

# Моделирование поведения топлива в аварийных условиях (ФУМАК)

*Заключительный доклад по проекту  
координированных исследований*



**IAEA**

Международное агентство по атомной энергии

# НОРМЫ БЕЗОПАСНОСТИ МАГАТЭ И ДРУГИЕ ПУБЛИКАЦИИ ПО ДАННОЙ ТЕМЕ

## НОРМЫ БЕЗОПАСНОСТИ МАГАТЭ

В соответствии со статьей III своего Устава МАГАТЭ уполномочено устанавливать или принимать нормы безопасности для защиты здоровья и сведения к минимуму опасностей для жизни и имущества и обеспечивать применение этих норм.

**Публикации, посредством которых МАГАТЭ устанавливает нормы, выпускаются в Серии норм безопасности МАГАТЭ.** В этой серии охватываются вопросы ядерной безопасности, радиационной безопасности, безопасности перевозки и безопасности отходов. **Категории публикаций в этой серии — это Основы безопасности, Требования безопасности и Руководства по безопасности.**

Информацию о программе по нормам безопасности МАГАТЭ можно получить на сайте МАГАТЭ в Интернете

[www.iaea.org/ru/resursy/normy-bezopasnosti](http://www.iaea.org/ru/resursy/normy-bezopasnosti)

На этом сайте содержатся тексты опубликованных норм безопасности и проектов норм безопасности на английском языке. Тексты норм безопасности выпускаются на арабском, испанском, китайском, русском и французском языках, там также можно найти глоссарий МАГАТЭ по вопросам безопасности и доклад о ходе работы над еще не выпущенными нормами безопасности. Для получения дополнительной информации просьба обращаться в МАГАТЭ по адресу: Vienna International Centre, PO Box 100, 1400 Vienna, Austria.

Всем пользователям норм безопасности МАГАТЭ предлагается сообщать МАГАТЭ об опыте их использования (например, в качестве основы для национальных регулирующих положений, для составления обзоров безопасности и учебных курсов) в целях обеспечения того, чтобы они по-прежнему отвечали потребностям пользователей. Эта информация может быть направлена через сайт МАГАТЭ в Интернете или по почте (см. адрес выше), или по электронной почте по адресу [Official.Mail@iaea.org](mailto:Official.Mail@iaea.org).

## ПУБЛИКАЦИИ ПО ДАННОЙ ТЕМЕ

МАГАТЭ обеспечивает применение норм и в соответствии со статьями III и VIII.C своего Устава предоставляет сведения и способствует обмену информацией, касающейся мирной деятельности в ядерной области, и служит в этом посредником между своими государствами-членами.

Доклады по вопросам безопасности в ядерной деятельности выпускаются в качестве **докладов по безопасности**, в которых приводятся практические примеры и подробные описания методов, которые могут использоваться в поддержку норм безопасности.

Другие публикации МАГАТЭ по вопросам безопасности выпускаются в качестве публикаций по **аварийной готовности и реагированию, докладов по радиологическим оценкам, докладов ИНСАГ** — Международной группы по ядерной безопасности, **технических докладов** и документов серии **TECDOC**. МАГАТЭ выпускает также доклады по радиологическим авариям, учебные пособия и практические руководства, а также другие специальные публикации по вопросам безопасности.

Публикации по вопросам физической безопасности выпускаются в **Серии изданий МАГАТЭ по физической ядерной безопасности.**

**Серия изданий МАГАТЭ по ядерной энергии** состоит из информационных публикаций, предназначенных способствовать и содействовать научно-исследовательской работе в области ядерной энергии, а также развитию ядерной энергии и ее практическому применению в мирных целях. В ней публикуются доклады и руководства о состоянии технологий и успехах в их совершенствовании, об опыте, образцовой практике и практических примерах в области ядерной энергетики, ядерного топливного цикла, обращения с радиоактивными отходами и снятия с эксплуатации.

МОДЕЛИРОВАНИЕ  
ПОВЕДЕНИЯ ТОПЛИВА  
В АВАРИЙНЫХ УСЛОВИЯХ (ФУМАК)

Членами Международного агентства по атомной энергии являются следующие государства:

АВСТРАЛИЯ	ИСПАНИЯ	ПЕРУ
АВСТРИЯ	ИТАЛИЯ	ПОЛЬША
АЗЕРБАЙДЖАН	ЙЕМЕН	ПОРТУГАЛИЯ
АЛБАНИЯ	КАЗАХСТАН	РЕСПУБЛИКА МОЛДОВА
АЛЖИР	КАМБОДЖА	РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ
АНГОЛА	КАМЕРУН	РУАНДА
АНТИГУА И BARBUDA	КАНАДА	РУМЫНИЯ
АРГЕНТИНА	КАТАР	САЛЬВАДОР
АРМЕНИЯ	КЕНИЯ	САМОА
АФГАНИСТАН	КИПР	САН-МАРИНО
БАГАМСКИЕ ОСТРОВА	КИТАЙ	САУДОВСКАЯ АРАВИЯ
БАНГЛАДЕШ	КОЛУМБИЯ	СВЯТОЙ ПРЕСТОЛ
БАРБАДОС	КОМОРСКИЕ ОСТРОВА	СЕВЕРНАЯ МАКЕДОНИЯ
БАХРЕЙН	КОНГО	СЕЙШЕЛЬСКИЕ ОСТРОВА
БЕЛАРУСЬ	КОРЕЯ, РЕСПУБЛИКА	СЕНЕГАЛ
БЕЛИЗ	КОСТА-РИКА	СЕНТ-ВИНСЕНТ И ГРЕНАДИНЫ
БЕЛЬГИЯ	КОТ-Д'ИВУАР	СЕНТ-ЛЮСИЯ
БЕНИН	КУБА	СЕРБИЯ
БОЛГАРИЯ	КУВЕЙТ	СИНГАПУР
БОЛИВИЯ,	КЫРГЫЗСТАН	СИРИЙСКАЯ АРАБСКАЯ
МНОГОНАЦИОНАЛЬНОЕ	ЛАТВИЯ	РЕСПУБЛИКА
ГОСУДАРСТВО	ЛАОССКАЯ НАРОДНО-	СЛОВАКИЯ
БОСНИЯ И ГЕРЦЕГОВИНА	ДЕМОКРАТИЧЕСКАЯ	СЛОВЕНИЯ
БОТСВАНА	РЕСПУБЛИКА	СОЕДИНЕННОЕ КОРОЛЕВСТВО
БРАЗИЛИЯ	ЛЕСОТО	ВЕЛИКОБРИТАНИИ И
БРУНЕЙ-ДАРУССАЛАМ	ЛИБЕРИЯ	СЕВЕРНОЙ ИРЛАНДИИ
БУРКИНА-ФАСО	ЛИВАН	СОЕДИНЕННЫЕ ШТАТЫ
БУРУНДИ	ЛИВИЯ	АМЕРИКИ
ВАНУАТУ	ЛИТВА	СУДАН
ВЕНГРИЯ	ЛИХТЕНШТЕЙН	СЬЕРРА-ЛЕОНЕ
ВЕНЕСУЭЛА,	ЛЮКСЕМБУРГ	ТАДЖИКИСТАН
БОЛИВАРИАНСКАЯ	МАВРИКИЙ	ТАИЛАНД
РЕСПУБЛИКА	МАВРИТАНИЯ	ТОГО
ВЬЕТНАМ	МАДАГАСКАР	ТРИНИДАД И ТОБАГО
ГАБОН	МАЛАВИ	ТУНИС
ГАИТИ	МАЛАЙЗИЯ	ТУРКМЕНИСТАН
ГАЙАНА	МАЛИ	ТУРЦИЯ
ГАНА	МАЛЬТА	УГАНДА
ГВАТЕМАЛА	МАРОККО	УЗБЕКИСТАН
ГЕРМАНИЯ	МАРШАЛЛОВЫ ОСТРОВА	УКРАИНА
ГОНДУРАС	МЕКСИКА	УРУГВАЙ
ГРЕНАДА	МОЗАМБИК	ФИДЖИ
ГРЕЦИЯ	МОНАКО	ФИЛИППИНЫ
ГРУЗИЯ	МОНГОЛИЯ	ФИНЛЯНДИЯ
ДАНИЯ	МЬЯНМА	ФРАНЦИЯ
ДЕМОКРАТИЧЕСКАЯ	НАМИБИЯ	ХОРВАТИЯ
РЕСПУБЛИКА КОНГО	НЕПАЛ	ЦЕНТРАЛЬНОАФРИКАНСКАЯ
ДЖИБУТИ	НИГЕР	РЕСПУБЛИКА
ДОМИНИКА	НИГЕРИЯ	ЧАД
ДОМИНИКАНСКАЯ	НИДЕРЛАНДЫ	ЧЕРНОГОРИЯ
РЕСПУБЛИКА	НИКАРАГУА	ЧЕШСКАЯ РЕСПУБЛИКА
ЕГИПЕТ	НОВАЯ ЗЕЛАНДИЯ	ЧИЛИ
ЗАМБИЯ	НОРВЕГИЯ	ШВЕЙЦАРИЯ
ЗИМБАБВЕ	ОБЪЕДИНЕННАЯ РЕСПУБЛИКА	ШВЕЦИЯ
ИЗРАИЛЬ	ТАНЗАНИЯ	ШРИ-ЛАНКА
ИНДИЯ	ОБЪЕДИНЕННЫЕ	ЭКВАДОР
ИНДОНЕЗИЯ	АРАБСКИЕ ЭМИРАТЫ	ЭРИТРЕЯ
ИОРДАНИЯ	ОМАН	ЭСВАТИНИ
ИРАК	ПАКИСТАН	ЭСТОНИЯ
ИРАН, ИСЛАМСКАЯ	ПАЛАУ	ЭФИОПИЯ
РЕСПУБЛИКА	ПАНАМА	ЮЖНАЯ АФРИКА
ИРЛАНДИЯ	ПАРАГВАЙ	ЯМАЙКА
ИСЛАНДИЯ	ПАПУА — НОВАЯ ГВИНЕЯ	ЯПОНИЯ

Устав Агентства был утвержден 23 октября 1956 года на Конференции по выработке Устава МАГАТЭ, которая состоялась в Центральных учреждениях Организации Объединенных Наций в Нью-Йорке. Устав вступил в силу 29 июля 1957 года. Центральные учреждения Агентства находятся в Вене. Главной целью Агентства является достижение «более скорого и широкого использования атомной энергии для поддержания мира, здоровья и благосостояния во всем мире».

IAEA-TECDOC-1889

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОВЕДЕНИЯ ТОПЛИВА  
В АВАРИЙНЫХ УСЛОВИЯХ (ФУМАК)

ЗАКЛЮЧИТЕЛЬНЫЙ ДОКЛАД  
ПО ПРОЕКТУ КООРДИНИРОВАННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

МЕЖДУНАРОДНОЕ АГЕНТСТВО ПО АТОМНОЙ ЭНЕРГИИ  
ВЕНА, 2022 год

## УВЕДОМЛЕНИЕ ОБ АВТОРСКОМ ПРАВЕ

Все научные и технические публикации МАГАТЭ защищены положениями Всемирной конвенции об авторском праве, принятой в 1952 году (Берн) и пересмотренной в 1972 году (Париж). Впоследствии авторские права были распространены Всемирной организацией интеллектуальной собственности (Женева) также на интеллектуальную собственность в электронной и виртуальной форме. Для полного или частичного использования текстов, содержащихся в печатных или электронных публикациях МАГАТЭ, должно быть получено разрешение, которое обычно оформляется соглашениями типа роялти. Предложения о некоммерческом воспроизведении и переводе приветствуются и рассматриваются в каждом случае в отдельности. Вопросы следует направлять в Издательскую секцию МАГАТЭ по адресу:

Группа маркетинга и сбыта (Marketing and Sales Unit)

Издательская секция

Международное агентство по атомной энергии

Венский международный центр,

а/я 100,

A1400 Вена, Австрия

Факс: +43 1 26007 22529

Тел.: +43 1 2600 22417

Эл. почта: [sales.publications@iaea.org](mailto:sales.publications@iaea.org)

<https://www.iaea.org/ru/publikacii>

Для получения дополнительной информации об этой публикации просьба обращаться по адресу:

Секция ядерного топливного цикла и материалов

Международное агентство по атомной энергии

Венский международный центр

PO Box 100

1400 Vienna, Austria

Эл. почта: [Official.Mail@iaea.org](mailto:Official.Mail@iaea.org)

© МАГАТЭ, 2022

Отпечатано МАГАТЭ в Австрии

Декабрь 2022 года

IAEA-TECDOC-1889

ISBN 978-92-0-424720-6 (печатный формат)

ISBN 978-92-0-424820-3 (формат pdf)

ISSN 2414-5181

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Углубленное понимание характеристик топлива может приводить к снижению эксплуатационных запасов, повышению гибкости при обращении с топливом и улучшению экономических показателей. С целью улучшения понимания характеристик топлива МАГАТЭ занимается различными аспектами моделирования поведения топлива в рамках ряда проектов координированных исследований, направленных на: оценку кодов расчета характеристик топлива и оказание поддержки странам, испытывающим потребность в разработке и применении кодов (серия проектов ФУМЕКС); создание базы данных четко определенных экспериментов, пригодных для валидации кодов, в сотрудничестве с Агентством по ядерной энергии ОЭСР (АЯЭ/ОЭСР); передачу отработанного кода моделирования поведения топлива развивающимся странам и оказание поддержки его адаптации к требованиям конкретных реакторов; предоставление руководящих материалов по применению этого кода для оценок эксплуатации и безопасности реакторов; а также предоставления руководящих принципов по обеспечению качества кодов, лицензированию кодов и применению кодов для лицензирования топлива.

В настоящей публикации описываются результаты проекта координированных исследований по моделированию поведения топлива в аварийных условиях (ФУМАК), организованного в рамках Плана действий МАГАТЭ по ядерной безопасности, который был осуществлен после аварии на атомной электростанции «Фукусима-дайти». Данный проект, работы по которому проводились с 2014 по 2018 год, являлся продолжением предыдущих проектов по моделированию поведения топлива: D-COM, 1982–1984 годы; FUMEX, 1993–1996 годы; FUMEX-II, 2002–2006 годы и FUMEX-III, 2008–2012 годы.

Участники проекта использовали данные, полученные в ходе экспериментов по моделированию аварий, в частности данные, предназначенные для изучения поведения топлива при возникновении проектных аварий и запроектных условий, для проведения расчетов по отдельным приоритетным случаям, выявленным на первом совещании по координации исследований. Параметры этих приоритетных случаев были разработаны с учетом индивидуальных приоритетов участников и были выбраны в качестве наиболее доступных, с тем чтобы помочь определить, какие из многочисленных используемых в кодах моделей лучше всего отражают реальность. Эти случаи также использовались для целей верификации и валидации, а также для межкодовых сопоставлений.

МАГАТЭ хотело бы поблагодарить все организации и отдельных лиц, которые внесли вклад в проект ФУМАК, в частности Техническую рабочую группу по характеристикам и технологии топлива за предложение и поддержку этого проекта; Халденский реакторный проект АЯЭ/ОЭСР, Комиссию по ядерному регулированию Соединенных Штатов, Центр энергетических исследований Академии наук Венгрии (МТАЕК) и Технологический институт Карлсруэ (ТИК) за предоставление экспериментальных данных; АЯЭ/ОЭСР за оказание поддержки международной базе данных по экспериментам в области характеристик топлива; и участников проекта за выполнение расчетов и представление резюме и участие в совещаниях. МАГАТЭ также хотело бы поблагодарить всех участвовавших в подготовке промежуточного рабочего материала и заключительного доклада. Сотрудником МАГАТЭ, ответственным за настоящую публикацию, являлся М. Вещунов из Отдела ядерного топливного цикла и технологии обращения с отходами.

## РЕДАКЦИОННОЕ ПРИМЕЧАНИЕ

*Настоящая публикация подготовлена на основе оригинального материала, представленного соавторами, и не редактировалась редакционным персоналом МАГАТЭ. Ответственность за выраженные в ней мнения несут соавторы, и эти мнения необязательно отражают точку зрения МАГАТЭ или его государств-членов.*

*Ни МАГАТЭ, ни его государства-члены не несут ответственности за последствия, которые могут возникнуть в результате использования настоящей публикации. В настоящей публикации не затрагиваются вопросы ответственности — юридической или иного рода — за действия или бездействие со стороны какого-либо лица.*

*Использование тех или иных названий стран или территорий не означает какого-либо суждения со стороны издателя — МАГАТЭ — относительно правового статуса таких стран или территорий, их органов и учреждений либо относительно определения их границ.*

*Упоминание названий конкретных компаний или продуктов (независимо от того, указаны ли они как зарегистрированные) не означает какого-либо намерения нарушить права собственности и не должно рассматриваться как одобрение или рекомендация со стороны МАГАТЭ.*

*Авторы несут ответственность за получение необходимого разрешения, с тем чтобы МАГАТЭ могло воспроизводить, переводить или использовать материал из источников, уже защищенных авторскими правами.*

*МАГАТЭ не несет ответственности за постоянство и точность приводимых в настоящей публикации адресов сайтов внешних или третьих сторон и не гарантирует того, что информационное наполнение таких сайтов является или останется точным и релевантным.*

## СОДЕРЖАНИЕ

1.	ВВЕДЕНИЕ.....	1
	ИСТОРИЯ ВОПРОСА .....	1
	ЦЕЛИ .....	1
	СФЕРА ОХВАТА.....	2
	СТРУКТУРА.....	3
2.	ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ.....	6
2.1.	ИСПЫТАНИЯ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ ВЛИЯНИЯ ОТДЕЛЬНЫХ ЭФФЕКТОВ (ИСПЫТАНИЯ НА РАЗРЫВ, МТА-ЕК) .....	6
2.2.	ИСПЫТАНИЯ В УСЛОВИЯХ АПТ В РАМКАХ ХАЛДЕНСКОГО РЕАКТОРНОГО ПРОЕКТА (IFA-650.2, 9, 10 И 11).....	7
	2.2.1. Подготовка и проведение испытаний.....	8
	2.2.2. Точность данных и сбор данных.....	10
	2.2.3. Описание испытаний.....	11
2.3.	ИСПЫТАНИЕ STUDSVIK АПТ (NRC-192).....	28
	2.3.1. Конструкция и эксплуатация испытательного стенда Studsvik АПТ .....	28
	2.3.2. Испытательный экспериментальный стержень NRC-Studsvik-192 .....	30
	2.3.3. Краткие сведения об условиях и результатах испытаний.....	31
2.4.	ИСПЫТАНИЕ ПУЧКА СТЕРЖНЕЙ QUENCH-L1 В ТИК.....	33
2.5.	CORA-15.....	34
3.	ОПИСАНИЕ КОДОВ И УЛУЧШЕНИЙ МОДЕЛЕЙ .....	36
3.1.	КОДЫ РАСЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК ОДИНОЧНОГО ТОПЛИВНОГО СТЕРЖНЯ.....	36
	3.1.1. FRAPTRAN.....	36
	3.1.2. TRANSURANUS .....	37
	3.1.3. ALCYONE .....	39
	3.1.4. BISON.....	42
	3.1.5. DIONISIO .....	43
	3.1.6. FTRAC и FTRAC — ABAQUS.....	44
	3.1.7. РАПТА-5.2.....	45
	3.1.8. SFPR .....	46
3.2.	СОПРЯЖЕННЫЕ КОДЫ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКОГО РАСЧЕТА И РАСЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК ТОПЛИВНЫХ СТЕРЖНЕЙ .....	47
	3.2.1. MARS-KS .....	47
	3.2.2. GENFLO-FRAPTRAN .....	49
3.3.	КОДЫ ДЛЯ УСЛОВИЙ ТЯЖЕЛОЙ АВАРИИ.....	49
	3.3.1. ATHLET-CD .....	49
	3.3.2. СОКРАТ .....	50

4.	СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ МОДЕЛИРОВАНИЯ.....	52
4.1.	ИСПЫТАНИЯ НА РАЗРЫВ В МТА ЕК.....	52
4.1.1.	Результаты в отношении времени до разрыва оболочки .....	52
4.1.2.	Результаты в отношении давления при разрыве оболочки...53	53
4.1.3.	Результаты в отношении максимальной окружной деформации при отказе с разрывом .....	53
4.2.	ИСПЫТАНИЯ HALDEN АПТ (IFA-650.9, 10, 11).....	55
4.2.1.	IFA-650.9 .....	56
4.2.2.	IFA-650.10.....	67
4.2.3.	IFA-650.11.....	83
4.3.	ИСПЫТАНИЕ STUDSVIK В УСЛОВИЯХ АПТ (NRC-192).....	93
4.3.1.	Результаты в конце базового облучения .....	93
4.3.2.	Результаты по время испытания в условиях АПТ.....	97
4.3.3.	Результаты в конце переходного процесса в условиях АПТ.....	101
4.4.	QUENCH-LOCA L1.....	104
4.4.1.	Результаты во время испытания QUENCH-LOCA.....	105
4.4.2.	Результаты после испытания QUENCH-LOCA.....	107
4.5.	CORA-15.....	114
4.5.1.	Параметры разрыва оболочки для пучка стержней в CORA-15.....	114
4.5.2.	Временные зависимости и осевые зависимости событий в условиях АПТ для центрального стержня 4.4 пучка CORA-15.....	118
4.5.3.	Толщина слоя внешней оксидной пленки на оболочке в CORA-15 после испытания.....	120
4.5.4.	Закупорка пучка CORA-15 после испытания.....	122
4.5.5.	Скорость выхода водорода в течение испытания CORA-15.....	123
5.	АНАЛИЗ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ И ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ ДЛЯ IFA-650.10 .....	125
5.1.	ВВЕДЕНИЕ .....	125
5.2.	УЧАСТНИКИ И ИСПОЛЬЗОВАННЫЕ КОДЫ .....	125
5.3.	СПЕЦИФИКАЦИИ.....	126
5.3.1.	Методология.....	126
5.3.2.	Определение параметров неопределенности входных данных .....	126
5.3.3.	Допущения моделирования.....	128
5.3.4.	Выходные параметры.....	129
5.4.	СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ АНАЛИЗА НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ.....	130
5.4.1.	Внутреннее давление в стержне (ВДС).....	130
5.4.2.	Температура наружной поверхности оболочки (ТНПО).....	133
5.4.3.	Температура внешней поверхности топлива (ТПТ).....	137
5.4.4.	Удлинение оболочки (УО).....	139
5.4.5.	Внешний диаметр оболочки (ВДО) в узле на месте разрыва .....	143

5.5.	СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ АНАЛИЗА ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ .....	145
5.6.	ВЫВОДЫ .....	151
5.7.	РЕЗЮМЕ И РЕКОМЕНДАЦИИ .....	151
	СПРАВОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ.....	153
	ПРИЛОЖЕНИЕ I:.....	161
	СПЕЦИФИКАЦИИ ДЛЯ АНАЛИЗА НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ИСПЫТАНИЯ HALDEN АПТ IFA-650.10.....	161
I-1.	ВВЕДЕНИЕ.....	161
I-2.	МЕТОДОЛОГИЯ .....	162
	I-2.1. Анализ неопределенностей: метод распространения неопределенностей входных данных .....	162
	I-2.2. Анализ чувствительности: Метод глобального анализа чувствительности .....	164
	I-2.3. Инструментальное средство.....	166
I-3.	СПЕЦИФИКАЦИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА .....	167
	I-3.1. Испытание IFA-650.10.....	167
	I-3.2. Моделирование.....	168
I-4.	ОПРЕДЕЛЕНИЕ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ ВХОДНЫХ ДАННЫХ .....	170
	I-4.1. Идентификация параметров неопределенности.....	170
	I-4.2. Неопределенности в расчетных/производственных данных топливных стержней.....	170
	I-4.3. Неопределенности в эксплуатации топливных стержней и граничных условиях испытания.....	171
	I-4.4. Неопределенности в физических свойствах и ключевых моделях.....	171
	I-4.5. Определение неопределенных параметров входных данных .....	172
I-5.	СПЕЦИФИКАЦИЯ ВЫХОДНЫХ ДАННЫХ.....	173
	I-5.1. Выходные данные анализа неопределенностей .....	173
	I-5.2. Выходные данные анализа чувствительности.....	173
	I-5.3. Предлагаемый процесс и график в соответствии с договоренностями .....	173
	СПРАВОЧНЫЙ МАТЕРИАЛ К ПРИЛОЖЕНИЮ I .....	175

## ПРИЛОЖЕНИЕ II

(Его можно найти на отдельной веб-странице публикации по адресу  
[www.iaea.org/publications](http://www.iaea.org/publications))

ACCIDENT CONDITION MODELS IN THE DIONISIO 2.0 CODE.....	1
<i>A. Soba, M. Lemes, E. Goldberg, M. Loza, M. Cazado, M.E. Gonzalez, A. Denis</i>	
QUALIFICATION OF FRAPCON/ FRAPTRAN CODES FOR LOCA FUEL BEHAVIOUR MODELLING AND SAFETY EVALUATION: TRACTEBEL CONTRIBUTION TO FUMAC PROJECT (2014-2017).....	21
<i>J. Zhang, A. Dethioux, T. Drieu, C. Schneidesch</i>	
DEVELOPMENT AND APPLICATION OF MODIFIED FUEL PERFORMANCE CODE BASED ON STAINLESS STEEL AS CLADDING UNDER STEADY STATE, TRANSIENT AND ACCIDENT CONDITIONS.....	55
<i>A. Abe, A.T.E. Silva, C. Giovedi, C. Melo, D.S. Gomes, R.R. Muniz</i>	
FUEL ROD BEHAVIOUR MODELLING AND SAFETY EVALUATION BY TRANSURANUS CODE: HALDEN LOCA TESTS IFA-650 .....	82
<i>S. Boneva, M. Manolova, N. Mihaylov, Ml. Mitev</i>	
DEVELOPMENT OF FTPAC CODE AND APPLICATION ON SAFETY PERFORMANCE RESEARCH UNDER LOCA CONDITION .....	95
<i>A. Abe, A.T.E. Silva, C. Giovedi, C. Melo, D.S. Gomes, R.R. Muniz</i>	
SIMULATION OF FUEL ROD LOCA BEHAVIOR TESTS IFA-650.9/10/11 WITH FRAPCON & FRAPTRAN CODE.....	109
<i>X. Yiran, R. Qisen, C. Mengteng, Z. Yongdong</i>	
FUEL BEHAVIOUR UNDER LOCA CONDITIONS ESTIMATED WITH FRAPTRAN.....	128
<i>J. Heikinheimo, V. Tulkki, J. Kättö, T. Ikonen, H. Loukusa</i>	
FUEL SIMULATION OF LOCA TESTS USING ALCYONE FUEL PERFORMANCE CODE.....	143
<i>A. Bouloré, C. Struzik</i>	
RESULTS OF THE CORA-15 BUNDLE TEST WITH PRESSURIZED RODS .....	159
<i>J. Stuckert</i>	
RESULTS OF THE LOCA REFERENCE BUNDLE TEST QUENCH-L1 WITH ZIRCALOY-4 CLADDINGS.....	174
<i>J. Stuckert, M. Große, M. Steinbrück, M. Walter</i>	
POST-TEST SIMULATION OF CORA TEST 15 WITH ATHLET-CD .....	205
<i>H. Austregesilo, Ch. Bals, Th. Hollands</i>	

FINAL REPORT FOR THE DEVELOPMENT AND APPLICATION OF THE TRANSURANUS CODE FOR THE FUMAC PROJECT .....	213
<i>P. Van Uffelen, A. Schubert, J. Van De Laar</i>	
MTA EK ACTIVITIES IN THE IAEA FUMAC CRP .....	245
<i>K. Kulacsy</i>	
MODELLING OF THE BEHAVIOUR OF INERT GASES IN OXIDE AND MIXED OXIDE NUCLEAR FUEL UNDER DESIGN BASIS ACCIDENT CONDITIONS.....	259
<i>L. Luzzi, T. Barani, L. Cognini, D. Pizzocri</i>	
SIMULATION OF FUEL BEHAVIOR DURING LOCA CONDITION USING FRAPCON/FRAPTRAN AND THE COUPLED MARS-KS CODE: .....	268
<i>H. Kim, C. Shin, Y. Yang, Y. Koo, T. Kim</i>	
NUMERICAL ANALYSIS OF CORA-15 TEST BY SOCRAT CODE.....	282
<i>K.S. Dolganov, A.E. Kiselev, A.E. Tarasov, D. Yu. Tomashchik, T.A. Yudina</i>	
SIMULATION OF INITIAL AND BOUNDARY CONDITIONS WITH SOCRAT CODE FOR BENCHMARKS BASED ON IFA-650.10 AND IFA-650.11 TESTS.....	296
<i>K.S. Dolganov, A.E. Kiselev, D. Yu. Tomashchik, T.A. Yudina</i>	
CALCULATION MODELING OF THERMOMECHANICAL BEHAVIOR OF FUEL RODS IN IFA-650.9, IFA-650.10 AND IFA-650.11 EXPERIMENTS USING RAPTA-5.2 CODE.....	315
<i>V.I. Kuznetsov, A.V. Kumachev, V.V. Novikov, A.V. Salatov, P.V. Fedotov</i>	
ANALYSIS OF FUEL CLAD DOUBLE-SIDE OXIDATION AND SECONDARY HYDRIDING UNDER LOCA CONDITIONS IN IFA-650.2 TEST.....	339
<i>V.E. Shestak, B.C. Oberländer, M.S. Veshchunov</i>	
IMPLEMENTATION OF THE MOLTEN U-ZR-O SLUG (BLOCKAGE) RELOCATION MODEL INTO THE SFPR CODE .....	349
<i>V.E. Shestak, A.V. Boldyrev, M.S. Veshchunov</i>	
FRAPTRAN CAPABILITIES TO MODEL LOCA THERMO-MECHANICS .....	360
<i>L.E. Herranz, S.B. Peláez</i>	
IMPROVING THE FRAPTRAN PROGRAM FOR FUEL ROD LOCA ANALYSES BY NOVEL MODELS AND ASSESSMENT OF RECENT DATA ....	381
<i>L.O. Jernkvist, A. Massih</i>	
TESTING OF THE TRANSURANUS COMPUTER CODE BY JOINT SOLUTION OF TEST PROBLEMS WITHIN FUMAC PROJECT .....	452
<i>M. Ieremenko</i>	

CONTRIBUTION OF IDAHO NATIONAL LABORATORY TO  
THE CRP FUMAC .....470

*G. Pastore, R. Williamson, J. Hales, K. Gamble, R. Gardner, J. Tompkins*

# 1. ВВЕДЕНИЕ

## ИСТОРИЯ ВОПРОСА

Моделирование поведения топлива является приоритетной задачей в рамках подпрограммы МАГАТЭ «Инженерно-технические аспекты топлива ядерных энергетических реакторов». Разработка и верификация компьютерных кодов возможны на основе высококачественных данных экспериментов, требующих весьма дорогостоящих и тщательно выполненных внутриреакторных испытаний и исследований после облучения. Именно поэтому международное сотрудничество в этой области является весьма желательным. МАГАТЭ оказывает поддержку заинтересованным государствам-членам в их усилиях, направленных на расширение возможностей их компьютерных кодов, используемых для прогнозирования поведения топлива.

С 1980-х годов была осуществлена серия из четырех проектов координированных исследований (ПКИ): D-COM (1982–1984 годы) [1], FUMEX (1993–1996 годы) [2], FUMEX-II (2002–2007 годы) [3] и FUMEX-III (2008–2012 годы) [4], направленных на моделирование поведения ядерного топлива в нормальных условиях эксплуатации. Эти проекты заслужили признательность (и высокую оценку) государств-членов. Предлагаемый ПКИ T12028 по моделированию поведения топлива в аварийных условиях (ФУМАК) продолжит эту серию проектов с акцентом на поведение топлива в условиях проектной аварии (ПА) и в запроектных условиях (ЗУ).

Настоящий ПКИ по моделированию поведения топлива в аварийных условиях (ФУМАК) был организован в связи с аварией на АЭС «Фукусима-дайти» и в рамках Плана действий МАГАТЭ по ядерной безопасности, в соответствии с рекомендацией технической рабочей группы МАГАТЭ по характеристикам и технологии топлива (ТРГ-ХТТ, в 2012 году) организовать новый ПКИ по моделированию поведения топлива с уделением особого внимания аварийным условиям. Предварительные соображения, выработанные методом мозгового штурма в ходе Технического совещания по поведению и моделированию топлива в условиях тяжелых переходных режимов и аварий с потерей теплоносителя (АПТ), состоявшегося в Японии в октябре 2011 года, были согласованы в 2012 году с АЯЭ/ОЭСР и доработаны в ходе более детальных обсуждений на другом Техническом совещании по моделированию поведения топлива водоохлаждаемых реакторов, включая условия проектных и тяжелых аварий, проведенном в Китае в 2013 году, и окончательно сформулированы на Международном семинаре-практикуме по QUENCH в Германии в том же году. ПКИ ФУМАК осуществлялся МАГАТЭ с 2014 года, а его завершение было запланировано на 2018 год.

## ЦЕЛИ

Цели ПКИ ФУМАК состоят в том, чтобы:

- провести анализ и улучшить понимание поведения топлива в аварийных условиях, с уделением основного внимания АПТ (ПА) и с учетом ранней фазы развития аварии на АЭС «Фукусима-дайти» (ЗУ);
- выполнить сбор качественных результатов экспериментов по моделированию аварий и распространить опыт государств-членов;
- выявить передовую практику применения физических моделей и компьютерных кодов, используемых в различных государствах-членах для моделирования поведения топлива в аварийных условиях, а также улучшить возможности этих моделей и кодов в области прогнозирования.

## СФЕРА ОХВАТА

При планировании ПКИ ФУМАК использовался хорошо зарекомендовавший себя организационный подход, примененный в ПКИ FUMEX-III [4], который предполагал перекрестное сравнение компьютерных кодов, используемых в разных государствах-членах. Некоторые данные моделирования на основе экспериментальных результатов, предоставленные участниками ПКИ, будут включены в международную базу данных по экспериментам в области характеристик топлива (IFPE) (разработанную в сотрудничестве и координации АЯЭ/ОЭСР, МАГАТЭ и Халденским реакторным проектом/ИЭТ/ОЭСР) и использованы для верификации кодов. Были использованы различные коды: от кодов расчета характеристик топлива (DIONISIO, FRAPTRAN, FTPAC, RAPTA, SFPR, TRANSURANUS) до системных кодов или кодов расчета для серьезных аварий (ATHLET-CD, MELCOR, СОКРАТ), а также многомерных кодов расчета характеристик топлива (ALCYONE, BISON).

В течение последних десятилетий поведение топлива во время АПТ тщательно изучалось. Недавние испытания в условиях АПТ, проведенные в Халдене, Норвегия, и Студсвике, Швеция, возродили интерес к явлениям перемещения и дисперсии топлива. И действительно, результаты испытаний показывают, что при глубоком выгорании топливные таблетки могут распадаться на весьма мелкие фрагменты, с более высокой потенциальной возможностью осевого перемещения и последующего диспергирования, чем это наблюдалось для топлива с низким и средним выгоранием в ранее проведенных испытаниях. Эта область исследований также рассматривается Рабочей группой по безопасности топлива (РГБТ (WGFS)) Агентства по ядерной энергии (АЯЭ) при Комитете по безопасности ядерных установок (КБЯУ), и она определена в качестве одного из ключевых вопросов в проекте координированных исследований ФУМАК МАГАТЭ.

В марте 2014 года в Вене было проведено подготовительное консультативное совещание, на котором с целью структурирования и определения с помощью вопросника сферы охвата ПКИ были представлены и обсуждены результаты работы консультативной группы, а также рассмотрены его потенциальные участники. На рассмотрение был предложен предварительный перечень имеющихся экспериментов для сравнительного исследования.

11–14 ноября 2014 года в ТИК (Карлсруэ, Германия) совместно с 20-м семинаром-практикумом по QUENCH было проведено первое совещание по координации исследований (СКИ) в рамках этого ПКИ. На этом совещании присутствовали 27 участников из 21 организации, представлявших 18 государств-членов.

2-е совещание по координации исследований состоялось в Венском международном центре с 30 мая по 3 июня 2016 года. На этом совещании присутствовали 27 участников из 21 организации, представлявших 18 государств-членов.

3-е совещание по координации исследований состоялось в Венском международном центре 13–17 ноября 2017 года. В работе этого совещания приняли участие 24 участника из 22 организаций и 3 наблюдателя из 2 организаций, представлявших 18 государств-членов.

21–23 февраля 2018 года в Вене состоялось заключительное консультативное совещание, посвященное завершению подготовки заключительного доклада по ПКИ по моделированию поведения топлива в аварийных условиях.

## СТРУКТУРА

В настоящей публикации обобщены результаты и выводы ПКИ ФУМАК в рамках плана работы, совместно согласованного 26 организациями из 18 государств-членов. Список участвовавших организаций, внесших индивидуальные вклады в подготовку настоящего документа категории TECDOC (согласно приложению II), и использованные ими коды (более подробно представленные в разделе 3) приведены в таблице 1.

В конце настоящего доклада приведен список главных научных исследователей, представлявших эти организации в ПКИ. Как описано в таблице 2 и более подробно представлено в разделе 2, для сравнительных исследований были выбраны хорошо проверенные наборы экспериментальных данных испытаний по определению влияния отдельных эффектов: испытаний на вздутие оболочки (PUZRY от МТА ЕК); вне реакторных испытаний одиночных стержней в условиях АПТ (Studsvik 192, 198); внутри реакторных испытаний одиночных стержней в условиях АПТ (IFA 650.9–11 от Халденского проекта); вне реакторных испытаний в ТИК пучков стержней в условиях АПТ (QUENCH-L1) и испытаний пучков стержней в условиях тяжелой аварии (CORA 15).

В ходе ПКИ были проведены обсуждения, связанные с теплогидравлическими (ТГ) граничными условиями (ГУ) и новыми испытаниями. Было решено применять в отношении экспериментов IFA 650.9, 10 и 11 общие ГУ, рассчитанные с помощью интегрального кода СОКРАТ для условий тяжелой аварии (от ИБРАЭ, Российская Федерация). Кроме того, в связи с подготовкой новых критериев лицензирования в различных государствах-членах было проанализировано испытание IFA-650.2 с использованием новых данных ПРИ (после реакторного исследования) по наводороживанию.

Было также предложено сравнить имеющиеся коды для условий серьезной аварии с экспериментальными данными испытания CORA 15. Данные экспериментов IFA-650 и испытания QUENCH-LOCA1 должны были обеспечить общую основу (эталонные случаи) для различных типов кодов, задействованных в ПКИ.

ТАБЛИЦА 1. УЧАСТНИКИ ПКИ ФУМАК

Страна	Организация	Индивидуальный вклад	Код	Эксперимент
Аргентина	НКАЭ	Приложение II	DIONISIO-2.0	–
Бельгия	Компания «Трактебель»	Приложение II	FRAPTRAN-TE-1.5	–
Бразилия	ИПЕН-НКЯЭ	Приложение II	FRAPTRAN	–
Болгария	ИЯИЯЭ	Приложение II	TRANSURANUS	–
Китай	КИАЭ	Приложение II	FTPAC	–
Китай	КНИИТЯЭ (CNPRI)	Приложение II	FRAPTRAN-1.5	–
Германия	ОИЦ	Приложение II	TRANSURANUS	–
Германия	ТИК	Предоставленные данные (разделы 2.4, 2.5) Приложение II	–	QUENCH-LOCA1, CORA-15
Финляндия	VTT	Приложение II	FRAPTRAN-1.5, 2.0	–
Франция	КАЭ	Приложение II	ALCYONE-1D	–
Венгрия	МТАЕК	Предоставленные данные (раздел 2.1) Приложение II	FRAPTRAN-2.0	PUZRY

Страна	Организация	Индивидуальный вклад	Код	Эксперимент
Италия	МПИ (Миланский политехнический институт)	Приложение II	Моделирование	–
Япония	NSR	–	–	–
Республика Корея	КАЭРИ	Приложение II	FRAPTRAN-1.5/ S-FRAPTRAN	–
Норвегия	ИЭТ (IFE)	Предоставленные данные (раздел 2.2)	–	IFA-650.9/10/11 и 650.2
Российская Федерация	ВНИИНМ им. Бочвара	Приложение II	РАПТА-5.2	–
Российская Федерация	ИБРАЭ	Приложение II	СОКПАТ, SFPR	Граничные условия для IFA-650.9/10/11
Испания	СИЭМАТ Шведское	Приложение II	FRAPTRAN-1.5	–
Швеция	управление по радиационной безопасности (ССМ)	Приложение II	FRAPTRAN-QT-1.5	–
Украина	Компания «Энергориск»	–	MELCOR	–
Украина	ГНТЦ ЯРБ	Приложение II	TRANSURANUS	–
США	АНЛ, Мемор. ин-т Баттелла	Приложение II	BISON-2D	–
США	Корпорация «Вестингауз»	Приложение II	МААР	–
США	КЯР США	Предоставленные данные (раздел 2.3)	–	Studsvik 192, 198
Германия	ГРС (Активный наблюдатель)	Приложение II	ATHLET-CD	–
Международная	АЯЭ/ОЭСР	–	Наблюдатель	–

ТАБЛИЦА 2. МАТРИЦА ИСПЫТАНИЙ ДЛЯ СРАВНИТЕЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

IFA-650.9	IFA-650.10	IFA-650.11	Studsvik 192, 198	МТАЕК	QUENCH LOCA1	CORA 15	Анализ неопределенностей
С рассеянием PWR UO <sub>2</sub>	ВВЭР	Вне-реакторные, одиночный топливный стержень	Сегменты топливного стержня	Вне-реакторные, пучок стержней	Вне-реакторные, пучок стержней	Вне-реакторные, пучок стержней	DAKOTA, URANIE и т.д.

Многие участники использовали ПКИ для разработки и предоставления (или расширения) базы данных по валидации своих кодов. Некоторые из них применяли коммерческие коды и использовали ПКИ для того, чтобы помочь развитию понимания своих кодов и обучать молодых специалистов. Широкий круг участников и их потребностей способствовал ценным информативным дискуссиям и широкому сотрудничеству между участниками. В рамках ПКИ было проведено сравнение результатов моделирования, сведения о котором представлены в разделе 4.

И наконец, участники также согласились расширить сферу анализа, включив в нее анализ неопределенностей и чувствительности, сведения о котором представлены в разделе 5 для испытания IFA-650.10. В приложении I представлены краткие сведения об анализе неопределенностей и его подробных спецификациях, подготовленные компанией «Трактебель». В приложении II содержатся материалы заключительных докладов, представленных участниками.

## 2. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

### 2.1. ИСПЫТАНИЯ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ ВЛИЯНИЯ ОТДЕЛЬНЫХ ЭФФЕКТОВ (ИСПЫТАНИЯ НА РАЗРЫВ, МТА-ЕК)

ФУМАК были предоставлены данные испытаний по определению влияния отдельных эффектов вздутия и разрыва, проведенных компанией-предшественником МТА ЕК (КФКИ АЕКІ).

Эксперименты, предложенные для сравнительных исследований, представляли собой испытания на вздутие и разрыв с использованием необлученных, не окисленных трубок из циркалоя-4. Трубки имели длину 50 мм и внутренний/внешний диаметр 9,3/10,75 мм. Образцы нагревались в индукционной печи и выдерживались при постоянной температуре, в то время как внутреннее давление увеличивалось с постоянной скоростью до момента разрыва.

Подробное описание этих испытаний и испытательного оборудования можно найти в [5, 6].

В качестве экспериментов, наиболее близких к реальным сценариям АПТ с большим разрывом оболочки, были выбраны шесть экспериментов:

- PUZRY-26 (700°C, 0,119 бар/с);
- PUZRY-30 (800°C, 0,263 бар/с);
- PUZRY-18 (900°C, 0,115 бар/с);
- PUZRY-8 (1000°C, 0,076 бар/с);
- PUZRY-10 (1100°C, 0,071 бар/с);
- PUZRY-12 (1200°C, 0,072 бар/с).

Результаты этих испытаний показаны на рис. 1 и 2.

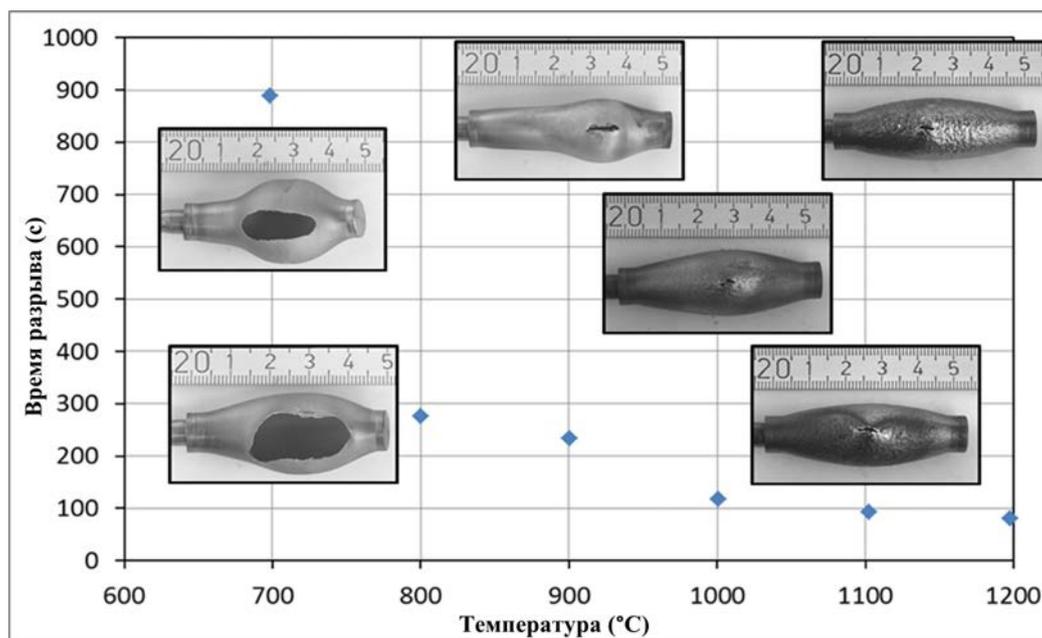


РИС. 1. Зависимость времени разрыва от температуры для 6 испытаний PUZRY.

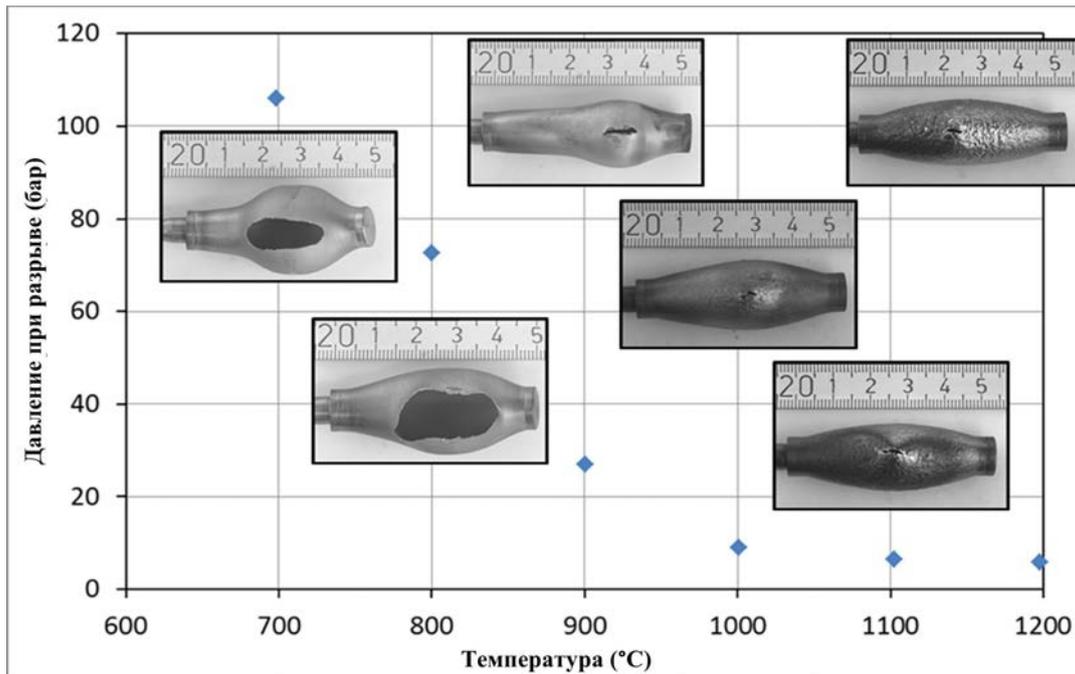


РИС. 2. Зависимость давления при разрыве от температуры для 6 испытаний PUZRY.

## 2.2. ИСПЫТАНИЯ В УСЛОВИЯХ АПТ В РАМКАХ ХАЛДЕНСКОГО РЕАКТОРНОГО ПРОЕКТА (IFA-650.2, 9, 10 И 11)

Серия испытаний IFA-650 на реакторе «Халден» была частью совместной международной программы Халденского реакторного проекта. В этих испытаниях исследовались в условиях АПТ характеристики топлива с глубоким выгоранием, облученного на коммерческих атомных электростанциях. Для ФУМАК были отобраны три эксперимента:

- IFA-650.9 (топливо PWR): при воздействии условий АПТ были выявлены значительное вздутие, фрагментация и перемещение топлива;
- IFA-650.10 (топливо PWR): были выявлены умеренное вздутие, фрагментация и диспергирование топлива;
- IFA-650.11 (топливо ВВЭР): были выявлены незначительное вздутие и фрагментация топлива.

Некоторые участники также провели оценку результатов IFA-650.2 — испытания перед вводом в эксплуатацию с использованием свежего топлива, и обсудили их на совещаниях по координации исследований. Учитывая сложность IFA-650.9 (очень глубокое выгорание, сложные ТГ условия, также требуется модель осевого перемещения), участники согласились использовать IFA-650.10 в качестве примера для анализа неопределенностей и чувствительности (АНИЧ), см. приложение I.

Результаты, полученные с использованием различных кодов, как сообщалось участниками, в целом имели одинаковые тенденции как для испытания IFA-650.10, так и для испытания IFA-650.11.

### 2.2.1. Подготовка и проведение испытаний

Схематический чертеж испытательного стенда и контрольно-измерительной оснастки показан на рис. 3. Наибольшая часть энергии для обеспечения нагрева в условиях АПТ поступала в виде низкого уровня энергии деления в топливном стержне. Окружающий стержень электрический нагреватель, служивший в качестве разделителя путей потока, был установлен для моделирования определенной энергии, поступающей от соседних стержней.

Инструментальная оснастка состояла из трех термопар на поверхности оболочки (ТСС), экстенсометра оболочки (ЕС), датчика давления в топливе (РF), трех ванадиевых детекторов нейтронного потока, двух термопар на поверхности нагревателя (ТСН) и термопар на входе (ТI) и выходе (ТО) стенда. Температура нагревателя измерялась двумя встроенными термопарами. Осевое распределение мощности регистрировалось тремя ванадиевыми нейтронными детекторами прямой зарядки (ДПЗ).

На рис. 4 показан схематический рисунок контура для экспериментов в условиях АПТ на реакторе «Халден». Первоначально поддерживалась принудительная циркуляция через внутрореакторную часть (резервуар под давлением, обозначенный как «IFA-650» на рис. 4), причем весь контур пути потока был отмечен синим цветом. Перед продувкой резервуар под давлением изолировался от остальной части контура, где поддерживалась циркуляция и который отмечен красным цветом, тогда как топливный стержень охлаждался за счет естественной циркуляции в резервуаре под давлением. Для запуска режима АПТ открывались клапаны в зеленом трубопроводе, подключенном к баку продувки.

Бак продувки имел объем 100 л и первоначально содержал 15–20 л воды. Вода охлаждалась, и пар из внутрореакторного резервуара конденсировался. В конце продувки давление в системе, как правило, составляло 2–3 бар ввиду наличия неконденсируемых газов.

Испытание в условиях АПТ проводилось при мощности стержня 10–30 Вт/см, в зависимости от целевой пиковой температуры оболочки. Через несколько минут выдержки при максимальной температуре эксперимент прекращался путем выключения электрического нагрева и быстрого останова реактора, что приводило к прекращению тепловыделения в топливном стержне, связанного с радиоактивным распадом. Испытательные стержни охлаждались относительно медленно вместе с реактором во избежание помех, например вибраций, которые могли бы привести к непреднамеренному перемещению топлива.

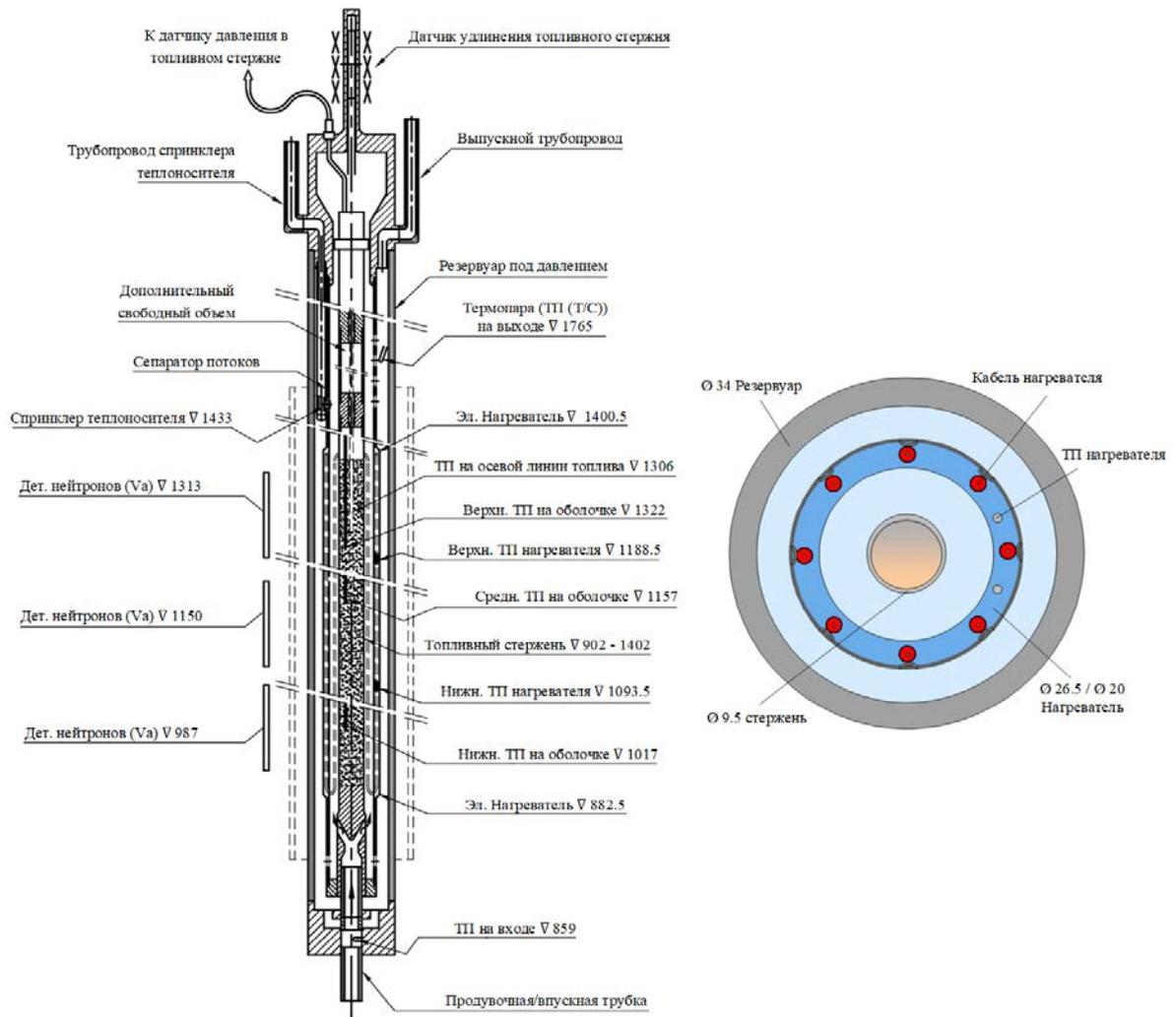


РИС. 3. Испытательный стенд, использовавшийся при испытаниях IFA-650 (слева) и схематическое изображение поперечного сечения стенда (справа).

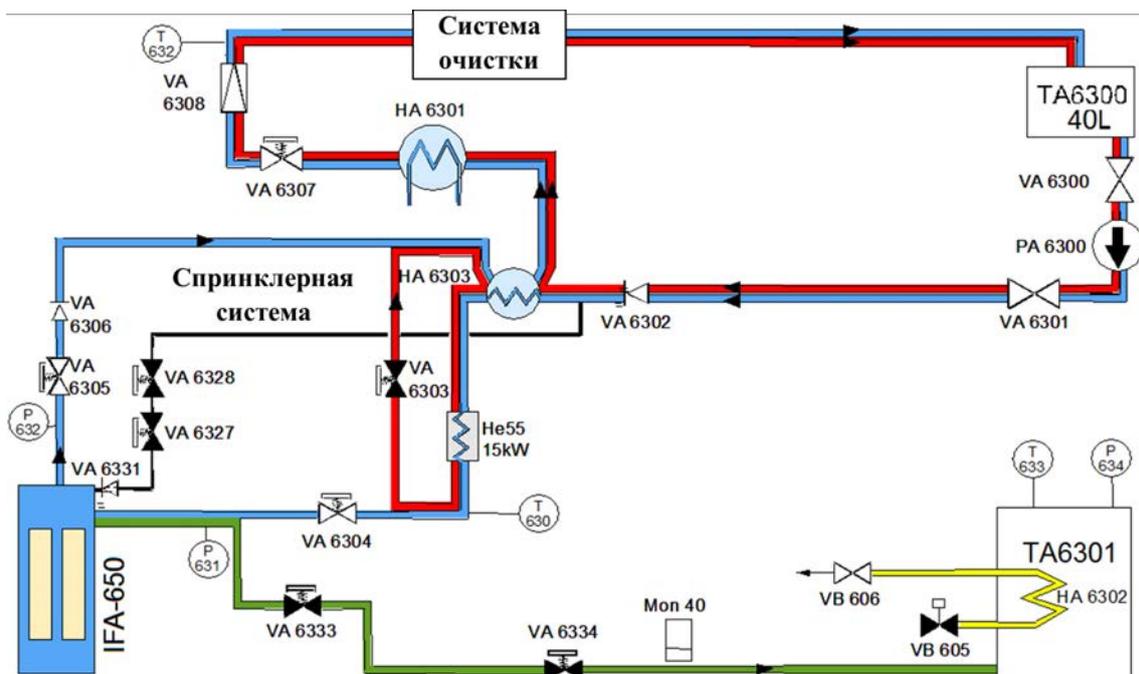


РИС. 4. Упрощенный рисунок петли, использовавшейся для экспериментов IFA-650.

### 2.2.2. Точность данных и сбор данных

До проведения испытаний реактор работал в течение 7–8 часов на уровне мощности около 15 МВт с целью накопления свежих продуктов деления для гамма-сканирования после выгрузки. В этот период производилась калибровка мощности. Калибровка заключалась в установлении соотношения между средним сигналом нейтронного детектора и общей мощностью.

Детекторы нейтронов располагались вне резервуара под давлением, в замедлителе, и на них не оказывало влияния изменение температуры во время переходного процесса. Поэтому соотношение между нейтронным потоком и мощностью, определенное в ходе калибровки, было также действительно в отношении переходного процесса. Неопределенность мощности составляла приблизительно  $\pm 5\%$  от общей мощности или средней линейной мощности тепловыделения. Неопределенность локальной мощности, полученная путем анализа распределения потока нейтронов, была несколько более высокой. Существовали дополнительные неопределенности, связанные с осевым распределением потока, источниками которых были: измерения в трех точках, характер ДПЗ, измерявших средний поток на 10 см длины их эмиттеров, и допущение о том, что делящийся материал был неизменным по длине испытательного стержня. Термопары для измерения температуры на поверхности оболочки представляли собой стандартные термопары промышленного исполнения типа К (никель-хром/никель-алюминий). Погрешность составляла  $\pm 2,2^\circ\text{C}$  или  $\pm 0,75\%$ , в зависимости от того, что было больше. Диаметр термопары на ее кончике составлял 0,5 мм. Она закреплялась в контакте с оболочкой. Измеренная температура практически была такой же, как температура поверхности оболочки, согласно расчетам температуры с помощью системы «Quickfield».

Регистрация данных и их сохранение проводились с частотой два измерения в секунду.

### 2.2.3. Описание испытаний

#### IFA-650.2 (свежее топливо)

Система с контуром для условий АПТ была подвергнута проверке в рамках двух пробных циклов с использованием свежего топлива. Измерения, полученные с помощью этих циклов, можно было использовать для калибровки кодов с учетом геометрии и динамики системы Halden АПТ перед анализом результатов испытаний с использованием предварительно облученного топлива.

Основные данные стержня при пробном цикле IFA-650.2, который использовался некоторыми участниками, приведены в таблице 3.

ТАБЛИЦА 3. ОСНОВНЫЕ ДАННЫЕ ПО КОНСТРУКЦИИ ДЛЯ IFA-650.2

Параметр	650.2
Активная длина (мм)	500
Выгорание, (МВт·сут/кгU)	0 (свежее)
Обогащение (%)	2
Диаметр таблетки (мм)	8,29
Диам. зазор (мм)	0,070
Длина таблетки (мм)	8
Углубление (оба торца) (мм)	0,20
Ширина контакта (мм)	1,15
Материал оболочки	Цирконий-4, менее 5% олова
Внешний диам. оболочки (мм)	9,50
Толщина оболочки (мм)	0,57
Заполняющий газ/ном. давление (бар)	Гелий/40
Объем газосборной камеры (см <sup>3</sup> )	15

Во время проверки мощность стержня была установлена на уровне 23 Вт/см и сохранялась постоянной. По достижении заданной пиковой температуры оболочки 1100°C произошли, как и ожидалось, вздутие и разрыв стержня. Основные результаты измерений показаны на рис. 5 и 6.

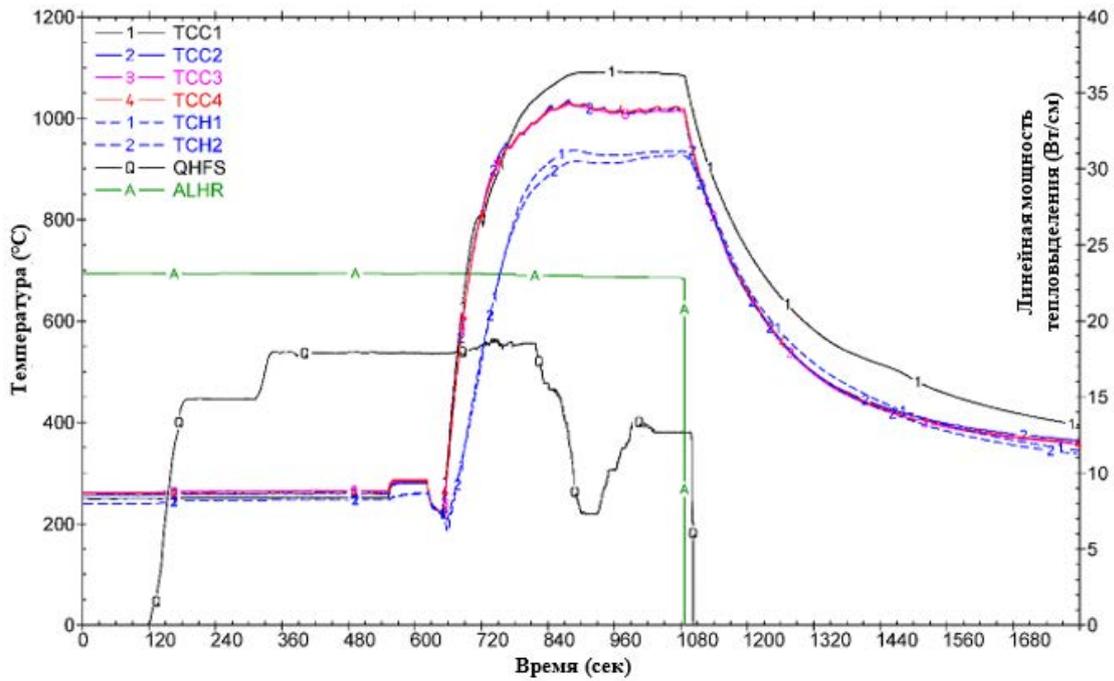


РИС. 5. Температура оболочки (ТСС1-4) и нагревателя (ТСН1,2).

Тестовый прогон показал, что целевая температура, которая в основном зависела от мощности стержня, может быть достигнута с достаточной точностью. Изменение объема, вызванное вздутием, было четко отражено в данных о давлении в стержне. Оно также проявилось в данных по удлинению оболочки (см. рис. 6).

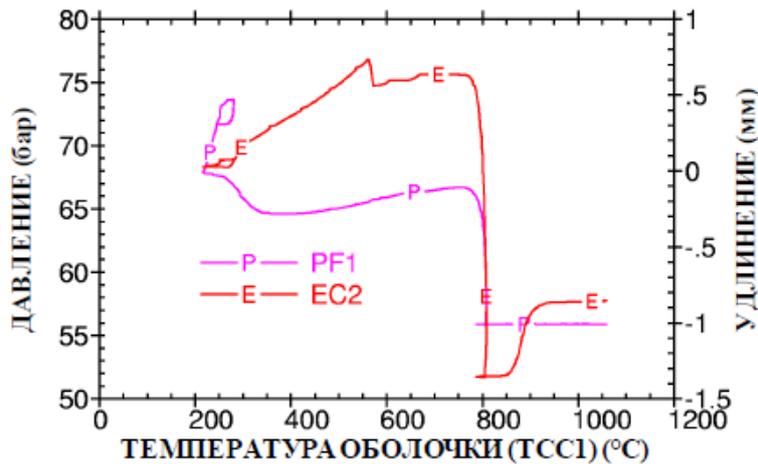


РИС. 6. Изменение давления в стержне и удлинение оболочки в ходе переходного процесса.

Испытательный стержень был оснащен тремя термопарами оболочки (ТСС 2, 3, 4), прикрепленными на 10 см ниже верхнего конца топливного столба и разнесенными на 120 градусов друг от друга с целью проверки распределения температуры по окружности. На рис. 7 показаны соответствующие отклонения температуры от их среднего значения. Отклонения составляли приблизительно  $\pm 3$  К до точки вздутия и разрыва при температуре около  $800^{\circ}\text{C}$ . При испытаниях в условиях АПТ на реакторе «Халден» для обеспечения максимального вздутия предусматривалось равномерное распределение температуры по окружности.

В других испытаниях, выбранных для ФУМАК, на одном и том же осевом уровне были установлены только две термопары. Наблюдалось похожее равномерное распределение температуры по окружности.

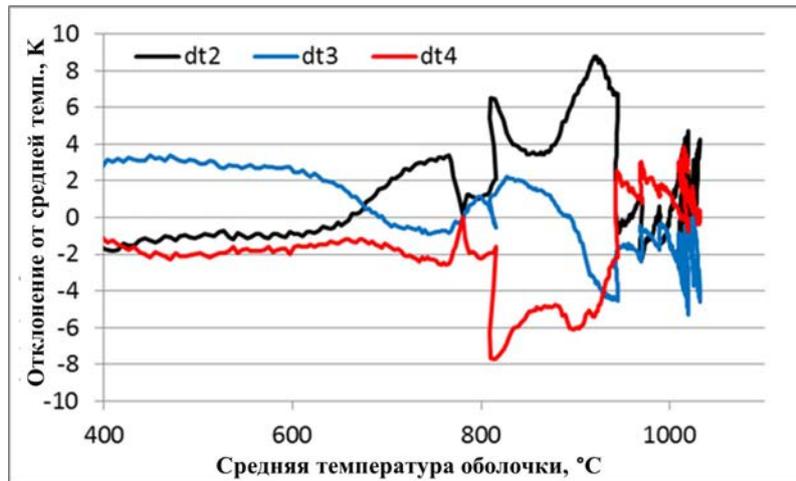


РИС. 7. Изменение температуры по окружности на верхнем конце оболочки.

Исследования после испытания, IFA-650.2

Гамма-сканирование (левая часть рис. 8) показало вздутие и некоторое количество топлива, выступающее через отверстие. Разрешение сканирования составляло 5 мм по вертикали и 1 мм по горизонтали.

При визуальном осмотре (правая часть рис. 8) была выявлена аналогичная картина. Зона разрыва имела длину около 35 мм и ширину 20 мм. Таблетки, для которых мощность не превышала 10 кВт/м во время их короткого облучения, по-видимому, развалились на две равные части.

Стержень приобрел прогиб около 7 мм в направлении отверстия в месте разрыва. На рис. 9 показан диаметр оболочки, измеренный в трех направлениях. Расширение постепенно увеличивалось с обоих концов в направлении зоны разрыва. На рис. 10 показано влияние вторичного наводороживания и толщины оксида вокруг зон разрыва.

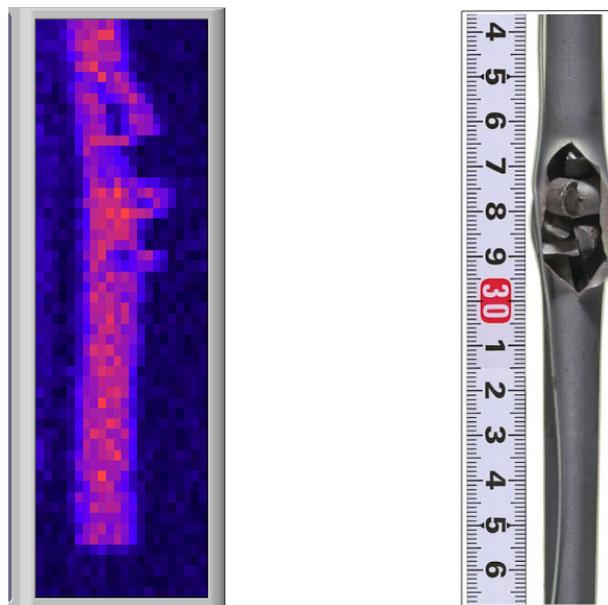


РИС. 8. Гамма-сканирование и внешний вид, IFA-650.2

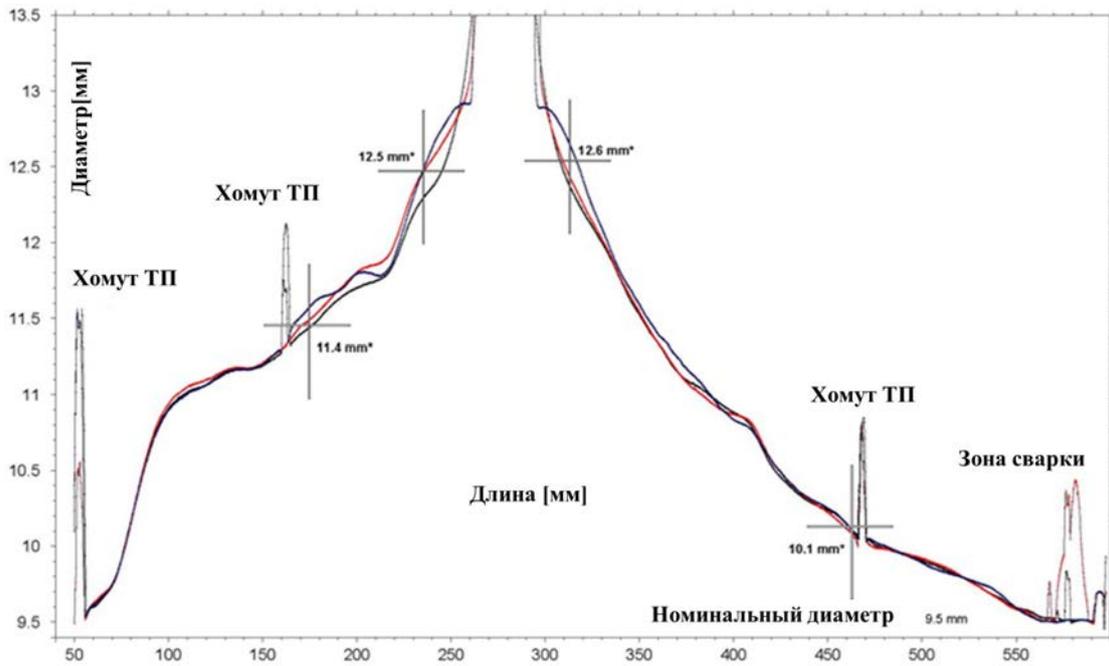


РИС. 9. Диаметр, измеренный в угловых позициях 0, 45 и 135 градусов, IFA-650.2.

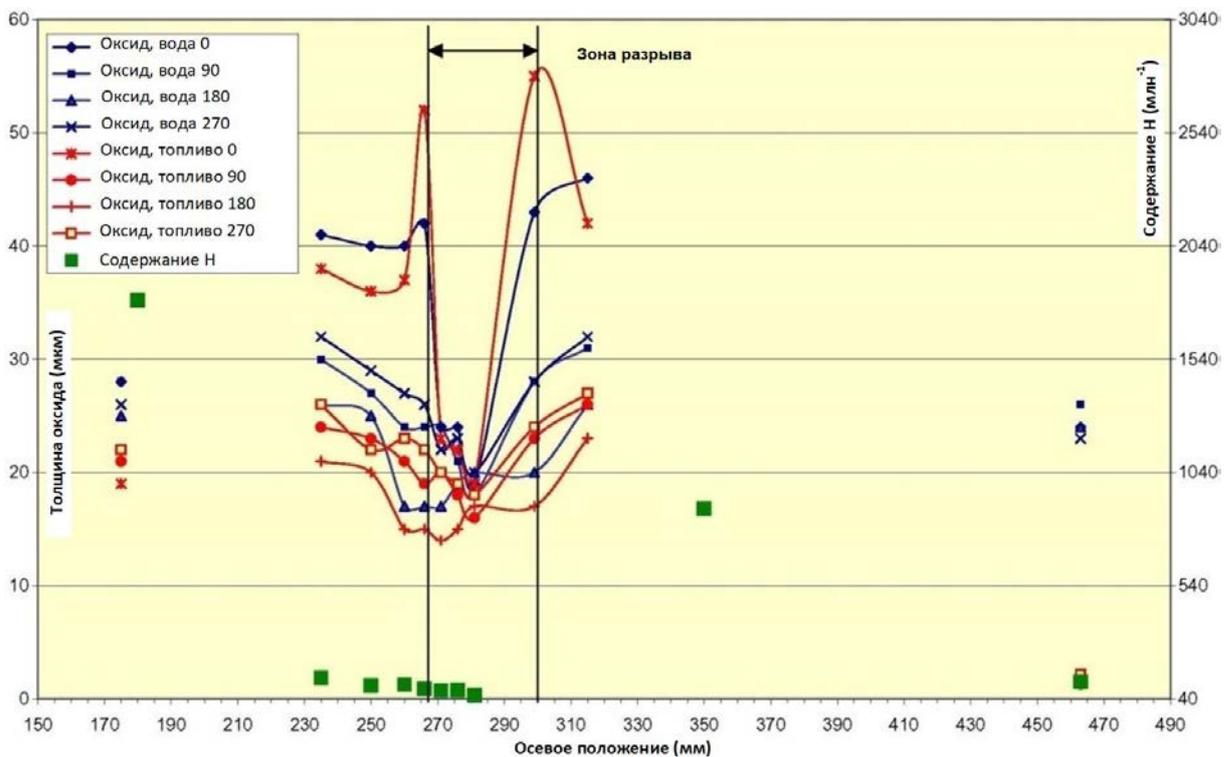


РИС. 10. Распределение кислорода и водорода после АПТ, IFA-650.2.

### IFA-650.9 (PWR)

Топливо было предоставлено компанией «Фраматом АНП» и облучено на швейцарской АЭС «Гёсген» до глубины выгорания 89,9 МВт·сут/кгU. Мощность стержня была установлена на уровне 25 кВт/м для достижения целевой пиковой температуры оболочки 1100°C. Вследствие перемещения топлива температура, измеренная с помощью нижней термопары оболочки, приблизилась к 1200°C, и

испытание было прекращено во избежание возникновения еще более высоких температур. Отказ оболочки произошел при температуре около 800°C, через 130 с после начала продувки.

Особенностями этого эксперимента являются сильная фрагментация топлива, его перемещение и рассеяние.

*Характеристики стержня и данные облучения перед испытанием*

ТАБЛИЦА 4. ХАРАКТЕРИСТИКИ СТЕРЖНЯ ДЛЯ IFA-650.9

Позиции	Свойства	Значение
Топливо — изготовленное и облученное	Первоначальное обогащение (масс.%U <sup>235</sup> )	3,5
	Плотность UO <sub>2</sub> (г/см <sup>3</sup> )	10,43
	Диаметр таблетки (мм)	9,131
	Объем углубления (суммарный с обеих сторон) (мм <sup>3</sup> )	16
	Выгорание (МВт·сут/кгU)	89,9
Оболочка — изготовленная и облученная	Тип	DX Zr2.5Nb (двухслойная)
	Внешний диаметр (мм)	10,75
	Толщина (мм)	0,725
	Внешняя плакировка (мм)	0,100
	Толщина оксида после облучения, средняя (мкм)	7
	Содержание водорода после облучения, млн <sup>-1</sup>	30
Свободный объем — при изготовлении	Заполняющий газ/давление (бар)	95% Ar + 5% He/40
	Свободный объем (см <sup>3</sup> )	19

На рис. 11 показана история облучения испытанного топливного стержня в энергоблоке PWR перед испытанием.

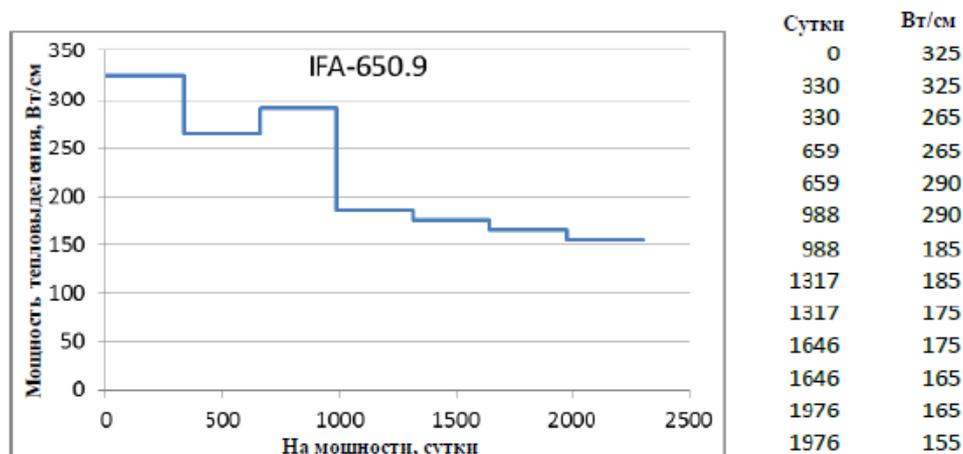


РИС. 11. История облучения топливного стержня IFA-650.9 перед испытанием.

### Внутриреакторные измерения

Переходный процесс был выполнен в соответствии с общей процедурой, описанной в разделе 2.2.1, и завершен путем быстрого останова и постепенного охлаждения реактора без повторного залива. Разрыв стержня произошел через 130 с после начала продувки.

Результаты основных измерений, например температуры оболочки и нагревателя, давления в стержне и удлинения оболочки, показаны соответственно на рис. 12 и 13. Термопары на оболочке были закреплены на 100 мм выше нижнего конца (TCC1) и на 80 мм ниже верхнего конца (TCC2, TCC3).

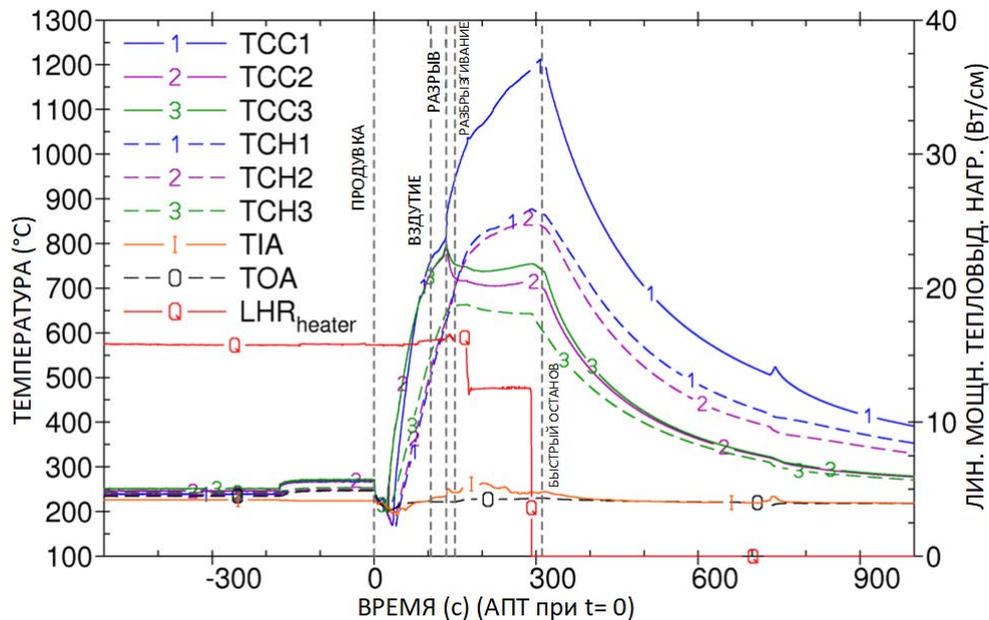


РИС. 12. Температуры оболочки и нагревателя, IFA-650.9.

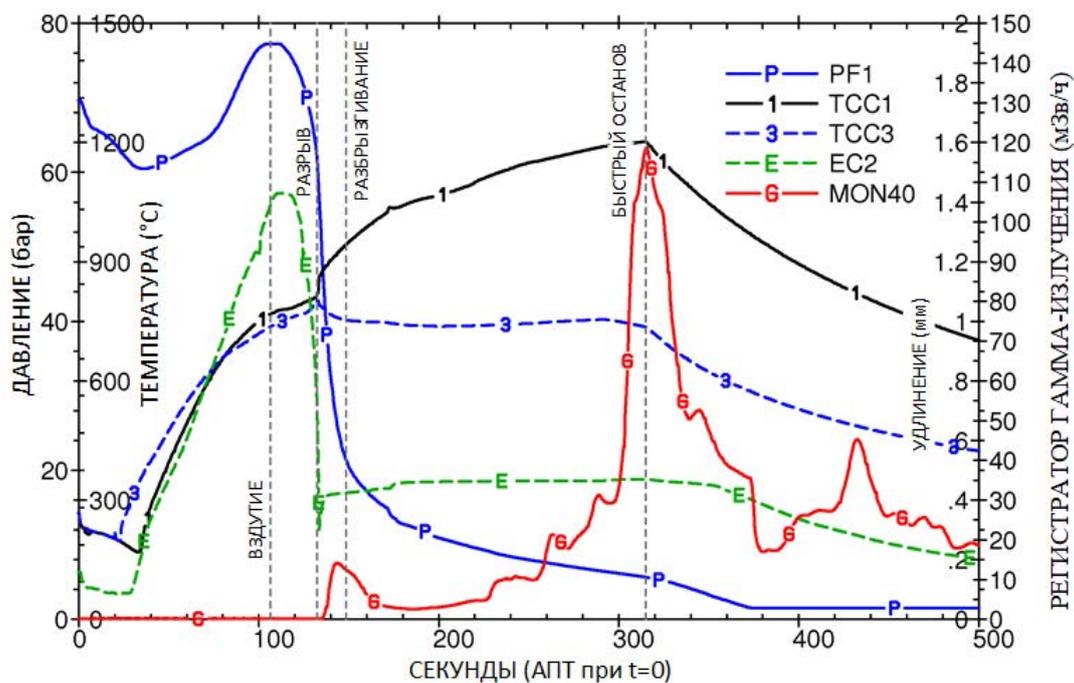


РИС. 13. Давление в стержне и удлинение оболочки, IFA-650.9.

Температуры на верхнем конце, измеряемые ТСС3 (аналогично ТТС2), начали повышаться примерно одновременно и изменялись с той же скоростью, что и те, которые измерялись ТСС1 на нижнем конце. Во время вздутия и разрыва разница температур между нижним и верхним концами составляла около 35°C. Однако когда произошел разрыв, температура оболочки на обоих концах начала изменяться в совершенно разных направлениях, что было отнесено на счет перемещения топлива.

