

### 国际原子能机构《技术文件》 第1889号

## 事故工况下的燃料建模

### 一个协调研究项目的最终报告



### 事故工况下的燃料建模

阿富汗 阿尔巴尼亚 阿尔及利亚 安哥拉 安提瓜和巴布达 阿根廷 亚美尼亚 澳大利亚 奥地利 阿塞拜疆 巴哈马 巴林 孟加拉国 巴巴多斯 白俄罗斯 比利时 伯利兹 田宁 多民族玻利维亚国 波斯尼亚和黑塞哥维那 博茨瓦纳 巴西 文莱达鲁萨兰国 保加利亚 布基纳法索 布隆迪 柬埔寨 喀麦隆 加拿大 中非共和国 乍得 智利 中国 哥伦比亚 科摩罗 刚果 哥斯达黎加 科特迪瓦 克罗地亚 古巴 塞浦路斯 捷克共和国 刚果民主共和国 丹麦 吉布提 多米尼克 多米尼加共和国 厄瓜多尔 埃及 萨尔瓦多 厄立特里亚 爱沙尼亚 斯威士兰 埃塞俄比亚 斐济 芬兰 法国 加蓬 格鲁吉亚

国际原子能机构的成员国 德国 加纳 希腊 格林纳达 危地马拉 圭亚那 海地 教廷 洪都拉斯 匈牙利 冰岛 印度 印度尼西亚 伊朗伊斯兰共和国 伊拉克 爱尔兰 以色列 意大利 牙买加 日本 约旦 哈萨克斯坦 肯尼亚 大韩民国 科威特 吉尔吉斯斯坦 老挝人民民主共和国 拉脱维亚 黎巴嫩 莱索托 利比里亚 利比亚 列支敦士登 立陶宛 卢森堡 马达加斯加 马拉维 马来西亚 马里 马耳他 马绍尔群岛 毛里塔尼亚 毛里求斯 墨西哥 摩纳哥 蒙古 黑山 摩洛哥 莫桑比克 缅甸 纳米比亚 尼泊尔 荷兰 新西兰 尼加拉瓜 尼日尔 尼日利亚 北马其顿 挪威

阿曼 巴基斯坦 帕劳 巴拿马 巴布亚新几内亚 巴拉圭 秘鲁 菲律宾 波兰 葡萄牙 卡塔尔 摩尔多瓦共和国 罗马尼亚 俄罗斯联邦 卢旺达 圣基茨和尼维斯 圣卢西亚 圣文森特和格林纳丁斯 萨摩亚 圣马力诺 沙特阿拉伯 塞内加尔 塞尔维亚 塞舌尔 塞拉利昂 新加坡 斯洛伐克 斯洛文尼亚 南非 西班牙 斯里兰卡 苏丹 瑞典 瑞士 阿拉伯叙利亚共和国 塔吉克斯坦 泰国 多哥 汤加 特立尼达和多巴哥 突尼斯 土耳其 土库曼斯坦 乌干达 乌克兰 阿拉伯联合酋长国 大不列颠及北爱尔兰联合王国 坦桑尼亚联合共和国 美利坚合众国 乌拉圭 乌兹别克斯坦 瓦努阿图 委内瑞拉玻利瓦尔共和国 越南 也门 赞比亚 津巴布韦

原子能机构的《规约》于 1956 年 10 月 23 日经在纽约联合国总部举行的原子能机构《规约》会议核准,并于 1957 年 7 月 29 日生效。原子能机构总部设在维也纳,其主要目标是"加速和扩大原子能对全世界和平、健康及 繁荣的贡献"。 国际原子能机构《技术文件》第1889号

## 事故工况下的燃料建模

一个协调研究项目的最终报告

国际原子能机构 2022年・维也纳

### 版权说明

国际原子能机构的所有科学和技术出版物均受1952年(伯尔尼)通过并于1972年(巴黎) 修订的《世界版权公约》之条款的保护。自那时以来,世界知识产权组织(日内瓦)已将版权的 范围扩大到包括电子形式和虚拟形式的知识产权。必须获得许可而且通常需要签订版税协议方 能使用国际原子能机构印刷形式或电子形式出版物中所载全部或部分内容。欢迎有关非商业性 翻印和翻译的建议并将在个案基础上予以考虑。垂询应按以下地址发至国际原子能机构出版处:

Marketing and Sales Unit Publishing Section International Atomic Energy Agency Vienna International Centre PO Box 100 1400 Vienna, Austria 传真: +43 1 2600 22529 电话: +43 1 2600 22417 电子信箱: sales.publications@iaea.org https://www.iaea.org/zh/chu-ban-wu

> 有关本出版物的进一步信息,请联系: 核燃料循环和材料处 国际原子能机构 维也纳国际中心 邮政信箱 100 奥地利维也纳 1400 电子信箱: Official.Mail@iaea.org

© 国际原子能机构・2022年
国际原子能机构印制
2022年7月・奥地利

### 事故工况下的燃料建模

国际原子能机构,奥地利,2022年7月 IAEA-TECDOC-1889 ISBN 978-92-0-530221-8(简装书:碱性纸) ISBN 978-92-0-530121-1(pdf格式)

ISSN 2789-066X

提高对燃料性能的理解可以降低运行裕量,增加燃料管理的灵活性,提高运行经济性。为 了更好地了解燃料性能,国际原子能机构(原子能机构)在一系列的协调研究项目中处理了燃 料行为建模的不同方面,旨在评估燃料性能程序和支持有程序开发和应用需求的国家(FUMEX 系列);与经济合作和发展组织核能机构(OECD/NEA)合作,建立适用于程序验证的定义明 确的试验数据库;转让成熟的燃料建模程序给发展中国家和支持其适应特定反应堆的要求;提 供将该程序应用于反应堆运行和安全评估的指导;提供燃料许可需要的程序质量保证、程序许 可和程序应用的指导方针。

本出版物介绍了事故工况下的燃料建模(FUMAC)协调研究项目的结果,该项目是福岛第一核电站事故后由原子能机构核安全行动计划发起实施的。该项目从 2014 年持续到 2018 年, 是之前的燃料建模项目的后继: D-COM 1982-1984 年、FUMEX 1993-1996 年、FUMEX-II 2002-2006 年和 FUMEX-III 2008-2012 年。

项目参与者使用从事故模拟试验中获得的数据,特别是用于研究设计基准事故和设计扩展 工况下的燃料行为的数据,对第一次研究协调会议确定选定的优先案例进行计算。这些优先案 例的设计旨在支持参与者的个人优先事项,以及帮助确定各个程序中使用的众多模型中哪一个 最能反映实际。这些案例也被用于程序的验证和确认及程序间的对比。

原子能机构要感谢所有为 FUMAC 项目做出贡献的组织和个人,特别是对项目提供建议和 支持的燃料性能和技术工作组;提供试验数据的 OECD/NEA Halden 反应堆项目、美国核管理委 员会、匈牙利科学院能源研究中心(MTAEK)和卡尔斯鲁厄理工学院(KIT);支持国际燃料 性能试验数据库的 OECD/NEA;以及进行计算并提交总结和会议贡献的项目参与者。原子能机 构还要感谢所有编写中间工作材料和最终报告的人。负责本出版物的原子能机构官员是核燃料 循环和废物技术司的 M. Veshchunov。

### 编者按

本出版物系根据投稿人提供的原始资料编写,未经国际原子能机构编辑人员编辑。所述观 点仍由投稿人负责,并不一定代表原子能机构或其成员国的意见。

原子能机构或其成员国对使用本出版物可能产生的后果均不承担任何责任。本出版物不涉 及任何人的作为或不作为的法律或其他责任问题。

使用国家或领土的特定名称并不意味着原子能机构作为出版者对这类国家或领土、其当局和机构或其边界的划定的法律地位作出任何判断。

提及具体公司或产品的名称(无论表明注册与否)并不意味着原子能机构有任何侵犯所有 权的意图,也不应被解释为原子能机构的认可或推介。

作者有责任事先获得必要的许可,使原子能机构能够复制、翻译或使用来自已受版权保护 的来源的材料。

原子能机构对本出版物中提及的外部或第三方因特网网站的网址继续存在或准确与否不负 有责任,而且不保证这类网站上的任何内容现在或将来仍然准确或适当。

日水
----

1.	引言。		1
	背景		1
	目标		1
	范围		1
	结构		2
2.	案例	凿述	5
	2.1.	分离效应试验(MTA-EK爆破试验)	5
	2.2.	Halden LOCA 试验(IFA-650.2、9、10 和 11)	6
		2.2.1. 试验设计的执行	6
		2.2.2. 数据准确性和数据采集	8
		2.2.3. 试验的描述	8
	2.3.	Studsvik LOCA 试验(NRC-192)	.25
		2.3.1. Studsvik LOCA 试验装置的设计和操作	.25
		2.3.2. 试验棒 NRC-Studsvik-192	.27
		2.3.3. 试验工况和试验结果总结	.28
	2.4.	KIT QUENCH-L1 棒束试验	.29
	2.5.	CORA-15	.30
3.	程序和	印模型改进的描述	.32
	3.1.	燃料棒单棒程序	.32
		3.1.1. FRAPTRAN	.32
		3.1.2. TRANSURANUS	.32
		3.1.3. ALCYONE	.34
		3.1.4. BISON	.36
		3.1.5. DIONISIO	.37
		3.1.6. FTPAC 和 FTPAC-ABAQUS	.38
		3.1.7. RAPTA-5.2	.39
		3.1.8. SFPR	.40
	3.2.	热工水力和燃料棒耦合程序	.40
		3.2.1. MARS-KS	.40
		3.2.2. GENFLO-FRAPTRAN	.42
	3.3.	严重事故程序	.42
		3.3.1. ATHLET-CD	.42
		3.3.2. SOCRAT	.43
4.	模拟线	结果对比	.45
	4.1.	MTA EK 爆破试验	.45
		4.1.1. 爆破失效时间结果	.45
		4.1.2. 爆破失效压力结果	.46

		4.1.3.	爆破失效时最大环向应变结果	46
	4.2.	Halder	1 LOCA 试验(IFA-650.9、10、11)	48
		4.2.1.	IFA-650.9	48
		4.2.2.	IFA-650.10	58
		4.2.3.	IFA-650.11	75
	4.3.	STUD	SVIK LOCA 试验(NRC-192)	84
		4.3.1.	基础辐照结束后的结果	84
		4.3.2.	LOCA 试验期间的结果	87
		4.3.3.	LOCA 试验结束时的结果	91
	4.4.	QUENC	CH-LOCA L1	94
		4.4.1.	QUENCH-LOCA 试验期间的结果	95
		4.4.2.	QUENCH-LOCA 试验后的结果	96
	4.5.	CORA		102
		4.5.1.	CORA-15 棒 来的包壳爆破参数	102
		4.5.2.	CORA-15 棒 来的 中心棒 4.4 的 LOCA 事件的时间依赖性和轴向依赖性	105
		4.5.3.	试验后 CORA-15 包壳外表面氧化层厚度	107
		4.5.4.	试验后 CORA-15 棒果的堵塞	109
		4.5.5.	CORA-15 试验期间的氢释放	109
5.	IFA-6	550.10 伯	り不确定性和敏感性分析	112
	5.1.	介绍		112
	5.2.	参与者	行和使用的程序	112
	5.3.	规范		112
		5.3.1.	方法	112
		5.3.2.	输入不确定性参数的定义	113
		5.3.3.	建模假设	114
		5.3.4.	输出参数	114
	5.4.	不确定	至性分析结果比较	115
		5.4.1.	燃料棒内压( <b>RIP</b> )	116
		5.4.2.	包壳外表面温度(TCO)	118
		5.4.3.	燃料外表面温度(TFO)	121
		5.4.4.	包壳伸长率(ECT)	124
		5.4.5	爆破点的包壳外径(COD)	127
	5.5.	敏感性	≦分析结果比较	130
	5.6.	结论		134
	5.7.	摘要和	]建议	135
参考	<b>6</b> 文献	•••••		137
附作	‡I E	Ialden 1	LOCA 试验 IFA-650.10 建模的不确定性分析规范	145
I-1.	简介	•••••		145
I-2.	方法	论		146
		I-2.1.	不确定性分析: 输入不确定性传递法	146
		I-2.2.	敏感性分析: 全局敏感性分析方法	148

	I-2.3.	工具	149
I-3.	案题说明		149
	I-3.1.	IFA-650.10 试验	149
	I-3.2.	建模	150
I-4.	输入不确定	性的定义	152
	I-4.1.	不确定性参数的确定	
	I-4.2.	燃料棒设计/制造数据的不确定性	
	I-4.3.	燃料棒运行和试验边界条件的不确定性	
	I-4.4.	物性和关键模型的不确定性	
	I-4.5.	输入不确定参数的定义	
I-5.	输出说明		154
	I-5.1.	不确定性分析输出	
	I-5.2.	敏感性分析输出	
	I-5.3.	根据协议建议的程序和时间表	154
附任	牛Ⅰ参考文献.		157

# 附件 Ⅱ (本附件现可在网页查悉)

DIONISIO 2.0 程序事故工况下的模型	1
A. Soba, M. Lemes, E. Goldberg, M. Loza, M. Cazado, M.E. Gonzalez, A. Denis	
FRAPCON/FRAPTRAN 程序在燃料 LOCA 行为建模和安全评估方面的验证: TRACTEBEL 对 FUMAC 项目的贡献(2014-2017年)	21
J. Zhang, A. Dethioux, T. Drieu, C. Schneidesch	
稳态、瞬态和事故工况下以不锈钢为包壳管的修正燃料性能程序的开发和应用	55
A. Abe, A.T.E. Silva, C. Giovedi, C. Melo, D.S. Gomes, R.R. Muniz	
采用 TRANSURANUS 程序的燃料棒行为建模和安全评估: HALDENLOCA 试验 IFA-650	.82
S. Boneva, M. Manolova, N. Mihaylov, Ml. Mitev	
FTPAC程序的开发和在LOCA工况下安全性能研究的应用	.95
A. Abe, A.T.E. Silva, C. Giovedi, C. Melo, D.S. Gomes, R.R. Muniz	

采用 FRAPCON 和 FRAPTRAN 程序模拟 LOCA 下燃料棒 行为试验 IFA-650.9/10/11
X. Yiran, R. Qisen, C. Mengteng, Z. Yongdong
采用 FRAPTRAN 评估 LOCA 工况下的燃料行为128
J. Heikinheimo 、V. Tulkki 、J. Kättö 、T. Ikonen 、H. Loukusa
采用 ALCYONE 燃料性能程序对 LOCA 试验中的燃料行为进行建模143
A. Bouloré, C. Struzik
用充压棒进行的 CARA-15 棒束试验结果159
J. Stuckert
使用 ZIRCALOY-4 包壳的 LOCA 参考棒束试验 QUENCH-L1 的结果174
J. Stuckert, M. Große, M. Steinbrück, M. Walter
采用 ATHLETIC-CD 205 对 CORA 试验 15 的试验后行为建模
H. Austregesilo, Ch. Bals, Th. Hollands
为FUMAC项目开发和应用的TRANSURANUS程序的最终报告
P. Van Uffelen, A. Schubert, J. Van De Laar
MTA EK 在 IAEA FUMAC CRP 的活动
K. Kulacsy
设计基准事故工况下氧化物和混合氧化物核燃料中的惰性气体行为的建模259
L. Luzzi, T. Barani, L. Cognini, D. Pizzocri
采用 FRAPCON/FRAPTRAN 和 MARS-KS 程序耦合模拟 LOCA 工况下的燃料行为:
H. Kim, C. Shin, Y. Yang, Y. Koo, T. Kim
采用 SOCRAT 程序对 CORA-15 试验进行数值分析
K.S. Dolganov, A.E. Kiselev, A.E. Tarasov, D.Yu. Tomashchik, T.A. Yudina
采用 SOCRAT 程序模拟 IFA-650.10 和 IFA-650.11 的试验初始和边界条件以作为基准296
K.S. Dolganov, A.E. Kiselev, D.Yu. Tomashchik, T.A. Yudina
采用 RAPTA-5.2 程序对 IFA-650.9, IFA-650.10 和 IFA-650.11 试验中 燃料棒的热力学行为进行计算建模315

V.I. Kuznetsov, A.V. Kumachev, V.V. Novikov, A.V. Salatov, P.V. Fedotov

IFA-650.2 试验中LOCA工况下的燃料包壳双面氧化和二次氢化的分析
V.E. Shestak, B.C. Oberländer, M.S. Veshchunov
在 SFPR 程序中实现 U-Zr-O 熔体 (堵塞) 重定位模型
V.E. Shestak, A.V. Boldyrev, M.S. Veshchunov
FRAPTRAN对LOCA 热力学建模的能力
L.E. Herranz, S.B. Peláez
通过新的模型和对最新数据的评估,改进用于燃料棒LOCA分析的FRAPTRAN程序381
L.O. Jernkvist, A. Massih
通过在FUMAC项目范围内联合解决测试问题来测试TRANSURANUS计算机程序452
M. Ieremenko
爱达荷州国家实验室对 CRPFUMAC 的贡献470
G. Pastore, R. Williamson, J. Hales, K. Gamble, R. Gardner, J. Tompkins

1. 引 言

### 背景

燃料建模是国际原子能机构(原子能机构)的子计划"核动力反应堆燃料工程"中的一个 优先项目。只有基于需要非常昂贵和仔细地进行的堆内试验和辐照后研究的良好实验,计算机 程序的开发和验证才是可能的。这就是为什么非常需要在这一领域进行合作,原子能机构一贯 支持有关成员国努力提高其用于预测燃料行为的计算机程序的能力。

自 20 世纪 80 年代以来,开展了一系列四个协调研究项目(CRP): D-COM(1982-1984年)[1]、FUMEX(1993-1996年)[2]、FUMEX-II(2002-2007年)[3]和FUMEX-III(2008-2012年)[4],以正常运行工况下的核燃料建模为目标。这些项目得到了成员国的高度赞赏(和重视)。提议的关于事故工况下的燃料建模(FUMAC)的CRP T12028将继续该系列,重点关注设计基准事故(DBA)和设计扩展工况(DEC)下的燃料行为。

由于福岛事故,并根据原子能机构燃料性能和技术工作组(TWGFPT,2012年)关于启动 一个注重事故工况的新燃料建模 CRP 的建议,在原子能机构核安全行动计划下启动了关于事故 工况下燃料建模(FUMAC)的当前 CRP。初步的想法在2011年10月日本举行的严重瞬态和冷 却剂丧失事故(LOCA)工况下的燃料行为和建模技术会议上被提出,2012年经过了 NEA/OECD 同意,最后于2013年在中国举行的包括设计依据和严重事故的水冷燃料建模技术会议上和同年 在德国举行的国际 QUECH 研讨会上被敲定。原子能机构自2014年起启动了 CRP FUMAC 项 目,结束日期为2018年。

### 目标

CRP FUMAC 的目标是:

- 根据福岛事故(DEC)的早期阶段,分析和更好地理解事故工况下的燃料行为,注重 LOCA(DBA);
- 收集事故模拟试验的高质量结果,并传播成员国的经验;
- 确定不同成员国在事故工况下燃料建模的物理模型和计算机程序的最佳实践,并提高 这些模型和程序的预测能力。

### 范围

CRP FUMAC 的计划采用假定了不同成员国使用计算机程序的交叉比较的 FUMEX-III 中经 过充分验证的组织方法[4]。由 CRP 参与者提供的实验结果的选定模拟将被纳入国际燃料性能实 验(IFPE)数据库(由 OECD/NEA、原子能机构和 IFE/OECD/Halden 反应堆项目合作和协调开 发)并用于程序验证。所涉及的程序从燃料性能程序(DIONISIO、FRAPTRAN、FTPAC、RAPTA、 SFPR、TRANSURANUS)到系统或严重事故程序(ATHLET-CD、MELCOR、SOCRAT)以及 多维燃料性能程序(ALCYONE、BISON)。

在过去的几十年里,对 LOCA 期间的燃料行为进行了广泛的研究。最近在挪威的 Halden 和 瑞典的 Studsvik 进行的 LOCA 试验,重新引起了人们对燃料重定位和弥散现象的兴趣。事实上,

试验结果表明,高燃耗燃料芯块可能会碎裂成非常细小的碎片,与早期试验中观察到的低至中燃耗燃料相比,具有更高的轴向重定位和后续弥散的可能性。核设施安全委员会(CSNI)下属的核能机构(NEA)的燃料安全工作组(WGFS)也正在处理这一研究领域,并将其确定为原子能机构协调研究项目FUMAC中的关键问题之一。

筹备性顾问会议于 2014 年 3 月在维也纳举行, 会上介绍和讨论了咨询小组的成果以及通过 调查问卷对潜在参与者进行了调查, 以构建和确定 CRP 的范围。提出了一份基准实验的初步清 单供考虑。

CRP 的第一次研究协调会议(RCM)于 2014年11月11日至14日在 KIT(德国卡尔斯鲁厄)举行,与第20次 QUENCH 研讨会同时举行。来自21个组织的27名参与者代表18个成员国参加了此次会议。

第二次研究协调会议于 2016 年 5 月 30 日至 6 月 3 日在维也纳国际中心举行。来自 21 个组 织的 27 名参与者代表 18 个成员国参加了此次会议。

第三次研究协调会议于 2017 年 11 月 13 日至 17 日在维也纳国际中心举行。来自 22 个组织的 24 名参与者和 2 个组织的 3 名观察员代表 18 个成员国参加了此次会议。

2018 年 2 月 21 日至 23 日举行了最后一次顾问会议,以确定关于事故工况下燃料建模的 CRP 最终报告。

### 结构

本出版物根据来自 18 个成员国的 26 个组织共同商定的工作计划,总结了 CRP FUMAC 的 发现和结论。表 1 列出了向本《技术报告》提交过的"独立贡献"的参与组织的名单(如附件 II)和其使用的程序(在第 3 部分中有更详细的介绍)。

在 CRP 中代表这些组织的首席科学调查员名单见本报告末尾。如表 2 所概述,为基准试验 选择了来自分离效应试验的经过充分检查的实验数据集:包壳鼓胀试验(来自 MTA EK 的 PUZRY);堆外单棒 LOCA 试验(Studsvik 192、198);堆内单棒 LOCA 试验(来自 Halden 项 目的 IFA-650.9-11);KIT 堆外棒束 LOCA 试验(QUENCH-L1)和严重事故下的棒束试验(CORA-15),并在第 2 部分中给出了更多细节。

在 CRP 期间,进行了与热工水力(T/H)边界条件(BC)有关的讨论和新的试验案例。大家同意对 IFA-650.9、10 和 11 使用一个共同的 BC,由集成严重事故程序 SOCRAT(来自俄罗斯联邦的 IBRAE)计算。此外,考虑到各成员国制定的新许可标准,还分析了使用新的 PIE 数据进行的 IFA-650.2 试验。

还建议将现有的严重事故程序与 CORA-15 试验的试验数据进行比较。IFA-650 案例和 QUENCH-LOCA1 试验将为 CRP 中涉及的不同类型的程序提供一个共同的基础(基准案例)。

### 表 1. CRP FUMAC 的参与者

国家	组织	独立贡献	程序	试验
阿根廷	CNEA	附件Ⅱ	DIONISIO-2.0	-
比利时	Tractebel	附件Ⅱ	FRAPTRAN-TE-1.5	-
巴西	<b>IPEN-CNEN</b>	附件Ⅱ	FRAPTRAN	_
保加利亚	INRNE	附件Ⅱ	TRANSURANUS	-
中国	CIAE	附件Ⅱ	FTPAC	-
中国	CNPRI	附件Ⅱ	FRAPTRAN-1.5	-
德国	JRC	附件Ⅱ	TRANSURANUS	-
油国	VIT	数据提供(2.4、	_	QUENCH-LOCA1,
德国	<b>N</b> 1	2.5 部分)附件Ⅱ		CORA-15
芬兰	VTT	附件 Ⅱ	FRAPTRAN-1.5, 2.0	-
法国	CEA	附件Ⅱ	ALCYONE-1D	-
匈牙利	MTAEK	数据提供 (2.1 部分)附件Ⅱ	FRAPTRAN-2.0	PUZRY
意大利	POLIMI	附件Ⅱ	Modelling	_
日本	NSR	-	-	-
大韩民国	KAERI	附件Ⅱ	FRAPTRAN-1.5/ S-FRAPTRAN	_
挪威	IFE	数据提供 (2.2 部分)	_	IFA-650.9/10/11 和 650.2
俄罗斯联邦	Bochvar Institute	附件Ⅱ	RAPTA-5.2	
俄罗斯联邦	IBRAE	附件Ⅱ	SOCRAT, SFPR	IFA-650.9/10/11 边界条件
西班牙	CIEMAT	附件Ⅱ	FRAPTRAN-1.5	-
	Swedish Radiation			_
瑞士	Safety Authority	附件Ⅱ	FRAPTRAN-QT-1.5	
	(SSA)			
乌克兰	Energorisk	-	MELCOR	-
乌克兰	SSTC NRS	附件Ⅱ	TRANSURANUS	-
美国	Battelle INL	附件Ⅱ	BISON-2D	-
美国	Westinghouse	附件Ⅱ	MAAP	-
美国	US NRC	数据提供 (2.3 部分)	-	Studsvik192, 198
德国	GRS (Active observer)	附件Ⅱ	ATHLET-CD	-
国际	OECD/NEA		Observer	_

### 表 2. 基准案例的试验矩阵

	650.11	198		LOCA1	CORA-15	分析
UO2弥散 PWR	VVER	堆外单燃料棒	燃料棒 轴向段	堆外棒束	堆外棒束	DAKOTA、 URANIE 等

许多参与者使用 CRP 为他们的程序开发和提供(或扩展)验证数据库。有些人正在使用商 业程序,并利用 CRP 来帮助发展对其程序的理解和培训年轻的专业人士。广泛的参与者和他们 的需求促进了参与者之间宝贵的信息讨论和广泛的合作。仿真结果的比较是在 CRP 内进行的, 如第4部分所述。

最后,参与者还同意通过不确定性和敏感性分析来扩展分析,如第 5 部分中的 IFA-650.10 试验。Tractebel 编制的不确定性分析及其详细规范汇总在附件 I 中。参与者提交的最终报告汇 编在附件 II 中。

### 2. 案例描述

### 2.1. 分离效应试验(MTA-EK 爆破试验)

FUMAC采用的分离效应鼓胀和爆破试验是在 MTA EK 的前身(KFKI AEKI)进行的。

建议使用未辐照、未氧化的 Zircaloy-4 管进行的鼓胀和爆破试验作为基准题。该管子长 50 mm,内/外直径分别为 9.3/10.75 mm。试样在感应炉中加热并保持恒温,同时内部压力以恒定的 速度增加,直到发生爆破。

关于这些试验和试验设备的详细描述可以在参考文献[5、6]中找到。

有六个案例被选为最接近真实的大破口 LOCA 情况:

- PUZRY-26 (700°C, 0.119 bar/s);
- PUZRY-30 (800°C, 0.263 bar/s);
- PUZRY-18 (900°C, 0.115 bar/s);
- PUZRY-8 (1000°C, 0.076 bar/s);
- PUZRY-10 (1100°C, 0.071 bar/s);
- PUZRY-12 (1200°C, 0.072 bar/s) .

