

❧ 清华大学学术专著 ❧

# 模块式高温气冷堆核电站

Power Plants with Modular High-temperature Reactors

[德] 库尔特·库格勒 张作义 著

吴宗鑫 译

清华大学出版社  
北京

## 内 容 简 介

模块式高温气冷堆是一种采用包覆颗粒燃料、以石墨为慢化剂、以氦气为冷却剂的反应堆。

高温气冷堆具有良好的固有安全特性,除可用于发电外,还可用于热电联供以及高温工艺热的应用。高温气冷堆发电的余热可采用空冷塔冷却,因此可以建造在缺水地区。

本书为读者深入了解高温气冷堆的原理、技术发展状况、安全特性和潜在的应用领域提供了详尽的资料,可供高温气冷堆技术领域的科技人员、高校相关专业的师生以及核电项目管理人员阅读参考。

版权所有,侵权必究。举报:010-62782989, beiqinquan@tup.tsinghua.edu.cn。

## 图书在版编目(CIP)数据

模块式高温气冷堆核电站/(德)库尔特·库格勒,张作义著;吴宗鑫译.—北京:清华大学出版社,2023.1  
(清华大学学术专著)

ISBN 978-7-302-62234-5

I. ①模… II. ①库… ②张… ③吴… III. ①高温—气冷堆—核电站 IV. ①TM623.94

中国版本图书馆 CIP 数据核字(2022)第 229766 号

责任编辑:黎 强 孙亚楠

封面设计:何凤霞

责任校对:赵丽敏

责任印制:杨 艳

出版发行:清华大学出版社

网 址: <http://www.tup.com.cn>, <http://www.wqbook.com>

地 址:北京清华大学学研大厦 A 座 邮 编:100084

社 总 机:010-83470000 邮 购:010-62786544

投稿与读者服务:010-62776969, c-service@tup.tsinghua.edu.cn

质量反馈:010-62772015, zhiliang@tup.tsinghua.edu.cn

印 装 者:三河市东方印刷有限公司

经 销:全国新华书店

开 本:210mm×290mm 印 张:49

版 次:2023 年 3 月第 1 版

定 价:398.00 元

字 数:1619 千字

印 次:2023 年 3 月第 1 次印刷

产品编号:041107-01

## 前言

《模块式高温气冷堆核电站》一书详尽地介绍了模块式高温气冷堆这种创新型先进反应堆的技术发展历程、原理、安全特性和潜在应用领域等。

球床高温气冷堆技术由德国科学家 R. Schulten 发明。作为德国 Juelich 研究中心反应堆研究所所长，他带领一批科学家开展了大量开创性研究。K. Kugeler 教授继 R. Schulten 教授之后担任研究所所长继续开展大量研究工作。Siemens Interatom 的 H. Reulter 和 G. Lohnert 在 20 世纪 80 年代初提出球床模块式高温气冷堆新概念。

王大中教授在 20 世纪 80 年代初师从 R. Schulten 教授研究球床高温气冷堆技术，他回国后于 1986 年担任清华大学核能技术研究所所长，推动和领导了中国高温气冷堆技术研究和发发展工作，启动建设了清华大学 10MW 高温气冷试验堆。吴宗鑫教授于 1994 年接替王大中教授担任清华大学核能技术研究所暨清华大学核能技术设计研究院院长，领导完成 10MW 高温气冷试验堆的建设。张作义教授于 20 世纪 90 年代初在 Juelich 研究中心师从 K. Kugeler 教授研究高温气冷堆技术，2001 年接替吴宗鑫教授担任清华大学核能技术设计研究院暨核能与新能源技术研究院院长，2007 年作为总设计师领导国家科技重大专项山东石岛湾 200MW 高温气冷堆核电站示范工程的科研与工程建设工作。

球床模块式高温气冷堆是世界范围内一批科学家致力于实现反应堆固有安全、倾尽一生心力为这个世界贡献的礼物。它应当是一种零灾难的反应堆技术，在任何严重的事故下都不会对核电站以外的公众造成不可接受的后果。

本书英文版由 K. Kugeler 和张作义合著。吴宗鑫教授以其作为主要领军科学家的学术功底不辞劳苦翻译成中文版本。希望这本书能为有志于从事高温气冷堆技术研究的科研人员、工程师和核电相关专业的高校师生等提供支持和参考。

张作义  
2021 年 1 月





## 符号对照表

Accident of water ingress	进水事故
Active decay heat removal	能动衰变热载出
ALARA(as low as reasonal achievable)	合理可行尽可能低
Annuity factor	年金因子
ATWS(anticipated transient without scram)	未能紧急停堆的预期瞬态
Availabilities	可利用率
Barriers for fission product retention	阻留裂变产物的屏障
BDBA(beyond design basic accident)	超设计基准事故
BISO-coated particle	两层包覆颗粒
Breed	增殖
Build up of fission products	裂变产物的积累
Burnup	燃耗
BWR	沸水反应堆
Chain reaction	链式反应
Criticality	临界
Close cycle	闭式循环
Coated particles	包覆颗粒
Cogeneration	热电联供
Combined cycles	联合循环
Coaxial hot gas duct	同心热气导管
Decay heat removal	衰变热载出
Delayed neutron	缓发中子
Depressurization accidents	失压事故
DBA(design basic accident)	设计基准事故
Direct final storage of spent fuel elements	乏燃料元件直接最终贮存
District heating	区域供热
Dry air cooling tower	空气干冷塔
Early fatality	早期死亡
Extreme assumed accidents	极端假想事故
EPR	欧洲压水堆
Fast neutron dose	快中子注量
Fast neutron flux	快中子注量率
FIFA(fissions per initial fissile atom)	初装易裂变原子的裂变份额
FIMA(fissions per initial metal atom)	初装金属原子裂变份额
Final disposal of radioactive waste	放射性废物的最终处置
Final storage in geological deposits	地质贮存库中最终贮存

Final storage of spent fuel	乏燃料最终贮存
Fissile material	易裂变材料
Fertile material	可裂变材料
Fission product release	裂变产物释放
Fission product transport	裂变产物迁移
Forced convection cooling	强迫对流冷却
Fraction of defect particle	破损颗粒份额
Fuel enrichment	燃料富集度
Fuel cycles	燃料循环
Fuel handling system	燃料装卸系统
Fuel reprocessing	燃料后处理
Full power days of operations per yea	全年等效满功率运行天数
Full power operating time	满功率运行时间
Full power operation hours per year	年等效满功率运行小时数
Gas cloud explosion	气云爆炸
Gas turbine cycle	气体透平循环
Gas purification system	气体净化系统
Graphite reflectors	石墨反射层
Heat conductivities	导热率
Heat flux	热流密度
Heat conduction, radiation and free convection	导热、热辐射和自然对流
Heat transfer coefficients	换热系数
Helium auxiliary systems	氦辅助系统
Helium circuits for decay heat removal	衰变热载出氦回路
Helium circulator	氦风机
HEU	高浓铀
Hot gas duct	热气导管
HGTR(HTR)	高温气冷反应堆
INFCE(the international nuclear fuel cycle evaluation)	国际核燃料循环评估
INES(international nuclear event scale )	国际核事件等级
Inner concrete cell	内混凝土舱室
Intermediate heat exchangers (IHX)	中间热交换器
Intermediate storage systems	中间贮存系统
Irradiation by fast neutron	快中子辐照
Irradiation damage	辐照损伤
Inventory of fission products	裂变产物存量
Late fatalities	晚期死亡
LEU	低浓铀
Licensing process	许可证申请程序
Life cycle cost analysis	生命周期成本分析
Load factor	负荷因子
Loss of cooling accidents	失冷事故
LWR	轻水反应堆
Minor actinides	次锕系元素
Modular HTR	模块式高温气冷反应堆

MEDUL cycle	多次通过堆芯循环
Neutron balance	中子平衡
Neutron economy	中子经济性
Neutron kinetics	中子动力学
Neutron irradiation dose	中子辐照剂量
Neutron resonance absorption	中子共振吸收
Neutron spectrum	中子谱
Nuclear energy safeguards and non-proliferation	核安全保障和防核扩散
Nuclear fuel supply	核燃料供应
Nuclear process heat application	核工艺热应用
Open cycle	开式循环
OTTO cycle	一次通过堆芯循环
Parasitic neutron absorption	寄生中子吸收
Partitioning and transmutation	分离和嬗变
Peak factor of power density in core	堆芯功率密度峰值因子
Pebble-bed reactor	球床反应堆
Power capacity	发电容量
Power density of reactor core	反应堆堆芯功率密度
Power peak factor	功率峰值因子
Pressure drop	压力降(阻力损失)
Prestressed concrete reactor pressure vessel	预应力混凝土反应堆压力壳
Primary circuit	一回路
Primary enclosure	一回路边界
Primary helium cycle	一回路氦循环
Prismatic fuel element	柱状燃料元件
Process steam	工艺蒸汽
Prompt neutron	瞬发中子
Prototype project	示范项目
Public acceptability	公众可接受性
PWR	压水反应堆
Radiation exposures	辐射照射
Radiological consequences	放射性后果
Radioactive dose	放射性剂量
Radioactive substance	放射性物质
Radiotoxicity	放射性毒性
Reactivity accident	反应性事故
Reactivity coefficient	反应性系数
Reactor containment	反应堆安全壳
Reactor protection system	反应堆保护系统
Reactor pressure vessel	反应堆压力壳
Reactor primary enclosure	反应堆一回路压力边界
Reactor reactivity period	反应堆反应性周期
Reflector	反射层
Reflector saving	反射层节省
Release of radioactivity	放射性的释放

Resonance escape probability	逃脱共振几率
Risk informed approaches	风险指引方法
Self-acting decay heat removal	衰变热自发载出
Shutdown systems	停堆系统
Slowing down and diffusion of neutrons	中子的慢化和扩散
Spherical fuel elements	球形燃料元件
Spent fuel element	乏燃料元件
Spent fuel intermediate storage	乏燃料中间贮存
Spent fuel storage vessel	乏燃料储罐
Spent fuel management	乏燃料管理
Steam cycle	蒸汽循环
Steam generator	蒸汽发生器
Steam reformers	蒸汽重整器
Steam turbine cycle	蒸汽透平循环
Temperature reactivity coefficient	温度反应性系数
Thermal neutron flux	热中子注量率
Thermo-hydraulic analysis	热工-水力学分析
Thorium-based fuel	钍基燃料
Thorium high temperature reactor	钍高温反应堆
TRISO-coated particle	三层包覆颗粒
Total loss of active cooling	完全失去能动冷却
Total loss of coolant accident	完全失去冷却剂事故
Total loss of decay heat removal	完全失去衰变热的载出
Viscosity	黏度
Waste management	废物管理
Waste fuel management	乏燃料管理
Worth of absorber element	吸收元件的反应性价值
Worth of control element	控制元件的反应性价值
Xenon dynamic	氙动态

<b>第 1 章 高温气冷堆总体概念</b>	<b>1</b>
1.1 概述	1
1.2 未来可持续发展的能源技术	2
1.3 HTR 的基本特性	3
1.4 模块式 HTR 在能源经济中的应用	8
1.5 模块式 HTR 的安全性	10
1.6 模块式 HTR 的燃料元件	11
1.7 中间和最终贮存	12
1.8 HTR-PM 项目概况	12
1.9 HTR 的发展概况	17
参考文献	18
<b>第 2 章 堆芯布置的物理问题</b>	<b>20</b>
2.1 概述	20
2.2 模块式 HTR 临界及中子平衡的估计	23
2.3 反射层的影响	27
2.4 反应性系数	29
2.4.1 需要考虑的原则	29
2.4.2 温度反应性系数	30
2.5 反应性补偿的需求和控制棒价值	34
2.6 反射层中的快中子注量	39
2.7 球流行为对燃耗的影响	42
2.8 反应堆堆芯中燃料、中子注量率和功率密度的分布	47
2.9 核反应堆的动态原理	49
2.9.1 总体概况	49
2.9.2 动态方程	51
2.9.3 动态方程的简化解	54
2.10 堆芯物理布置的程序系统	55
2.11 堆芯的布置和设计	61
2.11.1 堆芯和燃料元件的设计及其概况	61
2.11.2 各种堆芯参数的讨论	61
2.12 首次装料的物理特性和球床堆芯的运行	67
2.13 球床堆芯的卸载	71
参考文献	72

第 3 章 堆芯布置的热工-水力学问题 .....	75
3.1 堆芯内的发热 .....	75
3.2 堆芯的热功率 .....	78
3.3 关于冷却剂氦气的一些数据 .....	79
3.4 堆芯热工-水力学的基本方程 .....	81
3.5 堆芯中氦冷却剂的温升 .....	85
3.6 燃料元件温度分布 .....	89
3.7 球床堆芯中的热传导 .....	93
3.8 堆芯和反射层结构中的阻力降 .....	94
3.9 模块式 HTR 堆芯热工-水力学的特殊问题 .....	97
3.9.1 通过堆芯后热氦气的混合 .....	97
3.9.2 堆芯冷却旁流的影响 .....	99
3.9.3 功率密度计算的不确定性及其他热工-水力学问题 .....	100
3.9.4 燃料温度的测量 .....	102
3.9.5 堆芯内构件的 $\gamma$ 发热和冷却 .....	103
3.10 堆芯设计的原则 .....	105
3.11 几种 HTR 反应堆中堆芯冷却数据的比较 .....	107
3.12 反应堆在热工-水力学方面的比较 .....	108
参考文献 .....	109
第 4 章 燃料元件 .....	110
4.1 概述 .....	110
4.2 HTR 燃料元件的配置和设计 .....	113
4.3 HTR 燃料元件中的温度分布 .....	115
4.4 燃料元件的辐照行为 .....	118
4.5 燃料元件的应力 .....	121
4.6 燃料元件的腐蚀行为 .....	125
4.7 正常运行时燃料元件裂变产物的释放 .....	128
4.8 球形燃料元件的类型 .....	134
4.9 HTR 燃料元件运行的进一步经验 .....	135
4.10 LWR 和 HTR 燃料元件的比较 .....	141
参考文献 .....	143
第 5 章 反应堆部件 .....	145
5.1 概述 .....	145
5.2 堆内构件 .....	146
5.2.1 堆内构件概况 .....	146
5.2.2 堆内构件的技术问题 .....	149
5.2.3 堆内构件的载荷 .....	153
5.2.4 石墨及其辐照行为 .....	158
5.2.5 运行期间反射层结构的分析结果 .....	161
5.3 一回路边界 .....	165
5.3.1 一回路边界概况 .....	165
5.3.2 一回路压力壳的尺寸和材料 .....	168

5.3.3	反应堆压力壳的中子辐照和设计 .....	173
5.3.4	反应堆压力壳的活化 .....	176
5.4	模块式 HTR 压力壳与其他反应堆设备的比较 .....	178
5.5	停堆和控制系统 .....	179
5.5.1	反应性概况 .....	179
5.5.2	HTR 停堆系统的反应性当量 .....	181
5.5.3	控制和停堆系统的技术概念 .....	183
5.6	燃料装卸系统 .....	191
5.6.1	概况 .....	191
5.6.2	燃料元件装卸技术 .....	192
5.6.3	燃料装卸的替代方案 .....	198
5.6.4	燃料装卸运行的一些特殊问题 .....	201
5.7	堆芯参数的测量装置 .....	203
5.7.1	中子注量率的测量 .....	203
5.7.2	堆芯热工-水力参数的测量 .....	204
	参考文献 .....	206
<b>第 6 章</b>	<b>氦回路中的设备 .....</b>	<b>208</b>
6.1	概述 .....	208
6.2	热气导管 .....	211
6.2.1	设备简介 .....	211
6.2.2	技术方面 .....	216
6.3	蒸汽发生器 .....	224
6.3.1	设备的一般说明 .....	224
6.3.2	热工-水力学原理 .....	230
6.3.3	阻力降 .....	233
6.3.4	蒸汽发生器的流动稳定性 .....	236
6.3.5	蒸汽发生器传热管的机械设计 .....	238
6.3.6	气冷反应堆蒸汽发生器的经验 .....	243
6.4	氦风机 .....	250
6.4.1	热工-水力学概况 .....	250
6.4.2	氦风机的技术 .....	253
6.4.3	氦风机的概念 .....	257
6.5	气体净化系统 .....	263
6.5.1	概况 .....	263
6.5.2	气体净化的概念 .....	267
6.5.3	气体净化系统的实验 .....	268
6.6	载出衰变热的氦回路 .....	271
6.7	氦辅助系统 .....	274
6.7.1	概况 .....	274
6.7.2	氦辅助回路 .....	274
6.7.3	氦回路的测量 .....	276
6.8	反应堆的保护系统 .....	279
	参考文献 .....	279

第 7 章 反应堆安全壳构筑物 .....	282
7.1 一般性说明和要求 .....	282
7.2 LWR 和 HTR 安全壳或安全壳构筑物 .....	284
7.3 HTR 反应堆安全壳构筑物设计概念概况 .....	286
7.4 目前 HTR 反应堆安全壳构筑物概况 .....	288
7.5 过去对安全壳的计划工作 .....	290
参考文献 .....	292
第 8 章 动力转换循环 .....	294
8.1 流程概况 .....	294
8.2 蒸汽循环的热工-水力学原理 .....	296
8.3 汽轮机 .....	300
8.4 冷凝和冷却系统 .....	303
8.5 给水预热系统和给水泵 .....	310
8.6 蒸汽循环的优化 .....	312
8.7 蒸汽循环的潜力 .....	316
8.8 采用蒸汽循环的热电联供流程 .....	320
参考文献 .....	323
第 9 章 运行问题 .....	324
9.1 电厂运行要求和条件概述 .....	324
9.2 燃耗和高价同位素的产生 .....	328
9.2.1 燃耗 .....	328
9.2.2 高价同位素的产生 .....	330
9.3 裂变产物存量 .....	333
9.4 整个电厂的动态方程 .....	337
9.4.1 原理概述 .....	337
9.4.2 动态方程组 .....	338
9.4.3 评估动态问题的程序系统 .....	343
9.5 动态方程的应用 .....	345
9.6 模块式 HTR 的控制和运行 .....	348
9.6.1 模块式 HTR 的控制 .....	348
9.6.2 HTR 的运行 .....	350
9.7 氙的动态和钐对反应性的影响 .....	355
9.8 正常运行期间衰变热的载出 .....	362
9.8.1 衰变热的产生 .....	362
9.8.2 衰变热载出的原则 .....	363
9.8.3 模块式 HTR 正常运行时衰变热的载出 .....	364
9.9 正常运行时放射性物质的释放 .....	366
9.10 模块式 HTR 的废物管理 .....	370
参考文献 .....	375
第 10 章 安全和事故分析 .....	377
10.1 一般性说明 .....	378



10.2	相关事故概况 .....	385
10.3	失去冷却剂事故 .....	389
10.4	能动衰变热载出完全失效 .....	391
10.4.1	衰变热产生和衰变热能动载出 .....	391
10.4.2	各种失去能动衰变热载出情况的概述 .....	393
10.4.3	正常氦压力下衰变热的自发改出 .....	393
10.4.4	失压反应堆自发衰变热的载出(外表面冷却器处于工作状态) .....	395
10.4.5	自发衰变热载出概念相关参数的讨论 .....	398
10.4.6	反应堆衰变热自发改出、完全失去堆芯能动冷却和表面冷却器的失效 .....	402
10.4.7	事故中堆芯温度和反应性状态的变化 .....	404
10.4.8	极端事故下衰变热的自发改出(反应堆被碎石覆盖) .....	406
10.5	反应性事故 .....	408
10.5.1	概况 .....	408
10.5.2	模块式 HTR 的极端反应性事故 .....	409
10.5.3	堆芯进水和慢化比的变化 .....	412
10.5.4	对反应性事故的一般思考 .....	413
10.6	水进入一回路系统的事故 .....	415
10.6.1	事故的概况和后果 .....	415
10.6.2	对进入一回路系统水量的估计 .....	417
10.6.3	蒸汽/石墨反应的热力学平衡原理 .....	418
10.6.4	蒸汽对石墨的腐蚀反应速率 .....	420
10.6.5	水进入高温球床的一些技术问题 .....	422
10.6.6	一回路压力的升高 .....	425
10.6.7	水进入反应堆过程中气体的形成 .....	427
10.6.8	进水的反应性效应 .....	430
10.6.9	对进水事故的评估 .....	432
10.7	空气进入一回路 .....	433
10.7.1	进空气事故的概述 .....	433
10.7.2	反应的热力学平衡 .....	434
10.7.3	空气与石墨的反应速度 .....	434
10.7.4	进空气事故的后果 .....	437
10.7.5	大量空气进入 HTR 一回路系统的考虑 .....	438
10.7.6	进空气事故分析的结果 .....	441
10.7.7	降低进空气事故不良后果危害性的进一步方案 .....	441
10.8	蒸汽循环二次侧的事故 .....	442
10.8.1	概况 .....	442
10.8.2	主蒸汽管道的断裂 .....	443
10.8.3	汽轮机-发电机系统的失效及汽轮机甩负荷 .....	445
10.9	外部事件对反应堆电厂的影响 .....	447
10.9.1	概况 .....	447
10.9.2	飞机撞击 .....	448
10.9.3	地震 .....	453
10.10	事故过程中裂变产物的释放 .....	454
10.10.1	放射性源项概述 .....	454
10.10.2	电厂整个寿命运行期间裂变产物的释放(第 1 源项) .....	457

10.10.3	堆芯升温事故期间裂变产物的释放(第2源项)	462
10.10.4	从堆芯释放的放射性向环境的迁移	463
10.10.5	放射性源项分析的结论	465
10.11	事故的放射性后果和风险	466
10.11.1	风险概述	466
10.11.2	土地污染的危害性	469
10.11.3	模块式 HTR 事故造成的剂量率	471
10.11.4	核技术造成风险的一般性评述	474
	参考文献	476
<b>第 11 章</b>	<b>燃料循环和废物管理</b>	<b>482</b>
11.1	概述	482
11.2	燃料元件的制造	488
11.3	乏燃料元件的中间贮存	495
11.4	乏燃料元件中间贮存事故	502
11.5	乏燃料元件的最终贮存	506
11.6	防核扩散及核安保	518
	参考文献	523
<b>第 12 章</b>	<b>电厂的经济性和优化问题</b>	<b>525</b>
12.1	概述	525
12.2	计算发电成本的方程	528
12.3	投资成本和资本因子	530
12.4	效率和等效满功率运行小时数	532
12.5	燃料供应和废物管理的成本	534
12.6	发电的总成本	537
12.7	各种发电厂发电成本和成本敏感性的比较	539
12.8	成本的上涨和评价方法	542
12.9	发电的外部成本	543
12.10	新发展的核电厂概念的投资成本	546
	参考文献	549
<b>第 13 章</b>	<b>HTR 技术的发展</b>	<b>551</b>
13.1	概述	551
13.2	关于已运行的电厂	559
13.2.1	概况	559
13.2.2	UHTREX 项目和 EGCR 电厂	561
13.2.3	AVR 电厂	564
13.2.4	龙堆	566
13.2.5	桃花谷反应堆	569
13.2.6	THTR	572
13.2.7	圣·弗伦堡反应堆	576
13.3	已有规划的 HTR 电厂	579
13.3.1	概况	579
13.3.2	PR 500	581

13.3.3	HHT 参考反应堆 .....	584
13.3.4	HTR 500 反应堆 .....	587
13.3.5	HTGR 1160 反应堆 .....	590
13.3.6	PNP 原型反应堆 .....	592
13.4	模块式反应堆概念 .....	595
13.5	运行中的模块式 HTR .....	598
13.5.1	概况 .....	598
13.5.2	HTTR 反应堆 .....	600
13.5.3	HTR-10 反应堆 .....	603
13.6	计划的新 HTR 电厂 .....	606
13.6.1	概况 .....	606
13.6.2	MHGR 600 电厂 .....	608
13.6.3	PBMR 概念 .....	611
13.6.4	ANTARES 项目 .....	614
13.7	反应堆概念的分析 and 评价 .....	616
	参考文献 .....	618
<b>第 14 章</b>	<b>模块式 HTR 安全性的实验结果 .....</b>	<b>621</b>
14.1	概述 .....	621
14.2	衰变热自发载出原理的评价实验 .....	622
14.2.1	传热过程和重要参数 .....	622
14.2.2	球床堆芯内等效导热系数的测量 .....	624
14.2.3	结构中通过热辐射和自然对流的传热 .....	628
14.2.4	辐照反射层石墨的传热 .....	631
14.2.5	反应堆压力壳表面向外部热阱的传热实验 .....	633
14.2.6	反应堆压力壳(锻钢)表面传热至表面冷却器的实验 .....	636
14.2.7	混凝土结构作为储热的热阱及其衰变热载出行为 .....	638
14.2.8	AVR 反应堆衰变热自发载出的整体实验(反应堆在压力下) .....	644
14.2.9	AVR 反应堆中衰变热自发载出的总体实验(反应堆失压) .....	644
14.3	模块式 HTR 堆芯反应性行为的验证 .....	647
14.3.1	堆芯反应性系数的一般情况 .....	647
14.3.2	HTR 中反应性系数的测量 .....	648
14.3.3	AVR 中的实验: Vierstab Klemmversuch(全部 4 根停堆棒卡棒) .....	650
14.3.4	HTR-10 反应堆的 ATWS 实验 .....	651
14.3.5	用于验证计算机程序的次临界实验 .....	652
14.3.6	测量球床堆芯物理参数的 PROTEUS 实验 .....	654
14.4	水进入一回路系统的实验 .....	656
14.4.1	概况 .....	656
14.4.2	进水期间腐蚀速率的测量 .....	657
14.4.3	进水的整体实验 .....	659
14.4.4	SUPERNOVA 实验装置 .....	663
14.4.5	SEAT 实验 .....	665
14.4.6	进水事故中气溶胶的实验 .....	667
14.4.7	氦回路失压和蒸汽冷凝实验 .....	669
14.4.8	AVR 的进水事故 .....	671

14.5	空气进入一回路系统的实验 .....	673
14.5.1	概况 .....	673
14.5.2	实验室实验中石墨腐蚀速率的测量 .....	673
14.5.3	用于测量与球床布置中参数相关性的 VELUNA 腐蚀实验 .....	676
14.5.4	测量 HTR 结构中空气流量的实验 .....	677
14.5.5	堆芯中的自然对流和腐蚀实验 .....	679
14.5.6	实验装置 SUPERNOVA(空气进入) .....	683
14.5.7	进空气期间气溶胶的形成 .....	685
14.6	裂变产物的行为 .....	686
14.6.1	HTR 中冷却剂稳态活性的测量 .....	686
14.6.2	AVR 辐照燃料元件的加热实验(KÜFA 装置) .....	692
14.6.3	堆外回路 SMOC .....	696
14.6.4	KORA 实验 .....	697
14.7	针对 HTR 电厂安全的专项实验 .....	698
14.7.1	概况 .....	698
14.7.2	有关球床堆芯地震下行为的实验 .....	698
14.7.3	失压事故后一回路系统与内混凝土舱室间的气体交换 .....	701
14.8	中间储罐的实验 .....	703
	参考文献 .....	705
<b>第 15 章</b>	<b>HTR 未来的发展 .....</b>	<b>708</b>
15.1	核技术的总体要求及未来发展的可能性 .....	708
15.2	模块式 HTR 中更高热功率的实现 .....	710
15.3	采用 OTTO 循环实现非常高的氦气温度 .....	712
15.4	燃料元件的改进 .....	719
15.5	防破裂的一回路边界 .....	722
15.5.1	原理概述 .....	722
15.5.2	“基本安全”反应堆压力壳的原理 .....	723
15.5.3	锻钢壳破裂的预防 .....	724
15.5.4	预应力反应堆压力壳的原理概念 .....	724
15.5.5	预应力混凝土反应堆压力壳 .....	726
15.5.6	铸铁预应力反应堆压力壳 .....	728
15.5.7	铸钢预应力反应堆压力壳 .....	729
15.5.8	安全壳后面的储存系统 .....	732
15.5.9	反应堆安全壳构筑物的地下布置 .....	735
15.6	钍燃料循环和增殖效应 .....	739
15.7	具有非常长半衰期的同位素的转化 .....	743
15.8	乏燃料元件中间贮存的改进概念 .....	749
15.9	乏燃料元件或高放射性废物最终贮存的改进概念 .....	753
15.10	球床 VHTR——未来工艺热利用的概念 .....	756
	参考文献 .....	764



# 高温气冷堆总体概念

**摘 要：**本章阐述了高温气冷堆的原理，重点介绍了包覆颗粒作为燃料的应用。采用球形或柱状燃料元件的高温气冷反应堆已得到了充分的研究，尤其是在衰变热自发载出的安全性研究方面，即使在失冷事故的极端情况下，燃料的最高温度也能受到限制是模块式高温气冷堆(HTR)的基本特征。实际上，在这种情况下，目前有可能将几乎全部的放射性物质阻留在核电厂内。因而，这类反应堆可以用于高效发电，以及通过模块式单元组合用于热电联供。另外，采用空气干冷方式可以使该系统在不依赖冷却水供应的条件下在干旱地区得以建造。

针对这种类型的反应堆，开发了多种燃料循环方式，如低浓缩铀、钍的利用。从理论上讲，将来也可以通过增殖发展一种新的燃料循环方式。高燃耗和良好的中子经济性是这类反应堆的特点。

对于核废物的管理和处置，无需将卸出的乏燃料元件紧密地放置在水池内进行冷却(像轻水反应堆(LWR)那样)，HTR 卸出的乏燃料元件可以直接放置在空冷的中间贮存罐内存放几十年。而且，虽然未来也可能对卸出的乏燃料元件进行后处理，但目前，将乏燃料元件直接放入最终贮存地质库中的方案也已得到研发。

球床模块式高温气冷堆(HTR-PM)将产生的高温蒸汽提供给汽轮机将是该系统进入能源市场的下一步。目前，针对该技术已开展了多个大型项目，均在实施中。模块式 HTR 未来应用的特殊领域是作为热源用于诸多化工流程，特别是应用于碳氢化合物的转化、炼油和制氢等领域。

**关键词：**HTR 原理；包覆颗粒；球形燃料元件；模块式 HTR；氦冷；安全性；燃料循环；应用；核废物管理；HTR-PM 概念

## 1.1 概述

20 世纪核能在全世界范围内得到广泛应用，初始阶段增长速度很快，之后增长有所减缓。目前，全球有 440 座已建成的核电厂在运行中，装机总容量约为 4 亿 kW(电功率)。2010 年，全球核电全年发电量为 20 万亿千瓦时，占当年全球总发电量的 12%。另一方面，切尔诺贝利(苏联，1986 年)和福岛(日本，2011 年)发生的灾难性核事故均表明了目前商用核反应堆存在的风险。加上早期于 1979 年在美国三哩岛发生的核事故，这 3 个核事故使全球核电的发展减缓。某些国家，如德国，决定将逐步终止现有核电站的运行。

目前，已存在多种类型的反应堆，但只有一些改进的反应堆具有重要的应用。表 1.1 简要介绍了各种反应堆的特点(内容取自已经在能源经济评价体系中引用过的数据及未来 HTR 可能的一些数据)，并进行了比较。

表 1.1 各种类型反应堆的特点

项 目	PWR	BWR	RBMK	CANDU	AGR	HTR	LMFR
概念特点							
慢化剂	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O/C	D <sub>2</sub> O	C	C	
中子谱	热中子	热中子	热中子	热中子	热中子	热中子	快中子
燃料	UO <sub>2</sub> PuO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub> PuO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub> PuO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub> PuO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub> PuO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub> PuO <sub>2</sub>
燃料形状	棒状	棒状	棒状	棒状	棒状	球状块状	棒状
冷却剂	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	D <sub>2</sub> O	CO <sub>2</sub>	He	Na

续表

项 目	PWR	BWR	RBMK	CANDU	AGR	HTR	LMFR
冷却剂状态	液态	液态/蒸汽	液态/蒸汽	液态	气态	气态	液态
燃料的特点	锆合金包壳	锆合金包壳	压力管	压力管	钢包壳	包覆颗粒	钢包壳
设计参数							
富集度/%	3~4	3~4	2	<1.5	2	8	10
平均燃耗/(MWd/kg)	45	40	30	10	20	80	100
堆芯功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	100	50	4	15	2	3	400
冷却剂温度/℃	290~325	200~285	200~285	200~305	250~650	250~750/ 950	380~540
冷却剂压力/MPa	16.0	约 7.0	7.0	9.5	4.0	6.0	1.0
蒸汽压力/MPa	6.5	7.0	7.0	4.3	18.0	18.0	17.0
蒸汽温度/℃	280	285	285	250	530	530/600	500
效率/%	33	33	32	30	40	40/45	40
热功率/MW	3800	3800	3000	1500	1500	200~600	750
特点				天然铀		气体透平、 工艺热	增殖

注：PWR—压水堆，BWR—沸水堆，RBMK—俄罗斯带石墨结构的沸水堆，CANDU—加拿大重水堆，AGR—先进气冷堆，HTR—高温气冷堆，LMFR—液态金属快堆。

## 1.2 未来可持续发展的能源技术

所有能源载体和未来全球核能的利用有一些重要的共同点。与任何其他能源一样，核能必须满足未来可持续发展的要求。图 1.1 汇总了核能未来可持续发展的一些要求。

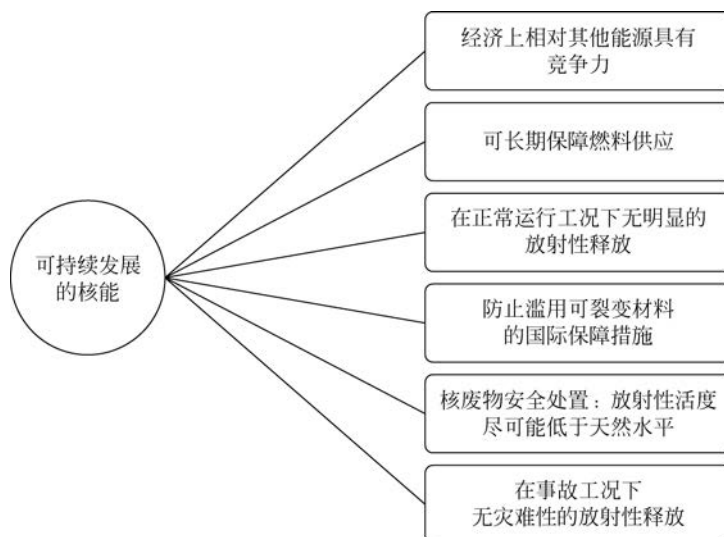


图 1.1 核能未来利用可持续发展的要求

从经济性的角度来看，目前在很多国家核电厂发电相对于煤电和天然气发电是具有竞争力的。特别是核能发电，其成本对铀价格的上涨并不敏感，这使得核电厂在整个几十年运行期间的发电成本很有吸引力。与可再生能源相比，特别是与太阳能光伏发电和太阳能热发电相比，核能发电显示出其更强的优势。如果采用上述这些系统发电同时考虑储能问题，则其发电成本可能比核能发电高出一个量级以上。虽然水力发电具有很大的吸引力，风力发电也具有很大的潜力，但是高比重的风力发电接入电网时也必须解决储能问题。

过去的几十年中，通过技术改进已使核电厂的放射性释放大幅下降。以德国为例，由核电厂释放的放射性仅占公众所接受放射性总量的 0.5%，而实际上，天然来源或者医疗带来的放射性辐射比想象的要高得多。核电厂工作人员受到的放射性元素剂量相比以往也下降了很多。所以，可以说，即使考虑辐射剂量在

地区间的正常变化,人类生活的自然条件也并没有因核电厂和其他核燃料循环设施的运行而发生改变。技术的进一步改进的确可以使未来的辐射剂量得到更大程度的降低。这是一个通过采取更好的环境保护措施而实现节约成本的最优化的问题。

为保障核能系统的稳定运行,提供长期的核燃料供应是另一个重要的要求。目前已探明的低价铀资源大约为 500 万吨,这足以有现有核电装机提供近 70 年的燃料。我们都知道,还有更多的铀资源可以提供,只是价格更贵一些。然而,即使铀价格上升 10 倍,核能发电成本也仅比目前的成本高出 30%。按这样的条件来估算,可以提供的铀资源量要高出 10~20 倍。另外,采用增殖的方式可以使铀的利用率更高,高出 30~40 倍是可行的。考虑到有如此大量的铀资源可被利用,可以认为,为核能系统提供 1000 年甚至更长时间的燃料供应是有保障的。除此以外,还可利用散裂过程来进行发电,虽然该方案不存在材料是否可以提供的问题,但是相对其他方案,该方案的经济性是个问题。

除上述要求之外,还有一些重要的因素需要加以考虑,包括满足可裂变材料的防核扩散、核电厂的安全性和放射性废物的最终处置等。这些内容将在后面的章节中进行详细的讨论,这里暂不作讨论。

近来,全球都在进行第Ⅳ代反应堆的开发工作。表 1.2 给出了Ⅰ~Ⅳ代反应堆系统的主要概况。

表 1.2 几代反应堆系统

代型	特 征	例 子
第Ⅰ代	实验反应堆原型,商用堆的第一阶段	实验反应堆原型和第一座商用电厂
第Ⅱ代	商用反应堆	大型商用电厂(主要包括 PWR, BWR, CANDU, AGR, RBMK)
第Ⅲ代	改进型商用系统	安全性改进(EPR, ABWR, AP1000, ESBWR, CANDU+, system 80+)
第Ⅳ代	未来的反应堆	创新概念

注: ABWR—先进沸水堆; ESBWR—经济简化型沸水堆; AP1000—先进的非能动型压水堆; EPR—欧洲压水堆。

在核能的发展过程中,PWR, BWR, CANDU 和快堆的改进是关注的焦点。在这个阶段,一方面,扩大了单堆的装机容量,降低了投资成本。另一方面,改进了安全性,例如,引入堆芯捕集器、双层安全壳和改进余热排出系统,这些是比较典型的实例。如表 1.2 所示,未来的核电技术将向第Ⅳ代系统发展,已有很多国家正以合作的模式对该系统进行改进。

下面几类反应堆是在第Ⅳ代系统发展过程中进行过分析和研究的堆型。

- GFR: 气冷快堆;
- LFR: 铅冷快堆;
- MFR: 熔盐堆;
- SFR: 钠冷快堆;
- SCWR: 超临界压水堆;
- VHTR: 超高温和高温气冷堆。

其中,大多数堆型是大家熟知的,并已进行过实验。对于上述分析和研究的堆型,一个重要的参数是冷却剂的最高出口温度。在大多数情况下,该参数会受到腐蚀的影响或者燃料元件设计特性的限制。仅有 VHTR 可以使氦气的温度达到 1000℃,因此,该反应堆具有最大的潜力实现更高的效率。在新发表的第Ⅳ代系统发展指南中将 VHTR 更名为 V/VHTR,并将出口温度改为 700~1000℃。

### 1.3 HTR 的基本特性

高温反应堆可以高效发电并提供高温核工艺热,如图 1.2 所示。

初始阶段,其目标是利用高的冷却剂温度产生高于 500℃的高温蒸汽以实现高效发电。同时,由于该系统中石墨对中子的吸收截面小,因而具有良好的中子经济性。在核技术和能源经济进一步发展的过程中,核工艺热的利用及系统具有的非常先进的安全特性变得更为重要。下面要介绍的球床高温气冷反应堆被认为是实现 HTR 系统特性最有发展前景的堆型。

石墨是燃料元件和反射层的主要结构材料。冷却剂是处于高压的氦气(图 1.3),它从堆芯顶部流至堆芯底部,温度由 250℃加热至 750℃左右,通过蒸汽发生器产生蒸汽来发电。未来通过采用气体透平技术及

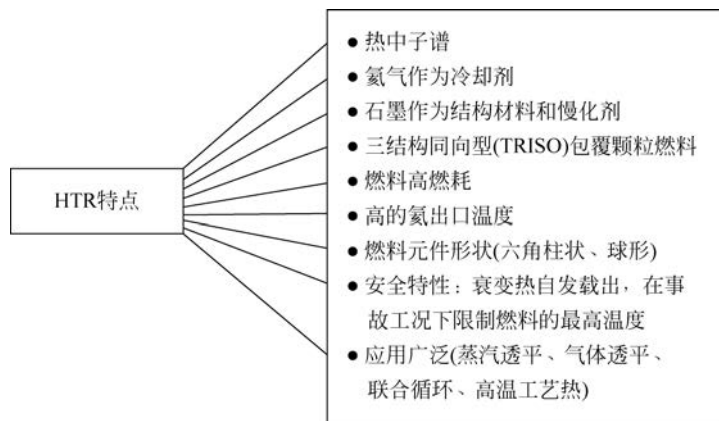


图 1.2 高温气冷堆的特点

提供高温工艺热,可将堆芯的出口温度提升到  $900\sim 950^{\circ}\text{C}$ 。侧向反射层及堆顶和堆底反射层由石墨结构材料构成。堆芯底部反射层因为采取合适的坡度,可以使燃料元件流入卸球管内。所有石墨结构均包容在金属堆芯壳内,热屏覆盖了全部堆内构件。

燃料元件由非常小的包覆颗粒组成,包覆颗粒均匀地弥散在球形燃料元件的石墨基体内。中子谱为热中子谱。因为石墨的寄生吸收很小,所以具有很好的中子经济性。且燃耗很高,能够达到  $80\,000\sim 100\,000\text{MWd/吨重金属(t HM)}$ ,相应的初装燃料富集度为  $8\%\sim 10\%$ 。目前偏向于采用低富集度铀燃料进行循环,但是将来也可能利用钍来进行燃料循环。

关于 TRISO 包覆颗粒更详细的说明见图 1.3。燃料是  $\text{UO}_2$ ,制成直径为  $500\mu\text{m}$  的很小的核芯。环绕核芯的第一层是疏松层( $50\sim 90\mu\text{m}$ ),这一层是多孔的,可以储存从燃料核芯释放出来的裂变产物。之后的三层( $\text{C/SiC/C}$ )具有较小的厚度( $40\mu\text{m}/35\mu\text{m}/40\mu\text{m}$ ),可充当一个非常可靠的压力容器系统,在正常运行工况下几乎可以将全部裂变产物阻留在颗粒内,即使在发生严重事故的情况下(燃料温度达到约  $1600^{\circ}\text{C}$ )也可以将几乎全部裂变产物阻留在颗粒内。在运行工况下,裂变产物的释放量仅为总存量的  $10^{-5}$ ,这一数值表明了当今技术发展的水平。

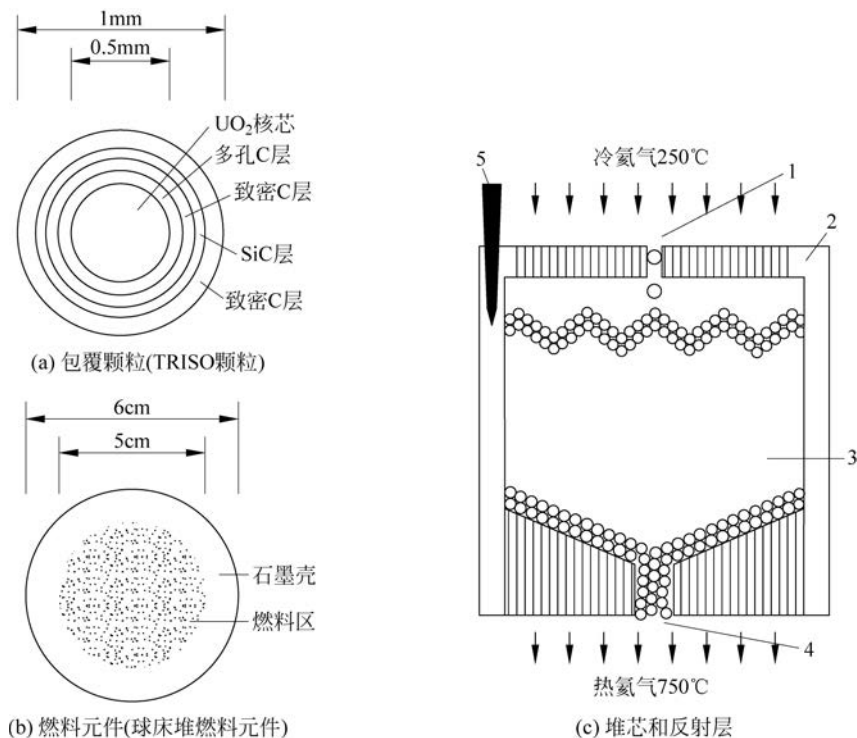


图 1.3 球床 HTR 包覆颗粒、燃料元件和堆芯

1—装入燃料元件; 2—反射层; 3—堆芯; 4—燃料元件卸出; 5—控制棒和停堆棒



TRISO 颗粒是目前全球 HTR 进一步发展的基础。以前的 BISO 颗粒(没有 SiC 层)也曾成功地应用于 AVR 和 THTR,但是 TRISO 颗粒对裂变产物的阻留能力更强,关于这一点将在第 10 章给出详细的解释。10 000~20 000 个这样的小包覆颗粒压制在球形燃料元件的石墨基体中,成为燃料区。燃料区外围被石墨壳体包围,石墨壳体中没有包覆颗粒,厚度通常为 5mm。石墨壳体的石墨材料与燃料区的材料相同,两者之间是紧密相接的。新燃料元件包含 7~10g 以氧化物形式存在的重金属,具体含量取决于堆芯的设置。这种燃料元件具有热力学的优点,燃料元件内的发热几乎是完全均匀的,且由于石墨具有很好的导热性能,以此即确定了燃料元件内的温度分布状况。所以,相比于其他类型的反应堆,HTR 有可能在燃料温度不是很高的情况下使冷却剂达到较高的温度。

球形燃料元件的外径为 60mm,在反应堆堆芯内随机堆积分布。石墨反射层构成堆芯的包容体。堆芯底部呈锥形布置,从而使球形燃料元件从堆芯流出。这里介绍的燃料元件可以达到很高的燃耗,并且,如果反应堆采取了合理的布置,也可以使氦回路具有相当低的污染程度。

模块式 HTR 的球床堆芯采用氦气从堆芯顶部流至堆芯底部的方式对堆芯进行冷却。燃料球平行于冷却气体以很慢的速度向下移动。

燃料球从反应堆的顶部装入,然后以平均大约 1mm/h 的速度从堆顶向堆芯底部移动。堆芯的功率密度相对于其他类型的反应堆而言较低,为  $2\sim 4\text{MW}/\text{m}^3$ ,这主要是出于安全上的考虑。包覆颗粒中  $\text{UO}_2$  的功率密度与目前压水堆  $\text{UO}_2$  芯块的功率密度相当。

基于上述因素及石墨基体良好的导热性,导热性是燃料元件在传热过程中起主导作用的因素,使得燃料中的温度相对较低。

在用蒸汽进行发电的情况下,蒸汽发生器、氦风机及连接的热气导管是一回路中的重要设备。图 1.4 给出了 HTR 这种典型应用的一回路循环原理。氦气在堆芯中由  $250^\circ\text{C}$  加热到  $750^\circ\text{C}$ ,与功率密度在堆芯中的轴向分布特征相对应。在蒸汽发生器中,先对给水加热,再进行蒸发,之后进一步加热成为过热蒸汽,同时给出了这个过程中温度的变化情况。 $750^\circ\text{C}$  的氦气出口温度可以产生温度为  $530\sim 600^\circ\text{C}$  的过热蒸汽,蒸汽的压力为  $10\sim 30\text{MPa}$ 。在目前的蒸汽循环系统中,若采用上述蒸汽发电方式,发电效率可达  $40\%\sim 44\%$ 。

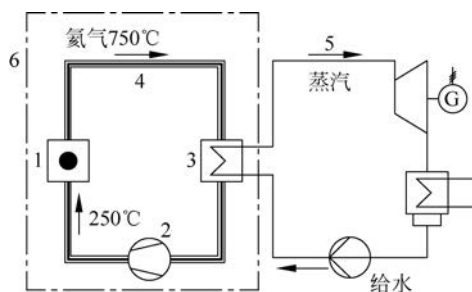


图 1.4 用于产生蒸汽和蒸汽循环应用的 HTR 冷却回路原理

1—核反应堆；2—氦风机；3—蒸汽发生器；4—热气导管；5—二回路(蒸汽循环)；6—反应堆安全壳构筑物

图 1.5 给出了模块式 HTR(如 HTR-Module,热功率为 200MW)一回路循环的概貌。模块式 HTR 的一回路系统集成到由反应堆压力壳、蒸汽发生器压力壳及与其相连的壳体组成的边界内。反应堆压力壳和蒸汽发生器压力壳采用肩并肩的方式布置。

模块式球床反应堆的控制和停堆是由布置在侧反射层内的吸收元件来实现的。除了能动的停堆系统能够保障 HTR 的安全之外,模块式 HTR 的固有安全性也是一个非常重要的安全保障特性。这种反应堆的温度反应性系数在各种正常运行和事故工况下均为非常强的负值,因此,当温度上升时,HTR 电厂总可以依靠负反应性系数实现停堆,以保障安全。

燃料元件在系统运行时,是连续地进行装卸料的,因此,这类反应堆可避免为燃耗提供剩余反应性,这是一个非常重要的安全特性(详见第 10 章)。模块式 HTR 的一回路系统均集成在混凝土舱室内,这个舱室(图 1.6)对一回路的所有设备都具有承受载荷的功能,并且在发生失压事故时起到第一道缓冲的作用。另外,它还对反应堆压力壳周围辐射场具有屏蔽的功能。反应堆舱室内表面用表面冷却器加以覆盖,大约

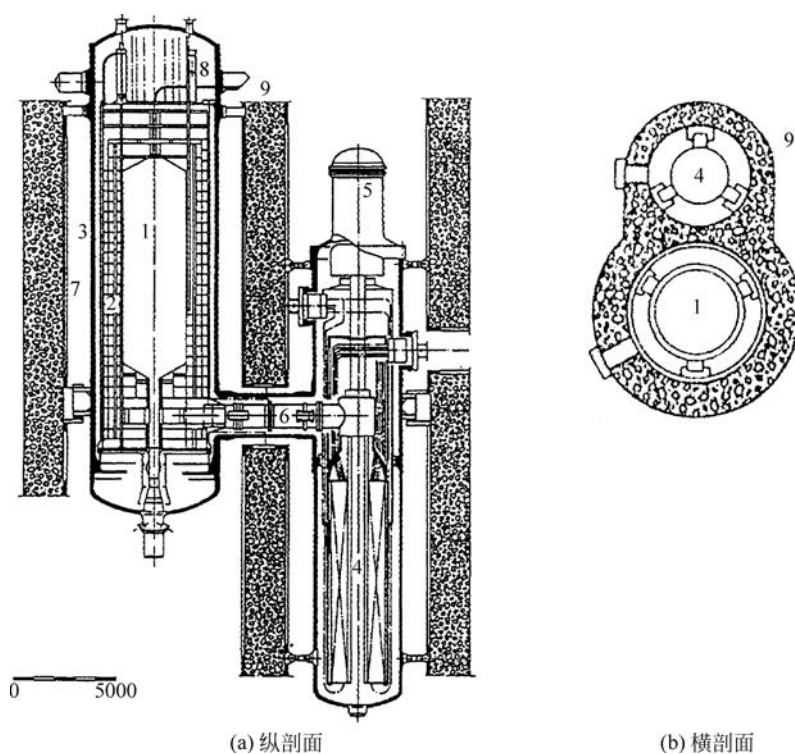


图 1.5 模块式 HTR 一回路循环的概貌

1—堆芯；2—堆内构件；3—反应堆压力壳；4—蒸汽发生器；5—氦风机；6—热气导管；  
7—堆舱表面冷却器；8—控制和停堆系统；9—反应堆舱室混凝土结构

一天之后可以将衰变热载出。如果该冷却系统也已失效，则衰变热可以由混凝土结构吸收并传输出去。反应堆舱室允许短时间内承受大约 0.2MPa 的超压，并通过过滤器连接到烟囱。

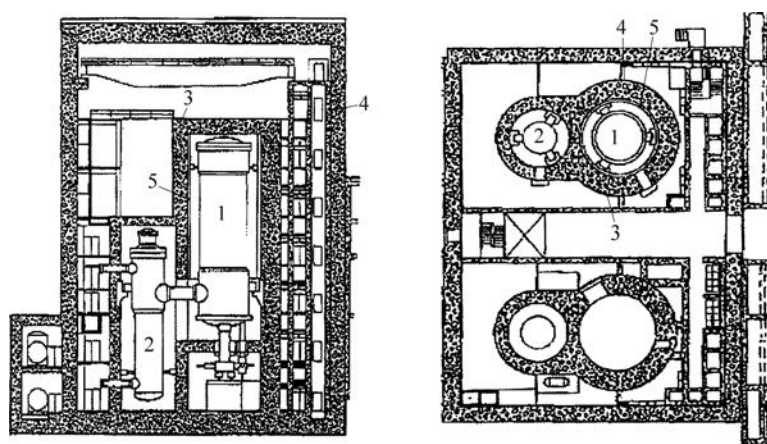


图 1.6 模块式 HTR 的反应堆安全壳构筑物(如 HTR-Module, 热功率为 200MW)

1—反应堆；2—蒸汽发生器；3—内混凝土舱室；4—外部构筑物；5—表面冷却器

反应堆外部安全壳构筑物主要具有保护反应堆和防御外部撞击的功能(详见第 10 章)。

下面给出几种燃料燃耗的循环方式。一种是多次通过堆芯(MEDUL)循环,另一种是一次通过堆芯(OTTO)循环。一次通过堆芯循环具有很大的吸引力,它可以在相对较低的燃料温度下达到非常高的氦气出口温度,详情将在第 3 章和第 15 章中加以说明。在多次通过堆芯的循环方式中,燃料元件会通过堆芯 6~15 次,每次通过堆芯后进行燃耗测量。与一次通过堆芯循环相比,多次通过堆芯循环能够达到相对较低的功率密度峰值因子。多次通过堆芯循环和一次通过堆芯循环的原理如图 1.7 所示。

在所有高温气冷堆的循环方式中,乏燃料元件均直接贮存在中间贮存罐内,这是一种“紧凑”的贮存方式。轻水堆乏燃料元件贮存存在水池内,高温气冷堆则不必如此。乏燃料元件中间贮存罐通过空气自然对流

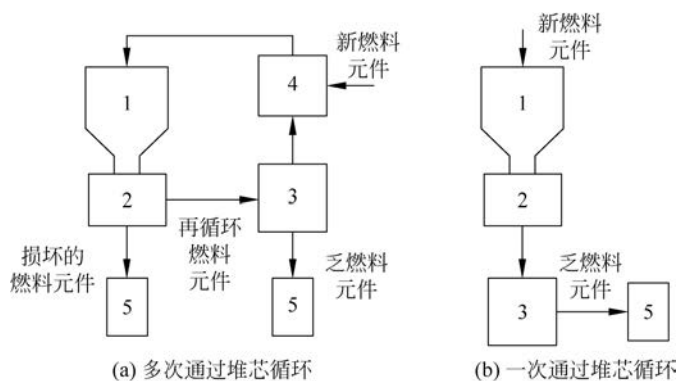


图 1.7 多次通过堆芯循环和一次通过堆芯循环的原理

1—堆芯；2—卸料系统；3—燃料测量；4—再循环系统；5—乏燃料元件中间储存

进行冷却(详见第 11 章)。这种贮存方式不会发生像福岛核事故(日本,2011 年)那样具有严重损坏程度的危险状况。无论是内在原因还是外在原因引发的事故,都不会导致裂变产物从这些贮存系统中大量释放。所以,这种贮存方式可以实现几十年的中间贮存。

由于燃料元件的形状及采用的连续装卸方式,燃料循环具有高度的灵活性。在反应堆运行期间,可以很方便地对燃料元件类型进行变换。采用铀燃料或者钍燃料,以及各种不同的包覆颗粒作为燃料均进行过变换实验,并且对燃料进行后处理也是可行的。

较低的堆芯功率密度,以及堆芯和反射层中大量的石墨使这种类型的反应堆在热瞬态过程中具有极好的热惯性。如果堆芯参数选择得合适,那么冷却剂系统或者衰变热排出系统发生故障时均不会造成燃料元件或者结构的损坏。对于这种类型的模块式反应堆,即使能动衰变热排出系统失效,它也绝不可能发生堆熔,也不会以一种不允许的方式发生堆芯过热。在这种情况下,衰变热通过导热、热辐射和空气自然对流在反应堆系统内传输,并通过反应堆压力壳散出。

目前,已进行过很多实验来测量从辐照过的球形燃料元件中释放出来的裂变产物的各种参数。

对于热功率达 250MW 的圆柱状堆芯的模块式 HTR,其热能可以通过非能动自发方式载出,燃料的最高温度不会超过 1600℃。在后面的章节中,会给出更详细的说明,即便是在这个温度下,从包覆颗粒燃料(球形 TRISO)中释放出来的重要裂变产物也仍然是非常有限的,典型值小于总存量的  $10^{-4}$ 。另外,释放是一个非常缓慢的过程,并且固态裂变产物将沉积在一回路内。由于燃料元件的这种特性,发生事故时从一回路系统排放到混凝土舱室的释放率小于  $10^{-5}$ ,从而避免出现核电厂外敏感的放射性后果。

若模块式 HTR 采用环状堆芯布置,则可以在满足相同安全标准的条件下以使反应堆达到更大的热功率。如果采用衰变热自发载出,并要求在这种情况下以燃料的最高温度不超过 1600℃ 为安全原则,那么从堆芯到外部的热传输路径必须要足够短,堆芯的热功率也限制在 450MW 左右。这些针对热功率的限制适用于目前采用的锻钢壳系统。如果采用其他类型的大直径的壳体,如预应力壳,则反应堆的热功率还可以进一步提高。

即使是在受到外部撞击的极端情况下,将最高燃料元件温度限制在 1600℃ 也是可行的。反应堆安全壳构筑物 and 混凝土内舱室必须要能承受通常的外部撞击,如气体云爆炸、风机撞击和地震。

在发生失压事故之后,混凝土内舱室加上外部的储存和过滤系统及一个封闭系统,具有避免大量空气进入一回路系统的功能。

HTR 也需要一些辅助系统,包括一个气体净化系统,该系统可以将一回路冷却剂中的  $H_2$ ,  $CO$ ,  $H_2O$ ,  $O_2$ ,  $CO_2$ ,  $CH_4$  及一些粉尘过滤并去除;另外还包括一个氢储存系统,特别是在采用气体透平模式下,该辅助系统的作用尤为重要。

根据目前对核废物处理的要求,需要在核电厂的场址内直接设置一个乏燃料元件的中间贮存设施。对于反应堆安全壳构筑物,需要设置空调系统和专门的冷却系统以满足运行的要求。

当然,反应堆也需要设置一套常规的测量装置,以在线测量温度、压力、质量流量、中子注量率及这些参数的变化情况。反应堆的保护系统能够提供所有的信息和触发安全动作,这也是 HTR 电厂的一个重要组

成部分。

电厂的正常运行需要一套电力系统和设施将所产生的电输送到相连的电网上,而这些技术目前已很成熟。

## 1.4 模块式 HTR 在能源经济中的应用

模块式 HTR 系统可以应用于很多能源经济领域,如图 1.8 所示。它们可以通过蒸汽循环、气体透平循环和联合循环进行发电。另外,将氦气从堆芯流出的出口温度提高到  $900\sim 1000^{\circ}\text{C}$ ,就可以用于高温工艺热。模块式 HTR 的热源可用来运行热电联供厂,提供电力和工艺热或者为更多的工业应用提供工艺蒸汽。未来,模块式 HTR 也可能提供高温工艺热用于制氢、煤的气化或者直接还原炼铁。

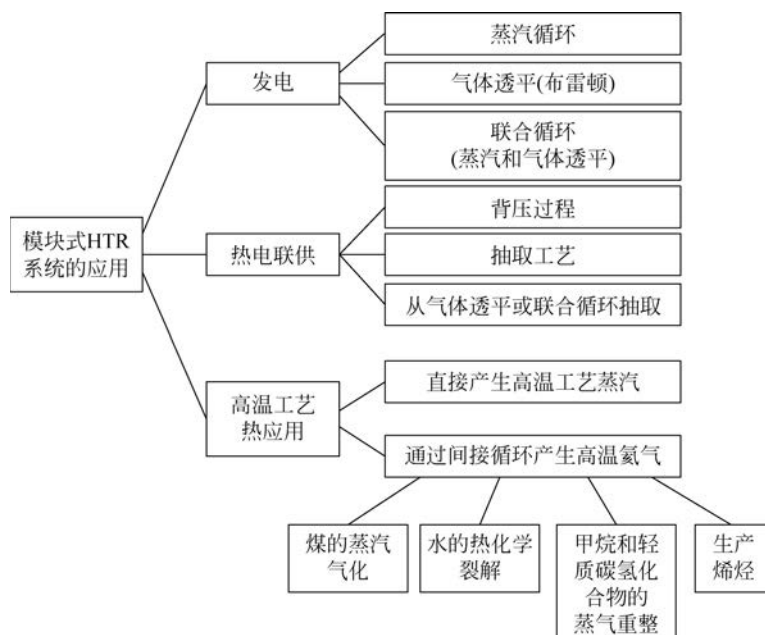


图 1.8 模块式 HTR 在能源经济中的各种应用

图 1.9 给出了模块式 HTR 与蒸汽循环相匹配的主要流程。在这种情况下仅产生高温蒸汽,并在汽轮机中膨胀做功。

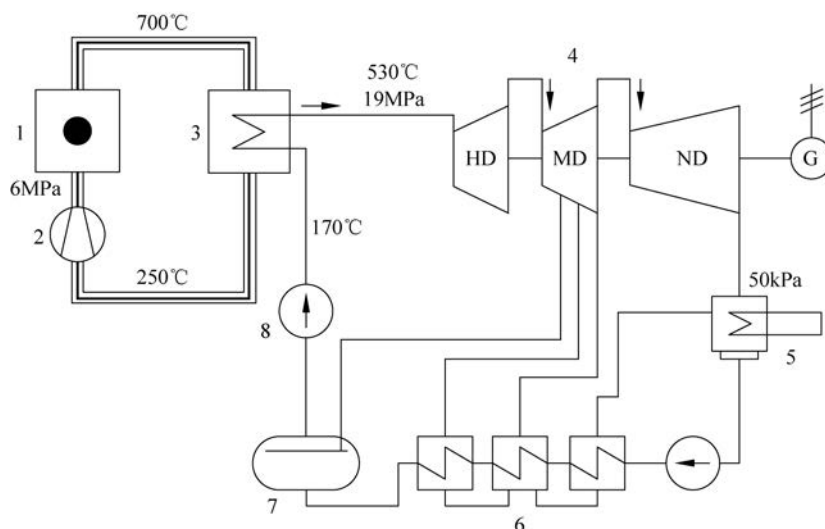


图 1.9 与模块式 HTR 相匹配的蒸汽循环发电厂原理(如 HTR-Module, 热功率为 200MW)

1—反应堆; 2—氦风机; 3—蒸汽发生器; 4—透平机械; 5—冷凝器和冷却系统; 6—给水预热;

7—给水储存罐; 8—给水泵

依赖于蒸汽的参数(温度: 530~600℃, 压力: 10~32MPa), 采用现代技术的亚临界、超临界和超超临界蒸汽轮机目前已在燃煤发电厂中得以利用。电厂总的发电效率为 40%~46%。

可以采用几个模块单元向一台汽轮机供应蒸汽, 发电厂的发电容量可以达到 200MW、300MW, 甚至更高。这种由几座反应堆联合向一台汽轮机提供蒸汽的发电厂技术已经在镁诺克斯反应堆和其他常规发电厂中得到验证。

对于特殊的场址, 也可选用干冷塔的方式。在 THTR 上进行的实验表明, 采用干冷塔方式可以将超过 500MW 的废热排出。由此, 可以实现将核电厂建造在缺少冷却水源的地区。

根据反应堆的高氦气出口温度, 也可以采用氦气透平循环。

根据最高的氦气温度、氦气压力、气体透平中的压比和循环中相对压力的损失情况, 整个流程的净效率为 42%~46%。因此, 该流程非常适于采用干冷塔方式将废热排出。

为了将一回路和二回路的循环隔离开, 可以采用一种替代的方案: 中间换热器(intermediate heat exchangers, IHX)。若需要将防止污染这一因素考虑进来, 那么该方案对于透平机械就具有设计和运行方面的更多优势, 但采用中间换热器进行循环将使循环效率下降 2% 左右。

为了进一步提高效率, 可以引入联合循环方式。该方案涉及的技术环节中可以包括一个带有或不带有中间换热器的回路。通过气体透平之后, 氦气的温度仍很高, 足以使蒸汽发生器产生 450~500℃ 的高温蒸汽。这样的高温蒸汽仍可以运行一个常规的蒸汽循环, 并具有很高的效率。

联合循环的一个很大的优点就是反应堆入口氦气的温度通常是 250~300℃, 这相当于采用蒸汽循环电厂反应堆堆内构件的常规设计条件。根据所选择的参数, 联合循环的效率在 45%~48%。

除了发电之外, 未来核能还可在供热市场得到应用。它可以以热电联供电厂的方式运行, 为不同的应用提供电力和热。最具吸引力的应用应该是提供区域供热、为炼油和化工提供工艺热, 以及为海水淡化供热。在石油的强化开采方面, 由于需要大量的过热蒸汽, 核能将在今后几十年发挥非常重要的作用。图 1.10 给出了采用模块式 HTR 进行热电联供的应用及其平均温度。热电联供也可借助蒸汽透平循环和气体透平系统来实现。

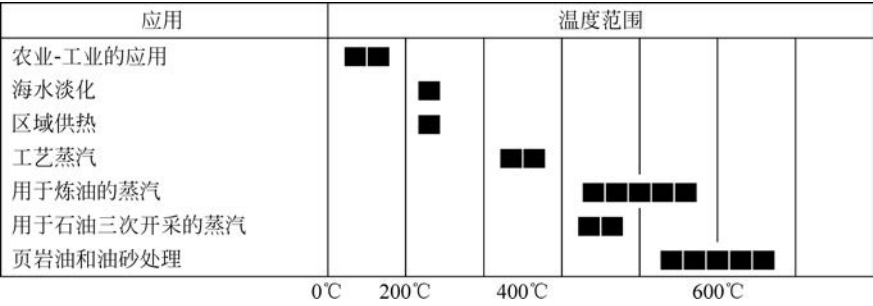


图 1.10 采用模块式 HTR 进行热电联供的应用

温度达到 750~950℃, 甚至更高的氦气可用于一些特殊的高温过程, 从而使化石燃料转化为轻质碳氢化合物、合成气和氢气成为可能。甲烷与蒸汽在 650~800℃ 下, 通过吸热反应进行重整, 生成合成气或者氢气。这个蒸气重整过程需要从氦回路获取热量用于反应、产生工艺蒸汽及提供气体净化和压缩需要的所有能量。图 1.11 给出了模块式 HTR 产生的高温热的相关应用的概况。

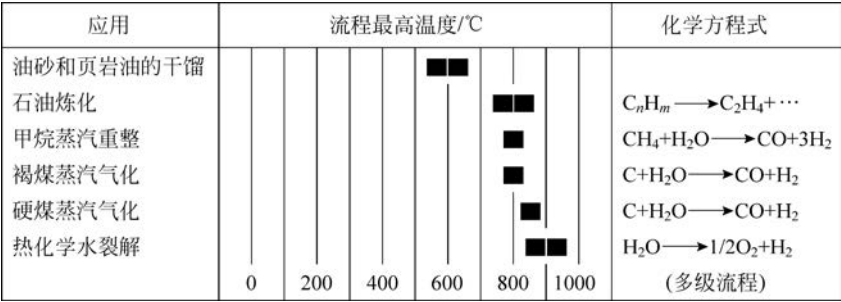


图 1.11 模块式 HTR 产生的高温热的应用

若较小容量的模块式 HTR 能够实现一定的经济效益,就有可能进入上述能源市场。尤其是模块式 HTR 新的安全性概念使其有可能与上述工艺流程相结合,并使这些新的核供热应用场址的选择更加容易。

总而言之,若使全球能源经济  $\text{CO}_2$  减排的要求真正得以实现,那么上述所有工艺流程都变得非常有吸引力。另外,化石能源价格的上升也有利于未来核供热的应用。

## 1.5 模块式 HTR 的安全性

对于每一座核反应堆,均要求将放射性同位素安全地包容在反应堆系统内。如前所述,要求在反应堆正常运行和发生事故时将放射性元素阻留在燃料元件内。另外,还需设置反应堆的保护系统。从降低核电厂投资风险的角度考虑,这也是必需的。在轻水堆中发展的很多规则也可类似地用于 HTR 电厂。特别是阻留裂变产物的多道屏障系统也可按相同的方式来实现,即这类反应堆无论发生多么严重的事故都不可能发生堆熔。

因此,未来的反应堆必须以如下方式实现运行,即不需要采取厂外撤离或搬迁的措施。对于设计相对完善的模块式 HTR,其目标就是要实现这个未来的要求。

模块式 HTR 的一些主要安全性体现在如下几个方面,进一步详细的说明将在第 10 章中给出。

- 因为较低的功率密度、燃料元件的堆积布置及石墨基体良好的导热性,在正常运行时,即使在冷却剂出口温度相当高( $750^\circ\text{C}$ )的情况下,燃料温度仍然相当低( $<1000^\circ\text{C}$ ),因而能够非常有效地将裂变产物阻留在 TRISO 包覆颗粒内(释放率低于  $10^{-5}$ )。由此可以看出,氦回路中的活度是相当低的。
- 在严重事故下(最高燃料温度 $<1600^\circ\text{C}$ ),TRISO 包覆颗粒能够非常有效地将重要的裂变产物加以阻留。未来使用更先进的颗粒后,在发生事故时甚至可以允许达到更高的温度。
- 由于堆芯中有大量的石墨,在正常运行和发生非常极端事故的瞬态过程中,反应堆呈现出很大的惰性。
- 氦气-石墨体系呈现化学惰性并且不会发生腐蚀。在一回路系统中仅含有非常少量的杂质( $\text{mg/L}$  量级的  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$ ),在正常运行过程中仅会造成非常有限的腐蚀,使用一种气体净化系统便可以实现对于这种反应效应的制约。
- 由于氦冷却剂不会发生相变,所以堆芯的冷却总是在一个恒定的状态下进行。
- 氦在反应堆的中子平衡中不起作用,因为氦与中子的反应完全可以忽略不计。这对于反应性的平衡和可能的扰动是非常重要的。
- 由于球床 HTR 采用连续方式装卸燃料,所以无需为平衡燃耗提供剩余反应性,使反应堆的剩余反应性非常小,仅用于满足单个模块堆进行部分负荷运行调节时的需要。
- 由于堆芯中含有大量的  $\text{U}238$  或  $\text{Th}232$ ,所以具有很强的温度负反应性系数,从而能够在反应堆功率快速增长的情况下保障反应堆功率的固有安全稳定性。
- 在发生失去冷却剂和能动冷却这样假设事故的情况下,HTR 堆芯呈现很好的惰性。如果选取的堆芯功率密度水平较低(大约  $3\text{MW}/\text{m}^3$ ),并且堆芯的尺寸选择得也比较合适,那么堆芯就不可能发生堆熔。遵循上述原则,模块式 HTR 的最高燃料温度一定不会超过  $1600^\circ\text{C}$ 。
- 堆芯的衰变热可以仅通过导热、热辐射和自然对流方式从堆芯传出并排放到外部环境。这是系统的固有特性,不会失效。在严重事故下(详见第 11 章),仅有很少的燃料元件达到高温,所以放射性元素的释放量是非常有限的。

有关空气和水进入堆芯的详细情况将在第 11 章中进行讨论。如前所述,基于非能动原理的方案是可行的,并有可能将事故产生的后果限制在相当低的影响层面。在对模块式 HTR 进行很多安全方面的研究之后,可以得出如下结论:对于一座模块式 HTR,如果仅有低于放射性总存量  $10^{-5}$  的放射性元素有可能被释放到外部环境,则其对厂外的放射性影响是非常小的。因此,核事故不会造成早期死亡和晚期死亡,更无需对周边的公众采取撤离或搬迁措施。

## 1.6 模块式 HTR 的燃料元件

HTR 可以采取多种燃料循环方式,并且已经开展了大量的研发工作。表 1.3 给出各种燃料循环方式的主要特点。

表 1.3 HTR 各种燃料循环方式的主要特点

循环方式	说明	燃料装载
开式循环		
Th/U(93%)(HEU)	高富集度铀作燃料的钍-铀循环(93%铀富集度)	ThO <sub>2</sub> /UO <sub>2</sub> (93%)
Th/U(20%)(MEU)	中等富集度铀作燃料的钍-铀循环(约 20%铀富集度)	ThO <sub>2</sub> /UO <sub>2</sub> (20%)
U(8%)(LEU)	低浓铀(8%铀富集度)	UO <sub>2</sub> (8%)
闭式循环		
Th/U	钍循环	ThO <sub>2</sub> ,从后处理燃料获取的 93%富集度的 UO <sub>2</sub>
Th/浓缩 U	置换循环	ThO <sub>2</sub> ,后处理获取的富集度 20%的 UO <sub>2</sub> ,富集度 15%U
PB	近增殖	ThO <sub>2</sub> ,分离燃料元件中 93%富集度的 UO <sub>2</sub>
NB	净增殖	ThO <sub>2</sub> ,后处理燃料的 UO <sub>2</sub> ,主要是 U233

HTR 燃料循环最简单的途径包括铀的浓缩,包覆颗粒和燃料元件的制造、在反应堆中的燃耗及之后乏燃料的中间贮存。随后,HTR 燃料进行预处理并放入地质贮存库内作最终处置。

经过一段长时间的中间贮存后(目前超过 50 年是最佳的时间段),在开式循环中对乏燃料进行预处理,之后再再将燃料贮存在地质处置库内。预处理过程可能包括用陶瓷对乏燃料加以覆盖及将球形燃料放置在贮存罐内。目前,盐穴、花岗岩结构、凝灰岩或者黏土结构被认为是燃料最终处置库的合适选择。

由于陶瓷材料具有优越的抗腐蚀性能,因此为燃料的最终贮存提供了非常好的条件。关于核废物的管理和处置将在第 11 章中给出更详细的说明。

在球床反应堆内,这些材料可以以混合或者分离的形式加以利用。采用何种方式取决于当时的经济条件及今后几十年燃料供应的状况和对未来的展望,开式循环在今后几十年内具有一定的优势。随着铀矿成本的提升,未来闭式循环将会引起更大的关注。目前,由于各种原因,闭式循环已得到一些国家很大程度的重视,在这些国家各自相对特有的条件下,钍的再循环及钍的利用被认为是相当具有优势的。

HTR 可以采用各种闭式燃料循环方式,可采用 U233,U235,Pu239,Pu241 作为易裂变材料,将 Th232,U234,U238,Pu240 作为增殖材料。

在这些闭合燃料循环过程中,若采用低浓铀进行循环,燃料元件将在流程的开始被破坏,燃料也会在 PUREX 流程的常规工艺过程中溶解。在将裂变产物、铀和钍系元素分离出来之后,其他部分可被再制造成新的燃料元件。对裂变产物进行玻璃固化处理,固化的玻璃块需要再进行中间贮存,类似于乏燃料的中间贮存,贮存时间大约为 50 年或者更长,从而使得衰变热大幅下降。固化的玻璃最终可以贮存在深层的地质库内。在中间贮存的各个步骤中及在乏燃料元件最终被直接贮存的情况下,含包覆颗粒和石墨基体的全陶瓷燃料元件本身已成为安全贮存的基本先决条件。

后续的后处理流程可以使对铀资源的利用更为有效,相比于目前的开式燃料循环,采用闭式循环可以使铀资源的利用率提高 10 倍甚至更高。对铀的高效利用可以通过引入具有低燃耗的近增殖系统来实现,对于 HTR 的燃料循环,其转化比可以接近 1。

现已研发了用于各种富集度和各种增殖材料循环的燃料元件,并且得到 AVR 和 THTR 上批量实验的验证。采用高富集度铀(93%)和钍的循环,即所谓的高浓铀(HEU)循环和采用 8%富集度铀,并以 U238 作为增殖材料的低浓铀(LEU)循环的燃料元件目前也已得到充分的研发。当然,这些燃料元件还具有进一步加以改进以臻完善的可能性。

根据国际核燃料循环评估(The International Nuclear Fuel Cycle Evaluation,INFCE)法规规定,超过 20%富集度的燃料循环是不被允许的,这主要是为了防止核扩散。目前,已排除采用 HEU 循环的可能性。对于所有新的 HTR 项目,预期可采用的燃料循环仅有 LEU 循环,燃料富集度为 8%~10%,燃耗达到

80 000~100 000 MWd/tHM。

特别是采用低燃耗、近增殖的 HEU 循环是现实可行的,但是,如果铀矿的价格上涨得非常高,这一方案的实施将会变得遥遥无期。

另外,采用中等富集度(MEU)( $<20\%$ )的 MEU 循环仍然受到防核扩散要求的限制,这个过程需要达到很高的转化比才能实现。

球床型 HTR 的燃料循环灵活性一般较高。在 AVR 正常运行时已针对上面提到的各种方案对燃料元件进行了实验,在连续更换燃料元件的过程中,电厂运行的各项参数没有发生任何重大的变化。目前,已对 14 种燃料元件进行了实验。关于元件的制造、贮存、增殖和防核扩散,将在第 11 章给出详细的解释。

从安全性和资源节约方面考虑,如果核废物管理、分离和嬗变过程具有优势,它们在更远的将来有可能用于 HTR 燃料元件。分离过程中,必须要将裂变产物和铀及残留非常少量钚的锕系元素,钚和裂变产物混合物中的少量锕系元素加以精细的分离。这样,固化玻璃的放射性将大幅度降低,且在大约 1000 年之后最终处置库内剩余核废物的危害性将低于铀矿本身的水平。但是,对分离和嬗变过程中的额外风险也必须要加以考虑。如果采用特殊的玻璃陶瓷混合物来代替固化玻璃,由于这类玻璃陶瓷混合物具有极好的防泄漏性能,有些改进也是可能的。

## 1.7 中间和最终贮存

乏燃料元件从反应堆卸出之后需要较长的一段时间进行安全的中间贮存。有些国家的研究者认为 50~100 年是最佳的贮存时间。如果乏燃料元件在中间贮存的时间能够更长一些,那么在最终贮存时释放的热会少一些,其温度就会更低一些,从而降低最终贮存时的很多要求。铸钢罐用于乏燃料元件的贮存是目前全球范围内被广泛采用的技术。例如,若这些铸钢罐可以贮存 50 000 个球形燃料元件,那么占用的空间大约相当于  $10\text{m}^3$ 。该铸钢罐存满乏燃料元件之后的散热量大约为 10kW,这些热量可以很容易地通过导热、热辐射和自然对流的方式由布置在罐内的乏燃料元件通过罐壁传导出来,再排放到罐壁外的空气中。贮罐表面温度要低于堆积球床的温度( $250^\circ\text{C}$ )。关于中间贮存的更详细的情况将在后面的章节中加以介绍。

通过对这些贮存原则的安全性进行分析,我们发现,没有任何一个可能性因素会导致裂变产物的大量释放。只有在大型飞机携带了大量燃油并遭受恐怖袭击的情况下,需要专门考虑如何应对由此带来的长时间的火灾问题。而实际上,在一定的时间范围内通过采取某些措施完全可以避免任何问题的发生。

直至如今,对于 HTR 乏燃料元件的最终贮存,人们一直考虑采用在岩穴中直接贮存的方式,并对这一方案进行了大量的研发工作(详见第 11 章)。同时,也讨论过采用花岗岩和黏土作为地质处置库的方案。有研究者认为,在更远的未来,采用钍作为增殖材料对 HTR 燃料元件进行后处理也是一个可选的方案。

## 1.8 HTR-PM 项目概况

球床模块式高温气冷堆(high-temperature reactor-pebble-bed module, HTR-PM)是中国研发的高温气冷反应堆的示范电站,目前正在中国建造。模块堆的热功率为  $2\times 250\text{MW}$ 。反应堆产生的热为蒸汽轮机循环提供蒸汽( $566^\circ\text{C}/13.25\text{MPa}$ ),电功率为 212MW,发电的废热采用海水进行冷却。模块式 HTR 采用球床堆芯、低浓铀的燃料元件和 TRISO 包覆颗粒。