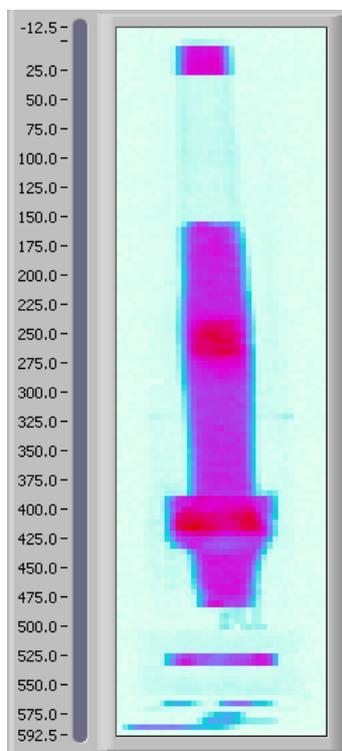
Удлинение оболочки (ЕС2) и давление в стержне (PF1) резко изменились в ответ на разрыв стержня примерно через 130 с после начала продувки, см. рис. 13. Давление в стержне не упало мгновенно, и для достижения равновесия с давлением в контуре потребовалось около 200 с.

Как показано на рис. 13, отказ был зарегистрирован регистратором гамма-излучения (MON40) на линии продувки. Максимальная активность около 120 мЗв/ч была достигнута, когда эксперимент был прекращен путем быстрого останова реактора.

#### *Результаты исследования после облучения*

Гамма-сканирование, проведенное после испытания в условиях АПТ (рис. 14), показало значительное вздутие стержня на нижнем конце. «Горячая точка» на половинной высоте связана с вторичным вздутием.

На верхнем конце осталась пробка из двух таблеток, и на расстоянии до 12,5 см ниже топлива не было. Вздутие, которое расширилось, насколько позволял нагреватель, было заполнено перемещенным топливом. Топливо было выброшено и было обнаружено в нижней части резервуара под давлением и в продувочном трубопроводе.



*РИС. 14. Гамма-сканирование IFA-650.9.*

На рис. 15 показан профиль диаметра стержня, определенный путем внешнего осмотра. Расширение оболочки постепенно увеличивалось до тех пор, пока не дошло до половины высоты, где можно было видеть вторичное вздутие (без отказа). Вздутие происходило непрерывно вплоть до стенки нагревателя в нижней половине.

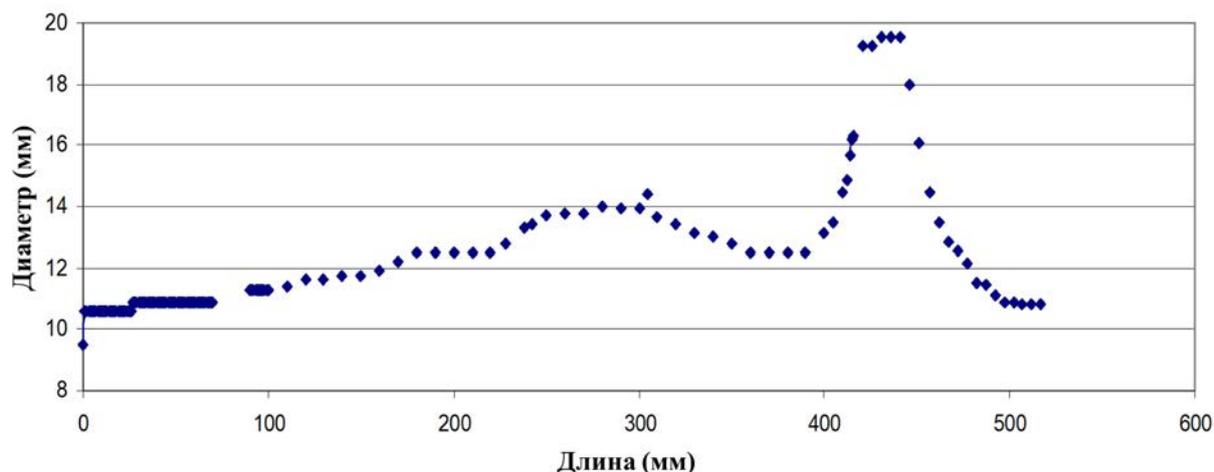


РИС. 15. Профиль диаметра IFA-650.9.

На рис. 16 представлены результаты нейтронной радиографии. В месте основного вздутия стержень разорвался на две части. Вследствие операций по транспортировке и манипулированию после гамма-сканирования частицы топлива переместились обратно туда, что раньше было верхней частью, где гамма-сканирование показало наличие зазора в топливном столбе. Там, где топливо осталось на месте, углубления на таблетках исчезли, за исключением нескольких таблеток в верхней и нижней части. В целом топливо, как представляется, было чрезвычайно фрагментировано и могло легко подвергнуться перемещению.

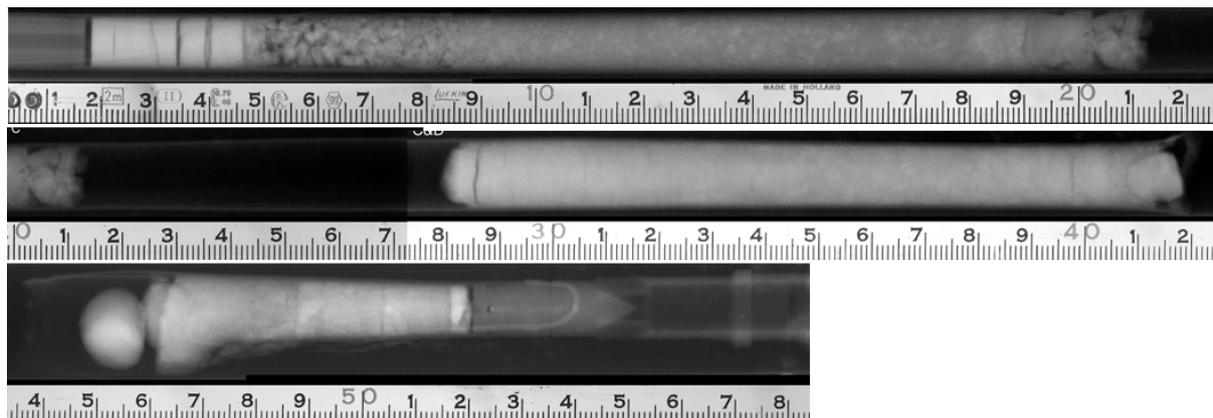


РИС. 16. Нейтронная радиография, IFA-650.9.

Отверстие в месте разрыва (см. рис. 17) имело длину около 40 мм и ширину 7 мм (максимально). На рис. 18 показаны два полученных методом керамографии изображения; образовались мелкие и часто продолговатые фрагменты.

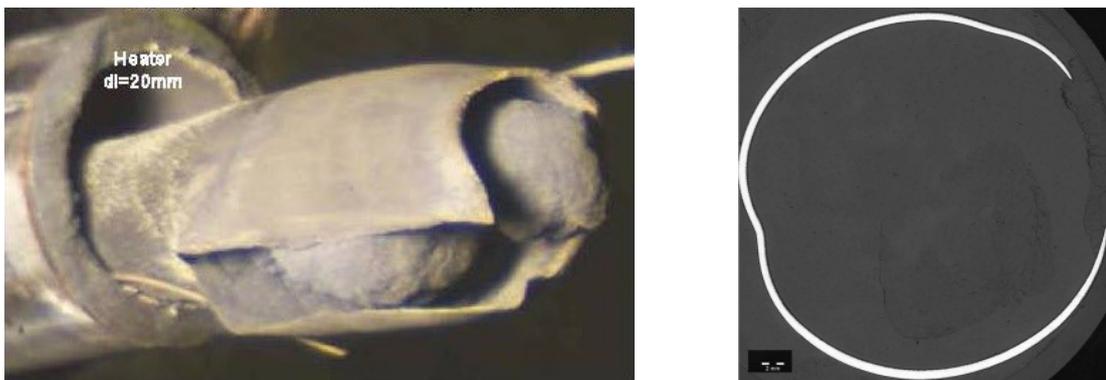


РИС. 17. Отверстие в месте разрыва, IFA-650.9.

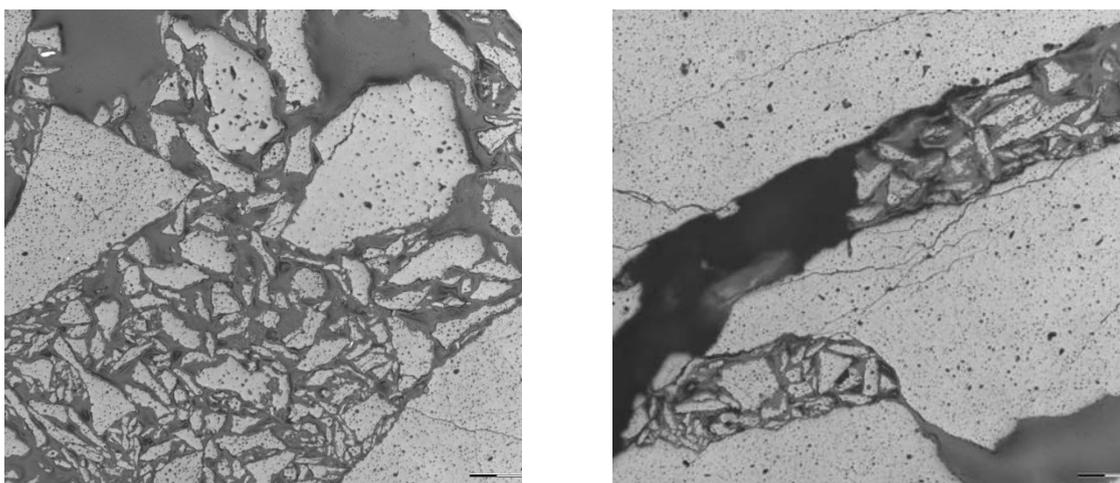


РИС. 18. Керамография, показывающая фрагментацию топлива, IFA-650.9.

IFA-650.10 (PWR)

Это топливо было предоставлено компанией «ЭДФ/ФРАМАТОМ» (EDF/FRAMATOME) и было облучено на французском PWR «Гравлин 5» до глубины выгорания 61 МВт·сут/кгU. Целевая пиковая температура оболочки (ПТО) составляла 850°C.

Разрыв стержня был зафиксирован через 249 с после начала продувки. Незначительное перемещение топлива было подтверждено гамма-сканированием и ПРИ.

*Характеристики стержня и данные облучения перед испытанием*

ТАБЛИЦА 5. ХАРАКТЕРИСТИКИ СТЕРЖНЯ ДЛЯ IFA-650.10

Позиции	Свойства	Значение
Топливо — изготовленное и облученное	Первоначальное обогащение (масс.%U <sup>235</sup> )	4,49
	Плотность UO <sub>2</sub> (г/см <sup>3</sup> )	9,532
	Диаметр таблетки (мм)	8,21
	Объем углубления (суммарный с обеих сторон) (мм <sup>3</sup> )	н/д (с углублением)
	Выгорание (МВт·сут/кгU)	61

Позиции	Свойства	Значение
Оболочка — изготовленная и облученная	Тип	Zry-4
	Внешний диаметр (мм)	9,50
	Толщина (мм)	0,57
	Толщина оксида после облучения, средняя (мкм)	20–30
	Содержание водорода после облучения, млн <sup>-1</sup>	150–220
Свободный объем — при изготовлении	Заполняющий газ/ давление (бар)	95% Ar + 5% He/40
	Свободный объем (см <sup>3</sup> )	17

На рис. 19 показана история облучения в энергоблоке PWR испытанного топливного стержня перед его испытанием.

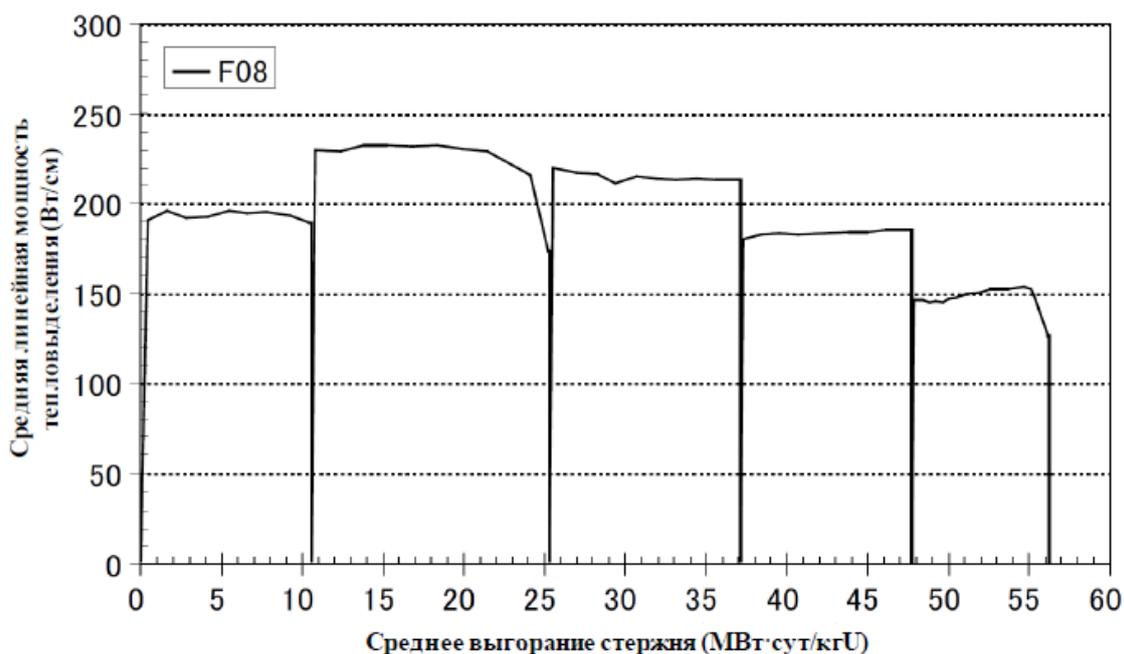


РИС. 19. История облучения топливного стержня IFA-650.10 перед испытанием.

#### Внутриреакторные измерения

Переходный процесс был выполнен в соответствии с общей процедурой, описанной в разделе 2.2.1, и завершен путем быстрого останова и постепенного охлаждения реактора без повторного залива.

Основные измерения, например, температуры оболочки и нагревателя, давления в стержне и удлинения оболочки, показаны соответственно на рис. 20 и 21.

После разрыва температуры оболочки и нагревателя продолжали повышаться с одинаковой скоростью. В ходе этого эксперимента не было выявлено значительных перемещений топлива. ПРИ показало, что вздутие и отверстие в месте разрыва были умеренными.

Разрыв был зафиксирован через 249 с после начала продувки. Давление в стержне мгновенно упало.

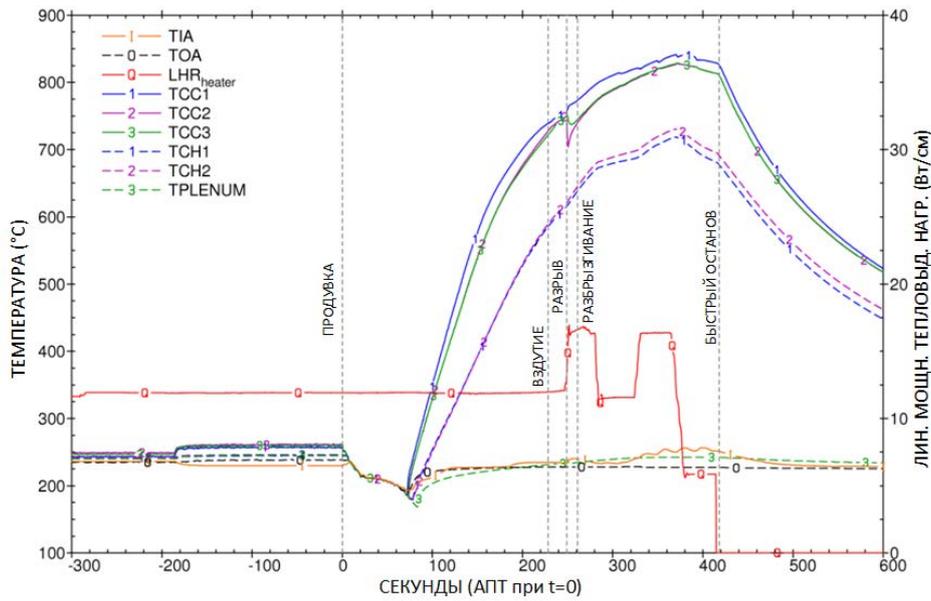


РИС. 20. Температуры оболочки и нагревателя, IFA-650.10.

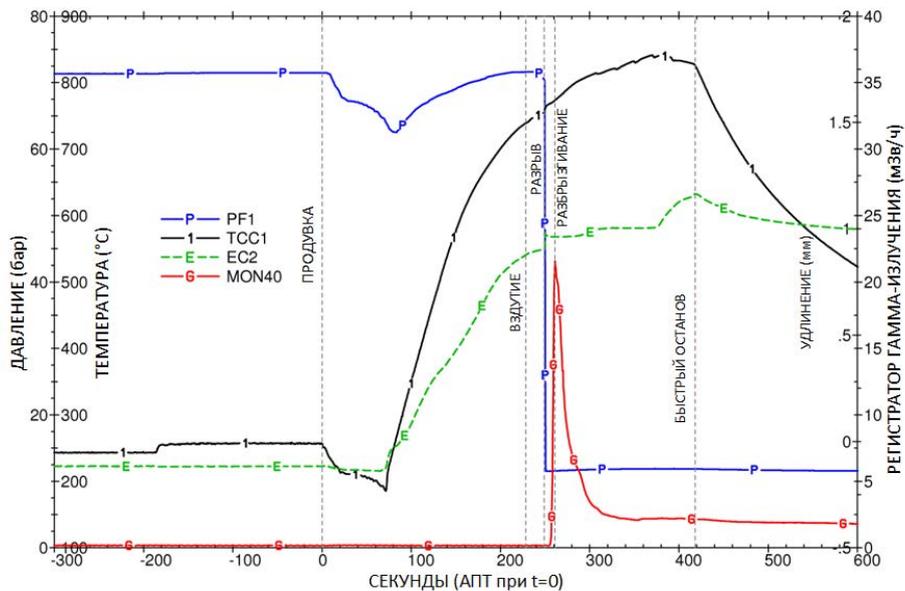


РИС. 21. Давление в стержне и удлинение оболочки, IFA-650.10.

Как показано на рис. 21, отказ был зарегистрирован регистратором гамма-излучения (MON 40) на трубопроводе продувки. Максимальная мощность эквивалентной дозы 22 мЗв/ч была достигнута вскоре после разрыва, и ее уровень быстро снизился.

### Послеакторное исследование

На рис. 22 показаны результаты гамма-сканирования, выполненного после испытания в условиях АПТ. Стержень слегка изогнулся, причем раздувание и отверстие на месте разрыва находились на высотной отметке 200. Признаки перемещения топлива в самом топливном столбе отсутствовали, однако некоторое количество топлива упало на дно резервуара под давлением (на высотной отметке 500). Слабый гамма-сигнал на высотной отметке 525 и ниже (горизонтальные линии) связан с наличием топлива в трубопроводе продувки.

На рис. 23 представлены результаты нейтронной радиографии. Участок разрыва был покрыт некоторыми материалами. Углубления и места соприкосновения таблеток сохранились и не были размыты, как в случае IFA-650.9. Были видны трещины в топливе, но они не были однозначно связаны с местом разрыва.

На рис. 24 показан профиль диаметра, определенный с помощью визуального осмотра и нейтронной радиографии. Расширение оболочки увеличивалось с обоих концов в направлении места расположения вздутия.

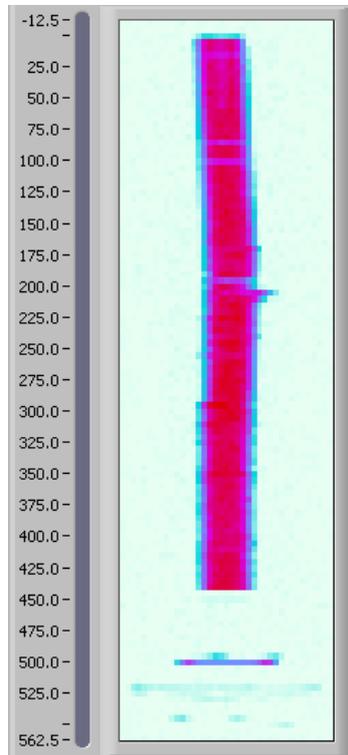


РИС. 22. Гамма-сканирование IFA-650.10.

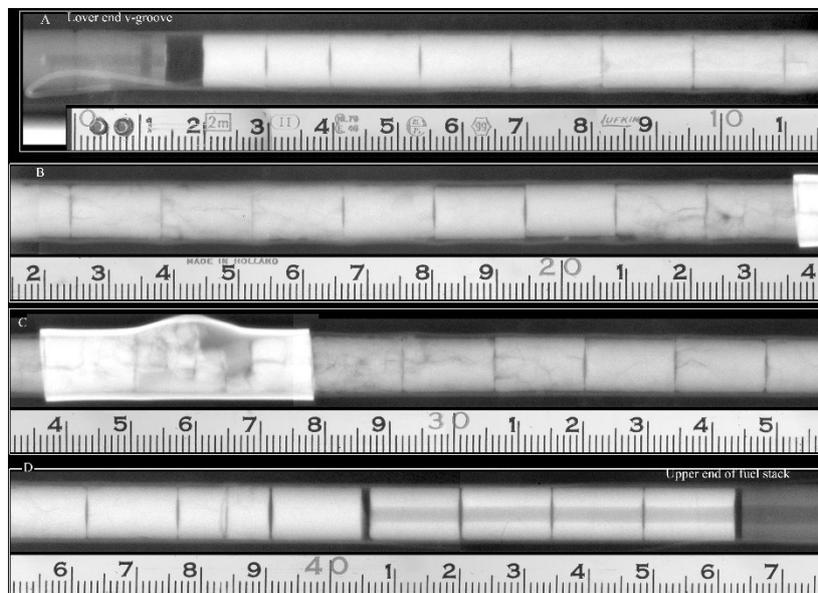


РИС. 23. Нейтронная радиография, IFA-650.10.

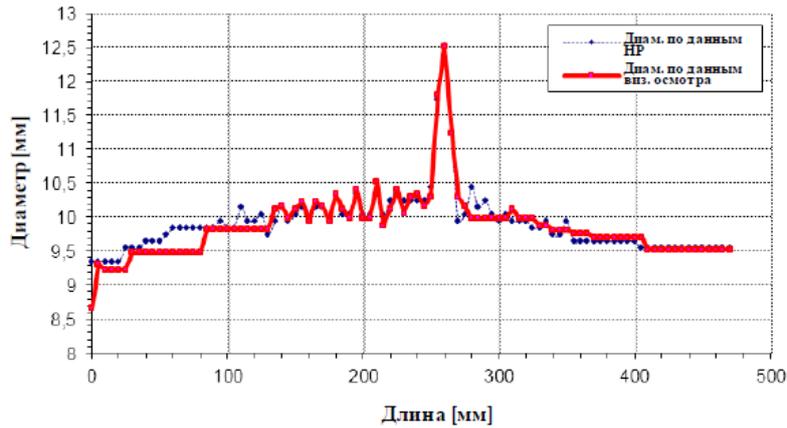


РИС. 24. Профиль диаметра, IFA-650.10.

Отверстие в месте разрыва (рис. 25) имело осевую длину около 15 мм и максимальную ширину около 5 мм. Через отверстие были видны фрагменты топлива.

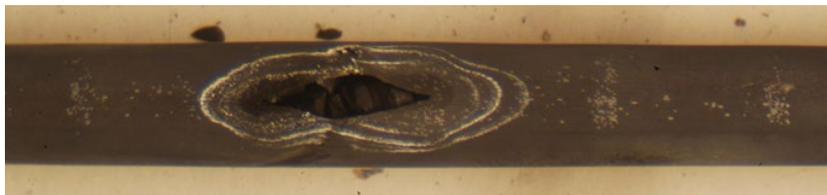


РИС. 25. Отверстие в месте разрыва, IFA-650.10.

На рис. 26 показаны результаты керамографии. Указанные высотные отметки соответствуют шкале, показанной на рис. 24. При керамографии была обнаружена фрагментация таблеток, причем крупные фрагменты, по-видимому, отделились в основном вдоль трещин, образовавшихся в ходе основного облучения. Мелкие фрагменты, как представляется, отделились от структуры глубокого выгорания на периферии таблеток (на участке в нижней левой части рис. 26 внутри фрагментов были обнаружены поры размером в микрометры).

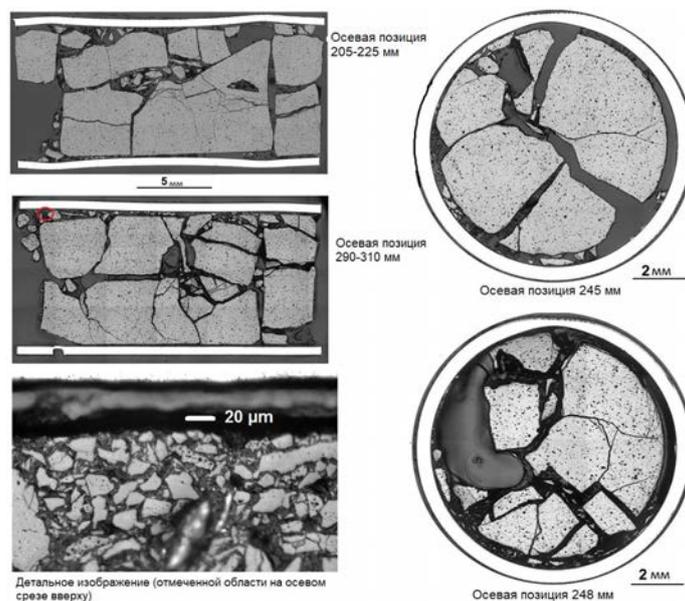


РИС. 26. Керамография, показывающая фрагментацию топлива, IFA-650.10.

### IFA-650.11 (ВВЭР)

Топливо, изготовленное АО «ТВЭЛ», поставлялось компанией «Фортум Нюклеар Сервисиз лимитид» (Финляндия). Сегмент топлива ВВЭР-440 был облучен на финской АЭС «Ловийса» до уровня выгорания 56,0 МВт сут/кгU. Испытание в условиях АПТ проводилось при мощности энерговыделения стержня 24 Вт/см при целевой пиковой температуре оболочки (ПТО) 1273 К. Отказ стержня произошел через 207 с после начала продувки.

В таблице 6 показаны характеристики топливного стержня, подвергнутого испытанию. На рис. 27 показана история облучения в энергоблоке ВВЭР испытанного топливного стержня перед его испытанием.

Анализ испытаний IFA-650.9–11 с помощью интегрального кода СОКРАТ/V3 (представлен в приложении II), который был выбран в качестве источника граничных ПТ условий для кодов расчета характеристик топлива (см. раздел 4.2), показал довольно хорошее согласие между измеренными и расчетными данными для испытаний IFA-650.9 и 650.10. Однако оценка температуры оболочки и нагревателя в испытании IFA-650.11 была явно завышена. На основании дополнительных параметрических расчетов с целью понимания возможных причин наблюдаемых отличий в испытании IFA-650.11 (см. приложение II), было обосновано и согласовано с участниками ПКИ от Халденского проекта снижение мощности стержня до 71%.

ТАБЛИЦА 6. ХАРАКТЕРИСТИКИ СТЕРЖНЯ ДЛЯ IFA-650.11

Позиции	Свойства	Значение
Топливо — изготовленное и облученное	Первоначальное обогащение (масс.%U <sup>235</sup> )	3,6
	Плотность UO <sub>2</sub> (г/см <sup>3</sup> )	10,64
	Диаметр таблетки (мм)	7,55
	Центральное отверстие таблетки (мм)	1,484
	Объем углубления (суммарный с обеих сторон) (мм <sup>3</sup> )	Без углубления
	Выгорание (МВт·сут/кгU)	56,0
Оболочка — изготовленная и облученная	Тип	Э110
	Внешний диаметр (мм)	9,13
	Толщина (мм)	0,679
	Толщина оксида после облучения, средняя (мкм)	5
	Содержание водорода после облучения, млн <sup>-1</sup>	100
Свободный объем — при изготовлении	Заполняющий газ/давление (бар)	95% Ar + 5% He/30
	Свободный объем (см <sup>3</sup> )	16

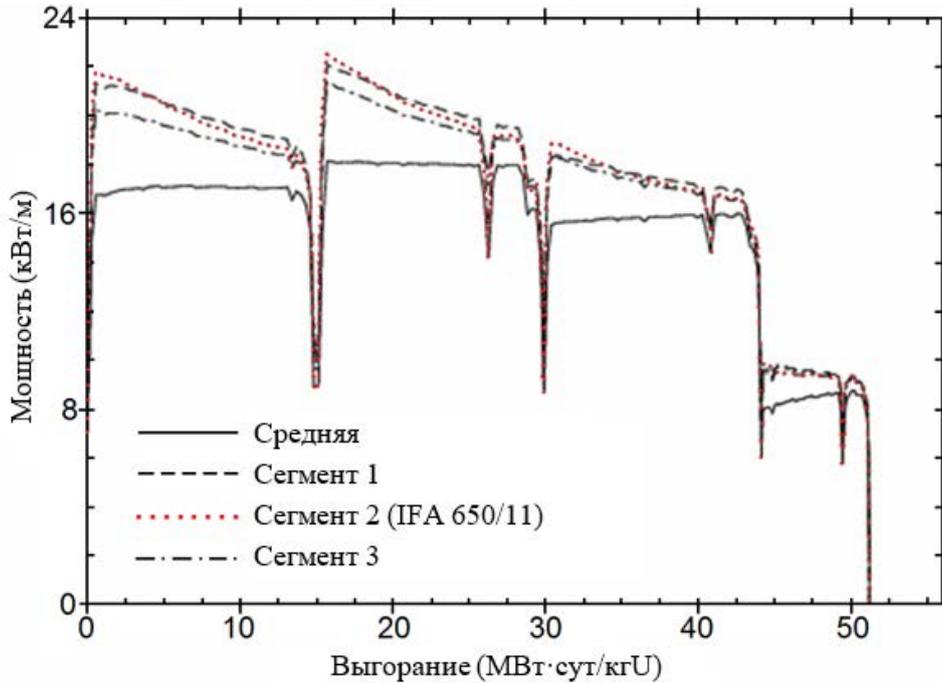


РИС. 27. История облучения испытательного топливного стержня IFA-650.11 перед его испытанием.

#### Внутрореакторные измерения

Переходный процесс был выполнен в соответствии с общей процедурой, описанной в разделе 2.2.1, и завершён путем быстрого останова и постепенного охлаждения реактора без повторного залива.

После разрыва мощность нагревателя была увеличена с 16 до 20 Вт/см, с тем чтобы получить желаемую пиковую температуру оболочки.

Данные основных измерений, т.е. температуры оболочки и нагревателя, а также давления в стержне показаны соответственно на рис. 28 и 29. Нагреватель имел только две ТП: одну в нижней части и одну в средней части. Третья ТП была установлена на внешней поверхности в осевой средней плоскости газосборной камеры.

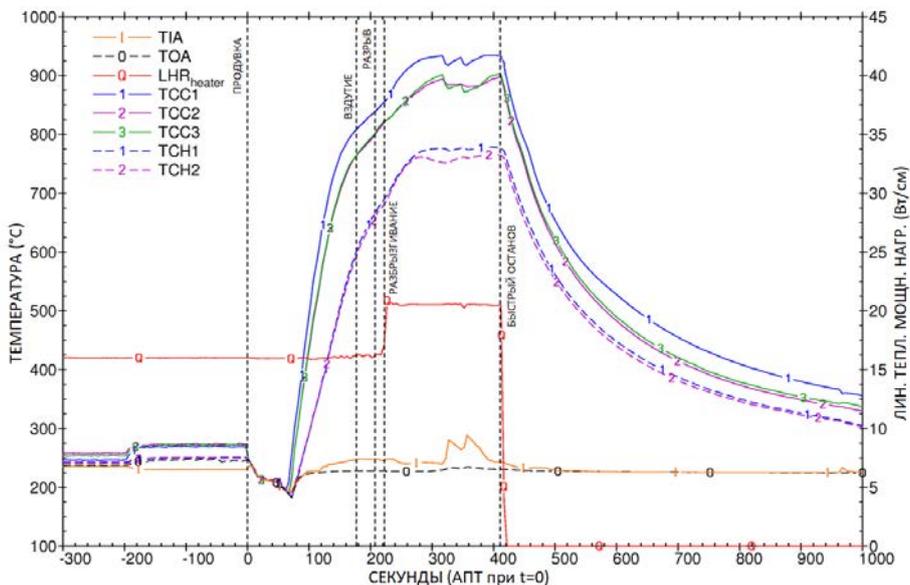


РИС. 28. Температуры оболочки и нагревателя, IFA-650.11.

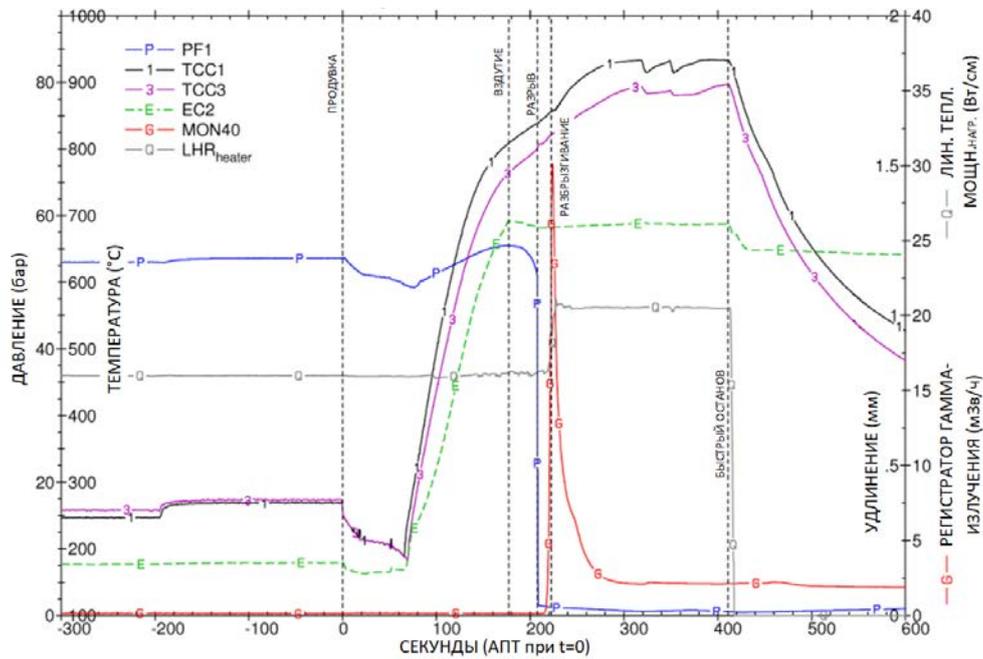


РИС. 29. Давление в стержне и удлинение оболочки, IFA-650.11.

Разрыв был зафиксирован приблизительно через 207 с после начала продувки. После разрыва давление в стержне мгновенно упало. Как показано на рис. 29, регистратор гамма-излучения, установленный на трубопроводе продувки, среагировал на отказ. Пик активности достиг примерно 30 мЗв/ч через 20 с после разрыва и после этого ее уровень быстро снизился.

#### Послеакторное исследование

На рис. 30 показаны результаты гамма-сканирования, выполненного после испытания в условиях АПТ. Стержень изогнулся. В нижней половине имелись признаки вздутия. Эта зона вздутия была заполнена топливом, но на дне резервуара под давлением не было никаких следов топлива. Осевой зазор в позиции 90 мог быть вызван перемещением топлива.

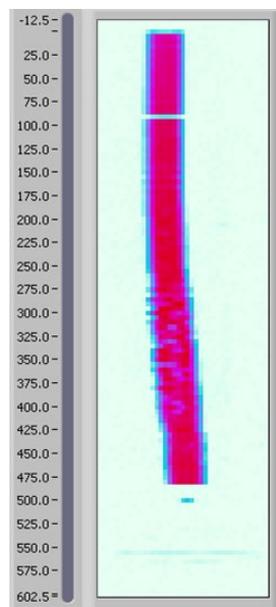


РИС. 30. Результаты гамма-сканирования IFA-650.11.

На рис. 31 показаны результаты измерения диаметра. Расширение оболочки было более выраженным в нижней половине и постепенно уменьшалось в направлении верхнего конца. Форма осевого распределения отражала распределение температуры вдоль элемента, где в нижней половине были измерены более высокие температуры. Максимальное равномерное увеличение диаметра составило около 20%.

Данные нейтронной радиографии на рис. 32 свидетельствуют о том, что топливо распалось на крупные фрагменты. Растрескивание было связано с радиальным расширением.

В результате керамографии была выявлена фрагментация топливных таблеток, рис. 33. Таблетки распались на несколько крупных фрагментов. Можно предположить, что эти фрагменты образовались во время базового облучения в ВВЭР АЭС «Ловийса». Характер фрагментации, а также небольшое отверстие в месте разрыва (длиной около 3 мм и макс. шириной 1 мм, рис. 34) согласуются с тем, что в нижней части резервуара под давлением не было обнаружено топлива.

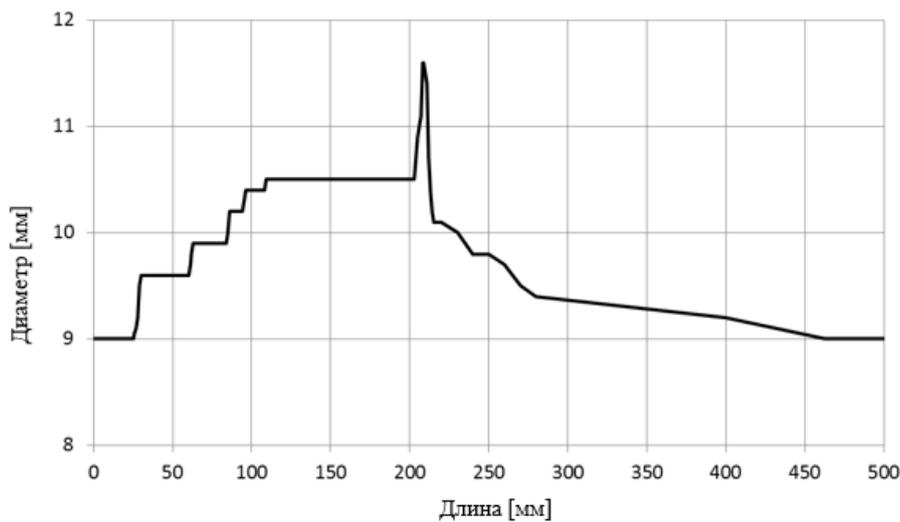


РИС. 31. Профиль диаметра IFA-650.11 после испытания.

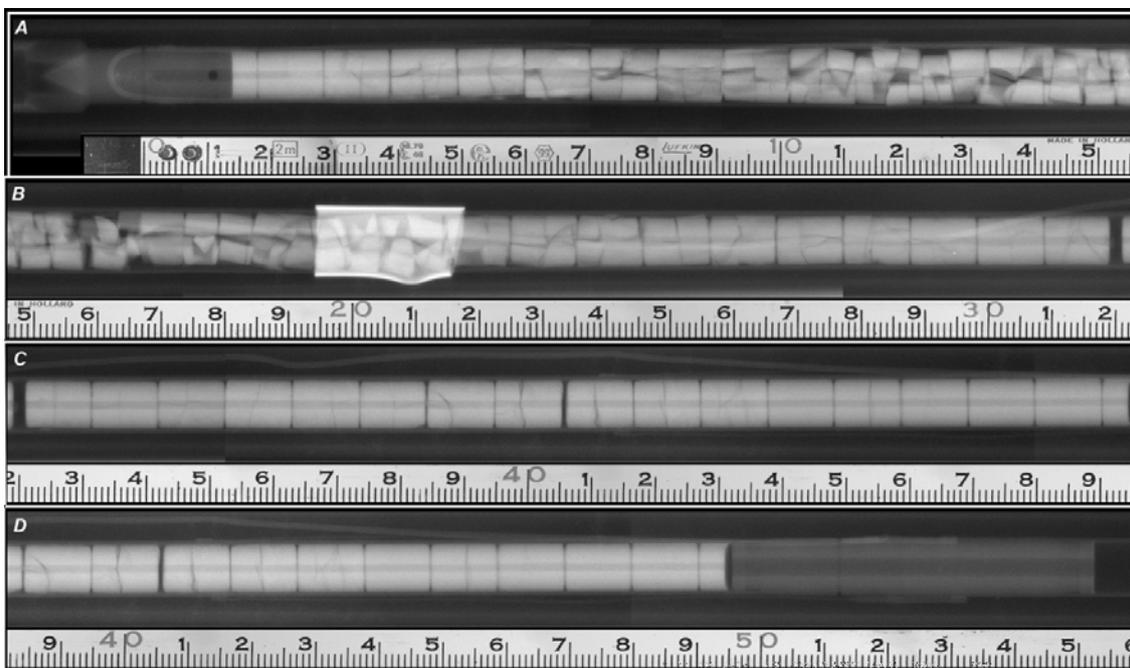


РИС. 32. Нейтронная рентгенография, IFA-650.11.

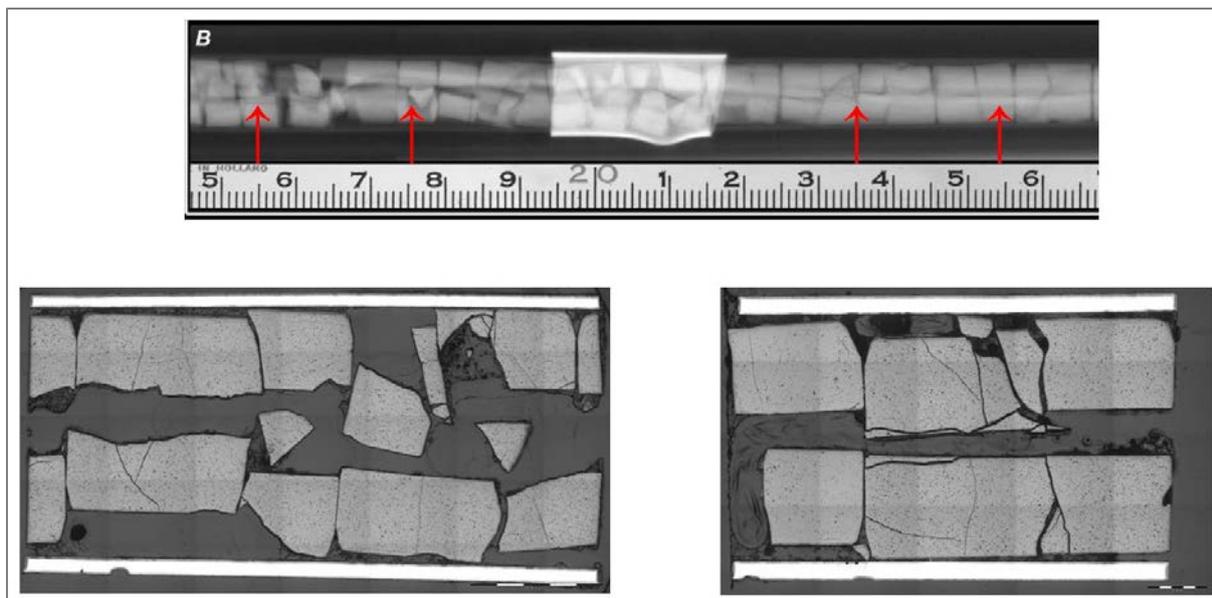


РИС. 33. Фрагментация топлива, IFA-650.11.



РИС. 34. Отверстие в месте разрыва, IFA-650.11.

### 2.3. ИСПЫТАНИЕ STUDSVIK АПТ (NRC-192)

В период с 2011 по 2012 год компания «Студсвик нуклеар АБ», Швеция, провела в рамках контракта с Комиссией США по ядерному регулированию (КЯР, США) серию из шести вне реакторных испытаний по моделированию АПТ. Испытания проводились на топливных таблетках, отобранных из полноразмерных топливных элементов со средним выгоранием от 55 до 72 МВт сут/кгU. Все топливные элементы были спроектированы корпорацией «Вестингауз» для PWR, с топливными таблетками из  $UO_2$  и оболочкой из сплава ZIRLO (Zr-1,03Nb-0,98Sn в масс.%) первого поколения. Эти испытания были разработаны с целью оценки механических характеристик подвергшихся вздутию и разрыву топливных стержней с глубоким выгоранием в типичных условиях АПТ на LWR; в ходе этих испытаний была получена полезная информация о фрагментации, осевом перемещении и диспергировании топлива [7, 8].

#### 2.3.1. Конструкция и эксплуатация испытательного стенда Studsvik АПТ

На рис. 35 показана конструкция испытательного стенда Studsvik АПТ. Одиночный испытательный элемент с активной длиной около 0,30 м размещался по центру в кварцевой трубке и нагревался внешним инфракрасным излучением в двустворчатой печи. Нагрева, связанного с ядерной реакцией, при испытаниях не происходило, а стенд находился в горячей камере. Экспериментальный стержень нагревался паром при атмосферном давлении, и испытание можно было завершить путем охлаждения экспериментального стержня водой комнатной температуры.

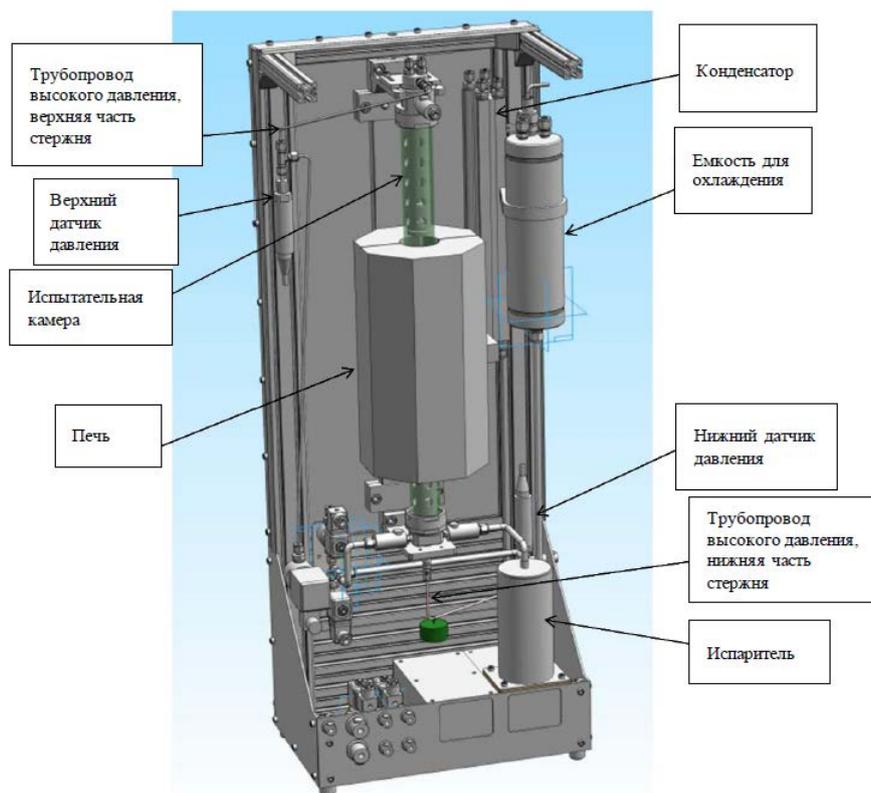


Рис. 35. Конструкция испытательного стенда Studsvik АПТ [8].

Типичное испытание начиналось при температуре 573 К, причем экспериментальный стержень нагревался с почти постоянной скоростью нагрева  $5 \text{ K}\cdot\text{s}^{-1}$ . Температура оболочки контролировалась одной термопарой, прикрепленной металлическим зажимом и расположенной на расстоянии около 50 мм над осевой средней плоскостью элемента. Пиковая температура оболочки в ходе шести испытаний варьировалась от 1220 до 1430 К, а экспериментальные стержни выдерживались при пиковой температуре в течение 0, 5, 25 или 85 с для достижения различных степеней окисления. После выдержки при высокой температуре два испытания (189 и 196) были завершены путем отключения печи и медленного охлаждения экспериментальных стержней. В других четырех испытаниях экспериментальные стержни сначала расхолаживались со средней скоростью  $3 \text{ K}\cdot\text{s}^{-1}$  до 1073 К, после чего быстро охлаждались путем заполнения кварцевой трубки водой комнатной температуры [7, 8].

Испытательные элементы первоначально были заполнены гелием под давлением от 8,2 до 11,0 МПа при 573 К. Эти уровни давления соответствовали внутреннему давлению в топливных стержнях PWR в конце срока службы и были выбраны для того, чтобы вызвать вздутие и разрыв оболочки с окружающими деформациями при разрыве в диапазоне 30–50%. Разрыв обычно происходил при температуре оболочки около 950–1000 К, т.е. значительно ниже пиковой температуры оболочки, выбранной в качестве целевой в этих испытаниях.

Во время испытаний внутреннее давление в стержне контролировалось датчиками давления, подключенными к верхнему и нижнему концам элемента; см. рис. 35. Внутренний свободный объем напорных трубопроводов к датчикам был большим: около  $7,3 \text{ см}^3$  в верхней части и  $3,1 \text{ см}^3$  в нижней части испытуемого элемента. Температура большей части этого объема газа во время испытаний оставалась почти комнатной.

После каждого испытания по моделированию АПТ элемент подвергался четырехточечному испытанию на изгиб при комнатной температуре с целью измерения остаточной механической прочности и пластичности в зонах вздутия и разрыва. Затем две разорванные половины элемента переворачивали и слегка трясли, чтобы удалить свободные фрагменты топливных таблеток. Измерения массы производились до и после испытания по моделированию АПТ, после испытания на изгиб и после испытания на встряхивание, с тем чтобы определить выход топлива на каждом этапе. После заключительного этапа для пяти из этих шести элементов было измерено распределение смещенных фрагментов топлива [7–9].

### 2.3.2. Испытательный экспериментальный стержень NRC-Studsvik-192

Элемент, использованный в испытании NRC-Studsvik АПТ № 192, был изъят из средней части полноразмерного топливного стержня марки «Westinghouse 17×17 PWR UO<sub>2</sub>» с оболочкой из сплава ZIRLO первого поколения, который эксплуатировался на АЭС с двумя энергоблоками в США со средним выгоранием при выгрузке 68,2 МВт сут/кгU в течение четырех кампаний реактора. Первые три кампании были проведены на первом энергоблоке с 1987 по 1994 год с двухлетним перерывом между первой и второй кампаниями. После первой кампании топливный стержень был демонтирован из выгруженной топливной сборки и вновь установлен в новую сборку, которая эксплуатировалась в течение еще одной кампании реактора на втором энергоблоке АЭС с 1999 по 2001 год. Данная процедура применялась в общей сложности к десяти элементам в исходной топливной сборке. Некоторые из других элементов с глубоким выгоранием (из той же сборки) были рефабрикованы в топливные элементы и использованы для других испытаний компанией «Студсвик нуклеар» [10, 11]. В таблице 7 приведены сведения о проектных и предшествовавших испытаниям параметрах стержня для испытания № 192.

На рис. 36 показана предыстория облучения рефабрикованных элементов малой длины, испытанных на двух энергоблоках с PWR.

ТАБЛИЦА 7. ПРОЕКТНЫЕ ДАННЫЕ И ПАРАМЕТРЫ ПЕРЕД ИСПЫТАНИЕМ [7], [10]–[12]  
(испытательного экспериментального стержня NRC-Studsvik-192)

Параметр	Значение
Активная длина экспериментального стержня (мм)	300
Свободный объем до нагрева (см <sup>3</sup> )	10,4
Давление заполняющего газа при 573 К (МПа)	8,2
Обогащение по U <sup>235</sup> (масс. %) при изготовлении	3,99
Плотность топливной таблетки (кг·м <sup>-3</sup> ) при изготовлении	10440
Диаметр топливной таблетки (мм) при изготовлении	8,192
Высота топливной таблетки (мм) при изготовлении	9,830
Объем углубления в таблетке (мм <sup>3</sup> ) при изготовлении	4,2
Среднее выгорание топлива перед испытанием (МВт сут/кгU)	78

Параметр	Значение
Конструкция трубки оболочки	Монотрубка
Материал трубки оболочки	ZIRLO
Термообработка	OCH (отжиг для снятия напряжений)
Внешний диаметр оболочки (мм) при изготовлении	9,500
Толщина стенки оболочки (мм) при изготовлении	0,571
Толщина оксида перед испытанием (средн.) (мкм)	27
Толщина оксида перед испытанием (макс.) (мкм)	30
Концентрации водорода перед испытанием (масс.млн <sup>-1</sup> )	235
Флюенс быстрых нейтронов перед испытанием (> 1 МэВ) (м <sup>2</sup> )	1,31 × 10 <sup>26</sup>

Примечание: данные по конструкции стержня взяты из докладов в открытой литературе по идентичным топливным стержням, которые были использованы в предыдущих испытаниях компанией «Студсвик нуклеар АБ».

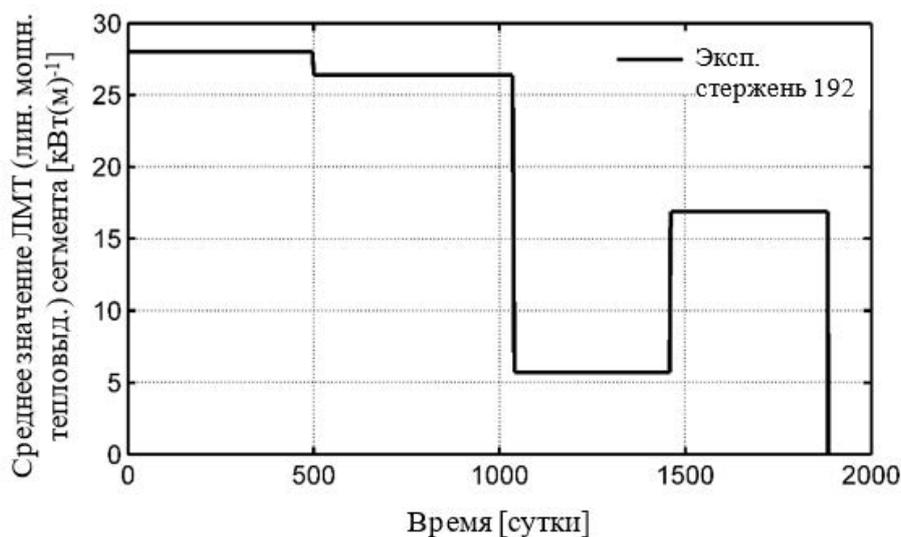


Рис. 36. Предыстория облучения экспериментального стержня для испытания NRC-Studsvik-192 в условиях АПТ [12].

### 2.3.3. Краткие сведения об условиях и результатах испытаний

В таблице 8 приведены краткие сведения о важных параметрах испытания NRC-Studsvik № 192 в условиях АПТ. Более подробная информация об испытании и результатах ПРИ приведена в [13]. Данные о температуре, давлении и диаметральном расширении приведены на рис. 37 и 38.

ТАБЛИЦА 8. КРАТКИЕ СВЕДЕНИЯ О ПАРАМЕТРАХ ИСПЫТАНИЯ ДЛЯ [7] [12]

(для испытания NRC-Studsvik 192 в условиях АПТ)

Параметр	Значение
Начальная температура (К)	574
Начальное давление в стержне (при 574 К) (МПа)	8,21
Температура оболочки при отказе (К)	981
Пиковая температура оболочки (ПТО) (К)	1446
Время выдержки на уровне ПТО (с)	5
Массовый расход пара (кг·с <sup>-1</sup> )	$1,8 \times 10^{-4}$
Последовательность событий (после начала нагрева):	
Отказ трубки оболочки (с)	81
Выдержка на уровне ПТО (с)	173–178
Охлаждение (с)	297

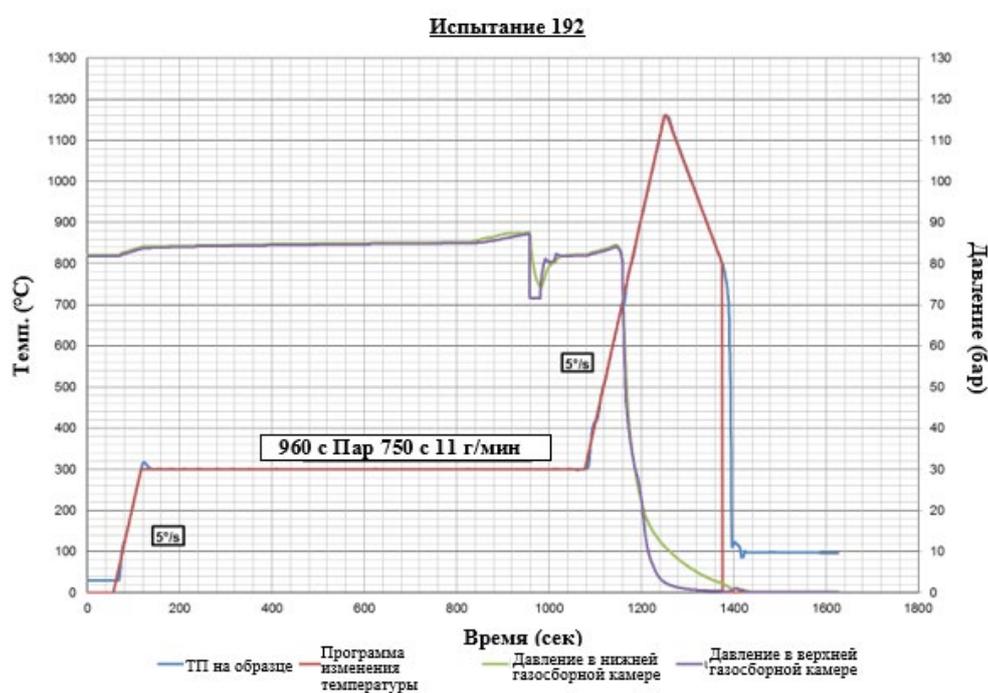


РИС. 37. Экспериментальные данные во время испытания (давление/температура) для испытания Studsvik № 192.

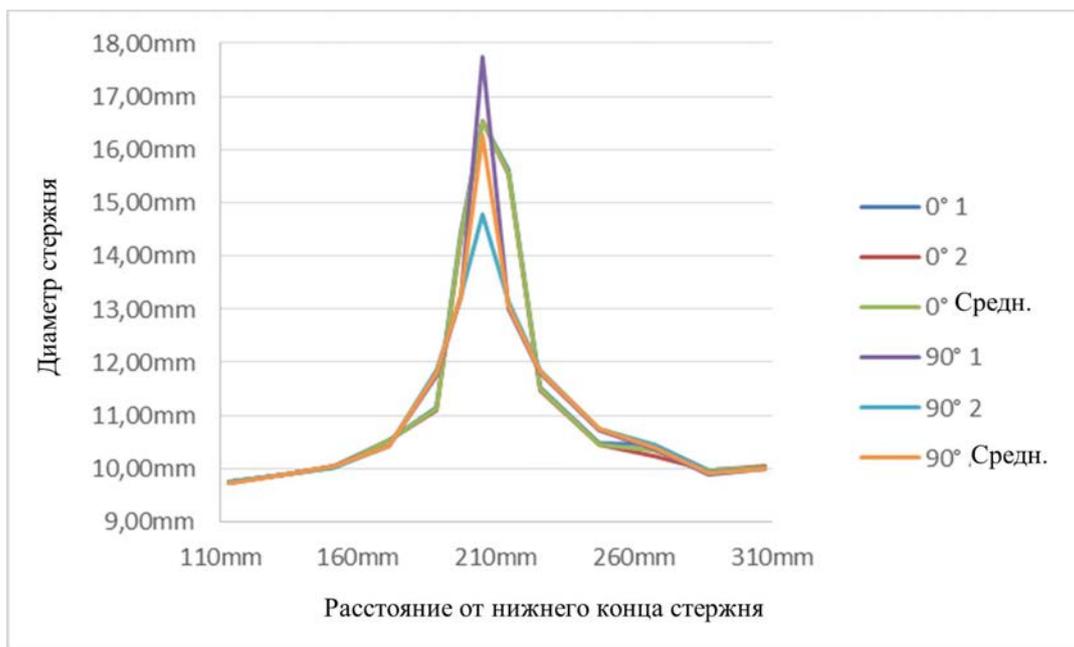


Рис. 38. Профилометрия после испытания (испытание Studsvik № 192).

#### 2.4. ИСПЫТАНИЕ ПУЧКА СТЕРЖНЕЙ QUENCH-L1 В ТИК

Испытание QUENCH-LOCA-1 (QUENCH-L1) с электрическим нагревом пучка стержней (танталовые (Ta) нагреватели внутри для каждого из 21 стержня) проводилось в соответствии с температурно-временным сценарием, который был типичен для испытания LBLOCA в немецком PWR с максимальной скоростью нагрева 7 К/с во время переходного процесса. Во время переходного процесса из нижней части пучка стержней впрыскивалась парогазовая смесь водяного пара (расход 2 г/с) и аргона (расход 6 г/с). Этап охлаждения происходил в атмосфере водяного пара (20 г/с) и аргона (6 г/с) в течение последних 120 с и завершался заливкой водой с расходом 3,3 г/с воды на топливный элемент. В конце фазы нагрева на высотной отметке 850 мм была достигнута максимальная температура 1373 К. Подробную информацию об установке QUENCH и процедуре испытания можно найти в заключительном докладе участника (см. приложение II).

Результаты испытания таковы: снижение предела текучести и увеличение пластичности нагреваемых оболочек при повышении температуры привело к постепенному вздутию и, как следствие, к разрыву всех элементов во время переходного процесса. Вследствие имитации внутреннего нагрева и усиленной теплопередачи при контакте между таблетками и оболочкой неоднородный нагрев вызывал истончение на одной стороне оболочки во время вздутия. В соответствии с результатами ультразвукового исследования, толщина стенки оболочки варьировалась от 725 до 350 мкм на уровнях примерно на 50 мм ниже и выше отверстия в месте разрыва.

Разрыв оболочки происходил при температурах от 801 до 896°C со средним значением  $853 \pm 30^\circ\text{C}$ . Сброс внутреннего давления в стержне произошел менее чем за 40 с. Средние линейные размеры отверстия в месте разрыва составляли  $4,2 \pm 2,6$  мм в ширину и  $15 \pm 6$  мм в длину. Размеры отверстий были слишком малы для выхода фрагментов таблеток.

Наблюдался изгиб нескольких стержней до 23 мм (поскольку осевое расширение было ограничено нагревателями). Средняя деформация оболочки в месте отверстия при разрыве составляла  $30 \pm 6\%$ , включая ширину отверстия (или около  $20 \pm 5\%$  только для периметра оболочки без учета отверстия). В зонах оболочки, расположенных

примерно на 15 мм выше и ниже отверстия, диаметр оболочки был минимальным, а разность между максимальным и минимальным диаметрами оболочки составляла до 0,5 мм.

Максимальная блокировка сечения охлаждающих каналов порядка 24% наблюдалась на высотной отметке 950 мм. Если бы гипотетически все разрывы были расположены на одном уровне, блокировка сечения составила бы 46%. 46% по-прежнему было достаточно для поддержания возможности охлаждения пучка стержней. Согласно данным испытания РЕВЕКА [14], блокировка потока до 90% была все еще приемлемой.

После разрыва пар проникал в зазор (между оболочкой и таблетками) и окислял внутреннюю поверхность оболочки. Водород частично диффундировал в оболочку (вторичное гидрирование) и образовывал асимметричные полосы над отверстием в месте разрыва и под ним. Как и в ходе испытания при сдаче в эксплуатацию QUENCH-L0 [15], измеренная толщина оксидного слоя на *внутренней* поверхности оболочки составляла до 25 мкм на высотной отметке разрыва и менее 2 мкм на уровне гидрированных полос.

При нейтронной радиографии внешних элементов вокруг отверстий в месте разрыва не было обнаружено никаких водородных полос. Максимальное содержание водорода в оболочке, с площадью поперечного сечения около  $25 \times 25$  мкм<sup>2</sup>, внутри водородных полос внутренних элементов, варьировалось от 700 до 1800 частей на миллион. Это сопоставимо со значениями, прогнозируемыми механистическим кодом SVECHA/QUENCH [16]. Концентрация водорода, растворенного в металлической матрице, оценивалась как < 300 частей на миллион.

Во время охлаждения после высокотемпературной фазы не наблюдалось никакой фрагментации оболочек. Это означает, что остаточная прочность или пластичность была достаточной.

Во время испытаний на растяжение при комнатной температуре все тринадцать испытанных оболочек разрушились вследствие концентрации напряжения в месте разрыва. Этот наблюдаемый результат был похож на результат в случае элементов при испытании пучка стержней QUENCH-L0 с максимальными концентрациями водорода < 1500 частей на миллион. В случае центрального элемента (#1) с максимальной концентрацией водорода > 1500 частей на миллион, этот элемент оказался хрупким в зоне водородных полос и был поврежден при извлечении его из соответствующего нагревателя.

## 2.5. CORA-15

Испытание пучка стержней CORA-15 проводилось в условиях переходного процесса, типичных для многих испытаний CORA-PWR, в которых пучок стержней содержал два стержня поглотителей нейтронов из Ag-In-Cd. В отличие от других пучков стержней в CORA, все нагреваемые и ненагреваемые имитаторы топливных стержней (соответственно 16 + 7) перед переходным процессом были заполнены гелием и опрессованы под давлением 6,0 МПа. Во время переходного процесса все стержни подверглись вздутию и разрыву. Вздутие продолжалось около 100 с. Разрывы происходили в течение 150 с (от 3500-й до 3650-й секунды) в диапазоне температур от приблизительно 700 до 800°C. Наиболее вероятная высотная отметка разрыва для пучка составляла 750 мм (которая была высотной отметкой с наивысшей температурой в период разрывов).

При дальнейшем нагреве повышение температуры вследствие пароциркониевой реакции начинается на высотных отметках от 550 до 950 мм при температуре около 1100°C. При наличии поглощающих стержней PWR последовательность отказов начинается с выхода, перемещения и повторного затвердевания (Ag, In, Cd) расплава. Выход расплава происходил при температуре от 1290 до 1350°C на высотных отметках

от 750 до 800 мм. Большая часть расплава реагировала с оболочкой и направляющей трубкой путем разжижения циркониевых компонентов с образованием металлического расплава типа (Ag, In, Zr). Этот расплав способен растворять циркалою уже при температурах порядка 1250°C, т.е. явно ниже температуры плавления циркалоя (1760°C).

При повышении температуры выше 1800°C циркониевый расплав, образовавшийся в зазоре между  $ZrO_2$  и  $UO_2$ , частично перемещался внутри зазора в расположенные ниже участки пучка и частично проникал через нарушенный слой  $ZrO_2$  в пространство между ближайшими соседними элементами. Образовавшийся в результате взаимодействия с топливными стержнями расплав, содержащий в основном U, Zr и O, перемещался вниз в виде пробки и затвердевал на высотных отметках от 400 до 550 мм в соответствии с его температурой солидуса в виде большого образования пористой структуры. Максимальная блокировка пучка стержней (почти 100%) наблюдалась в верхней части дистанционирующей решетки из сплава Инконель (на высоте примерно 500 мм). Поглощающий стержень из (Ag, In, Cd), расплавившийся при значительно более низкой температуре солидуса, застывал на более низких высотных отметках порядка 150 мм.

Проведенные после испытаний исследования выявили незначительное окисление оболочки до высотных отметок около 350 мм. На высотных отметках от 480 до 1000 мм оболочки были полностью окислены. Максимальная интенсивность выхода водорода 210 мг/с была измерена в конце переходного процесса (4800 с). Общий выход водорода составил  $145 \pm 15$  г.

Для сравнительной оценки на основе экспериментальных данных испытаний CORA-15 использовались компьютерные коды ATHLET-CD и СОКРАТ. Соответствующие описания применений кодов представлены в разделах 3.3.1 и 3.3.3; сравнение результатов моделирования приведено в разделе 4.5.

В рамках проекта ФУМАК реализация модели перемещения/окисления пробки в рамках кода расчета характеристик одиночного стержня SFPR (ИБРАЭ) продемонстрировала возможность расширения сферы применения кодов расчета характеристик топлива на серьезные аварии (см. приложение II).

### 3. ОПИСАНИЕ КОДОВ И УЛУЧШЕНИЙ МОДЕЛЕЙ

#### 3.1. КОДЫ РАСЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК ОДИНОЧНОГО ТОПЛИВНОГО СТЕРЖНЯ

##### 3.1.1. FRAPTRAN

Код FRAPTRAN — это код для анализа переходных процессов в топливном стержне, предназначенный для расчета теплового и механического поведения одиночного топливного стержня LWR при гипотетических авариях и переходных режимах при эксплуатации, таких как аварии, вызванные ростом реактивности (RIA) или аварии с потерей теплоносителя (АПТ), а также колебания мощности без аварийного останова.

Новейшая версия кода FRAPTRAN-1.5 была выпущена в мае 2014 года. Код был описан в [17], а его интегральная оценка была проведена в [18]. Эта стандартная версия была использована несколькими участниками. В ходе проекта ФУМАК в код FRAPTRAN были внесены некоторые улучшения.

##### *SSM/QT-версия программы анализа топливных стержней FRAPTRAN-QT-1.5*

В рамках недавно осуществленного проекта, финансируемого Шведским управлением по радиационной безопасности (ССМ), компания «Квантум технолоджиз АБ» разработала вычислительную модель для расчета осевого перемещения топлива в условиях АПТ [19]. Модель перемещения полностью интегрирована с собственной SSM/QT-версией программы анализа топливных стержней FRAPTRAN 1.5. В отличие от более ранних моделей перемещения для программ анализа топливных стержней (например, разработанных Бельгийским центром ядерных исследований SCK•CEN [20]), в этой модели учитывалось влияние эффектов тепловой обратной связи при перемещении топлива. В ней также используются подмодели для оценки упаковочного множителя и эффективной теплопроводности слоев частиц, образованных измельченным топливом в зонах вздутия топливного стержня, на основе оцененного состояния фрагментации и распыления топливных таблеток. Модели в SSM/QT-версии FRAPTRAN 1.5, включая модель перемещения топлива, были проверены на соответствие результатам недавних испытаний в условиях АПТ в Халдене и Студсвике [20].

##### *Версия компании «Трактебель» программы анализа топливных стержней FRAPTRAN-TE-1.5*

Компания «Трактебель» (Tractebel) предложила компании «Квантум технолоджиз»/ССМ имплементировать свою модель в версии компании «Трактебель» кода FRAPTRAN-1.5 [22–24] и выполнить дополнительные валидацию и усовершенствования модели. Расширения и адаптации кода FRAPTRAN-TE-1.5 были документированы в докладе компании «Квантум технолоджиз»/ССМ [25].

Правильность изменений кода была проверена путем сравнения расчетных результатов с простыми аналитическими решениями. Кроме того, код FRAPTRAN-TE-1.5 был также проверен на соответствие данным трех экспериментов по моделированию в условиях АПТ в серии испытаний Halden IFA-650. Результаты этих испытаний обобщены, а рекомендации по проведению дальнейших испытаний и использованию различных вариантов моделирования в программе FRAPTRAN-TE-1.5 приведены в [25].

### 3.1.2. TRANSURANUS

TRANSURANUS — это написанная на языке FORTRAN95 компьютерная программа для термического и механического анализа топливных стержней в ядерных реакторах, принадлежащая Объединенному исследовательскому центру Европейской комиссии. TRANSURANUS используется исследовательскими центрами, компетентными органами по ядерной безопасности, университетами и промышленными партнерами (см. [26–38]).

Международные сравнительные исследования имеют большое значение для разработки систем моделирования различных компонентов ядерных реакторов. Одним из основных преимуществ настоящего ПКИ является возможность перекрестного сравнения и дополнительной валидации многих задействованных кодов. За последние три десятилетия было организовано несколько мероприятий: D-COM в середине 80-х годов, FUMEX-I с 1992 по 1996 год, FUMEX-II с 2002 по 2006 год и FUMEX-III с 2008 по 2012 год.

TRANSURANUS обычно называют кодом расчета характеристик топлива, что означает, что он решает уравнения радиального теплообмена, радиального смещения и распределения напряжений как в топливе, так и в окружающей его оболочке, а также выхода продуктов деления и их поведения как функции времени. Уравнения, как правило, предназначенные для прогнозирования характеристик топлива, описывают следующие явления:

- тепловые характеристики: теплопроводность, излучение и конвекцию;
- механические характеристики: ползучесть (радиационную и высокотемпературную), уплотнение, тепловое расширение, растрескивание и перемещение таблеток, твердотельное и газовое распухание;
- поведение актинидов: обеднение и накопление основных нуклидов U, Np, Pu, Am и Cm, влияние на радиальный профиль мощности;
- перекристаллизацию топлива: перераспределение Pu и Am, рост зерен (нормальных и столбчатых), формирование центральной полости;
- поведение продуктов деления: образование в топливной матрице, диффузия к границам зерен, высвобождение в свободный объем стержня после насыщения границ зерен, атермический выход, осколки деления, формирование структуры глубокого выгорания (СГВ, которая обеднена и содержит пористость).

Моделирование теплообмена в зазоре между топливом и оболочкой осуществляется путем сочетания эффектов теплопроводности, излучения и конвекции (модель URGAP [39]). Основные допущения и уравнения для механических характеристик приведены в [27].

Основные допущения и уравнения для концентраций актинидов можно найти в [37, 38].

В модели TUBRNP расчет радиальных профилей мощности разделяется на а) аппроксимацию потока нейтронов с использованием теории термодиффузии, и б) расчет локальных концентраций соответствующих изотопов актинидов с использованием упрощенных уравнений обеднения. Последнее расширение охватывает нуклиды  $^{232}\text{Th}$ ,  $^{233-236}\text{U}$ ,  $^{237}\text{Np}$ ,  $^{238-242}\text{Pu}$ ,  $^{241}\text{Am}$ ,  $^{243}\text{Am}$ ,  $^{242-245}\text{Cm}$ . Дополнительная информация приведена в [40].

Код TRANSURANUS состоит из четко определенной механической и математической структуры, в которую легко могут быть включены дополнительные физические модели. Этот код содержит исчерпывающие файлы данных по материалам для оксидных, смешанных оксидных, карбидных и нитридных типов топлива, циркаловых и стальных оболочек и нескольких различных теплоносителей (вода,

натрий, калий, свинец, висмут). TRANSURANUS может использоваться как система с единым кодом для моделирования как испытаний с долгосрочным облучением при нормальных условиях эксплуатации, так и испытаний в переходных режимах. Режим «перезапуск» позволяет моделировать повторно рефабрикованные (переработанные) топливные стержни, в которых, например, был полностью изменен заполняющий газ.

Данный код может использоваться в двух разных подходах: в качестве детерминированного или статистического кода. Перезапуск может быть использован для выполнения статистического анализа с применением метода Монте-Карло. Эта опция может быть полезна для анализа облучения с длинной базой и с последующим переходным процессом. На рис. 39 представлен обзор этих возможностей.

Помимо гибкости в отношении конструкции топливных стержней, код TRANSURANUS может работать в самых разных ситуациях, как показано в экспериментах, в нормальных, аномальных и аварийных условиях, хотя некоторые модели, специфичные для RIA (например, температура камеры), все еще находятся в стадии разработки. Кроме того, этот код используется для BWR, PWR и ВВЭР. Временной масштаб анализируемых задач может составлять от нескольких миллисекунд до нескольких лет. Поэтому можно осуществлять моделирование сложных экспериментов по облучению, в том числе рефабрикованных инструментированных топливных стержней и изменяющихся условий эксплуатации.

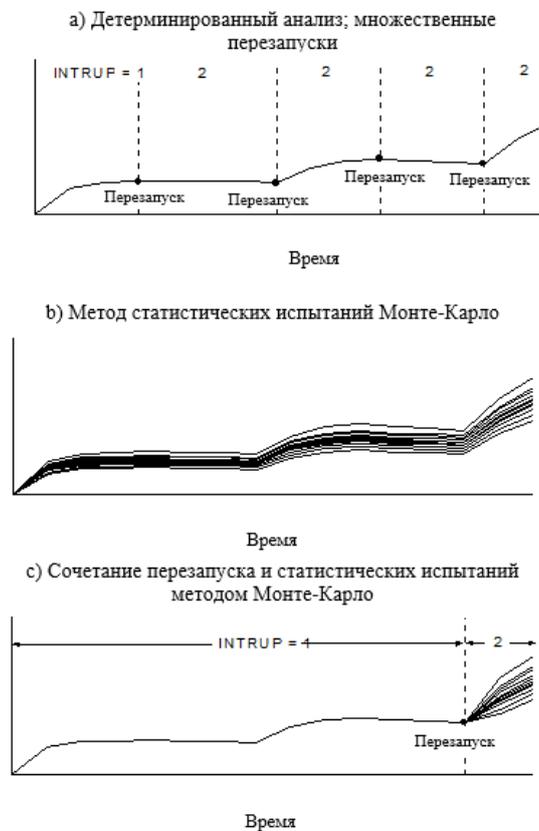


РИС. 39. Иллюстрация детерминированных и вероятностных подходов с перезапусками.

### 3.1.3. ALCYONE

ALCYONE [41] — это многомерный код расчета характеристик топлива, разработанный в платформе PLEIADES [42] КАЭ и компаниями «ЭДФ» и «АРЕВА». Он предназначен для моделирования поведения топливных стержней PWR в реакторе в нормальных (базовое облучение) и аномальных (со скачком мощности и переходным процессом) условиях эксплуатации. Код ALCYONE включает три схемы расчета. Одномерная стандартная схема, основанная на симметричном описании топливного элемента с дискретным осевым составом топливного стержня в топливном столбе (например, при обрушивании топлива), используется для изучения поведения всего топливного стержня [43]. Двумерная схема, описывающая взаимодействие таблетки с оболочкой (ВТО), для оценки концентрации напряжений в оболочке вблизи вершины трещины таблетки [44]. Трехмерная модель с полным фрагментом таблетки для подробного анализа ВТО на границах раздела «таблетка-оболочка» [45]. В этих схемах используется код расчета методом конечных элементов (КЭ) (Cast3M) для решения термомеханической задачи и применяются одни и те же модели физических материалов в каждом узле или точках интеграции сетки КЭ. На рис. 40 представлена блок-схема кода ALCYONE 1D. На этом рисунке контуры сходимости разностей помечены синим цветом, теплофизические модели — бежевым, а другие модели — зеленым, если они рассчитаны до теплофизического контура или серо-розовым, если после него.

В ходе французской исследовательской программы код ALCYONE был подвергнут тщательной валидации для стержней PWR ( $UO_2$  и MOX топлива с выгоранием до 80 ГВт сут/тМ с оболочкой из Zry-4 или M5) при облучении в режиме базовой нагрузки. Испытания с скачкообразным изменением мощности, выполненные на материаловедческом реакторе, используются для проверки поведения топливного стержня в случае переходных процессов мощности. Расчеты температуры топлива подтверждаются, в частности, экспериментом на материаловедческом реакторе, в котором имеется репрезентативная термопара, расположенная в центре топливного элемента [43].

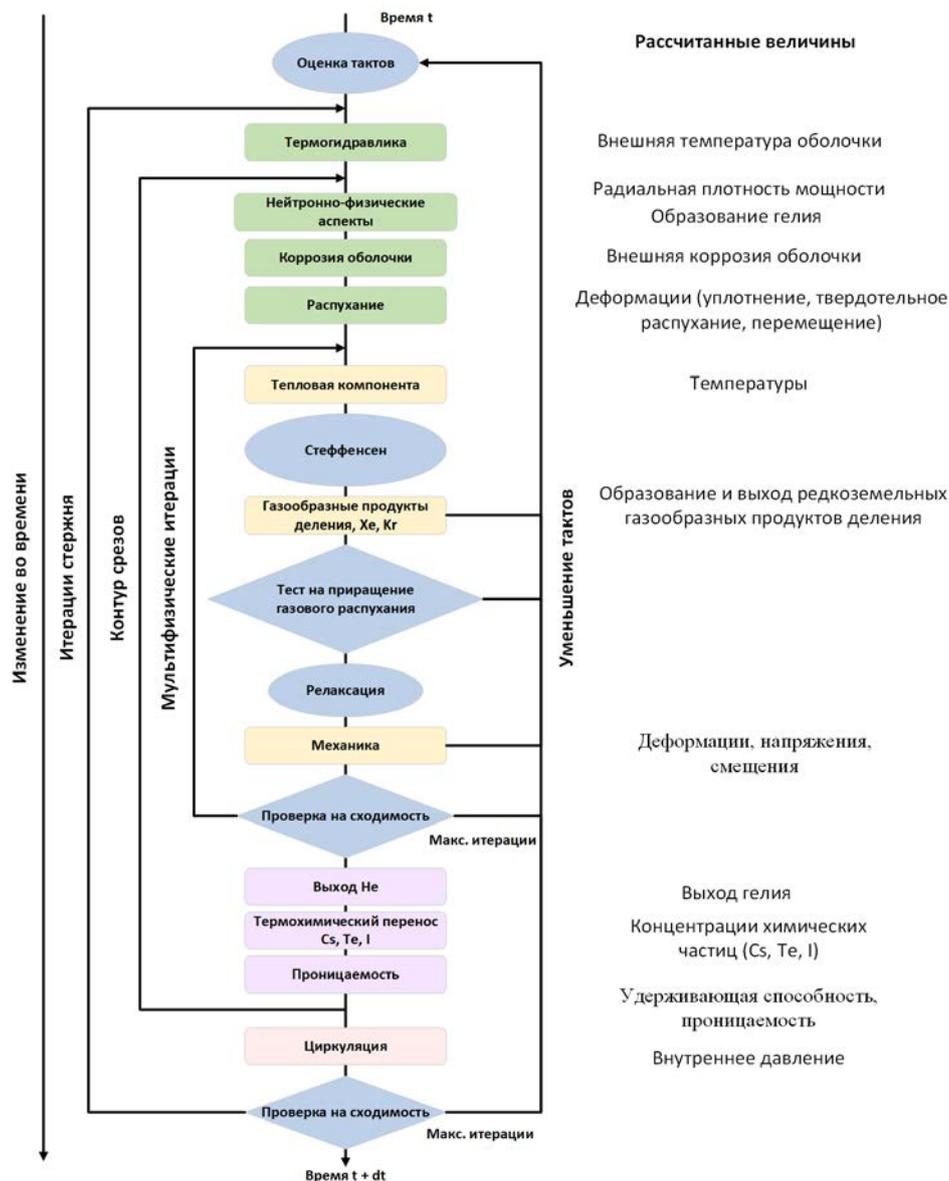


Рис. 40. Блок-схема кода ALCYONE.

Вскоре будет доступно сопряжение кода ALCYONE [46] с системным кодом CATHARE. При анализе АПТ решающее значение имеет оценка внутреннего давления в стержне. Также важно оценить количество топлива, которое может подвергнуться растрескиванию на этапе аварии (т.е., по крайней мере, зоны топлива с измененной структурой). Эти расчеты выполняются с использованием двух моделей выхода газообразных продуктов деления CARACAS [47] или MARGARET [48].

Модель EDGAR [41] описывает вязкопластическое поведение трубки из циркониевого сплава под давлением (с приложенной нагрузкой) и при высокой температуре (более 950 К). Эта модель также показывает эволюцию фазовых фракций (рассматриваются альфа-, бета- и переходная фазы).

Модель EDGAR устанавливается как точечная модель в инструментальном средстве 3D расчета методом конечных элементов. Механический анализ и определение основных механических уравнений подробно рассматриваются в [42].

Механическое поведение описывается логарифмической структурой деформации, предложенной Мичел и др. [45]. Для валидации этого применения эксперименты с EDGAR моделируются с использованием кода ALCYONE.

В одномерном коде обычно считается, что для твердой таблетки радиальное смещение центральной точки не допускается. В случае АПТ тепловой градиент значительно ниже, зазор считается открытым. Можно считать, что центральная точка таблетки может перемещаться в радиальном направлении.

На рис. 41 показано распределение напряжений в таблетке, когда зазор открыт в холодных условиях в конце базового облучения. Во время АПТ распределение напряжений, вероятно, будет иметь ту же форму, так как тепловой градиент в топливной таблетке остается низким. Тем не менее фактическое значение уровня напряжения зависит от вклада газообразных продуктов деления в распухание и от истории интенсивности облучения.