这些试验的结果按图1和图2中方式给出。



图 1. 6 个 PUZRY 试验的爆破时间与温度的关系。



图 2. 6 个 PUZRY 试验的爆破压力与温度的关系。

### 2.2. Halden LOCA 试验(IFA-650.2、9、10 和 11)

Halden 反应堆试验 IFA-650 是 Halden 反应堆项目的国际联合计划的一部分。这些试验涉及 到商业核电站中辐照的高燃耗燃料的 LOCA 性能。FUMAC 选择的三个试验是:

- IFA-650.9 (PWR 燃料): 在遭受 LOCA 时,显示出相当大的鼓胀、燃料碎裂和重定位;
- 一 IFA-650.10 (PWR 燃料):显示出中等程度的鼓胀、燃料碎裂和弥散;

— IFA-650.11 (VVER 燃料):显示出少量鼓胀和燃料破碎。

一些参与者也对使用新燃料的调试试验 IFA-650.2 进行了评价,并在研究协调会议上进行 了讨论。考虑到 IFA-650.9 的复杂性(燃耗非常高,T/H 条件复杂,还需要一个轴向重定位模型),参与者同意将 IFA-650.10 作为不确定性和敏感性分析(UASA)的案例,见附件 I。

根据参与者的报告,各个不同程序计算的 IFA-650.10 和 11 试验的结果一般都有相同的趋势。

### 2.2.1. 试验设计的执行

试验台及其仪器设备的示意图见图 3。驱动 LOCA 加热的大部分能量来自于燃料棒中低水 平的裂变功率。安装了一个围绕燃料棒的电加热器,作为流动路径的分隔器,以模拟来自相邻 燃料棒的一些能量。

仪器包括三个包壳表面热电偶(TCC)、一个包壳伸长计(EC)、一个燃料压力传感器(PF)、 三个钒中子通量探测器、两个加热器表面热电偶(TCH)以及在设备入口(TI)和出口(TO) 的热电偶。加热器的温度是由两个嵌入式热电偶测量的。轴向功率分布是由三个自供电的钒中 子探测器(SPND)测定的。 Halden 反应堆中 LOCA 试验的回路示意图见图 4。最初,通过核心部分(压力容器,图 4 中指定为"IFA-650")保持强制循环,流动路径所示的整个环路被标记为蓝色。在放空之前,压力瓶与保持循环的其他环路隔离,标记为红色,而燃料棒则通过压力容器中的自然循环进行冷却。为了启动 LOCA,通向放空罐的绿色管道的阀门被打开。

放空罐的容积为100L,最初含有15-20L的水。水被冷却,核心容器中的蒸汽被冷凝。 在放空结束时,由于不凝结的气体,系统中的压力通常为2-3bar。

LOCA 试验是在 10-30 W/cm 的棒功率下进行的,这取决于目标包壳峰值温度。在最高温度下进行了几分钟后,通过关闭电加热和反应堆紧急停堆,使燃料棒中的裂变热产生停止,终止试验。试验棒与反应堆一起被相对缓慢地冷却,以避免干扰,例如振动,这可能会导致无意的燃料重定位。



图 3. IFA-650 试验中使用的试验台(左)和试验台的横截面示意图(右)。



图 4. 用于 IFA-650 实验的回路的简化图。

### 2.2.2. 数据准确性和数据采集

在试验执行前,反应堆以约 15 兆瓦的功率运行了 7-8 小时,以积累新的裂变产物,供卸 出后进行伽马扫描。在此期间对功率进行了校准。校准是为了建立中子探测器平均信号与总功 率之间的关系。

中子探测器在压力容器外的慢化剂中,不会受到瞬态期间温度变化的影响。因此,校准期间发现的中子通量和功率之间的关系对瞬态也是有效的。总功率或平均线性加热功率的不确定性约为±5%。从中子通量分布中得出的局部功率的不确定性略高。还有一些额外的不确定性来自于轴向通量分布,其依据是:三点的测量,SPND的性质,测量其发射器10cm长度上的平均通量,以及假设裂变成分在试验棒的长度上是恒定的。用于测量包壳表面温度的热电偶是标准的工业K型热电偶(镍铬/镍铝)。精度为±2.2℃或±0.75%,以较大者为准。热电偶顶端的直径是 0.5 mm。它是与包壳接触的。根据 Quickfield 温度计算,测量的温度实际上与包壳表面温度相同。

数据记录和存储是以每秒两次测量的频率进行的。

### 2.2.3. 试验的描述

IFA-650.2 (新燃料)

通过两次使用新燃料的试运行对 LOCA 回路系统进行了检查。在分析使用预辐照燃料的试验结果之前,这些运行的测量结果可以用来校准 Halden LOCA 系统的几何形状和动力学的程序。

表3总结了一些参与者使用的试运行 IFA-650.2 的主要棒数据。

项目	650.2
有效长度(mm)	500
燃耗(MWd/kgU)	0 (新燃料)
富集度(%)	2
芯块直径(mm)	8.29
直径间隙(mm)	0.070
芯块长度(mm)	8
碟型(两端)(mm)	0.20
地面宽度(mm)	1.15
包壳材料	Zry-4 低锡
包壳外径(mm)	9.50
包壳厚度(mm)	0.57
填充气体/室温压力(bar)	Helium/40
腔室体积(cm <sup>3</sup> )	15

表 3. IFA-650.2 的主要设计数据

燃料棒的功率被设定为 23 W/cm,并在试验期间保持不变。当包壳峰值稳定达到目标值 1100℃时,燃料棒发生鼓胀,并如预期失效。主要的测量结果显示在图 5 和图 6 中。



图 5. 包壳 (TCC1-4) 和加热器 (TCH1、2) 的温度。

试验运行表明,主要取决于棒功率的目标温度可以以足够的精度实现。由于鼓胀引起的体积变化清楚地反映在棒的压力数据中。它也表现在包壳伸长的数据中(见图6)。



图 6. 瞬态下燃料棒压力和包壳伸长响应。

试验棒配备了三个包壳热电偶(TCC2、3、4),连接在燃料活性区上端下方 10 cm 处,彼此相距 120 度,以检查周向温度分布。图7显示了三个包壳热电偶各自的温度与平均值的偏差。 直到在 800℃左右发生鼓胀和断裂时,偏差大约为±3 K。在 Halden 反应堆 LOCA 试验中,打 算采用均匀的周向温度分布,以最大限度地提高鼓胀效应。

在为 FUMAC 选择的其他试验中,相同的轴向高度处只安装两个热电偶。同样观察到类似的均匀周向温度分布。



图 7. 包壳上端温度的周向变化。

### 试验后的检查, IFA-650.2

伽马扫描(图 8 的左边部分)表明有一个鼓胀和一些燃料突出到开口处。扫描分辨率为垂 直方向 5 mm,水平方向 1 mm。

目视检查(图8的右边部分)显示了类似的外观。开口长约35mm,宽约20mm。在短暂的辐照过程中不超过10kW/m的芯块,似乎被分成了两块相等的碎片。

棒出现了约 7 mm 的弓形,在爆破口的方向弯曲。图 9 显示了在三个方向上测量的包壳直径。鼓胀从两端向爆破区域逐渐增加。图 10 显示了爆破区域周围的二次水化和氧化物厚度的影响。





图 8. 伽马扫描和目检外观, IFA-650.2。



图 9. 在 0、45 和 135 度方向测量的直径, IFA-650.2。



图 10. LOCA 后的氧气和氢气分布, IFA-650.2。

### IFA-650.9 (PWR)

燃料由 Framatome ANP 公司提供,并在瑞士 Gösgen 国家核电站中被辐照到 89.9 MWd/kgU。 棒功率设定为 25 kW/m,以达到 1100℃的目标包壳峰值温度。由于燃料重定位,下部包壳热电 偶测得的温度接近 1200℃,为了避免更高的温度,试验被终止。包壳失效发生在大约 800℃, 也就是喷放开始后 130 秒。

这个试验的特点是发生了强烈的燃料破碎、重定位和弥散。

棒特征和试验前的辐照数据

项目	性能	数值
	初始富集度(wt%U <sup>235</sup> )	3.5
	$UO_2$ 密度(g/cm <sup>3</sup> )	10.43
燃料-制造和辐照后	芯块直径(mm)	9.131
	碟型体积(两侧全部)(mm <sup>3</sup> )	16
	燃耗(MWd/kgU)	89.9
	型号	DX Zr2.5Nb (duplex)
	外径 (mm)	10.75
句志 判准和短照后	厚度 (mm)	0.725
也元-前垣和	外侧直线度(mm)	0.100
	氧化层厚度、辐照后、平均(μm)	7
	氢含量,辐照后,ppm	30
白山休和 制造后	填充气体/压力(bar)	$95\% \mathrm{Ar} + 5\% \mathrm{He}/40$
日田仲尔-刚坦归	自由体积(cm <sup>3</sup> )	19

表 4. IFA-650.9 的棒特性

试验燃料棒试验前在 PWR 机组中辐照历史见图 11。



图 11. IFA-650.9 试验燃料棒的辐照历史。

堆内测量

瞬态试验按照第2.2.1 部分所述的通用规程进行,并以反应堆停堆中止,然后逐渐冷却而不 是再淹没。燃料棒爆破发生在喷放开始后130秒。

主要的测量数据,即包壳和加热器温度、棒压力和包壳伸长率,分别见图 12 和图 13。包壳 热电偶安装在下端(TCC1)上方 100 mm 和上端(TCC2、TCC3)下方 80 mm 处。



图 12. 包壳和加热器温度, IFA-650.9。



图 13. 棒压力和包壳伸长, IFA-650.9。

TCC3 (类似于 TTC2)测量的上端温度与 TCC1 测量的下端温度大约在同一时间开始上升, 并以相同速度变化。发生鼓胀和爆破时,下端和上端之间的温差约为 35℃。然而,当发生爆破 时,两端的包壳温度开始出现完全不同的变化,这是由于燃料重定位造成的。

包壳伸长(EC2)和棒压力(PF1)在喷放开始后130秒左右对棒爆破表现出强烈的反应, 见图13。棒压力并没有瞬间下降,而是需要大约200秒才能与回路压力达到平衡。

如图 13 所示,喷放线上的伽马监测仪(MON40)记录了这一失效。试验结束时,达到了约 120 mSv/h 的最大活度,反应堆也随之停堆。

辐照后检查结果

在 LOCA 试验后进行的伽马扫描(图 14)显示,棒在下端有相当大的鼓胀。半高处的"热 点"与二次鼓胀有关。

在上端,一个由两个芯块组成的塞子仍然存在,而下面 12.5 cm 处没有燃料。膨胀到加热器 极限的鼓胀,被重定位的燃料填满。燃料已被跑出,在压力容器底部和放空管中发现了燃料。



图 14. 伽马扫描 IFA-650.9。

图 15 显示了通过目视检查确定的棒外径的轮廓。包壳的膨胀逐渐增加,直到达到大约一半的高度,在那里可以看到二次鼓胀(没有失效)。鼓胀被连续发现直到下半部的加热器壁。



图 15. IFA-650.9 的直径剖面。

中子照相显示在图 16 中。在主要鼓胀的位置,棒被分成了两块。由于伽马扫描后的运输和 处理,燃料碎片移回了原来的上部,伽马扫描显示了燃料束的一个缺口。在燃料留在原地的地 方,除了上下两端的几个芯块外,盘状结构已经消失了。总的来说,燃料似乎是非常零散的,很 容易被重定位。



图 16. 中子照相, IFA-650.9。

爆破口(见图17)大约有40mm长,7mm宽(最大)。两张燃料陶瓷相照片显示在图18中,细小且通常是长方形的碎片已经形成。





图 17. 爆破口, IFA-650.9。



图18. 陶瓷相显示燃料破碎, IFA-650.9。

IFA-650.10 (PWR)

燃料由 EDF/FRAMATOME 提供,并在法国 Graveline 5 PWR 中辐照到 61 MWd/kgU。目标 包壳峰值温度 (PCT) 为 850℃。

在喷放开始后 249 秒检测到棒爆破。通过伽马扫描和 PIE 证实了该燃料棒发生了轻微的燃料重定位。

棒特性和试验前的辐照数据

项目	性能	数值
	初始富集度(wt%U <sup>235</sup> )	4.49
	二氧化铀密度(g/cm <sup>3</sup> )	95.32
燃料-原始和辐照后	芯块直径(mm)	8.21
	碟形体积(两面总和)(mm <sup>3</sup> )	不适用 (碟形)
	燃耗(MWd/kgU)	61
	类型	Zry-4
	外径(mm)	9.50
包壳-原始和辐照后	厚度 (mm)	0.57
	氧化厚度,辐照,平均(μm)	20-30
	氢含量,辐照, ppm	150-220
白山休和 匠松	填充气体/压力(bar)	95% Ar + 5% He/40
日田冲尔	自由体积(cm <sup>3</sup> )	17

### 表 5. IFA-650.10 的棒特性

试验燃料棒试验前在 PWR 机组中辐照历史见图 19。



图 19. IFA-650.10 试验燃料棒试验前的辐照历史。

堆内测量

瞬态试验按照第2.2.1部分所述的通用规程进行,并以反应堆停堆中止,然后逐渐冷却而不 是再淹没。

主要测量数据,即包壳和加热器温度、棒压力和包壳伸长,分别见图 20 和图 21。

爆破后,包壳和加热器的温度继续以类似的速度上升。从这个试验中没有观察到大量的燃料重定位。PIE显示,鼓胀和爆破口是中等的。

爆破是在喷放开始后249秒检测到的。棒压力瞬间下降。



图 20. 包壳和加热器温度, IFA-650.10。



图 21. 棒压力和包壳伸长率, IFA-650.10。

如图 21 所示,安装在喷放线上的伽马监测仪(MON 40)记录了这次故障。爆破后不久就 达到了 22 mSv/h 的最大等效剂量率,并迅速衰减。

#### 辐照后检查

LOCA 试验后伽马扫描结果见图 22。棒轻微弯曲,在高度 200 的位置发生鼓胀,并形成爆破口。燃料束本身没有燃料重定位的迹象,但是一些燃料已经落到了压力容器的底部(在高度 500)。在高度 525 及以下的微弱伽马信号(水平线)来自于喷放线上的燃料。

图 23 显示了中子照相照片。爆破的位置被一些材料所覆盖。蝶形和芯块与芯块之间的界面 被保留下来,没有像 IFA-650.9 那样被抹掉。燃料裂缝是可见的,但与爆破位置没有强烈的关联 性。

图 24 显示了由目视检查和中子照相确定的外径分布。包壳的膨胀从两端向鼓胀的位置增加。



图 22. 伽马扫描 IFA-650.10。





图 24. IFA-650.10 的直径轮廓。

爆破口(图 25)的轴向长度约为 15 mm,最大宽度约为 5 mm。通过开口可以看到燃料碎片。



图 25. 爆破口, IFA-650.10。

图 26 展示了一些横截面的陶瓷相图片。图中标明的高度与图 24 中显示的一致。陶瓷相显示了芯块的破碎,其中较大的碎片似乎主要是沿着底部辐照产生的裂缝分离。细小的碎片似乎 来自于芯块外围的高燃耗结构(图 26 左下方显示了碎片中的 µm 级孔隙)。



图 26. 陶瓷相显示燃料破碎, IFA-650.10。

IFA-650.11 (VVER)

该燃料由 JSC TVEL 制造,由 Fortum 核服务有限公司(芬兰)提供。VVER-440 燃料段已 经在芬兰 Loviisa 核电站辐照到 56.0 MWd/kgU 的燃耗。LOCA 试验的棒加热功率为 24 W/cm,目标包壳峰值温度(PCT)为 1273 K。

试验的燃料棒特性见表 6。试验燃料棒试验前在 VVER 机组中辐照历史见图 27。

通过系统程序 SOCRAT/V3 (见附件 II)为燃料性能程序提供 T/H 边界条件 (见第 4.2 部 分),对 IFA-650.9-11 试验进行分析,发现 IFA-650.9 和 650.10 试验的测量和计算数据之间有 相当好的一致性。然而,IFA-650.11 试验的包壳和加热器温度都被明显高估了。根据额外的参 数计算,分析 IFA-650.11 试验中观察到的差异的可能原因 (见附件 II),证实了将棒功率降低 到 71%,并与来自 Halden 项目的 CRP 参与者达成一致。

项目	性能	数值
燃料-原始和辐照后	初始富集度(wt%U <sup>235</sup> )	3.6
	二氧化铀密度(g/cm <sup>3</sup> )	10.64
	芯块直径(mm)	7.55
	芯块中心孔(mm)	1.484
	碟形体积(两面总和)(mm <sup>3</sup> )	无碟形
	燃耗(MWd/kgU)	56.0
包壳-原始和辐照后	类型	E110
	外径 (mm)	9.13
	厚度 (mm)	0.679
	氧化厚度,辐照,平均(μm)	5
	氢含量,辐照, ppm	100
自由空间-原始	填充气体/压力(bar)	95% Ar+5% He/30
	自由体积(cm <sup>3</sup> )	16

表 6. IFA-650.11 的棒特性



图 27. IFA-650.11 试验燃料棒的预辐照历史。

堆内策略

瞬态试验按照第2.2.1部分所述的通用规程进行,并以反应堆停堆中止,然后逐渐冷却而不 是再淹没。

爆破后加热器的功率从16 W/cm增加到20 W/cm,以获得所需的包壳峰值温度。

主要的测量结果,即包壳和加热器的温度,以及棒的压力,分别显示在图 28 和图 29 中。 加热器只有两个 TC,一个在底部,一个在中间。第三个 TC 被安装在外表面,位于腔室的轴向 中间平面。



图 28. 包壳和加热器温度, IFA-650.11。



图 29. IFA-650.11 的棒压力和包壳伸长。

在喷放开始后约 207 秒检测到爆破。爆破后,棒压力瞬间下降。如图 29 所示,安装在喷放 线路上的伽马监测仪监测到了该失效。在爆破后约 20 秒,活度达到了~30 mSv/h 的峰值,此后 迅速衰减。

辐照后检查

在 LOCA 试验后开展的伽马扫描见图 30。棒发生了弯曲。在下半部有鼓胀的迹象。鼓胀区 域充满了燃料,但容器底部没有燃料的迹象。由于燃料重定位,在 90 高度位置处形成轴向间隙。



图 30. 伽马扫描 IFA-650.11。

直径测量结果见图 31。包壳的膨胀在下半部更明显,向上端逐渐减少。轴向形状反映了沿 元件的温度分布,其中在下半部测得的温度较高。最大的均匀直径增长约为 20%。
中子照相,图32,显示了燃料破裂成粗大的碎片。裂纹与径向膨胀相关。

陶瓷相显示了燃料颗粒的破碎,图 33。颗粒破碎成几块大的碎片。可以假定这些碎片是在 Loviisa VVER 的基础辐照期间形成的。碎片形状和一个小的爆破口(长约 3 mm,最宽 1 mm,图 34)支持在压力容器底部没有检测到燃料的事实。



图 31. IFA-650.11 试验后的直径曲线。



图 32. 中子照相, IFA-650.11。



图 33. 燃料破碎, IFA-650.11。



# 图 34. 爆破口, IFA-650.11。

#### Studsvik LOCA 试验(NRC-192) 2.3.

2011 年至 2012 年,根据与美国核管理委员会(U.S. NRC)签订的合同,瑞典 Studsvik 核 电公司进行了一系列六次堆外 LOCA 模拟试验。这些试验是在从全长元件中取样的燃料芯块上 进行的,其平均燃耗从55到72 MWd/kgU不等。所有的燃料元件都是西屋 PWR 的设计,采用 UO2燃料芯块和第一代ZIRLO(Zr-1.03Nb-0.98Sn,重量百分比)包壳。试验的目的是评估在典 型的 LWR LOCA 工况下鼓胀和破裂的高燃耗燃料棒的机械性能;从这些试验中获得了关于燃 料碎片、轴向重定位和弥散的有用信息[7、8]。

# 2.3.1. Studsvik LOCA 试验装置的设计和操作

图 35 显示了 Studsvik LOCA 试验装置的设计。一个活性区长度约为 0.30 m 的单一试验元 件被置于一个石英管的中心,并由一个蛤壳式炉的红外辐射进行外部加热。在试验中没有核加 热,试验装置被放在一个热室中。短棒在大气压下用蒸汽加热,试验可以通过用室温水淬火来 终止。



图 35. Studsvik LOCA 试验装置的设计[8]。

典型的试验在 573 K 的温度下开始,短棒以 5 K·s<sup>-1</sup> 的几乎恒定的加热速率被加热。通过一个金属夹子连接的单个热电偶来监测包壳温度,该热电偶位于元件的轴向中平面上方约 50 mm 处。六次试验中,包壳温度的峰值在 1220 到 1430 K 之间,短棒在峰值温度下保持 0、5、25 或 85 秒,以达到不同程度的氧化。在高温保持之后,其中两项试验(189 和 196)通过关闭电炉并 让短棒慢慢冷却来终止。在其他四次试验中,短棒首先以平均 3 K·s<sup>-1</sup> 的速度冷却到 1073 K,之 后通过在石英管中注入室温水来快速淬火[7、8]。

试验元件最初填充氦气,在573 K 下的压力在8.2-11.0 MPa。这些压力与 PWR 燃料棒在 寿期末的内部压力相对应,并被选择用来引起包壳鼓胀和破裂,其环向破裂应变在30-50%之 间。破裂通常发生在950-1000 K 左右的包壳温度下,即大大低于这些试验所针对的包壳峰值 温度。

在试验过程中,通过连接到元件顶部和底部的压力传感器监测棒的内部压力;见图 35。通 往传感器的压力管道的内部自由体积很大:在试验元件的上端约为 7.3 cm<sup>3</sup>,下端为 3.1 cm<sup>3</sup>。在 试验过程中,这些气体的大部分体积保持在室温附近。

在每次 LOCA 模拟试验后,该元件在室温下进行四点弯曲试验,以测量鼓胀和破裂区域的 剩余机械强度和延展性。然后将元件的两个断裂的半边倒置并轻轻摇晃,以使松散的燃料芯块 碎片脱落。在 LOCA 模拟试验之前和之后,在弯曲试验之后和摇晃试验之后都进行了质量测量, 以确定每个阶段的燃料脱落。在最后阶段之后,对这六个元件中的五个元件测量了脱落的燃料碎片的尺寸分布[7-9]。

# 2.3.2. 试验棒 NRC-Studsvik-192

用于 NRC-Studsvik LOCA 试验#192 的元件是从西屋公司全长 17×17 PWR 二氧化铀燃料 棒的中间部分取样,该燃料棒采用第一代 ZIRLO 包壳,在美国的一个双机组电站辐照四个循环, 棒平均燃耗为 68.2 MWd/kgU。前三个循环发生在 1987 年至 1994 年的 1 号机组,第一和第二循 环之间有两年的中断。在第一个循环后,燃料棒从燃料组件中取出,并重新插入一个新的组件 中,该组件在 1999 年至 2001 年期间在该厂的 2 号机组中又运行了一个循环。这一程序适用于 原始燃料组件中的总共 10 个元件。其他一些高燃耗元件(来自同一组件)被重新组装成元件, 并被 Studsvik 核电站用于其他试验[10、11]。表 7 总结了试验#192 的设计和试验前的材料条件。

再制造的试验短棒在两个 PWR 机组中的预辐照历史见图 36。

表 7.	设计参数和预试验条件[7]	<b>[10</b>	-[12]	
------	---------------	------------	-------	--