图 1.12 给出了该电厂运行的简化流程图,该流程的氦气循环不进行再加热。

氦气在 7MPa 压力的堆芯内由  $250^\circ\text{C}$  加热到  $750^\circ\text{C}$ ,由上向下流过堆芯。一回路系统的布置如图 1.13 所示,蒸汽发生器压力壳和反应堆压力壳采用肩并肩的布置方式,蒸汽发生器管束的位置低于堆芯的位置。反应堆压力壳和蒸汽发生器压力壳之间用一个管壳连接,管壳内包含了一个同轴的热气导管。主氦风机设置在蒸汽发生器的顶部,主氦风机与外部的壳体组装成一个整体设备。蒸汽发生器由 19 个换热单元组成,套装在一个压力壳内。每一个换热单元配置有给水和过热蒸汽温度测量装置。

一些重要的 HTR-PM 设计参数见表 1.4。



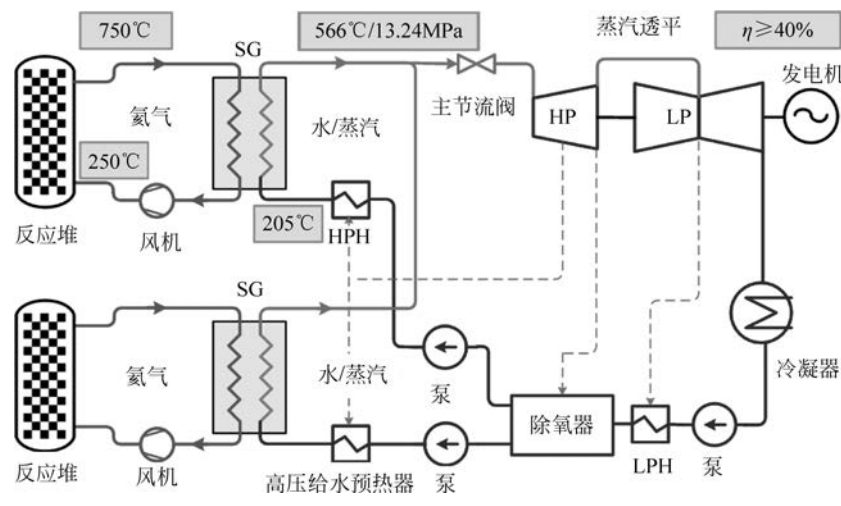


图 1.12 HTR-PM 电厂运行的简化流程(2×250MW)

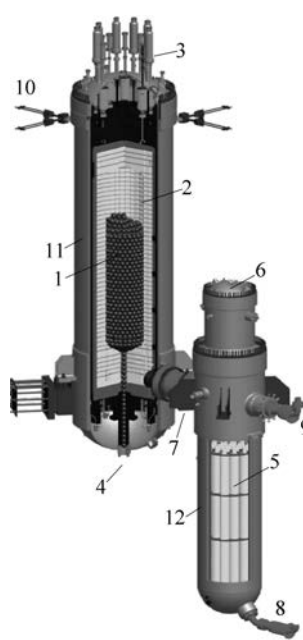


图 1.13 模块式 HTR-PM 的概貌(热功率为 250MW)

1—堆芯；2—反射层；3—停堆系统；4—卸球系统；5—蒸汽发生器组件；6—主氦风机；7—连接的同心热气管；  
8—给水；9—蒸汽出口；10—支撑结构；11—反应堆压力壳；12—蒸汽发生器压力壳

表 1.4 HTR-PM 电厂的设计参数

参 数	数 值	参 数	数 值
热功率/MW	2×250	氦循环/℃	250~750
电功率/MW	200	蒸汽参数/(℃/MPa)	566/13.25
流程	无再热的蒸汽循环	安全概念(事故燃料最高温度)/℃	<1600
冷却	海水		

图 1.14 给出了 HTR-PM 反应堆更详细的结构。该反应堆为球床堆芯,装有 420 000 个球形元件。这种燃料元件的概念已在 1.1 节中给出说明。该反应堆采用具有 TRISO 包覆颗粒的低浓铀循环方式。

表 1.5 给出了 HTR-PM 堆芯的一些参数。与至今所了解的其他模块式 HTR 相比,其堆芯的高度较高,所以堆芯的阻力降较大。

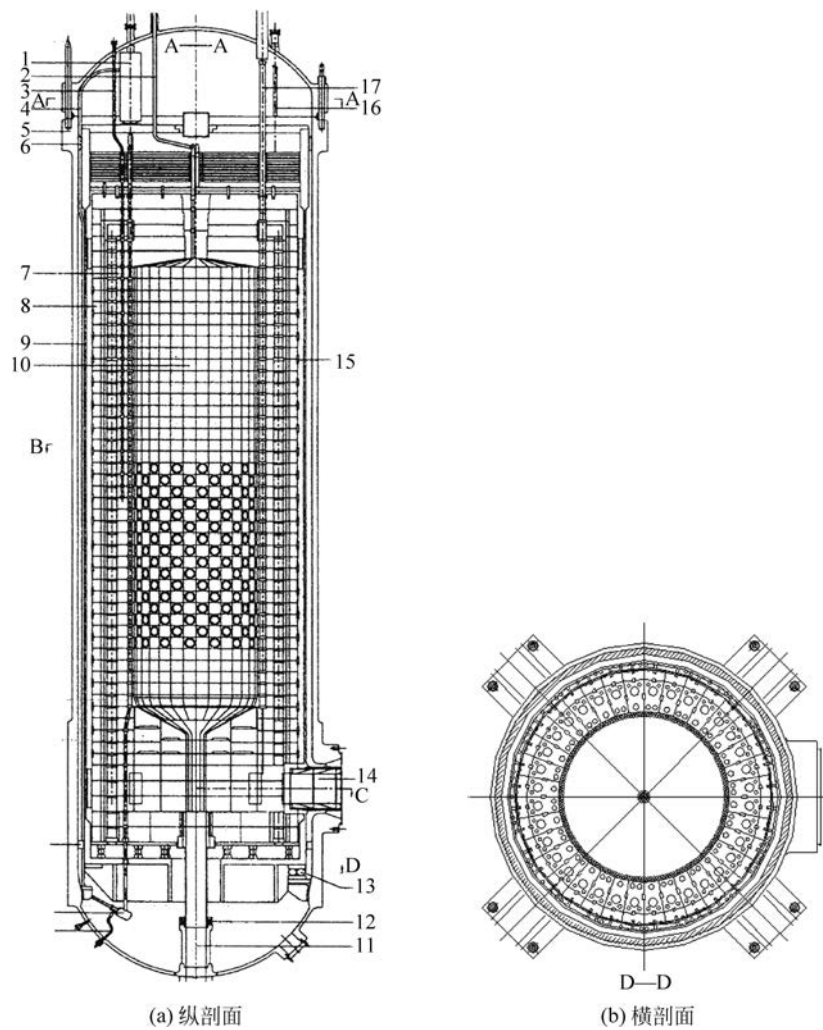


图 1.14 HTR-PM 反应堆的设置

1—吸收球系统的贮存罐；2—燃料元件装球管；3—中子源孔道；4—吸收球的返回系统；5—反应堆压力壳；6—导向键；  
7—侧反射层；8—热屏；9—堆芯壳；10—堆芯；11—燃料元件卸球管；12—密封环；13—支撑轴承；14—热氦气腔室；  
15—环箍；16—材料辐照监测孔道；17—控制棒和第一停堆系统传动机构

表 1.5 HTR-PM 反应堆堆芯的参数

参 数	数 值	参 数	数 值
堆芯热功率/MW	250	结构寿命/满功率年	30
平均功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	3.2	控制棒和停堆系统的位置	反射层内
堆芯高度/m	11	燃料元件	球形
堆芯直径/m	3.0	循环	多次循环
氦气平均出口温度/℃	750		

在这个堆芯高度上选择的堆芯直径应能够实现将衰变热自发地传输到外部环境中,其直径大约为 3m。在 HTR-PM 反应堆发生完全失去能动冷却事故的情况下,限制燃料的最高温度小于 1600℃。此外,在这种情况下,第一和第二停堆系统所有的控制和停堆元件均可以布置在侧反射层中。氦气流经反应堆时温度由 250℃ 上升到平均 750℃。氦气压力为 7MPa,这有助于在较高堆芯高度下减少对氦回路总阻力降的影响。

第一停堆系统的控制棒采用电力驱动方式。第二停堆系统采用吸收小球方式,在重力作用下使小球落入反射层的孔道内。除了这个系统出于安全原因需要考虑快速响应以外,在 AVR 和 THTR 中,有可能通过从堆芯排出燃料元件使反应堆长时间处于次临界状态。

该反应堆还具有很强的温度负反应性系数。

反应堆卸出燃料元件是在全压力和正常运行条件下进行的。为了达到这个目的,在反应堆压力壳的底部设置了一个专门的卸球系统。在球床反应堆中,燃料球通常是从顶部反射层上装入。

从堆芯卸出燃料球后,使用带有 65mm 直径通孔的转盘组成的机械重新装载堆芯,另外,还设置了碎球分离器和燃耗测量系统处置卸出的燃料球。

对燃料元件进行燃耗测量之后,将其送入堆芯进行再循环,或者作为乏燃料元件输送到中间贮存。对于 HTR-PM,预计通过 15 次循环达到设定的燃耗值,在这个过程中可以对燃料元件的状态进行额外的统计检验。

一些重要的球形燃料元件参数见表 1.6,这些参数趋近于至今已在 AVR 运行过程中及 HTR 研发计划中验证的数值。

表 1.6 HTR-PM 电厂球形燃料元件的重要参数

参 数	数 值	参 数	数 值
燃料形状	球形(直径为 6cm)	燃料	UO <sub>2</sub>
包覆颗粒	TRISO(C/SiC/C)	循环	多次循环
基体材料	A3/27 石墨	单球最大功率/(kW/球)	3.5
富集度/%	8.5	最高中子注量/(n/cm <sup>2</sup> )	$<4 \times 10^{21}$
燃耗/(MWd/t HM)	90 000	燃料最高运行温度/℃	$<1000$

整个一回路系统布置在内混凝土舱室内,该舱室设计成一个密闭的房间,平均压力为 0.25MPa。衰变热的最终载出方案(在所有能动冷却完全失效的情况下)采用了衰变热自发从堆芯向反应堆压力壳外部载出的原理。然后,衰变热从反应堆压力壳再载出到环绕反应堆压力壳的外表面冷却系统。衰变热热传输过程中的每一个环节均仅利用了导热、热辐射及空气或者空气/氦气混合物自然对流的方式。内舱室设置在模块式 HTR 特殊的反应堆安全壳构筑物内,它不同于 LWR,不是完全密闭的,但是它具有可以防御外部撞击的安全性。给水和蒸汽管道,气体净化、燃料装卸和氦气储存系统可穿透通过内混凝土舱室。含氦的辅助系统布置在连接到内混凝土舱室的房间内。图 1.15 显示了两个 HTR 模块的平面布置情况。

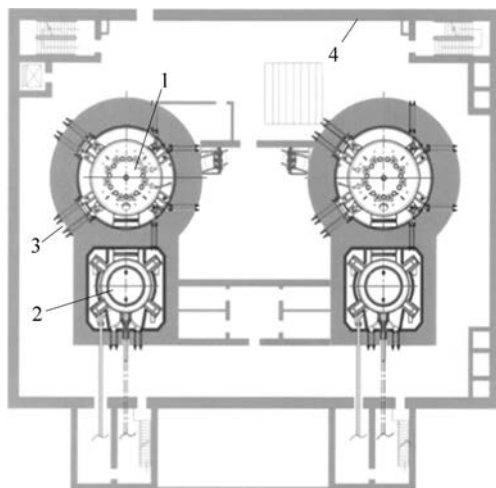


图 1.15 HTR-PM 两模块反应堆构筑物的平面布置图

1—反应堆压力壳; 2—蒸汽发生器压力壳; 3—内混凝土舱室; 4—反应堆外构筑物

HTR-PM 构筑物的纵剖面如图 1.16 所示。蒸汽发生器采用了模块式 HTR 系统通常采用的与反应堆压力壳肩并肩的布置方式。氦风机布置在蒸汽发生器的顶部,这样便于近距离地对设备进行维护、检修和可能的更换。给水和主蒸汽管道在压力壳的侧面与蒸汽发生器相连,从这里,主蒸汽被输送到蒸汽轮机,给水来自给水预热系统。一回路系统的内混凝土舱室具有很厚的舱壁,且实际上是密闭的。外部混凝土构筑物可以抵御外部的撞击。

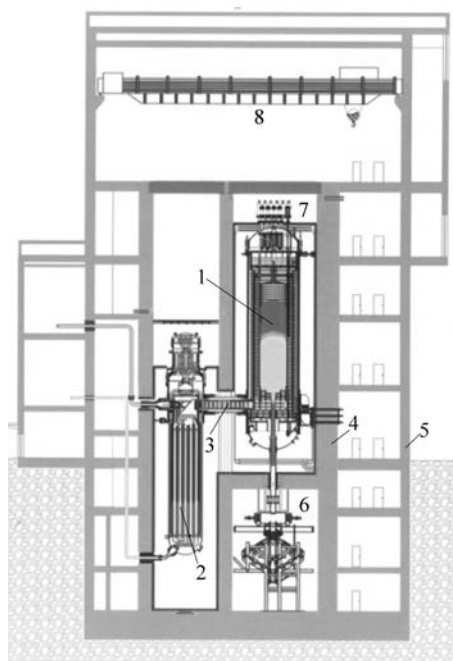


图 1.16 HTR-PM 构筑物的纵剖面图

1—反应堆；2—蒸汽发生器；3—连接压力壳；4—内混凝土舱室；5—反应堆外构筑物；  
6—卸球系统；7—停堆系统；8—吊车

两个模块连接到一个汽轮机-发电机厂房,该厂房内设置了蒸汽轮机和蒸汽发生器、冷凝器、给水泵、预热器和给水储罐。中间贮存构筑物设计成可以贮存电厂 40 年运行期间卸出的全部乏燃料元件,这是一个贮存了很多空气冷却储罐的构筑物。中间贮存构筑物也对外部撞击具有防御功能。图 1.17 为该电厂结构的立面图,它给出了电厂设置的总体概况。

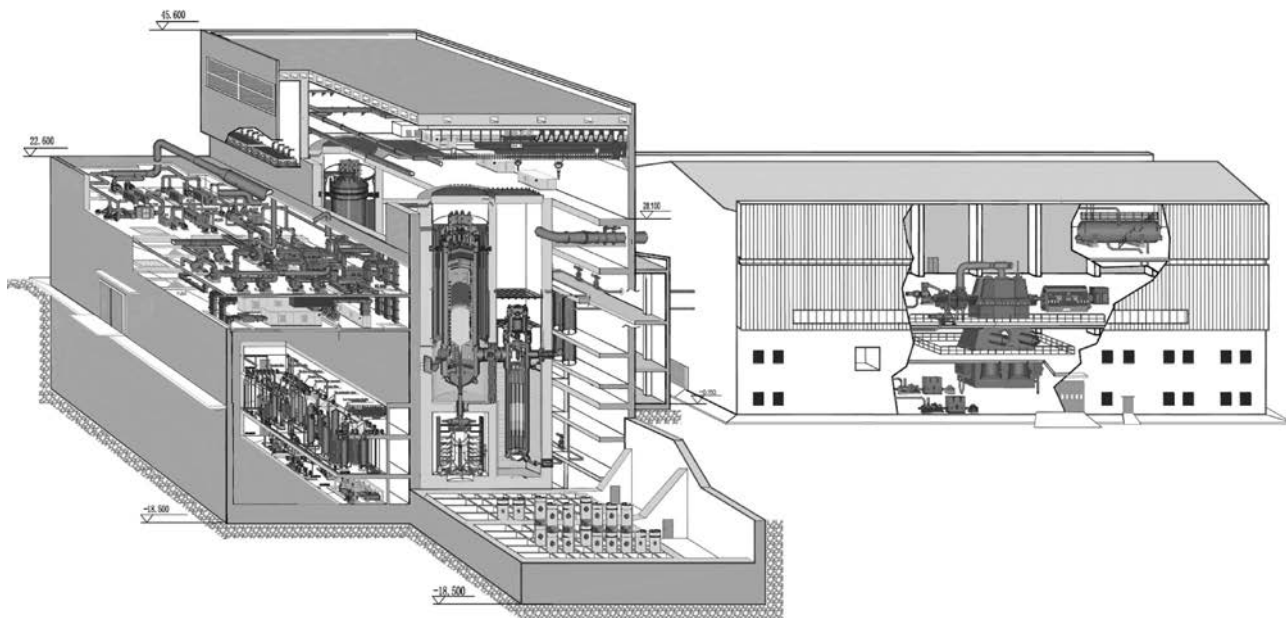


图 1.17 HTR-PM 结构的立面图

2012 年 12 月 12 日,在 HTR-PM 的厂址上进行了第一罐混凝土的浇灌,2016 年 3 月 20 日安装了第一台反应堆压力壳,如图 1.18 和图 1.19 所示。



图 1.18 HTR-PM 浇灌第一罐混凝土



图 1.19 HTR-PM 第一座反应堆压力壳正在吊装就位

## 1.9 HTR 的发展概况

HTR 电厂已在多个国家进行了计划、建造和运行,目前正处于发展的第 3 阶段,并准备向第 4 阶段过渡(表 1.7)。

表 1.7 高温反应堆的发展阶段

阶 段	电 厂 类 型	电 厂 名 称	国 家	热功率/MW
阶段 1	实验反应堆	龙堆	英国	20
		桃花谷	美国	115
		AVR	德国	46
阶段 2	示范电厂	圣·弗伦堡	美国	850
		THTR 300	德国	750
阶段 3	实验反应堆	HTTR	日本	30
		HTR-10	中国	10
阶段 4	模块化示范电厂	HTR-PM	中国	250

目前, HTR 主要采用球形和柱状燃料元件。建造在英国的经济合作与发展组织(OECD)的龙堆项目采用了特殊的棒状燃料元件。球床 HTR 的研发是由德国从 AVR 反应堆开始的。随后, 德国又完成了 THTR 300 项目。紧接 AVR 反应堆之后, 德国首先对 PR 500 进行了计划和分析, 随后是 HTR-Module 和 HTR-100 电厂。基于这种小型反应堆和模块式 HTR 的设计理念, 中国建造了 HTR-10, 并且目前仍在运行; 南非的球床模块高温气冷堆(PBMR)目前处于详细计划阶段。遵循 THTR 300 的设计原则, 目前已开始规划的一座大型球床 HTR 是 HTR 500, 其热功率为 1250MW。在过去的几十年中, 德国还对 HTR 电厂提出了一些改善建议, 并进行了相应的研究, 包括与气体透平相配置的 HHT 电厂(例如, HHT 1250), 以及与一个蒸汽重整器和一个中间换热器相配置的工艺热电厂(例如, PNP 500)。

表 1.8 给出了关于这些电厂的一些介绍。在各种反应堆运行期间, 有关研究者研发的 HTR 技术更详细的一些情况见第 13 章。

表 1.8 HTR 电厂参数和球床反应堆概况

	电厂	国家	热功率 /MW	氦气温度 /℃	投入 年限	运行终止 年限	燃料元件 类型	流 程
已运行	AVR	德国	46	950	1965 年	1988 年	球形	蒸汽循环
	THTR	德国	750	750	1985 年	1988 年	球形	蒸汽循环
正在运行	HTR-10	中国	10	700	2002 年		球形	蒸汽循环
在建	HTR-PM	中国	250	750			球形	蒸汽循环
以前的 项目	PR 500	德国	500	750			球形	联合循环
	HTR-Module	德国	200	700			球形	蒸汽循环, 联合循环
	HTR 100	德国	250	750			球形	联合循环
	HTR 500	德国	1250	750			球形	发电
	HHT	德国	1500	850			球形	气体透平
	PNP 500	德国	500	950			球形	联合循环, 高温工艺热
	PBMR	南非	200/450	700/900			球形	联合循环/气体透平

目前, 球床反应堆的主要项目是中国的 HTR-PM(每个模块的热功率为 250MW)。

未来的高温反应堆均采用衰变热自发载出的概念, 所以, 堆芯不可能发生堆熔。在所有发生事故的情况下燃料的最高温度低于 1600℃, 使得裂变产物的释放限制在非常低的数值。

模块式 HTR 提供了如下的可能性: 即使在发生极端事故的情况下反应堆系统也可实现无灾难性放射性的释放。这种可能给验证模块式 HTR 优良的安全性提供了更好的条件。

本章涉及的有关内容的更详细的信息可见参考文献。

## 参考文献

1. R. Schulten, The high-temperature reactor of BBC/Krupp, Die Atomwirtschaft 9, 1959.
2. THTR – Thorium – high-temperature reactor association, Reference design of the THTR 300MW<sub>el</sub> – prototype plant, 1968.
3. D. Bedenig, Gas-cooled high-temperature reactors, publishing house Thiemeig, 1972.
4. K. Kugeler, R. Schulten, High-temperature reactor technology, Springer, Berlin, Heidelberg, 1989.
5. NN, Special issue: AVR experimental high-temperature reactor: 21 years of successful operation for a future technology, VDI-Verlag GmbH, 1990.
6. G. Lohnert (editor), the Chinese high-temperature reactor: HTR-10, the first inherently safe generation IV nuclear power system, Nuclear Engineering and Design, vol. 218, no. 1–3, Oct. 2002.
7. Siemens/Interatom, High-temperature reactor – module – power plant safety report, vol. 1–3, Nov. 1988.
8. VGB, International conference on the high-temperature reactor – coal and nuclear energy for the generation of electricity and gas, VGB-IB 9, Dortmund, Oct. 1987.
9. T. Bohn (Editor), Handbook on energy, Vol. 10, nuclear power plants, Publishing house TÜV Rheinland/Köhn, Technical publishing house Resch/Gräfelug, 1986.
10. L. C. Wilbur (Editor), Handbook of energy system engineering, Wiley series in mechanical engineering practice, New York, 1985.
11. K. Kugeler, M. Kugeler, Z. Alkan, S. Briem, Generation of electrical energy in nuclear power plants with high efficiency, JÜL-3598, Nov. 1998.
12. R. Schulten, Coal gasification with heat from high-temperature reactors, lecture at the Academy of Science, Düsseldorf, July 1966.
13. PNP project, PNP reference concept of the prototype plant of nuclear process heat; total plant and nuclear power plant, Bergbau-Forschung GmbH; GHT Gesellschaft für Hochtemperatur technik GmbH; Hochtemperatur-Reaktor bau GmbH; Kernforschungsanlage Jülich GmbH; Rheinische Braunkohlewerke AG, 1981.
14. K. Verfondern (Editor), Nuclear energy for hydrogen production: non-electric applications of nuclear energy, Micanet, 07/05-D-4.4x, Dec. 2005.

15. NRW, HTR – components – status of development of heat transporting and heat transferring components, Publications “Energie politik Nordrhein – Westfalen”, Düsseldorf, March 1984.
16. Special issues on nuclear process heat technology, Nuclear Engineering and Design, Vol. 34, No. 1, 1975; Nuclear Engineering and Design, Vol. 78, No. 2, 1984.
17. K. Verfondern, Nuclear energy for hydrogen production, Schriften des Forschungszentrums Jülich, Energy Technology, Vol. 58, 2007.
18. IAEA Safety Standards Series, Requirements, NS-R, Vienna.
19. J. Mertens, et al., Safety analysis for accidents of HTR-Module, JÜL-Spez. 335, Nov. 1985.
20. H. Reutler, Plant design and safety concept of the HTR-Module: small and medium sized nuclear reactors, SMIRT, Lausanne, August 1987.
21. Siemens/Interatom, Technical report, High-temperature reactor – Module – power plant, Vol. 1–3, Nov. 1988.
22. H. Reutler, G. H. Lohnert, The modular HTR – a new concept for the pebble-bed reactor, Atomwirtschaft, 27, Jan. 1982.
23. H. Reutler, G. H. Lohnert, Advantages of going modular in HTRs, Nuclear Engineering and Design, 78 (1984), 129–136.
24. K. Kugeler, R. Schulten, Considerations on the safety relevant principles of the nuclear technology, JÜL-2720, Jan. 1993.
25. Wang Dazhong, Lu Yingyun, Roles and prospect of nuclear power in China’s energy supply strategy, Nuclear Engineering and Design, 218 (2002), 3–12.
26. J. Wolters, W. Kröger, et al., Behavior of HTR-Module during accidents – a trend analysis, JÜL-Spez-260, June 1984.
27. E. Merz, C. E. Walter, Advanced nuclear systems consuming excess plutonium, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Boston, London, 1997.
28. E. Teuchert, Fuel cycle of the pebble-bed high-temperature reactor in computer simulation, JÜL-2069, June 1986.
29. KFA Jülich, High-temperature reactor – fuel cycle, JÜL – conf., 61, Aug. 1987.
30. E. Merz, Reprocessing in the Thorium fuel cycle, JÜL-Spez. 239, Jan. 1984.
31. NN, Special issue: Intermediate storage of spent fuel elements on the site, Publishing house Inforum, 2001.
32. A. G. Herrmann, Radioactive waste – questions and responsibility, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1983.
33. P. W. Philippen, Radiotoxicity potential of radioactive waste, Atomwirtschaft, 40.79, Heft, June 1995.
34. PSI, Study on behavior of glass coquilles in graphite, Switzerland, 1993.
35. Dazhong. Wang, The status and prospect of energy industry and nuclear energy in China, Presentation in FZ Jülich, June 1999.
36. Zuoyi Zhang, The next modular HTR plant in China, Presentation in FZ Jülich, March 2007.
37. Z. Zhang, Y. Sun, Future HTGR developments in China after the criticality of the HTR-10, Nuclear Engineering and Design, 218 (2002), 249–257.
38. Z. Zhang, Z. Wu, Y. Sun, F. Li, Design aspects of the Chinese modular high-temperature gas-cooled reactor HTR-PM, Nuclear Engineering and Design, 236 (2006), 485–490.
39. Z. Zhang, Y. Sun, Economic potential of modular reactor nuclear power plants based on the Chinese HTR-PM project, Nuclear Engineering and Design 237 (2007), 2265–2274.
40. Z. Wu, D. Lin, D. Zhong, The design features of the HTR-10, Nuclear Engineering and Design, 218 (2002), 25–32.
41. Z. Zhang, Z. Wu, D. Wang, Y. Xu, Y. Sun, F. Li., Y. Dong, Current status and technical description of Chinese 2×250 MW<sub>th</sub> HTR-PM demonstration plant, Nuclear Engineering and Design, 239 (2009), 1212–1219.
42. R. Schulten, D. Trauger, Gas-cooled reactors, Trans. Amer. Nucl. Society 24, 1976.
43. NN, The AVR reactor: special issue on the plant, Atomwirtschaft, April 1968.
44. J. Engelhard, Final report on the construction and start of operation of the AVR power plant, Report K72-23, 1972; E. Ziermann, G. Ivens, Final report on the power operation of AVR power plant, JÜL-3448, Oct. 1997.
45. B. Chapmann, Operation and maintenance experience with the Dragon reactor experiment, Proc. ANS Meeting on Gas-Cooled Reactors, HTGR and GCFBR, Gatlinburg, May 1974.
46. L. W. Graham, et al., HTR fuel development and testing in the Dragon project, Proc. ANS Topl. Mtg. Gas-cooled reactors, HTGRS and GCFBR, Gatlinburg, Tennessee, May 7–10, 1974, CONF-740501, National Technical Information Service, 1974.
47. R. D. Duffield, Development of the high-temperature gas-cooled reactor and Peach Bottom high-temperature gas-cooled reactor prototype, J. Brit. Nucl. Energy Soc., 5, 1966.
48. J. L. Everett, E. Kohler, Peach Bottom Unit No. 1, A high-performance helium-cooled nuclear power plant, Ann. Nucl. Energy, 5, 321, 1978.
49. Euratom, THTR safety report, Vol. 1–2, Euratom Reports, 1968.
50. NN, The 300 MW Thorium high-temperature nuclear power plant THTR, Special issue, Atomwirtschaft, 5, May 1971.
51. R. E. Walker, T. A. Johnson, Fort St. Vrain nuclear power station, Nuclear Engineering International, special issue, Dec. 1969.
52. H. G. Olson, H. L. Brey, F. E. Stewart, Fort. St. Vrain high-temperature gas-cooled reactor, Nuclear engineering and Design 72, 1982.
53. JEARI, Present status of the HTGR research and development, 1989.
54. S. Shiozawa, et al., The HTGR program in Japan and the HTTR project, IAEA TCM, Petten, 1994.
55. NN, The Chinese high-temperature reactor HTR-10: the first inherently safe generation IV nuclear power system, Nuclear Engineering and Design, Vol. 218, 2002, No. 1–3 (special issue).
56. Xu Yuanhui, Qin Zhenya, Wu Zongxin, Design of the 10MW high-temperature reactor, IAEA TCM, Petten, 1994.
57. D. Matzner, E. Wallace, PBMR moves forward, with higher power and horizontal turbine, Modern Power System, Feb. 2005.
58. A. Koster, Status of the PBMR concept, Presentation in FZ Jülich, March 2007.
59. HHT project, HHT demonstration plant, HHT specific planning work 1980 til 1981, Final Report, HHT 40, Sept. 1981.
60. E. Arndt et al., HHT demonstration power plant, ENC 79, Vol. 31, 1979.



## 堆芯布置的物理问题

**摘 要：**通过简化的形式对反应堆物理的一些基础问题，主要是裂变过程，进行了说明。裂变产物的形成和衰变热的产生对于反应堆的运行和安全是非常重要的。核反应堆截面、中子注量率和反应率是表征堆芯内中子效应非常重要的参数。采用简单的例子对链式反应和通常的临界概念进行了解释，并使用四因子方程表征反应堆堆芯内的各个过程。

采用一个简单的慢化理论来描述处于中间能区的中子谱及共振吸收的重要效应。从实际需要的角度出发，对热中子区内的中子谱和中子扩散进行了分析。给出了各种几何形状的反应堆方程，对反应堆临界尺寸的估计进行了讨论。并对作为反应堆重要结构的反射层所发挥的作用进行了分析。

对反应性系数，特别是因温度变化引起的反应性系数进行了讨论，并说明了它们对于控制和停堆吸收元件反应性当量的重要性。反应堆压力壳内的石墨结构在其寿命期间受到相当高剂量的中子辐照，给出了由此产生的效应。球床反应堆的特征是燃料元件通过堆芯流动并因此对功率的分布产生一定的影响，本章给出了相关讨论的结果。中子动力学是反应堆物理的一个重要领域，对缓发中子产生的影响和动态方程的讨论有助于深入了解其效应。对于用来分析堆芯的计算机程序，本章也给出了一些说明，并对相应的工作进行了必要的概述。指出了开展堆芯布置和设计工作的必要步骤，给出了一些重要的堆芯参数，如堆芯功率密度、堆芯的高度和直径之比、燃料元件的重金属装量、燃料的燃耗值，并对燃料管理等产生的影响进行了讨论。总的来说，本章的目的是引起人们对 HTR 堆芯布置和设计工作的关注。

**关键词：**裂变过程；裂变产物；衰变热的产生；截面；中子注量率；反应率；中子平衡；链式反应；临界；四因子方程；中子谱；中子的慢化和扩散；共振吸收；反应堆方程；反射层；反应性系数；吸收元件反应性当量；辐照损伤；堆芯内球流；中子动态原理；计算机程序和堆芯设计

### 2.1 概述

模块式 HTR 的物理参数与目前发展的核反应堆，如压水堆，具有显著的差别。表 2.1 对两者在某些方面进行了比较。这两种反应堆均为热中子反应堆，但在燃料元件和堆芯使用的材料方面差别很大。

表 2.1 模块式 HTR 和 PWR 一些重要项目和参数的比较

参数/项目	模块式 HTR	PWR	参数/项目	模块式 HTR	PWR
中子谱	热中子	热中子	燃料包覆	C/SiC/C	Zircaloy
慢化剂	石墨	水	燃料元件形状	球形	棒状
燃料	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	燃料元件直径/cm	6	—
富集度/%	8~9	3~4.5	燃料元件长度/cm	—	400
冷却剂	氦气	水	特征燃耗/(MWd/t)	100 000	45 000
燃料布置	准均匀	非均匀	平均堆芯功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	3~4	100
燃料形式	包覆颗粒	柱块	UO <sub>2</sub> 平均功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	约 700	约 300
燃料特征尺寸/cm	0.05	1			

与目前主要的核电站不同，模块式 HTR 的堆芯使用了特殊的材料（石墨）和特殊的燃料元件（包覆颗粒弥散在石墨基体中）。其中，有些方面与其堆物理特性相关。

- 使用石墨作为堆芯的结构材料和反射层材料，石墨具有很好的慢化性能，中子的吸收截面很低；



- 使用具有多层不同包覆层的包覆颗粒燃料(C/SiC/C)的低富集度铀,它具有非常致密的燃料颗粒和很高的燃耗;
- 将包覆颗粒燃料均匀地弥散在石墨基体的球形燃料元件内,尽管冷却剂温度很高,相对的燃料温度并不是很高;
- 堆芯采用氦气作为冷却剂,中子吸收截面非常小;
- 对于球床型 HTR,采用连续方式装卸燃料,不停堆地装入新燃料及卸出乏燃料。部分乏燃料元件循环使用多次,直至达到燃耗的限值,期间允许采取较灵活的燃料循环方式;
- 燃料元件在球床堆芯内随机堆积分布;
- 无需为燃耗提供剩余反应性,只需为补偿不同功率氙毒反应性效应提供很少量的剩余反应性;
- 可以达到非常高的燃耗;
- 采用  $\text{Th}^{232}$  作为增殖材料是可能的;
- 快中子( $E > 0.1\text{MeV}$ )辐照对石墨结构的稳定性产生一定影响;
- 最初设计堆芯时选取了较低的功率密度,主要是为了能够在较高冷却剂出口温度的运行条件下保证燃料的温度不是很高;
- 为了使安全性达到最佳状态(即实现堆芯衰变热的自发载出),HTR 堆芯选取相对较低的功率密度。

在对反应堆堆芯进行物理设计的过程中需要进行多项计算,主要工作涉及下面一些内容:

- 选择合适的堆芯参数;
- 临界分析:堆芯内各种核素的组成、燃料富集度、包覆颗粒的设计;
- 堆芯内中子注量率的空间和能量分布,堆芯中易裂变材料参数及功率密度的计算;
- 气体冷却剂、燃料元件表面温度、燃料颗粒的温度分布,以及堆芯内温度分布的网格图;
- 易裂变材料的燃耗、钚同位素和次锕系元素的积累;
- 停堆需要的反应性;
- 反应性系数(燃料和慢化剂的温度反应性系数);
- 停堆系统可提供的反应性及其受系统干扰引起的变化;
- 燃料元件和反射层结构的快中子注量,尺寸和其他参数的变化(导热系数、弹性模量、腐蚀率及其他数据);
- 燃料元件中裂变产物的积累,衰变热产生的影响(空间分布);
- 估计正常运行时裂变产物的释放率;
- 估计燃料循环的防核扩散特性(限制乏燃料元件中易裂变材料的含量);
- 分析堆芯动态行为(短期和长期);
- 堆芯反应性平衡中氙和钐的影响;
- 中间贮存和最终贮存对乏燃料的技术规范要求;
- 燃料元件在堆芯内的流动分析;
- 制定燃料装卸计划;
- 堆芯运行周期的计算;
- 事故分析:失去能动冷却、控制元件失效、堆芯进水、堆芯进空气、事故下裂变产物向环境的释放。

所有这些方面必须在电站的设计阶段进行分析,并且用于许可证申请。尤其需要指出的是,这项工作在整个运行阶段要不断地进行。

如果将模块式 HTR 堆芯和目前已商业化的大型轻水堆堆芯加以比较,将有助于我们更清晰地了解 HTR 堆芯的设计思路。表 2.2 和图 2.1 给出了这两种堆芯的差别。

表 2.2 模块式 HTR 和大型 LWR(PWR)堆芯参数的比较

参 数	模块式 HTR(HTR-PM)	LWR(PWR)
热功率/MW	250	3800
平均堆芯功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	3.2	100
堆芯直径/m	3.1	约 3.6
堆芯高度/m	11	约 4
冷却剂	氦气	压水
冷却剂温升/℃	250→750	290→325

续表

参 数	模块式 HTR(HTR-PM)	LWR(PWR)
冷却剂压力/MPa	7	16
慢化剂	石墨	水(液态)
燃料	UO <sub>2</sub> ——包覆颗粒	UO <sub>2</sub> ——柱块
富集度/%	8.5	4.2
燃耗/(MWd/t)	90 000	45 000
燃料布置	准均匀	非均匀
特征燃料区尺寸(直径)/mm	0.5 包覆颗粒 UO <sub>2</sub> 核芯	10UO <sub>2</sub> 棒
燃料元件形状	球形	例如,16×16 根棒
燃料元件特征尺寸/cm	6.0 直径	25cm×25cm
燃料元件长度/m	—	约为 4
燃料装载	连续	多年停堆换料
燃料卸出	连续	多年停堆换料
燃耗的剩余反应性/%	0	约为 10
剩余反应性的补偿	—	水中可燃毒物硼
运行时燃料最高温度/℃	<1200	<2300
停堆元件的位置	全部在反射层	全部在堆芯区内

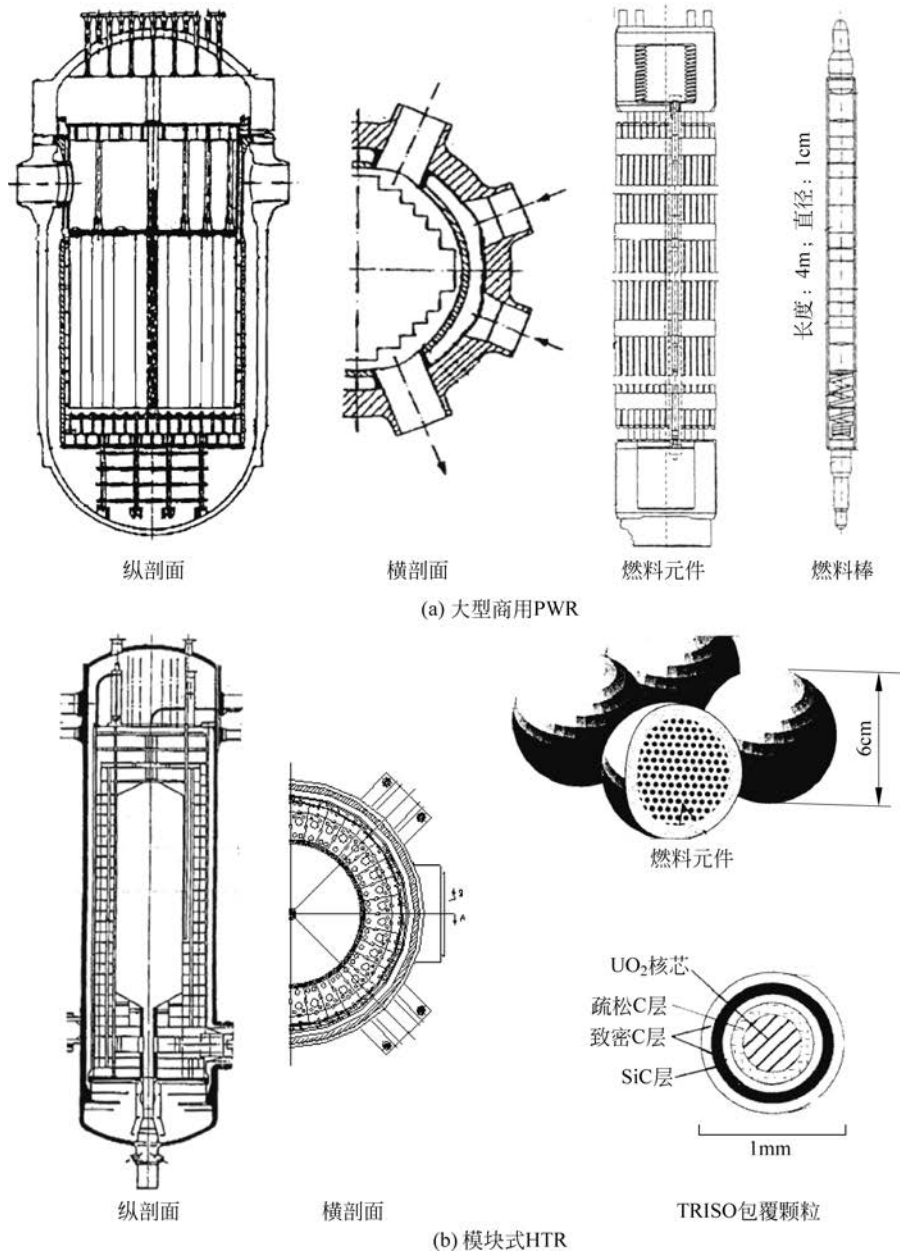


图 2.1 反应堆系统的比较

模块式 HTR 堆芯必须在特定的边界条件下进行设计。

- 最优的中子经济性：使堆芯具有尽可能低的寄生吸收(连续装卸燃料的影响)；
- 最高的安全性：实现衰变热的自发载出以将燃料温度限制在限值之内，两套停堆系统均设置在侧反射层内(仅受重力影响落下；不插入球床)；
- 较低的燃料循环成本：通过采用高燃耗及避免出现剩余反应性来实现；
- 燃料循环满足防核扩散要求(富集度 $<20\%$ )；
- 高的电厂可利用率，可按设定的运行时间进行安排；
- 反应堆概念未来应用的灵活性：如高温氦气；
- 使用经过验证的技术及合格的材料。

具有这些参数的模块式 HTR 可以使堆芯实现高燃耗及良好的中子经济性，尤其是具有很高的安全标准，这是因为它可以避免较大的剩余反应性，堆芯的衰变热可以通过自发的方式载出，并且可以限制燃料的温度低于限值。当然，反应堆的设计应能进一步避免蒸汽或者空气对燃料元件的腐蚀造成的不可接受的损伤。若一个系统可以实现所有这些物理和技术上的要求，那么即使是在发生极端严重事故的情况下，它也不会大量释放放射性物质。

## 2.2 模块式 HTR 临界及中子平衡的估计

影响模块式 HTR 临界的重要参数可以通过石墨和低浓铀的均匀混合体这种非常简化的模型来进行估计。该模型已被证明可以得到很好的结果，这是因为包覆颗粒弥散在元件基体中的结构实际上相当于同位素在堆芯内准均匀布置，如图 2.2 所示。

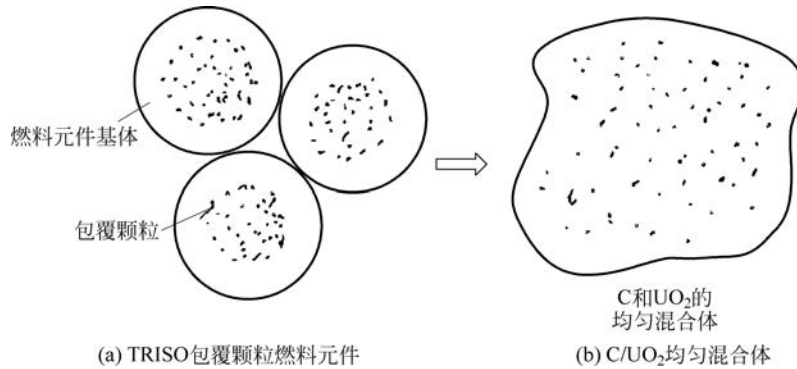


图 2.2 球床燃料元件和堆芯近似为同位素均匀混合体

模块式 HTR 的燃料元件通常将  $\text{UO}_2$  的组成设计成含有 170g 石墨和 7g 铀。为了达到 90 000MWd/t 的燃耗，燃料的富集度大约为 9%。在进行非常粗略的近似时，燃料、中子注量率和功率密度沿轴向的分布是可以忽略不计的。这样可以得到下面的典型数据(忽略了堆芯中氧和碳化硅的影响)。

$$\frac{N_C}{N_{\text{U}235}} = \frac{M_C}{A_C} \cdot \frac{A_U}{M_U} = \frac{481}{0.09} = 5340 \text{ mol C/mol U235} \quad (2.1)$$

$$\frac{N_{\text{U}238}}{N_{\text{U}235}} = \frac{0.91}{0.09} = 10.1 \quad (2.2)$$

对于一个无限大的均匀介质中的四因子方程，采用如下的形式：

$$k_{\infty} = \epsilon \cdot p \cdot \eta \cdot f \quad (2.3)$$

在一个准均匀的系统内，快中子倍增因子  $\epsilon$  近似为 1。在模块式 HTR 的实际非均匀布置中，该值也接近于 1。对逃脱共振几率  $p$ ，用如下关系式来估计：

$$p = \exp\left(-\frac{N_{\text{U}238} \cdot I_{\text{eff}}}{\xi \cdot \Sigma_s}\right) \quad (2.4)$$

其中， $I_{\text{eff}}$  是等效共振积分，它涵盖了  $\text{U}238$  的全部共振吸收。 $I_{\text{eff}}$  也可以用下面的关系式来近似表示：

$$I_{\text{eff}} = 3.9 \cdot \left( \frac{\Sigma_s}{N_{\text{U}238}} \right)^{0.415} = 3.9 \times \left( \frac{\frac{N_{\text{U}}}{N_{\text{U}235}} \cdot \sigma_{s_{\text{U}}} + \frac{N_{\text{C}}}{N_{\text{U}235}} \cdot \sigma_{s_{\text{C}}}}{N_{\text{U}238}/N_{\text{U}235}} \right)^{0.415} \quad (2.5)$$

下面给出计算共振积分需要的数据:

$$\sigma_{s_{\text{U}}} = 8.3 \text{ barn}, \quad \sigma_{s_{\text{C}}} = 4.66 \text{ barn}, \quad N_{\text{U}}/N_{\text{U}235} = \frac{1}{0.09} = 11.1 \quad (2.6)$$

$$N_{\text{C}}/N_{\text{U}235} = 5340, \quad N_{\text{U}238}/N_{\text{U}235} = 10.1 \quad (2.7)$$

对于共振积分,可以得到如下数值:

$$I_{\text{eff}} = 3.9 \times \left( \frac{11.1 \times 8.3 + 5340 \times 4.66}{10.1} \right)^{0.415} = 99.8 \text{ barn} \quad (2.8)$$

这个共振积分值与通过详细计算获得的结果非常接近,如图 2.3 所示。当不考虑包覆颗粒在燃料元件石墨基体中处于弥散布置这一情况时,燃料在堆芯中的布置具有双重不均匀性。

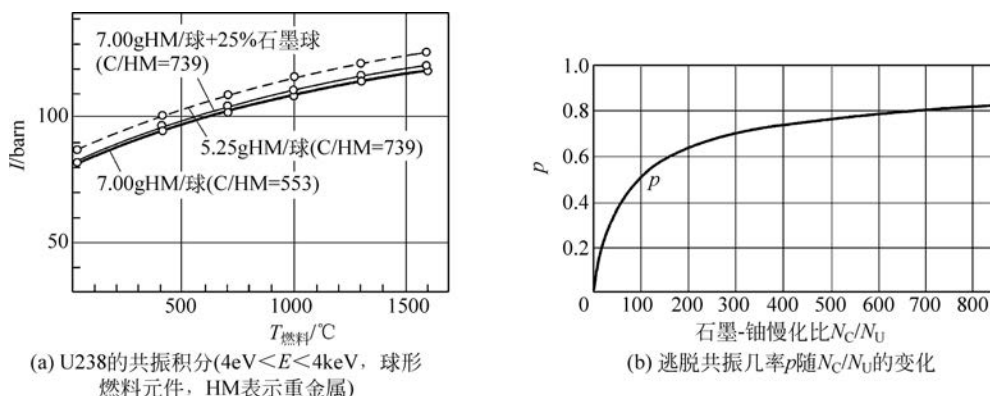


图 2.3 逃脱共振几率(模块式 HTR)

因子  $p$  的计算需要已知堆芯中同位素混合物的对数能量减小的相关参数。

石墨和铀的碰撞参数  $\xi$  为

$$\xi_{\text{C}} = \frac{2}{A + \frac{2}{3}} = \frac{2}{12.67} = 0.158, \quad \xi_{\text{U}} = \frac{2}{238.6} = 0.0084 \quad (2.9)$$

对于该混合物,可以得到一个平均的  $\xi$  值:

$$\bar{\xi} = \frac{N_{\text{a}} \sigma_{s_{\text{U}}} \xi_{\text{U}} + N_{\text{C}} \sigma_{s_{\text{C}}} \xi_{\text{C}}}{N_{\text{U}} \sigma_{s_{\text{U}}} + N_{\text{C}} \sigma_{s_{\text{C}}}} \approx \frac{\sigma_{s_{\text{U}}} \xi_{\text{U}} + \frac{N_{\text{C}}}{N_{\text{U}}} \cdot \sigma_{s_{\text{C}}} \xi_{\text{C}}}{\sigma_{s_{\text{U}}} + \frac{N_{\text{C}}}{N_{\text{U}}} \cdot \sigma_{s_{\text{C}}}} \approx 0.158 \quad (2.10)$$

最后可以得到  $p$  因子如下:

$$p = \exp\left(-\frac{N_{\text{U}238}}{\xi_{\Sigma_s}} \cdot I_{\text{eff}}\right) = \exp\left(-\frac{1}{0.158} \times \frac{99.8}{4.66 \times 534}\right) = \exp\left(-\frac{99.8}{393.17}\right) = 0.7758 \quad (2.11)$$

对于热中子利用因子  $f$ ,可以由如下方程计算得出:

$$f = \frac{N_{\text{U}235} \cdot \sigma_{a_{\text{U}235}} + N_{\text{U}238} \cdot \sigma_{a_{\text{U}238}}}{N_{\text{U}235} \cdot \sigma_{a_{\text{U}235}} + N_{\text{U}238} \cdot \sigma_{a_{\text{U}238}} + N_{\text{C}} \cdot \sigma_{a_{\text{C}}}} = \frac{\sigma_{a_{\text{U}235}} + \frac{N_{\text{U}238}}{N_{\text{U}235}} \cdot \sigma_{a_{\text{U}238}}}{\sigma_{a_{\text{U}235}} + \frac{N_{\text{U}238}}{N_{\text{U}235}} \cdot \sigma_{a_{\text{U}238}} + \frac{N_{\text{C}}}{N_{\text{U}235}} \cdot \sigma_{a_{\text{C}}}} \quad (2.12)$$

$$\sigma_{a_{\text{U}235}} = 694 \text{ barn}, \quad \sigma_{a_{\text{U}238}} = 2.71 \text{ barn}, \quad \sigma_{a_{\text{C}}} = 0.0034 \text{ barn} \quad (2.13)$$

$$f = \frac{694 + 2.71 \times 10.1}{694 + 2.71 \times 10.1 + 5340 \times 0.0034} = 0.975 \quad (2.14)$$

在一个均匀混合体内,  $\eta$  可以定义为

$$\eta = \nu \times \frac{\sum_f^{U235}}{\sum_a^n} = \frac{\nu \sigma_{f_{U235}}}{\sigma_{a_{U235}} + \frac{N_{U238}}{N_{U235}} \cdot \sigma_{a_{U238}}} \quad (2.15)$$

用热中子谱对  $\nu(E)$  加以平均, 可以得出该混合物的  $\bar{\eta}$  为

$$\bar{\eta} = 2.4 \times \frac{582}{694 + 10.1 \times 2.71} = 1.93 \quad (2.16)$$

对于  $k_\infty$ , 经过  $\epsilon \cdot p \cdot \eta \cdot f$  运算后最终可以得出如下数值:

$$k_\infty = 1.46 \quad (2.17)$$

实际的反应堆堆芯是由新燃料、部分燃耗的燃料及乏燃料的混合体组成。这个混合体的  $\eta$  值小于上面给出的 1.46。而实际上必须要将燃料元件布置和包覆颗粒精细结构的非均匀结构考虑进来, 因为这些因素主要对  $p$  的值产生影响。除此以外, 中子的泄漏损失、温度效应, 以及裂变产物和铀系元素的吸收都会使反应性降低, 而且一些反应截面与中子谱有关, 所以很自然地会对中子谱产生影响, 这些问题都必须在实际的临界分析中加以考虑。

针对上述问题, 目前均采用复杂的三维(3D)计算机程序加以分析。在对堆芯中子效应进行初始建模时允许采取一些近似数值来估计。作为一个实例, 将碳/铀比的变化曲线示于图 2.4。在对事故的分析过程中, 上述数据起着很重要的作用, 如对于堆芯进水事故, 慢化比  $((N_C + N_H)/N_U)$  发生了变化, 因而对整个事故的分析具有一定的参考价值。图 2.4 作为一个重要的例子显示了模块式 HTR 堆芯在发生进水事故时临界值的变化情况(详见第 10 章)。

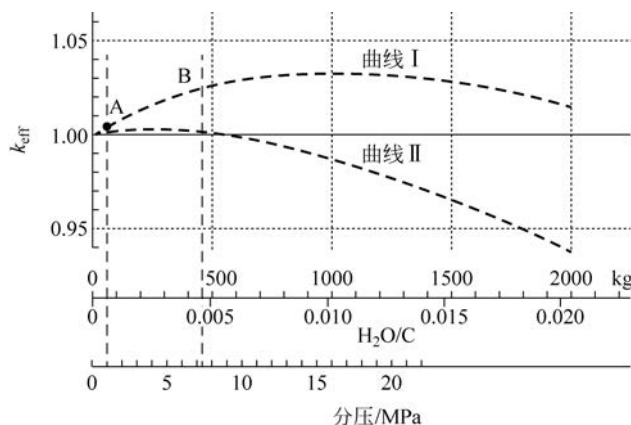


图 2.4 HTR-Module 堆芯(热功率为 200MW)发生进水事故时临界值的变化  
曲线 I—7g U/燃料元件; 曲线 II—5g U/燃料元件; A—堆芯中可能的蒸汽量; B—假设

如果一根蒸汽发生器管完全破裂(双端断裂), 那么大约会有 600kg 的水进入一回路系统。以堆芯占一回路系统的体积比来计算, 这相当于有 60kg 的水进入堆芯, 大约占总进水量的 1/10。图 2.4 中的 A 点对应反应性的变化。B 点代表了一种假想的情况, 实际上, 对于模块式 HTR 所选择的设计, 这是一种不可能发生的情况。

通过减少燃料中重金属的装量, 即相当于在一个更高的慢化比下, 在实际中即可避免发生上述反应性增加的效应。这一措施可以通过将一些不含燃料的石墨球混装到堆芯中实现。同时, 水的寄生吸收产生的影响也会对中子谱偏移的效应起到补偿作用。

对反应堆堆芯做的精确的中子平衡目前均借助大型、复杂的计算机程序。表 2.11 给出了低富集度燃料堆芯平衡态计算的例子。如果中子注量率的能量和空间分布是已知的, 就可以根据通用的关系式来计算各种反应率。

$$R_i = \int_{EV} \sigma_i(E) \cdot N_i(r) \cdot \phi(r, E) \cdot dE \cdot dr \quad (2.18)$$

出于不同的需要, 必须要计算 U235, Pu239, Pu240 中的所有中子产生率及 U238 和其他同位素中的所有吸收率。同时, 还要计算沿径向和轴向的中子泄漏参数, 可以采用如下的关系式:

$$L = \int_A \mathbf{j} \cdot d\mathbf{A}, \quad L \approx \int_{EV} B^2 \cdot D(\mathbf{r}) \cdot \phi(\mathbf{r}, E) \cdot dE \cdot d\mathbf{r} \tag{2.19}$$

另外,还必须将平衡堆芯和处于过渡状态的堆芯区分开来。有关球床反应堆的一些专门问题将在 2.12 节中加以说明。表 2.3 总结概括了模块式 HTR 平衡态堆芯的相关数据。

根据表 2.3 中的结果,中子从堆芯泄漏造成的损失大约占 14%,冷却剂中没有中子吸收,石墨中的中子吸收量也很小。球床型 HTR 因为采用连续方式装卸料,故无须考虑用于燃耗补偿的中子吸收问题。

剩余反应性很小,仅在为满足负荷调节时克服氙积累反应性效应才需要剩余反应性。但这一点作为一个设计条件是非常重要的,就反应性事故而言,据此可以达到很高的安全性。

表 2.3 平衡态堆芯数据  
( $P_{th}$ : 200MW,  $T_{He}$ : 250~700℃, 低浓铀燃料, TRISO 包覆颗粒, 堆芯全部燃料元件平均富集度: 4.21%)

总体数据			裂变物质	%	30.75
$k_{eff}$ (平衡态)		1.0001	U235	%	30.78
平均富集度	%	4.21	U236	%	0.43
燃料平均在堆内时间	d	1007.3	U238	%	19.05
平均燃耗	MWd/t	50 217.5	Np239	%	0.02
转化比	—	0.461	Pu239	%	16.52
源中子/易裂变材料吸收		1.972	Pu240	%	4.46
峰值功率因子(最大/平均)	—	2.47	Pu241	%	3.41
燃料球最高功率	kW/球	1.37	Pu242	%	0.12
中子注量( $E>0.1\text{MeV}$ )			Np237	%	0.12
卸料时	$10^{-21}\text{cm}^{-2}$	2.03	裂变产物	%	7.29
顶反射层最大值	$10^{-21}\text{cm}^{-2}/(360\text{d})$	0.26	Xe135	%	2.17
底反射层最大值	$10^{-21}\text{cm}^{-2}/(360\text{d})$	0.17	中子泄漏	%	14.18
侧反射层最大值	$10^{-21}\text{cm}^{-2}/(360\text{d})$	0.55	燃料装量/(kg/GW)		
热中子注量率( $<1.85\text{eV}$ )			U235		428.55
顶反射层最大值	$10^{-14}\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$	0.30	Pu239		56.77
底反射层最大值	$10^{-14}\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$	0.40	Pu241		14.47
侧反射层最大值	$10^{-14}\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$	1.08	U238		11 365.42
平均热中子注量率	$10^{-14}\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$	0.71	U236		86.61
平均总注量率	$10^{-14}\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$	1.46	Np239		1.71
中子平衡(占裂变中子的份额)			Pu240		30.57
U235	%	62.34	Pu242		6.89
U236	%	0.02	Np237		3.53
U238	%	0.33	重金属		11 994.52
Pu239	%	29.03			
Pu240	%	0.01			
Pu241		7.47			
中子在重金属中吸收	%	74.91			

对于核废物的管理,乏燃料元件数据的提供至关重要。为了设计中间贮存系统、评估最终贮存及讨论防核扩散问题,对这些数据的了解是必须的。表 2.4 给出了乏燃料元件的一些重要参数,其中包括 HEU 和 LEU 燃料元件的详细计算结果。可以看出,利用燃料元件中剩余的钚进行钚循环显然也是可行的。Pu239 的半衰期为 24 400 年,这是最终贮存中需要特别关注的问题。而对于最终贮存,人们最关注的就是放射性防护问题,一般地,最终贮存的时间为几千年到接近 5 万年,如此长时间的跨度使得很多国家的公众难以接受核能。

表 2.4 乏燃料数据(HTR-Module,热功率为 200MW,LEU 循环)及与 HEU 的比较

项 目	HEU-FE	LEU-FE
重金属含量/(g/FE)	1gU+5gTh	7gU
富集度/%	93%	7.8%
燃耗(FIMA)/%	18	9

续表

项 目	HEU-FE	LEU-FE
U233/(mg/FE)	100	$2 \times 10^{-4}$
U235/(mg/FE)	36	55
Pu239/(mg/FE)	1.8	36
Pu241/(mg/FE)	0.68	16
钍(总量)/(g/FE)	4.6	$1.3 \times 10^{-7}$
铀(总量)/(g/FE)	0.37	4.7
钚(总量)/(g/FE)	0.01	0.11
铜系/(Bq/FE)	$1.8 \times 10^{10}$	$8.4 \times 10^{10}$
裂变产物/(Bq/FE)	$1 \times 10^{12}$	$1.4 \times 10^{12}$
衰变热/(mW/FE)	115	182

注：FIMA 指初装金属原子裂变份额。

## 2.3 反射层的影响

实际的反应堆包括一个围绕堆芯的反射层,这样设计的原因有如下几点:从堆芯泄漏出去的中子由反射层散射返回堆芯以获得较好的中子经济性;反应堆堆内构件特别是反应堆压力壳由于使用了足够厚的反射层材料,因而可以通过慢化对快中子加以屏蔽;另外,反射层可以对堆芯的中子注量率和功率密度起到展平的作用,因而使得燃料元件的燃耗和冷却剂的出口温度沿堆芯径向的分布更加均匀。为了更深入地了解反射层对各项参数产生的影响所带来的效应,可以通过一个单组的热中子系统及一个球形系统进行近似分析。图 2.5(a)显示了快中子和热中子的反射效应,特别是热中子注量率的分布由于反射层的作用发生了显著的变化。通过一个足够厚的反射层之后,快中子注量率在外部边界处有显著的降低。这对于避免反应堆压力壳脆化起到非常重要的作用。众所周知,过高的快中子注量会使材料的延性有所降低。图 2.5(b)显示了简单参数分析的几何条件,其中设立的模型可用来对中子反射过程中最重要的参数加以识别和分析。

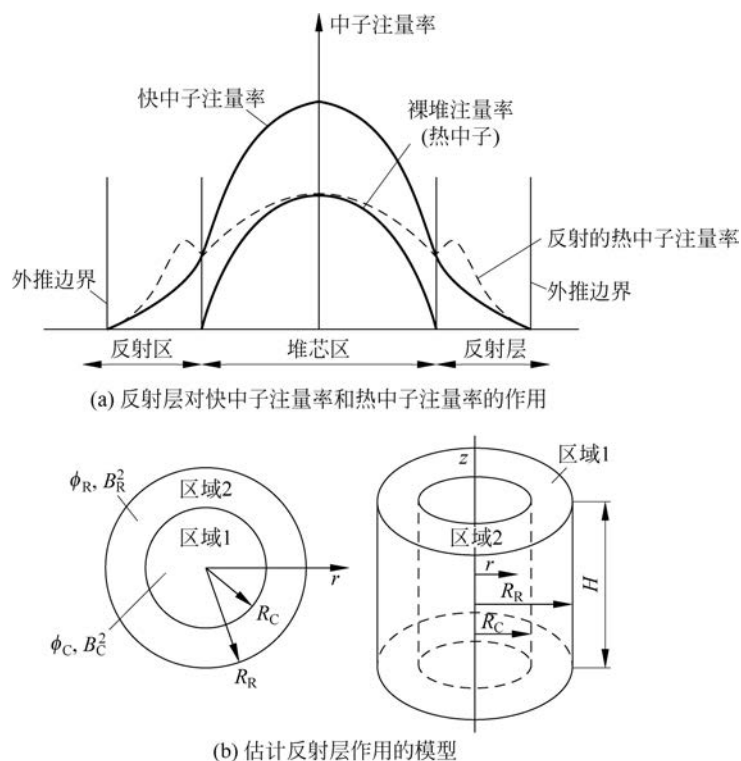


图 2.5 反射层的影响

这里,用单组中子模型对中子注量率的径向分布进行分析。对于堆芯,可以采用如下方程进行分析:

$$\frac{d^2\phi_c}{dr^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{d\phi_c}{dr} + B_c^2 \cdot \phi_c = 0 \quad (2.20)$$

$$B_c^2 = (k_\infty - 1)/L_c^2 \quad (2.21)$$

对于反射层,可以采用如下方程式:

$$\frac{d^2\phi_R}{dr^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{d\phi_R}{dr} - \lambda_R^2 \cdot \phi_R = 0 \quad (2.22)$$

$$\lambda_R^2 = 1/L_R^2 \quad (2.23)$$

问题的边界条件为

$$\phi_c(r=R_c) = \phi_R(r=R_c), \quad \phi_R(r=R_R) = 0 \quad (2.24)$$

$$D_c \cdot \frac{d\phi_c}{dr}(r=R_c) = D_R \cdot \frac{d\phi_R}{dr}(r=R_c), \quad \frac{d\phi_c}{dr}(r=0) = 0 \quad (2.25)$$

得到了如下两个差分方程的解:

$$\phi_c(r) = \frac{A \cdot \sin(B_c \cdot r)}{r} \quad (2.26)$$

$$\phi_R(r) = \frac{A' \sinh(\lambda_R \cdot r)}{r} + \frac{C' \cosh(\lambda_R \cdot r)}{r} \quad (2.27)$$

采用布置外的边界条件  $\phi(r=R_R)=0$ , 可以得到:

$$C' = -A' \cdot \tanh(\lambda_R \cdot R_R) \quad (2.28)$$

由于堆芯和反射层交界处( $r=R_c$ )的中子注量率和中子流是连续的,因而得出如下两个方程式:

$$A \sin(B_c R_c) = A' [\sinh(\lambda_R R_c) - \tanh(\lambda_R R_R) \cosh(\lambda_R R_c)] \quad (2.29)$$

$$D_c A [B_c R_c \cos(B_c R_c) - \sin(B_c R_c)] = D_R \{ \lambda_R R_c \cosh(\lambda_R R_c) - \sinh(\lambda_R R_c) - \tanh(\lambda_R R_R) \times [\lambda_R R_c \sinh(\lambda_R R_c) - \cosh(\lambda_R R_c)] \} \quad (2.30)$$

将这两个方程式合并,可以得到:

$$D_c [B_c R_c \cot(B_c R_c) - 1] = -D_R \{ \lambda_R R_c \cot[\lambda_R (R_R - R_c) + 1] \} \quad (2.31)$$

其中,  $S=R_R-R_c$  是反射层的厚度。通常称  $\delta$  为反射层节省,定义为由于反射层而造成的堆芯尺寸的减小量。 $\delta$  是在具有相同堆芯材料和富集度的条件下,无反射层裸堆堆芯的临界半径与带有反射层的堆芯临界半径之差,即

$$\delta = \frac{\pi}{B_c} - R_c, \quad B_c R_c = \pi - B_c \delta \quad (2.32)$$

假设  $D_c \approx D_R$ , 对于石墨模块式 HTR 堆芯,这大致上是可以满足的,将此假设代入堆芯/反射层的方程式中可以简化得到:

$$B_c \cot(\pi - B_c \delta) = -\lambda_R \coth[\lambda_R (R_R - R_c)] \quad (2.33)$$

$$B_c \cot(B_c \delta) = \lambda_R \coth[\lambda_R (R_R - R_c)] \quad (2.34)$$

进一步假设,对于大尺寸堆芯,  $B_c$  较小,可近似得到:

$$\cot(B_c \delta) \approx 1/(B_c \delta) \quad (2.35)$$

这样就可以得到反射层节省的近似方程式:

$$\delta \approx L_R \cdot \tanh\left(\frac{R_R - R_c}{L_R}\right) \quad (2.36)$$

如果差值  $(R_R - R_c)$  大于  $L_R$ , 则双曲正切  $\tanh[(R_R - R_c)/L_R]$  趋向于 1。这就意味着  $\delta$  趋近于  $L_R$ , 结果如图 2.6 所示。

图 2.6 表明,反射层节省大约在所选反射层厚度是反射层扩散长度的两倍处达到最大值。具体到模块式 HTR 的实际例子,其扩散长度为  $L_R \approx 50\text{cm}$ , 这意味着反射层的厚度大约为 1m, 这个值也正是 HTR-PM



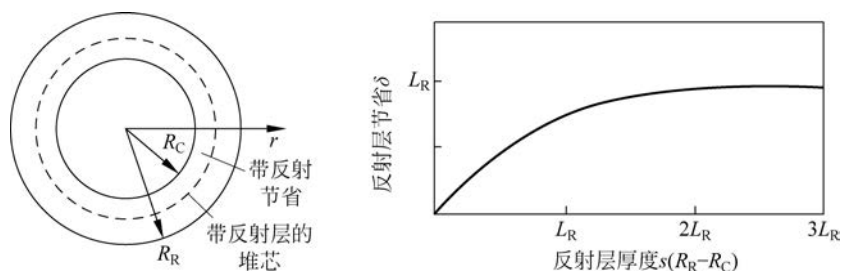


图 2.6 反射层节省与反射层厚度的关系  
球形堆芯系统,  $L_R$  是石墨反射层中的扩散长度

的初始设计值。

另外, 1m 厚的石墨反射层使快中子注量率下降了 3 个多量级, 如图 2.7(a) 所示, 这对于降低辐射剂量是非常重要的, 特别是对降低堆内金属构件和反应堆压力壳表面处的辐射剂量, 意义更加明显。因此, 若实际中选择这个厚度的反射层, 那么反应堆压力壳的脆化问题就变得不是很重要了。而且, 选择这个厚度的石墨反射层可以使反应堆压力壳表面处 40 年的累计快中子注量变得相当小, 为

$$D \approx \int_0^{40\text{年}} \phi_f(t) \cdot dt \approx 10^{18} \text{ n/cm}^2 (E > 1\text{MeV}) \quad (2.37)$$

反应堆堆内金属构件和反应堆压力壳的放射性活度也由于反射层的作用而大幅下降, 这是因为活度  $A$  是直接和中子注量成正比的, 即  $A \approx \int \phi \cdot dt$ 。结构件较低的活度使得在役检查、维修和退役变得更为容易。

在反射层的作用下对堆芯功率密度进行展平, 这对于燃料元件的设计也是很重要的, 它可以使峰值因子处于较低水平, 所以可以在正常运行和发生事故的情况下降低燃料的温度(见第 4 章和第 11 章)。图 2.7(b) 说明了堆芯出口处热氦气温度径向分布的均匀化对热气管和蒸汽发生器设计的重要性。通过引入一个有效的反射层而使最高温度下降超过  $100^\circ\text{C}$  是有可能的。

这里再介绍一种对出口处氦气径向温度分布进行展平的可行方案, 即通过双区装料将高富集度的燃料元件在外区装入来实现功率密度的展平。

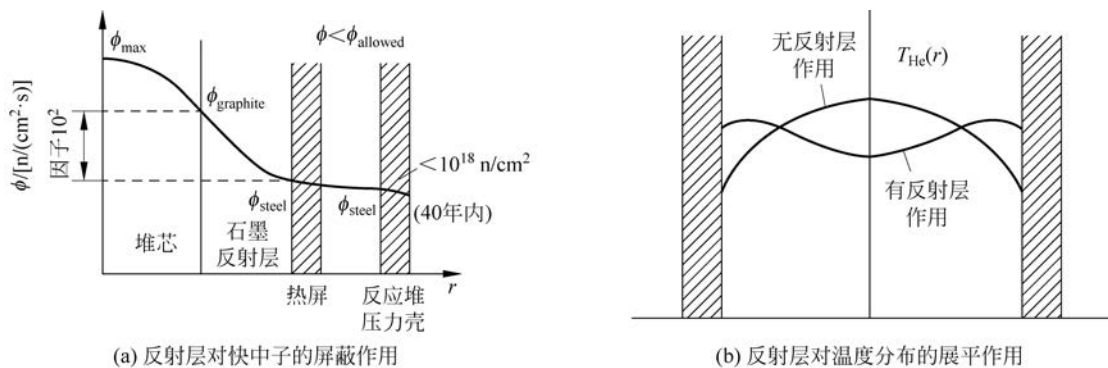


图 2.7 反射层的作用

## 2.4 反应性系数

### 2.4.1 需要考虑的原则

堆芯的反应性一般用如下表达式来定义:

$$\frac{k-1}{k} \approx \Delta k = \rho(\xi_i)(t) \quad (2.38)$$

存在一些能够引起堆芯反应性发生变化的因素, 例如:

- 控制棒或其他吸收元件的移动;

- 冷却剂状态的变化(压力、温度);
- 燃料、石墨慢化剂或者反射层的温度变化;
- 堆芯成分的变化(进水、石墨的腐蚀);
- 添加或者从堆芯卸出燃料元件。

对于堆芯的反应性,可以采用一个简单的近似,如用  $k_{\text{eff}}$  来表示。这里,考虑采用无泄漏的四因子方程:

$$k_{\text{eff}} = \epsilon \cdot p \cdot f \cdot \eta \cdot W_{\text{th}} \cdot W_{\text{f}} = \prod_i \xi_i \quad (2.39)$$

$$\frac{1}{k_{\text{eff}}} \cdot \frac{dk_{\text{eff}}}{dT} = \sum_i \frac{1}{\xi_i} \frac{\partial \xi_i}{\partial T} \quad (2.40)$$

基于这些定义,反应性系数可以定义为  $\Gamma_i$ ,它与电厂的动态行为相关。

$$\bar{t} \cdot \frac{d\rho}{dt} = (\Delta k(t) - \sum_i \Gamma_i \cdot \xi_{\text{g}}) \cdot p - \beta \cdot \int_0^t \exp[-\lambda(t-t')] \cdot \frac{d\rho}{dt'} \cdot dt' \quad (2.41)$$

式(2.41)中的最后一项以近似的方式描述了缓发中子的影响,关于动态过程更为详细的分析将在 2.15 节中给出。平衡堆芯能量的产生及载出的方程必须加入到这些描述中子行为的关系式中。

此外,必须确定模块式 HTR 反应堆参数变化引起中子反馈的各种系数:

- 燃料的温度系数;
- 慢化剂的温度系数;
- 反射层的温度系数。

这些系数可以汇总为总的温度反应性系数。

冷却剂温度的变化是间接由传热过程及反应堆堆芯内构件温度的变化引起的。进一步可定义功率系数。在轻水冷却和慢化的反应堆内,主要通过密度的变化来表征冷却剂的变化。

## 2.4.2 温度反应性系数

发生变化的主要参数是堆芯内的温度。温度反应性系数  $\Gamma_T$  可以用如下关系式来确定:

$$\Gamma_T = \frac{d\rho}{dt} = \frac{1}{k^2} \cdot \frac{dk}{dT} \approx \frac{1}{k} \cdot \frac{dk}{dT} \quad (2.42)$$

作为堆芯内温度变化对反应性影响的一个非常重要的例子,可以用逃脱共振几率(参数  $p$ )引起的燃料温度系数来加以说明。如果反应堆功率升高,则燃料温度也随之上升。可裂变材料 U238 和 Th232 的共振吸收之所以变得更大,是由于受到吸收核素热移动所引起的共振吸收展宽效应的影响。

对于一个单个的共振峰,其吸收率可以用下面的方程式来表示:

$$R_a = \int \sigma_a \cdot \phi(E) \cdot N \cdot dE \quad (2.43)$$

如果温度上升,共振吸收率也会发生变化,尽管原因之一是核素的热移动导致共振峰的高度有所下降,但共振峰积分的能区扩大也是需要考虑的一个因素。假设共振峰分布遵循麦克斯韦分布原则。由于积分区间扩大,导致吸收率增大,从而形成所要的温度负反应性系数。

图 2.8 给出了 U238 共振积分随温度及部分随石墨/重金属比发生变化的计算结果。随着温度的上升,共振积分也随之上升,导致逃脱共振几率和反应性  $\rho$  有所下降,而较高的寄生吸收率也使临界常数  $k$  有所降低,导致在反应堆功率上升时,反应堆功率和温度的自稳定性得到保证。这一固有的调节机制对于核反应堆的安全性起着至关重要的作用,如图 2.9(a)所示。

在向堆芯引入一个正反应性的情况下,具有正温度反应性系数的系统的功率将快速上升,如图 2.9(b)所示。

这类反应堆的概念或者易裂变材料布置在未来任何状况下均应予以避免。1986 年的切尔诺贝利事故就是由反应堆的正反应性系数引起的,这个事故对公众和环境造成的后果是灾难性的。1999 年,日本(东海村)发生的反应性事故也是如此。由于燃料的富集度太高,在燃料制造过程中系统达到了超临界。虽然该事故对相关人员和周边环境的损害很有限,但该事故的发生引发了全球核电站的大量监管活动,引起了相当大的关注和重视。

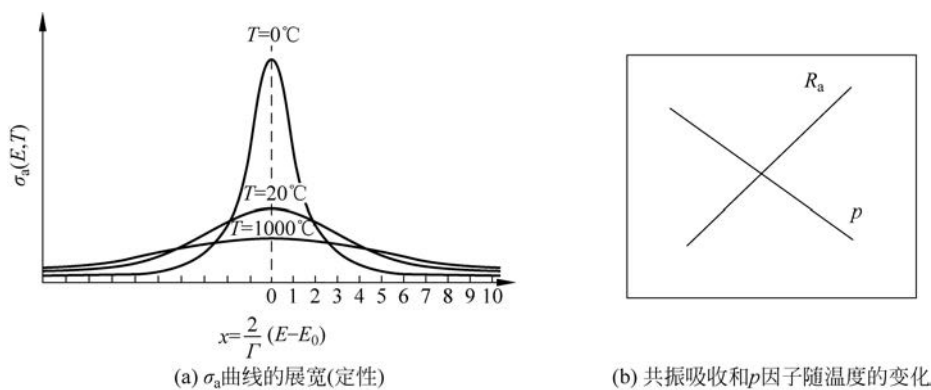


图 2.8 堆芯温度变化的影响: 随温度上升, U238 或 Th232 的共振峰展宽

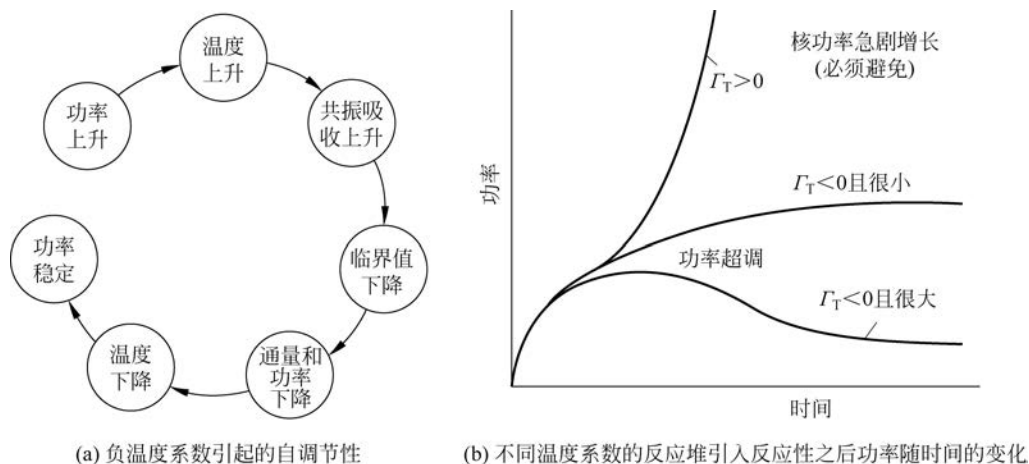


图 2.9 温度反应性系数对反应堆堆芯的影响

基于如下定义, 对燃料温度系数进行计算:

$$\rho_{\text{fuel}} = \int_{T_{f_1}}^{T_{f_2}} \Gamma_f(T_f) dT_f \approx \bar{\Gamma}_f(T_{f_2} - T_{f_1}), \quad \Gamma_f = \partial \rho_f / \partial T_f \quad (2.44)$$

对于模块式 HTR, 燃料温度系数的典型值在  $-3 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$  (零功率)  $\sim -5 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$  (满功率)。在正常运行工况下, 燃料温度大约上升  $20^{\circ}\text{C}$  时, 反应性仅变化了  $0.1\%$ 。

在反应堆功率短期变化的影响期间, 燃料温度反应性系数主要与反应堆功率和燃料温度有关; 在准稳态变化的情况下, 与功率系数相关。这个参数可以采用如下的表达式来计算:

$$\Delta \rho / \Delta P \approx \sqrt{P} \quad (2.45)$$

图 2.10 给出了 AVR 中实际测量的温度反应性系数, 以及 HTR-Module 温度反应性系数的计算值。测量必须经常性地、重复地进行, 因为这些测量参数对核电站的安全运行非常重要, 必须将它们与温度、燃耗及其他发生相关变化的参数作为运行程序的一部分加以控制。

同时, 可将慢化剂系数定义为  $\rho_M$ , 这个系数与慢化剂温度或慢化剂密度的变化相关。慢化剂效应可用如下方程加以表述:

$$\rho_M = \int_{T_{M_1}}^{T_{M_2}} \Gamma_M(T_M) dT_M \approx \bar{\Gamma}_M(T_{M_1} - T_{M_2}), \quad \Gamma_M = \partial \rho_M / \partial T_M \quad (2.46)$$

