entropy model / Y. Tanaka, N. Sakamoto // *Journal of Non-Crystalline Solids.* – 2017. – Vol. 473. – P. 26-32.

339. Temperature of the inversion in cristobalite / R. F. Walker, S. Zerfoss, S. F. Holley, L. J. Gross // *J. Res. Natl. Bur. Stand.* – 1958. – Vol. 61. – № 4. – P. 251-261.

340. The effect of HF/NH<sub>4</sub>F etching on the morphology of surface fractures on fused silica / L. Wong, T. Suratwala, M. D. Feit [et al.] // *Journal of Non-Crystalline Solids.* – 2009. – Vol. 355. – № 13. – P. 797-810.

341. The intrinsic strength and fatigue of oxide glasses / C. R. Kurkjian, P. K. Gupta, R. K. Brow, N. Lower // *Journal of Non-Crystalline Solids.* – 2003. – Vol. 316. – № 1. – P. 114-124.

342. The rheology of PEOT/PBT block copolymers in the melt state and in the thermally-induced Sol/Gel transition. Implications on the 3D-Printing bio-scaffold

process / V. Vanzanella, M. Scatto, E. Zant [et al.] // *Materials*. – 2019. – Vol. 12. – № 2. – P. 226.

343. Thermal effects of fiber sensing coils in different winding pattern considering both thermal gradient and thermal stress / W. Ling, X. Li, Z. Xu [et al.] // *Optics Communications*. – 2015. – Vol. 356. – P. 290-295.

344. Thermal expansion and glass transition behaviour of thin polymer films with and without a free surface via neutron reflectometry / D. J. Pochan, E. K. Lin, S. Satija [et al.] // *MRS Proceedings*. – 1998. – Vol. 543. – P. 163.

345. Thermal properties of highly birefringent optical fibers and preforms / A. Ourmazd, M. P. Varnham, R. D. Birch, D. N. Payne // *Applied optics*. – 1983. – Vol. 22. – № 15. – P. 2374-2379.

346. Thickness-direction coefficient of thermal expansion measurement of thin polymer films / H. M. Tong, H. K. D. Hsuen, K. L. Saenger, G. W. Su // *Review of Scientific Instruments*. – 1991. – Vol. 62. – № 2. – P. 422-430.

347. Three-dimensional FEM model of FBGs in PANDA fibers with experimentally determined model parameters / M. Lindner, B. Hopf, A. W. Koch, J. Roths // *25th International Conference on Optical Fiber Sensors* / Y. Chung [et al.] eds. . – SPIE, 2017. – Vol. 10323. – P. 103232A.

348. Tien T.-Y. The System SiO<sub>2</sub>-P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> / T.-Y. Tien, F. A. Hummel // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1962. – Vol. 45. – № 9. – P. 422-424.

349. Tool A. Q. Relation between inelastic deformability and thermal expansion of glass in its annealing range / A. Q. Tool // *Journal of the American Ceramic society*. – 1946. – Vol. 29. – № 9. – P. 240-253.

350. Tool A. Q. Viscosity and the extraordinary heat effects in glass / A. Q. Tool // *Journal of Research of the National Bureau of Standards*. – 1946. – Vol. 37. – № 2. – P. 73-90.

351. Toshio K. Single polarization optical Fibers / K. Toshio, M. Hiroyoshi // *Hitachi Review*. – 1982. – Vol. 31. – № 6. – P. 331-334.

352. Trufanov A. N. Numerical analysis of residual stresses in preform of stress applying part for PANDA-type polarization maintaining optical fibers /