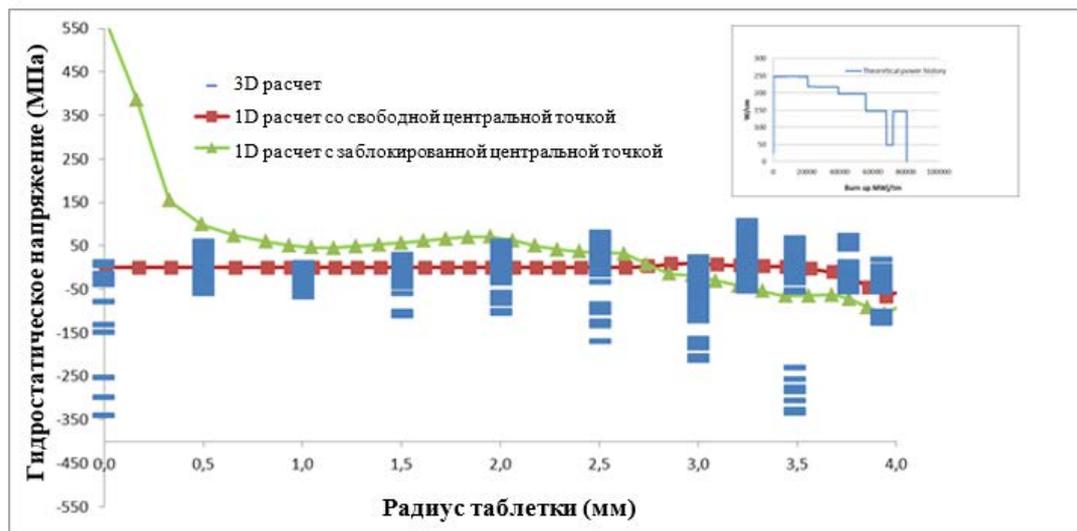


РИС. 41. Распределение гидростатических напряжений в таблетке при комнатной температуре.

В расчетах с помощью кода ALCYONE используется модель газообразных продуктов деления CARACAS [47], в которой рассматриваются следующие группы газообразных продуктов деления: наноразмерные внутрикристаллитные пузырьки, осажденные внутрикристаллитные пузырьки, межкристаллитные пузырьки, формирование периферийной структуры и эволюция периферийных пузырьков. Данная модель прошла валидацию в отношении условий базового облучения и скачкообразного изменения мощности для  $UO_2$  при выгорании до 70 ГВт сут/тМ.

Во время первой части переходного процесса в условиях АПТ температура топлива остается достаточно низкой и влияет только на межкристаллитную диффузию газов. Разработан конкретный критерий начала межкристаллитного разрушения. Он основан на оценке напряжения, приложенного к границе зерен в результате макроскопического гидростатического напряжения и напряжения, вызванного повышенным сдавливанием межкристаллитных пузырьков (растягивающего напряжения). Если растягивающее напряжение на границе зерен, вызванное межкристаллитными пузырьками, превышает предел текучести зерен, возможно частичное или полное разрушение границ зерен. Это обеспечивает сквозной путь для выхода газообразных продуктов деления. Также предполагается, что при облучении предел текучести на границах зерен уменьшается (атомы газообразных продуктов деления растворяются на границе зерен).

### 3.1.4. BISON

Министерство энергетики (МЭ) США развивает возможности моделирования поведения ядерного топлива в рамках программ усовершенствованного моделирования и имитации в области ядерной энергии (NEAMS) и консорциума по усовершенствованному моделированию легководных реакторов (CASL). Результатом этого является код BISON [49] — многомерный, основанный на методе конечных элементов код расчета характеристик топлива, разработанный в Айдахской национальной лаборатории (АНЛ).

Код BISON разработан с использованием многоаспектной физической объектно-ориентированной среды моделирования АНЛ, или MOOSE [50]. MOOSE представляет собой массово-параллельную, основанную на методе конечных элементов платформу для решения систем связанных нелинейных уравнений в частных производных с использованием безматричного метода Ньютона-Крылова (JFNK). Код BISON может использовать линейное, двумерное или трехмерное геометрическое представление для анализа глобального поведения топливных элементов, включая локальные многомерные эффекты. Способность кода BISON использовать массово-параллельные вычисления позволяет комплексно анализировать поведение топливных стержней в 2D с учетом подробной истории облучения, а также для решения больших 3D задач. Код BISON применяется для анализа различных видов топлива, включая топливные стержни LWR, TRISO-топливо, оксидное топливо быстрых реакторов и металлическое топливо в геометрии стержней и пластин. Этот код применим как к стационарным, так и к переходным режимам и используется для анализа поведения топлива в условиях нормальной эксплуатации и проектной аварии.

К последним применениям кода BISON относятся 3D анализ топлива BWR с нарушенной поверхностью таблеток (НПТ, в виде производственных дефектов), анализ толерантного топлива (концепции ATF, такие как оболочка из FeCrAl и топливо на основе  $U_3Si_2$ ) и проектные расчеты для нового Халденского эксперимента (IFA-800), в котором исследуются эффекты НПТ. Более подробная информация представлена в отдельных публикациях.

Уравнения в основе кода BISON представляют собой полностью связанные уравнения в частных производных, описывающие сохранение энергии, компонент смеси и импульса. Нелинейная кинематика в коде BISON следует подходу, описанному в [51].

Модели материалов включены в код BISON для топлива  $UO_2$  с целью описания зависящих от температуры и выгорания термических свойств, набухания в результате воздействия твердотельных и газообразных продуктов деления, уплотнения, растрескивания, смещения фрагментов таблеток, термической и радиационной ползучести [50, 52]. Газовое набухание и выход газообразных продуктов деления рассчитываются с помощью модели, описанной в [53]. Для циркуляционной оболочки имеются модели, описывающие теплофизические свойства, мгновенную пластичность, термическую и радиационную ползучесть, радиационное набухание, окисление, а также фазовый переход, вздутие и разрыв оболочки при АПТ. Теплообмен в зазоре моделируется традиционным способом, причем общая теплопроводность зазора рассчитывается как сумма теплопроводности газа, повышенной теплопроводности, обусловленной контактом твердых сред, и теплопроводности, связанной с радиационным теплообменом. Учет механического контакта между материалами осуществляется с помощью ограничений в узлах/на краях [49, 52].

Код BISON включает модели различных других материалов. К ним относятся модели для топлива MOX,  $U_3Si_2$ , U-PU-Zr и U-10Mo, а также модели оболочки для материалов HT9, 316 и FeCrAl. Модели кода BISON более подробно описаны в [52].

Для кода BISON существует широкий набор задач верификации кода, начиная от фундаментальных испытаний механики твердого тела и теплообмена методом конечных элементов и до задач, специфических для моделей ядерного топлива. В дополнение к верификации кода выполняется верификация численной точности решения. С этой целью были получены пространственные и временные решения для моделирования с репрезентативной задачей валидации и произведено сравнение результатов.

В начале работы по валидации кода BISON основное внимание уделялось топливу LWR при нормальных условиях эксплуатации и при скачках мощности [54, 55]. В последние годы была также проведена значительная работа по анализу сценариев проектных аварий (ПА), включая как АПТ [56, 57], так и RIA [58, 59]. Для топлива с TRISO-покрытием было рассмотрено несколько случаев сравнительных исследований, в которых результаты применения кода BISON сравниваются с результатами применения других кодов расчета характеристик топлива.

Код BISON включает в анализ механики больших деформаций формулировку, необходимую для правильного анализа вздутия оболочки во время АПТ. Кроме того, включены модели конкретных материалов для высокотемпературных переходных явлений, связанных с поведением топливных стержней во время АПТ.

В частности, в коде BISON реализованы модели высокотемпературного окисления оболочки, фазового перехода между твердотельными состояниями циркалоя, высокотемпературной ползучести циркалоя и отказа оболочки с разрывом [56, 57]. Кроме того, имеющаяся в коде BISON модель газового распухания и выхода газообразных продуктов деления в  $UO_2$  была расширена и включает в себя конкретный учет эффекта залпового выброса во время переходных процессов [61, 62]. Эта возможность может быть адаптирована и применена к моделированию переходных процессов в условиях АПТ. Кроме того, недавно были имплементированы модели для выделения энергии при окислении оболочки и осевого перемещения топлива, которые будут применяться в будущем при моделировании АПТ с помощью кода BISON.

Расширенный код BISON был применен для моделирования экспериментов в условиях АПТ, включая многочисленные испытания по определению влияния отдельных эффектов, проведенные в экспериментах PUZRY, REBEKA и Hardy, а также экспериментах по изучению комплексного поведения топливных стержней, в том числе стержней 4 и 7 в испытаниях QUENCH L1, NRU-MT4 и MT6A, а также испытаний Halden-650.2 и IFA-650.10. Подробные сведения и результаты моделирования можно найти в [55].

Модели кода BISON для анализа АПТ и результаты моделирования экспериментов ФУМАК подробно представлены в заключительном докладе о вкладе АНЛ в ФУМАК (см. приложение II).

### 3.1.5. DIONISIO

DIONISIO 2.0 — это код, позволяющий моделировать поведение топливного стержня в условиях повышенного выгорания. В частности, в диапазоне глубокого выгорания, когда описаны запасы более релевантных изотопов и микроструктура на периферии таблетки.

Результаты применения кода сравнивались с данными 34 экспериментов, опубликованными в базе данных IFPE, содержащей данные о более чем 380 топливных стержнях, облученных до средних уровней выгорания 40–60 МВт сут/кгU. Результаты этих сравнений удовлетворительны, и они показывают хорошее качество моделирования. Они были выполнены в рамках проекта координированных исследований МАГАТЭ FUMEX III. Различные модели подробно описаны в ряде публикаций [63–67].

В рамках проекта координированных исследований ФУМАК диапазон применения кода расширен и включает условия, характерные для АПТ. С этой целью был разработан новый модуль, способный воспроизводить теплогидравлические условия в теплоносителе. Данный модуль предназначен для учета многочисленных параметров, определяющих теплообмен между топливным стержнем и теплоносителем в аварийных ситуациях, обеспечивая тем самым граничные условия, необходимые для моделирования поведения топливного стержня во время резкого отклонения от номинальных значений параметров.

### 3.1.6. FTRAC и FTRAC — ABAQUS

Код FTRAC состоит из моделей, рассчитывающих поведение топливных стержней LWR в переходных условиях, и моделирует следующие процессы [68]:

- теплопередачу от топливной таблетки к теплоносителю через газовый зазор-оболочку и оболочку-теплоноситель;
- деформацию оболочки топливной таблетки;
- историю изменения давления в топливном стержне;
- и эволюцию окисления оболочки.

Модель деформации топливной таблетки используется для расчета изменения длины топливного столба и радиального смещения топлива. При соприкосновении топливных таблеток и оболочки происходит механическое взаимодействие таблеток с оболочкой (МВТО). Модель деформации топлива вводит движущую силу в модель деформации оболочки. Для определения степени удлинения оболочки, передаваемого осевым расширением столба топливных таблеток, рассчитывается коэффициент проскальзывания. Чем больше контактное давление, тем больше коэффициент проскальзывания. Коэффициент проскальзывания связан с коэффициентом трения и площадью соприкосновения между топливной таблеткой и оболочкой.

Если эффективная пластическая деформация оболочки превышает деформацию, при которой возникает неустойчивость оболочки, то для расчета локализованной большой деформации оболочки используется модель вздутия оболочки. Модель расчета больших деформаций обеспечивает расчет размера и формы узла вздутия оболочки. В код FTRAC недавно была добавлена еще одна модель анализа вздутия ABAQUS [69]. На рис. 42 представлена блок-схема расчета с использованием этой модели.

Деформация и напряжения в условиях больших деформаций в оболочке рассчитываются с помощью модели ABAQUS, в которой предполагается, что оболочка представляет собой толстостенный цилиндр, подвергающийся воздействию определенного внутреннего и внешнего давления и заданной равномерной температуры [70]. Результат в отношении деформации, полученный при применении модели вздутия, направляется обратно в основную программу FTRAC, используемую для последующего расчета.

Реакция оболочки с паром моделируется с помощью кинетических корреляций как для привеса массы кислорода, так и роста толщины слоя  $ZrO_2$ . Для демонстрации правильной работы конкретных моделей в FTRAC были выбраны несколько экспериментов. Выбранными испытаниями были эксперименты IFA-432, FA-513, IFA-507, NSRR и CABRI [71]. Экспериментальные данные были успешно использованы для сравнения с прогнозом FTRAC относительно изменения во времени.

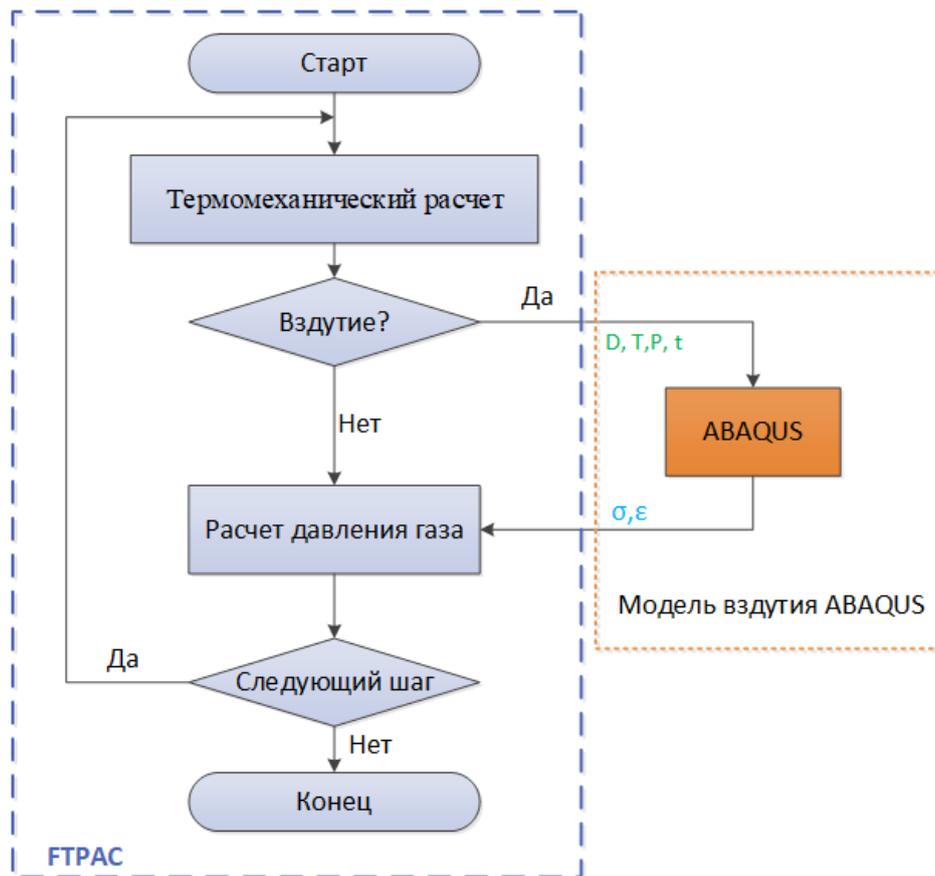


РИС. 42. Платформа расчета с помощью кода FTPАС в сочетании с моделью ABAQUS.

### 3.1.7. РАПТА-5.2

Организацией-разработчиком кода РАПТА-5.2 является Высокотехнологический научно-исследовательский институт неорганических материалов им. академика А.А. Бочвара (АО «ВНИИНМ»). РАПТА-5.2 — это код лицензирования для топливных стержней ВВЭР, используемый АО «ВНИИНМ» для моделирования поведения топливных стержней при проектных авариях. Этот код определяет характеристики топливных стержней и производит проверку по критериям безопасности топлива, таким как: максимальная температура топлива, пиковая энтальпия топлива, пиковая температура оболочки, количество поврежденных стержней, окисление оболочки и образование водорода.

Код РАПТА-5.2 был одобрен и лицензирован Федеральной службой по экологическому, технологическому и атомному надзору России с целью расширения его применимости до уровней выгорания 75 МВт сут/кгU [72].

Код РАПТА-5.2 обеспечивает термомеханический расчет деформации топливных стержней LWR во время быстрых переходных процессов, таких как АПТ и RIA. Моделируются следующие физические явления:

а) теплообмен в топливном стержне с учетом:

- генерирования в объеме топлива мощности в ходе переходного процесса (входные данные) с учетом радиального распределения мощности при различных уровнях выгорания;
- поверхностного теплового эффекта, связанного с окислением циркония в атмосфере пара;

- граничных условий переходного процесса (временных шагов) на поверхности оболочки (входные данные);
- изменений геометрической площади поперечного сечения топливного стержня;
- свойств материалов при высоких температурах и глубоком выгорании с учетом радиального распределения мощности;
- изменения содержания, выхода и давления газообразных продуктов деления в топливных стержнях во время переходного процесса;

b) геометрия топливного стержня, принимая во внимание:

- граничные условия до начала аварии с накопленным выгоранием (входные данные);
- термомеханические деформации топлива и оболочки с учетом взаимодействия топлива с оболочкой в стационарном и переходном режимах;
- набухание топлива и ВГПД в стационарном и переходном режимах;
- разрыв оболочки в результате чрезмерных деформаций;
- толщину оксида циркония на внешних и внутренних (после разрыва) поверхностях оболочки;

c) окисление оболочки в неизотермических условиях с обратной связью по тепловыделению и образованию водорода.

Температура и облучение влияют на свойства материала во время нормальной эксплуатации до начала аварии. Для расчета параметров кинетики деформации оболочки в условиях нестационарного режима, таких как температура и нелинейный контакт, при анализе влияния отжига на радиационные повреждения также учитываются напряжение текучести и соответствующая деформация сплава Э110 [73–75]. При анализе разгерметизации оболочки вследствие избыточного внутреннего давления используется критерий деформации [4].

Пароциркониевая реакция рассчитывается по привесу массы. Можно использовать консервативные и реалистичные зависимости, полученные для электролитического и губчатого сплава Э110. Корреляции Каткарта-Павела или Бейкера-Джаста рассматриваются как опциональные. ЭПДО (эквивалентная прореагировавшая доля оболочки) и интегральный привес массы кислорода определяются с учетом деформации оболочки. В случае разрыва оболочки также учитывается окисление внутренней поверхности оболочки с целью определения общего количества образовавшегося газообразного водорода. При решении задачи, связанной с теплообменом, также учитывается тепловой эффект, вызванный экзотермической пароциркониевой реакцией.

### 3.1.8. SFPR

В ИБРАЭ (Москва) в настоящее время ведется разработка кода SFPR [76] для механистического моделирования поведения одиночного топливного стержня в различных режимах работы LWR (нормальных и аномальных, включая тяжелые аварии). Этот код разработан путем связывания двух автономных механистических кодов MFPR (для мезомасштабного моделирования облученного  $UO_2$  топлива и выхода продуктов деления, в сотрудничестве с IRSN (Институтом радиационной защиты и ядерной безопасности, Кадараш) [77, 78] и SVECHA/QUENCH, или S/Q (для моделирования термомеханического и физико-химического поведения топливных стержней, в сотрудничестве с учеными-экспериментаторами ТИК (Технологического института Карлсруэ (бывшего FZK (Исследовательского центра в Карлсруэ))) [79, 80], которые

интенсивно разрабатывались в течение последних двух десятилетий. Связывание этих двух кодов обеспечивает механистическое моделирование поведения топливных элементов LWR в стационарных, переходных и нештатных режимах.

Основные физические модели этих двух кодов были адаптированы и использованы в лучшем российском интегральном коде СОКРАТ (см. раздел 3.3.2), предназначенном для анализа ПА и ЗУ на атомных электростанциях. По этой причине код СОКРАТ был использован в сравнительных исследованиях ФУМАК по моделированию реакторных испытаний IFA-650.9–11 и интегрального испытания пучка стержней CORA-15, тогда как SFPR применялся для анализа окисления оболочки и вторичного гидрирования, измеренного в ходе испытания IFA-650.2 (см. приложение II). Кроме того, код SFPR был доработан для описания перемещения и окисления расплава ядерного топлива в процессе разрушения активной зоны, наблюдаемого в ходе испытаний CORA путем имплементации в коде модели перемещения/окисления объема расплава кориума [81], что продемонстрировало возможность расширения применения кода расчета характеристик топлива на условия тяжелой аварии (одна из целей проекта ФУМАК), как это также изложено в приложении II.

## 3.2. СОПРЯЖЕННЫЕ КОДЫ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКОГО РАСЧЕТА И РАСЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК ТОПЛИВНЫХ СТЕРЖНЕЙ

### 3.2.1. MARS-KS

Код MARS-KS (многомерный анализ безопасности реакторов) был разработан в КАЭРИ для многомерного и многоцелевого реалистичного теплогидравлического системного анализа переходных процессов в легководных реакторах. Основа кода была сформирована путем объединения и реструктуризации кодов RELAP5/MOD3 и COBRA-TF1. Код MARS-KS позволяет анализировать одномерную и трехмерную теплогидравлическую систему, а также реакции топлива на переходные процессы в легководных реакторах. В код было добавлено много улучшенных моделей и возможностей, а последней версией серии является MARS-KS 1.4. Важные обновления включают в себя возможности трехмерного моделирования, встроенные в последнюю версию с моделью турбулентного перемешивания и моделью проводимости. Код MARS-KS используется Корейским институтом ядерной безопасности (КИЯБ) главным образом для деятельности по регулированию [82–84].

Для разработки системы кодов MARS-KS/FRAPTRAN необходимо разработать методологию их сопряжения, поскольку каждая система кодов уже использовалась и подвергалась валидации по собственной методике (см. подробности в приложении II). Код FRAPTRAN2.0 был изменен в качестве модуля S-fraptran для имплементации в MARS-KS. Для того чтобы связать переменные двух кодов, в S-FRAPTRAN был создан новый модуль (MARSLINK).

Как показано на рис.43, разработана методика сопряжения для анализа стационарных и переходных процессов путем сохранения каждого потока вычислений и системы I/O (ввода/вывода).

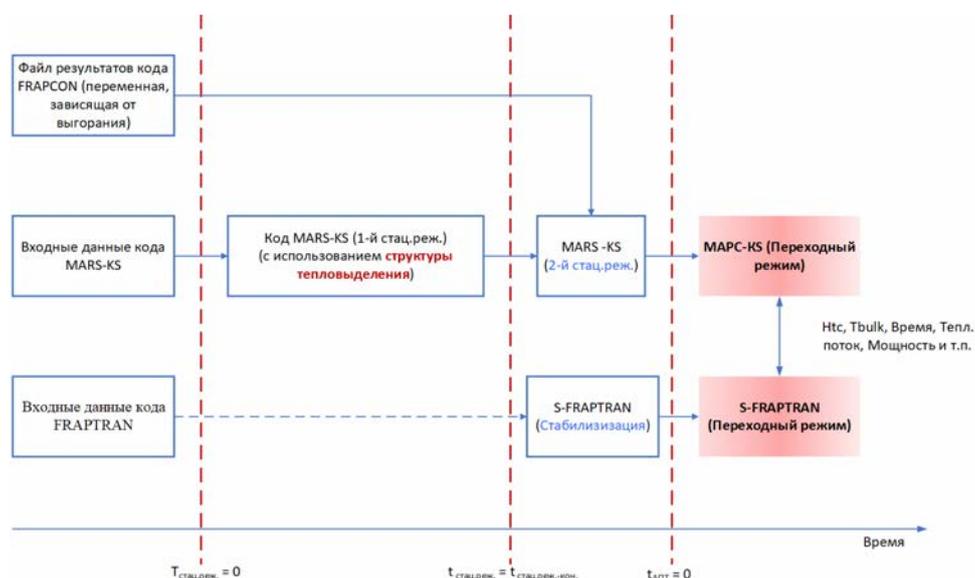


РИС. 43. Методология применения полностью сопряженных кодов MARS-KS/FRAPTRAN.

В таблице 9 показаны связывающие переменные для кодов MARS-KS и FRAPTRAN. Для текущего временного шага код MARS-KS рассчитывает приращение времени, LHGR (линейную мощность тепловыделения), давление теплоносителя, коэффициент теплообмена и температуру теплоносителя. Все переменные сохраняются для расчета с помощью кода S-FRAPTRAN. Впоследствии код S-FRAPTRAN рассчитывает диаметр деформированной оболочки, тепловой поток и температуру поверхности оболочки. Эти переменные также сохраняются для расчета с помощью кода MARS-KS на следующем временном шаге.

Для расчета термомеханического поведения топлива во время АПТ модулю расчета характеристик топлива требуются граничные условия по мощности и теплогидравлические граничные условия на внешней поверхности оболочки. Кроме того, на деформацию оболочки оказывает влияние давление теплоносителя. Системному коду требуются данные о внешнем диаметре оболочки и тепловом потоке с учетом радиального распределения выгорания, теплопроводности зазора и энергии реакции воды с металлом. Все переменные сохраняются в модуле и обновляются на каждом временном шаге.

ТАБЛИЦА 9. СВЯЗАННЫЕ ПЕРЕМЕННЫЕ СИСТЕМЫ КОДОВ MARS-KS/FRAPTRAN

Вызывающий модуль	Имя переменной	Содержание
S-fraptran	Timeincrement	Размер временного шага
	Power	Линейная мощность тепловыделения (LHGR)
	CoolPress	Давление теплоносителя
	Htc	Коэффициент теплопередачи поверхности оболочки
	Tbulk	T теплоносителя
MARS-KS	Outdia	Внешний диаметр оболочки (вкл. толщину оксида)
	Heatflux	Тепловой поток через оболочку
	Tsurf	T поверхности оболочки

### 3.2.2. GENFLO-FRAPTRAN

Код расчета характеристик топлива в переходном режиме для одиночного стержня FRAPTRAN, разработанный ТЧЛ для КЯР США [85], был связан с теплогидравлическим кодом GENFLO, разработанным в VTT [86, 87].

GENFLO — это программа, быстрое действие которой обеспечивается применением неитеративной модели решения уравнений теплогидравлики. Связанный код был подвергнут верификации с использованием экспериментальных результатов испытаний IFA-650 в условиях АПТ в рамках Халденского проекта [88]. Принципы и модели, используемые во время АПТ, основаны на коде SMABRE, разработанном в VTT [89]. Сопряженный код, FRAPTRAN-GENFLO, ранее применялся в [90, 91].

## 3.3. КОДЫ ДЛЯ УСЛОВИЙ ТЯЖЕЛОЙ АВАРИИ

### 3.3.1. ATHLET-CD

Системный код ATHLET-CD (Анализ теплогидравлики течей и переходных процессов с деградацией активной зоны) [92] описывает теплогидравлические реакции системы теплоносителя реактора при тяжелых авариях, включая последовательность процессов повреждения активной зоны, а также поведение продуктов деления и аэрозолей, с целью расчета параметров радиоактивного источника для анализа защитной оболочки и оценки мер по управлению авариями. Он разработан ГРС (Обществом по безопасности установок и реакторов) в сотрудничестве с ИЯЭЭС (Институтом ядерной энергетики и энергетических систем), Штутгартский университет. Код ATHLET-CD также включает в себя код расчета переноса аэрозолей и продуктов деления SOPHAEROS, разработанный IRSN (Институтом радиационной защиты и ядерной безопасности), и сопряжен с кодом ГРС COCOSYS для моделирования теплогидравлики и поведения йода в защитной оболочке.

Структура этого кода в значительной степени модульная; она включает широкий спектр моделей и обеспечивает оптимальную основу для дальнейшего развития (см. рис. 44). Код ATHLET включает термогидродинамический модуль, модуль теплопередачи и теплопроводности, модуль нейтронной кинетики, модуль моделирования общего управления и универсальную программу для решения систем дифференциальных уравнений под названием FEBE. Термогидродинамический модуль основан на модели из шести уравнений с полностью разделенными балансовыми уравнениями для жидкости и пара, дополненными уравнениями сохранения массы для до пяти различных неконденсируемых газов и моделью отслеживания концентрации бора. В код ATHLET также включены специальные модели для насосов, клапанов, сепараторов, отслеживания уровня смеси, критического потока и т.д.

Модуль ECORE для ТВЭЛов состоит из моделей топливных стержней, поглощающих стержней (AgInCd и  $V_4C$ ) и топливных сборок, включая контейнеры и поглотители в BWR. Он описывает механическое поведение стержней (вздутие), окисление циркониевого сплава и  $V_4C$  (уравнения типа уравнений Аррениуса для скорости), растворение  $Zr-UO_2$  и плавление металлических и керамических компонентов. Перемещение расплава (плавление топлива) моделируется струйками с постоянной скоростью и поперечным сечением, начинающимися в узле отказа стержня. Модели допускают окисление, застывание, повторное плавление, повторное застывание и накопление расплава вследствие образования пробок. Обратная связь с теплогидравликой учитывает паровое голодание и образование пробок. Помимо конвекционного теплообмена, энергообмен между топливными стержнями и окружающими конструкциями активной зоны может быть радиационным.

Выход продуктов деления моделируется уравнениями скорости или диффузионной моделью в модуле FIPREM. Перенос и удерживание продуктов деления и аэрозолей в системе теплоносителя реактора моделируются модулем SOPHAEROS. Для моделирования слоя обломков может быть применена специальная модель MEWA с собственной системой уравнений теплогидравлики в сочетании с гидродинамикой кода ATHLET на внешних границах слоя обломков. Переход моделирования участков активной зоны от ECORE к MEWA зависит от степени деградации на конкретном участке. Наконец, код также включает в себя модели поздних фаз для обрушивания топлива в активной зоне, поведения бассейна расплава в напорной камере и отказа корпуса реактора в модуле AIDA.

Валидация кода основана на интегральных испытаниях и испытаниях на влияние отдельных эффектов, как это предлагается в матрицах валидации КБЯУ (Комитета по безопасности ядерных установок), и охватывает теплогидравлику, деградацию пучков стержней, а также выход и перенос продуктов деления и аэрозолей. Они включают внереакторные эксперименты с пучками стержней, проведенные в CORA и на установке QUENCH, а также внутрореакторные эксперименты, проведенные на установке PHÉBUS или LOFT. Для оценки кода в отношении реакторных применений используется авария на TMI-2.

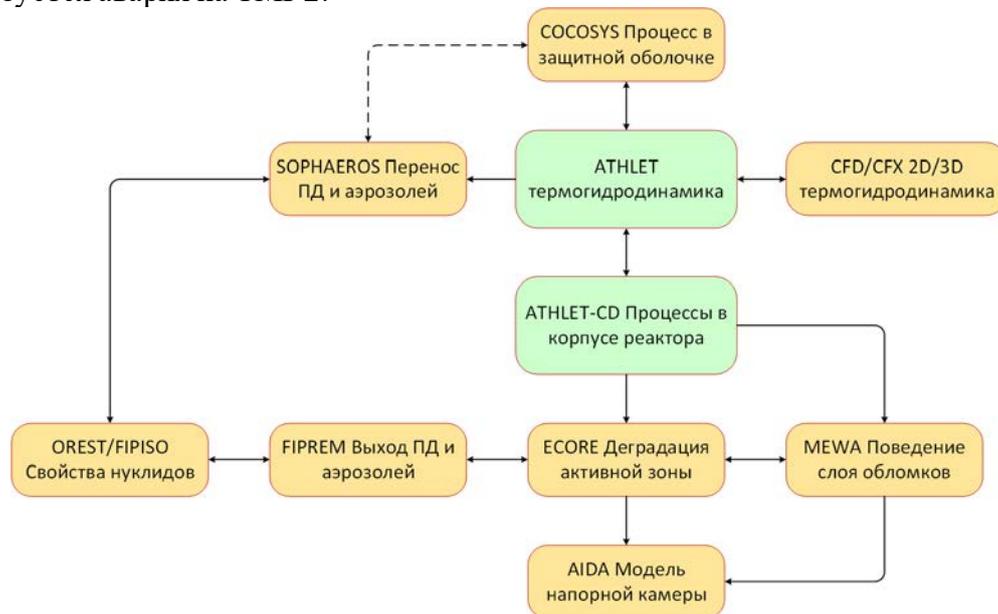


Рис. 44. Модульная структура системного кода ATHLET-CD.

### 3.3.2. СОКРАТ

Код СОКРАТ предназначен для оценки безопасности АЭС с LWR в условиях тяжелой аварии [93]. На внутрикорпусной стадии тяжелых аварий рассматриваются следующие общие процессы (рис.45): обнажение и разогрев активной зоны; радиационная и конвективная теплопередача внутри активной зоны и между активной зоной и окружающими ее конструкциями; деформация и разрыв (разрушение) оболочек топливных стержней; выход продуктов деления из твердого топлива в систему теплоносителя реактора (СТР); коагуляция, перенос и осаждение/ресуспендирование продуктов деления в СТР; окисление оболочек топливных стержней, поглотителей и стальных конструкций в атмосфере пара или воздуха; деградация топлива (растворение  $UO_2$  и  $ZrO_2$  твердым и расплавленным Zr, разрушение защитного слоя  $ZrO_2$ ; расплавление оксидов); выход продуктов деления из расплавленного топлива;

перемещение материала (образование эвтектики U-Zr-O, SS-Zr, SS-B<sub>4</sub>C; протекание жидких масс; разрушение топливных стержней с образованием слоя обломков; образование и распространение бассейнов расплава; перемещение кориума в напорную камеру реактора); окисление расплава, особенно содержащего жидкий Zr; учет нарушения границ СТР (патрубков горячей нитки, дыхательного трубопровода компенсатора давления, труб ПГ (парогенератора)); взаимодействие топлива с теплоносителем в напорной камере реактора; поведение расплава кориума внутри корпуса реактора (конвекция; образование корки, стратификация в металлические и оксидные слои); деградация нижнего коллектора вследствие воздействия расплавленного кориума; выход расплавленных материалов в защитную оболочку после нарушения целостности корпуса реактора.

На внекорпусной стадии основное внимание уделяется следующим процессам: распределению смеси водорода и паровоздушной смеси в многокамерной защитной оболочке путем сопряжения с кодами с сосредоточенными параметрами для моделирования процессов в защитной оболочке КУПОЛ-М или АНГАР; взаимодействию расплава кориума с бетоном (или удержанию в ловушке активной зоны, например, в новых конструкциях ВВЭР); поведению ПД в защитной оболочке (переносу, осаждению и ресуспендированию, йодному ВХР, ВХР прямка); утечке ПД в окружающую среду вследствие нарушения герметичности защитной оболочки; выходу ПД в окружающую среду вследствие отказа или байпаса защитной оболочки.

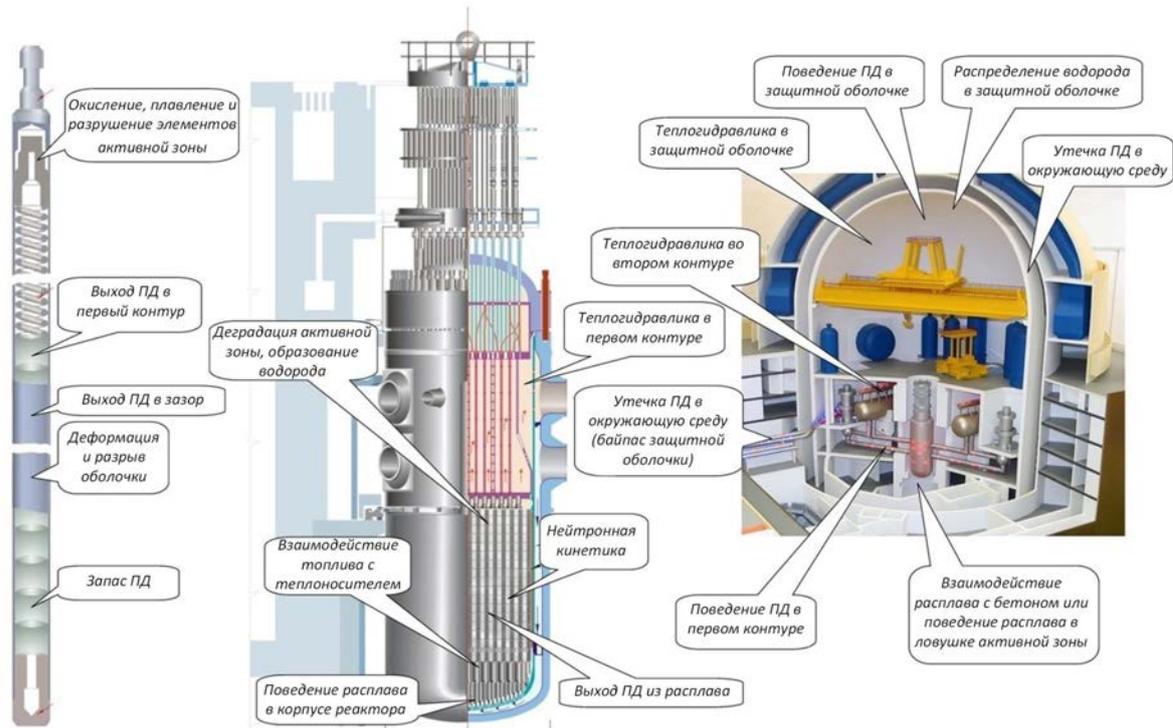


РИС. 45. Явления, моделируемые в коде СОКРАТ (перепечатано из [93] с разрешения компании «Эльсевир»).

В рамках проекта ФУМАК цель применения кода СОКРАТ была двоякой. Первой была проверка возможности кода моделировать вздутие и разрыв облученных оболочек в сравнении с результатами испытаний Halden IFA-650, а также испытаний деградации пучка твэлов под давлением при высокой температуре CORA-15. Вторая цель заключалась в том, чтобы предоставить участникам проекта общие теплогидравлические граничные условия для кодов расчета характеристик топлива в сравнительном исследовании на основе испытаний Halden IFA-650.9, 10 и 11.

## 4. СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ МОДЕЛИРОВАНИЯ

### 4.1. ИСПЫТАНИЯ НА РАЗРЫВ В МТА ЕК

Пять организаций представили результаты для изотермических испытаний на вздутие в МТА ЕК, описанных в разделе 2.1:

- МТА ЕК (Венгрия), код FRAPTRAN 2.0;
- ОИЦ (Европейская комиссия), код TRANSURANUS v1m2j17;
- АНЛ (США), код BISON 1.4;
- СИЭМАТ (Испания), код FRAPTRAN 1.5;
- ГНТЦ (Украина), код TRANSURANUS v1m1j11.

Участникам было предложено представить результаты в отношении: 1) времени до разрыва оболочки, 2) внутреннего давления в оболочке при разрыве и 3) максимального внешнего окружного напряжения при разрыве.

#### 4.1.1. Результаты в отношении времени до разрыва оболочки

На рис. 46 представлены в виде гистограммы полученные от участников результаты в отношении времени до разрыва для шести исследований в МТА ЕК. Также включены экспериментальные данные. Температура испытаний упорядочена в порядке понижения.

Наблюдалась общая тенденция кодов давать заниженные прогнозы времени до разрыва. Однако результаты применения кода TRANSURANUS (как в ОИЦ, так и в ГНТЦ) очень хорошо согласовались с экспериментальными данными. Результаты применения кода BISON также хорошо согласовались, хотя этот код давал умеренно заниженные прогнозы. Код FRAPTRAN давал более явно заниженные прогнозы времени до разрыва оболочки, чем другие коды, как указано в результатах, полученных как от МТА ЕК, так и от СИЭМАТ. В СИЭМАТ было проведено параметрическое исследование с целью изучения чувствительности результатов к внутреннему тепловому состоянию трубки. Этот анализ чувствительности был выполнен в связи с тем, что газ в трубке, возможно, не достиг теплового равновесия с печью при расчете теплопередачи с помощью кода FRAPTRAN. Исследование проводилось только в отношении испытаний PUZRY-12 и 26, так как время до отказа было чувствительно к температуре и даже удваивается в одном случае (испытание #12), если считать, что температура на 60–80 К ниже температуры печи.

В ОИЦ было отмечено, что точность прогнозов времени до разрыва с помощью кода TRANSURANUS соответствовала данным предыдущего моделирования аналогичных испытаний на вздутие [94]. Кроме того, в ОИЦ были испытаны два разных критерия отказа стержня (т.е. предельное окружное напряжение и предельная окружная деформация) и отмечено, что критерий разрушения оболочки оказывал лишь небольшое влияние на прогнозирование времени до разрыва, так как вздутие на его поздней стадии происходило очень быстро.

Как в ОИЦ, так и в АНЛ были проанализированы результаты времени до разрыва, полученные с помощью кодов TRANSURANUS и BISON, соответственно, в зависимости от температуры испытания. Оба учреждения отметили, что было воспроизведено уменьшение времени до разрыва в зависимости от температуры. Отклонения прогнозов от экспериментальных данных, как представляется, увеличиваются при низких температурах. Последнее обстоятельство также было подтверждено МТА ЕК в расчетах с помощью кода FRAPTRAN. Более высокие расхождения между расчетами и данными экспериментов при более низких температурах указывали на то, что отклонения могли быть частично вызваны отсутствием надлежащего моделирования анизотропного поведения ползучести, которое характерно для альфа-Zr [95].

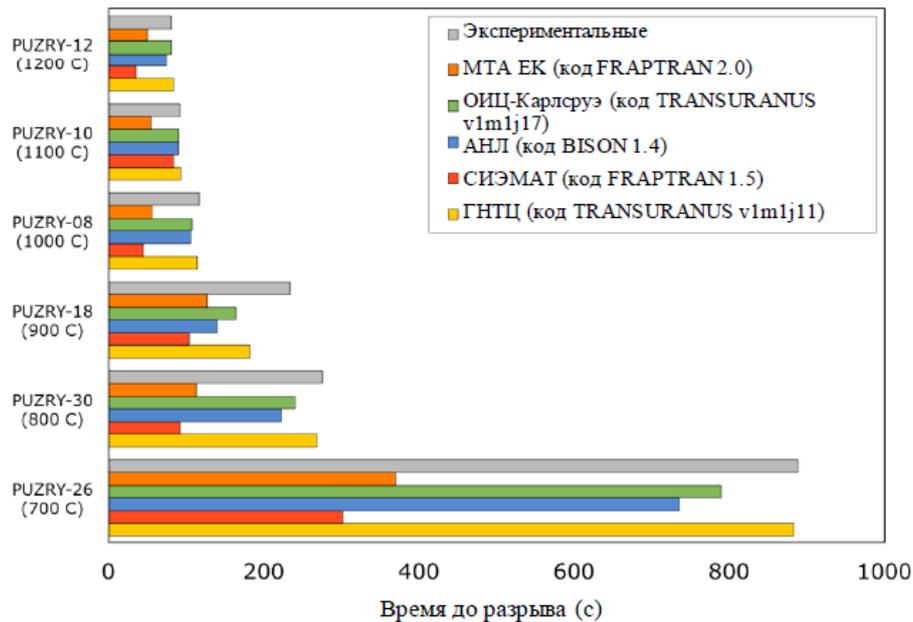


РИС. 46. Время до разрыва в испытаниях на вздутие в МТА-ЕК. Показаны взаимные сравнения применения кодов и экспериментальные данные.

Корреляции высокотемпературной ползучести в кодах, как правило, основывались на экспериментальной работе Эрбахера и др. [95]. Химический состав сплава Zr-4, использованного в эксперименте PUZRY, и сплава, использованного в [95], мог различаться. Как следствие, наблюдаемая разница в поведении ползучести.

Эффекты, связанные с пользователями, наблюдаемые в отношении результатов, полученных с помощью кодов TRANSURANUS и FRAPTRAN, могли быть вызваны различиями в версиях кодов, а также другим выбором доступных вариантов моделирования (таких, как критерий отказа с разрывом).

#### 4.1.2. Результаты в отношении давления при разрыве оболочки

Результаты, полученные от участников в отношении внутреннего давления в оболочке в момент отказа с разрывом, представлены на рис. 47. Также включены экспериментальные данные.

Как правило, наблюдалось заниженное прогнозирование значений давления при разрыве в сравнении с экспериментальными данными. Скорость повышения давления была экспериментальным параметром и входными данными для расчетов с помощью кода. Заниженный прогноз давления, достигаемого во время разрыва, соответствует заниженному прогнозированию самого времени разрыва.

Как представляется, расчеты обоих пользователей кода TRANSURANUS хорошо согласовались с данными. Прогнозы с использованием кода BISON также были разумными. Значительно заниженный прогноз был связан с расчетами с помощью кода FRAPTRAN.

#### 4.1.3. Результаты в отношении максимальной окружной деформации при отказе с разрывом

На рис. 48 показаны полученные от участников результаты в отношении окружной деформации в осевом положении пика (положении разрыва) на внешней поверхности оболочки в момент отказа с разрывом. Также включены экспериментальные данные.

Были отмечены большие различия между прогнозами от разных кодов, и во многих случаях прогнозы значительно отличались от экспериментальных данных.

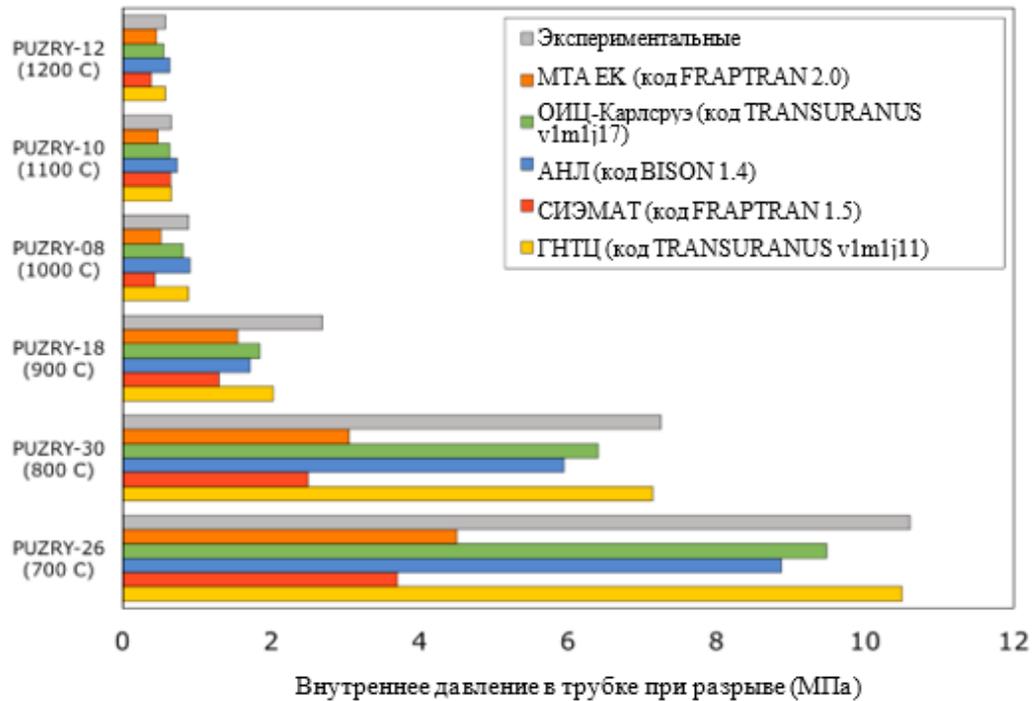


РИС. 47. Внутреннее давление в оболочке при разрыве при испытаниях на вздутие в МТА-ЕК. Показаны взаимные сравнения применения кодов и экспериментальные данные.

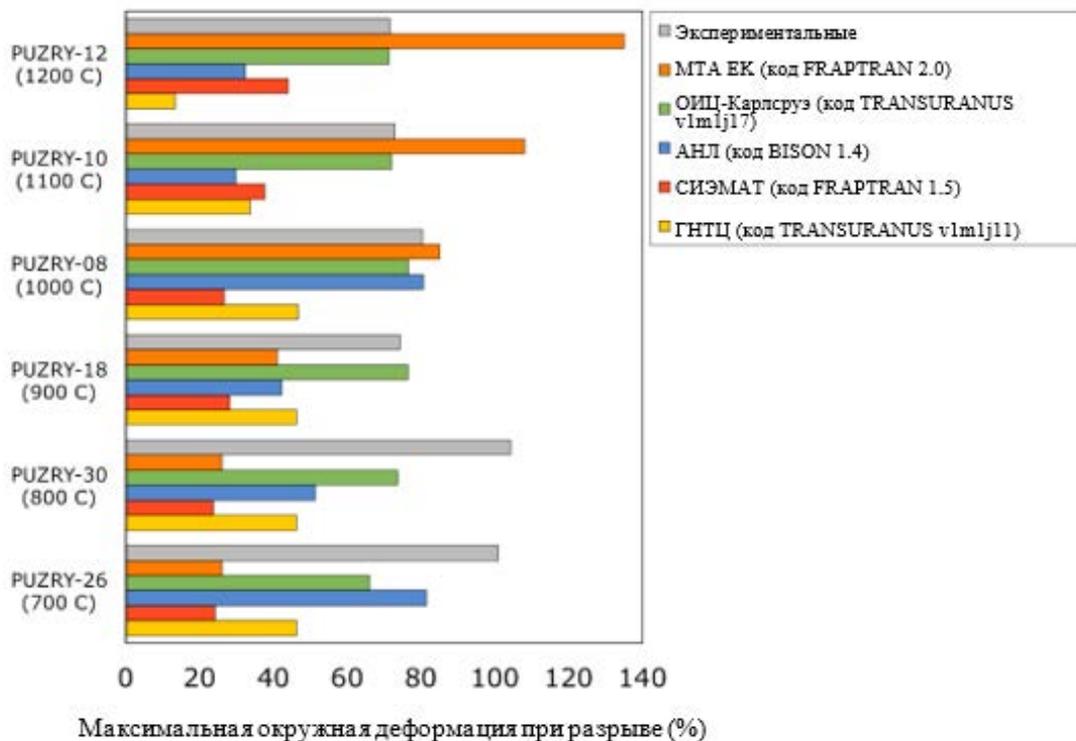


РИС. 48. Максимальная внешняя окружная деформация оболочки в момент разрыва при испытаниях на вздутие в МТА-ЕК. Показаны взаимные сравнения применения кодов и экспериментальные данные.

Прогноз максимальной деформации оболочки был для кодов расчета характеристик топлива сложной задачей, которая связана с количеством, сложностью и взаимной зависимостью соответствующих явлений. При анализе для условий АПТ неопределенности в расчетах деформации оболочки при разрыве могут оказаться большими, поскольку при приближении к разрыву оболочки достигались весьма высокие скорости деформации. Это означало, что максимальная деформация была весьма чувствительна к конкретным критериям, принятым для определения времени отказа, поскольку небольшая разница во времени отказа могла соответствовать большой разнице в максимальной деформации. Это было продемонстрировано в ОИЦ-Карлсруэ, когда различные критерии отказа были протестированы при моделировании вздутия и разрыва с использованием кода TRANSURANUS [94].

В АНЛ, ОИЦ и СИЭМАТ было отмечено, что неопределенность в прогнозах деформации разрыва была связана с критерием разрыва. Результаты в отношении деформации при разрыве, полученные с помощью кода TRANSURANUS, следует тщательно рассмотреть, поскольку эти значения превышают диапазон приемлемости моделей. Далее в ОИЦ было отмечено, что деформации, полученные при испытаниях пучков стержней (например, QUENCH), как правило, были меньше, чем те, что наблюдались в испытаниях одиночных стержней, что можно было частично отнести на счет азимутального температурного градиента вдоль оболочки, как показывают имеющиеся экспериментальные данные [96]. Для учета этого аспекта при расчетах потребуется полное 3D-моделирование<sup>1</sup>, тогда как расчеты в ФУМАК выполнялись с использованием 1,5D или 2D-rz геометрических представлений.

Помимо неопределенностей моделирования, к ожидаемым расхождениям между расчетами и экспериментальными данными могут также добавиться погрешности измерений и приборов. Интерпретация отверстия в месте разрыва (участки оболочки, выступающие наружу после разрыва) также может вносить систематическую погрешность в измеренное значение деформации по сравнению с деформацией, обусловленной только вздутием. Это было очевидно в профиле диаметра оболочки после испытания, измеренном для эксперимента Halden IFA-650.10<sup>2</sup> [97]. Прогнозы кода касались деформации оболочки непосредственно перед разрывом, т.е. максимальной деформации при вздутии. Для испытаний в МТА ЕК характер измерений уточнить не удалось.

#### 4.2. ИСПЫТАНИЯ HALDEN АПТ (IFA-650.9, 10, 11)

На 2-м совещании по координации исследований было решено использовать для всех кодов расчета характеристик топлива в сравнительном исследовании на основе данных испытаний Halden IFA-650.9, 10 и 11 общие теплогидравлические (ТГ) граничные условия (ГУ), которые были предоставлены интегральным кодом СОКРАТ.

Разработанная в коде СОКРАТ геометрическая модель испытательного стенда для испытаний Halden IFA-650 позволяла имитировать основные фазы сценариев испытаний — естественную циркуляцию, продувку, разогрев и разбрызгивание, а также фазу охлаждения. Она включала в себя испытательный резервуар, систему продувки, а также часть тяжеловодного контура высокого давления, соединенную с резервуаром (как

---

<sup>1</sup> Строго говоря, азимутальные вариации также могут быть учтены с помощью 2D-rz представлений. Однако для включения также и осевых вариаций необходимо использовать 3D подход.

<sup>2</sup> Во время СКИ 3 в рамках ФУМАК было выяснено, что пик, наблюдаемый в измеренном профиле диаметра оболочки для IFA-650.10 [97], представляет собой эффект, связанный с отверстием в месте разрыва, и он не должен учитываться при сравнении с расчетами.

горячую, так и холодную нитки). Для каждого испытания была дополнительно выполнена нодализация испытательного резервуара, с тем чтобы учесть некоторые специфические особенности испытательного участка (например, геометрические параметры топливных стержней).

Для сравнительного исследования кодов была предоставлена следующая информация: данные по эволюции температуры оболочки и теплоносителя, по скорости теплообмена путем конвекции и излучения (для получения коэффициента теплообмена) в 26 узлах, по давлению теплоносителя на входе/выходе, по температурам в ходе обеих фаз, пустотному коэффициенту, а также по расходу флюидных и газовых компонентов смеси (пара, водорода, аргона и гелия) во временном интервале от конца фазы 1 (принудительной циркуляции) до конца испытаний. Для получения более согласованных результатов были предоставлены полные данные по изменению мощности стержней и нагревателей. Более подробную информацию о разработке граничных ТГ условий можно найти в приложении II (документ, озаглавленный «Simulation of initial and boundary conditions with SOCRAT code for benchmarks based on IFA-650.10 AND IFA-650.11 tests» («Моделирование с помощью кода СОКРАТ начальных и граничных условий для сравнительных исследований на основе испытаний IFA-650.10 И IFA-650.11»)).

#### 4.2.1. IFA-650.9

Полученные от участников результаты прогнозирования с помощью кодов для этих испытаний Halden в условиях АПТ (IFA-650.9, 10, 11) были схожими в плане сравнения с экспериментальными данными. Результаты для испытания IFA-650.9 были получены от десяти организаций из различных стран:

- КИАЭ (Китай), код FTRAC 1.0;
- СИЭМАТ (Испания), коды FRAPCON 3.5 и FRAPTRAN 1.5;
- КНИИТЯЭ (Китай), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 1.5;
- НКАЭ (Аргентина), код DIONISIO 2.0;
- КАЭРИ (Республика Корея), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 2.0;
- ИБРАЭ (Россия), код СОКРАТ/V3;
- ИПЕН (Бразилия), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 1.5;
- ССМ/«Квантум технолоджиз АБ» (Швеция), коды FRAPCON 3.5 и FRAPTRAN-QT-1.5b;
- «Трактебель» (Бельгия), коды FRAPCON 4.0 и FRAPTRAN-TE-1.5 (с моделями осевого перемещения топлива и КЭ-анализа);
- ВНИИНМ, Институт им. академика А.А. Бочвара (Россия), код РАПТА 5.2.

##### 4.2.1.1. Результаты в конце базового облучения

У всех участников рассчитанное значение выгорания было близко к среднему измеренному значению выгорания при выгрузке топливного стержня (рис. 49). Данные прогнозов в отношении зазора между таблеткой и оболочкой в конце облучения имели большой разброс (рис. 50), причем у одного участника было прогнозировано смыкание зазора. В качестве общей тенденции, при этом выгорании ожидалось низкие значения остаточного зазора, но никаких экспериментальных данных не имелось. Расчеты с помощью различных кодов также давали разброс значений диаметральной деформации оболочки (рис. 51). С другой стороны, в отношении удлинения оболочки (рис. 52) была достигнута разумная согласованность. Расчетные данные по слою коррозии (рис. 53) у большинства участников хорошо согласовались с экспериментальными данными (7 мкм).

Только два участника представили результаты по радиальному распределению удерживаемых количеств газообразных продуктов деления до переходного процесса (рис. 54). Было очевидно значительное расхождение между рассчитанными и измеренными значениями.

Некоторые участники использовали в качестве начальных условий для расчетов переходных процессов в IFA-650.9 расчетные данные после облучения, предшествовавшего испытанию, представленные на рис. 49–54. В некоторых кодах, таких как СОКРАТ, РАПТА 5.2 и FTRAC 1.0, которые использовались соответственно ИБРАЭ, Институтом им. Бочвара и КИАЭ, в качестве начальных условий для сравнительного исследования использовались экспериментальные данные, например, для IFA-650.9 было использовано значение выгорания 89,9 МВт сут/кгU и толщина слоя коррозии 7 мкм. Аналогичные подходы применялись и при других экспериментах по моделированию переходных процессов в IFA-650.

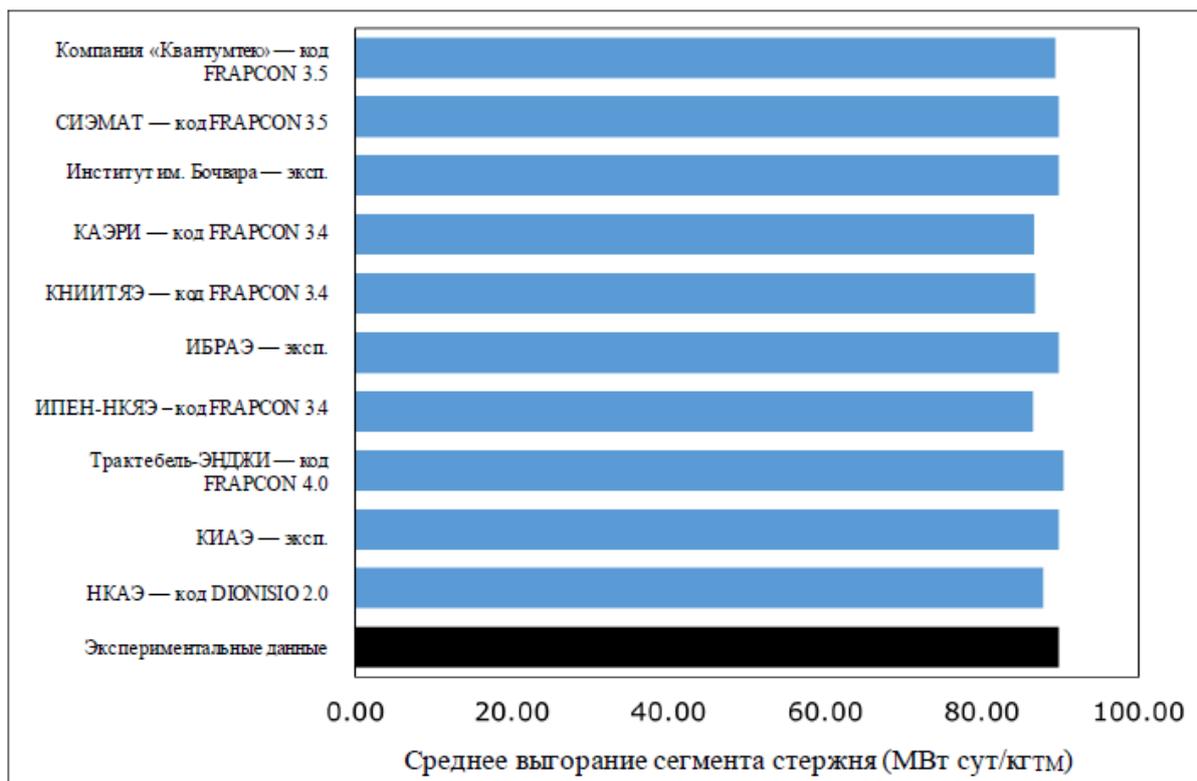


РИС. 49. Сравнение среднего выгорания сегмента стержня для испытания IFA-650.9.

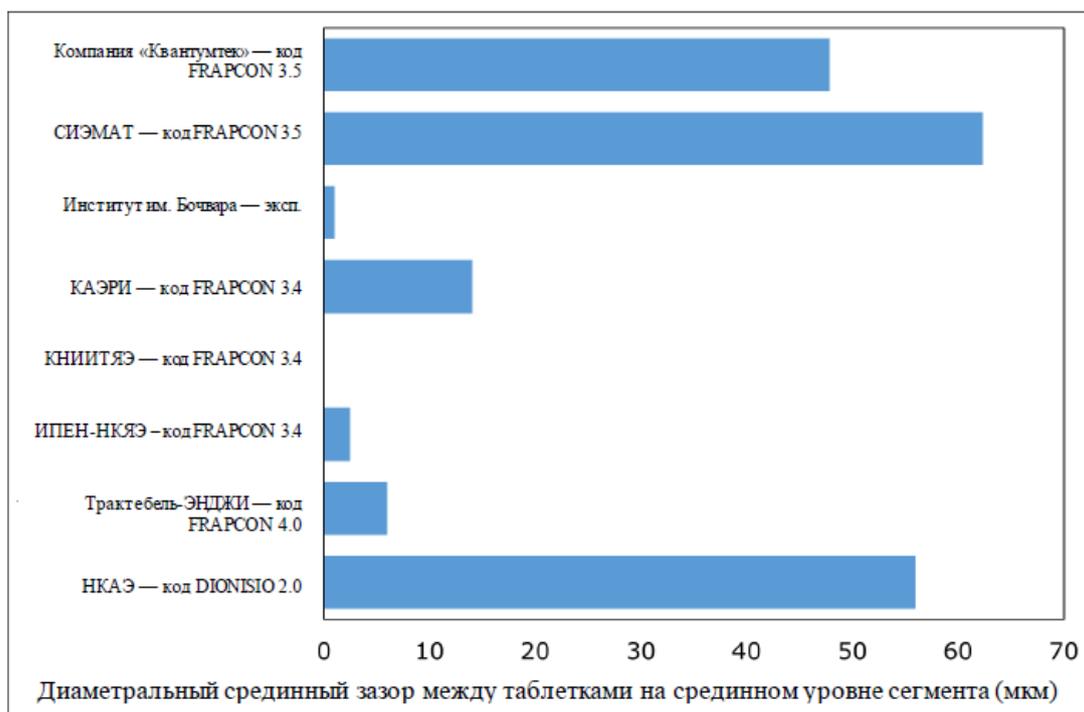


РИС. 50. Сравнение диаметального зазора в срединной зоне таблеток при испытании IFA-650.9.

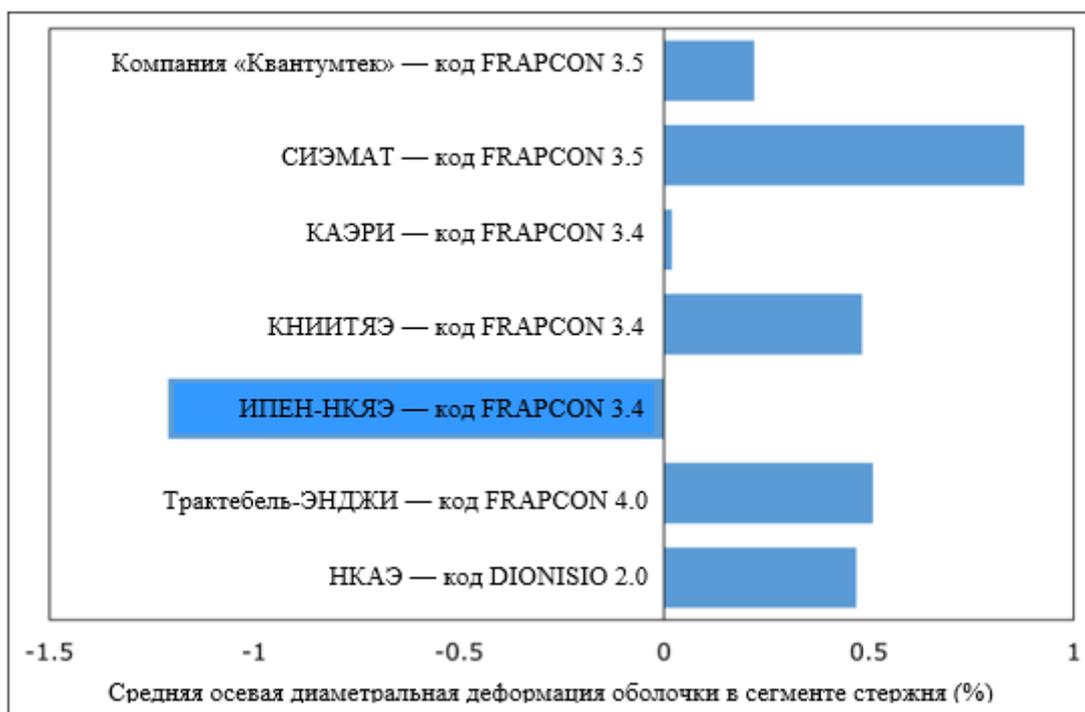


РИС. 51. Сравнение средней диаметальной деформации оболочки при испытании IFA-650.9.

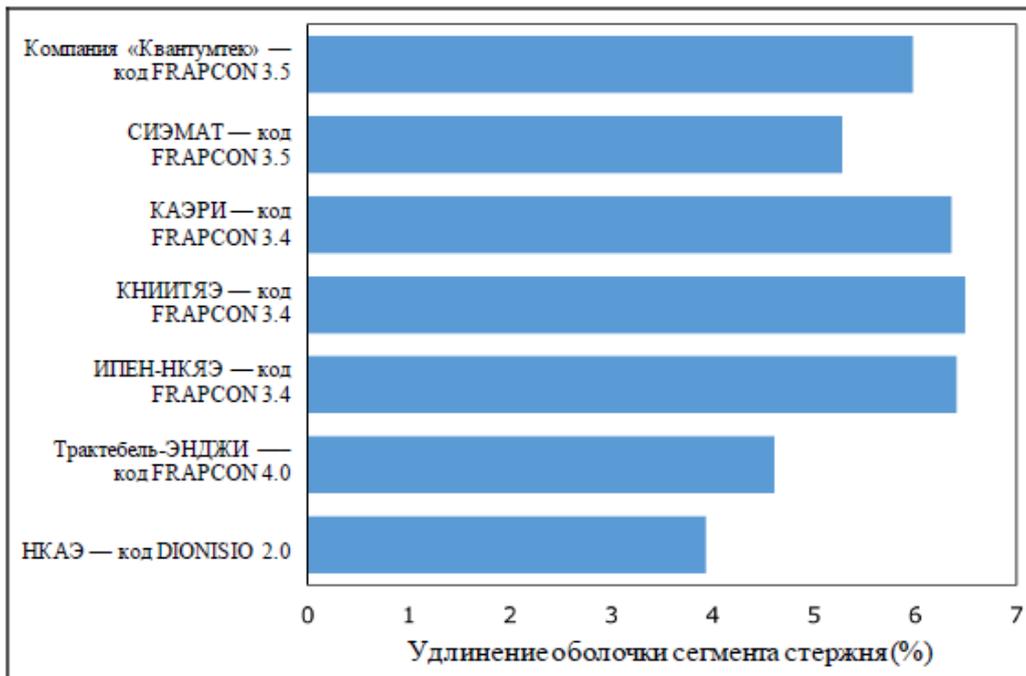


РИС. 52. Сравнение удлинения оболочки при испытании IFA-650.9.

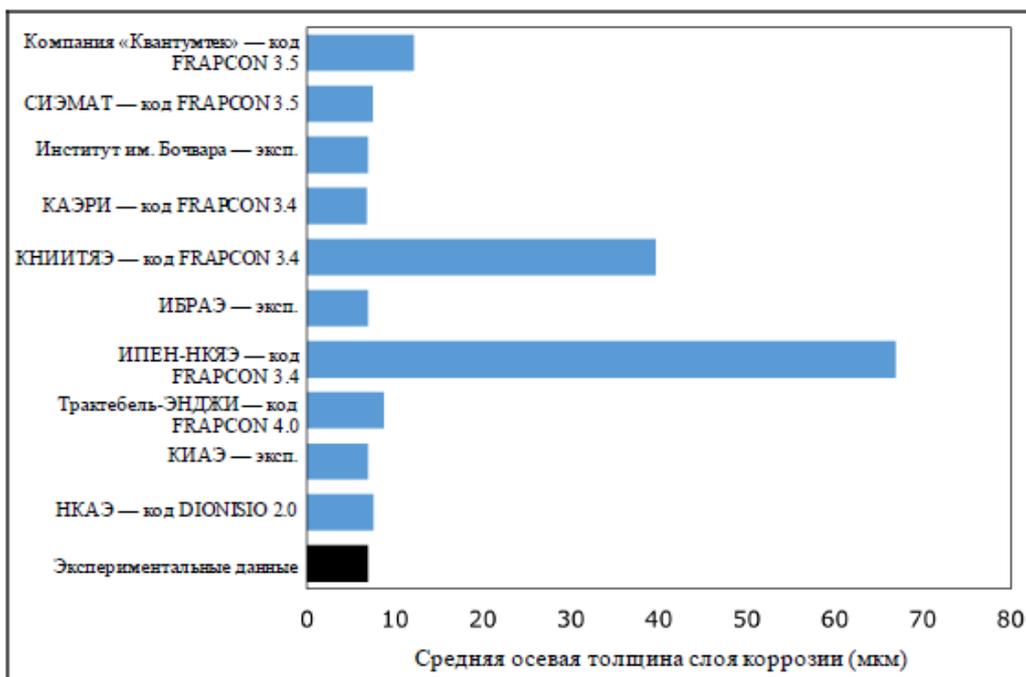


РИС. 53. Сравнение средней толщины слоя коррозии при испытании IFA-650.9.

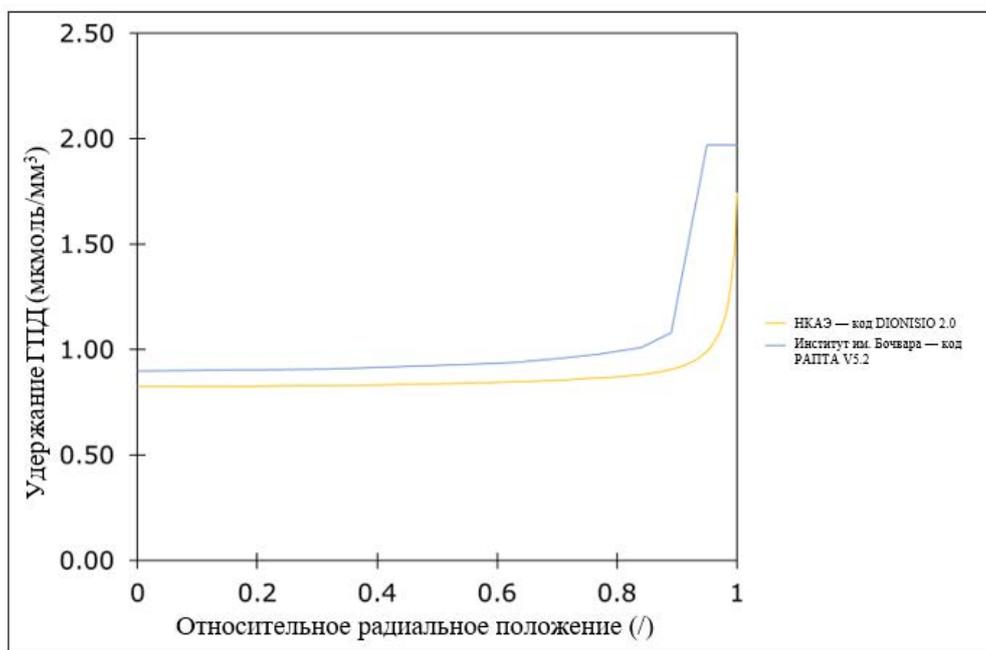


Рис. 54. Сравнение удержания ГПД при испытании IFA-650.9.

#### 4.2.1.2. Результаты во время переходного процесса в условиях АПТ

Для этого раздела в начале переходного процесса была установлена точка отсчета времени. На рис. 55 показано сравнение данных расчетной температуры в газосборной камере. Возникла кластеризация результатов на две группы. Различие, вероятно, было вызвано допущениями при моделировании, выбранными участниками для расчета температуры в газосборной камере. Кластеризация не зависела от кода, используемого для моделирования.

На рис. 56 показано сравнение данных по рассчитанному общему выходу ГПД. Разброс результатов, полученных от различных участников, был значительным, так как эволюция кинетики выхода ГПД в течение переходного процесса была существенно неодинаковой. Количество участников, которые могли рассчитать эту величину, было ограничено. Это обстоятельство свидетельствует о важности дальнейшей разработки модели для прогнозирования поведения ГПД во время переходных процессов.

На рис. 57 показано сравнение данных по рассчитанному внутреннему давлению. Вместо фазы вздутия (уменьшения давления перед разрывом) несколько участников прогнозировали увеличение давления перед разрывом. Согласно описанию СИЭМАТ, для оценки внутреннего давления в газосборной камере в коде FRAPTRAN использовался специальный алгоритм. Качественное согласие между данными участников было разумным.

На рис. 58 показано сравнение данных по температуре на внешней поверхности оболочки (в месте разрыва). Все результаты были достаточно близки друг к другу, с аналогичной эволюцией во времени. Эти тенденции зависели от граничных условий, принятых участниками.

На рис. 59 показано сравнение данных по удлинению оболочки. Разброс результатов, полученных различными участниками, был значительным. Это можно объяснить различиями в свойствах материала оболочки, использованных в разных кодах, так как температурные граничные условия, задаваемые партнерами, были аналогичными.

На рис. 60 показано сравнение данных по радиальному смещению оболочки (в месте разрыва). Можно констатировать такие же результаты наблюдения и комментарии, как и в отношении удлинения (на рис. 59).

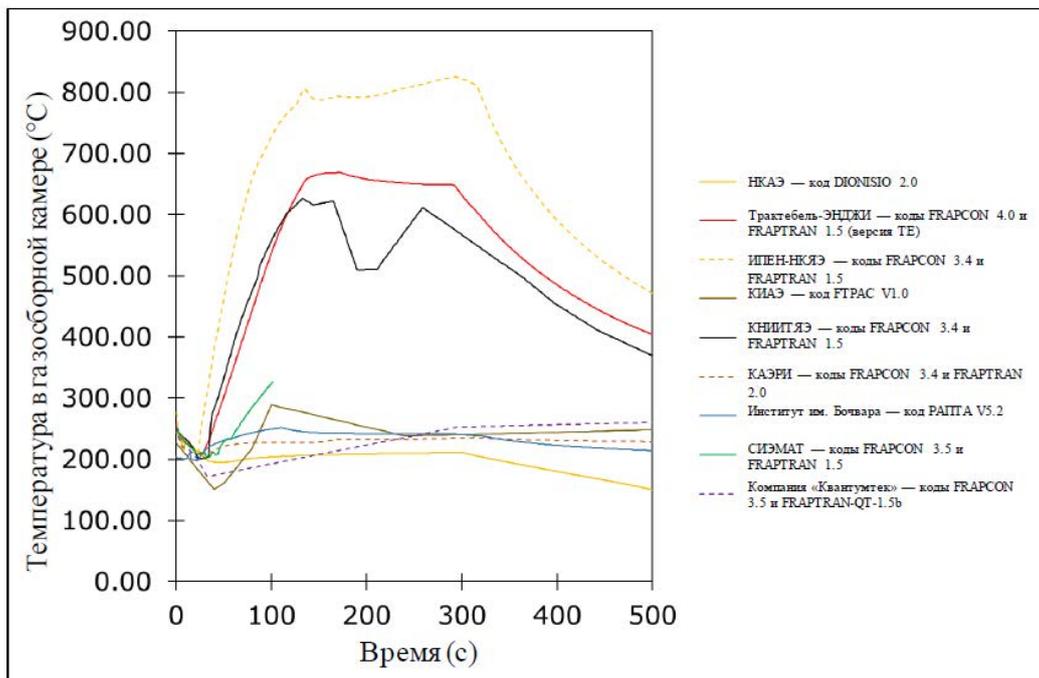


РИС. 55. Сравнение данных по температуре в газосборной камере во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.9.

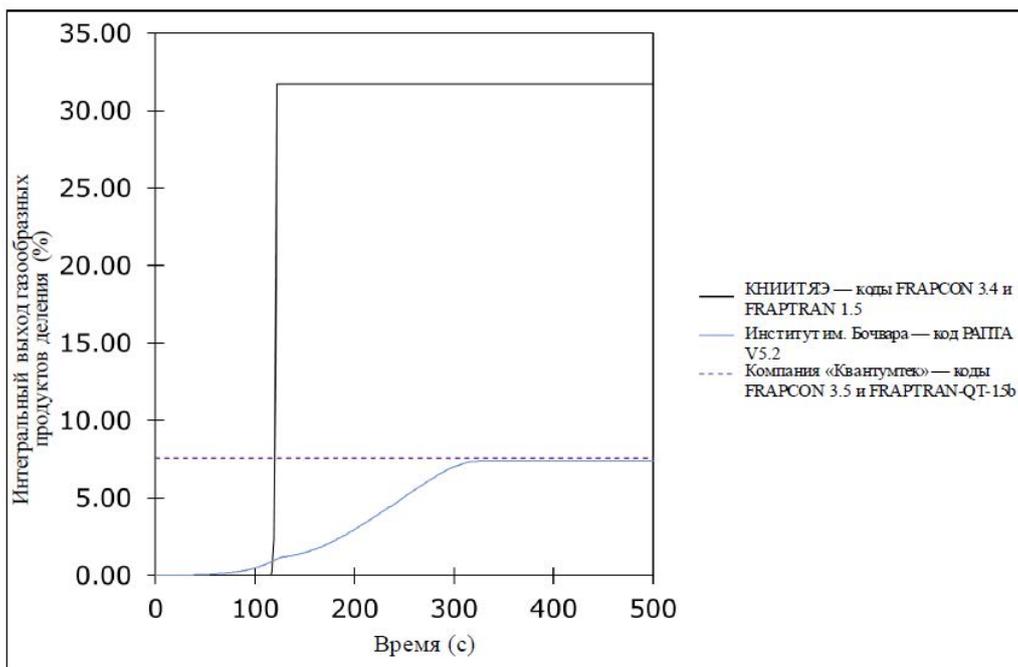


РИС. 56. Сравнение данных по интегральному выходу газообразных продуктов деления во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.9.

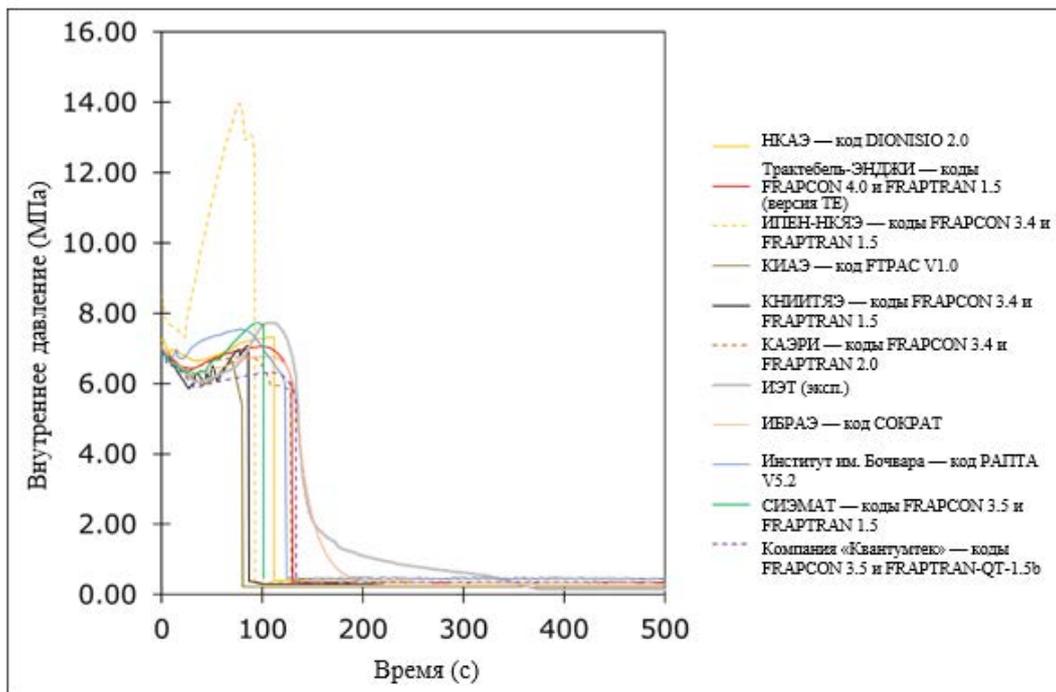


РИС. 57. Сравнение данных по внутреннему давлению во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.9.

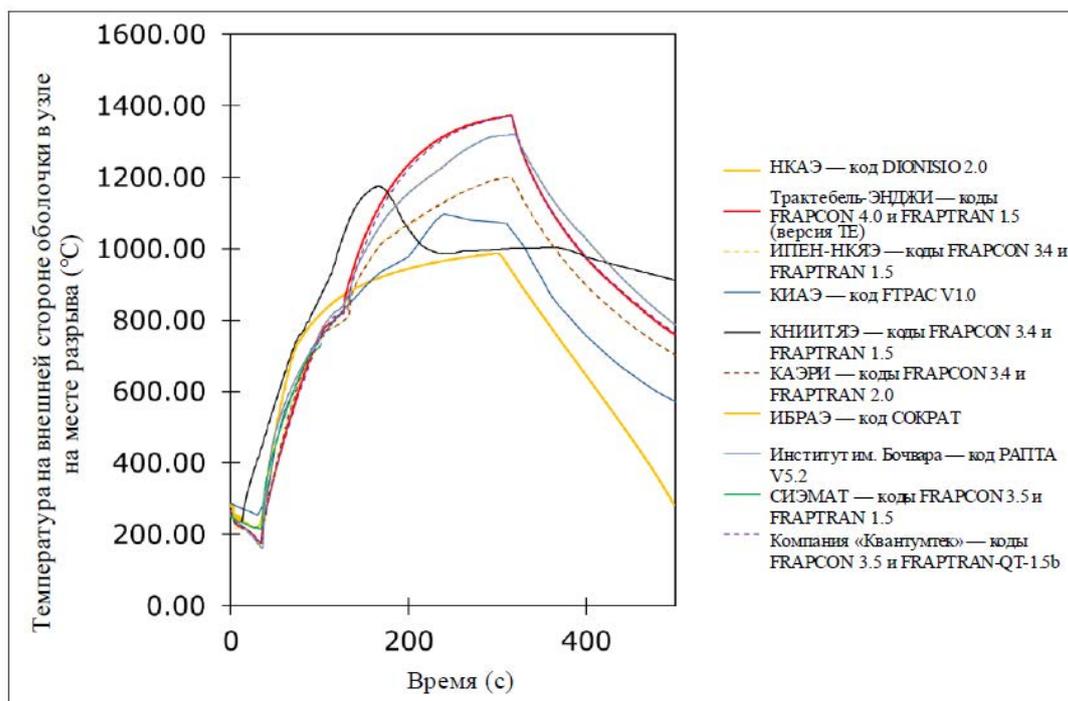


РИС. 58. Сравнение данных по температуре на внешней стороне оболочки в месте разрыва во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.9.

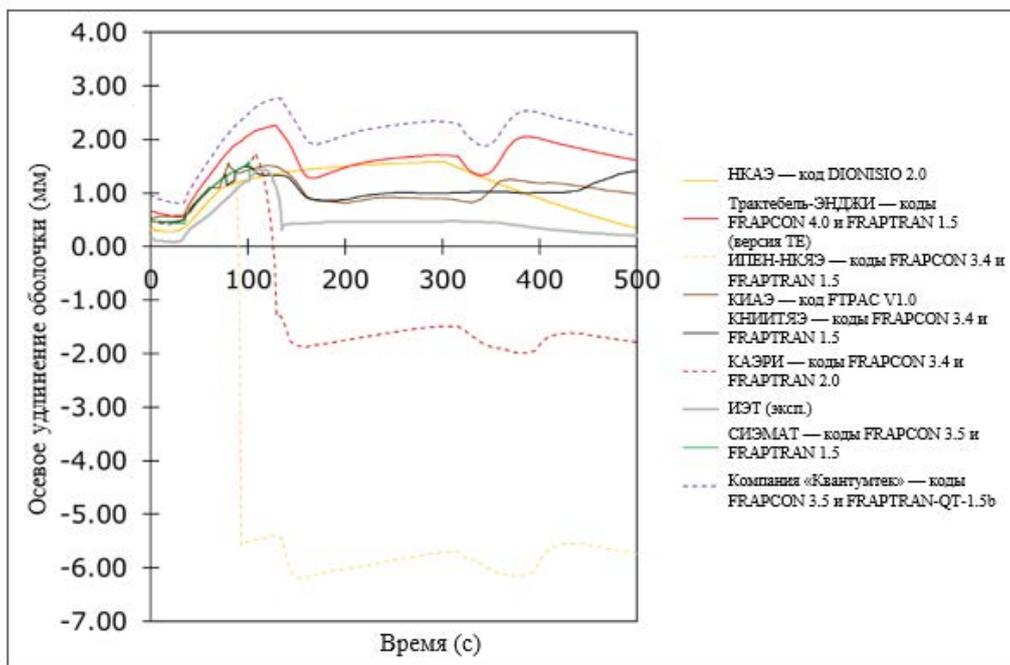


РИС. 59. Сравнение данных по осевому удлинению оболочки во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.9.