特别需要说明的是, 热中子利用系数的变化是与  $\rho_M$  的值相关的。

模块式 HTR 反应性系数的典型值见表 2.5。反应堆安全和稳定的运行要求堆芯总的温度反应性系数是负的。链式反应的自调节性就是由反应堆的这种特性造成的。

柱状燃料元件 HTR 电厂测量和计算的反应性系数与球床燃料元件反应堆已知的结果及趋势类似。图 2.11 所示为采用 Th232/U233 循环的堆芯的典型结果。

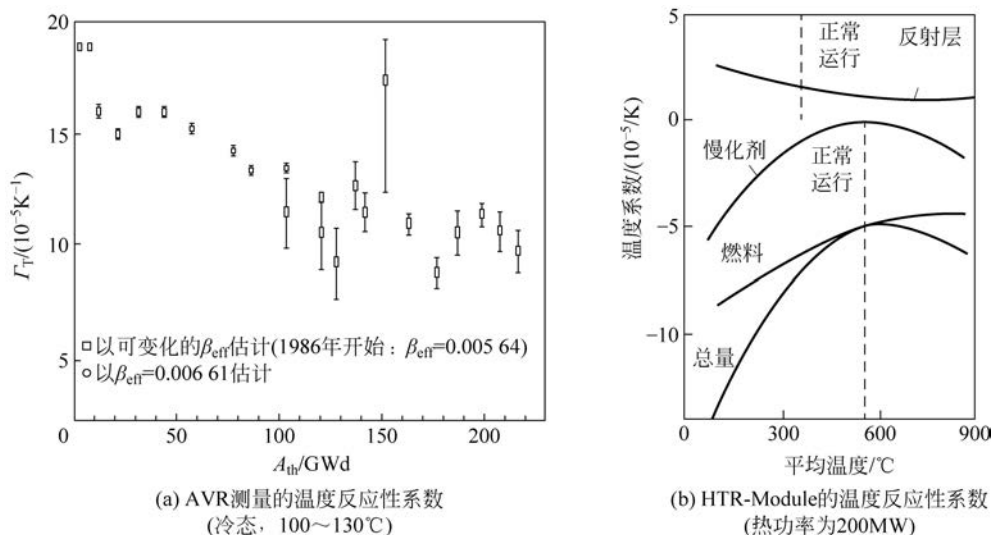


图 2.10 HTR 电厂温度反应性系数的计算值和测量值

 $\beta_{\text{eff}}$  = 缓发中子份额,  $A_{\text{th}}$  = 燃耗

表 2.5 HTR 电厂温度反应性系数值

堆芯材料	温度系数	AVR/ $^{\circ}\text{C}^{-1}$	THTR/ $^{\circ}\text{C}^{-1}$
燃料	$\Gamma_f$	$-4.5 \times 10^{-5}$	$-4 \times 10^{-5} \sim 2 \times 10^{-4}$
慢化剂	$\Gamma_M$	$-0.6 \times 10^{-5}$	$(-2 \sim 3.75) \times 10^{-5}$
反射层	$\Gamma_R$	$+2.15 \times 10^{-5}$	
总值( $T_{\text{运行}}$ )	$\Gamma_t(700^{\circ}\text{C})$	$-3.0 \times 10^{-5}$	约 $-8 \times 10^{-5}$
总值(冷态)	$\Gamma_t(75^{\circ}\text{C})$	$-9.2 \times 10^{-5}$	$-7 \times 10^{-5}$

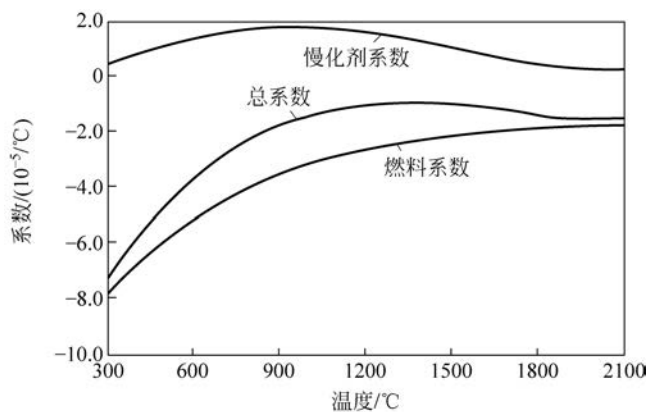


图 2.11 HTGR U233 循环的温度反应性系数: 循环末端

对于反应性系数随温度的变化趋势及对参数的影响,可以基于  $p$  因子的定义,通过对温度反应性系数的简单估计加以解释。逃脱共振几率由下面的表达式给出:

$$p \cong \exp\left(-\frac{N_f \cdot V_f}{\xi \Sigma_{S_M} \cdot V_M} \cdot I\right) \quad (2.47)$$

其中,  $I$  是总的共振积分,它描述了 U238 全部的共振吸收或 Th232 超热能区中的共振吸收。已将  $I$  作为温度的函数进行了测量和计算,它可以用下面的表达式来表示:

$$I(T) = I(300\text{K}) \cdot [1 + \beta \cdot (\sqrt{T} - \sqrt{300})] \quad (2.48)$$

其中,  $T$  采用开尔文温度,  $\beta$  因子与几何形状有关。例如,对于棒状燃料,其关系式表示为

$$\beta = C_1 + C_2 \left(\frac{S}{M}\right) \quad (2.49)$$

其中,  $S$  是燃料的面积,  $M$  是燃料的质量,  $C_1$  和  $C_2$  为常数。模块式 HTR 包覆颗粒燃料也有类似的表达式。

对于温度反应性系数, 如果假设同位素数量  $N_f$  和截面  $\Sigma_M$  与温度无关, 则可通过微分计算得到如下表达式:

$$\Gamma(T) = \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{dT} \approx - \frac{N_f \cdot V_f}{\xi \cdot \Sigma_M \cdot N_M \cdot V_M} \cdot \frac{dI}{dT} \quad (2.50)$$

根据  $I(T)$  与温度之间的关系, 可以计算出  $\Gamma(T)$  随温度的变化情况, 并得到燃料的温度反应性系数。

$$\frac{1}{I} \cdot \frac{dI}{dT} = \frac{I(300K)}{I(T)} \cdot \frac{\beta}{2\sqrt{T}} \quad (2.51)$$

燃料温度反应性系数随温度变化的典型关系式为

$$\Gamma(T) \approx - \text{常数} / \sqrt{T} \quad (2.52)$$

温度反应性系数显示出与燃耗的相关性, 这与 AVR 中实际测量得到的结果一致, 如图 2.10(a) 和图 2.11 所示。

图 2.12 给出了 U235 燃料循环在循环末端时燃料温度反应性系数的变化趋势。温度反应性系数是瞬态变化的, 它会即时性地对 neutron 群产生影响。对于模块式 HTR, 假设  $\Gamma(T) = -3 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ , 如果引入一个  $3 \times 10^{-3}$  的正反应性, 将使温度上升  $100^\circ\text{C}$ , 反之亦然。

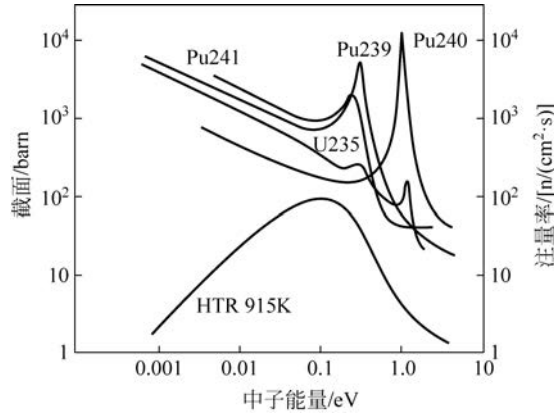


图 2.12 热能区中典型的慢化谱和中子截面(归一化到 0~14MeV 区域的注量率)

温度变化对热中子利用因子的影响可以近似地由如下方程推导出来:

$$f = \Sigma_{af} / (\Sigma_{af} + \Sigma_{am}) \quad (2.53)$$

其中,  $f$  代表燃料,  $m$  代表慢化剂。

通过微分计算, 可以得到如下表达式:

$$\frac{1}{f} \cdot \frac{df}{dT} = \frac{\Sigma_{am}}{\Sigma_{af} + \Sigma_{am}} \cdot \left( \frac{1}{\Sigma_{af}} \cdot \frac{d\Sigma_{af}}{dT} - \frac{1}{\Sigma_{am}} \cdot \frac{d\Sigma_{am}}{dT} \right) \quad (2.54)$$

由温度反应性系数可以得到下面的表达式:

$$\Gamma_m = (1 - f)(\alpha_T \cdot \Sigma_{af} - \alpha_T \cdot \Sigma_{am}) \quad (2.55)$$

为了对  $\alpha_T \Sigma_{af}$  和  $\alpha_T \Sigma_{am}$  作更详细的分析, 给出如下的关系式:

$$\alpha_T \Sigma_{af} \approx -\beta - \frac{1}{2T} + g(T_{\text{eff}}) \quad (2.56)$$

$$\alpha_T \Sigma_{am} \approx (1 - f) \cdot g(T_{\text{eff}}) \quad (2.57)$$

其中,  $T_{\text{eff}}$  是等效中子温度, 如前面所讨论的, 它包括了吸收。

在温度变化期间, 有几个效应影响反应性, 因此, 必须将正温度反应性系数从燃料负反应性系数中扣除, 这一点可以通过下面的简单分析给出解释。对热中子能区中的中子, 可以采用修正的麦克斯韦分布来描述:

$$\phi(E)dE \approx C \cdot E \cdot \exp[-E/(k \cdot T_{\text{eff}})] \cdot dE \quad (2.58)$$

其中,  $T_{\text{eff}}$  是等效中子温度, 正如 2.6 节所讨论的, 它包括了吸收。

$$T_{\text{eff}} \approx T \cdot (1 + 0.89 \cdot A \cdot \Sigma_a / \Sigma_s) \quad (2.59)$$

在吸收较强的情况下, 慢化谱将向更高的能区偏移。

当反应堆处于更高的温度时,易裂变材料反应截面的峰值有所降低( $1/v$  规律)。所以,考虑到这一效应,反应性的变化是负的。

随着温度的上升,慢化剂的密度呈下降趋势,所以慢化剂的寄生吸收逐渐减弱。因此,在  $\rho_M$  中有很少一部分是正的。

如果采用低浓铀进行燃料循环,则在安全分析中必须要考虑铀的裂变共振这一情况,如图 2.12 所示。

由于有可能产生一些正的反应性效应,所以必须要表明,堆芯总的温度反应性系数在所有情况下均为负值。

需要指出的是,在更详细的反应性平衡中必须要将反应堆中的其他同位素也包括进去,并加以计算。在对温度相关性进行评估时,应考虑热中子利用因子  $f$ :

$$f = \frac{\overline{\Sigma_a \cdot \phi \cdot V_f}}{\overline{\Sigma_{a_f} \cdot \phi \cdot V_f} + \overline{\Sigma_{a_m} \cdot \phi \cdot V_m} + \int_i \overline{\Sigma_{a_i} \cdot \phi \cdot V_c}} \quad (2.60)$$

无论是对与前面给出的麦克斯韦分布相关的特殊效应,还是对燃料元件中空间分布效应的详细计算,均需将所有相关的同位素考虑进来。

对于裂变产物,其吸收率可用如下表达式表示:

$$R_a \approx \sum_i \overline{\Sigma_{a_i} \cdot \phi \cdot V_c} \quad (2.61)$$

下面给出一个例子。Re103 在  $E=1.26\text{eV}$  处有一个共振吸收,对系统总的温度反应性系数产生负的影响。但是,同位素 Sm149,Sm151,Gd,Cd13 及 Eu153 在大多数情况下对系统总的温度反应性系数产生正的影响。尤其是 Xe135,其在热中子堆中的影响非常重要,因为在热中子能谱区,它具有非常强的吸收截面(详见第 10 章)。当温度上升时,氙给出了一个正反馈。因此,在进行详细的动态分析时必须要将这一效应考虑进来,并且对控制系统提出一些要求。

随着慢化谱的偏移,Pu239,Pu240 和 Pu241 中的共振吸收、U235( $1/v$ )的吸收,以及堆芯中慢化剂与其他吸收物质(裂变产物)的吸收之间的相互竞争均会受到影响。

在对反应堆电厂进行动态分析和事故分析的过程中,反应性系数的正负及大小起着非常重要的作用,特别是反应堆系统应具有足够大的负反应性系数,这是保障核技术安全性的一个基本要求。

## 2.5 反应性补偿的需求和控制棒价值

保证安全停堆及总能够保持堆芯反应性平衡是保障反应堆安全的基本要求。

现今的核电厂均设置了第一和第二停堆系统,以满足反应堆的所有运行要求及在所有事故工况下停堆的要求。另外,设计完善的核反应堆应在运行及所有事故条件下均具有总的负反应性系数,从而使设计的反应堆具有固有的安全性。

实际中,存在多种工况,需要由两套停堆系统来完成反应堆的正常运行。表 2.6 给出了控制和停堆系统的反应性要求(以 HTR-Module,热功率为 200MW 为例)。要求第一停堆系统必须能够对所有由于部分负荷运行引起的反应性变化进行调整。同时,第一停堆系统还必须能够对控制事故及热态工况下发生的反应性变化加以调整。总的来说,在模块式 HTR 中,对第一停堆系统的反应性需求大约为 2.2%,其中也包括了一定的裕量。

表 2.6 第一和第二控制系统及停堆系统的反应性需求(以 HTR-Module,热功率为 200MW 为例)

系 统	需 求	数值/%	注 释
第一	控制 100%-50%-100%	1.2	平衡氙毒
	平衡部分负荷运行	0.4	温度系数
	事故	0.5	进水
	部分负荷-热态零功率	0.1	裕量
	总计	2.2	
第二	控制 100%-50%-100%	1.2	平衡氙毒
	冷态堆芯(50℃)	3.0	温度系数
	同位素衰变	3.6	氙毒
	次临界反应堆	0.3	裕量
	总计	8.1	

第二停堆系统必须要有足够的反应性能力以使反应堆处于冷态次临界。这里的冷态是指燃料的温度降低到  $50\sim 100^{\circ}\text{C}$ ；次临界是指在停堆之后可以保证反应堆长期处于次临界状态。特别是裂变产物的衰变（这里按反应堆停堆之后 30 天作假设）和冷态次临界，要求第二停堆系统能够提供足够大的反应性当量。

如果核电厂包括几座模块堆，则可以进一步减少负荷调节要求的 1.2% 的反应性当量。整个核电厂可以采取将一个单个模块堆停堆作为部分负荷运行的方式。认识到这一点是很重要的，因为对反应堆的负荷进行连续调节并不需要补偿燃耗所需要的剩余反应性。我们都知道，在 PWR 中，这一效应需要的反应性占 15%，其中大部分是由冷却剂中注入硼酸引入的负反应性来加以补偿的。所以，在 PWR 的安全分析中，必须假设冷却剂失去硼中毒事故具有严重的后果。

表 2.6 中具有 0.5% 反应性需求的意外事故与如下事件相关——假设第一停堆系统中具有最大反应性当量的控制棒失效。总之，针对表 2.7 中给出的特定模块式 HTR 的分析，可以认为，第二停堆系统应具有 8.1% 的停堆反应性，其中包含了一定的次临界度裕量。

此外，要求的反应性需求必须要由每个国家的安全监管当局根据专门的法规进行讨论并得到其同意。根据设计，模块式 HTR 的两套停堆系统均可设置在反射层内。前面已给出说明，从圆柱型模块式 HTR 堆芯泄漏出的中子大约占 15%。这个值是很高的，将所有停堆的吸收元件设置在反射层内足以满足反应性当量的要求，而不必将吸收棒直接插入球床内，避免了 THTR 300 中出现的那种情况。这是由于 THTR 300 的堆芯直径比模块式 HTR 要大得多，THTR 的堆芯直径为 5.6m，而 HTR-Module 的堆芯直径仅为 3m。所以对于 THTR，其吸收元件插入反射层内的反应性当量不足以满足对第二停堆系统的要求。

在控制棒周边，热中子注量率下沉，如图 2.13 所示。

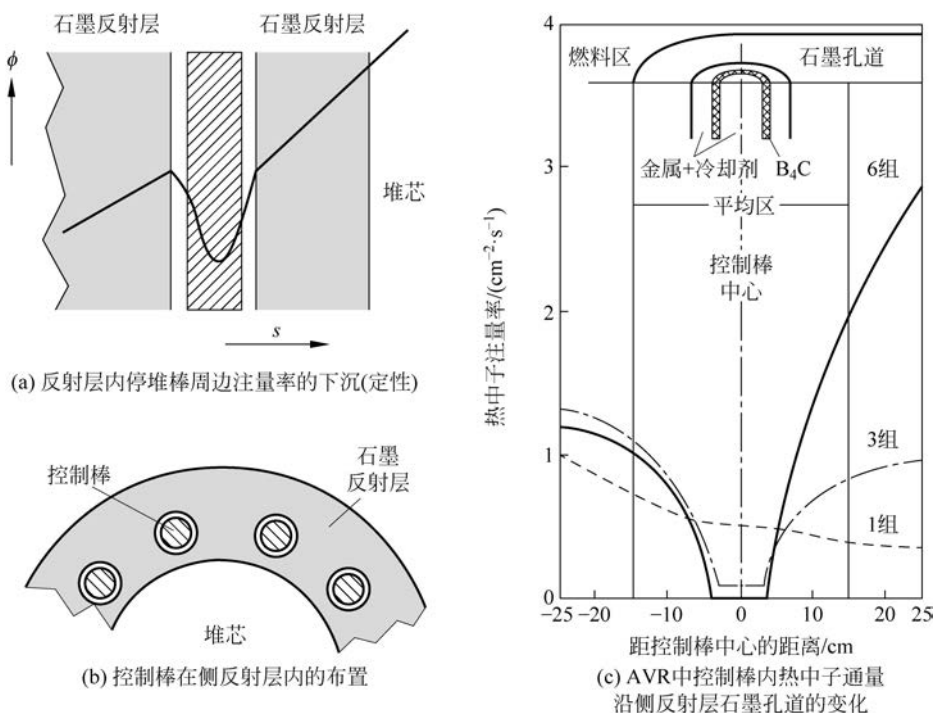


图 2.13 反射层中控制棒或停堆棒周边热中子注量率的变化

1 组：快中子；3 组：超热中子；6 组：热中子

插入控制棒后产生的吸收效应使控制棒周边的反射层成为吸收中子的部分黑体，而这些黑体减弱了反射中子的作用。根据与所处位置的距离，从堆芯泄漏出的中子有 70%~80% 可能被吸收。按照 15% 的中子泄漏率来计算，布置在反射层内停堆系统总的反应性当量为 10%~12%。

当然，若采用目前复杂的 3D 计算机系统进行模拟，也可将控制棒之间的相互影响考虑进来加以分析。由于控制棒之间的屏蔽效应，控制棒的反应性当量略有下降。对于模块式 HTR，比较适宜的吸收体材料是碳化硼 ( $\text{B}_4\text{C}$ )，硼具有很大的吸收截面，如图 2.14 所示。一般将装在控制棒内的碳化硼制作成吸收环。对于模块式 HTR，第二停堆系统设计成采用含硼的材料作为吸收小球。

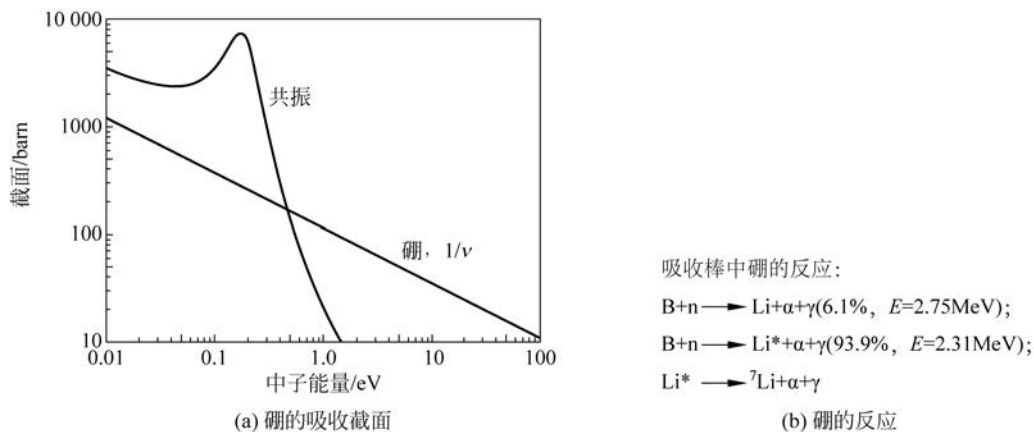


图 2.14 硼用作吸收材料

由于硼的吸收截面很大,所以必须考虑硼的燃耗产生的影响。

$$\frac{dN_B}{dt} = -\overline{\sigma_a} \cdot \phi \cdot N_B, \quad N_B(t) = N_B^0 \cdot \exp(-\overline{\sigma_a} \cdot \phi \cdot t) \quad (2.62)$$

燃耗会限制吸收体的一部分使用寿命。另外,反应过程中形成的锂不容忽视,它可能会影响材料的参数。虽然使用寿命与运行模式有关,但无论如何,最终经过 20 年的使用之后,控制棒必须要加以更换。

停堆棒的反应性当量可通过扩散和迁移理论推导得出。例如,对于一根中心棒(半径为  $a$ , 堆芯直径为  $R$ ),可以得到:

$$\Delta K \approx 7.5 M^2 / R^2 \cdot [0.116 + \ln(R/2.4 \cdot a)]^{-1} \quad (2.63)$$

其中,  $M^2$  是堆芯中子迁移长度的平方。

在进行更为详细的计算时,需要对棒与棒之间相互干扰的情况加以分析和评估,因为这些相互之间的干扰会使棒的反应性当量下降。在进行安全分析时,一般要假定具有最大反应性当量的控制棒不能插入。

两套停堆系统的反应性当量如图 2.15 和图 2.16 所示。第一停堆系统是由插入孔道内的控制棒组成,其反应性当量(正常插入深度和插入深度为 6m 之间的当量差)大约为 2.6%。

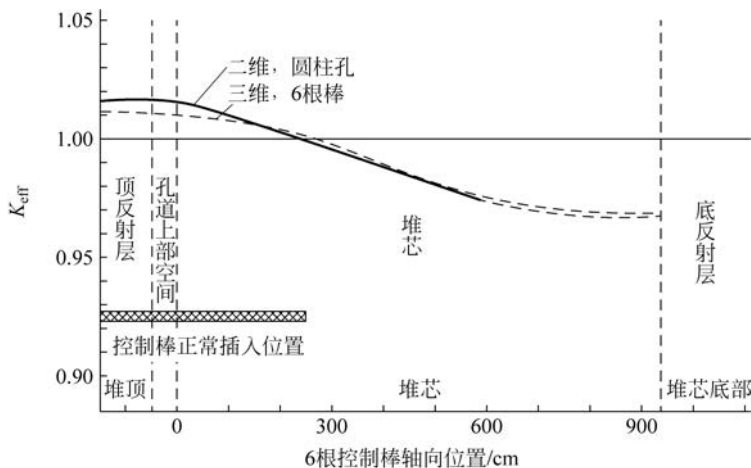


图 2.15 第一停堆系统反应性当量与 6 根控制棒轴向位置的关系(HTR-Module, 200MW)

控制棒完全弹出堆芯引入的反应性当量大约是 1.2%, 该反应性当量与后面严重反应性事故分析中选取的典型假设相对应(详见第 11 章)。这个 1.2% 的反应性当量是根据模块式反应堆需要在 50% 负荷下运行的要求提出来的。为了避免这个剩余反应性当量的要求,一座核电厂可以由多个模块式反应堆组成。在这种情况下就可以通过单个模块堆停堆的方式来满足电厂负荷调节的要求。

第二停堆系统采用吸收小球来实现对电厂的调节,吸收小球是直径为 1cm 的含硼小球,可将其注入反射层中的 18 个孔道内,该系统也称为 KLAKE 系统(Klein-absorber Kugel system),其反应性当量特性如图 2.16 所示。



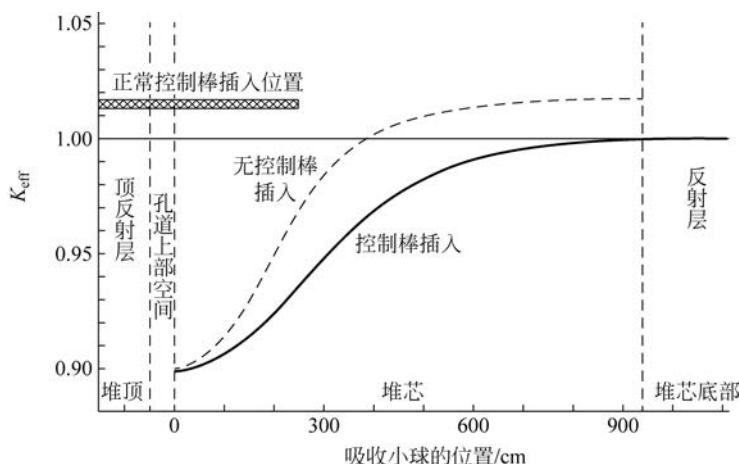


图 2.16 第二停堆系统(KLAK 系统)的反应性当量与吸收小球位置的关系(HTR-Module,热功率为 200MW)

第二停堆系统的反应性当量与第一停堆系统控制棒所处的位置有关。在控制棒全部提出置于堆芯外的情况下,该系统的反应性当量会更大一些;在控制棒全部插入堆芯的情况下,吸收小球全部注入的反应性当量大约为 11%,这一结果不仅完全能够满足对第二停堆系统的要求,而且还留有足够的裕量。

表 2.7 给出了停堆需要的反应性当量与该系统能够提供的当量之间的比较。为了精确地计算控制和停堆系统能够提供的反应性,目前均采用 3D 程序。图 2.16 给出了这些计算的结果。

表 2.7 第一和第二停堆系统反应性的需求和当量值(HTR-Module,热功率为 200MW)

系 统	需 求	数值/%
第一停堆系统	总需求	2.2
	6 根反射层控制棒的当量	3.2
	失去 1 根反射层控制棒的当量	-0.6
	其余 5 根反射层控制棒仍有的当量	2.6
第二停堆系统	总需求	8.1
	18 个 KLAK 的当量	10.6
	17 个 KLAK 和 6 根控制棒的当量	11.0

为了表明各种参数对控制棒当量的影响,可以应用扰动理论来做近似估计。由此得到了受此影响的反应性当量的变化:

$$\frac{\Delta K}{K} = \frac{\int \Delta \Sigma_a \cdot \phi^2 \cdot dV}{\int \Sigma_a \cdot \phi^2 \cdot dV} \quad (2.64)$$

其中,  $\Delta \Sigma_a$  是增加的宏观吸收截面,  $\Sigma_a$  是堆芯中总的吸收截面,函数  $\phi^2$  包括了堆芯内吸收效应的权重。在高注量率区,吸收率  $\Sigma_a \cdot \phi^2$  更重要。这一参数涵盖了正比于  $\phi$  的权重因子。如果吸收棒仅是部分插入堆芯,则可有如下关系式:

$$\frac{\Delta K}{\Delta K_{\max}} \approx \frac{\int_0^x \phi(x'^2) dx'}{\int_0^H \phi^2 dx} \quad (2.65)$$

体积的微分表示为  $dV = A \cdot dx$ ,  $H$  是堆芯的高度。应用如下函数:

$$\phi(x) = \phi_0 \cdot \sin(\pi \cdot x/H) \quad (2.66)$$

选取反应堆堆顶处( $x=0$ )的注量率为 0,最终得到反应性的变化为

$$\frac{\Delta K(x)}{\Delta K_{\max}} = \frac{x}{H} - \frac{1}{2\pi} \cdot \sin(2\pi \cdot x/H) \quad (2.67)$$

图 2.17 给出了相应的变化曲线。可以看到,反应性当量具有典型的 S 曲线的特性。

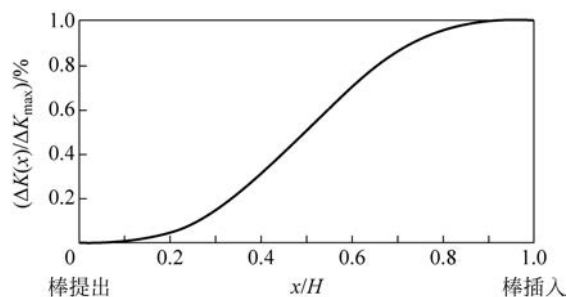


图 2.17 控制棒反应性当量随插入堆芯或反射层深度的变化

图 2.16 和图 2.17 所示的曲线是我们所熟知的控制棒的 S 曲线。很显然,如果中子注量率发生变化,该曲线也会发生变化。

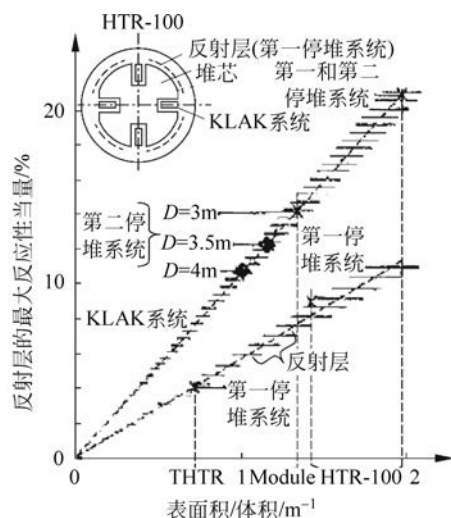
如果控制棒的移动采用  $dx = v \cdot dt$  来表示,则反应性的变化也可以用下面的函数来表示:

$$\frac{d(\Delta K)}{dt} \approx \frac{2v}{H} \cdot \Delta K_{\max} \cdot \left[ \sin \left( \frac{\pi x}{H} \right) \right]^2 \quad (2.68)$$

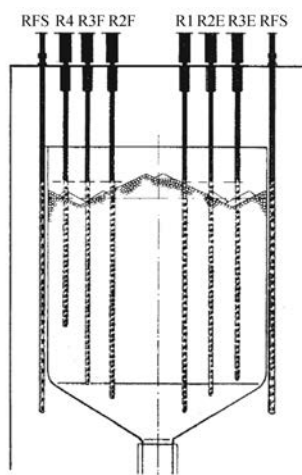
发生事故时,控制棒在重力作用下下落,在这种情况下,可以得到如下关系式:

$$v = \sqrt{2xg}, \quad \tau = x/v \approx \sqrt{x/(2g)} \quad (2.69)$$

其中,  $\tau$  是反应性引入的时间。为了使控制棒能够安全和快速地插入,目前,要求所有反应堆在新装入燃料元件之后必须对反应性当量和插入时间进行多次测量, LWR 就是这样操作的。同样, THTR 也做过如此测量,测量的一些结果如图 2.18 所示。另外,对计算和测量结果进行评估的结论是令人满意的。控制棒在侧反射层孔道内下落的时间基本上与自由落体规律给出的数值相符,误差大约在 0.5s 这样一个量级。



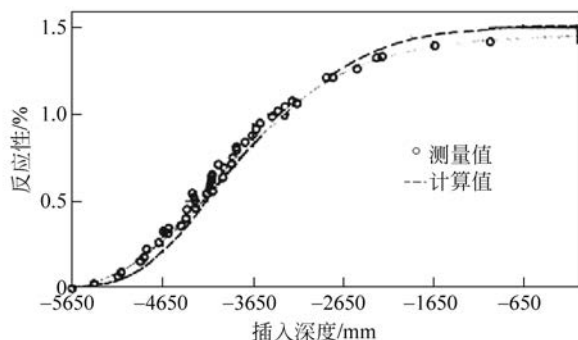
(a) 对反射层的考虑



(b) 测量控制棒下落时间的实验装置

棒位	插入深度/mm	平均插入时间/s
R1	5500	85
R2F	5210	84
R2E	5160	
R3F	4900	82
R3E	4760	
R4	3480	44

(c) 控制棒平均插入时间(插入球床)



(d) 一组反射层控制棒的反应性当量

图 2.18 THTR 反射层反应性的考虑、反应性的测量值和计算值及落棒时间

由图 2.18 可知, THTR 第二停堆系统控制棒的插入时间要长得得多, 这是由控制棒和球形燃料元件之间的相互作用力所致。而实际上, 对第二停堆系统并不要求在短时间内插入。堆芯的冷却过程及对氦衰变反应性的平衡允许控制棒在几小时内插入堆芯。在 THTR 中, 向氦气中加入  $\text{NH}_3$  可以减少摩擦力。而在所有模块式球床堆芯反应堆中, 均采用将吸收小球设置在反射层孔道内的设计方案, 这样, 就不会出现控制棒和燃料元件之间产生摩擦力的问题。对于未来的模块式 HTR, 这是一个很大的优势。除此之外, 使反应堆停堆的第 3 种可能的手段是向堆芯注入硼球, 并且借助燃料元件的装载系统对其加以分布。

## 2.6 反射层中的快中子注量

快中子对石墨结构会造成损伤。通常取能量高于 0.1 MeV 的快中子辐照产生的影响作为重要的依据。在辐照开始阶段, 石墨材料表现为收缩, 之后转变为膨胀, 如图 2.19 所示, 这种变化与石墨的类型有关。

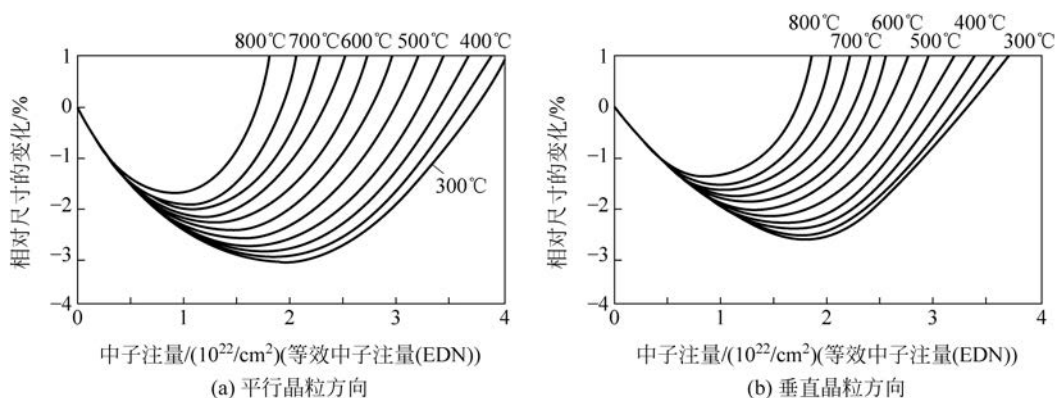


图 2.19 反射层石墨在快中子辐照下相对尺寸随快中子剂量和温度的变化(近各向同性材料)

尺寸的变化  $\Delta l/l = f(E, T)$  与石墨材料结构的方向性也有一定的关系。石墨的另一些特性, 如导热系数、弹性模量、膨胀系数和强度在快中子辐照下也会发生变化。对石墨材料的多种性能在快中子辐照下产生的变化进行测量, 并将测量结果用于堆内构件的设计分析(详见第 5 章)。对每一种新型石墨, 在其应用于核反应堆之前都要进行是否适用的验证, 其中就包括广泛的辐照实验。

辐照损伤和各种材料性能的变化主要是由能量大于 0.1 MeV 的快中子造成的, 受辐照的影响, 石墨结构中出现了大量相互作用的位移, 如图 2.20(a) 所示。

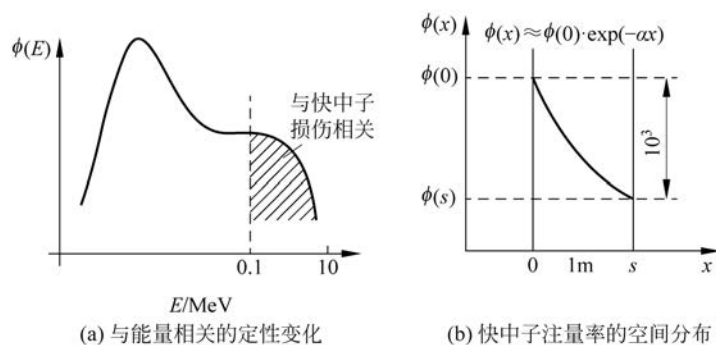


图 2.20 中子谱随能量和空间分布的变化

石墨能承受的快中子注量可由下面的关系式计算得出:

$$D = \bar{\phi} \cdot \tau = n \cdot v \cdot \tau \quad (2.70)$$

其中,  $\tau$  是石墨在快中子注量率  $\phi$  下的辐照时间,  $D$  的量纲是  $\text{cm}^{-2}$ , 辐照的中子注量通过对注量率的积分得到。

$$\bar{\phi} = \int_0^\infty \phi(E) \cdot dE \quad (2.71)$$

$\phi(E)$  可以用修正的快中子裂变谱来加以近似:

$$\phi(E) \cdot dE \approx c_1 \cdot E \cdot \exp(-c_2 E) \cdot dE \quad (2.72)$$

在  $E_0 < E < 10\text{MeV}$  上的积分仅包括部分中子  $D^*$ 。

$$\bar{\phi} \approx c_1/c_2^2 \cdot \exp(-c_2 \cdot E_0) \cdot (1 + c_2 \cdot E_0) \quad (2.73)$$

快中子注量率在反射层内的空间分布如图 2.20(b) 所示。可以看到, 只是对于紧靠堆芯的反射层材料, 才需要考虑辐照带来的损伤, 因为快中子注量率经过 1m 厚的反射层之后大约下降到原来的  $1/10^3$ 。

模块式 HTR 快中子谱 3D 计算的详细结果如图 2.21 所示。 $1 \times 10^{13}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$  的快中子注量率在 30 年间引起的注量为  $5 \times 10^{22}/\text{cm}^2$ , 这个注量可以使反射层中石墨的尺寸产生百分之几的变化。

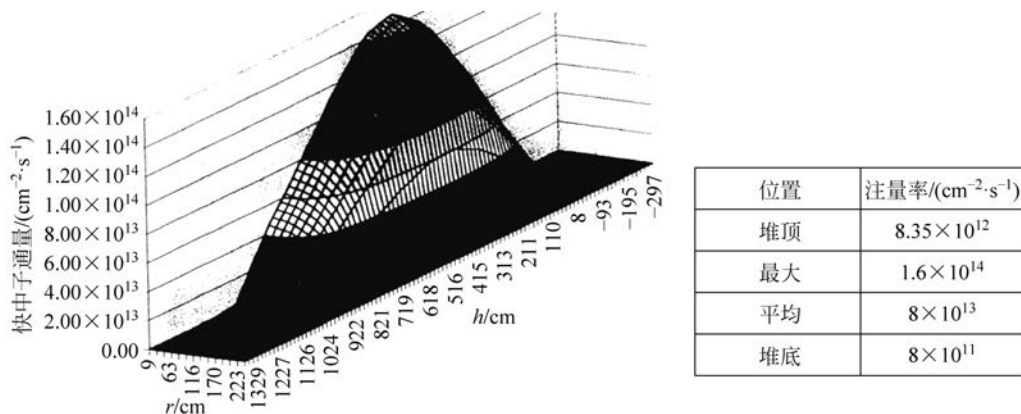


图 2.21 模块式 HTR(200MW)快中子注量率的分布

除了辐照引起的机械和热工参数的变化, 维格纳效应也必须要避免。我们知道, 在温度低于  $200^\circ\text{C}$  的条件下进行辐照时, 石墨晶格内的能量积聚起来, 可能发生瞬时的退火效应, 能量突然释放并使温度快速上升。而对于所有的 HTR 型反应堆, 因其冷端氦气的温度均高于  $250^\circ\text{C}$ , 使得维格纳效应降低到不是很严重的程度, 这是因为在正常运行时发生退火可将能量缓慢地释放出来, 如图 2.22 所示。

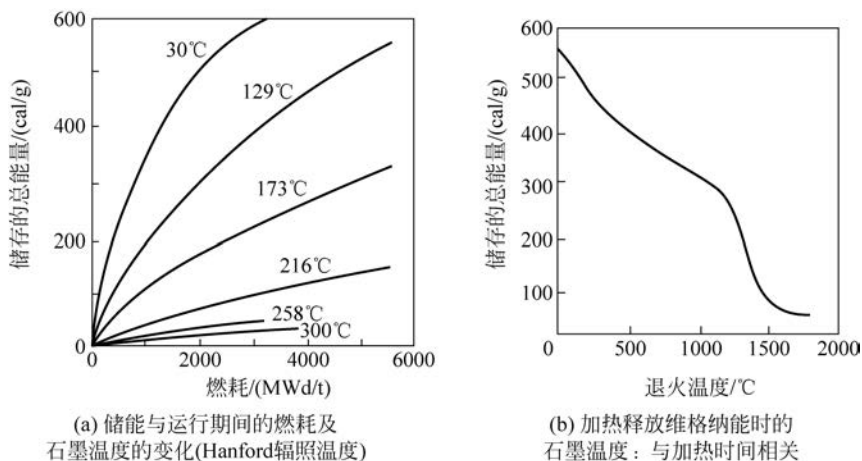


图 2.22 维格纳效应引起的石墨中能量的积聚及其与石墨温度和燃耗的相关性

快中子辐照导致石墨的很多参数发生变化。图 2.23 给出了这些参数随快中子注量的变化趋势, 对于不同品质的石墨, 形成的曲线也是不同的, 应进行仔细的测量。对于所有处于较高快中子注量率区的其他材料, 也存在类似的变化。

在全球范围内, 已对核石墨诸多品质的合格性实施了大型的测试计划。在辐照实验中应用了中子能谱中不同能量的限值。在反应堆的运行过程中, 会经常使用镍探测器, 因此在很多时候采用所谓的镍裂变注量率来计算石墨的损伤率。

镍裂变注量率采用如下的表达式来定义:

$$\phi_{\text{Ni}} = \frac{1}{\sigma_{\text{Ni}}} \int_0^\infty \sigma_{\text{Ni}}(E) \cdot \phi(E) \cdot dE \quad (2.74)$$

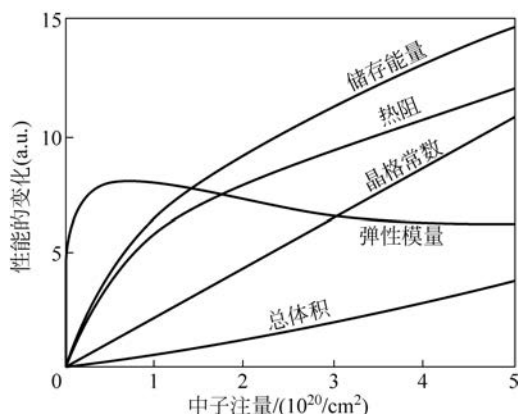


图 2.23 石墨性能随快中子注量的变化

根据 2.2 节给出的定义,截面  $\sigma_{\text{Ni}}^{\text{f}}$  是指在裂变中子谱  $\chi(E)$  上取平均的数值,为

$$\sigma_{\text{Ni}}^{\text{f}} = \int_0^{\infty} \sigma_{\text{Ni}}^{\text{f}}(E) \cdot \chi(E) \cdot dE / \int_0^{\infty} \chi(E) \cdot dE \quad (2.75)$$

辐照期间碳的位移率  $C_d$  可用如下表达式来定义:

$$C_d = \int \phi(E) \cdot \sigma_s(E) \cdot p(E) \cdot dE = dX/dt \quad (2.76)$$

其中,  $dX/dt$  为单位体积和单位时间内从晶格上迁移出的碳原子数量;  $\sigma_s(E)$  为碳的散射截面;  $p(E)$  是指由于与入射能量为  $E$  的中子发生碰撞而引起的碳原子的迁移数量。函数  $p(E)$  通过实验获得,其与能量的关系见表 2.8。

表 2.8 与入射能量为  $E$  的中子发生碰撞而从晶格中迁移出的碳原子数量的实验结果

能量/eV	$10^3$	$10^4$	$10^5$	$10^6$	$10^7$
每次碰撞的平均迁移数	2.83	28.3	280	480	500

在英国哈维尔的 DIDO 反应堆上进行过 HTR 中石墨材料的很多辐照实验。对于这个中子源,定义了一个等效 Dido 镍注量率(EDNF),并通过如下的关系式将其与损伤率关联:

$$\text{EDNF} = C_D / (C_D / \phi_{\text{Ni}})_{\text{DIDO}} \quad (2.77)$$

其特征比  $(C_D / \phi_{\text{Ni}})_{\text{DIDO}}$  的数值经过了测量,具体为

$$(C_D / \phi_{\text{Ni}})_{\text{DIDO}} = 1.26 \times 10^{-21}, \quad \sigma_s(\text{fast}) \approx 2.5 \text{ barn} \quad (2.78)$$

这个数值的大小可以用下面对于快中子与石墨晶格相互作用的简化分析来加以解释。弹性碰撞中传递给晶格的最大能量  $E_{\text{max}}$  可用如下方程来估计:

$$E_{\text{max}} = E \cdot [4M_1 M_2 / (M_1 + M_2)^2] \quad (2.79)$$

其中,  $E$  是入射中子的能量,  $M_1$  是中子的质量,  $M_2$  是碳原子的质量。例如, 1MeV 的中子在首次碰撞中就失去了 0.284MeV 的能量,那么这个碰撞过的中子的剩余全部能量有可能再触发一次碰撞。

不是所有的碰撞均会引起碳原子的位移,中子的能量也有可能通过振动能量的传递或者对晶格的加热而减缓能量消失的速度。将一个碳原子从石墨晶格位置上移出所需的能量为 25eV,进行理论分析时,考虑将  $E_T \approx 1000A$  的能量作为辐照损伤的阈值,那么碳原子偏移的数量  $\dot{n}_D$  与碰撞数的关系可以表示为

$$\frac{\dot{n}_D}{N\sigma\phi} \approx \frac{E_T}{4E_D} \cdot (2 - E_T/E_{\text{max}}) \quad (2.80)$$

该比值与  $E_T$ ,  $E_{\text{max}}$  和  $E_D$  相关,大约为 600,与应用 DIDO 中典型辐照条件得到的  $C_D / (\phi_{\text{Ni}} \sigma_s) \approx 500$  相对应。

采用气体冷却的石墨慢化反应堆堆芯结构设计是与核工程中新的要求相关的,在对堆芯结构的设计和布置过程中,尤其需要将因快中子辐照引起的尺寸变化考虑进来。

目前已经开发了用于堆芯结构中石墨的实际应用数据,并已提出相应的设计准则。其中的一个建议已在 HTR-Module 中得到采用,如图 2.24 所示。

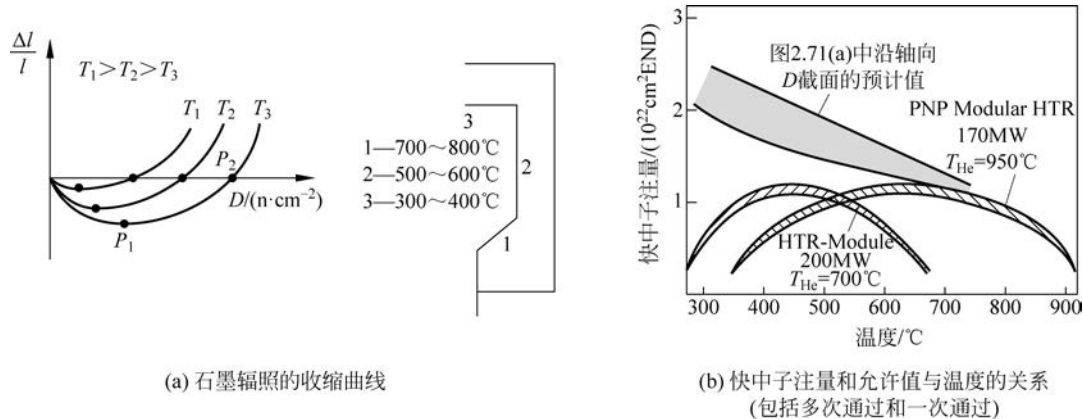


图 2.24 模块式 HTR 石墨反射层布置的概念

基于石墨在辐照期间的行为曲线( $\Delta l/l = f(T, D)$ ),可以确定其尺寸(平行方向和垂直方向)随快中子注量和温度变化的最大值。图 2.24(a)给出了曲线拐点处的快中子注量( $P_1$ )和石墨尺寸回到零点时的注量( $P_2$ )。在这个例子中,尺寸变化的拐点可定义为尺寸的最大收缩点,最大收缩值很大程度上取决于石墨的温度。

对于模块式 HTR( $3MW/m^3$ , 30 年满功率运行),所有石墨尺寸的变化均低于图 2.24(b)所示的数值。

根据上述设计原则,内部结构中的石墨块经辐照后的体积必须严格限制在小于初始的体积,且不会出现由膨胀引起的堆芯结构的附加应力。另外还应注意,在对石墨块进行应力分析的过程中,也必须要将与辐照温度和注量相关的石墨蠕变现象考虑进来,无论辐照效应的程度有多大,要求发生的范围仅局限在反射层厚度开始的 20cm 内。目前,已设计出详细计算石墨块受辐照影响的行为的计算程序,且已用于对堆芯结构的分析,效果令人满意(详见第 5 章)。

## 2.7 球流行为对能耗的影响

在模块式 HTR 中,球形燃料元件在满功率运行过程中采用的是连续装卸的方式,通常它们可循环利用多次。

在运行期间,球床反应堆内燃料元件在重力作用下缓慢移动通过堆芯。以 THTR 为例,球在堆芯内的平均移动速度大约为 1.3mm/h,堆芯高度为 5.2m,堆芯中心通道上的燃料元件完全通过堆芯的时间大约为 4000h。由于反应堆堆芯底部为锥形结构,燃料球从中心的卸球管卸出,因此在反应堆堆芯各个部位,球流的行为各不相同。为了对堆芯设计进行中子物理计算,必须尽可能多地对球流行为加以了解。

图 2.25 给出了一些信息,以说明燃料球在球床反应堆堆芯中的流动情况。图 2.25(a)所示的流线为在玻璃模型中测量的结果,图 2.25(b)所示为 THTR 堆芯实验的总体结果。

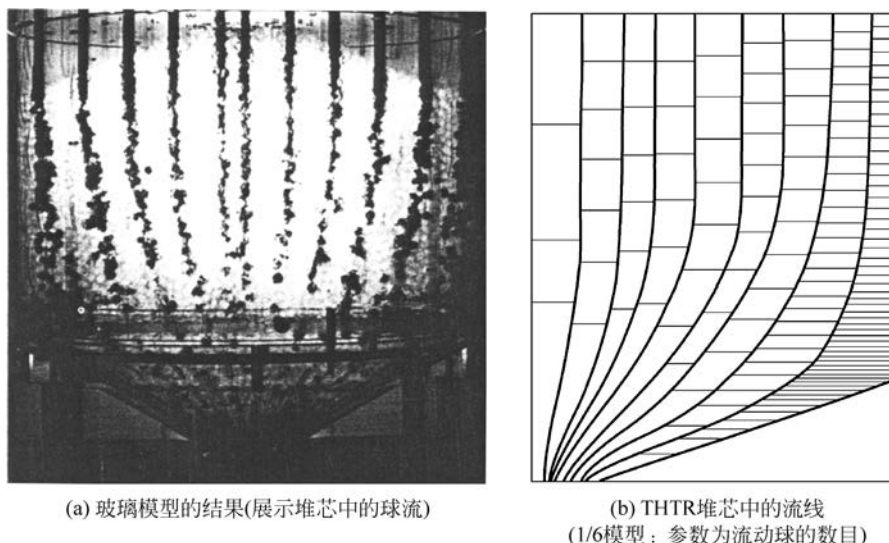


图 2.25 堆芯内球床燃料元件的流动

堆芯内燃料元件的装卸主要有两种不同的方式:

- MEDUL 循环: 燃料元件循环通过堆芯 6~15 次直至达到设定的燃耗。每一次循环后均进行燃耗的测定, 以确定燃料元件是重新装入堆芯再循环, 还是从循环中卸出并转运到中间贮存。
- OTTO 循环: 新燃料元件装入满功率运行的堆芯, 从堆顶向下移动, 大约经过 3 年的时间, 达到设定的燃耗后卸出, 之后再将它们转运到中间贮存。

研究者们采用各种比例的模型进行了多次球流实验, 并对大多数重要参数产生的影响进行了分析。通过分析结果发现, 球通过堆芯的时间是一个复杂的函数, 它与很多参数相关, 如图 2.26 所示。

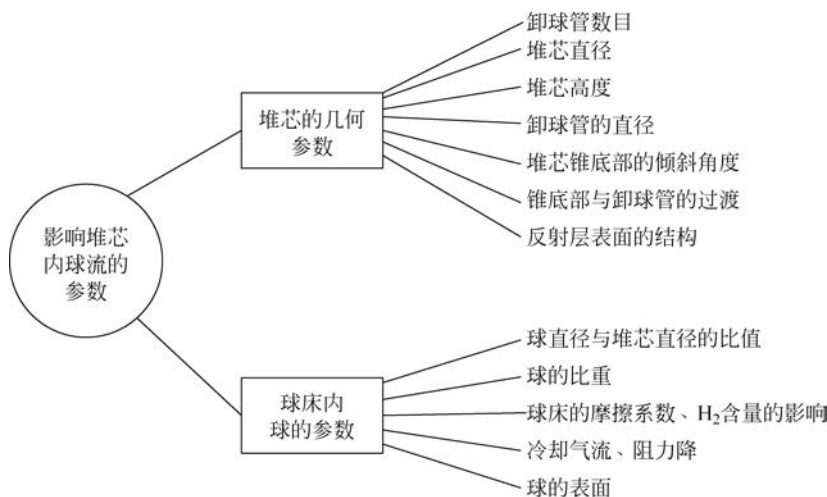


图 2.26 球床反应堆堆芯内影响球形燃料元件流动的参数

基于简化后的理论及目前已完成的大量实验, 可以给出燃料元件通过堆芯流动这一行为的定义。一般地, 可以认为这种移动类似于一个不可压缩介质层流的移动行为。球的移动速度取决于球在堆芯中的径向位置, 如图 2.27(a)所示, 球从堆芯卸出的随机分布结果造成燃耗的随机分布, 如图 2.27(b)所示。燃料元件在堆芯内的流动状况取决于堆芯的高度和直径之比, 这个比值越大, 球在堆芯内的平均滞留时间和最长滞留时间的偏差越小。堆芯功率密度的峰值因子也取决于循环的次数, 这一点与在严重事故下堆芯衰变热自发载出有一定的相关性(详见第 10 章)。

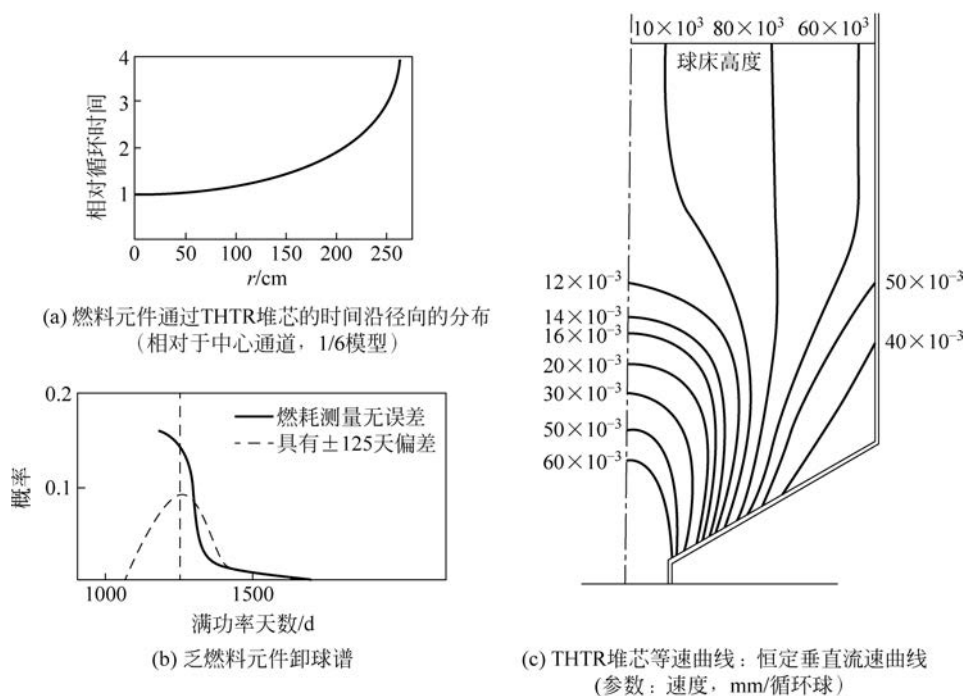


图 2.27 球床堆芯球流实验的结果

可以在流体动力学规律的基础上给出堆芯中球床移动的运动方程。假设球床是黏性流体,是不可压缩的,并且具有很高的黏度(如果速度很小,这一条件能够得到充分满足),去掉移动方程中的非线性项,可以得到偏微分方程:

$$\rho \cdot \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} = -\Delta p + \eta \cdot \Delta \mathbf{v} + \rho \cdot g \quad (2.81)$$

其中, $\rho$  表示密度, $\eta$  表示黏度, $\mathbf{v}$  表示速度矢量, $g$  为重力常数。

进一步近似后,可以求得方程的稳态解( $\partial/\partial t=0$ )。为了对方程加以求解,必须设定一些边界条件。对于壁面,可以假设壁上存在剪切力,其大小与黏性流体中的切向速度成正比,因而得到一个简单的近似:

$$v_t = -\frac{\sigma}{\gamma\eta}, \quad v_n = 0 \quad (2.82)$$

其中, $n$  表征正态方向; $t$  表征切线方向; $\gamma$  是一个因子,表征了与壁面之间的距离,且壁面上的切向速度为 0。在自由表面上,如球床的顶部,其切向速度为 0,在这个位置的垂直方向上没有接续的剪切力,即

$$\sigma = 0, \quad v_t = 0 \quad (2.83)$$

对球床底部,也可作类似的分析,例如,可以应用由卸球系统带来的力。在这些假设下,已经开发了一些基本的计算机程序,并已利用这些程序来计算堆芯中的流线、球通过堆芯移动的时间跨度及燃料元件的滞留谱。图 2.28 表明,THTR 堆芯的计算值与测量值吻合得非常好,比较后的结果超过预期。

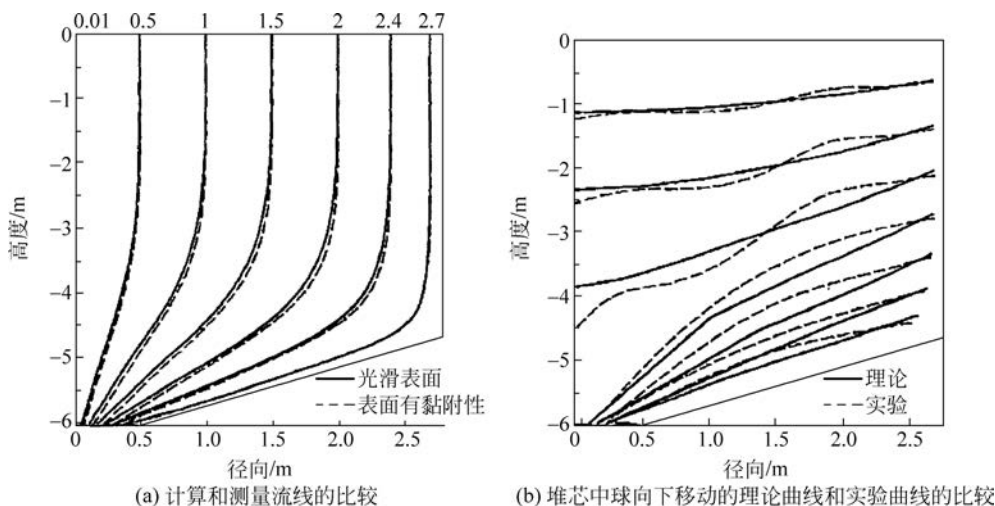


图 2.28 THTR 堆芯中的球流变化

在堆芯的几何布置发生重大变化的情况下,需要在真实的模型上进行实际测量。例如,实际运行中,当采用几个卸球管时,堆芯底部锥角或堆芯高度会发生变化,这时需要给出实际测量值。

球的流速必须要以简化的方式包含在燃料的计算中。若要计算同位素  $i$  的浓度,可以采用如下的平衡式:

$$\frac{\partial N_i}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \frac{\partial N_i}{\partial \mathbf{z}} = \sum_j \phi N_j \sigma_{ij} \gamma_{ji} - \lambda_i N_i - \phi N_i \sigma_a + \dot{Q}_i \quad (2.84)$$

方程右边的变量分别考虑了由于裂变、放射性的衰变、先驱核( $\dot{Q}_i$ )的吸收或形成等使同位素  $i$  消失的情况。由于中子注量率和同位素密度也随空间和时间而变化,所以,相关的偏微分方程仅可通过数值方法来求解,其求解过程通过燃料计算软件来实现。通过对同位素的方程进行非常简化的讨论,可以得到有关燃料元件速度  $v$  的重要性的粗略认识。

$$v \cdot dN_i/dZ \approx C_2 - C_1 \cdot N_i \quad (dN_i/dt = 0) \quad (2.85)$$

该常微分方程的解是

$$N_i(Z) = N_i^0 \cdot \exp(-C_1 \cdot Z/v) + C_2/C_1 \cdot [1 - \exp(-C_1 \cdot Z/v)] \quad (2.86)$$

若  $v$  值较大,表明处于堆芯的中心流道,易裂变材料浓度的变化并不大。而在堆芯的外部区域,由于流速相对较小,变化幅度更大,产生的影响更大。为了更接近实际的计算,把堆芯沿径向和轴向划分为网格,对每个网格按流速分布  $v(r, z)$  作相应的选取,如图 2.29 所示。



不同的网格包含具有不同燃耗状况的燃料元件,如图 2.29(b)所示。在较长的时间跨度内,堆芯内各个网格显示的功率是不断变化的。例如,当处于堆芯最底部网格的燃料元件球被卸出时,位于其上网格的燃料元件球就移到最底部网格的位置。最顶部的网格就被新的或者再循环的燃料元件所填充。将中子注量率、燃耗和燃料元件变化组合在一起进行计算,就可以将球的流动和燃耗耦合在一起。例如,对堆芯中每一条流道的中子注量率、燃耗和燃料元件变化持续地进行计算,就可以得到堆芯内沿轴向和径向的功率分布情况。

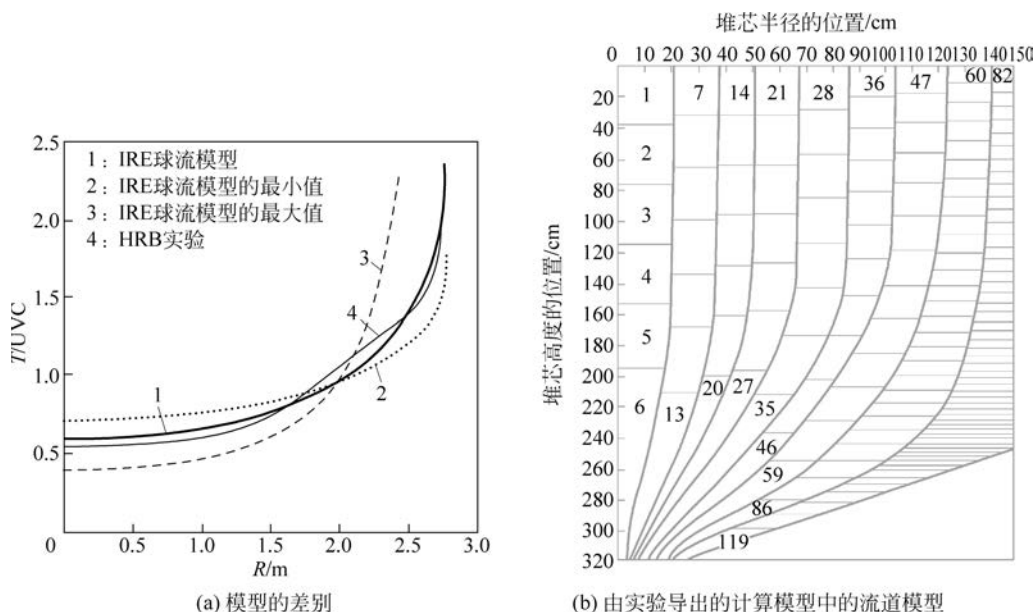


图 2.29 THTR 堆芯中的球流

采用这种网格方式进行计算,就有可能实现对初始堆芯到平衡堆芯这一过程的性能评估。借助这种对堆芯按批次进行分析的方法,也就有可能实现对易裂变材料、重同位素或者裂变产物的相关计算。

前面已提到:

$$\beta = \dot{q}'''(\max) / \bar{q}''' \quad (2.87)$$

$\beta$  值的大小对于衰变热自发载出,以及堆芯可能的功率起着非常重要的作用,这是因为堆芯典型的温度反应性系数取决于  $\beta$  值的大小,相应的关系式如下所示:

$$\Delta T_1 \approx \beta \cdot \bar{q}'''_c \cdot f_0(t^*) \cdot R^2 / (4\lambda_{\text{eff}}) \quad (2.88)$$

其中,  $f_0(t^*)$  是衰变过程开始后  $t^*$  时刻的衰变函数。

在 OTTO 循环中可以得到一个非常极端的轴向注量率和功率分布。由于堆芯底部功率密度很低,堆芯出口处氦气和燃料的温度差很小,氦气出口温度就可以达到很高。在燃料元件和冷却气体平行流过堆芯这一前提条件下,OTTO 循环对于具有工艺热应用的超高温反应堆而言很有优势。根据前述分析,在有辐照效应、衰变热自发载出及堆芯可能选取的热功率的条件下,必须要选取较高的  $\beta$  值,如图 2.30 所示。

除此以外,还有一些关于球形燃料元件装卸方面的建议。例如,堆芯在一个比较长的运行期间(如一年),仅添加新燃料元件而不卸出乏燃料元件。那么很自然地,在这种情况下(称为 OTTO-PAP),就必须有足够大的空间用以满足额外添加的新燃料元件(增加 1/3 多的高度)的放置需求,并且还要充分考虑堆芯阻力降的增加带来的影响。如果乏燃料元件每年仅卸出一次,燃料管理就变得更为容易。总之,球形燃料元件可以采取多种装卸方式。

在模型上进行第一次球流实验时可以观察到,球在壁表面的随机分布呈准结晶状,如图 2.31 所示,而在周边区域,球完全是有序排列的,且这种有序排列的效应一直延续到球床内部。为了避免球的有序排列,可以在壁表面设置凹槽,凹槽的深度是球直径的 1/2。

我们还观察到,球流的行为与堆芯的高度及堆芯底部的锥形角度有关。因此,需要对所有用于反应堆设计的备选堆芯几何形状进行详细的实验。

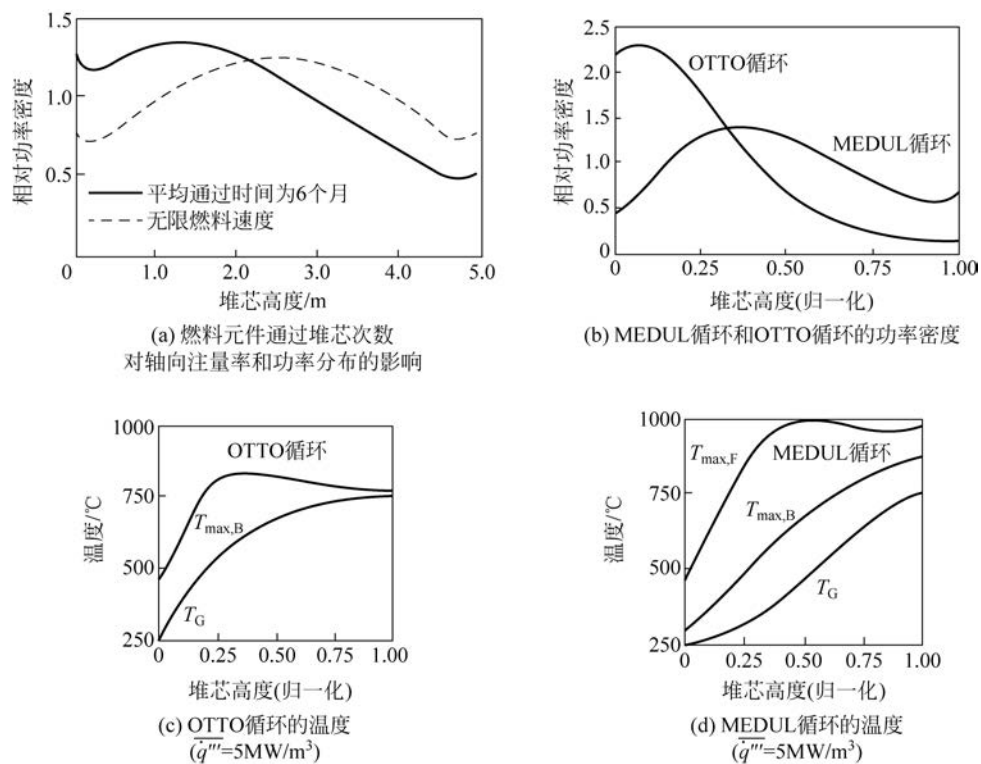


图 2.30 球床堆的燃料管理

0 表示处于堆顶位置

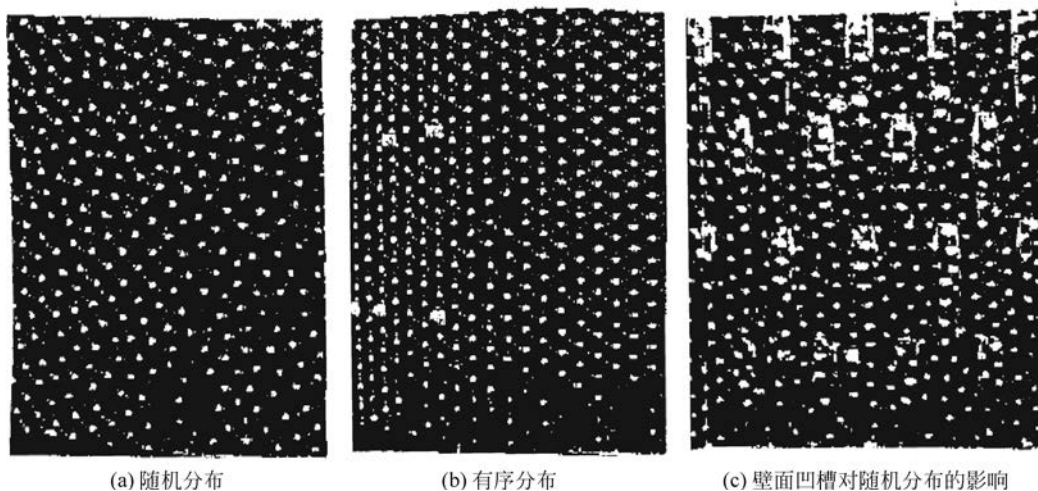


图 2.31 反射层表面凹槽对球床排序的影响

在汇总球床反应堆球形燃料元件流动实验的基础上,得到如下结论:

- 堆芯轴线附近的元件比邻近壁面的元件流动得更快一些,在 THTR 的实际模型中测量到的流动速度比为 3~4。
- 总体上,球的移动非常缓慢,球床基本处于准稳态。
- 平均一个球移动通过堆芯需要大约半年的时间,在达到最终燃耗之前需经过多次循环。
- 球的移动速度取决于在堆芯内的位置,可采用二维的流场来描述。
- 在堆芯的上部,球的流线是平行的,在不同的高度,流速相似。
- 堆芯锥形底部区域流线是弯曲的,流速变得更快。
- 在任意一个区域,球都不是永久停留在那里不移动的。
- 摩擦是影响球床效应的一个重要因素,特别是在加入少量的氢之后,摩擦系数明显降低(表 2.9)。

表 2.9 摩擦系数  $\mu$  与球床(A3 球)温度的关系

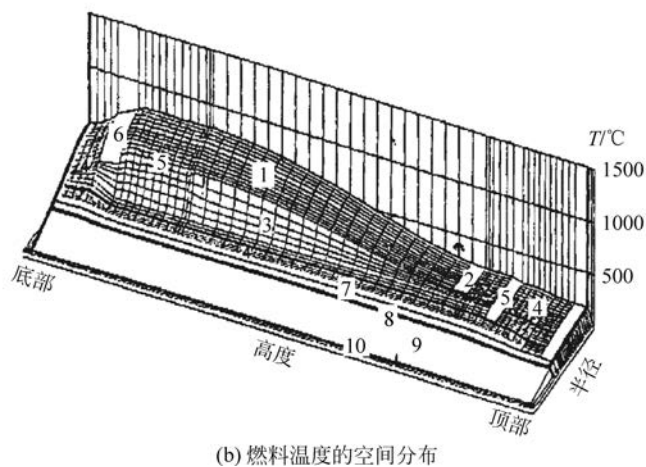
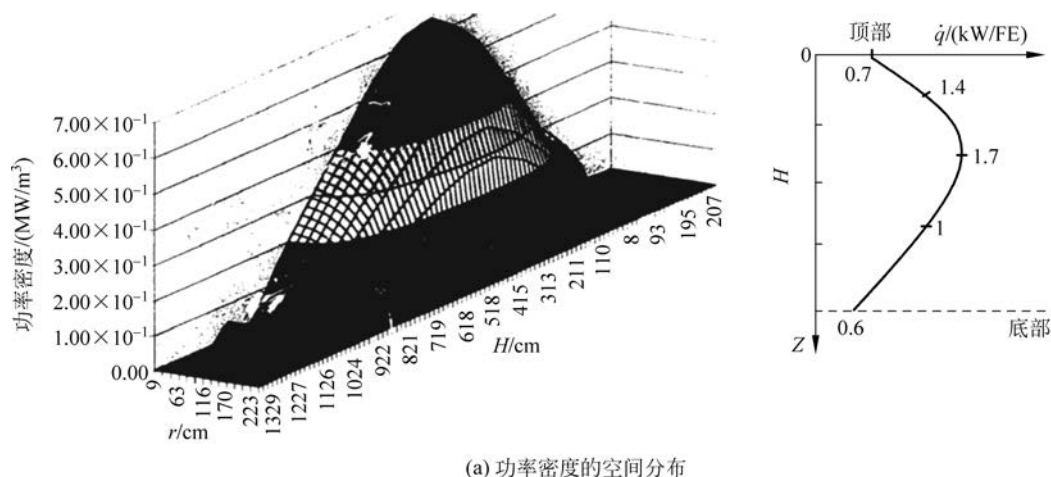
$T/^{\circ}\text{C}$	200	400	600	800	1000
$\mu$	0.47	0.4	0.32	0.23	0.18

高温下,若摩擦系数  $\mu$  有所下降,就会使中心区的球流与堆芯外区的球流发生变化。上文曾提到氢含量对  $p$  的影响。例如,氢含量增加  $10^{-4}$  会使  $600^{\circ}\text{C}$  下的摩擦系数下降为原来的  $1/2 \sim 2/3$ 。

- 为了避免在卸球管处出现搭桥现象,卸球管直径和燃料元件直径之比必须要大于某个最低比值( $D/d=10 \sim 15$ )。
- 大直径的堆芯需要采用多个卸球管。对于只有一个卸球管的模块式反应堆,适宜选取的堆芯直径大约为 3m。
- 在堆芯顶部,需要从几个装球口添加燃料元件,以使堆芯上表面相对比较平整。
- 堆芯底部需采取特殊的结构设计,以保证球流卸出的均衡性。
- 在反射层表面设置合适的槽结构可以避免球在壁面处形成堆积。
- 在任何情况下,都需要在实际的温度和摩擦条件下在大比例尺度的模型上进行球流实验,以对球流获得更有实际价值的经验。

## 2.8 反应堆堆芯中燃料、中子注量率和功率密度的分布

堆芯的热工-水力学分析的基础是堆芯功率密度的空间分布。对堆芯结构的寿命进行评估,也需要了解快中子注量的分布。同时,在进行安全分析时,需要了解衰变热产生和裂变产物存量空间分布的正确的函数关系。以模块式 HTR 为例,图 2.32 给出了需要通过物理分析才能得到的一些必要的信息。为了获得这些信息,



1—球床; 2—上部空间; 3—反射层; 4—碳砖; 5—冷氦气通道; 6—热氦气混合空腔; 7—热屏蔽;  
8—压力壳; 9—堆芯壳; 10—表面冷却器

图 2.32 模块式 HTR 堆芯重要参数的空间分布(HTR-Module)

需要应用复杂和详细的计算机程序。对模块式 HTR 堆芯进行详细分析后得到的一些主要结果汇总在表 2.10。

表 2.10 模块式 HTR 分析得到的一些特性参数(如 HTR-Module; 200MW; 多次通过堆芯循环)

参 数	数 值	参 数	数 值
氦气的温升/ $^{\circ}\text{C}$	250 $\rightarrow$ 700	氦气最高出口温度(设定)/ $^{\circ}\text{C}$	788
燃料元件最大功率/(kW/FE)	1.37	堆芯阻力降/kPa	62
燃料最高温度(设定)/ $^{\circ}\text{C}$	856	反应堆反射层内阻力降/kPa	88
最高表面温度(设定)/ $^{\circ}\text{C}$	802	表面冷却器功率/MW	0.3
平均燃料温度(设定)/ $^{\circ}\text{C}$	561		

对反应堆压力壳内的部件及压力壳本身进行详细的技术分析和评估需要获取一些基本的数据和了解其功能,这是因为快中子注量率的分布会影响金属部件的脆性,以及引起对金属结构件活度的评估。

在进行安全分析时,衰变热产生的函数及其不确定性极为重要。它涵盖了由裂变产生的  $\beta$  和  $\gamma$  衰变,以及由锕系元素衰变反应释放的附加能量。这些均与运行的历史有关,需通过测量和理论分析来获取,如图 2.33(a)所示。同时,堆芯中衰变热的空间分布也与运行的历史有关,如图 2.33(b)所示,这些信息对安全分析也很重要。

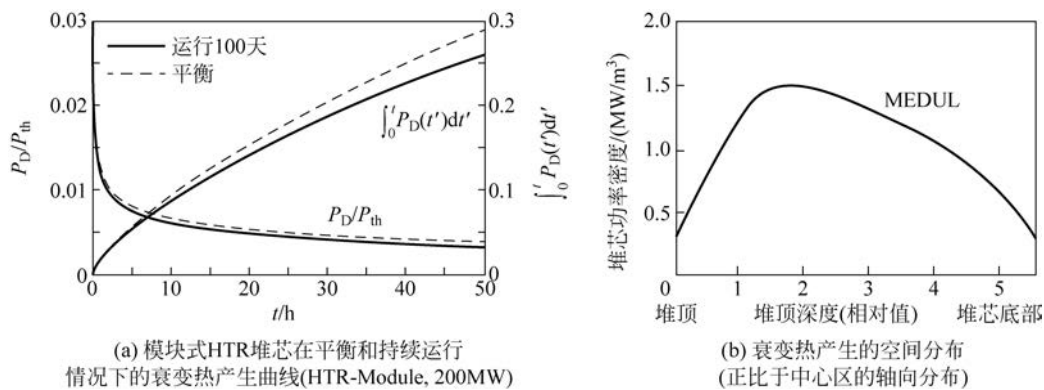
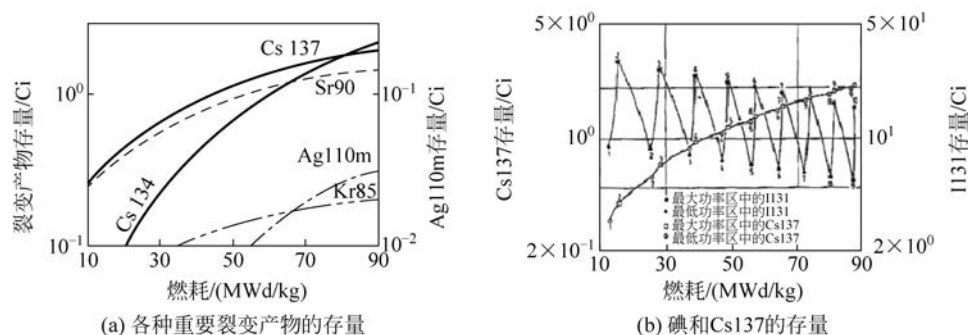


图 2.33 衰变热产生随时间和空间的变化

$P_D$ —衰变热功率;  $P_{th}$ —满功率

建立中子平衡和进行安全分析的另一个重要的主题是计算裂变产物的存量,有关这个问题的一些更为详细的介绍将在第 10 章中给出。堆芯设计及临界分析和评估的相关数据的第一手材料如图 2.34 所示。该图给出了稳态运行过程中裂变产物的总存量,并给出了一些非常重要的裂变产物,如 Cs137 和 I131。



燃料元件中铀含量	$10^{-3}$	$10^{-4}$	$10^{-5}$	$10^{-6}$
Cs137在30年间的释放率/Ci	50~200	5~30	1~5	0.1~1

(c) 30年满功率运行期间放射性释放率的估计(以Cs137为例)