- A. N. Trufanov, O. Y. Smetannikov, N. A. Trufanov // *Optical Fiber Technology*. – 2010. – Vol. 16. – № 3. – P. 156-161.
353. Trufanov A. N. Evolution of technological stress fields in cylindrical stress applying rods for the Panda-type optical fiber during annealing / A. N. Trufanov, N. A. Trufanov, N. V. Semenov // *World Applied Sciences Journal*. – 2013. – Vol. 26. – № 10. – P. 1272-1275.
354. Trufanov A. N. Numerical analysis of residual stresses in preforms of stress applying part for PANDA-type polarization maintaining optical fibers in view of technological imperfections of the doped zone geometry / A. N. Trufanov, N. A. Trufanov, N. V. Semenov // *Optical Fiber Technology*. – 2016. – Vol. 31. – P. 83-91.
355. Tsai K.-H. General solutions for stress-induced polarization in optical fibers / K.-H. Tsai, K.-S. Kim, T. F. Morse // *Journal of lightwave technology*. – 1991. – Vol. 9. – № 1. – P. 7-17.
356. Tschoegl N. W. Poisson's ratio in linear viscoelasticity – a critical review / N. W. Tschoegl, W. G. Knauss, I. Emri // *Mechanics of Time-Dependent Materials*. – 2002. – Vol. 6. – № 1. – P. 3-51.
357. Ulrich R. Polarization coupling in kinked single-mode fibers / R. Ulrich, S. Rashleigh // *IEEE Journal of Quantum Electronics*. – 1982. – Vol. 18. – № 12. – P. 2032-2039.
358. Van Krevelen D. W. Properties of polymers (Fourth Edition) / D. W. Van Krevelen, K. Te Nijenhuis. – Elsevier, 2009. – 1031 p.
359. Vangheluwe D. C. L. Exact calculation of the spring constant in the buckling of optical fibers / D. C. L. Vangheluwe // *Applied Optics*. – 1984. – Vol. 23. – № 13. – P. 2045-2046.
360. Wagstaff F. E. Crystallization and melting kinetics of cristobalite / F. E. Wagstaff // *Journal of the American Ceramic Society*. – 1969. – Vol. 52. – № 12. – P. 650-654.
361. Wang T. T. Long-term mechanical behaviour of optical fibres coated with a UV-curable epoxy acrylate / T. T. Wang, H. M. Zupko // *Journal of Materials*

Science. – 1978. – Vol. 13. – № 10. – P. 2241-2248.

362. Wei Z. Thermo-fluid modeling and robust control of modern optic fiber drawing processes / Z. Wei. – Georgia Institute of Technology, 2004. – 177 p.

363. Williams J. G. Prediction of residual stresses in polymers / J. G. Williams // *Plastics and Rubber Processing and Applications*. – 1981. – Vol. 1. – P. 369-377.

364. Williams M. L. The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids / M. L. Williams, R. F. Landel, J. D. Ferry // *Journal of the American Chemical Society*. – 1955. – Vol. 77. – № 14. – P. 3701-3707.

365. Winkelmann A. Ueber die specifischen Wärmen verschieden zusammengesetzter Gläser / A. Winkelmann // *Annalen der Physik*. – 1893. – Vol. 285. – № 7. – P. 401-420.

366. Winkelmann A. Ueber die elasticität und über die zug-und druckfestigkeit verschiedener neuer gläser in ihrer abhängigkeit von der chemischen zusammensetzung / A. Winkelmann, O. Schott // *Annalen der Physik*. – 1894. – Vol. 287. – № 4. – P. 697-729.

367. Winkelmann A. Ueber thermische Widerstandscoefficienten verschiedener Gläser in ihrer Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung / A. Winkelmann, O. Schott // *Annalen der Physik*. – 1894. – Vol. 287. – № 4. – P. 730-746.

368. Wong D. Effect of fiber coating on temperature sensitivity in polarimetric sensors / D. Wong // *Journal of Lightwave Technology*. – 1992. – Vol. 10. – № 6. – P. 842-846.

369. Wong D. Stress calculations based on point-matching method for mechanically inhomogeneous optical fibers / D. Wong, P. L. Chu // *Journal of Lightwave Technology*. – 1991. – Vol. 9. – № 1. – P. 37-48.

370. Wypych G. Fillers – origin, chemical composition, properties, and morphology / G. Wypych // *Handbook of Fillers*. – Elsevier, 2016. – P. 13-266.