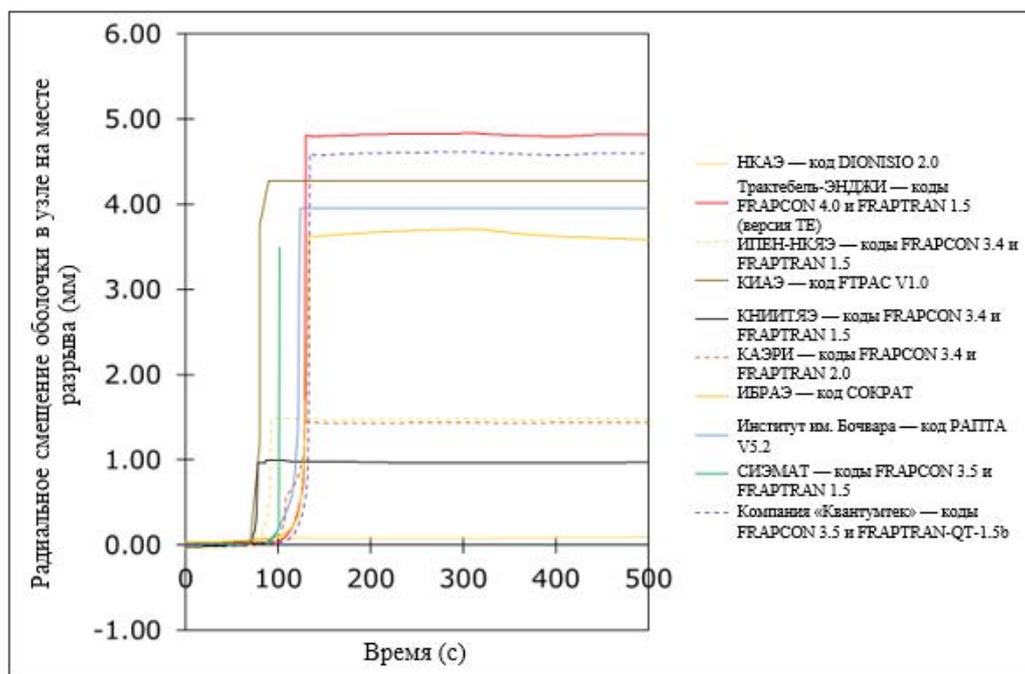


РИС. 60. Сравнение данных по радиальному смещению оболочки в месте разрыва во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.9.

#### 4.2.1.3. Результаты в конце переходного процесса в условиях АПТ

Разброс данных по прогнозируемому времени отказа, полученных от различных участников, был значительным (см. рис. 61).

Данные по осевому профилю диаметра оболочки (как правило, указывающие место расположения разрыва) и диаметральному зазору показаны соответственно на рис. 62 и 65. Разброс данных по рассчитанной деформации был связан с критериями разрыва, использованными в различных кодах. Экспериментальные данные (т.е. критерии максимальной деформации или максимального напряжения) были весьма неодинаковы, что привело к различным результатам.

В данных по толщине оксида на оболочке, рассчитанных участниками, также наблюдался разброс (рис. 63), несмотря на то что температура оболочки, использованная в качестве входных данных для кода, у всех участников была одинаковой. Такой же уровень разброса данных наблюдался в отношении эквивалентной прореагировавшей доли оболочки (рис. 64). Возможно, что у разных участников имелись различные модели окисления.

Как показано на рис. 66, некоторые участники представили данные по оценке объемной доли фрагментации топлива вдоль сегмента стержня. Было достигнуто разумное согласие с учетом новизны соответствующих моделей.

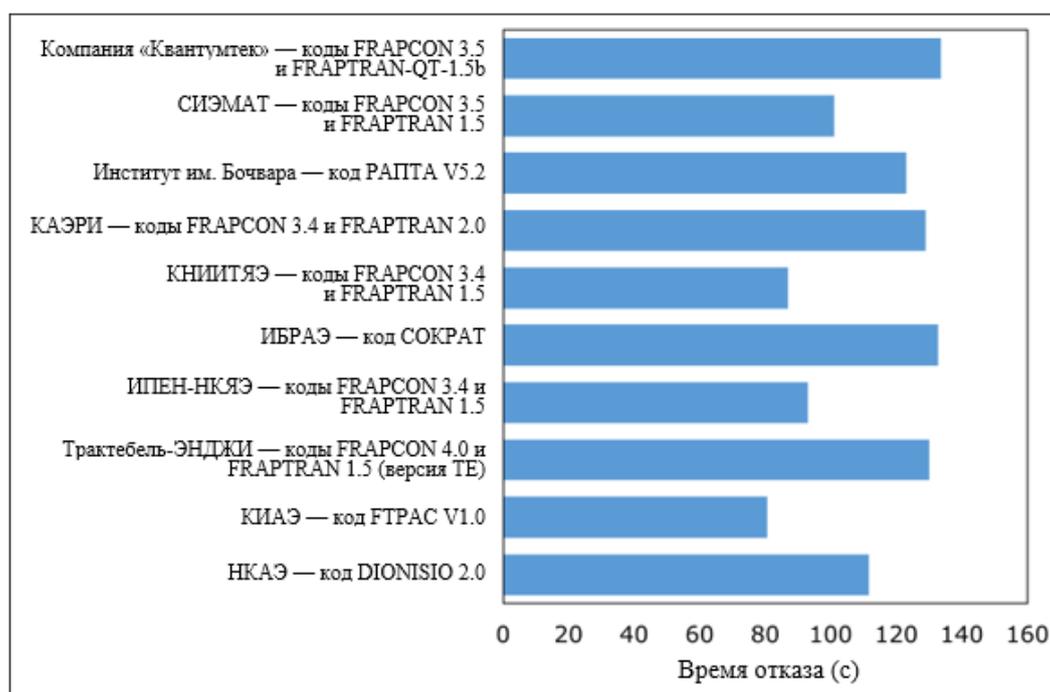


РИС. 61. Сравнение данных по времени отказа при испытании IFA-650.9.

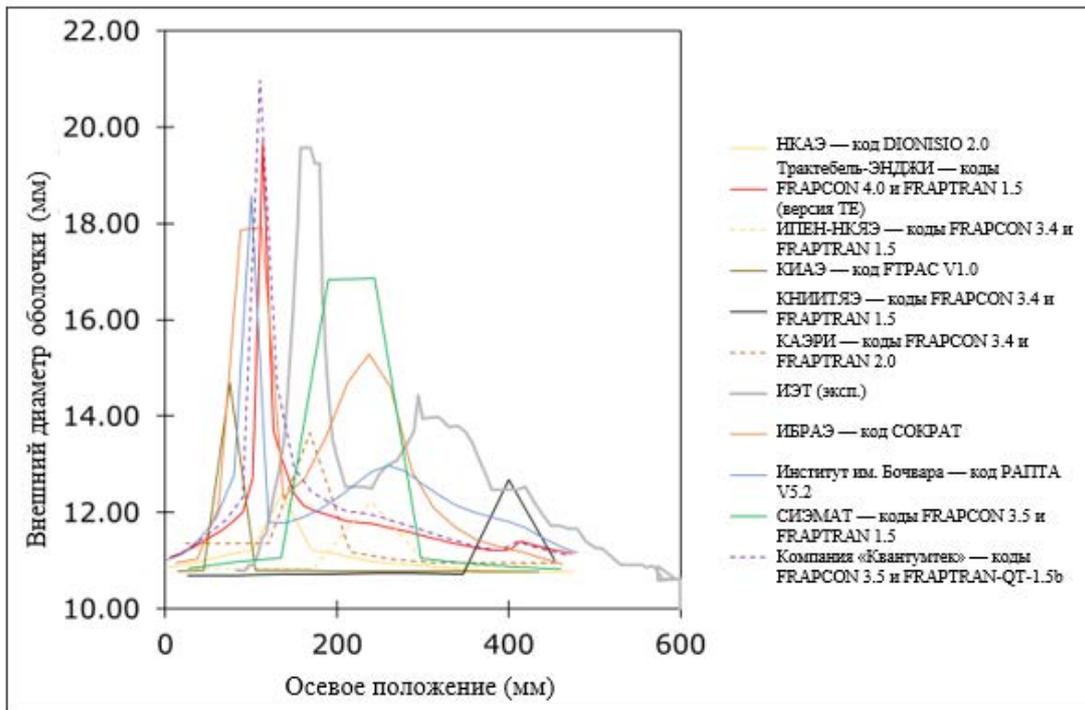


РИС. 62. Сравнение данных по внешнему диаметру оболочки после испытания IFA-650.9.

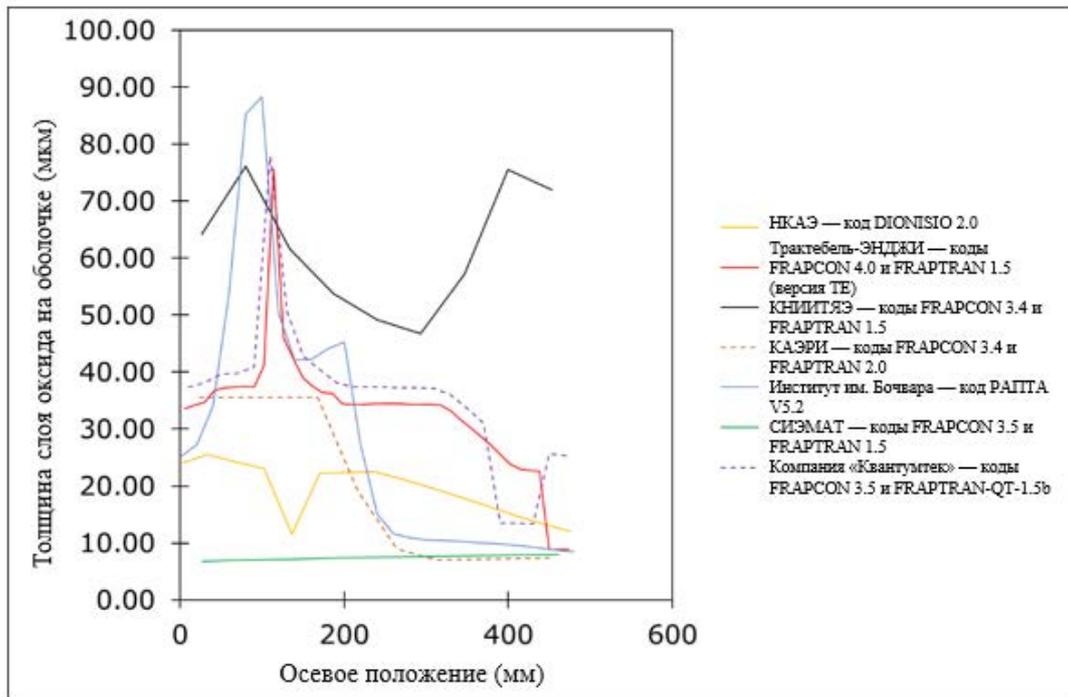


РИС. 63. Сравнение данных по толщине оксида на оболочке после испытания IFA-650.9.

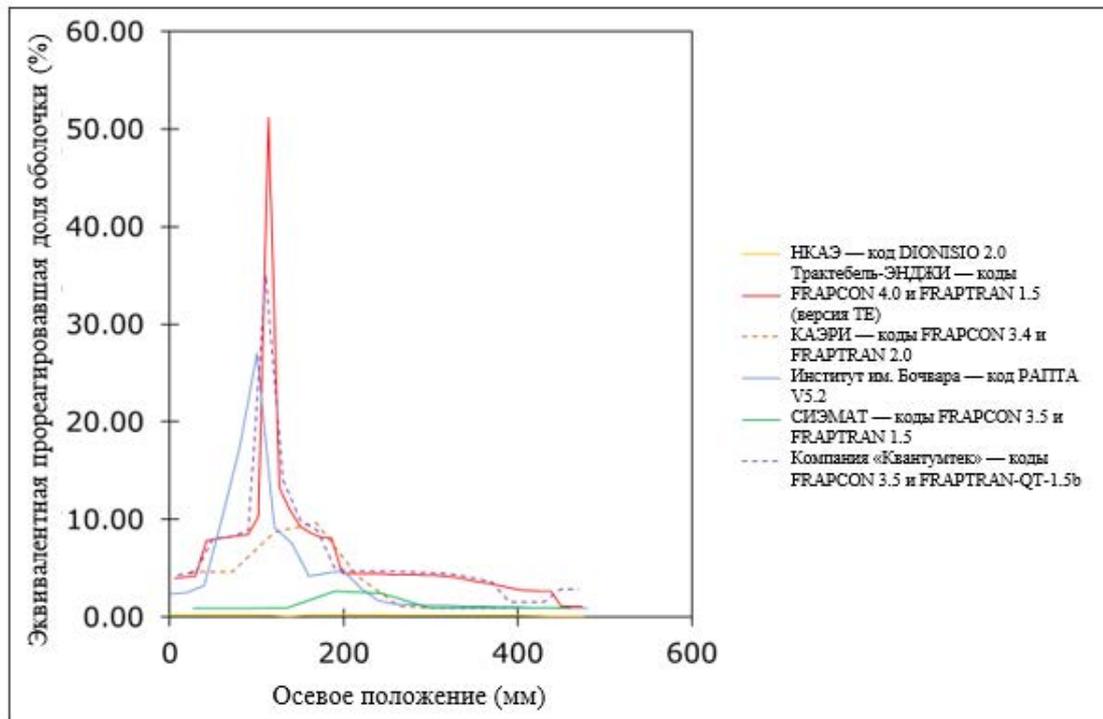


РИС. 64. Сравнение данных по эквивалентной прореагировавшей доле оболочки после испытания IFA-650.9.

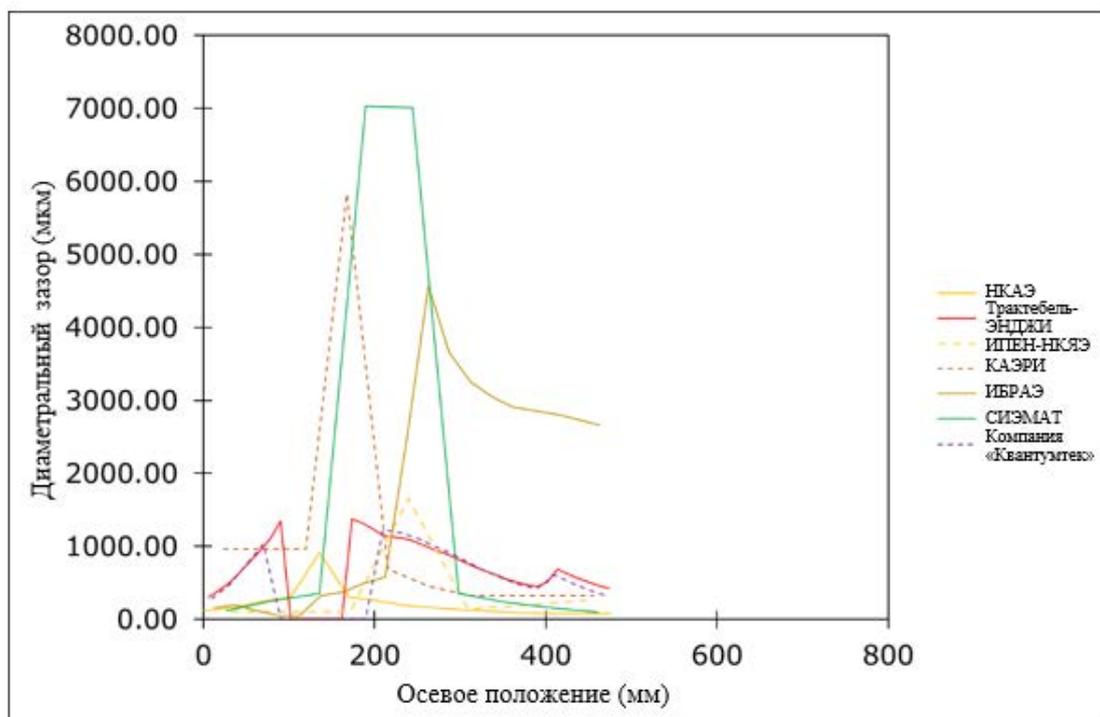


РИС. 65. Сравнение данных по диаметальному зазору после испытания IFA-650.9.

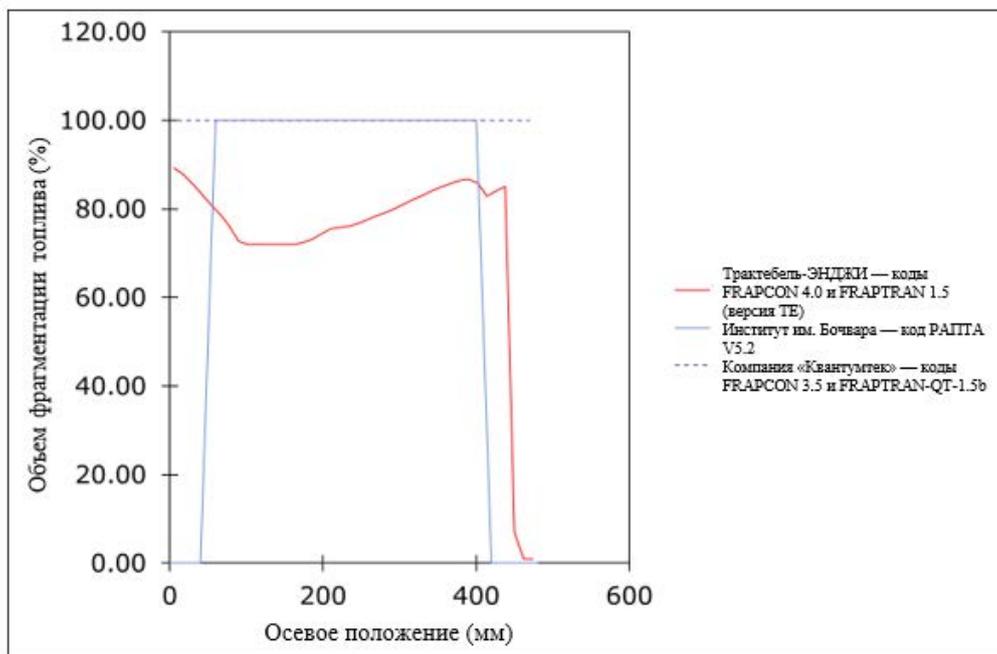


РИС. 66. Сравнение данных по объему фрагментации топлива после испытания IFA-650.9.

#### 4.2.2. IFA-650.10

Результаты для испытания IFA-650.10 были предоставлены 16 организациями из разных стран:

- КНИИТЯЭ (Китай), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 1.5;
- ИЯИЯЭ (Болгария), код TRANSURANUS v1m1j17;
- КАЭ (Франция), код ALCYONE v1.4;
- СИЭМАТ (Испания), коды FRAPCON 3.5 и FRAPTRAN 1.5;
- НКАЭ (Аргентина), код DIONISIO 2.0;
- ИБРАЭ (Россия), код СОКРАТ/V3;
- ОИЦ-Карлсруэ (Европейский союз), код TRANSURANUS;
- КАЭРИ (Республика Корея), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 2.0;
- КИАЭ (Китай), код FTPAC 1.0;
- ИПЕН (Бразилия), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 1.5;
- ССМ/«Квантум технолоджиз АБ» (Швеция), коды FRAPCON 3.5 и FRAPTRAN-QT-1.5b;
- АНЛ (США), код BISON 1.4;
- ГНТЦ ЯРБ (Украина), код TRANSURANUS v1m1j17;
- «Трактебель» (Бельгия), коды FRAPCON 4.0 и FRAPTRAN-TE-1.5 (с моделями осевого перемещения топлива и КЭ-анализа);
- VTT (Финляндия), коды FRAPCON 4.0 и FRAPTRAN 2.0;
- ВНИИНМ, Институт им. академика А.А. Бочвара (Россия), код РАПТА 5.2.

##### 4.2.2.1. Результаты в конце базового облучения

У всех участников рассчитанное выгорание было достаточно близко к среднему измеренному значению выгорания при выгрузке топливного стержня (рис. 67). В данных об остаточном зазоре между таблетками и оболочкой наблюдался разброс (рис. 68). В качестве общей тенденции, при этом выгорании ожидалось низкое значение

остаточного зазора, но для сравнения не было представлено никаких экспериментальных данных. В данных по диаметральной деформации, полученных путем расчета различными кодами, наблюдался определенный разброс (рис. 69). С другой стороны, в отношении данных по удлинению оболочки (рис. 70) была достигнута разумная согласованность. Расчетные данные по слою коррозии (рис. 71) в большинстве случаев хорошо согласовались с экспериментальными данными (25 мкм).

Некоторые участники представили результаты в отношении распределения запасов ГПД до переходного процесса (рис. 72). Однако было очевидно их значительное расхождение.

При расчетах в ИБРАЭ с помощью кода СОКРАТ в качестве исходных состояний для сравнительного исследования использовались экспериментальные данные выгорания 61 МВт сут/кгU и толщины коррозионного слоя 30 мкм.

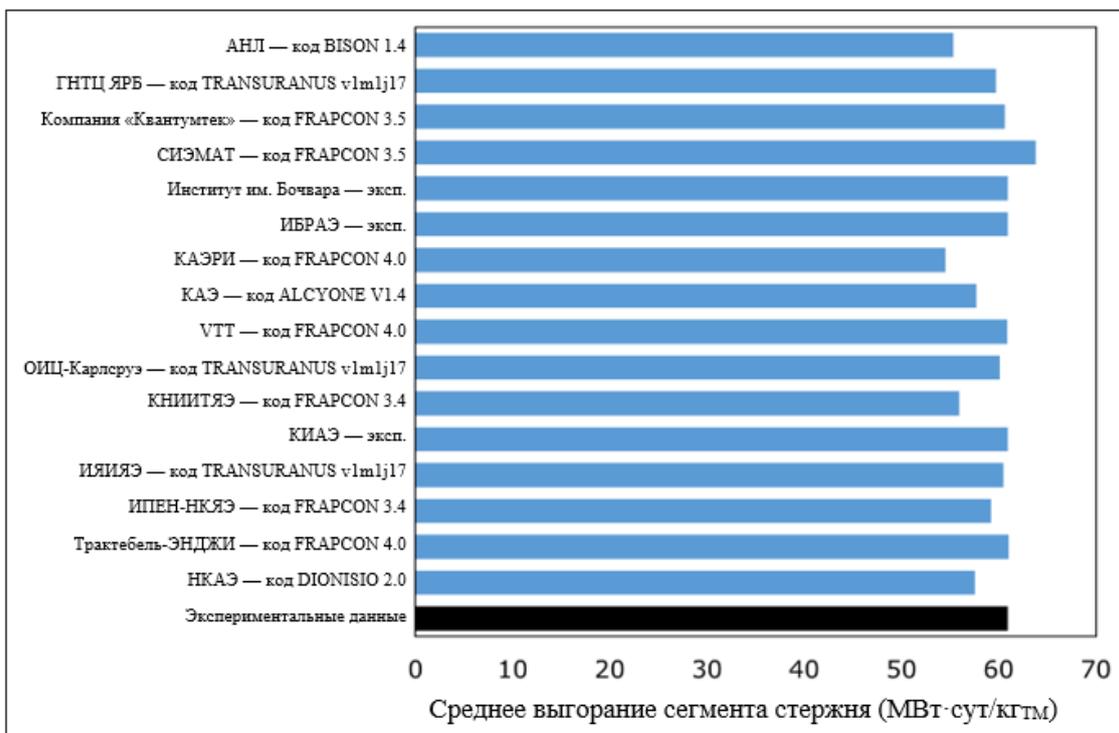


РИС. 67. Сравнение данных по среднему выгоранию сегмента стержня для базового облучения при испытании IFA-650.10.

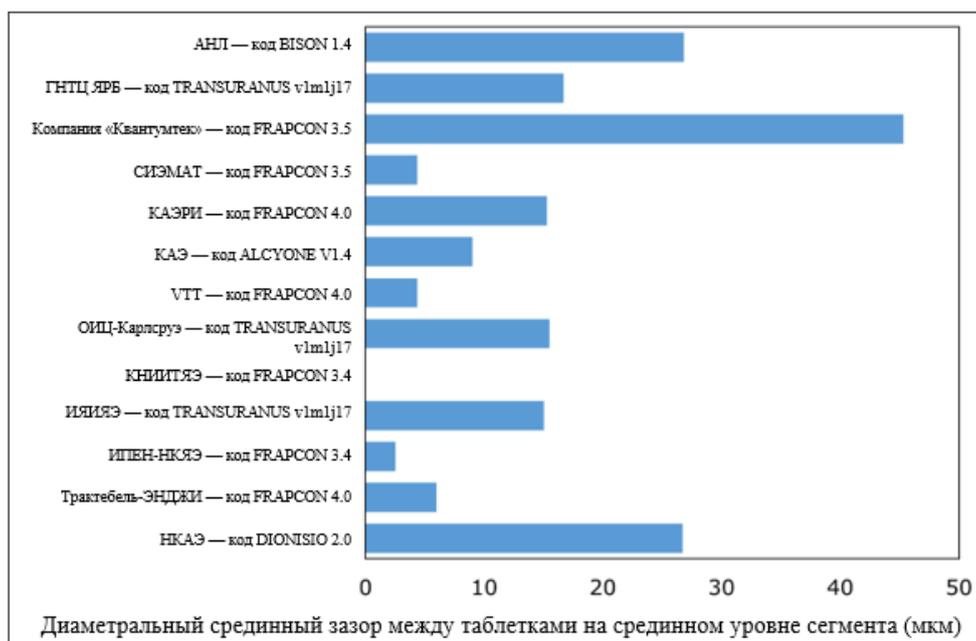


РИС. 68. Сравнение данных по диаметральному зазору в середине таблетки в конце базового облучения при испытании IFA-650.10.

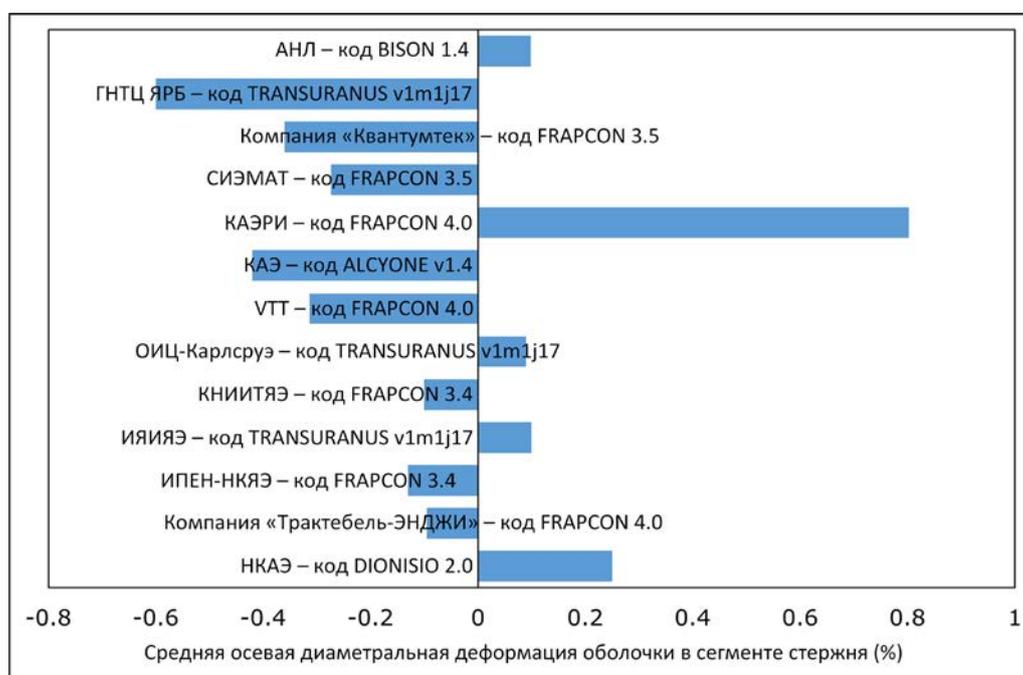


РИС. 69. Сравнение данных по осевой средней диаметальной деформации оболочки в конце базового облучения при испытании IFA-650.10.

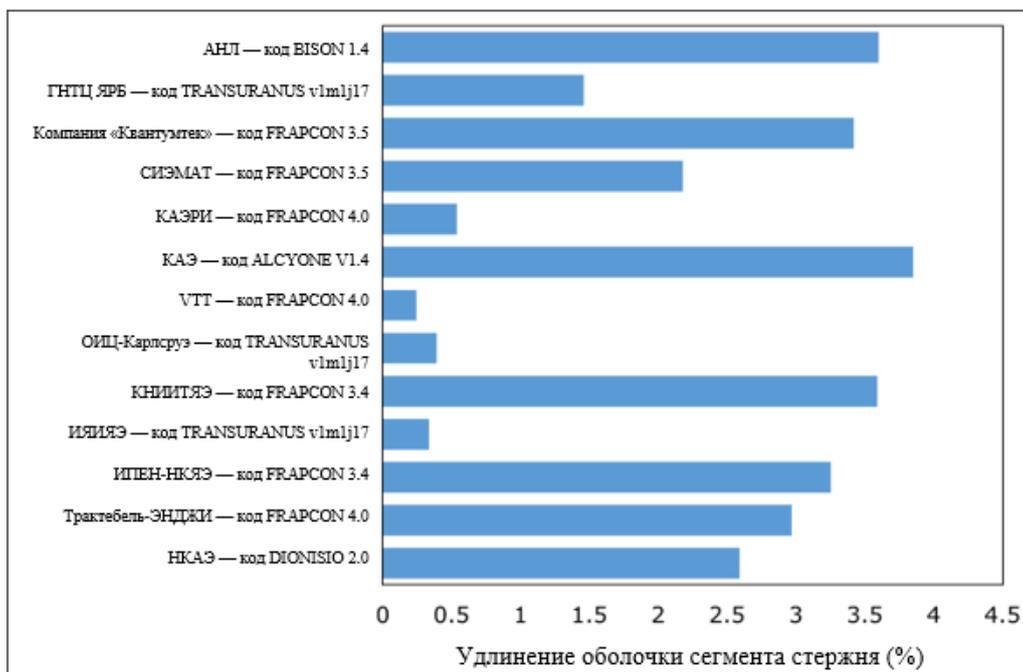


РИС. 70. Сравнение данных по удлинению оболочки в конце базового облучения при испытании IFA-650.10.

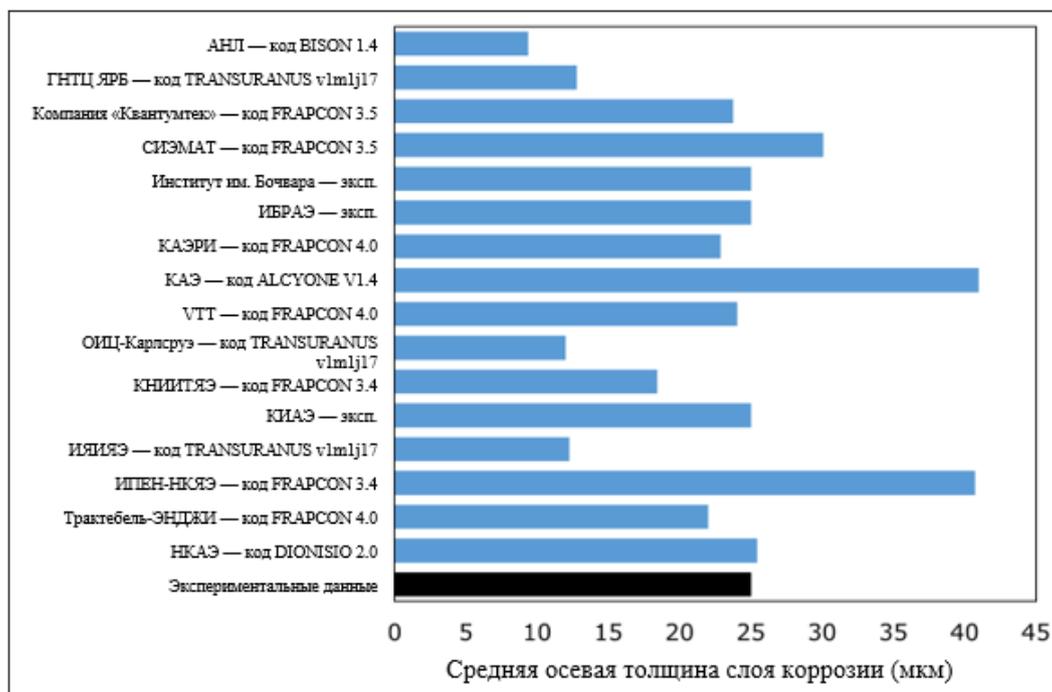


РИС. 71. Сравнение данных по средней осевой толщине слоя коррозии в конце базового облучения при испытании IFA-650.10.

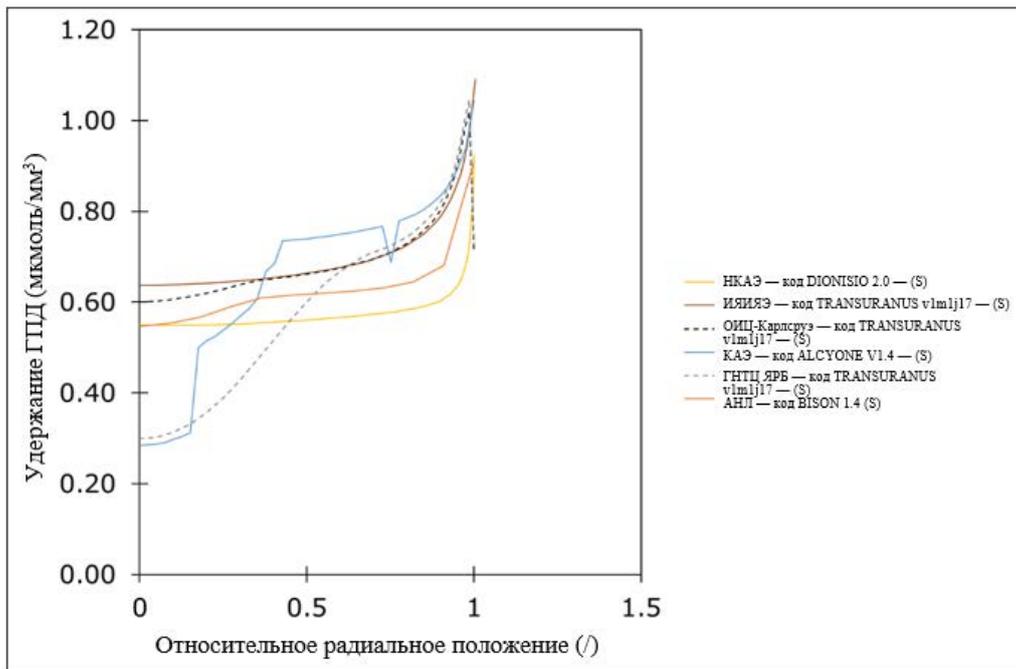


РИС. 72. Сравнение данных по запасам ГПД в конце базового облучения при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

#### 4.2.2.2. Результаты во время переходного процесса в условиях АПТ

На следующих ниже рисунках в качестве начальной точки отсчета времени принято начало переходного процесса. Приведенные результаты аналогичны результатам, полученным при испытании IFA-650.9.

На рис. 73 показано сравнение данных по рассчитанной температуре в газосборной камере. Четко проявлялась кластеризация двух групп результатов. Различие, вероятно, было вызвано вариантами моделирования, выбранными участниками для расчета температуры в газосборной камере (кластеризация не зависела от кода, использованного для моделирования).

На рис. 74 показано сравнение данных по рассчитанному общему выходу ГПД. Разброс прогнозируемых значений был значительным. Также были значительными различия в кинетической эволюции выхода ГПД в течение переходного процесса. Количество участников, которые смогли рассчитать этот эффект, было ограничено. Эти наблюдения показали важность дальнейшей разработки модели для прогнозирования выхода ГПД в течение переходного процесса в условиях АПТ.

На рис. 75 показано сравнение данных по рассчитанному внутреннему давлению. Вместо фазы вздутия (уменьшения давления перед разрывом) несколько участников прогнозировали увеличение давления перед разрывом. Согласно описанию СИЭМАТ, для оценки внутреннего давления в газосборной камере в коде FRAPTRAN использовался специальный алгоритм. Качественное согласие между данными участников было разумным.

На рис. 76 показано сравнение данных по температуре на внешней поверхности оболочки (в месте разрыва). Результаты были достаточно близки друг к другу, с аналогичной эволюцией во времени. Прогнозируемая температура оболочки зависит от граничных условий, принятых участниками.

На рис. 77 показано сравнение данных по удлинению оболочки. Разброс результатов, полученных различными участниками, был значительным. Это можно объяснить различиями в свойствах материала оболочки, использованных в разных кодах, так как температурные граничные условия, задаваемые партнерами, были аналогичными.

На рис. 78 показано сравнение данных по радиальному смещению оболочки (в месте разрыва). Можно дать объяснения, аналогичные тем, которые были сформулированы в отношении удлинения.

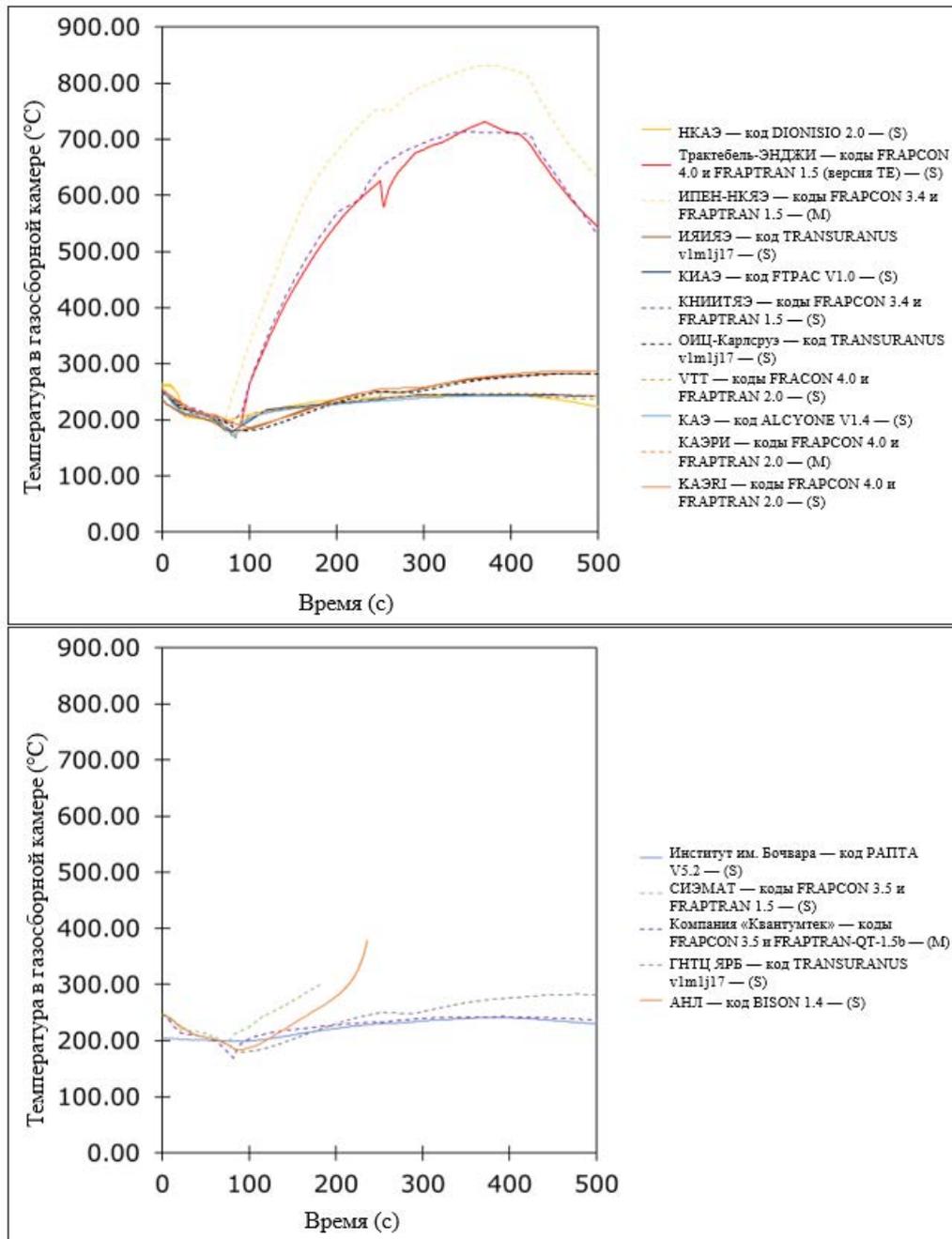


РИС. 73. Сравнение данных по температуре в газосборной камере во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

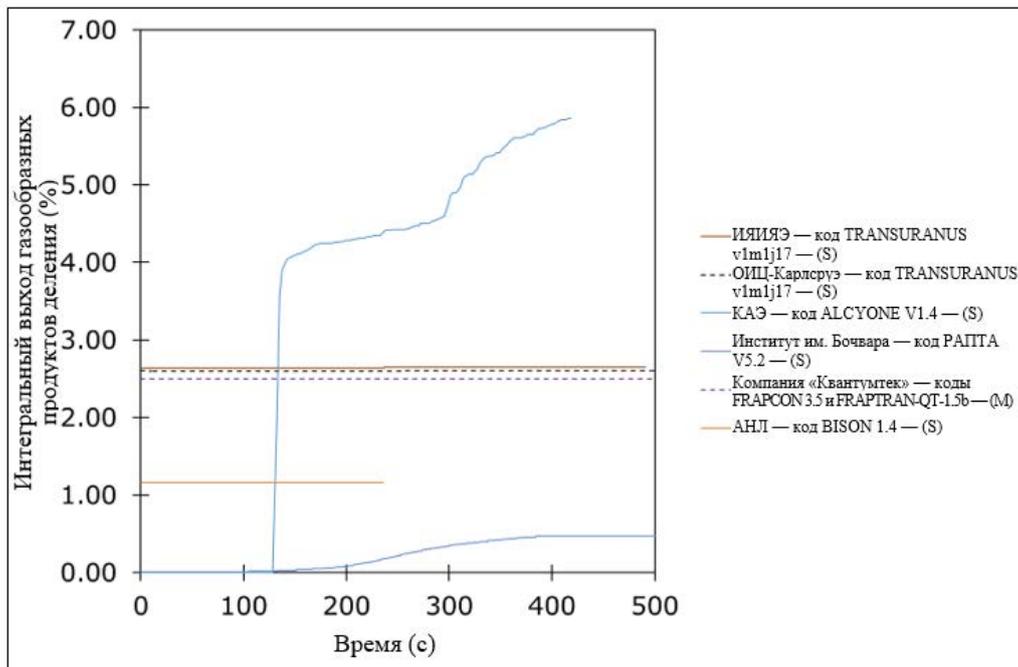


Рис. 74. Сравнение общего выхода газообразных продуктов деления во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

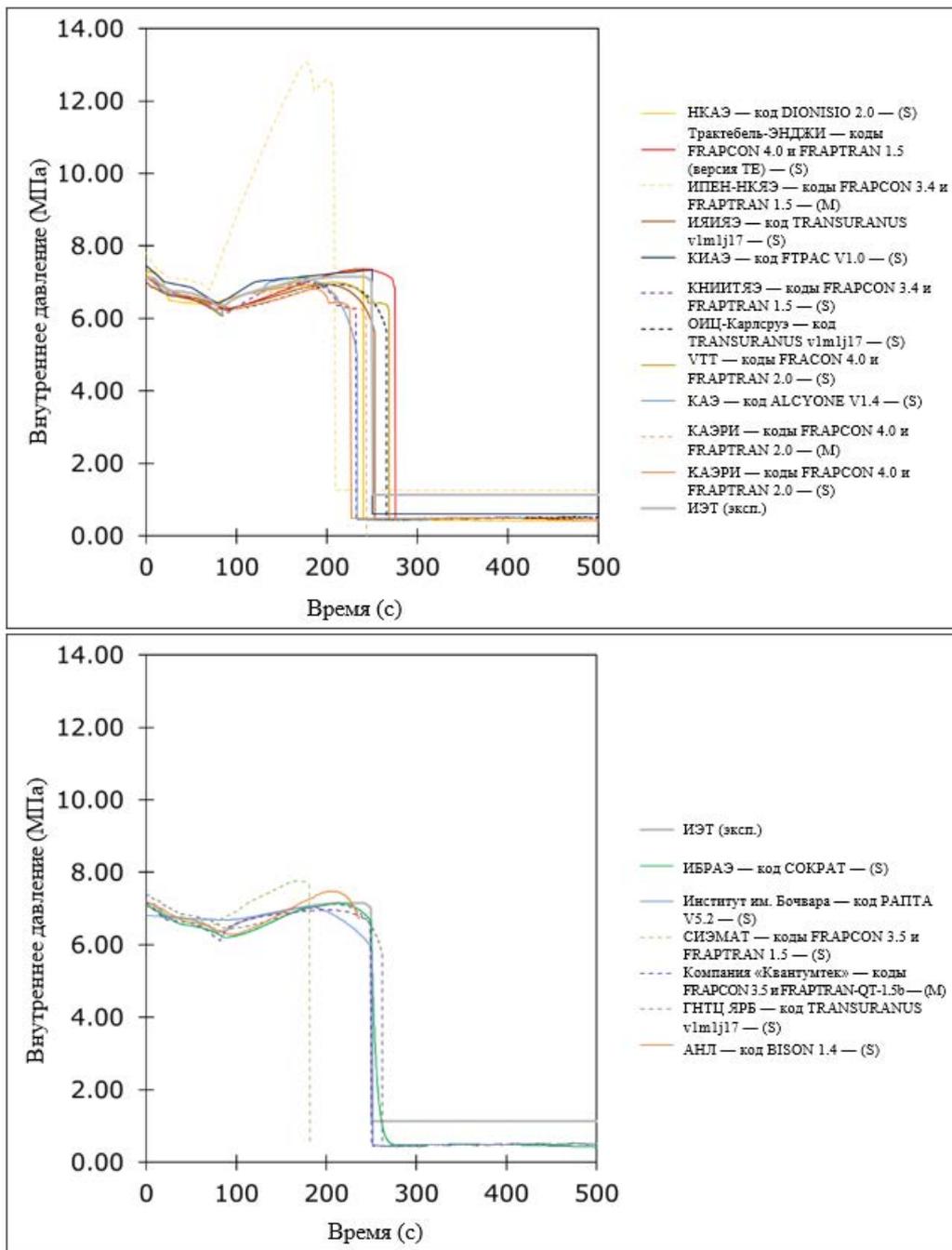


РИС. 75. Сравнение данных по внутреннему давлению во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

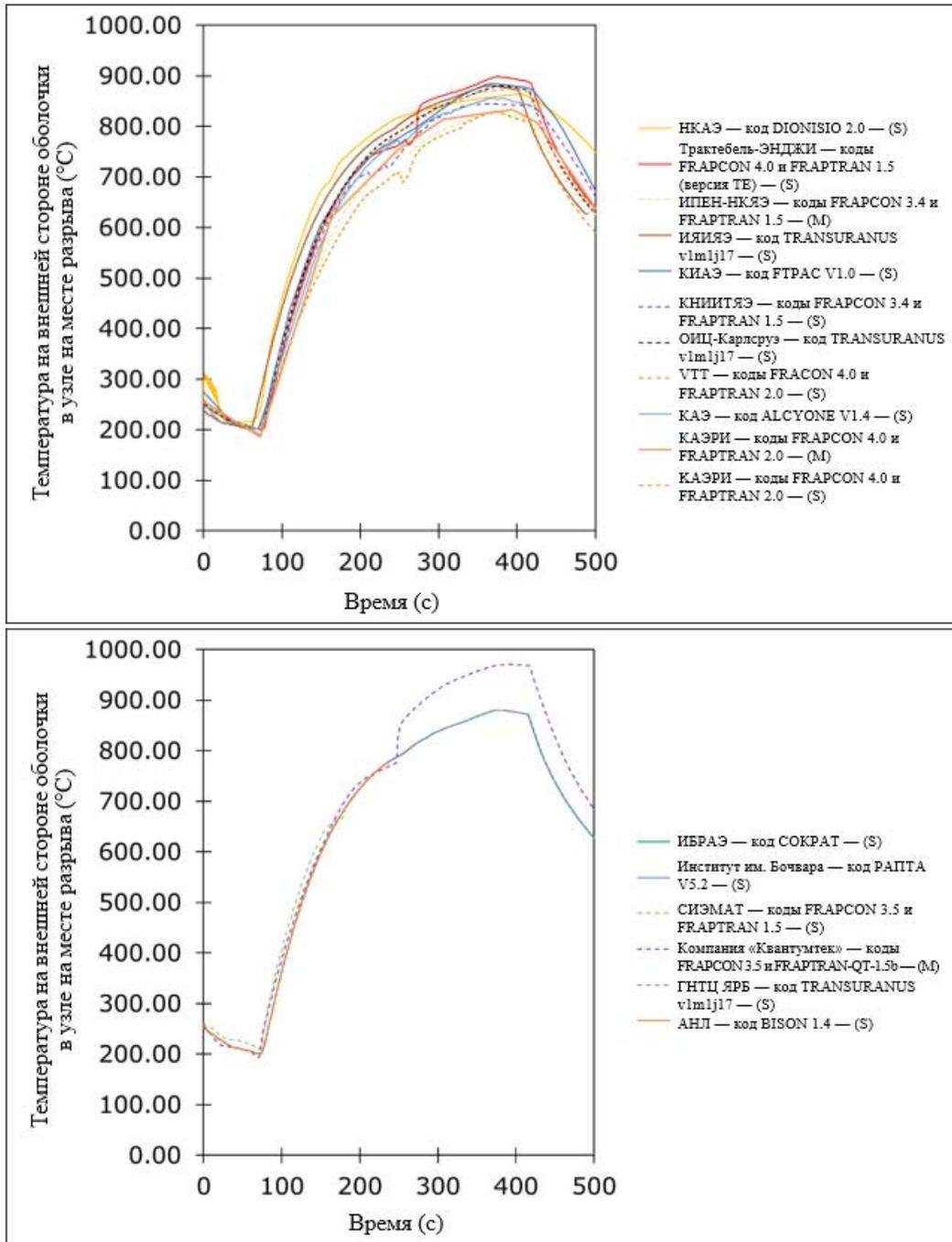


РИС. 76. Сравнение данных по температуре на внешней стороне оболочки в месте разрыва во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

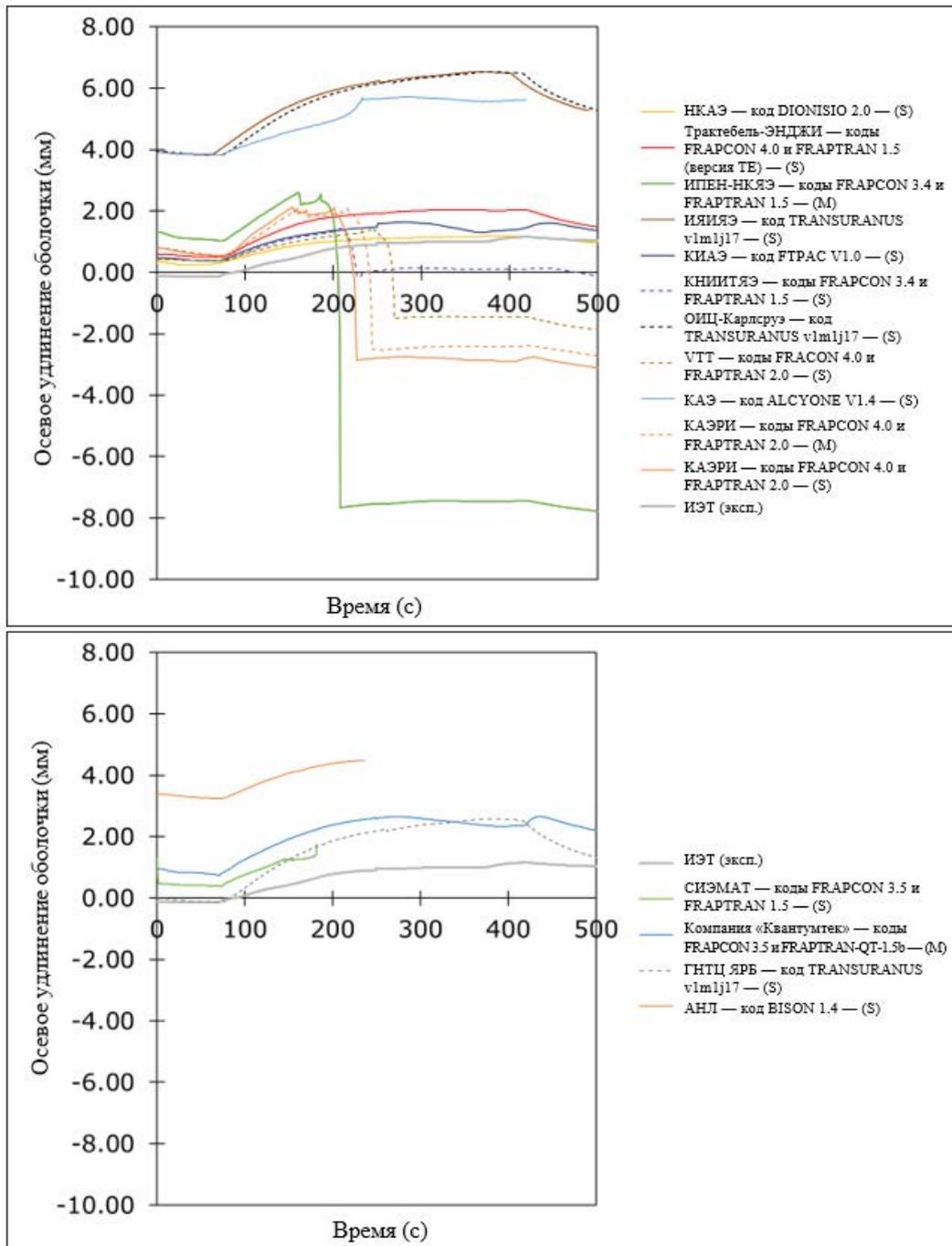


РИС. 77. Сравнение данных по осевому удлинению оболочки во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

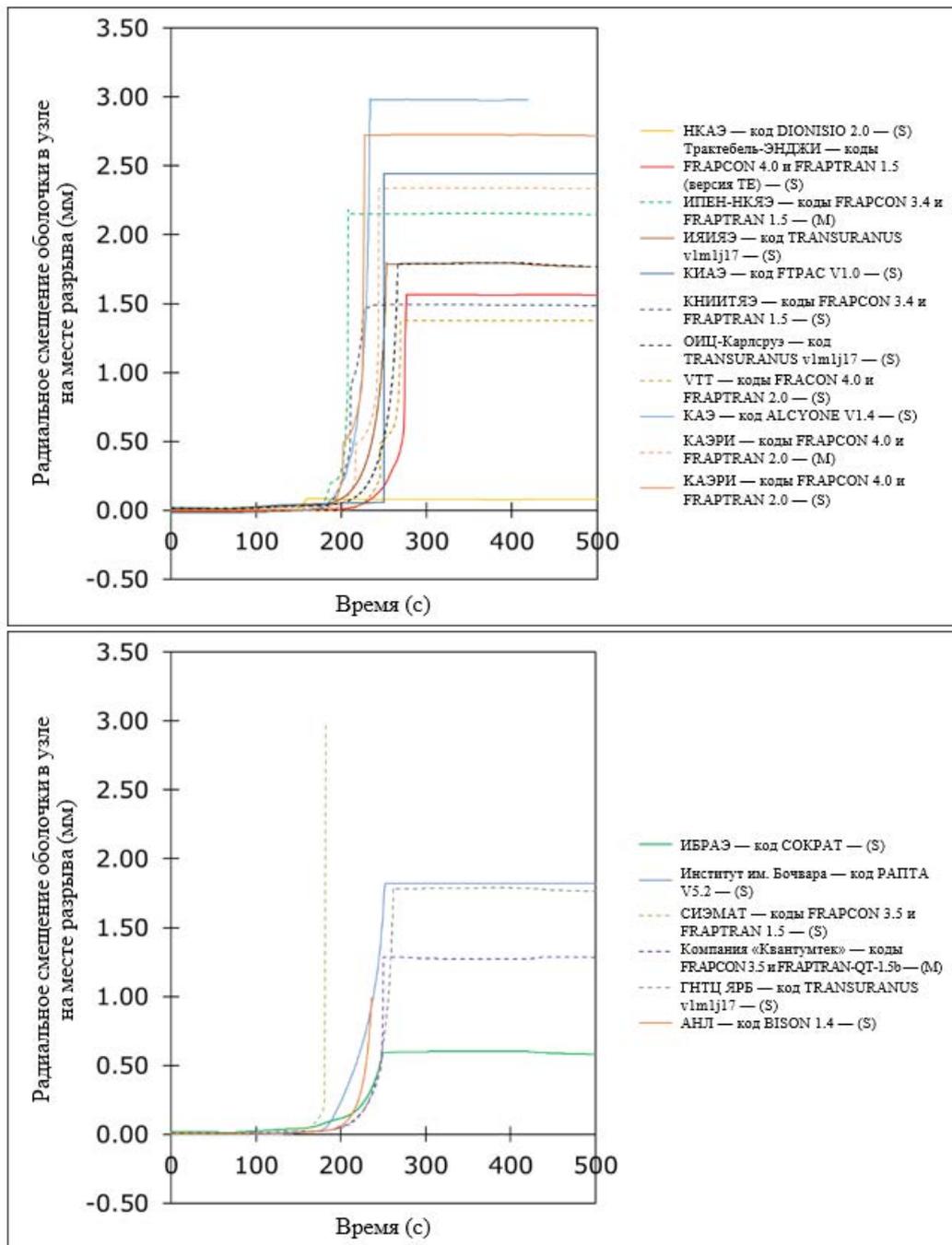


РИС. 78. Сравнение данных по радиальному смещению оболочки в месте разрыва во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

#### 4.2.2.3. Результаты в конце переходного процесса в условиях АПТ

Разброс данных по прогнозируемому времени отказа, полученных от различных участников, был значительным (см. рис. 79). Приведенные результаты аналогичны результатам, полученным при испытании IFA-650.9.

Данные по осевому профилю диаметра оболочки (как правило, указывающему место расположения разрыва) и диаметральному зазору показаны соответственно на рис. 80 и 83. Разброс данных по рассчитанной деформации был связан с критериями

разрыва, использованными в различных кодах. Экспериментальные данные (т.е. критерии максимальной деформации и максимального напряжения) были весьма неодинаковы, что приводило к различным результатам.

В данных по толщине оксида на оболочке, рассчитанных участниками, также наблюдался разброс (рис. 81), несмотря на то что температура оболочки, использованная в качестве входных данных для кода, у всех участников была одинаковой. Такой же уровень разброса данных наблюдался в отношении эквивалентной прореагировавшей доли оболочки (рис. 82). Возможно что у разных участников имелись различные модели окисления.

Один участник предоставил данные по оценке объемной доли фрагментации топлива вдоль сегмента стержня (рис. 84). Результат хорошо согласовался в качественном отношении с результатом испытания IFA-650.9.

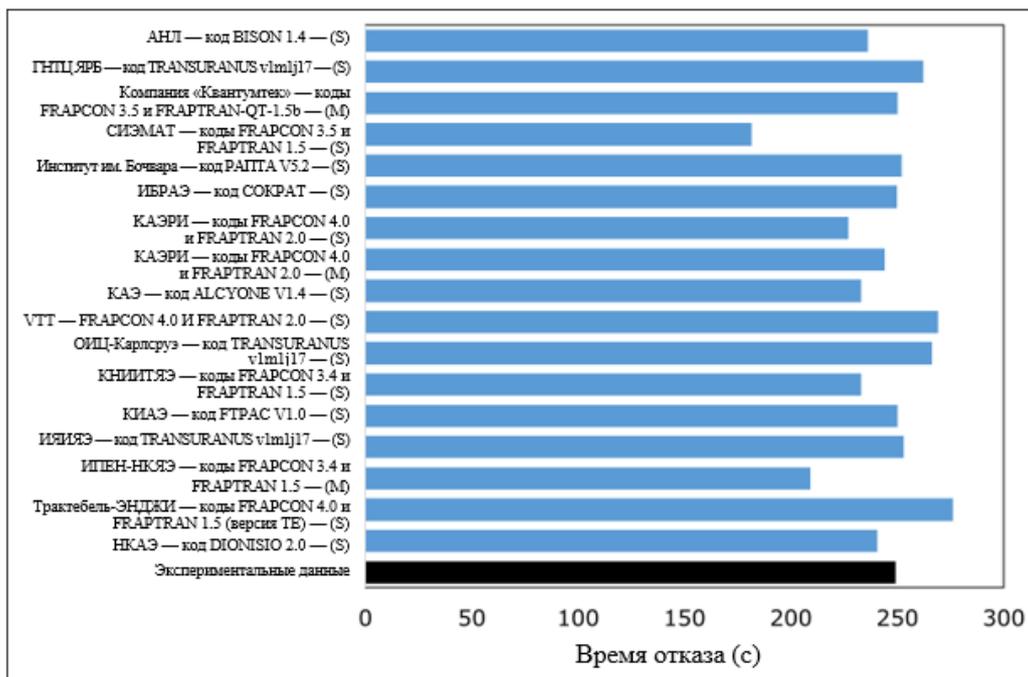


РИС. 79. Сравнение данных по времени отказа при испытании IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

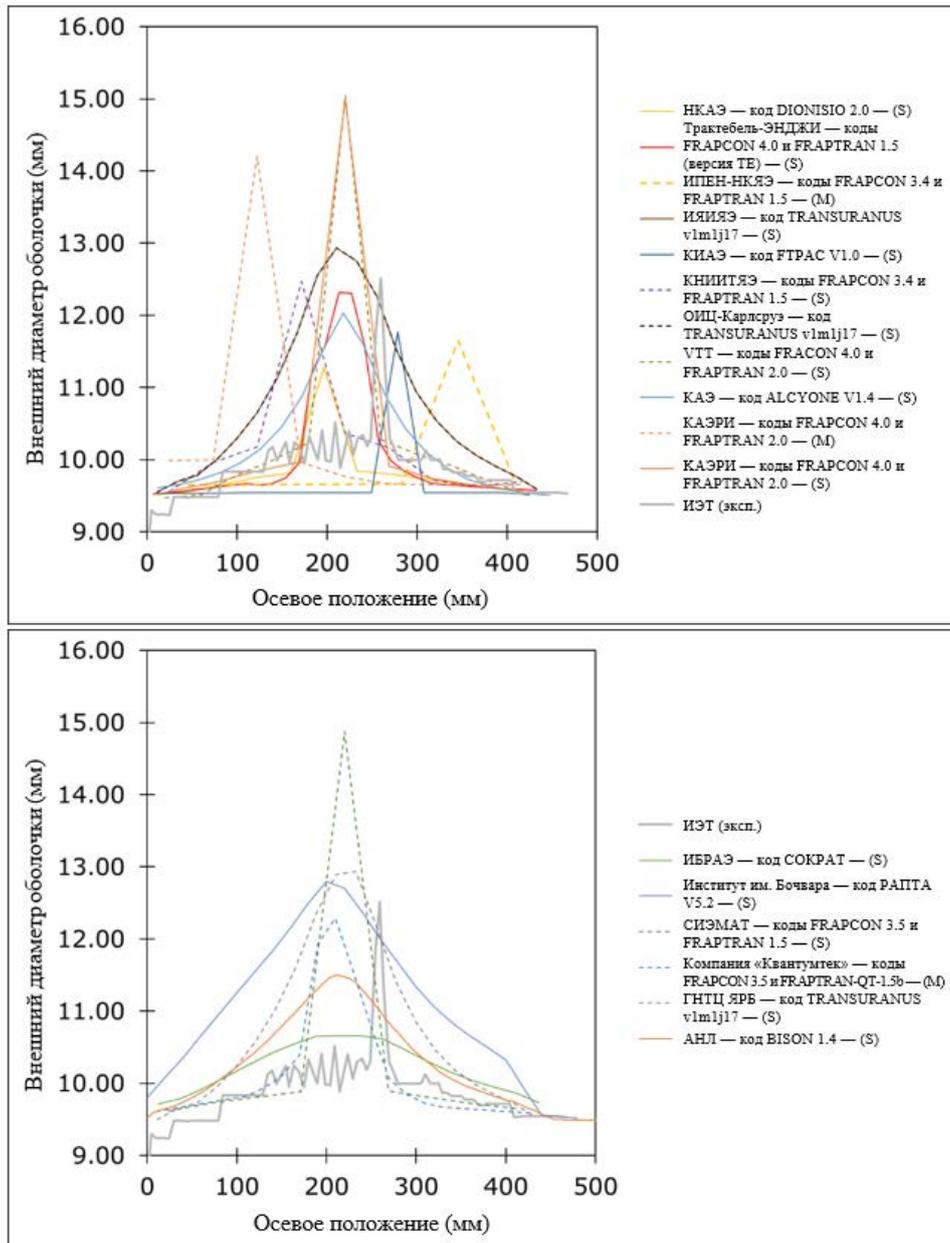


РИС. 80. Сравнение данных по внешнему диаметру оболочки после испытания IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

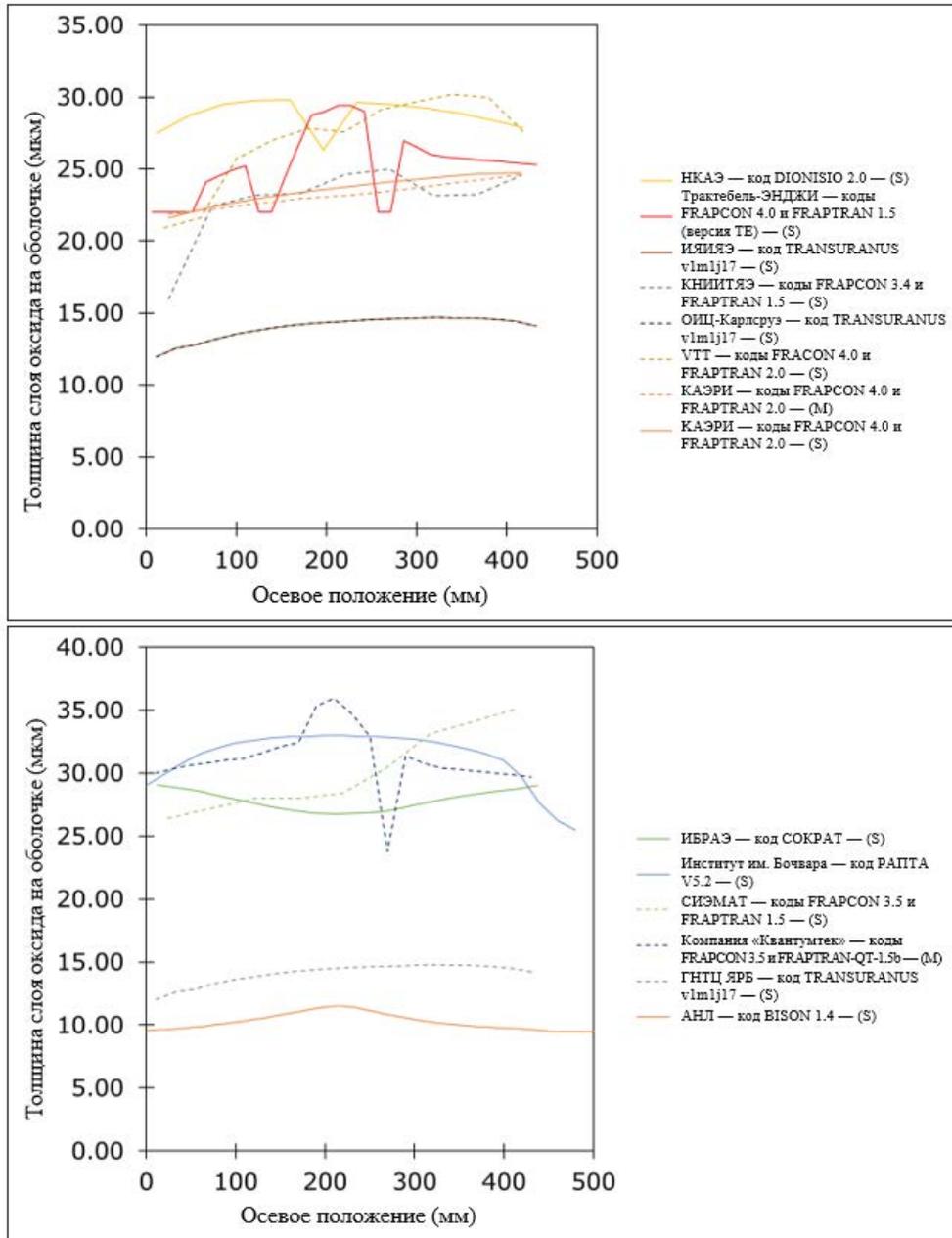


РИС. 81. Сравнение данных по толщине оксида на оболочке после испытания IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

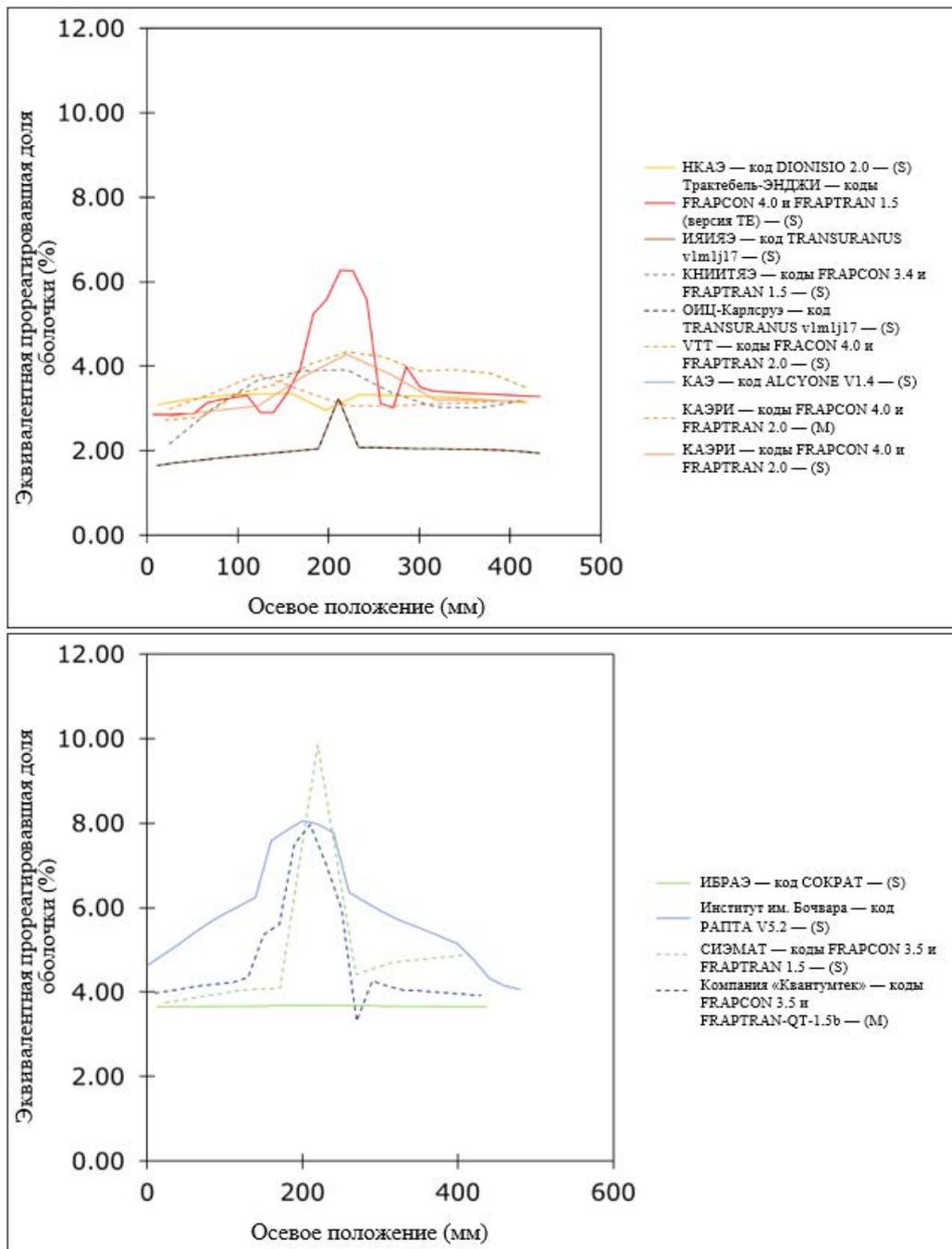


РИС. 82. Сравнение данных по эквивалентной прореагировавшей доле оболочки после испытания IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

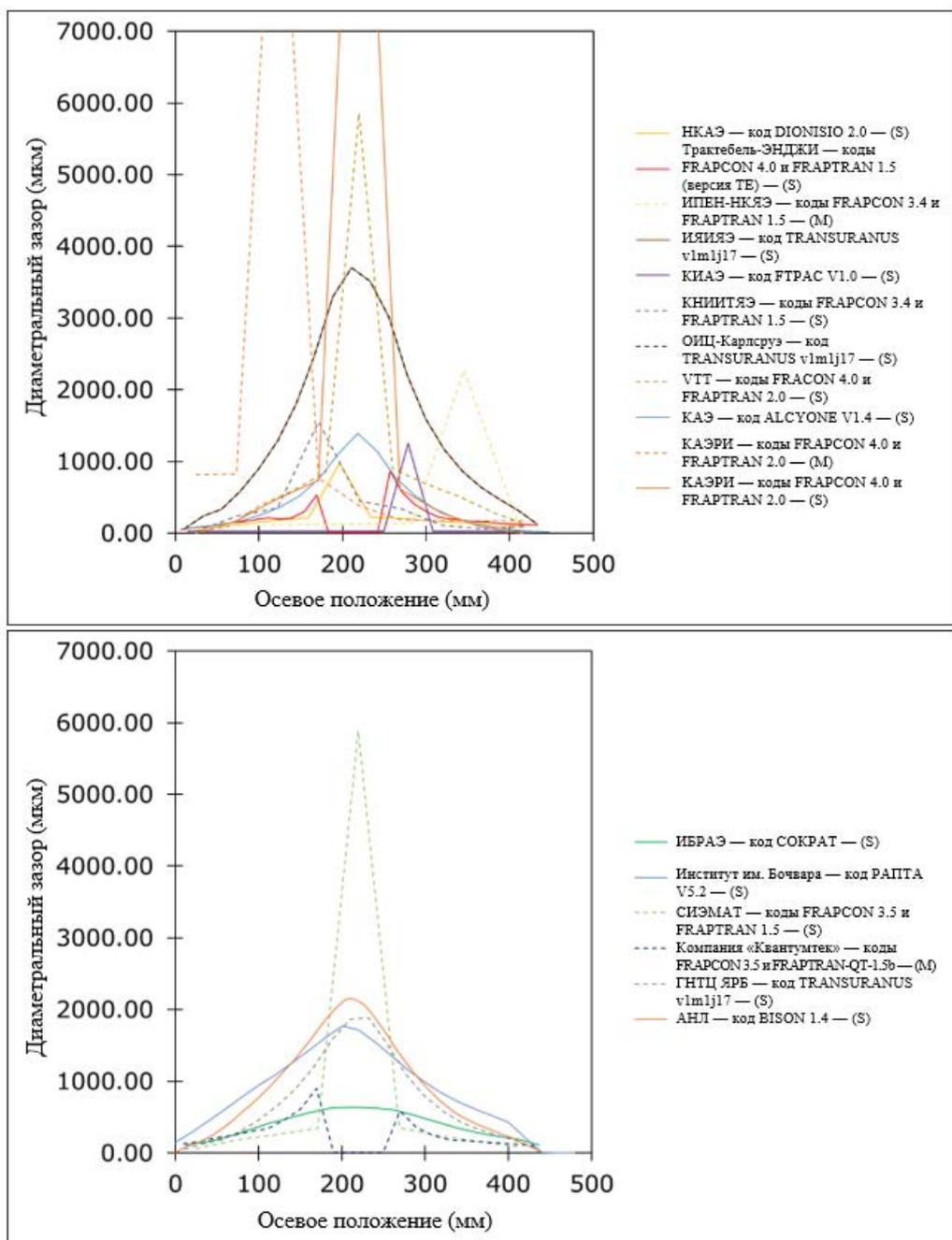


РИС. 83. Сравнение данных по диаметальному зазору после испытания IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

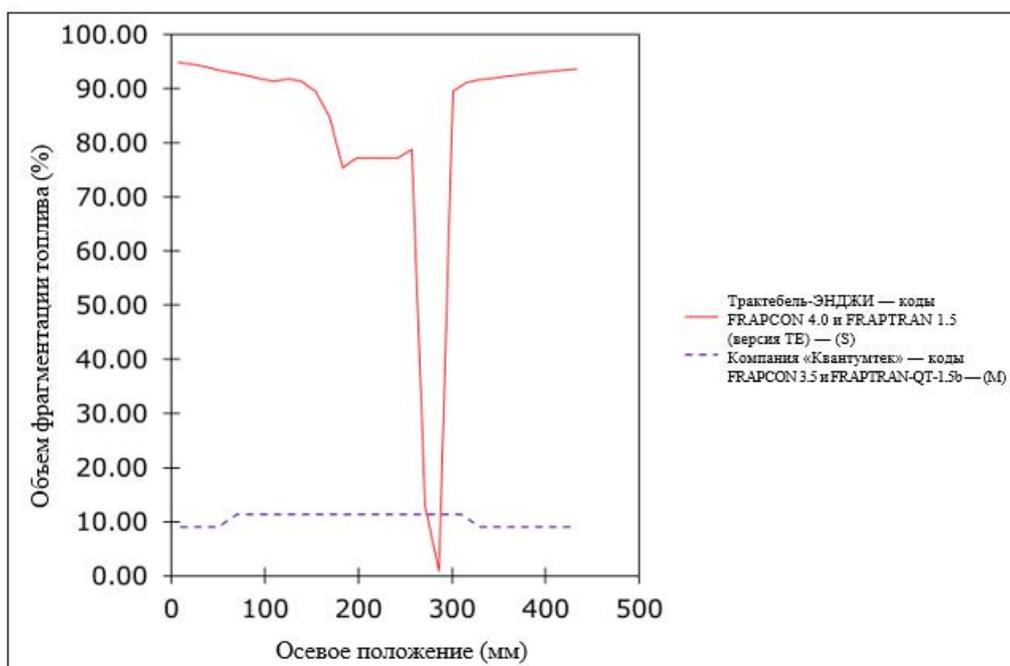


Рис. 84. Сравнение данных по объему фрагментации топлива после испытания IFA-650.10. (S) означает смоделированные граничные условия, а (M) — измеренные граничные условия.

#### 4.2.3. IFA-650.11

Результаты для испытания IFA-650.11 были предоставлены девятью организациями из разных стран:

- КНИИТЯЭ (Китай), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 1.5;
- ИЯИЯЭ (Болгария), код TRANSURANUS v1m1j17;
- НКАЭ (Аргентина), код DIONISIO 2.0;
- ИБРАЭ (Россия), код СОКРАТ/V3;
- ОИЦ-Карлсруэ (Европейский союз), код TRANSURANUS;
- ИПЕН (Бразилия), коды FRAPCON 3.4 и FRAPTRAN 1.5;
- ГНТЦ ЯРБ (Украина), код TRANSURANUS v1m1j17;
- VTT (Финляндия), коды FRAPCON 4.0 и FRAPTRAN 2.0;
- ВНИИНМ, Институт им. академика А.А. Бочвара (Россия), код РАПТА 5.2.

##### 4.2.3.1. Результаты в конце базового облучения

У всех участников рассчитанное выгорание было близко к среднему измеренному значению выгорания при выгрузке топливного стержня (рис. 85). Данные прогнозов в отношении зазора между таблеткой и оболочкой в конце облучения имели большой разброс (рис. 86). В качестве общей тенденции, при этом выгорании ожидалось низкие значения остаточного зазора, но никаких экспериментальных данных не имелось. Расчеты с помощью различных кодов также давали разброс значений диаметральной деформации оболочки (рис. 87). С другой стороны, в отношении данных по удлинению оболочки (рис. 88) была достигнута разумная согласованность. Расчетные данные по слою коррозии (рис. 89) у большинства участников хорошо согласовались с экспериментальными данными (5 мкм).

Некоторые участники предоставили результаты по радиальному распределению удерживаемых количеств газообразных продуктов деления до переходного процесса (рис. 90). Было очевидно значительное расхождение между рассчитанными и измеренными значениями.

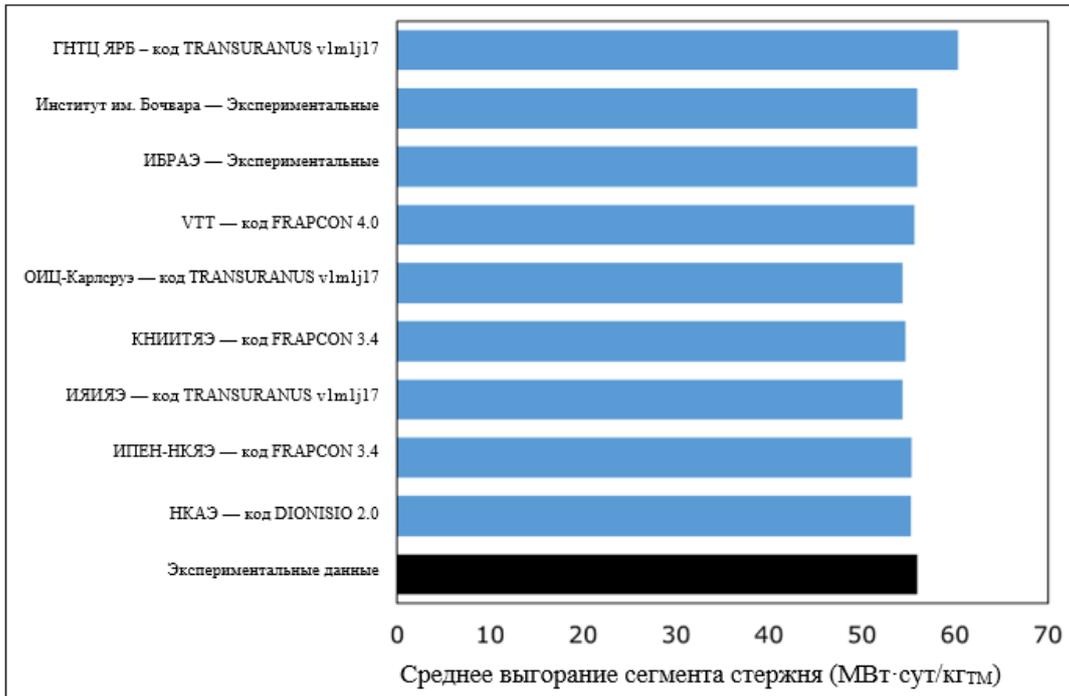


РИС. 85. Сравнение данных по среднему выгоранию сегмента стержня для базового облучения при испытании IFA-650.11.