参数	数值
短棒活性区长度(mm)	300
冷态自由体积(cm³)	10.4
573K时的预充气体压力(MPa)	8.2
制造 U <sup>235</sup> 富集度(wt%)	3.99
制造燃料芯块密度(kg·m <sup>-3</sup> )	10440
制造燃料芯块直径(mm)	8.192
制造燃料芯块高度(mm)	9.830
制造芯块的碟形体积(mm <sup>3</sup> )	4.2
试验前的平均燃料燃耗(MWd/kgU)	78
包壳管设计	单管
包壳管材料	ZIRLO
热处理	SRA
制造包壳管外径(mm)	9.500
制造包壳管壁厚(mm)	0.571
试验前氧化层厚度(平均)(µm)	27
试验前氧化层厚度(最大)(µm)	30
试验前氢含量(wppm)	235
试验前的快中子通量(>1 MeV)(m <sup>-2</sup> )	$1.31 \times 10^{26}$

(针对 NRC-Studsvik-192 试验小棒)

注: 燃料棒设计的参数来自于公开的文献报告,这些报告涉及 Studvik 核电公司早期试验中使用过。



图 36. NRC-Studsvik-192 LOCA 试验短棒的预辐照历史[12]。

# 2.3.3. 试验工况和试验结果总结

表 8 总结了 NRC-Studsvik LOCA 试验#192 的重要试验参数。关于该试验和 PIE 结果的详 细描述在参考文献[13]中给出。温度、压力和径向膨胀在图 37 和图 38 中显示。

# 表 8. [7] [12]的试验参数总结

# (用于 NRC-Studsvik LOCA 试验 192)

参数	数值
初始温度(K)	574
初始棒压力(在 574 K 时)(MPa)	8.21
失效时的包壳温度(K)	981
包壳峰值温度(PCT)(K)	1446
PCT 的保持时间(s)	5
蒸汽质量流量(kg·s <sup>-1</sup> )	$1.8 \times 10^{-4}$
事件发生的时间(开始加热后):	
包壳管失效(s)	81
PCT 的保持时间(s)	173-178
淬火(秒)	297



图 37. Studsvik 试验#192 试验期间的试验数据(压力/温度)。



图 38. 试验后的轮廓测量 (Studsvik 试验#192)。

# 2.4. KIT QUENCH-L1 棒束试验

QUENCH-LOCA-1(QUENCH-L1)试验采用电加热棒(21根棒均内有钽加热器),是按照 德国 PWR LBLOCA 的典型温度/时间工况进行的,在瞬态过程中,最大的升温速度为7K/s。在 瞬态过程中,蒸汽(2g/s)和氩气(6g/s)的混合气体从管束底部被注入。冷却阶段在蒸汽(20 g/s)和氩气(6g/s)中进行,持续了120秒,最后以每个燃料元件3.3g/s的水淹没结束。在加 热阶段结束时,在 850 mm 的高度上温度最高达到了 1373 K。QUENCH 设施和试验程序的细节可以从参与者的最终报告中找到(见附件 II)。

试验结果如下:随着温度的升高,受热包壳的屈服强度下降,延展性增加,导致所有元件 在瞬态过程中逐渐鼓胀并随之爆破。由于典型的内部加热和芯块与包壳接触处的强化传热,非 均匀加热导致了鼓胀过程中包壳一侧的变薄。根据超声结果,在爆破口上下约 50mm 处的包壳 壁厚从 725 到 350 μm 不等。

包壳爆破发生的温度在 801-896℃之间,平均值为 853±30℃。棒内压力在不到 40 秒的时间内被释放。平均线性爆破口尺寸为宽 4.2±2.6 mm,长 15±6 mm。这些开口尺寸对于芯块碎片的释放来说是相当小的。

观察到几根燃料棒的元件弯曲高达 23 mm (因为轴向膨胀受到加热器的限制)。在爆破口 位置,包括开口宽度的平均包壳应变约为 30±6%,(或仅对无开口位置,包壳周长约 20±5%)。在开口上下约 15 mm 的包壳位置,包壳直径最小,最大和最小包壳直径之差高达 0.5 mm。

在高度 950 mm 处,观察到最大的冷却剂通道堵塞率约为 24%。如果假设所有的断裂都位 于同一高度,那么堵塞率将是 46%。46%仍足以保持棒束冷却能力。根据 REBEKA 试验[14], 流量堵塞高达 90%仍然是可以接受的。

爆破后,蒸汽透过间隙(包壳和芯块之间),氧化了包壳的内表面。氢气部分扩散到包壳中(二次氢化),并在爆破口上下形成不对称带。与调试试验QUENCH-L0[15]一样,在爆破处测量了包壳内表面的氧化层厚度达25 µm,而在氢化带处则小于2 µm。

通过外部元件的中子照相,没有观察到爆破口周围的氢化带。在内部元件的氢化带内,包 壳中的最大氢含量(横截面积约为 25×25 μm<sup>2</sup>)在 700 和 1800 ppm 之间变化。它与 SVECHA/QUENCH 力学程序[16]所预测的数值相当。溶解在金属基体中的氢的浓度被估计为 <300 ppm。

在淬火过程中,在高温阶段之后,没有观察到包壳的破碎。这意味着剩余强度或延展性是 足够的。

在室温下的拉伸试验中,所有13个被试验的包壳都由于爆破位置的应力集中而发生断裂。 这一观察结果与最大氢气浓度<1500 ppm 的 QUENCH-L0 棒束的元件类似。对于最大氢含 量>1500 ppm 的中心元件(#1),该元件在氢化带处很脆,在将其从加热器中拉出时被损坏。

# 2.5. CORA-15

CORA-15 棒束试验是在瞬态工况下进行的,这是大量的棒束包含两个 Ag-In-Cd 中子吸收 棒 CORA-PWR 试验的典型情况。与其他 CORA 棒束试验不同的是,所有加热和未加热的模拟 燃料棒(分别为16+7)在瞬态前都预充 6.0 MPa 氦气。在瞬态过程中,所有的棒都经历了鼓胀 和爆破。鼓胀持续了约 100 秒。在 700°C到 800°C的温度范围内,爆破在 150 秒(3500 到 3650 秒之间)内发生。棒束最可能的爆破高度在 750 mm(此高度在爆破期间最热)。

进一步的升温过程中,在高度为 550 至 950 mm,温度约为 1100℃,由于锆-水蒸汽反应, 温度开始升高。在存在 PWR 中子吸收棒的情况下,失效的顺序始于(银、铟、镉)熔体的释放、 重定位和重新凝固。在温度 1290 到 1350℃之间,高度 750 到 800 mm 之间,熔体的释放发生。 大部分熔体通过溶解锆成分与包壳和导向管发生反应,形成了一种(Ag, In, Zr)类型的金属熔体。这种熔体能够溶解低至1250℃的锆合金,明显低于锆合金的熔点(1760℃)。

在温度上升到1800℃以上的过程中,在 ZrO<sub>2</sub>和 UO<sub>2</sub>之间的间隙中形成的 Zr 熔体部分地在 间隙内重定位到较低的棒束高度,并部分地穿过失效的 ZrO<sub>2</sub> 层进入与其相邻元件之间的空间。 燃料棒相互作用形成的主要含有 U、Zr 和 O 的熔体,缓慢地向下重定位,并根据其固相线温度 在 400 至 550 mm 之间凝固成块状多孔结构。在 Inconel 定位格架的顶部(大约 500 mm 处)观 察到最大的棒束阻塞(几乎是 100%)。凝固温度低得多的(银、铟、镉)吸收体熔体在大约 150 mm 的较低高度上凝固。

试验后调查显示出了在高度约 350 mm 出的可以忽略的氧化的包壳。在高度 480 和 1000 mm 之间,包壳完全被氧化。在瞬态试验结束时(4800 秒)测得的最大氢释放率为 210 mg/s。氢气释放总量为 145±15 g。

基于 CORA-15 的实验数据,使用计算机程序 ATHLET-CD 和 SOCRAT 进行基准分析。程序应用的相应描述在第 3.3.1 和 3.3.3 部分中给出,模拟结果的比较在第 4.5 部分中给出。

在 FUMAC 项目的框架内,单棒 SFPR 程序(IBRAE)中的缓慢重定位/氧化模型的实施证 明了将燃料性能程序扩展到严重事故的可能性(见附件 II)。

# 3. 程序和模型改进的描述

### 3.1. 燃料棒单棒程序

### 3.1.1. FRAPTRAN

FRAPTRAN 是燃料棒瞬态分析程序,旨在计算 LWR 燃料棒单棒在假想事故(如反应性引入事故(RIA)或冷却剂丧失事故(LOCA))和运行瞬态(无紧急停堆的功率震荡)下的传热和力学行为。

最新版本的 FRAPTRAN-1.5 于 2014 年 5 月发布。在[17]中对该程序进行了描述,在[18]中进行了整体性能验证。一些参与者已经使用了该标准版本。在 FUMAC 项目期间,对 FRAPTRAN 程序进行了一些改进。

#### 燃料棒分析程序 FRAPTRAN-QT-1.5 的 SSM/QT-版本

在最近一个由瑞典辐射安全局(SSM)资助的项目中,Quantum Technologies AB 开发了LOCA 下燃料轴向重定位的计算模型[19]。该重定位模型已经与SSM/QT 内部版本的燃料棒分析程序 FRAPTRAN 1.5 完全集成。与早期的燃料棒分析程序的重定位模型(如SCK-CEN 开发的模型[20])相比,该模型考虑了燃料重定位的热反馈效应。它还使用子模型来估计燃料棒鼓胀区破碎燃料形成的颗粒床的填充率和有效热导率,其依据燃料芯块破碎和粉碎的状态估计。FRAPTRAN 1.5 的SSM/QT版本中的模型,包括燃料重定位模型,已经根据 Halden 和 Studsvik[20]最近的LOCA 试验进行了验证。

# 燃料棒分析程序 FRAPTRAN-TE-1.5 的 Tractebel 版

Tractebel 要求 SSM/Quantum Technologies 在 Tractebel 版本的 FRAPTRAN-1.5 中实现他们 的模型[22-24],并进一步进行模型验证和改进。FRAPTRAN-TE-1.5 程序中的扩展和调整在 SSM/Quantum Technologies 的报告[25]中有所记载。

通过将计算结果与简单的解析解进行比较,验证了程序修改的正确性。此外,FRAPTRAN-TE-1.5 还通过 Halden IFA-650 试验系列中的三次模拟 LOCA 试验进行了验证。在参考文献[25] 中总结了这些试验的结果,并为进一步试验和在 FRAPTRAN-TE-1.5 程序中使用不同建模选项 给出了建议。

## **3.1.2. TRANSURANUS**

TRANSURANUS 是一个用 FORTRAN95 编写的计算机程序,用于核反应堆燃料棒的传热和力学分析,由欧洲委员会联合研究中心拥有。TRANSURANUS 已经被研究中心、核安全机构、大学和工业合作者使用(见参考文献[26-38])。

国际基准题对于开发各种核反应堆部件的模拟系统具有高度重要性。这个 CRP 的主要好处 之一是可以对许多相关程序进行交叉比较和补充验证。在过去的 30 年里已经组织了几次工作: 80 年代中期的 D-COM, 1992 至 1996 年的 FUMEX-I, 2002 至 2006 年的 FUMEX-II 和 2008 至 2012 年的 FUMEX-III。 TRANSURANUS 通常被称作一个燃料性能程序,这意味着它解决了径向传热、径向位移以 及燃料和包壳的应力分布、裂变产物的释放及其随时间变化行为的方程。一般来说,燃料性能 预测的方程体现了以下现象:

- 传热性能:热传导、辐射和对流;
- 一 力学性能: 蠕变(辐照和高温)、密实化、热膨胀、芯块开裂和重定位、固体和气体 肿胀;
- 锕系元素行为: 主要的 Th、U、Np、Pu、Am 和 Cm 核素的耗损和积累,及其对径向 功率分布的影响;
- 燃料重构: Pu和 Am 的重新分布, 晶粒的生长(正常和柱状), 中心孔洞形成;
- 裂变产物的行为: 在燃料基体中的产生, 扩散到晶界, 在晶界饱和后释放到棒自由体积中, 非热释放, 反冲, 形成高燃耗结构(HBS, 即耗尽并包含孔隙)。

燃料与包壳间的间隙传热的模拟考虑了热传导、辐射和对流(URGAP模型[39])。力学模型的主要的假设和性能的方程在参考文献[27]中提供。

关于锕系元素浓度的主要假设和方程可查悉参考文献[37、38]。

在 TUBRNP 模型中,径向功率分布的计算分为: (a) 通过热扩散理论对中子通量进行近似 计算,以及 (b) 用简化的耗尽方程对相关锕系同位素的局部浓度进行计算。最近的扩展包括核 素<sup>232</sup>Th、<sup>233-236、238</sup>U、<sup>237</sup>Np、<sup>238-242</sup>Pu、<sup>241</sup>Am、<sup>243</sup>Am、<sup>242-245</sup>Cm。更多细节见参考文献[40]。

TRANSURANUS 程序由一个定义明确的力学和数学框架组成,可以很容易地纳入其他物理模型。该程序具有全面的材料数据库,包括氧化物、混合氧化物、碳化物和氮化物燃料类型、 锆合金和钢包壳以及几种不同的冷却剂(水、钠、钾、铅、铋)。TRANSURANUS 可以作为一 个单一的程序系统,用于模拟正常运行工况下的长期辐照以及瞬态试验。"重启动"模式可以模 拟再制造(再循环)的燃料棒,例如,预充气体已经完全改变。

该程序可以采用两种不同的方法:作为一个确定性的或统计性的程序。重启动可用于执行 采用蒙特卡洛技术的统计分析。这个选项对于分析长期基础辐照后的瞬态可能有帮助。图 39 给 出了这些可能性的概述。

除了在燃料棒设计中的灵活性,TRANSURANUS 程序可以处理各种不同的情况,正如试验 中所证明的那样,在正常、非正常和事故工况下,尽管一些专门针对 RIA 的模型(例如全室温 度)还在开发中。此外,该程序正在被用于 BWRs、PWRs 和 VVERs。处理问题的时间尺度可 以从几毫秒到几年不等。因此,可以模拟复杂的辐照试验,包括再制造的燃料棒和不断变化的 运行工况。



图 39. 确定性和概率性方法的重启说明。

# 3.1.3. ALCYONE

ALCYONE[41]是由 CEA、EDF 和 AREVA 在 PLEIADES[42]平台上共同开发的一个多维燃料性能程序。它专门用于模拟 PWR 燃料棒在正常(基础辐照)和非正常(功率斜坡和瞬态)运行工况下的堆内行为。ALCYONE 包含了三种计算方案。一个一维的参考方案,基于燃料元件的对称描述,将燃料棒活性区沿轴向进行离散(即坍缩),用于研究整根燃料棒的行为[43]。一个二维方案,用于研究芯块-包壳相互作用(PCI),以评估芯块裂缝尖端附近包壳中的应力集中[44]。一个带有一个完整芯块碎片的三维模型,用于详细分析芯块包壳界面的 PCI[45]。这些方案使用有限元(FE)程序(Cast3M)来解决热力学问题,并在 FE 网格的每个节点或积分点共享相同的物理材料模型。图 40 显示了 ALCYONE 1D 的流程图。该图用蓝色标识了不同的收敛循环,米色标识了热物理模型,其他模型如果在热物理循环之前计算,则为绿色,如果在之后计算,则为灰粉色。

在法国的调查项目中,ALCYONE 已经对 PWR 燃料棒(二氧化铀和 MOX 燃料,最高 80 GWd/tM,采用 Zry-4 或 M5 包壳)在带基本负荷的辐照下进行了广泛的验证。在 MTR 进行的 功率斜坡试验被用来验证燃料棒在功率瞬态情况下的行为。燃料温度的计算是由 MTR 试验专 门验证的,该试验在燃料中心有一个代表性的热电偶[43]。



图 40. ALCYONE 流程图。

ALCYONE[46]与系统程序 CATHARE 的耦合很快就会推出。对于 LOCA 分析来说,评估 燃料棒内压是至关重要的。评估在事故阶段可能发生断裂的燃料数量(即至少是重构的燃料区) 也很重要。这些计算由两个裂变气体模型 CARACAS[47]或 MARGARET[48]进行。

EDGAR 模型[41] 描述了锆合金管在压力(外加载荷)和高温(超过 950 K)下的粘塑性行为。这个模型还给出了相变的演变(考虑了 α、β和过渡相)。

EDGAR 模型被建立为有限元三维计算工具中的一个点模型。力学分析和力学本构方程的 定义在参考文献[42]中详细讨论。

力学行为用 Miehe 等人[45]提出的对数应变框架表示。正在使用 ALCYONE 模拟 EDGAR 实验,以验证这一实现。

一维程序通常认为,对于固体芯块,中心点的径向位移是不允许的。在 LOCA 的情况下, 热梯度明显降低,间隙认为是打开的。我们可以认为,芯块的中心点能够在径向移动。

基础辐照结束时,在冷态条件下间隙是打开,图 41 显示了此时芯块中的应力分布。在 LOCA 期间,应力分布可能是相同的形状,因为燃料芯块的热梯度仍然很低。然而,实际的应力水平 值取决于裂变气体肿胀的贡献和辐照功率历史。



图 41. 室温下芯块中的静水压力的应力分布。

ALCYONE 计算中使用的裂变气体模型是 CARACAS[47],它考虑了以下裂变气体群:纳米级的晶粒内气泡、析出的晶粒内气泡、晶界气泡、边缘结构的形成和边缘气泡的演变。这个模型对二氧化铀的基础辐照和功率斜坡条件进行了验证,最高可达 70 GWd/tM。

在 LOCA 瞬态的第一部分,燃料温度保持在足够低的水平,只影响晶界气体的扩散。已经 制定了一个关于晶间断裂形成的具体标准。它是基于对施加在晶界上的应力的评估,这些应力 来自于宏观的静水压力和由超压的晶界气泡引起的应力(拉应力)。如果晶界上由晶界气泡引起 的拉应力高于晶界屈服应力,晶界的部分或全部可能断裂。这就为裂变气体的释放提供了一个 连通路径。人们还假设,晶界屈服应力因辐照(裂变气体原子在晶界上溶解)而降低。

# 3.1.4. **BISON**

美国能源部(DOE)一直在核能高级建模与模拟(NEAMS)和轻水反应堆高级模拟联盟 (CASL)计划内开发模拟核燃料行为的能力。其结果是 BISON 程序[49],这是一个由爱达荷国 家实验室(INL)开发的多维的、基于有限元的燃料性能程序。

BISON 是使用 INL 面向对象的多物理场仿真环境,即 MOOSE[50]建立的。MOOSE 是一个 大规模并行的、基于有限元的框架,使用 Jacobian-Free Newton Krylov(JFNK)方法解决耦合的 非线性偏微分方程系统。BISON 可以使用一维、二维或三维几何表示法来分析包括局部多维效 应的全局燃料元件行为。BISON 使用大规模并行计算的能力,可以分析在给定的详细辐照历史 下的二维整体燃料棒,也可以分析大型三维问题。BISON 已被应用于各种类型的燃料,包括 LWR 燃料棒、TRISO 颗粒燃料、快堆氧化物燃料,以及棒状和板状几何形状的金属燃料。该程序适 用于稳态和瞬态工况,并用于分析运行和设计基准事故工况下的燃料行为。

BISON 最近的应用包括对有芯块表面缺失(MPS,作为制造缺陷)的重水反应堆燃料的三维分析,对事故容错燃料(ATF 概念,如铁铬铝包壳和 U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>燃料)的分析,以及研究 MPS 效应的影响为新 Halden 实验(IFA-800)开展设计计算。详细情况在不同的出版物中给出。

BISON 控制方程由能量、种类和动量守恒的全耦合偏微分方程组成。BISON 的非线性运动 学遵循[51]中描述的方法。

BISON 中包括二氧化铀燃料的材料模型,以描述与温度和燃耗相关的热特性、固体和气体裂变产物的肿胀、密实化、开裂、芯块-碎裂重定位、热和辐照蠕变[50、52]。裂变气体的膨胀和

释放是使用参考文献[53]中描述的模型计算的。对于锆合金包壳,材料物性包括热物理性能、瞬态塑性、热和辐照蠕变、辐照生长、氧化以及 LOCA 期间包壳相变、鼓胀和爆破失效的模型。 间隙传热是以传统的方式进行建模的,整个间隙的总热导率为气体热导率、由于固-固接触而增加的热导率和辐射传热的热导率之和。材料之间的力学接触是通过节点/表面约束实现的[49、 52]。

BISON 中还有其他各种材料模型。其中包括 MOX、U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>、U-Pu-Zr 和 U-10Mo 的燃料模型,以及 HT9、316 和铁铬铝包壳的包壳模型。在参考文献[52]中有更详细的 BISON 模型描述。[52]。

对于 BISON 来说,存在大量的程序验证问题,从基本的有限元固体力学和传热测试,到核燃料模型的相关问题。除了程序验证外,还对数值求解算法精度进行了验证。为此,具有代表性的验证问题特征的模拟在空间和时间上进行了解析,并对结果进行了比较。

BISON 的验证工作最初集中在正常运行工况和功率斜坡下的 LWR 燃料[54、55]。近年来, 在设计基准事故工况下(DBA)的分析方面也进行了大量的工作,包括 LOCA[56、57]和 RIA[58、 59]。对于 TRISO 颗粒燃料,已经考虑了几个基准算例,将 BISON 的结果与其他燃料性能程序 的结果进行比较[55][60]。

BISON 已经加入了大应变力学公式,这对正确分析 LOCA 期间的包壳鼓胀至关重要。此外,对于 LOCA 期间燃料棒行为所涉及的高温、瞬态现象,也有特定的材料模型。

具体来说,在 BISON 中实现了高温包壳氧化、锆合金固-固相变、锆合金高温蠕变和包壳 爆破失效模型[56、57]。此外,对 BISON 的二氧化铀中的裂变气体肿胀和释放模型进行扩展, 可以模拟瞬态下的爆破释放效应[61、62]。这种能力有可能被调整并应用于 LOCA 瞬态的模拟。 此外,最近还实现了包壳氧化能量沉积和燃料轴向重定位的模型,并将在未来的 LOCA 模拟中 应用 BISON。

扩展的 BISON 程序已经应用于 LOCA 试验的模拟,包括 PUZRY、REBEKA 和 Hardy 实验 中的许多分离效应试验,以及包括 QUENCHL1 棒 4 和 7、NRU-MT4 和 MT6A 试验以及 Halden IFA-650.2 和 IFA-650.10 试验在内的燃料棒性能试验。详细情况和模拟结果可以在[55]中找到。

用于 LOCA 分析的 BISON 模型和 FUMAC 案例的模拟结果在关于 INL 对 FUMAC 贡献的 最终报告中详细介绍(见附件 II)。

# 3.1.5. DIONISIO

DIONISIO 2.0 是一个能够模拟扩展燃耗工况下燃料棒的程序。特别是在高燃耗范围内,描述了更多相关同位素的数量和芯块外围的微观结构。

程序结果已经与 IFPE 数据库中公布的 34 个试验进行了比较,涵盖了 380 多个燃料棒,辐 照平均燃耗水平为 40-60 MWd/kgU。这些比较的结果是令人满意的,显示了良好的模拟效果。 它们是在原子能机构研究项目 FUMEX III 的框架内进行的。这些不同的模型已经在几篇论文中 作了详细解释[63-67]。 在 FUMAC 研究项目的框架内,程序的应用范围被扩展到典型的 LOCA 工况。为此,开发 了一个新的模块,能够重新生成冷却剂的热工水力条件。该模块旨在处理在事故工况下燃料棒 和冷却剂之间热交换的众多参数,从而为快速偏离期间的燃料棒模拟提供必要的边界条件。

# 3.1.6. FTPAC 和 FTPAC-ABAQUS

FTPAC 由计算 LWR 燃料棒在瞬态工况下的行为的模型组成, 它模拟了以下过程[68]:

- 一 和从燃料芯块到冷却剂的热传导,包括通过气体的间隙-包壳和包壳-冷却剂热传导;
- 一 燃料芯块和包壳的变形;
- 一 燃料棒气体压力历史;
- 一 以及包壳氧化的演变。

燃料芯块变形模型用来计算活性区长度变化和燃料径向位移。如果燃料芯块和包壳接触, 会出现芯块-包壳相互作用(PCMI)。燃料变形模型将对包壳变形模型施加一个驱动力。通过计 算的滑移系数确定由燃料芯块束的轴向膨胀所传递的包壳伸长。接触压力越大,滑移系数就越 大。滑移系数与摩擦系数和燃料芯块与包壳之间的界面面积有关。

如果包壳的有效塑性应变大于包壳的不稳定性应变,则采用鼓胀模型来计算包壳的局部大 变形。大变形模型计算包壳鼓胀节点的范围和形状。最近通过耦合 ABAQUS[69],在 FTPAC 程 序中加入了另一个鼓胀模型。耦合的程序计算框架如图 42 所示。

大变形条件下包壳中的变形和应力通过 ABAQUS 模型计算,该模型认为包壳是一个厚的圆柱形壳体,在给定的内外压力以及均匀温度加载[70]。鼓胀模型的变形结果反馈到主程序FTPAC,用于后续计算。

包壳-水蒸汽反应是通过氧质量增加和 ZrO<sub>2</sub> 层厚度增长的动力学方程模拟的。通过少量试验证明 FTPAC 中的相关模型是正确的。所选的试验包括 IFA-432、FA-513、IFA-507、NSRR 和 CABRI 试验[71]。试验数据被成功地用来与 FTPAC 的预测进行比较,作为时间的一个函数。



图 42. FTPAC 耦合 ABAQUS 的计算框架。

# 3.1.7. RAPTA-5.2

RAPTA-5.2程序的组织开发者是 A.A. Bochvar 无机材料高技术研究所(JSC "VNIINM")。 RAPTA-5.2 是 VVER 燃料棒的批准程序,JSC"VNIINM"用来模拟设计基础事故中的燃料棒行为。该程序确定了燃料棒的特性,并验证了燃料安全标准,如:最大燃料温度、燃料峰值焓、包壳峰值温度、失效燃料棒数量、包壳氧化和氢产生。