371. Yan Y. Numerical study on the dopant concentration and refractive index profile evolution in an optical fiber manufacturing process / Y. Yan, R. Pitchumani

// International journal of heat and mass transfer. – 2006. – Vol. 49. – № 13-14. – P. 2097-2112.

372. Yongwoo Park. Characterization of a stress-applied polarization-maintaining (PM) fiber through photoelastic tomography / Yongwoo Park, Un-Chul Paek, Dug Young Kim // Journal of Lightwave Technology. – 2003. – Vol. 21. – № 4. – P. 997-1004.

373. Yoshimaru M. Microcrystal growth on borophosphosilicate glass film during high-temperature annealing / M. Yoshimaru, H. Wakamatsu // Journal of The Electrochemical Society. – 1996. – Vol. 143. – № 2. – P. 666-671.

374. Yueai Liu. Analysis of the birefringence properties of optical fibers made by a preform deformation technique / Yueai Liu, B. M. A. Rahman, K. T. V. Grattan // Journal of Lightwave Technology. – 1995. – Vol. 13. – № 2. – P. 142-147.

375. Zheng W. Fourier analysis method for asymmetric polarization-maintaining fiber alignment / W. Zheng, H. Sugawara, B. Malinsky // National Fiber Optic Engineers Conference. – Washington, D.C. : OSA, 2012. – P. JW2A.12.

## ПРИЛОЖЕНИЕ А

Публичное акционерное общество  
**«Пермская научно-производственная  
 приборостроительная компания»**  
 Россия, 614007, г. Пермь, ул. 25 Октября, 106  
 Тел.: +7 (342) 240 05 28, факс: +7 (342) 280 97 19  
 Приемная: +7 (342) 240 05 02  
 Справочная: +7 (342) 240 05 12  
 ИНН 5904000395, КПП 590401001  
 E-mail: root@pnppk.ru  
 www.pnppk.ru



Public Joint Stock  
**«Perm Scientific-Industrial  
 Instrument Making Company»**  
 Russia, 614007, Perm, 25th October St., 106  
 Phone: +7 (342) 240 05 02, Fax: +7 (342) 280 97 19  
 E-mail: root@pnppk.ru www.pnppk.ru



№ 66/86-112-а от 08.11.2022 г.

**УТВЕРЖДАЮ**

Генеральный директор

ПАО «ПНППК»

— А.Г. Андреев

« 11 » 11 2022 г.



**АКТ**

внедрения (использования) результатов диссертационной работы

Труфанова Александра Николаевича

«Термомеханические явления в специальных оптических волокнах при их производстве и эксплуатации», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук по специальности 1.1.8 – Механика деформируемого твердого тела.

Настоящий акт свидетельствует о том, что научно-технические результаты, представленные в диссертационной работе Труфанова Александра Николаевича, посвященной математическому моделированию технологических процессов изготовления анизотропных оптических волокон, внедрены и используются в ПАО «ПНППК» при разработке и производстве оптоволокон типа «Ланда». Результаты были получены в рамках инициативных исследований, хозяйственных работ, грантов и проектов Минобрнауки России № 13-08-96036 «Математические модели технологической механики анизотропных кварцевых оптических волокон», №14-08-31530 «Закономерности формирования оптических характеристик анизотропных световодов под действием конструктивно и технологически обусловленных полей остаточных напряжений», №16-48-590660 «Контактные задачи термовязкоупругости в технологической механике кварцевых анизотропных оптических волокон» и № 20-48-596009 «Термомеханика защитных, защитно-упрочняющих покрытий и прослоек из современных полимерных и композиционных материалов» и др. По итогам исследований к использованию в ПАО «ПНППК» приняты:

1. Рекомендации по выбору полимеров ЗУП в рамках реализации программы импортозамещения.
2. Методика и алгоритм расчета полей остаточных и технологических напряжений в специальных оптических волокнах и связанных с ними оптических характеристик.
3. Методика определения оптимального профиля легирования силовых стержней и рекомендации по организации технологического процесса, позволившие снизить брак.
4. Методика определения функциональной зависимости КЛТР пленочных образцов полимеров ЗУП от температуры и скорости ее изменения.
5. Методика определения критерия конструкционной прочности силового стержня на основе анализа количественных значений критериальных характеристик, полученных в результате серии натуральных и численных экспериментов на разрушение.
6. Результаты исследований закономерностей формирования технологических напряжений в рамках технологической пробы и их влияние на оптические характеристики анизотропного оптического волокна типа «Панда».