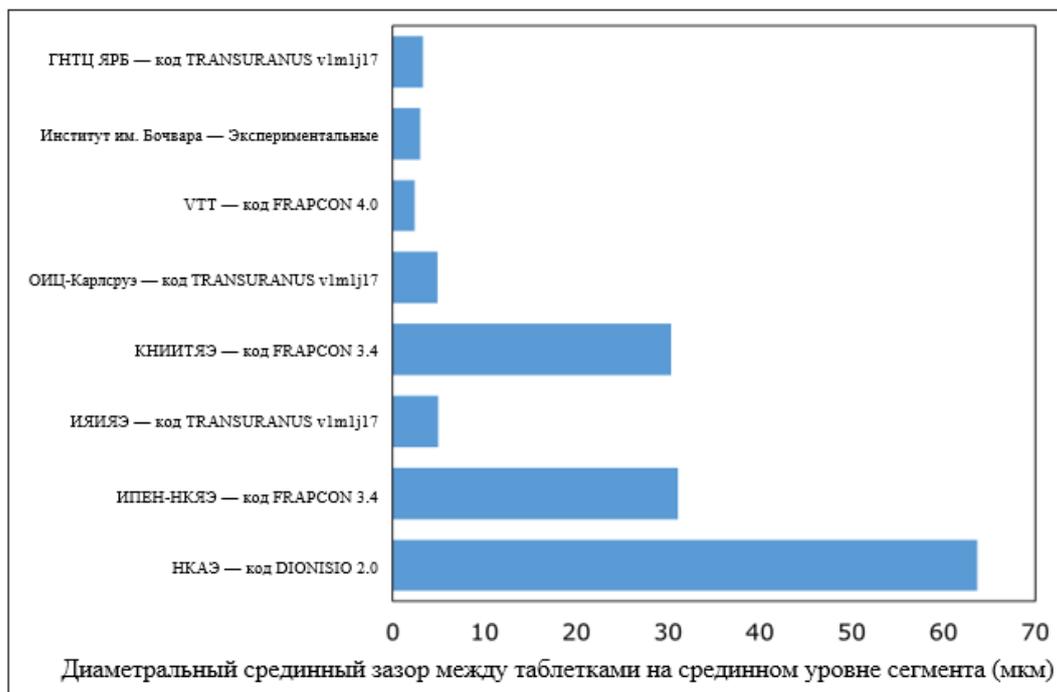


РИС. 86. Сравнение данных по диаметальному зазору в середине таблетки в конце базового облучения при испытании IFA-650.11.

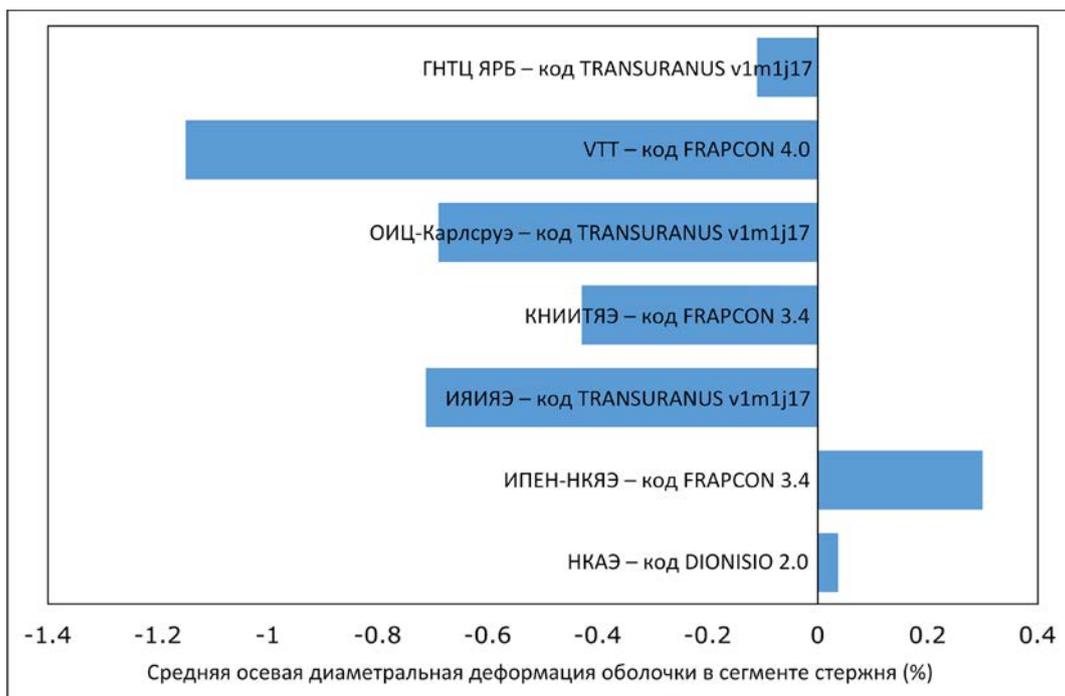


РИС. 87. Сравнение данных по средней осевой диаметральной деформации оболочки в конце базового облучения при испытании IFA-650.11.

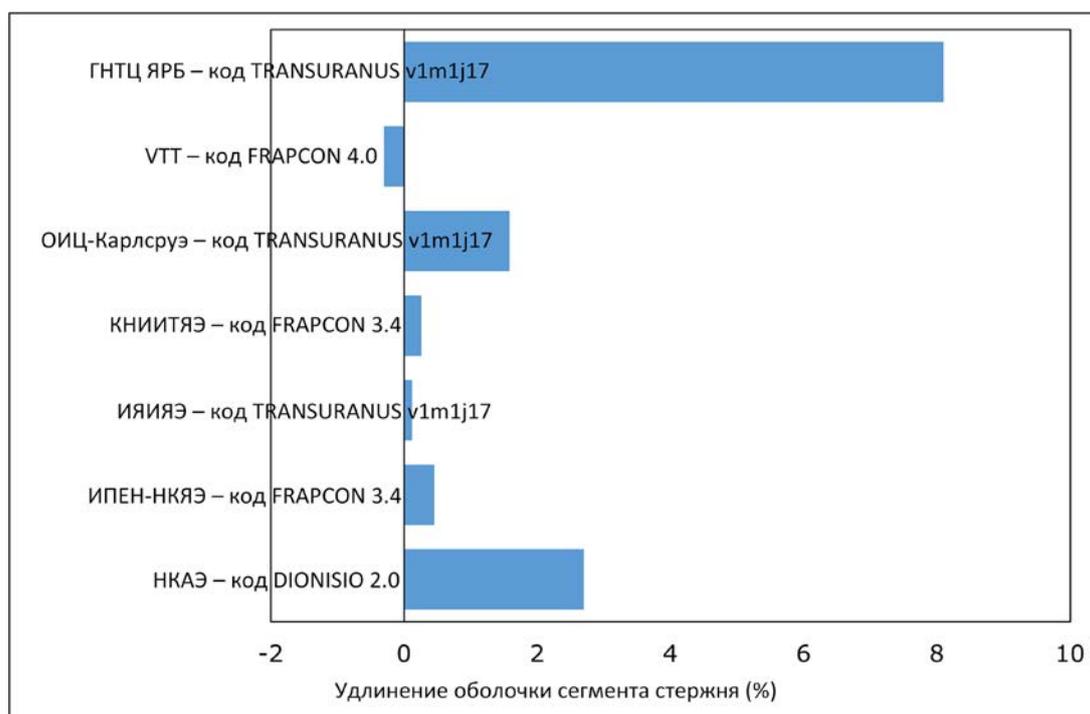


РИС. 88. Сравнение данных по удлинению оболочки в конце базового облучения при испытании IFA-650.11.

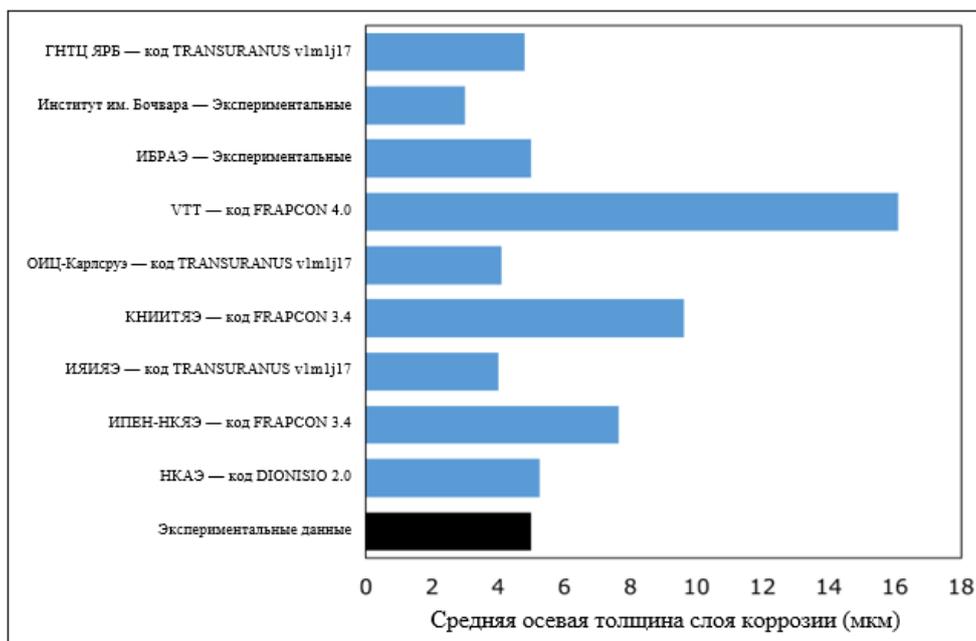


РИС. 89. Сравнение данных по средней осевой толщине слоя коррозии в конце базового облучения при испытании IFA-650.11.

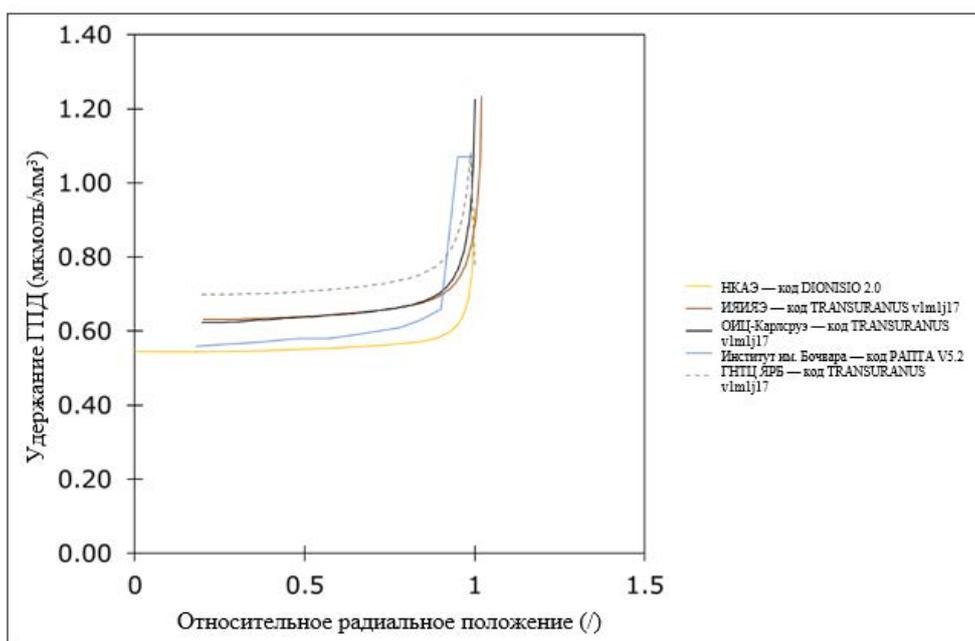


РИС. 90. Сравнение данных по удержанию ГПД в конце базового облучения при испытании IFA-650.11.

#### 4.2.3.2. Результаты во время переходного процесса в условиях АПТ

На следующих ниже рисунках в качестве начальной точки отсчета времени принято начало переходного процесса. На рис. 91 показано сравнение данных по рассчитанной температуре в газосборной камере. Возникла кластеризация результатов на две группы. Различие, вероятно, было вызвано допущениями при моделировании, выбранными участниками для расчета температуры в газосборной камере (кластеризация не зависела от кода, использованного для моделирования).

На рис. 92 показано сравнение данных по рассчитанному общему выходу ГПД. Разброс прогнозируемых значений был значительным, так как кинетическая эволюция выхода ГПД в течение переходного процесса была существенно неодинаковой. Количество участников, которые могли рассчитать эту величину, было ограничено. Это обстоятельство свидетельствует о важности дальнейшего развития модели для прогнозирования поведения ГПД во время переходных процессов.

На рис. 93 показано сравнение данных по рассчитанному внутреннему давлению. Вместо фазы вздутия (уменьшения давления перед разрывом) несколько участников прогнозировали увеличение давления перед разрывом. Согласно описанию СИЭМАТ, для оценки внутреннего давления в газосборной камере в коде FRAPTRAN использовался специальный алгоритм. Качественное согласие между данными участников было разумным.

На рис. 94 показано сравнение данных по температуре на внешней поверхности оболочки (в месте разрыва). Результаты были достаточно близки друг к другу с аналогичной эволюцией во времени. Прогнозируемая температура оболочки зависит от граничных условий, принятых участниками.

На рис. 95 показано сравнение данных по удлинению оболочки. Разброс результатов, полученных различными участниками, был значительным. Это можно объяснить свойствами материала оболочки, использованными в различных кодах, так как температурные граничные условия, задаваемые партнерами, одинаковы.

На рис. 96 показано сравнение данных по радиальному смещению оболочки (в месте разрыва). Можно констатировать такие же результаты наблюдения и комментарии, как и в отношении удлинения.

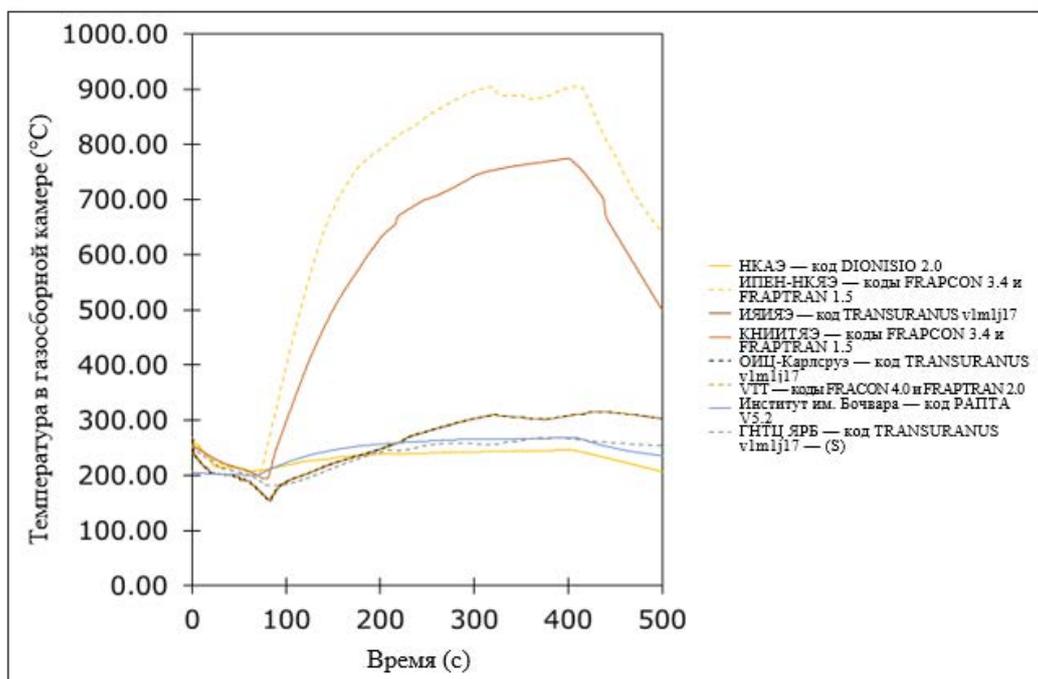


РИС. 91. Сравнение данных по температуре в газосборной камере во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.11.

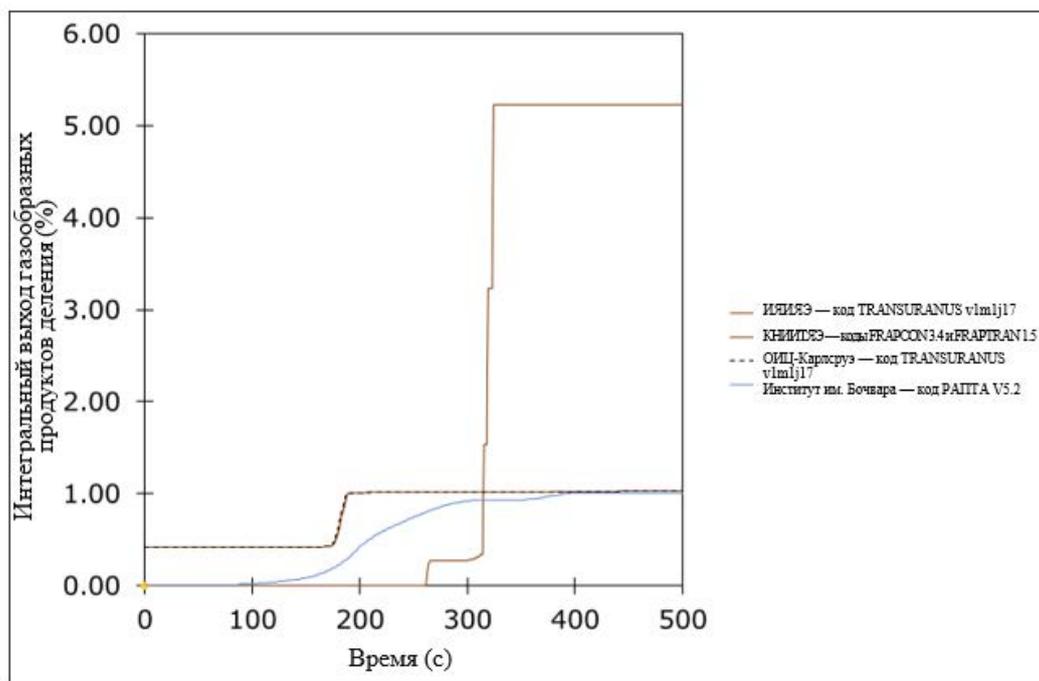


РИС. 92. Сравнение данных по общему выходу газообразных продуктов деления во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.11.

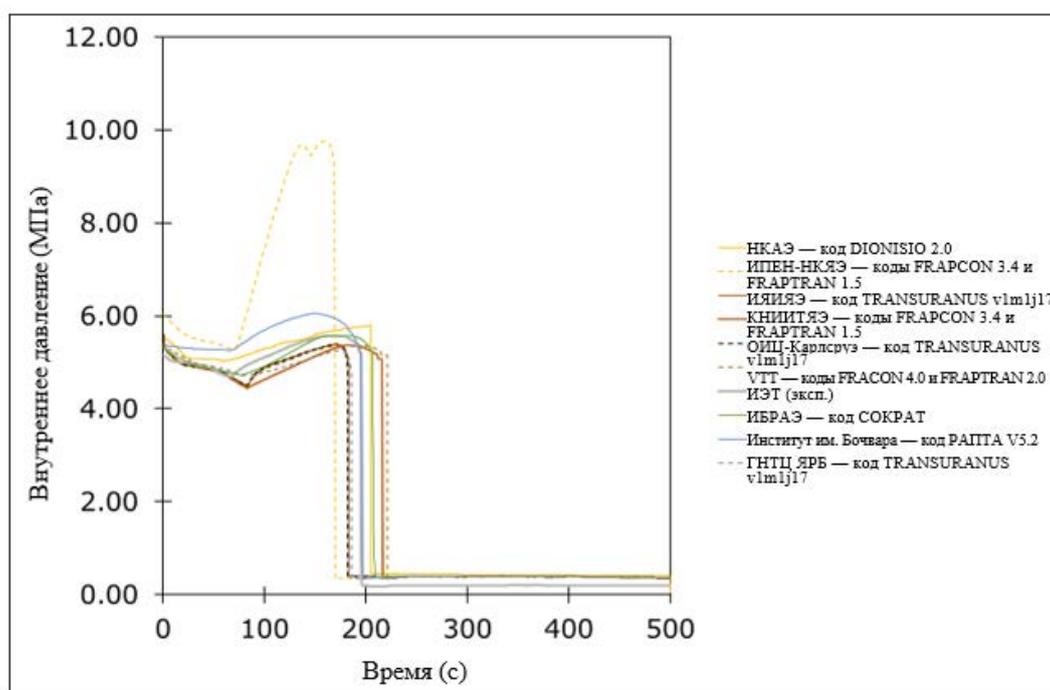


РИС. 93. Сравнение данных по внутреннему давлению во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.11.

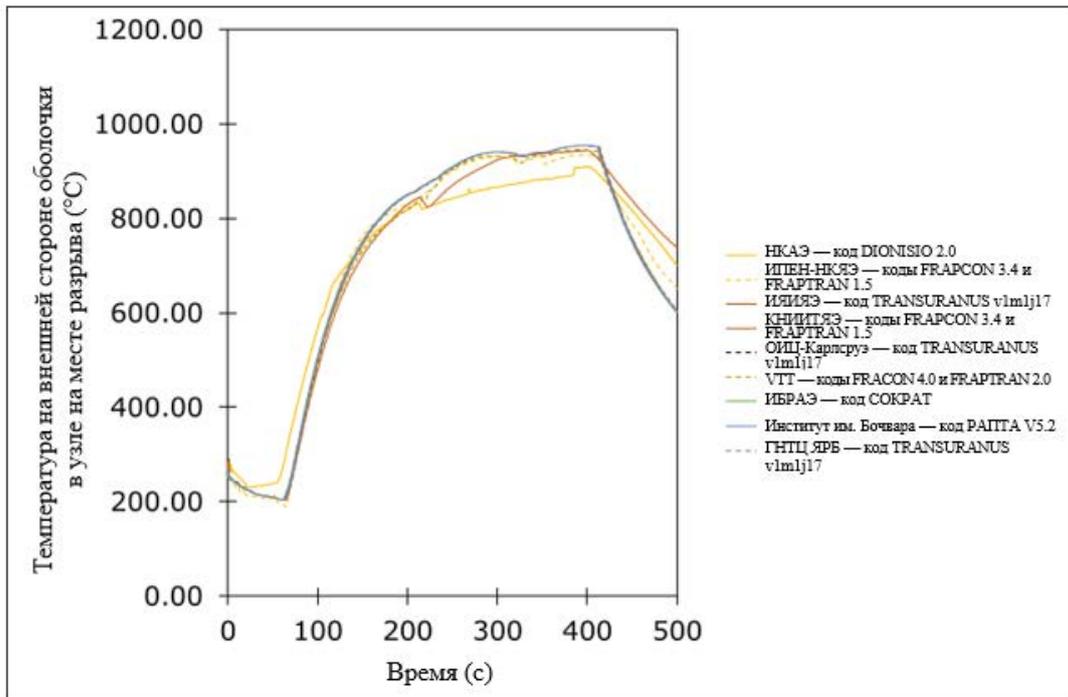


РИС. 94. Сравнение данных по температуре на внешней стороне оболочки в месте разрыва во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.11.

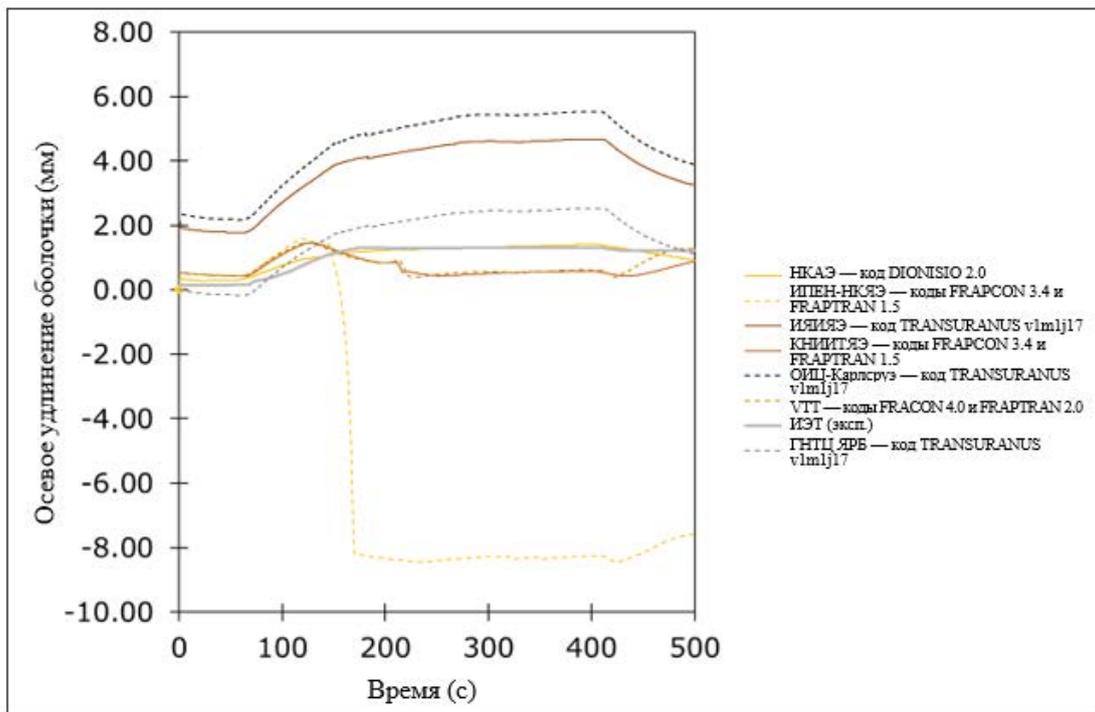


РИС. 95. Сравнение данных по осевому удлинению оболочки во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.11.

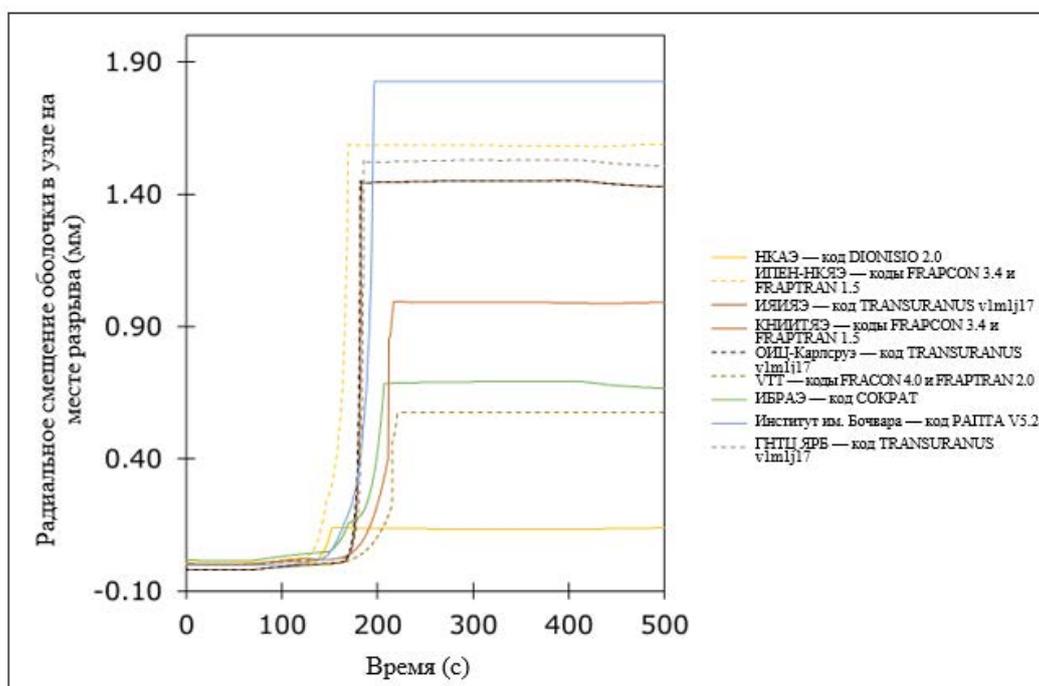


РИС. 96. Сравнение данных по радиальному смещению оболочки в месте разрыва во время переходного процесса в условиях АПТ при испытании IFA-650.11.

#### 4.2.3.3. Результаты в конце переходного процесса в условиях АПТ

Разброс данных по прогнозируемому времени отказа, полученных от различных участников, был менее значительным, чем в других испытаниях IFA-650 (см. рис. 97).

Данные по осевому профилю диаметра оболочки (как правило, указывающие место расположения разрыва) и диаметральному зазору показаны соответственно на рис. 98 и 101. Разброс данных по рассчитанной деформации был связан с критериями разрыва, использованными в различных кодах. Экспериментальные данные (т.е. критерии максимальной деформации или максимального напряжения) были весьма неодинаковы, что приводило к различным результатам.

В данных по толщине оксида на оболочке, рассчитанных участниками, также наблюдался разброс (рис. 99), несмотря на то что температура оболочки, использованная в качестве входных данных для кода, у всех участников была одинаковой. Такой же уровень разброса данных наблюдался в отношении эквивалентной прореагировавшей доли оболочки, (как показано на рис. 100). Возможно что у разных участников имелись различные модели окисления.

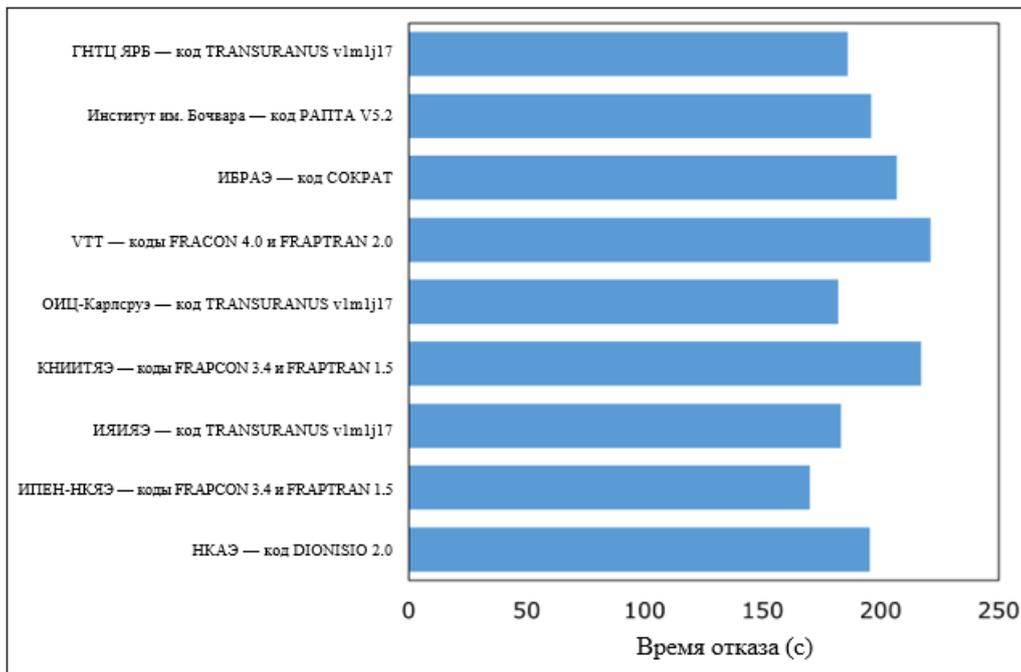


РИС. 97. Сравнение данных по времени отказа при испытании IFA-650.11.

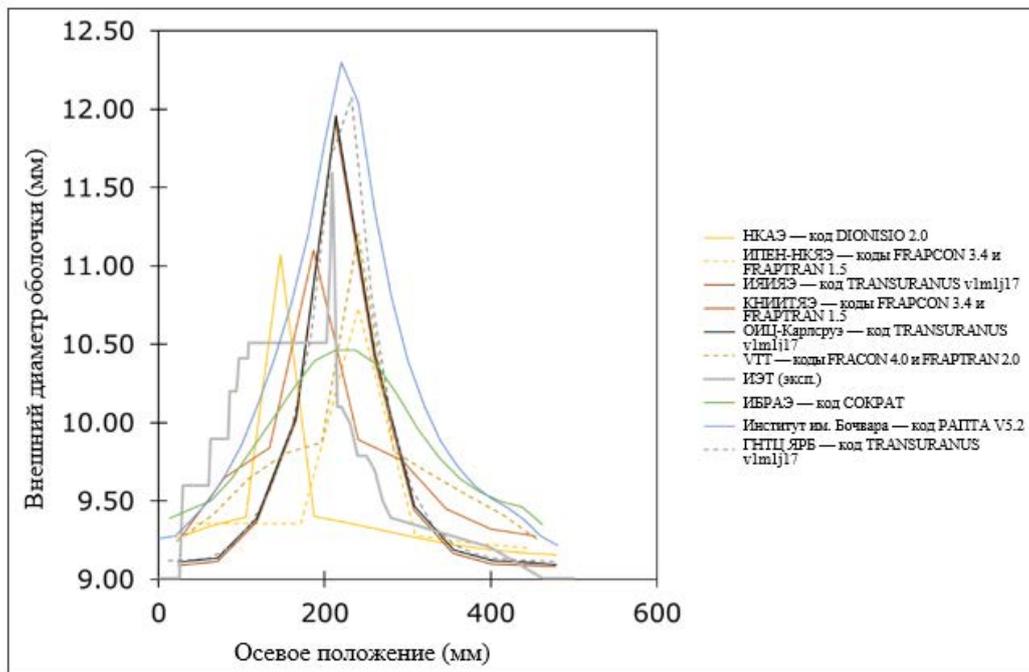


РИС. 98. Сравнение данных по внешнему диаметру оболочки после испытания IFA-650.11.

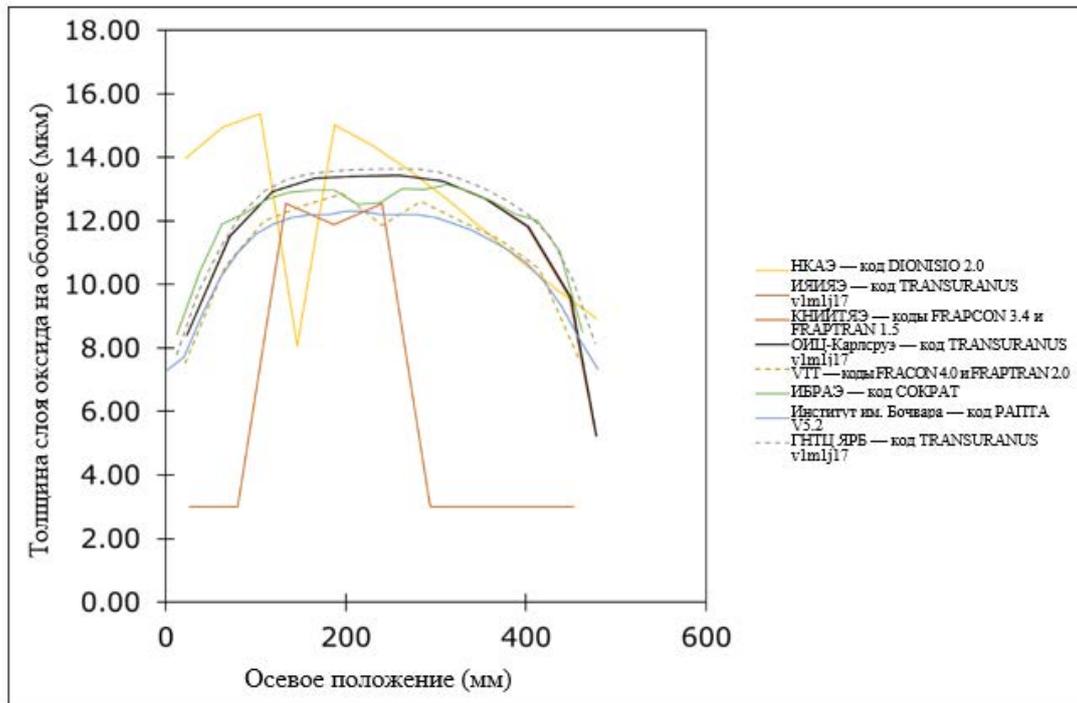


РИС. 99. Сравнение данных по толщине оксида на оболочке после испытания IFA-650.11.

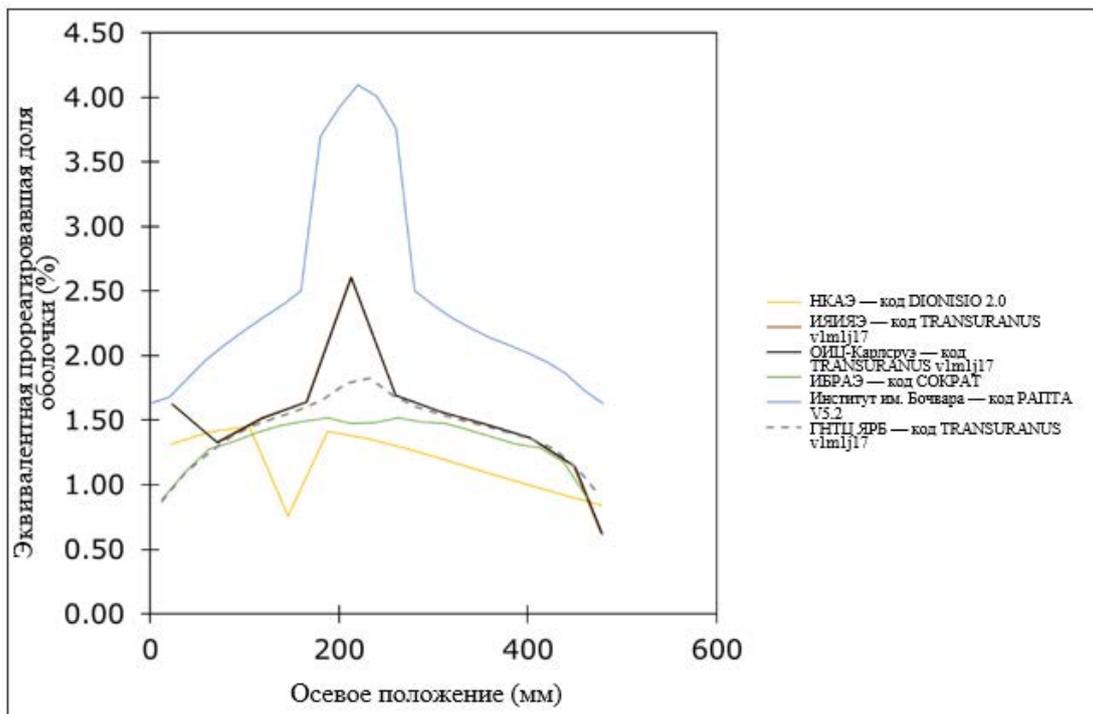


РИС. 100. Сравнение данных по эквивалентной прореагировавшей доле оболочки после испытания IFA-650.11.

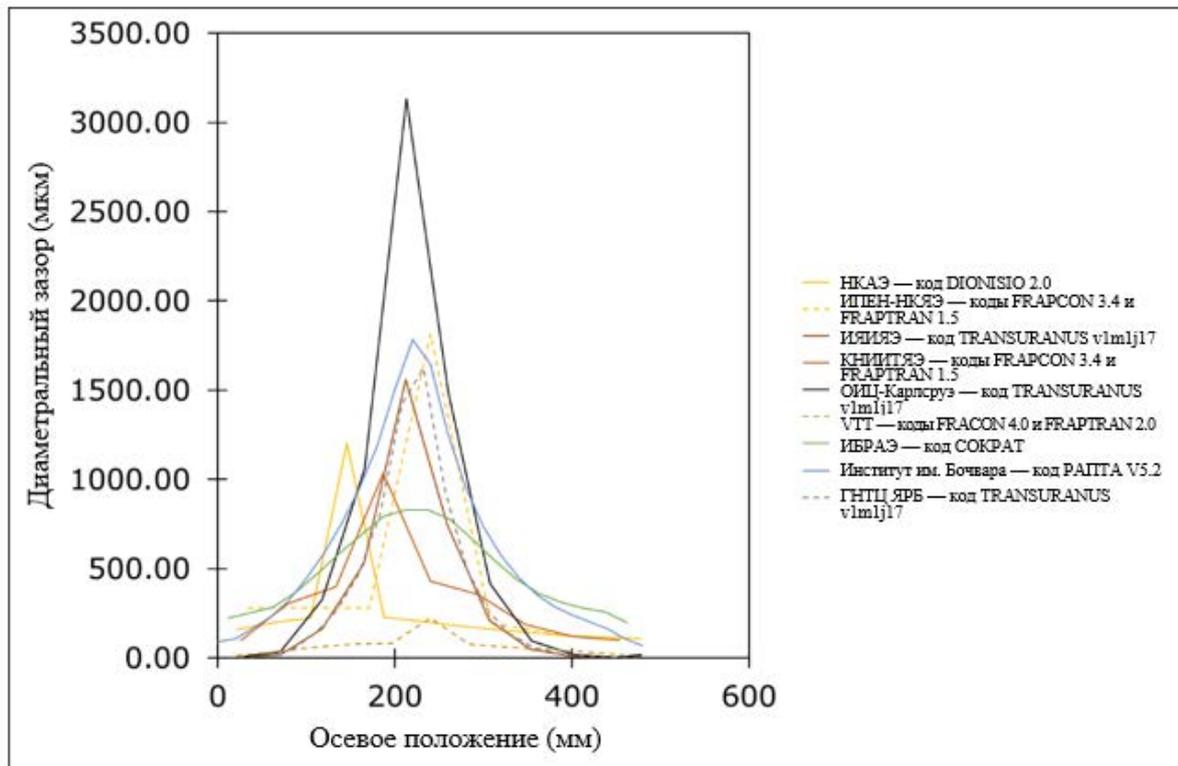


Рис. 101. Сравнение данных по диаметральному зазору после испытания IFA-650.11.

#### 4.3. ИСПЫТАНИЕ STUDSVIK В УСЛОВИЯХ АПТ (NRC-192)

Результаты для этого испытания Studsvik 192 были предоставлены семью организациями из семи различных стран:

- НКАЭ (Аргентина), код DIONISIO 2.0;
- СЕА (Франция), код ALCYONE V1.4;
- VTT (Финляндия), коды FRAPCON 4.0 и FRAPTRAN 2.0;
- СИЭМАТ (Испания), коды FRAPCON 3.5 и FRAPTRAN 1.5;
- ГНТЦ ЯРБ (Украина), код TRANSURANUS v1m1j17;
- МТА-ЕК (Венгрия), код FRAPTRAN 1.4;
- ССМ/Компания «Квантумтек»(Швеция), коды FRAPCON 3.5 и FRAPTRAN-QT-1,5.

##### 4.3.1. Результаты в конце базового облучения

Большинство участников использовали для моделирования начального состояния стержня перед переходным процессом условия базового облучения (исторические данные о мощности), предоставленные КЯР США.

В МТА-ЕК не производили расчетов поведения стержня после базового облучения, но в качестве начального состояния стержня перед испытанием в условиях АПТ использовались результаты измерений в конце срока службы.

Рассчитанное выгорание стержня было близко к среднему измеренному значению выгорания при выгрузке топливного стержня (рис. 102). В данных об остаточном зазоре между таблетками и оболочкой наблюдался разброс с различиями по пользователям и использованным кодам (рис. 103). Даже в отсутствие экспериментальных данных о зазоре после базового облучения значение в несколько микрон представлялось более

разумным, чем широкий зазор вследствие распухания топлива и ползучести оболочки при глубоком выгорании. Некоторые участники получили завышенные прогнозы в отношении этого параметра.

Расчетные данные по диаметральной деформации оболочки, представленные участниками, сильно различались в зависимости от использованного кода (рис. 104). Однако расчетные значения остаются небольшими. По экспериментальным данным, во время базового облучения диаметр немного увеличился (0,13%). Большинство кодов давали разумное удлинение оболочки стержня, подвергнутого облучению до 70 ГВт сут/тМ (рис. 105).

Расчетная толщина слоя коррозии (рис. 106) составляла от 10 до 40 мкм, что хорошо согласовалось с экспериментальными данными (от 25 до 30 мкм).

Только три участника произвели расчет радиального распределения запаса ГПД перед переходным процессом (рис. 107). Этот параметр можно сравнить с данными измерений методами ЭМА (электронного микронзондового анализа) или ИМС (вторично-ионной масс-спектрометрии), но экспериментальные данные не были предоставлены. Расчеты показали, что выход ГПД во время базового облучения происходил, как и ожидалось, в центральной части стержня.

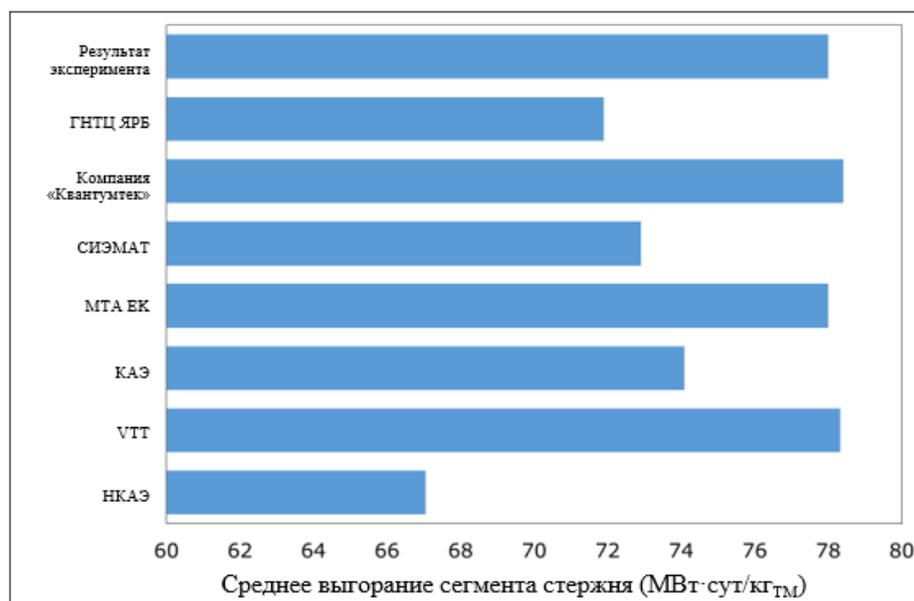


РИС. 102. Расчетное среднее выгорание сегмента стержня при испытании Studsvik 192.

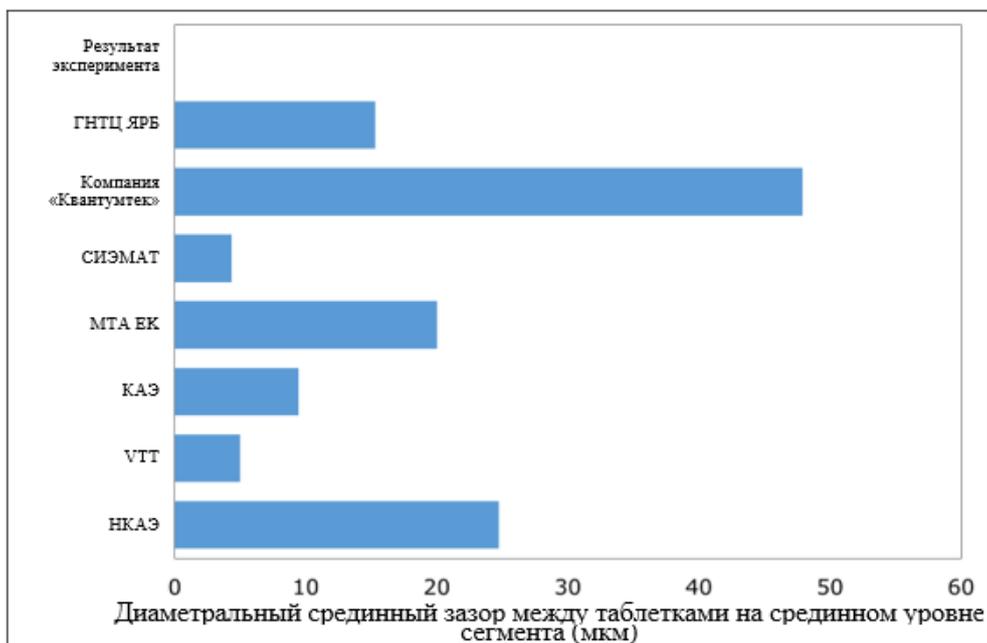


РИС. 103. Данные по расчетному зазору в середине сегмента стержня перед испытанием Studsvik 192.

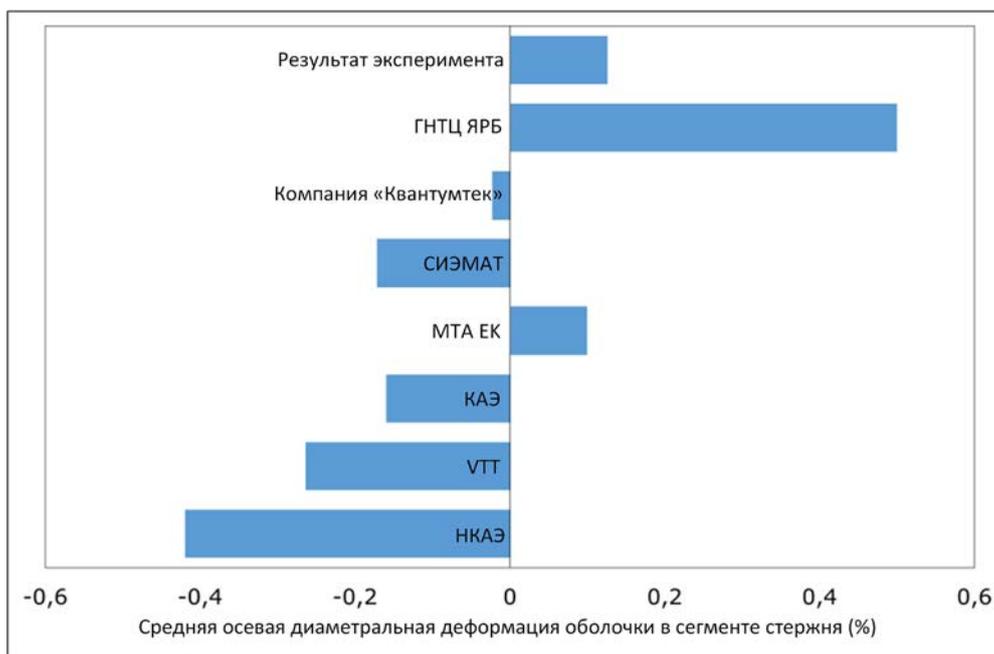


РИС. 104. Расчетная средняя деформация оболочки сегмента стержня перед испытанием Studsvik 192.

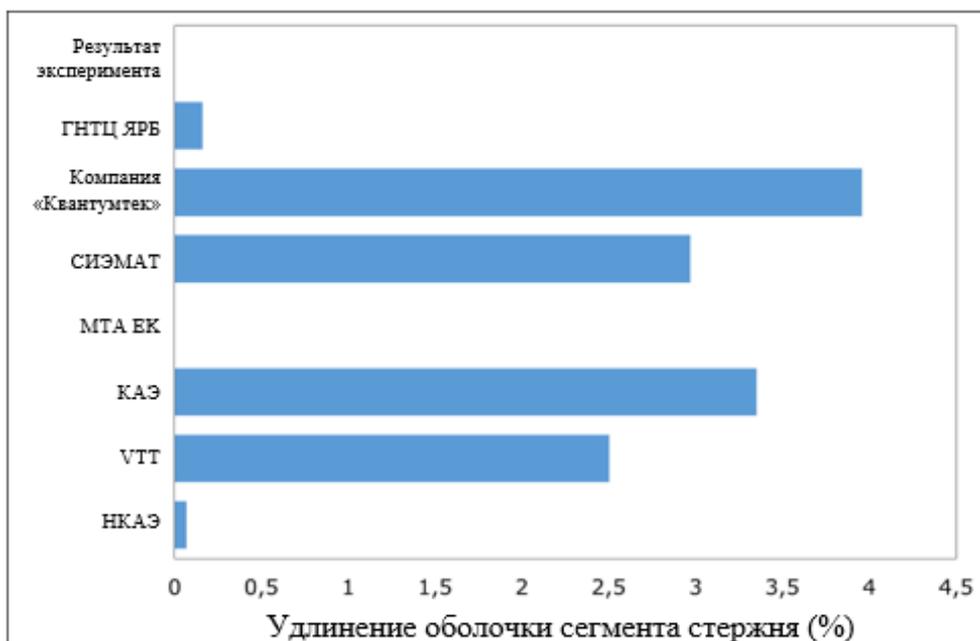


РИС. 105. Расчетное удлинение оболочки сегмента стержня перед испытанием Studsvik 192.

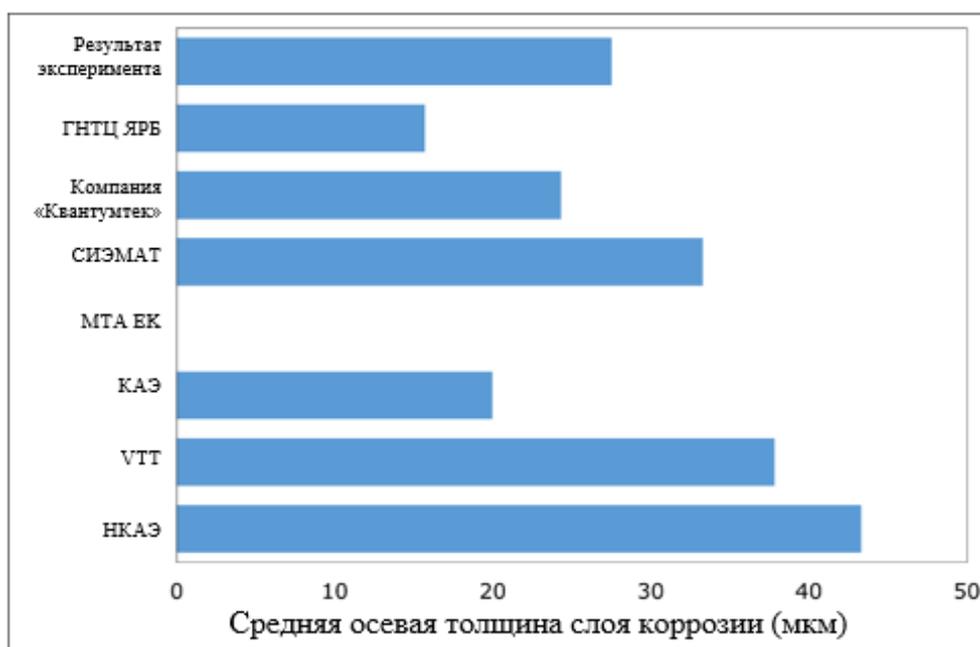


РИС. 106. Расчетная средняя толщина слоя коррозии сегмента стержня перед испытанием Studsvik 192.

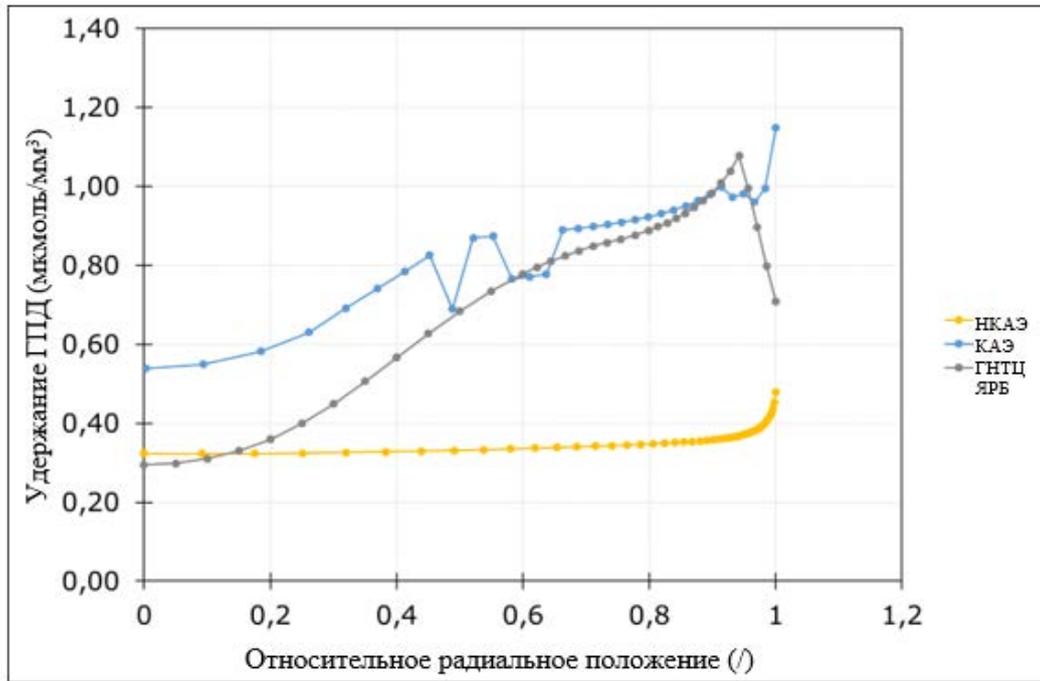


Рис. 107. Расчетный запас ГПД в середине сегмента стержня перед испытанием Studsvik 192.

#### 4.3.2. Результаты по время испытания в условиях АПТ

На следующих ниже рисунках в качестве начальной точки отсчета времени принят момент начала нагрева (переходного процесса).

Эволюция внутреннего давления в стержне (рис. 108 и 109) показала, что все участники представили оценки времени разрыва, завышенные на 10–30 с. В эволюции давления во время испытания присутствует фаза вздутия (снижение давления перед разрывом). Моделирование температуры в газосборной камере было оставлено на усмотрение участников, так как эксперимент был сложным и были измерены не все температуры. Большинство участников, кроме КАЭ, считали температуру в газосборной камере квазипостоянной (рис. 110). Даже если в КАЭ учитывали высокую температуру в газосборной камере, это не привело к завышенной оценке давления в стержне.

Участники использовали при моделировании профиля температуры внешней поверхности оболочки данные о температуре оболочки, предоставленные КЯР США в соответствующих технических спецификациях. Все данные, рассчитанные в узле на месте разрыва, были согласованными (рис. 111).

По данным участников, расчетные осевые и радиальные смещения оболочки во время испытания могли сильно различаться (рис. 112 и 113). Результаты были получены главным образом на основе применяемого в коде закона, определяющего характер ползучести, и во всех кодах эти законы были различными. Как показано на этих рисунках, некоторые участники (в основном пользователи кода FRAPTRAN) использовали более высокую скорость ползучести, чем другие (коды TRANSURANUS, DIONISIO, ALCYONE). Влияние граничных условий (профиль температуры оболочки) было незначительным, так как все участники практически использовали одни и те же допущения.

Только в КАЭ смогли рассчитать выход ГПД во время испытания (рис. 114). Основным механизмом, моделированным в коде ALCYONE, был выход ГПД в результате фрагментации, вызванной межкристаллитной коррозией. Эта фрагментация

могла происходить после разрыва оболочки (ALCYONE). В некоторых кодах (FRAPTRAN-QT) был выполнен расчет фрагментации и перемещения топлива, но дополнительный расчет выхода ГПД не производился. В докладах участников подробно описана эволюция соответствующих моделей.

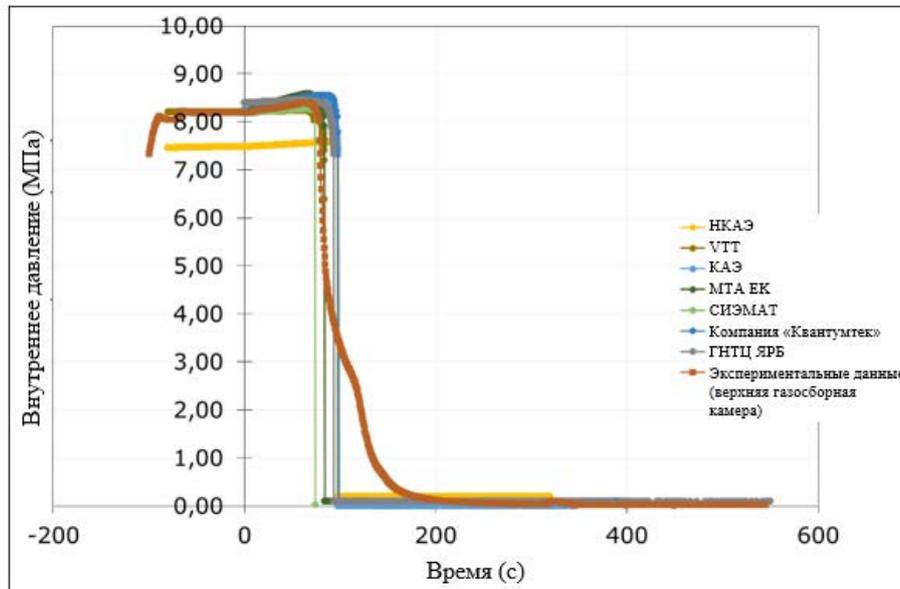


Рис. 108. Расчетное внутреннее давление в стержне во время испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

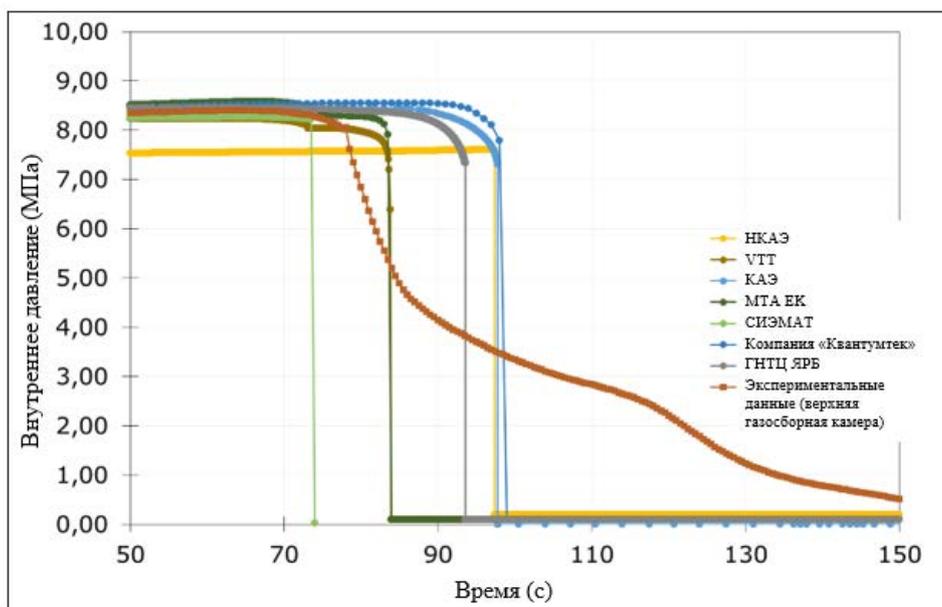


Рис. 109. Расчетное внутреннее давление в стержне во время разрыва (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

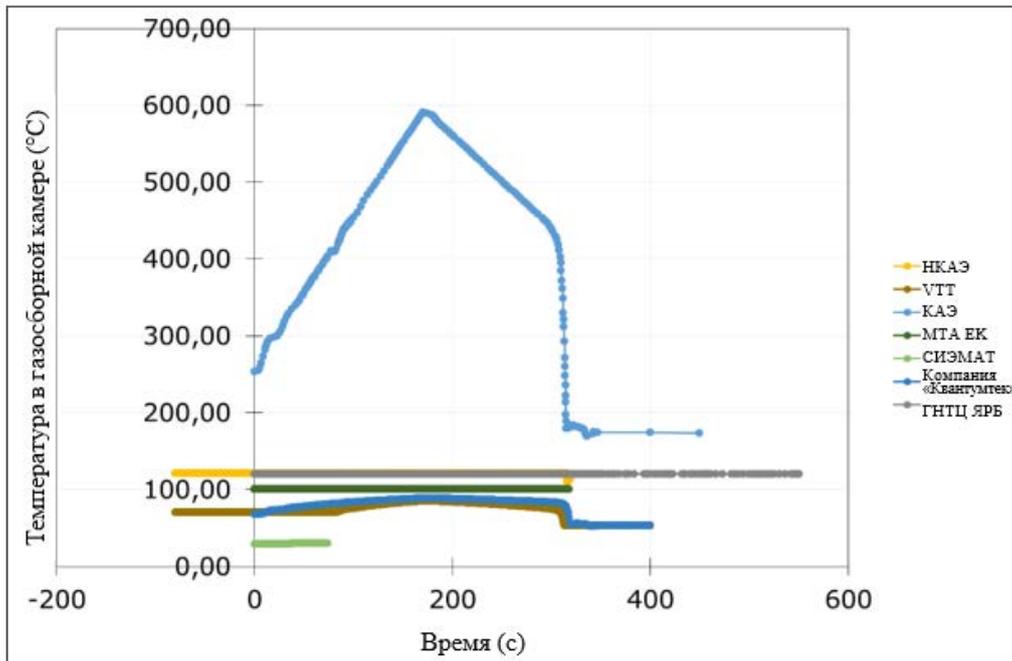


РИС. 110. Расчетная температура в газосборной камере во время испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

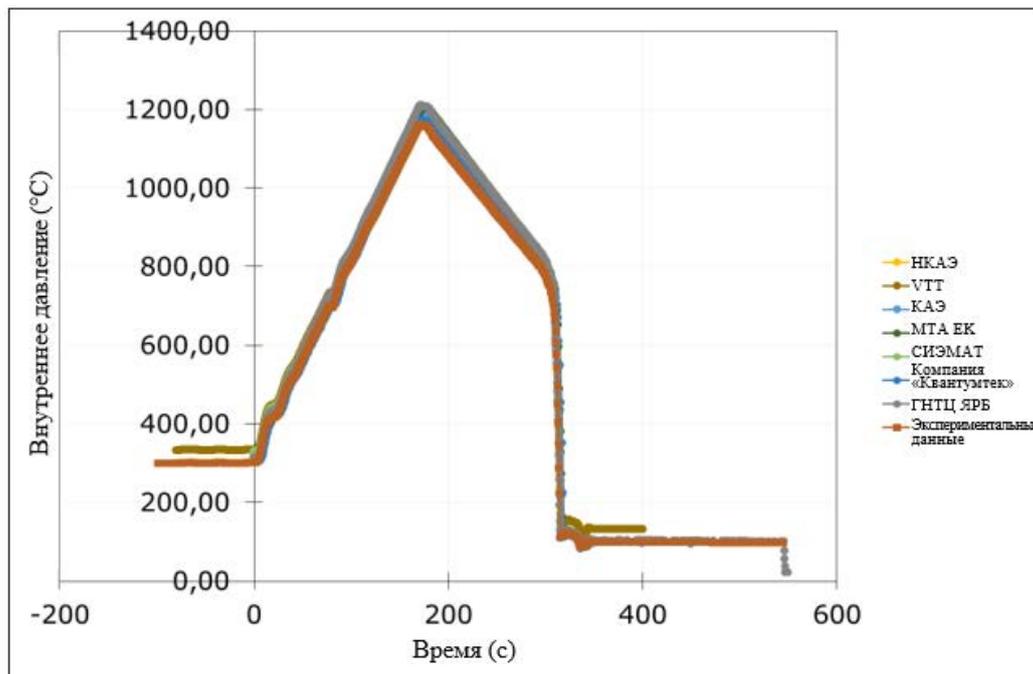


РИС. 111. Расчетная температура оболочки в узле на месте разрыва во время испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

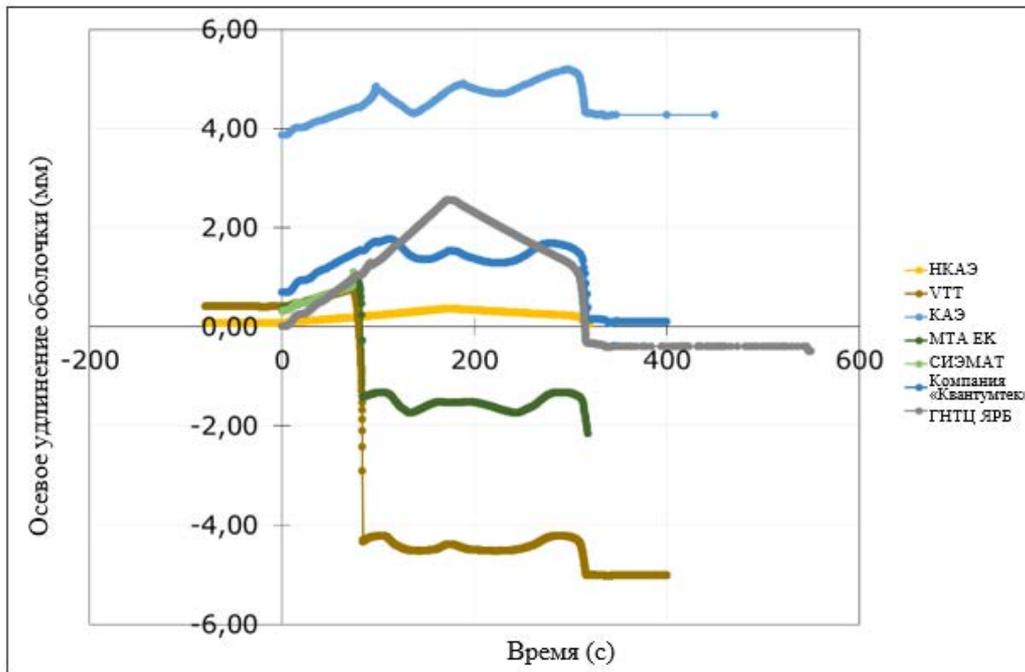


РИС. 112. Расчетное осевое удлинение оболочки во время испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

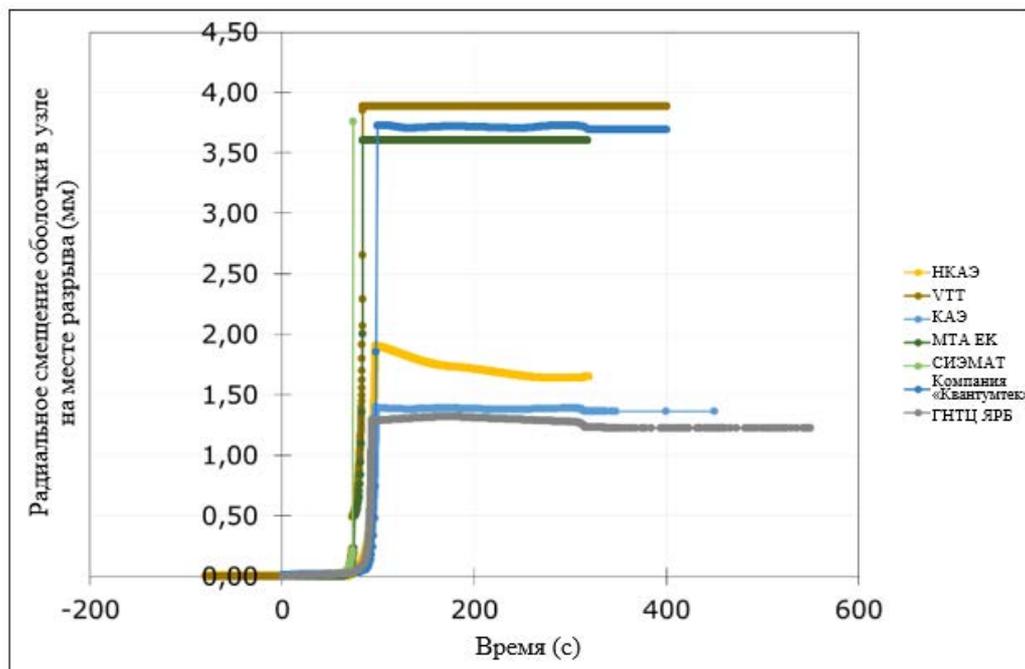


РИС. 113. Расчетное радиальное смещение оболочки в узле на месте разрыва во время испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

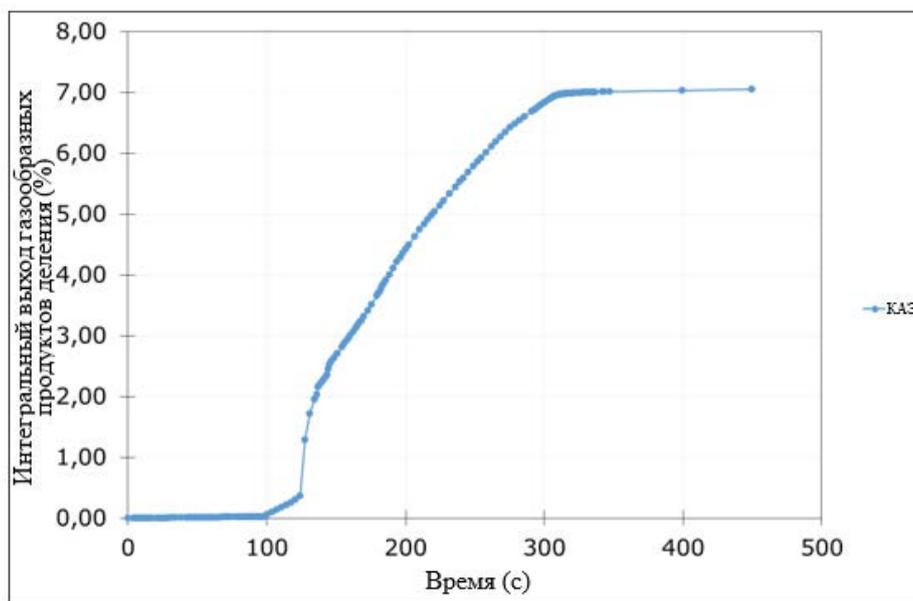


Рис. 114. Расчетный выход газообразных продуктов деления во время испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

#### 4.3.3. Результаты в конце переходного процесса в условиях АПТ

Все участники, кроме СИМАТ, где использовался код FRAPTRAN, представили немного, на 10–25 с, завышенные оценки времени отказа сегмента стержня (рис. 115).

Практически у всех участников узел на месте разрыва располагался на середине длины сегмента стержня (рис. 116), тогда как экспериментальный узел на месте разрыва находился немного ниже по длине. Два объяснения экспериментального результата: существовали либо осевой градиент температуры, который дополнительно сместил вниз экспериментальный узел на месте разрыва, либо локализованное избыточное давление в стержне вследствие локальной фрагментации (и последующего выхода ГПД) перед разрывом.

Как и в других испытаниях, разброс значений расчетной максимальной деформации оболочки был связан с различиями в критериях разрыва (т.е. критериях максимальной деформации или напряжения), используемых в различных кодах. Поскольку экспериментальные данные, имеющиеся для определения этого критерия, были весьма разрозненными, различные подходы приводили к неодинаковым результатам.

В данных по толщине оксида на оболочке, рассчитанных участниками, также наблюдался разброс (рис. 117), несмотря на то что входные данные по температуре оболочки у всех участников были приблизительно одинаковыми. У участников, которые использовали код FRAPTRAN, отклонение было еще более значительным. То же самое можно утверждать и в отношении эквивалентной прореагировавшей доли оболочки (рис. 118) и содержания водорода в оболочке. Участники могли использовать различные модели окисления.

У всех участников расчетный максимальный зазор между таблетками и оболочкой наблюдался на середине длины (рис. 119).

Два участника представили данные оценки объемной доли фрагментации топлива вдоль сегмента стержня (рис. 120). В ССМ/компании «Квантумтек» использовали модель фрагментации и перемещения, реализованную в коде FRAPTRAN, в то время как в МТА-ЕК использовали объемную долю СГВ (структуры глубокого выгорания) в таблетке перед испытанием. Предполагалось, что в ходе этого испытания могла

подвергнуться фрагментации только структура краевой зоны. Хотя модель фрагментации, вызванной межкристаллитной коррозией, была реализована в коде ALCYONE КАЭ, эта модель рассматривалась скорее для расчета выхода ГПД, а не фрагментации топлива.

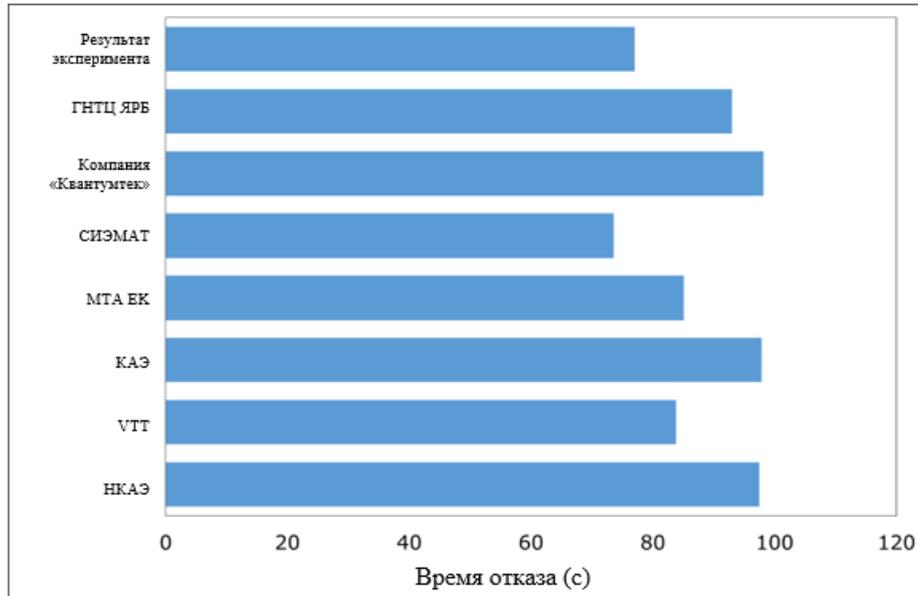


Рис. 115. Рассчитанное время отказа (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

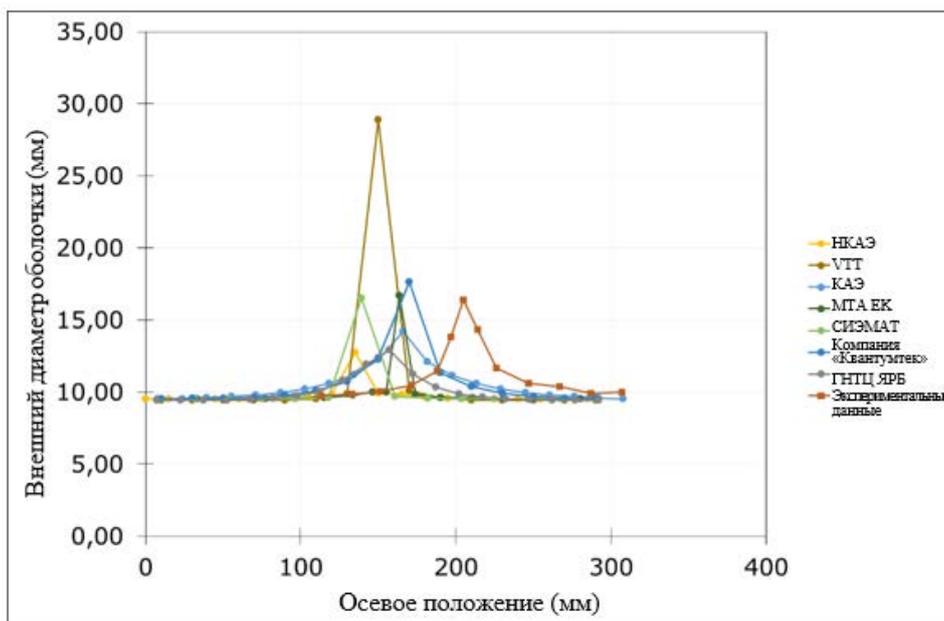


Рис. 116. Внешний диаметр оболочки, рассчитанный в конце испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

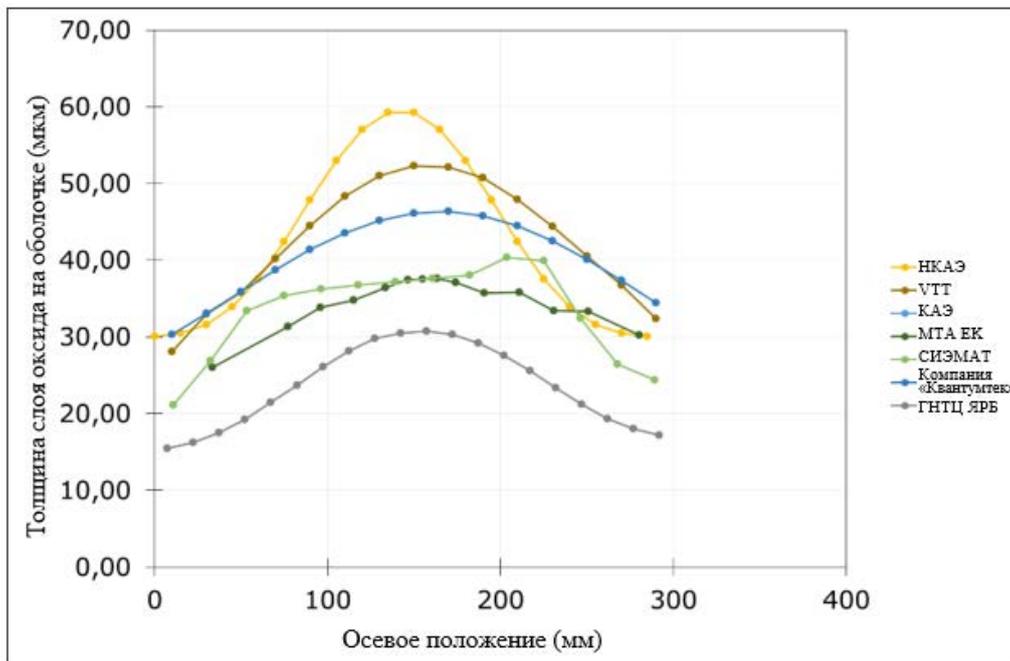


РИС. 117. Толщина слоя оксида на оболочке, рассчитанная в конце испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

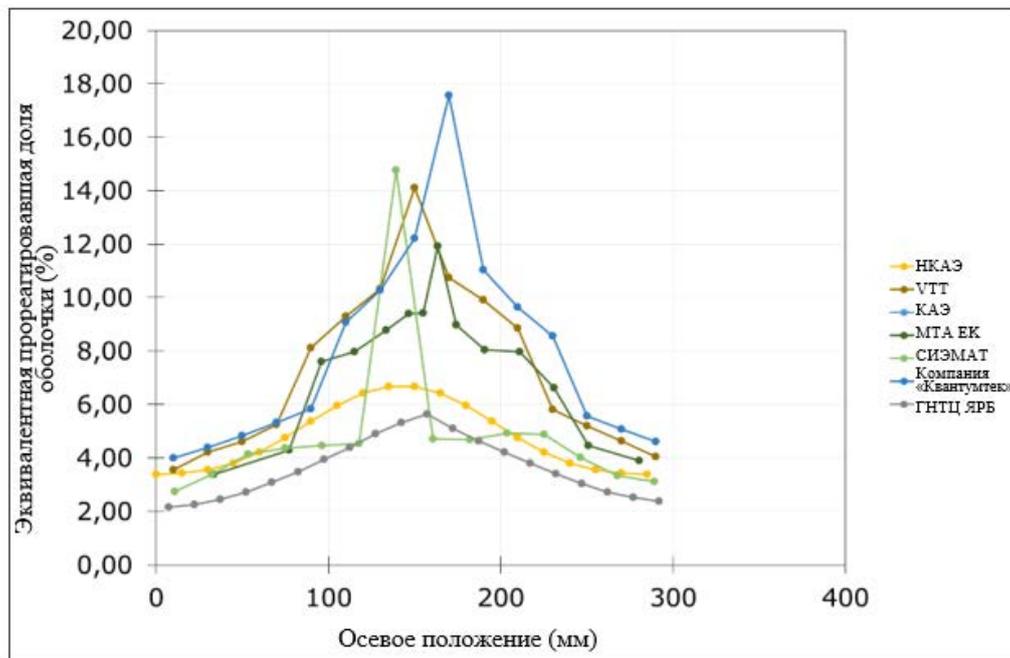


РИС. 118. Эквивалентная прореагировавшая доля оболочки, рассчитанная в конце испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

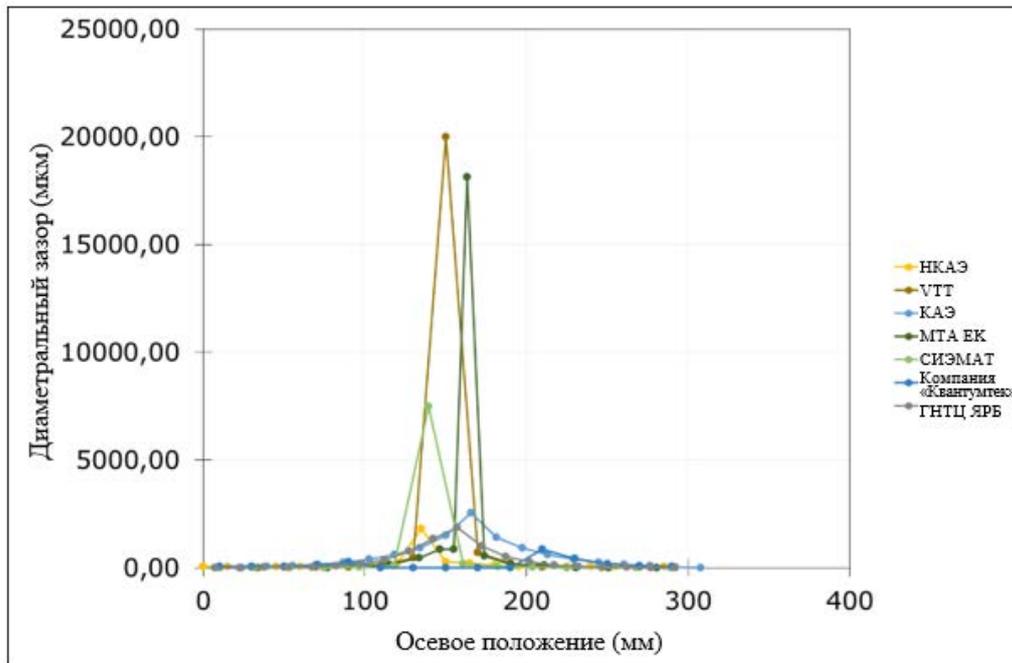


РИС. 119. Расчетный зазор между таблеткой и оболочкой в конце испытания (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

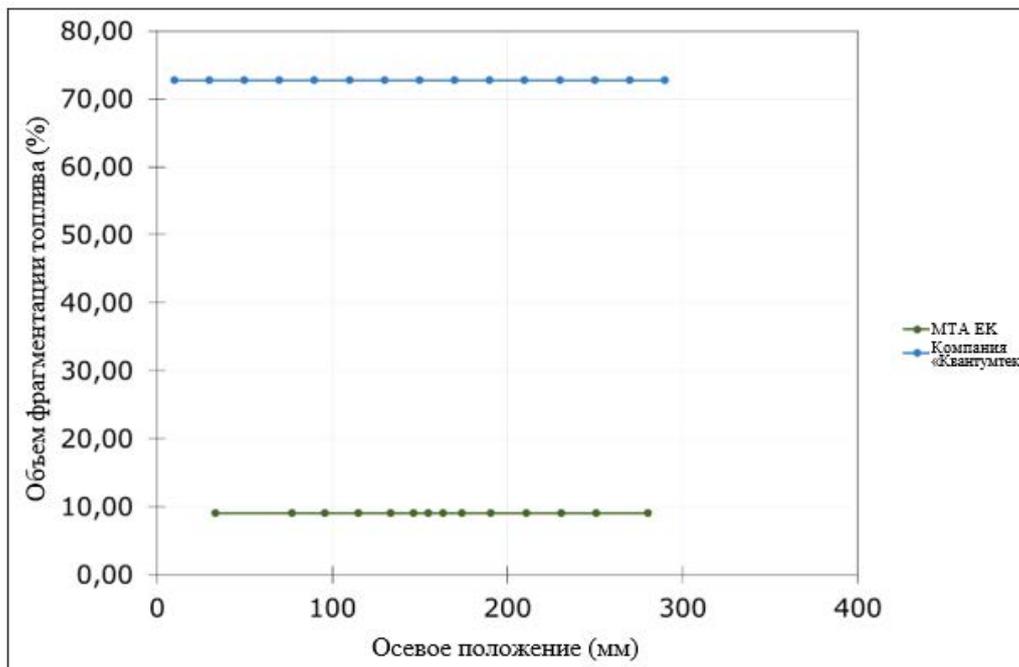


РИС. 120. Доля фрагментированного топлива (испытание Studsvik 192 в условиях АПТ).