图 2.34 用于未来技术和安全分析的反应堆计算的一些结果(HTR-Module, 200MW, MEDUL 循环)

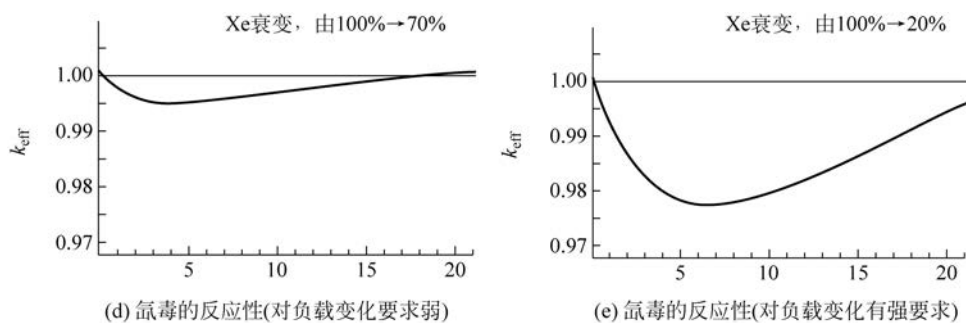


图 2.34(续)

对于中子动态, Xe 135 对中子动态效应的影响很大。对负荷变化的要求将影响反应性的大小, 在长时间中断运行需要重新启动的情况下, 必须要对反应性的大小进行预计。为了提高安全性, 反应性应尽可能地小, 氙动态的某些方面将在第 9 章中讨论。

## 2.9 核反应堆的动态原理

### 2.9.1 总体概况

本节之前主要是讨论反应堆堆芯的稳态行为, 而与稳定状态同样重要的是中子群随时间变化的行为。关于长期的变化情况, 如燃耗、某种裂变产物的形成、锕系元素的积累或者转化过程将在第 9 章中加以讨论。反应堆的动态行为关系到反应堆的正常运行及安全性问题, 并发挥至关重要的作用。特别是中子注量率的短期变化和临界状态的变化产生的影响很大, 均需在和中子动力学相关的问题中加以分析, 图 2.35 给出了必须要进行分析的各种与时间相关的动态过程。

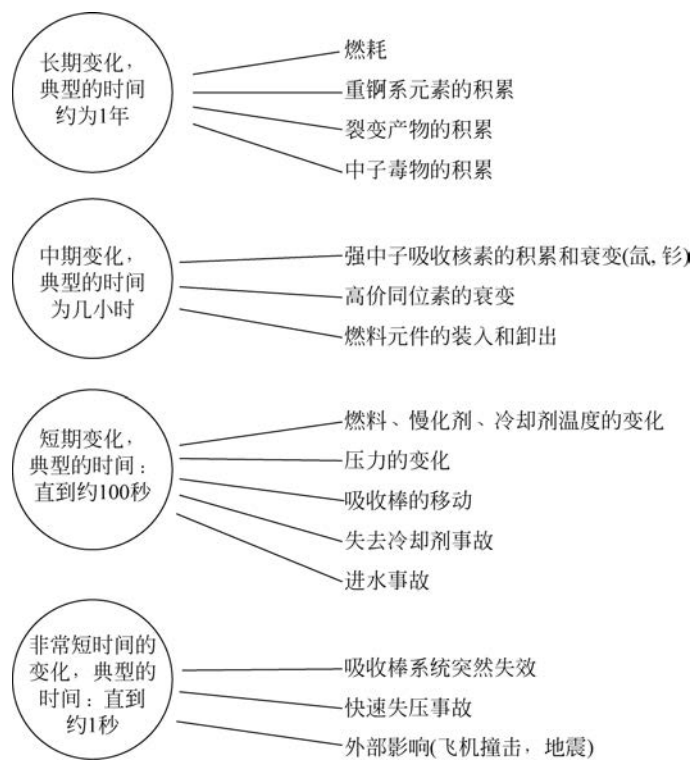


图 2.35 反应堆系统堆芯随时间变化的概况

其中一些效应, 如燃耗、氙的动态变化或同位素的积累将在第 10 章有关运行的章节中进行讨论, 一些主题如反应性的快速变化将在第 10 章有关安全的章节中进行讨论。

核反应堆的动态行为受瞬发和缓发中子的影响。在 2.5 节中,已经给出有关缓发中子作为实现反应堆安全性主要先决条件的相关说明。这里,再提供两个表征中子群的重要时间常数:一个是瞬发中子寿命,另一个是包括瞬发中子和缓发中子的总的一代中子寿命,如图 2.36 所示。

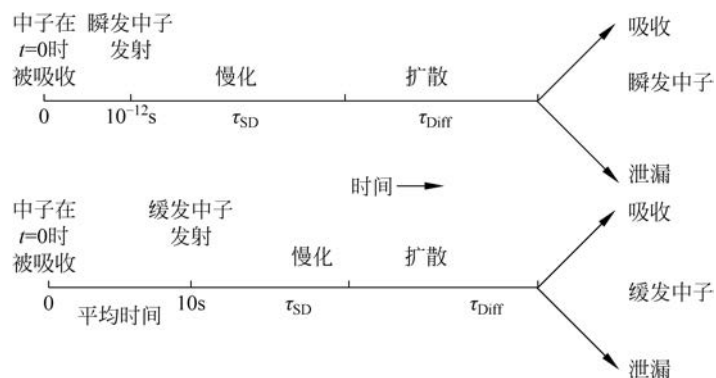


图 2.36 瞬发和缓发中子的寿命

在热中子堆中,瞬发中子的总寿命  $\tau_{\text{tot}}$  可以近似用慢化时间  $\tau_{\text{SD}}$  和扩散时间  $\tau_{\text{Diff}}$  之和来表征。瞬发中子经过复合核大约  $10^{-12}$  s 之后发射出来,可以得到如下关系式:

$$\tau_{\text{tot}} = \tau_{\text{SD}} + \tau_{\text{Diff}} \approx \frac{2}{v_{\text{th}} \xi \Sigma_{\text{S}}} + \frac{1}{\Sigma_{\text{a}} v_{\text{th}}} \quad (2.89)$$

其中,  $\xi \Sigma_{\text{S}}$  表征了慢化过程,  $v_{\text{th}}$  表征了扩散过程中的速度,  $\Sigma_{\text{a}}$  包括了系统中的所有吸收。

表 2.11 给出了一些重要慢化剂的数据和时间常数。在这些反应堆系统中,扩散过程所用的时间要比慢化过程长得多。

表 2.11 一些重要慢化剂的慢化和扩散时间常数

慢化剂	$\xi \cdot \Sigma_{\text{S}} / \text{cm}^{-1}$	$\Sigma_{\text{a}} / \text{cm}^{-1}$	$\tau_{\text{SD}} / \text{s}$	$\tau_{\text{Diff}} / \text{s}$
石墨	0.06	$2.77 \times 10^{-4}$	$1.5 \times 10^{-4}$	$1.64 \times 10^{-2}$
H <sub>2</sub> O	1.36	$2.21 \times 10^{-2}$	$6.7 \times 10^{-6}$	$2.1 \times 10^{-4}$
D <sub>2</sub> O	0.18	$3.75 \times 10^{-5}$	$5 \times 10^{-5}$	$1.2 \times 10^{-1}$

缓发中子的影响极其重要,如下面的简单估计所示。如果反应堆仅有瞬发中子,其动态行为就如下式所示。其剩余反应性可以定义为

$$\rho = \frac{k_{\text{eff}} - 1}{k_{\text{eff}}} \approx \frac{\Delta k_{\text{eff}}}{k_{\text{eff}}} \quad (2.90)$$

采用一种线性模型比较两代中子,可以得到如下关系式:

$$n(t + \tau_{\text{p}}) = k_{\text{eff}} \cdot n(t) \quad (2.91)$$

$$n(t + \tau_{\text{p}}) \approx n(t) + \frac{dn}{dt} \cdot \tau_{\text{p}} \quad (2.92)$$

对于中子数或者中子注量率,其微分方程式为

$$\frac{dn}{dt} = \frac{k_{\text{eff}} - 1}{\tau_{\text{p}}} \cdot n, \quad \frac{d\phi}{dt} = \frac{\rho}{\tau_{\text{p}}} \cdot \phi, \quad \frac{\rho}{\tau_{\text{p}}} = \frac{1}{T} \quad (2.93)$$

其中,  $T$  是反应堆的反应性周期。中子注量率按指数增长:

$$\phi(t) = \phi(0) \cdot \exp(t/T), \quad T = \tau_{\text{p}} / \rho \quad (2.94)$$

用如下假设来表征相应的状态:  $\rho = 0.002$ ,  $\tau_{\text{p}} = 7 \times 10^{-4}$  s,  $t = 2$  s。于是,可以得到反应堆的反应性周期  $T = 0.35$  s,注量率比为  $\phi(2\text{s}) / \phi(0) = \exp(5.71) = 302$ 。由此可知,这种类型的反应堆是不可控的。在一座核反应堆内,如果仅有瞬发中子对动态过程起作用,那么从安全运行的角度来看是不可行的。这个例子也表明,反应堆决不能被带到一个缓发中子不能发挥重要作用的状态。这也包括反应性的增益大于缓发中子所占份额的情况,这种情况一般也是不允许的。在非常极端的情况下考虑的例外将在第 10 章中加以讨论。

幸运的是,裂变过程中产生的同位素经过一段较长时间之后才发射出缓发中子(详见 2.5 节)。

由于受缓发中子的影响,倍增过程的时间常数发生急剧的变化,6 组缓发中子的时间常数为

$$\bar{\tau}_{\text{Del}} = \sum_{i=1}^6 \beta_i \cdot \tau_i / \beta \quad (2.95)$$

$$\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i = 0.0065 \text{ (对于 U235)} \quad (2.96)$$

其中,  $\beta_i$  是 6 组缓发中子中第  $i$  组缓发中子的份额。需要注意的是, Pu 的同位素和 U233 的  $\beta$  值是不同的。

对于 U235, 现在得到一个时间常数  $\bar{\tau}_{\text{Del}} = 13\text{s}$ 。对于反应堆内的所有中子, 其平均寿命由下面的关系式计算得出:

$$\tau_{\text{total}} = \tau_p (1 - \beta) + \beta \bar{\tau}_{\text{Del}} \quad (2.97)$$

由于  $\tau_p \ll \bar{\tau}_{\text{Del}}$ , 因而可以得到一代中子总寿命的关系式为

$$\tau_{\text{total}} \approx \beta \bar{\tau}_{\text{Del}} \quad (2.98)$$

例如, 对于 U235 燃料,  $\tau_{\text{total}} \approx 0.15\text{s}$ 。于是, 采用与前面给出的例子类似的数值(即  $\rho = 0.002, t = 2\text{s}$ ), 可以得到反应堆的反应性周期, 这一结果比没有缓发中子的情况要大得多。

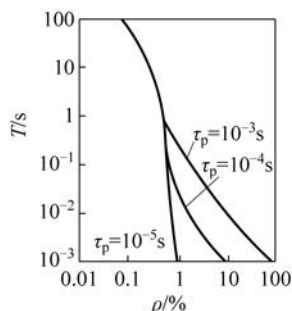
$$T = \tau_{\text{total}} / \rho \approx 75\text{s} \quad (2.99)$$

那么, 中子注量率在 2s 内发生的变化可以由  $\phi(2\text{s}) / \phi(0) \approx \exp(0.027) \approx 1.027$  得到。

在实际的反应堆中, 中子注量率或者热功率的变化可以得到控制。上述例子表明反应性的变化应该足够小(一般地,  $\rho \ll \beta$ ), 使反应堆总是在缓发中子的影响下运行。这样就有可能使对控制和停堆系统的操作是有效的。反应堆的周期  $T$  与反应性  $\rho$  的变化及瞬发中子的寿命  $\tau_p$  相关。图 2.37(b) 给出了 U235 燃料的这种相关性。

燃料	缓发中子总份额	能谱
U235	0.0065	热
U233	0.0028	热
Pu239	0.002 28	热
Pu241	0.0055	热

(a) 各种燃料缓发中子总份额



(b) U235( $\beta=0.0065$ )系统的反应堆周期  $T$  与添加的反应性  $\rho$  和瞬发中子的寿命  $\tau_p$  的关系

图 2.37 反应堆的动态行为

对于其他燃料(U233, Pu239, Pu241), 则具有不同的  $\beta$  值, 如图 2.37(a) 所示。

对于通常反应堆中混合燃料的选取(例如, 在 LEU 中采用 U235 为燃料, 但也含有 Pu239 和 Pu241), 在进行动态分析时必须要把所有易裂变材料涵盖进来一并考虑。经过粗略估计, 采用平均值  $\bar{\beta}$  作为近似可能有助于混合燃料的选取。

$$\bar{\beta} \approx \sum_j \beta_j x_j / \sum_j x_j \quad (2.100)$$

其中,  $\beta_j$  是各种燃料的值(上文已给出相关  $\beta$  值的定义),  $x_j$  是它们在堆芯内的质量份额。

在任何情况下, 由多种易裂变同位素组成的混合燃料都需要进行非常谨慎而细致的分析, 因为燃料循环或者燃耗的变化会改变堆芯的组成, 并且对于实际反应堆系统,  $\rho$  值可能产生的变化必须总是小于  $\bar{\beta}$ , 例如, 在 LEU 循环的情况下, 混合燃料中也包含钚的同位素。

## 2.9.2 动态方程

瞬发中子和缓发中子会随着时间的不断发生变化, 为此可以应用包含瞬发中子和缓发中子修正的中子源

项来简化相关的动态方程。

$$\frac{dn}{dt} = D \cdot \Delta \phi - \Sigma_a \cdot \phi + S, \quad S = S_{pr} + S_{Del} \quad (2.101)$$

$$S = \nu \cdot \Sigma_f \cdot \phi \cdot P_f \cdot (1 - \beta) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i \cdot C_i \quad (2.102)$$

其中,  $P_f$  是指快中子未从反应堆中逃脱的概率,  $C_i$  是发射第  $i$  组缓发中子并到达热中子能区的原子核数。这是一个关于某一点的动态方程, 适于对动态的变化状况给出相关的解释。

对于一个无限大的反应堆和仅有一组中子的简化假设:

$$\phi = nv, \quad \tau \approx 1/(\Sigma_a \cdot v), \quad k_{eff} = \nu \cdot \Sigma_f / \Sigma_a \quad (2.103)$$

于是, 可以得到中子密度的微分方程为

$$\frac{dn}{dt} = \frac{n}{\tau} \cdot [k_{eff} \cdot (1 - \beta) - 1 + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i] \quad (2.104)$$

$\tau$  是一个考虑有限反应堆系统内泄漏效应的时间常数:

$$\tau \approx \frac{1}{\Sigma_a \cdot \bar{v} \cdot (1 + B^2 L^2)} \quad (2.105)$$

其中,  $L^2$  是扩散长度的平方,  $B^2$  是反应堆的曲率。缓发中子是从先驱核中产生的, 先驱核发射中子后逐渐衰变。于是, 可以得到计算混合燃料中这些同位素净产率的方程如下:

$$\frac{dC_i}{dt} = -\lambda_i C_i + \frac{k_{eff} \beta_i n}{\tau} \quad (2.106)$$

对应地, 6 组缓发中子就有 6 个微分方程, 再加上一个瞬发中子的方程, 就需要对系统的 7 个微分方程进行求解, 并且提供所谓的倒时方程。从  $n(t) = A \exp(st)$ ,  $C_i(t) \approx C_i \exp(st)$  这类函数开始, 可以逐一得到这组微分方程的解。其中,  $A, C_1$  和  $s$  是常数, 必须要先确定。然后将这几个参数代入缓发中子的方程, 就可以得到:

$$C_1 = A \cdot \frac{k_{eff} \cdot \beta_i}{(S + \lambda_i) \cdot \tau} = A \cdot \frac{\beta_i \cdot K_{\infty} \cdot \Sigma_a}{\rho \cdot (S + \lambda_i)} \quad (2.107)$$

将由式(2.107)计算得出的结果代入通量方程, 可以得到:

$$(1 - \beta) \cdot K_{\infty} - 1 + K_{\infty} \cdot \sum_i \frac{\lambda_i \cdot \beta_i}{S + \lambda_i} = S \cdot \tau \quad (2.108)$$

采用  $\beta = \sum_i \beta_i$ , 得到如下的方程:

$$\rho = \frac{K_{\infty} - 1}{K_{\infty}} = \frac{S \cdot \tau}{1 + S \cdot \tau} + \frac{S}{1 + S \cdot \tau} \cdot \sum_i \frac{\beta_i}{S + \lambda_i}, \quad \rho \approx \frac{\Delta K_{\infty}}{K_{\infty}} \quad (2.109)$$

上述方程就是我们所熟知的倒时方程, 用于描述反应性的行为。这个方程具有 7 个根, 如图 2.38 所示。

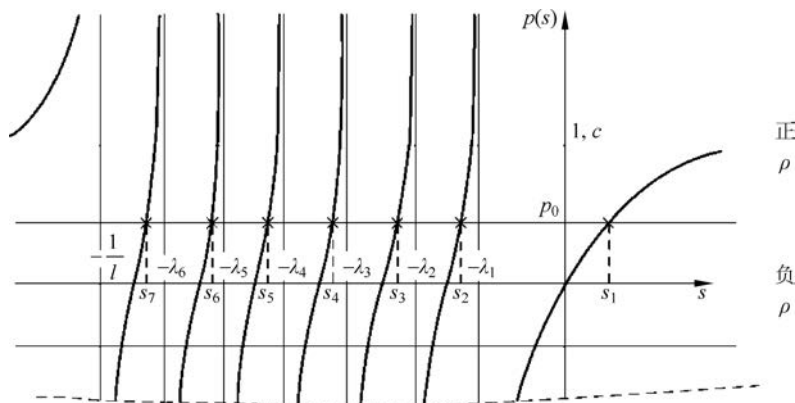


图 2.38 表示 7 个根的反应性方程(定性关系)



基于上述分析,可以得出总的求解结果:

$$\phi(t) = \phi(0) \cdot \sum_{j=1}^7 A_j \exp(S_j t) \quad (2.110)$$

$$C_i(t) = C_i(0) \cdot \sum_{j=1}^7 B_{ij} \cdot \exp(st) \quad (2.111)$$

将这些解代入中子注量率的微分方程,可以得到如下缓发中子的相关参数及其与注量率的关系式:

$$\begin{cases} C_i(0) = \frac{\beta_i K}{\rho} \cdot \Sigma_a \cdot \phi(0) \cdot \sum_{j=1}^7 \frac{A_j}{S_j + \lambda_i} \\ \frac{K_\infty}{K_\infty(0)} \cdot \sum_{j=1}^7 \frac{A_j}{S_j + \lambda_i} \frac{1}{\lambda_i} \\ \sum_{j=1}^7 A_j = 1 \end{cases} \quad (2.112)$$

由上述方程可以计算得出各相关系数及如下所示的注量率:

$$\phi(t) = \phi(0) \cdot \sum_{j=1}^7 a_j \cdot \exp(b_j \cdot t) \quad (2.113)$$

由更详细的计算可知,注量率将随  $\Delta K/K$  的变化而上升,然后上升速度变得减缓。如图 2.38 所示,以下内容也值得关注。

对于正和负反应性范围内的反应性曲线  $\rho = \rho(s)$ , 它的根仅出现在  $-\infty$  到  $+1$  区间内。在  $s = -1/\tau$  和  $s = -\lambda_i$  处的正弦值均存在奇异性。当  $s \rightarrow -\infty$  时,  $\rho \rightarrow 1$ 。仅有图 2.38 中右侧给出的根能够确定反应堆的周期  $T \approx 1/S_1$ 。如果向堆芯引入一个反应性,那么其他的根则与瞬态过程相对应,并且随着时间逐渐消失。

一般采用如下形式的反应性  $\rho$  和反应堆周期  $T$  的关系式来表示:

$$\rho = \frac{\tau}{k_{\text{eff}} \cdot T} + \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i}{1 + \lambda_i T}, \quad T = \frac{1}{\rho} (\tau_p + \sum_i \beta_i \tau_i) \quad (2.114)$$

其中,第一项与瞬发中子相关,后面六项与缓发中子相关。求解上面给出的方程,对于一个特定的正  $\rho$  值,参数  $T$  给出了反应堆的一个恒定周期。其他负值描述了与这些值相关的中子密度减少的趋势。

通常,对于小的反应性变化,反应堆的周期可以采用如下公式加以近似:

$$T \approx \frac{1}{\rho} \cdot \sum_i \beta_i \tau_i \quad (2.115)$$

对于 U235 燃料,  $\sum_i \beta_i \tau_i$  大约为 0.1s。如果发生  $10^{-3}$  的反应性变化,那么相对应的反应堆的周期  $T$  为 100s。对于这个反应性周期,采用常规的技术设施就可以使其得到可靠的控制。

在全球范围内,对于反应性这一概念有不同的解释:

- 1\$ 等效于值为  $\beta$  的反应性(对于 U235 燃料:  $\beta = 0.0065$ );
- 1 分相当于 0.01\$;
- The in hours: 反应堆在一小时恒定周期内的反应性值。

$$\rho(\text{in hours}) = \frac{\tau_p}{3600 k_{\text{eff}}} + \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i}{1 + 3600 \lambda_i} \quad (2.116)$$

1 in hour  $\approx 2.33 \times 10^{-5} \approx 3.63 \times 10^{-3}$  \$ (对于 U235,  $\beta = 0.0065$ ,  $\tau_i = 10^{-5}$  s)。

有时,用 pcm 来度量反应性:

- 1pcm =  $10^{-5}$ ;
- 1Nile =  $10^{-2}$ , 1milli Nile = 1pcm。

对于一个实际的反应堆,升温带来的反馈效应或者空隙效应,以及反应堆最终的大小必须要加以考虑。在第 11 章中,作为例子,将对事故情况下燃料温度上升的反馈效应加以解释。图 2.39 给出了特定条件下(如 U235 燃料)反应性和反应堆周期  $T$  之间的关系。

如果反应性达到了缓发中子份额的值,将出现反应堆周期非常短的情况。这些情况必须要避免,因为它们可能会引起危害。核系统均需考虑瞬发临界的问题,不仅仅对于反应堆,燃料制造、浓缩和后处理也必

须要考虑。在核技术发展的早期,就在这方面进行了很广泛的实验(详见第 10 章中关于 SPERT BORAX 的介绍)。

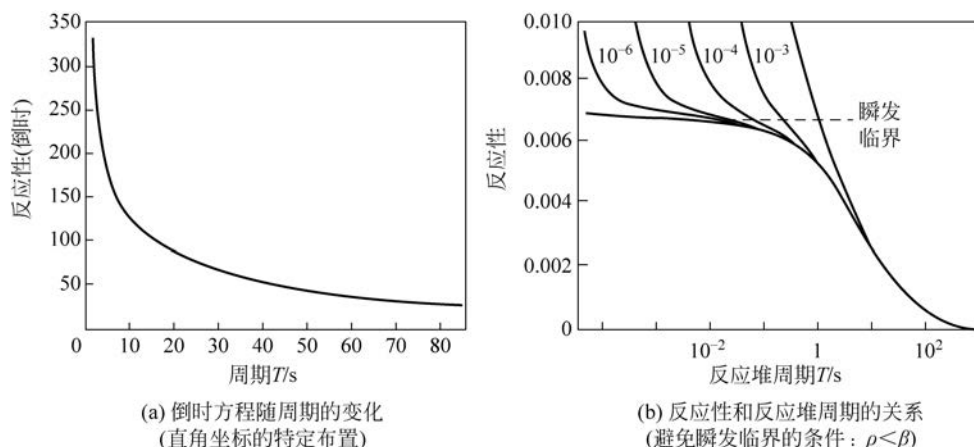


图 2.39 反应性和反应堆周期的关系

### 2.9.3 动态方程的简化解

前面给出的动态方程可以通过一些简化的分析进行求解,而这些分析也可用于解释反应性变化过程中的变化趋势。利用单组缓发中子的近似可以得到不含空间分布的两个耦合的微分方程:

$$\frac{dn}{dt} = \frac{k_{\infty}}{\tau_p} \cdot (\rho - \beta) \cdot n + \lambda C \quad (2.117)$$

$$\frac{dC}{dt} = \frac{k_{\infty}}{\tau_p} \cdot \beta \cdot n - \lambda C \quad (2.118)$$

这里使用了单组近似的系数:

$$\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i, \quad \lambda = 1/\tau_{Del} \quad (2.119)$$

在特定情况( $k_{\infty}=1$ )下,可以导出一个时间为秒量级的微分方程:

$$\frac{d^2 n}{dt^2} + \left( \lambda - \frac{\rho - \beta}{\tau_p} \right) \cdot \frac{dn}{dt} - \frac{\lambda \rho}{\tau_p} \cdot n = 0 \quad (2.120)$$

使用一个与时间相关的解:

$$n(t) = A \cdot \exp(\alpha t) \quad (2.121)$$

可以得到  $t=0$  时刻  $n=n_0$  时的中子密度解为

$$n(t) = n_0 \left[ \frac{\beta}{\beta - \rho} \exp\left(\frac{\lambda \rho}{\beta - \rho} \cdot t\right) - \frac{\rho}{\beta - \rho} \exp\left(-\frac{\beta \rho}{\tau_p} \cdot t\right) \right] \quad (2.122)$$

通常可以从如下几方面对这个解进行讨论。

- $\rho=0, n(t)=n_0$ , 稳态运行。
- $\rho=-\Delta k, \Delta k>0$ , 负反应性终止运行,  $n(t) \approx n_0 \exp(-\gamma t)$ 。
- $\rho \ll \beta, \rho=\Delta k$ , 添加一个正反应性,但是比缓发中子的份额小得多,使中子密度增加。
- $\rho < \beta, \rho=\Delta k$ , 这种情况包括了中子密度剧烈增加的情况。
- $\rho > \beta, \rho=\Delta k$ , 这种瞬发超临界反应堆的情况与中子密度的指数增长相关。这时,缓发中子实际上对动态过程不起作用了。

原则上这些情况均可以从图 2.40 中看到,它们与临界反应堆的通常解释相关。图 2.40 所示为由前面导出的中子密度解的应用。增加 0.2% 正反应性引起的响应示于图 2.40(a),图 2.40(b)中的曲线表示在停堆过程中引入 5% 负反应性的结果。

此外,中子密度随时间的变化受到反应性添加速度的强烈影响,如图 2.40(c)所示。较小的反应性添加

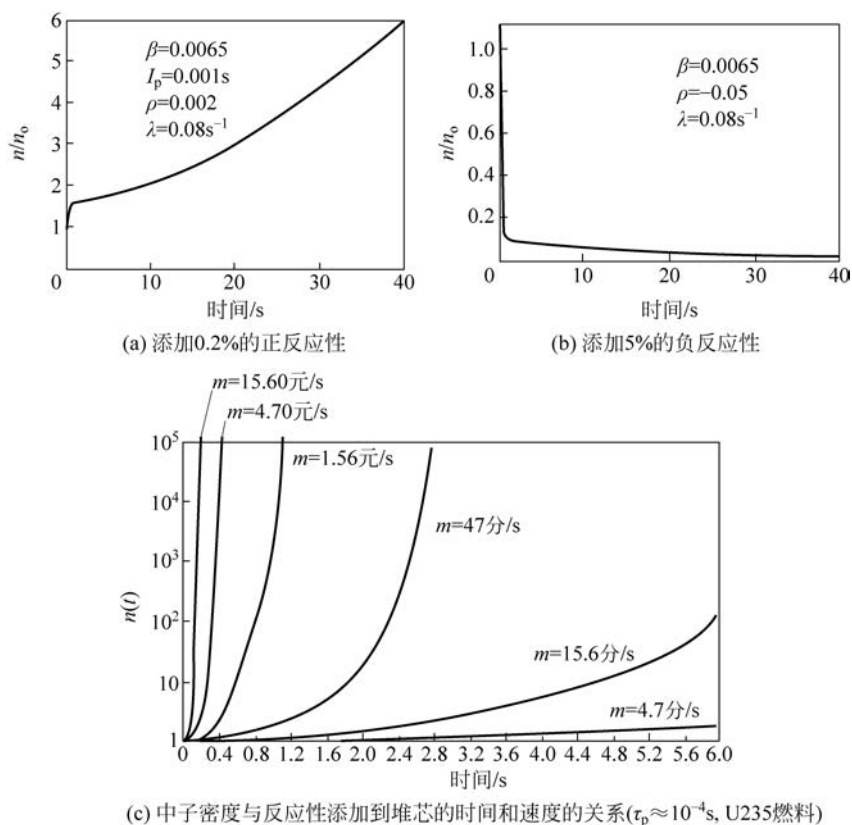


图 2.40 反应堆对反应性变化的响应

速度是电厂负荷调节区域的一个特征,而在短时间内大量增加反应性是假设的反应性事故的一个特征(见第10章)。当然,反馈效应可部分抵消反应性添加所产生的影响,在详细的分析过程中必须要考虑这一因素。除此之外,很强的温度负反应性系数也对添加的反应性起到抵消的作用。但是还需考虑的一点是,共振吸收体和易裂变材料是混为一体的(如低富集度的  $\text{UO}_2$ ),这样就可以直接将能量增加和共振吸收进行耦合。

## 2.10 堆芯物理布置的程序系统

反应堆堆芯的物理布置和设计是考虑了多种因素之后的折中选择,在计划和申请许可证期间必须进行详细的分析。在早期阶段,这项工作是通过相对简单的分析方法完成的。这些计算方法直到现在也仍然是有价值的,因为通过这些方法可以了解工作中各项因素之间的相互关系,并有助于理解重要参数带来的影响。

采用如下迁移方程对反应堆堆芯的物理布置和设计进行基本描述,其中包括中子注量率随时间、能量及空间分布的变化。

$$\begin{aligned} \frac{1}{v(E)} \frac{d\phi(r, E, \Omega, t)}{dt} = & -\Omega \cdot \nabla \phi(r, E, \Omega, t) - \sum_i (r, E, \Omega, ) \phi(r, E, \Omega, t) + \\ & X(E) \int_{E'} dE' \int_{\Omega'} \nu \sum_f (r, E', \Omega') \phi(r, E', \Omega', t) + \\ & \int_{\Omega'} d\Omega' \sum_j (r, E \rightarrow E' \rightarrow \Omega) \phi(r, E', \Omega', t) \end{aligned} \quad (2.123)$$

方程左边的计算项描述了中子在空间网格中的积累情况。右边第一项表示泄漏量,随后的计算项表示中子通过吸收和散射的总反应率,最后一项表示中子的产生及从能量  $E' \cdots E' + dE'$  散射到  $E \cdots E + dE$  的中子增益量。

可以采用很多近似方法来求解式(2.123)或者将其进行简化。其中一种方法在反应堆理论中经常被采

用,即计算能量的平均值,并建立稳态运行反应堆的模拟方程。

假设中子注量率与能量相关,定义一个组注量率为

$$\phi_i = \int_{E_{i-1}}^{E_i} \phi(E) dE \quad (2.124)$$

通过如下关系式将其截面对能谱加以平均:

$$\Sigma = \int_{E_{i-1}}^{E_i} \Sigma(E) \phi(E) dE / \int_{E_{i-1}}^{E_i} \phi(E) dE \quad (2.125)$$

如果  $\Phi$  覆盖了整个能谱,则可以得到:

$$\Phi = \int_0^\infty \phi(E) dE, \quad \Sigma = \int_0^\infty \Sigma(E) \phi(E) dE / \int_0^\infty \phi(E) dE \quad (2.126)$$

从而得到如下形式的一组方程:

$$D \cdot \Delta \Phi(\mathbf{r}) - \Sigma_a \cdot \Phi(\mathbf{r}) + \gamma \cdot \Sigma_f \cdot \Phi(\mathbf{r}) = 0 \quad (2.127)$$

这些方程的基础是中子注量率与能量  $\phi(E)$  之间适当的依赖关系。

对于一个无限大的多组能量系统,可以求解如下积分方程:

$$\Sigma_t(E) \phi(E) = \int_0^\infty \Sigma_s(E' \rightarrow E) \phi(E') dE' + \chi(E) \int_0^\infty \gamma \Sigma_f(E') \phi(E') dE' \quad (2.128)$$

散射函数  $\Sigma_s(E' \rightarrow E)$  与慢化剂材料有关,这里指的是 HTR 的石墨慢化剂材料。

很多程序的基础是由迁移方程导出的多组方程,这里用于稳态的情况。对于第  $i$  组,可以得到:

$$D_i \Delta \Phi_i + \dot{Q}_i + \Sigma_{S_{i-1} \rightarrow i} \Phi_{i-1} - (\Sigma_{a_i} + \Sigma_{S_{i \rightarrow i+1}}) \Phi_i + \sum_{j=1}^N v_j \cdot \Sigma_{f_j} \cdot \Phi_j = 0 \quad (2.129)$$

其中,第一项表示泄漏量,  $\dot{Q}_i$  是中子源项,第三项描述了第  $i$  组能量中子的散射情况,第四项表示第  $i$  组中子的损失情况,最后一项包括了由裂变产生的中子数。将该方程应用于一个临界的反应堆,可以得到:

$$\Delta \Phi_i + B^2 \Phi_i = 0 \quad (2.130)$$

假设所有组的曲率大小相同,这个偏微分方程组即可变成代数方程组。

采用两组方程描述反应堆的特定情况来解释这类系统解的原理。脚标 1 表示快中子组,2 表示热中子组。

$$-B_1^2 \Phi_1 - \Sigma_1 \Phi_1 + \epsilon \nu \Sigma_{f_2} \Phi_2 = 0 \quad (\text{快中子组}) \quad (2.131)$$

$$-B_2^2 \Phi_2 - \Sigma_{a_2} \Phi_1 + \rho \Sigma_1 \Phi_1 = 0 \quad (\text{热中子组}) \quad (2.132)$$

对于等效截面  $\Sigma_1$ ,可以采用如下关系式:

$$\Sigma_1 = \frac{D_1}{L_1^2} = \Sigma_s \xi / \ln(E_0/E_{th}) \quad (2.133)$$

假设  $\Phi_1$  与  $\Phi_2$  成正比,且

$$B_1^2 = B_2^2 = B^2 \quad (2.134)$$

进一步将临界常数用于如下方程:

$$K_\infty = \epsilon \rho \nu \Sigma_{12} / \Sigma_{a_2} \quad (2.135)$$

可以得到注量率  $\Phi_1$  和  $\Phi_2$  的耦合方程:

$$(1 + B^2 L_1^2) \Phi_1 - K_\infty \Sigma_{a_2} / (\rho \Sigma_1) \Phi_2 = 0 \quad (2.136)$$

$$(1 + B^2 L_2^2) \Phi_2 - K_\infty \Sigma_1 / \Sigma_{a_2} \Phi_1 = 0 \quad (2.137)$$

如果下列行列式等于 0,则系统的解为一个奇异的结果。

$$\text{Det} = \begin{vmatrix} 1 + B^2 L_1^2 & -K_\infty \Sigma_{a_2} / (\rho \Sigma_1) \\ 1 + B^2 L_2^2 & K_\infty \Sigma_1 / \Sigma_{a_2} \end{vmatrix} = 0 \quad (2.138)$$

最后得到了无穷倍增因子:

$$K_\infty = (1 + B^2 L_1^2)(1 + B^2 L_2^2) \quad (2.139)$$

近似曲率可以用如下关系式来表示：

$$B^2 \approx \frac{K_{\infty} - 1}{L_1^2 + L_2^2} \quad (2.140)$$

由此,可进一步计算快中子和热中子的泄漏概率。

$$P_{L_f} = B^2 L_1^2 / (1 + B^2 L_1^2) \quad (2.141)$$

$$P_{L_{th}} = B^2 L_2^2 / (1 + B^2 L_2^2) \quad (2.142)$$

2.1 节已讨论过,这些分析在对堆芯进行设计和评估时是很有必要的。除此以外,其他有关堆芯布置的内容也必须考虑进来,其中有些部分需要进一步应用计算机程序来实现,如热工水力学程序及计算燃料和裂变产物或更高同位素形成的计算机程序。

目前,复杂且经过验证的程序已被用于 HTR 堆芯物理和技术方面的分析。例如,图 2.41 给出了一个 VSOP 程序的计算流程,该程序经常被用来对模块式 HTR 堆芯进行评估。分析时,应参考图 2.41 所示步骤进行。第一步,基于经验选取燃料元件并对堆芯进行设计,同时基于 HTR 材料的综合数据库计算与温度和几何相关的共振积分。第二步,对必须要输入的数据进行汇编。然后,对数据进行编组。

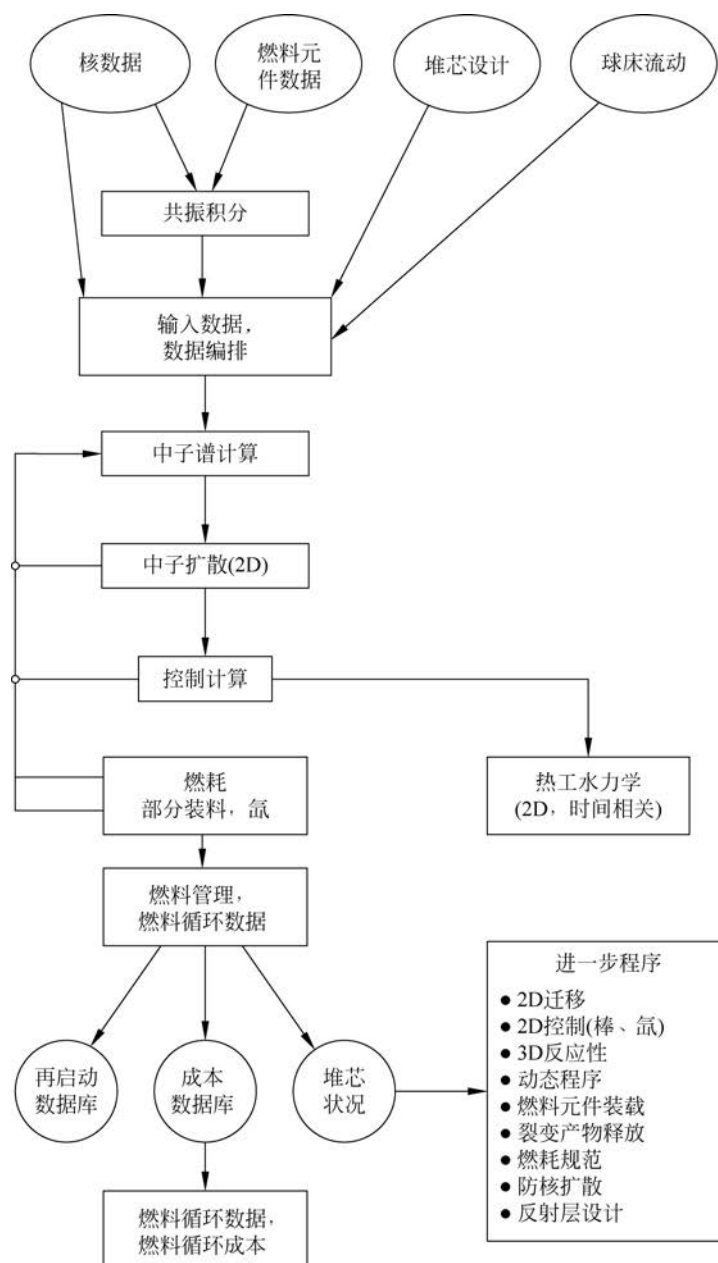


图 2.41 用于模块式 HTR 堆芯物理计算的计算机程序 VSOP 的主流程

对中子谱的计算采用多组计算的方式,例如,这里选取了 36 组。按照程序的流程,进行扩散和燃耗的计算,其中包括对裂变产物和球床堆芯球流行为的计算。同时,对物理方面,如燃耗和堆芯的热工-水力行为进行计算。这种方法可以用于多组中子的计算,并且对中子谱可以得到一个很好的近似。当然,目前在求解迁移方程方面还有更为详细的方法,如蒙特卡罗程序。最终,这些计算结果必须要与关于堆芯布置和设计的已有经验进行比较,要求其已知技术参数的限定值之间有足够大的调整空间。同时在这一过程中,也要考虑影响反应堆安全概念的参数。中子注量率、堆芯功率密度和中子谱的空间分布必须要进行反复迭代计算,并且逐步地加以改进。整个计算过程的结果为采用附加计算程序做进一步分析提供了堆芯的再启动数据库和数据集。

为了建立计算机程序,需要具备一个含有重要同位素截面的数据库。在建立这个数据库时,需要对热中子反应堆特定条件下的多组测量值进行平均。比如,在热中子能区采用相应的修正麦克斯韦谱进行平均。下式中包括了温度产生的影响:

$$\bar{\sigma}_i = \frac{\int_{E_i}^{E_{ita}} \sigma(E) \cdot \phi_M(E, T) dE}{\int_{E_i}^{E_{ita}} \phi_M(E, T) dE}, \quad \phi_M(E) \approx c_1 E \exp[-E/(K \cdot T_{\text{eff}})] \quad (2.143)$$

由于在球床反应堆内燃料元件是流动的,且采用连续的方式进行装卸,因此需要采用特殊的程序加以分析。燃料元件在重力的作用下缓慢通过堆芯。例如,在模块式 HTR 中,其移动的速度大约为 1mm/h。受堆芯底部结构和卸球系统的影响,堆芯不同径向位置的球流行为是不同的。其差别与堆芯的直径、卸球口的数量及堆芯高度相关。图 2.42 给出了球床堆芯的流动模型。

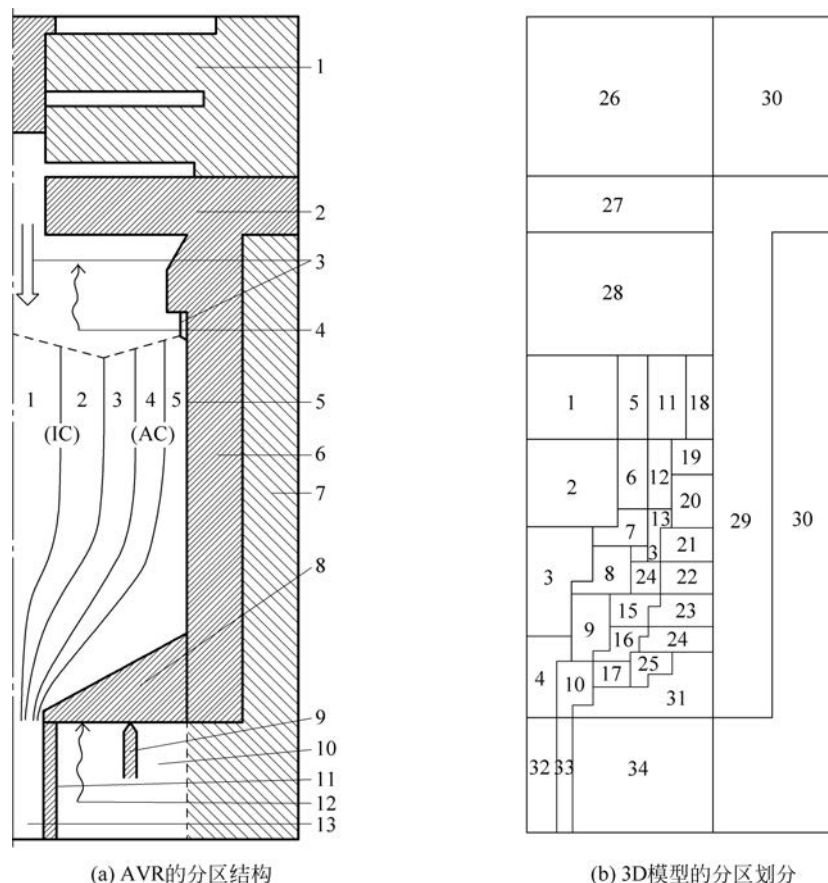


图 2.42 球床堆芯燃料球流动的批次划分

1—碳砖; 2—顶部反射层; 3—燃料装入; 4—热氦气; 5—球流通道; 6—侧反射层; 7—碳砖; 8—底反射层;  
9—控制棒位置; 10—碳砖; 11—燃料卸球管外套; 12—冷氦气; 13—燃料卸球管

目前已开发了大量球流模型并进行了实验,基于流动理论的理论模型也已得到应用。这些结果必须要包含在反应堆的模型中,特别是燃耗计算会受到这些效应的影响。作为例子,图 2.42 给出了模块式 HTR

燃料元件通过堆芯的相对时间与径向位置的典型关系。模块式 HTR 堆芯的直径越小,堆芯高度/直径比越大,堆芯中心和边界的球通过堆芯的时间差就越小。侧反射层表面必须采取合适的结构,以避免球床形成有规则的堆积。对于实际计算,堆芯按批次划分,且这些批次包含在燃耗计算中。

以 AVR 和 THTR 的首次临界计算为例,其采用的方法具有大约 1% 的不确定性,这就意味着对于 AVR,正常运行需要的装球量被低估了约 1000 个球,必须添加这些球以启动反应堆,由于球床的上部有足够的空间,所以这一点实现起来很容易。早在多年之前,在 KATHER 装置上对 AVR 和 THTR 进行的临界实验就显示出 AVR 的  $k_{\text{eff}}$  大约具有 1% 的不确定性。

为了更详细地描述问题,给出一些附加程序的例子,汇总如下:

- 对控制棒和 KLAKE 吸收球反应性的迁移计算;
- 对各个停堆元件之间干扰的估计;
- 顶部反射层和堆芯之间的上部空间对堆芯设计,以及控制和停堆系统运行产生的影响的迁移计算;
- 对堆芯详细的动态分析(启动和停堆,部分负荷,热备用);
- 对氦所做的动态估计,氦振荡和控制方法的计算;
- 平衡态堆芯的总体描述;
- 堆芯结构内和反应堆压力壳外辐射场的详细分析( $\gamma$  和中子场);
- 对反射层结构辐射的快中子注量随时间变化的计算;
- 对正常运行和瞬态过程中或事故工况下燃料元件和包覆颗粒受载的分析;
- 堆芯中裂变产物存量的计算,对事故分析和中间贮存评估的源项估计;
- 对正常运行和瞬态或事故条件下裂变产物释放的计算;
- 在中间和最终贮存设备中,对乏燃料元件铀和次锕系存量的计算;
- 作为安全分析的基础,确定衰变热产生的修正函数;
- 燃料和堆芯所有相关参数的汇编,作为对燃料循环成本经济进行分析的基础。

此外,系统的防核扩散方面也要加以评估。有关计算机程序控制和验证的一些例子如图 2.43(a)所示。AVR 停堆中控制棒反应性的模拟实验表明,计算值和实验值吻合得很好。

对物理计算结果的验证在申请反应堆运行许可过程中是一项非常重要的工作。这项工作在早期对临界装置进行配置时就应开始进行,例如,在 KATHER 或者 PROTEUS 配置时。更多细节将在第 14 章中与其他实验要求一起加以说明。在新堆进行调试的过程中,一项非常重要的工作就是温度反应性系数的测量,以及在申请反应堆运行许可过程中与先前的计算进行比较。图 2.43(b)给出的 AVR 的计算结果再一次表明测量值与计算值之间吻合得很好。

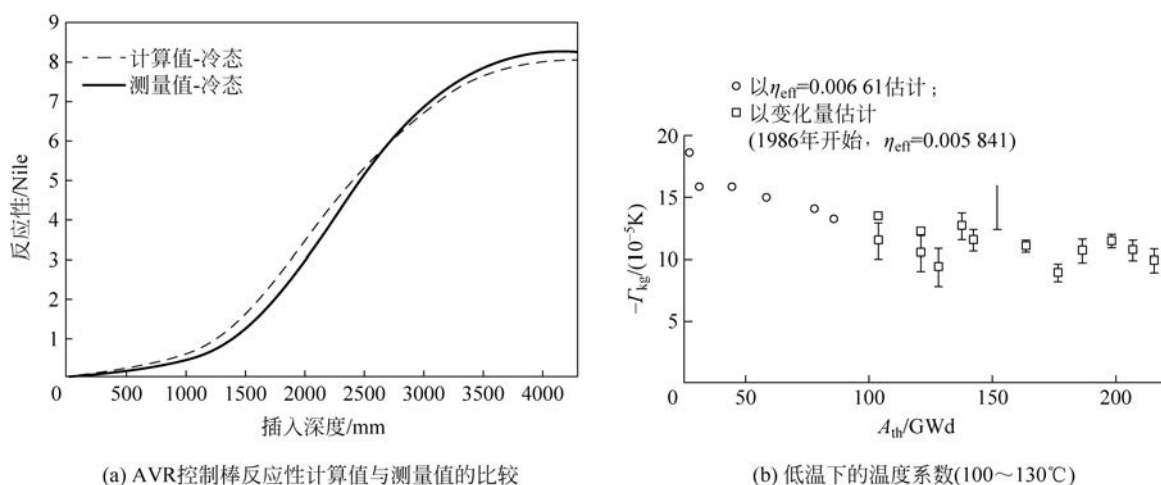


图 2.43 程序验证的例子(I)(在 AVR 运行下)

在 AVR 运行期间,对瞬态过程进行了多次测试,在这个过程中进行了测量和重新计算,其目标是对动态程序进行测试。图 2.44 所示为一个典型的瞬态过程实例,以图示的方式演示了氦对中子注量率随时间变

化的影响,测量值与计算值之间的偏差很小。

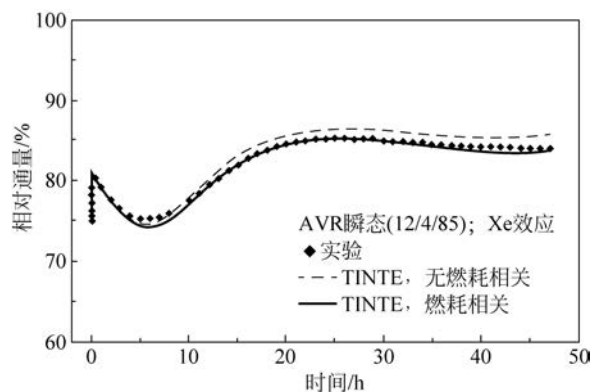


图 2.44 程序验证的例子(Ⅱ)(在 AVR 运行下)

有关停堆系统功能和反应性当量的进一步结果是在正常运行期间通过测量控制棒当量来获得的。图 2.45 给出了 THTR 调试过程中测量得到的一些结果。

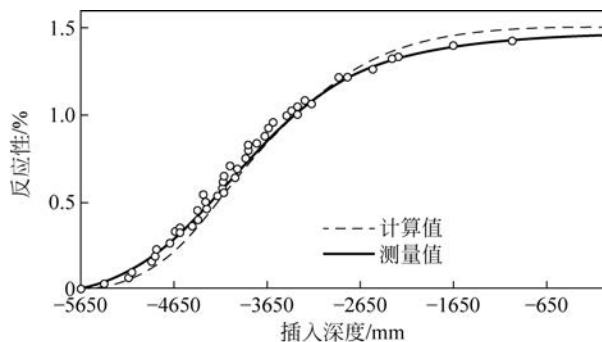


图 2.45 程序验证的例子(Ⅲ): THTR 300 一组反射层棒的反应性随插入深度变化的测量值和计算值

可以看出,测量和计算的结果相当一致,这表明采用的方法是可接受的。在运行、安全保障及中间贮存环节,对燃耗的计算和相关参数的统计分布的了解是很有必要的。图 2.46 给出了测量值与计算值之间的比较。

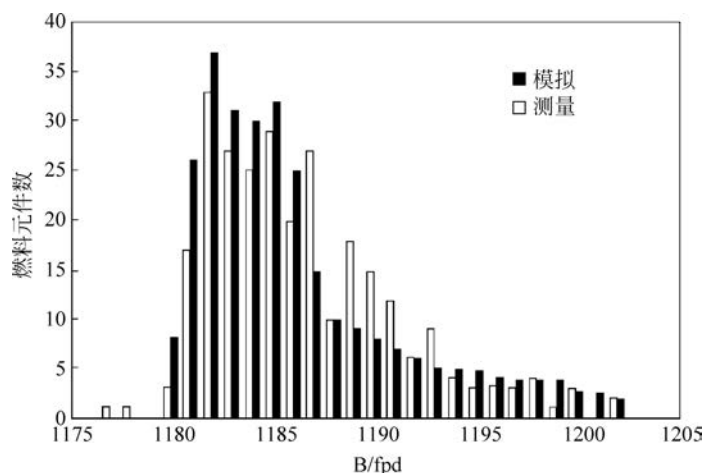


图 2.46 AVR 燃耗的测量值与计算值的比较: 燃料元件数随燃耗的变化( $f_{pd}$ =等效满功率的天数)

对 AVR 中元件的燃耗分布情况进行了测量,结果表明,计算值和测量值之间的估计偏差相对而言是可以接受的。同时这个结果也表明燃耗状态是可测量的,并具有很好的确定性,这一点在经济性评估及易裂变材料的控制方面作用显著。

根据核安全保障和防核扩散的要求,需要了解乏燃料元件中易裂变材料和裂变产物存量的情况,所以



程序验证的另一个重要课题是对相应存量的正确计算。对于中间贮存和最终贮存,要求对乏燃料元件中铀的含量有更详细的了解。正如表 2.12 给出的,AVR 乏燃料元件中铀同位素含量的测量结果表明,测量值和计算值之间的偏差相当小。

表 2.12 AVR 乏燃料元件中铀同位素含量的测量值和计算值

	平均值(测量)	标准偏差(测量)	计 算 值
燃耗(FIMA)质量谱	3.48%	$\pm 0.03\%$	—
燃耗(FIMA) $\gamma$ 谱	3.57%	$\pm 0.11\%$	—
Pu238/(mg/FE)	0.0184	$\pm 0.0003$	0.020 81
Pu239/(mg/FE)	18.5	$\pm 0.4$	17.79
Pu240/(mg/FE)	4.04	$\pm 0.05$	3.909
Pu241/(mg/FE)	0.73	$\pm 0.02$	0.657
Pu242/(mg/FE)	0.056	$\pm 0.001$	0.0559

为了中间贮存的安全运行,需要了解运行阶段之后的几十年内衰变热随时间变化的详细信息。图 2.47 给出了从模块式 HTR 卸出的乏燃料元件中裂变产物的存量、放射性及产生的衰变热的详细计算结果。在 AVR 和 THTR 的储罐装满乏燃料元件的情况下,测量与计算的结果高度相符。

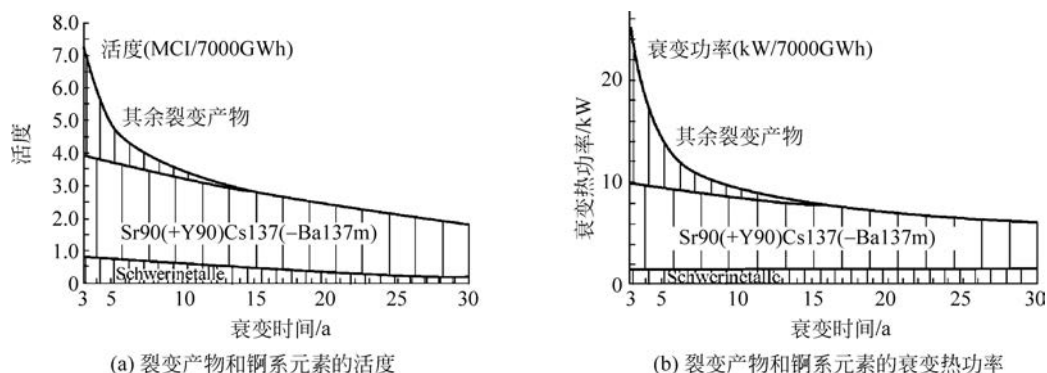


图 2.47 模块式 HTR 乏燃料元件安全性相关参数随时间的变化  
相对于 1 年 7000h 满功率运行情况下的产生量

## 2.11 堆芯的布置和设计

### 2.11.1 堆芯和燃料元件的设计及其概况

堆芯的布置和设计需要大量的数据作为输入,同时也提供了大量信息用于核电厂的进一步设计。如图 2.48 所示,整个过程中存在很多交叉关系,必须要在整个过程中加以考虑。

作为反应堆设计的第一步,燃料元件和堆芯的设计应以现有经验为基础。图 2.49 包括的要求在第一次选择数据时必须加以考虑。这些要求涉及技术的可行性、安全性和能否正常运行等问题,同时还包括经济性的各个方面。另外,在堆芯设计期间,需要制定中间贮存和最终贮存的一些规范。在设计过程中,必须对涉及的各个方面加以调整并达到一定的平衡。此外,防核扩散问题也是燃料和富集度选取的另一个边界条件。利用全球关于包覆颗粒技术的知识及在该领域已取得的进展有助于找到合适的概念。

### 2.11.2 各种堆芯参数的讨论

在确定一些主要参数之前需要做深入而详细的讨论。图 2.50 给出了一些重要参数的说明。

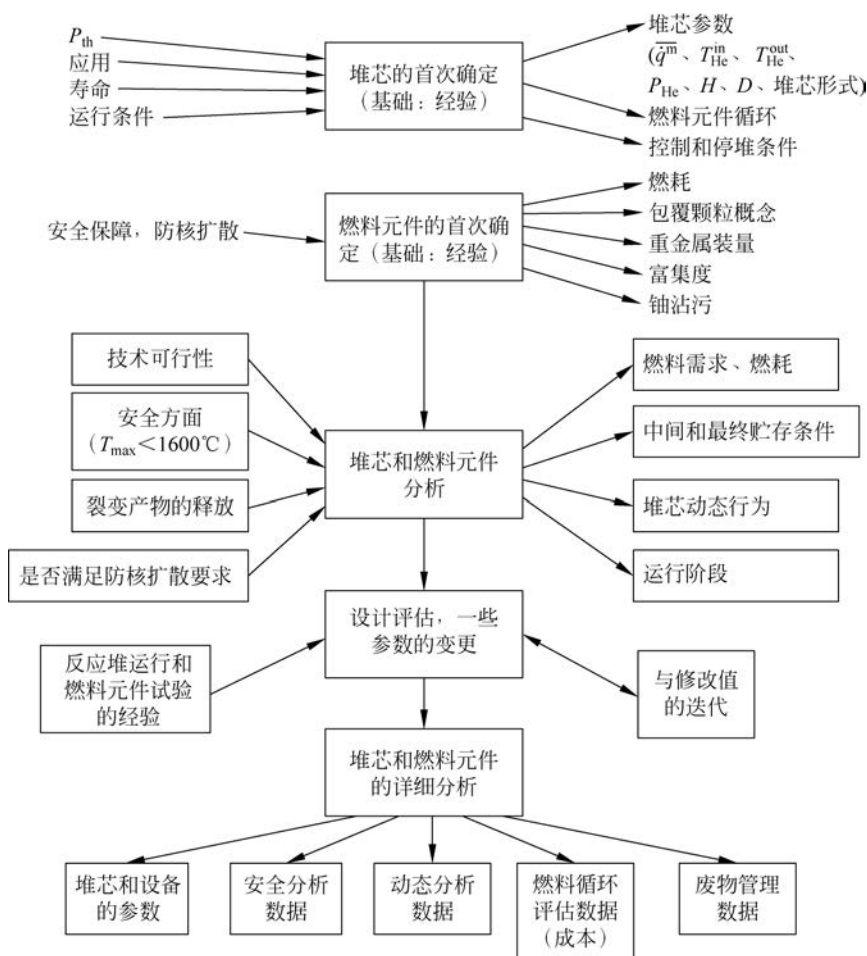


图 2.48 模块式 HTR 堆芯布置和设计原理

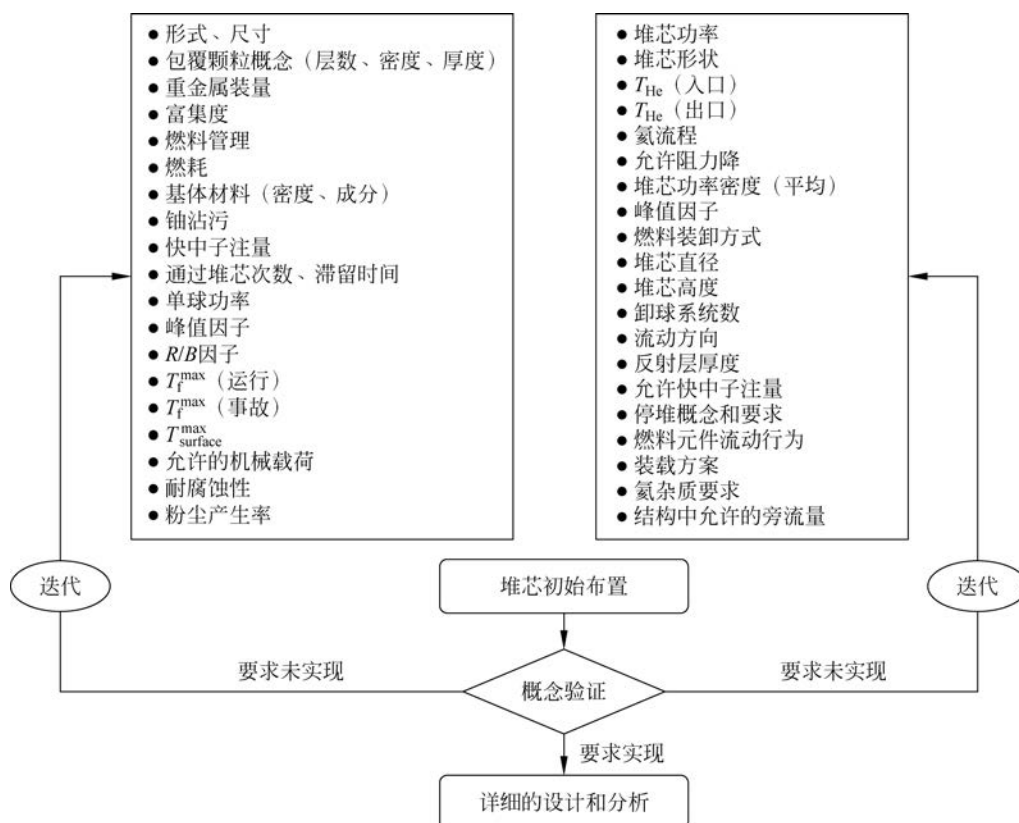


图 2.49 有关燃料元件和堆芯的重要数据

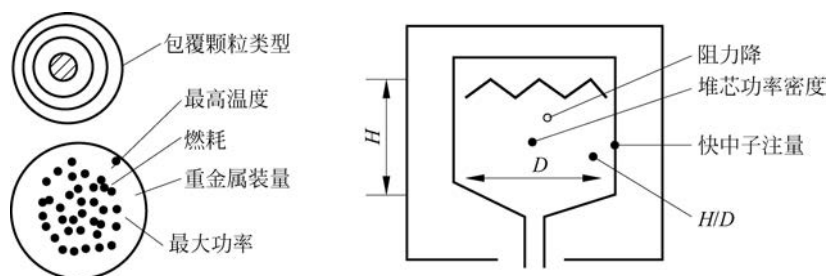


图 2.50 堆芯布置的一些重要参数

作为重要参数的堆芯功率密度对很多方面都会产生影响,如图 2.49 所示。

- 堆芯平均功率密度必须要限制在  $6\text{MW}/\text{m}^3$  以下,目的是限制正常运行工况下的燃料温度、燃料表面温度和燃料元件内部的应力。但是实验结果表明, $10\text{MW}/\text{m}^3$  的功率密度即已满足要求。
- 通过限制侧反射层的快中子注量来满足一定的寿命要求(大约 30 个满功率年),因此,堆芯平均功率密度将被限制在  $5\text{MW}/\text{m}^3$  以下。在这种情况下,石墨的尺寸会受到限制,应依据已知的石墨辐照曲线进行选取,其辐照收缩之后再膨胀的尺寸不得超过原先的尺寸。
- 堆芯的阻力降与  $\dot{q}''^2$  成正比,所以由氦流量就可以推算出堆芯的阻力降和氦风机的功率。采用一级氦风机,其阻力降的限值大约为  $0.15\text{MPa}$ 。
- 提高堆芯功率密度可以使选取的反应堆压力壳的尺寸更小一些。而在给定压力壳尺寸的情况下,可以选取较高的功率密度来实现更高的热功率。
- 功率密度的选择将影响停堆和控制系统。例如,平衡氙的反应性就与中子注量率和功率密度相关。
- 在钚循环中,由于在形成  $\text{U}233$  之前,作为原子衰变链中先驱的元素镤发生了寄生吸收,使得转换率受到注量率和功率密度大小的影响。功率密度越低,转化越好。
- 选择堆芯功率密度的关键因素是安全性。如果失去了冷却剂并且所有能动的衰变热载出系统均已失效,那么模块式 HTR 中的衰变热仅通过热传导、热辐射和自然对流就能从堆芯载出到环境。堆芯的功率密度越小,衰变热在堆芯和反应堆内构件中的储能就更有效,在发生事故的情况下燃料的最高温度也就越低。目前,燃料元件的最高温度设定为  $1600^\circ\text{C}$ ,以限制裂变产物从燃料元件中释放出来(详见第 10 章)。对于圆柱形堆芯,为了达到这个安全性要求,堆芯的最大功率密度应限定在  $3.5\text{MW}/\text{m}^3$  以下。对于球床反应堆,环状堆芯的最大功率密度可低于  $4.5\text{MW}/\text{m}^3$ ,如图 2.51 所示。

堆芯的直径  $D$  和高度  $H$  也需要进行优化。从图 2.43 可以看出, $H/D$  影响了堆芯的某些特性。

就目前的核反应堆技术而言, $H/D$  均应接近于  $1/1$ ,因为从中子经济性的角度来看这个比值是最优的。堆芯的最小体积或者易裂变材料的最小装料量可以很容易地由下面的方程计算得出。具体地,圆柱形反应堆的体积和临界值可由下式得到(图 2.52):

$$V = \pi R^2 H, \quad B^2 = \left(\frac{\pi}{H}\right)^2 + \left(\frac{2.405}{R}\right)^2 \quad (2.144)$$

其中, $B$  是曲率。因此,堆芯体积与  $H$  的关系如下式所示:

$$V(H) = \pi \cdot (2.405)^2 \cdot \frac{H}{B^2 - \left(\frac{\pi}{H}\right)^2} \quad (2.145)$$

在如下条件下可以得到堆芯的最小体积:

$$\frac{\partial V}{\partial H} = 0, \quad \frac{\partial^2 V}{\partial H^2} > 0 \quad (2.146)$$

因此可以得到:

$$H = \frac{\sqrt{3\pi}}{B}, \quad R = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot \frac{2.405}{B}, \quad V = \frac{148}{B^2} \quad (2.147)$$

最小易裂变材料装量下的  $H/D$  可由下式得到:

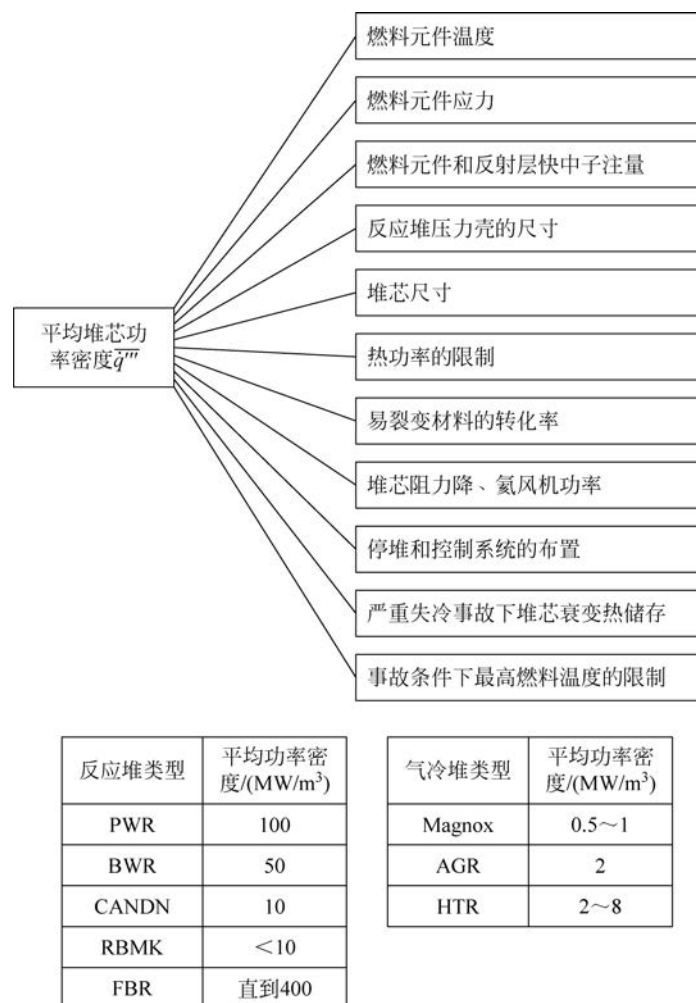


图 2.51 堆芯功率密度对堆芯和反应堆设计的影响

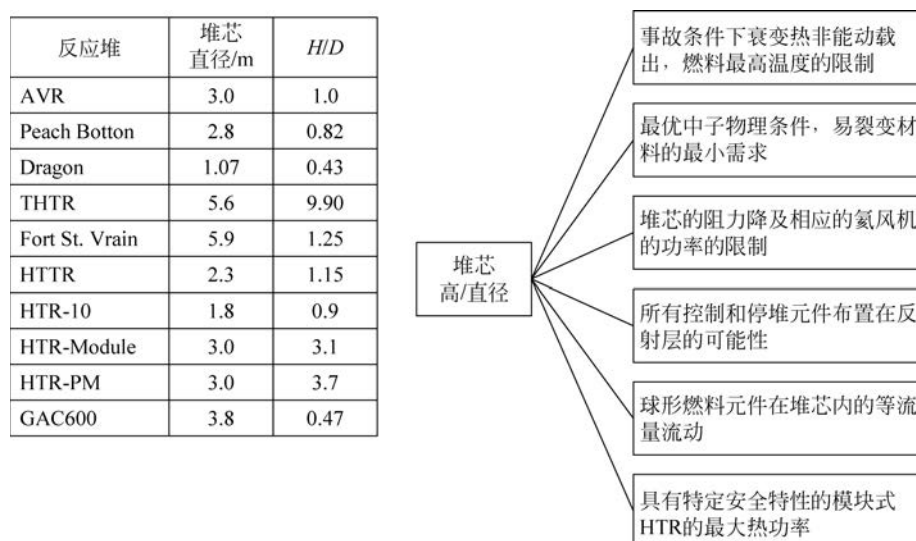


图 2.52 与反应堆堆芯  $H/D$  值选取相关的若干因素

$$\frac{R}{H} = \frac{2.405}{\sqrt{2}\pi} = 0.55, \quad \frac{H}{D} \approx 0.9 \quad (2.148)$$

若模块式 HTR 增加了新的安全要求,如堆芯内和结构内的有效热传递,那么堆芯内的传热路径可用下面的温度差来表示:

$$\Delta T_{\text{core}} \approx \frac{\bar{q}''' \beta R^2}{4\lambda_{\text{eff}}} \cdot f_D(\epsilon^*) \quad (2.149)$$

这就要求堆芯的半径要相对较小。 $f_D(t^*)$ 表征了 $t^*$ 时刻的衰变热大小,即在发生极端事故的情况下,在该时刻燃料的温度达到最高值。

第11章的分析表明,对于前面提到的功率为200~250MW的圆柱状堆芯,堆芯的半径在1.5~1.6m即可满足安全性要求。

堆芯的阻力降及氦风机为该阻力降提供的功率也相应地取决于堆芯的高度:

$$\Delta p_c \approx H^3, \quad \Delta P_{\text{circ}} \approx H^3 \quad (2.150)$$

因此,对堆芯的高度必须加以限定。模块式HTR要求将所有的控制和停堆元件布置在侧反射层内,这也就要求堆芯的半径限制在1.5~1.6m。在这种情况下,中子的泄漏量足够大,可以保证第一和第二停堆系统得到所需的反应性当量。中子的泄漏率必须达到10%~12%的量级,以使两套系统的控制和停堆元件均布置在反射层内。对于具有中心石墨柱的环形堆芯,这个条件显然很容易得到满足。最终,较大的 $H/D$ 将有利于燃料元件以相同的流速流过堆芯。通常,取 $H/D=3/1 \sim 3.7/1$ ,与AVR, THTR和HTR-10所选取的 $H/D=1$ 相比,其所受的堆芯底部锥形结构的影响要小一些。堆芯的直径为3m,反射层的厚度为1m,这样,反应堆压力壳的内径大约为5.7m,符合目前核技术的标准。更大的热功率需要采用预应力壳,因为它可以容纳更大尺寸的堆芯,如具有中心石墨柱的环形堆芯。

燃料元件中重金属含量及燃耗值也是需要确定的重要参数。每一个燃料元件的重金属含量应在5~15g,这一数值已经在AVR、THTR和辐照实验中成功地得到验证。重金属装量的选取将对制造成本、燃料循环成本、可能的燃耗等方面产生影响,如图2.53所示。

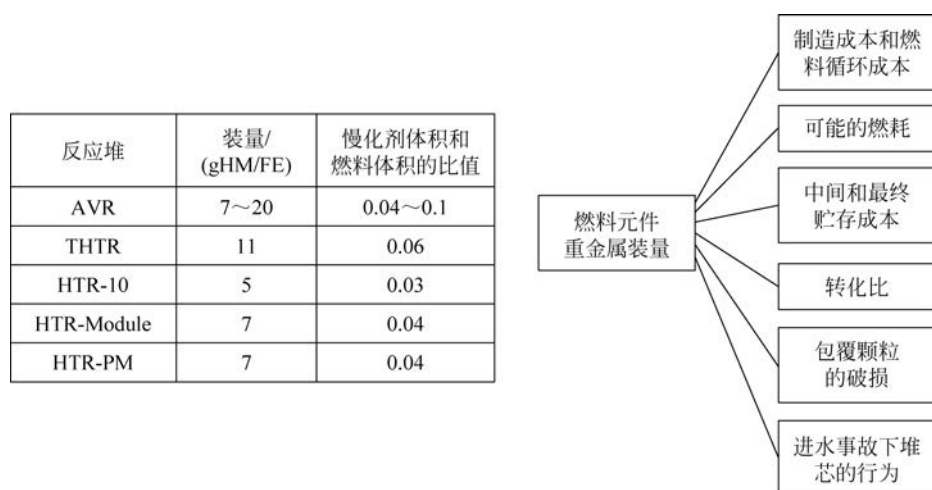


图 2.53 燃料元件内重金属含量

显然,重金属装量越高,越有利于燃料的消耗,也有助于降低制造成本、燃料循环成本及中间和最终贮存成本。

对最终贮存的一个很重要的要求就是严格限制铀和次锕系元素的含量,因为这些同位素释放的毒性在1000~50 000年间始终起主导作用。

但重金属装量也不宜过高,否则会影响包覆颗粒在较高的中子辐照剂量下的完整性。在正常运行工况下,由于颗粒的破损率升高,裂变产物的释放量也将升高(图2.54(a))。在发生蒸汽发生器破管事故、堆芯进水之后,堆芯的慢化比变得很高,从这个角度考虑也应选取较低的重金属装量(图2.54(b))。混合装载燃料球和石墨球可能在这一方面更有优势(详见第10章),因为采用单一的燃料球不可能达到更高的功率水平(图2.55)。

另一个重要的参数是燃料元件的燃耗。高温反应堆的典型燃耗值大约是100 000MWd/tHM。这个燃耗值是由AVR、THTR和很多辐照实验得到的结果。在之前的柱状燃料元件中也采用了类似的数值。如图2.55所示,堆芯和反应堆设计的多个方面都与这个参数的选择相关。前面已讨论过,从经济性角度来看,高燃耗有

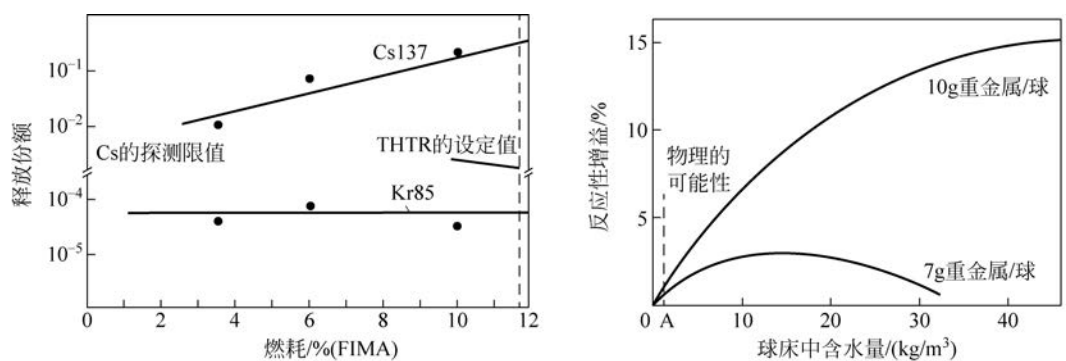


图 2.54 堆芯设计中燃料元件的重金属装量

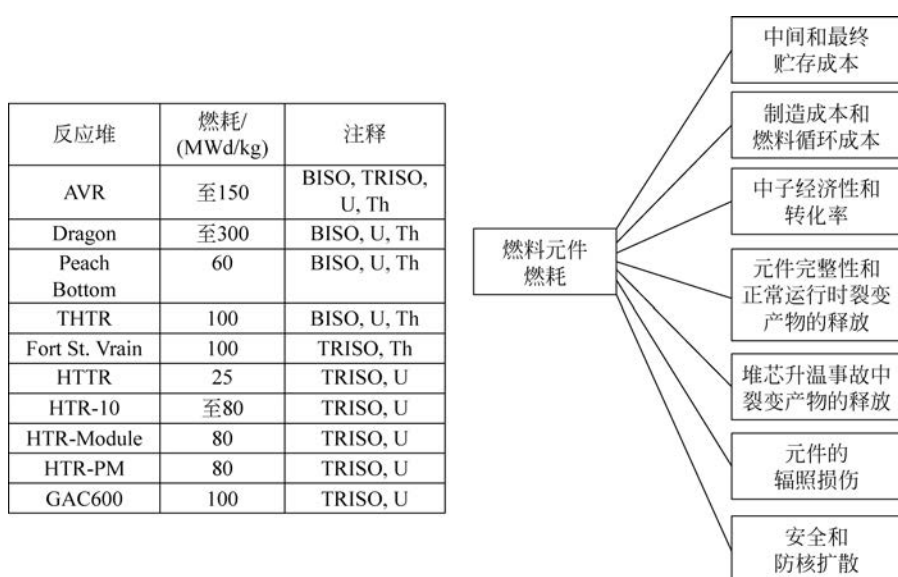


图 2.55 燃耗参数的选择

利于降低燃料循环成本。今后的几十年中,在对堆芯和反应堆进行设计时,应将燃耗尽可能选取得高一些。后处理阶段,含钍的燃料元件将是未来不错的选择。过高的燃耗值,如大于 150 000 MWd/t 的燃耗,虽然得到了实验验证,但因涉及燃料对于阻留裂变产物释放的完整性问题,仍需限制对过高燃耗的选取,如图 2.56 所示。

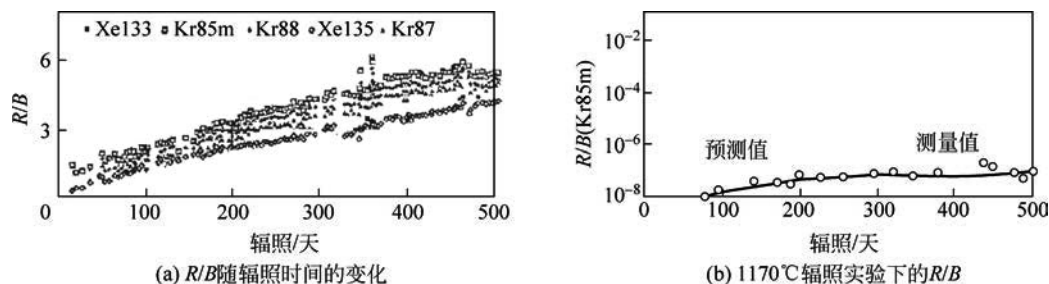


图 2.56 裂变产物释放随燃料元件燃耗的变化(辐照下)

为了避免发生易裂变材料的核扩散,也应采用较高的燃耗值。在乏燃料元件中钍的含量非常小,这使得核扩散在实际中不可能发生。

此外,燃料的管理方式在堆芯设计中也是不容忽视的、非常重要的因素。模块式 HTR 有两种不同的循环方式:多次通过堆芯循环和一次通过堆芯循环。在多次通过堆芯循环方式下,燃料元件多次通过堆芯直