Зам. генерального директора по науке –  
директор НТЦ – главный конструктор



10.09.22

А.В. Субботин

## ПРИЛОЖЕНИЕ Б

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



RU

2022669739

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА  
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ  
(12) ГОСУДАРСТВЕННАЯ РЕГИСТРАЦИЯ ПРОГРАММЫ ДЛЯ ЭВМ

Номер регистрации (свидетельства):

2022669739

Дата регистрации: **25.10.2022**

Номер и дата поступления заявки:

**2022669657 25.10.2022**

Дата публикации: 25.10.2022

Контактные реквизиты:

**patinf@pstu.ru**

Авторы:

**Лесникова Юлия Игоревна (RU),  
Труфанов Александр Николаевич (RU),  
Сметанников Олег Юрьевич (RU),  
Каменских Анна Александровна (RU)**

Правообладатель:

**Федеральное государственное автономное  
образовательное учреждение высшего образования  
«Пермский национальный исследовательский  
политехнический университет» (ПНИПУ) (RU)**

Название программы для ЭВМ:

**Трехточечный изгиб заготовок силовых стержней анизотропных оптических волокон типа Panda**

**Реферат:**

Программа предназначена для моделирования термомеханического поведения конструктивных элементов заготовок для вытяжки оптического волокна типа Panda в условиях технологических процессов их изготовления и эксперимент на трехточечный изгиб с учетом остаточных технологических напряжений. Функционал программы нацелен на анализ конструкционной прочности заготовок оптического волокна. Программа предназначена технологом для анализа и корректировки технологии изготовления и конструкции изделий.

**Язык программирования:** ADPL

**Объем программы для ЭВМ:** 0.28 Мб



## ПРИЛОЖЕНИЕ В

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



RU

2022669757

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА  
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ  
(12) ГОСУДАРСТВЕННАЯ РЕГИСТРАЦИЯ ПРОГРАММЫ ДЛЯ ЭВМ

Номер регистрации (свидетельства): <a href="#">2022669757</a>	Авторы: Лесникова Юлия Игоревна (RU), Труфанов Александр Николаевич (RU), Сметанников Олег Юрьевич (RU), Каменских Анна Александровна (RU)
Дата регистрации: 25.10.2022	
Номер и дата поступления заявки: 2022669685 25.10.2022	
Дата публикации: <a href="#">25.10.2022</a>	
Контактные реквизиты: patinf@pstu.ru	Правообладатель: Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Пермский национальный исследовательский политехнический университет» (ПНИПУ) (RU)

Название программы для ЭВМ:

**Программа испытания анизотропного волокна типа Panda с учетом изгиба и натяга в широком диапазоне температур от -60 до +60 °С**

**Реферат:**

Программа предназначена для моделирования термомеханического поведения анизотропного оптического волокна типа Panda с учетом двухслойного полимерного защитно-упрочняющего покрытия, остаточных технологических напряжений, релаксационных переходов в объемах полимерных материалов, изгиба, натяга и контакта с алюминиевой катушкой в широком диапазоне температур от -60 до +60 °С. Функционал программы нацелен на анализ эволюции деформационных и оптических характеристик волокна в рамках термоцикла, в том числе при отклонении геометрических параметров конструктивных элементов. Программа предназначена для помощи технологам, аналитикам и инженерам при анализе влияния сложного напряженно-деформированного состояния оптического волокна типа Panda с защитно-упрочняющим полимерным покрытием на деформационные и оптические характеристики конструкции в широком диапазоне рабочих температур.

**Язык программирования:** ADPL

**Объем программы для ЭВМ:** 0.52 Мб