#### 4.4. QUENCH-LOCA L1

Результаты для этого испытания представили четыре организации:

- НКАЭ (Аргентина), код DIONISIO 2.0;
- АНЛ (США), код BISON 1.4;

- ОИЦ (Европейская комиссия), код TRANSURANUS v1m2j17;
- ГРС (Германия), код ATHLET-CD 3.1A.

Хотя участники моделировали различные стержни из вне реакторного испытания пучка стержней, проведенного в ТИК, было решено, что результаты применения разных кодов будут сравниваться только с экспериментальными данными стержня №4, о которых сообщалось в данном разделе.

Результаты, предоставленные АНЛ и ГРС, были смещены (скорректированы), так как в них применялось другое время начала моделирования. В их результатах моделирование начиналось в начале повышения температуры примерно через 100,6 с, что соответствует увеличению электрической мощности, которая приводит к возникновению события АПТ. Поэтому кривые временной зависимости (и соответственно прогнозируемое время разрыва) были смещены на 100,6 с.

#### **4.4.1. Результаты во время испытания QUENCH-LOCA**

Результаты, полученные с помощью различных кодов, сравнивались с экспериментальными данными, предоставленными ТИК. Государства-члены решили сравнить рассчитанное внутреннее давление газа (МПа) и температуру на внешней поверхности оболочки (°С) в месте разрыва в зависимости от времени (с) для стержня №4. Результаты показаны на рис. 121–123.

Эволюция внутреннего давления газа (см. рис. 121) показала, что, помимо прогноза с помощью кода DIONISIO, данные прогнозов кодов хорошо соответствовали измеренным в режиме реального времени значениям давления перед разрывом. В случае кодов BISON и TRANSURANUS в качестве входных значений для моделирования использовались не рассчитанные с помощью кода значения, а измеренные данные, как если бы это был герметизированный стержень в реакторе. В случае кода ATHLET-CD также использовалось начальное внутреннее давление и рассчитывалась эволюция давления. В коде ATHLET-CD, который является системным кодом, при моделировании использовались группы стержней. Стержень №4 представлял собой объект, представляющий стержни №2, 4, 6, 8, теплогидравлическое и механическое поведение которых в рамках системного кода было таким же.

На рис. 122 показаны результаты вблизи времени разрыва для стержня №4. Разница между данными прогноза кода и измеренными данными обусловлена тем, что в инструментальных средствах моделирования просто рассматривалось мгновенное падение давления в стержне при разрыве и расчет останавливался (код BISON). Измеренное значение показало, что падение давления не было мгновенным.

Исходя из того, что в ходе испытания пучка стержней в ТИК имелся целый ряд показаний термопар, большинство участников использовали измеренные значения в качестве граничных условий для сравнительного исследования, основное внимание в котором уделялось поведению топливных стержней. В кодах DIONISIO и ATHLET-CD при оценке температурного профиля вдоль оболочки во время испытания использовались собственные теплогидравлические модели. Код ATHLET-CD прогнозировал такое же температурное поведение, как и измеренные значения, но пиковая температура на временной отметке 350 с была ниже, чем в эксперименте (см. рис. 123).

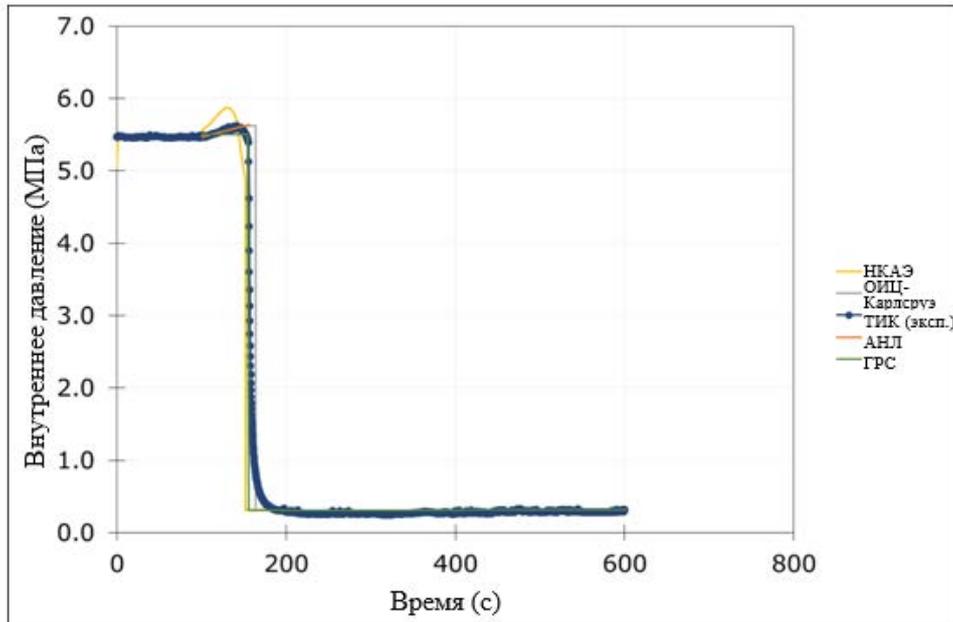


РИС. 121. Сравнение данных по изменению во времени (с) внутреннего давления в стержне (МПа) для стержня № 4 в эксперименте QUENCH-LOCA L1, проведенном в ТИК, с прогнозируемыми значениями, полученными с помощью кодов DIONISIO, TRANSURANUS, BISON и ATHLET-CD.

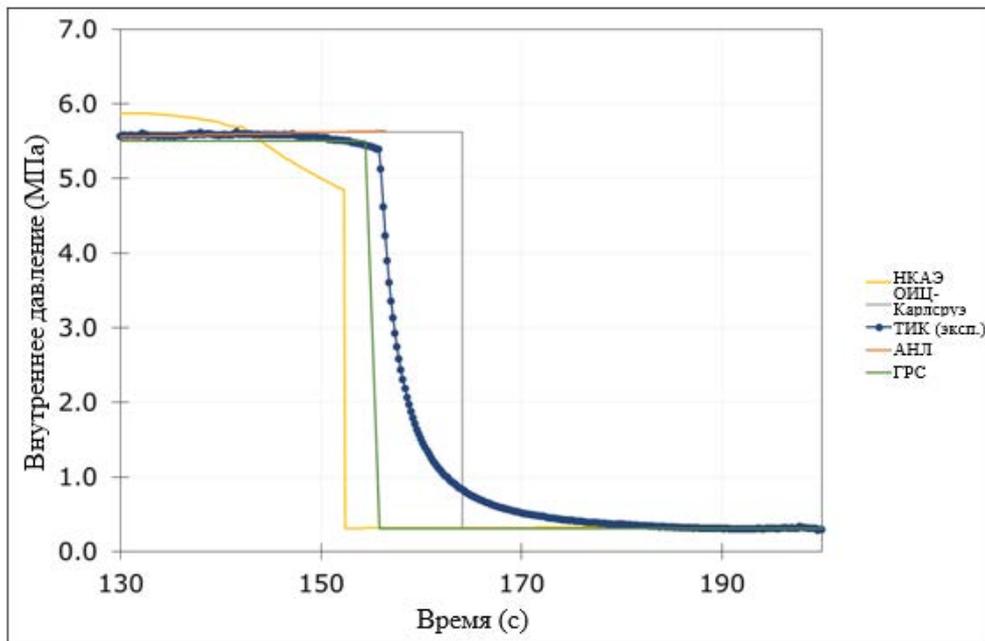


РИС. 122. Сравнение данных по изменению во времени (с) внутреннего давления в стержне (МПа) вблизи места разрыва для стержня № 4 в эксперименте QUENCH-LOCA L1, проведенном в ТИК, с прогнозируемыми значениями, полученными с помощью кодов DIONISIO, TRANSURANUS, BISON и ATHLET-CD.

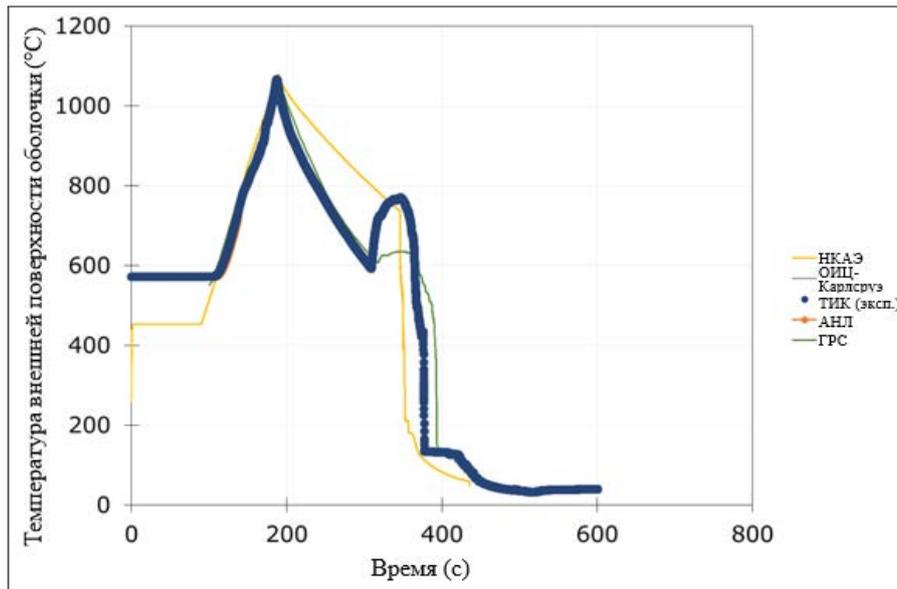


Рис. 123. Сравнение данных по изменению во времени (с) температуры внешней поверхности оболочки (°C) в осевом положении разрыва для стержня № 4 в эксперименте QUENCH-LOCA L1, проведенном в ТИК, с прогнозируемыми значениями, полученными с помощью кодов DIONISIO, TRANSURANUS, BISON и ATHLET-CD.

#### 4.4.2. Результаты после испытания QUENCH-LOCA

В конце испытания в условиях АПТ участникам было предложено сравнить моделированные ими значения для:

- внешнего диаметра оболочки (мм), толщины слоя оксида на оболочке (мкм), эквивалентной прореагировавшей доли оболочки (%) и содержания водорода ( $\text{млн}^{-1}$ ) в зависимости от осевого положения (мм), как показано на рис. 124 и 127;
- времени отказа (с), давления при разрыве (МПа), среднего окружного напряжения оболочки (МПа) в месте разрыва, осевого положения (мм) разрыва, температуры на внешней поверхности оболочки (°C) в месте разрыва, средней окружной деформации оболочки (%) в месте разрыва, как показано на рис. 128–133.

Осевые профили диаметра оболочки после испытания (см. рис. 124) демонстрировали некоторый разброс данных, хотя все прогнозы были в целом в разумной степени согласованными. Согласованность данных о положении отверстия в месте разрыва была относительно хорошей, учитывая различия в граничных условиях, как описано выше, наряду с различиями в осевой дискретизации, которые также были видны на графике. Положение пика, полученное с помощью кода BISON, согласовалось с вздутием оболочки на высотной отметке 916 мм (без разрыва), тогда как положение пика, прогнозируемое кодом TRANSURANUS, находилось между этим значением и максимальным вздутием на высотной отметке 982 мм (с разрывом). Положение разрыва обычно должно возникать при самой высокой температуре. Однако горячая точка может привести к изгибу стержня, и место контакта между таблетками и оболочкой может при этом измениться. Это явление носит стохастический характер и не может быть легко моделировано. Разброс данных по рассчитанной максимальной деформации также был

связан с различием в критериях разрыва (например, критериях максимальной деформации или максимального напряжения) и прогнозируемой температуре оболочки (как показано на рис. 123), используемых в различных кодах.

Измеренная в ходе ПРИ тангенциальная деформация включала отверстие после разрыва, в то время как компьютерные коды не учитывали это отверстие. После вычитания этого отверстия максимальные значения деформации для всех стержней будут на 11–15% меньше. Было очевидно, что код BISON давал заниженный прогноз тангенциальной деформации, в то время как все остальные коды давали завышенный прогноз максимальной деформации после разрыва. Однако отклонение между прогнозными и измеренными значениями максимальной деформации находилось в пределах экспериментальной неопределенности.

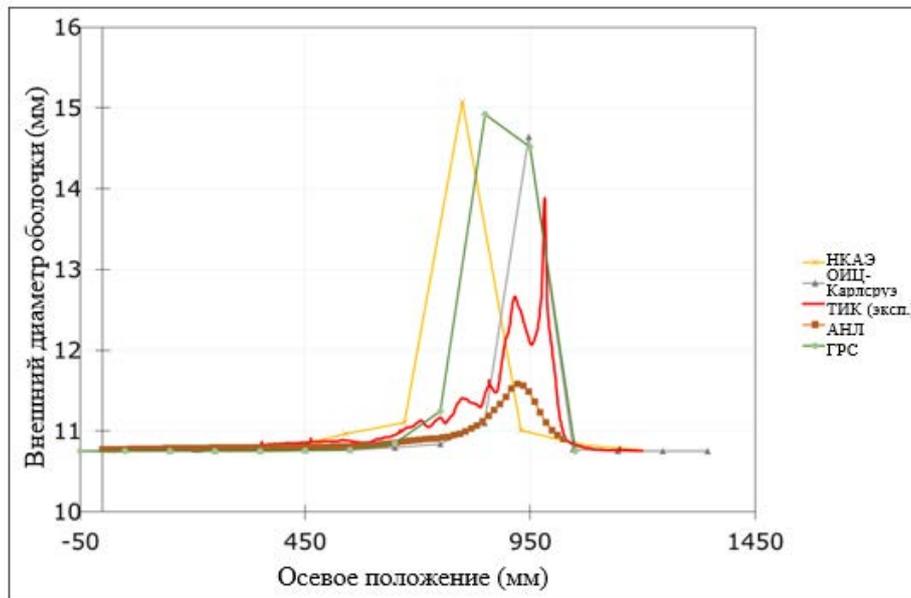


Рис. 124. Внешний диаметр оболочки, рассчитанный в конце испытания для стержня № 4 (испытание QUENCH-LOCA L1).

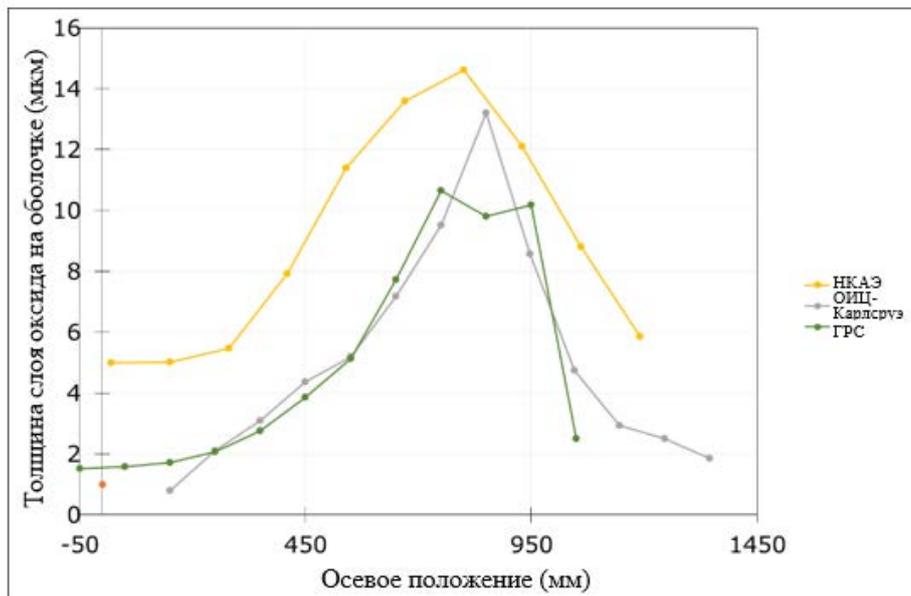


Рис. 125. Толщина оксида на оболочке, рассчитанная в конце испытания для стержня № 4 (испытание QUENCH-LOCA L1).

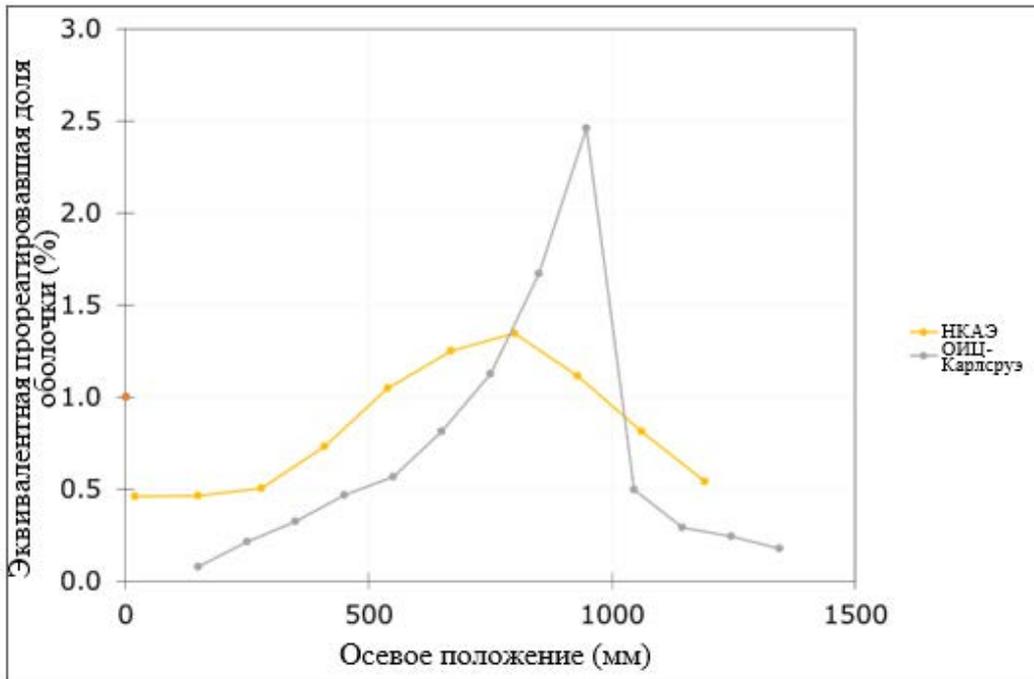


РИС. 126. Эквивалентная прореагировавшая доля оболочки, рассчитанная в конце испытания для стержня № 4 (испытание QUENCH-LOCA L1).

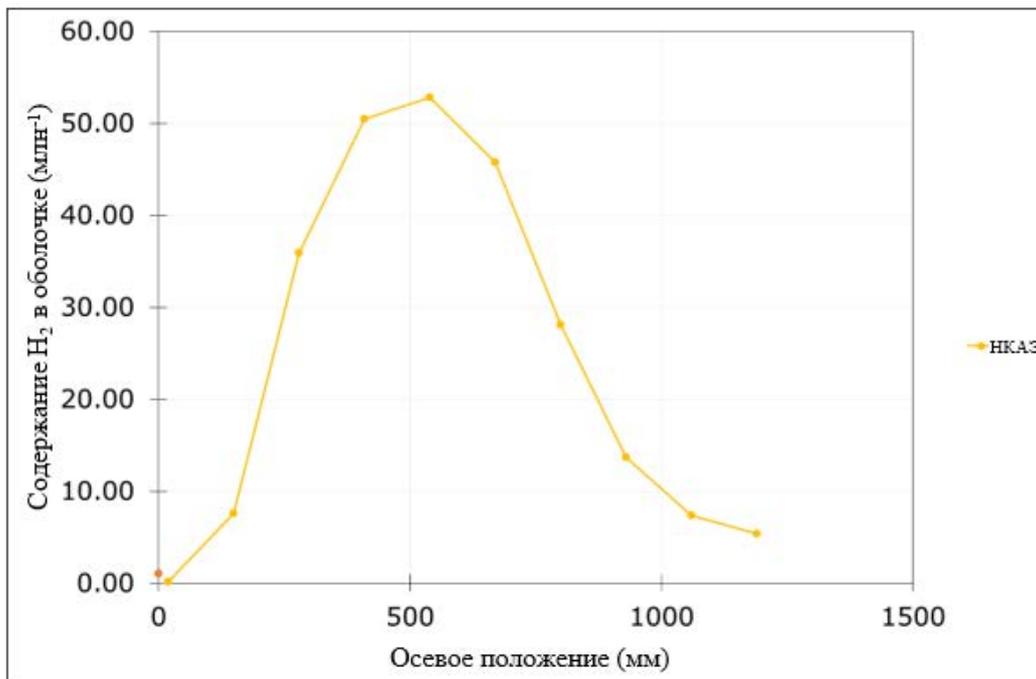


РИС. 127. Содержание водорода в оболочке в конце испытания для стержня № 4 (испытание QUENCH-LOCA L1).

Данные по толщине слоя оксида на оболочке вдоль стержня после эксперимента в условиях АПТ, рассчитанной участниками, представлены на рис. 125, тогда как экспериментальные значения приведены в разделе 2.4. Учитывая, что полученные с помощью кодов значения толщины слоя оксида относятся только к толщине слоя  $ZrO_2$ ,

тогда как экспериментальные значения представляют собой сумму толщин  $ZrO_2$  и  $\alpha-ZR(O)$ , и большой разброс экспериментальных данных, справедливо сделать вывод, что полученные с помощью кодов значения близки к измеренным значениям для  $ZrO_2$ .

Прогнозируемые кодами значения также имели разброс, несмотря на то что значения температуры оболочки, использованные в качестве входных данных кода, были близки у всех участников, причем они, вероятно, весьма чувствительны к этому параметру. То же самое замечание можно сделать и в отношении данных по эквивалентной прореагировавшей доле оболочки, представленных на рис. 126. Весьма вероятно, что у разных участников существуют конкретные различия в параметризации моделей. Наконец, следует отметить, что были предоставлены прогнозы содержания водорода в оболочке в конце испытания, рассчитанные только с помощью кода DIONISIO, и результаты показаны на рис. 127 для полноты картины.

На рис. 128 представлены данные по времени отказа стержня. Расчетные значения имели разброс по сравнению с экспериментальным временем разрыва, но следует учитывать несколько факторов:

- как указано выше в разделе 2.4, в данных осевых температурных профилей имелся разброс;
- в пучке стержней существовал радиальный градиент температуры;
- кодами не моделировалось наблюдавшееся изгибание топливных стержней (связанное с азимутальными колебаниями температуры);
- наблюдавшееся вздутие оболочки не было симметричным.

Код TRANSURANUS дал наиболее завышенный прогноз времени разрыва для этого стержня. Для оценки влияния некоторых известных неопределенностей было проведено несколько дополнительных расчетов. Например, было проанализировано влияние  $\pm 10\%$ -го разброса температуры оболочки. Влияние этого изменения температуры теплоносителя на время разрыва соответствовало наблюдаемому разбросу времени разрыва. Следовательно, температура теплоносителя будет влиять на время разрыва. Это соответствует выводам, сделанным в ходе анализа неопределенностей, о которых говорится в разделе 5.

Можно сделать вывод, что измеренные и расчетные значения времени разрыва согласовались в разумной степени. Разница между прогнозируемыми и экспериментальными значениями не была значительной, если учитывать экспериментальные неопределенности и колебания азимутальной температуры, которые обычно не могут быть учтены кодами расчета характеристик топлива в режиме 1,5D.

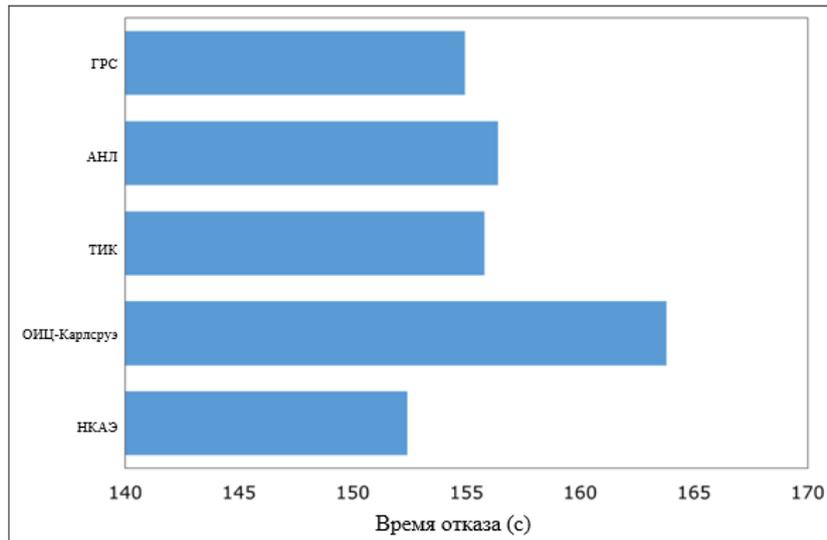


Рис. 128. Время отказа (с) стержня № 4 в ходе испытания QUENCH-LOCA L1 в ТИК.

Прогнозируемые значения давления при разрыве сравнивались с экспериментальным значением, как показано на рис. 129. За исключением кода DIONISIO, который давал заниженный прогноз измеренного давления при разрыве, другие коды проявляли тенденцию к завышению прогнозов. Однако в кодах BISON и TRANSURANUS использовались данные о внутреннем давлении в стержне, основанные на измеренных значениях, что может объяснить в определенной степени завышенные прогнозы. В кодах DIONISIO и ATHLET-CD использовались расчетные температуры теплоносителя. Тем не менее температура оболочки в момент отказа, использованная в коде DIONISIO, была довольно близка к измеренному значению, как показано на рис. 132. В коде DIONISIO при расчете критериев разрыва для дискретизации половины таблетки каждого сектора и среднего значения напряжения использовался МКЭ (а не максимальное значение в одном элементе). Это было сделано для того, чтобы избежать аномальных (экстремальных) значений, но могло приводить к заниженной оценке значения при разрыве или максимальном напряжении.

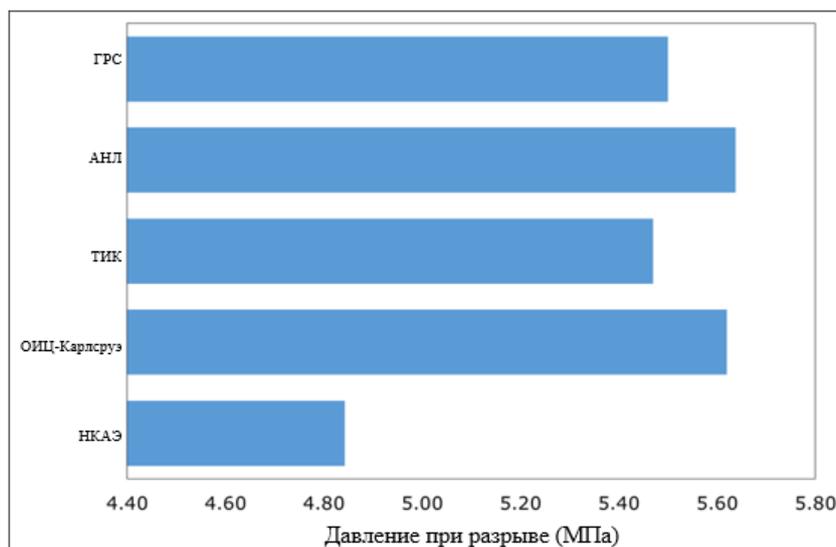


Рис. 129. Давление (МПа) при разрыве в стержне № 4 при испытании QUENCH-LOCA L1 в ТИК.

На рис. 130 показаны данные о среднем окружном напряжении оболочки на высотной отметке разрыва. Значения, полученные с помощью кодов TRANSURANUS и ATHLET-CD, почти в два раза превышали значения, полученные с помощью кодов DIONISIO и BISON. Это могло отразиться на экспериментальной неопределенности напряжения при разрыве, которая обычно представлялась как функция температуры в логарифмическом масштабе.

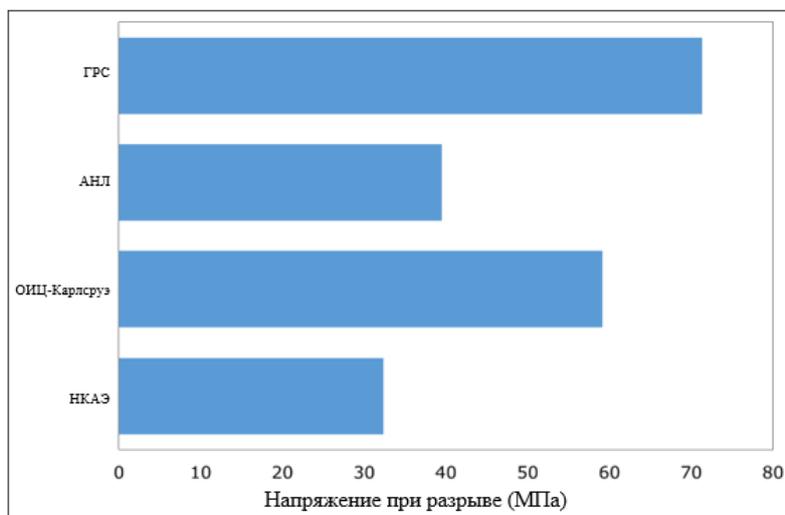


РИС. 130. Среднее окружное напряжение оболочки (МПа) на высотной отметке разрыва в стержне № 4 (испытание QUENCH-LOCA L1) в ТИК.

На рис. 131 показаны данные прогнозов высотных отметок разрыва. Хотя результаты согласовались с графиками осевого распределения внешнего диаметра, они также будут зависеть от осевой дискретизации, используемой в различных случаях моделирования. На низкое значение, полученное при применении кода DIONISIO, скорее всего, повлияло осевое распределение температуры теплоносителя, которое было рассчитано, в то время как в других кодах просто применялись измеренные значения температуры (в качестве граничного условия) во время испытания. Это согласуется с более низким значением осевой высотной отметки места разрыва, показанным на рис. 131.

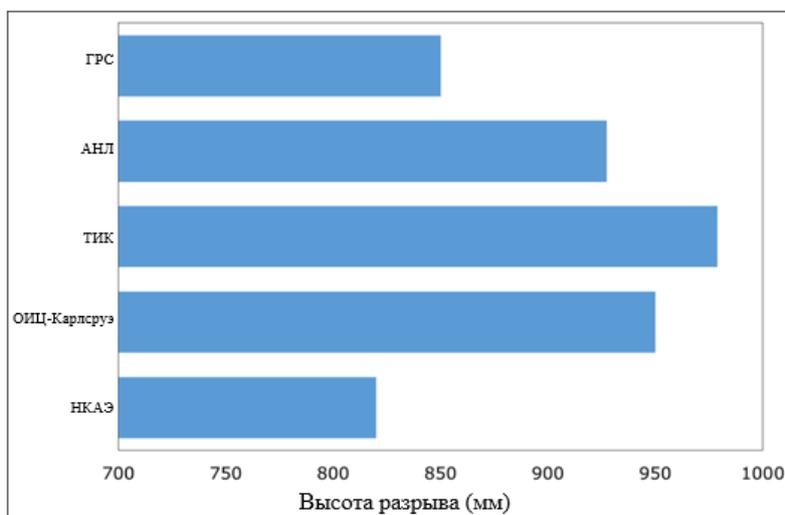


РИС. 131. Осевое положение центра разрыва (мм) стержня № 4 при испытании QUENCH-LOCA L1 в ТИК.

Температуры оболочки при разрыве показаны на рис. 132, и они соответствуют тенденциям, показанным на рис. 123. Код TRANSURANUS прогнозировал низкую температуру, так как заданная температура оболочки была занижена вследствие завышенного значения времени разрыва. В случае кода BISON ситуация была противоположной. С другой стороны, код ATHLET-CD прогнозировал более низкую температуру вследствие более низкого значения высотной отметки разрыва, равного 850 мм. Температура, прогнозируемая с помощью кода ATHLET-CD на высотной отметке 950 мм, которая соответствует измеренной высотной отметке разрыва, была примерно на 30 К выше, чем на отметке 850 мм, что было сопоставимо с экспериментальным значением.

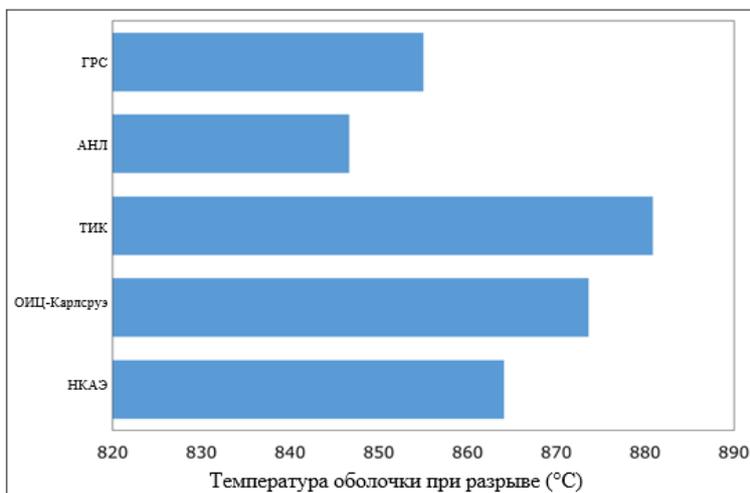


РИС. 132. Температура на внешней стороне оболочки (°C) на высотной отметке разрыва стержня № 4 при испытании QUENCH-LOCA L1 в ТИК.

На рис. 133 показаны прогнозируемые значения максимальных тангенциальных деформаций после испытаний по сравнению с измеренным значением. Общая картина соответствовала результатам, показанным на рис. 124, т.е. код BISON давал заниженный прогноз, тогда как другие коды — завышенный прогноз максимальной деформации. Следует отметить, что экспериментальное значение включало размер отверстия в месте разрыва. Если размер отверстия в месте разрыва не включать, измеренная деформация уменьшится примерно на 11–14%.

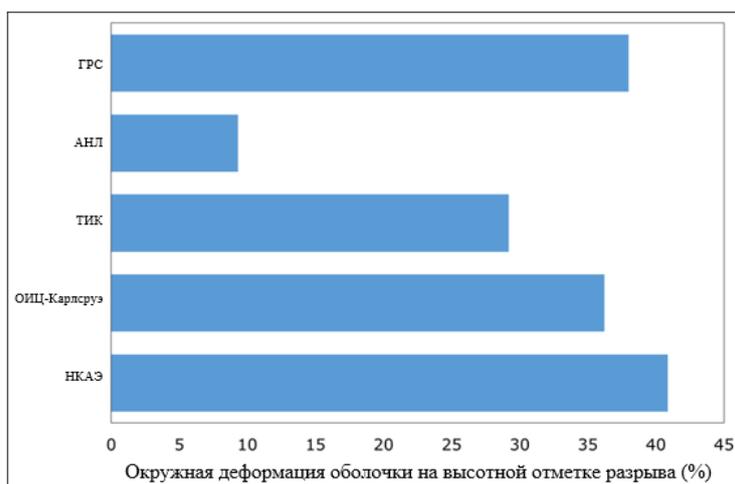


РИС. 133. Средняя эффективная окружная деформация оболочки (%) на высотной отметке разрыва стержня № 4 при испытании QUENCH-LOCA L1 в ТИК.

#### 4.5. CORA-15

Результаты для этого эксперимента представили две организации:

- ГРС (Германия), код ATHLET-CD;
- ИБРАЭ (Россия), код СОКРАТ.

В обоих кодах пучок стержней моделировался четырьмя концентрическими кольцами согласно данным таблицы 10, причем внутреннее кольцо (ROD1) содержало центральный ненагреваемый стержень, второе кольцо содержало четыре нагреваемых стержня (ROD2), третье кольцо содержало шесть ненагреваемых стержней и два поглощающих стержня (ROD3), а внешнее кольцо — двенадцать нагреваемых стержней (ROD4).

ТАБЛИЦА 10. ГРУППЫ СТЕРЖНЕЙ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ В CORA-15

Группа стержней в коде	Количество стержней в испытательном пучке стержней CORA-15
ROD 1	Центральный ненагреваемый стержень (4.4)
ROD 2	Внутренние нагреваемые стержни (3.3), (3.5), (5.5), (5.3)
ROD 3	Ненагреваемые стержни (4.2), (2.2), (2.4), (2.6), (6.6), (6.4); Поглощающие стержни (4.6), (6.2) в коде ATHLET-CD
ROD 4	Внешние нагреваемые стержни (1.1), (1.3), (1.5), (1.7), (3.7), (5.7), (7.7), (7.5), (7.3), (7.1), (5.1), (3.1)

Была установлена эталонная точка отсчета времени (0 с) для начала эксперимента. Контрольная высотная отметка пучка (0 мм) соответствовала нижней части вольфрамовых нагревателей в имитаторе стержня.

##### 4.5.1. Параметры разрыва оболочки для пучка стержней в CORA-15

В таблице 11 показаны результаты применения обоих кодов в отношении параметров разрыва. Включены экспериментальные средние значения времени разрыва для соответствующих групп стержней.

ТАБЛИЦА 11. ДАННЫЕ РАЗРЫВА, РАССЧИТАННЫЕ С ПОМОЩЬЮ КОДОВ ATHLET CD (ГРС), СОКРАТ (ИБРАЭ) (по сравнению с экспериментальными результатами)

Описание	ROD 1	ROD 2	ROD 3	ROD 4	Источник
Время разрыва (с)	3595	3571	3612	3570	ГРС
	3619	3559	3626	3593	ИБРАЭ
	3601	3559 <sup>e</sup> 3548–3564 <sup>f</sup>	3609 <sup>e</sup> 3565–3645 <sup>f</sup>	3580 <sup>e</sup> 3494–3618 <sup>f</sup>	Эксперимент
Внутреннее давление в стержне <sup>a</sup> (МПа)	6,90	6,92	6,68	6,81	ГРС
	6,15	5,85	6,0	5,85	ИБРАЭ
Осевая высотная отметка (мм) <sup>b</sup>	6,15	5,44 (стержень 3.3)	5,73 (стержень 6.6)	5,84 (стержень 7.7)	Эксперимент
	750	750	750	750	ГРС
Температура внешней поверхности оболочки <sup>c</sup> (°C)	783	717	783	750	ИБРАЭ
	767	762	766	754	ГРС
	842	827	847	847	ИБРАЭ
		От 650 до 850 (по оценке)			Эксперимент

Описание	ROD 1	ROD 2	ROD 3	ROD 4	Источник
Максимальная окружная деформация <sup>a</sup> (%)	43,64 36	40,97 36	40,55 36 — <sup>h</sup>	38,87 38	ГРС ИБРАЭ Эксперимент
Среднее окружное напряжение <sup>a</sup> (МПа)	133,3	82,2	82,2 — <sup>h</sup>	79,6	ГРС Эксперимент

<sup>a</sup> в прогнозируемое время разрыва.

<sup>b</sup> середины отверстия в месте разрыва оболочки.

<sup>c</sup> в середине разрыва в прогнозируемое время разрыва.

<sup>d</sup> среднее азимутальное окружное напряжение (МПа)  $\sigma_b$  в оболочке в прогнозируемое время разрыва.

<sup>e</sup> среднее значение.

<sup>f</sup> временной диапазон.

<sup>g</sup> —: нет данных ввиду расплавления пучка стержней.

<sup>h</sup> —: нет данных.

Соответствующие сравнительные диаграммы наряду с экспериментальными данными представлены на рис. 134.

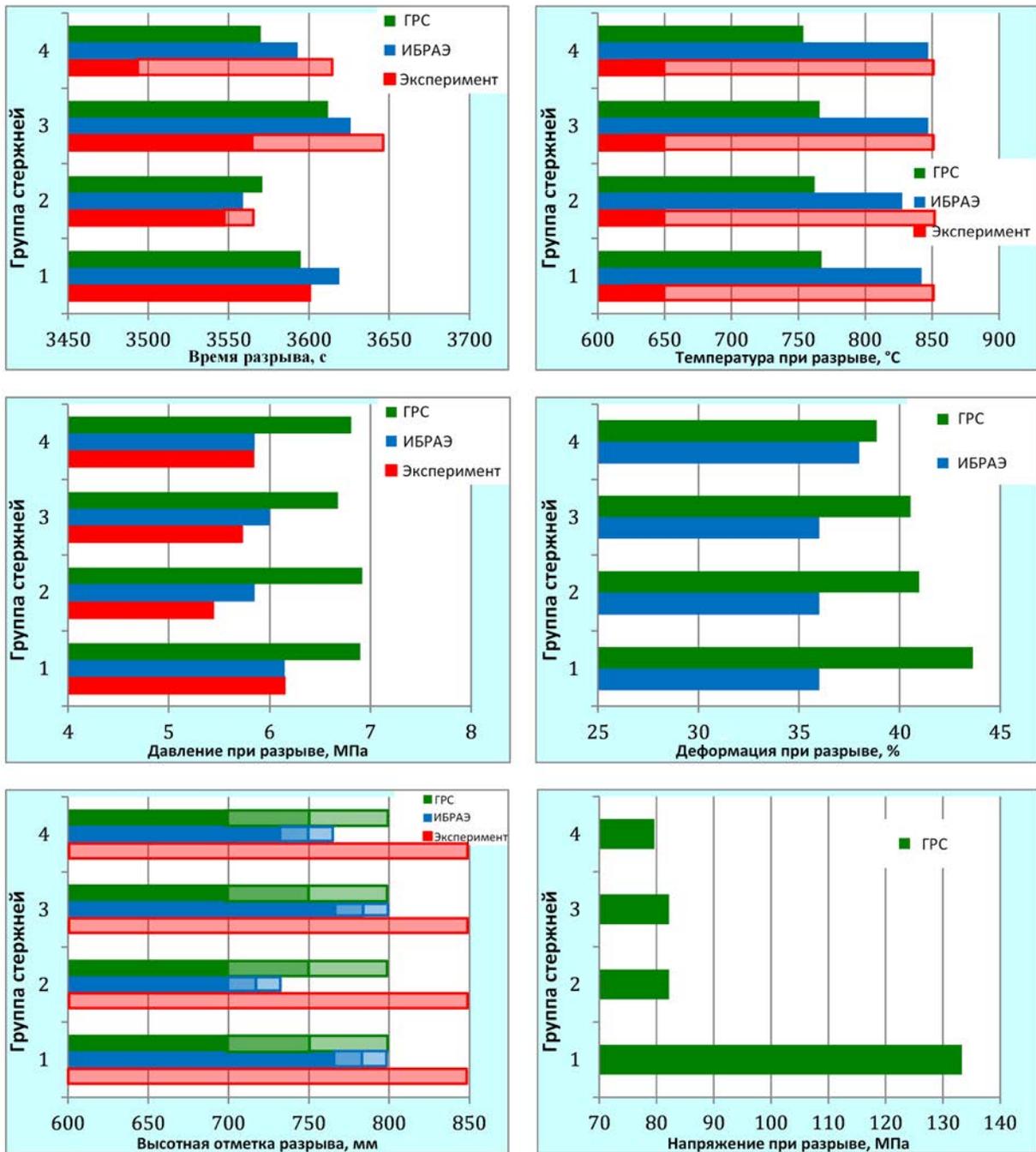


РИС. 134. Параметры разрыва. Прозрачные полосы показывают интервалы неопределенности. Прозрачный красный цвет соответствует неопределенностям измерений, прозрачный зеленый и синий — прогнозам с осевым размером узла соответственно 100 мм (ГРС) и 33 мм (ИБРАЭ).

Измеряемыми данными, которые характеризовали разрыв оболочки, были время разрыва и давление при разрыве, полученные из эволюций давления. Данные о высотных отметках разрыва отсутствовали вследствие расплавления пучка стержней в ожидаемой зоне вздутия. Время разрыва в основном зависело от распределения температуры в поперечном сечении, так как начальное внутреннее давление было небольшим. Временной интервал моментов разрыва в ходе испытания был значительным и составил 150 с (от 3494-й до 3644-й с). Это свидетельствовало о большой разнице температур оболочки в поперечных сечениях в местах разрыва, которая может быть оценена как

составлявшая 150 К на основании измеренного интервала моментов разрыва и скорости нагрева (1 К/с). Разницы температур могли быть следствием тепловых потерь (внешние нагреваемые оболочки были холоднее внутренних), наличия ненагреваемых стержней и поглотителей, а также локальной неравномерностью температуры. В таблице 11 показана следующая последовательность разрывов в ходе испытания: нагреваемые внутренние оболочки (rod 2) — внешние нагреваемые оболочки (rod 4) — ненагреваемая центральная оболочка (rod 1) — внутренняя ненагреваемая оболочка (rod 3). Временной интервал моментов разрыва был рассчитан в рамках экспериментального разброса данных кода ATHLET, а также кода СОКРАТ. Давление при разрыве было правильно рассчитано обоими кодами с тенденцией к небольшому завышению оценки (измеренные значения давления при разрыве, предоставленные для групп 2–4 на рис. 134, были получены из данных об эволюции давления в отдельных стержнях, как указано в таблице 11, без усреднения по группам).

Высотная отметка разрыва могла быть оценена при условии, что вздутие и разрыв произошли на высотной отметке с самой высокой температурой. На рис. 135 показаны вертикальные температурные профили в начале (3500 с), в середине (3600 с) и в конце (3650 с) временного интервала моментов разрыва, полученные на основе имеющихся показаний ТП. Это облегчило оценку местоположения зоны максимального нагрева, которая располагалась между отметками 250 мм и 850 мм в начале и между отметками 600 мм и 850 мм в середине и в конце временного интервала моментов разрыва. Расчетная высотная отметка зоны максимального нагрева составляла около 750 мм. Учитывая размеры узлов, осевые высотные отметки отверстий в месте разрыва во всех стержнях, прогнозируемые как кодом ATHLET, так и кодом СОКРАТ, находились между 700 и 800 мм (рис. 134).

Согласно оценкам, в течение временного интервала моментов разрыва температуры ненагреваемых оболочек возрастали с 650 до 800°C. Температура нагреваемых стержней была по оценкам на 50 К выше, чем у ненагреваемых, что было основано на разнице в 50 с между средними значениями времени разрыва. Таким образом, расчетный диапазон температур как для нагреваемых, так и для ненагреваемых стержней составляет приблизительно 650–850°C.

Максимальная окружная деформация, достигаемая в месте отверстия при разрыве, была рассчитана с помощью обоих кодов по формуле  $\varepsilon_b = 100 \cdot (D_{\text{АСТ}} - D_0) / D_0$ , где  $D_{\text{АСТ}} = (D_{\text{EXT}} + D_{\text{IN}}) / 2$  — средний диаметр оболочки,  $D_{\text{ext}}$  и  $D_{\text{in}}$  — внешний и внутренний диаметры оболочки в месте отверстия во время разрыва, а  $D_0$  — исходный средний диаметр оболочки. В обоих кодах использовался простой критерий отказа, основанный на максимальной деформации.

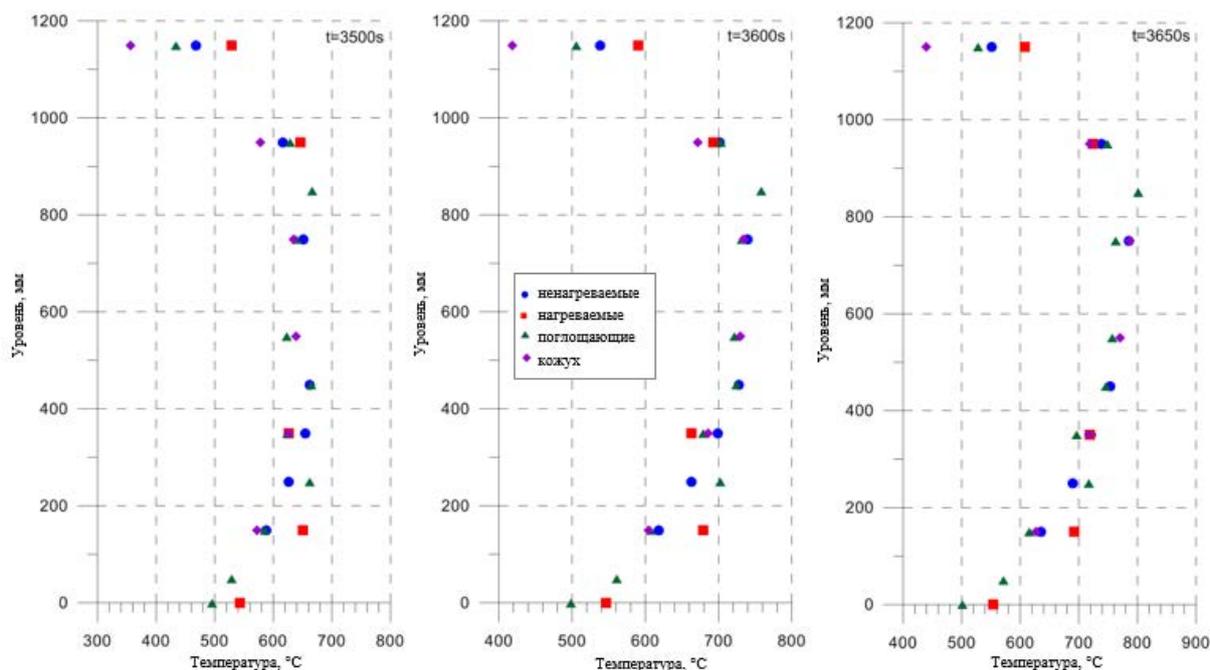


РИС. 135. Вертикальное распределение температуры в течение временного интервала моментов разрыва.

#### 4.5.2. Временные зависимости и осевые зависимости событий в условиях АПТ для центрального стержня 4.4 пучка CORA-15

Коды ATHLET и СОКРАТ дали разумные прогнозы температуры (см. рис. 136 и 137). Однако при моделировании давления были расхождения: более высокое давление при разрыве в случае кода ATHLET (ГРС), чем в случае кода СОКРАТ (ИБРАЭ) (рис. 137).

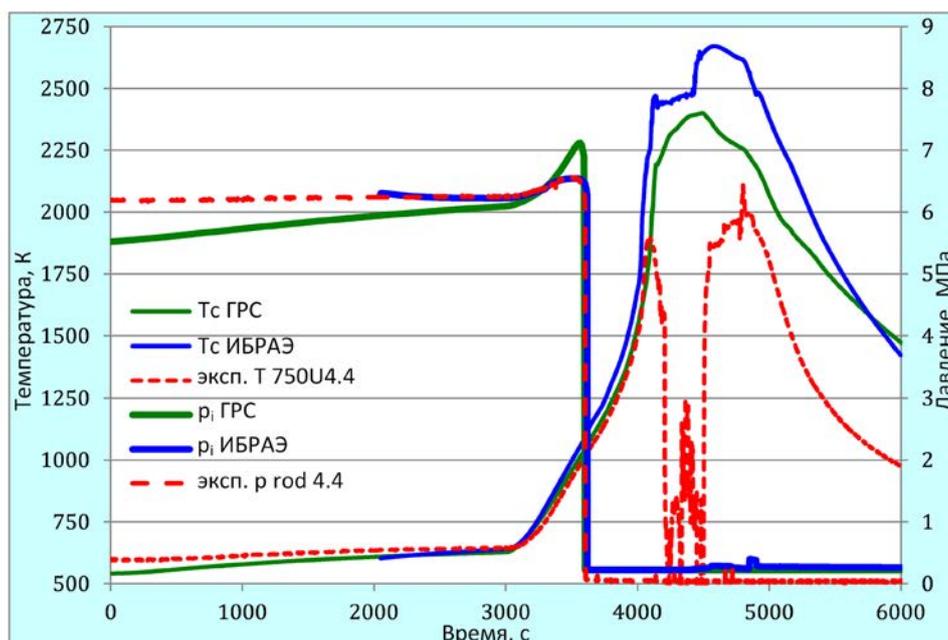


РИС. 136. Сравнение историй изменения температуры ( $T_c$ ) и внутреннего давления ( $p_i$ ) во время испытания (на высотной отметке 750 мм).

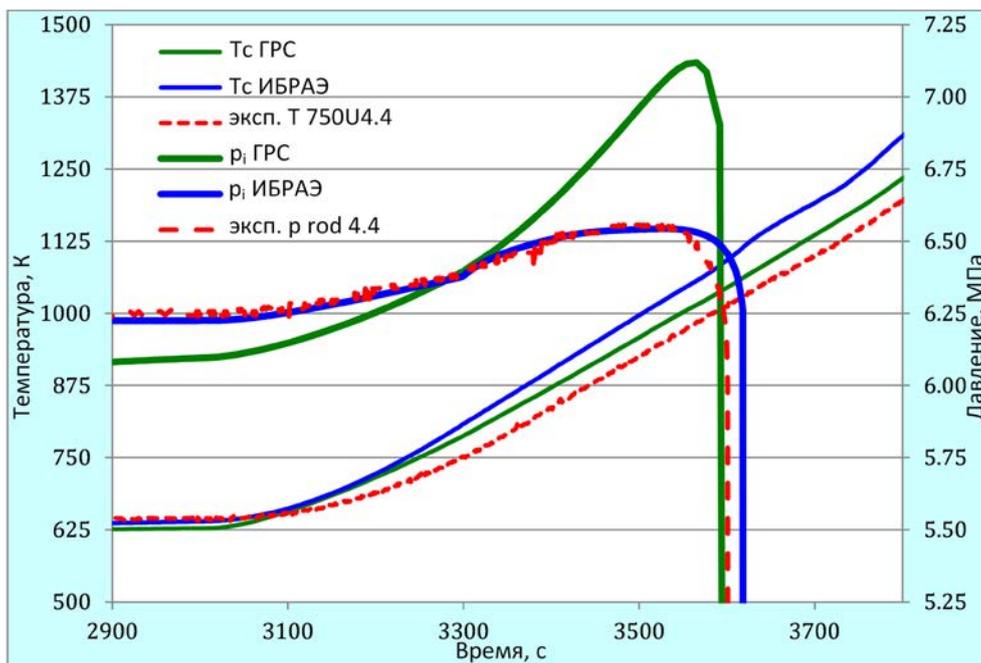


РИС. 137. Сравнение историй изменения температуры ( $T_c$ ) и внутреннего давления ( $p_i$ ) во время испытания (на высотной отметке 750 мм).

Как показано на рис. 138, имело место прекрасное совпадение прогнозов в отношении местонахождения и масштабов зоны вздутия, полученных с помощью обоих кодов, хотя код ATHLET прогнозировал более сильное вздутие по сравнению с кодом СОКРАТ. Причиной резкого снижения остаточной толщины металла в интервале высот от 450 до 950 мм было истончение оболочки вследствие вздутия. Влияние оксидного слоя в момент разрыва было минимальным ввиду малой толщины оксидного слоя (рис. 139). Код СОКРАТ прогнозировал большее окисление (в более узкой зоне) ввиду более высоких температур при разрыве.

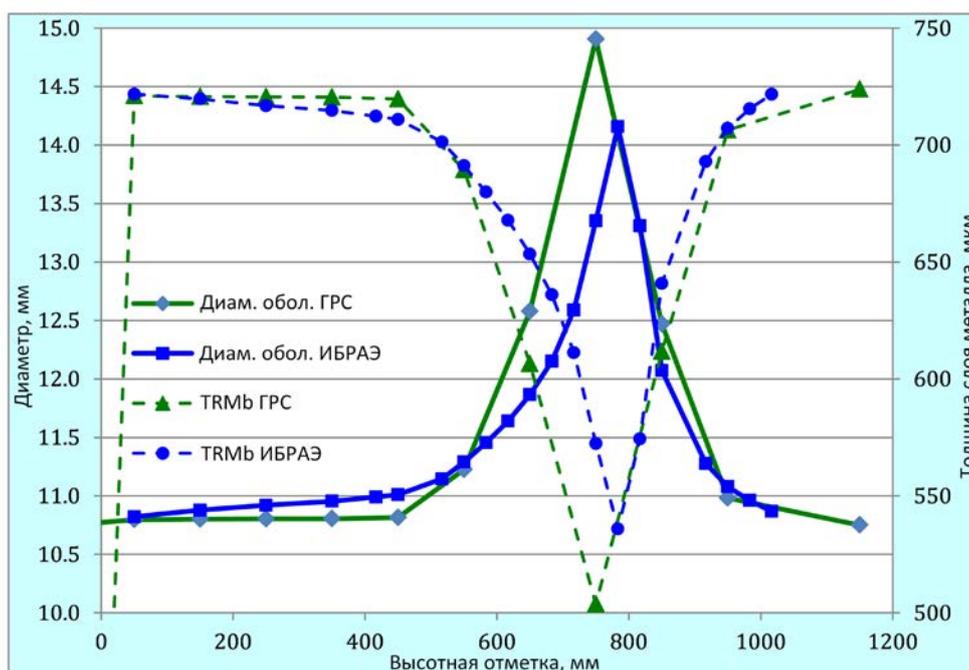


РИС. 138. Осевые распределения внешнего диаметра оболочки и остаточного слоя металла во время разрыва.

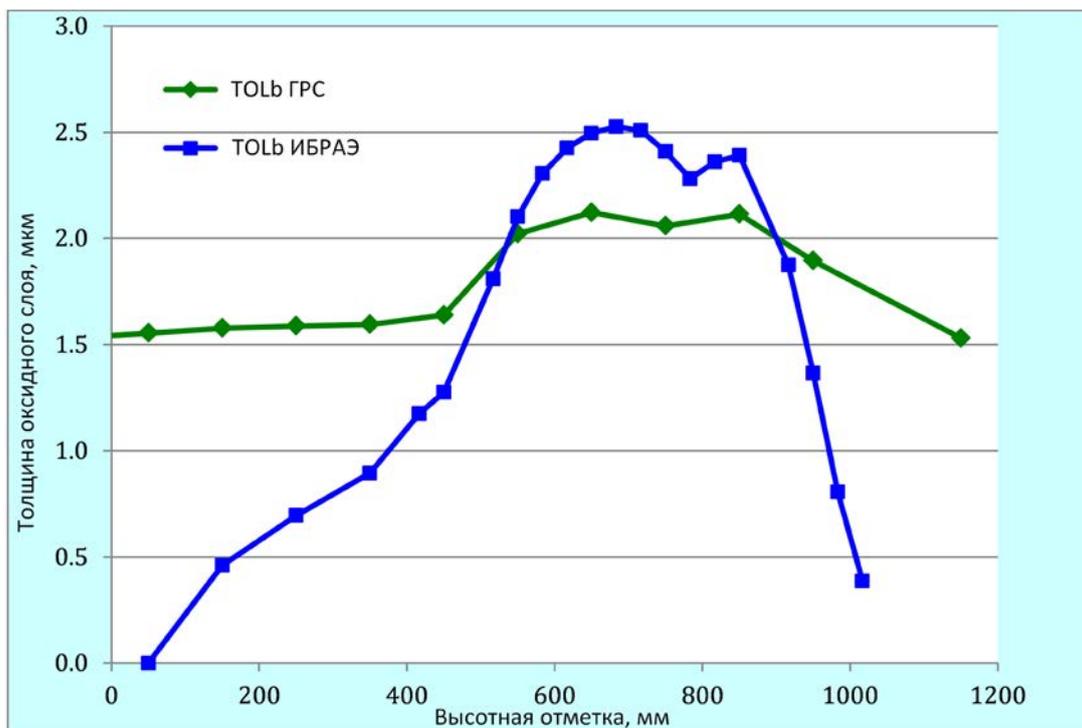
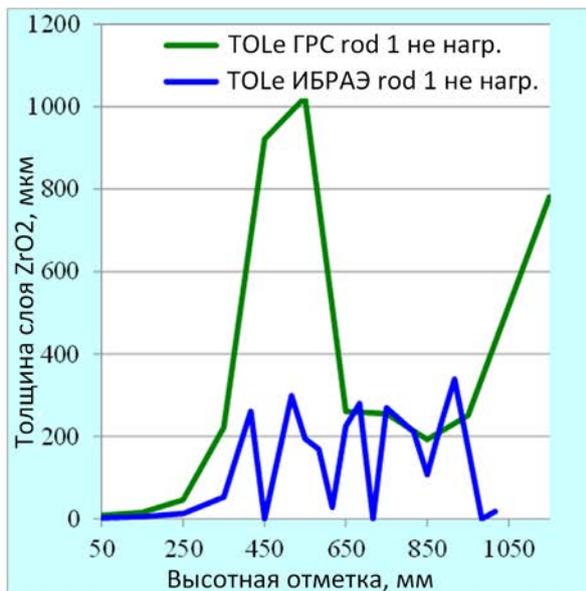


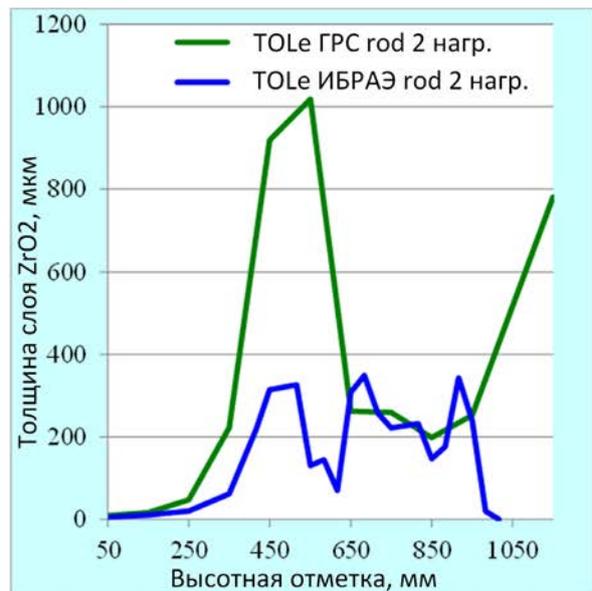
РИС. 139. Осевые распределения толщины оксидного слоя  $ZrO_2$  на внешней поверхности оболочки.

#### 4.5.3. Толщина слоя внешней оксидной пленки на оболочке в CORA-15 после испытания

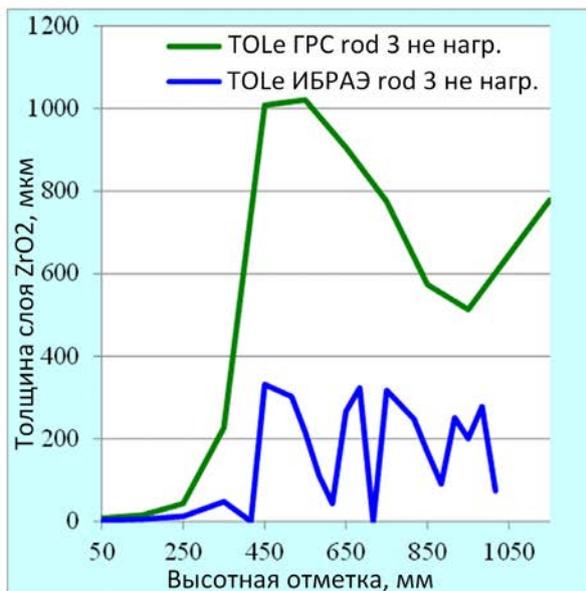
Толщина пленок  $ZrO_2$  на различных высотных отметках для различных групп элементов показана на рис. 140. Сведений об обломках из  $ZrO_2$ , перемещенных вместе с расплавом, или какой-либо информации относительно окисленной части расплава предоставлено не было.



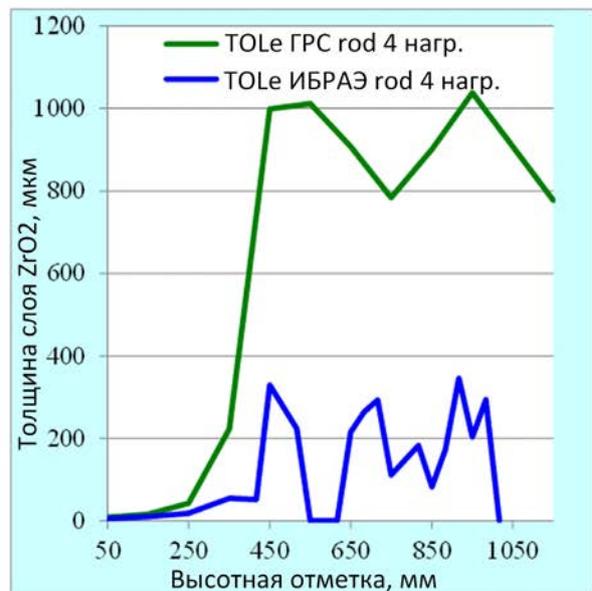
Группа 1 — управляющий стержень без нагрева



Группа 2 — нагреваемые стержни



Группа 3 — стержни без нагрева



Группа 4 — нагреваемые стержни

РИС. 140. Результаты расчета окончательного осевого распределения толщины оксидного слоя в конце испытания.

Что касается данных ГРС, то следует отметить, что для центрального не нагревавшегося стержня 1 и внутренней группы нагревавшихся стержней 2 металл оболочки на высотах в пределах 650–950 мм полностью переместился на более низкие высотные отметки в течение интервала времени от 4190-й до 4250-й с. После этого толщина остаточного металла на этих высотных отметках согласно расчетам была равна нулю. Толщина оксидного слоя на высотной отметке 950 мм составляла 251 мкм и впоследствии оставалась постоянной. Именно поэтому она была меньше соответствующей толщины на высотной отметке 1150 мм, где окисление продолжается на стадии охлаждения.

Данные ИБРАЭ показали осевую вариацию остаточной толщины  $ZrO_2$ , связанную с моделированием начала образования расплава и его перемещения через прорывы в оболочках. Деградация оболочки из  $ZrO_2$  определялась комплексом различных явлений: вздутием и разрывом, растворением оксидов расплавленным Zr и потерей целостности оболочки вследствие превращения в обломки.

#### 4.5.4. Закупорка пучка CORA-15 после испытания

Закупорка пучка определяется как уменьшение площади исходного проточного канала вследствие увеличения площади, занимаемой материалом  $A_m$ :

$$B = 100\% \cdot (A_m - A_{m,initial}) / A_c,$$

где площадь исходного проточного канала  $A_c = A_s - A_{m,initial} = A_s - 23A_{rod} - 2A_{abs} = 0,00673 - 0,00209 - 0,0003 = 0,00434 \text{ м}^2$  с площадью внутри кожуха  $A_s = 0,00673 \text{ м}^2$ . Следует отметить, что площадь поперечного сечения каждого из 23 топливных стержней  $A_{rod} = 90,87 \text{ мм}^2$ , а каждого из 2 поглощающих стержней  $A_{abs} = 150 \text{ мм}^2$ .

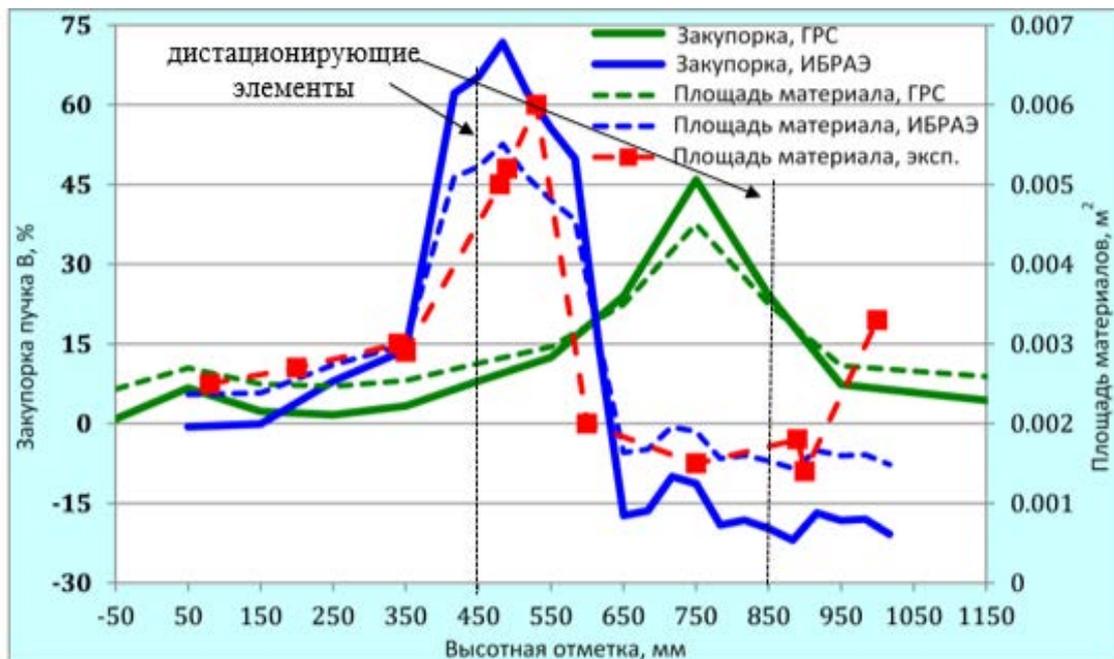


РИС. 141. Результаты в отношении распределения материала ( $A_m$ ) и закупорки пучка  $B$  в конце испытания.

Как показано на рис. 141, в расчете ИБРАЭ прогнозировалось перемещение расплавленных материалов с верхних высотных отметок на средний дистанционирующий элемент (около 500 мм). В случае ГРС отсутствие моделирования удержания расплава с помощью дистанционирующих решеток приводит к завышению оценки температур на высотных отметках ниже дистанционирующей решетки на уровне 450 мм. Для искусственного моделирования этого эффекта удержания использовалась очень низкая скорость перемещения металлического расплава (Zr), что привело к смещению осевого профиля закупорки на более высокие высотные отметки.

#### 4.5.5. Скорость выхода водорода в течение испытания CORA-15

На рис. 142 и 143 представлены данные сравнения расхода и общей массы водорода, рассчитанных на выходе испытательного участка, причем эти данные были измерены двумя масс-спектрометрами, расположенными в газопроводах. Оба кода прогнозировали общую массу водорода в конце линии отбора проб в пределах неопределенностей измерений, показанных на рисунках.

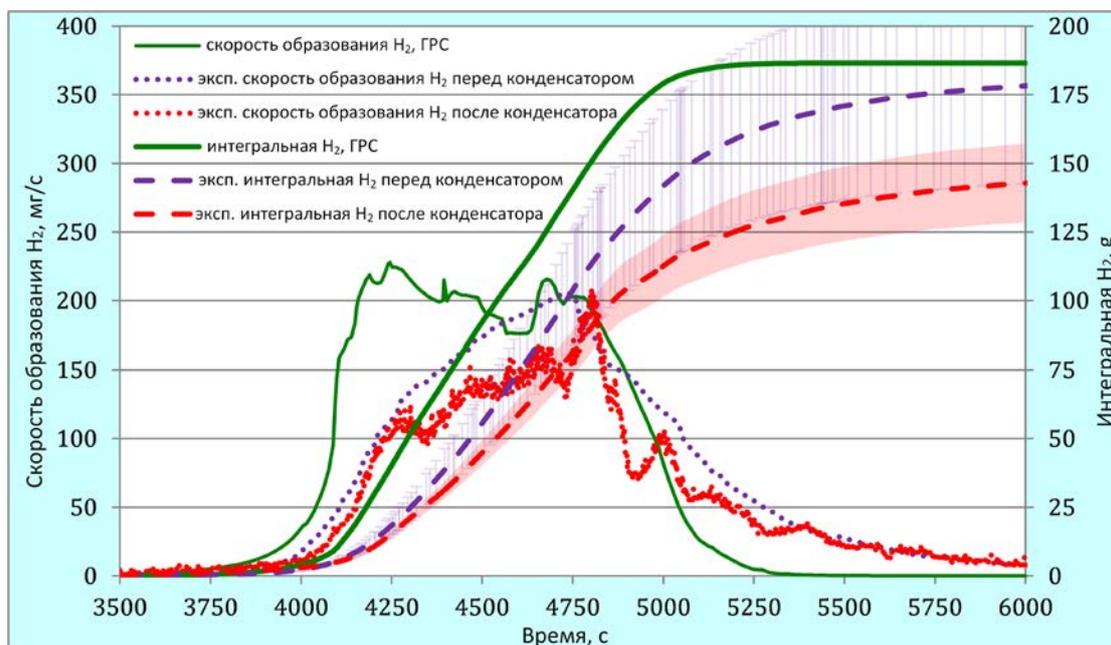


РИС. 142. Сравнение результатов расчета в ГРС с экспериментальными данными двух масс-спектрометров.

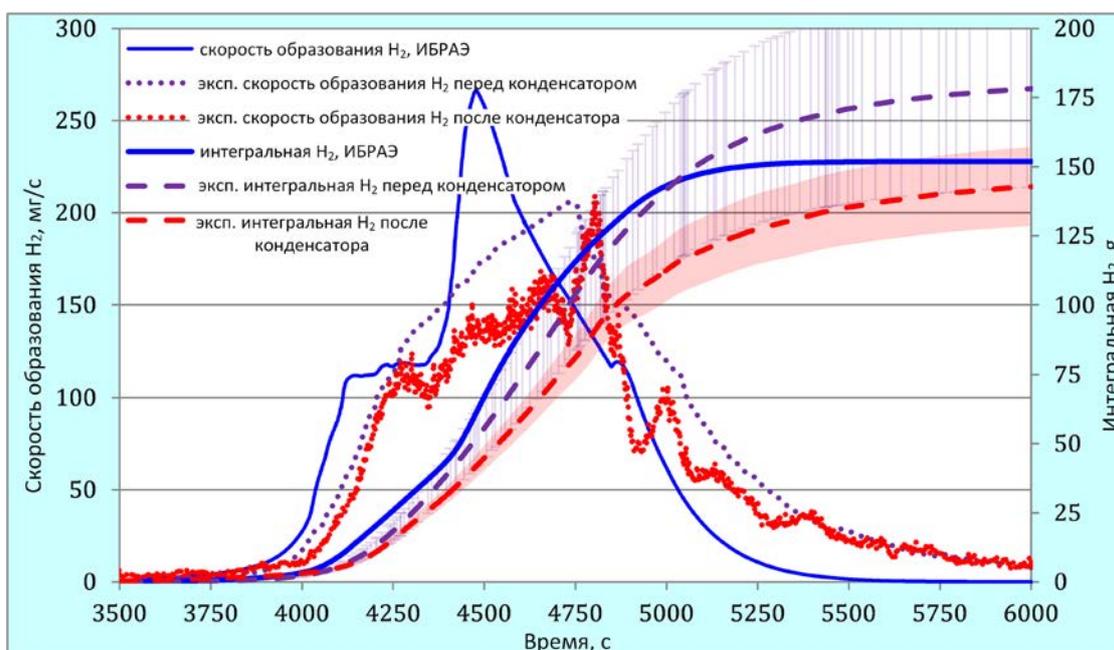


РИС. 143. Сравнение результатов расчета в ИБРАЭ с экспериментальными данными двух масс-спектрометров.

Необходимо провести коррекцию эволюции водорода с учетом особенностей газопроводов со спектрометром (влияние задержки при переносе, разбавления, смешивания и т.д.). Например, как показано на рис. 144, измеренные кривые образования водорода после конденсатора в другом испытании (CORA-W2) были скорректированы для воспроизведения кривых образования водорода на выходе испытательного участка. Эта коррекция облегчает прямое сравнение измеренных и рассчитанных значений.

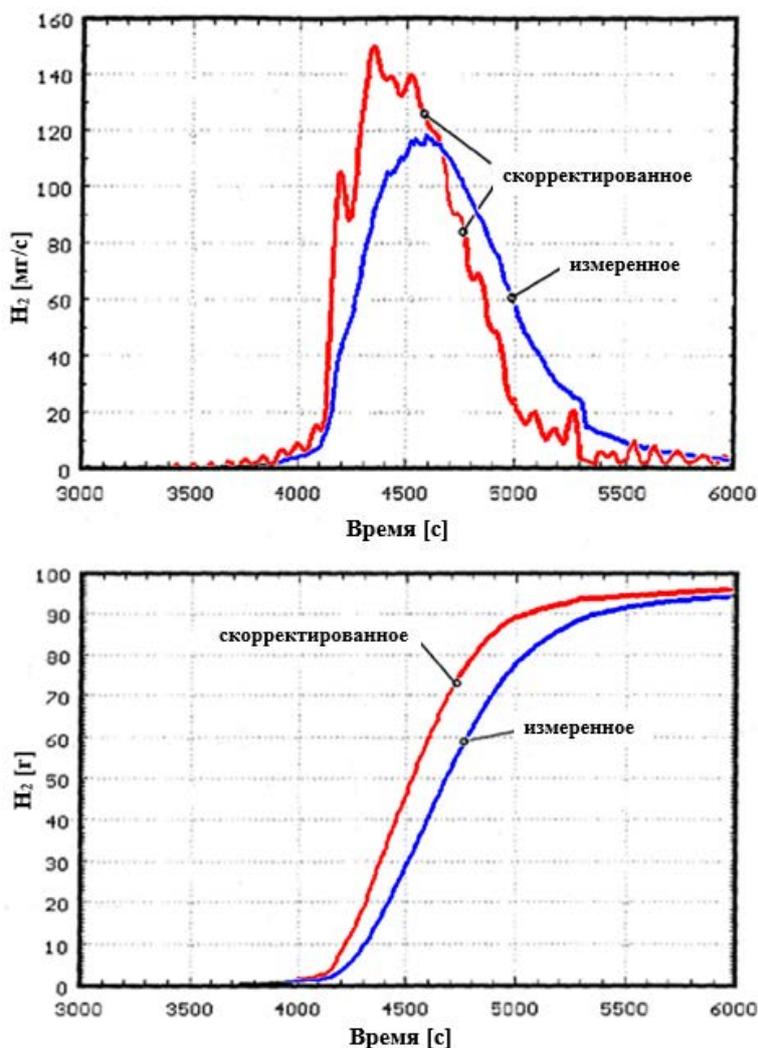


РИС. 144. Эффект измерения — образование водорода, измеренное спектрометром и скорректированное на выходе испытательного участка в испытании CORA-W2 [98].

## 5. АНАЛИЗ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ И ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ ДЛЯ IFA-650.10

### 5.1. ВВЕДЕНИЕ

В рамках проекта ФУМАК был проведен анализ неопределенностей и чувствительности (АНИЧ) при моделировании испытания Halden АПТ IFA-650.10 (стержень PWR, без значительного осевого перемещения) с использованием различных кодов расчета топливных стержней.

Цель состояла в том, чтобы проверить основные физические явления (например, температуры оболочки и топлива, внутреннее давление в стержне, удлинение оболочки и внешний диаметр оболочки), которые были хорошо связаны с данными измерений. В качестве дополнительного мероприятия для некоторых участников был также проведен анализ чувствительности к этим явлениям с помощью глобального анализа чувствительности (ГАЧ).

В настоящей главе описываются коды топлива и инструментальные средства статистического анализа неопределенностей и чувствительности; спецификации инструментальных средств анализа неопределенностей и чувствительности; и приведено сравнение и обсуждение результатов анализа неопределенностей и чувствительности, предоставленных участниками.

### 5.2. УЧАСТНИКИ И ИСПОЛЬЗОВАННЫЕ КОДЫ

Как показано в таблице 12, анализ неопределенностей провели семь участников, а анализ чувствительности — шесть участников.

ТАБЛИЦА 12. УЧАСТНИКИ АНАЛИЗА НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ И ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ

Участник	Код	Инструментальное средство АН/АЧ	АН	АЧ
НКАЭ	DIONISIO-2.0	DAKOTA	Да	Да
КАЭ	ALCYONE-1D	URANIE	Да	Да
КИАЭ	FTPAC	DAKOTA	Да	Да
СИЭМАТ	FRAPTRAN-1.5	DAKOTA	Да	Да
ИПЕН	FRAPTRAN	Excel	Да	Да
Компания «Трактебель»	FRAPTRAN-TE-1.5	DAKOTA	Да	Да
ОИЦ	TRANSURANUS	Встроенный (М-К)	Да	

Были использованы пять различных кодов расчета характеристик топливных стержней (DIONISIO, ALCYONE, FTPAC, FRAPTRAN, TRANSURANUS) и четыре различных инструментальных средства статистического анализа неопределенностей и чувствительности (DAKOTA, URANIE, Excel и встроенная функция Монте-Карло). Анализ проводился в соответствии с спецификациями (см. приложение I).

Результаты, предоставленные участниками, были проанализированы и сопоставлены с имеющимися экспериментальными данными в настоящей главе. Подробное обсуждение результатов каждого участника можно найти в их соответствующих докладах, представленных в приложении II.

### 5.3. СПЕЦИФИКАЦИИ

#### 5.3.1. Методология

Был принят следующий подход к анализу неопределенностей и определен общий список параметров неопределенности входных данных, включающий:

- данные по изготовлению топлива;
- эксплуатационные условия и условия испытаний;
- свойства материалов и модели;
- неопределенности для представляющих интерес выходных параметров были количественно определены с помощью метода распространения неопределенности входных данных посредством моделирования методом Монте-Карло [99].

Непараметрическая порядковая статистика [100] являлась хорошо отработанной и общей методологией в ядерном сообществе [101–102], и поэтому данная методология была рекомендована для этой деятельности. Методологии выборки и анализа неопределенностей и чувствительности [99–109] описаны в разделе 2 приложения I.

Если участник не имеет собственного инструментального средства, можно использовать инструментальное средство статистического анализа АНИЧ (ДАКОТА [110]), которое можно бесплатно получить в АНЛ.

Однако участник может использовать другой альтернативный метод или инструментальное средство для АНИЧ или для проведения только анализа неопределенностей.

Для данного ПКИ был определен общий список выходных параметров, а результаты были предоставлены для сравнения.

#### 5.3.2. Определение параметров неопределенности входных данных

В таблице 13 определены параметры неопределенности входных данных, которые необходимо учитывать для испытания Halden IFA-650.10 в условиях АПТ [111]. Для простоты предполагалось нормальное распределение всех параметров неопределенности входных данных. Следует также отметить, что неопределенность параметров входных данных модели определяется как множитель (поэтому среднее значение 1,00 является расчетным значением наилучшей оценки), причем неопределенность измеренной или рассчитанной температуры (оболочки, теплоносителя или газосборной камеры) определяется как поправка (поэтому среднее значение T является измеренным или рассчитанным расчетным значением наилучшей оценки).