RAPTA-5.2 程序得到了俄罗斯联邦环境、工业和核监督局的批准和许可,将其适用范围扩 大到 75 MWd/kgU 的燃耗[72]。

RAPTA-5.2 程序解决了 LWR 燃料棒在快速瞬态过程中的热-机械变形问题,如 LOCA 和 RIA 事故。以下物理现象进行了建模:

- a) 考虑燃料棒的传热:
  - 一 燃料体积内的瞬态功率 (输入数据),考虑不同燃耗下的径向功率分布;
  - 一 由于蒸汽中错的氧化而产生的表面热效应;
  - 一 包壳表面的瞬态边界条件(时间步进)(输入数据);
  - 一 燃料棒的几何横截面积的变化;
  - 一 高温和高燃耗下的材料物性,考虑径向功率分布;
  - 一 瞬态下,燃料棒中裂变气体含量、释放和压力的变化。
- b) 考虑燃料棒的几何形状:
  - 一 事故开始前累积燃耗下的边界条件 (输入数据);

- 一 燃料和包壳的热力学变形,考虑稳态和瞬态下燃料和包壳的相互作用;
- 一 稳态和瞬态下的燃料肿胀和 FGR;
- 一 由于过度应变而导致的包壳断裂;
- 一 包壳外表面和内表面(破裂后)的氧化锆厚度。
- c) 非等温条件下的包壳氧化,以及热释放和氢生成的反馈。

在事故发生前的正常运行中,温度和辐照会影响材料性能。为了计算温度和非线性接触等 非稳态条件下的包壳形变动力学,还考虑了 E110 合金的流动应力和应变受退火对辐照损伤的影 响[73-75]。为了分析内部超压下的包壳减压,采用了形变准则[4]。

水蒸汽-锆的反应是用增重来计算的。可以使用电解和海绵基 E110 合金得出的保守和现实的依赖关系。Cathcart-Pawel 或 Baker-Just 的相关关系被认为是可选的。在确定 ECR 和氧的整体 增重时要考虑到包壳的变形。在包壳断裂的情况下,包壳内表面的氧化也被考虑在内,以确定 产生的氢气总量。在解决传热问题时,由于水蒸汽-锆的放热反应而产生的热效应也被包括在内。

### 3.1.8. SFPR

IBRAE(莫斯科)正在开发 SFPR 程序[76],用于对 LWR 反应堆各种运行状态(正常和非 正常,包括严重事故)下的单根燃料棒行为进行机理性建模。该程序由两个独立的机理性程序 MFPR(用于辐照二氧化铀燃料行为和裂变产物释放的介观尺度建模,与 IRSN, Cadarache 合 作)[77、78]和 SVECHA/QUENCH,或 S/Q(用于燃料棒热力学和物理化学行为建模,与 KIT (前 FZK, Karlsruhe)实验人员合作)[79、80]联合设计,在过去 20 年中得到了深入发展。这两 个程序的耦合可以对 LWR 燃料元件在稳态、瞬态和异常工况下的行为进行机理性建模。

这两个程序的主要物理模型被改编并用于俄罗斯最佳估计积分程序 SOCRAT(见第 3.3.2 部分),该程序是为分析核电站的 DBA 和 DEC 而设计的。因此,SOCRAT 被用于 FUMAC 的模拟反应堆试验 IFA-650.9-11 和组合棒束试验 CORA-15 的基准工作中,而 SFPR 则被用于分析 IFA-650.2 试验中测得的包壳氧化和二次氢化 (见附件 II)。此外,SFPR 还被进一步开发,用于描述在 CORA 试验中观察到的堆芯熔融物重定位/氧化模型的程序[81],证明了燃料性能程序扩展到严重事故工况的可能性 (FUMAC 项目的目标之一),在附件 II 中也有介绍。

# 3.2. 热工水力和燃料棒耦合程序

# 3.2.1. MARS-KS

MARS-KS(反应堆安全多维分析)程序是由 KAERI 开发的,用于对轻水反应堆瞬态的多 维和多用途的现实热工水力系统分析。该程序的主干是通过统一和重构 RELAP5/MOD3 和 COBRA-TF1程序建立的。MARS-KS程序具有分析一维和三维热工水力系统以及轻水反应堆瞬 态燃料响应的能力。许多改进的模型和功能被添加到该程序中,该系列的最新版本是 MARS-KS 1.4。值得注意的升级包括在最新版本中加入了三维模拟能力,其中包括湍流混合模型和传导模 型。MARS-KS主要用于韩国核安全研究所(KINS)的监管活动[82-84]。

为了开发 MARS-KS/FRAPTRAN 程序系统,应该制定耦合方法,因为每个程序系统已经用自己的方法进行了使用和验证(详见附件 II)。FRAPTRAN2.0 程序被修改为 S-fraptran 模块,以

便在 MARS-KS 中实施。为了耦合两个程序的变量,在 S-FRAPTRAN 中创建了一个新模块 (MARSLINK)。

如图 43 所示,通过保持每个计算流程和 I/O (输入/输出)系统,开发了一个稳态和瞬态分析的耦合方法。



图 43. 完全耦合的 MARS-KS/FRAPTRAN 的方法论。

MARS-KS 和 FRAPTRAN 之间的耦合变量显示在表 9 中。对于当前时间步, MARS-KS 计算时间增量、LHGR、冷却剂压力、传热系数和冷却剂温度。所有的变量都被储存起来用于 S-FRAPTRAN 计算变形后包壳直径、热通量和包壳表面温度。这些变量也被储存起来,用于下一个时间步的 MARS-KS 计算。

燃料模块需要功率和包壳外表面的和热工水力边界条件来计算LOCA期间燃料的热力学行为。此外,冷却剂压力也会影响包壳的变形。系统程序需要包壳的外径和热通量,考虑径向燃耗分布、间隙热导率和金属水反应能量。所有的变量都存储在模块中,并在每个时间步中更新。

调用模块	变量名称	内容
	Timeincrement	时间步长大小
	Power	线发热功率密度(LHGR)
S-fraptran	CoolPress	冷却剂压力
	Htc	包壳表面的热交换系数
	Tbulk	冷却剂温度
	Outdia	包壳外径(包括氧化层厚度)
MARS-KS	Heatflux	包壳热通量
	Tsurf	包壳表面温度

表 9. MARS-KS/FRAPTRAN 程序系统的耦合变量

#### **3.2.2. GENFLO-FRAPTRAN**

PNNL 为美国 NRC 开发的燃料棒单棒瞬态性能分析程序 FRAPTRAN[85],已经与 VTT 开发的热工水力程序 GENFLO[86、87]耦合。

GENFLO 是一个快速运行的程序,因为它求解热工水力方程采用非迭代算法模型。已经根据 Halden 项目 IFA-650 LOCA 试验的试验结果对耦合程序进行了验证[88]。LOCA 期间使用的原理和模型是基于 VTT 开发的 SMABRE 程序[89]。耦合程序,FRAPTRAN-GENFLO,以前已经在[90、91]中应用。

# 3.3. 严重事故程序

#### **3.3.1. ATHLET-CD**

系统程序 ATHLET-CD (堆芯退化的泄漏和瞬态热工水力分析) [92]描述了严重事故期间反应堆冷却剂系统的热工水力影响,包括堆芯损伤的发展以及裂变产物和气溶胶的行为,以计算安全壳分析的源项,并评估事故管理措施。它是由 GRS 与斯图加特大学的 IKE 合作开发的。 ATHLET-CD 还包括由 IRSN 开发的气溶胶和裂变产物输运程序 SOPHAEROS,并与 GRS 程序 COCOSYS 耦合,用于模拟安全壳内的热工水力和碘行为。

程序结构是高度模块化的,包括多种模型,为进一步发展提供了最佳基础(见图 44)。 ATHLET 程序包括热流体动力学模块、传热和热传导模块、中子动力学模块、通用控制模拟模 块和一个名为 FEBE 的通用微分方程系统求解器。热流体动力学模块基于一个六方程模型,有 完全分离的液体和蒸汽的平衡方程,辅以多达 5 种不同的不凝性气体的质量守恒方程和一个硼 的跟踪模型。ATHLET 中还包括泵、阀门、分离器、两相水位跟踪、临界流体等具体模型。

棒模块 ECORE 包括燃料棒、吸收棒(AgInCd 和 B4C)以及包括 BWR 容器和吸收体的燃料组件的模型。它描述了棒的力学行为(鼓胀), Zr-合金和 B4C 的氧化(Arrhenius 型速率方程), Zr-UO2 的溶解以及金属和陶瓷部件的熔化。熔体重定位(透光检测法)是由速度和截面恒定的水网模拟的,从棒失效的节点开始。该模型允许氧化、凝固、再熔化、再凝固和由于堵塞形成的熔体积累。对热工水力的反馈考虑了蒸汽不足和堵塞的形成。除了对流换热,能量还可以通过辐射在燃料棒之间和周围的核心结构中进行交换。

裂变产物的释放是通过速率方程或 FIPREM 模块中的扩散模型来模拟的。裂变产物和气溶 胶在反应堆冷却剂系统中的传输和保留由 SOPHAEROS 模块模拟。对于碎片床的模拟,可以应 用一个特定的模型 MEWA,它有自己的热工水力方程系统,与碎片床外部边界的 ATHLET 流体 动力学相耦合。核心区的模拟从 ECORE 到 MEWA 的过渡取决于该区的劣化程度。最后,该程 序还包括晚期阶段的堆芯坍塌模型、下层柱体中的熔池行为和 AIDA 模块中的容器失效。

程序验证是基于 CSNI 验证矩阵提出的整体效应和分离效应试验,包括热工水力、棒束劣 化以及裂变产物和气溶胶的释放和输运。它们包括在 CORA 和 QUENCH 设施中进行的堆外棒 束实验,以及在 PHÉBUS 或 LOFT 设施中进行的堆内实验。TMI-2 事故被用来评估反应堆应用 的程序。



图 44. 系统程序 ATHLET-CD 的模块结构。

## **3.3.2. SOCRAT**

程序 SOCRAT 是为严重事故工况下 LWR 的 NPP 的安全评估而设计的[93]。在严重事故的 容器内阶段,考虑了以下一般过程(图 45): 堆芯的裸露和加热; 堆芯内部和堆芯与容器内结构 周围之间的辐射和对流换热; 燃料棒包壳的变形和爆破(坍塌); 裂变产物从固体燃料释放到反 应堆冷却剂系统 (RCS)。裂变产物在 RCS 中的凝结、输运和沉积/再悬浮; 燃料棒包壳、吸收 体和钢结构在蒸汽或空气中的氧化; 燃料劣化 (UO2和 ZrO2被固体和熔融的 Zr 溶解, ZrO2保 护层失效; 氧化物熔化); 裂变产物从熔融燃料中释放。材料重定位(U-Zr-O、SS-Zr、SS-B4C 共 晶的形成; 液体块的滴落; 燃料棒的坍塌与碎片床的形成; 熔池的形成和扩散; 堆芯熔化物转移到下层的腔室); 熔体氧化,特别是含有液态 Zr 的熔体。解释 RCS 边界 (热腿喷嘴、稳压器 波动接管、SG 管)的失效; 下层腔室中燃料-冷却剂的相互作用; RPV 内堆芯熔融物的行为(对流; 结痂形成,分层为金属层和氧化层); 堆芯熔融物冲击下层封头的劣化; RPV 破裂后熔融物 进入到安全壳中。

在容器外阶段,以下过程是模型的重点:通过与总括参数安全壳程序 KUPOL-M或 ANGAR 的耦合,氢气和水蒸汽-空气混合物在多室安全壳中的分布;堆芯熔融物-混凝土的相互作用(或保留在熔融物捕集器中,例如在 VVER 的新设计中);安全壳中的 FP 行为(输运、沉积和再悬浮、碘化学、池化学);安全壳不密闭后 FP 渗入环境;由于安全壳失效或旁路,FP 释放到环境。



图 45. SOCRAT 中的现象模拟(经Elsevier 许可,转载自参考文献[93])。

在 FUMAC 项目的框架内, SOCRAT 程序的应用有两个目标。第一个目标是验证程序的能力, 根据 Halden IFA-650 试验以及高温 CORA-15 试验中的加压燃料棒束劣化来模拟辐照包壳的 鼓胀和爆破。第二个目标是在基于 Halden IFA-650.9、10 和 11 试验的基准试验中,为项目参与 者提供燃料性能程序的热工水力边界条件。

# 4. 模拟结果对比

### 4.1. MTA EK 爆破试验

五个组织提供了第 2.1 部分中描述的 MTA EK 等温鼓胀案例的模拟结果:

- MTA EK (匈牙利), FRAPTRAN 2.0 程序;
- JRC(欧洲委员会), TRANSURANUS v1m2j17 程序;
- INL (美国), BISON 1.4 程序;
- CIEMAT (西班牙), FRAPTRAN 1.5 程序;
- SSTC(乌克兰), TRANSURANUS v1m1lj11 程序。

参与者被要求给出以下结果: 1) 包壳爆破失效的时间, 2) 发生爆破失效时的包壳内压, 3) 爆破时包壳外表面最大环向应变。

#### 4.1.1. 爆破失效时间结果

图 46 以直方图的形式给出了参与组织对六个 MTA EK 案例爆破时间的模拟结果。试验数 据也包括在图内。试验温度按递减的顺序排列。

这些程序普遍低估了爆破时间。然而,TRANSURANUS程序(包括JRC和SSTC版本)与 试验数据符合的非常好。BISON程序也符合的比较好,虽然它对数据的预测偏低。从MTAEK 和 CIEMAT 获得的结果来看,FRAPTRAN程序相比于其它程序更明显地低估了包壳爆破的时 间。CIEMAT 进行了一次参数分析以探索包壳管内部热状态对试验结果的敏感性。进行该敏感 性分析的原因在于在FRAPTRAN的传热计算中,管内气体可能没有与炉体达到热平衡。该研究 仅限于 PUZRY-12和26号试验,因为失效时间对温度敏感,在一个案例中甚至出现翻倍(试验 #12),而该案例考虑的温度比炉子温度低 60-80 K。

JRC 认为 TRANSURANUS 对爆破时间预测的准确性与此前类似的鼓胀试验模拟结果一致 [94]。此外, JRC 还试验了两种不同的棒失效准则(极限环向应力和极限环向应变),并注意到 失效准则对爆破时间的预测只有很小的影响,因为鼓胀的后期阶段,鼓胀速率非常迅速。

JRC 和 INL 均分别分析了通过 TRANSURANUIS 和 BISON 获得的爆破时间与试验温度关系的结果。两个机构都注意到,爆破时间随着温度增加而减少。在较低温度下,预测结果与试验数据的偏差似乎有所增加。这一情况被 MTA EK 在随后的 FRAPTRAN 计算中得到证实。在较低温度下,计算值与试验值较高的差异表明,这些偏差可能来自于缺乏对各向异性蠕变行为的适当建模以更准确地反映 α-Zr 的特征[95]。



图 46. MTA-EK 鼓胀试验的爆破时间。阐述了程序与程序以及程序和试验数据间的比较。

程序中的高温蠕变关系式通常是基于 Erbacher 等人的试验工作[95]。由于在 PUZRY 试验中 使用的 Zr-4 合金与参考文献中使用的 Zr-4 合金之间的化学成分可能存在差异[95]。因此,观察 到的蠕变行为存在区别。

从 TRANSURANUS 和 FRAPTRAN 获得的结果中观察到用户效应,这可能是由程序版本的不同,以及对可选的建模选项(如爆破失效判据)的不同选择引起的。

# 4.1.2. 爆破失效压力结果

图 47 给出了参与组织对爆破失效时包壳内部压力的模拟结果。试验数据同样被包括在图内。

不同参与者的结果中普遍低估了爆破压力试验值。压力增加率既是试验参数同时也是程序 计算的输入参数。对爆破时压力预测的低估相当于对爆破时间本身预测的低估。

采用 TRANSURANUNS 的两个用户的计算结果似乎都与数据有良好的一致性。用 BISON 程序进行的预测结果也是合理的。而 FRAPTRAN 的计算结果则存在显著的低估。

#### 4.1.3. 爆破失效时最大环向应变结果

图 48 报告了包壳外表面轴向峰值位置(爆破处)在发生爆破失效时的环向应变结果。试验 数据同样被包括在图内。

不同程序所给出的预测结果存在很大的差异,且在许多情况下,预测值与试验数据有明显 的偏差。



图 47 MTA-EK 爆破试验包壳爆破时的包壳管内压。阐述了程序与程序 以及程序和实验数据间的比较。



图 48. MTA-EK 爆破试验包壳爆破时的外部环向应变。阐述了程序与程序 以及程序和实验数据间的比较。

预测包壳的最大应变对于燃料性能程序来说是一项困难的任务,这与所涉及现象的数量、 复杂性以及相互依赖性有关。对于 LOCA 分析来说,包壳爆破应变计算的不确定性可能很大, 因为包壳在接近爆破时,会产生非常高的应变率。这意味着最大应变对确定失效时间的具体准 则非常敏感,因为失效时间的微小差异可能对应于最大应变的巨大差异。JRC-Karlsruhe 在用 TRANSURANUS 程序进行包壳鼓胀和爆破试验模拟时试验了不同的失效准则,证明了这一点 [94]。 INL、JRC 和 CIEMAT 指出,爆破应变预测的不确定性与爆破准则有关。从 TRANSURANUS 获得的爆破应变结果应该仔细考虑,因为这些数值超出了模型的可接受范围。JRC 进一步指出,从棒束试验(如 QUENCH)中得到的应变通常比单棒试验中观察到的应变要小,这可以部分归因于沿包壳方向温度梯度,正如现有的试验证据所示[96]。考虑到这一点,计算中将需要一个完整的三位模型<sup>1</sup>,而在 FUMAC 的计算中则是通过 1.5D 或 2D-rz 的几何表征进行。

除建模的不确定性外,测量和仪器的不确定性也可能引起计算和试验数据之间的预期差异。 对爆破口(爆破后向外突出的包壳瓣)的解释也可能在测量应变中引入一个相对于仅由鼓胀引 起的应变的偏差。这在 Halden IFA-650.10 试验中测得的试验后包壳直径曲线中是很明显的 <sup>2</sup> [97]。程序预测指的是刚爆破前包壳中的应变,即最大爆破应变。对于 MTAEK 试验,测量结果 的性质无法澄清。

# 4.2. Halden LOCA 试验(IFA-650.9、10、11)

在第二次研究协调会议上,参与者同意在基于 Halden IFA-650.9、10 和 11 的基准案例中, 对所有燃料性能程序使用相同的热工水力(T/H)边界条件(BCs),这些边界条件由系统程序 SOCRAT 提供。

基于 SOCRAT 开发的 Halden IFA-650 试验台的几何模型可以模拟试验方案的主要阶段 — 自然循环、喷放、加热和喷淋操作以及冷却阶段。它包括试验容器、喷放系统以及容器相连的 高压重水回路的某些部分(包括热段和冷段)。为了考虑实验容器的一些具体细节(例如,燃料 棒的几何形状),试验容器的网格节点需要在每次实验中进一步细化完成。

可提供用于程序验证的信息有:包壳和冷却剂温度的变化,26个节点的对流和辐射传热率 (用于推导传热系数),冷却剂的进出口压力,两相温度,孔隙率,以及从第一阶段(强制循环) 结束到试验结束的时间跨度的流体和混合气体成分(蒸汽、氢气、氩气和氦气)的流量。为了获 得更一致的结果,还提供了棒材和加热器的总功率演化情况作为参考。关于 T/H 边界条件发展 的更多细节可以在附件 II 中找到(题为"用 SOCRAT 程序对基于 IFA-650.10 和 IFA-650.11 试 验基准的初始条件和边界条件进行模拟"的论文)。

# 4.2.1. IFA-650.9

在预测结果的比较方面,参与试验的程序对这些 Halden LOCA 试验(IFA-650.9、10、11) 预测结果是相似的。来自不同国家的十个组织提供了 IFA-650.9 试验的结果:

- CIAE (中国), FTPAC 1.0;
- CIEMAT (西班牙), FRAPCON 3.5 和 FRAPTRAN 1.5;
- CNPRI (中国), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 1.5;
- CNEA (阿根廷), DIONSIO 2.0;
- KAERI (大韩民国), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 2.0;

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> 严格来说,方位角的变化也可以用 2D-rz 表示。然而,为了包括轴向的变化,则需要三维。

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> 在 FUMAC 第三次 RCM 期间,澄清了在 IFA-650.10[97]测量包壳直径坡面中观察到的峰值是爆破口 的影响,在于计算结果进行比较时不应考虑。

- IBRAE (俄罗斯), SOCRAT/V3;
- IPEN (巴西), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 1.5;
- SSM/Quantum Technologies AB (瑞典), FRAPCON 3.5 和 FRAPTRAN-QT-1.5b;
- Tractebel (比利时), FRAPCON 4.0 和 FRAPTRAN-TE-1.5 (带轴向燃料重定位和有限 元模型);
- VNIINM, Bochvar 研究所(俄罗斯), RAPTA 5.2。

4.2.1.1. 基础辐照结束后的结果

所有参与者计算出的燃耗都接近于测量到的燃料棒平均卸料燃耗(图49)。辐照结束时,预测的包壳-芯块间隙则比较散布(图50),一位参与者预测的包壳-芯块之间的间隙是闭合的。总的趋势来说,在该燃耗下,间隙大小预期较小,但间隙大小没有试验数据。不同参与者计算的 包壳径向应变也很离散(图51)。但另一方面,包壳伸长率计算方面取得了合理的一致(图52)。 大多数参与者计算的腐蚀层(图53)与试验数据(7µm)具有较好的一致性。

只有两个参与者给出了瞬变前裂变气体的径向分布结果(图 54)。计算值和试验测量值之间存在明显的差异。

一些参与者将瞬态试验前的基础辐照计算结果(见图 49-54)作为 IFA-650.9 瞬态计算的 初始条件。对于一些程序,如 IBRAE、Bohcvar 研究所和 CIAE 分别使用的 SOCRAT、RAPTA 5.2 和 FTPAC1.0,试验数据被用作基准案例的初始条件,例如 IFA-650.9 使用了 89.9 MWd/kgU 的燃耗和 7 μm 的腐蚀层。其他 IFA-650 的瞬态模拟也采用了类似的方法。



图 49. IFA-650.9 试验轴向段平均燃耗的比较。



图 50. IFA-650.9 试验中包壳平均径向应变的比较。



图 51. IFA-650.9 试验中包壳伸长率比较。



图 52. IFA-650.9 试验中包壳伸长率比较。



图 53. IFA-650.9 试验中平均腐蚀层厚度比较。



图 54. IFA-650.9 试验中包壳内残余气体的比较。

### 4.2.1.2. LOCA 瞬态期间的结果

在本部分,参考时间设定为瞬态的开始。图 55 给出了计算的气腔温度的比较。计算结果可 分割为两组。这种差异可能是由参与者选择的气腔温度计算建模假设不同造成的,预测结果的 分组与采用的建模程序无关。

图 56 给出了计算得到的裂变气体释放总量。不同参与者预测值间十分离散,这是由于瞬态 下裂变气体释放的动力学过程出现了明显的偏差,。能够计算瞬态裂变气体释放的参与者的数量 有限。这一观察结果表明,进一步开发能够预测瞬态工况下裂变气体行为的模型非常重要。

图 57 中给出了计算得到的燃料棒内压。部分参与者预测的压力在爆破前是增加的,而不是 鼓胀相(爆破前压力下降)。正如 CIEMAT 所描述的那样,FRAPTRAN 使用了一种特定的算法 来评估气腔处的压力。不同参与者预测的内压在数值上是合理一致的。

图 58 给出了包壳外表面温度(在爆破的位置)的比较。所有的结果都相当接近,且具有类似的时间演化规律。这些趋势取决于参与者所采用的边界条件。

图 59 给出了包壳伸长率的比较结果,不同参与者之间的结果离散度很大。这可能是由于不同程序中使用的包壳的材料模型不同,因为不同参与者的热边界条件是相似的。

图 60 给出了包壳径向位移(在爆破处)的比较。包壳径向位移的结果及评价与包壳伸长率 类似(详见图 59)。



图 55. IFA-650.9 试验的 LOCA 瞬态气腔温度比较。



图 56. IFA-650.9 试验的 LOCA 瞬态期间裂变气体的整体释放比较。



图 57. IFA-650.9 试验的 LOCA 瞬态期间内压比较。



图 58. IFA-650.9 试验中爆破位置包壳外表面温度比较。



图 59. IFA-650.9 试验的 LOCA 瞬态期间包壳轴向伸长率比较。



图 60. 在 IFA-650.9 试验的 LOCA 瞬态期间,包壳在爆破处的径向位移比较。

#### 4.2.1.3. LOCA 瞬态结束时的结果

不同参与者预测的失效时间的离散度很大(见图 61)。

图 62 和图 65 分别为包壳直径(一般情况下给出了爆破的位置)和径向间隙的轴向轮廓。 不同参与者计算的变形间的离散与其使用的爆破准则有关。试验数据(例如最大应变或应力判据)相当离散,这也导致了不同的结果。 尽管所有参与者输入的包壳温度是相似的,不同参与者计算得到的包壳氧化层厚度仍然是 离散的(图 63)。在等效包壳反应量中也观察到了相同程度的差异(图 64)。这有可能是不同参 与者采用不同氧化模型所引起。