至达到其最终燃耗数值。在一次通过堆芯循环方式下,燃料元件仅通过堆芯一次,然后乏燃料元件被转送到中间贮存。如图 2.57 所示,燃料循环方式的不同会影响燃料装卸、反射层快中子注量等。

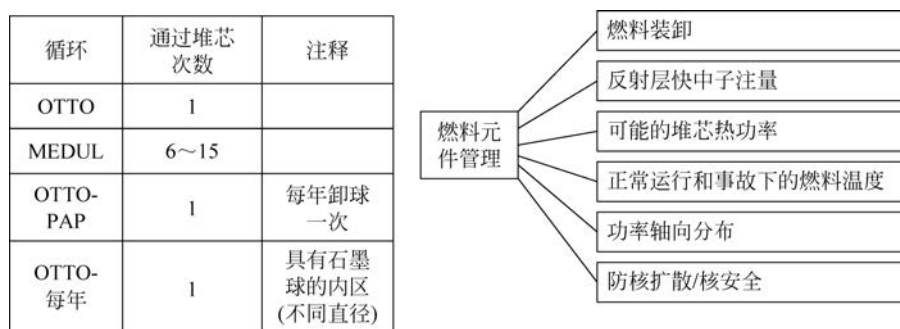


图 2.57 燃料管理的选择：多次通过堆芯循环、一次通过堆芯循环

一次通过堆芯循环的燃料装卸比较简单,因为无需对燃料元件进行再循环。一次通过堆芯循环的功率分布表明,堆芯上部的温度比较高。堆芯出口处的功率密度非常小,所以氦气和燃料元件之间的温差也很小(详见第 3 章)。当反应堆在具有很高氦气温度的情况下被用于工艺热时,一次通过堆芯循环的这一特点发挥了重要作用(如图 2.58 所示,其中 VHTR 为第 IV 代)。

$\bar{T}_{\text{He}}/^{\circ}\text{C}$	热功率/MW	外直径/m	内直径/m	热功率/MW
700	130	4	2	150
800	120	5	3	200
900	110	6	4	250
1000	100			

(a) 圆柱堆芯( $D_{\text{core}}=3\text{m}$ )
(b) 环状堆芯( $\bar{T}_{\text{He}}=900^{\circ}\text{C}$ )

图 2.58 VHTR 应用的堆芯的一些特性

OTTO 循环; 事故下  $T_{\text{fuel,max}}=1600^{\circ}\text{C}$ ;  $H_{\text{core}}=5.5\text{m}$ ; 功率密度  $\approx 3.5\text{MW}/\text{m}^3$

在一次通过堆芯循环方式下,反射层结构的快中子注量是比较高的,但是,这仅是反应堆的一个部分,反应堆堆内的温度并不是很高。如果堆芯平均功率密度大于  $3.5\text{MW}/\text{m}^3$ ,在电厂正常运行期间需要对反射层进行更换。

因此,在考虑衰变热从堆芯自发热出的原则的情况下,一次通过堆芯循环下堆芯可能的热功率相比于多次通过堆芯循环要降低一些,因为在一次通过堆芯循环下功率密度的  $\beta$  因子(最大值与平均值之比)比较大。在完全失去堆芯能动冷却的事故条件下,要达到相似的燃料元件最高温度,热功率大约需要降低 20%。在防核扩散和核安全方面,一次通过堆芯循环更有利,特别是在燃耗比较高的情况下。

## 2.12 首次装料的物理特性和球床堆芯的运行

为了实现向平衡堆芯的过渡,球床堆芯的首次装料和运行操作需要采取比较特殊的措施。稳态运行的特征是无需对控制棒进行调节就可保持稳态的中子注量率和功率密度空间分布。在运行初期,堆芯中没有裂变产物的寄生吸收。所以,初装时,要向堆芯装入较少的易裂变材料,同时必须添加一些吸收中子的毒物,这一过程无需停堆系统参与运行。根据正常运行所需的条件,建立堆芯发热的空间分布。而燃料元件的功率、表面温度和燃料温度也应得到关注。

一种有效的方法是在初装堆芯中混合装入一部分石墨球,其装入的比例受前面提到的燃料元件技术限值的限制。

对于模块式 HTR,典型的装入比例为 50%。这样,每个燃料元件的功率将被限制在  $2\text{kW}/\text{球}$  以下,铀的富集度仍然是可以选择的参数。如图 2.59 所示,4%的富集度即可满足要求,并且堆芯在运行 70 天之后就可以达到满功率( $200\text{MW}$ )。

开始时,堆芯内没有裂变产物,因此具有 5.4% 的剩余反应性。运行一天后,Xe135 达到其平衡浓度,此时剩余反应性正好是 2%。

在初始的几个月内,石墨元件通过燃料循环不断卸出,导致堆芯的易裂变材料装量不断增加,相应的裂变产物不断地积累。

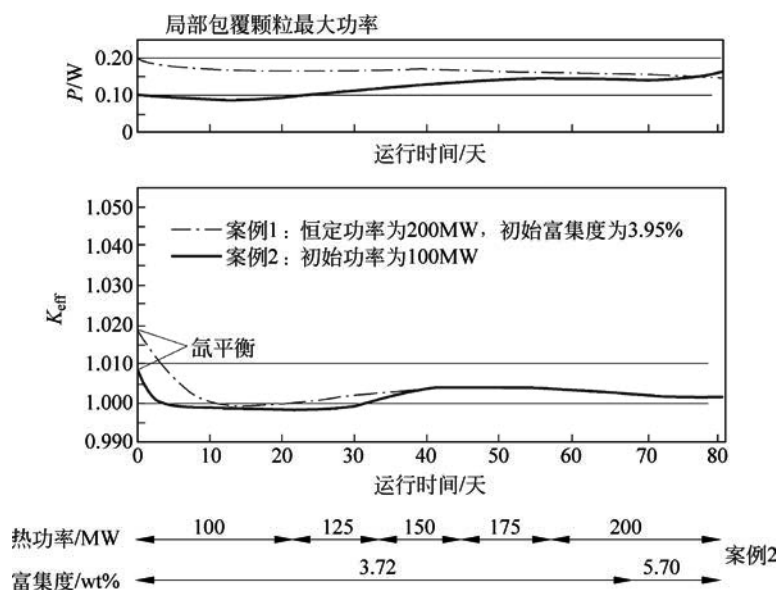


图 2.59 模块式 HTR 的启动策略(HTR-Module,200MW,多次通过堆芯循环)

由图 2.59 可以看出,运行 70 天之后重新装入燃料元件时,富集度应提高至 5.7%。为了平衡剩余反应性,可以添加一部分含铪的石墨球,铪是一种可燃毒物。在球床堆芯的进一步运行过程中,燃料元件的燃耗不断增加。所有添加的新燃料元件的富集度必须提高。图 2.60 给出了可行的策略,并对球的添加速率加以说明。

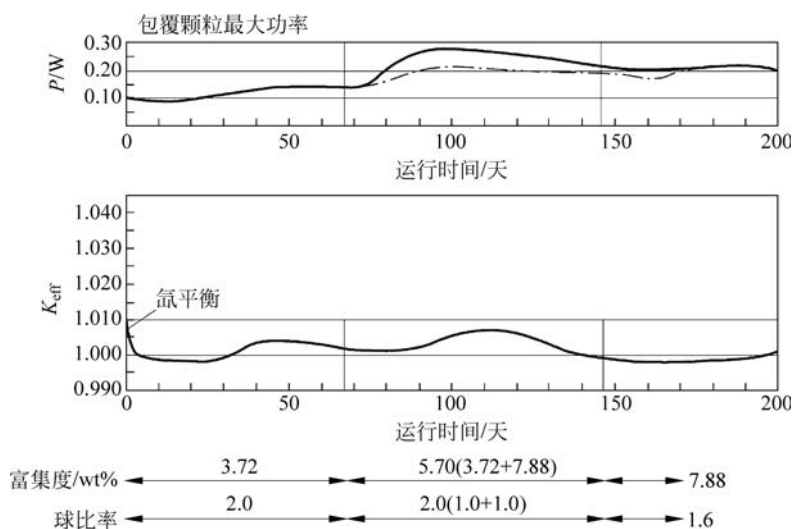


图 2.60 模块式 HTR 堆芯在过渡过程中的燃耗(HTR-Module,200MW,多次通过堆芯循环)

如上所述,大约 70 天之后新添加元件的富集度应提高到 5.7%。一方面可以通过直接添加富集度为 5.7% 的新燃料元件来实现,另一方面也可以通过混合添加富集度分别为 7.66% 和 3.72% 的新燃料元件来实现。图 2.61 给出了从初装堆芯向平衡堆芯过渡的过程。

大约运行 150 天之后,添加新燃料元件的富集度正好达到了平衡堆芯新燃料元件的富集度(7.68%)。此后,添加燃料元件的速率逐渐降低。在 300 天后,混装的石墨球将完全从堆芯排出。两年后,堆芯达到平衡态,并且反应堆开始处于正常运行状态。



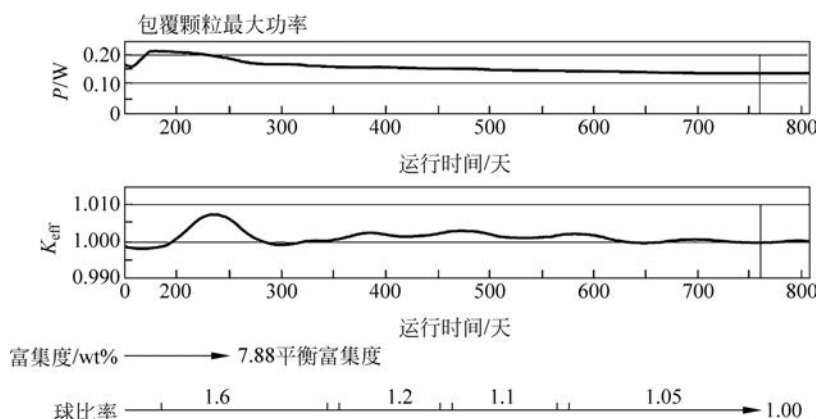


图 2.61 达到平衡堆芯的策略(HTR-Module,200MW,多次通过堆芯循环)

在从初装堆芯过渡到平衡态堆芯的整个过程中,需要小心地控制临界状态。需要补充的一点是,在 AVR 开始运行时,氦气流经堆芯,温度上升到  $850^{\circ}\text{C}$ 。在这个温度下,成功运行若干年之后,再进一步将出口温度提高到  $950^{\circ}\text{C}$ 。在一个全新的反应堆技术的发展过程中,需要不断地调整采取的运行步骤。在 AVR 初始阶段,进行了很多次物理实验以测量反应性系数、吸收棒的反应性当量及堆芯在各种状态下的临界数值。图 2.62 给出了需要进行物理实验的详细项目及要求,其中的主要项目是申请许可时审批单位要求的。通过相应的物理实验,提供安全运行及事故分析所需的主要参数。

不含硼区的堆芯在空气气氛下的临界实验
<ul style="list-style-type: none"> <li>● 燃料元件首次装料</li> <li>● 近似; 达到和证实临界状态; 测量压力系数</li> <li>● 测量停堆棒的反应性</li> <li>● 测量温度负反应性系数直到 <math>105^{\circ}\text{C}</math></li> </ul>
含硼区的堆芯, 在空气气氛下的临界实验
<ul style="list-style-type: none"> <li>● 引入一个含硼区(在堆芯内区插入一个装有含硼石墨的管子)</li> <li>● 近似临界状态; 测量压力系数</li> <li>● 测量停堆棒的反应性, 测量高度系数</li> <li>● 测量温度负反应性直到 <math>105^{\circ}\text{C}</math></li> </ul>
构建一个用于功率实验大纲的反应堆堆芯
<ul style="list-style-type: none"> <li>● 测量停堆系统的反应性价值</li> <li>● 测量压力反应性系数</li> <li>● 测量高度反应性系数</li> <li>● 测量温度反应性系数</li> </ul>
氦气下低功率运行
<ul style="list-style-type: none"> <li>● 几千瓦功率下的运行</li> <li>● 测量停堆反应性</li> <li>● 测量棒的反应性价值</li> </ul>
氦气下功率运行
<ul style="list-style-type: none"> <li>● 上面给出的所有测量</li> </ul>

图 2.62 AVR 启动过程中需要进行物理实验的项目及要求

堆芯中的球形元件从开始时的 5300 个(在卸球管内还有 13 600 个)增加到开始功率运行时的 80 000 个。此时,超过 70%的元件是石墨球和含硼的元件。

表 2.13 列出了实验阶段后期测量得到的一些特征参数。例如,高度反应性系数是在堆芯最后的高度上(平均 3m)测量到的数值,因添加高度而增加的反应性通过温度反应性系数的反馈得到补偿。同样地,卸出石墨元件并用燃料元件来代替时增加的反应性也通过温度负反应性系数来加以补偿。

表 2.13 AVR 启动阶段实验大纲的一些结果

反应性系数	启动阶段的值	注释(条件)	运行后期结果
温度(I)	$-1.77 \times 10^{-4} / ^\circ\text{C}$	$P_{\text{th}} = 5\text{MW}, T = 255^\circ\text{C}$	约 $10^{-4} / ^\circ\text{C}$
温度(II)	—	$P_{\text{th}} = 46\text{MW}, T > 950^\circ\text{C}$	约 $3.5 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$
堆芯高度	$-6.25 \times 10^{-4} \text{ cm}^{-1}$	高度约为 2.2m	
压力	$-61.79 \times 10^{-5} \text{ Torr}^{-1}$	$22^\circ\text{C}$	

在 THTR 和 HTR 300 的初始阶段也进行了类似的实验。图 2.63 给出了在 THTR 初始阶段开展的诸多物理实验的重要结果。

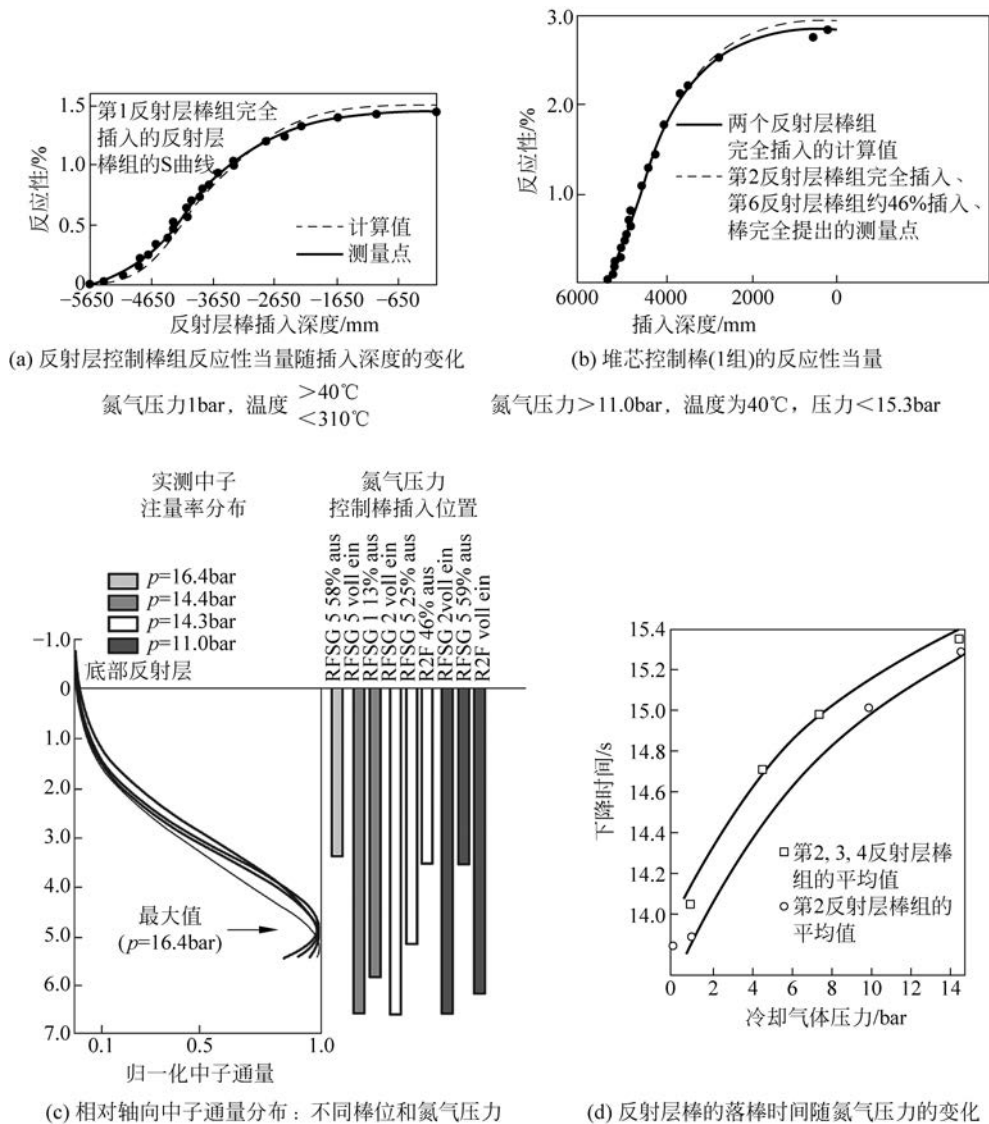


图 2.63 THTR 初始阶段一些物理实验的结果

图 2.63(a)给出了反射层控制棒的反应性当量随插入深度变化的预期 S 形曲线,可以看出,计算值与测量值之间吻合得较好。

堆芯中的控制棒有可能具有相同的反应性当量,如图 2.63(b)所示。对轴向中子注量率的测量(图 2.63(c))结果表明,其最大值的位置和分布形状具有很高的精确度。对于反应堆的安全性,停堆棒的落棒时间是一个重要的参数。氮气中的测量结果表明其与气体压力具有一定的相关性。在启动阶段的物理实验大纲中还纳入了很多需要进一步实施的实验项目,特别是对温度反应性系数的测量实验。测量结果再一次证明了理论与测量值高度符合。这一点可以通过如下关系式得到确认:

$$\Gamma \approx 1/\sqrt{T} \quad (2.151)$$

图 2.64 给出了 HTR 10 启动阶段和运行期间的一些分析结果。当反应堆达到临界状态时,具有 9627 个燃料球和 7263 个石墨球,如图 2.64(a)所示,此时的温度为  $27^{\circ}\text{C}$ 。随着运行时间的推移,其燃耗逐渐上升,直至  $100\,000\text{MWd/t}$ ,如图 2.64(b)所示。燃料元件所占份额开始时是 55%,700 天之后达到 100%,如图 2.64(c)所示。随着燃料元件份额的变化,每个燃料元件的功率降为原来的  $1/2$ ,如图 2.64(d)所示。在未插入控制棒的情况下, $K_{\text{eff}}$  随时间的变化情况如图 2.64(e)所示,由图 2.64(e)还可看出,在运行 2000 天之后堆芯达到平衡状态。图 2.64(f)给出了  $K_{\text{eff}}$  随高度变化的一些结果。

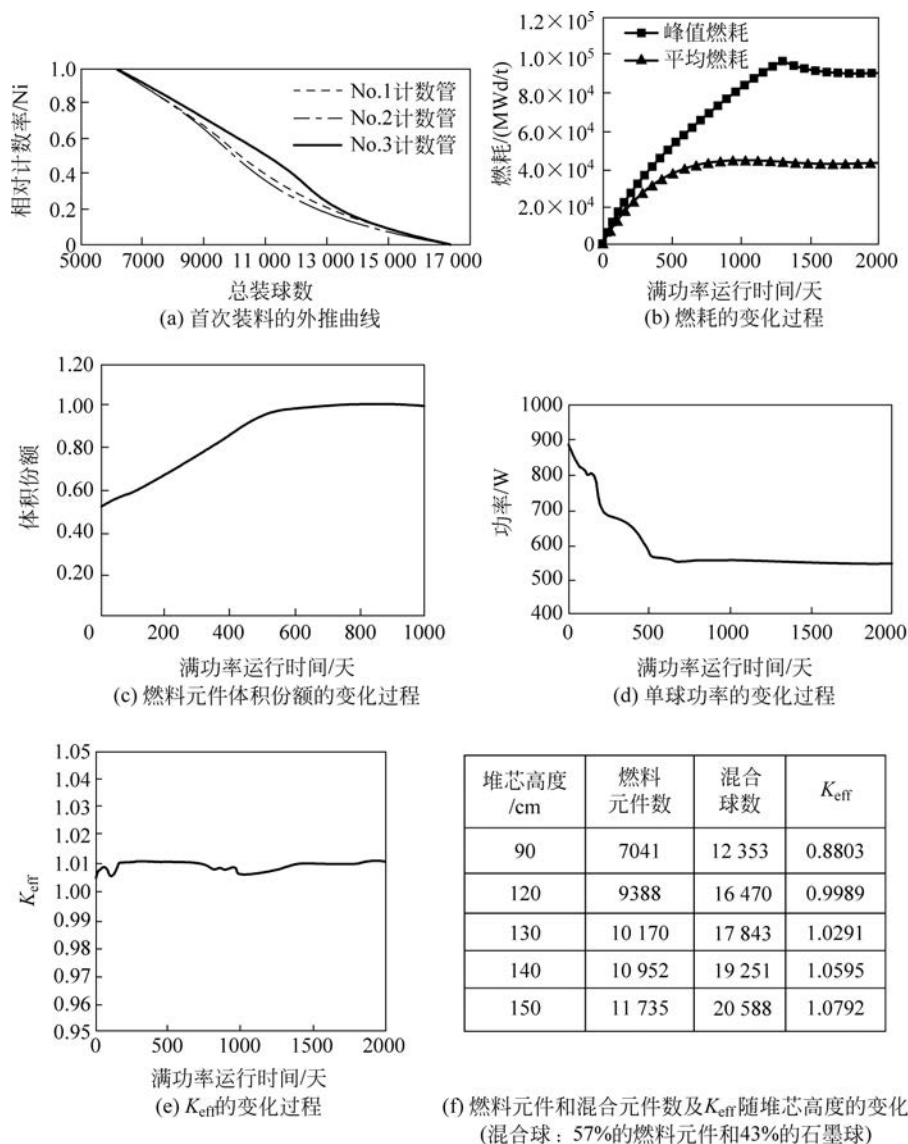


图 2.64 HTR 10 启动阶段和过渡阶段的一些分析结果

通过计算可得,堆芯高度反应性系数是每厘米堆芯高度为  $2.169 \times 10^{-3}$  (在温度为  $27^{\circ}\text{C}$  且堆芯高度为  $1.4 \sim 1.5\text{m}$  时),或者说相同条件下每一个混合球的反应性系数为  $1.58 \times 10^{-5}$ 。对于温度反应性系数,可计算得出堆芯处于冷态时( $27^{\circ}\text{C}$ )的值是  $\Gamma \approx 1.11 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$ 。在 HTR 10 启动过程中进行的实验表明,计算值与实验结果非常吻合, $K_{\text{eff}}$  的误差仅为 0.5%。

## 2.13 球床堆芯的卸载

反应堆运行结束后,必须要将堆芯从反应堆中卸出。对于 AVR 和 THTR,已有专门技术来实现这一过程。从物理学的角度来看,这一过程的关键是要保证对  $K_{\text{eff}}$  临界值有一个限定,为此,需要按照物理实验大

纲中关于临界值的规定进行测量。图 2.65 给出了一个在 THTR 完全卸载过程中假想的球床流动模型,用于计算 THTR 卸载过程中随卸出的燃料元件数变化的  $K_{\text{eff}}$  值。

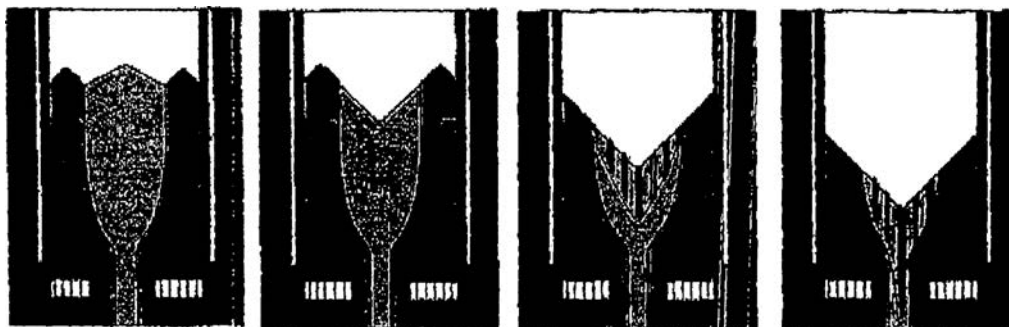


图 2.65 THTR 完全卸载过程中假想的球床流动模型

图 2.65 表明,处在中心区的球卸出得相对快一些,随后,堆芯上部外区的球混入中间区域。这个效应必须要考虑设置在反射层内的停堆棒的反应性当量。

任何情况下,  $K_{\text{eff}}$  值与卸出燃料元件数  $z$  的关系可用如下函数式表示:

$$K_{\text{eff}}(z) \approx K_{\text{eff}}(0)(1 - \gamma z) \quad (2.152)$$

在卸载过程的任一阶段均对临界状态进行了测量,这对 AVR 和 THTR 两座反应堆的正常运行起非常重要的作用。在卸载过程中使用了一个中子源,并且必须要严格按照程序插入停堆棒。图 2.66 给出了 AVR 的  $K_{\text{eff}}$  测量曲线,可以看出,当堆芯内大约 1/3 的球卸出后,  $K_{\text{eff}}$  值从 0.987 下降到 0.942,对应如下的系数:

$$\gamma \approx 4.5 \times 10^{-2} \text{ cm}^{-1} \quad (2.153)$$

这一系数具有与高度系数类似的大小,而高度系数在反应堆启动过程中已进行过测量。

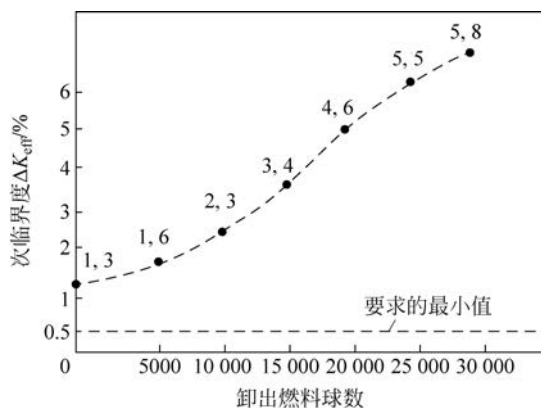


图 2.66 AVR 卸载过程中测量的次临界度

在 THTR 卸载的过程中也得到了  $K_{\text{eff}}$  随卸出燃料元件数发生变化的类似结果。

## 参考文献

1. Oldekopp W., Pressurized water reactors for nuclear power plants, Verlag Karl Thiemeig, München, 1974.
2. Bedenig D., Gas-cooled high-temperature reactors, Verlag Karl Thiemeig, München, 1972.
3. Massimo L., Physics of high-temperature reactors, Pergamon Press, Oxford, New York, Toronto, Sidney, Paris, Braunschweig, 1976.
4. Kugeler K., Schulten R., High-temperature reactor technology, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo, Hongkong, 1989.
5. Ziegler A., Textbook of reactor technology, Vol. 1, 2, 3, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, 1983.
6. Knife R.A., Nuclear engineering, theory and technology of commercial nuclear power, Taylor+Francis, Washington, 1992.
7. Teuchert E., Rütten H.J., Haas K.A., Numerical simulation of the HTR-Module reactor, JÜL-2618, May 1992.
8. Lamarsh J.R., Introduction to nuclear reactor theory, Addison - Wesley Publishing Company, Reading, Menlo Park, London, Amsterdam, Don Mills, Sydney, 1972.

9. Siemens/Interatom, High-temperature reactor module power plant, Safety Report, Vol. 1 til 3, Nov. 1988.
10. Baust E., The start of operation of THTR 300, Atomwirtschaft, Aug./Sept., 1985.
11. Elter C., The strength of the reflector of the pebble-bed reactor, Diss. RWTH Aachen, 1973.
12. Delle W., Koizlik K., Nickel H., Graphitic materials for the application in nuclear reactors, Vol. 1, 2, Thiemig Verlag, München, 1983.
13. Nightingale R.E., Nuclear graphite, Academic Press, 1962.
14. Haag G., Properties of HTR-2E graphite and property changes due to fast neutron irradiation, JÜL-4183, Oct. 2005.
15. Budke J. et al, Model data compilation for the reflector graphite of the pebble-bed reactor, JÜL-1414, April 1977.
16. IAEA: Fuel performance and fission products behavior in gas cooled reactors IAEA TECDOC 78, Nov 1997.
17. L. M. Wyatt, Materials; Fuel element in P. R. Poulter; The design of gas cooled graphite moderator reactors; London Oxford University Press; New York, Toronto, 1963.
18. NN, Special issue: experimental analysis for the flow behavior of a pebble bed with regard to the fuel cycle concept in the core of a pebble-bed reactor, EUR 3284, 1970.
19. von der Decken C.B., Mechanical problems of a pebble-bed reactor core, Nuclear Eng. And Design, 18, 1972.
20. von der Decken C.B., Schulten R., High-temperature gas-cooled reactor, development and its mechanical-structural requirements and problems, First Intern. Conf. on Struct. Mechanics in Reactor Technology, Berlin, Sept. 1971.
21. Scherer W., The viscose fluid as a model for the pebble flow in high-temperature reactors, JÜL-2331, Dec. 1989.
22. Kleinettebbe A., Experimental results for the flow of pebbles in different core models, Personal Communications, 2000.
23. Nießen H., Model for the calculation of flow of pebbles in the core of a pebble-bed reactor, Personal Communication, 2005.
24. Reinhardt T., Proof and further development of the dynamic model for THTR based on experimental results of the start phase, Diss. RWTH Aachen, JÜL-2365, June 1990.
25. Teuchert E., Once through cycles in the pebble-bed HTR, JÜL-1470, Dec 1977.
26. Teuchert E., Fuel cycles of the pebble bed – high-temperature reactor in the computer simulation, JÜL-2069, June 1986.
27. Mulder E.J., Pebble-bed reactor with equalized core power distribution, inherently safe and simple, JÜL-3632, Jan. 1999.
28. J. Engelhard Final report on the construction and the start of operation of the AVR-Atomic experimental power plant; Report BMBW – FB K72-73, Dez. 1972.
29. R. Bäumer Selected aspects of operation of THTRVGB-Kraftwerks technik, 69. Jülich, Heft2, Feb. 1989.
30. Teuchert E. et al, VSOP computer code system for reactor physics and fuel, JÜL-Report, 1994.
31. Rütten H.J., et al, VSOP (99) for WINDOWS and UNIX computer code system for reactor physics and fuel cycle simulation, FZ-Jülich, 1999.
32. Calculation of the decay heat power of nuclear fuels of high-temperature reactors with spherical fuel elements, DIN 25485, Deutsches Institute für Normunge V., 1990.
33. E. Baust, J. Routenberg, J. Whole. Results and experience from the commissioning of the THTR 300. Atomkernenergie, kern-technik, Vol 47, No 3, 1989.
34. Hetrick D.L., Dynamics of nuclear reactors, The University of Chicago Press, Chicago, London, 1971.
35. Schultz M.A., Control of nuclear reactors and power plants, McGraw Hill Book Company Inc., New York, Toronto, London, 1955.
36. Keepin G.R., Physics of nuclear kinetics, Addison Wesley Publishing Company Inc., Reading, Palo Alto, London, 1965.
37. Weaver L.E., Reactor dynamics and control, American Elsevier Publishing Company Inc., New York, 1968.
38. Hummel H.H., Okrent D., Reactivity coefficients in large fast power reactors, American Nuclear Society, 1970.
39. Gerwin H., Scherer W., Teuchert E., The TINTE modular code system for computational simulation of transient processes in the primary circuit of a pebble-bed high-temperature gas-cooled reactor, Nucl. Science and Engineering, 103, 1989.
40. Gerwin H., Scherer W., The two dimensional reactor dynamic program TINTE, Part I, JÜL-2167, Nov. 1987.
41. Gerwin H., Scherer W., The dimensional reactor dynamic program TINTE, Part II, JÜL-2266, Feb. 1989.
42. Xingqing Jing, Xiaolin Xu, Yongwei Yang, Ronghong Qu Prediction calculations and experiments for the first criticality of the 10 MW High Temperature gas cooled Reactor Test Module. Nuclear Engineering and Design, 218, 2002.
43. Yongwei Yang, Zhengpei Luo, Xingqing Jing, Zongxin Wu Fuel-management of the HTR10 including the equilibrium state and the running in phase. Nuclear Engineering and Design, 218, 2002.
44. B. Davison, J.B. Sykes Neutron transport the Oxford, at the Clarendon Press Oxford University Press, 1958.
45. G. I. Marchuk. Numerical methods for nuclear reactor calculations consultants. Burean Inc, New York, Chapman Hall. LTD, London, 1959.
46. J. J. Duderstadt, W. R. Martin. Transport Theory. A Wiley-Interscience Publication. John Wiley Sons, New York, Chichester, Brisbane, London, 1978.
47. Weinberg A.M., Wigner E.P., The physical theory of neutron chain reactors, University of Chicago Press, 1959.
48. Lamarsh J.R., Nuclear reactor theory, Addison-Wesley, 1966.
49. Soodak H. (editor), Reactor handbook, Vol. III, Part A, Physics, Interscience Publishers, 1962.
50. Etherington H., Nuclear engineering handbook, McGraw Hill Book Company, 1958.
51. BNL 325, Neutron cross sections, Brookhaven National Laboratory, 3<sup>rd</sup> Ed., Suppl. No. 2, Vol. 1–3.
52. Dresner L., resonance absorption in nuclear reactors, Pergamon Press, 1960.
53. ANL, Reactor physics constants, ANL 5800, 1963.
54. Yiftah S., Okrent D., Moldauer P.A., Fast reactor cross sections, Pergamon Press, 1960.
55. Beckurtz K.H., Wirtz K., Neutron physics, Springer, 1964.
56. Glasstone S., Edlund M.C., Nuclear reactor theory, Springer Verlag, Wien, 1961.
57. Davison B., Sykes J.B., Neutron transport theory, Oxford at the Clarendon Press, 1958.
58. Williams M.M.R., The slowing down and thermalization of neutrons, North Holland Publishing Company, Amsterdam, 1966.
59. Meghreblan R.V., Holmes D.K., Reactor analysis, McGraw Hill, New York, 1960.
60. Duderstadt J.J., Hamilton L.J., Nuclear reactor analysis, John Wiley+Sons, New York, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore, 1976.
61. Emendöfer D., Höcker K.H., theory of nuclear reactors, Bibliographisches Institute, Mannheim/Wien/Zürich, BI-Wissenschaftsverlag, 1982.
62. Bell G.J., Gasstone S., Nuclear reactor theory, Van Nostrand Reinhold Co., 1970.
63. Isbin H.S., Introductory nuclear reactor theory, Reinhold, New York, 1963.
64. Schulten R., Güth W., Reactor physics, Vol. 1, 2, George G. Havrap+Co, LTP, London, Toronto, Willington, Sydney, 1967.
65. Rydin R.A., Nuclear reactor theory and design, University Publications, Blacksburg, Virginia, 1977.
66. Soodak H. (editor), Reactor handbook, Vol. III, Part A, Physics, Interscience Publishers, John Wiley+Sons, New York, London, 1962.
67. Bennet D.J., The elements of nuclear power, Longman, London, New York, 1972.
68. Case K.M., de Hoffmann F., Placzek G., Introduction to the theory of neutron diffusion, Los Alamos Scientific Laboratory, 1953.
69. Galanin A.P., Thermal reactor theory, Pergamon Press, 1960.
70. Murray R.L., Nuclear reactor physics, Macmillan, 1959.
71. Cap F., Physics and technology of atomic reactors, Springer, Vienna, 1957.
72. Cohen E.R., A survey of neutron thermalization theory, Vol. 5, Proc. Int. Conf. Geneva, 1955.
73. Yeater M.L., Neutron physics, Academic Press, New York, London, 1962.

74. Foster A.R., Wright R.L., Basic Nuclear Engineering, Allyn and Bacon Inc., Boston, 1973.
75. Bell G.I., Glasstone S. Nuclear reactor theory, Van Nostrand Reinhold Company, New York, Cincinnati, Toronto, London, Melbourne, 1970.
76. Case K.M., Zweifel P.T., Linear transport theory, Addison Wesley Publishing Company, Reading, Palo Alto, London, Donmills, 1967.
77. Liverhant S.E., Elementary introduction to nuclear reactor physics, John Wiley + Sons Inc., New York, London, 1960.
78. Meem J.L., Two group reactor theory, Gordon and Breach Science Publishers, New York, London, 1964.
79. Hansen U., The VSOP system present worth fuel cycle calculation, methods and codes KPD, Dragon Report, 915, 1975.
80. Teuchert E., Hansen U., Haas K.A., VSOP computer code system for reactor and fuel cycle simulation, JÜL-1649, Mar. 1980.
81. Rütten H.J., The depletion computer code ORIGEN, JÜL-2139, Mar. 1993.
82. Thomas F., HTR 2000 program code for the theoretical analysis of HTR during operation, JÜL-2261, Jan. 1989.
83. P. Pohl. AVR-decommissioning, achievements and future program, IAEA-TECDOC-1043, Sept. 1998.
84. Grotkamp, Development of a two dimensional simulation program for the core physical description of pebble-bed reactors with several passages through the core for the example AVR, JÜL-1888, Jan. 1984.
85. Knizia K., Bäumer R., Construction, operation and shutdown of the THTR 300 – experiences and their importance for further development in nuclear technology, in: Fortschritte in der Energietechnik, Monographie des Forschungsteutums Jülich, Bd8, 1993.
86. Bäumer R., THTR and 500 MW flow up plant, AVR experimental high-temperature reactor, VDI Verlag, Düsseldorf, 1990.
87. Bäumer R., THTR 300 – experience with a progressive technology, Atomwirtschaft, May 1989.
88. Elsleakh A.F., A plant simulation program for THTR 300 for the calculation of transients in case of fast cooling, Diss. RWTH Aachen, JÜL-2368, July 1990.
89. Werner H., et al., Building up of Plutonium isotopes in LEU fuel elements, Jahrestagung Kerntechnik (Germany), 1989.
90. Ruetten H.J., et al, VSOP (97) computer code system for reactor physics and fuel cycle simulation, JÜL-3522, 1997.
91. H. Gerwin, W. Scherer. The calculation of decay heat production in the reactor dynamic program TINTE JÜL 2791, June 1993.
92. Wallerbos E.J.M., Reactivity effects in a pebble-bed type nuclear reactor, an experimental and calculational study, Diss. TU Delft, 1998.
93. Scherer W., Principles of HTR neutronics, HTR/ECS 2002 high-temperature reactor school, Cadarache, France, Nov. 2002.
94. Special issue for HTR-10, Nuclear Engineering and Design, Vol. 218, No. 1, 2002.
95. m/sec CROSS SECTIONS FOR NATURALLY OCCURRING ELEMENTS [From Reactor Physics Constants, ANL-5800 (1963)].
96. D. J. Wahl. The use of Plutonium in thermal high temperature reactors with spherical fuel elements explained on the example THTR. JÜL-970-RG, Juli 1973.
97. R. Stephenson. Introduction to nuclear engineering. Mcgraw Hill Rook Companz Inc New York, Toronto, London, Kogekusha Company LTD, Tokyo 1958.
98. M. Wimmers, A. Berger furth. The physics of the AVR-Reactor in AVR-experimental high temperature reactor. VDI-Verlag, GMBH, Düsseldorf 1990.
99. U. Fricke. Analysis of power increase of inherent safe high temperature reactors by optimization of the core layout. Thesis, Univ. Duisburg, 1987.
100. N. N. Results of the Work in PNP-project (Project Nuclear Process heat); private communication; 1990.
101. W. Schenk, H. Nabielek, G. Pott, H. Nickel. The retention of fission products in spherical fuel elements. Fortschritte in der Energietechnik, Monographien des FZ Jülich, Bd8, 1998.
102. Scherer W., Gerwin H., Werner H., The AVR as a touch stone for theoretical models on reactor physics, Special Issue: AVR experimental high-temperature reactor, VDI Verlag, Düsseldorf, 1990.
103. Baust E., Rautenberg J., Wohler J., Results and experience from the commissioning of the THTR 300, Atomkeraenergie-Kevntechnik, Vol. 47, No. 3, 1985.
104. Bäumer R., The situation of the THTR in October 1989, VGB Kraftwerkstechnik, 1, 1990.
105. Bäumer R., Selected topics of the operation of THTR 300, VGB-Kraftwerkstechnik, 6979. Vol. 2, Feb. 1989.
106. Bäumer R., Kalinowski I., THTR commissioning and operating experience, 1<sup>st</sup> International Conference on the HTGR, Dimitrowgrad, June 1989.
107. Werner H., Burnup distribution of spent fuel elements of AVR, Private communication, 2005.
108. H.J Rütten Radiological valuation of the long term intermediate storage of nuclear fuel on the example of spent HTR-fuel elements in Fortschritte in der Energietechnik, Monographien des FZ Jülich.
109. R. Bäumer. The situation of the THTR in October 1989. VGB Kraftwerkstechnik, 1, 1990.

## 堆芯布置的热工-水力学问题

**摘 要：**本章主要介绍堆芯中热的产生和功率密度的空间分布。功率密度的峰值因子是温度分布中一项很重要的参数,它取决于燃料循环的类型和燃料通过堆芯的次数。氦作为 HTR 的冷却剂,具有一些特性参数,这些参数在进行热工-水力学分析时必不可少。反映堆芯内传热和流动现象的基本方程是以连续方程表示的质量守恒、动量守恒和能量守恒方程。对于堆芯中的固体元件,用简化的导热方程来表示其传热效应。氦气流经堆芯所产生的温升也采用一种相对简化的方法来计算。详细的计算结果表明,由于功率密度较低、石墨的导热性能良好,以及使用包覆颗粒作为燃料,模块式 HTR 中燃料和氦气之间的温差相对较小。

一种非常特殊的燃料循环方式是一次通过堆芯(OTTO)循环,在这种循环方式下,燃料元件只需通过堆芯一次即达到其最终燃耗,采用这种方式使得堆芯出口处燃料和氦气之间的温差很小,这一特性对于需要非常高氦气温度的模块式 HTR 来说很具吸引力。

在单个包覆颗粒内,由于燃料的区域很小,其温差仅在 1℃ 量级。燃料温度的网格图显示,仅有百分之几的包覆颗粒达到了很高的温度,例如,在 THTR 中,在正常运行工况下,仅有 1% 的颗粒的温度超过 950℃。

对于球床中的传热和阻力降问题,已有一些关系式为大家所熟知和采用。将堆芯出口热氦气加以混合以避免对热交换部件造成热冲击这一课题值得关注。为此,需要对温度和流量分布的不确定性进行细致的分析,并留有足够的安全裕度。为了评估敏感部件如控制和停堆吸收元件中的附加温度梯度,要对由  $\gamma$  辐射引起的堆芯结构的温升进行专门的分析。本章最后给出了重要热工-水力学参数的概述,表明 HTR-PM 的一些参数均在人们熟知的数据范围之内。

**关键词：**堆芯发热；功率密度；氦数据；热工-水力学方程；堆芯冷却；燃料温度；换热系数；堆芯阻力降；氦的混合；氦的旁流；不确定性； $\gamma$  发热；堆芯热工-水力学参数

### 3.1 堆芯内的发热

在裂变过程中,每一次裂变大约产生 200MeV 的能量,这些能量需要从堆芯中载出。这些能量中的 80% 来自裂变产物的动能,通过碰撞和慢化直接对燃料元件进行加热。其余 20% 的能量主要是  $\gamma$  和裂变中子的能量。百分之几的发热是裂变之后由裂变产物的衰变热产生的。

裂变能可用于加热冷却剂,在 HTR 中,冷却剂即为氦气。中子的能量不可能直接用于冷却剂的加热。我们要讨论的堆芯和燃料元件的热工-水力学问题包括堆芯功率密度的分布、冷却剂的温升、堆芯内燃料和结构件的温升、流体的流动、燃料和流体的传热、球床和反射层结构内的阻力降。反应堆堆芯内的功率密度可用下式来表示:

$$\dot{q}'''(\mathbf{r}) = \int_0^{\infty} \bar{E}_f \cdot \Sigma_f(\mathbf{r}, E) \cdot \phi(\mathbf{r}, E) \cdot dE \quad (3.1)$$

其中,  $\Sigma_f$  是裂变的宏观截面。如果堆芯包含了多种不同的易裂变同位素(U235, Pu239, Pu241),则这一积分运算应包括所有裂变反应率的和,同时,还要将中子谱考虑进来。图 3.1(a)给出了典型反应堆内功率沿径向和轴向的分布情况。图 3.1(b)给出了 AVR 中中子注量率分布随中子能量变化的实际例子。

由于堆芯内易裂变材料的核素密度和中子注量率呈现一种空间分布,因此,堆芯的功率可以通过对整



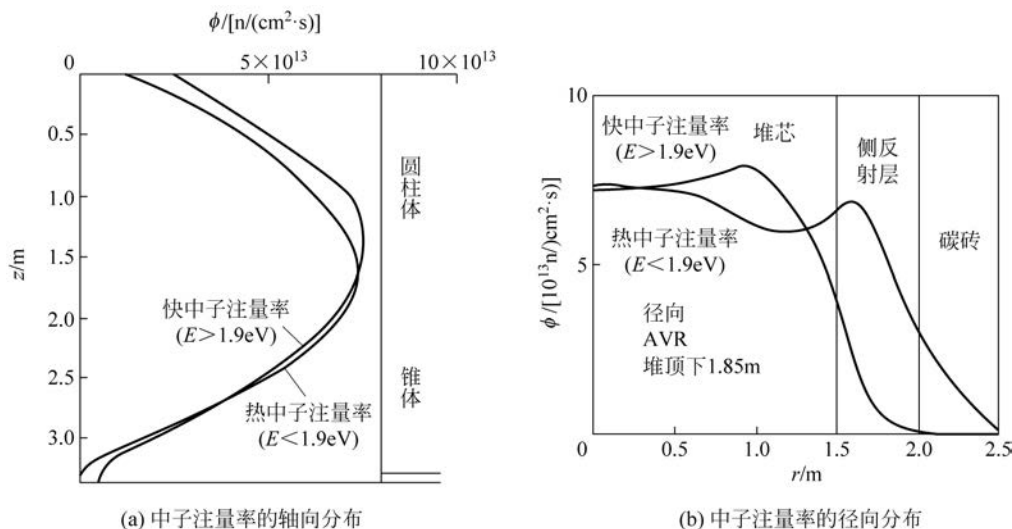


图 3.1 反应堆堆芯内的发热分布(AVR)

个堆芯内的功率密度进行积分得到。对于图 3.1 所示的一个具有反射层的圆柱堆芯,可以通过积分运算得到堆芯的热功率,为

$$P_{th} = \int_{V_R} \dot{q}'''(r) dV = \bar{E}_f \cdot \int_{V_R} \Sigma_f(r) \cdot \phi_0 \cdot \cos\left(\frac{\pi Z}{H}\right) \cdot J_0\left(\frac{2.405r}{R}\right) \cdot dV \quad (3.2)$$

选用合适的裂变率平均值后,可以由下面的方程经过近似计算得到热功率:

$$P_{th} = \bar{E}_f \cdot \overline{\Sigma_f \cdot \phi_{th}} \cdot V_R = \bar{q}''' \cdot V_R \quad (3.3)$$

其中,平均值  $\overline{\Sigma_f \cdot \phi_{th}}$  通过热中子谱上的积分确定。

平均功率密度  $\bar{q}'''$  是表征各种反应堆堆芯特性的一个重要参数,尤其是对于增殖堆,为了增殖,需要采用非常高的功率密度。表 3.1 给出了各种反应堆堆芯平均功率密度的典型值。

表 3.1 各种反应堆堆芯平均功率密度的典型值

反应堆类型	$\bar{q}''' / (\text{MW}/\text{m}^3)$	限制因素	典型温度/℃
PWR	100	燃料设计、包壳	$T_{\text{包壳}} < 500$
BWR	50	燃料设计、包壳	$T_{\text{包壳}} < 500$
快中子增殖堆	300~400	燃料设计、包壳	$T_{\text{包壳}} < 600$
Magnox	1	燃料设计、包壳	$T_{\text{包壳}} < 400$
AGR	2	燃料设计	$T_{\text{包壳}} < 500$
模块式 HTR	3~4	固有安全性	$T_{\text{燃料}} < 1250$

在模块式 HTR 中,功率密度受到一定的限制,这是因为在事故条件下,其衰变热必须通过自然的方式(导热、热辐射和自然对流)载出。燃料的最高温度也受到严格的限定,以确保将裂变产物阻留在燃料元件内。

一座反应堆堆芯的发热状况与中子注量率在径向和轴向上的分布具有特殊相关性。在一个圆柱型堆芯内,注量率的分布与理论分布的偏离是由反射层引起的,如图 3.1 所示。正如大家所熟知的,反射层的作用是改善中子的经济性,保护反应堆压力壳免受快中子及其辐照的影响,并对冷却剂的温度分布起到均衡的作用。另外,反射层也对模块式 HTR 侧反射层内插入的吸收棒的反应性当量具有一定的影响。

快中子注量率  $\phi_f$  主要会对材料造成辐照损伤,它与热中子注量率成正比,所以也与功率密度成正比。

$$\phi_f \approx \phi_{th} C \quad (3.4)$$

其中,因子  $C$  受中子谱的影响。

很多 HTR 热工-水力学的计算均与燃料元件相关,因此,对一些与燃料元件相关的参数定义的了解是很有必要的,可参考图 3.2 和表 3.2 给出的说明。



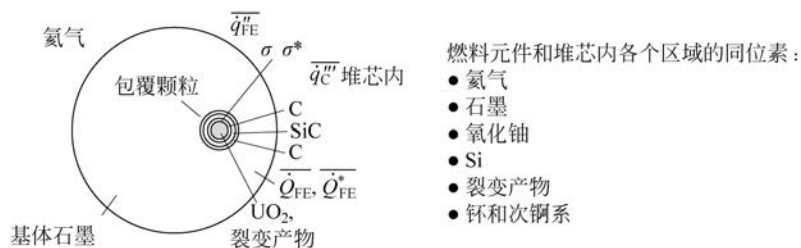


图 3.2 HTR 堆芯中一些表征发热的特征参数的定义

表 3.2 HTR-PM 堆芯及燃料元件中表征发热的特征参数

参 数	公 式
堆芯平均功率密度/(W/cm <sup>3</sup> )	$\bar{q}_C = P_{th}/V_C$
堆芯功率密度峰值因子	$\beta = q'''_{C,max}/\bar{q}_C$
每立方米燃料元件数/(FE/m <sup>3</sup> )	$Z = 5400$
燃料元件平均功率/(W/FE)	$\bar{Q}_{FE} = \bar{q}_C/Z$
燃料元件中燃料区的平均功率/(W/FE)	$\bar{Q}_{FE}^* = \bar{Q}_{FE}$
燃料区的平均功率密度/(W/cm <sup>3</sup> )	$\bar{q}_{FE}''' = \bar{Q}_{FE}^*/\left(\frac{4}{3}\pi r_i^3\right)$
燃料元件表面平均热流密度/(W/cm <sup>2</sup> )	$\bar{q}_{FE}'' = \bar{Q}_{FE}/4\pi r_a^2$
燃料元件燃料量/(g/FE)	$M_U$
燃料平均比功率/(W/g)	$\sigma = \bar{Q}_{FE}/M_U$
燃料平均比功率密度/(W/cm <sup>3</sup> )	$\sigma^* = \bar{Q}_{FE}/V_U$

特别是功率密度或者每个球功率的峰值因子  $\beta$  与正常运行时的最高温度相关。最高温度关系到正常运行情况下裂变产物的释放并限制运行中氦气允许的污染水平,是一个非常重要的参数。

对于模块式 HTR,如 HTR-PM,燃料元件的发热与堆芯的燃料管理有关,也就意味着,燃料元件的发热与燃料元件平均通过堆芯的次数和堆芯中燃料元件富集度在径向的分布有关,如图 3.3 所示。

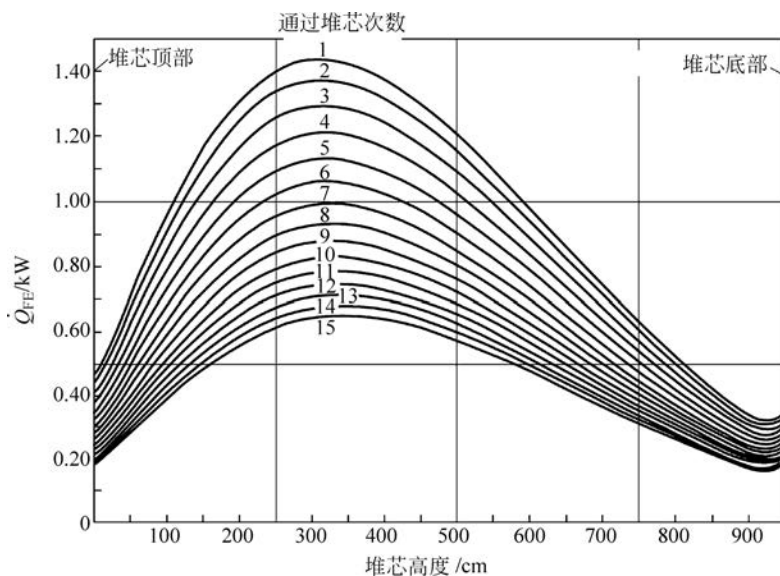


图 3.3 沿模块式 HTR(200MW)堆芯轴向分布的燃料元件功率随堆芯的高度和通过堆芯次数的变化

对于图 3.3 所示的模块式 HTR 在 MEDUL 循环方式下堆芯中的功率情况,燃料元件每次通过堆芯的发热功率都是不同的。

峰值因子可以由下面的关系式来确定:

$$\beta = \dot{q}''' / \overline{\dot{q}'''}_{\max}, \quad \overline{\dot{q}'''} = \int \dot{q}'''(r, z) \cdot dv / V_c \quad (3.5)$$

虽然这个  $\beta$  值对于堆芯的布置并不是很重要,但在分析堆芯升温事故时必须要考虑。

最大值与平均值之比的峰值因子在 1.7~2.0,这在通常情况下是一个典型值,在进行相关分析时需加以关注。这是因为燃料元件在达到它们允许的燃耗值之前多次通过堆芯,但对于每一个燃料元件,其发热的过程各不相同。图 3.4 给出了包括 THTR 特殊情况下等功率线的功率分布情况,需要说明的一点是,THTR 采取的也是 MEDUL 循环方式。

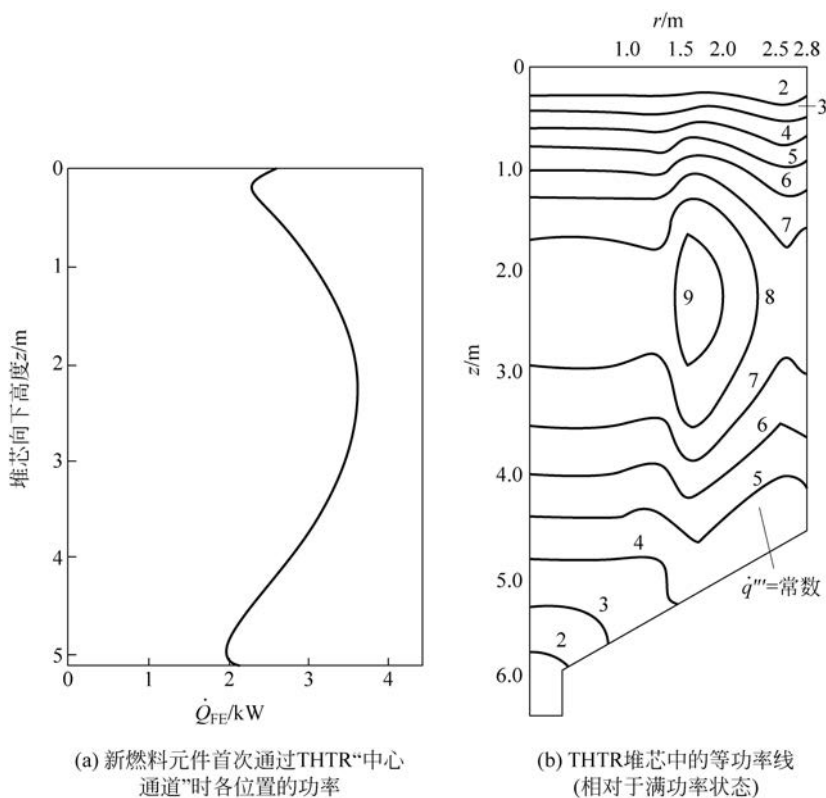


图 3.4 HTR 堆芯中的功率分布(以 THTR 为例)

功率密度分布图是计算球床堆芯正常运行情况下温度分布的基础性图表,同时,也是计算裂变产物存量和衰变热产生空间分布的具有代表性的图表,而裂变产物存量和衰变热产生空间分布是进行安全分析的重要基础(详见第 10 章),故功率密度分布图的重要性显而易见。

### 3.2 堆芯的热功率

模块式 HTR 近似圆柱形的堆芯的热功率可按如下步骤通过很好的近似来加以估计。采用熟知的圆柱型系统的表达式,可以得到一个无反射层的堆芯热功率:

$$P_{th} = \bar{E}_f \cdot \overline{\Sigma_f} \cdot \phi_0 \cdot \int_{-\frac{H}{2}}^{+\frac{H}{2}} \int_0^R \cos\left(\frac{\pi z}{H}\right) \cdot J_0\left(\frac{2.405r}{R}\right) \cdot 2\pi r dr dz \quad (3.6)$$

对  $z$  积分,得到如下表达式:

$$\int_{-\frac{H}{2}}^{+\frac{H}{2}} \cos\left(\frac{\pi z}{H}\right) dz = \frac{2H}{\pi} \quad (3.7)$$

对径向进行积分,得到如下结果:

$$\int_0^R J_0\left(\frac{2.405r}{R}\right) \cdot r \cdot dr = \frac{R}{2.405} \cdot \left(r \cdot J_1\left(\frac{2.405r}{R}\right)\right) \Big|_0^R \quad (3.8)$$

基于贝塞尔函数的值  $J_1(0)=0$  和  $J_1(2.405)=0.519$ ,最后得到热功率的表达式为

$$P_{th} = \bar{E}_f \cdot \bar{\Sigma}_f \cdot \phi_0 \cdot \pi R^2 \cdot H \cdot 0.275 \quad (3.9)$$

对于无反射层的堆芯,其热功率的理论峰值因子 $\beta=3.6$ 。鉴于这种情况下的峰值因子较高及3.1节提及的其他原因(燃料装量最小化、对反应堆压力壳的屏蔽、在氦冷却剂存在的情况下对径向温度分布加以展平),在堆芯周围加上反射层成为必然的选择。加上反射层之后,峰值功率因子显著降低,如图3.2所示,即反映了 AVR 堆芯的这种情况。对于径向分布,典型的峰值因子大约为1.5。轴向也存在一个附加值,在计算冷却剂温升时,需要将这一附加值考虑进去。

对于 HTR-PM 堆芯,其平均功率密度是  $3.3\text{MW}/\text{m}^3$ 。对于  $250\text{MW}$  的堆芯,则需要  $78\text{m}^3$  的堆芯体积。在2.7节已经指出,应将堆芯的直径限制在  $3\sim 3.2\text{m}$ ,这样才能将堆芯停堆和控制的吸收元件设置在反射层的孔道内。据此,堆芯的设计高度为  $11\text{m}$ 。此外,燃料元件通过堆芯的次数也会进一步影响功率的分布。图3.5给出了峰值因子 $\beta$ 与通过堆芯次数的关系。当然,燃料元件通过堆芯的次数也会受到燃料装卸系统能力的限制。

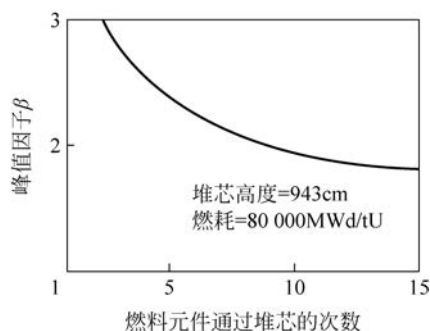


图 3.5 峰值因子 $\beta$ 与通过堆芯次数的关系

### 3.3 关于冷却剂氦气的一些数据

氦气是高温气冷堆中的冷却气体。氦气是一种惰性气体,在堆芯中与中子不发生任何反应。仅有同位素 $^3_2\text{He}$ 具有  $5500\text{barn}$  的吸收截面,但是这种同位素很难存在,在冷却剂中占的份额也极少。由于很多计算都涉及氦循环中堆芯及其部件的布置,因而需要了解氦的主要热工-水力学参数。范围如下:  $0.1\text{MPa} \leq p \leq 10\text{MPa}$ ,  $293\text{K} \leq T \leq 1773\text{K}$ 。在此基础上,可以导出更多其他相关参数。具体如下:

$$\rho = 48.14 \cdot \frac{p}{T} \cdot \frac{1}{1 + 0.4446p/T^{1.2}} \quad (3.10)$$

其中, $\rho$  为密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ ), $p$  为压力(bar), $T$  为温度(K)。

若只作简单的估计,则可采用如下密度关系式:

$$\rho = \rho_0 (p/p_0) \cdot (T_0/T) \quad (3.11)$$

其中, $\rho_0 = 1.8\text{kg}/\text{m}^3$ , $p$  和  $p_0$  的单位是 bar, $T$  和  $T_0$  用开尔文温度表示。

定压热容和定容热容为

$$c_p = 5195\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K}), \quad c_v = 3117\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K}) \quad (3.12)$$

定压热容和定容热容的比为

$$\kappa = c_p/c_v = 1.666 \quad (3.13)$$

动力黏度为

$$\eta = 3.674 \times 10^{-7} \cdot T^{0.7} \text{ (单位是 } \text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})) \quad (3.14)$$

导热系数为

$$\lambda = 2.682 \times 10^{-3} \cdot T^{0.71 \cdot (1 - 2 \times 10^{-4} \cdot p)} \cdot (1 + 1.23 \times 10^{-3} p) \text{ (单位为 } \text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})) \quad (3.15)$$

采用比体积  $v = 1/\rho$ ,可以得到比焓:

$$dh = c_p dT + \left( v - T \frac{\partial v}{\partial T} \right)_p dp \quad (3.16)$$

$$h(T, p) = 5195(T - 273.16) + \frac{1108.27}{T^{0.2}} \cdot (p - 1) \quad (3.17)$$

其中, $h$  单位为  $\text{kJ}/\text{kg}$ , $T$  单位为 K, $p$  单位为 bar。

还可以得到比熵:

$$ds = c_p dT - (\partial v / \partial T)_p dp \quad (3.18)$$

对于比熵,下面的方程式也是正确的:

$$s(T, p) = 5195 \ln(T/273.16) + 184.71(p - 1)/T^{1.2} \quad (3.19)$$

其中, $s$  单位为  $\text{kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ ,  $T$  单位为  $\text{K}$ ,  $p$  单位为  $\text{bar}$ 。

这里,熵的零点选在  $p_0=0.1\text{MPa}$  和  $T_0=273.16\text{K}$ 。从实际应用的角度,图 3.6 给出了导热系数、动态黏度和温度的相互关系。

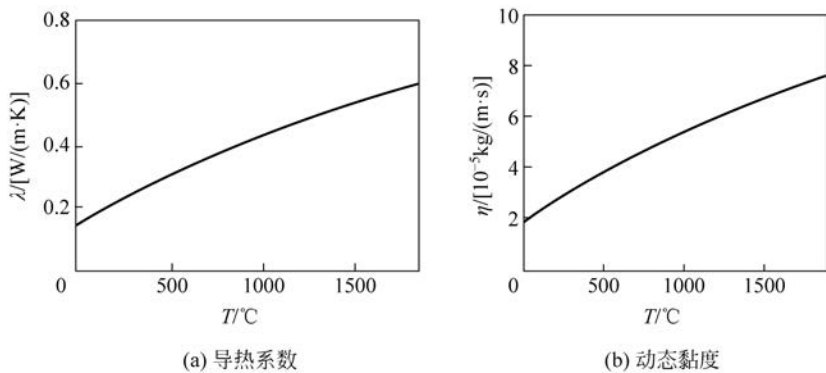


图 3.6 氦气的一些热力学特性

在很多运算过程中,都会用到焓-熵图和焓-压力图。图 3.7 给出了包含压力和温度参数的焓-熵图。由于氦气的比热几乎与温度无关,所以其焓-熵图很容易就被转换为温度-熵图。基于这一特性,可以利用这个图来解释气体透平过程。另外,表 3.3 中列出的氦气的相关数据也都与温度有关。

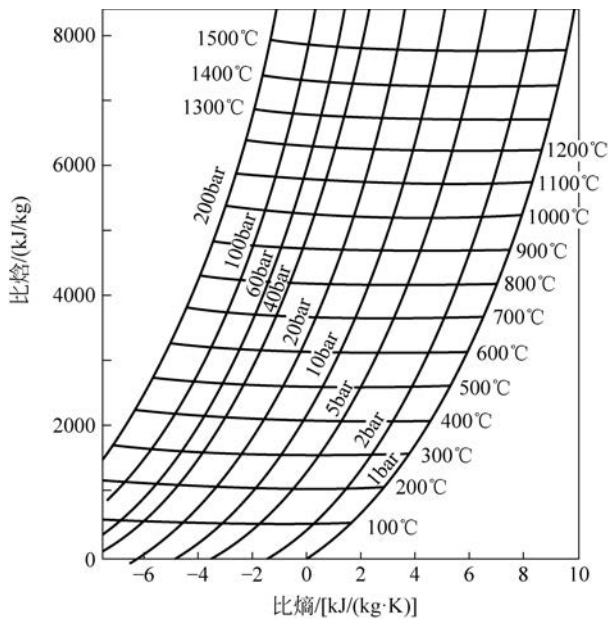


图 3.7 氦气的比焓与比熵的关系(温度和压力作为参数)

表 3.3 氦气的一些参数随温度的变化情况(压力一定,为 6MPa)

$T/^\circ\text{C}$	$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	$\lambda/[\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})]$	$\eta/(\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^2)$	比焓/ $(\text{J}/\text{kg})$	比熵/ $[\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})]$
0	10.2481	0.1465	$1.865 \times 10^{-5}$	$2.129 \times 10^4$	$-8.492 \times 10^3$
100	7.5747	0.1824	$2.320 \times 10^{-5}$	$5.395 \times 10^5$	$-6.875 \times 10^3$
200	6.0057	0.2154	$2.739 \times 10^{-5}$	$1.058 \times 10^6$	$-5.644 \times 10^3$
300	4.9744	0.2464	$3.133 \times 10^{-5}$	$1.577 \times 10^6$	$-4.650 \times 10^3$
400	4.2451	0.2758	$3.506 \times 10^{-5}$	$2.096 \times 10^6$	$-3.815 \times 10^3$
500	3.7021	0.3040	$3.863 \times 10^{-5}$	$2.615 \times 10^6$	$-3.096 \times 10^3$
600	3.2821	0.3311	$4.206 \times 10^{-5}$	$3.134 \times 10^6$	$-2.465 \times 10^3$
700	2.9477	0.3572	$4.538 \times 10^{-5}$	$3.653 \times 10^6$	$-1.902 \times 10^3$
800	2.6750	0.3826	$4.860 \times 10^{-5}$	$4.172 \times 10^6$	$-1.394 \times 10^3$
900	2.4485	0.4073	$5.172 \times 10^{-5}$	$4.691 \times 10^6$	$-9.316 \times 10^2$
1000	2.2574	0.4313	$5.477 \times 10^{-5}$	$5.211 \times 10^6$	$-5.069 \times 10^2$

根据经验,实际气体的行为参数与理想气体的行为参数存在的偏差很小,大约在1%的量级。所以,可以将理想气体定律应用于实际的技术分析。

在反应堆的很多部件中,传热过程均起着很重要的作用。用普朗特数和雷诺数给出传热过程的详细描述。对普朗特数,可用如下关系式表示:

$$Pr = \eta \cdot c_p / \lambda \quad (3.20)$$

普朗特数几乎不随温度发生变化,数值大约为0.66。

雷诺数通常被用来量化传热过程,具体公式为

$$Re = v \cdot d \cdot \rho / \eta \quad (3.21)$$

其中, $v$ 是一个特征速度; $d$ 是直径,如管道的直径,在球床堆芯中则代表流道或者球形燃料元件的直径。表3.4列出了雷诺数随速度的变化情况。

表 3.4 雷诺数与氦气流速的关系(500℃,4MPa, $d=6\text{cm}$ )

$v/(\text{m/s})$	10	20	30	40	50
$Re$	$4.3 \times 10^4$	$9.0 \times 10^4$	$1.4 \times 10^5$	$1.8 \times 10^5$	$2.2 \times 10^5$

换热系数 $\alpha(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}))$ 与努塞特数 $Nu$ 的关系为

$$\alpha = Nu \cdot \lambda / l \quad (3.22)$$

其中, $\lambda$ 是介质的导热系数,它与换热系数相关; $l$ 是一个特征尺寸。为了得到努塞特数,已在实验基础上建立了很多有关换热的方程式。如:

$$Nu = f(v, d, l, \eta, \lambda, T, p, \text{几何}) = f(Re, Pr, l, d, \text{几何}) \quad (3.23)$$

流场的所有特性均包含在普朗特数中,雷诺数主要包含流速和前面定义的特征尺寸。

表3.5给出了一些描述重要部件的换热方程,这些方程都是通过详细的实验及电厂实际应用获得的。

表 3.5 重要技术部件中湍流传热的一些通用关系式

	关 系 式
管内的湍流(适用于不同介质和通道)	$Nu = \alpha \cdot d / \lambda = 0.037 \cdot (Re^{0.75} - 180) \cdot Pr^{0.42} \cdot [1 + (d/l)^{0.66}]$ $2320 \leq Re \leq 10^6$ ; $0.6 \leq Pr \leq 500$
管内的湍流(水)	$Nu = 0.024 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.42}, Re > 10^4$
管表面的湍流(气体)	$Nu = 0.037 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr, 5 \times 10^5 < Re < 10^7$

这些关系式适用于强迫对流的情况。需要注意的是,所有这些方程式计算时采用的换热系数均具有不确定性。因此,在具体计算时,一定要增加用来测量不确定性的附加值,例如,在对换热器进行设计时已注意到这一问题。

### 3.4 堆芯热工-水力学的基本方程

对于模块式HTR,球床反应堆堆芯内氦气从堆顶向堆底流动是一个复杂的三维(3D)流场,堆内有大量的燃料元件(HTR-PM内有420 000个燃料元件)作为热源对氦气进行加热。通过适当的冷却,正常运行时燃料元件的温度处于稳定可容忍的限值之下。已有一些程序系统可用来对3D流场和温度场进行评估。原则上,通过导热、对流和热辐射进行的换热过程需要求解复杂的方程式,如图3.8所示。

这里,给出对HTR堆芯热工-水力学问题进行分析的一些近似方法,利用这些方法已得出一些有用的结果。下面由守恒方程给出关于堆芯热工-水力学问题的描述。

连续方程的一般表达式为

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \cdot dV + \int_A \rho \cdot \mathbf{v} \cdot d\mathbf{A} = 0 \quad (3.24)$$

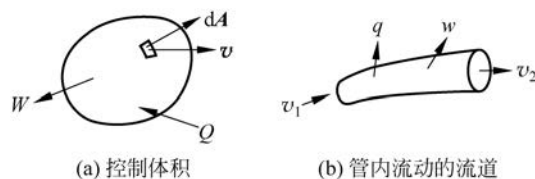


图 3.8 流动和换热的模型

将质量守恒应用于准静态表示式中冷却气体的分析,可以得到循环中的流动向量  $\mathbf{G} = \rho_G \cdot \mathbf{v}$ 。由这个方程可以导出:

$$\nabla \rho_G \cdot \mathbf{v} = q \quad (3.25)$$

其中,  $\rho_G$  是冷却剂的密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ );  $\mathbf{v}$  是流速 ( $\text{m}/\text{s}$ );  $q$  是质量源率的密度 ( $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$ )。

由连续方程可以导出下面有关冷却气体质量流量的关系式(沿  $r$  和  $z$  方向坐标):

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r}(r \cdot m_r) + \frac{\partial m_z}{\partial z} = 0 \quad (3.26)$$

通常,采用如下形式的简化方程式:

$$\dot{m}_F = \rho_F v_F A \quad (3.27)$$

其中,  $A$  是流动的面积;  $v_F$  是流速;  $\rho_F$  是流体的相关密度。密度可以表示为

$$\rho_F = \rho_F(p, T) = 48.14 \cdot (p/T) \cdot 1/[1 + 0.4446(p/T)^{1.2}] \quad (3.28)$$

从动量守恒角度,可以得到下面这个关系式:

$$\mathbf{F} = \frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \cdot \mathbf{v} \cdot dV + \int_A \rho \cdot \mathbf{v} \cdot (\mathbf{v} \cdot d\mathbf{A}) \quad (3.29)$$

其中,  $\mathbf{F}$  包含了所有外力。例如,由于压力形成的力或者剪切力。

根据准静态动量守恒,得到了回路上的压力  $p$  场,如下式所示:

$$\nabla p - \rho_G \cdot \mathbf{g} + \mathbf{R} = 0 \quad (3.30)$$

其中,  $p$  为静态压力;  $\mathbf{g}$  为重力;  $\mathbf{R}$  为摩擦力。该方程表征了压力梯度、重力的水静压及单位体积摩擦力三者之间的平衡。此处忽略了空间加速度和惯性两个可能的影响因素。球床中产生的摩擦力由下式给出:

$$\mathbf{R} = \frac{\psi}{d} \cdot \frac{1-\epsilon}{\epsilon} \cdot \frac{|m|}{2\rho_F} \cdot m \quad (3.31)$$

其中,  $\psi$  为流经球床的阻力损失系数,以雷诺数的函数形式给出;  $d$  为球的直径;  $\epsilon$  为球床的孔隙率;  $\rho_F$  为流体的密度。

在动量方程中,惯性力被忽略掉,因为相比于氦冷却系统中的摩擦力,这一惯性力很小。所以,下面给出的冷却剂压力沿径向和轴向的分布关系可以由守恒方程导出:

$$\frac{\partial p}{\partial z} + \beta \cdot \frac{|m|}{2\rho_F} \cdot m_z = 0 \quad (3.32)$$

在堆芯结构中有很多流体通道,例如,在顶部反射层、底部反射层及侧反射层区域中,均存在流体通道,可以采用简化方式近似地加以描述。图 3.9 所示为对流体通道进行分析的简单模型。

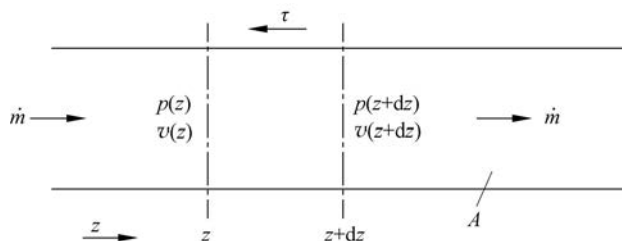


图 3.9 流体通道的简单模型

对于体积单元  $A \cdot dz$  的动量平衡,可以给出如下方程:

$$\dot{m}(v + dv) + A(p + dp) = \dot{m}v + Ap - \tau u dz \quad (3.33)$$

其中,  $u$  是流体通道的圆周长。剪切应力  $\tau$  可按下式来计算:

$$\tau = \frac{1}{2} \rho \cdot v^2 \cdot \xi, \quad \xi = \xi(v) \quad (3.34)$$

将式(3.33)和式(3.34)合并后得到:

$$\dot{m} \cdot \frac{dv}{dz} + A \cdot \frac{dp}{dz} + \frac{1}{2} \rho \cdot v^2 \cdot \xi \cdot A = 0 \quad (3.35)$$

引入质量流和理想气体定律:

$$\dot{m} = \rho \cdot v \cdot A \quad (3.36)$$

$$p = \rho \cdot R \cdot T \quad (3.37)$$

于是得到了压力随在流体通道中的位置发生变化的关系式:

$$\frac{dp}{dz} + \frac{R \cdot T}{2p} \cdot \left(\frac{\dot{m}}{A}\right)^2 \cdot \xi = 0 \quad (3.38)$$

通过对方程进行积分,可以得到流体通道入口和出口之间的压力差:

$$p_1^2 - p_2^2 = R \cdot T \cdot \left(\frac{\dot{m}}{A}\right)^2 \cdot \xi \cdot L \quad (3.39)$$

对于较小的  $\Delta p/p$  比值,可以得到一个近似的公式:

$$\Delta p = R \cdot T \cdot \left(\frac{\dot{m}}{A}\right)^2 \cdot \xi \cdot L \quad (3.40)$$

为了实现能量守恒,采用与图 3.9 所示模型相关的方程式:

$$Q - W = \frac{\partial}{\partial t} \int_V \left( e + \frac{v^2}{2} + gZ \right) \cdot \rho \cdot dZ + \int_A \rho \cdot \left( e + \frac{v^2}{2} + gZ + \frac{p}{\rho} \right) v \cdot dA \quad (3.41)$$

其中,  $Q$  表征了控制体积中换热的速率,包括导热和热辐射;  $W$  表示作用在控制体积上的机械功,如果这个功是由控制体积内的材料作用于周围区域的,则这个功是正的;  $e$  代表单位质量的比能量;  $g$  是重力加速度;  $gZ$  项表示单位质量的势能。其他能量,如电磁能,也可包含在这个方程式中。下面,利用该方程作进一步的讨论。

根据准静态场的能量守恒定律,可以得到反应堆堆芯内气体的温度场  $T_G$ :

$$\nabla \lambda_G \cdot \nabla T_G - \nabla(\rho_G \cdot v \cdot c_p \cdot T_G) + \alpha \cdot \frac{F}{V} \cdot (T - T_G) = 0 \quad (3.42)$$

其中,  $c_p$  为气体的比热;  $\lambda_G$  为气体散热的等效导热;  $T$  为固体的温度,也可以是燃料元件表面的温度;  $\alpha \cdot F/V$  为固体和气体之间的换热系数;  $F/V$  表征了堆芯体积与总的燃料元件表面积之比。

在能量方程(3.42)中,第1项描述了气体中由于导热而产生的传热能量。第2项表征了气体质量流的传热。第3项是由气体和燃料元件之间传热引起的热源或者热阱。这里,压缩功及随时间变化的储能均被省略。

流体的能量方程也可以表示成如下形式:

$$c_f \cdot \nabla(T_F \cdot m) + \nabla(\lambda_{\text{eff},F} \cdot \nabla T_F) + \alpha \cdot \frac{A}{V} \cdot (T_F - T) = 0 \quad (3.43)$$

将式(3.43)限定为  $r$  和  $z$  坐标下的函数,则可以简化得到各个坐标的方程:

$$c_f \left[ \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} (r \cdot T_F \cdot m_r) + \frac{\partial}{\partial z} (T_F \cdot m_z) \right] + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left( r \cdot \lambda_{\text{eff},Fr} \cdot \frac{\partial T_F}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda_{\text{eff},Fz} \cdot \frac{\partial T_F}{\partial z} \right) + \alpha \cdot \frac{A}{V} \cdot (T_F - T) = 0 \quad (3.44)$$

式(3.44)中使用到的变量定义如下:

- $m$ ——冷却剂气体质量流密度矢量;
- $m_r$ ——质量流密度矢量的径向分量;
- $m_z$ ——质量流密度矢量的轴向分量;
- $c_f$ ——流体的比热;
- $\lambda_{\text{eff},Fr}$ ——流体径向等效导热系数;
- $\lambda_{\text{eff},z}$ ——流体轴向等效导热系数;
- $\alpha$ ——气体和固体之间的换热系数。

固体材料中能量守恒定律可以用一个动态表达式来表示,经过偏微分运算,得到了温度场  $T$ 。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \cdot c \cdot T) = \nabla(\lambda_{\text{eff}} \cdot \nabla T) + Q \quad (3.45)$$

其中,  $T = T(r, t)$  是固体的温度,例如,燃料元件内、反射层内等区域的温度;  $\rho$  为固体的密度;  $c$  为热容;  $\lambda_{\text{eff}}$  为等效导热系数,包括了导热和热辐射;  $Q = Q(r, t)$  是核热源。在这个方程中,随时间变化的单位体积