ТАБЛИЦА 13. ПЕРЕЧЕНЬ ПАРАМЕТРОВ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТИ ВХОДНЫХ ДАННЫХ ДЛЯ IFA-650.10

Параметры неопределенности входных данных	Распределение				
	Среднее значение	Стандартное отклонение	Тип	Нижняя граница	Верхняя граница
Внешний диаметр оболочки (мм)	9,50	0,01	Нормальное	9,48	9,52
Внутренний диаметр оболочки (мм)	8,36	0,01	Нормальное	8,34	8,38
Внешний диаметр таблетки	8,2	0,01	Нормальное	8,18	8,22
Теоретическая плотность топлива (кг/м <sup>3</sup> при 20°C)	10 457	50	Нормальное	10 357	10 557

Параметры неопределенности входных данных	Распределение				
	Среднее значение	Стандартное отклонение	Тип	Нижняя граница	Верхняя граница
Обогащение по $U^{235}$ (%)	4,487	0,05	Нормальное	4,387	4,587
Давление заполняющего газа (МПа)	4,0	0,05	Нормальное	3,9	4,1
Относительная мощность во время базового облучения	1	0,01	Нормальное	0,98	1,02
Относительная мощность во время испытания	1	0,025	Нормальное	0,95	1,05
Профиль мощности экспериментального стержня	1	0,01	Нормальное	0,98	1,02
Температура оболочки (°С)	T (изм.)	10	-	T-20	T+20
Температура теплоносителя (°С)	T (расч.)	5	-	T-10	T+10
Множитель коэффициента теплопередачи от оболочки к теплоносителю (для всех режимов расхода применяется одинаковое значение коэффициента)	1,00 (расч.)	0,125	Нормальное	0,75	1,25
Множитель модели теплопроводности топлива	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель модели теплопроводности оболочки	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель модели теплового расширения топлива	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель модели теплового расширения оболочки	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель модели уплотнения топлива	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель модели твердотельного распухания топлива	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель модели газового распухания топлива	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель предела текучести оболочки	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель теплоемкости топлива	1,00	1,5%	Нормальное	0,97	1,03
Множитель теплоемкости оболочки	1,00	1,5%	Нормальное	0,97	1,03
Множитель модуля упругости оболочки	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель модели коррозии оболочки при работе в стационарном режиме	1,00	12,5%	Нормальное	0,75	1,25
Множитель доли наводороживания оболочки при работе в стационарном режиме	1,00	15%	Нормальное	0,7	1,30
Множитель модели окисления оболочки при высокой температуре	1,00	15%	Нормальное	0,7	1,30
Множитель теплопроводности слоя оксида	1,00	10%	Нормальное	0,80	1,20
Множитель выхода ГПД (или коэффициента диффузии газа)	1,00	25%	Нормальное	0,50	1,50
Множитель теплопроводности газа в зазоре	1,00	12,5%	Нормальное	0,75	1,25
Множитель излучательной способности топлива/оболочки	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10

Параметры неопределенности входных данных	Распределение				
	Среднее значение	Стандартное отклонение	Тип	Нижняя граница	Верхняя граница
Множитель перемещения топлива в радиальном направлении	1,00	10%	Нормальное	0,80	1,20
Множитель упаковочного множителя фрагментов топлива (если применимо)	1,00	10%	Нормальное	0,80	1,20
Множитель порога деформации оболочки для подвижности топлива (если применимо)	1,00	10%	Нормальное	0,80	1,20
Множитель твердости оболочки по Мейеру	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель отжига оболочки	1,00	5%	Нормальное	0,90	1,10
Множитель критериев разрыва оболочки	1,00	10%	Нормальное	0,80	1,20
Множитель критериев деформации оболочки при разрыве	1,00	10%	Нормальное	0,80	1,20
Температура газа в газосборной камере (°C)	Т (изме- ренная или расчи- танная)	5	-	T-10	T+10

### 5.3.3. Допущения моделирования

Ввиду сложности моделирования теплогидравлического поведения и различий, которые могут возникать как следствие различных допущений и/или моделей, было рекомендовано использовать теплогидравлические граничные условия, рассчитанные на основе кода СОКРАТ [112], а именно:

- температуры теплоносителя;
- коэффициенты теплопередачи (КТП) от оболочки к теплоносителю.

Коэффициенты теплопередачи от оболочки к теплоносителю следует определять по общему тепловому потоку (радиационного и конвективного теплообмена), а именно как  $KTP = Q_{общ} / (T_{обол} - T_{теплонос})$ , для каждого осевого узла. Это позволит коду расчета характеристик топливного стержня рассчитать температуры оболочки  $T_{обол}$ .

Кроме того, измеренные или расчетные температуры оболочки могут быть заданы непосредственно в качестве граничных условий.

Температуру в газосборной камере экспериментального стержня ( $T_{газосб. камеры}$ ) следует измерять или использовать данные любых эмпирических моделей расчета температуры газа в газосборной камере.

Перед началом продувки необходимо смоделировать стационарный режим в течение 100 с. Расчет переходных процессов должен остановиться на отметке 600 с (после быстрого останова на 517 с).

Рекомендуемый максимальный временной шаг составляет 0,1 с в стационарном режиме и 0,001 с в переходном режиме и 0,0002 с в период разрыва, но для стабильности расчетов можно использовать короткие временные шаги.

### 5.3.4. Выходные параметры

Для анализа неопределенностей каждому участнику предлагается задать нижнюю и верхнюю границы (НГ, ВГ), связанные со всем временным трендом выходных параметров, указанным в таблице 14 (рекомендуемая частота составляет 10 с). Кроме того, следует предоставить результаты расчета с использованием номинальных значений входных параметров, также называемого эталонным расчетом (ЭР).

Для анализа чувствительности следует предоставить частичные коэффициенты ранговой корреляции (ЧКРК, или КРК Спирмана, если ЧКРК не имеется) для указанного выше выходного параметра в сравнении с каждой из входных неопределенностей в моменты времени, определенные в таблице 15, и максимальное значение для каждого параметра соответствия.

ТАБЛИЦА 14. ПЕРЕЧЕНЬ ПРЕДОСТАВЛЯЕМЫХ ВЫХОДНЫХ ПАРАМЕТРОВ

Параметр	Единица измерения	Описание
Внутреннее давление в топливном стержне (ВДС)	МПа	Внутреннее давление в топливном стержне
Температура на осевой линии топлива (ТОЛТ)	°С	Температура на осевой линии топлива в узле пиковой мощности/разрыва
Температура поверхности топлива (ТПТ)	°С	Температура поверхности топлива в узле пиковой мощности/разрыва
Температура внутренней поверхности оболочки (ТВПО)	°С	Температура внутренней поверхности оболочки в узле пиковой мощности/разрыва
Температура наружной поверхности оболочки (ТНПО)	°С	Температура наружной поверхности оболочки в узле пиковой мощности/разрыва
Толщина слоя оксида на наружной поверхности оболочки (ТСО)	мм	Толщина слоя оксида на наружной поверхности оболочки в узле пиковой мощности/разрыва
Эквивалентная прореагировавшая доля оболочки (ЭПДО)	%	Эквивалентная прореагировавшая доля оболочки в узле пиковой мощности/разрыва
Внешний диаметр оболочки (ВДО)	мм	Внешний диаметр оболочки в узле пиковой мощности/разрыва
Эффективное напряжение оболочки (ЭНО)	МПа	Эффективное напряжение оболочки в узле пиковой мощности/разрыва
Удлинение оболочки (УО)	мм	Полное осевое удлинение оболочки
Удлинение топлива (УТ)	мм	Полное осевое удлинение топливного столба (расширение)

ТАБЛИЦА 15. ПЕРЕЧЕНЬ ВРЕМЕННЫХ ИНТЕРВАЛОВ ВЫВОДА ДАННЫХ АНАЛИЗА ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ

Время/ параметры	t1	t2	t3	t4	t5
Определение	Прекращение естественной циркуляции	Начало продувки	Конец охлаждения	Разрыв	Окончание расчета
Значение	100,0 с	110 с	170 с	350 с	600 с

#### 5.4. СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ АНАЛИЗА НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ

Были собраны результаты расчета после 200 успешных прогонов программы. Для оценки верхней/нижней (95%/5%) границ неопределенности (ВГ, НГ) интересующего выходного параметра в соответствии с порядковой статистикой были выбраны 5-й и 196-й ранги (за исключением того, что в ОИЦ для получения верхней/нижней (95%/5%) границ неопределенности (ВГ, НГ) использовался метод Монте-Карло). Были также предоставлены результаты эталонного расчета (ЭР).

В настоящем докладе сравнивалась и обсуждалась неопределенность следующих основных выходных параметров:

- внутреннее давление в стержне (ВДС);
- температура наружной поверхности оболочки (ТНПО) в узле на месте разрыва;
- температура внешней поверхности топлива (ТПТ) в узле на месте разрыва;
- полное удлинение оболочки (УО);
- внешний диаметр оболочки (ВДО) в узле на месте разрыва.

Сравнение экспериментальных данных в пределах эталонных и верхних граничных значений для каждого из основных выходных параметров позволяло оценить адекватность модели и консерватизм верхнего граничного значения.

Сравнение интервалов неопределенности, полученных различными участниками для каждого из основных выходных параметров, с измерениями позволяло количественно оценить *точность* модели.

Сравнение положения данных эталонного расчета в пределах интервалов неопределенности различными участниками для каждого из основных выходных параметров позволяло обнаружить *систематическую ошибку* (если таковая имелаась) в модели.

И, наконец, сравнение различий между максимальными значениями ВГ и минимальными значениями НГ (глобальной ширины интервала неопределенности) и максимальными значениями ЭР и минимальными значениями ЭР (глобальной дисперсии эталонного расчета) позволяло определить долю расхождения моделей в глобальной ширине интервала неопределенности, а также положение экспериментальных данных.

##### 5.4.1. Внутреннее давление в стержне (ВДС)

На рис. 145 показано сравнение данных по рассчитанному внутреннему давлению в стержне. Было получено разумное согласие с экспериментальными данными. За исключением данных компании «Трактебель» и ОИЦ, все участники прогнозировали ранний разрыв. Результаты КАЭ после разрыва были удалены, так как они не имеют физического смысла. Результаты исследований СИЭМАТ, ИПЕН и компании

«Трактебель» различались, хотя использовался один и тот же код FRAPTRAN с различными версиями, опциями и допущениями (значениями температуры оболочки и газа в газосборной камере).

На рис. 146 показана расчетная верхняя граница внутреннего давления в стержне, которая не ограничивает экспериментальные данные, за исключением данных компании «Трактебель» (тренд и время разрыва) и ОИЦ (время разрыва). Это было не удивительно, так как только компания «Трактебель» и ОИЦ хорошо прогнозировали время разрыва (см. рис. 145).

На рис. 147 показаны данные по расчетному интервалу неопределенности для внутреннего давления в стержне. Границы неопределенности вблизи времени разрыва были в пределах 0,25–0,45 МПа (около 4%), за исключением тех более низких значений, которые были прогнозированы в ОИЦ и ИПЕН.

На рис. 148 показано положение значений эталонного расчета в интервале неопределенности для внутреннего давления в стержне. Значения эталонного расчета были ближе к нижней границе перед разрывом ( $R = (ЭР - НГ)/(ВГ - НГ) < 0,5$ ) и ближе к верхней границе при разрыве ( $R > 0,5$ ).

Данные на рис. 149 позволяют сделать интересный вывод. Экспериментальные данные были ограничены как минимальными, так и максимальными значениями эталонного расчета (дисперсия значений эталонного расчета), а также минимальными и максимальными значениями неопределенности (ширина интервала неопределенности). Это свидетельствовало о том, что в модели внутреннего давления в стержне, интервал неопределенности которой можно было бы количественно оценить с помощью статистического подхода, не было систематической ошибки.

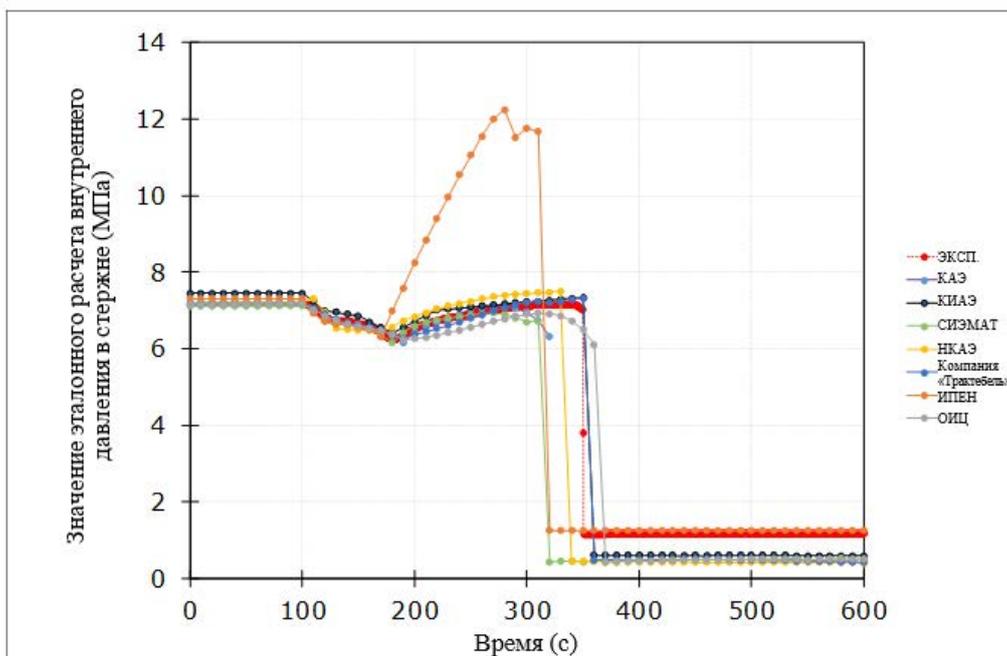


РИС. 145. IFA-650.10: значения эталонного расчета внутреннего давления в стержне.

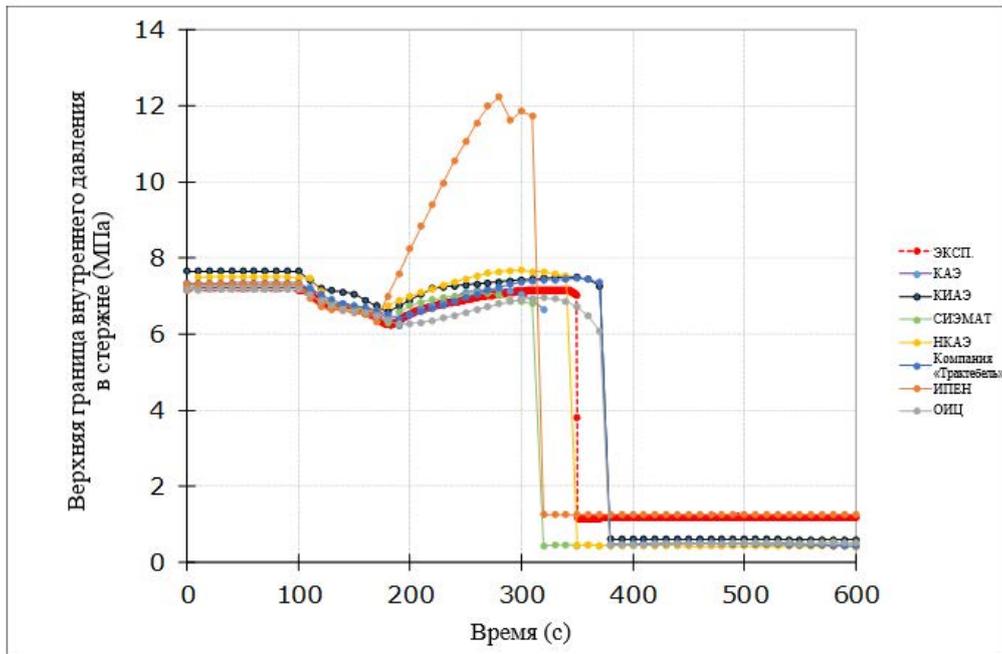


РИС. 146. IFA-650.10: верхние границы внутреннего давления в стержне.

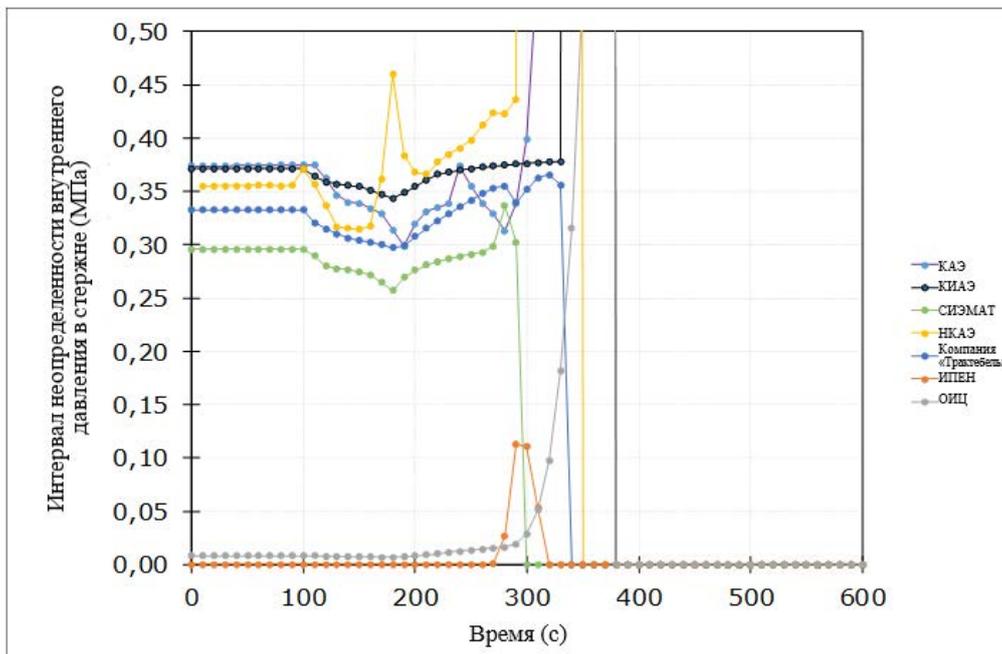


РИС. 147. IFA-650.10: интервалы неопределенности внутреннего давления в стержне.

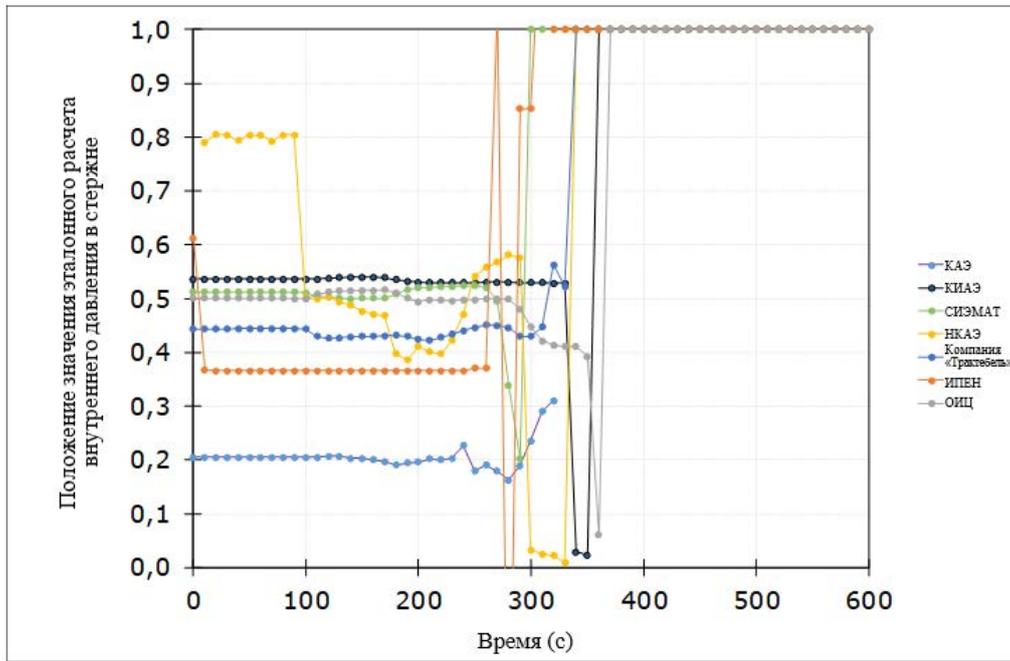


РИС. 148. IFA-650.10: положение значений эталонного расчета в пределах интервала неопределенности внутреннего давления в стержне.

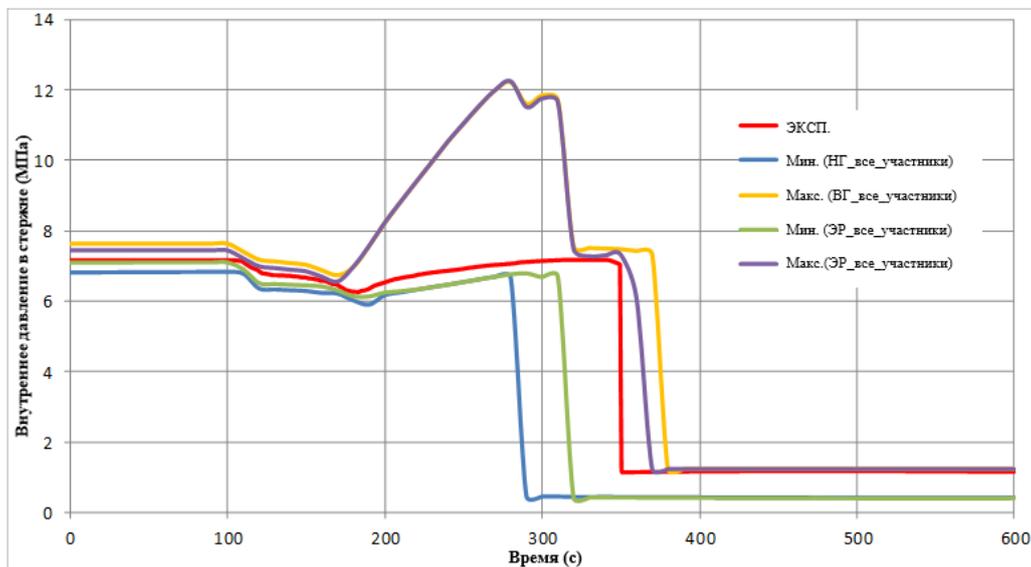


РИС. 149. IFA-650.10: глобальная дисперсия и ширина интервала неопределенности значений эталонного расчета внутреннего давления в стержне у всех участников.

#### 5.4.2. Температура наружной поверхности оболочки (ТНПО)

Расчетные данные эталонных значений температуры наружной поверхности оболочки показаны на рис. 150, и они немного выше, чем экспериментальные данные. Вместо того чтобы использовать рассчитанные с помощью кода СОКРАТ значения температуры теплоносителя, коэффициента теплопередачи и связанные с ними неопределенности, согласно требованиям спецификаций, в ИПЕН использовали просто измеренное значение температуры оболочки.

Положение точки расчета температуры поверхности оболочки в узле на месте разрыва не точно совпадало с измеренным положением, поэтому результаты могли несколько различаться, и были рекомендованы более точные нодализация и измерения. Результаты, полученные от СИЭМАТ, ИПЕН и компании «Трактебель», различались, хотя использовался один и тот же код FRAPTRAN, но с разными версиями, опциями и допущениями.

На рис. 151 показана расчетная верхняя граница температуры наружной поверхности оболочки, которая ограничивает экспериментальные данные. Здесь также следует отметить, что в ИПЕН использовалась просто измеренная температура оболочки, а не рассчитанные с помощью кода СОКРАТ значения температуры теплоносителя, коэффициента теплопередачи и связанные с ними неопределенности, согласно требованиям спецификаций.

На рис. 152 показан расчетный интервал неопределенности для температуры наружной поверхности оболочки. Границы неопределенности были в пределах 0–80°C, что составляло около 10% от значения эталонного расчета. В целом, после разрыва интервалы неопределенности были выше.

На рис. 153 показано положение значения эталонного расчета в пределах интервала неопределенности температуры наружной поверхности оболочки. Значения эталонного расчета были ближе к середине интервала неопределенности ( $R = (ЭР - НГ)/(ВГ - НГ) = 0,5$ ), за исключением значения от СИЭМАТ (которое было ближе к верхней границе после разрыва) и значения от ИПЕН (в котором интервал неопределенности не рассматривался).

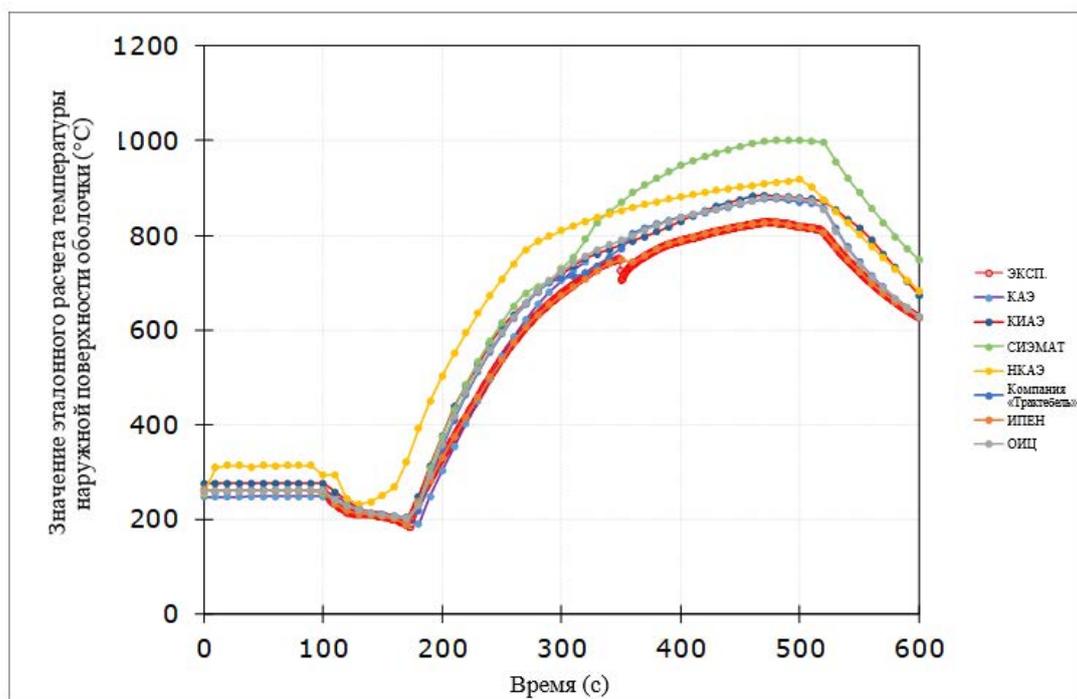


Рис. 150. IFA-650.10: значения эталонного расчета температуры наружной поверхности оболочки.

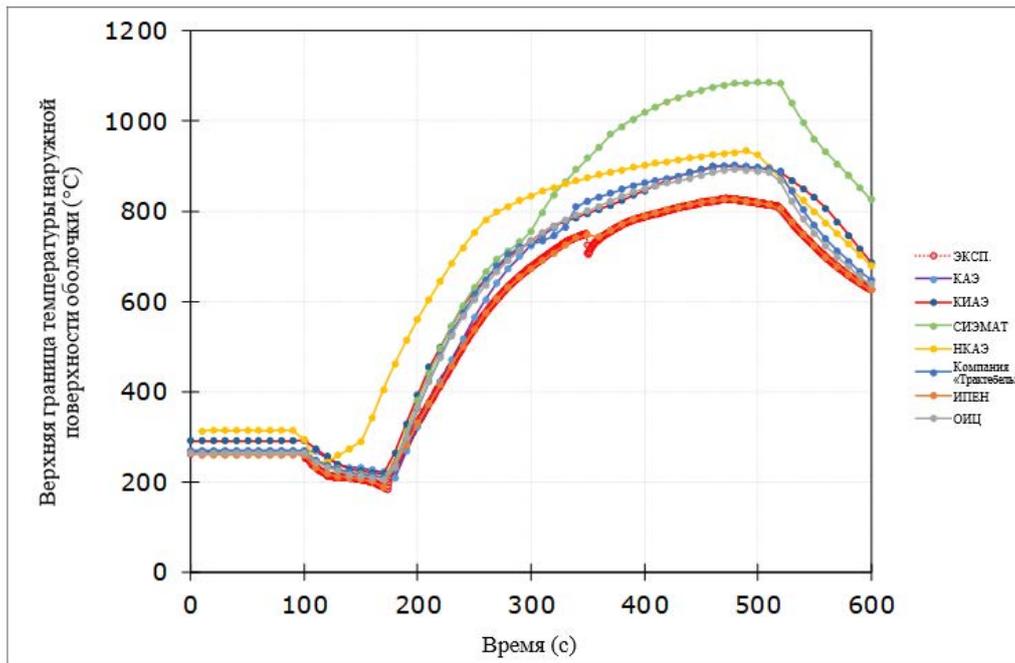


Рис. 151. IFA-650.10: верхние границы температуры наружной поверхности оболочки.

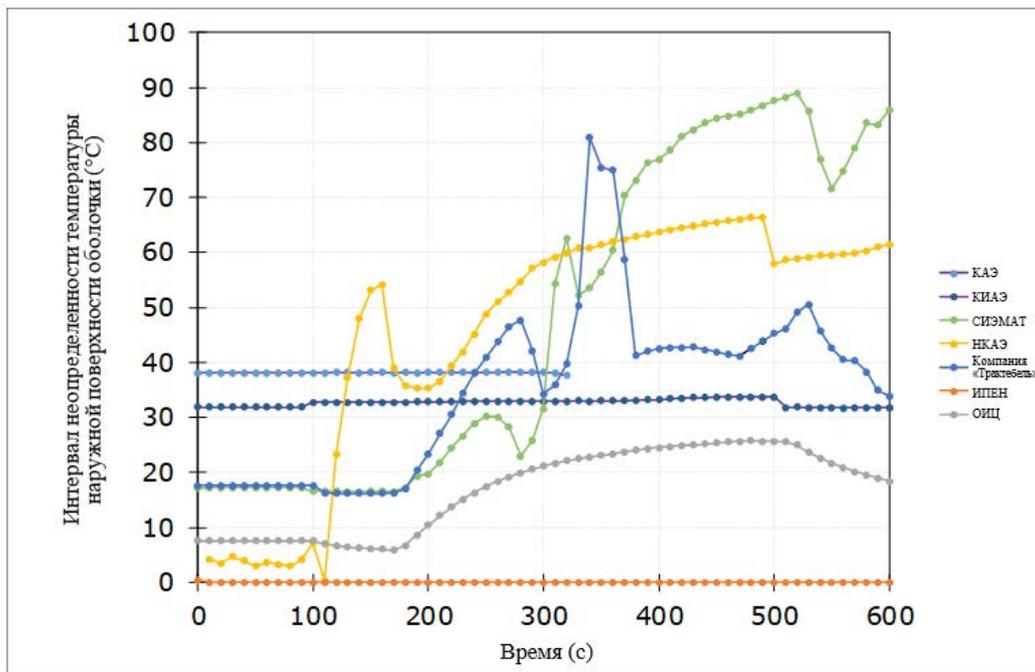


Рис. 152. IFA-650.10: интервалы неопределенности температуры наружной поверхности оболочки.

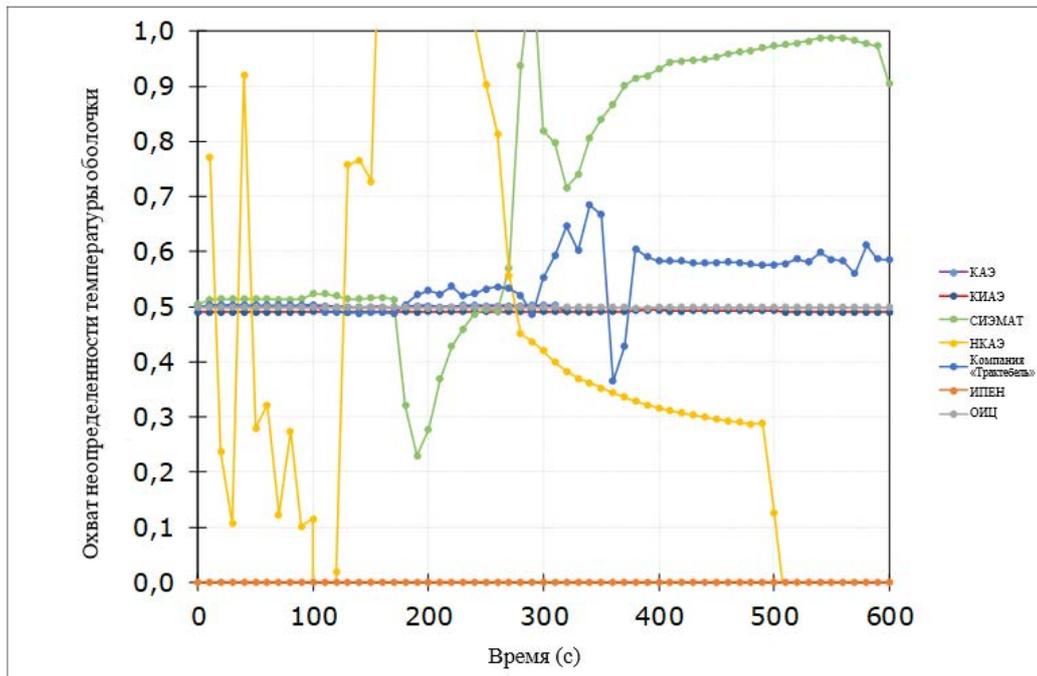


РИС. 153. IFA-650.10: положение значения эталонного расчета в пределах интервала неопределенности температуры наружной поверхности оболочки.

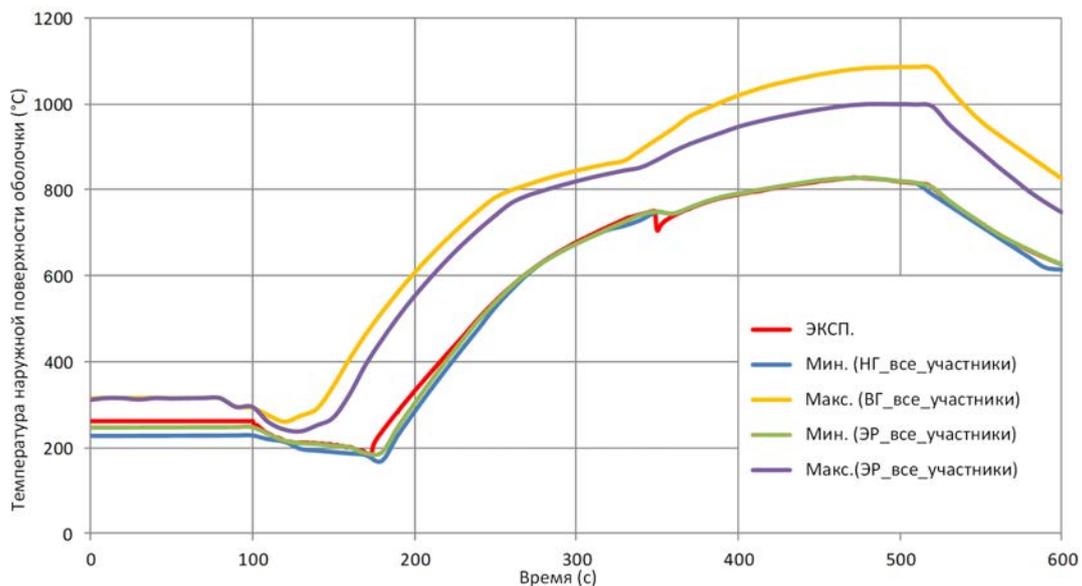


РИС. 154. IFA-650.10: глобальная дисперсия значений эталонного расчета и ширина интервала неопределенности температуры наружной поверхности оболочки у всех участников.

Как показано на рис.154, экспериментальные данные ограничены как максимальными значениями эталонного расчета, так и значениями НГ. Как минимальные значения эталонного расчета, так и значения НГ были близки к экспериментальным данным, что свидетельствует о том, что в теплогидравлических граничных условиях могла существовать значительная систематическая ошибка.

### 5.4.3. Температура внешней поверхности топлива (ТПТ)

На рис.155 показаны значения эталонного расчета температуры внешней поверхности топлива. Экспериментальных данных для сравнения не имелось. Однако все результаты, кроме результатов НКАЭ, находились в согласии с данными по температуре наружной поверхности оболочки (рис. 150). Как отмечалось ранее, результаты, полученные от СИЭМАТ, ИПЕН и компании «Трактебель», различались, хотя использовался один и тот же код FRAPTRAN, но с разными версиями, опциями и допущениями.

На рис.156 по 158 показаны расчетная верхняя граница, интервал неопределенности и положение значений эталонного расчета температуры внешней поверхности топлива. Интервал неопределенности (рис. 157) был больше, чем в случае температуры наружной поверхности оболочки (рис. 152), вследствие воздействия неопределенностей моделирования (например, теплопроводности оболочки/топлива, теплопроводности зазора и т.д.). Значения эталонного расчета были ближе к середине интервала неопределенности ( $R = (ЭР - НГ)/(ВГ - НГ) = 0,5$ ), за исключением значений от СИЭМАТ (которые находятся ближе к верхнему диапазону после разрыва) и ИПЭН (интервал неопределенности которых не рассматривался).

Как показано на рис. 159, дисперсия и ширина интервала неопределенности значений эталонного расчета, представленных всеми участниками, были довольно близки. Разница между значениями эталонного расчета доминировала в ширине интервала неопределенности.

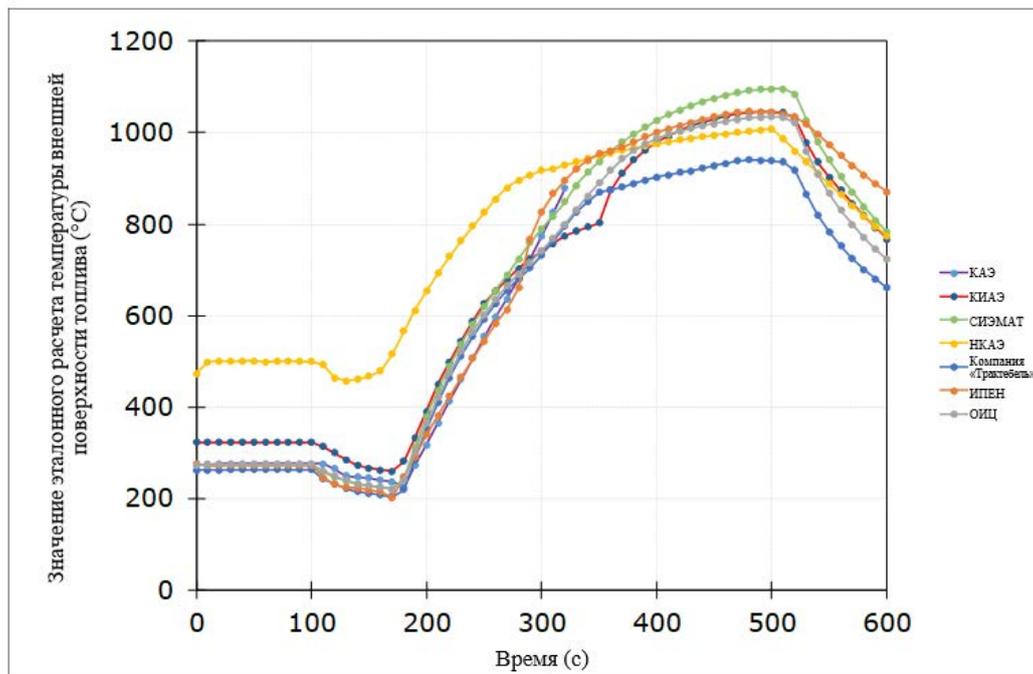


РИС. 155. IFA-650.10: значения эталонного расчета температуры внешней поверхности топлива.

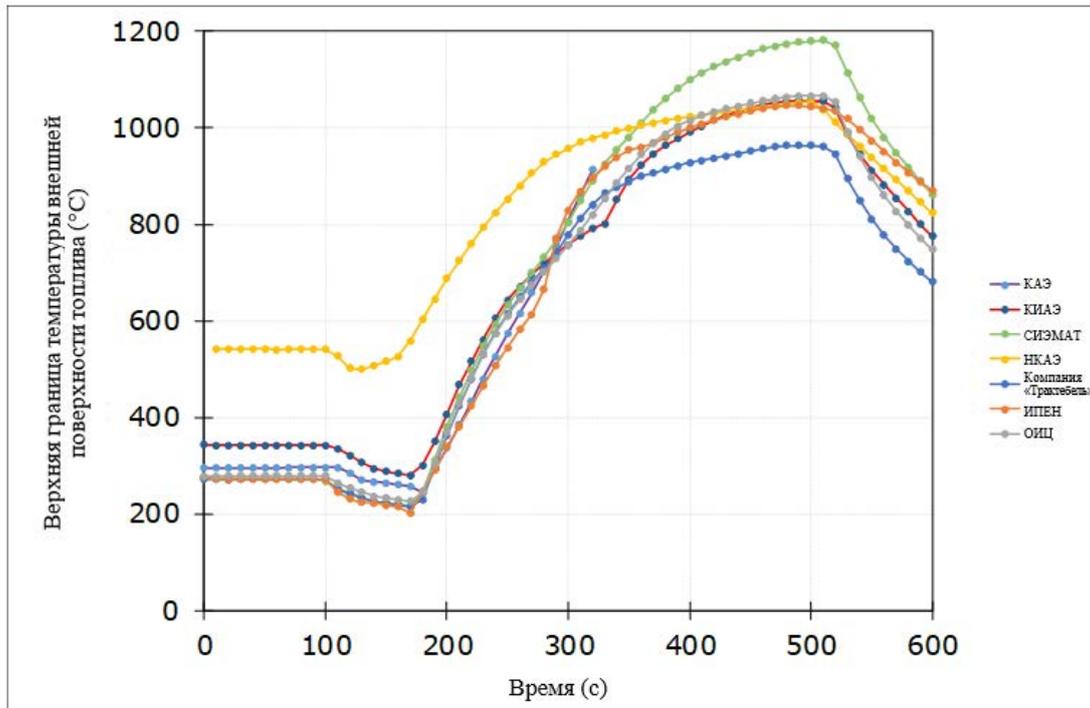


РИС. 156. IFA-650.10: верхняя граница температуры внешней поверхности топлива.

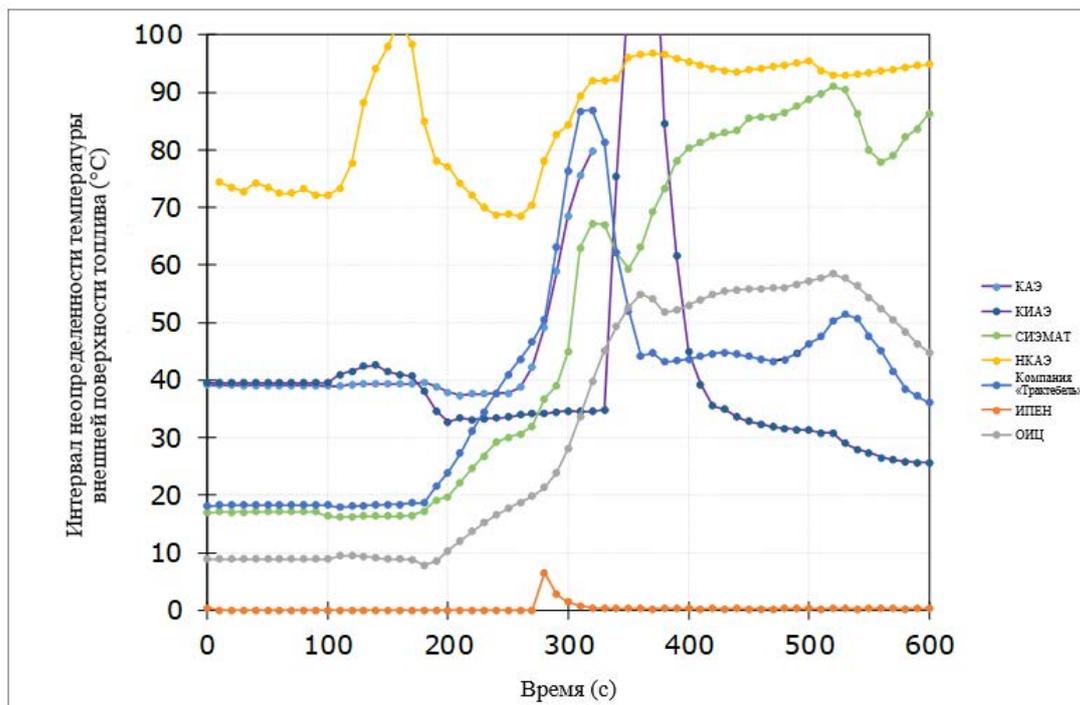


РИС. 157. IFA-650.10: интервалы неопределенности температуры внешней поверхности топлива.

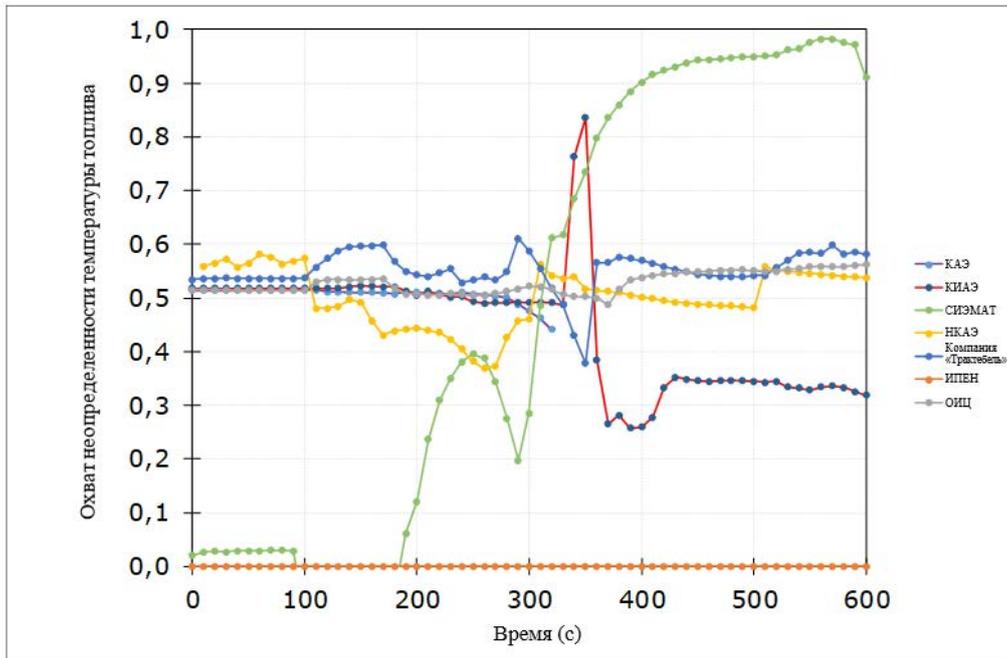


РИС. 158. IFA-650.10: положение значения эталонного расчета в пределах интервала неопределенности температуры внешней поверхности топлива.

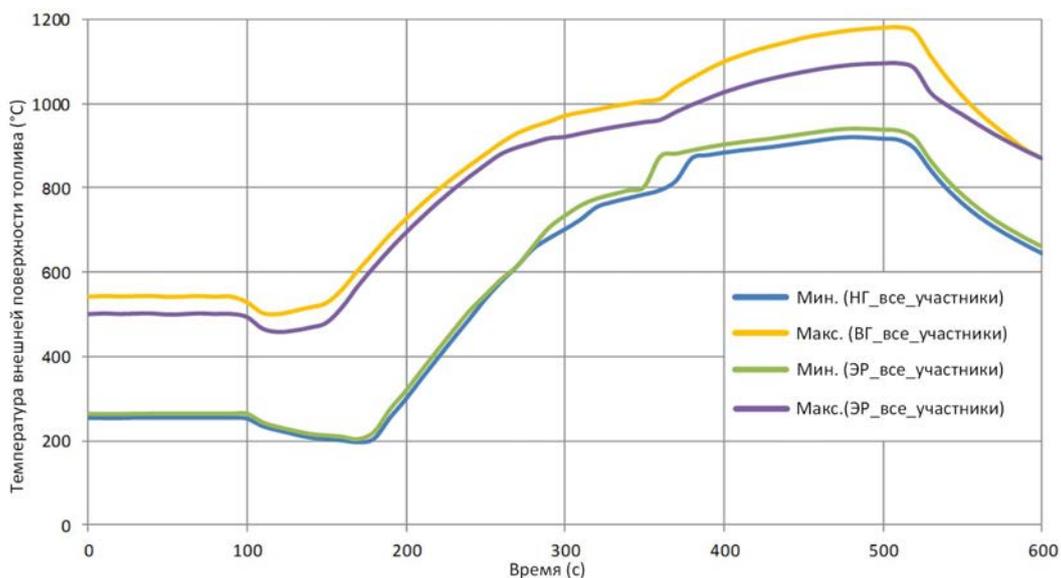


РИС. 159. IFA-650.10: глобальная дисперсия и ширина интервала неопределенности значений эталонного расчета температуры внешней поверхности топлива у всех участников.

#### 5.4.4. Удлинение оболочки (УО)

На рис. 160 показаны расчетные эталонные значения удлинения оболочки в сравнении с экспериментальными данными. Несмотря на различия в начальных состояниях, период нагрева перед разрывом, как правило, хорошо прогнозировался всеми участниками. Однако код FRAPTRAN прогнозировал уменьшение длины после разрыва. Вновь было отмечено различие между прогнозами от СИЭМАТ, компании «Трактель» и ИПЕН при использовании разных версий кода FRAPTRAN.

На рис. 161 показана расчетная верхняя граница удлинения оболочки, которая ограничивает экспериментальные данные, за исключением гораздо более низких результатов после разрыва, прогнозируемых кодом FRAPTRAN (СИЭМАТ, ИПЕН и компания «Трактебель»). Большая начальная неопределенность могла быть обусловлена различиями в исходных точках между расчетами и экспериментом. Вероятно, можно было ввести поправку, но она зависела бы от ряда параметров неопределенности входных данных.

На рис. 162 показан расчетный интервал неопределенности для удлинения оболочки. Границы неопределенности были в целом небольшими, за исключением больших интервалов после разрыва при использовании кода FRAPTRAN. При использовании кода FRAPTRAN с активированной моделью BALON2 модель FRACAS-1 не смогла правильно прогнозировать поведение удлинения оболочки после разрыва. Модель КЭ-анализа могла бы лучше справиться с этой задачей, но в этом случае она не использовалась. Интервал неопределенности следовал тому же тренду, что и в случае эталонного расчета. Это означало, что модель механической деформации была недостаточно хороша и должна быть улучшена. Эти улучшения могли быть внесены непосредственно в код (например, в отношении калибровки, входных данных, сеточного разбиения и т.д.) или в изменение моделей (такое, как улучшенная модель вздутия или использование КЭ-анализа).

На рис. 163 показано положение значения эталонного расчета в пределах интервала неопределенности удлинения оболочки. Значения эталонного расчета были ближе к середине диапазона неопределенности ( $R = (\text{ЭР} - \text{НГ}) / (\text{ВГ} - \text{НГ}) = 0,5$ ).

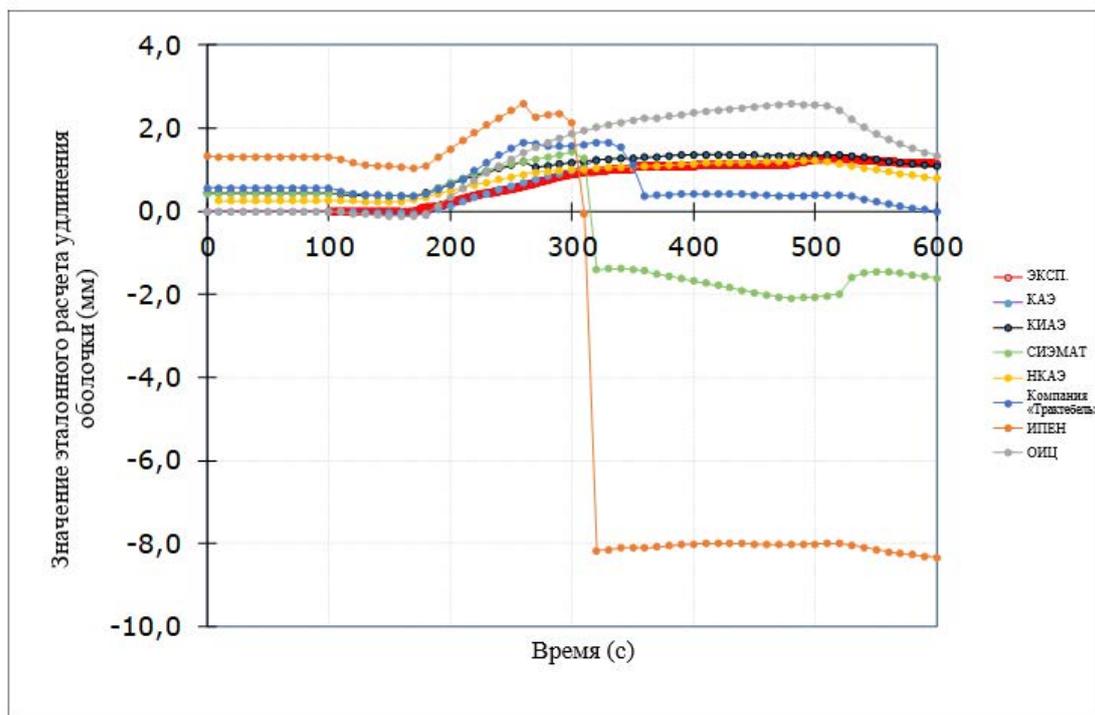


РИС. 160. IFA-650.10: значения эталонного расчета удлинения оболочки.

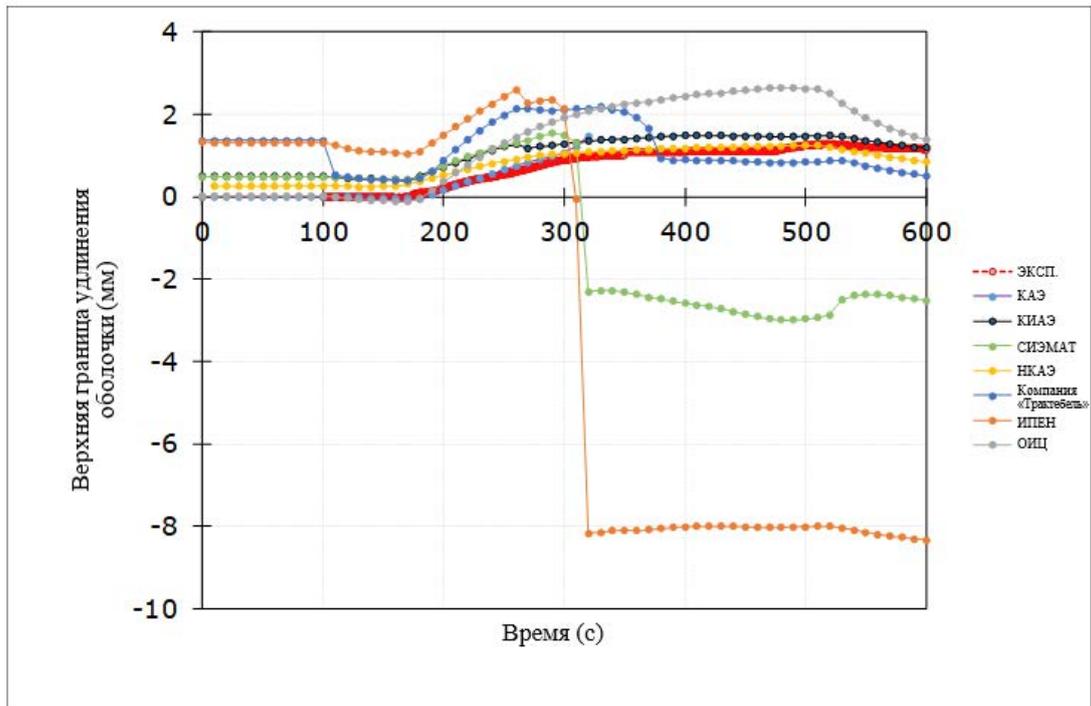


РИС. 161. IFA-650.10: верхние границы удлинения оболочки.

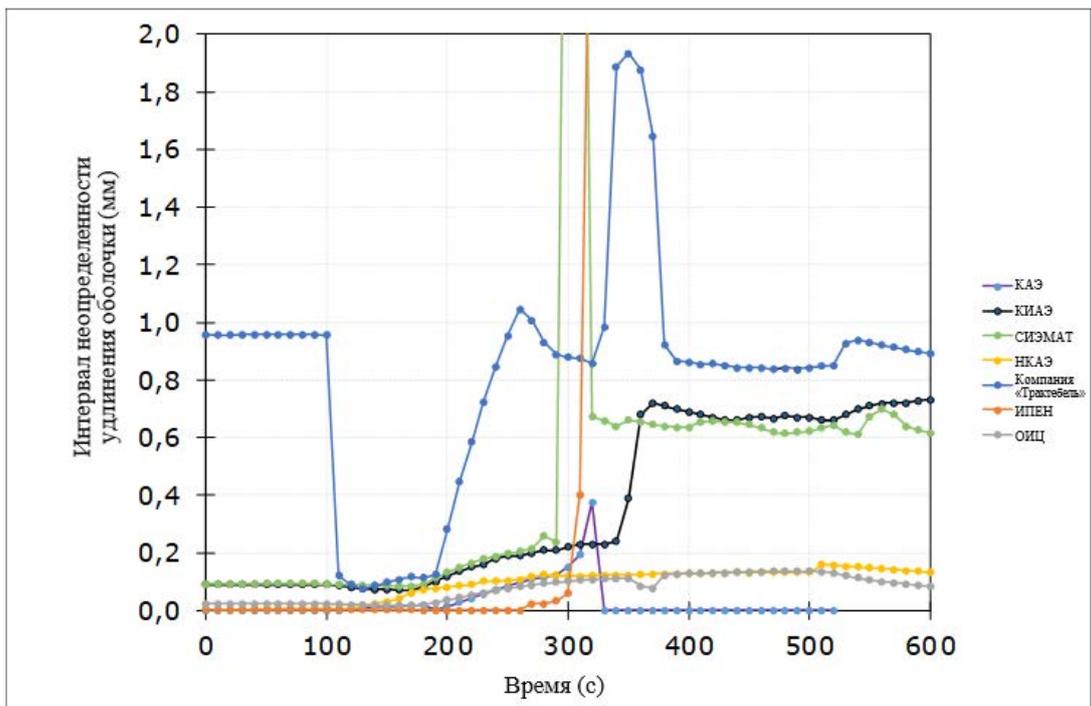


РИС. 162. IFA-650.10: интервалы неопределенности удлинения оболочки.

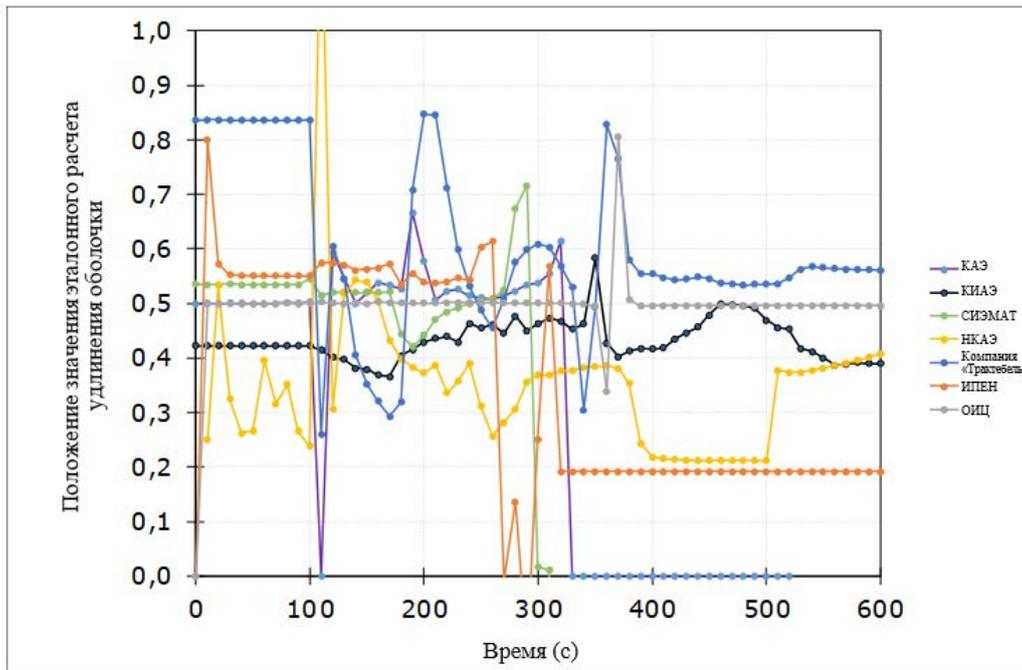


РИС. 163. Положение значения эталонного расчета удлинения оболочки в пределах интервала неопределенности.

На рис. 164 показано, что дисперсия значений эталонного расчета и ширина интервала неопределенности у всех участников были довольно большими. Разница между значениями эталонного расчета превосходила глобальную ширину интервала неопределенности.

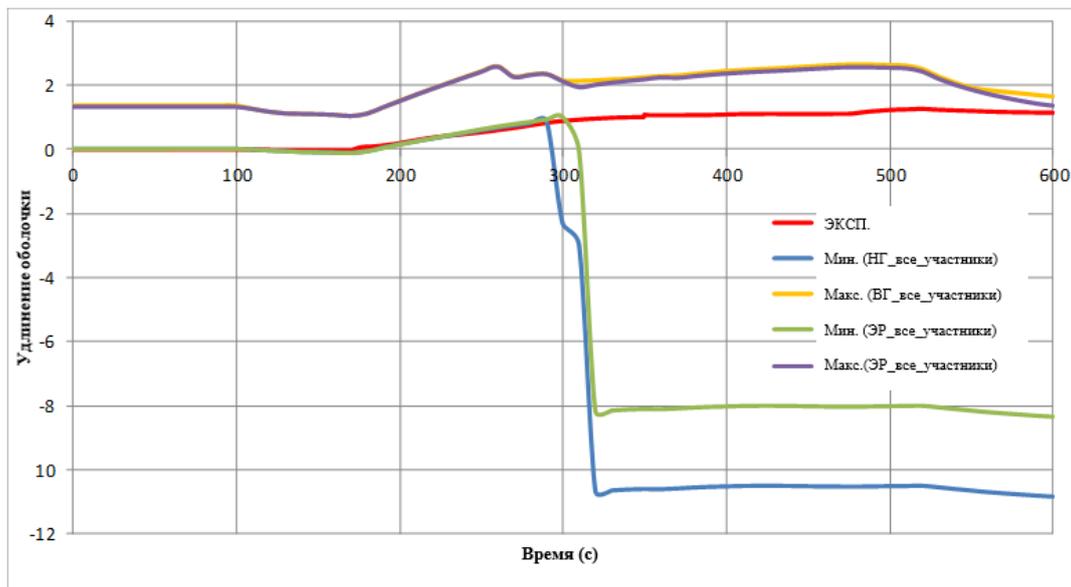


РИС. 164. IFA-650.10: глобальная дисперсия и ширина интервала неопределенности значений эталонного расчета удлинения оболочки у всех участников.

#### 5.4.5. Внешний диаметр оболочки (ВДО) в узле на месте разрыва

На рис. 165 показано расчетное эталонное значение внешнего диаметра оболочки, за исключением данных ИПЕН. Результаты после разрыва от КАЭ и НКАЭ были удалены. Однако вновь была отмечена разница между данными СИЭМАТ (самыми высокими по ВДО) и компании «Трактебель» (самыми низкими по ВДО), которые использовали код FRAPTRAN, но с различными версиями и опциями.

На рис. 166 показана расчетная верхняя граница внешнего диаметра оболочки. Результаты участников ограничивали экспериментальные данные, за исключением результатов компании «Трактебель», которые можно улучшить путем использования модели КЭ-анализа.

На рис. 167 показан расчетный интервал неопределенности для внешнего диаметра оболочки. Границы неопределенности находились в пределах 0–3,5 мм (до 40%).

На рис. 168 показано положение значения эталонного расчета в пределах интервала неопределенности для внешнего диаметра оболочки. Эталонные значения перед разрывом находятся ближе к середине интервала неопределенности ( $R = (\text{ЭР} - \text{НГ}) / (\text{ВГ} - \text{НГ}) = 0,5$ ).

Интересно отметить, что, как показано на рис. 169, дисперсия и ширина интервала неопределенности значений эталонного расчета у всех участников были довольно большими. Различия между значениями эталонного расчета у всех участников превосходили глобальную ширину интервала неопределенности. Минимальные значения НГ и ЭР были довольно близки, что свидетельствует о том, что модель содержала значительную систематическую ошибку и не подходила для анализа неопределенностей. Это было связано с использованием МОДЕЛИ FRACAS-1 в коде FRAPTRAN, использованном компанией «Трактебель», который можно было бы улучшить путем применения модели КЭ-анализа.

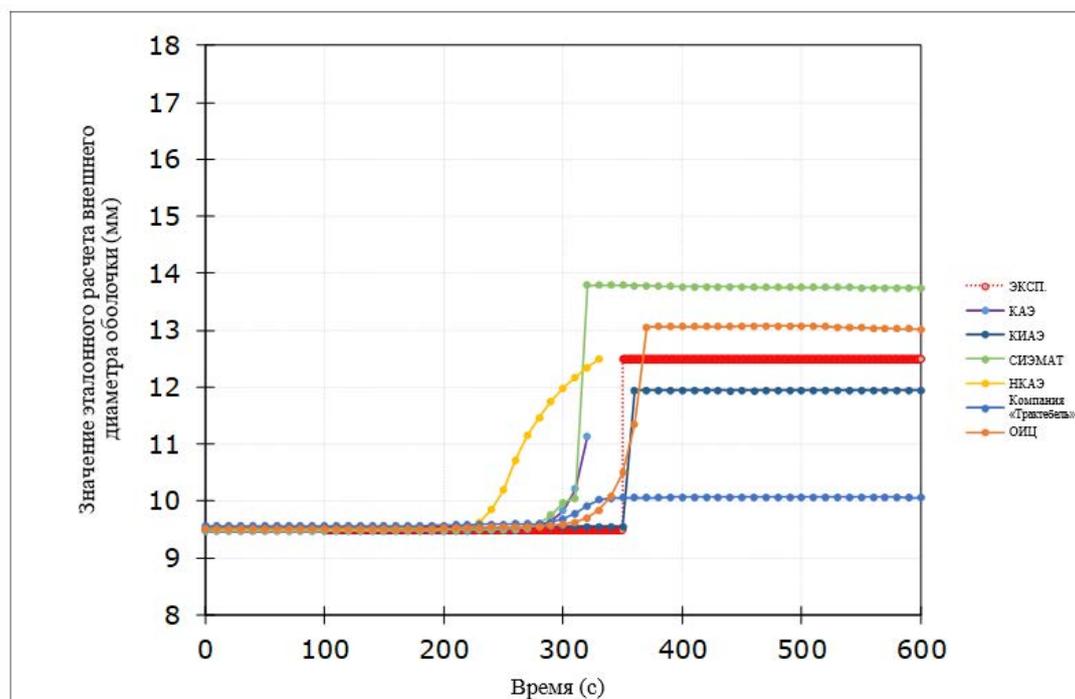


РИС. 165. IFA-650.10: значения эталонного расчета внешнего диаметра оболочки.

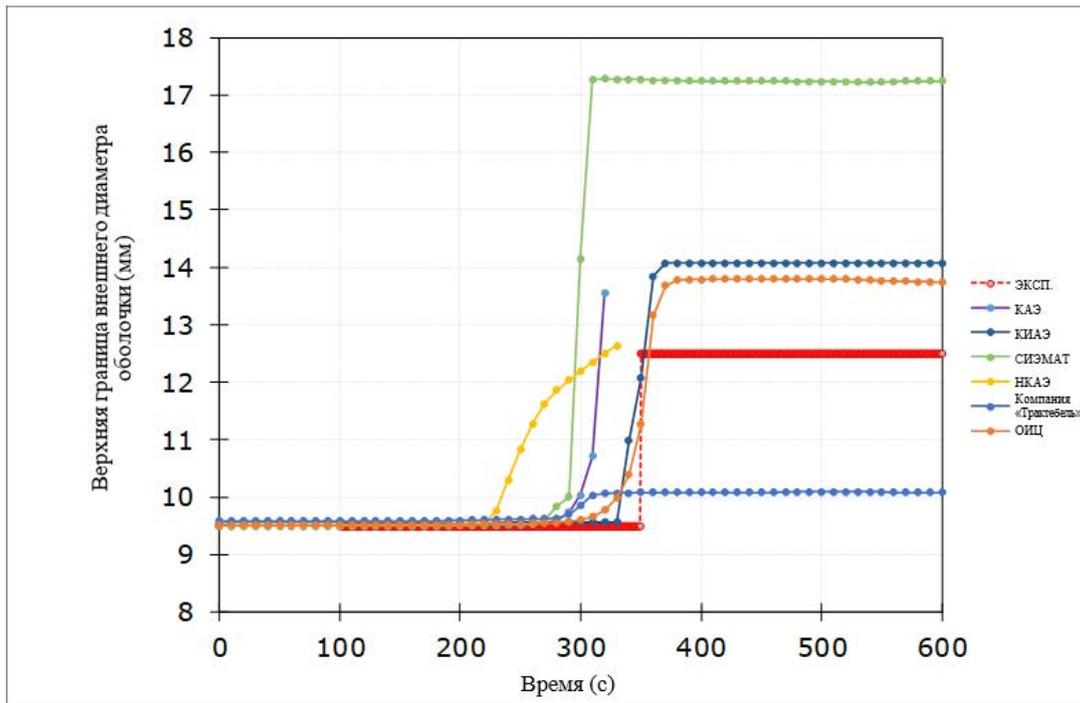


РИС. 166. IFA-650.10: верхние границы внешнего диаметра оболочки.

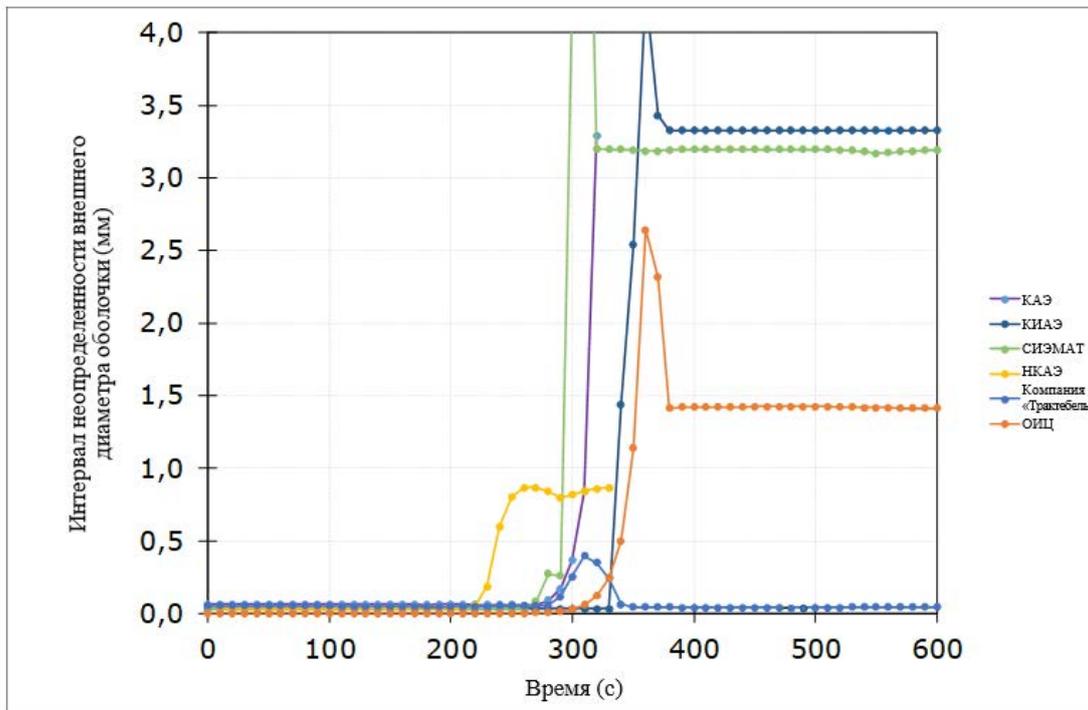


РИС. 167. IFA-650.10: интервалы неопределенности внешнего диаметра оболочки.

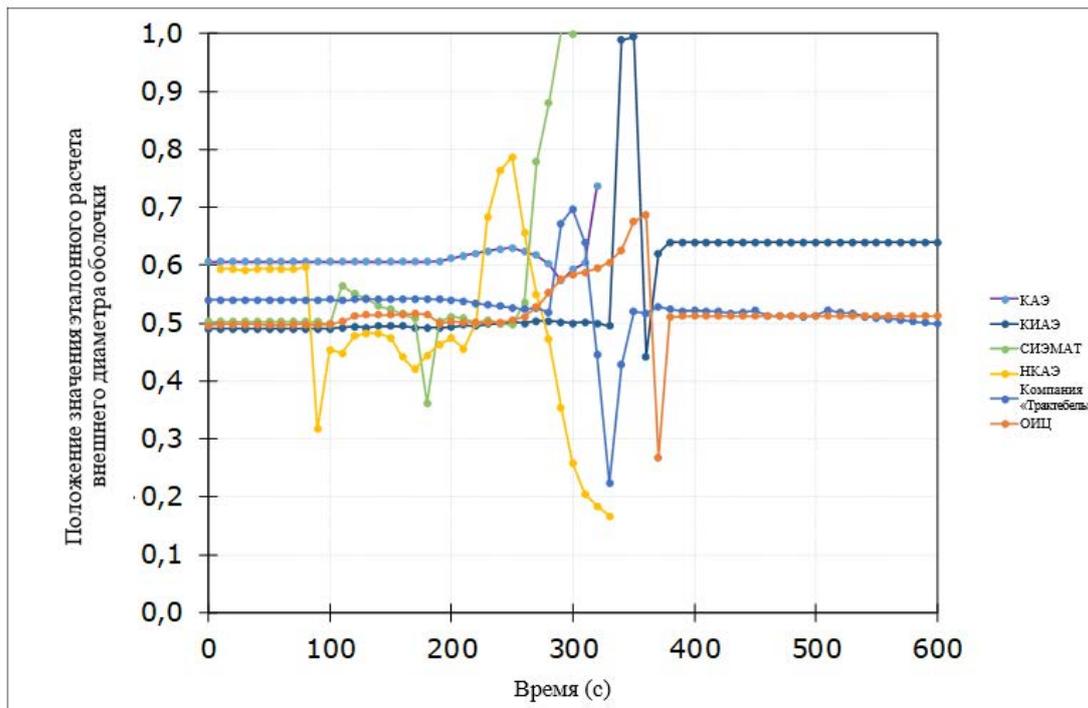


РИС. 168. IFA-650.10: положение значения эталонного расчета в пределах интервала неопределенности внешнего диаметра оболочки.

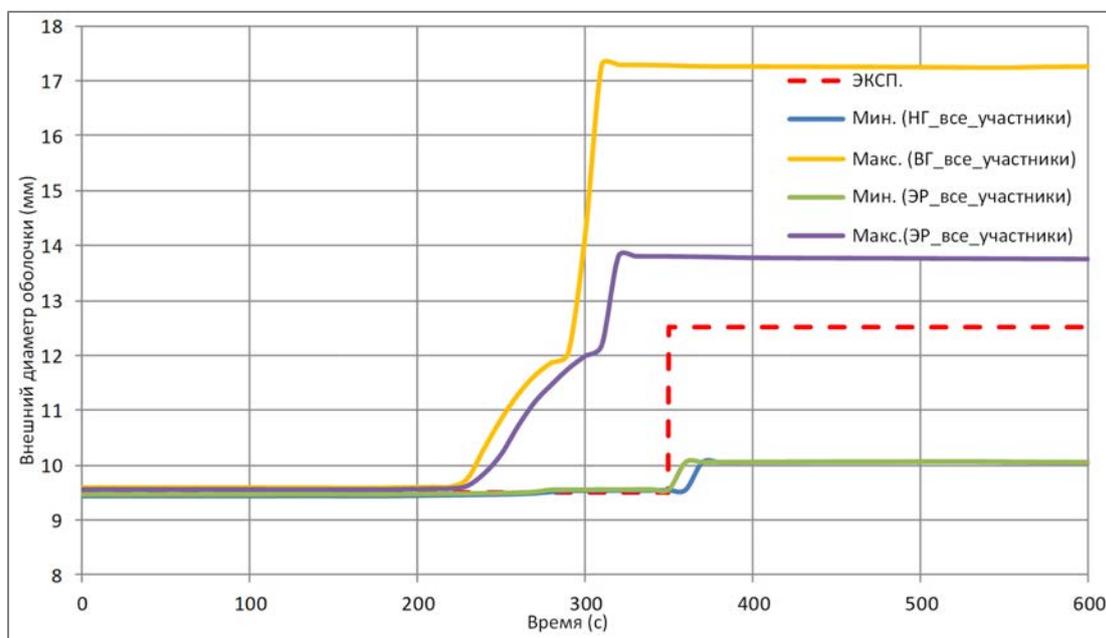


РИС. 169. IFA-650.10: глобальная дисперсия и ширина интервала неопределенности значений эталонного расчета внешнего диаметра оболочки у всех участников.

## 5.5. СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ АНАЛИЗА ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ

Глобальный анализ чувствительности (ГАЧ) является мощным инструментальным средством для определения параметров неопределенности входных данных, оказывающих наибольшее влияние на каждый интересующий выходной параметр. Их можно определить с помощью различных индексов чувствительности, таких как

коэффициенты корреляции и четко определенные пороги значимости. Конкретные рекомендации и интерпретация значимости зависят от количества образцов, количества переменных и допуска анализа.

В текущей работе были использованы коэффициенты частичной ранговой корреляции (КЧРК), и для определения высокого влияния параметров неопределенности входных данных на выходной параметр было выбрано произвольное значение порога значимости, равное 0,5 (т.е.  $KЧРК > 0,5$ ). Более низкие значения означают низкое ( $KЧРК < 0,25$ ) или среднее ( $0,25 \leq KЧРК \leq 0,5$ ) влияние.

Пример расчета КЧРК компанией «Трактебель» с помощью кодов FRAPTRAN-TE-1.5 и ДАКОТА приведен на рис. 170. Были приведены сводные данные по КЧРК для каждого интересующего выходного параметра в зависимости от изменения всех входных параметров во время переходного процесса. Значения, приведенные в этой таблице, были максимальными во время переходного процесса. Красные клетки отражали большое влияние с по крайней мере одним случаем ( $KЧРК > 0,5$ ) во время переходного процесса.

Сравнение КЧРК различными участниками по каждому из основных выходных параметров способствовало составлению общего перечня оказывающих высокое влияние входных параметров или явлений. На рис. 171 представлен общий перечень оказывающих большое влияние входных параметров для каждого выходного параметра, основанный на уровнях КЧРК при их максимальных абсолютных значениях у всех участников. Красные ячейки с «1» означали, что параметр с высоким влиянием определен как минимум 1 участником.

Параметр неопределенности входных данных	ВДС	ТОЛТ	ТПТ	ТВПО	ТНПО	ТСО	ЭПДО	ВДО	ЭНО	УО	УТ
Внешний диаметр оболочки (мм)	18%	9%	12%	13%	12%	11%	83%	19%	83%	17%	8%
Внутренний диаметр оболочки (мм)	70%	63%	64%	50%	50%	6%	82%	81%	90%	79%	50%
Внешний диаметр таблетки	65%	56%	60%	40%	40%	7%	17%	83%	77%	79%	43%
Теоретическая плотность топлива (кг/м <sup>3</sup> при 20°C)	10%	39%	36%	38%	38%	9%	9%	13%	10%	15%	21%
Обогащение по U <sup>235</sup> (%)	10%	10%	12%	12%	12%	9%	8%	11%	12%	11%	14%
Давление заполняющего газа (МПа)	98%	15%	30%	28%	28%	8%	17%	35%	92%	26%	11%
Относительная мощность во время базового облучения	10%	8%	9%	9%	9%	6%	10%	7%	8%	10%	9%
Относительная мощность во время испытания	53%	94%	93%	94%	94%	52%	54%	80%	33%	39%	84%
Профиль мощности испытательного стержня	10%	25%	7%	8%	7%	11%	8%	85%	9%	10%	6%
Температура оболочки (°C)											
Температура теплоносителя (°C)	39%	95%	96%	100%	100%	58%	60%	73%	27%	87%	90%
Коэффициент теплопередачи от оболочки к теплоносителю	85%	100%	98%	99%	99%	90%	91%	96%	64%	77%	94%
Модель теплопроводности топлива	16%	80%	26%	29%	29%	14%	15%	10%	7%	44%	42%
Модель теплопроводности оболочки	11%	9%	8%	44%	8%	9%	8%	7%	5%	9%	4%
Модель теплового расширения топлива	18%	19%	17%	13%	13%	8%	17%	51%	43%	61%	99%
Модель теплового расширения оболочки	11%	11%	12%	14%	15%	7%	6%	96%	19%	97%	9%
Модель уплотнения топлива	24%	36%	38%	18%	18%	7%	10%	61%	51%	54%	35%
Модель твердотельного распухания топлива	25%	40%	41%	24%	24%	11%	16%	62%	55%	60%	31%
Модель газового распухания	39%	38%	38%	24%	24%	10%	11%	65%	56%	61%	30%
Предел текучести оболочки	44%	25%	59%	67%	66%	15%	37%	77%	36%	55%	21%
Теплоемкость топлива	20%	69%	67%	69%	69%	14%	13%	31%	16%	17%	48%
Теплоемкость оболочки	6%	15%	19%	20%	20%	7%	9%	7%	6%	9%	14%
Модуль упругости оболочки	10%	9%	9%	11%	11%	9%	7%	13%	17%	10%	13%
Модель коррозии оболочки во время работы в стационарном режиме	10%	11%	29%	22%	22%	100%	100%	21%	57%	15%	11%
Доля наводороживания оболочки при работе в стационарном режиме	11%	10%	10%	7%	7%	11%	6%	10%	6%	11%	11%
Модель окисления оболочки при высокой температуре	13%	7%	7%	18%	18%	83%	84%	10%	11%	11%	4%
Теплопроводность слоя оксида	6%	5%	5%	10%	10%	8%	8%	7%	7%	6%	6%
Выход ГПД (или коэффициент диффузии газа)	8%	5%	7%	6%	10%	9%	9%	9%	13%	9%	2%
Теплопроводность газа в зазоре	17%	59%	91%	48%	47%	15%	17%	47%	14%	19%	44%
Излучательная способность топлива/оболочки	8%	7%	19%	13%	13%	9%	7%	17%	11%	10%	10%
Радиальное перемещение топлива	10%	6%	8%	17%	15%	8%	8%	6%	7%	7%	8%
Упаковочный множитель фрагментов топлива (если применимо)	14%	7%	7%	10%	10%	12%	12%	8%	6%	12%	11%
Порог деформации оболочки для подвижности топлива (если применимо)	12%	4%	5%	15%	15%	15%	13%	8%	10%	15%	8%
Твердость оболочки по Мейеру	8%	11%	11%	16%	16%	9%	9%	13%	12%	7%	4%
Отжиг оболочки	65%	51%	79%	82%	82%	28%	56%	90%	47%	63%	35%
Критерии разрыва оболочки	9%	4%	9%	5%	5%	7%	5%	14%	9%	10%	6%
Критерии деформации оболочки при разрыве	6%	10%	9%	10%	9%	5%	12%	10%	11%	6%	5%
Температура газа в газосборной камере (°C)	95%	5%	16%	23%	23%	9%	13%	21%	86%	15%	12%

РИС. 170. В качестве примера показаны параметры неопределенности входных данных с большим влиянием, основанные на КЧРК, при их максимальном значении для каждого выходного параметра, по данным компании «Трактебель».