一些参与者提供了试验轴向段中芯块碎裂体积比例的评估,如图 66 所示。考虑到所涉及模型的创新性,计算结果取得了合理的一致。



图 61. IFA-650.9 试验燃料棒失效时间比较。



图 62. IFA-650.9 试验后的包壳外径比较。



图 63. IFA-650.9 试验后的包壳氧化层厚度比较。



图 64. IFA-650.9 试验后等效包壳反应量的比较。



图 65. IFA-650.9 试验后径向间隙的比较。



图 66. IFA-650.9 试验后的燃料碎裂体积比较。

# 4.2.2. IFA-650.10

来自不同国家的16个组织提供了IFA-650.10试验的模拟结果:

- CNPRI (中国), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 1.5;
- INRNE (保加利亚), TRANSURANUS v1m1lj17;
- CEA (法国), ALCYONE v1.4;
- CIEMAT (西班牙), FRAPCON 3.5 和 FRAPTRAN 1.5;

- CNEA (阿根廷), DIONISIO 2.0;
- IBRAE (俄罗斯), SOCRAT/V3;
- JRC-Karlsruhe (欧盟), TRANSURANUS;
- KAERI (大韩民国), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 2.0;
- CIAE (中国), FTPAC 1.0;
- IPEN (巴西), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 1.5;
- SSM/Quantum Technologies AB (瑞典), FRAPCON 3.5 和 FRAPTRAN-QT-1.5b;
- INL (美国), BISON 1.4;
- SSTCNRS (乌克兰), TRANSURANUS v1m1j17;
- Tractebel (比利时), FRAPCON 4.0 和 FRAPTRAN-TE-1.5 (带轴向燃料重定位和有限 元模型);
- VTT (芬兰), FRAPCON 4.0 和 FRAPTRAN 2.0;
- VNIINM, Bochvar 研究所(俄罗斯), RAPTA 5.2。

4.2.2.1. 基础辐照结束后的结果

所有参与者计算的燃耗与测量得到的燃料棒平均卸料燃耗相当接近(图 67)。残余芯块与 包壳间隙的大小则较为离散(图 68)。在该试验的燃耗条件下,总体趋势而言预计会有更低的残 余间隙值,但没有试验数据可供比较。不同参与者计算的径向应变是相当离散(图 69)。但另一 方面,包壳伸长率计算方面取得了合理的一致(图 70)。大多数案例中计算的腐蚀层(图 71) 与试验数据(25 μm)具有较好的一致性。

一些参与者提供了发生瞬变前裂变气体的分布结果(图 72),然而,能够显而易见的发现明显的差异。

对于 IBRAE 采用的 SOCRAT 计算,使用 61 MWd/kgU 的燃耗和 30 μm 的腐蚀层的试验数 据值作为基准案例的初始状态。


图 67. IFA-650.10 试验的基础辐照时试验轴向段平均燃耗比较。



图 68. IFA-650.10 试验基础辐照结束时,中段芯块径向间距比较。



图 69. IFA-650.10 试验基础辐照结束时的包壳轴向平均应变比较。



图 70. IFA-650.10 试验基础辐照结束时的包壳平均伸长率比较。



图 71. IFA-650.10 试验基础辐照结束时的轴向平均腐蚀层厚度比较。



图 72. IFA-650.10 试验基础辐照结束时裂变气体残留量比较。 (S) 代表模拟的边界条件, 而 (M) 代表测量的边界条件。

#### 4.2.2.2. LOCA 瞬态期间的结果

在下面的图中,参考时间设定为瞬态的开始。试验结果与 IFA-650.9 中得到的结果相似。

图 73 给出了计算得到的气腔温度的比较。计算结果可分割为两组。这种差异可能是由参与 者选择的气腔温度计算建模假设不同造成的(预测结果的分组与采用的建模程序无关)。 图 74 给出了计算得到的裂变气体释放总量的比较,不同参与者预测值间十分离散,这是由 于瞬态下裂变气体释放的动力学过程出现了明显的偏差。能够计算瞬态裂变气体释放的参与者 的数量有限。这一观察结果表明,进一步开发能够预测瞬态工况下裂变气体行为的模型非常重 要。

图 75 给出了计算得到的内压比较。部分参与者预测的压力在爆破前是增加的,而不是鼓胀相(爆破前压力下降)。正如 CIEMAT 所描述的那样, FRAPTRAN 使用了一种特定的算法来评估气腔处的压力。不同参与者预测的内压在数值上是合理一致的。

图 76 给出了预测的包壳外表面温度(在爆破处)的比较。所有的结果都相当接近,且具有 类似的时间演化规律。这些趋势取决于参与者所采用的边界条件。

图 77 给出了包壳伸长率,不同参与者之间的结果离散度很大。这可能是由于不同程序中使 用的包壳的材料模型不同,因为不同参与者的热边界条件是相似的。

图 78 给出了包壳径向位移(在爆破处)的比较,包壳径向位移的结果及评价与包壳伸长率 类似。



图 73. IFA-650.10 试验中 LOCA 瞬态气腔温度的比较。 (S) 代表模拟的边界条件, 而 (M) 代表测量的边界条件。



图 74. IFA-650.10 试验中 LOCA 瞬态期间裂变气体释放总量的比较。 (S) 代表模拟的边界条件, 而(M) 代表测量的边界条件。



图 75. IFA-650.10 试验的 LOCA 瞬态期间内压比较。 (S) 代表模拟的边界条件, 而 (M) 代表测量的边界条件。



图 76. 在 IFA-650.10 试验的 LOCA 瞬态过程中。爆破位置处包壳外表面温度比较。 (S) 为模拟的边界条件,而(M) 为测量的边界条件。



图 77. IFA-650.10 试验 LOCA 瞬态过程中包壳轴向伸长率的比较。 (S) 代表模拟的边界条件, (M) 代表测量的边界条件。



图 78. IFA-650.10 试验的 LOCA 瞬态过程中,包壳径向位移的比较。 (S)代表模拟的边界条件,(M)代表测量的边界条件。

4.2.2.3. LOCA 瞬态结束时的结果

不同参与者预测的失效时间离散度很大(见图 79)。结果与从 IFA-650.9 试验中得到的结果 相似。

图 80 和图 83 分别给出了包壳直径(并在通常情况下给出爆破位置)以及径向间隙。不同 同参与者计算的变形间的离散与其使用的爆破准则有关。试验数据(例如最大应变或应力判据) 相当离散,这也导致了不同的结果。

尽管所有参与者输入的包壳温度是相似的,不同参与者计算得到的包壳氧化层厚度仍然是 离散的(图 81)。在等效包壳反应量中也观察到了相似的偏差(图 82)。这有可能是不同参与者 采用不同氧化模型所引起。 一些参与者提供了试验轴向段中芯块碎裂体积比例的评估(图 84),该结果与 IFA-650.9 试验的结果有很好的一致性。







图 80. IFA-650.10 试验后包壳外径的比较。 (S) 代表模拟的边界条件, (M) 代表测量的边界条件。



图 81. IFA-650.10 试验后包壳外径的比较。 (S) 代表模拟的边界条件, (M) 代表测量的边界条件。



图 82. IFA-650.10 试验后等效包壳反应的比较。 (S) 代表模拟的边界条件, (M) 代表测量的边界条件。



图 83. IFA-650.10 试验中包壳径向间隙。 (S) 代表模拟边界条件, (M) 代表测量的边界条件。



图 84. IFA-650.10 试验后燃料碎裂体积的比较。 (S)代表模拟的边界条件,(M)代表测量的边界条件。

## 4.2.3. IFA-650.11

来自不同国家的九个组织提供了 IFA-650.11 试验的模拟结果:

- CNPRI (中国), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 1.5;
- INRNE (保加利亚), TRANSURANUS v1m1j17;
- CNEA (阿根廷), DIONISIO 2.0;
- IBRAE (俄罗斯), SOCART/V3;
- JRC-Karlsruhe (欧盟), TRANSURANUS;
- IPEN (巴西), FRAPCON 3.4 和 FRAPTRAN 1.5;
- SSTCNRS (乌克兰), TRANSURANUS v1m1lj17;
- VTT (芬兰), FRAPCON 4.0 和 FRAPTRAN 2.0;
- VNIINM, Bochvar Institute (俄罗斯), RAPTA 5.2。

### 4.2.3.1. 基础辐照结束后的结果

所有参与者计算出燃耗均接近于试验得到的燃料棒平均燃耗(图 85)。辐照结束时,预测的 包壳-芯块间隙则比较散布(图 86),一位参与者预测的包壳-芯块之间的间隙是闭合的。总的趋 势来说,在该燃耗下,间隙大小预期较小,但间隙大小没有试验数据。不同参与者计算的包壳 径向应变也很离散在模型计算(图 87)。另一方面,对包壳伸长率的预测结果出现了合理的一致 (图 88)。大多数参与者计算的腐蚀层(图 89)与试验数据(5 μm)具有较好的一致性。

一些参与者提供了瞬态阶段前裂变气体的径向分布结果(图 90),其计算值与测量值之间 存在明显的差异。



图 85. IFA-650.11 试验基础辐照阶段试验轴向段平均燃耗的比较。



图 86. IFA-650.11 试验基础辐照结束时,中段芯块的间隙比较。



图 87. IFA-650.11 试验基础辐照结束时,包壳轴向平均应变比较。



图 88. IFA-650.11 试验基础辐照结束时,包壳伸长率比较。



图 89. IFA-650.11 试验基础辐照结束时的轴向平均腐蚀层厚度比较。



图 90. IFA-650.11 试验基础辐照结束时的残余气体成分比较。

4.2.3.2. LOCA 瞬态期间的结果

本部分中的图表,参考时间设定为瞬态的开始。图 91 给出了计算出气腔温度的比较。计算 结果可分割为两组。这种差异可能是由参与者选择的气腔温度计算建模假设不同造成的(预测 结果的分组与采用的建模程序无关)。

图 92 给出了计算得到的裂变气体释放总量的比较,不同参与者预测值间十分离散,这是由 于瞬态下裂变气体释放的动力学过程出现了明显的偏差。能够计算瞬态裂变气体释放的参与者 的数量有限。这一观察结果表明,进一步开发能够预测瞬态工况下裂变气体行为的模型非常重 要。 图 93 给出了计算得到的内部压力。部分参与者预测的压力在爆破前是增加的,而不是鼓胀相(爆破前压力下降)。正如 CIEMAT 所描述的那样,FRAPTRAN 使用了一种特定的算法来评估气腔处的压力。不同参与者预测的内压在数值上是合理一致的。

图 94 给出了预测的包壳外表面温度(在爆破处)的比较。所有的结果都相当接近,且具有 类似的时间演化规律。这些趋势取决于参与者所采用的边界条件。

图 95 给出了包壳伸长率的预测结果,不同参与者之间的结果离散度很大。这可能是由于不同程序中使用的包壳的材料模型不同,因为不同参与者的热边界条件是相似的。

图 96 给出了包壳的径向位移(在爆破处)的比较,包壳径向位移的结果及评价与包壳伸长 率类似。



图 91. IFA-650.11 试验的 LOCA 瞬时气腔温度比较。



图 92. IFA-650.11 试验中 LOCA 瞬态工况下裂变气体释放总量。







图 94. IFA-650.11 试验中,爆破位置的包壳外表面温度比较。





图 96. IFA-650.11 试验的 LOCA 瞬态期间,包壳在爆破位置处径向位移比较。

4.2.3.3. LOCA 瞬态结束时的结果

不同参与者预测的失效时间的离散性没有其他 IFA-650 试验那么明显(见图 97)。

图 98 和图 101 分别给出了包壳直径(并在通常情况下给出爆破位置)以及径向间隙。不同 同参与者计算的变形间的离散与其使用的爆破准则有关。试验数据(例如最大应变或应力判据) 相当离散,这也导致了不同的结果。

尽管所有参与者输入的包壳温度是相似的,不同参与者计算得到的包壳氧化层厚度仍然是 离散的(图 99)。在等效包壳反应量中也观察到了相似的偏差(如图 100 所示)。这有可能是不 同参与者采用不同氧化模型所引起。



图 97. IFA-650.11 试验失效时间的比较。



图 98. IFA-650.11 试验结束后包壳外径比较。



图 99. IFA-650.11 试验结束后包壳氧化层厚度比较。



图 100. IFA-650.11 试验结束后等效包壳反应量的比较。



图 101. IFA-650.11 试验后径向间隙比较。

## 4.3. STUDSVIK LOCA 试验(NRC-192)

来自七个不同国家的七个组织为 Studsvik 192 试验提供了模拟结果:

- CNEA (阿根廷), DIONISIO 2.0 程序;
- CEA (法国), ALCYONE V1.4 程序;
- VTT (芬兰), FRAPCON 4.0 和 FRAPTRAN 2.0 程序;
- CIEMAT (西班牙), FRAPCON 3.5 和 FRAPTRAN 1.5 程序;
- SST-CNRS (乌克兰), TRANSURANUS V1Mlj17 程序;
- MTA-EK (匈牙利), FRAPTRAN 1.4 程序;
- SSM/Quantumtech (瑞典), FRAPCON 3.5 和 FRAPTRAN-QT-1.5 程序。

### 4.3.1. 基础辐照结束后的结果

大多数参与者使用了美国 NRC 提供的基础辐照条件 (功率历史) 来模拟瞬态前的燃料棒初始状态。

MTA-EK 未计算燃料棒在基础辐照后的行为,而是将寿期末的测量数据作为 LOCA 试验前燃料棒的初始状态。

计算得到的燃料棒燃耗接近于测量出的燃料棒平均卸料燃耗(图 102)。芯块-包壳残余间隙 量因模拟程序和用户的不同而离散(图 103)。即使没有基础辐照后间隙的试验数据,数μm的 数值似乎比宽间隙更加合理,因为在高燃耗下会发生燃料肿胀和包壳蠕变。一些参与者会对这 一数量进行过高的预测。

因采用程序的不同,参与者报告计算出的包壳直径存在很大差异(图 104)。虽然计算值依然很小。在试验中,基础辐照过程中包壳直径略有增加(0.13%)。燃料棒辐照燃耗 70 GWd/tM下,大多数程序预测的包壳伸长率是合理的(图 105)。

计算出的腐蚀层(图 106)在10到40 $\mu$ m之间,与试验数据(25到30 $\mu$ m之间)符合的很好。

只有三位参与者计算了瞬变前裂变气体的径向分布(图 107)。该数值可以与 EPMA 或 SIMS 测量结果进行比较,但没有提供试验数据。计算结果显示,与预期一致,裂变气体的释放发生 在燃料棒中心部分。



图 102. Studsvik 192 试验中计算得到的燃料棒平均燃耗。



图 103. Syudsvik 192 试验中计算得到的燃料棒中段的径向间隙。







图 105. Syudsvik 192 试验前计算得到的包壳伸长率。



图 106. Studsvik 192 试验前计算得到的燃料棒平均腐蚀层厚度。



图 107. Studsvik 192 试验中燃料棒在中段实验前裂变气体残留计算结果。

## 4.3.2. LOCA 试验期间的结果

以下图表中,参考时间设定为加热的初始阶段(瞬态)。

燃料棒内压演变(图 108 和图 109)表明,所有参与者都高估了 10 至 30 秒的爆破时间。 试验期间的压力演变显示了一个膨胀阶段(爆破前压力下降)。由于试验的复杂性,且不是所有 温度都被测量,因此燃料棒气腔温度的建模由试验程序决定。除了 CEA(图 110),大多数参与 者都将气腔温度考虑为准恒定的。即使 CEA 将气腔温度考虑的高,其对燃料棒内压的预测也没 有高估。

参与者使用 US-NRC 在数据表中提供的包壳温度数据来模拟包壳外表面温度曲线。在爆破 节点计算的所有数据都是自洽的(图 111)。

根据参与者的结果,试验期间计算出的包壳轴向和径向位移有很大的差异(图 112 和图 113)。这一差异主要来自于程序中使用的包壳蠕变行为模型,所有程序都有不同的模型。如图中所示,一些参与者使用的蠕变率(主要是 FRAPTRAN 程序用户)比其它程序(TRANSURANUS, DIONISIO, ALCYONE)高。边界条件(包壳温度曲线)的影响可以忽略不计,因为所有试验程序实际上都使用相同的假设。

只有 CEA 能够计算出试验期间的裂变气体释放量(图 114)。ALCYONE 程序模拟的主要 机制是通过晶间碎裂释放气体。这种碎裂可能发生在包壳爆破之后(ALCYONE)。在一些程序 中(FRAPTRAN-QT),计算了燃料碎裂和重定位情况,但没有引入额外的裂变气体释放。参与 者的报告中详细介绍了相应模型的演变情况。



图 108. 试验过程中计算得到的燃料棒内压 (Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 109. 计算得到的爆破附近的燃料棒内压 (Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 110. 试验中计算得到的燃料棒温度(Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 111. 试验中计算得到的爆破节点的包壳温度(Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 112. 试验中计算的包壳轴向伸长率(Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 113. 试验中计算的包壳爆破节点径向位移(Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 114. 试验期间计算的裂变气体释放量(Studsvik 192 LOCA 试验)。

## 4.3.3. LOCA 试验结束时的结果

除使用了 FRAPTRAN 程序的 CIEMAT 外,所有参与者对燃料棒失效时间的预测都略微高 估了 10 至 25 秒(图 115)。

实际上,所有参与者都将爆破节点定在了燃料棒的中段(图116),而试验中爆破节点则在 该位置更往下一些。对这一试验结果有两种解释:一是燃料棒存在一个轴向的温度梯度,使试 验中爆破节点更靠下;二是由于爆破前产生的局部碎裂(或裂变气体释放)而导致棒内产生局 部超压。

与其他试验类似,计算得到的最大包壳变形的离散与各类程序中使用的爆破判据(即最大 应变或应力判据)的差异有关。由于可用于建立这一准则的试验数据非常离散,不同的方法会 导致不同的结果。

尽管所有参与者的包壳输入温度大致相同,但不同参与者计算出的包壳氧化层厚度也是离散的(图 117)。对于使用 FRAPTRAN 的参与者来说,这种偏差甚至更大。对于等效包壳反应量(图 118)和包壳中的氢含量,也观察到同样的现象。这可能与参与者使用的氧化模型不同有关。

所有参与者计算出的最大芯块-包壳间隙位于燃料棒中部(图119)。

两个参与者提供了沿棒轴向段的燃料碎裂体积百分比的评估结果(图 120)。 SSM/QuantumTech公司使用 FRAPTRAN 中的碎裂和重定位模型,而 MTA-EK 公司使用的是试验前芯块中的 HBS 体积分数。假设在该实验中只有边缘结构可能发生碎裂。尽管在 CEA 的程序 ALCYONE 中实现了晶间碎裂模型,但这个模型被用于计算气体释放而不是燃料碎裂。



图 115. 计算得到的失效时间(Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 116. 计算得到的试验结束时的包壳外径(Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 117. 计算得到的试验结束时的包壳氧化层厚度(Studsvik 192 LOCA试验)。



图 118. 计算得到的试验结束时等效包壳反应(Studsvik 192 LOCA试验)。



图 119. 计算得到的试验结束时芯块包壳间隙 (Studsvik 192 LOCA 试验)。



图 120. 碎裂的燃料体积分数(Studsvik 192 LOCA 试验)。

# 4.4. QUENCH-LOCA L1

四个组织为本次试验案例提供了模拟结果:

- CNEA (阿根廷), DIONISIO 2.0 程序;
- INL (美国), BISON 1.4 程序;
- JRC (欧洲委员会), TRANSURANUS v1m2j17 程序;
- GRS (德国), ATHLET-CD 3.1A 程序。

尽管参与者模拟了 KIT 提供的堆外棒束试验中不同的燃料棒,但大家一致认为,不同程序的结果只与本部分中报告的4 号燃料棒的试验数据进行比较。

对 INL 和 GRS 提供的结果进行了平移(修正的),因为他们提供的结果使用了不同的模拟 起始时间。他们的结果是从 100.6 秒左右温度上升时开始的,对应于导致 LOCA 事故的电功率 增加。因此,对随时间变化的曲线平移了 100.6 秒(以及相应预测的爆破时间)。

## 4.4.1. QUENCH-LOCA 试验期间的结果

从不同程序中得到的结果与 KIT 提供的试验数据进行了比较。成员国决定对于 4 号棒,比 较计算的内部气体压力(MPa)和爆破位置的包壳外表面温度(℃)随时间(s)的变化规律。 结果如图 121-123 所述。

内部气体压力演化结果(见图 121)表明,除 DIONSIO 的预测外,其余程序在爆破前预测的压力与在线测量压力值相近。BISON 和 TRANSURANUS 使用测量数据作为模拟的输入参数,而非使用程序的计算值,就像将其置于反应堆中密封一样。ATHLET-CD 也使用了一个初始的内部压力,并计算了压力的演变。ATHLET-CD 程序,作为一个系统程序,在模拟过程中使用了燃料棒组。4 号棒是一个代表 2、4、6、8 号棒的对象,在系统程序中具有相同的热工水力和机械行为。

图 122 给出了 4 号燃料棒爆破时间附近的结果,程序预测和测量数据间的差异源于这样一个事实,即模拟工具只是认为燃料棒压力在爆破时瞬间下降并停止计算(BISON)。测量值显示,压力的下降不是瞬间的。

鉴于在 KIT 棒束实验中可以获得许多热电偶读数,大多数参与者使用测量值作为基准案例 的边界条件,以重点关注燃料棒行为。DIONISIO 和 ATHLET-CD 采用他们自己的热工水力模型 来估计试验期间沿包壳的温度曲线。ATHLET-CD 预测的温度行为与测量值相同,但 350s 的峰 值温度低于试验值(见图 123)。



图 121. KIT 进行的 QUENCH-LOCAL1 试验 4 号棒内压 (MPa) 随时间 (s) 变化试验值 与 DIONSIO、TRANSURANUS、BISON 和 ATHLET-CD 程序预测值比较。


图 122. KITQUENCH-LOCAL1 试验中 4 号燃料棒爆破位置附近的棒内压(MPa)随时间(s) 变化试验值与 DIONISIO、TRANSURANUS、BISON 和 ATHLET-CD 程序预测值比较。



图 123. KITQUENCH-LOCAL1 试验4 号棒爆破的轴向位置包壳外表面温度(℃)随时间(s)变化 试验值与 DIONSIO、TRANSURANUS、BISON 和 ATHLET-CD 程序预测值比较。

## 4.4.2. QUENCH-LOCA 试验后的结果

在 LOCA 试验结束时,参与者被要求从以下方面比较他们的模拟值:

- 包壳外径(mm),包壳氧化层厚度(μm),等效包壳反应量(%)以及氢含量(ppm)
  随轴向位置(mm)的变化,如图 124 和图 127 所述。
- 一 失效时间(s),爆破压力(MPa),爆破处包壳平均环向应力(MPa),爆破轴向位置(mm),爆破处包壳外表面温度(℃),爆破处包壳平均环向应变(%),如图128和133 所示。

试验后包壳直径的轴向形状(见图 124)显示了一些离散,尽管所有预测总体上是一致性合理的。考虑到上述边界条件的差异,以及图中可见的轴向离散的差异,爆破口位置的预测具有相对较好的一致性。BISON 获得的峰值位置与 916 mm (无爆破)包壳鼓胀一致;而 TRANSURANUS 预测的峰值位置位于该值和 982 mm (有爆破)的最大鼓胀之间。爆破位置通常应该发生在最高温度处。然而局部过热可能会适应燃料棒的弯曲,并使得包壳和芯块接触位置可能发生改变。这种现象是随机的,不容易被建模。计算出的最大变形量的离散也与各种程序中使用的爆破准则(如最大应变或应力准则)和预测的包壳温度(如图 123 所示)的差异有关。

PIE 测量的切向应变包括爆破后的开口,而计算机程序没有考虑这个开口。在减去这个开口后,所有燃料棒的最大应变值将减少11-15%。显然,BISON程序对切向应变的预测不足,而所有其他程序对爆破后的最大应变预测过高。然而,预测和测量的最大应变值之间的偏差是在试验不确定性之内的。



图 124. 试验结束时计算的4 号棒包壳外径 (QUENCH-LOCAL1 实验)。



图 125. 试验结束时计算的4 号棒包壳氧化层厚度(QUENCH-LOCAL1 实验)。



图 126. 试验结束时计算出的 4 号棒的等效包壳反应量 (QUENCH-LOCAL1 实验)。



图 127. 4 号棒在试验结束时包壳中的氢含量(QUENCH-LOCAL1 实验)。

图 125 报告了参与者计算的 LOCA 试验后沿棒的包壳氧化膜厚度,具体的试验值在 2.4 部 分报告。考虑到程序计算的氧化层厚度仅仅为 ZrO<sub>2</sub> 层的厚度,而试验值是 ZrO<sub>2</sub> 和 α-Zr (O) 厚度的总和,以及试验数据较大的离散,可以合理推断,ZrO<sub>2</sub>程序预测值与测量值是相近的。

程序的预测值间也离散布的,尽管所有参与者输入的包壳温度都很接近,可能由于预测值 对这个参数非常敏感。对于图 126 中描述的等效包壳反应量,也可以做出同样的观察。很可能 不同的参与者在模型的参数化方面存在具体的差异。最后,应该指出的是,为完整起见,只有 DIONISIO 程序提供了试验结束时包壳中氢含量的预测,如图 127 所示。

图 128 报告了燃料棒的失效时间。爆破时间计算值与试验值相比是离散的,但应考虑几个因素:

- 一 如上文 2.4 部分所述, 轴向温度曲线有一个分布;
- 一 棒束中存在径向的温度梯度;
- 一 程序没有模拟观察到燃料棒的弯曲(与方位角温度变化有关);
- 一 观察到的包壳鼓胀不是对称的。

TRANSURANUS 程序呈现的该棒爆破时间预测高估是最大。为评估一些已知不确定性的 影响,进行了一些额外的计算。例如,分析了包壳温度的±10%变化的影响。这种冷却剂温度变 化对爆破时间的影响与观察到的爆破时间分布是一致的。因此,冷却剂的温度会对爆破时间产 生影响。这与第5部分报告的不确定性分析结论一致。

我们可以得出结论,测量和计算的爆破时间是合理一致的。考虑到试验的不确定性和1.5D 燃料性能程序通常无法捕捉的方位温度,预测值和试验值之间的差异并不明显。



图 128. 在 KIT 的 QUENCH-LOCAL1 试验中, 4 号燃料棒的失效时间(s)。

预测的爆破压力与试验值进行了比较,如图 129 所示。除 DIONISIO 程序低估了测量的爆破压力外,其他程序都倾向于高估爆破压力。然而, BISON 和 TRANSURANUS 根据测量值强加了一个燃料棒内压,可以解释过度预测的程度。DIONISIO 和 ATHLET-CD 程序使用了计算出来的冷却剂温度。然而,如图 132 所示, DIONSIO 中失效时的包壳温度与测量值相当接近。 DIONSISIO 使用有限元对每个区段半芯块进行离散,并使用应力的平均值来计算爆破标准(而不是单个元素的最大值)。这样做是为了避免异常(极端)值,但可能会低估爆破值或最大应力。



图 129. 在 KIT 进行的 QUENCH-LOCA L1 试验中, 4 号燃料棒失效时的爆破压力 (MPa)。

图 130 给出了爆破高度处的平均环向应力。从 TRANSURANUS 和 ATHLET-CD 得到的数 值几乎是 DIONISIO 和 BISON 程序的 2 倍。这可能反映了试验中爆破应力的不确定性,它通常 在对数尺度下呈现随温度的变化。



爆破高度处的包壳平均环向应力(MPa)。

预测的爆破高度如图 131 所示。虽然结果与外径的轴向图一致,但结果也取决于不同模拟中使用的轴向的离散化。DIONISIO 程序得到的结果偏低,很可能受计算冷却剂温度轴向分布的影响,而其他程序简单采用试验中测量的温度(作为边界条件)。这与图 131 中给出的爆破位置轴向高度较低是一致的。



图 131. 在 KIT 的 QUENCH-LOCAL1 试验中, 4 号燃料棒爆破中心轴向位置(mm)。

图 132 给出了爆破处的包壳温度。这与图 123 给出的趋势相一致。TRANSURANUS 程序预测的温度偏低,因为施加的包壳温度随着预测爆破时间的高估而降低。BISON 程序的情况则相反。另一方面,ATHLET-CD 程序预测的温度偏低,是因为预测的爆破高度 850 mm 是偏低的。ATHLET-CD 预测的 950 mm (代表了测量的爆破高度)处的温度,比 850 mm 处温度高约 30K,这与试验值相当。



图 132. 在 KIT 的 QUENCH-LOCAL1 试验中, 4 号棒爆破高度处的包壳外表面温度 ( $^{\circ}$ C)。

试验后最大切向应变预测值与测量值的比较如图 133 所示。总体情况与图 124 给出的结果 一致,即 BISON 程序低估了最大变形,而其他程序高估了最大变形。值得一提的是,试验值包 括爆破口的大小,如果不包括爆破口尺寸,测量的应变值将减少约 11-14%。



图 133. 在 KIT 的 QUENCHLOCAL1 试验中, 4 号棒爆破高度 的包壳平均环向工程应变(%)。

## 4.5. CORA-15

两个组织为该案例提供了模拟结果:

- GRS (德国), ATHLET-CD 程序;
- IBRAE (俄罗斯), SOCRAT 程序。

对于这两个程序,根据表 10,采用四个同心环模拟棒束,内环(ROD1)包含中心的非加热 棒,第二个环包含四根加热棒(ROD2),第三个环包含六根非加热棒和两根吸收棒(ROD3), 外环包含十二根加热棒(ROD4)。

程序中的棒组	CORA-15 试验棒束中的燃料棒数量
Rod 1	中心非加热棒(4.4)
Rod 2	内部加热棒 (3.3), (3.5), (5.5), (5.3)
Rod 3	非加热棒 (4.2), (2.2), (2.4), (2.6), (6.6), (6.4);
	吸收棒 (4.6), (6.2) 于 ATHLET-CD
D - 14	外部加热棒(1.1),(1.3),(1.5),(1.7),(3.7),(5.7),
K004	(7.7), (7.5), (7.3), (7.1), (5.1), (3.1)

表 10. CORA-15 用于建模的棒分组

参考时间(0s)选为试验开始时刻。棒束的参考标高(0mm)对应于杆件模拟器中加热长度的底部。

## 4.5.1. CORA-15 棒束的包壳爆破参数

表 11 给出了两个程序关于爆破参数的结果,包括了对应棒组的爆破时间的试验平均值。

描述	Rod 1	Rod 2	Rod 3	Rod 4	Source			
	3505	3571	3612	3570	GPS			
	5595	55/1	3012	3370	UKS			
	3619	3559	3626	3593	IBRAE			
爆破时间(s)	• • • • •	3559°	3609°	3580°				
	3601	$3548-3564^{\rm f}$	$3565-3645^{\rm f}$	$3494-3618^{\rm f}$	试验			
	6.90	6.92	6.68	6.81	GRS			
燃料棒内压 <sup>a</sup> (MPa)	6.15	5.85	6.0	5.85	IBRAE			
	6.15	$5.44 \pmod{3.3}$	5.73 (rod 6.6)	5.84 (rod7.7)	试验			
	750	750	750	750	GRS			
轴向高度(mm) <sup>b</sup>	783	717	783	750	IBRAE			
			g		试验			
	767	762	766	754	GRS			
包壳外表面温度。(℃)	842	827	847	847	IBRAE			
		Between 650 and 850 (estimated)						
	43.64	40.97	40.55	38.87	GRS			
最大环向应变 <sup>a</sup> (%)	36	36	36	38	IBRAE			
			h		试验			
	133.3	82.2	82.2	79.6	GRS			
平均环向应力 <sup>a</sup> (MPa)								
			h		试验			

表 11. ATHLET CD (GRS), SOCRAT (IBRAE) 计算出的爆破数据 (与试验结果比较)

a 在预测的爆破时间。

b 于包壳爆破开口的中部。

c 在预测爆破时间的中间。

d 预测爆破时间下包壳的平均环向应力 (MPa) σ<sub>b</sub>.

e 平均值。

f 时间步长。

g 一:由于棒束熔化无法获取数据。

h —: 不详。

对应的与试验数据的对比图如图 134 所示。



图 134. 爆破参数。透明条显示不确定性带,红色透明部分对应于测量的不确定性,绿色和蓝色透明 部分分别以 100 mm (GRS) 和 33 mm (IBRAE) 的轴向节点尺寸进行预测。

表征包壳爆破特征的测量数据是爆破时间和从压力演变中得出的爆破压力。由于在预期的 膨胀区会发生棒束熔化,所以无法获取爆破高度的信息。由于初始内压很小,爆破时间主要取 决于横截面内的温度分布。该试验表现出 150s 的大爆破时间跨度(从 3494-3644 秒)。这表明 在爆破的横截面上有很大的包壳温差,根据测量的爆破时间跨度和升温速度(1K/s),可以估计 为 150 K。温差可能是由于热损失(外部加热的包壳比内部包壳更冷)、未加热的棒和吸收器的 存在以及局部温度不均匀造成的。表 11 给出了实验中的爆破顺序:加热的内侧包壳(棒 2) — 外侧加热的包壳(棒 4) — 未加热的中间包壳(棒 1) — 未加热的内侧包壳(棒 3)。爆破的时 间跨度是在 ATHLET 以及 SOCRAT 的实验散射中计算出来的。爆破压力被这两个程序捕捉到, 但有轻微高估的趋势(图 134 中 2-4 组给出的测量的爆破压力值是由表 11 中单个燃料棒的压 力演变得出的,而不是各组平均数)。 假设鼓胀和断裂发生在最热处,则可估计出爆破的高度。图 135 给出了在爆破时间的开始 (3500 s)、中间(3600 s)、和结束(3650 s)的垂直温度曲线,这些温度曲线来自于现有的 TC 读数。这有助于估计最热区的位置,开始时在 250 mm 至 850 mm 之间,在爆破时间跨度的中间 和结束时在 600 和 850 mm 之间,计算得到的最热区在 750 mm 左右。考虑到节点尺寸,ATHLET 和 SOCRAT 预测的所有燃料棒的包壳爆破口轴向标高都位于 700 至 800 mm 之间(图 134)。

在爆破发生的时间跨度内,未加热的包壳爆破温度估计从 650℃上升到 800℃。根据爆破时间平均值间 50s 的差异,加热的燃料棒估计比未加热的燃料棒温度高 50K。因此,加热的和未加热的燃料棒的估计温度范围约为 650℃至 850℃。

两种程序都计算出了爆破口处的最大环向应变,及 *ε*<sub>b</sub> = 100·(*D*<sub>act</sub>-*D*<sub>0</sub>)/*D*<sub>0</sub>,其中 *D*<sub>act</sub>=(*D*<sub>ext</sub>+ *D*<sub>in</sub>)/2 是包壳的平均直径, *D*<sub>ext</sub>和 *D*<sub>in</sub>是爆破口处的外部和内部包壳直径, *D*<sub>0</sub>是初始平均包壳直径。两个程序都使用了基于最大应变的简单失效准则。



### 4.5.2. CORA-15 棒束的中心棒 4.4 的 LOCA 事件的时间依赖性和轴向依赖性

ATHLET 和 SOCRAT 给出了合理的温度预测(见图 136 和图 137)。然而,在压力建模方面存在差异:ATHLET(GRS)的爆破压力高于 SOCRAT(IBRAE)(图 137)。



图 136. 试验期间温度 (Tc) 和内压 (pi) 历史的比较 (在 750 mm 高度处)。



图 137. LOCA 瞬态过程中温度(Tc)和内压(pi)历史比较(在750mm高度处)。

如图 138 所示,两个程序预测的鼓胀区的位置和范围有明显的重合,尽管 ATHLET 与 SOCRAT 相比,显示出更强的鼓胀。残余金属厚度在 450 和 950 mm 之间急速下降的原因是由 于鼓胀过程中包壳变薄。由于氧化层厚度较低,在爆破时,氧化层的影响很小(图 139)。SOCRAT 显示,由于爆破温度较高,因此存在更多的氧化(在较窄的区域)。



图 138. 包壳外径和爆破时残余金属的轴向分布。



图 139. 氧化层 ZrO2 在包壳外表面的轴向分布。

## 4.5.3. 试验后 CORA-15 包壳外表面氧化层厚度

图 140 给出了不同元件分组在不同高度处的 ZrO2氧化膜厚度。试验数据没有提供与熔体仪器重定位的 ZrO2 或关于熔体氧化部分的信息。



图 140. 试验结束时计算出的氧化层厚度最终轴向分布的结果。

关于 GRS 的数据,需要指出的是,对于中央未加热的棒 1 和内部加热的棒 2 组,在 4190-4250s 的时间间隔内,650-950 mm 之间的包壳金属被完全转移到较低的高度。950 mm 处的氧 化层为 251 µm,之后保持不变。这也是此处为什么比 1150 mm 处厚度要小的原因,在那里氧化 作用随着冷却阶段继续进行。

INRAE 数据显示了参与 ZrO<sub>2</sub> 厚度的轴向变化,这与熔体开始形成的模型和它通过包壳破口的重定位有关。ZrO<sub>2</sub> 包壳的讲解受一系列不同现象的制约:膨胀和爆破、熔融锆对氧化物的溶解,以及由于转化为碎片而导致的包壳完整性的丧失。

## 4.5.4. 试验后 CORA-15 棒束的堵塞

棒束堵塞被定义为原流体通道的面积因材料面积 Am 的增加而减少:

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

式中初始流体通道的面积  $A_c = A_s - A_{m,initial} = A_s - 23A_{rod} - 2A_{abs} = 0.00673 - 0.00209 - 0.0003 = 0.00434 m^2$ , 护罩内面积  $A_s = 0.00673 m^2$ 。需要注意的是,这 23 根燃料棒中的一根的横截面积为  $A_{rod} = 90.87 \text{ mm}^2$ , 2 根吸收棒中一根面积 $A_{abs} = 150 \text{ mm}^2$ 。



图 141. 实验结束时材料分布 (Am) 和棒束堵塞 B 的结果。

如图 141 所示, INRAE 预测了熔融材料从上部标高转移到中间的网格间隔(约 500 mm)。 对于 GRS 来说,由于缺乏对间隔网格熔体保留的模拟,导致在 450 mm 的间隔网格下的温度被 高估了。为了认为的模拟这种滞留效应,使用了金属 Zr 熔体非常低的重定位速度,这使得堵塞 的轴向轮廓转移到更高的高度。

## 4.5.5. CORA-15 试验期间的氢释放

图 142 和图 143 给出了实验过程中出口处的氢气流速和总质量的计算值以及两台质谱仪测 量数据的比较。两种程序都预测了实验取样管道末端的总氢气质量,并在所说明的测量不确定 性带内。



图 142. GRS 的计算结果与两台质谱仪的实验数据的比较。



图 143. IBRAE 的计算结果与两台质谱仪的实验数据的比较。

考虑到带有光谱仪的气体管道的特殊性(传输延迟、稀释、混合等影响),应进行氢气流量的校正。例如,如图 144 所示,在另一个实验(CORA-W2)中,在冷凝器之后测得的氢气曲线 被修正,以重现实验段出口处的氢气曲线。这种修正有利于直接比较测量值和计算值。



图 144. 测量的影响 — 在 CORA-W2 实验中,由光谱仪测量的产氢量 并对实验段出口进行修正[98]。

# 5. IFA-650.10 的不确定性和敏感性分析

## 5.1. 介绍

作为 FUMAC 项目的一部分,采用不同的程序对 Hadlen LOCA 试验 IFA-650.10 (PWR 燃料棒,没有明显轴向重定位)的建模进行了不确定性和敏感性分析 (UASA)。

不确定性和敏感性分析的目的在于验证关键的物理现象(如包壳和燃料温度、燃料棒内压、 包壳伸长率和包壳外径),这些现象与实测数据很好地结合在一起。作为一些参与者的可选活动, 这些现象的敏感性分析也通过全球敏感性分析(GSA)完成。

本部分介绍了燃料程序及统计不确定性和敏感性分析工具;不确定性和敏感性分析工具的 规范;以及对参与者提供的不确定性和敏感性结果的比较和讨论。

#### 5.2. 参与者和使用的程序

如表 12 所示, 七个参与者进行了不确定性分析, 六个参与者进行了敏感性分析。

参加者	程序	UA/SA 工具	UA	SA
CNEA	DIONISIO-2.0	DAKOTA	Y	Y
CEA	ALCYONE-1D	URANIE	Y	Y
CIAE	FTPAC	DAKOTA	Y	Y
CIEMAT	FRAPTRAN-1.5	DAKOTA	Y	Y
IPEN	FRAPTRAN	Excel	Y	Y
Tractebel	FRAPTRAN-TE-1.5	DAKOTA	Y	Y
JRC	TRANSURANUS	Built-in (M-C)	Y	

#### 表 12. 不确定性和敏感性分析的参与者

分析采用了五个不同的燃料棒程序(DIONISIO, ALCYONE, FTPAC, FRAPTRAN, TRANSURANUS)以及四个不同的统计不确定性和敏感性分析的工具(DAKOTA、URANIE、 Excel 和内置的蒙特卡洛函数)。这些分析是按照规范进行的(见附件 I)。

在本部分中,对参与者提交的结果进行了分析,并与现有的试验数据进行比较。对每个参与者结果的详细讨论可以在他们各自的报告中找到,这些报告汇编在附件 II 中。

## 5.3. 规范

### 5.3.1. 方法

采用了以下不确定性分析方法,并确定了一个共同的的输入不确定性参数清单,包括:

- 一 燃料制造数据;
- 一 运行和试验工况;
- 一 材料物性和模型;
- 通过蒙特卡洛模拟,使用输入不确定性传播方法对感兴趣的输出参数的不确定性进行 了量化[99]。

非参数顺序统计[100]是核工业界公认的、共享的方法[101-102],因此该方法被推荐用于 这项活动。附件 I 第 2 部分描述了抽样和不确定性及敏感性分析的方法[99-109]。

如果参与者没有自己的工具,可以使用 UASA 统计分析工具 DAKOTA[110],该工具可以 从 ANL 免费获得。

然而,参与者可以自由的使用其他方法或工具来进行 UASA,或者只进行不确定性分析。

为这个 CRP 定义了一个共同的输出参数列表,结果被提供出来进行比较。

## 5.3.2. 输入不确定性参数的定义

对于 Halden LOCA 试验 IFA-650.10, 需要考虑的不确定性参数在表 13 中定义[111]。为简 单起见,所有的输入不确定性参数都假定为正态分布。还要注意的是,模型输入参数的不确定 性被定义为一个乘数(平均值 1.00,因此是计算出的最佳估计值),测量或计算的温度(包壳、 冷却剂或容器)的不确定性被定义为一个加数(T 的平均值因此是测量或计算的最佳估计值)。

#### 表 13. IFA-650.10 的输入不确定性参数列表

於)王府內州至對	分布情况							
制入个佣疋性参数 -	均值	标准差	类型	下界	上界			
包壳外径(mm)	9.50	0.01	正态	9.48	9.52			
包壳内径(mm)	8.36	0.01	正态	8.34	8.38			
芯块外径	8.2	0.01	正态	8.18	8.22			
燃料理论密度(kg/m³, 20℃)	10457	50	正态	10357	10557			
U <sup>235</sup> 富集度(%)	4.487	0.05	正态	4.387	4.587			
填充气体压力(MPa)	4.0	0.05	正态	3.9	4.1			
基础辐照下相对功率	1	0.01	正态	0.98	1.02			
试验期间相对功率	1	0.025	正态	0.95	1.05			
试验功率曲线	1	0.01	正态	0.98	1.02			
包壳温度 (℃)	T (测量值)	10	-	T-20	T+20			
冷却剂温度(℃)	T (计算值)	5	-	T-10	T+10			
包壳-冷却剂传热系数乘数(所有流	100 (斗質店)	0.125	正大	0.75	1.25			
态适用相同的 Coef.)	1.00(11 异祖)	0.125	止心	0.75	1.23			
燃料热导率模型乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
包壳热导率模型乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
燃料热膨胀模型乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
包壳热膨胀模型乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
燃料密实化模型乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
燃料固体肿胀模型乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
燃料气体肿胀模型乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
包壳屈服应力乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
燃料比热容乘数	1.00	1.5%	正态	0.97	1.03			
包壳比热容乘数	1.00	1.5%	正态	0.97	1.03			
包壳弹性模量乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10			
稳态运行时包壳腐蚀模型乘数	1.00	12.5%	正态	0.75	1.25			
稳态运行时包壳吸氢份额乘数	1.00	15%	正态	0.7	1.30			

桧) 不确定性参数	分布情况								
制八个佣足 性参数	均值	标准差	类型	下界	上界				
高温下包壳氧化模型乘数	1.00	15%	正态	0.7	1.30				
氧化层热导率乘数	1.00	10%	正态	0.80	1.20				
裂变气体释放(气体扩散系数) 乘数	1.00	25%	正态	0.50	1.50				
间隙气体热导率乘数	1.00	12.5%	正态	0.75	1.25				
燃料/包壳发射率乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10				
燃料径向重定位乘数	1.00	10%	正态	0.80	1.20				
燃料碎裂比例乘数(如适用)	1.00	10%	正态	0.80	1.20				
燃料流动性的包壳应变阈值乘数 (如适用)	1.00	10%	正态	0.80	1.20				
包壳 Meyer 硬度乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10				
包壳退火乘数	1.00	5%	正态	0.90	1.10				
包壳爆破准则乘数	1.00	10%	正态	0.80	1.20				
包壳爆破应变准则乘数	1.00	10%	正态	0.80	1.20				
气腔气体温度(℃)	T (测量或计算值)	5	-	T-10	T+10				

### 5.3.3. 建模假设

由于热工水力行为模拟的复杂性以及各种假设和/或模型可能产生的差异,推荐采用 SOCRAT [112] 计算的结果作为热工水力边界条件,这些参数包括:

一 冷却剂温度;

一 包壳与冷却剂的热交换系数 (HTCs)。

对于每个轴向节点,包壳与冷却剂的热交换系数应根据总热通量(辐射和对流)确定,即 HTC= $Q_{\text{tot}}/(T_{\text{clad}} - T_{\text{cool}})$ 。这使得燃料棒程序能够计算出包壳温度 $T_{\text{clad}}$ 。

另外,测量或计算的包壳温度也可直接作为边界条件进行输入。

燃料棒气腔温度(Tplenum)应从测量中获取,或从任意合适的气腔温度经验模型中获取。

在模拟喷放前,应模拟100s的稳态运行。瞬态计算应在600s后停止(在517s紧急停堆之后)。

稳态运行时推荐的最大时间步长为 0.1 s, 瞬态期间为 0.001 s, 爆破期间为 0.0002 s, 但为 了计算的稳定性,可以使用更短的时间步长。

#### 5.3.4. 输出参数

对于不确定性分析,要求每个参与者提供表 14 中列出的所有输出参数随时间变化的下限和 上限(LB,UB)(建议频率为 10s)。此外,应提供以输入参数的名义值进行计算的结果,也称 作参考计算(REF)。

对于敏感性分析,应按表 15 中定义的时间点提供上述输出参数与各个输入不确定性的偏秩相关系数(PRCC,如果没有 PRCC,则为 Spearman's RCC),并提供各个相关参数的最大值。

## 表 14. 需要提供的输出参数列表

参数	单位	描述
燃料棒内压(RIP)	MPa	燃料棒内压力
燃料中心温度(TFC)	°C	峰值功率/爆破节点处的燃料中心温度
燃料表面温度(TFO)	°C	峰值功率/爆破节点处的燃料表面温度
包壳内表面温度(TCI)	°C	峰值功率/爆破节点处的包壳内表面温度
包壳外表面温度(TCO)	°C	峰值功率/爆破节点处的包壳外表面温度
包壳外表面氧化膜厚度(TOL)	mm	峰值功率/爆破节点处包壳外表面氧化膜厚度
等效包壳反应量(ECR)	%	峰值功率/爆破节点处等效包壳反应量
包壳外径(DCO)	mm	峰值功率/爆破节点处的包壳外径
包壳有效应力(CES)	MPa	峰值功率/爆破节点处的包壳有效应力
包壳伸长率(ECT)	mm	包壳总轴向伸长率
燃料延伸率 (EFT)	mm	燃料活性段总的轴向伸长率(膨胀率)

### 表 15. 敏感性分析输出的不同时间列表

时间/参数	t1	t2	t3	t4	t5
定义	自然循环结束	喷放开始	冷却结束	爆破	计算结束
数值	100.0 s	110 s	170 s	350 s	600 s

## 5.4. 不确定性分析结果比较

收集了 200 次成功运行的计算结果。根据顺序统计,选取第 5 次和第 196 次计算结果评估 感兴趣的输出参数的上/下(95%/5%)不确定界线(LB,UB)。(除了 JRC 直接使用蒙特卡洛方 法来获得上/下(95%/5%)不确定界线(LB,UB))。还提供了参考算例(REF)的结果。

本报告对以下主要输出参数的不确定性进行比较和讨论:

- 燃料棒内压 (RIP);
- 一 爆破节点的包壳外表面温度 (TCO);
- 一 爆破节点的燃料外表面温度 (TFO);
- 一 包壳总伸长率 (ECT);
- 一 爆破节点的包壳外径 (DCO)。

每个主要输出参数的参考值和上界值与试验数据的对比,可以评估模型的适当性和上界值 的保守性。

不同参与者获得的每个主要输出参数的不确定性带与测量值的对比,可以量化模型的准确性。

不同参与者计算的每个主要参数参考值在不确定性带内的位置的对比,可以检测模型的偏 离率(如果有的话)。

最后,比较最大UB值和最小LB值(全局不确定性宽度)以及最大REF值和最小REF值 (全局参考散布度)之间的差异,可以确定模型差异在全局不确定性参数中的比例,以及试验数 据的位置。

## 5.4.1. 燃料棒内压 (RIP)

燃料棒内压计算参考值如图 145 所示,计算值与试验数据取得了合理的一致。除了 Tractebel 和 JRC 之外,其余所有参与者预测的爆破时间都偏早。CEA 在爆破后的结果被舍弃,因为其计算结果不符合物理现象。尽管使用了相同的 FRAPTRAN 程序,但使用了不同的版本、选项和假设(包壳和气腔气体温度), CIEMAT、IPEN 和 Tractebel 之间的结果是不同的。

燃料棒内压计算上限值如图 146 所示,除了 Tractebel (趋势和爆破时间)和 JRC (爆破时间)之外,计算的上限值并没有包络试验值。这并不令人惊讶因为只有 Tractebel 和 JRC 对爆破时间的预测很好 (见图 145)。

燃料棒内压计算不确定性带如图 147 所示。除了 JRC 和 IPEN 预测的那些较低的数值外, 在接近爆破时间时,不确定性带在 0.25-0.45 MPa 之间(约 4%)。