能量通过导热(第1项)来实现传热平衡。如果同时假设,球形燃料元件整个燃料区内的导热系数是一个常数,那么燃料元件中心的燃料区中温度分布  $T_F$  可以通过以  $\Delta$  作为拉普拉斯算子的微分方程得到:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T_F}{\partial t} = \lambda \cdot \Delta T + Q \quad (3.46)$$

如果导热系数随温度发生变化,那么就要求解下面这个方程以求得稳态状况下的解:

$$\nabla(\lambda_{\text{eff}}(T) \cdot \nabla T) + Q = 0 \quad (3.47)$$

若  $\lambda_{\text{eff}}(T)$  随温度变化的关系式比较复杂,就需要利用计算机程序进行求解。

反应堆技术中的很多问题都需要求解平面或者圆柱形几何形状的傅里叶方程。例如,求解通过反射层的热流密度或者由  $\gamma$  和中子辐照产生的对控制棒加热的问题,都需要采用傅里叶方程。通过求解平面傅里叶方程,可以得到:

$$\lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + Q(x) = 0, \quad T(x) = A + Bx - \iint \frac{Q(x')}{\lambda(x')} \cdot dx' \cdot dx'' \quad (3.48)$$

对于圆柱形几何形状,上述导热方程是一个具有如下形式的偏微分方程:

$$\lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q(r, z) = 0 \quad (3.49)$$

对于导热方程,有些采用分析法可以求解得出,有些则需采用数值法求解得出。

特别是在反应堆堆芯内,若要获得正常运行情况下功率的空间分布或者衰变热载出情况下的空间分布,就必须求解如下方程:

$$Q(r, Z) \approx \cos(c_1 \cdot Z) \cdot J_0(c_2 \cdot r) \cdot f(Z, r) \quad (3.50)$$

其中,函数  $J_0$  为贝塞尔函数; $f$  包含了反射层的影响。

如上文已提到的,在正常运行和事故情况下,所有关于 HTR 堆芯设计的热工-水力学问题均可通过本节给出的基本方程进行深入的研究。如果能够给出发热空间分布的更为详细的假设条件,采用计算机程序设计的 3D 方法则可对燃料元件和堆芯内的温度场和流量场进行更精确的计算。因此,建立具有特定设置条件的几何模型进行近似计算,非常有利于热工-水力学问题的解决,如图 3.10 所示。

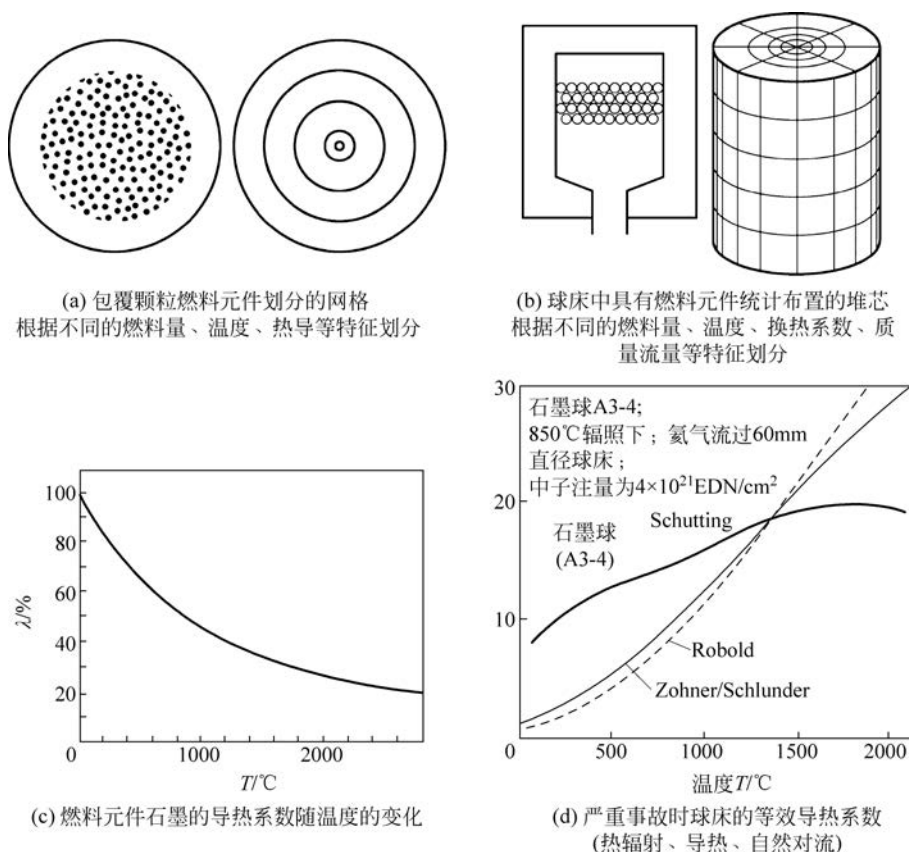


图 3.10 燃料元件和堆芯温度场的计算



图 3.10 给出了计算燃料元件和堆芯区域内温度和压力分布情况的过程,并给出了相关的体积网格划分,如图 3.10(a)和(b)所示。根据必须要回答的问题,将燃料元件和堆芯区域等空间划分为大量的网格以进行细化计算和分析。如果需要使用大型的计算机程序,则要将材料参数随温度的变化情况也一并考虑进来。例如,在对燃料元件和堆芯温度场进行计算时,就要引入石墨的导热系数(图 3.10(c))或严重事故情况下堆芯的等效导热系数(图 3.10(d))作为参考。

### 3.5 堆芯中氦冷却剂的温升

球床内的换热技术目前已很成熟。核裂变产生的能量可以通过足够高质量流量的氦气冷却剂从堆芯载出:

$$P_{th} = \dot{m}_{He} \cdot c_{He} \cdot (\bar{T}_{He}^{out} - \bar{T}_{He}^{in}) \quad (3.51)$$

氦气冷却剂的温度是堆芯入口处和出口处的平均值。对氦气冷却剂加热的详细过程可以通过冷却通道(图 3.11)的差分平衡进行了解,所谓的通道由轴向的几个网格组成。

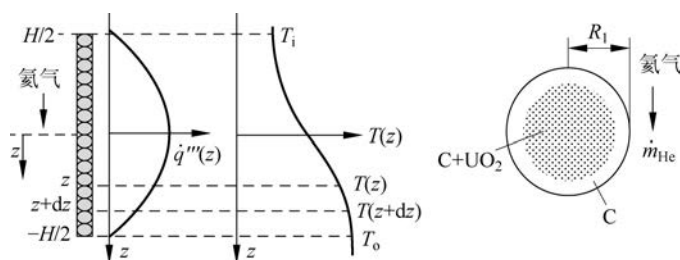


图 3.11 估计球床 HTR 通道中冷却剂温升的简化模型

对于一个燃料元件,球(半径为  $R_1$ )中的功率密度为  $\dot{q}_{FE}'''$ ,球表面的热流密度为  $\dot{q}''$ ,流道中的线功率为  $\dot{q}'$ ,通过下面的表达式,可将这些变量关联起来:

$$2\pi R_1 \cdot H \cdot \dot{q}'(z) = 4\pi R_1^2 \cdot \dot{q}''(z) = \frac{4}{3}\pi R_1^3 \cdot \dot{q}_{FE}'''(z) \quad (3.52)$$

对于一个模块式 HTR(以 HTR-PM 为例),其各项参数的典型平均值为

$$\overline{\dot{q}_{FE}'''} = 3.3 \text{ W/cm}^3, \quad R_1 = 3 \text{ cm}, \quad \overline{\dot{q}''} = 6 \text{ W/cm}^2, \quad \overline{\dot{q}'} = 110 \text{ W/cm}, \quad \overline{\dot{Q}_{FE}} = 600 \text{ W} \quad (3.53)$$

与轻水堆燃料元件相比(如压水堆),HTR 的参数相对较低,轻水堆相应参数的平均值为

$$\overline{\dot{q}_{FE}'''} = 100 \text{ W/cm}^3, \quad R_1 = 0.5 \text{ cm}, \quad \overline{\dot{q}''} = 60 \text{ W/cm}^2, \quad \overline{\dot{q}'} = 200 \text{ W/cm}, \quad \overline{\dot{Q}_{FE}} = 70 \text{ kW} \quad (3.54)$$

其中,  $\overline{\dot{Q}_{FE}}$  仅针对一根棒。LWR 中最热棒的最大值要比平均值高出两倍多。当然,这些数据会使燃料棒中燃料的温度升高很多。例如,PWR 最热燃料棒中  $\text{UO}_2$  芯块中心的温度在正常运行时高达  $2200^\circ\text{C}$ 。

应用图 3.11 所示的简单模型,很容易估算出氦气的温升。假设轴向的功率分布是一个余弦函数,那么对于冷却通道,其能量平衡的结果是

$$\dot{m}^* \cdot c \cdot dT = \dot{q}'_0 \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot z}{H}\right) \cdot dz \quad (3.55)$$

其中,  $\dot{q}'_0$  是通道内的最大线功率。

$$\dot{q}'_0 = \pi \cdot R_1^2 \cdot \bar{E}_{sp} \cdot \Sigma_f \cdot \bar{\phi}_0 \quad (3.56)$$

若冷却剂温度沿  $z$  方向分布,则可得到如下结果:

$$T(z) = \frac{\dot{q}'_0 H}{\dot{m}^* c} \cdot \frac{1}{\pi} \cdot \left[ \sin\left(\frac{\pi z}{H}\right) + 1 \right] + T_i \quad (3.57)$$

其中,  $T_i$  为反应堆堆芯入口处  $z=0$  时的温度。对于堆芯内总的温升,可采用一个相对简单的表达式,即

$$T_0 - T_i = \frac{\dot{Q}_{FE}}{\dot{m}^* c} \cdot Z_i, \quad Z_i = N_1/6 \quad (3.58)$$

其中,  $\dot{Q}_{FE}$  为燃料元件的功率;  $T_0$  为通道的出口温度;  $\dot{m}^*$  为通道中的质量流量;  $N_1$  为高度为  $H$  的通道

中的燃料元件数。

由于流过整个堆芯的质量流量可以由  $\dot{m} = \dot{m}^* N_2$  给出, 其中,  $N_2$  为堆芯中的通道数, 所以堆芯的总功率为  $P_{th} = N_1 N_2 \dot{Q}_{FE}$ 。如果选择堆芯平均出口温度  $T_o = 750^\circ\text{C}$  和平均入口温度  $T_i = 250^\circ\text{C}$ , 则对于模块式 HTR, 其典型参数的数值分别为:  $P_{th} = 250\text{MW}$ ,  $N_1 N_2 = 420\,000$ ,  $\dot{Q}_{FE} = 600\text{W/FE}$ , 流过堆芯冷却剂的总流量大约为  $100\text{kg/s}$ 。

燃料元件中温度的分布取决于功率密度、冷却剂的温度、冷却剂的换热系数及燃料元件的几何参数等(见 3.6 节)。燃料的相关参数也会对总的燃料元件温度产生一定的影响。图 3.12 所示为冷却剂温度、燃料元件表面温度及燃料元件中心温度与堆芯内位置的定性关系。

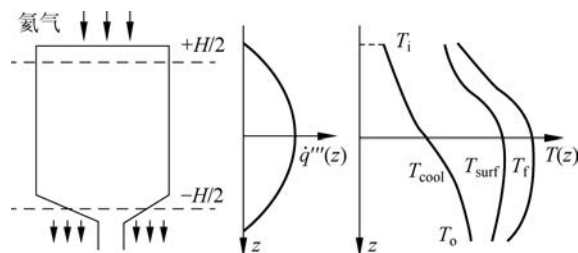


图 3.12 冷却剂温度、燃料元件表面温度及燃料元件中心温度与堆芯内位置的定性关系

在堆芯的每个通道中, 冷却剂温度如下:

$$T_{cool}(z) = T_i + \frac{1}{\dot{m}^* c_p} \cdot \int_{+H/2}^z A \cdot \dot{q}'''(z') \cdot dz' \quad (3.59)$$

其中,  $A$  是通道中的面积。

燃料元件表面温度的关系式为

$$T_s(z) = T_{cool}(z) + \dot{q}_0''(z) \cdot \psi(\lambda, r_i, \alpha, \text{几何}) \quad (3.60)$$

其中,  $\psi$  是用来描述燃料元件内相关传热的函数。对于中心线上的燃料温度, 可得如下类似的关系式:

$$T_f(z) = T_{cool}(z) + \dot{q}_0''(z) \cdot \varphi(\lambda, r_i, \alpha, \text{几何}) \quad (3.61)$$

其中, 函数  $\varphi$  是燃料元件内的总传热量。

在计算函数  $\varphi$  和  $\psi$  时, 要求对燃料元件内的换热给出更详细的分析(见 3.6 节)。如图 3.13 所示, 定性描述了轴向不同温度的依赖关系, 表明在堆芯下部最高燃料温度依赖于功率密度的分布:

$$\frac{dT_F}{dz} = \frac{dT_{cool}(z)}{dz} + \frac{d\dot{q}_0''(z)}{dz} \cdot \phi = 0 \quad (3.62)$$

在  $dT_F/dz = 0$  的条件下, 采用如下方程近似:

$$T_{cool}(z) \approx c_1 \cdot [\sin(\pi \cdot z/H) + 1] + T_i \quad (3.63)$$

$$\dot{q}_0''(z) \approx c_2 \cdot \cos(\pi \cdot z/H) \quad (3.64)$$

可以得到燃料温度的最大值, 其表达式为

$$\tan(\pi \cdot z/H) = c_1/c_2 \quad (3.65)$$

受运行负荷调节的影响, 上述运算结果仅是一个粗略的近似。当然, 在反应堆堆芯内, 功率分布和温度分布的依赖关系在径向也是存在的。在对堆芯作详细分析时, 气体温度、燃料元件表面温度和燃料元件中心的温度均随时间发生变化, 也随元件通过堆芯的次数发生变化(图 3.13)。在模块式 HTR 中, 燃料元件装入之后在堆芯内大约要工作 3 年的时间, 期间每个燃料球每次通过堆芯的功率各不相同。

图 3.14 所示为 AVR 堆芯两个方向上温度的三维空间分布。我们重点分析了冷却剂氦气沿径向的分布, 这一分布与热冲击所能达到的温度之间关系密切, 它有可能影响热气导管和蒸汽发生器的设计。在使用蒸汽发生器时(如 HTR-PM 电厂), 其温度有一定的限制, 要求  $T < 850^\circ\text{C}$ 。如图 3.14 所示,  $950^\circ\text{C}$  是反应堆运行时气体的平均温度, 而其最高温度可达  $1050^\circ\text{C}$ 。

下面通过图 3.15 所示的例子, 分析说明 THTR 300 出口处温度的测量结果与冷却剂空间分布之间的关系。出口的平均温度为  $750^\circ\text{C}$ , 而实际上, 如图 3.15 所示, 部分测量的热点温度达到了  $820^\circ\text{C}$ 。

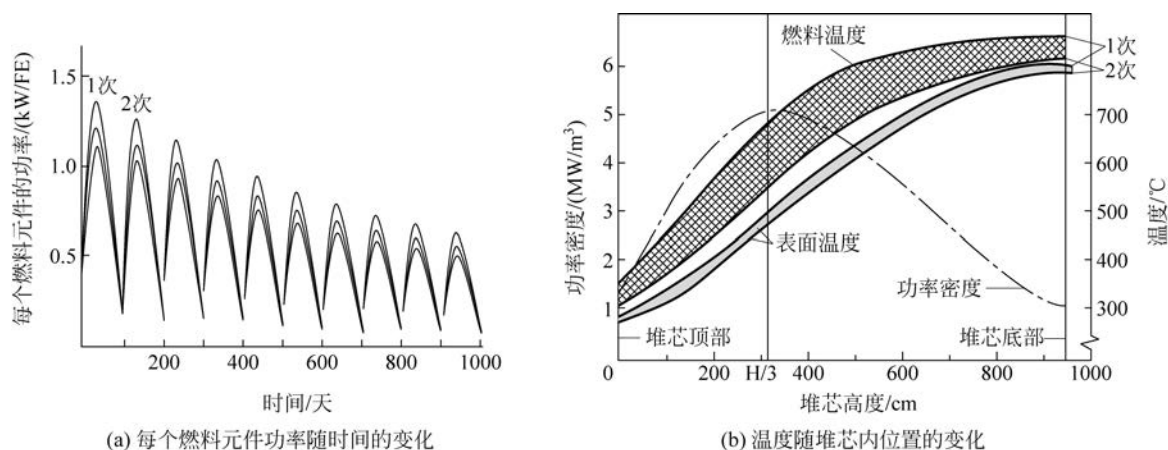


图 3.13 模块式 HTR 堆芯内氦气和燃料元件温度的 3D 计算结果(HTR-Module,热功率为 200MW, $q'''=3\text{MW}/\text{m}^3$ ,MEDUL 循环)

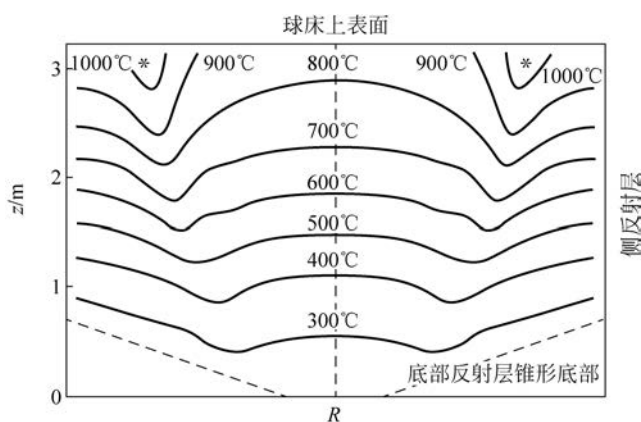


图 3.14 AVR 堆芯中冷却剂气体的等温图

\* 代表  $1052^\circ\text{C}$ ,  $P_{\text{th}}=46\text{MW}$ ,  $T_0=950^\circ\text{C}$ ,  $T_1=255^\circ\text{C}$

为了避免出口氦气的温度差过大,在堆芯底部反射层结构内设置了一个出口氦气的混合腔室。在多次通过堆芯的循环中,功率沿轴向的分布随循环通过次数的变化而发生偏移,其原因与图 3.5 所示的关于堆芯功率密度峰值因子发生偏移的解释相似。

在多次通过堆芯的情况下,最后形成类似于燃料元件稳态布置的分布。如果功率密度  $\dot{q}'''(z)$  可通过物理计算获得,则冷却气体温度沿轴向的分布可用如下关系式通过数值积分更精确地加以计算。

$$T_G(z) = T(0) + c \cdot \int_0^z \dot{q}'''(z') \cdot dz' \quad (3.66)$$

对于高温气体,球床堆可以采用相对特殊的燃料元件装卸方案。而一次通过堆芯循环方式对于在较低的燃料温度下实现较高的氦气温度具有优势。

上文曾提到,燃料元件多次通过堆芯的循环方式已作为 AVR, THTR, HTR-10 及其他成功反应堆项目的基本设计方案。虽然对于 HTR,也有可能采取一次通过堆芯的循环方案,但对于该方案,堆芯轴向功率密度及冷却剂气体和燃料的温度均有较为特殊的表示和计算形式。下面的讨论中将给出其对应的简化计算。

上文已指出,可以用下面的方程来表示气体的温度  $T_G(z)$ ,其中, $Q(z')$ 是沿轴向产生的功率。

$$T_G(z) = T_G(0) + \frac{1}{c_p \cdot \dot{m}} \cdot \int_0^z Q(z') \cdot dz' \quad (3.67)$$

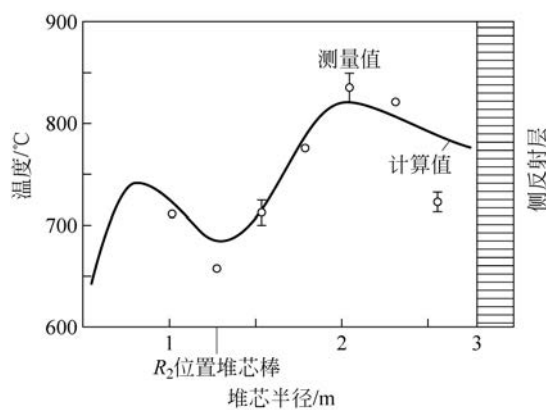


图 3.15 THTR 300 堆芯出口处气体温度沿径向的分布

由此可以得到某一处的燃料温度  $T_F(z)$  (例如, 燃料元件中心的温度):

$$T_F(z) = T_G(z) + Q(z) \cdot \psi(\lambda_1, r_1, \alpha) \quad (3.68)$$

其中, 函数  $\psi$  针对的是燃料元件内所有的传热过程及从燃料元件向冷却剂气体的传热过程。

在反应堆的实际应用中, 希望将核燃料和冷却剂气体之间的温差限定在某个数值以下, 尤其是在反应堆的高温区。较为可行的方法是在使冷却剂达到超高温度的同时保证核燃料的温度在技术上可控的范围之内。

由于要求  $T_F(z)$  为常数, 所以对于堆芯的高温区域,  $dT_F(z)/dz = 0$ , 于是可得产生的功率沿轴向分布的微分方程为

$$\frac{dQ}{dz} + \frac{1}{\psi \cdot c_p \cdot \dot{m}} \cdot Q = 0 \quad (3.69)$$

由式(3.69)可得产生的功率沿轴向的分布情况:

$$Q_z(z) = Q(0) \cdot \exp[-z/(\psi \cdot \dot{m} \cdot c)] \quad (3.70)$$

所得功率分布使得在采用一次通过堆芯循环的情况下, 堆芯平均气体出口温度大约为  $985^\circ\text{C}$ , 同时, 核燃料温度不超过  $1250^\circ\text{C}$ , 如图 3.16 所示。与多次通过堆芯循环方式相比, 一次通过堆芯循环方式的功率密度分布具有很强的轴向非对称特征。

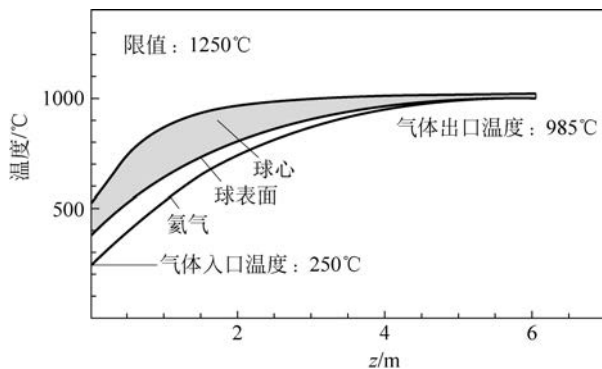


图 3.16 一次通过堆芯循环时堆芯的温度分布

平均功率密度为  $5\text{MW}/\text{m}^3$ ; 氦气出口温度为  $985^\circ\text{C}$ ; 沿轴向

在超高氦气温度下实现相对低的燃料温度设计, 对于高温工艺热的应用具有显著的优势。当然, 也存在一些缺点。比如, 堆芯上部反射层受到的中子辐照剂量非常高。一次通过堆芯循环的另一个优点是燃料

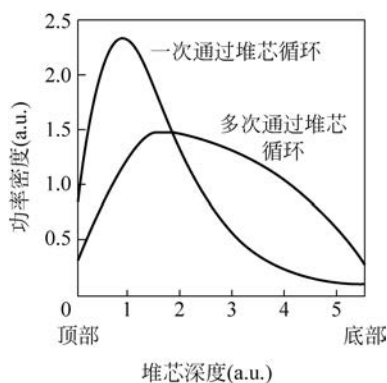


图 3.17 多次通过堆芯和一次通过堆芯循环方式下堆芯功率密度分布的比较

元件装卸系统可以得到很大程度的简化, 第 5 章将对此给出更详细的讨论。虽然一次通过堆芯循环方式优势颇多, 但是, 对于高度超过 6m 的堆芯, 采用一次通过堆芯循环也存在一定的难度。假设堆芯发生升温事故, 若采用一次通过堆芯循环方式, 其功率分布的峰值因子会非常高, 使其热功率受到一定的限制, 第 11 章将对此作进一步的讨论。只有在一次通过堆芯循环的热功率比多次通过堆芯循环的热功率大约降低 20% 的情况下, 才能得到类似的衰变热自发载出的条件。

图 3.17 给出了一次通过堆芯循环和多次通过堆芯循环中反应堆堆芯中心功率密度典型分布的比较, 本例中, 多次通过堆芯循环的次数为 10 次。

在任何情况下, 一次通过堆芯循环对于在 VHTR 系统中实现超高氦气温度均具有显著的优势。图 3.18 给出了两种循环方式的比较。

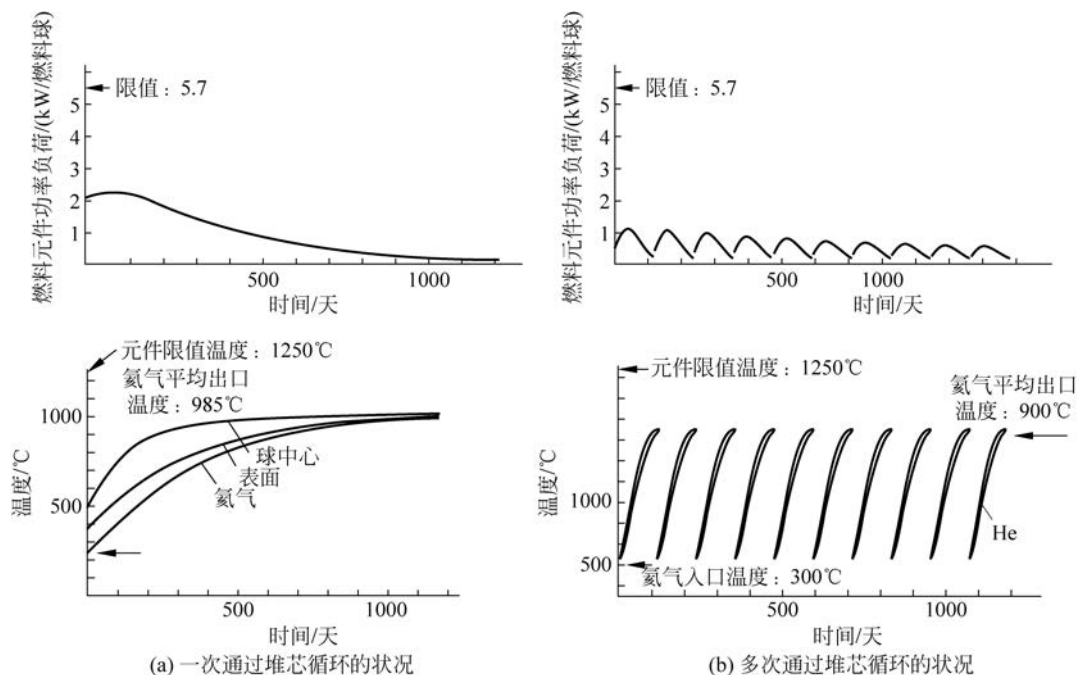


图 3.18 一次通过堆芯循环与多次通过堆芯循环的比较

### 3.6 燃料元件温度分布

球形燃料元件内的温度分布可以通过求解稳态微分方程得到：

$$\text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T) + \bar{q}''' = 0 \quad (3.71)$$

$$\frac{1}{r^2} \cdot \frac{d}{dr} \left( \lambda \cdot r^2 \cdot \frac{dT}{dr} \right) + \bar{q}''' = 0 \quad (3.72)$$

其边界条件受冷却剂氦气温度和球形燃料元件表面换热系数的影响。比功率是指燃料区内单位体积产生的功率，由如下关系式给出：

$$\bar{q}''' = \dot{Q}_{FE} / \left( \frac{4}{3} \pi r_i^3 \right) \quad (3.73)$$

其中， $\dot{Q}_{FE}$  是燃料元件的功率； $r_i$  是燃料区的半径(图 3.19)。

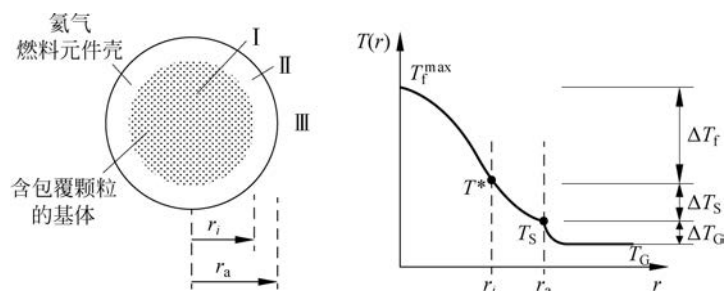


图 3.19 球形燃料元件内的温度分布

假设导热系数和比功率沿径向分布是常数，则对径向温度分布的计算较为容易。

当然，在球形燃料元件内，中子注量率存在一个空间分布，因此，元件内功率产生的空间分布会沿径向发生变化。热传导沿径向发生的变化并不是很重要，甚至可以忽略不计。

用来简化计算稳态温度分布的相关微分方程如下所示：

$$\frac{1}{r^2} \cdot \frac{d}{dr} \left( r^2 \cdot \lambda \cdot \frac{dT}{dr} \right) + \bar{q}''' = 0 \quad (\text{I : 燃料区}) \quad (3.74)$$

$$\frac{1}{r^2} \cdot \frac{d}{dr} \left( r^2 \cdot \lambda \cdot \frac{dT}{dr} \right) = 0 \quad (\text{II: 石墨壳}) \quad (3.75)$$

$$\alpha \cdot A \cdot (T_s - T_c) = \dot{Q}_{FE} \quad (\text{III: 气体}) \quad (3.76)$$

其中,  $\alpha$  是燃料元件表面的换热系数;  $A$  为球的表面积。

关于燃料元件内导热系数及发热沿径向位置的变化情况将在下文给出更详细的讨论。其中, 辐照效应对上述参数的计算产生一定的影响, 特别是辐照会使导热系数有所下降。因此, 在对上述参数进行计算时, 必须要满足下面给出的边界和设计条件:

当  $r = r_i$  时,  $T_I = T_{II}$  (包壳和燃料区均匀地连接)

当  $r = r_i$  时,  $dT_I/dr = dT_{II}/dr$  (如果在燃料区内  $\lambda_I = \lambda_{II}$ )

当  $r = 0$  时,  $dT_I/dr = 0$  (假设  $\lambda = \text{常数}$ )

当  $r = r_a$  时,  $T_{II} = T_s$  ( $T_s$  = 表面温度)

当  $r = 0$  时,  $T_I = T_i^{\max}$  (最高的包覆颗粒温度)

满足上述边界条件的微分方程给出了沿径向的温度分布。这些方程很容易求解, 图 3.19 给出了温度差的定性分布情况。

$$\Delta T_f = \frac{\bar{q}_f \cdot r_i^2}{6\lambda} = \dot{Q}_{FE} \cdot \frac{1}{8\pi} \cdot \frac{1}{\lambda r_i} \quad (\text{燃料区}) \quad (3.77)$$

$$\Delta T_s = \bar{q}_f \cdot \frac{r_i^2}{3\lambda} \cdot \left( 1 - \frac{r_i}{r_a} \right) = \dot{Q}_{FE} \cdot \frac{1}{4\pi\lambda} \cdot \left( \frac{1}{r_i} - \frac{1}{r_a} \right) \quad (\text{石墨壳}) \quad (3.78)$$

$$\Delta T_G = \dot{Q}_{FE} \cdot \frac{1}{4\pi\alpha} \cdot \frac{1}{r_a^2} \quad (\text{表面 - 气体}) \quad (3.79)$$

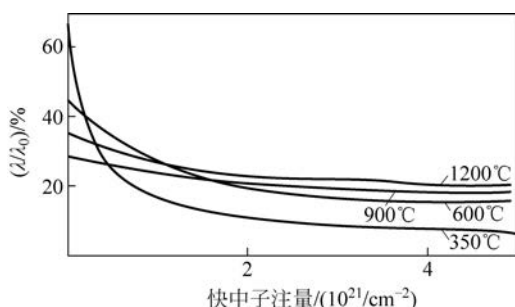


图 3.20 中子辐照引起的石墨导热系数的下降  
( $E > 0.1 \text{ MeV}$ , 未辐照时  $\lambda_0 = 30 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ )

其中,  $\dot{Q}_{FE}$  是球形燃料元件的功率, 对于 HTR-Module, 其功率的平均值  $\dot{Q}_{FE} = 550 \text{ W}$ ,  $r_i = 2.5 \text{ cm}$ ,  $r_a = 3 \text{ cm}$ ,  $\alpha = 2300 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ ,  $\lambda = 6 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ 。可以得到如下温度差:  $\Delta T_f = 146 \text{ K}$ ,  $\Delta T_s = 49 \text{ K}$ ,  $\Delta T_G = 21 \text{ K}$ 。在  $700^\circ\text{C}$  的冷却剂温度下, 可得燃料的最高温度为  $916^\circ\text{C}$ 。在这个例子中, 已将辐照引起导热系数下降这一因素考虑进来。如图 3.20 所示, 在任何情况下, 中子辐照引起导热系数的下降这一因素都是一个不容忽视的效应。随着燃耗程度的加深和温度的逐渐升高, 导热系数的下降幅度愈发显著。

如果温度随导热系数的变化及发热沿径向的变化是已知的, 那么用解析法也可以正确地求解燃料区的导热方程:

$$\frac{1}{r^2} \cdot \frac{d}{dr} \left( r^2 \cdot \lambda(T) \cdot \frac{dT}{dr} \right) + \dot{q}'''(r) = 0 \quad (3.80)$$

$$\int_{T^*}^T \lambda(T') \cdot dT' = - \int_0^r \frac{1}{r'^2} \cdot \int_0^{r'} \dot{q}'''(r'') \cdot r''^2 \cdot dr'' \cdot dr' + \int_0^r \frac{C_1 \cdot dr'}{r'^2} + C_2 \quad (3.81)$$

式(3.81)可以借助分析近似或者数值方法来求解。燃料区内的温差与导热系数的积分值相关, 这类似于轻水反应堆中燃料棒的情况。

$$\int_{T^*}^T \lambda(T') \cdot dT' \approx \dot{Q}_{FE}, \quad \lambda(T) \approx \bar{\lambda}_{\text{石墨}} \quad (3.82)$$

但是, 对于球形燃料元件, 石墨的导热系数比 LWR 中  $\text{UO}_2$  燃料棒的导热系数高得多, 在轻水堆系统中, 采用具有低导热系数的  $\text{UO}_2$ 。

$\text{UO}_2$  在  $1000^\circ\text{C}$  时的导热系数为  $2 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ , 而石墨在这个温度下的导热系数为  $5 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ , 该导热系数是在中子高辐照注量下大幅下降之后的值。在模块式 HTR 中, 燃料管理方式成为燃料元件和包覆

颗粒温度发生变化的特定条件。在多次通过堆芯的情况下,每一个燃料元件中的温度分布在每次通过堆芯时都会发生变化。

在每次通过堆芯期间,燃料温度随每次通过的燃料元件轴向功率分布的变化而变化。类似地,燃料温度随堆芯径向位置的变化也是如此。如图 3.21 所示,THTR 反应堆采用 6 次通过堆芯的方式,随着通过次数的增加,燃耗不断增加,燃料的温度也随之发生变化。在后面几次通过堆芯时,随着燃耗的增加,燃料元件的功率有所下降,相应地,燃料处于较高温度的时间跨度也逐渐缩小。

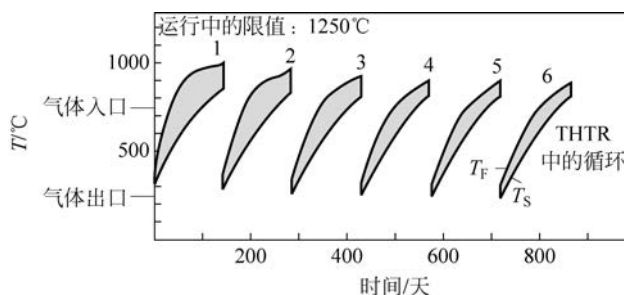


图 3.21 THTR 中 6 次通过堆芯期间中心通道上燃料元件的表面温度( $T_s$ )和燃料元件的最高温度( $T_F$ )

此外,燃料温度和表面温度直方图对于分析球形燃料元件的温度分布和所有载荷也非常重要。在直方图中,考虑了高于某个特定温度  $T$  的燃料元件数或者燃料颗粒数,同时也包含了超过这个特定温度所需要的时间参数。

在反应堆运行期间,仅有少数燃料元件和包覆颗粒在短时间内处于高温。这一现象可以用燃料元件和包覆颗粒的温度直方图来加以表征。

图 3.22 所示为 THTR 和模块式 HTR 堆芯中正常运行时包覆颗粒温度直方图。燃料温度超过  $1000^\circ\text{C}$  的燃料元件相当少,这种作用于不同燃料元件的高温只发生在很短的时间内。

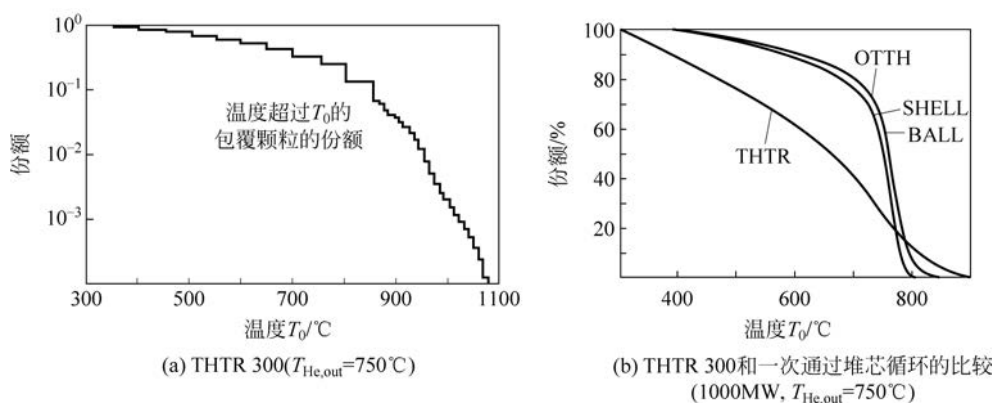


图 3.22 正常运行下堆芯燃料温度直方图(温度超过  $T_0$  的包覆颗粒的份额)

这种在正常运行期间形成的温度直方图对于推导正常运行期间裂变产物的释放率很有参考价值。假设在模块式 HTR 中,温度超过  $1000^\circ\text{C}$  的燃料元件所占份额很少,因此在正常运行期间,裂变产物的释放也非常少。

对高温堆芯而言,这种直方图具有与 LWR 堆芯和燃料元件热通道因子  $F_q$  类似的重要性,它将棒的功率密度、热流密度和线功率的最大值与平均值关联起来。

$$F_q = \frac{\dot{q}_{\max}'''}{\dot{q}'''} = \frac{\dot{q}_{\max}''}{\dot{q}''} = \frac{\dot{q}_{\max}'}{\dot{q}'} \quad (3.83)$$

与上述定义相对应,最大值为 2 的热通道因子是 PWR 核电厂的正常情况,如图 3.23 所示。

如果假设导热系数近似为一个常数,则 LWR 燃料元件  $\text{UO}_2$  芯块中心和边界之间温度差的比值几乎与热通道因子成正比:

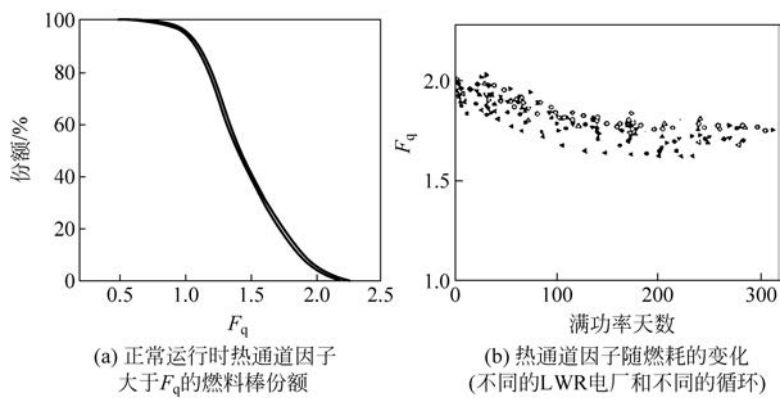


图 3.23 大型 PWR 核电站热通道因子

$$\Delta T_{\max} / \Delta \bar{T} \approx F_q \tag{3.84}$$

热通道因子  $F_q$  随着 LWR 燃耗的增加而逐渐下降,它反映了堆芯设计的各种特性:功率密度的空间分布、流量分布的偏差、几何偏差、堆芯内控制棒的影响、控制棒和燃料组件的几何参数偏差。

类似地,也可以给球床反应堆的燃料元件设立一个相似的因子。比如,可以定义这样一个“正常”的元件,这个元件的中心和边界的温差为  $\Delta \bar{T}$ ,并定义一个“最热”的燃料元件,在这个元件内,中心和边界的温差为  $\Delta T_{\max}$ 。那么,对于 HTR 燃料元件,可以定义一个如下的相关热点温度因子  $f_q$ ,并且可以通过正常运行时的燃料温度直方图加以校正。

$$f_q = \frac{\Delta T_{\max}}{\Delta \bar{T}} \tag{3.85}$$

对于模块式 HTR 堆芯,这个特征值大约为 2。因为在模块式 HTR 中,燃料元件的温差相当小,这个值很容易达到。我们可将其应用于不同堆芯高度的燃料元件。

由上述分析可以得出: HTR 堆芯中的温差要比大型 LWR 堆芯中的温差小得多。在 LWR 堆芯中,很多燃料棒包含了温度超过  $2000^{\circ}\text{C}$  的芯块,这对正常运行时的燃料元件并不会产生太大的影响,但在事故条件下这一温度不容小觑,尤其是在严重事故的情况下,过高的燃料初始温度会使对事故进行处理所需的宽限时间很短。图 3.24 给出了模块式 HTR 和大型 PWR 中燃料元件温度分布的差异。图 3.24 清楚地表明,对于模块式 HTR,其燃料温度的设定值与限值之间具有非常大的裕度。这一点对于反应堆的正常运行来说非常重要,因为相比于燃料的温度,堆芯运行参数产生的偏差对于燃料元件而言相对更容易承受。

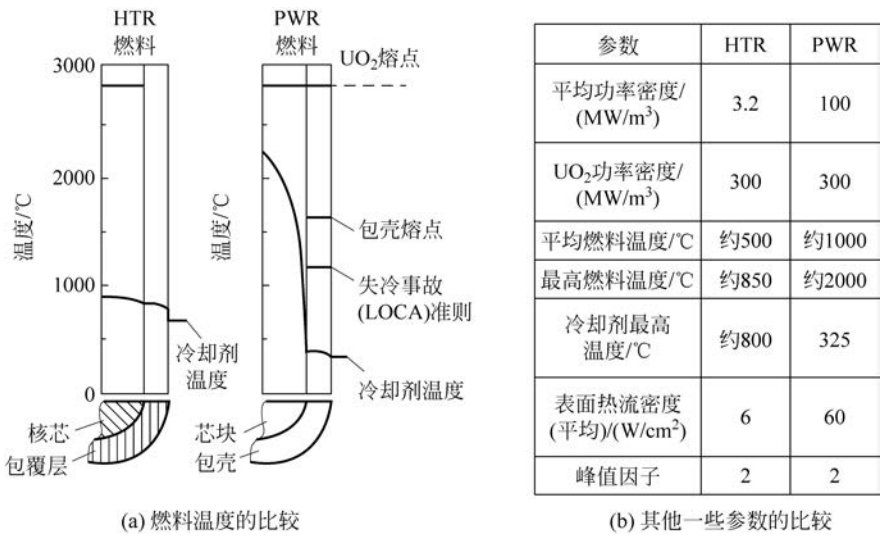


图 3.24 模块式 HTR(平均气体出口温度:  $750^{\circ}\text{C}$ )和大型 PWR(平均水的出口温度:  $325^{\circ}\text{C}$ )  
燃料温度其他一些参数的比较



由于发生事故时燃料温度的设定值与技术限值之间存在较大的裕度,因此在这种条件下可以实现非常可靠的堆芯设计和燃料元件布置,在遭受损害之前可以提供非常长的宽限期。如果在发生事故的情况下,模块式 HTR 的最高燃料温度能得到限制,那么仅有非常少量的裂变产物会从燃料元件或反应堆中释放出来(详见第 10 章)。

### 3.7 球床堆芯中的热传导

燃料元件内的发热需通过氦冷却剂的强迫对流进行换热,由元件表面传出至氦冷却剂,燃料元件表面的热流密度为  $\dot{q}''$ 。热流密度与换热系数  $\alpha$  有关,可用下面的方程式来表示:

$$\dot{q}'' = \alpha(T_S - T_G), \quad \dot{Q}_{FE} = \dot{q}'' \cdot 4\pi \cdot r_a^2 \quad (3.86)$$

其中,  $T_G$  为气体温度;  $T_S$  是燃料元件表面的温度。图 3.26 给出了热交换的一个实例,其中,  $\alpha$  是多个参数的函数,可通过实验定量地加以确定:

$$\alpha = \alpha(T, p, \lambda, \eta, c_p, \rho, v_{He}, d_H, \text{几何}) \quad (3.87)$$

其中,  $d_H$  是相应的水力学直径,这里指球形燃料元件的直径;  $v_{He}$  是球床中氦气的流速(图 3.25)。

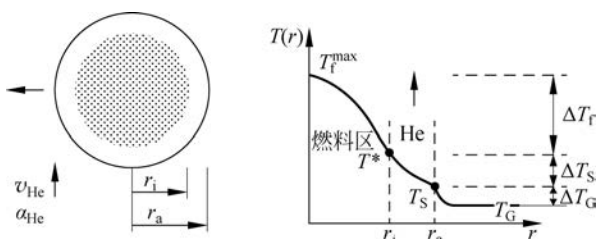


图 3.25 由燃料元件表面向氦冷却剂的传热过程

换热系数是堆芯中的特征参数,可由如下关系式导出:

$$\alpha = Nu(Pr, Re, \epsilon) \cdot \lambda / d \quad (3.88)$$

球床中的局部换热系数可以采用如下的努塞特经验公式来计算:

$$Nu(Pr, Re, \epsilon) = 1.27 \cdot Pr^{0.33} \cdot Re^{0.36} / \epsilon^{1.18} + 0.033 \cdot Pr^{0.5} \cdot Re^{0.86} / \epsilon^{1.07} \quad (3.89)$$

其中,普朗特数、雷诺数和努塞特数的定义分别为

$$Pr = \eta \cdot c_p / \lambda, \quad Re = \dot{m} \cdot d / (A_\eta), \quad Nu = \alpha \cdot d / \lambda \quad (3.90)$$

式(3.90)中各参数定义如下:  $d$  为燃料元件直径(m);  $D$  为堆芯直径(m);  $A$  为堆芯面积(m<sup>2</sup>);  $\eta$  为氦气的动黏度系数(kg/(m·s));  $\lambda$  为氦气的导热系数(W/(m·K));  $c_p$  为氦气的比热(kJ/(kg·K));  $\dot{m}$  为堆芯中氦气的质量流量(kg/s);  $\alpha$  为换热系数(W/(m<sup>2</sup>·K));  $\epsilon$  为堆芯的孔隙率。

上面给出的努塞特公式相关参数的适用范围为:  $100 \leq Re \leq 10^5$ ,  $0.36 \leq \epsilon \leq 0.42$ 。基于上述公式,图 3.26 给出了努塞特数随雷诺数变化的实验结果。

以 THTR 堆芯为例,可以得到:  $\dot{m} = 289 \text{ kg/s}$ ,  $A = 4\pi r_c^2 = 24.63 \text{ m}^2$ ,  $d = 6 \text{ cm}$ ,  $\epsilon = 0.39$ ,  $\eta = 3.73 \times 10^{-5} \text{ kg/(m} \cdot \text{s)}$ ,  $\lambda = 0.3 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ ,  $c_p = 5.19 \text{ kJ/(kg} \cdot \text{K)}$ 。假设氦气的平均温度为 500℃,于是得到  $Pr = 0.646$ ,  $Re = 18874$ ,  $\alpha = 2.3 \text{ kW/(m}^2 \cdot \text{K)}$ 。

在 HTR-PM 中,燃料元件表面的平均热流密度  $\dot{q}''$  约为  $6 \text{ W/cm}^2$  (堆芯平均功率密度为  $3.3 \text{ MW/m}^3$ , 5400 个燃料元件/m<sup>3</sup>)。所以,根据关系式  $\Delta T \approx \frac{\dot{q}''}{\alpha}$ , 元件表

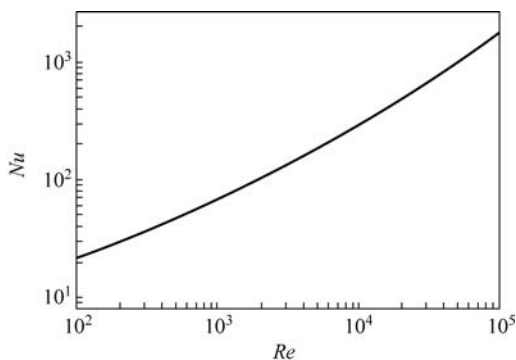


图 3.26 努塞特数随雷诺数的变化关系  
氦气,  $\epsilon = 0.39$ ,  $d = 6 \text{ cm}$

面和氦气之间的平均温差大约为 50℃。在功率密度峰值因子为 1.7 的情况下,最大热流密度大约为  $12 \text{ W/cm}^2$ 。堆芯内的换热系数随所处的位置稍有变化。随着温度的升高,堆芯底部的换热系数比前面给出

的值要略高一些。已有文献中还列出了一些描述球床系统内换热的关系式。表 3.6 中给出一些具体的实例。

表 3.6 球床中传热的关系式

努塞特关系式	$Re(1-\epsilon)$
$Nu = \frac{1-\epsilon}{\epsilon} \cdot Re^{0.6} \cdot Pr^{0.33}$	$500 \sim 10^4$
$Nu = 2 + \frac{1-\epsilon}{\epsilon} \cdot Re^{0.5} + 5 \times 10^{-3} \cdot \frac{1-\epsilon}{\epsilon} \cdot Re$	$250 \sim 5.5 \times 10^4$

与前面给出的关系式相关的测量值具有一定的不确定性,偏差在 $\pm 20\%$ 以内。若要通过计算得到最高的燃料温度和表面温度,在计算过程中必须要考虑这一不确定性因素。而在实际使用时,这一不确定性产生的温度影响范围在 $10^\circ\text{C}$ 以内。

在对传热和压力进行分析时,堆芯内球形燃料元件的堆积密度是一个非常重要的参数。

$\epsilon$  是球床堆芯的孔隙率,它与堆芯直径  $D$  和燃料元件直径  $d$  相关,关系式如下:

$$\epsilon = f(D/d) = 0.375 + 0.34 \cdot D/d + \delta(D/d) \quad (3.91)$$

对于  $d=6\text{cm}$ ,  $D/d=50$  的球床,实际的孔隙率为  $\epsilon=0.39$ 。对于具有较小  $D/d$  比值的球床及球床的边界处,则需考虑由于比值及边界条件而使  $\epsilon$  产生偏差这一情况,如图 3.27 所示。

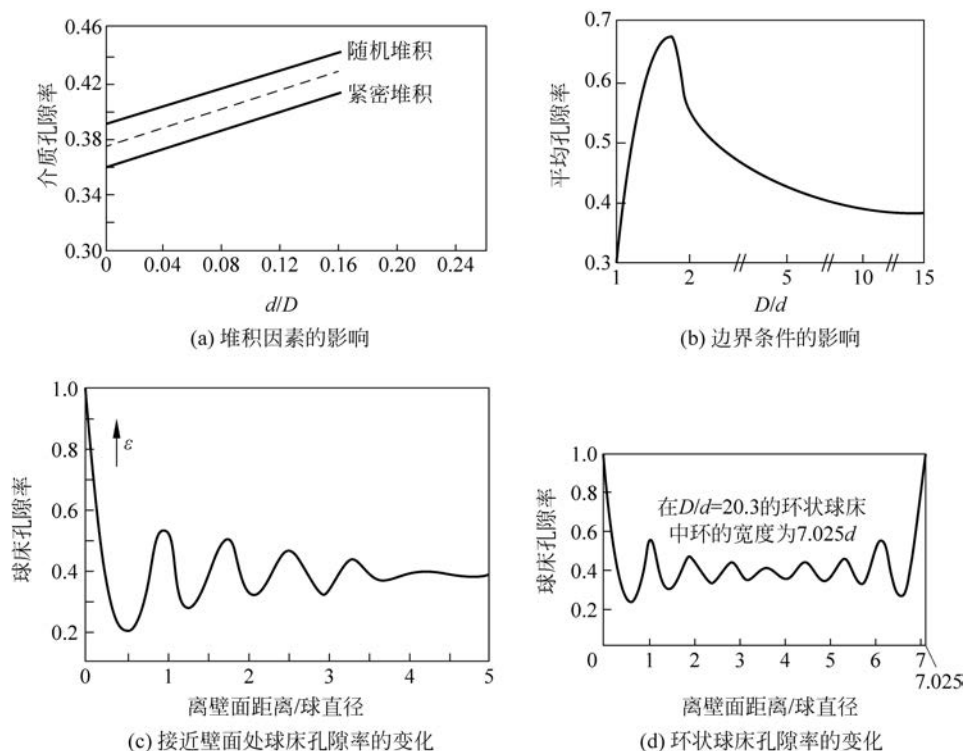


图 3.27 球床孔隙率

在详细的分析中,必须考虑反射层壁面处氦气流经堆芯时产生的影响,因为这一效应会导致与所示的球床换热方程存在一定的偏差。因此,在分析时应考虑球床中氦气的横向流动这一影响因素。

### 3.8 堆芯和反射层结构中的阻力降

氦气流过堆芯及反射层顶部和底部时会产生阻力降。同时,在流经上述结构时,由于流道大小的变化引起流动方向的变化,也会产生附加的阻力降。为克服阻力降,要求提供的唧送功率为

$$\Delta P \approx \Delta p \cdot \dot{m} / (\rho \cdot \eta_p) \quad (3.92)$$

因而会影响电厂的总效率和氦风机的容量。当氦气流经球床时,阻力降主要由摩擦导致:

$$\Delta P = \psi \cdot \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \cdot \frac{H}{d} \cdot \frac{1}{2\rho} \cdot \left(\frac{\dot{m}}{A}\right)^2 \quad (3.93)$$

在关注的雷诺数范围内,摩擦系数可以由下面的关系式给出:

$$\psi = \frac{320}{Re/(1-\epsilon)} + \frac{6}{[Re/(1-\epsilon)]^{0.1}} \quad (3.94)$$

其中,雷诺数由下面的表达式给出:

$$Re = \frac{\dot{m}d}{A\eta} \quad (3.95)$$

这个关系式对于  $Re$  和  $\epsilon$  的适用范围为:  $1 \leq Re/(1-\epsilon) \leq 10^5$ ,  $0.36 \leq \epsilon \leq 0.42$ 。图 3.28 给出了相应于前面给出的关系式测量所得的摩擦系数。在上面给出的关系式中,  $H$  是堆芯的平均高度,其他参数已在 3.7 节中给出定义。由于氦气流速随着堆芯的高度发生变化,所以,  $Re$  和摩擦系数也将随着堆芯的高度而发生变化。

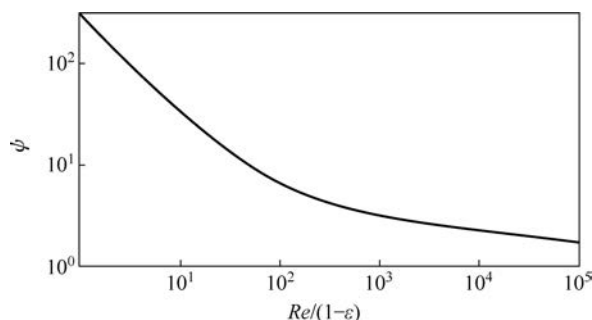


图 3.28 摩擦系数  $\psi$  随雷诺数的变化 ( $H/d > 5, D/d > 5$ )

以 THTR 为实例说明参数之间的相互关系:  $\epsilon = 0.39$ ,  $H = 5.1\text{m}$ ,  $d = 6\text{cm}$ ,  $\rho = 2.48\text{kg/m}^3$ ,  $\dot{m} = 289\text{kg/s}$ ,  $A = 24.63\text{m}^2$ ,  $\eta = 3.78 \times 10^{-5}\text{kg/(m} \cdot \text{s)}$ , 其阻力降  $\Delta p = 59\text{kPa}$ 。在电厂运行期间也对阻力降进行了测量,结果表明,理论值与测量值之间吻合得非常好。图 3.29 给出了 THTR 中堆芯阻力降的测量值和计算值随氦气质量流量的变化情况。

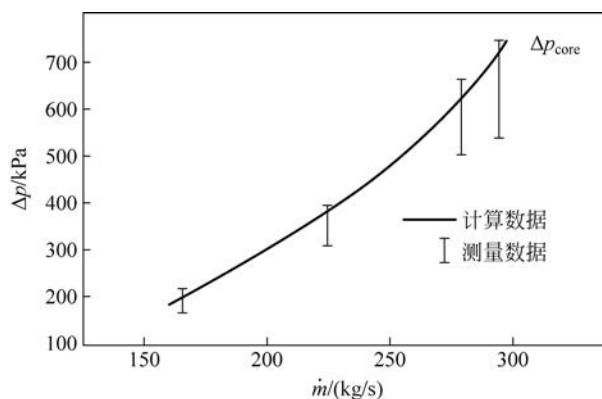


图 3.29 THTR 中测量和计算的堆芯阻力降随氦气质量流量的变化

计算值与测量值之差在  $\pm(10\% \sim 15\%)$  范围内,对此,可以通过使用的关系式和测量方法的不确定性给出相应的解释。实际上,在反应堆堆芯内,气体的温度和密度也是随着高度发生变化的,所以计算过程要更为详细。如果将相关参数随轴向位置发生变化这一因素也考虑进来,则堆芯阻力降为

$$\Delta p = \int_0^H \frac{\partial p}{\partial z} \cdot dz \quad (3.96)$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \psi(z) \cdot \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \cdot \frac{1}{d} \cdot \frac{1}{\rho(z)} \cdot \left(\frac{\dot{m}}{A}\right)^2 \quad (3.97)$$

可以应用气体轴向温度分布和氦气密度的关系式来求解积分:

$$\rho(T) = \rho_0 \cdot \frac{p(z)}{p_0} \cdot \frac{T_0}{T(z)} \quad (3.98)$$

堆芯的阻力降对于堆芯的设计是一个非常重要的参数,因为它影响电厂的总效率和氦风机的设计。式(3.99)可被作为堆芯重要参数的函数导出:

$$\Delta p \approx \frac{H}{\rho} \cdot \dot{m}^2, \quad \dot{m} = \frac{\dot{q}''' \cdot V_c}{c_p \cdot \Delta T_c} = \frac{\dot{q}''' \cdot H \cdot A}{c_p \cdot \Delta T_c}, \quad \Delta p \approx \frac{\dot{q}'''^2 \cdot H^3}{\Delta T_c^2} \cdot \frac{1}{\rho} \quad (3.99)$$

其中,  $\Delta T_c$  是堆芯内氦气的温升。堆芯高度  $H$  的显著影响很明显。

如果是采用蒸汽轮机的电厂,根据目前的技术状况,适宜选用一级压缩的氦风机,因为它还需要为氦回路中其他部件提供阻力降。目前,采用成熟技术的氦冷却式反应堆中一级径向压缩风机的压力升为 130~150kPa。当然,多级压缩的风机也已有研发的产品,也可以采用。

图 3.30 给出了堆芯阻力降随堆芯高度和功率密度的变化。图中还包含了一些 HTR 的设计要点。

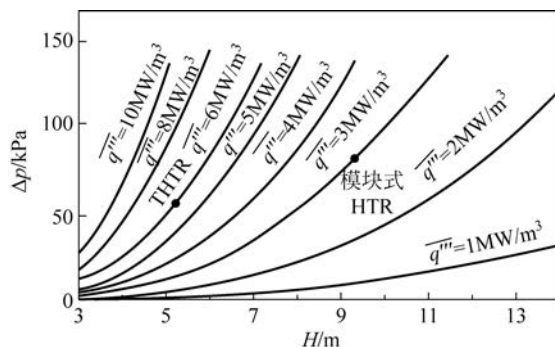


图 3.30 堆芯阻力降随堆芯高度和堆芯功率密度的变化 ( $\Delta T_c = 500^\circ\text{C}$ ,  $P_{\text{He}} = 4\text{MPa}$ )

在整个氦回路中,还需考虑其他部件上的阻力降(见图 3.31)。整个一回路中总的阻力降是回路中各个部件上的阻力降之和,包括热气管道和不同流动区域之间流道的变化引起的阻力降:

$$\Delta p_{\text{tot}} = \sum_i \Delta p_i \quad (3.100)$$

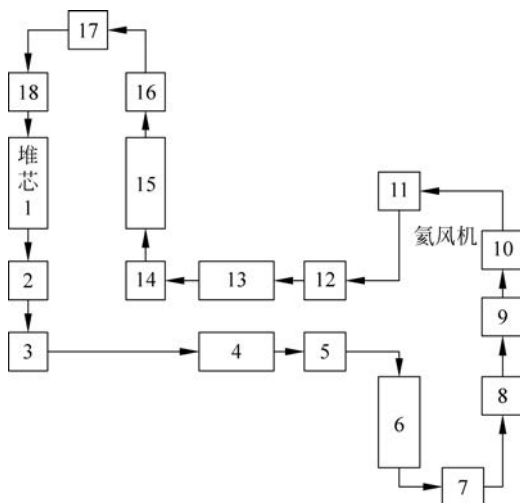


图 3.31 模块式 HTR 一回路的流动和阻力降

- 1—堆芯; 2—底反射层; 3—热氦气腔室; 4—热氦气管道; 5—流动转向; 6—蒸发器; 7—流动转向;  
8—蒸发器中氦气流道; 9—风机入口; 10—氦风机; 11—扩口; 12—流动转向; 13—热气管道外同心管;  
14—反应堆底部冷氦气腔室; 15—反射层结构内流道; 16—冷氦气取样; 17—流动转向; 18—顶部反射层

于是可以计算氦风机的啁送功率如下:

$$P_{\text{circ}} = \Delta p_{\text{tot}} \cdot \frac{\dot{m}}{\rho \cdot \eta_p} \quad (3.101)$$

由式(3.101),可以得到如下关系式:

$$\frac{P_{\text{circ}}}{P_{\text{el}}} \approx \frac{\Delta p_{\text{tot}}}{\rho \cdot \eta_p \cdot \eta_{\text{tot}} \cdot c_p \cdot \Delta T_{\text{He}}} \quad (3.102)$$

我们发现,电厂发电功率的 2%~3% 需用于补偿阻力降的电力消耗。 $\eta_{\text{tot}}$  是电厂的净效率,  $\Delta T_{\text{He}}$  是氦气在堆芯中的温升。过去,人们曾考虑直接用蒸汽轮机来驱动氦风机,虽然这个技术方案可以达到较高的驱动效率,但是,目前采用的将氦回路与蒸汽侧隔离开这一方案具有更高的可靠性,否则,有可能发生蒸汽进入一回路的风险。

图 3.32 给出了摩擦系数与雷诺数和表征表面粗糙度的几何因子的关系。

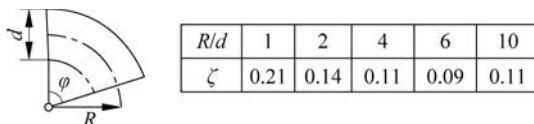


图 3.32 弯管处的摩擦系数  $\xi(\phi=90^\circ, \text{光滑管})$

在流动的各个环节均会产生阻力降,针对在反射层结构中产生的阻力降,可以用如下方程式计算:

$$\Delta p = \xi \cdot \frac{L}{d_H} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \quad (3.103)$$

其中,  $L$  是流道的长度;  $d_H$  是水力学直径;  $\xi$  是摩擦系数,它与雷诺数有关。如果为层流,对于圆管,  $\xi$  可以用下面的关系式来表示:

$$\xi = 16/Re \quad (3.104)$$

如果是湍流,相关的关系式已在表 3.7 中给出。表 3.8 摘要给出了 HTR 堆芯阻力降的例子。

表 3.7 流道中阻力降的经验公式(顶部和底部反射层中)

	方 程 式	适 用 范 围
基本方程	$\xi = 0.046 Re^{-0.2}$	$5000 < Re < 2 \times 10^5$
$K_\infty$ 修正	$\xi = 0.0014 + 0.125 Re^{-0.32}$	$3000 < Re < 3 \times 10^6$
Blasius 方程	$\xi = 0.0079 Re^{-0.25}$	$5000 < Re < 10^5$
Colebrook-White 方程	$\xi = 0.001375(1 + 100 Re^{-0.33})$	粗糙度 $\epsilon = 0$

表 3.8 堆芯结构各个部件中的阻力降(模块式 HTR; 200MW; 氦气温升: 250~750℃; 压力: 6MPa)

部 位	特 性	阻力降/MPa
堆芯	球床内	0.06
底部反射层	孔道	$< 0.01$
热氦气腔室	混合	$< 0.01$
热气导管	流道	$< 0.01$
蒸汽发生器	螺旋盘管外侧流道	0.05
冷气导管	流道内	$< 0.005$
反应堆中返回通道	孔道	$< 0.005$
顶部反射层	孔道	$< 0.002$
合计		0.15

## 3.9 模块式 HTR 堆芯热工-水力学的特殊问题

### 3.9.1 通过堆芯后热氦气的混合

通过堆芯之后的热氦气中会形成局部温度过高的气流,有可能对热气导管、蒸汽发生器或中间热交换器等部件造成损坏。所以,要将堆芯出口的氦气加以混合。

热氦气从堆芯底部反射层流出之后进入热氦气腔室进行混合的过程会带来额外的阻力损失。图 3.33

给出这一混合装置的典型示例,图 3.34 所示为通过这个装置进行热氦气混合的效果图,这是在 THTR 电厂中进行测量的结果。

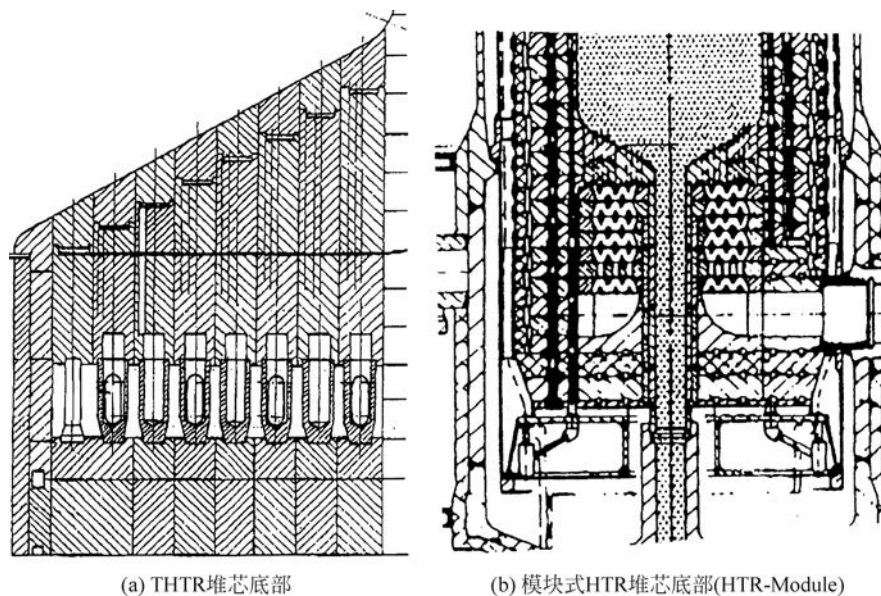


图 3.33 HTR 堆芯底部热氦气的混合腔室

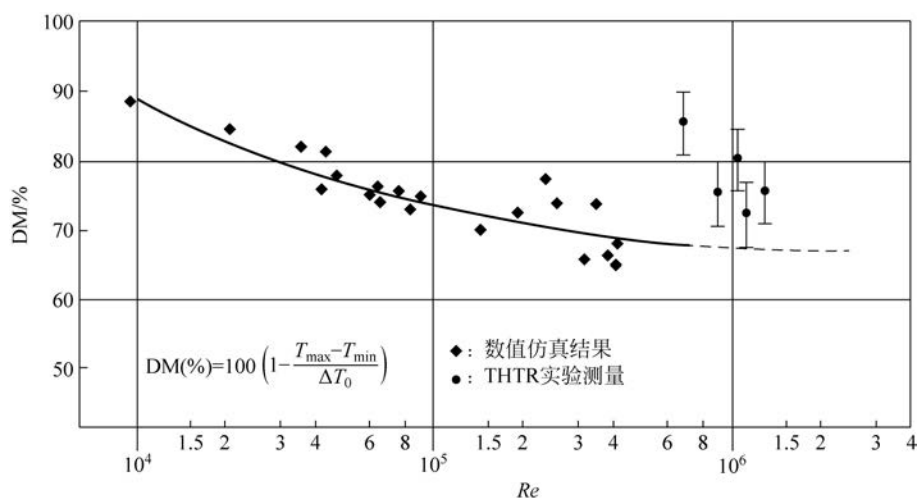


图 3.34 热氦气通道中混合程度随雷诺数的变化情况

在一个模拟 THTR 堆芯底部的模型上进行实验。实验中,将一股冷气体引入热气体中加以混合,为了表征其混合程度(DM),给出如下方程:

$$DM(\%) = [1 - (T_{\max} - T_{\min}) / \Delta T_0] \times 100\% \quad (3.105)$$

如图 3.34 所示,THTR 的混合因子相当高,可以达到 75%~80%。 $T_{\max} - T_{\min}$  是堆芯底部出口处氦气径向温度分布的最高温度与最低温度之差, $\Delta T_0$  是气体经堆芯底部混合之后出口处最热流道和最冷流道温度之差。这就意味着,如果采用适当的堆芯底部设计,原有 100℃ 的温差可以减少到仅 25℃。

当然,由于堆芯底部采用了附加结构,从而增加了阻力降,这一点在进行相应的数值计算时必须加以考虑。图 3.35 给出了不同结构布置的测量结果。这里采用的摩擦系数  $\xi$  由如下表达式来定义:

$$\xi = \frac{\Delta p}{\frac{\rho}{2} \cdot v^2} \quad (3.106)$$

其中,有关结构布置的数据不包含其他附件结构。

在任何情况下,都需要在合适的模型上进行详细的测量以找到最佳的混合条件并获取足够的认知来完

成实际反应堆的设计。

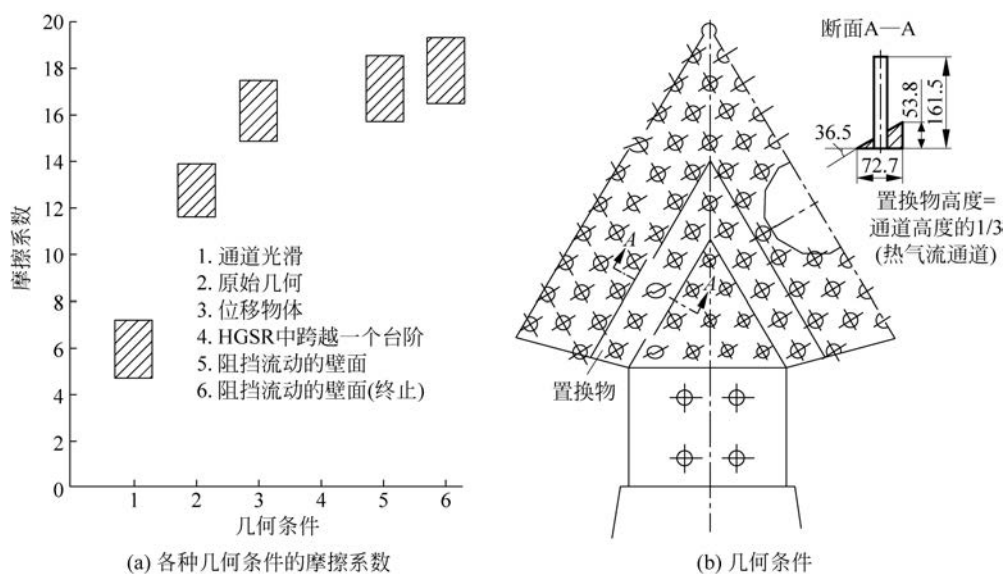


图 3.35 模块式 HTR 堆芯底部热氦气混合产生的阻力降

对堆芯出口处氦气温度进行混合展平涉及电厂的布置和设计。冷却剂气体中热点气流将影响热气导管中心管材料的温度、预热器中蒸汽重整器盘管材料的温度及与蒸汽发生器相关的热气导管结构内衬材料的温度。上述部件温度过高将会缩短其运行寿命。因此,在设计时,要在获得更高的运行寿命与较高的风机啷送能量的成本之间进行权衡。

### 3.9.2 堆芯冷却旁流的影响

由于有些堆芯内部构件,特别是像石墨这类构件,其结构件之间存在一定的缝隙,会引起氦气的旁流,而这些旁流起不到对堆芯冷却的作用。因此,下面来讨论堆芯冷却剂旁流产生的一些影响。首先,给出堆芯的热平衡方程式:

$$P_{th} = \int_{V_c} E_f \cdot \overline{\Sigma_f} \cdot \overline{\phi} \cdot dV = \dot{m} \cdot c \cdot (\overline{T_0} - \overline{T_i}) \quad (3.107)$$

其中,  $\dot{m}$  是进入反应堆的氦气的流量;  $\overline{T_i}$  为氦气入口的平均温度;  $\overline{T_0}$  为氦气出口的平均温度。假设总流量中旁流的质量流量为  $\Delta\dot{m}$ , 则可得到(图 3.36(a)):

$$P_{th} = (\dot{m} - \Delta\dot{m}) \cdot c \cdot (\overline{T_0^*} - \overline{T_i}) \quad (3.108)$$

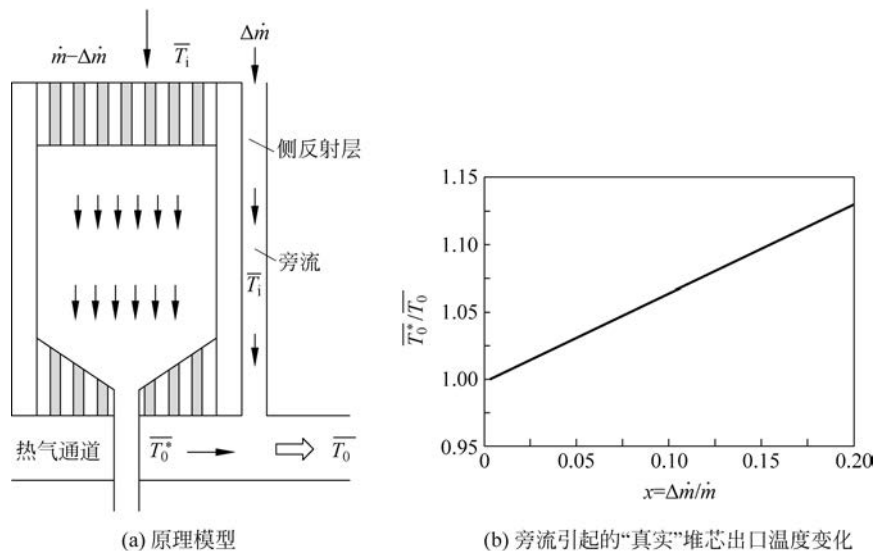


图 3.36 旁流冷氦气与从堆芯流出热氦气的混合

可以采用一个非常简化的模型对旁流的冷却气体( $\overline{T_i}$ )和堆芯出口处热气体( $\overline{T_0^*}$ )在热气腔室内进行混合。

对于旁流  $\Delta\dot{m}$ , 可得如下方程:

$$\Delta\dot{m}\overline{T_i} + (\dot{m} - \Delta\dot{m}) \cdot \overline{T_0^*} = \dot{m} \cdot \overline{T_0} \quad (3.109)$$

引入参数  $x = \Delta\dot{m}/\dot{m}$ , 用来表示有旁流和无旁流时出口温度的比值, 可得如下方程, 图 3.36(b) 给出了相应的说明。

$$\frac{\overline{T_0^*}}{\overline{T_0}} = \frac{1}{1-x} - \frac{x}{1-x} \cdot \frac{\overline{T_i}}{\overline{T_0}} \quad (3.110)$$

上述计算结果表明, 10% 的旁流使得堆芯出口的温度提高了 6%。

结构缝隙造成的旁流量可以通过简化的假设加以分析, 以便确定影响质量流量大小的主要参数。图 3.37 所示为采用的相应模型。

热氦气从内侧( $T_i$ )通过间隙流到外部( $T_a$ ), 间隙的面积为  $\delta h_0$ 。两侧密度差引起的压力差为

$$\Delta p_B = h_0 \cdot g \cdot [\rho(T_a) - \rho(T_i)] \quad (3.111)$$

这个值应与摩擦引起的阻力降相等, 即有

$$\Delta p_F = \xi(T_i) \cdot \frac{h_0}{d} \cdot \frac{\rho(T_i) \cdot v_i^2}{2} + \xi(T_a) \cdot \frac{h_0}{d} \cdot \frac{\rho(T_a) \cdot v_a^2}{2} \quad (3.112)$$

质量流量可由下面关系式计算得出:

$$\mu = \rho(T_i) \cdot v_i \cdot d \cdot h_0 = \rho(T_a) \cdot v_a \cdot d \cdot h_0 \quad (3.113)$$

将式(3.113)代入式(3.112), 可以得到:

$$\Delta p_F = \frac{h_0}{2d} \cdot \frac{\mu^2}{(h_0 \cdot d)^2} \cdot \left[ \frac{\xi(T_i)}{\rho(T_i)} + \frac{\xi(T_a)}{\rho(T_a)} \right] \quad (3.114)$$

摩擦系数  $\xi$  可以采用下面已知的表达式导出:

$$\xi = \varphi \cdot \frac{64}{Re}, \quad Re = \frac{\rho \cdot v \cdot d}{\eta} \quad (3.115)$$

其中, 对于因子  $\varphi$ , 在非常窄的间隙下, 可以假设为 1.5。对于一个相对较长的间隙, 则有

$$\Delta p_F = 48 \cdot \frac{\mu \cdot h_0}{d^2 \cdot (h_0 \cdot d)^2} \cdot \left[ \frac{\eta(T_i)}{\rho(T_i)} + \frac{\eta(T_a)}{\rho(T_a)} \right] \quad (3.116)$$

最后, 根据由摩擦引起的阻力降应与由密度差形成的压力差相等的要求, 得到的质量流量如下所示:

$$\mu = h_0 \cdot \frac{g}{48} \cdot d^3 \cdot \frac{\rho(T_a) - \rho(T_i)}{\eta(T_a)/\rho(T_a) + \eta(T_i)/\rho(T_i)} \approx h_0 \cdot d^3 \quad (3.117)$$

由此可以看出, 不同间隙大小对堆芯冷却造成的影响有所不同。例如, 若间隙宽度仅有 1mm, 则所引起的旁流量很小。

即便如此, 在进行详细分析时, 仍然需要考虑间隙旁流造成的影响, 因为总的旁流量是由不同位置、不同温度的旁流汇集而来, 而这一总量数值不容忽视, 对堆芯的设计和布置具有一定的重要性。在对 AVR 和 THTR 进行设计时已认识到旁流的重要性, 旁流量大约占总流量的 10%~20%。在模块式 HTR 的最新设计过程中, 应采用一个合适的结构设计, 以减少冷气体导入堆芯时的旁流量。同时, 设计时也要将由于多年运行造成石墨尺寸变化而引起旁流量变化所产生的影响考虑进来。

### 3.9.3 功率密度计算的不确定性及其他热工-水力学问题

在对堆芯冷却状况进行分析时, 另一个值得关注的问题是与计算堆芯功率密度中的不确定性相关的。下面给出堆芯平均功率密度的方程式, 以此展开作进一步的讨论。

$$\overline{\dot{q}'''} = \int_{V_c} \dot{q}''' dV / V_c = \overline{\Sigma_f} \cdot \iint \Sigma_f(E, \mathbf{r}) \cdot \phi(E, \mathbf{r}) \cdot dV \cdot dE / V_c \quad (3.118)$$

由此得到一个计算最大功率密度的方程式:

$$\dot{q}'''(\max) = \beta \cdot \overline{\dot{q}'''} = \overline{E_f} \cdot \overline{\Sigma_f} \cdot \overline{\phi} \cdot \beta \approx \overline{E_f} \cdot \overline{\Sigma_f} \cdot \overline{\phi} \cdot \beta \quad (3.119)$$