Параметр неопределенности входных данных	ВДС	ТОЛТ	ТПТ	ТВПО	ТНПО	ТСО	ЭПДО	ВДО	ЭНО	УО	УТ
Внешний диаметр оболочки (мм)	0	0	0	1	0	0	1	1	1	0	0
Внутренний диаметр оболочки (мм)	1	1	1	1	0	0	1	1	1	1	1
Внешний диаметр таблетки	1	1	1	1	0	0	0	1	1	1	1
Теоретическая плотность топлива (кг/м <sup>3</sup> при 20°C)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Обогащение по U <sup>235</sup> (%)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Давление заполняющего газа (МПа)	1	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
Относительная мощность во время базового облучения	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Относительная мощность во время испытания	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	1
Профиль мощности экспериментального стержня	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0
Температура оболочки (°C)	1	1	1	1	1	1	0	1	1	1	1
Температура теплоносителя (°C)	1	1	1	1	1	1	1	1	0	1	1
Коэффициент теплопередачи от оболочки к теплоносителю	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Модель теплопроводности топлива	1	1	0	0	0	0	0	1	0	0	1
Модель теплопроводности оболочки	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0
Модель теплового расширения топлива	1	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1
Модель теплового расширения оболочки	1	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1
Модель уплотнения топлива	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
Модель твердотельного распухания топлива	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
Модель газового распухания	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
Предел текучести оболочки	0	0	1	1	1	0	0	1	1	1	0
Теплоемкость топлива	0	1	1	1	1	0	0	0	0	0	0
Теплоемкость оболочки	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Модуль упругости оболочки	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	0
Модель коррозии оболочки во время работы в стационарном режиме	0	0	0	0	0	1	1	0	1	0	0
Доля наводороживания оболочки при работе в стационарном режиме	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Модель окисления оболочки при высокой температуре	0	0	0	0	0	1	1	0	0	0	0
Теплопроводность слоя оксида	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Выход ГПД (или коэффициент диффузии газа)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Теплопроводность газа в зазоре	1	1	1	1	0	0	0	0	1	0	1
Излучательная способность топлива/оболочки	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Радиальное перемещение топлива	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Упаковочный множитель фрагментов топлива (если применимо)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Порог деформации оболочки для подвижности топлива (если применимо)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Твердость оболочки по Мейеру	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Отжиг оболочки	1	1	1	1	1	0	1	1	0	1	0
Критерии разрыва оболочки	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Критерии деформации оболочки при разрыве	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Температура газа в газосборной камере (°C)	1	0	0	0	0	0	0	1	1	0	0

РИС. 171. Общий перечень параметров неопределенности входных данных с большим влиянием, основанных на КЧРК, при их максимальном значении для каждого выходного параметра.

Параметр неопределенности входных данных	Тепловые, топливо + ВДС	Тепловые, оболочка + ЭПДО	Механические, топливо/оболочка	Итого
Внешний диаметр оболочки (мм)	0	1	1	1
Внутренний диаметр оболочки (мм)	1	1	1	1
Внешний диаметр таблетки	1	1	1	1
Теоретическая плотность топлива (кг/м <sup>3</sup> при 20°C)	0	0	0	0
Обогащение по U <sup>235</sup> (%)	0	0	0	0
Давление заполняющего газа (МПа)	1	0	1	1
Относительная мощность во время базового облучения	0	0	0	0
Относительная мощность во время испытания	1	1	1	1
Профиль мощности экспериментального стержня	0	0	1	1
Температура оболочки (°C)	1	1	1	1
Температура теплоносителя (°C)	1	1	1	1
Коэффициент теплопередачи от оболочки к теплоносителю	1	1	1	1
Модель теплопроводности топлива	1	0	1	1
Модель теплопроводности оболочки	0	1	0	1
Модель теплового расширения топлива	1	0	1	1
Модель теплового расширения оболочки	1	0	1	1
Модель уплотнения топлива	0	0	1	1
Модель твердотельного распухания топлива	0	0	1	1
Модель газового распухания	0	0	1	1
Предел текучести оболочки	1	1	1	1
Теплоемкость топлива	1	1	0	1
Теплоемкость оболочки	0	0	0	0
Модуль упругости оболочки	0	0	1	1
Модель коррозии оболочки во время работы в стационарном режиме	0	1	1	1
Доля наводороживания оболочки при работе в стационарном режиме	0	0	0	0
Модель окисления оболочки при высокой температуре	0	1	0	1
Теплопроводность слоя оксида	0	0	0	0
Выход ГПД (или коэффициент диффузии газа)	0	0	0	0
Теплопроводность газа в зазоре	1	1	1	1
Излучательная способность топлива/оболочки	0	0	0	0
Радиальное перемещение топлива	0	0	0	0
Упаковочный множитель фрагментов топлива (если применимо)	0	0	0	0
Порог деформации оболочки для подвижности топлива (если применимо)	0	0	0	0
Твердость оболочки по Мейеру	0	0	0	0
Отжиг оболочки	1	1	1	1
Критерии разрыва оболочки	0	0	0	0
Критерии деформации оболочки при разрыве	0	0	0	0
Температура газа в газосборной камере (°C)	1	0	1	1

РИС. 172. Общий перечень параметров неопределенности входных данных с большим влиянием для каждого аспекта моделирования топлива.

Как показано на рис.172, на основе результатов текущего исследования чувствительности можно определить общий перечень параметров неопределенности входных данных с большим влиянием для каждого аспекта кода расчета характеристик топлива. Здесь также красные ячейки с «1» означали, что параметр с высоким влиянием определен как минимум 1 участником.

В целом, большое влияние на общие модели кодов расчета характеристик топлива, включая тепловое и механическое моделирование топлива и оболочки, оказывали следующие параметры неопределенности входных данных:

- геометрические размеры топливных стержней: наружный/внутренний диаметр оболочки, диаметр топливных таблеток;
- условия испытаний: давление заполняющего газа, мощность и теплообмен между оболочкой и теплоносителем (температура теплоносителя и коэффициенты теплообмена между оболочкой и теплоносителем, или температура оболочки) во время испытания. Осевой профиль мощности также был важен для механического моделирования;
- свойства материалов и модели, связанные с теплопередачей от топлива к оболочке: теплопроводность и теплоемкость топлива; теплопроводность зазора; тепловое расширение, уплотнение и распухание топлива; тепловое расширение, предел текучести, отжиг оболочки; коррозия в стационарном режиме и высокотемпературное окисление оболочки;
- температура газа в газосборной камере.

И наоборот, следующие параметры неопределенности входных данных, как представляется, оказывают лишь небольшое или среднее влияние:

- данные изготовления топлива (плотность, обогащение топлива);
- эксплуатационные условия: относительная мощность во время базового облучения;
- свойства материалов: модели, связанные с теплоемкостью, твердостью по Мейеру, критериями деформации при разрыве или критериями напряжения и деформации оболочки, радиальным перемещением топлива, излучательной способностью топлива/оболочки, выходом ГПД. Параметры, связанные с осевым перемещением (доля фрагментации топлива, порог деформации для подвижности топлива), не оказывали влияния, так как модель осевого перемещения не используется.

Была удивительной незначительность некоторых параметров неопределенности входных данных. Например, в коде FRAPTRAN (без модели осевого перемещения) модель BALON2, которая рассчитывала степень и форму локализованной большой деформации (вздутия) оболочки, происходившей между временем, когда эффективная деформация оболочки превышала деформацию, приводящую к ее неустойчивости, и временем разрыва оболочки, прогнозировала вздутие и разрыв. Модель BALON2 прогнозировала отказ (разрыв) в узле вздутия при превышении истинным окружным напряжением эмпирического предела, который зависел от температуры оболочки, или при превышении прогнозируемой окружной деформацией предельной деформации, которая зависела от температуры оболочки. Ожидалось, что должно быть по крайней мере влияние «критериев напряжения при разрыве оболочки» или «критериев деформации при разрыве оболочки».

Не следует забывать об ограничениях использования коэффициентов корреляции. И действительно, влияние одного параметра неопределенности входных данных на конкретный выходной параметр могло быть нелинейным и немонотонным и, таким образом, не учитывалось коэффициентами корреляции, такими как КЧРК. Другое объяснение заключается в том, что эти параметры влияют только на время разрыва, но не на другие параметры. Это делает их влияние менее заметным.

## 5.6. ВЫВОДЫ

Был проведен анализ неопределенностей и чувствительности для моделирования испытания Halden АПТ IFA-650.10 в соответствии с подробными спецификациями. Результаты анализа неопределенностей представили семь участников, а результаты анализа чувствительности представили шесть участников. Были проведены сравнение и обсуждение предоставленных результатов и сопоставление их с имеющимися экспериментальными данными.

Сравнение результатов анализа неопределенностей показало, что интервалы неопределенности были приемлемы для теплового поведения топлива и оболочки (ВДС, ТНПО и ТПТ), но весьма велики для прогнозирования механического поведения оболочки (УО и ВДО). Механические модели деформации оболочки все еще нуждаются в усовершенствовании, по крайней мере, для некоторых кодов расчета характеристик топливных стержней (например, кода FRAPTRAN).

Сравнение результатов анализа чувствительности помогло определить общий перечень оказывающих большое влияние параметров неопределенности входных данных для каждого выходного параметра, а также для каждого аспекта (моделирования теплового и механического поведения топлива и оболочки) и явлений в кодах расчета характеристик топливных стержней.

Следует отметить, что имел место значительный пользовательский эффект, о чем свидетельствовали различия в трех результатах с использованием кода FRAPTRAN.

## 5.7. РЕЗЮМЕ И РЕКОМЕНДАЦИИ

В рамках проекта ФУМАК были достигнуты следующие результаты:

- получен набор проверенных экспериментальных данных по характеристикам топлива в аварийных условиях в поддержку разработки и валидации кодов для возможного расширения базы данных IFRF;
- улучшены возможности прогнозирования кодов расчета характеристик топлива: улучшенные модели, свойства материалов и численные алгоритмы для моделирования ядерного топлива в условиях ПА и ЗУ с учетом неопределенностей;
- расширено сотрудничество между некоторыми государствами-членами (примеры: соглашение о сотрудничестве между АНЛ, Миланским политехническим институтом и ОИЦ; сотрудничество Института энергетических технологий и ИБРАЭ и совместная презентация на расширенном совещании группы по Халденской программе, 2017 год) за пределами временных рамок проекта ФУМАК.

Многие участники выразили МАГАТЭ признательность за организацию этого ПКИ, который обеспечил идеальную платформу для сравнения результатов применения их кодов с другими и особенно с экспериментальными данными, к которым они в противном случае не имели бы доступа.

Во всех экспериментальных данных наблюдался относительно большой разброс измеренных значений деформации при разрыве, который определялся локальными условиями температуры и давления, а также неоднородностями и вариациями состава или микроструктуры в исследуемых материалах. Поэтому был рекомендован анализ неопределенностей экспериментальных данных, включая данные, которые использовались для разработки и валидации примененных кодов.

Было подтверждено, что этот ПКИ привел к новому сотрудничеству, а также к разработке и совершенствованию общих моделей для тех кодов, которые использовались более широкой группой пользователей (например, FRAPTRAN, TRANSURANUS). Он также позволил выявить различия в интерпретации некоторых экспериментов и, следовательно, в использовании кодов, т.е. так называемые пользовательские эффекты.

Активное участие организаций, которые предоставили экспериментальные данные, также сыграло важную роль в прояснении различных вопросов, поднятых в ходе осуществления проекта.

Были сформулированы следующие рекомендации:

- необходимо провести более подробный анализ и изучить различные ситуации с топливом ВВЭР, особенно с учетом последних разработок в области топлива;
- была выражена общая заинтересованность в рассмотрении аналогичного анализа усовершенствованных видов топлива и материалов, включая некоторые виды так называемого толерантного топлива;
- для успешного ПКИ со столь большим числом участников и рассматриваемых случаев продолжительность совещаний по проекту может быть увеличена, что позволит, например, более детально проанализировать модели и изменения кодов, а также провести сравнение результатов их применения с более подробными экспериментальными данными;
- будет полезен более глубокий анализ критериев отказа с использованием передовых инструментальных средств, а также анализ неопределенностей экспериментальных данных;
- требуется дополнительная количественная информация о фрагментации топлива.

Участники также рекомендовали, чтобы в будущем ПКИ основное внимание было уделено моделированию топлива с более практическими применениями в поддержку устойчивого развития ядерной технологии, диверсификации поставок топлива и инноваций в развитии топливных технологий.

## СПРАВОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

- [1] MISFELDT, I., “The D-COM Blind Problem on Fission Gas Release: Experimental Description and Results, Summary report,” in OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions, IAEA-IWGFPT/16, p. 411, Roskilde, Denmark, 16–20 May 1983.
- [2] KILLEEN, J., TURNBULL, J. A., SARTORI, E., “Fuel Modelling at Extended Burnup: IAEA Coordinated Research Project FUMEX-II”, Proceedings of International LWR Fuel Performance Meeting, American Nuclear Society, San Francisco, California, USA, 30 September–3 October, 2007.
- [3] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, “Fuel Modelling at Extended Burnup (FUMEX-II)”, IAEA TECDOC-1687, IAEA, Vienna, Austria, 2012.
- [4] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, “Improvement of computer codes used for fuel behaviour simulation (FUMEX-III)”. IAEA-TECDOC-1697, IAEA, Vienna, Austria, 2013.
- [5] HÓZER, Z., GYÓRI, C., HORVATH, M., NAGY, I., MARÓTI, L., MATUS, L., WINDBERG, P., FRECSKA J., “Ballooning Experiments with VVER Cladding”, Nuclear Technology 152(3), 273, 2005.
- [6] PEREZ-FERÓ, E., GYÓRI, C., MATUS, L., VASÁROS, L., HÓZER, Z., WINDBERG, P., MARÓTI, L., HORVÁTH, M., NAGY, I., CSORDÁS, A.P., NOVOTNY T., “Experimental database of E110 claddings exposed to accident conditions”, J. Nucl. Mater., 397, 48, 2010.
- [7] FLANAGAN, M., et al., Post-test examination results from integral, high-burnup, fueled LOCA tests at Studsvik Nuclear Laboratory, Report NUREG-2160, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, USA, 2013.
- [8] HELIN, M. and J. FLYGARE, NRC LOCA tests at Studsvik: Design and construction of test train device and tests with unirradiated cladding material, Report STUDSVIK/N-11/130, Studsvik Nuclear AB, Studsvik, Sweden, 2013.
- [9] FLANAGAN, M. and P. ASKELJUNG. Observations of fuel fragmentation, mobility and re-lease in integral high-burnup, fueled LOCA tests. OECD Halden Reactor Project LOCA Workshop, May 29–30, 2012, Lyon, France: OECD Halden Reactor Project, Halden, Norway, 2012.
- [10] ZWICKY, H.-U., Re-fabrication of ramp rodlet Z-3 from Westinghouse father rod irradiated in North Anna. Report N-05/131 Rev. 1, Studsvik Nuclear AB, Nyköping, Sweden, 2006.
- [11] ZWICKY, H.-U., Re-fabrication of ramp rodlet Z-4 from Westinghouse father rod irradiated in North Anna. Report N-05/133 Rev. 1, Studsvik Nuclear AB, Nyköping, Sweden, 2006.
- [12] RAYNAUD, P.A.C., NRC Studsvik LOCA test 192, 2014, MS Excel data file contributed to the IAEA CRP FUMAC on December 8, 2014, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, USA, 2014.
- [13] JERNKVIST, L.O., Computational assessment of LOCA simulation tests on high burnup fuel rods in Halden and Studsvik. Report SSM 2017:12, Swedish Radiation Safety Authority, Stockholm, Sweden, 2017.
- [14] ERBACHER, F. J., H. J. NEITZEL, AND K. WIEHR. Effects of thermohydraulics on clad ballooning, flow blockage and coolability in a LOCA. NO. IWGFPT--16. 1983.

- [15] STUCKERT, J., GROBE, M., RÖSSGER, C., KLIMENKOV, M., STEINBRÜCK, M., WALTER, M. QUENCH-LOCA program at KIT on secondary hydriding and results of the commissioning bundle test QUENCH-L0. *J. Nucl. Eng. Des.* 255 (2013) 185–201.
- [16] VESHCHUNOV, M.S., SHESTAK, V.E., Modelling of Zr alloy burst cladding internal oxidation and secondary hydriding under LOCA conditions. *J. Nucl. Mater.*, 461 (2015) 129–142.
- [17] NUREG/CR-7023, Vol. 1, Revision 1: “FRAPTRAN 1.5: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods”, USNRC, May 2014.
- [18] NUREG/CR-7023, Vol. 2, Revision 1: “FRAPTRAN 1.5: Integral assessment”, USNRC, May 2014.
- [19] JERNKVIST, L. O., MASSIH A. R., and ALVESTAV A., Axial relocation of fragmented and pulverized fuel and its effects on fuel rod heat load during LOCAs, *Top Fuel 2015*, paper A0059, 2015.
- [20] GOVERS K., VERWERFT M., “Simulation of ballooning & relocation in the Halden LOCA tests with FRAPTRAN”, EHPG meeting, 2014.
- [21] JERNKVIST, L. O., MASSIH, A. R., ALVESTAV, A., “Computational assessment of axial fuel relocation in Halden IFA-650 LOCA tests”. In *Proceedings of Enlarged Halden Program Group Meeting*, Sandefjord, Norway, OECD Halden Reactor Project, May 8–13, 2016.
- [22] JERNKVIST L. O., and MASSIH, A. R., “Models for axial relocation of fragmented and pulverized fuel pellets in distending fuel rods and its effects on fuel rod heat load,” SSM research report 2015:37, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden, September 2015.
- [23] JERNKVIST, L. O., “Observed and corrected errors in source code and algorithms of FRAPTRAN-1.5,” Report TR15-002V2, Quantum Technologies AB, March 2016.
- [24] ZHANG, J., “Code modification requirements specifications (CMRS) for extension and adaptation of FRAPTRAN-1.5 for LOCA fuel behaviour modelling,” Internal report FUELROD/4DO/0437004/000/00, Tractebel, February 2016.
- [25] JERNKVIST, L. O., “The FRAPTRAN-TE-1.5 computer program”, Report TR16-001, Quantum Technologies AB, March 2016.
- [26] LASSMANN, K., URANUS -- A computer programme for the thermal and mechanical analysis of the fuel rods in a nuclear reactor, *Nucl. Eng. Des.* 45 (1978) 325.
- [27] LASSMANN, K., TRANSURANUS: a fuel rod analysis code ready for use, *J. Nucl. Mater.* 188 (1992) 295.
- [28] LASSMANN, K., RONCHI, C., SMALL, G. J., The development of fuel performance models at the European institute for transuranium elements, *J. Nucl. Mater.* 166 (1989) 112.
- [29] LASSMANN, K., O'CARROL, C., DE LAAR, J.V., WALKER, C. T., The radial distribution of plutonium in high burnup UO<sub>2</sub> fuels, *J. Nucl. Mater.* 208 (1994) 223.
- [30] LASSMANN, K., WALKER, C. T., DE LAAR, J.V., LINDSTRÖM, F., Modelling the high burnup UO<sub>2</sub> structure in LWR fuel, *J. Nucl. Mater.* 226 (1995) 1.
- [31] LASSMANN, K., DE LAAR, J.V., “The Transient TRANSURANUS version”, *Proceedings of IAEA RER/4/019, Licensing Fuel and Fuel Modelling Codes for WWER Reactors, Seminar “Implementation of the WWER version of the TRANSURANUS code and its application to safety criteria”*, Sofia, Bulgaria, 7–11 December 1998.

- [32] UFFELEN, V.P, GYORI, Cs., SCHUBERT, A., DE LAAR, J.V., HOZER, Z., SPYKMAN, G., Extending the application range of a fuel performance code from normal operating to design basis accident conditions, *J. Nucl. Mater.* 383 (2008) 137.
- [33] GYORI, Cs., HÓZER, Z., LASSMANN, K., SCHUBERT, A., DE LAAR, J.V., HATALA, B., CVAN, M., “Extension of Transuranus code applicability with Niobium containing cladding models (EXTRA)”, Final Report, EVOL-EXTRA-D5 / FIKS-CT2001-00173, 2004.
- [34] SPYKMAN, G., MÄRTENS, D., BOUR, D., KOCK, P., LASSMANN, K., SCHUBERT, A., DE LAAR, J.V., “Implementation of a Cladding Failure Model for a Loss of Coolant Accident (LOCA)-Analysis in Transuranus”, Proceedings of Enlarged Halden Programme Group Meeting on High Burn-up Fuel Performance, Safety and Reliability, Sandefjord, Norway, 9–14 May 2004.
- [35] DI MARCELLO, V., SCHUBERT, A., DE LAAR, J.V., VAN UFFELEN, P., The TRANSURANUS mechanical model for large strain analysis, *Nucl. Eng. Des.* 276 (2014) 19.
- [36] PASTORE, G., Luzzi, L., Di Marcello, V., VAN UFFELEN, Physics-based modelling of fission gas swelling and release in UO<sub>2</sub> applied to integral fuel rod analysis, *Nucl. Eng. Des.* 256 (2013) 75.
- [37] DI MARCELLO, V., RONDINELLO, V., SCHUBERT, A., DE LAAR, J.V., VAN UFFELEN, P., Modelling actinide redistribution in mixed oxide fuel for sodium fast reactors, *Progress in Nuclear Energy* 72 (2014) 83.
- [38] DI MARCELLO, V., SCHUBERT, A., DE LAAR, J.V., VAN UFFELEN, P., Extension of the TRANSURANUS plutonium redistribution model for fast reactor performance analysis, *Nucl. Eng. Des.* 248 (2012) 149.
- [39] LASSMANN, K., HOHLEFELD, F., The revised URGAP model to describe the gap conductance between fuel and cladding, *Nucl. Eng. Des.* 103 (1987) 215.
- [40] SCHUBERT, A., VAN UFFELEN, P., DE LAAR, J.V., Walker, C. T., HAECK, W., Extension of the TRANSURANUS burn-up model, *J. Nucl. Mater.* 376 (2008) 1
- [41] MARELLE, V. et al., Thermo-mechanical modelling of PWR fuel with ALCYONE. in proceedings of Top Fuel 2011, Chengdu, China, 2011.
- [42] MARELLE, V. et al., New developments in ALCYONE 2.0 fuel performance code. in proceedings of Top Fuel Boise Idaho USA, 2016.
- [43] STRUZIK, C. et al., Validation of fuel performance CEA code ALCYONE, scheme 1D, on extensive data base. in proceedings of Top Fuel 2012, Manchester, United Kingdom, 2012.
- [44] SERCOMBE, J. et al., Stress concentration during pellet cladding interaction: Comparison of closed-form solutions with 2D (r,theta) finite element simulations. *Nucl. Eng. Des.* 260, 175, 2013.
- [45] MICHEL, B. et al., 3D fuel cracking modelling in pellet cladding mechanical interaction. *Engineering Fracture Mechanics* 75, 3581, 2008.
- [46] MARELLE, V., Validation of PLEIADES/ALCYONE 2.0 fuel performance code. WRFPM2017, Jeju Island Korea, 2017.
- [47] JOMARD, G. et al., CARACAS: an industrial model for the description of fission gas behaviour in LWR-UO<sub>2</sub> fuel. in Proceedings WRFPM 2014, Sendai (Japan), 2014.
- [48] NOIROT, L. et al., MARGARET: A comprehensive code for the description of fission gas behaviour. *Nuclear Engineering and design* 241, 2011.

- [49] WILLIAMSON, R.L., HALES, J.D., NOVASCONE, S. R., TONKS, M.R., GASTON, D.R., PERMANN, C.J., ANDRS, D., MARTINEAU, R.C., Multidimensional multiphysics simulation of nuclear fuel behaviour. *J. Nucl. Mater.* 423, 149, 2012.
- [50] GASTON, D., NEWMAN, C., HANSEN, G., LEBRUN-GRANDIÉ, D., MOOSE: A parallel computational framework for coupled systems of nonlinear equations, *Nucl. Eng. Des.*, 239, 1768, 2009.
- [51] RASHID, M.M., Incremental kinematics for finite element applications, *International Journal of Numerical Methods and Engineering* 36, 3937, 1993.
- [52] HALES, J.D., WILLIAMSON, R.L., NOVASCONE, S.R., PASTORE, G., SPENCER, B.W., STAFFORD, D.S., GAMBLE, K.A., PEREZ, D.M., GARDNER, R.J., LIU, W., BISON theory manual: The equations behind nuclear fuel analysis. Technical Report INL/EXT-13-29930, Rev.1. Idaho National Laboratory, 2014.
- [53] PASTORE, G., SWILER, L.P., HALES, J.D., NOVASCONE, S.R., PEREZ, D.M., SPENCER, B.W., LUZZI, L., VAN UFFELEN, P., WILLIAMSON R.L., . Uncertainty and sensitivity analysis of fission gas behaviour in engineering-scale fuel modelling. *J. Nucl. Mater.* 465, 398, 2015.
- [54] WILLIAMSON R.L., GAMBLE, K.A., PEREZ, D.M., NOVASCONE, S.R., PASTORE, G., GARDNER, R.J., HALES, J.D., LIU, W., MAI, A., Validating the BISON fuel performance code to integral LWR experiments. *Nucl. Eng. Des.* 301, 232, 2016.
- [55] Assessment of BISON: A Nuclear Fuel Performance Analysis Code. BISON Release 1.3, Technical Report INL/MIS-13-30314 Rev. 3, Idaho National Laboratory, 2016.
- [56] PASTORE, G., NOVASCONE, S.R., WILLIAMSON R.L., HALES, J.D., SPENCER, B.W., STAFFORD, D.S., Modelling of fuel behaviour during loss-of-coolant accidents using the BISON code. In: Proc. of the LWR Fuel Performance Meeting, Zurich, Switzerland, September 13–17, 2015.
- [57] PASTORE, G., WILLIAMSON R.L., NOVASCONE, S.R., SPENCER, B.W., HALES, J.D., Modelling of LOCA tests with the BISON fuel performance code. In: Enlarged Halden Programme Group Meeting, Fornebu, Norway, May 8-13, 2016.
- [58] WILLIAMSON R.L., FOLSOM, C.P., PASTORE, G., VEEARAGHAVAN, S., Reactivity insertion accident (RIA) capability status in the BISON fuel performance code. Technical Report CASL-X-2016-1104-000, Consortium for Advanced Simulation of LWRs, July 2016.
- [59] PASTORE, G., FOLSOM, C.P., WILLIAMSON R.L., HALES, J.D., LUZZI, L., PIZZOCRI, D., BARANI T., Modelling fission gas behaviour with the BISON fuel performance code. In Enlarged Halden Programme Group Meeting, Lillehammer, Norway, September 24-29, 2017.
- [60] HALES, J.D., WILLIAMSON R.L., NOVASCONE, S.R., PEREZ, D.M., SPENCER, B.W., PASTORE, BG., Multidimensional Multiphysics Simulation of TRISO Particle Fuel, *J. Nucl. Mater.* 443, 531, 2013.
- [61] PASTORE, G., PIZZOCRI, D., NOVASCONE, S.R., PEREZ, D.M., SPENCER, B.W., WILLIAMSON R.L., VAN UFFELEN, P., LUZZI, L., Modelling of transient fission gas behaviour in oxide fuel and application to the BISON code. In Enlarged Halden Programme Group Meeting, Røros, Norway, September 7–12, 2014.
- [62] BARANI, T., BRUSCHI, E., PIZZOCRI, D., PASTORE, G., VAN UFFELEN, P., WILLIAMSON R.L., LUZZI, L., Analysis of transient fission gas behaviour in oxide fuel using BISON and TRANSURANUS, *J. Nucl. Mater.* 486, 96, 2017.

- [63] SOBA, A., DENIS, A., DIONISIO 2.0: New version of the code for simulating a whole nuclear fuel rod under extended irradiation, *Nucl. Eng. and Des.* 292, 213, 2015.
- [64] SOBA, A., DENIS, A., ROMERO, L., VILLARINO, E., SARDELLA, F., A high burn-up model developed for the DIONISIO code, *J. Nucl. Mater.*, 433 (1), 160, 2013.
- [65] SOBA, A., LEMES, M., DENIS, A., An empirical formulation to describe the evolution of the high burnup structure, *J. Nucl. Mater.*, 456, 174, 2015.
- [66] SOBA, A., LEMES, M., GONZÁLEZ, M.E., DENIS, A., ROMERO, L., Simulation of the behaviour of nuclear fuel under high burnup conditions, *Ann. Nucl. Energy.* 70, 147, 2014.
- [67] LEMES, M., SOBA, A., DAVERIO, H., DENIS, A., Inclusion of models to describe severe accident conditions in the fuel simulation code DIONISIO, *Nucl. Eng. and Des.* 315, 1, 2017.
- [68] GEELHOOD, K.J., LUSCHER, W.G., CUTA, J.M., FRAPTRAN-1.5: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods. U.S. Nuclear Regulatory Commission, 2014.
- [69] WILLIAMSON R.L., PASTORE G., NOVASCONE. S.R., et al. Modelling of LOCA Tests with the BISON Fuel Performance Code. Idaho National Laboratory, Idaho Falls, United States, 2016.
- [70] ROSINGER H.E., NEITZEL H.J., ERBACHER F.J., Development of a Burst Criterion for Zircaloy Fuel Cladding under LOCA Conditions. In Proc. IAEA Specialist Meeting on Fuel Element Performance Computer Modelling, Blackpool, UK, pp. 21–35. 1980.
- [71] GEELHOOD, K. J., LUSCHER, W. G., FRAPTRAN-1.5: Integral Assessment. U.S. Nuclear Regulatory Commission, 2014.
- [72] RAPTA-5.2 software tool. ROSTECHNADZOR (Federal Environmental, Industrial and Nuclear Supervision Service), SEC NRS (Scientific and Engineering Centre of Nuclear and Radiation Safety), Certificate of Computer Code № 399 of 14.07.2016.
- [73] FEDOTOV, P., Analytical functions used for description of the plastic deformation process in zirconium alloys VVER type fuel rod cladding under designed accident conditions. Proceedings of the Fifth International Conference. VVER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support. 29 September – 3 October 2003, Albena, Bulgaria. p. 417–429.
- [74] FEDOTOV P., NECHAEVA O., SALATOV A., LOSHMANOV L., Universal model of zirconium alloys plastic deformation under VVER design basis accident (DBA) conditions. 6-th International Conference on VVER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support. 19-23 September 2005, Bulgaria.
- [75] FEDOTOV, P.V., GONCHAROV, A.A., KUMACHEV, A.V., MEDVEDEV, A.V., NECHAEVA, O.A., NOVIKOV, V.V., ONUFRIEV, A.V., SALATOV, A.V., MOLCHANOV, V.L., PIMENOV, YU.V., ALEKSEEV, A.V., KISELEVA, I.V., SHULIMOV, V.N., FEDIK, I.I., NALIVAEV, V.I., PARSHIN, N.YA., KONSTANTINOV. V.S., Estimation of Water-Water Energy Reactor Fuel Rod Failure in Design Basis Accidents, Proceeding of 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Kyoto, Japan, 2-6 October 2005, p.p. 835–847.
- [76] VESHCHUNOV, M.S., BOLDYREV, A. V., OZRIN, V.D., SHESTAK, V.E., TARASOV, V.I., A new mechanistic code SFPR for modelling of single fuel rod performance under various regimes of LWR operation, *Nucl. Eng. Des.* 241, 2822–2830 (2011).

- [77] VESHCHUNOV, M.S., OZRIN, V.D., SHESTAK, V.E., TARASOV, V.I., DUBOURG, R., NICAISE, G., Development of the mechanistic code MFPR for modelling fission products release from irradiated UO<sub>2</sub> fuel. Nucl. Eng. Des. 236, 179–200 (2006).
- [78] VESHCHUNOV, M.S., DUBOURG, R., OZRIN, V.D., SHESTAK, V.E., TARASOV, V.I., Mechanistic modelling of Urania fuel evolution and fission product migration during irradiation and heating. J. Nucl. Mater. 362, 327 (2007).
- [79] HOFMANN, P., NOACK, V., VESHCHUNOV, M.S., BERDYSHEV, A.V., BOLDYREV, A.V., MATWEEV, L.V., PALAGIN, A.V., SHESTAK, V.E., Physico-Chemical Behaviour of Zircaloy Fuel Rod Cladding Tubes During LWR Severe Accident Reflood, Report FZKA 5846, Karlsruhe, Germany (1997).
- [80] HOFMANN, P., MIASSOEDOV, A., STEINBOCK, L., STEINBRUECK, M., BERDYSHEV, A.V., BOLDYREV, A.V., PALAGIN, A.V., SHESTAK, V.E., VESHCHUNOV, M.S., Quench Behaviour of Zircaloy Fuel Rod Cladding Tubes. Small-Scale Experiments and Modelling of the Quench Phenomena. Report FZKA 6208, INV-COBE (98)-D018, Karlsruhe, Germany (1999).
- [81] VESHCHUNOV M.S., SHESTAK, V.E., Model for Melt Blockage (Slug) Relocation and Physico-Chemical Interactions during Core Degradation under Severe Accident Conditions. Nucl. Eng. Des. 238 (2008) 3500–3507.
- [82] KIM H.C., et al., Development of fully coupled MARS-KS/FRAPTRAN code system for simulation of fuel behaviour during LOCA, Transactions of the Korea Nuclear Society Autumn meeting, Gyeongju, Korea, October 26, 2017.
- [83] GEELHOOD, K.J., LUSCHER, W.G., BEYER, C.E., CUTA, J.M., FRAPTRAN 1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods, NUREG/CR-7023, Vol.1, 2011.
- [84] MARS Code manual, Volume I: Code Structure, System Models, Solution Methods, KAERI/TR-2812, 2004.
- [85] GEELHOOD, K.J., LUSCHER, W.G., BEYER, C.E., CUTA, J.M., FRAPTRAN 1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods, NUREG/CR-7023, Vol. 1, PNNL-19400, 2011.
- [86] HÄMÄLÄINEN, A., STENGÅRD, J.-O., MIETTINEN, J., KYRKI-RAJAMÄKI, R., Coupled Code FRAPTRAN - GENFLO for Analysing Fuel Behaviour During PWR and BWR Transients and Accidents. Proceeding of: Technical Committee meeting, 10 September 2001, Halden, Norway, IAEA-TECDOC-1320, 2001.
- [87] MIETTINEN, J., HÄMÄLÄINEN, A., 2002. GENFLO - A General Thermal Hydraulic Solution for Accident Simulation. VTT Research Notes 2163, ISBN 951-38-6083-3, ISSN 1455-0865. [www.vtt.fi/inf/pdf/tiedotteet/2002/T2163.pdf](http://www.vtt.fi/inf/pdf/tiedotteet/2002/T2163.pdf) (visited 5 May 2017).
- [88] ORGANISATION FOR ECONOMIC CO-OPERATION AND DEVELOPMENT, NUCLEAR ENERGY AGENCY, Benchmark Calculations on Halden IFA-650 LOCA Test Results, NEA/CSNI/R6, 2010.
- [89] MIETTINEN, J., Thermohydraulic Model SMABRE for Light Water Reactor Simulations. Thesis for the degree of Licentiate of Technology, Helsinki University of Technology, 2000.
- [90] ARKOMA, A., IKONEN, T., Sensitivity analysis of local uncertainties in large break loss-of-coolant accident (LB-LOCA) thermo-mechanical simulations. Nucl. Eng. Des., 305, 293, 2016.

- [91] ARKOMA, A., HÄNNINEN, M., RANTAMÄKI, K., KURKI, J., and HÄMÄLÄINEN, A., Statistical analysis of fuel failures in large break loss-of-coolant accident (LBLOCA) in EPR type nuclear power plant. *Nucl. Eng. Des.*, 285, 1, 2015.
- [92] AUSTREGESILO, H., BALS, C. AND TRAMBAUER, K., 2007. Post-Test Calculation and Uncertainty Analysis of the Experiment Quench-07 with the System Code ATHLET-CD. *Nucl. Eng. Des.*, 237(15–17), PP.1693-1703.
- [93] BOLSHOV, L.A., DOLGANOV, K.S., KISELEV, A.E. STRIZHOV, V.F., 2019. Results of SOCRAT code development, validation and applications for NPP safety assessment under severe accidents. *Nucl. Eng. Des.*, 341, pp.326–345.
- [94] DI MARCELLO, V., SCHUBERT, A., DE LAAR, J.V., VAN UFFELEN, P., The TRANSURANUS mechanical model for large strain analysis. *Nucl. Eng. Des.* 276, 19, 2014.
- [95] ERBACHER, F. J., NEITZEL, H. J., ROSINGER, H., SCHMIDT, H., WIEHR, K., Burst criterion of Zircaloy fuel claddings in a loss-of-coolant accident. In *Zirconium in the Nuclear Industry, Fifth Conference*, ASTM STP 754, D.G. Franklin Ed., pages 271. American Society for Testing and Materials, 1982.
- [96] ERBACHER, F.J., NEITZEL, H.J., WIEHR, K., Technical Report 4781, Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK), Germany, 1990.
- [97] LAVOIL, A., LOCA Testing at Halden; The Tenth Experiment IFA-650.10. Technical Report HWR-974, OECD Halden Reactor Project, 2010.
- [98] HAGEN, S., HOFMANN, P., NOACK, V., SCHANZ G., et al. “Behaviour of VVER-1000 Fuel Element with Boron Carbide/Steel Absorber Tested under Severe Fuel Damage Conditions in the CORA Facility. Results of Experiment CORA-W2”. KfK 5363, 1994.
- [99] GENTLE, E., “Monte-Carlo Methods,” *Encyclopaedia of Statistics*, 5, pp. 612-617, John Wiley and Sons, New-York, 1985.
- [100] CONOVER, W., *Practical non-parametric statistic*, Wiley, New York, 1999.
- [101] GLAESER, H., “GRS Method for Uncertainty and Sensitivity Evaluation of Code Results and Applications,” *Science and Technology of Nuclear Installations*, Volume 2008, Article ID 798901, 2008.
- [102] ZHANG, J., SEGURADO J., SCHNEIDESCH, C., “Towards an Industrial Application of Statistical Uncertainty Analysis Methods to Multi-physic Modelling and Safety Analyses,” *Proc. OECD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations*, Barcelona, Spain, 16–18 November 2011.
- [103] WILKS, S.S., Determination of sample sizes for setting tolerance limits, *Ann. Math. Stat.* 12, 91, 1941.
- [104] GUBA, A., MAKAI, M., PAL L., “Statistical aspects of best estimate method-F”; *Reliability Engineering and System Safety*, 80, 217, 2003.
- [105] DE CRÉCY, A., et al., “The BEMUSE Programme: Results of the First Part Concerning the LOFT L2-5 Test,” *Proceedings of 14th International Conference on Nuclear Engineering*, Miami, Florida, USA, 17 July, 2006.
- [106] GLAESER, H., “BEMUSE Phase VI Report, Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations,” *OECD/NEA/CSNI/R (2011) 4*, March 2011.
- [107] MCKAY, M. D., “Sensitivity and uncertainty analysis using a statistical sample of input values,” Ch. 4, “Uncertainty Analysis”, Ronen, Y. Editor, CRC Press, Florida, USA, 1988.

- [108] HELTON, J.C., JOHNSON, J.D., SALLABERRY, C.J., STORLIE, C.B., “Survey of sampling-based methods for uncertainty and sensitivity analysis,” *Reliability Engineering and System Safety*, 91,10, 2006.
- [109] IOOSS B., LEMAITRE, P., “A review on global sensitivity analysis methods,” in *Uncertainty management in Simulation-Optimization of Complex Systems: Algorithms and Applications* (C. Meloni and G. Dellino, Eds), Springer, 2015, <http://www.springer.com/business>.
- [110] ADAMS, B., et al., “DAKOTA, A Multilevel Parallel Object-Oriented Framework for Design Optimization, Parameter Estimation, Uncertainty Quantification, and Sensitivity Analysis: Version 5.1 User's Manual”, Sandia Technical Report SAND2010-2183, Updated Version 5.3, December 2013. (<http://www.cs.sandia.gov/dakota>).
- [111] LAVOIL, A., “LOCA Testing at Halden, the Tenth Experiment IFA-650.10”, HWR-974, OECD Halden Reactor Project, December 2010.
- [112] KISELEV, A., “Short Information on the Results Of IFA-650.9, IFA-650.10 and IFA-650.11 Calculations with Socrat Code”, Technical Note, Version 3, IBRAE RAN, December 2016.

## ПРИЛОЖЕНИЕ I:

### СПЕЦИФИКАЦИИ ДЛЯ АНАЛИЗА НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ИСПЫТАНИЯ HALDEN АПТ IFA-650.10

#### I-1. ВВЕДЕНИЕ

Во время 2-го СКИ в рамках проекта ФУМАК было решено провести анализ неопределенностей и чувствительности (АНИЧ) на основе одного выбранного испытания IFA-650 с использованием упрощенных ТГ граничных условий (т.е. температуры теплоносителя и коэффициентов теплопередачи, рассчитанных с помощью кода СОКРАТ, или измеренных или рассчитанных температур оболочки).

Цель заключается в том, чтобы убедиться, что количественные неопределенности прогнозируемых ключевых физических параметров (температуры оболочки, температуры газа в газосборной камере, давления газа в газосборной камере, времени разрыва, деформации, удлинения, эквивалентной прореагировавшей доли оболочки, наводороживания и т.д.) хорошо ограничивают измеренные данные во время испытания, а также, в качестве дополнительной деятельности для заинтересованных участников, определить важные входные параметры с помощью глобального анализа чувствительности (ГАЧ).

Учитывая сложность IFA-650.9 (очень глубокое выгорание, сложные ТГ условия, необходимость модели осевого перемещения), было предложено выбрать в качестве сценария для АНИЧ либо IFA-650.10 (для PWR), либо IFA-650.11 (для ВВЭР) с умеренным выгоранием и без значительного осевого перемещения.

Был предложен следующий подход:

- использование метода распространения неопределенности входных данных на основе непараметрической порядковой статистики;
- размер выборки задается равным 200;
- будет согласован общий список параметров неопределенности входных данных, включающий данные по производству, свойствам и моделям, условиям эксплуатации и испытаний топлива;
- будет согласован общий перечень неопределенностей выходных данных;
- если участник не имеет собственного инструментального средства, можно использовать инструментальное средство статистического анализа АНИЧ (ДАКОТА), которое можно бесплатно получить в АНЛ.

Однако участник имеет право использовать другой альтернативный метод или инструментальное средство для проведения АНИЧ или провести только анализ неопределенностей.

В настоящем докладе приводятся:

- краткое описание предлагаемой методологии анализа неопределенностей и чувствительности (§2);
- спецификация испытательного эксперимента IFA-650.10 (§3) (которая может быть адаптирована к IFA650.11);
- перечень неопределенностей входных данных, которые должны быть рассмотрены для IFA650.10 (§4) (может быть адаптирован к IFA650.11);

- перечень неопределенностей выходных данных, которые должны быть предоставлены (§5);
- процесс и график (§6).

В данной спецификации принят такой же подход, что и в отношении фазы II сравнительного исследования ОЭСР в условиях RIA (аварии, вызванной ростом реактивности).

## I-2. МЕТОДОЛОГИЯ

### I-2.1. Анализ неопределенностей: метод распространения неопределенностей входных данных

Из всех доступных методов анализа неопределенностей при анализе ядерной безопасности до сих пор наиболее широко используется вероятностный метод распространения неопределенностей входных данных [I-1].

В этом методе коды расчета характеристик топлива рассматриваются как «черные ящики», а неопределенности входных данных распространяются на неопределенности выходных данных имитирующей модели посредством расчетов с помощью кода с выборками входных данных из известных распределений [I-2].

Метод состоит из следующих этапов (рис. I-1):

- a) спецификация задачи: определяются все актуальные выходные данные кодов и соответствующие неопределенные параметры для кодов, схемы моделирования станции и эксплуатационные условия на станции;
- b) моделирование неопределенностей: неопределенность каждого неопределенного параметра количественно определяется функцией плотности вероятности (ФПВ) на основе инженерной оценки и учета опыта, от применений кодов и до испытаний влияния отдельных и комплексных эффектов и полного моделирования станций. Если зависимости между неопределенными параметрами известны и считаются потенциально важными, они количественно определяются с помощью коэффициентов корреляции;
- c) распространение неопределенности с помощью компьютерного кода: распространение осуществляется путем моделирования методом Монте-Карло [I-3]. При моделировании методом Монте-Карло компьютерный код запускается несколько раз, причем каждый раз используются различные значения каждого неопределенного параметра. Эти значения взяты из распределений вероятности и зависимостей, выбранных на предыдущем шаге. Таким образом, при каждом повторении моделирования одновременно отбирается одно значение для каждого неопределенного параметра. Результаты моделирования методом Монте-Карло приводят к выборке одинакового размера для каждого значения выходных данных;
- d) статистический анализ неопределенностей результатов: при достаточном количестве циклов моделирования методом Монте-Карло выборка выходных данных может быть использована для получения любой типичной статистики отклика кода, такой как среднее значение или дисперсия, верхние или нижние границы, а также для определения кумулятивной функции распределения (КФР). КФР позволяет получить процентиля распределения (если  $X$  является случайной переменной, а  $F_X$  — его КФР, то  $\alpha$ -перцентиль,  $\alpha \in [0; 1]$ , является детерминированным значением  $X_\alpha$ , таким, что  $F_X(X_\alpha) = P(X \leq X_\alpha) = \alpha$ .



РИС. I-1. Четыре шага метода распространения неопределенностей входных данных.

Простым способом получения информации о процентилях является использование порядковой статистики [I-4], которая является опробованной и общедоступной методологией в ядерном сообществе и поэтому рекомендуется для применения в данном случае [I-5] [I-6] [I-7].

Принцип порядковой статистики порядка заключается в том, чтобы получить результаты на основе ранжированных величин выборки. Если  $(X^1, \dots, X^N)$  обозначает выборку любой случайной переменной,  $X$ , а  $(X^1, \dots, X^N)$  — соответствующую ранжированную выборку, то порядковая статистика сначала дает оценку интересующего процентиля, так как  $\alpha$ -процентиль может быть оценен посредством  $X^{(\alpha, N)}$ . Более того, оказывается, что КФР  $X^{(k)}$ ,  $F_X(X^{(k)})$  следует бета-распределению  $\beta(k, N - k + 1)$ , которое не зависит от распределения  $X$ . Этот ключевой результат позволяет количественно определить вероятность того, что любое ранжированное значение меньше любого процентиля, по следующей формуле:

$$P(X^{(k)} \leq X\alpha) = F_{\beta(k, N-k+1)}(\alpha) \quad (11)$$

где  $F_{\beta(k, N-k+1)}$  обозначает КФР бета-распределения  $\beta(k, N - k + 1)$ .

Затем уравнение (11) можно использовать для получения:

1) нижних и верхних границ интересующего процентиля, учитывая размер выборки  $N$  и доверительный уровень  $\beta$ , который контролирует вероятность того, что  $X^{(k)} \leq X\alpha$ . Это требует решения уравнения  $F_{\beta(k, N-k+1)}(\alpha) = \beta$ ;

2) минимального размера выборки (и, следовательно, минимального числа прогонов программы на компьютере) для получения нижней или верхней границы данного процентиля с заданным доверительным уровнем. Это приводит к так называемой формуле Уилка [I-4]:

$$N = \ln(1 - \beta) / \ln\alpha \quad (12)$$

и оценке Губы в случае множественных выходных параметров в [I-5].

Порядковые статистики широко используются, так как о распределении случайной переменной ничего не должно быть известно, за исключением того, что оно считается непрерывным. Более того, этот метод очень прост в применении, что делает его чрезвычайно интересным для лицензирования заявок на проведение анализа ядерной безопасности.

Благодаря своей простоте, надежности и прозрачности этот метод будет использоваться в данном сравнительном исследовании. Для наиболее рекомендуемого размера выборки устанавливается значение 200 (т.е. будет выполнено 200 прогонов кода). Если выполняется меньшее число прогонов кода, необходимо дать убедительные обоснования этого. Выборка формируется в соответствии с выбранными ФПВ, исходя из шагов моделирования неопределенностей и предполагая независимость между входными параметрами в соответствии с простым случайным выбором (ПСВ), как рекомендовано для использования порядковой статистики в проекте BEMUSE [I-6] [I-7].

Более того, мы фокусируемся на оценке нижней и, соответственно, верхней границы 5% и, соответственно, 95% перцентилей  $\alpha$  при доверительном уровне  $\beta$  выше 95%. Для  $N = 200$ ,  $\beta = 0,95$  и  $\alpha = 0,05$  или  $0,95$  уравнение (11) приводит к:

$$P(X^{(5)} \leq X_{5\%}) > 0,95,$$

$$P(X^{(196)} \leq X_{95\%}) > 0,95$$

причем нижняя и, соответственно, верхняя граница определяются в данном сравнительном исследовании посредством  $X^{(5)}$  и, соответственно,  $X^{(196)}$ .

Для правильного использования порядковой статистики все прогоны кода должны быть успешно завершены. В противном случае рекомендуется исправить ошибки при прогонах кода. Как было замечено во время проекта BEMUSE [I-7], некоторые сбои могут быть связаны со слишком большим значением временного шага, и прогон может быть продолжен после уменьшения временного шага. Если коррекция невозможна, в неудачных прогонах выполняется тщательная проверка эволюции выходных данных, с тем чтобы сохранить результаты до возникновения сбоев и использовать предыдущую методологию для их анализа. Если количество сбоев относительно невелико, можно также рассмотреть консервативный подход, предположив, что  $n$  прогонов со сбоями привели к  $n$  самым неблагоприятным значениям интересующих выходных данных.

Участникам предлагается четко описать в своем вкладе свой подход к рассмотрению этой темы.

## **I-2.2. Анализ чувствительности: метод глобального анализа чувствительности**

Помимо анализа неопределенностей и в качестве дополнительной деятельности для заинтересованных участников может быть проведено дополнительное исследование, с тем чтобы получить качественную информацию об оказывающих наибольшее влияние параметрах входных данных.

Эта работа может быть выполнена на основе глобального анализа чувствительности с использованием ранее полученных результатов 200 прогонов кода. Обычно это делается вместе с анализом статистической неопределенности, с использованием того же самого инструментального средства.

Точнее, если  $Y$  обозначает интересующий отклик, а  $\{X_i\}_{i=1,\dots,p}$  — набор  $p$  неопределенных входных параметров (также называемых переменными регрессии), то потребуется вычислить следующие классические коэффициенты корреляции:

линейные простые коэффициенты корреляции (ПКК) (или коэффициенты Пирсона): для каждого  $i$ ,

$$\rho_i = \frac{Cov(Y, X_i)}{\sigma_X \sigma_Y} \quad (13)$$

где  $\sigma_X$  и  $\sigma_Y$  являются эмпирическими стандартными отклонениями  $X$  и  $Y$ .

Они соответствуют  $p$  коэффициентам корреляции между откликом и  $p$  переменными регрессии. Они измеряют степень линейной зависимости между откликом и  $p$  переменными регрессии, взятыми по отдельности.

Лучшим показателем линейной зависимости между откликом и одной из  $p$  переменных регрессии является так называемый коэффициент частной корреляции (КЧК), когда рассчитывается корреляция между двумя рассматриваемыми переменными и она корректируется с учетом линейного вклада остальных переменных. В действительности, поскольку эта коррекция устраняет линейные тренды, связанные с другими переменными, КЧК приведет к более высокому числу, чем простой коэффициент корреляции Пирсона.

Коэффициент ранговой корреляции Спирмена (КРК): то же определение, что и для КЧК, но с заменой входных и выходных значений их соответствующими рангами. Работа с рангами позволяет расширить предыдущую базовую линейную регрессионную модель до монотонной нелинейной. При наличии нелинейных, но монотонных связей между откликом и каждой из  $p$  переменных регрессии использование рангов может существенно улучшить разрешение результатов анализа чувствительности [I–8].

Коэффициент частной ранговой корреляции (КЧРК) позволяет лучше измерять монотонную связь между откликом и одной из  $p$  переменных регрессии, удаляя тренды, связанные с другими переменными. Опять же, КЧРК приведет к большему числу, чем коэффициент ранговой корреляции Спирмена.

На основе этой информации (ПКК Пирсона или КРК, КЧК или КЧРК Спирмена) можно определить оказывающие наибольшее влияние неопределенные входные параметры.

Следует отметить, что приведенные выше коэффициенты корреляции оценивают линейную (ПКК) или монотонную (КРК) связь между входными и целевыми выходными параметрами. Кроме того, не рассматривается взаимодействие между входными параметрами [I–9].

Поскольку все коды расчета характеристик топливных стержней являются сложными моделями, а между входными параметрами существуют определенные взаимодействия, эти коэффициенты можно рассматривать только как качественные, а для скрининга неважных входных параметров используется относительный индекс.

Другие показатели чувствительности, такие как индексы Соболя, можно было бы получить с помощью метода разложения на основе дисперсии [I–10]. Индексы Соболя обеспечивают определение количественного вклада неопределенности каждого входного параметра в неопределенность целевого выходного параметра. Однако метод разложения на основе дисперсии требует гораздо большего объема вычислений и поэтому не рекомендуется для настоящего сравнительного исследования.

### 1–2.3. Инструментальное средство

Участник может выбрать инструментальное средство, которое он может использовать для проведения предлагаемого АНИЧ.

Программный комплекс DAKOTA (Design Analysis Kit for Optimization and Terascale Applications («Комплекс программных средств анализа конструкции для применений по оптимизации и терафлопсному масштабированию»)) был разработан в Сандийских национальных лабораториях [1–11]. Его можно загрузить с веб-сайта <http://www.cs.sandia.gov/dakota>.

Как показано на рис.1–2, DAKOTA предоставляет гибкий, расширяемый интерфейс между кодами моделирования и методами итеративного анализа с использованием файлов входных данных и исполняемых программ DAKOTA.



Рис. 1–2. Процесс анализа неопределенностей с применением программного комплекса DAKOTA.

Наряду с прочим, DAKOTA содержит алгоритмы количественного анализа неопределенностей (КАН) с отбором проб (методом Монте-Карло или Латинского гиперкуба), методы эпистемической неопределенности (вероятность второго порядка или теория доказательств Демпстера-Шафера) и анализа чувствительности. Эти возможности могут использоваться как самостоятельно, так и в качестве компонентов в рамках улучшенных стратегий.

Для применений, представленных в этой деятельности, диапазон и распределения параметров неопределенности входных данных, а также метод анализа неопределенностей и количество выборок определены в файле входных данных DAKOTA.

На основе содержащихся в выборке или назначенных параметров неопределенности входных данных в файле параметров DAKOTA могут быть разработаны различные сценарии для создания файлов входных данных кода, выполнения заданий по моделированию и сбора выходных данных расчета с помощью кода в файл результатов DAKOTA.

Затем исполняемая программа DAKOTA проведет требуемый статистический анализ неопределенностей и чувствительности и предоставит информацию в файлах выходных данных DAKOTA.

## I-3. СПЕЦИФИКАЦИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА

### I-3.1. Испытание IFA-650.10

Цель испытаний Halden АПТ IFA-650 заключается в изучении поведения топлива, например, фрагментации и перемещения топлива, вздутия, разрыва и окисления оболочки во время типичного переходного процесса в условиях АПТ для топлива PWR, BWR и ВВЭР с глубоким выгоранием.

В испытаниях IFA-650 в условиях АПТ одиночный топливный стержень находится в резервуаре высокого давления, соединенном с тяжеловодным контуром 13 реактора «Халден». Энерговыделение топлива регулируется мощностью реактора. Генерация ядерной энергии в топливном стержне используется для моделирования тепловыделения при распаде, в то время как электрический нагреватель, окружающий стержень, моделирует тепло, поступающее от окружающих стержней.

Как показано на рис. 3 (раздел 2.2), инструментальная оснастка стенда и стержня состояла из трех термопар на оболочке в нижней (ТСС1) и верхней (ТСС2 и 3) частях стержня, трех термопар нагревателя на различных осевых высотных отметках (ТСН1 в нижней части, ТСН2 в средней части и ТСН3 в верхней части), экстенсометра оболочки (ЕС2) и датчика давления в стержне (PF1), термопар теплоносителя стенда (две на входе стенда, ПИ и две на выходе, ТО), трех аксиально распределенных ванадиевых нейтронных детекторов (ND) для измерения осевого распределения мощности и двух быстродействующих кобальтовых ND для мониторинга быстрых изменений потока и мощности.

Подробное описание IFA-650.10 содержится в разделе 2.2. Испытательный сегмент был отрезан от стандартного испытательного топливного стержня PWR, который был облучен в PWR «Гравлин 5» (900 МВт(эл.) компания «ЭДФ», Франция) в течение пяти циклов с августа 1988 года по август 1995 года до глубины выгорания 61 МВт сут/kgU (средние мощности цикла 195, 230, 215, 185 и 150 Вт/см). Длина топливного столба составляла ~440 мм, и торцевые таблетки не были вставлены.

Стержень был заполнен газовой смесью из 95% аргона и 5% гелия под давлением 40 бар. Аргон был выбран для моделирования газообразных продуктов деления, тогда как для проверки герметичности стержня требуется небольшое количество гелия. Объем газосборной камеры стержня (свободный газовый объем) был относительно большим с целью поддержания стабильного давления до разрыва оболочки. Таким образом, общий свободный газовый объем ~16–17 см<sup>3</sup> практически полностью находился в газосборной камере, за пределами нагреваемого участка.

Испытание было проведено в мае 2010 года. Эволюция основных результатов испытания показана на рис. 20 и 21 (раздел 2.2).

Начальное давление в контуре составляло ~70 бар, а противодействие в баке продувки составляло ~2 бар. Незадолго до начала испытания внешний контур был шунтирован, и через ~3 минуты с естественной циркуляцией на стенде путем открытия клапанов, ведущих в экранированный резервуар продувки, были запущены условия АПТ.

Целевая максимальная температура оболочки составляла 850°C. Отказ оболочки произошел через ~249 с после продувки при ~755°C (ТСС1), о чем свидетельствуют измерения давления, температуры оболочки, а также показания монитора гамма-излучения на линии продувки в сливной бак.

Разбрызгивание было начато через 12 с после разрыва, с тем чтобы обеспечить удаление из контура продуктов деления. Испытание было прекращено путем быстрого останова реактора через 417 с после начала продувки. По окончании испытания стенд был заполнен гелием для сухого хранения.

Небольшое вздутие и разрыв оболочки были обнаружены и проверены путем гамма-сканирования, проведенного в Халдене. Во время испытания не было обнаружено перемещения топлива, что впоследствии было подтверждено путем гамма-сканирования.

### I-3.2. Моделирование

Моделирование общей длины испытательного топливного стержня следует производить с использованием по крайней мере 17 радиальных узлов и 7 осевых узлов.

Начальные условия испытательного топливного стержня могут быть смоделированы путем имитации стационарного режима базового облучения в реакторе. Большинство данных в моделях входных данных топливных стержней как для стационарного, так и для переходного режима было задано в соответствии со спецификациями испытаний IFA-650 или значениями, рекомендованными в руководстве для кода. Модель входных данных для рефабрикованного экспериментального стержня следует подвергнуть валидации путем сравнения с имеющимися измеренными данными. Файл инициализации для рефабрикованного экспериментального стержня должен представлять собой выходные данные модели входных данных для стационарного режима, которые содержат начальные данные по газу в стержне и последующие исторические данные по выходу газообразных продуктов деления (ВГПД). Количество молей новой газовой смеси и относительное количество каждого вида газа в рефабрикованном экспериментальном стержне должны быть адаптированы в соответствии с расчетным и измеренным начальным внутренним давлением в стержне.

Предоставленные данные измерений в ходе испытаний включают (см. рис. 20 и 21):

- три измеренных значения температуры оболочки в ее нижней (TCC1) и верхней (TCC2 и 3) частях;
- измеренное значение внутреннего давления в стержне (PF1);
- измеренное значение температуры в газосборной камере ( $T_{\text{гсб. камеры}}$ );
- три измеренных значения температуры нагревателя на различных осевых высотных отметках (ТСН1 внизу, ТСН2 в середине и ТСМ3 в верхней части);
- значения температуры теплоносителя в стенде (две на входе стенда, ТПА, и две на выходе, ТОА);
- давление и расход в стенде; мощность тепловыделения в стержне ( $C_o$ ) и ее осевое распределение ( $V$ );
- мощность нагревателя (линейное тепловыделение (ЛТВ) нагревателя).

В идеале, если известны эволюция давления теплоносителя в переходном режиме, температура на входе и расход в канале между стержнем и нагревателем, то для расчета температур теплоносителя, коэффициентов теплопередачи и температур оболочки можно использовать встроенные (при наличии) модели теплопередачи кода расчета характеристик топливного стержня.

Однако поскольку большинство кодов расчета характеристик топливных стержней не моделируют подробно испытательный стенд и различные фазы испытания и ввиду сложности моделирования теплогидравлического поведения и различий, которые могут

возникнуть в связи с различными допущениями и/или моделями, рекомендуется использовать теплогидравлические граничные условия, рассчитанные с помощью кода СОКРАТ [I–13], а именно:

- температуры теплоносителя;
- коэффициенты теплопередачи (КТП) от оболочки к теплоносителю.

Коэффициенты теплопередачи от оболочки к теплоносителю следует определять по суммарному тепловому потоку (радиационному + конвективному), а именно,  $КТП = Q_{сум} / (T_{обол} - T_{теплонос})$ , для каждого осевого узла.

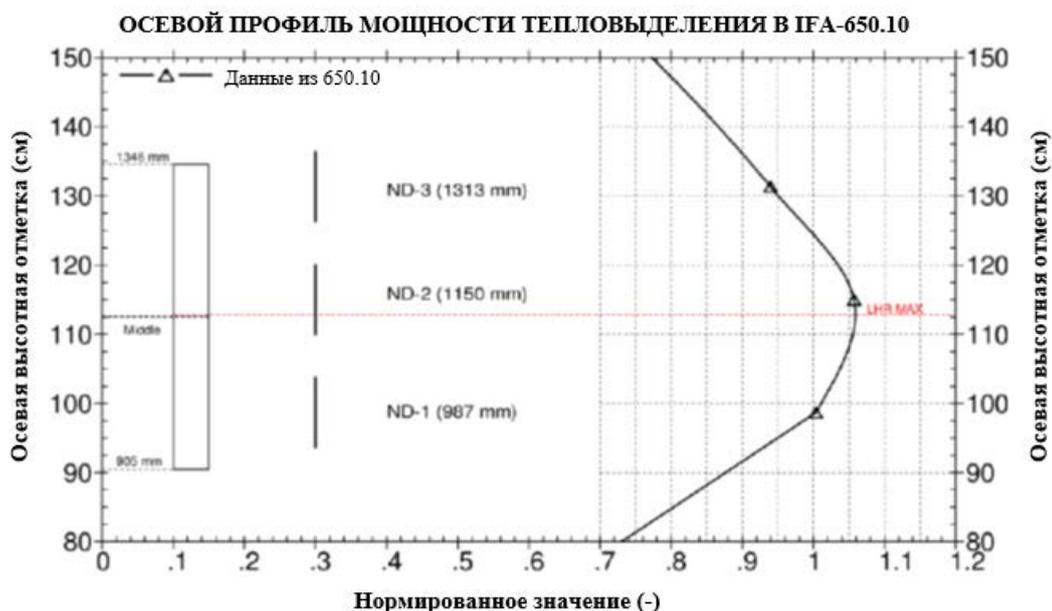
Кроме того, измеренные или расчетные температуры оболочки могут быть заданы непосредственно в качестве граничных условий.

Температуру в газосборной камере экспериментального стержня ( $T_{гсб. камеры}$ ) следует измерять или использовать данные любых подходящих эмпирических моделей расчета температуры газа в газосборной камере.

Для расчета переходных процессов следует использовать профиль осевой мощности тепловыделения в стержне, как показано на рис. I–3.

В коде расчета характеристик топливного стержня участника следует выбрать свойства и модели по умолчанию, соответствующие «наилучшей оценке», а именно:

- модели теплопроводности, теплового расширения, удельной теплоемкости топлива;
- модели теплопроводности, теплового расширения, удельной теплоемкости оболочки;
- первоначальную радиальную деформацию топлива и его перемещение вследствие уплотнения, твердотельного распухания и газового распухания;
- начальную радиальную деформацию оболочки;
- модели деформации твердых таблеток и оболочки (конечноразностная модель) для расчета механических характеристик топливного стержня;
- модель отказа оболочки по умолчанию;
- режим выхода газообразных продуктов деления;
- модель теплопроводности зазора, связанной с теплопроводностью газа, коэффициентом излучения топлива/оболочки и твердостью оболочки;
- модель Каткарта-Павела (К-П) для высокотемпературного окисления;
- опцию первоначального слоя оксида, не обеспечивающего защиту.



*РИС. I-3. Осевой профиль мощности тепловыделения в начале испытания IFA-650.10 [I-12].*

При наличии и использовании осевого перемещения топлива подгоняемые параметры для деформации оболочки при разрыве, скорости отжига, предела текучести, упаковочного множителя, порога ширины зазора между таблетками и оболочкой для осевой подвижности фрагментов топлива следует задавать в виде значений по умолчанию.

Перед началом продувки необходимо смоделировать стационарный режим в течение 100 с. Расчет должен остановиться на 600-й с (после быстрого останова на 517-й с).

Максимальный временной шаг во время переходного процесса следует выбирать соответствующим образом, с тем чтобы можно было описать поведение во время переходного процесса (например, < 0,1 с во время фазы нагрева).

#### I-4. ОПРЕДЕЛЕНИЕ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЕЙ ВХОДНЫХ ДАННЫХ

##### I-4.1. Идентификация параметров неопределенности

По результатам предварительных расчетов [I-14] и на основе инженерных оценок определяются следующие параметры неопределенности. Не все они могут иметь значение для испытаний в условиях АПТ в Халдене, но они включены для определения важных параметров с помощью анализа чувствительности.

Участник может рассматривать только параметры, применимые или относящиеся к его собственному коду.

##### I-4.2. Неопределенности в расчетных/производственных данных топливных стержней

Могут быть рассмотрены следующие актуальные параметры неопределенности:

- внешний/внутренний диаметр оболочки;
- внешний диаметр топливной таблетки;

- обогащение по U235;
- теоретическая плотность топлива;
- давление заполнения газового зазора стержня.

#### **I-4.3. Неопределенности в эксплуатации топливных стержней и граничных условиях испытания**

Параметры неопределенности в начальных состояниях топливного стержня в основном связаны с неопределенностями условий эксплуатации при базовом облучении. При непосредственном моделировании условий эксплуатации при базовом облучении неопределенности в начальных состояниях топливного стержня будут распространяться от постоянного кода расчета характеристик топливного стержня в стационарном режиме (например, FRAPCON) на код расчета характеристик топливного стержня в переходном режиме (например, FRAPTRAN):

- модель коррозии оболочки (начальное состояние);
- модель наводороживания оболочки (начальное состояние).

В граничных условиях испытания учитываются следующие параметры неопределенности:

- средняя мощность тепловыделения в стержне;
- профиль мощности тепловыделения в стержне;
- модель тепловыделения при радиоактивном распаде.

Если используются ТГ граничные условия, рассчитанные с помощью кода СОКРАТ, необходимо учитывать следующие неопределенности (если применимо):

- температуры теплоносителя;
- коэффициента теплопередачи от оболочки к теплоносителю.

Если в качестве граничных условий используются расчетные или измеренные температуры оболочки, следует учитывать неопределенности измерения и/или расчета.

- Температуры оболочки: измеряются или рассчитываются с помощью кода СОКРАТ (в надлежащих случаях).

#### **I-4.4. Неопределенности в физических свойствах и ключевых моделях**

При необходимости учитываются следующие актуальные параметры неопределенности (окончательный перечень зависит от выбранного кода и выбора участника):

- |                                             |                                                                         |
|---------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------|
| — теплопроводность топлива;                 | — выход газообразных продуктов деления (или коэффициент диффузии газа); |
| — теплопроводность оболочки;                | — теплопроводность газа в зазоре;                                       |
| — коэффициент теплового расширения топлива; | — излучательная способность топлива/оболочки;                           |

- |                                                                                                                                              |                                                                                                                            |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| — коэффициент теплового расширения оболочки;                                                                                                 | — радиальное перемещение топлива;                                                                                          |
| — удельная теплоемкость топлива;                                                                                                             | — твердость оболочки по Мейеру;                                                                                            |
| — удельная теплоемкость оболочки;                                                                                                            | — отжиг оболочки;                                                                                                          |
| — модель уплотнения топлива;                                                                                                                 | — модель вздутия оболочки;                                                                                                 |
| — модель твердотельного распухания топлива;                                                                                                  | — механическая деформация оболочки;                                                                                        |
| — модель газового распухания топлива;                                                                                                        | — критерии напряжения оболочки при разрыве;                                                                                |
| — предел текучести оболочки;                                                                                                                 | — критерии деформации оболочки при разрыве;                                                                                |
| — осевое перемещение топлива (упаковочный множитель фрагментов топлива и порог деформации оболочки для подвижности топлива, если применимо); | — температура газа в газосборной камере (эмпирическая корреляция по измеренным данным или расчетам с помощью кода СОКРАТ); |
| — модель окисления оболочки при высокой температуре;                                                                                         | — модуль упругости оболочки.                                                                                               |
| — теплопроводность слоя оксида;                                                                                                              |                                                                                                                            |

#### **I–4.5. Определение неопределенных параметров входных данных**

В таблице 13 приведены рекомендуемые входные параметры (в надлежащих случаях), а также информация, связанная с их неопределенностями. Для каждого из них в ней указаны среднее значение, стандартное отклонение и тип распределения.

Во избежание не имеющих физического смысла численных значений также указывается диапазон изменения (нижняя и верхняя границы). Выборка будет выполнена (т.е. будет находиться в диапазоне) между верхней и нижней границами. Затем эта информация используется для определения распределения вероятности для моделирования неопределенности.

Для настоящего применения в сравнительном исследовании с целью упрощения было задано нормальное распределение всех рассматриваемых входных параметров. В надлежащих случаях в качестве стандартного отклонения принимается половина максимального абсолютного значения разности между их номинальным значением и их верхней или нижней границей. Кроме того, участники могли проводить исследования чувствительности с использованием других распределений, таких как равномерное распределение или гистограмма. Об этих результатах можно было сообщить на СКИ или в заключительном докладе.

В зависимости от выбранного кода может оказаться трудно изменить некоторые рекомендуемые входные параметры. В этом случае такие параметры могут быть удалены, но эта информация должна быть четко упомянута во вкладах участников.

## I-5. СПЕЦИФИКАЦИЯ ВЫХОДНЫХ ДАННЫХ

### I-5.1. Выходные данные анализа неопределенностей

Каждый участник задает нижнюю и верхнюю границы (НГ, ВГ) для выходных параметров, перечисленных в таблице 14. В качестве интервала отслеживания трендов рекомендуется использовать частоту 10 с. Кроме того, будут предоставлены результаты расчета с номинальным значением входных параметров, также называемого эталонным расчетом (ЭР).

### I-5.2. Выходные данные анализа чувствительности

В таблице 15 приводится перечень интервалов времени, необходимых для анализа чувствительности. Также ожидался один форматированный файл Excel для предоставления результатов анализа чувствительности.

На основании этой информации можно определить и указать в последних столбцах таблицы 13 неопределенные входные параметры, оказывающие наибольшее влияние в отношении теплового поведения топлива (осевая линия и температура поверхности топливных таблеток), теплового поведения оболочки (температуры поверхности оболочки и толщина оксидного слоя) и ее механического поведения (диаметр оболочки, эффективное напряжение).

Участники должны определить пороговые значения для измерения важности (Н (высокая), М (средняя) или L (низкая)) на основе результатов анализа чувствительности и их собственного опыта. Для указания относительной важности можно использовать следующие эмпирические пороговые значения (как рекомендовано в руководстве пользователя ДАКОТА и некоторых предыдущих исследованиях):

- Н (высокая): абсолютное значение коэффициентов корреляции  $\geq 0,5$ ;
- М (средняя):  $0,5 >$  абсолютное значение коэффициентов корреляции  $> 0,25$ ;
- L (низкая): абсолютное значение коэффициентов корреляции  $\leq 0,25$ .

Соответствующие общие пороговые значения для измерения важности можно определить на более позднем этапе.

### I-5.3. Предлагаемый процесс и график в соответствии с договоренностями

- Этап 1 (г-н J. Zhang): предложение по проекту спецификации и рассылка всем участникам для рассмотрения/комментариев (к концу декабря 2016 года);
- этап 2 (все участники): предоставление комментариев/предложений г-ну J. Zhang (конец января 2017 года);
- этап 3 (г-н J. Zhang): рассылка всем участникам окончательной спецификации с общим перечнем диапазонов неопределенности параметров входных данных и распределений и выходных данных (в файле Excel) (конец июня 2017 года);
- этап 4 (все участники): проведение анализа неопределенностей в соответствии со спецификациями и предоставление результатов МАГАТЭ (конец сентября 2017 года);
- этап 5 (МАГАТЭ и группа консультантов): обобщение и сравнение результатов анализа неопределенностей (конец октября 2017 года);
- этап 6 (все участники): подготовка презентаций, сравнение результатов и представление выводов (3-е СКИ, 13–17 ноября 2017 года);
- этап 7 (МАГАТЭ и группа консультантов): подготовка заключительного доклада (совещание консультантов, 2018 год).



## СПРАВОЧНЫЙ МАТЕРИАЛ К ПРИЛОЖЕНИЮ I

- [I-1] GLAESER, H., “GRS Method for Uncertainty and Sensitivity Evaluation of Code Results and Applications,” *Science and Technology of Nuclear Installations*, Volume 2008, Article ID 798901, 2008.
- [I-2] ZHANG, J., SEGURADO J., SCHNEIDESCH, C., “Towards an Industrial Application of Statistical Uncertainty Analysis Methods to Multi-physical Modelling and Safety Analyses,” *Proc. OECD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations*, Barcelona, Spain, 16–18 November 2011.
- [I-3] GENTLE, E., “Monte-Carlo Methods,” *Encyclopaedia of Statistics*, 5, pp. 612–617, John Wiley and Sons, New-York, 1985.
- [I-4] CONOVER, W., *Practical non-parametric statistic*, Wiley, New York, 1999.
- [I-5] GUBA, A., MAKAI, M., PAL L., *Statistical aspects of best estimate method-I; Reliability Engineering and System Safety* 80, 217–232, 2003.
- [I-6] DE CRÉCY, A., et al., “The BEMUSE Programme: Results of the First Part Concerning the LOFT L2-5 Test,” *Proceedings of 14th International Conference on Nuclear Engineering*, Miami, Florida, USA, 17–20 July, 2006.
- [I-7] GLAESER, H., “BEMUSE Phase VI Report, Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations,” *OECD/NEA/CSNI/R(2011)4*, March 2011.
- [I-8] MCKAY, M.D., “Sensitivity and uncertainty analysis using a statistical sample of input values,” Ch. 4, *Uncertainty Analysis*, Ronen, Y. Editor, CRC Press, Florida, USA, 1988.
- [I-9] HELTON, J.C., JOHNSON, J.D., SALLABERRY, C.J., STORLIE, C.B., “Survey of sampling-based methods for uncertainty and sensitivity analysis,” *Reliability Engineering and System Safety*, 91(10), 10/2006.
- [I-10] IOOSS B., LEMAITRE, P., “A review on global sensitivity analysis methods,” in *Uncertainty management in Simulation-Optimization of Complex Systems: Algorithms and Applications* (C. Meloni and G. Dellino, Eds), Springer, 2015, <http://www.springer.com/business>.
- [I-11] ADAMS, B., et al., “DAKOTA, A Multilevel Parallel Object-Oriented Framework for Design Optimization, Parameter Estimation, Uncertainty Quantification, and Sensitivity Analysis: Version 5.1 User's Manual”, Sandia Technical Report SAND2010-2183, Updated Version 5.3, December 2013, <http://www.cs.sandia.gov/dakota>.
- [I-12] LAVOIL, A., “LOCA Testing at Halden, the Tsent Experiment IFA-650.10”, HWR-974, OECD Halden Reactor Project, декабрь 2010.
- [I-13] KISELEV, A., “Short Information on the Results of IFA-650.9, IFA-650.10 and IFA-650.11 Calculations with SOCRAT code”, Technical Note, version 3, IBRAE RAN, December 2016.
- [I-14] ZHANG, J., UMIDOVA, Z., DETHIOUX, A., “Simulation of fuel behaviours under LOCA and RIA using FRAPTRAN and uncertainty analysis with DAKOTA”, in “Modelling of Water Cooled Fuel Including Design Basis and Severe Accidents, Proceedings of a Technical Meeting Held in Chengdu, China, 28 October – 1 November 2013”, IAEA-TECDOC-CD-1775, 2015.



## СПИСОК УЧАСТНИКОВ

- Zhang, J. Tractebel Engineering S.A.,  
Avenue Ariane 7,  
1200 Brussels, BE, Бельгия  
Email: jinzhao.zhang@tractebel.engie.com
- Abe, A. Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares  
(IPEN-CNEN/SP),  
Avenida professor Lineu Prestes, 2242,  
05508-000 São Paulo, Brazil  
Email: ayabe@ipen.br
- Boneva, S. Institute for Nuclear Research and Nuclear Energy  
(INRNE), Bulgarian Academy of Science,  
72 Tzarigradsko Chausee Blvd.  
1784 Sofia, Bulgaria.  
Email: boneva@inme.bas.bg
- Ji, S. China Institute of Atomic Energy,  
ZinZhen  
P.O. BOX: 275,  
Beijing 102413,  
FangShan District, China  
Email: songtaoji@139.com
- Ren, Q. China Nuclear Power Technology Research Institute,  
Yitian Road, Jiangsu Builtorf, 13/F, Block A,  
518026, Shenzhen City, China  
E-mail: renqisen@cgnpc.com.cn
- Van Uffelen, P. European Commission,  
Materials Research Department Institute for  
Transuranium Elements,  
Postfach 2340,  
76125 Karlsruhe,  
Germany  
Email: paul.van-uffelen@ec.europa.eu
- Stuckert, J. Karlsruhe Institute of Technology,  
Hermann-von-Helmholtz-Platz 1,  
76344 Eggenstein Leopoldshafen,  
Germany  
Email: juri.stuckert@kit.edu
- Tulkki, V. VTT Technical Research Centre of Finland,  
P.O. BOX 1000, Vuorimiehentie 3, Otaniemi,  
02044 Espoo, Finland  
Email: ville.tulkki@vtt.fi
- Boulore, A. Centre CEA de Saclay (Essonne)  
Gif-sur-Yvette 91191,  
France  
Email: antoine.boulore@cea.fr
- Kulacsy, K. Hungarian Academy of Sciences, Centre of Energy  
Research,  
Konkoly Thege út 29-33, P.O. Box 49.  
1121 Budapest, Hungary  
Email: katalin.kulacsy@energia.mta.hu

Luzzi, L. Politecnico di Milano,  
Dipartimento di Energia,  
Via Lambruschini 4 (Building 25),  
20156 Milano, Italy  
Email: lelio.luzzi@polimi.it

Fujioka, K. Nuclear Regulatory Authority (NRA),  
1-9-9 Roppongi,  
106-8450 Minato-ku,  
Tokyo, Japan  
Email: kazuharu\_fujioka@nsr.go.jp

Koo, Y.H. Korean Atomic Energy Research Institute (KAERI),  
111 Daedeok-daero 989 beon-gil, Yuseong-gu,  
305353 Daejeon,  
Republic of Korea  
Email: yhkoo@kaeri.re.kr

Wiesenack, W. OECD Halden Reactor Project; Institute for Energy  
Technology  
P.O. BOX 173, OS Alle 5,  
N1751 Halden, Norway  
Email: wolfgang.wiesenack@hrp.no

Федотов, П. Акционерное общество (АО),  
Высокотехнологический научно-исследовательский  
институт неорганических материалов имени  
академика А.А. Бочвара,  
а/я 369, АО ВНИИНМ, ул. Рогова, д.5а,  
Москва, Российская Федерация  
Эл. почта: fpvpetr@rambler.ru

Киселев, А. Институт проблем безопасного развития атомной  
энергетики Российской академии наук (ИБРАЭ),  
Большая Тульская ул. 52, 115191,  
Москва, Российская Федерация  
Эл. почта: ksv@ibrae.ac.ru

Herranz, L. Centro de Investigaciones Energeticas,  
Medioambientales y Tecnologicas (CIEMAT),  
Avenida Complutense 40,  
28040 Madrid, Spain  
Email: luisen2013@gmail.com

Jernkvist, L. Quantum Technologies AB,  
Uppsala Science Park,  
SE-75183 Uppsala, Sweden  
Email: loje@quantumtech.se

Cherednichenko, O. Energorisk Ltd.,  
T. Strokacha 7,  
P.O. Box. 141, 031448 Kiev,  
Ukraine  
Email: cherezo@bigmir.net

Ieremenko, M. State Scientific and Technical Center for Nuclear and  
Radiation Safety (SSTC NRS),  
Stusa Vasilya Vul, 35/37,  
03142 Kyiv, Ukraine  
Email: ml\_erenko@sstc.com.ua

Williamson, R. Battelle Energy Alliance LLC, Idaho National  
Laboratory (INL)  
2525 N. Fremont Avenue,  
P.O. Box 1625,  
83415-3840 Idaho Falls ID,  
United States of America.  
Email: Richard.williamson@inl.gov

Xu, P. 5801 Bluff Road  
Postal Code: 29601, Hopkins,  
South Carolina, USA  
E-mail: xup@westinghouse.com

Porter, I. Nuclear Regulatory Commission (US-NRC),  
Washington 20555, District of Columbia,  
United States of America.  
Email: ian.porter@nrc.gov

Austregesilo, H. Gesellschaft fuer Anlagen- und Reaktorsicherheit  
(GRS) GmbH  
Cooling Circuit Department,  
Reactor Safety Research Division,  
Forschungszentrum, Boltzmannstr. 1485748 Garching,  
Germany  
E-Mail: henrique.austregesilo@grs.de  
(Активный наблюдатель)



## СОСТАВИТЕЛИ И РЕЦЕНЗЕНТЫ

Boulore, A.	КАЭ, Франция
Chan, P.	Международное агентство по атомной энергии
Pastore, G.	АНЛ, Мемориальный институт Баттеля, США
Pizzocri, D.	Миланский технический университет, Италия
Rathod, V.	Международное агентство по атомной энергии
Stuckert, J.	ТИК, Германия
Van Uffelen, P.	ОИЦ/ЕК, Германия
Вещунов, М.	Международное агентство по атомной энергии
Wiesenack, W.	IFE-HRP (Халденский исследовательский проект Института энергетических технологий), Норвегия
Zhang, J.	Компания «Трактебель», Бельгия





# IAEA

Международное агентство по атомной энергии

№ 26

## ЗАКАЗ В СТРАНАХ

Платные публикации МАГАТЭ могут быть приобретены у перечисленных ниже поставщиков или в крупных книжных магазинах.

Заказы на бесплатные публикации следует направлять непосредственно в МАГАТЭ. Контактная информация приводится в конце настоящего перечня.

### СЕВЕРНАЯ АМЕРИКА

#### *Bernan / Rowman & Littlefield*

15250 NBN Way, Blue Ridge Summit, PA 17214, USA

Тел.: +1 800 462 6420 • Факс: +1 800 338 4550

Эл.почта: [orders@rowman.com](mailto:orders@rowman.com) • Сайт: <http://www.rowman.com/bernan>

### ОСТАЛЬНЫЕ СТРАНЫ

Просьба связаться с местным поставщиком по вашему выбору или с вашим основным дистрибьютером:

#### *Eurospan Group*

Gray's Inn House

127 Clerkenwell Road

London EC1R 5DB

United Kingdom

#### **Торговые заказы и справочная информация:**

Тел: +44 (0) 1767604972 • Факс: +44 (0) 1767601640

Эл.почта: [eurospan@turpin-distribution.com](mailto:eurospan@turpin-distribution.com)

#### **Индивидуальные заказы:**

[www.eurospanbookstore.com/iaea](http://www.eurospanbookstore.com/iaea)

#### **Дополнительная информация:**

Тел: +44 (0) 2072400856 • Факс: +44 (0) 2073790609

Эл.почта: [info@eurospangroup.com](mailto:info@eurospangroup.com) • Сайт: [www.eurospangroup.com](http://www.eurospangroup.com)

### **Заказы на платные и бесплатные публикации можно направлять напрямую по адресу:**

Группа маркетинга и сбыта (Marketing and Sales Unit)

Международное агентство по атомной энергии

Vienna International Centre, PO Box 100, 1400 Vienna, Austria

Телефон: +43 1 2600 22529 или 22530 • Факс: +43 1 26007 22529

Эл.почта: [sales.publications@iaea.org](mailto:sales.publications@iaea.org) • Сайт: <https://www.iaea.org/ru/publikacii>





Международное агентство по атомной энергии  
Вена