燃料棒内压计算参考值在不确定性带内的位置如图 148 所示。参考值在爆破前更接近下限 (R=(REF-LB)/(UB-LB)<0.5),而在爆破时更接近上限 (R>0.5)。

从图 149 中可以看到有趣的现象。试验数据被最小和最大的参考值(参考散布度)和最小和最大的不确定性值(不确定性宽度)所约束。这表明,燃料棒内压模型没有偏离率,其不确定性带可以通过统计方法进行量化。



图 145. IFA-650.10: 燃料棒内压参考值。



图 146. IFA-650.10: 燃料棒内压上限值。



图 147. IFA-650.10: 燃料棒内压不确定性带。



图 148. IFA-650.10: 燃料棒内压不确定性带内的参考值位置。



图 149. IFA-650.10: 所有参与者的燃料棒内压全局参考散布度和不确定性带宽度。

## 5.4.2. 包壳外表面温度(TCO)

包壳外表面温度计算参考值如图 150 所示,该数据比试验数据略高。IPEN 没有按照规范中的要求使用 SOCRAT 计算的冷却剂温度、热交换系数和相关的不确定性数据,而是直接使用测量的包壳温度作为输入参数。

计算的爆破节点处的包壳外表面温度的位置并不精确对应测量位置,因此计算结果可能略 有不同,建议进行更精细的节点划分和测量。尽管使用的是相同的 FRAPTRAN 程序,但使用了 不同的版本、选项和假设,CIEMAT、IPEN 和 Tractebel 之间的结果是不同的。 包壳外表面温度计算上限值如图 151 所示,计算上限值包络了试验数据。但请再次注意, IPEN 直接使用了测量包壳温度,而不是使用 SOCRAT 计算的冷却剂温度和热交换系数以及规 范中要求的相关不确定性数据。

包壳外表面温度计算不确定性带如图 152 所示。不确定性带在 0-80℃之间,大约是参考 值的 10%。一般来说,爆破后的不确定性带更高。

包壳外表面温度计算参考值在不确定带内的位置如图 153 所示。除了 CIEMAT (爆破后更 接近上限带)和 IPEN (未考虑不确定带),参考值更接近不确定带的中间位置 (R = (REF-LB)/(UB-LB)=0.5)。





图 151. IFA-650.10: 包壳外表面温度的上界值。



图 152. IFA-650.10: 包壳外表面温度的不确定带。



图 153. IFA-650.10: 包壳外表面温度参考值在不确定带内的位置。



图 154. IFA-650.10: 所有参与者包壳外表面温度散布度和不确定宽度全局参考。

试验数据被最大参考值和 UB 值包络,如图 154 所示。最小参考值和 LB 值都接近于试验数据,这表明热工水力边界条件可能存在明显的偏离率。

## 5.4.3. 燃料外表面温度(TFO)

燃料外表面温度计算参考值如图 155 所示。没有试验数据可供比较。然而,除了 CNEA 的结果外,其余所有的结果都与包壳外表面温度自治(图 150)。如前所述,CIEMAT、IPEN 和 Tractebel 使用相同的 FRAPTRAN 程序,但采用不同的版本、选项和假设,得到的结果存在差异。

燃料外表面温度计算的上界、不确定带和参考值位置分别如图 156 至图 158 所示。由于涉及到建模的不确定性(如包壳/燃料的热导率、间隙导热等),燃料外表面温度不确定带(图 157)比包壳外表面温度(图 152)更大。除了 CIEMAT(爆破后更接近上限)和 IPEN(未考虑不确定带),参考值更接近不确定带的中间位置(R=(REF-LB)/(UB-LB)=0.5)。

如图 159 所示,所有参与者提出的参考散布度和不确定性宽度相当接近。参考值之间的差 异在不确定性中占主导地位。



图 155. IFA-650.10: 燃料外表面温度的参考值。



图 156. IFA-650.10: 燃料外表面温度的上界值。



图 157 IFA-650.10: 燃料外表面温度的不确定带。



图 158. IFA-650.10: 燃料外表面温度参考值在不确定带中的位置。



图 159. IFA-650.10: 所有参与者燃料外表面温度全局参考散布度和不确定带宽度。

#### 5.4.4. 包壳伸长率(ECT)

包壳伸长率计算参考值与试验值的比较如图 160 所示。尽管初始状态不同,但所有参与者都对爆破前的升温期进行了很好的预测。然而,FRAPTRAN 预测值在爆破后降低。当使用不同版本的 FRAPTRAN 程序时,CIEMAT、Tractebel 和 IPEN 之间的差异再次被注意到。

包壳伸长率计算上限值如图 161 所示。除 FRAPTRAN(CIEMAT、IPEN 和 Tractebel)预测的爆破后的结果要低得多之外,都可以包络试验数据。较大的初始不确定性可能是由于计算和试验的起点不同造成的。也许可以进行修正,但这将取决于几个输入的不确定性参数。

包壳伸长率计算不确定带得如图 162 所示。除 FRAPTRAN 爆破后的不确定带大外,不确 定带的范围一般都很小。使用 FRAPTRAN 程序,在激活 BALON2 模型的情况下,FRACAS-1 不能正确预测爆破后包壳伸长的行为。有限元分析模型应该能够做得更好,但在本案例中没有 使用。不确定性带与参考算例的趋势相同。这意味着机械变形模型不够好,应当加以改进。这 些改进可以直接在程序中进行(如校准、输入数据、网格划分等)或修改模型(如改进鼓胀模型 或使用有限元分析)。

包壳伸长率参考值在不确定带的位置如图 163 所示。参考值更接近不确定带的中间位置(R=(REF-LB)/(UB-LB)=0.5)。



图 160. IFA-650.10: 包壳伸长率的参考值。



图 161. IFA-650.10: 包壳伸长率的上界。



图 162. IFA-650.10: 包壳伸长率不确定带。



图 163. 包壳伸长率参考值在不确定带中的位置。

图 164 表明,所有参与者的参考散布度和不确定性宽度都相当大。参考值之间的差异主导 了全局不确定性的宽度。



图 164. IFA-650.10: 包壳伸长率的全局参考散布度和不确定性宽度。

#### 5.4.5 爆破点的包壳外径(COD)

除 IPEN 外,包壳外径计算参考值如图 165 所示。爆破后的 CEA 和 CNEA 结果被舍弃弃。 然而再次注意到 CIEMAT (COD 最高)和 Tractebel (COD 最低)之间的差异,两者都使用 FRAPTRAN 程序,但程序的版本和选项不同。

包壳外径计算上限值如图 166 所示。除了 Tractebel 外,参与者的结果包络了试验数据, Tractebe 的结果可以通过使用有限元分析模型来改进。

包壳外径计算出的不确定性带如图 167 所示。不确定性带在 0-3.5mm 之间(最高为 40%)。

包壳外径计算参考值在不确定带内的位置如图 168 所示。在爆破前,参考值更接近不确定带的中间位置(R=(REF-LB)/(UB-LB)=0.5)。

值得注意的是,如图 169 所示,所有参与者的参考散布度和不确定带宽度都相当大。所有参与者的参考值之间的差异主导了全局不确定性宽度。最低 LB 值和 REF 值相当接近,表明该模型含有明显的偏差,不足以进行不确定性分析。这是由于 Tractebel 使用了 FRAPTRAN 程序中的 FRACAS-1 模型,可以通过使用有限元模型来改进。



图 165. IFA-650.10: 包壳外径的参考值。



图 166. IFA-650.10: 包壳外径上界值。



图 167. IFA-650.10: 包壳外径不确定带。



图 168. IFA-650.10: 包壳外径参考值在不确定带中的位置。



图 169. IFA-650.10: 所有参与者的包壳外径全局参考散布度和不确定性宽度。

## 5.5. 敏感性分析结果比较

全局敏感性分析(GSA)是一个强大的工具,用于识别对每个感兴趣的输出参数最有影响的输入不确定性参数。它们可以通过使用各种敏感性指数,如相关系数和明确定义的重要性阈值来确定。有意义的具体指导和解释取决于样本的数量、变量的数量和分析容忍度。

在目前的工作中,使用了偏秩相关系数(PRCCs),并选择了任意显著水平阈值 0.5 来识别 输入不确定性参数对输出参数的高影响(即 PRCC>0.5)。较低的值则意味着低(PRCC<0.25) 或中等(0.25≤PRCC≤0.5)影响。

表 16 是 Tractebel 使用 FRAPTRAN-TE-1.5 和 DAKOTA 计算 PRCC 的一个例子。总结了瞬态期间每个感兴趣的输出参数的 PRCC 与所有输入参数变化间的关系。该表中显示的数值是瞬态期间的最大值。红色单元是那些在瞬态过程中至少有一个瞬间具有高度影响的单元(PRCC>0.5)。

对不同参与者计算的每个主要输出参数的 PRCCs 进行比较,有助于确定高影响输入参数或现象的共同清单。根据所有参与者的最大绝对值的 PRCCs,图 171 总结了每个输出的高影响力输入参数的共同清单。带"1"的红色单元格意味着至少有一个参与者确定了一个高影响参数。

输入不确定性参数	RIP	TFC	TFO	TCI	тсо	TOL	ECR	DCO	CES	ECT	EFT
包壳外径(mm)	18%	9%	12%	13%	12%	11%	83%	19%	83%	17%	8%
包壳内径(mm)	70%	63%	64%	50%	50%	6%	82%	81%	90%	79%	50%
芯块外径	65%	56%	60%	40%	40%	7%	17%	83%	77%	79%	43%
燃料理论密度(kg/m <sup>3</sup> , 20℃下)	10%	39%	36%	38%	38%	9%	9%	13%	10%	15%	21%
U <sup>235</sup> 富集度(%)	10%	10%	12%	12%	12%	9%	8%	11%	12%	11%	14%
填充气体压力(MPa)	98%	15%	30%	28%	28%	8%	17%	35%	92%	26%	11%
基础辐照的相对功率	10%	8%	9%	9%	9%	6%	10%	7%	8%	10%	9%
试验时的相对功率	53%	94%	93%	94%	94%	52%	54%	80%	33%	39%	84%
试验棒功率分布	10%	25%	7%	8%	7%	11%	8%	85%	9%	10%	6%
包壳温度 (℃)											
冷却剂温度(℃)	39%	95%	96%	100%	100%	58%	60%	73%	27%	87%	90%
包壳-冷却剂热交换系数	85%	100%	98%	99%	99%	90%	91%	96%	64%	77%	94%
燃料热导率模型	16%	80%	26%	29%	29%	14%	15%	10%	7%	44%	42%
包壳热导率模型	11%	9%	8%	44%	8%	9%	8%	7%	5%	9%	4%
燃料热膨胀模型	18%	19%	17%	13%	13%	8%	17%	51%	43%	61%	99%
包壳热膨胀模型	11%	11%	12%	14%	15%	7%	6%	96%	19%	97%	9%
燃料密实化模型	24%	36%	38%	18%	18%	7%	10%	61%	51%	54%	35%
燃料固体肿胀模型	25%	40%	41%	24%	24%	11%	16%	62%	55%	60%	31%
燃料气体肿胀模型	39%	38%	38%	24%	24%	10%	11%	65%	56%	61%	30%
包壳屈服应力	44%	25%	59%	67%	66%	15%	37%	77%	36%	55%	21%
燃料比热容	20%	69%	67%	69%	69%	14%	13%	31%	16%	17%	48%
包壳比热容	6%	15%	19%	20%	20%	7%	9%	7%	6%	9%	14%
包壳杨氏模量	10%	9%	9%	11%	11%	9%	7%	13%	17%	10%	13%
稳态运行期间包壳腐蚀模型	10%	11%	29%	22%	22%	100%	100%	21%	57%	15%	11%
稳态运行期间包壳氢含量	11%	10%	10%	7%	7%	11%	6%	10%	6%	11%	11%
高温下包壳氧化模型	13%	7%	7%	18%	18%	83%	84%	10%	11%	11%	4%
氧化层热导率	6%	5%	5%	10%	10%	8%	8%	7%	7%	6%	6%
裂变气体释放(或气体扩散系数)	8%	5%	7%	6%	10%	9%	9%	9%	13%	9%	2%
间隙气体热导率	17%	59%	91%	48%	47%	15%	17%	47%	14%	19%	44%
燃料/包壳发射率	8%	7%	19%	13%	13%	9%	7%	17%	11%	10%	10%
燃料径向重定位	10%	6%	8%	17%	15%	8%	8%	6%	7%	7%	8%
燃料碎裂体积分数(若可用)	14%	7%	7%	10%	10%	12%	12%	8%	6%	12%	11%
燃料流动性包壳应变阈值											
(若可用)	12%	4%	5%	15%	15%	15%	13%	8%	10%	15%	8%
包壳 Meyer 硬度	8%	11%	11%	16%	16%	9%	9%	13%	12%	7%	4%
包壳退火	65%	51%	79%	82%	82%	28%	56%	90%	47%	63%	35%
包壳爆破判据	9%	4%	9%	5%	5%	7%	5%	14%	9%	10%	6%
包壳爆破应变判据	6%	10%	9%	10%	9%	5%	12%	10%	11%	6%	5%
气腔气体温度(℃)	95%	5%	16%	23%	23%	9%	13%	21%	86%	15%	12%

图 170. Tractebel 程序基于 PRCC 的高影响输入不确定性参数

在其最大范围内针对每一个输出的说明,作为一个示例。
输入不确定性参数	RIP	TFC	TFO	TCI	тсо	TOL	ECR	DCO	CES	ECT	EFT
包壳外径(mm)	0	0	0	1	0	0	1	1	1	0	0
包壳内径(mm)	1	1	1	1	0	0	1	1	1	1	1
芯块外径	1	1	1	1	0	0	0	1	1	1	1
燃料理论密度(kg/m <sup>3</sup> , 20℃下)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
U <sup>235</sup> 富集度(%)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
填充气体压力 (MPa)	1	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
基础辐照的相对功率	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
试验时的相对功率	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	1
试验棒功率分布	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0
包壳温度(℃)	1	1	1	1	1	1	0	1	1	1	1
冷却剂温度(℃)	1	1	1	1	1	1	1	1	0	1	1
包壳-冷却剂热交换系数	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
燃料热导率模型	1	1	0	0	0	0	0	1	0	0	1
包壳热导率模型	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0
燃料热膨胀模型	1	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1
包壳热膨胀模型	1	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1
燃料密实化模型	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
燃料固体肿胀模型	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
燃料气体肿胀模型	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0
包壳屈服应力	0	0	1	1	1	0	0	1	1	1	0
燃料比热容	0	1	1	1	1	0	0	0	0	0	0
包壳比热容	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
包壳杨氏模量	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	0
稳态运行期间包壳腐蚀模型	0	0	0	0	0	1	1	0	1	0	0
稳态运行期间包壳氢含量	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
高温下包壳氧化模型	0	0	0	0	0	1	1	0	0	0	0
氧化层热导率	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
裂变气体释放(或气体扩散系数)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
间隙气体热导率	1	1	1	1	0	0	0	0	1	0	1
燃料/包壳发射率	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
燃料径向重定位	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
燃料碎裂体积分数(若可用)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
燃料流动性包壳应变阈值											
(若可用)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
包壳 Meyer 硬度	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
包壳退火	1	1	1	1	1	0	1	1	0	1	0
包壳爆破判据	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
包壳爆破应变判据	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
气腔气体温度(℃)	1	0	0	0	0	0	0	1	1	0	0

图 171. 在每个输出的最大值下基于 PRCC 高影响输入不确定性参数的共同清单。

输入不确定性参数	Fuel Thermal +RIP	Clad thermal +ECR	Fuel/Clad Mechanical	Overall
包壳外径(mm)	0	1	1	1
包壳内径(mm)	1	1	1	1
芯块外径	1	1	1	1
燃料理论密度(kg/m <sup>3</sup> , 20℃下)	0	0	0	0
U <sup>235</sup> 富集度(%)	0	0	0	0
填充气体压力(MPa)	1	0	1	1
基础辐照的相对功率	0	0	0	0
试验时的相对功率	1	1	1	1
试验棒功率分布	0	0	1	1
包壳温度(℃)	1	1	1	1
冷却剂温度(℃)	1	1	1	1
包壳-冷却剂热交换系数	1	1	1	1
燃料热导率模型	1	0	1	1
包壳热导率模型	0	1	0	1
燃料热膨胀模型	1	0	1	1
包壳热膨胀模型	1	0	1	1
燃料密实化模型	0	0	1	1
燃料固体肿胀模型	0	0	1	1
燃料气体肿胀模型	0	0	1	1
包壳屈服应力	1	1	1	1
燃料比热容	1	1	0	1
包壳比热容	0	0	0	0
包壳杨氏模量	0	0	1	1
稳态运行期间包壳腐蚀模型	0	1	1	1
稳态运行期间包壳氢含量	0	0	0	0
高温下包壳氧化模型	0	1	0	1
氧化层热导率	0	0	0	0
裂变气体释放(或气体扩散系数)	0	0	0	0
间隙气体热导率	1	1	1	1
燃料/包壳发射率	0	0	0	0
燃料径向重定位	0	0	0	0
燃料碎裂体积分数(若可用)	0	0	0	0
燃料流动性包壳应变阈值(若可用)	0	0	0	0
包壳 Meyer 硬度	0	0	0	0
包壳退火	1	1	1	1
包壳爆破判据	0	0	0	0
包壳爆破应变判据	0	0	0	0
气腔气体温度(℃)	1	0	1	1

图 172. 每个燃料在建模方面的高影响输入不确定参数的共同清单。

根据目前敏感性研究结果,可以为燃料棒程序的每个方面确定一个高影响的输入不确定性 参数的共同清单,如图 172 所示。同样,带"1"的红色单元格意味着至少有一个参与者确定了 一个高影响参数。

综上所述,以下输入不确定参数对整个燃料程序模型的影响很大,包括燃料和包壳的传热和力学模型:

- 一 燃料棒的几何形状:包壳外/内直径,芯块直径;
- 试验工况:试验期间的填充气体压力、功率和包壳对冷却剂的传热(冷却剂温度和包壳/冷却剂的热交换系数,或包壳温度)。轴向功率分布对力学建模也很重要;
- 材料物性:与燃料-包壳热交换、燃料热导率和比热、间隙导热、燃料热膨胀、密实化
   和肿胀、包壳热膨胀、屈服强度、退火、包壳稳态运行腐蚀和高温氧化有关的模型;
- 一 气腔气体温度。

相反,下列输入不确定性参数似乎只有低度或中度影响:

- 一 燃料制造参数 (燃料密度、富集度);
- 一 运行工况,基础辐照条件下的相对功率;
- 一 材料物性: 与包壳比热、Meyer 硬度、爆破应变准则或爆破应力和应变准则、燃料径向重定位、燃料/包壳发射率、裂变气体有关的模型。由于没有使用轴向重定位模型, 所以与轴向重定位有关的参数(燃料碎裂分数、燃料移动的应变阈值)没有影响。

一些输入不确定性参数的的影响不显著令人惊讶。例如,在 FRAPTRAN 中(没有轴向重定 位模型),鼓胀和爆破是由 BALON2 模型预测的,该模型计算了包壳有效应变超过不稳定应变 和包壳破裂之间发生的局部大包壳变形(鼓胀)的程度和形状。BALON2 模型预测,当包壳环 向真应力超过包壳经验限值(包壳温度函数)时,或当包壳的不可恢复环向应变超过应变限值 时(包壳温度函数),认为鼓胀节点发生失效(爆破)。预期"包壳爆破应力准则"或"包壳爆破 应变准则"至少应该有影响。

不应忘记使用相关系数的局限性。事实上,单个输入不确定性参数对特定输出参数的影响 可能是非线性和非单调的,因此不能被像 PRCC 这样的相关系数所捕获。另一种解释是,这些 参数只影响爆破时间,而不影响其它参数。这将使它们的影响更难被注意到。

#### 5.6. 结论

根据具体规范,对 Halden LOCA 试验 IFA-650.10 的模拟进行了不确定性和敏感性分析。七个参与者提交了他们不确定性分析结果,六个参与者提交了它们的敏感性分析结果。对所提供的结果与现有的试验数据进行了比较和讨论。

不确定性分析的对比表明,燃料和包壳的传热热行为(RIP、TCO和TFO)的不确定带是可以接受的,但包壳力学行为预测(ECT和DCO)的不确定带相当大。包壳变形的力学模型仍然需要改进,至少对于某些燃料棒程序(例如FRAPTRAN)是如此。

敏感性分析结果的对比有助于为每个输出参数以及燃料棒程序内的每个方面(燃料和包壳 传热和力学模型)和现象确定一个共同的高影响输入不确定性参数清单。 应该指出的是,正如使用 FRAPTRAN 的三个结果的差异所说明的那样,预测结果存在显 著的用户效应。

#### 5.7. 摘要和建议

在 FUMAC 项目中, 取得了以下成就:

- 核实了事故工况下的燃料特性的试验数据集,支持程序的开发和验证,以便尽可能拓展 IFPE 数据库;
- 一 提高燃料性能程序的预测能力:在考虑到不确定性的情况下,改进模型、材料特性和 数值算法,以模拟 DBA 和 DEC 下的核燃料;
- 在 FUMAC 项目的时间框架外,拓展了成员国组织间的合作(例如: INL-POLIMI-JRC 合作协议; IFE-IBRAE 合作,并在 2017 年扩大的 Halden 计划小组会议上进行联合介 绍)。

许多参与者感谢原子能机构组织了这个 CRP,它提供了一个理想的平台,可以将他们的程 序结果与其他人,特别是与试验数据进行比较,否则他们无法获得这些数据。

所有的试验数据显示,测量的爆破应变有比较大的分布,这是由局部温度和压力条件,以 及所研究材料的各向异性和组成或微观结构变化决定的。因此,建议对试验数据进行不确定性 分析,包括已用于开发和验证所应用程序的数据。

重申,对于那些已经被更大的用户群所使用的模型(如 FRAPTRAN、TRANSURANUS), 该 CRP 引发了新的合作,促使共同模型的发展和改进。它还够指出对一些试验解释的差异,从 而指出对程序使用方面的差异,即所谓的用户效应。

提供试验数据的组织的积极参与也对澄清项目期间提出的各种问题起到了很大的作用。

提出的建议如下:

- 一 需要更多的 VVER 燃料分析和案例,特别是考虑到最近的先进燃料发展。
- 人们普遍表示有兴趣考虑对先进燃料和包壳材料进行类似的分析,包括一些所谓的抗 事故燃料。
- 一 对于一个成功的 CRP, 涉及如此多的案例与参与者,项目会议的时间可以延长,例如 能够更好的分析模型细节和程序改进,以及能够与更详细试验数据之间的比较。
- 一 用先进的工具对失效准则进行深入分析,并对试验数据进行不确定性分析将是有益的。
- 一 需要更多关于燃料碎裂的定量信息。

参与者还建议,未来的 CRP 应侧重于具有更多实际应用的燃料建模,以支持核技术的可持续性、燃料供应的多样化和燃料技术发展的创新。

- [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., GYŐRI, C., HORVÁTH, 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., GYŐRI, 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 release 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., GROßE, 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. 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 UO2 fuels, J. Nucl. Mater. 208 (1994) 223.
- [30] LASSMANN, K., WALKER, C. T., DE LAAR, J.V., LINDSTRÖM, F., Modelling the high burnup UO2 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 UO2 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 Corea, 2017.
- [47] JOMARD, G. et al., CARACAS: an industrial model for the description of fission gas behaviour in LWR-UO2 fuel. in Proceedings WRFPM 2014, Sendaï (Japan), 2014.
- [48] NOIROT, L. et al., MARGARET: A comprehensive code for the description of fission gas behaviour. Nuclear Enginering 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 UO2 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 (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-ofcoolant 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-I"; 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 samplingbased 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.