其中,  $\beta$  是功率密度的峰值因子。在模块式 HTR 实际设计过程中采用燃料多次通过堆芯的循环方式, 对于 MEDUL 堆芯, 超过 10 次通过堆芯直到达到设定燃耗, 其功率密度的峰值因子大约为 1.7。

根据式(3.119), 可将各项偏差叠加起来, 以分析功率密度的不确定性:

$$\frac{\Delta \dot{q}'''(\max)}{\dot{q}'''(\max)} = \sum_i \frac{\Delta \xi_i}{\xi_i} = \frac{\Delta \beta}{\beta} + \frac{\Delta \bar{E}_f}{\bar{E}_f} + \frac{\Delta \bar{\Sigma}_f}{\bar{\Sigma}_f} + \frac{\Delta \bar{\phi}}{\bar{\phi}} \quad (3.120)$$

将已进行的关于最大堆芯功率密度计算值不确定性的评估加以汇总, 得到的结果见表 3.9。

表 3.9 最大堆芯功率密度计算值不确定性的估计

参 数	数 值	说 明
$\Delta \bar{\beta} / \bar{\beta}$	0.05	多次通过堆芯循环
$\Delta \bar{E}_f / \bar{E}_f$	0.02	$200 \pm 4 \text{ MeV}$
$\Delta \bar{\Sigma}_f / \bar{\Sigma}_f$	0.05	数据库中的差别
$\Delta \bar{\phi} / \bar{\phi}$	0.05	多组近似

当然, 所要求值的平均不确定性, 这里指最大功率密度, 是采用统计方法来计算的(误差扩展)。若需要一个近似值, 可以将各项偏差叠加, 那么最大功率密度的不确定性应该小于 20%。在对燃料元件温度, 如表面温度和燃料区中心温度进行计算时也包含不确定性。对于在燃料区内形成的温度差, 可以采用如下方程进行简单的近似:

$$\Delta T = \dot{q}''' \cdot R^2 / (6\lambda_G) \quad (3.121)$$

于是可以得到燃料区内温度差不确定性的表示式为

$$\frac{\Delta(\Delta T)}{\Delta T} = \frac{\Delta \dot{q}'''(\max)}{\dot{q}'''(\max)} + \frac{2\Delta R}{R} + \left| -\frac{\Delta \lambda_G}{\lambda_G} \right| \quad (3.122)$$

通常, 采用失效扩展定律来定义不确定性的平均值。

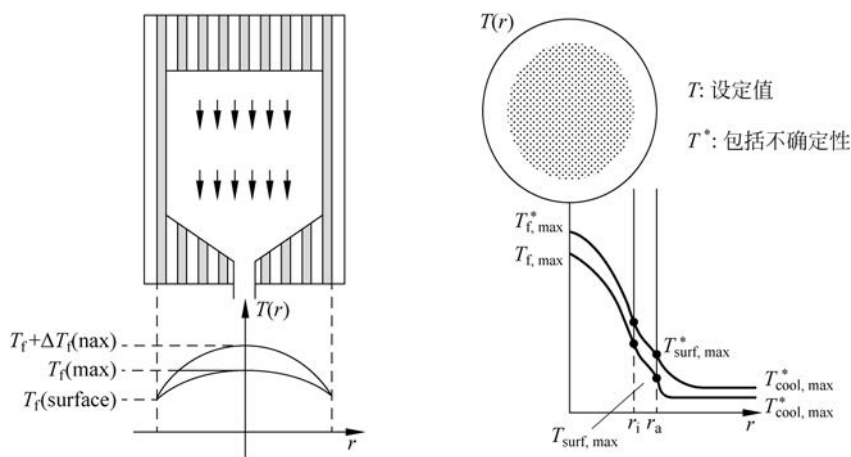
如果一个函数依赖于多个参数  $X_i$ , 它们各自的平均失效值为  $\sigma_i$ , 则可得到总的平均失效值为

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{\partial f}{\partial x_1} \cdot \sigma_{x_1}^2 + \frac{\partial f}{\partial x_2} \cdot \sigma_{x_2}^2 + \dots} \quad (3.123)$$

这里所讨论的  $\bar{\sigma}$  可用于描述  $\Delta \dot{q}'''$ ,  $\Delta R$ ,  $\Delta \lambda_G$  或者  $\Delta(\Delta T)$ 。

不确定性可以通过实验及针对燃料元件的专门测量来加以估计, 估计时, 可以假设燃料区半径有 5% 的偏差, 导热系数有 20% 的偏差。这些不确定性会给正常运行时最高燃料温度的计算带来附加的不确定性。为了包含上述影响, 建议对模块式 HTR 附加 100℃ 的不确定性包括前面提到的不确定性和换热系数的不确定性。

图 3.38 定性地给出了极端事故情况下(完全失去能动冷却)堆芯燃料元件的不确定性。作为示例, 表 3.10 给出几种温度的设定值及包含不确定性因素之后的数值。



(a) 失冷事故下最高燃料温度的不确定性 (b) 正常运行时燃料元件最高中心温度的不确定性

图 3.38 堆芯和燃料元件的径向温度分布(在包含不确定性因素的情况下)

表 3.10 最高温度不确定性和后果的估计

	不 确 定 性	名义值/℃	包含不确定性之后的数值/℃
氦气温度(max)	约 100℃ 径向温度分布	750	850
表面温度(max)	约 20%, 在 $\alpha$ 和 $\dot{Q}_{FE}$ 中	800	870
燃料温度(max)	约 20%, 在 $\lambda$ 和 $\dot{Q}_{FE}$ 中	950	1080

### 3.9.4 燃料温度的测量

在球床反应堆内,一般不希望对燃料温度直接进行测量,但有可能借助其他实验得到燃料的温度数值,如在 AVR 中即采用其他方式获得相关的温度值。在 AVR 中装入一些石墨球,这些石墨球内包含了各种不同熔点的金属丝,图 3.39 和表 3.11 分别给出了在 AVR 中已获得实验数据的这些金属丝的信息。表 3.11 给出了具有各种熔点温度的合金成分信息,这些合金可以用于堆芯高温部位的高温探测。进入堆芯的测温石墨球包含了 20 种具有不同确定熔点的金属丝,这些石墨球从堆芯卸出并通过检验后可以得到如图 3.39(c)所示的结果。

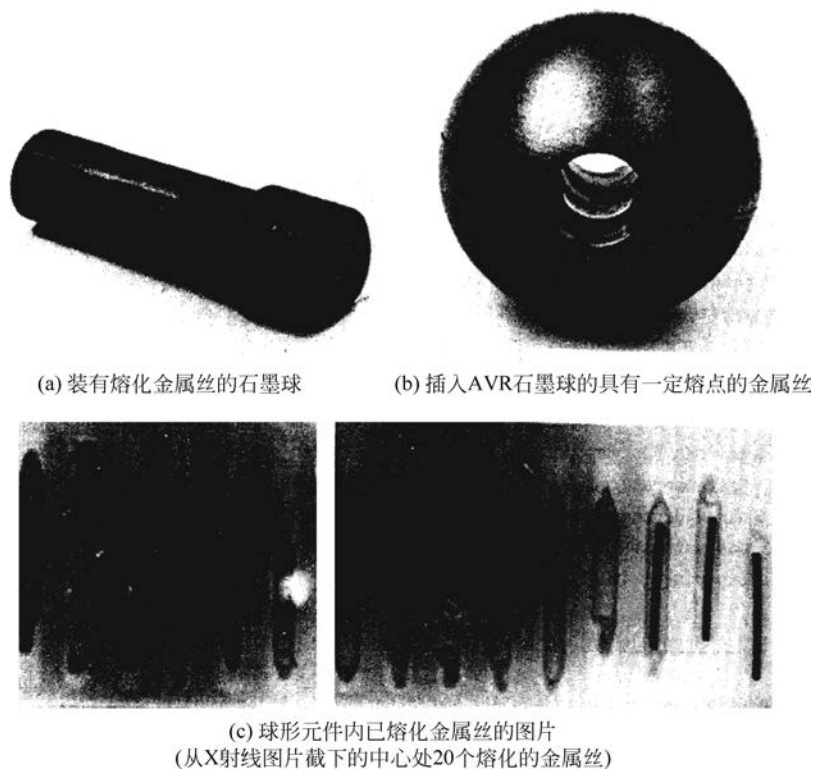


图 3.39 球床堆芯中燃料温度的测量

表 3.11 一些适用于各种温度的合金成分

样品	合 金 成 分	组成/%	熔点/℃
1	Al/Fe	99.2/0.8	655
2	Ag/Cu/In	60/27/13	700
3	Ag/Cu	72/28	780
4	As/Cu/Pd	68.4/26.6/5	810
5	Ag/Au/Cu	20/60/20	840
6	Ag/Cu	47/53	878
7	Ag/Cu/Pd	52/28/20	900
8	AgCu	35/65	920
9	Ag/Cu/Pd	54/21/25	940

续表

样品	合金成分	组成/%	熔点/℃
10	Silver	100	960
11	Au/Cu	46/54	982
12	Ag/Pd	95/5	1000
13	Au/Cu	33.5/66.5	1020
14	Au/Cu	25/75	1050
15	Au/Cu	10.5/89.5	1072
16	Cu/Pd	82/18	1088
17	Cu/Ni	90/10	1120
18	Cu/Ni	84/16	1150
19	Ag/Pd/Mn	64/33/3	1200
20	Pd/Cu	70/30	1280

温度范围为 655~1280℃, 经过多次测量, 可以估计出最高温度。由于堆芯中各项参数具有不同的统计分布, 上述方法也存在一些不足之处。例如, 若能很清晰地了解球形燃料元件的流动分布情况, 那么对于装入球的位置就可以有更多的选择, 从而得到更为准确的测量结果。

在 AVR 中的一些区域, 经过测试已发现比之前计算出的数值更高的气体温度(图 3.40), 究其原因, 可能是源自很强的温度径向分布、氦气的旁流、冷却气体进入蒸汽发生器之前顶部反射层上部热气取样室内冷氦气与热氦气的混合。

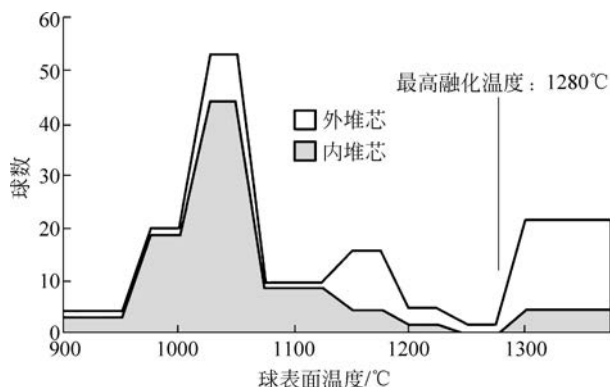


图 3.40 AVR 堆芯中的测量：燃料元件的温度分布

总之, 由上述分析可以得出如下结论: 堆芯的所有热工-水力学数据均可以通过足够高的确定性来加以测量, 同时, 还需指出的是, 氦循环系统中的杂质, 特别是冷却剂中的水分对于避免在高温元件表面形成过高的腐蚀率非常重要。

### 3.9.5 堆芯内构件的 $\gamma$ 发热和冷却

在反应堆内构件中, 强  $\gamma$  和中子场被吸收成为热源, 故需要对这些部件进行有效的冷却。这一冷却操作主要针对热屏结构、控制棒及其他测量装置。对  $\gamma$  发热的分析可以采用如下简单方式: 例如, 在热屏中,  $\gamma$  和中子注量率在堆芯结构内的衰减可以用平面内一个简化的指数衰减形式来表示(图 3.41):

$$\phi(x) \approx \phi_0 \cdot \exp(-\Sigma_a \cdot x) \quad (3.124)$$

单位体积的发热随注量率衰减而发生变化这一效应可以用如下方程表示:

$$\dot{q}''' = \sum_i \Sigma_{ai} \cdot \phi_i \cdot E_i = \dot{q}_0''' \cdot \exp(-\Sigma_a \cdot x) \quad (3.125)$$

其中,  $\Sigma_{ai}$  是入射能量为  $E_i$  的  $\gamma$  通量的能量吸收截面,  $\Sigma_a$  表示对吸收加权的宏观截面。由于存在这一附加的发热效应, 从而引起结构内的温度分布发生变化, 那么可以对各个部件(如热屏)采用如下一维导热微分方程来加以描述。

$$\lambda \cdot \frac{d^2 T}{dx^2} + \dot{q}_0''' \cdot \exp(-\Sigma_a \cdot x) = 0 \quad (3.126)$$

对部件的两面进行冷却,其边界条件是

$$x=0, \quad T=T_1; \quad x=L, \quad T=T_2 \quad (3.127)$$

在满足上述边界条件下对微分方程进行积分可得:

$$T(x) = T_1 + (T_2 - T_1) \cdot \frac{x}{L} + \frac{\dot{q}_0'''}{\Sigma_a^2 \cdot \lambda} \cdot \left\{ \frac{x}{L} \cdot [\exp(-\Sigma_a \cdot L) - 1] - [\exp(-\Sigma_a \cdot x) - 1] \right\} \quad (3.128)$$

最高温度出现在  $x=x_m$ , 可由  $dT/dx=0$  计算得出:

$$x_m = -\frac{1}{\Sigma_a} \cdot \ln \left\{ \frac{\Sigma_a \cdot \lambda}{\dot{q}_0''' \cdot L} \cdot (T_2 - T_1) + \frac{1}{\Sigma_a \cdot L} \cdot [1 - \exp(-\Sigma_a \cdot L)] \right\} \quad (3.129)$$

将前面给出的温度分布的解  $x_m$  代入式(3.129), 则可估计得到最高温度  $T_{\max}$ 。部件由表面传出去的总的热量  $\dot{Q}_{\text{tot}}$  可以通过对全部表面进行积分得到:

$$\dot{Q}_{\text{tot}} = \int_0^L S \cdot \dot{q}'''(x) dx = \dot{q}_0''' \cdot S \cdot [1 - \exp(-\Sigma_a \cdot L)] / \Sigma_a \quad (3.130)$$

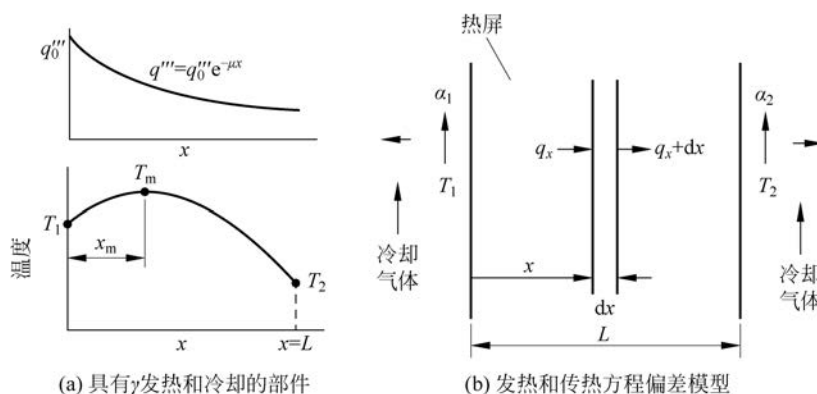


图 3.41 反应堆堆内构件的  $\gamma$  发热(例如,热屏)

一部分热量通过部件左侧的气体冷却( $T_{G_1}$ )载出,如图 3.41(b)所示,另一部分则由右侧传给气体( $T_{G_2}$ )载出。例如,对于左侧部件,应用傅里叶定律可以得到:

$$\dot{q}''(x=0) = -\lambda \cdot S \cdot \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} \quad (3.131)$$

更进一步地,可以得到如下更为详细的关系式:

$$\dot{q}''(x=0) = \frac{\lambda \cdot S \cdot (T_1 - T_2)}{L} - \frac{\dot{q}_0''' \cdot S}{\Sigma_a} \cdot \left[ 1 + \frac{\exp(-\Sigma_a \cdot L) - 1}{\Sigma_a \cdot L} \right] \quad (3.132)$$

$$\dot{q}''(x=0) = \alpha_1 \cdot (T_1 - T_2) \quad (3.133)$$

类似地,对于右侧部件,其关系式为

$$\dot{q}''(x=L) = \frac{\lambda \cdot S \cdot (T_1 - T_2)}{L} - \frac{\dot{q}_0''' \cdot S}{\Sigma_a} \cdot \left[ \exp(-\Sigma_a \cdot L) + \frac{\exp(-\Sigma_a \cdot L) - 1}{\Sigma_a \cdot L} \right] \quad (3.134)$$

$$\dot{q}''(x=L) = \alpha_2 \cdot (T_1 - T_{G_2}) \quad (3.135)$$

利用上述关系式,可以对堆芯内部一些敏感材料部件的表面温度和最高温度加以分析,这是选取合适的堆芯内部材料并对其使用寿命加以估计的前提条件,其他一些堆芯内的金属部件也可以采用类似的方式加以分析。对堆芯内部一些敏感材料部件相关温度的分析对于控制系统的部件、反应堆内一些受载的部件及堆芯与热气导管连接的金属部件的选取非常重要。另外,在分析过程中,还需考虑热工-水力学方面的因素及由中子辐照引起的活化作用。

### 3.10 堆芯设计的原则

堆芯及其燃料元件在热工-水力学方面的设计需要经过很多步骤才能最后确定下来。在对堆芯进行初始设计时,一般依据的是目前为止能够获得的最成熟的已知数据资料,之后就需要采用更详细而具体的方法。对首次设计的结果必须要加以验证,对于过高的设计,要求在初期时也必须加以控制。如果需要变更某些假设,那么所有的估计也不得不加以调整,重新再做。当最终的设计方案确定后,在做更为详细的分析的同时,还需为进一步的工作提供相关信息资料。这些信息资料包括:

- 堆芯的详细数据;
- 燃料元件的详细数据,特别是包覆颗粒;
- 堆芯功率的计算;
- 燃料温度、表面温度的直方图,不确定性估计及其热点;
- 球床内流体的流道;
- 氦气的温升、堆芯内气体温度的空间分布、堆芯内径向温度分布的估计;
- 堆芯内  $\gamma$  和中子场数据的估计;
- 燃料元件和反射层内快中子注量的计算;
- 堆芯内燃料元件的流动;
- 燃料的计算和燃料的分布;
- 正常运行状态下裂变产物释放的估计;
- 堆芯结构内氦气旁流量的计算;
- 堆芯和底部结构中粉尘量的估计;
- 温度和流量分布的不确定性估计;
- 材料数据的评估及运行期间性能变化和不确定性的分析(快中子辐照)。

图 3.42 给出了堆芯布置和设计过程中必须要进行的工作及步骤。经过反复迭代,得到了对电厂作进一步分析的数据集。这些信息对于部件的设计、反应堆的正常运行及安全性分析都是非常重要的。对于数据的汇总和归纳,其中一个很主要的要求是:所有设计的来源数据都必须是在已有电厂中经过实验检验并验证成功的数据。

目前,已经开发出各种分析球床反应堆流量和温度场的计算机程序。图 3.43 给出了 THERMIX 程序的概况。人们已通过很多实验对这些计算机程序进行了验证。

描述流动场的主要方程是连续方程,在程序中已通过数值方法求解:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \cdot \mathbf{v}) = \phi_m \quad (3.136)$$

其中,  $\rho$  为流体密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ );  $\mathbf{v}$  为流体流速( $\text{m}/\text{s}$ );  $\phi_m$  为质量流源密度( $\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ ),其动量方程为

$$\rho \cdot \left( \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \text{div}(\mathbf{v}) \right) = -\text{grad} p + \rho \cdot \mathbf{g} + \mathbf{k} \cdot \mathbf{v} \quad (3.137)$$

这里,考虑了外压力、重力的影响及摩擦引起的阻力降。 $g$  为重力加速度( $9.81\text{m}/\text{s}^2$ ),  $k$  为摩擦系数( $\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ ),  $p$  为外压力( $\text{N}/\text{m}^2$ )。

在实际采用的计算机程序中,使用下述近似。

- 稳态条件:  $\partial/\partial t = 0$ , 因为分析后得出系统无快速的变化;
- 对力的特别假设:  $\mathbf{v} \cdot \text{div}(\mathbf{v}) = 0$ , 由于对流体加速或减速的力相比于其他力很小;
- 利用下面给出的方程对气体的温度加以计算:

$$\rho \cdot c \cdot \left( \frac{\partial T_g}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \text{grad} T_g \right) = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T_g) + \bar{q}''' \quad (3.138)$$

其中,  $\lambda$  为球床的等效导热系数( $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ );  $T_g$  为气体温度( $^{\circ}\text{C}$ );  $c$  为氦气的比热( $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ );  $\bar{q}'''$  为内热源( $\text{W}/\text{m}^3$ )。这个方程中包括了如下几个效应:气体流动的对流换热;导热引起的传热(散热);气体和球表面间的传热;源项的热输入。

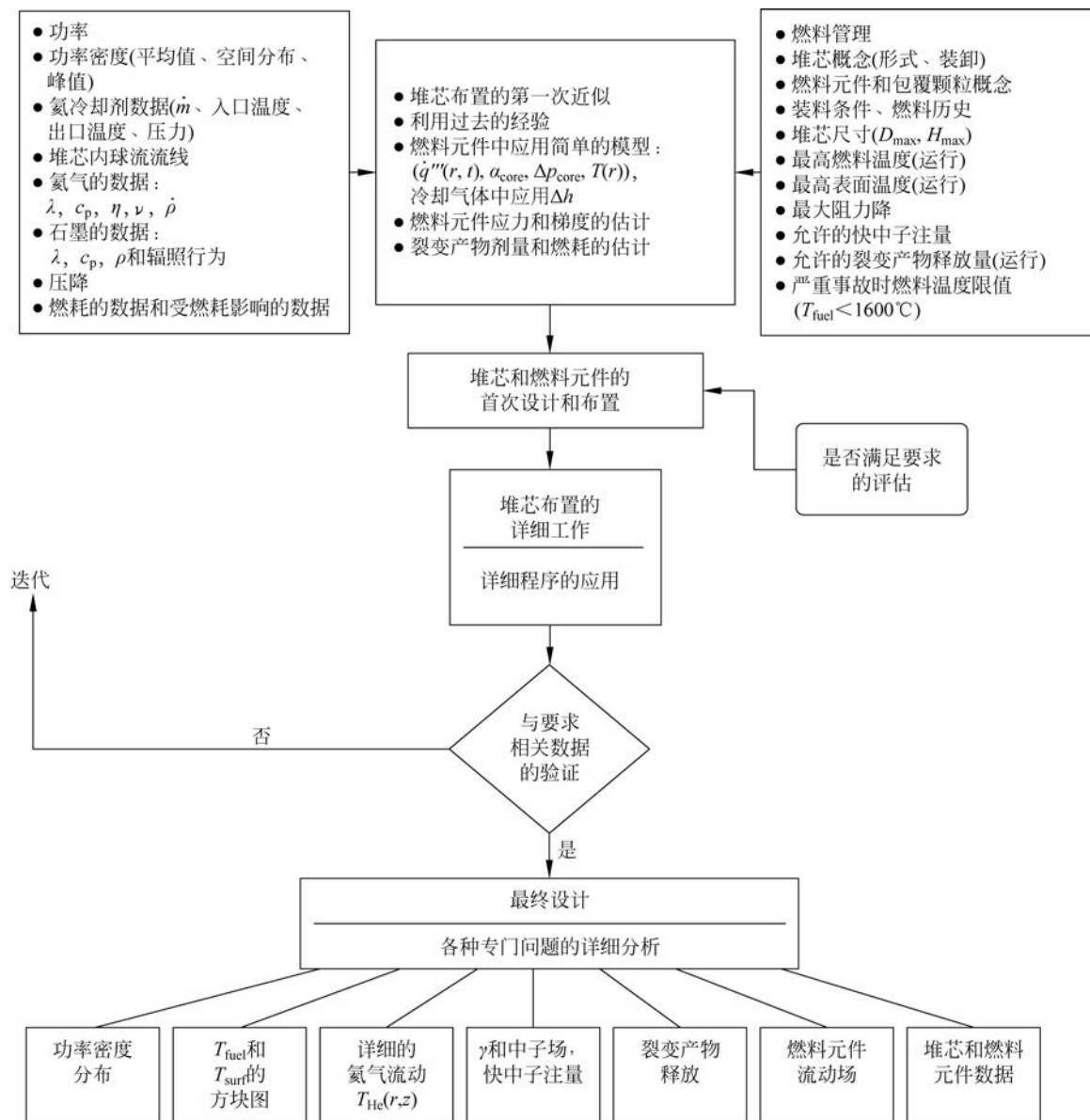


图 3.42 模块式 HTR 堆芯设计和热工-水力布置工作中一些需要开展的工作及要求

对气体温度的计算,并未考虑下述参数可能的贡献:如重力所做的功,压缩或膨胀时的能量交换,摩擦力作用的附加能量。

对燃料元件固体材料中温度的计算基于傅里叶传热方程的解:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T_s}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T_s) + \dot{q}''' \quad (3.139)$$

其中, $T_s$ 为固体的温度( $^\circ\text{C}$ ); $\rho$ 为石墨的密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ ); $c$ 为石墨的比热( $\text{kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ ); $\lambda$ 为石墨的导热系数( $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ ); $\dot{q}'''$ 为热的源项( $\text{W}/\text{m}^3$ )。 $\dot{q}'''$ 包括了核裂变、 $\gamma$ 发热或者对流效应。

对于参数的一些快速变化,由于发生在某些正常运行过程或者事故情况下,中子的动态变化也应成为需要考虑的因素之一。具体地,如在 TINTE 程序中,热工-水力过程和中子动态或者氦的动态过程均应耦合地加以考虑(图 3.44)。在这个程序中,中子场以二维( $r, z$ )形式分布,并通过随时间变化的中子注量率分布加以描述。程序中考虑了 6 组缓发中子和两个能量组。核的热源包括裂变产物和一些中子反应所做的贡献。对温度场的计算包括燃料元件和反射层这两种情况。程序中所指传热包括导热、对流换热及空间的热辐射。

流动场的计算包括氦风机的强迫循环流动及二维几何条件下自然对流的情形。另外,由于在特殊事故条件下有可能存在不同气体的扩散和混合,程序设计中也考虑了这一情况。

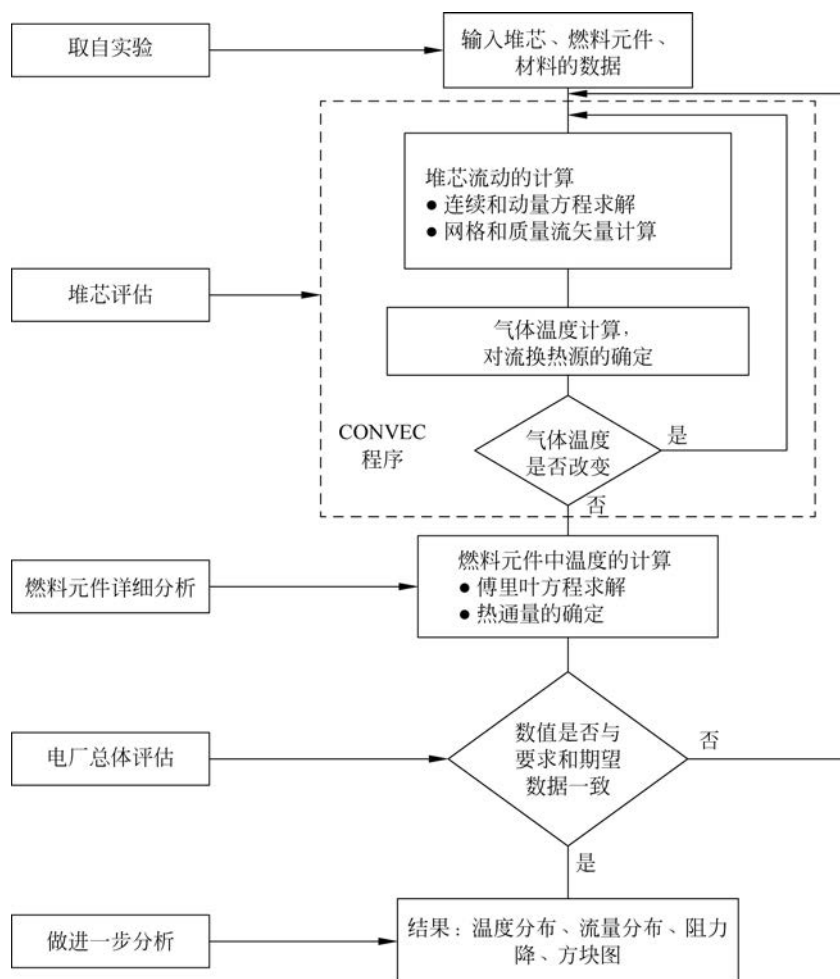


图 3.43 计算模块式 HTR 堆芯中温度和流量分布的程序系统的原理流程(如 THERMIX/CONVEC 程序)

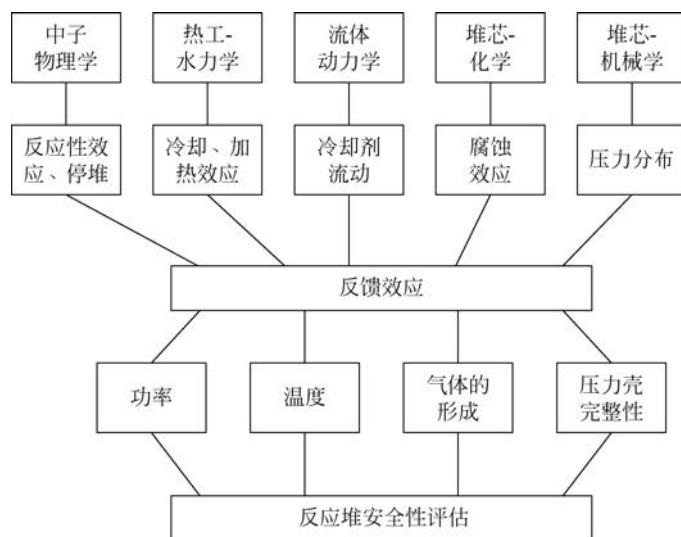


图 3.44 TINTE 程序：用于 HTR 极端事故分析

### 3.11 几种 HTR 反应堆中堆芯冷却数据的比较

表 3.8 对比了球床堆芯中几种反应堆的氦冷却系统和换热数据。由表 3.8 可以看出, HTR-PM 的相关数据在大家所熟知的球床堆技术规范范围内, 只是堆芯的高度比计划的或已运行的反应堆略高一些, 因此

其阻力降也要大一些。另外,燃料元件在堆芯内的流动具有一定的特殊性。较高的堆芯有利于实现燃料元件近乎平行流动的可能性。在模块式 HTR 中,选择相对较低的功率密度是实现较低的燃料元件表面温度和中心温度的前提。除此之外,在能动冷却完全失效的情况下,堆芯功率密度也与实现衰变热从堆芯向环境自发载出的条件相关。较低的功率密度在某个特定的方面是具有优势的,即选择相对低的堆芯功率密度可以使石墨反射层的设计具有 30 个满功率年或更长的寿命,见表 3.12。

表 3.12 球床堆芯中氦冷却系统和传热数据的比较

参 数	HTR-PM	HTR-Module	PBMR (气体透平)	HTR-10	THTR	AVR
热功率/MW	250	200	400	10	750	46
平均功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	3.3	3	4	2	6	2
堆芯直径/m	3.0	3	环形 4/2	1.8	5.6	3
堆芯高度/m	11	9.4	9.5	1.97	5.6	3
氦气压力/MPa	7	6	9	3	4	1
平均入口温度/℃	250	250	500	250	250	220
平均出口温度/℃	750	700	900	700	750	950
质量流量/(kg/s)	96	85	190	4.32	300	20
流向	向下	向下	向下	向下	向下	向上
运行时最高气体温度/℃	<850	<800	<1050	<850	<850	<1150
运行时最高燃料温度/℃	<950	<900	<1200	<950	<1000	<1250
运行时最高燃料表面温度/℃	<900	<800	<1000	<960	<950	<1150
堆芯阻力降/MPa	<0.1	<0.065	0.12	<0.01	0.06	<0.02
事故燃料最高温度/℃	<1600	<1600	<1600	<1200	<2400	<1400

3.12 反应堆在热工-水力学方面的比较

对热工-水力学方面的设计参数进行比较得到了人们的广泛关注,并且各类反应堆存在一定的差异。本节将主要对模块式 HTR、大型 HTR、压水堆(PWR)、先进气冷堆(AGR)和快中子增殖堆(FBR)进行比较。由于这些反应堆在功率、功率密度、冷却剂温度和冷却剂压力等方面的差别很大,所以,在正常运行时,燃料元件的载荷也各不相同。另外,在能动冷却完全失效的情况下,各类反应堆最终的行为反应差别也很大,这对于评估它们在极端条件下的安全性非常重要。特别是对于具有非常高的功率密度的堆芯,在避免发生堆熔的危险这一点上尤为重要,表 3.9 中也给出了与此有关的一些信息。在发生极端事故的情况下,除了模块式 HTR,其他核反应堆因堆芯冷却完全失去了能动性,均会发生堆芯熔化。对于大型 HTR 堆芯(圆柱型),在这种情况下,燃料的温度也会上升得过高。对于环形堆芯,在高功率下有可能对燃料温度加以限制(表 3.13)。

表 3.13 几种类型核反应堆热工-水力学参数的比较

参 数	模块式 HTR	大型 HTR	AGR	PWR	FBR
功率/MW	200	1250	1500	3800	3000
冷却剂	He	He	CO <sub>2</sub>	H <sub>2</sub> O(液态)	Na
功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	3	5	2.77	90	280
峰值因子	1.7	1.6		2	
堆芯体积/m <sup>3</sup>	66	250	541	42	10.7
堆芯高度/m	9.43	5.5	8.3	4	1
堆芯直径/m	3	7.5	9.1	3.7	3.66
冷却剂温度/℃	250→700	250→730	320→650	290→327	395→545
压力/MPa	6	6	4.2	16	0.6
运行时最高燃料温度/℃	900	1100	1500	2200	2200
运行时最高燃料表面温度/℃	800	1000	500	450	570
极端事故最高燃料温度/℃	<1600	<2400	<2800	>2850	>2850



## 参考文献

1. L. C. Wilbur (Editor), Handbook of energy systems, Engineering Wiley Series in Mechanical Engineering Practice, John Wiley and Sons, New York, Chichester, Brisbane, Toronto and Singapore, 1985.
2. U. Grigull, H. Sandner, Heat Conduction, Springer, 1979.
3. H. S. Carslaw, J. S. Jaeger, Conduction of Heat in Solids, Oxford University Press, 1959.
4. H. Gröber, S. Erk, U. Grigull, Fundamental Principles of Heat Transfer, Springer, Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo, 1988.
5. G. Melese, R. Katz, Thermal and Flow Design of Helium-Cooled Reactors, American Nuclear Society, La Grange Park, Illinois, USA, 1984.
6. E. Teuchert, L. Wolf, The OTTO concept for high-temperature reactors, Energie und Technik, 25, 1973.
7. E. Teuchert, V. Maly, K. A. Haas, Basic study for the pebble-bed reactor with OTTO cycle, JÜL-858-RG, 1972.
8. A. Banerja et al., Thermodynamic data of helium between 20 and 1500 °C and 1 to 100 bar, JÜL-1562, Dec. 1978.
9. Layout of reactor core of gas-cooled high-temperature reactors, calculation of helium data, KTA-rule 3102.1, 6/1978.
10. G. Hewing, The real behavior helium as a coolant for high-temperature reactors, Brennstoff-Wärme-Kraft 29, No. 5, 1977.
11. H. Brauer, Fundamentals of one phase and multiphase flow, Saurlander, Aarau/Frankfurt, 1971.
12. S. Glasstone, A. Sesonske, Nuclear Reactor Engineering, Dovan Nostrand Company, Princeton, New York, Toronto, New Jersey, London, 1963.
13. H. Gerwin, The 2-dimensional reactor dynamic program TINTE (part 1), fundamentals and procedures, solutions, JÜL-2167, 1987.
14. K. Petersen, K. Verfondern, THERMIX-3D, a program for the calculation of stationary temperature and flow fields in the core of pebble-bed reactor, KFT-IRE-IB-15/81, 1981.
15. K. Verfondern, Numerical analysis of 3-dimensional stationary temperature and flow distribution in the core of a pebble-bed high-temperature reactor, JÜL-1826, 1983.
16. Th. Grotkamp, Development of a 2-dimensional simulation program for the core physical description of a pebble-bed reactor, with MEDUL cycle for the AVR as example, JÜL-1888, 1984.
17. Layout of the cores of gas-cooled high-temperature reactors, the thermo-hydraulic model for stationary and quasi-stationary status in the pebble bed, KTA-rule, 3102.4, 11/1984.
18. H. Barthels, M. Schürenkrämer, The effective heat conductivity of a pebble bed with special emphasis on high-temperature reactors, JÜL-1893, 1984.
19. Layout of the core of gas-cooled high-temperature reactors, heat transfer in the pebble bed, KTA-rule, 3102.2, 6/1983.
20. W. Hahn, E. Achenbach, Measurement of the heat transfer coefficient of pebble-bed core, JÜL-2093, 1986.
21. G. Breitbach, Heat transport in pebble bed with special emphasis on radiation, JÜL-1564, 1978.
22. M. M. El Wakil, Nuclear power engineering, McGraw Hill Book Company, New York, 1962.
23. W. M. Rohsenow, H. Y. Choi, Heat, mass and momentum transfer, Prentice Hall Inc., Engle wood cliffs, New Jersey, 1961.
24. W. H. McAdams, Heat transmission, McGraw Hill Book Company, New York, 1954.
25. Layout of the core of gas-cooled high-temperature reactors, pressure drops by friction in pebble bed, KTA-rule 3102.2, 3/81.
26. G. Melese, R. Katz, Thermal and Flow Design of Helium-Cooled Reactors, American Nuclear Society, La Grange Park, Illinois, USA, 1984.
27. V. Maly, R. Schulten, E. Teuchert, 500MW<sub>th</sub> pebble-bed reactor for process heat production with OTTO cycle, Atomwirtschaft, 17, 1972.
28. E. Teuchert, L. Bohl, H. J. Rütten, K. A. Haas, The pebble-bed high-temperature reactor as a source of nuclear process heat, Vol. 2, Core Physics Studies, JÜL-1114-RG, Oct. 1974.
29. R. E. Schulze, H. A. Schulze, W. Rind, G. Kaiser, Graphitic matrix materials for spherical HTR fuel elements, JÜL-Spez, 167, 1982.
30. BBK (HRB), THTR-300: Safety Report, 1968.
31. R. Schulten, F. Schmiedel, Short description of THTR 300MWe, Report of the THTR project, Jülich, 1968.
32. M. S. Yao, Z. Y. Huang, C. W. Ma, Y. H. Xu, Simulating test for thermal mixing in the hot gas chamber of the HTR-10, Nuclear Engineering and Design, Vol. 218, No. 1-3, 2002.
33. G. Dumm, K. Wehrlein, Simulation tests for temperature mixing in a core bottom of the HTR-Module, Nuclear Engineering and Design, Vol. 137, 1992.
34. Y. Inagaki, T. Kuungi, Y. Miyamoto, Thermal mixing test of coolant in the core bottom structure of a high-temperature engineering test reactor, Nuclear Engineering and Design, Vol. 123, 1990.
35. Mixing of hot gas in the hot gas chamber of a process heat reactor, Results of the PNP project, private communication, 1990.
36. Results on hot gas mixing in the THTR 300 reactor, private communication from HKG (operator), 1990.
37. E. Ziermann, G. Ivens, Final report on the power operation of the AVR experimental power plant, JÜL-3448, 1997.
38. C. Bonilla (Editor), Nuclear Engineering, McGraw Hill Book Company, Inc., New York, Toronto, London, 1957.
39. S. McLain, J. H. Martens (Editors), Reactor Engineering Handbook, Vol IV, Engineering Interscience Publishers, New York, London, Sidney, 1964.
40. E. Ziermann, G. Ivens, Final Report on the Power Operation of the AVR—Experimental Power Plant, Report of Research Center Jülich, JÜL-3448, 1997.
41. Siemens, Interatom, High-Temperature Reactor—Module—Power Plant: Safety Report, Vol. 1-3, 1988.
42. Siemens/Interatom, High-temperature reactor—modular power plant safety report (Vol. 1-3), 1988.
43. Patcher W., Weicht U., Kuckartz B., THTR 300—comparison of calculated and measured design data of the primary circuit, Atomwirtschaft, Feb. 1988.
44. W. Oldekopp (Editor), Pressurized water reactors for nuclear power plant, Verlag Karl Thieme, München, 1974.
45. V. L. Streeter (Editor), Handbook of Fluid Dynamics, McGraw Hill Book Company, New York, Toronto, London, 1961.
46. Wang Dazhong, Analysis of a high-temperature reactor with an inner region of graphite blind balls, JÜL-1809, 1982.
47. NN, Special issue: AVR—Experimental high-temperature reactor, 21 years of successful operation for a future energy technology, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1990.
48. Ziermann E., Ivens G., Numerical simulation of thermohydraulics in AVR, in: Final Report on the Power Operation of the AVR Experimental Nuclear Power Plant, JÜL-3448, Oct. 1997.
49. VDI, Heat Atlas, VDI Verlag, Düsseldorf, 1988.
50. H. Etherington (Editor), Nuclear engineering Handbook, McGraw Hill Book Company, Inc., New York, Toronto, London, 1958.
51. Layout of core of gas-cooled high-temperature reactors; systematic and statistic failure during the thermo-hydraulic core design of pebble-bed reactors, KTA-rule 3102.5, 6/1986.

## 燃料元件

**摘 要：**高温气冷堆燃料元件采用包覆颗粒燃料，目前已经研发了柱状和球形燃料元件。采用 TRISO 包覆颗粒的球形燃料元件已得到充分的研发，并且经过反应堆的很多实验验证是合格的。正常运行时，裂变产物的释放及杂质的腐蚀程度都非常低。很多实验证明，在失冷事故下，限制燃料最高温度不超过  $1600^{\circ}\text{C}$  是可能的，因此放射性物质从燃料元件中释放出来的量非常少。采用蒸汽循环的电厂在正常运行时，燃料的最高温度低于  $1000^{\circ}\text{C}$ ，并且仅有百分之几的包覆颗粒达到了这样的温度。燃料元件内的机械应力远低于允许限值。燃料元件的辐照行为已在反应堆的成功运行过程及很多相关实验中进行了测试，验证了球形燃料元件的合格性。在整个运行期间，元件尺寸的变化小于  $1\text{mm}$ 。其他参数，如导热系数、强度、腐蚀率等的变化也很有限。球形燃料元件已在 AVR 20 年的运行期间进行了广泛的实验，其间，有 14 种燃料元件装入堆内（例如，高浓铀、低浓铀、BISO 包覆、TRISO 包覆）。燃料元件在非常高的运行温度（ $T_{\text{He}} = 950^{\circ}\text{C}$ ）下达到了很高的燃耗（大于  $100\,000\text{MWd/t}$ ），可承受很高的快中子注量（ $8 \times 10^{21}/\text{cm}^2$ ）。特别是在正常运行时，观察裂变产物的释放和 AVR 氦回路中的污染情况是研发工作中的重要课题。以惰性气体裂变产物为例，其释放量非常低，在氦回路中的稳态污染量大约仅为  $1\text{Ci/MW}$ 。包覆颗粒优异的阻留能力保证了这种稳定的低水平的污染程度。对固态裂变产物污染程度的测量表明，其显著地依赖于运行的温度。从各个 HTR 电厂实际运行过程及很多辐照实验中获取的数据为所进行的分析奠定了基础，利用这些数据可以推测部件的污染程度并估计事故情况下放射性物质可能的释放率。此外，需要了解石墨粉尘的形成和迁移状况，以便分析相关事故并采取相应的设计对策。总之，目前 HTR 燃料已得到充分的研发，与其他反应堆燃料相比，具有一定的优势，特别是在安全性方面更加显著。HTR 燃料元件具有进一步发展和改进的空间，如具有更好阻留能力的包覆颗粒，降低石墨基体中自由铀的成分，保护燃料表面免受腐蚀的影响等。

**关键词：**TRISO 包覆颗粒；球形燃料元件；燃料元件的设计和配置；温度分布；热导；辐照行为；氧化率；实验结果；燃耗；燃料元件中的应力；裂变产物释放；运行经验

### 4.1 概述

燃料元件以石墨为基体材料，燃料被制成包覆颗粒的形式弥散在石墨基体中，如图 4.1 所示。燃料元件本身是外径为  $6\text{cm}$  的球体。球形燃料元件随机堆积在球床堆芯内，通过高压氦气进行冷却。包覆颗粒弥散在石墨球内直径为  $5\text{cm}$  的燃料区内。 $0.5\text{cm}$  厚的外壳内不含有燃料颗粒，仅有极少量的铀可能进入石墨基体，这是由包覆颗粒制造过程中工艺条件控制不充分所致。石墨基体中铀造成的污染会在运行期间使很少量的裂变产物从燃料元件中释放出来。

包覆颗粒的中心是直径为  $500\mu\text{m}$  的  $\text{UO}_2$  核芯。在采用低浓铀循环时，铀的富集度大约为  $8\%$ ，允许的平均燃耗为  $90\,000\text{MWd/t}$ 。 $\text{UO}_2$  核芯被 4 层陶瓷层包覆，形成一个颗粒。颗粒的外直径大约为  $1\text{mm}$ （如 TRISO 颗粒，如图 4.1(c) 所示）。图 4.1(d) 所示为 BISO 包覆颗粒。

包覆层的功能概述如下：

- 第 1 层是低密度疏松碳层，该疏松层具有储存裂变产物的功能，在反应堆运行期间，燃料核芯产生的裂变产物将进入疏松层加以储存。
- 第 2 层是致密碳层（热解碳），这一层就像一个小的压力壳，具有阻留裂变产物的功能。

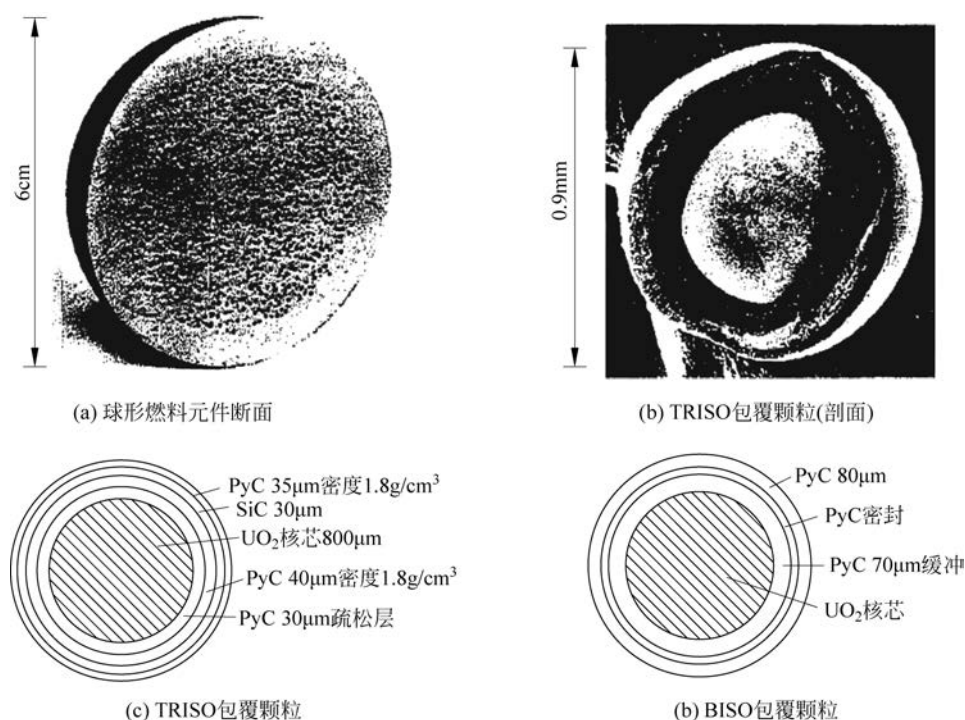


图 4.1 球床反应堆的燃料元件

- 第 3 层是碳化硅层,该层对裂变产物的阻留起到关键作用,特别是对一些重要的裂变产物(铯、锶)。
- 第 4 层也是非常致密的热解碳层,该层也起到压力壳的作用,达到对裂变产物加以阻留的目的。

另外,在燃料元件压制前,整个包覆颗粒的外部再用疏松石墨的穿衣层加以覆盖。这个穿衣层对于实现包覆颗粒与石墨基体材料均匀、弥散地混合在一起具有重要的作用。这种类型的包覆颗粒称为 TRISO 包覆颗粒,以一层 SiC 层和两层热解碳层来命名。

HTR-PM 堆芯的热功率为 250MW,平均功率密度为  $3.3\text{MW}/\text{m}^3$ ,共装有 420 000 个燃料元件,包含  $5 \times 10^9$  个包覆颗粒。多层的包覆层结构形成非常有效的屏障,在正常运行和严重事故情况下能够将裂变产物有效地加以阻留。关于严重事故的情况将在第 11 章中给出详细的说明,只要最高燃料温度低于  $1600^\circ\text{C}$ ,重要的裂变产物几乎可以被完全阻留在燃料内。这是模块式 HTR 最重要的安全特性之一。

图 4.2 给出了球床反应堆堆芯内燃料元件随机堆积的示例图。堆芯内燃料元件堆积所占的体积平均约为 60%。表 4.1 给出了燃料元件的一些重要数据。

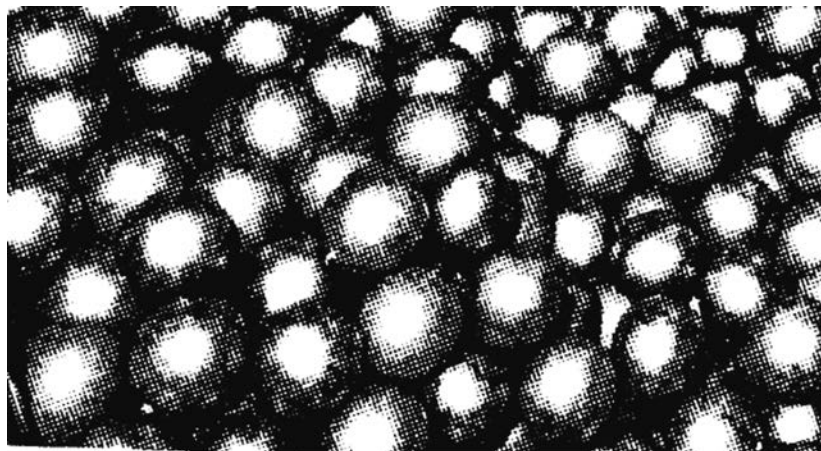


图 4.2 球床反应堆堆芯中燃料元件的随机堆积

在 HTR 研发初期,球的基体使用的是机加工的石墨。目前均采用模压的球。燃料球包含一个直径为 50mm 的内区,共有 10 000~30 000 个包覆颗粒弥散在各向同性的石墨基体内。内区与外壳的石墨基体紧

密地黏合在一起,形成一个完整的整体。内区和外壳的石墨材料是相同的,无论从辐照引起的尺寸变化角度还是从导热性的变化角度,均可看出石墨材料具有非常好的性能。

表 4.1 中给出的 HTR-PM 燃料元件的一些重要参数是主要的设计参数,其中有些参数也是运行的技术规格所要求的。一些主要的参数表征了运行负荷的限值,并已被在 AVR 和 THTR 系统中进行的研发、制定的质量大纲及实际运行所验证。

表 4.1 HTR-PM 燃料元件数据

参 数	数值/注释
燃料元件形状和直径/mm	球形,60mm 直径
燃料元件基体材料	A3/27
燃料区直径/mm	50
燃料类型	TRISO 包覆颗粒
燃料循环	UO <sub>2</sub> 低浓铀,多次通过堆芯循环
燃料元件平均功率/(kW/FE)	0.61
燃料元件最大功率/(kW/FE)	1.2(平衡态)
每个燃料元件包覆颗粒数	12 000
每个燃料元件重金属装量/(g/FE)	7
自由铀含量/%	<10 <sup>-4</sup>
新燃料元件富集度%	8.6
平均燃耗/(MWd/t)	90 000
燃料元件包覆颗粒体积所占比例/%	约 10
运行时最高燃料温度/℃	<1000
运行时最高表面温度/℃	<950
最高快中子注量( $E>0.1\text{MeV}$ )/(n/cm <sup>2</sup> )	<3×10 <sup>21</sup>
事故下最高燃料温度/℃	<1600

低浓铀-TRISO 燃料颗粒的主要参数示于表 4.2。可以看出,尤其是制造后的破损颗粒所占份额很少,这是过去几十年来包覆颗粒研发所取得的杰出成果。

表 4.2 TRISO 包覆颗粒一些重要数据

参 数	数值/注释	参 数	数值/注释
燃料区平均直径/ $\mu\text{m}$	500	内 PyC 层密度/(g/cm <sup>3</sup> )	1.91
UO <sub>2</sub> 核芯密度/(g/cm <sup>3</sup> )	9.8	SiC 层厚度/ $\mu\text{m}$	35(平均)
核芯直径相对标准偏差/%	1.5~2	SiC 层密度/(g/cm <sup>3</sup> )	3.2
核芯的圆度(最大直径/最小直径)	<1.15	外 PyC 层厚度/ $\mu\text{m}$	40
奇异型核芯的份额	每 10 <sup>5</sup> 个中的个数	外 PyC 层密度/(g/cm <sup>3</sup> )	1.91
缓冲层厚度/ $\mu\text{m}$	92(平均)	各向异性	1.02
缓冲层密度/(g/cm <sup>3</sup> )	0.97	破损层份额	<5×10 <sup>-6</sup>
内 PyC 层厚度/ $\mu\text{m}$	39(平均)		

以 THTR 300 燃料元件制造工艺和质量控制为例,很多设计参数是已知和特有的,同时也与 HTR-PM 球形燃料元件密切相关(表 4.3)。当然,未来全球范围内燃料制造领域会得到进一步的发展,将有可能出现更多更好的包覆材料。石墨基体原则上还可以进一步加以改进,特别是其抗腐蚀性可以通过增加像 SiC 这类材料而得到增强。但需要注意的是,这些改进措施也会带来更高的寄生中子吸收。对此,可以通过富集度的稍许提升来补偿。在保证安全性的前提下,对抗腐蚀燃料元件的创新相对而言是很重要的一种改进。

所有的参数,如强度、腐蚀率和破损颗粒份额均与所承受的快中子辐照注量有关。这些数据可以从电厂运行及研发计划中获取。一般来说,与这些已经达到的和实验中经过验证的数据相比,设计数据留有更大的安全裕度。

表 4.3 球形燃料元件的一些参数(THTR 燃料元件 A3-27 基体材料)

参 数	数 值	注 释
压碎强度/kN	26.3	平行球面
压碎强度/kN	23.7	垂直球面
自由下落指数	638	破损前下落次数
腐蚀率/[mg/(cm <sup>2</sup> ·h)]	0.08	900℃的蒸汽
腐蚀率/[mg/(cm <sup>2</sup> ·h)]	0.70	1000℃的蒸汽
磨损/ $\mu\text{m}$	500	实验结果
破损颗粒份额	$1.3 \times 10^{-6}$	辐照结果
包覆层	缓冲层/PyC/ PyC(THTR)	缓冲层/PyC/SiC/PyC(HTR-PM)

## 4.2 HTR 燃料元件的配置和设计

对每一座反应堆来说,燃料元件都是一个关键的部件,它需要实现各种相应的要求。表 4.4 总结列出了一些重要要求。

表 4.4 燃料元件的配置和设计(第 1 部分)

领 域	要 求	注 释
物理	堆芯临界	$k = 1$ , 燃耗无剩余反应性
	足够的易裂变材料和增殖材料装量	最大 10~15g HM/燃料元件
	慢化剂和结构材料较小的吸收截面	$\sigma_a(c) \approx 4 \text{ mbarn}, N_{\text{Si}}/N_c < 10^{-3}$
	慢化剂对易裂变和增殖材料的最佳比值	$N_c/N_{\text{HM}} > 500$
	快中子注量的限制	对于 $E > 0.1 \text{ MeV}$ 的中子, $< 6 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$
热工-水力学	比功率	$\dot{Q}_{\text{FE}} < 3 \text{ kW}$
	低的功率密度峰值因子	$\beta < 2$
	基体材料高的导热系数	$\lambda \approx 6 \sim 30 \text{ W/mK}$
	燃料温度(中心温度低于设定的限值)	$T_{\text{cp}} < 1250^\circ\text{C}$
	元件温度(表面温度低于设定的限值)	$T_s < 1000^\circ\text{C}$
	堆芯中氦气高的换热系数	$\alpha \geq 2000 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$
	球床堆芯足够低的阻力降	$\Delta p < 0.1 \text{ MPa}$
材料	尺寸受辐照的影响变化较小	$< 1\%$ , 燃料元件到达满燃耗时
	尺寸受温度的影响变化较小	直径变化 $< 1\%$
	石墨基体中铀造成的污染程度很低	$< 10^{-5}$ (目前技术)
	包覆颗粒对裂变产物高质量的阻留能力	$< 10^{-5}$ (目前技术, 运行状态)
	氦气中的杂质质量很少	$< 0.001\%$ , 在堆芯内( $\text{H}_2\text{O}$ )
	材料受快中子损伤较小	$< 6 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2, E > 0.1 \text{ MeV}$

物理设计包括堆芯必须处于临界状态时的相关设计,其中包括在燃料元件内装入足够量的易裂变材料和增殖材料。燃料元件内和堆芯内的结构材料必须具有很小的吸收截面和很好的慢化性能,这是石墨材料特有的性能。包覆颗粒的 SiC 包覆层具有较高的吸收截面,但在堆芯内,与石墨相比,其含量相当少。燃料元件的设计必须使慢化剂和重金属之间的比重选取最佳值,这个参数将影响裂变产物的阻留能力和燃料的循环成本。另外,这一参数对于事故,如进水事故,也是很重要的。基于以上考虑,设计时要求堆芯应该是过慢化的(详见第 11 章)。

限制快中子注量是保证包覆颗粒完整性的基本条件,这一条件的设定是为了在正常运行时限制裂变产物的释放。

燃料元件的连续装卸是在没有燃耗剩余反应性条件下保持中子平衡的先决条件,这一点对于与反应性事故相关的安全性考虑非常重要,因为采用这种装卸方式可以将可能的事反应性限制在一个很小的数值之内。

热工-水力学方面首先包括能将燃料元件载出的设定功率。要求堆芯内的功率密度峰值因子尽可能地小,这可以通过选取合适的堆芯直径、一个有效的反射层或者采取双区的燃料元件装载方式来实现。

燃料的温度、石墨基体内和燃料元件表面的温度必须要限制在允许的设定值之内。石墨基体材料必须保持良好的导热性能,即使是在燃料运行末期受到很高的快中子注量辐照后,仍然具有一定的导热性能。基于这些因素,在设计时,需要对单个燃料元件的功率加以限定。

整个堆芯的设计应严格建立在如下条件的基础之上,即仅允许很少量的燃料元件在高温下滞留,且滞留时间很短。由第3章给出的燃料温度直方图可看出,在HTR-PM堆芯中,仅有5%的燃料元件处在900℃和1000℃的高温区域,且滞留时间很短(几百个小时),所有其他部分的燃料元件均处在很低的温度下。

总的来说,设计的燃料元件必须能够使其产生的功率在已验证的限值之内,其所承受的快中子注量不能超过限值。

设计要求中还包括使用的石墨基体材料受温度和辐照影响的尺寸变化应很小。氦气中含有非常少量的杂质( $H_2$ ,  $CO$ ,  $CO_2$ ,  $H_2O$ ,  $O_2$ ),在运行期间,这些杂质不应造成不允许的腐蚀率。燃料元件的一个非常重要的质量检验参数是石墨基体中自由铀的含量,即在包覆的流化床工序中未被包覆的铀量。自由铀主要在正常运行和事故工况下造成裂变产物的释放,因此,自由铀的含量在很大程度上影响放射性物质可能的释放量。

因此,自由铀的含量应尽可能地低,目前已可将其降到 $10^{-5}$ 的水平。例如,TRISO颗粒高质量的包覆层已允许裂变产物的释放率低于颗粒中裂变产物(例如,Kr85)总存量的 $10^{-6}$ 。另一个值得关注的问题是机械性能对燃料元件的影响,以及在反应堆正常运行和事故情况下的稳定性。

石墨球的破碎力应尽可能地大,以便为堆芯提供更好的安全保障。另外,相对于石墨基体材料参数,运行时的机械应力应留有足够的裕度。

燃料元件内温度梯度造成的热应力应小于石墨的允许强度,特别地,这一要求对于模块式HTR堆芯而言是完全可以实现的,因其热流密度非常小。

设计时,必须采用尽可能高的安全因子。从正常运行的角度考虑,对各种磨损状况必须进行严格的限制。另外,预计产生的粉尘应能通过气体净化系统除掉(表4.5)。

表 4.5 燃料元件的配置和设计(第2部分)

领 域	要 求	注 释
机械	允许撞击力	$F < 10 \text{ kN}$
	运行时应力低	$\sigma < 0.1 \sigma_{\text{allowable}}$
	较高的安全因子	$\delta > 10$
	磨损的限值	$< \text{质量的 } 10^{-4}$
安全	正常运行时对裂变产物良好的阻留能力	$< 10^{-6}$ , 对 Kr85
	事故下对裂变产物良好的阻留能力	在 $T_f < 1600^\circ\text{C}$ 的情况下, 对 Cs, Sr 及其他, $< 10^{-5}$
	所有事故下的许用应力	$\sigma < 0.1 \sigma_{\text{allowable}}$
	在所有运行状态和事故条件下均具有很强的负反应性系数	$\Gamma_T = -5 \times 10^{-6} \sim 3 \times 10^{-4} / ^\circ\text{C}$
	较低的空气和蒸汽腐蚀率	在 $900^\circ\text{C}$ 蒸汽条件下, $r < 0.1\%/\text{h}$ ; 在 $900^\circ\text{C}$ 空气条件下, $r < 1\%/\text{h}$
经济性	较低的制造成本	批量生产
	最低的燃料循环成本	类似于 LWR
	高燃耗	$B = 100\,000 \text{ MWd/t}$
	较高的转化比	$C = 0.9$ , 采用 $\text{ThO}_2$
	适宜中间贮存	衰变热 $< 0.1 \text{ W/FE}$
	易调整用于最终贮存	衰变热 $< 0.01 \text{ W/FE}$
	适宜最终贮存	岩穴中的浸出率非常低
防核扩散	富集度的限制	遵循 INFCE: $< 20\%$
	乏燃料中铀的含量较低	$< 0.01 \text{ g/FE}$ , 采用 $\text{ThO}_2$
	乏燃料中次锕系含量较低	$< 0.001 \text{ g/FE}$ , 采用 $\text{ThO}_2$
	容易接受 IAEA 燃料循环的监管	提供小的燃料元件和球形元件

设计时,应避免将控制棒直接插入堆芯,以尽量减少施加到燃料元件上的机械力。之前,THTR 300 系统采用的就是将控制棒直接插入堆芯的做法,效果不甚理想。

在模块式 HTR 中,控制棒元件是插入侧反射层的孔道内移动的。燃料元件在堆芯内移动时相互之间的作用力相当小,所以,燃料元件不太可能发生破损,只是对由石墨磨损产生的粉尘要进行必要的处理。根据 AVR 的运行经验,若产生少量的粉尘,可通过使含有一定量氦气的旁流经过气体净化系统加以去除。

在正常运行时,对燃料元件的一些操作很容易实施。如球形燃料元件,因其直径很小,且有可能在管道内通过气动力进行输送,所以,对球形燃料元件所做的一些处理比较容易实施。这一点对后续的中间贮存、调整和最终贮存也很重要。

在安全方面,作为一种好的、合格的燃料,主要的一个特征就是能够将裂变产物阻留在包覆颗粒内,这对于在正常运行时实现相当洁净的氦回路及保证运行人员受到很低剂量的核辐射是一个先决条件。在发生事故时,只要温度保持在限值以下(目前是低于 1600℃),则要求弥散在球形燃料元件中的 TRISO 颗粒几乎可以将全部重要的裂变产物阻留在燃料元件内。

更进一步地,针对电厂的安全性问题,在设计时,要求燃料元件本身具有一定的抗腐蚀性,并在事故条件下限制空气或者蒸汽进入一回路中的量。对于后者,必须要通过对一回路边界和反应堆内舱室合理的设计来实现(详见第 10 章)。

设计时,要求堆芯必须在所有情况下均显示为负的温度反应性系数,这一要求可以通过选取合适的易裂变材料/慢化剂比例来实现。因此,为了实现负温度反应性系数,对包覆颗粒及燃料元件内易裂变材料与增殖材料的混合比的设定是一个关键问题。

经济性方面的要求包括尽可能地实现燃料循环成本的最小化。燃料元件的生产成本要足够低,以实现更经济的燃料循环。例如,可在一个自动化程度很高的制造流程中进行批量化生产,小尺寸的球形燃料元件为实现这种制造流程提供了有利的条件。

另外,陶瓷燃料元件在中间和最终贮存阶段也具有优势,因为这些元件在盐穴中的渗透率非常低,几乎是完全耐腐蚀的。在中间贮存库内贮存几十年都是有可能的,并且之后可从中间贮存库直接进入最终贮存库。

以下几点也为提高反应堆的经济性提供了有利的条件:高燃耗、未来可以实现的具有高转化比的燃料循环及减少对于铀的需求等。

对于核能的全球应用,核安全保障和防核扩散是非常重要的议题,显然,这两个方面对燃料元件的配置和设计具有很大的影响。特别是在防核扩散方面,相应地,要求在乏燃料元件中的铀和次锕系元素量尽可能地少。目前,球床燃料元件有可能实现这一要求,因为其燃料循环非常灵活,且可达到非常高的燃耗。若球床燃料选用的是钍,则乏燃料中的铀含量非常低。对于燃料的管理方式,可以采用低浓铀循环或高浓铀循环。然而,根据目前的 INFCE 法规,偏向于采用低浓铀循环。在此条件下,富集度应保持在 20% 以下。

这里需要补充说明一点,未来对于球床燃料的设计选取,还存在更多其他的可能性(详见第 16 章)。为了降低燃料元件中心的温度,可在内区中不放置燃料。为了保护燃料元件不受蒸汽或者空气的腐蚀,可以在表面覆盖很薄的一层碳化硅,其厚度大约为 100μm。未来,也可能采用碳化锆的包覆层,它可以进一步提高对裂变产物的阻留能力,其阻留性能比目前的 TRISO 包覆更好。燃料元件的基体材料本身也有可能通过添加合适的材料得到进一步的改进。

### 4.3 HTR 燃料元件中的温度分布

根据反应堆堆芯内的功率分布,球形燃料元件显示出特有的温度分布。3.5 节中已给出有关这方面的一些信息,并已指出堆芯的功率密度和每个球形燃料元件的功率主要影响部件内和堆芯内的温度分布。

如果燃料球多次通过堆芯,那么燃料球的功率将会逐渐下降。例如,在 HTR-PM 堆芯内,每个燃料球在第 1 次通过堆芯时的最大功率大约为 1.2kW/球,而在第 15 次通过堆芯时其最大功率下降到 300W/球。由于功率存在峰值,堆芯单球的平均功率比最大功率大约小 1/2。燃料球的平均功率可用如下表达式表示:

$$\bar{Q}_{FE} = \frac{P_{th}}{Z \cdot V_c}, \quad \bar{q}_{FZ} = \bar{Q}_{FE} / \left( \frac{4}{3} \pi r_i^3 \right) \quad (4.1)$$

其中,  $P_{th}$  为堆芯热功率;  $Z$  为球数/ $m^3$  (5400);  $V_c$  为堆芯体积;  $\bar{q}_c$  为堆芯内平均功率密度;  $\bar{q}_{fz}$  为燃料区内平均功率密度;  $r_i$  为燃料区的半径。燃料区的平均功率密度可用如下关系式来表示,且这些关系式将在下面的推导过程中用来计算径向温度分布:

$$\bar{q}_{fz} = \frac{1}{\frac{4}{3} \cdot \pi \cdot r_i^3} \cdot \int_0^{r_i} \dot{q}_{fz}(r) \cdot 4\pi \cdot r^2 dr \tag{4.2}$$

$$\dot{q}_{fz}(r) = E_f \cdot \Sigma_f \cdot \varphi(r) \tag{4.3}$$

在进行分析时,要将热中子注量率在燃料区内的下沉情况考虑进来,同时也必须考虑易裂变材料的精确分布情况。已在 3.5 节中给出燃料的温度分布的计算过程。图 4.3 所示为简化的径向温度分布图,表 4.6 总结给出了一些估计温度差的方程。

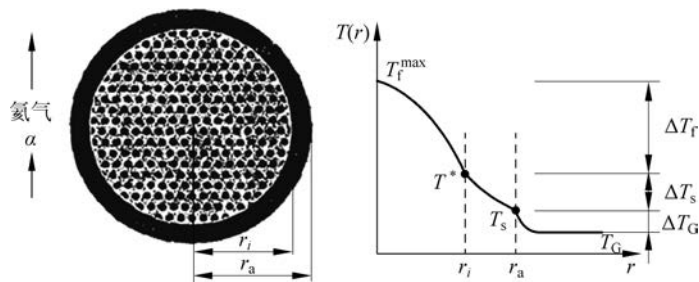


图 4.3 球形燃料元件内的径向温度分布

表 4.6 估计燃料球径向温度分布的温度差的方程

位 置	方 程
内部燃料区	$\Delta T_f = \frac{\bar{q}_R \cdot r_i^2}{6\lambda} = \bar{Q}_{FE} \cdot \frac{1}{8\pi\lambda} \cdot \frac{1}{r_i}$
石墨壳体	$\Delta T_s = \bar{q}_{fz} \cdot \frac{r_i^2}{3\lambda} \cdot \left(1 - \frac{r_i}{r_a}\right) = \bar{Q}_{FE} \cdot \frac{1}{4\pi\lambda} \cdot \left(\frac{1}{r_i} - \frac{1}{r_a}\right)$
表面-氦气	$\Delta T_G = \frac{\bar{Q}_{FE}}{4\pi a r_a^2}$

HTR-PM 堆芯中的燃料元件温度取决于其在堆芯内的位置,燃料元件的辐照状态对温度也会产生影响。随着燃耗的升高,导热系数随之下降,在图 3.19 中已给出。但同时,随着燃耗的升高,燃料球的功率也会下降。

根据对堆芯内的状况所作的粗略估计,给出以下数据: HTR-PM 堆芯内的平均功率密度为  $3.3MW/m^3$ , 峰值因子为 1.7,  $\bar{Q}_{FE} = 1.0kW/\text{燃料元件}$ ;  $r_i = 2.5cm$ ;  $r_0 = 3cm$ ;  $\alpha_{He} = 2300W/(m^2 \cdot K)$ ;  $\lambda = 6W/(m \cdot K)$  (假设在高辐照注量和大约  $800^\circ C$  的条件下)。于是得到如下相关的温差:

$$\Delta T_{fuel} = 160^\circ C, \quad \Delta T_{shell} \approx 50^\circ C, \quad \Delta T_{gas} \approx 40^\circ C \tag{4.4}$$

堆芯中的温度取决于燃料元件在堆芯内所处的高度。表 4.7 给出了堆芯中心线上 3 个不同高度位置的一些典型温度值。堆芯底部是高温区,但在该区域燃料元件的温差比较低,如比堆芯中间部位的温差要低。

表 4.7 HTR-PM 堆芯不同高度位置的一些典型温度值  $^\circ C$

位置	$T_{He}$	$\Delta T_f$	$\Delta T_s$	$\Delta T_G$	$T_{max}(\text{燃料})$
堆芯上部	250	130	40	30	450
堆芯中部	440	170	50	40	700
堆芯底部	750	100	30	20	900

当然,在稳态运行时需要考虑堆芯内包覆颗粒温度所呈现的统计分布状况(直方图),如图 3.21 所示。图 3.21 表明,在正常运行时,仅有 5% 的燃料元件达到了  $900 \sim 1000^\circ C$  的燃料温度。这个温度分布是计算电



厂正常运行时裂变产物释放量的基础,同时也是构成用于安全分析的源项的基础(详见第10章)。

至今,对燃料温度的估计均未考虑包覆颗粒的精细结构。因为颗粒燃料区的半径非常小,所以,包覆颗粒内的温差非常小。颗粒燃料区内的功率密度为  $600 \text{ W/cm}^3$ , 半径为  $0.25 \text{ mm}$ ,  $\text{UO}_2$  的导热系数  $\lambda_{\text{UO}_2} \approx 3 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ , 可用如下公式来计算其温差:

$$\Delta T_{\text{cp}} \approx \frac{\dot{q}_{\text{f(CP)}}'' r_2^2}{6\lambda_{\text{UO}_2}}, \quad \dot{q}_{\text{f(CP)}}''' \approx \dot{q}_{\text{f(CP)}}''' \frac{V_{\text{FZ}}}{C_{\text{CP}}} \quad (4.5)$$

尽管  $\text{UO}_2$  中的功率密度非常高,其温差很小,大约为  $2^\circ\text{C}$ , 原因在于 HGTR 燃料核芯的直径非常小。LWR 燃料的温差与 HGTR 相比,差别很大。在 LWR 中,  $\text{UO}_2$  的典型尺寸要大得多(芯块的直径为  $10 \text{ mm}$ ), 其燃料圆柱芯块的径向温差要高得多,该温差为

$$\Delta T_{\text{p}} \approx \dot{q}_{\text{UO}_2}''' \cdot \frac{R^2}{4\lambda_{\text{UO}_2}} \quad (4.6)$$

如前所述, LWR 的  $\text{UO}_2$  燃料区中的功率密度几乎是相同的,但得到的 LWR 的平均温差却高达  $\Delta T_{\text{p}} \approx 1250^\circ\text{C}$ 。由于燃料的导热系数很低,如此大的温差对于系统的安全行为非常重要。第11章将给出关于这个问题的详细说明。

$\text{UO}_2$  的导热系数在辐照过程中会发生变化,图4.4给出了相关说明。当然,这个效应对 LWR 中燃料温度的影响要比 HTR 大得多。

达到典型的辐照剂量之后,测量的导热系数下降为原来的  $1/4$ 。功率随燃耗的升高而下降仅可部分补偿其引起的燃料温度的变化。

HTR 燃料元件中石墨材料的性能经快中子辐照后也会发生变化,其导热系数也会下降,但是仍比  $\text{UO}_2$  的导热系数高得多(图4.4(c))。HTR 燃料元件的传热主要由石墨的导热决定,这是因为  $\text{UO}_2$  颗粒是均匀地弥散在石墨基体内的。

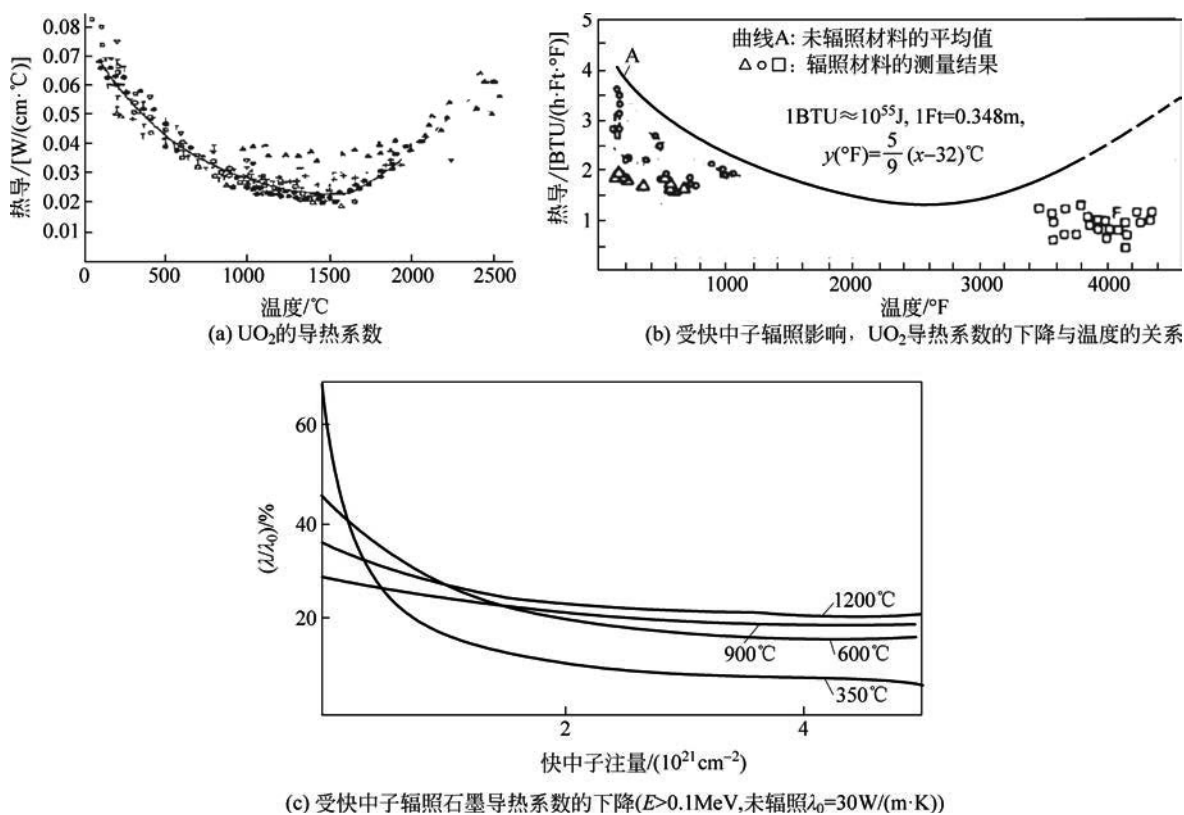


图 4.4 受快中子辐照影响,  $\text{UO}_2$  导热系数的变化与温度的关系

每一个球床反应堆在计算堆芯温度时均要考虑一些不确定性。为了涵盖这些不确定性,最高燃料温度需要额外留有一定的裕量,例如,在 HTR-Module(200MW)中留有  $100^\circ\text{C}$  的裕量。对于球中心与气体之间总的温差,可粗略估计如下:

$$\Delta T_{\text{tot}} = \Delta T_{\text{fuel}} + \Delta T_{\text{shell}} + \Delta T_{\text{gas}} = \bar{Q}_{\text{FE}} \cdot \phi(\xi_i) \quad (4.7)$$

其中,  $\phi(\xi_i)$  与传热链中各个过程均有关。下面给出总的温差:

$$\Delta(\Delta T_{\text{tot}}) = \Delta \bar{Q}_{\text{FE}} \cdot \phi(\xi_i) + \bar{Q}_{\text{FE}} \cdot \sum_i \frac{\partial \phi}{\partial \xi_i} \cdot \Delta \xi_i \quad (4.8)$$

其中,  $\bar{Q}_{\text{FE}}$  是燃料元件的平均功率。对各种不确定性所占份额的估计已在 3.9 节进行过讨论。这里不再赘述。

现有规范为球床堆芯的热工-水力学设计提供了系统的故障估计指标。不确定性方面的一个特殊问题是反射层壁面附近的换热系数。图 4.5 汇总了一些测量结果, 结果表明, 特别是在低雷诺数区域, 不同的测量值差异较大。当雷诺数接近  $10^4$  时, 对于球床堆芯, 可以认为该值是一个典型的数值, 可能会有 30% 的偏差。这可能会导致更高的表面温度和燃料温度。

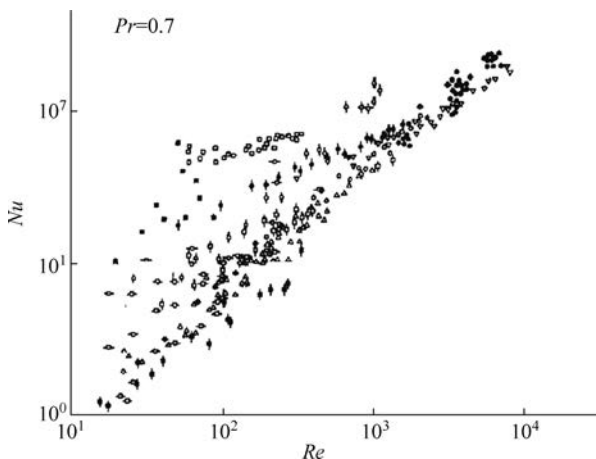


图 4.5 堆芯壁附近换热系数随雷诺数变化的测量结果

## 4.4 燃料元件的辐照行为

在反应堆内的燃耗期间, 燃料元件经受了快中子的辐照注量。根据 2.9 节的说明, 主要是能量大于 0.1 MeV 的快中子会引起相关材料参数的变化。由大量有关辐照的研究可知, 一些石墨参数, 如尺寸、密度、弹性模量和强度, 由于辐照引起燃料元件中石墨栅格结构变异而发生了变化。燃料元件的主要功能, 如热能传输、承受应力和力、保持形状尺寸及抗腐蚀性, 在中子场中均受到辐照的影响。图 4.6 汇集了用于 THTR 燃料元件和低浓铀 TRISO 燃料中石墨材料的一些辐照数据。