## 附件I

### Halden LOCA 试验 IFA-650.10 建模的不确定性分析规范

#### I-1. 简介

在 FUMAC 项目的第二次 RCM 期间,大家同意选择的一个 IFA-650 试验进行不确 定性和参数敏感性分析(UASA),分析使用简化的 T/H 边界条件(即由 SOCRAT 计算 的冷却剂温度和热交换系数,或测量或计算的包壳温度)。

其目的是验证预测的关键物理参数(包壳温度、气腔气体温度、气腔气体压力、爆破时间、应变、伸长、等效包壳反应量、氢化等)的量化不确定性是否能包络试验期间的测量数据,并作为感兴趣的参与者的可选活动,通过全局敏感性分析(GSA)确定重要输入参数。

考虑到 IFA-650.9 的复杂性(非常高的燃耗,完整的 T/H 条件,需要轴向重定位模型),建议选择燃耗适中,没有显著的轴向重定位的 IFA-650.10(用于 PWR)或 IFA-650.11(用于 VVER)作为 UASA 的案例。

建议采用以下方法:

- 一 使用输入不确定性传递法,基于非参数顺序统计学;
- 一 样本数选择为200;
- 将商定一个输入不确定性参数的统一清单,涵盖燃料制造数据、物性和模型、
   运行和试验工况;
- 一 将商定一个输出不确定性的统一清单;
- 一 如果参与者没有自己的工具,可以使用统计学的 UASA 分析工具(DAKOTA),可以从 SNL 免费获得。

然而,参与者可以自由地使用其他替代方法或工具来进行 UASA,或者只进行不确定 性分析。

- 一 本报告给出:
- 一 建议的不确定性和参数敏感性分析方法的简短描述 (§2);
- 试验案例 IFA-650.10 的说明(§3)(可改编为 IFA-650.11);
- IFA-650.10 要考虑的输入不确定性的清单(§4)(可改编为 IFA-650.11);
- 一 要提供的输出不确定性的清单(§5);
- 一 过程和时间表 (§6)。

本规范采用与 OECD RIA 基准题 Phase II 相同的方法。

#### I-2. 方法论

#### I-2.1. 不确定性分析: 输入不确定性传递法

在所有可用的不确定性分析方法中,概率性输入不确定性传递法是迄今为止在核安 全分析中使用最广泛的方法[I-1]。

在这种方法中,燃料程序被视为"黑盒",在已知分布的输入数据下,输入不确定 性通过程序计算传递到模拟模型的输出不确定性[I-2]。

该方法包括以下步骤(图 I-1):

- (a) 问题定义: 识别所有相关的程序输出和相应的程序输入不确定性、反应堆建模 方案和反应堆运行工况;
- (b) 不确定性建模:每个不确定参数的不确定性通过概率密度函数(pdf)进行量化,其依据是工程判断和程序应用于分离效应和整体效应试验以及全反应堆模拟的经验反馈。如果不确定参数之间的依赖关系是已知的,并被判断为潜在的重要因素,则通过相关系数对其进行量化;
- (c)不确定性通过计算机程序传递:传递是通过蒙特卡洛模拟[I-3]进行的。在蒙特 卡洛模拟中,计算机程序被反复运行,每次都使用每个不确定参数的不同值。 这些值是从上一步选择的概率分布和依赖关系中提取的。这样,每个不确定参 数的一个值在每次重复的模拟中被同时采样。蒙特卡洛模拟的结果使每个输出 量的样本大小相同;
- (d) 结果的统计不确定性分析:有了足够多的 Monte-Carlo 模拟,输出样本可以用 来获得程序响应的任何典型统计数据,如平均值或方差、上界或下界,并确定 累积分布函数 (CDF)。CDF 允许得出分布的百分位数 (如果 X 是一个随机变 量, Fx 是其 CDF,  $\alpha$ 百分数,  $\alpha \in [0;1]$ ,是确定值  $X\alpha$ ,使  $F_X(X\alpha) = P(X \leq X\alpha) = \alpha_\circ$



图 1-1. 输入不确定性传递法的四个步骤。

获取百分数信息的一个简单方法是使用顺序统计法[I-4],这是在核电群体中成熟和 共享的方法,因此被推荐用于这项活动[I-5] [I-6] [I-7]。

顺序统计的原则是,从样本的排序值中得出结果。如果  $(X^l, \dots, X^N)$  表示任何随机 变量 X 的样本,而  $(X^l, \dots, X^N)$  表示相应的排序,顺序统计首先提供感兴趣的百分数的 估计,因为  $\alpha$ -百分数可以由  $X^{(\alpha,N)}$ 估计。此外,事实证明, $X^{(k)}$  的 CDF,  $F_X(X^{(k)})$  遵循 Beta 法则  $\beta(k, N - k + 1)$ ,它不依赖于 X 的分布。这个关键结果允许通过以下公式量化任 何排名的值小于任何百分数的概率:

$$P(X^{(k)} \le X\alpha) = F_{\beta(k,N-k+1)}(\alpha)$$
(I1)

其中  $F_{\beta(k,N-k+1)}$  表示 Beta 法  $\beta(k,N-k+1)$  的 CDF。

然后可以用公式(I1)来推导出:

1) 在给定的样本量 N和控制  $X^{(k)} \leq X\alpha$  的概率的置信水平  $\beta$  的情况下, 感兴趣的百分数 的下限和上限。它需要解方程  $F_{\beta(k,N-k+1)}(\alpha) = \beta$ ;

2) 最小的样本量(因此也是最小的计算机运行次数),以获得给定置信水平的特定百分数的下限或上限。它引出了所谓的 Wilk 公式[I-4]:

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

和 Guba 在多输出参数情况下的估计[I-5]。

顺序统计学被广泛使用,因为除了假定它是连续的,对随机变量的分布无需了解。 此外,这种方法实施起来非常简单,这使得它在核安全分析的许可应用方面非常有利。

由于它的简单性、稳定性和透明性,这种方法将被用于本基准中。建议的样本量设定为 200 (即进行 200 次程序运行)。如果进行的程序运行数量较少,应给出强有力的理由。样本是根据来自不确定性建模步骤的选定的 pdf 构建的,并假设输入参数之间的独立性,按照 BEMUSE[I-6][I-7]中推荐的使用顺序统计法的简单随机抽样 (SRS)。

此外,我们关注的是在置信水平β高于95%的情况下对5%、95%的百分数α的下 限或上限的估计。对于*N*=200,*β*=0.95 和*α*=0.05 或0.95,方程(11)得到:

 $P(X^{(5)} \le X_{5\%}) > 0.95,$ 

 $P(X^{(196)} \le X_{95\%}) > 0.95$ 

在本基准中,下限、上限的定义是X<sup>(5)</sup>,即X<sup>(196)</sup>。

为了正确使用顺序统计学,所有的程序运行都应该成功结束。如果不是,建议纠正 失败的程序运行。正如在 BEMUSE 项目[I-7]中所注意到的,一些失败可能来自于过大 的时间步长,在减少时间步长后可以继续运行。如果没有可能进行修正,在失败的运行 中要对输出的演变进行仔细检查,以保存失败发生前的结果,并使用以前的方法来分析 它们。当失败的次数相对较少时,也可以考虑保守的处理方法,即假设 n 次失败的运行 产生了 n 个最不利的输出值。

(I2)

请参与者在他们的贡献中清楚地描述他们处理这一问题的方法。

#### I-2.2. 敏感性分析: 全局敏感性分析方法

除了不确定性分析,作为感兴趣的参与者的可选活动,可以进行一项补充研究,以 获得对最具影响力的输入参数的定性见解。

这项工作可以在使用先前获得的 200 个程序运行的全局敏感性分析的基础上进行。 这通常与统计不确定性分析一起进行,使用同一工具。

更确切地说,如果 Y 表示感兴趣的响应, {X<sub>i</sub>}<sub>i=1,...p</sub>, *p* 是不确定的输入参数(也称 作调节器)的集合,将需要计算以下标准的相关系数:

线性(或 Pearson)简单相关系数(SCC):对于每个 i,

$$\rho_i = \frac{C_{ov}(Y, X_i)}{\sigma_X \sigma_Y}$$

(I3)

其中 $\sigma_X$ 和 $\sigma_Y$ 是X和Y的经验标准差。

它们对应于响应和*p*回归量之间的*p*相关系数。它们衡量响应和*p*回归量之间的线性依赖程度。

衡量响应和一个 p 回归量之间的线性关系的更好方法是所谓的局部相关系数 (PCC),其中考虑的两个变量之间的相关性被计算出来,并对其余变量的线性贡献度进行校正。事实上,由于这种修正消除了与其他变量相关的线性趋势,PCC 将导致比 Pearson 简单相关系数更高的数字。

Spearman 等级相关系数 (RCC): 定义与 SCC 相同,但用各自的等级代替输入和输出值。用等级工作允许人们将以前的基础线性回归模型扩展为单调的非线性模型。在响应和每个 p 回归量之间存在非线性但单调的关系时,使用等级可以大大改善敏感性分析结果的分辨率[I-8]。

局部等级相关系数(PRCC)通过去除与其他变量相关的趋势,提供了响应和单一 p回归量之间单调关系的改进措施。同样,PRCC会导致比 Spearman 的等级相关系数更 高的数字。

基于这些信息(Pearson's SCC或 Spearman's RCC、PCC或 PRCC),可以确定最有影响的不确定输入参数。

需要注意的是,上述相关系数估计了输入和目标输出参数之间的线性关系(SCC)或单调性(RCC)。此外,没有考虑输入参数之间的相互作用[I-9]。

由于燃料棒程序都是复杂的模型,而且输入参数之间存在一定的相互作用,这些系 数只能被认为是定性的,相对指数被用于筛选非重要的输入参数。

其他敏感度测量,如 Sobol 指数,可以通过基于方差的分解方法获得[I-10]。Sobol 指数定量地提供每个输入参数的不确定性对目标输出参数不确定性的贡献。然而,基于 方差的分解方法需要更多的计算工作,因此不推荐用于当前的基准。

#### I-2.3. 工具

参与者可以选择为其提供的工具来执行建议的 UASA。

DAKOTA(优化和 Terascale 应用的设计分析工具包)程序由 Sandia 国家实验室开发[I-11]。它可以从网站 http://www.cs.sandia.gov/dakota 上免费下载。

如图 I-2 所示, DAKOTA 通过 DAKOTA 输入文件和可执行文件,在仿真程序和迭代分析方法之间提供了一个灵活、可扩展的接口。



图 I-2. DAKOTA 的不确定性分析过程。

在其他方面,DAKOTA 包含有抽样(Monte-Carlo 或 Latin Hypercube)的不确定性量化(UQ)算法、认知不确定性方法(二阶概率或 Dempster-Shafer 证据理论)和敏感性分析。这些功能可以单独使用,也可以作为高级策略的组成部分。

对于本活动中提出的应用,输入的不确定性参数范围和分布,以及不确定性分析方法和样本数量都在 DAKOTA 输入文件中定义。

基于 DAKOTA 参数文件中的采样或分配的输入不确定性参数,可以开发各种脚本 来创建程序输入文件,执行模拟工作,并将程序计算输出数据收集到 DAKOTA 结果文 件中。

然后, DAKOTA 执行程序将执行要求的统计不确定性和敏感性分析, 并在 DAKOTA 输出文件中提供信息。

#### I-3. 案题说明

#### I-3.1. IFA-650.10 试验

Halden LOCA 试验 IFA-650 的目的是研究 PWR、BWR 和 VVER 高燃耗燃料在典型 LOCA 瞬态过程中的燃料行为,如燃料碎裂和重定位、包壳鼓胀、爆破(断裂)和氧化。

在 IFA-650 LOCA 试验中,单根燃料短棒在一个高压容器中,与 Halden 反应堆的 重水回路 13 相连。燃料功率由反应堆功率控制。燃料棒的核功率被用来模拟衰变热, 而燃料棒周围的电加热器则模拟来自周围燃料棒的热量。

如图 3 所示(2.2 部分),设备和燃料棒的仪表包括位于燃料棒底部(TCC1)和上部(TCC2和3)的三个包壳热电偶,位于不同轴向高度的三个加热器热电偶(TCH1在底部,TCH2在中部,TCH3在顶部)。一个包壳伸长计(EC2)和一个棒压力传感器(PF1),设备冷却剂热电偶(两个在设备入口,TI,两个在出口,TO),三个轴向分布的钒中子探测器(ND),以测量轴向功率分布,两个快速响应的钴 ND,以监测快速流量和功率变化。

IFA-650.10 的详细说明可在第 2.2 部分找到。试验段是从一根标准的 PWR 燃料棒 试验中切割出来的,该燃料棒于 1988 年 8 月至 1995 年 8 月在 PWRGravelines 5 (900 MWe EDF, 法国) 辐照 5 个循环到 61 MWd/kgU 的燃耗 (循环平均功率为 195、230、215、185 和 150 W/cm)。燃料活性区的长度约为 440 mm,没有插入端部芯块。

试验棒填充 95%氩气和 5%氦气的混合气体,压力为 40 bar。选择氩气是为了模拟 裂变气体,而少量的氦气则是为了进行棒的泄漏试验。试验棒气腔体积(自由气体体积) 相对较大,以保持稳定的压力条件,直到包壳爆破。总的自由气体体积约为 16-17 cm<sup>3</sup>,实际上全部位于加热区之外的气腔中。

该试验于 2010 年 5 月进行。主要试验结果的演变见图 20 和图 21 (第 2.2 部分)。

初始回路压力约为70bar,喷放槽的负压约为2bar。在试验开始前不久,外回路被 旁通,然后经过约3分钟的设备内自然循环后,通过打开通往喷放槽的阀门,开始LOCA。

目标包壳峰值温度为850℃。根据压力和包壳温度的测量结果,以及通往喷放槽的 排水管道上的伽马监测仪,包壳在喷放后约249秒发生了失效,温度约为755℃(TCC1)。

爆破后 12 秒后开始喷淋,以确保裂变产物被运出回路。试验在喷放开始 417 秒后 以反应堆紧急停堆而结束。在试验结束时,设备被灌入氦气进行干式储存。

在 Halden 进行的伽马扫描检测和证实了轻微的包壳鼓胀和爆破。在试验期间没有 看到燃料重定位,这一点后来被伽马扫描所证实。

#### I-3.2. 建模

试验燃料棒的总长度应至少由17个径向节点和7个轴向节点来模拟。

试验燃料棒的初始条件可以通过堆内稳态基础辐照的模拟来进行建模。在稳态和瞬态的燃料棒输入模型中,大部分数据都是根据 IFA-650 试验的说明或程序手册的推荐值来设置。再制造短棒的输入模型应通过与现有的测量数据进行对比验证。再制造短棒的初始化文件应该是稳态输入模型的输出,其中包含初始燃料棒的气体数据和随后的裂变 气体释放(FGR)的历史数据。新的混合气体的摩尔数和再制造短棒中每种气体的相对 数量应加以调整,以符合计算和测量的初始棒内压力。 试验期间提供的测量数据包括(见图 20 和图 21):

- 一 在底部(TCC1)和上部(TCC2和3)测量的三个包壳温度;
- 测量的棒内压 (PF1);
- 测量的气腔温度  $(T_{plenum});$
- 在不同的轴向高度测量的三个加热器温度(底部的 TCH1、中部的 TCH2 和顶 部的 TCH3);
- 一 设备冷却剂温度(两个在设备入口处,TIA,两个在出口处,TOA);
- 一 设备压力和流速,棒功率(Co)和轴向功率分布(V);
- 一 加热器功率(LHR 加热器)。

理想情况下,如果知道棒与加热器之间通道冷却剂压力、入口温度和流量的瞬态变化,就可以使用内置的(如果有的话)燃料棒程序传热模型来计算冷却剂温度、热交换 系数和包壳温度。

然而,由于大多数燃料棒程序没有详细模拟设备和试验的不同阶段,并且由于模拟 热工水力行为的复杂性以及各种假设和/或模型可能出现的差异,建议使用从 SOCRAT[I-13]计算的热工水力边界条件,即:

一 冷却剂温度;

一 包壳与冷却剂的热交换系数 (HTC)。

对于每个轴向节点,包壳到冷却剂的热交换系数应根据总热通量(辐射+对流)确定,即HTC =  $Q_{tot}/(T_{clad}-T_{cool})$ 。

另外,测量或计算的包壳温度可以直接作为边界条件。

短棒气腔温度(*T*<sub>plenum</sub>)应取自测量结果,或取自任何适当的经验性气腔气体温度 模型。

对于瞬态计算,应使用图 I-3 所示的棒轴向功率分布。

应选择参与者的燃料棒程序中默认的"最佳估算"物性和模型,即:

- 一 燃料热导率、热膨胀、比热模型;
- 一 包壳热导率、热膨胀、比热模型;
- 一 由于密实化、固体肿胀和气体肿胀引起的燃料初始径向变形和重定位;
- 一 包壳的初始径向变形;
- 一 用于燃料棒力学响应的刚性芯块和包壳的变形模型(有限差分模型);
- 一 默认的包壳失效模型;
- 一 裂变气体释放模型;
- 由于间隙气体导热率、燃料/包壳热发射率和包壳硬度而产生的间隙导热率模型;

- Cathcart-Pawel (C-P) 高温氧化模型。
- 一 非保护性初始氧化层选项。



图 I-3. IFA-650.10[I-12]试验开始时的轴向功率分布。

如果有轴向燃料重定位模型并使用了,包壳爆破应变、退火速率、屈服应力、填充 率、燃料碎片轴向移动得芯块-包壳间隙宽度阈值的的拟合参数应设置为其默认值。

在开始喷放之前,应模拟100秒的稳态。计算应该在600秒时结束(在517秒的紧急停堆之后)。

应适当选择瞬态期间的最大时间步长,以捕捉瞬态行为(例如,在升温阶段<0.1秒)。

#### I-4. 输入不确定性的定义

#### I-4.1. 不确定性参数的确定

从初步计算结果[I-14]并基于工程判断,确定了以下不确定性参数。它们可能并不都与 Halden LOCA 试验有关,但包括在内是为了通过敏感性分析确定重要的参数。

参与者可以只考虑适用于或与自己的程序相关的参数。

#### I-4.2. 燃料棒设计/制造数据的不确定性

可以考虑以下相关的不确定性参数:

- 一 包壳外径/内径;
- 一 燃料芯块外径;
- 一 <sup>235</sup>U的富集度;
- 一 燃料的理论密度;
- 一 棒气体间隙填充压力。

#### I-4.3. 燃料棒运行和试验边界条件的不确定性

燃料棒初始状态的不确定性参数主要与基础辐照运行工况的不确定性有关。由于基 础辐照运行工况会被明确模拟,燃料棒初始状态的不确定性将从稳态燃料棒程序(如 FRAPCON) 传递到瞬态燃料棒程序(如 FRAPTRAN):

- 一 包壳腐蚀模型(初始状态);
- 一 包壳吸氢模型(初始状态)。

在试验边界条件上,考虑了以下相关的不确定性参数:

- 一 棒的平均功率:
- 一 棒的功率分布;
- 一 衰变热模型。

如果使用 SOCRAT 计算的 T/H 边界条件,应考虑以下不确定性(如果适用):

- 一 冷却剂温度:
- 一 包壳与冷却剂的热交换系数。

如果使用计算或测量的包壳温度作为边界条件,应考虑测量和/或计算的不确定性。

一 包壳温度:测量或来自 SOCRAT 计算 (如果适用)。

#### I-4.4. 物性和关键模型的不确定性

如果适用,将考虑以下相关的不确定性参数(最终清单取决于所选的程序和参与者 的选择)。

- 燃料热导率。
- 包壳热导率。
- \_\_ 燃料热膨胀系数。
- 包壳热膨胀系数。
- 燃料比热容。
- 包壳比热容。
- \_\_ 燃料密实化模型。
- 燃料固体肿胀模型。
- 燃料气体肿胀模型。
- 包壳屈服应力。
- 燃料的轴向重定位(燃料碎片填充率和 气腔气体温度(根据测量数据或 燃料移动的包壳应变阈值,如果适用)。
- 高温下的包壳氧化模型。
- 氧化层的热导率。

- \_ 裂变气体释放(或气体扩散系数)。
- 间隙气体热导率。
- \_\_ 燃料/包壳热发射率。
- 燃料径向重定位。
- 包壳梅尔硬度。
- 包壳退火。
- 包壳鼓胀模型。
- 包壳机械变形。
- 包壳爆破应力判据。
- 包壳爆破应变判据。
- SOCRAT计算得出的经验相关性)。
- 包壳弹性模量。

#### I-4.5. 输入不确定参数的定义

表 13 提供了推荐的输入参数(如果适用),以及与它们的不确定性有关的信息。对 于每个参数,它包括一个平均值,一个标准偏差和一个分布类型。

为了避免不合理的数值,还提供了一个变化范围(下限和上限)。取样将在上下限 之间进行(即截头的)。然后,这一信息被用来定义不确定性建模的概率分布。

对于目前的基准题应用,为了简单起见,已经为所有考虑的输入参数指定了一个正态分布。在适用的情况下,标准差被视为其名义值与上限或下限之差的绝对值的一半的最大值。此外,参与者可以通过使用其他分布,如均匀分布或直方图来进行敏感性研究。这些结果可以在 RCM 或最终报告中说明。

根据所选择的程序,可能很难修改一些推荐的输入参数。在这种情况下,可以忽略 这些参数,但必须在参与者的贡献中明确提到这一信息。

#### I-5. 输出说明

#### I-5.1. 不确定性分析输出

每个参与者将给出表 14 中所列的输出参数的下限和上限(LB、UB)。建议以 10 秒 的频率作为趋势时间。此外,还将提供以输入参数的名义值进行计算的结果,也称作参考计算(REF)

#### I-5.2. 敏感性分析输出

表 15 中列出了敏感性分析所需的时间清单。还有一个格式化的 Excel 文件用于提供敏感性分析结果。

根据这些信息,可以确定对燃料传热行为(燃料芯块中心线和表面温度)、包壳传 热行为(包壳表面温度和氧化层厚度)和力学行为(包壳直径、有效应力)影响最大的 不确定输入参数,并在表13的最后几列给出。

由参与者根据敏感性分析结果和自己的经验来确定衡量重要性的阈值(H、M或L)。 以下经验阈值可以用来表示相对重要性(如DAKOTA用户指南和一些以前的研究中所 建议的):

- H(高):相关系数的绝对值≥0.5;
- M (中): 0.5>相关系数的绝对值>0.25;
- L(低):相关系数的绝对值≤0.25。

衡量重要性的适当通用阈值可以在以后的阶段定义。

#### I-5.3. 根据协议建议的程序和时间表

- 第1步(J. Zhang)。提出说明草案,并发给所有参与者进行审查/提意见(2016 年 12 月底前);
- 第2步(所有参与者)。将意见/建议发给 J. Zhang (2017年1月底);
- 一 第3步(J. Zhang)。将带有输入不确定性参数范围和分布的共同清单的最终规范和输出(在 Excel 文件中)发送给所有参与者(2017年6月底);

- 第4步(所有参与者)。根据说明进行不确定性分析,并将结果发送给原子能机构(2017年9月底);
- 第5步(原子能机构和咨询团队)。综合并比较不确定性分析结果(2017年10 月底);
- 第6步(所有参与者)。准备报告,比较结果并提出结论(第三次 RCM, 2017 年11月13-17日);
- 一 第7步(原子能机构和咨询团队)。编写最终报告(咨询会议, 2018年)。

## 附件I参考文献

- [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 Tenth Experiment IFA-650.10", HWR-974, OECD Halden Reactor Project, December 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..

# 参加者名单

Zhang, J.	Tractebel Engineering S.A.,
	Avenue Ariane 7,
	1200 Brussels, BE, Belgium
	Email: jinzhao.zhang@tractebel.engie.com
Abe, A.	Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN-CNEN/SP),
	Avenida prodessor 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 Building, 13/F, Block A,
	518026, Shenzhen City, China
	Email: 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,
	76344 Eggenstein Leonoldshafen
	Germany
	Email: juri stuckert@kit.edu
	Email. Juli.suckert@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),
5	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
Fedotov, P.	Joint Stock Company (JSC), A.A. Bochvar High- Technology Research Institute of Inorganic Materials,
	P.O. BOX. 369, JSC "VNIINM", 5-a Rogova str.,
	Moscow, Russian Federation
	Email: fpvpetr@rambler.ru
Kiselev, A.	Nuclear Safety Institute of Russian Academy of Sciences (IBRAE),
	Bolshaya Tulskaya str. 52, 115191,
	Moscow, Russian Federation
	Email: 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_eremenko@sstc.com.ua

Williamson,	R.	<ul> <li>Battelle Energy Alliance LLC, Idaho National Laboratory (INL)</li> <li>2525 N. Fremont Avenue,</li> <li>P.O. Box 1625,</li> <li>83415-3840 Idaho Falls ID,</li> <li>United States of America.</li> <li>Email: Richard.williamson@inl.gov</li> </ul>
Xu, P.		5801 Bluff Road Postal Code: 29601, Hopkins, South Carolina, USA Email: 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,	Н.	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) GmbH Cooling Circuit Department, Reactor Safety Research Division, Forschungszentrum, Boltzmannstr. 1485748 Garching, Germany EMail: henrique.austregesilo@grs.de (Active observer)

## 参与起草和审查的人员

Boulore, A.	可替代能源和原子能委员会, 法国
Chan, P.	国际原子能机构
Pastore, G.	Batell 公司,爱达荷国家实验室,美国
Pizzocri, D.	米兰理工大学,意大利
Rathod, V.	国际原子能机构
Stuckert, J.	卡尔斯鲁厄理工学院,德国
Van Uffelen, P.	欧洲委员会联合研究中心,德国
Veshchunov, M.	国际原子能机构
Wiesenack, W.	能源技术研究所-Halden 反应堆项目,挪威
Zhang, J.	特克贝尔工程公司,比利时



# 当地订购

国际原子能机构的定价出版物可从下列来源或当地主要书商处购买。 未定价出版物应直接向国际原子能机构发订单。联系方式见本列表末尾。

### 北美

#### Bernan / Rowman & Littlefield

15250 NBN Way, Blue Ridge Summit, PA 17214, USA 电话: +1 800 462 6420 • 传真: +1 800 338 4550 电子信箱: orders@rowman.com • 网址: www.rowman.com/bernan

#### 世界其他地区

请联系您当地的首选供应商或我们的主要经销商:

#### Eurospan Group

Gray's Inn House 127 Clerkenwell Road London EC1R 5DB United Kingdom

**交易订单和查询:** 电话: +44 (0) 176 760 4972 • 传真: +44 (0) 176 760 1640 电子信箱: eurospan@turpin-distribution.com

单个订单: www.eurospanbookstore.com/iaea

**欲了解更多信息:** 电话: +44 (0) 207 240 0856 • 传真: +44 (0) 207 379 0609 电子信箱: info@eurospangroup.com • 网址: www.eurospangroup.com

#### 定价和未定价出版物的订单均可直接发送至:

Marketing and Sales Unit International Atomic Energy Agency Vienna International Centre, PO Box 100, 1400 Vienna, Austria 电话: +43 1 2600 22529 或 22530 • 传真: +43 1 26007 22529 电子信箱: sales.publications@iaea.org • 网址: https://www.iaea.org/zh/chu-ban-wu

# 国际原子能机构 维也纳