由观察得到的基体材料辐照收缩量为 1%~1.5%。弹性模量在快中子辐照下上升了两倍。这些结果均需在燃料元件的应力分析中加以考虑。在高温下, 线膨胀系数基本上未发生变化。抗压强度实际上在辐照下也未发生变化。实际应用时, 从反应堆运行过程中测量得到的燃料元件的曲线很有参考价值。图 4.7 汇集了 AVR 运行过程中进行的一些实验。实验中, 球形元件的直径变化了 1mm, 相当于整个体积有 1.5% 的收缩量, 这一变化结果没有带来任何影响。对辐照燃料元件的完整实验进一步表明, 抗压强度及腐蚀率总体上仅有微小的变化。总之, 燃料元件的相关参数受辐照影响引起的变化均在技术规定要求的限值之内, 这一结论已在 AVR 和 THTR 300 上通过 100 万个燃料元件的批量实验验证。

图 4.6 给出的快中子注量是与燃耗相关的。实际上, 可以假定, 在模块式 HTR 中, 快中子注量为  $D \approx 5 \times 10^{25} \text{ m}^{-2}$  ( $E > 0.1 \text{ MeV}$ ), 近似地, 相应的燃耗为 10% FIMA。

表征燃料元件合格性的重要参数之一是腐蚀率, 腐蚀率受辐照的影响也会发生变化。图 4.7(c) 给出的 AVR 内燃料元件氧化率这一概念即与腐蚀率有关。在蒸汽存在的环境中, 氧化率呈增加趋势, 尤其是对碳化物燃料元件, 氧化率的增加更加明显。这是由于蒸汽发生器发生损坏, 导致大量水进入一回路系统, 致使氧化率大幅度升高(相关具体事故发生在 1978 年)。

在 AVR 堆芯内装入 14 种不同类型的燃料元件, 并对其进行了实验。自 1969 年起至今, 已使用过 50 000 个压制的碳化物燃料的燃料元件。在高富集度燃料中, 铀的富集度为 93%, 大约有 100 000 个这种类型

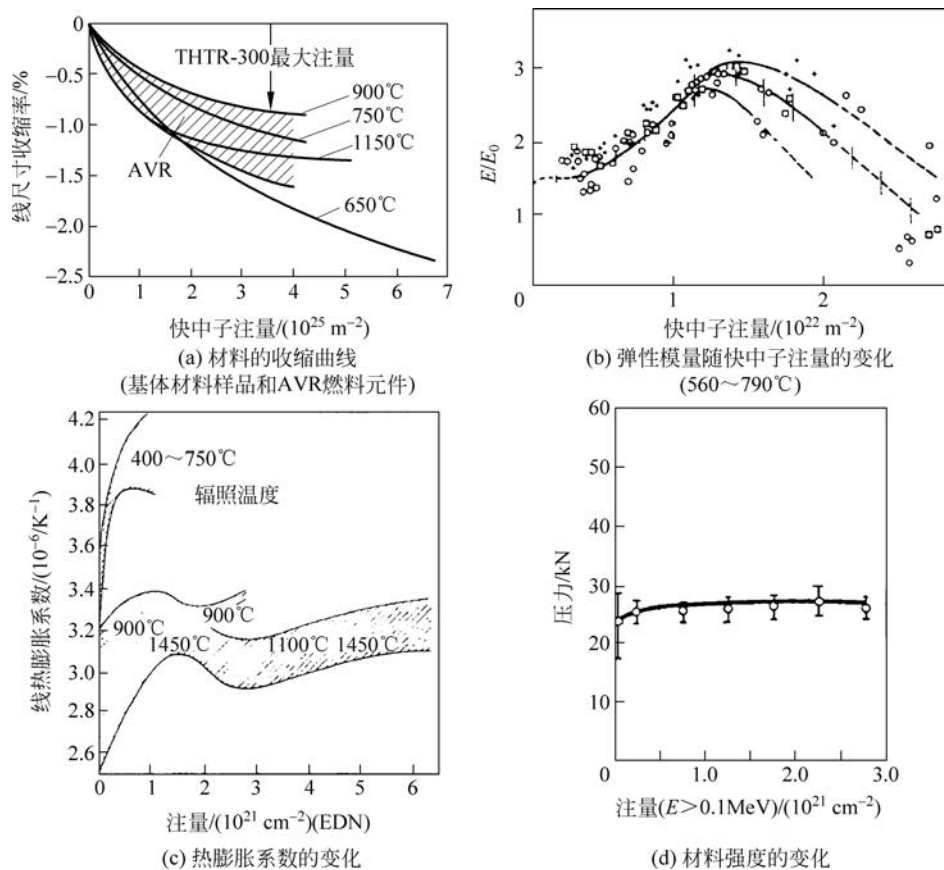
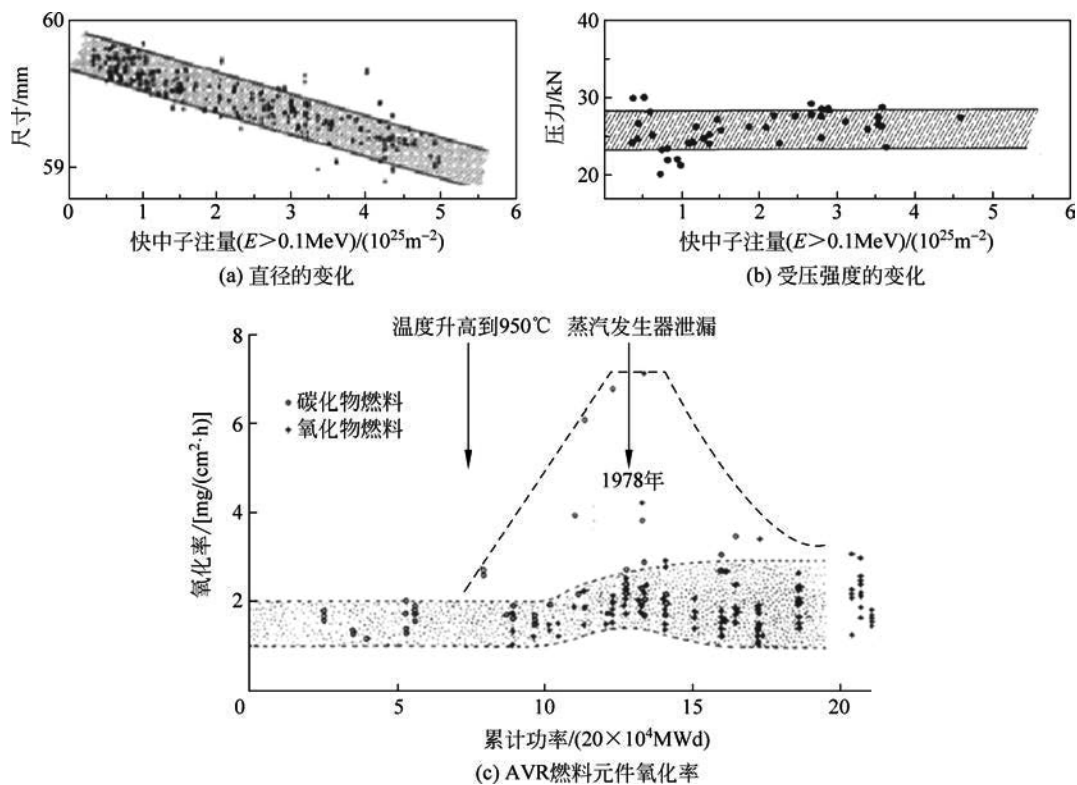
图 4.6 A3/3 石墨参数受快中子辐照的影响 ( $E > 0.1 \text{ MeV}$ )

图 4.7 AVR 内燃料元件的一些辐照结果

的燃料元件在堆芯中运行过。在这些元件中,燃料的包覆颗粒是 BISO 型的。之后,采用低浓铀的  $\text{UO}_2$  为燃料,与 TRISO 型的包覆颗粒一起在反应堆中得以成功运行,这类元件大约有 50 000 个。表 4.8 给出了反应堆运行条件下进行过实验的所有元件的概况。

表 4.8 装入 AVR 的燃料元件一览表

燃料元件类型	燃料	包覆颗粒	每个燃料元件的燃料量/g			AVR 使用的 燃料元件数
			U235	$\text{U}_{\text{tot}}$	Th	
首个堆芯燃料元件	$(\text{U}, \text{Th})\text{C}_2$	HTI-BISO	1.00	1.08	5	30 155
壁面层燃料元件	$(\text{U}, \text{Th})\text{C}_2$	HTI-BISO	1.00	1.08	5	7504
碳化物燃料	$(\text{U}, \text{Th})\text{C}_2$	HTI-BISO	1.00	1.08	5	50 840
氧化物燃料	$(\text{U}, \text{Th})\text{C}_2$	HTI-BISO	1.00	1.08	5	72 418
	$(\text{U}, \text{Th})\text{C}_2$	LTI-BISO	1.00	1.08	5	6083
THTR 燃料元件	$\text{UO}_2, \text{ThO}_2$	LTI-BISO	1.00	1.08	10.2	35 415
易裂变材料和增殖材料 分离的颗粒	$\text{UO}_2, \text{ThO}_2$	LTI-BISO	1.00	1.08	10	1440
	$\text{UO}_2, \text{ThO}_2$	LTI-BISO	1.00	1.08	10	1610
	$\text{UO}_2, \text{ThO}_2$	LTI-BISO	1.00	1.08	5	6067
	$\text{UO}_2, \text{ThO}_2$	LTI-BISO	1.00	1.08	5	5860
	$\text{UO}_2, \text{ThO}_2$	LTI-BISO	1.00	1.08	5	5363
低浓氧化物	$\text{UO}_2$	LTI-BISO	1.40	20	—	2400
	$\text{UO}_2$	LTI-TRISO	1.00	10	—	24 611
	$\text{UO}_2$	LTI-TRISO	1.00	6	—	29 090

在 AVR 堆芯内,共有 300 000 个燃料元件受过辐照,且达到了非常高的燃耗,特别是之后采用的 TRISO 颗粒元件更是在阻留裂变产物方面表现出优异的性能。某些早期类型的燃料元件则出现了一些问题,原因在于它们的包覆不是很好。在运行的第 1 阶段,这些燃料元件释放出大部分裂变产物,其中主要是  $\text{Sr90}$ ,所以对于 HTR 电厂,这种同位素在结构件中的含量非常高。因此,在 AVR 退役期间对其给予了特别关注。另外,在 THTR 300 的 3 年运行期间共对 675 000 个燃料元件进行了批量实验,显示出不错的结果,进一步验证了球床元件的所有特性。实验中也包括  $\text{UO}_2/\text{ThO}_2$  燃料的 BISO 颗粒,但这种类型的燃料目前并不是我们关注的重点。另一方面,高浓铀(93%)燃料因为 INFCE 法规的限制而不允许被采用,而且 TRISO 颗粒比 BISO 颗粒显示出更好的阻留能力。

对于模块式 HTR 堆芯的设置,所需的燃料元件必须是经过验证的。在 AVR 和 THTR 运行的同时还实施了一个大型实验计划,即对球形燃料元件进行了测试。对于燃料元件,其所经受的快中子注量和燃耗值是两个主要的参数。表 4.9 给出了 HTR 电厂装置和项目的一些技术规格要求。原则上,辐照实验已覆盖了模块式 HTR 电厂燃料合格性所需的很大范围。

表 4.9 各个 HTR 项目相关燃料元件的数据

电厂	燃料类型	包覆	富集度/%	重金属装量 /(g/FE)	燃耗 /(MWd/t)	状况
AVR	多种	见表 4.6		5~20	>100 000	已运行
THTR	$\text{U}(93\%)\text{O}_2/\text{ThO}_2$	BISO	U: 93%,有效富集度: 9%	11	100 000	已运行
HTR 500	$\text{UO}_2$ -LEU	TRISO	9	10	100 000	计划
HTR-Module	$\text{UO}_2$ -LEU	TRISO	9	7	80 000	计划
HTR-PM	$\text{UO}_2$ -LEU	TRISO	8.6	7	90 000	建造中

如图 4.8 所示,HTR-PM 燃料元件最初的设计值(约 10% FIMA,快中子注量 $\approx 6 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ )在德国燃料元件研发计划中早已实现。

柱状燃料元件反应堆的燃耗数据在表 4.10 中给出。当然,这不可能是整体柱状元件的数据,因为整体元件的尺寸很大。辐照实验主要是用包覆颗粒填充的燃料压块来进行。目前,仅有圣·弗伦堡堆上运行的棱柱状燃料元件的实践经验给出了实际燃料元件的燃耗结果。

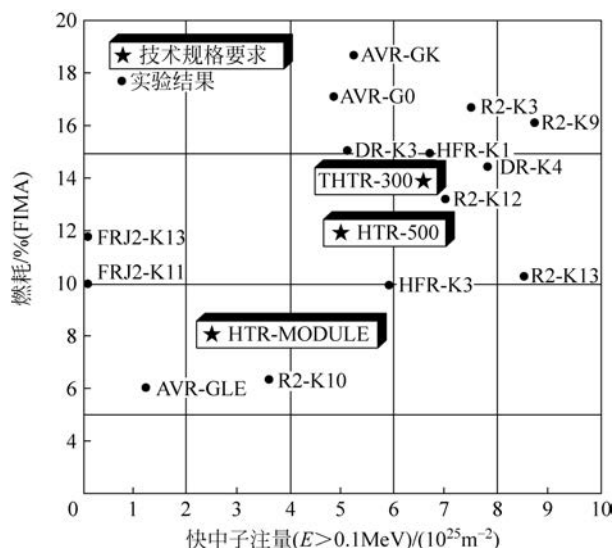


图 4.8 运行和计划中的 HTR 系统球形燃料元件的实验结果和一些技术规格要求

表 4.10 柱状燃料元件反应堆的燃耗结果

反 应 堆	燃 料 类 型	燃耗/(MWd/t)	注 释
Dragon	管状	最高 160 000	棒束
Peach Bottom	陶瓷棒	最高 160 000	棒束
Fort St. Vrain	柱块	100 000	棱柱元件
HTGR 1160	柱块	100 000	棱柱元件
GAC 600	柱块	100 000	棱柱元件
HTTR	改进的柱块	70 000	有燃料压块的棱柱元件

这里的燃耗值是以初装金属原子裂变份额(FIMA)为单位进行测量的。FIMA 通过如下表达式来确定:

$$\text{FIMA} = \frac{\phi \cdot \Sigma_f \cdot \tau}{N_{\text{NH}}} = \frac{\phi \cdot \Sigma_f \cdot \tau \cdot M}{\rho \cdot L} = \frac{B \cdot M}{E_{\text{fiss}} \cdot L} \quad (4.9)$$

$$\text{FIMA} = 1.1 \times 10^{-6} B \quad (4.10)$$

其中,FIMA 是一个无量纲的数值。燃耗  $B$  由下面的表达式来确定:

$$B = \frac{E_f}{\rho_f} \cdot \int_0^{\tau} \phi(t) \cdot \Sigma_f(t) \cdot dt = \frac{E_f}{\rho_f} \cdot \bar{\phi} \cdot \bar{\Sigma}_f \cdot \tau \quad (4.11)$$

当然,这个计算涵盖了整个运行过程。 $B$  的单位是 MWd/t HM。 $\tau$  是燃料装入反应堆内的时间。燃耗的另一种度量单位是初装易裂变原子的裂变份额(FIFA)。FIFA 可用下式来计算:

$$\text{FIFA} = \text{FIMA} \cdot \frac{N_{\text{重金属}}}{N_{\text{易裂变原子}}(0)} \quad (4.12)$$

例如,当燃料元件达到 90 000MWd/t U 的典型平均燃耗时,FIMA=10%,FIFA=100%。在 AVR 中,部分燃料的燃耗已超过了 150 000MWd/t。需要指出的是,在先前提出的 HTR 项目(龙堆、匹茨堡堆)中,辐照计划的设计燃耗甚至达到了更高的值。燃耗超过 150 000MWd/t HM 是有可能的,对于保证燃料的完整性不存在任何问题。设计时若要求具有较高的燃耗值,还需考虑燃料制造成本、乏燃料的中间贮存和安全性等方面,并进行优化。破损颗粒的数量将对事故分析的源项产生一些影响(详见第 10 章)。

## 4.5 燃料元件的应力

图 4.9 所示为燃料元件在正常运行时由于各种原因所承受的载荷。

燃料元件在正常运行和事故情况下需承受所有的机械载荷。这些载荷包括装球机械动作的载荷、装球

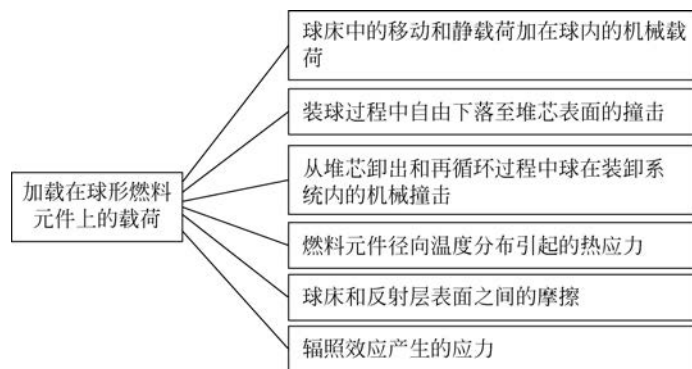


图 4.9 运行时加载在球形燃料元件的各种载荷

过程中自由下落至堆芯的撞击、堆芯内的移动摩擦力及球内径向温度分布引起的热应力等。包覆颗粒本身对裂变产物起到非常小的压力壳的功能，因此必须要将放射性物质阻留在内，直达到非常高的燃耗。石墨基体，主要是外层无燃料的石墨壳体，起到保护包覆颗粒免受外部载荷的作用。

在堆芯内移动的球形燃料元件（移动速度大约为每小时几毫米）之间的相互作用力可用下面的表达式来描述：

$$F \approx \mu \cdot C(\xi_i) \quad (4.13)$$

其中， $\mu$  指干燥氦气下球床内与温度相关的摩擦系数，如图 4.10(a)所示； $\xi_i$  是特征参数，如温度、速度及燃料元件和反射层结构表面的粗糙度。这些依赖关系必须尽可能地在接近实际的条件下进行测量。球形燃料元件之间还存在其他一些影响因素，如球形燃料元件在靠近反射层壁面处形成堆积也是一种相互作用的反映。为了避免出现这种负面效应，可在反射层表面设计特殊的凹槽结构，效果比较理想（图 4.10(b)）。

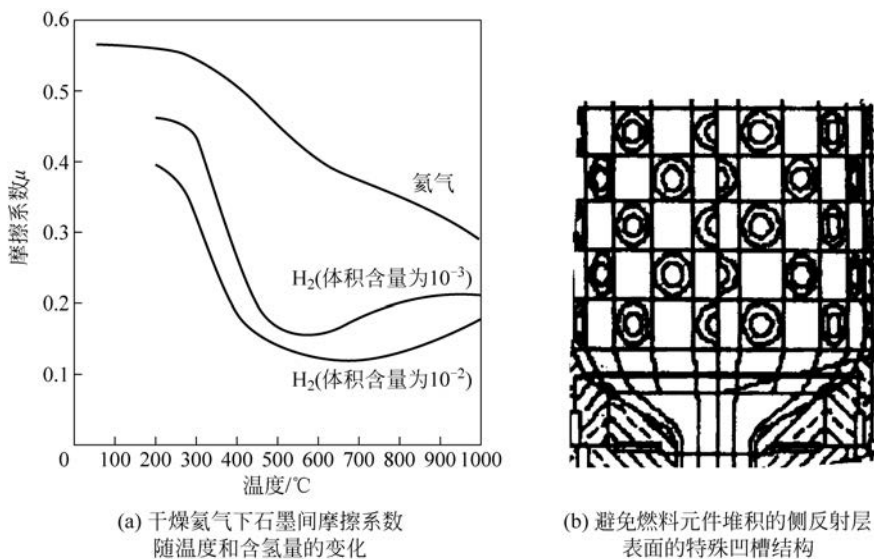


图 4.10 球床 HTR 堆芯内球形燃料元件的相互作用

由这些力引起的应力相对于结构材料内的许用应力是相当小的。早期，在 THTR 内采用将控制棒直接插入堆芯的运行方式。后来，在模块式 HTR 电站中，已避免采用这种方式，这是保证燃料球机械完整性的非常重要的先决条件。出于对停堆系统的设计和反应性当量的考虑，将停堆系统布置在反射层内，堆芯的直径限制为大约 3m。为了提高反射层内停堆系统的反应性当量，将 AVR 的反射层设计成如“突出的鼻子”一样的结构，或者采用带有中心柱的环形堆芯。

在装球过程中，燃料元件自由下落至堆芯上表面，此时，其受到的载荷通过采用合适的装球管和设置合理的落球高度可得到控制。自由下落球的动能为

$$E = \frac{m}{2} v^2, \quad v = \sqrt{2gh} \quad (4.14)$$

由于该能量造成了燃料元件内的应力,所以装球时要采用合理的限制措施来限制落球的高度  $h$ 。

堆芯球床总重量加载在堆芯底部燃料元件上的载荷可用下面这个表达式来近似:

$$F \approx \pi R^2 \cdot p \approx \pi R^2 \cdot \gamma \cdot H \quad (4.15)$$

这个力与允许的受力相比是很小的。其中,  $R$  是堆芯的半径,  $H$  是堆芯的高度,  $\gamma$  是球床的比重。

图 4.11(a)给出了测量的球床内部力的分布情况。如图所示为一条由堆芯模型得到的等压线。可以看出,在堆芯底部接近边界处的压力最高。

球床内部的空隙率也与球床的位置有关(图 4.11(b)),而且对力的分布也会产生影响。图 4.11 表明,邻近壁面处的空隙率比较高,因此,在对堆芯多维氦气流进行详细的程序计算时,要将这一因素考虑进来。

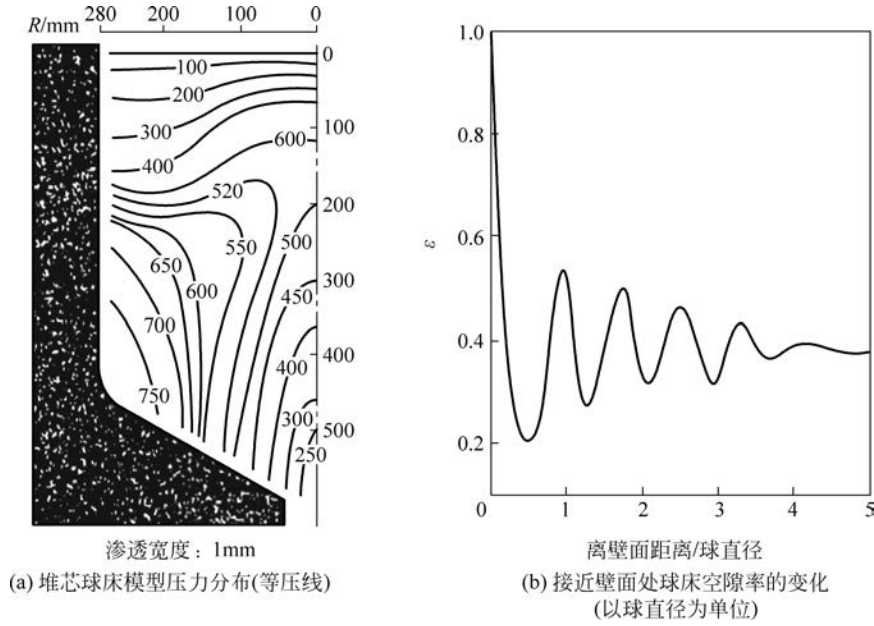


图 4.11 球床中的作用力

在对燃料元件的各种应力进行分析时,对卸球装置转动盘上的过球孔与燃料元件之间的作用力也应给予必要的关注,以便得到更优的整体设计方案。例如,过球孔上应避免有锐角边,以防止对通过的球造成磨损。另外,在球装卸系统内输送球的管道焊接处应避免出现向内部突出的焊缝,否则会对球造成损坏。

元件的燃料区及外壳表面之间的热流密度和温度差会产生热应力,这些应力可以通过球内沿径向的温度分布来进行估计。假设球内的功率是均匀产生的:

$$T(r) = \frac{\dot{q}'''}{6\lambda} (r_a^2 - r^2) \quad (4.16)$$

对于径向和切向应力,可得如下表达式:

$$\sigma_r = \frac{2\alpha \cdot E}{1-\nu} \cdot \left[ \frac{1}{r^3} \int_0^{r_a} T(r) \cdot r^2 dr - \frac{1}{r^3} \int_0^r T(r') \cdot r'^2 dr' \right] \quad (4.17)$$

$$\sigma_t = \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \left[ \frac{2}{r^3} \int_0^{r_a} T(r) \cdot r^2 dr + \frac{1}{r^3} \int_0^r T(r') \cdot r'^2 dr' - T(r) \right] \quad (4.18)$$

从而得到了燃料元件内应力沿径向的分布:

$$\sigma_r = \frac{\alpha \cdot E \cdot \dot{q}'''}{(1-\nu) \cdot 15\lambda} \cdot (2r^2 - r_a^2) \quad (4.19)$$

$$\sigma_t = \frac{\alpha \cdot E \cdot \dot{q}'''}{(1-\nu) \cdot 15\lambda} \cdot (2r^2 - r_a^2) \quad (4.20)$$

其中,参数  $\alpha$  为热膨胀系数;  $E$  为弹性模量;  $\nu$  为横向收缩数。

由这种热效应引起的应力与球半径的关系如图 4.12 所示。最大压应力来自球的中心,最大拉应力出现在球的表面。在进行精确的分析时,燃料元件中的蠕变和辐照引起的收缩也必须加以考虑。将所有效应加以考虑后所得结果表明,球内应力分布具有相同的趋势。

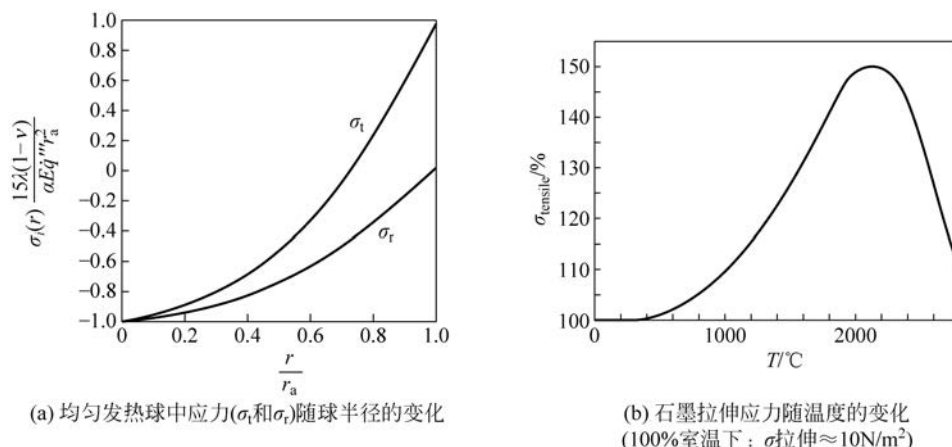


图 4.12 球形燃料元件的热应力

对上述问题的简单估计可以采用如下条件:  $r_a = 3\text{cm}$ ,  $\alpha = 4 \times 10^{-6} \text{K}^{-1}$ ,  $E = 1.2 \times 10^4 \text{N/mm}^2$ ,  $\nu = 0.3$ ,  $\lambda = 1 \text{W/(m} \cdot \text{K)}$ ,  $\dot{q}''' = 10 \text{W/cm}^3$ 。估计的结果是: 燃料元件表面的切向应力(拉伸)为  $4.1 \text{N/mm}^2$ ; 燃料元件内的最大径向或切向应力为  $4.1 \text{N/mm}^2$ ; 石墨的许用拉应力为  $10 \text{N/mm}^2$ , 许用压应力为  $35 \text{N/mm}^2$ 。所以, 与这些载荷相关的安全系数足够高。

通过石墨壳的热流密度引起的应力可用如下形式的方程来估计:

$$\sigma_{th} = \frac{\alpha \cdot E}{2(1-\nu)} \cdot \Delta T \approx \frac{\alpha \cdot E}{2(1-\nu)} \cdot \frac{\dot{q}''' \cdot s}{\lambda} \quad (4.21)$$

其中,  $\dot{q}'''$  是热流密度;  $s$  是壳的厚度。由于球形燃料元件中的热流密度很小, 壳的厚度很小, 所以这些附加的应力也非常小。 $\dot{q}'''$  大约仅为  $10 \text{W/cm}^2$ 。

此外, 石墨具有非常好的抗热冲击性能。由于堆芯内温度的变化相当缓慢, 所以总体来说, 这个问题对于石墨慢化反应堆系统并不是很重要, 这是因为石墨具有良好的导热性。所有的瞬态应力或者热冲击的载荷均处于前面给出的参数范围内。瞬态应力可用如下形式的表达式来进行估计:

$$\sigma_{tr} \approx \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \cdot \frac{\nu_T \cdot S^2}{\lambda} \cdot f(\text{几何}) \quad (4.22)$$

其中,  $S$  是材料的壳壁厚度;  $\nu_T$  是温度的变化速度 ( $^\circ\text{C/s}$ )。相应地, 热冲击的应力可由下面的方程给出:

$$\sigma_{th} = \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \cdot \frac{\phi(\alpha, \lambda, s)}{\lambda} \cdot (T_{\text{表面}} - T_{\text{流体}}) \quad (4.23)$$

函数  $\phi$  主要取决于壳壁厚度和热冲击过程中通过燃料元件表面的热流密度。以石墨为基体材料的球形燃料元件具有极强的抗热冲击性能, 这一点已得到充分的实验验证。图 4.13 给出一个热石墨球 ( $1000^\circ\text{C}$ ) 放入冷水中快速冷却的结果。尽管瞬间达到  $\Delta \bar{T} / \Delta t \approx 80^\circ\text{C/s}$ , 球形燃料元件整体上仍然是完好的。

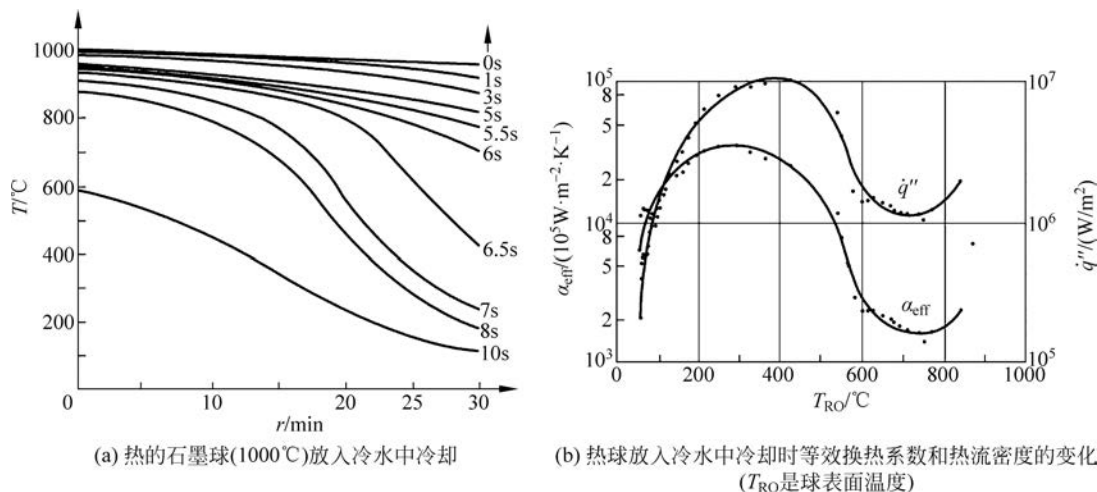


图 4.13 石墨球放入水中快速冷却



石墨基体材料的均匀性及包含包覆颗粒的燃料区和外表面无燃料的石墨壳体之间的紧密衔接是保证燃料元件完整性的决定性因素。在反应堆运行的初期阶段,采用压制的燃料元件存在不少问题:受腐蚀、机械载荷及辐照的综合影响,这些元件出现了所谓的剥离效应,其中包括燃料元件外部的一些薄层石墨被剥离了。对这些问题将在 4.8 节中给出进一步的说明。

## 4.6 燃料元件的腐蚀行为

氦气总体上是一种惰性气体,对石墨表面不构成腐蚀。但在反应堆的氦回路及一些已运行过的实验装置中含有一些杂质,如  $\text{H}_2$ ,  $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{CH}_4$ ,  $\text{O}_2$ , 会腐蚀元件表面。表 4.11 给出了各种反应堆和大型实验装置中测量的一些相关数据。

上述这些杂质主要来自于轴承润滑油、材料中的杂质成分(石墨、碳砖、绝热材料)、运行过程中进入的空气及蒸汽发生器非常少量的泄漏。

表 4.11 氦循环运行的 HTR 电厂和氦透平发电厂中的杂质

杂质	THTR 测量值 /( $\text{cm}^3/\text{m}^3$ )	THTR 预期值 /( $\text{cm}^3/\text{m}^3$ )	AVR 在 950℃时的 测量值/( $\text{cm}^3/\text{m}^3$ )	AVR 在 850℃时的 测量值/( $\text{cm}^3/\text{m}^3$ )	龙堆 /( $\text{cm}^3/\text{m}^3$ )	EVO 电厂 /( $\text{cm}^3/\text{m}^3$ )
$\text{H}_2\text{O}$	<0.1	<0.1	<0.5	<0.5	0.05	0.1
$\text{O}_2$	<0.1	<0.1	—	—		20
$\text{CO}$	<0.5	<0.5	<100	40	0.04	2
$\text{CO}_2$	<0.1	<0.1	<0.5	<0.5	0.02	20
$\text{NH}_3$	—	<1	<0.3	—	0.6	240
$\text{CH}_4$	<0.1	<1	<35	<0.5	0.05	0.5
$\text{H}_2$	<1.5	<4	<	<20	0.5	2
$\text{C}_2$	—	10	—	—		

注:  $\text{cm}^3/\text{m}^3$  指百万分之一的体积含量。

上述杂质引起的石墨结构的腐蚀反应主要发生在燃料元件表面(表 4.12),这一问题必须得到足够的重视,因为这会在很大程度上影响堆芯部件结构的完整性。在这些腐蚀反应中,比较主要的是石墨与  $\text{H}_2$  和  $\text{O}_2$  的反应,见表 4.12。

表 4.12 腐蚀反应的概况

名 称	反 应	反应热/( $\text{kJ/mol}$ )
碳水反应	$\text{C} + \text{H}_2\text{O} \longrightarrow \text{CO} + \text{H}_2$	+119
碳的氧化	$\text{C} + \text{O}_2 \longrightarrow \text{CO}_2$	-406
甲烷化	$\text{C} + 2\text{H}_2 \longrightarrow \text{CH}_4$	-87
气化反应	$\text{C} + \text{CO}_2 \longrightarrow 2\text{CO}$	+162
水煤气反应	$\text{CO} + \text{H}_2\text{O} \longrightarrow \text{CO}_2 + \text{H}_2$	-42

燃料元件石墨的反应速率由下面的关系式确定:

$$r = \Delta M / (A \cdot \Delta t) \cdot r \quad (4.24)$$

其中,  $A$  是燃料元件的实际表面积,  $\Delta M / \Delta t$  是单位时间内的质量损失,  $r$  的单位为  $\text{mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$ 。

反应速率与很多参数相关,这些参数除了材料本身的性质之外,还包括温度、压力、分压和流速。此外,某些材料的催化作用(碱金属杂质)及燃料元件的运行历史也可能会影响腐蚀速率。

例如,石墨与蒸汽的反应速率  $r$  主要取决于蒸汽的含量、压力和温度。其中与温度的关系就如很多化学反应那样,遵循一种指数关系(如阿伦尼乌斯定律)。

$$r \approx \Delta M / (A \cdot \Delta t) \approx r_0 \exp(-c/T) \cdot f(X_{\text{蒸汽}}, p) \quad (4.25)$$

函数  $f$  取决于多个参数,因此必须要进行实际测量。蒸汽-石墨反应之间的依赖关系也必须通过大量实验来加以分析,图 4.14 给出了这种依赖关系的典型趋势。

蒸汽的腐蚀作用可以通过一个简单的例子进行估计。假设水进入氦回路中的量是  $10\text{gH}_2\text{O/s}$ ,这对于

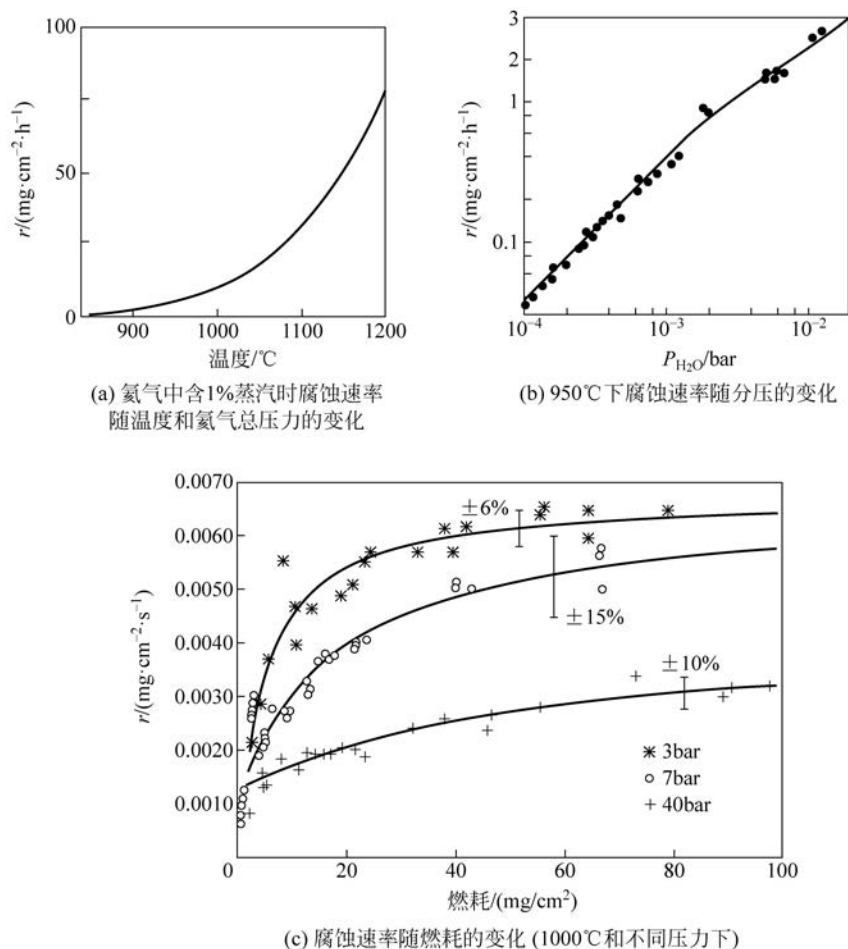


图 4.14 A3 石墨受蒸汽的腐蚀速率

蒸汽发生器而言是一个很高的泄漏率表征量。这一泄漏量在 1h 内,会造成 THTR 300 堆内燃料元件表面 0.02mm 的腐蚀量。氦回路中大量的水和气体可以采用多种方法直接检测。因此,在任何情况下,氦回路中存有水和气体均不会导致放射性元素从燃料中释放出来,最主要的原因就是包覆颗粒本身不会被腐蚀。在 HTR 电厂中均设置了有效的气体净化系统,以减少气体的杂质含量。电厂设定了杂质的限值,见表 4.11,这些限值是在正常运行期间允许的腐蚀量的基础上设定的。腐蚀速率可以用一个经验公式来近似,用来表示参数的影响程度。例如,通常情况下,采用如下表达式来描述燃料元件 A3 石墨:

$$r = \frac{0.57 \exp(-7000/T) \cdot p_{\text{H}_2\text{O}}}{1 + 1.2 \times 10^{-5} \cdot \exp(-7000/T) \cdot p_{\text{H}_2\text{O}}} \cdot \frac{(p_0/p)^{0.5}}{[1 + 8000 \cdot (p_0/p)^{3.3}]^{0.15}} \quad (4.26)$$

其中,温度  $T$  采用开尔文温度,  $p_{\text{H}_2\text{O}}$  和  $p$  的单位为 Pa,  $p_0$  为 0.1MPa。由此计算的反应速率的量纲是  $\text{mg}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$ ,也可以将这一量纲转换成其他较为典型的数字表达形式,例如,材料每小时损失的百分比。

氦回路中的气体含量可能因为突然注入各种气体而发生变化。例如,在 AVR 中注入  $\text{H}_2$  可以降低摩擦因子;通过减少气体净化系统的流量来改变气体的成分(图 4.15),之后再注入。

氦回路中的氧或在发生事故时进入一回路的空气也会对石墨造成腐蚀。根据已经运行的 HTR 电厂的经验,氦回路中的杂质水平随时间发生变化。特别是运行期间,  $\text{CO}/\text{CO}_2$  比值会随高温氦气的温度发生变化,见表 4.13,在对气体净化系统进行设置时,这一特点应作为重点加以考虑。

表 4.13 AVR 运行期间  $\text{CO}/\text{CO}_2$  比值随热气温度的变化

热气的温度/℃	$\text{CO}/\text{CO}_2$ 比值	热气的温度/℃	$\text{CO}/\text{CO}_2$ 比值
700	10~20	900	40~60
850	20~50	950	50~150

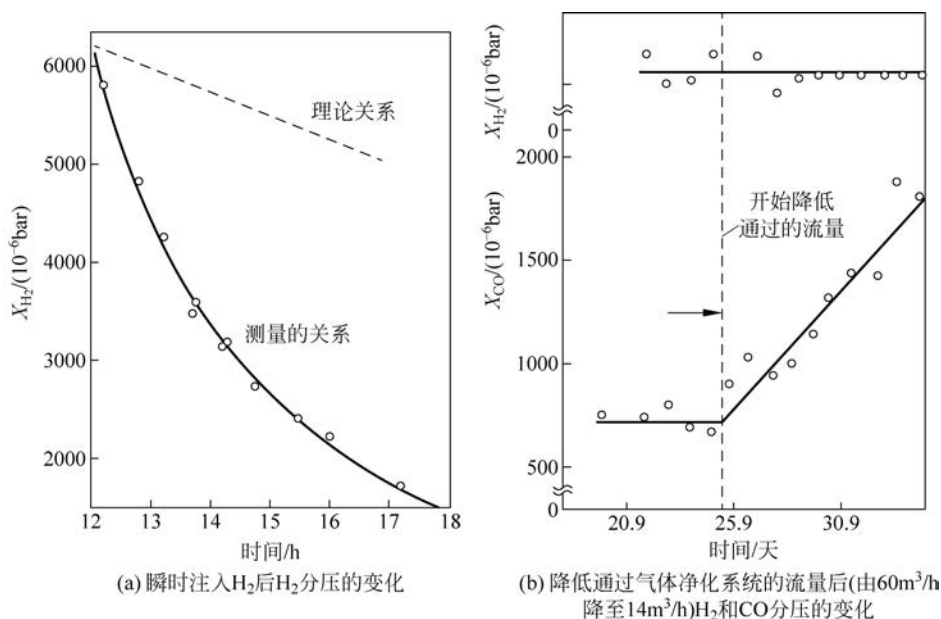


图 4.15 HTR 电厂运行期间(如 AVR)测量的杂质含量随时间的变化

氧的反应速率类似于水杂质,可以表示为

$$r \approx r_0 \exp(-c'/T) \cdot f(p_{\text{tot}}, X_{\text{O}_2}) \quad (4.27)$$

图 4.16 给出了空气的测量结果,氧在氦回路中的含量是相当低的。反应速率取决于温度、氧的含量、材料的种类和气体的流速。反应速率随温度的变化呈现指数变化。在发生严重事故的情况下,氧的腐蚀性起主要作用(详见第 10 章)。

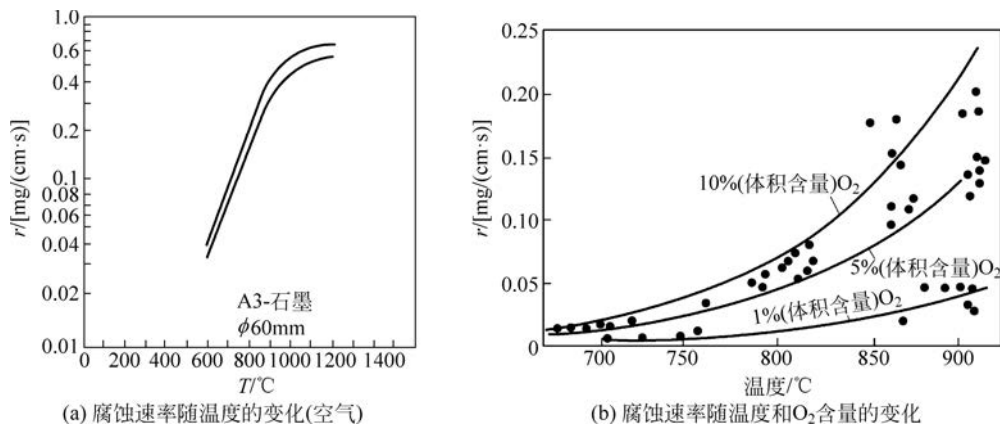


图 4.16 燃料元件石墨(A3/27)受氦回路中氧杂质的腐蚀

对于作为燃料元件的石墨(A3/27),给出如下方程式用于描述氧对石墨的腐蚀实验中得到的结果:

$$r = \frac{0.176 \cdot \exp(-9768/T) \cdot p_{\text{O}_2}}{1 + 0.0143 \cdot \exp(-141/T) \cdot p_{\text{O}_2}^{0.5}} \quad (4.28)$$

其中,  $r$  的单位为  $\text{mg}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$ , 温度  $T$  采用开尔文温度,  $p_{\text{O}_2}$  的单位是 Pa。

在正常运行中气体净化系统严格控制氧气的含量,不允许出现较高的腐蚀速率。对严重事故的管理,需要通过设计合理的一回路隔离系统来限制进入一回路的空气量(详见第 10 章)。

在进行详细分析时,燃料元件表面和石墨结构与氢的反应也必须予以考虑:



相比于石墨与蒸汽或者氧的反应,氢对石墨的腐蚀不起主要作用,因为它的反应速率与蒸汽或氧相比要小得多。所有的杂质在氦回路中均需加以限制,如前面提到的,通过对气体净化系统进行合理的设计,将氦回路中的杂质含量限制在允许的限值以下。

图 4.17 给出了氢对石墨腐蚀的图示分析,以及蒸汽和氢对石墨腐蚀的比较。

气体净化系统选择的旁流量越大,堆芯石墨结构中转化的杂质的含量就越低。在这种情况下,再通过 CuO 床的转化和分子筛的吸附,可将  $\text{H}_2\text{O}$  和  $\text{CO}_2$  作为最终产物从净化系统中排出。

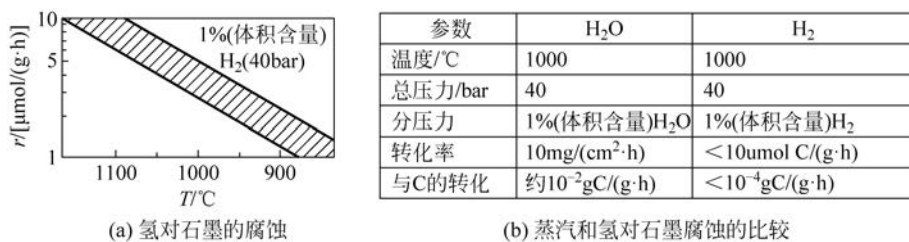


图 4.17 氢对石墨的腐蚀

## 4.7 正常运行时燃料元件裂变产物的释放

图 4.18 给出使用  $\text{U}235$  时裂变过程中裂变产物的质量分布情况。图 4.18(b)给出了乏燃料元件中的存量,以及在正常运行和事故情况下释放出的最值得关注的同位素。

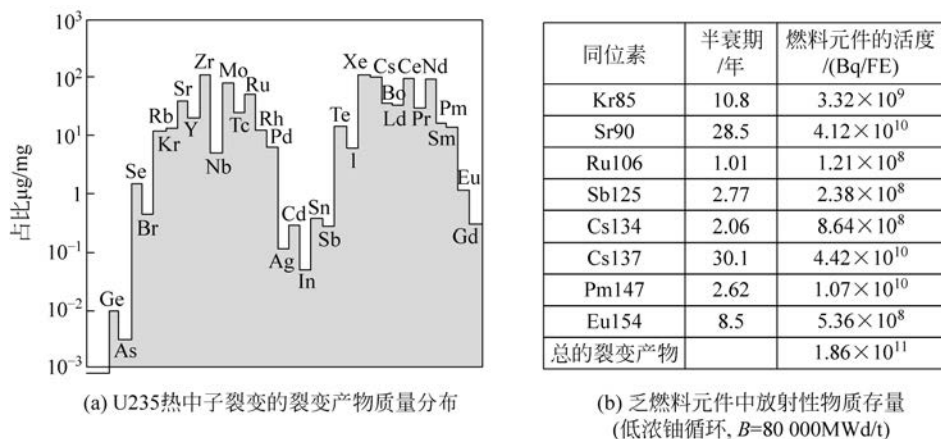


图 4.18 球形燃料元件的裂变产物

在 HTR-PM(250MW)堆芯中,总的放射性存量大约为  $10^{19}\text{Bq}$ 。表 4.14 给出了一些重要裂变产物的数据。

表 4.14 HTR-PM 堆芯中一些重要裂变产物的数据

同位素	半衰期	堆芯内存量/Bq	重要性
Kr85	10.8 年	$1.16 \times 10^{16}$	燃料质量的指标
Cs137	30 年	$2.12 \times 10^{16}$	极严重事故后的沉积物
Cs134	2.1 年	$1.8 \times 10^{16}$	极严重事故后的沉积物
Sr90	28 年	$1.71 \times 10^{16}$	极严重事故后的沉积物
I131	8 天	$2.59 \times 10^{17}$	严重事故后占主导的放射性

Kr85 是正常运行时燃料元件质量的一个标志,因为测量所得这种同位素的释放率可以标识不同批次燃料生产的变化情况。Cs 和 Sr 在严重事故后会产生非常重要的影响,例如,由目前运行的 LWR 释放的这些同位素很有可能污染大片的土地。切尔诺贝利、福岛和更早期的车里雅宾斯克州(Tscheljabinsk)事故带来的教训是极其深刻的。I131 在事故过程中一旦释放出一个特定的量,就可能造成早期死亡(例如,在大型 LWR 中发生的事故),因此要求人们立即撤离或者在建筑物内隐蔽。

目前已有大量关于 HTR 燃料元件裂变产物及其行为的文献。从这些文献中可以得知,在正常运行时,仅有少量裂变产物会从燃料元件中释放出来,氦回路内也会有少量的污染元素。另外,在反应堆的部件上也会留有一些污染元素,在对部件进行维修时需要特别地关注。图 4.19 给出了放射性物质从球形燃料元件中释放出来的一些路径,以及最终在一回路系统中沉积下来的一些假设。

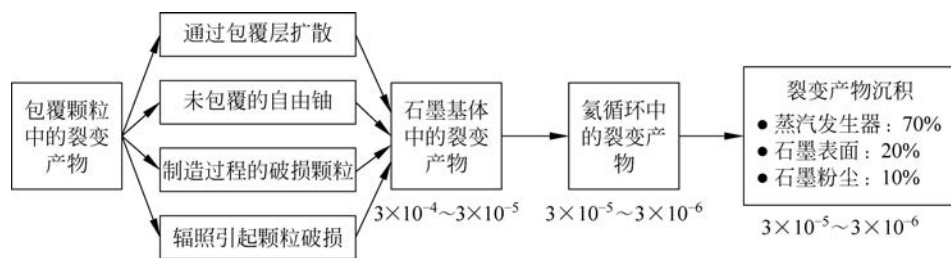


图 4.19 模块式 HTR 正常运行期间裂变产物的释放和迁移

少量放射性元素由包覆颗粒进入氦回路可能有 4 种途径：①同位素可能通过包覆颗粒的包覆层扩散出来,然后再通过石墨基体进入氦回路。②非常少量的铀未被包覆,成为基体中的自由铀。在这种情况下,同位素仅在某种程度上滞留在石墨基体内。③由制造过程中某些包覆颗粒破损所致。④在辐照过程中颗粒发生破损。破损颗粒的份额取决于制造过程中的质量控制,在包覆颗粒的研发过程中已将这种破损降到很低的程度。还需说明的一点是,破损颗粒的份额也与燃耗有关(图 4.20)。

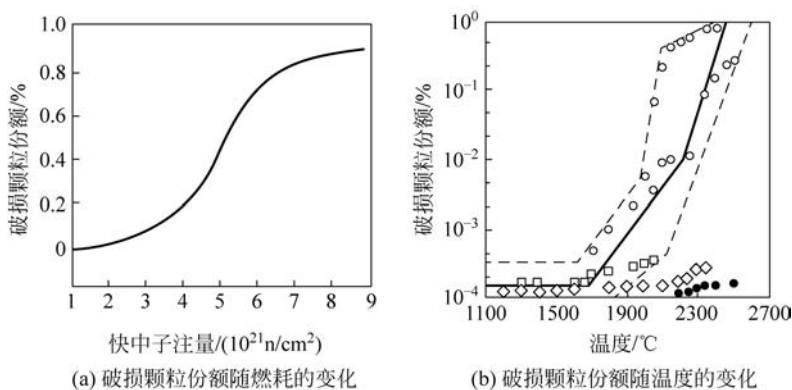


图 4.20 辐照中破损包覆颗粒 (TRISO) 的份额

裂变产物的释放随温度和燃耗发生变化这一现象也反映出其随时间变化的相关性,换句话说,正常运行情况下,裂变产物的释放也会随辐照时间及某些重要参数的变化而有所改变。对此举例加以说明,裂变产物  $\text{Kr85}$  本身用来表征元件的质量,在反应堆运行 1 年之后 ( $1100^\circ\text{C}$  和 8% FIMA),其释放率大约为  $10^{-7}$ 。

正常运行时,同位素的释放量与反应堆温度有关,如图 4.21(b)所示。释放速率与氦气的温度变化呈指数关系。在正常运行期间释放出来的一部分同位素沉积在石墨结构或蒸汽发生器的表面,其他部分黏附在氦回路的石墨粉尘上。这些沉积的活度必须在严重事故的评估中予以考虑(详见第 11 章),并且它们是源项的重要组成部分。

先进的 TRISO 燃料的释放速率是非常低的,通过制造工艺的进一步改进,其释放速率可以达到更低。未来的一个设计方案是在包覆颗粒外再附加一层如碳化锆这类材料的包覆层(详见第 15 章)。

过去几十年来,燃料元件对裂变产物的阻留能力有了很大的改进,主要是因为引入了 TRISO 颗粒以替代 BISO 颗粒,同时改进了制造工艺,这种改进使燃料元件的石墨基体中自由铀的含量降低,如图 4.22(a)所示。例如,在 AVR 运行期间,一回路系统内的总活度减小了,如图 4.22(c)所示。主要由于在过去几年的运行期间装入了 TRISO 燃料元件,氦回路中的放射性变得非常低,其在气体中的总量仅为  $10^{12} \text{ Bq}$ ,接近  $0.7 \text{ Ci/MW}$ ,这一数值也与其他 HTR 电厂的运行结果非常类似。这表明,包覆颗粒燃料的品质很好。对包覆颗粒燃料的研发已在多个国家(如英国、中国、美国、日本)开展,并逐步得到应用。

基于下述考虑,将整个惰性气体接近  $1 \text{ Ci/MW}$  的稳态污染量与放射性的产生量之间建立一定的关系。堆芯的平衡活度由下面的方程式给出:

$$\sigma = P_{\text{th}} / 2 \cdot \bar{E}_{\text{fiss}} \quad (4.30)$$

其中,  $P_{\text{th}}$  是热功率,  $\bar{E}_{\text{fiss}}$  是裂变能 ( $200 \text{ MeV}$ ), 方程式中的因子 2 表示每次裂变产生两个裂变产物。在 AVR 中,  $P_{\text{th}} = 46 \text{ MW}$ , 由此可以得到  $\sigma = 7 \times 10^{17} \text{ Bq}$ 。在采用平均释放率  $10^{-6}$  的情况下,得到了接近于

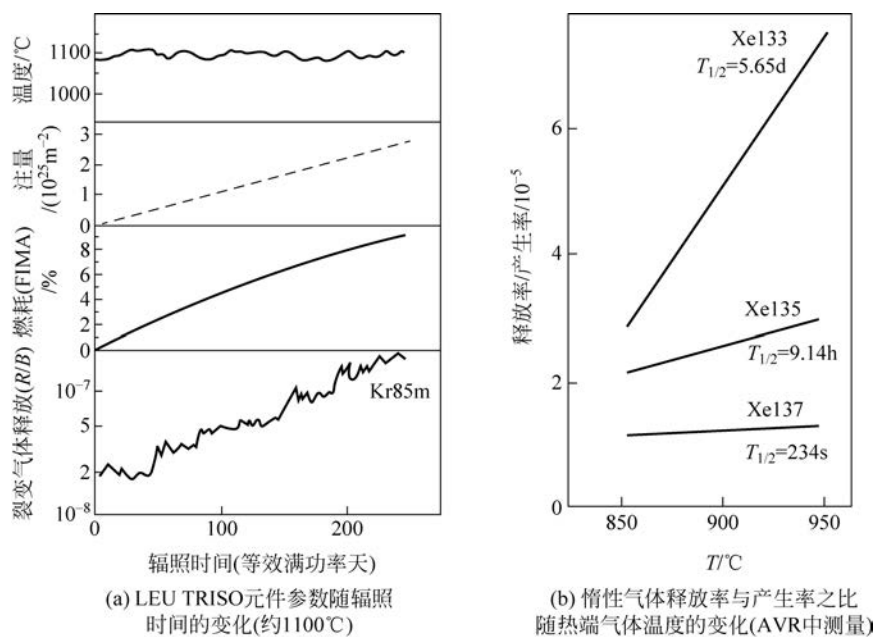


图 4.21 正常运行时球形燃料元件裂变产物的释放

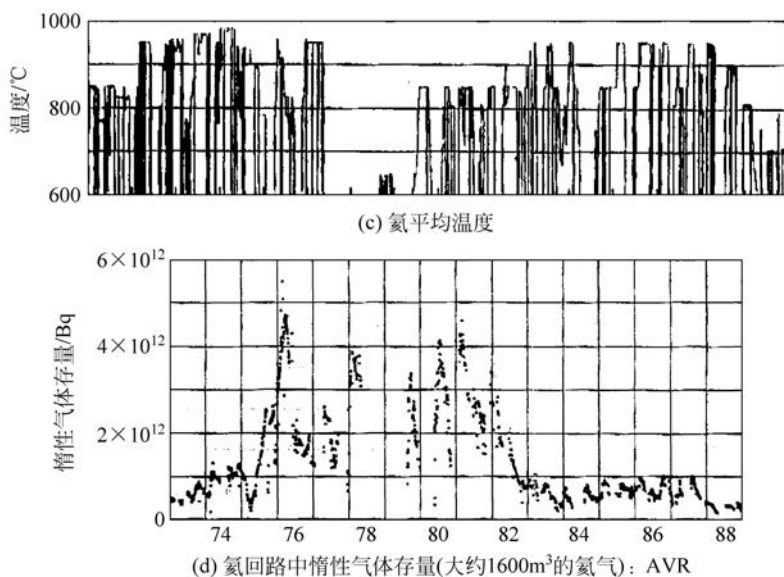
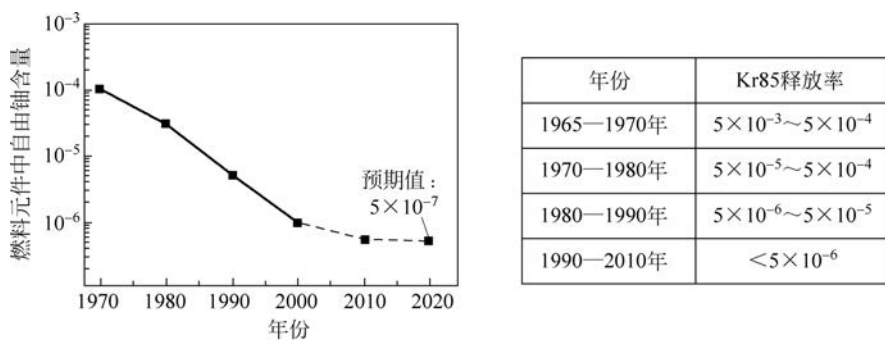


图 4.22 HTR 燃料元件制造和氦回路中裂变产物的进展

AVR 的测量值。

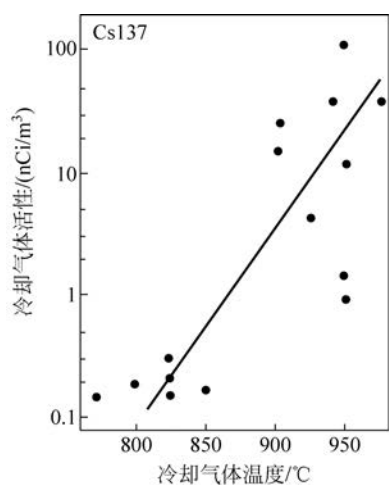
在 AVR 中进行了很多次有关固态裂变产物的释放和行为的实验,表 4.15 和图 4.23 给出了其中的一些实验结果。从这些结果中可以看出,固态裂变产物的释放与热态气体温度及热、冷气体温度差之间存在

一定的相关性,而这些分析结果对于评估部件的污染程度及对部件维修需设立的工作条件有很大的参考价值(图 4.23)。

表 4.15 AVR 冷却气体中测量的固态裂变产物浓度随氦出口温度的变化情况

$10^{-9} \text{ Ci/Nm}^3$

固态裂变产物	热气温度为 770℃时的平 均值	热气温度为 825℃时的平 均值	热气温度为 850℃(三次实验的平均值) 时的平均值	热气温度为 950℃时的平均值	
				第一次实验	第二次实验
Ag110m	0.9	2.4	3.5	17.0	12.9
Ag111	0.09	19	70	1200	1510
I131	3.4	6.5	9.6	27	29.7
Cs134	0.20	0.21	0.25	1.9	2.5
Cs137	0.14	0.09	0.13	0.9	1.3



(a) AVR 热气中 Cs137 浓度随温度的变化

核素	热端气体 /(Ci/m³)	冷端气体 /(Ci/m³)
I131	$4.4 \times 10^{-7}$	$5.6 \times 10^{-9}$
CS137	$1.1 \times 10^{-7}$	$2.3 \times 10^{-9}$
Ag111	$4.4 \times 10^{-6}$	$4.4 \times 10^{-9}$
Co60	$8.8 \times 10^{-9}$	$5.2 \times 10^{-11}$
Sr90		$1.9 \times 10^{-8}$

(b) AVR 冷却气体中测量的固态裂变产物浓度(950℃)

图 4.23 AVR 冷却气体的测量结果

可以很明显地看出释放率对气体温度有很强的依赖性,特别是 Cs 的同位素。目前,已有各种计算模型用来描述裂变产物的释放和迁移,这些计算的基础是含有参数随时间发生变化的扩散方程,其中的参数通过实验获取。对每种裂变产物,需要考虑其平衡关系式:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \text{div}[D(T) \cdot \nabla T] - \lambda \cdot c + \dot{Q} \quad (4.31)$$

其中,  $D$  为扩散系数( $\text{cm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ );  $\lambda$  为衰变常数( $\text{s}^{-1}$ );  $c$  为裂变产物浓度( $\text{cm}^{-3}$ );  $\dot{Q}$  为裂变产物产生率( $\text{cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ )。

对于扩散系数对温度的依赖关系,经常采用阿伦尼乌斯定律来表示:

$$D(T) = D_0 \cdot \exp(-A/R \cdot T) \quad (4.32)$$

其中,活化能  $A$  ( $\text{J/mol}$ ) 由测量所得,  $R$  是气体常数( $\text{J/(mol} \cdot \text{K)}$ )。

在已知浓度  $C$  的情况下,可以对不同的裂变产物构建一个释放率与产生率间的关系:

$$\frac{\dot{R}}{\dot{B}} = \frac{-D \cdot \int_s \text{grad} C_g \cdot ds}{P \cdot K \cdot \gamma} \quad (4.33)$$

其中,  $s$  是球的表面积,裂变产物均通过球表面释放出来;  $P$  为裂变功率( $\text{W}$ );  $K = 3.1 \times 10^{10} \text{ W}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $\gamma$  为裂变产物产额。

在某些条件下,释放的份额也可采用如下的形式:

$$F = \frac{\int_0^t \dot{R}(t') \cdot \exp(-\lambda \cdot t') \cdot dt'}{\int_0^t \dot{B}(t') \cdot \exp(-\lambda \cdot t') \cdot dt'} \quad (4.34)$$

求解浓度为  $C$  的球形元件的稳态微分方程,得到如下结果:

$$\frac{\dot{R}}{B} \approx \frac{3}{X} \left( \coth X - \frac{1}{X} \right) \quad (4.35)$$

其中,由扩散方程引入的  $X$  是无量纲的参数。通常假设  $X \geq 1$ ,于是得到:

$$\frac{\dot{R}}{B} \approx \frac{3}{X} \approx 3 \sqrt{\frac{D}{\lambda a^2}} \approx \frac{\exp[-A/(2RT)]}{\lambda} \quad (4.36)$$

该方程可以粗略地估计释放率。可以发现,同位素  $\text{Kr}85$  ( $\lambda = 4.38 \times 10^{-5}/\text{s}$ ) 通过包覆颗粒核芯外的热解碳层的扩散系数为  $D(800^\circ\text{C}) \approx 10^{-22} \text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $a = 100 \mu\text{m}$ , 其  $R/B \approx 5 \times 10^{-5}$ 。这个值优于由 BISO 颗粒测量数据所做的估计。

释放率主要取决于温度、扩散系数和裂变产物产生系统的几何条件,这里,也与颗粒核芯的直径及包覆层的厚度相关。图 4.24 给出了热解碳层、碳化硅层和石墨基体中扩散系数的曲线。该曲线表明了碳化硅层在裂变产物阻留方面所具有的优势。

图 4.24(d) 给出 AVR 中  $\text{Kr}85$  的测量值与计算值之间的比较情况。图中显示了运行期间温度的历史变化及氦污染的演变状况,表明了燃料质量的改进。

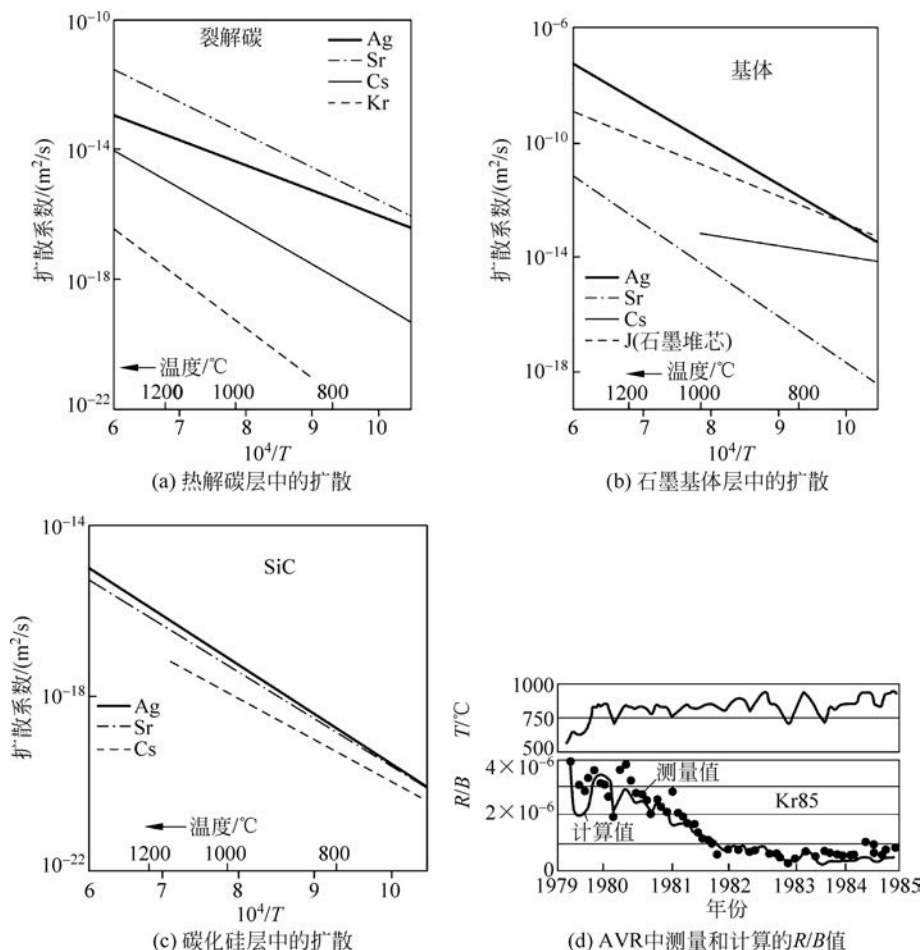


图 4.24 裂变产物的扩散

除了对裂变产物从燃料元件中释放有一定的了解之外,还对裂变产物在冷却剂回路中的迁移和沉积形成了广泛的认知。原则上,这类方程是可以求解的:

$$\frac{\partial C_g}{\partial t} = \frac{4}{d_H} \cdot \beta (C_w - C_g) + v \cdot \frac{\partial C_g}{\partial Z} - \lambda \cdot C_g + B \quad (4.37)$$

其中,  $B$  为裂变产物的源和汇;  $\beta$  为质量迁移系数;  $v$  为气体的流速;  $C_g$  为裂变产物在气体中的浓度;  $\lambda$  为衰变常数;  $d_H$  为水力直径;  $Z$  为沿气流方向的位置。



可以对冷却剂气体中的每种裂变产物建立如下方程式：

$$\frac{dN_i}{dt} = F_i - N_i(\lambda_i + r_{1i} + r_{2i} + r_{3i}) \quad (4.38)$$

其中,  $F_i$  为同位素从燃料元件的释放;  $r_{1i}$  为通过气体净化系统去除的份额;  $r_{2i}$  为从一回路泄漏失去的份额;  $r_{3i}$  为冷却剂在一回路内沉积失去的份额。

应用描述裂变产物释放、迁移和沉积期间行为的计算机模型,得到的结果如图 4.25 所示。可以看出,在过去 10 多年的运行中,燃料质量达到了一个很高的标准,在 AVR 的一回路系统中沉积了大约 50 居里的 Cs137,在此运行期间,平均氦气出口温度为  $950^{\circ}$ 。

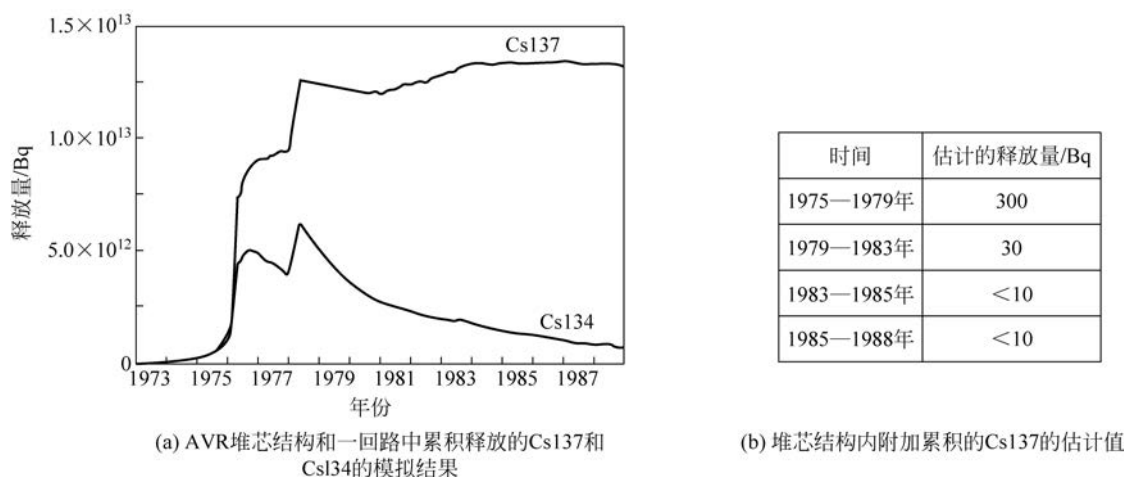


图 4.25 AVR 堆芯结构内累积的 Cs137 和 Cs134 的估计值

在 HTR-PM 的运行条件下,堆芯的平均氦气出口温度为  $750^{\circ}\text{C}$ ,稳态运行时,如 Cs137,其释放量应低于图 4.25 中给出的值。再加上以前给出的数据,可以估计事故期间从燃料元件额外释放的裂变产物,将其加入事故分析的源项中(详见第 11 章)。在中国,为 HTR-10 制造的燃料元件包覆颗粒也已经达到了很高的质量标准。以燃料元件基体中自由铀的含量为例,其测量值已与之前的研发值相当。自由铀的含量达到  $10^{-5} \sim 10^{-4}$  的水平。对球形燃料元件进行的实验的结果表明,像氙这类同位素的释放率随着燃耗的增加保持在  $10^{-6} \sim 10^{-7}$  的量级,如图 4.26 所示。

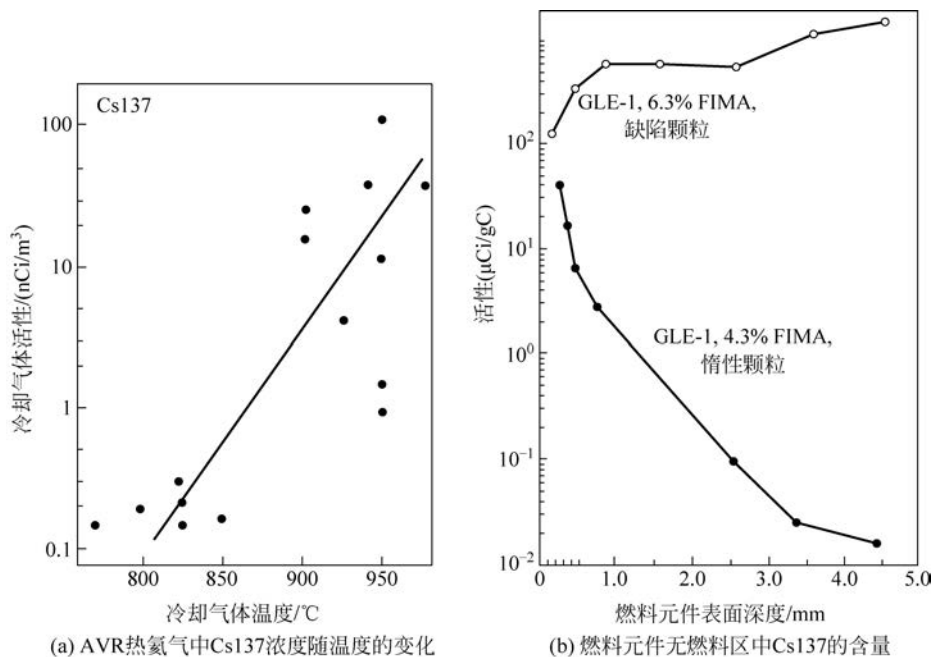


图 4.26 AVR 热氦气中测量的固态裂变产物浓度随温度的变化  
Cs137 值中包含了部分 Cs134,是在 VAMPYR 回路中由 Xe137 衰变得到的

平均 热氦气温度	770℃	825℃	850℃ (三次实验的平均值)	10 <sup>-9</sup> Ci/Nm <sup>3</sup> 950℃	
				第一次实验	第二次实验
Ag110m	0.9	2.4	3.5	17.0	12.9
Ag111	0.09	19	70	1200	1510
I131	3.4	6.5	9.6	27	29.7
Cs134	0.20	0.21	0.25	1.9	2.5
Cs137	0.14	0.09	0.13	0.9	1.3

(c) 各种同位素的浓度

图 4.26(续)

燃料元件质量的典型参数存在很大的改进空间,燃料生产各个步骤的进一步优化也很值得期待。这些质量改进主要是针对减少裂变产物的释放、降低腐蚀率、提高允许的辐照剂量几个方面。关于未来在燃料元件上的重要改进将在第 16 章中加以说明,这里给出其中的一些可能的改进方向:

- 改进和附加包覆层,以减少在运行和事故中的释放;
- 通过改进制造工艺,降低自由铀(改进的流化床)含量;
- 改进基体石墨材料(较高的抗腐蚀能力);
- 将燃料元件的碳化硅层作为抗腐蚀的防护;
- 燃料元件内区成为无燃料区,以降低最高温度;
- 特殊的含钚的包覆颗粒可以达到高燃耗;
- 将特殊的易裂变材料/增殖材料颗粒用于未来钍循环,以实现近增殖。

## 4.8 球形燃料元件的类型

目前已提出多种类型的球形燃料元件,并在一定程度上得到了充分的研发。在研发过程中,如下几个方面发挥了重要作用。

- 实现具有尽可能低燃料温度的燃料元件(选用导热性好的材料,燃料球和外壳间无间隙,制成较薄的燃料区和中心无燃料区);
- 改进的包覆颗粒(较好的包覆,降低自由铀含量,增加包覆层);
- 燃料元件的总体改进(批量生产,改进质量和质量控制)。

下面几种类型的燃料元件得到研发或者进行了批量实验(图 4.27)。

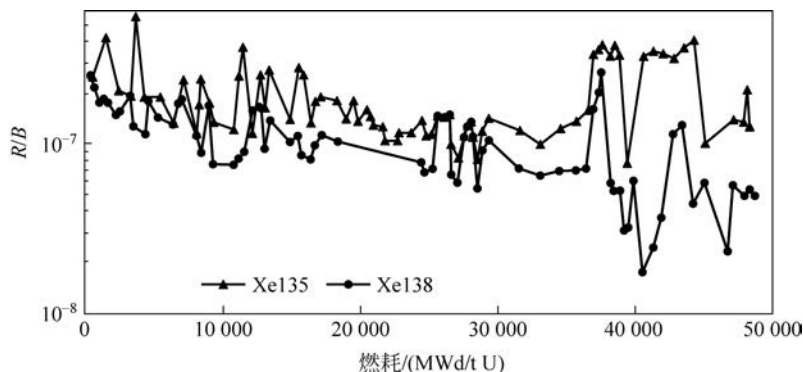


图 4.27 裂变气体释放率与产生率之比(R/B)随球形燃料元件燃耗的变化(HTR-10 试验 No. 3 样品管)

- 由人工石墨构成的元件。元件上有一个填充燃料的孔,用带螺纹的塞子可将孔封上。其燃料是具有热解石墨层的铀/钍碳化物颗粒(类型 a)。
- 燃料元件具有一个由人工石墨组成的壳体。壳体上有一个孔,通过孔填充以铀/钍作为混合燃料的包覆颗粒。壳上用了一个塞子封上(类型 b)。
- 元件有一个人工石墨的外壳。包覆颗粒固定在外壳的内壁上(壁面层)(类型 c)。

- 由专门的石墨基体材料(A3 石墨基体)压制而成的元件(类型 d)。各种包覆颗粒布置在内部燃料区中。下面几种包覆颗粒已经进行过实验：
  - (1) U/Th 混合包覆颗粒(BISO)；
  - (2) U/Th 混合包覆颗粒(具有内部多孔层和外部穿衣层的改进的 BISO(THTR 元件))；
  - (3) 具有 PyC 层和 SiC 层的 U/Th 混合氧化物颗粒(TRISO)；
  - (4) 具有 PyC 层和 SiC 层的  $\text{UO}_2$  颗粒(用于低浓铀燃料的 TRISO)。
- 由 A3 石墨模压的元件。包覆颗粒仅包含在一个薄壳内,内区是 A3 石墨。
- 模压的内区由含有包覆颗粒的 A3 石墨结构构成(类型 f),外壳由人工石墨构成(图 4.28)。

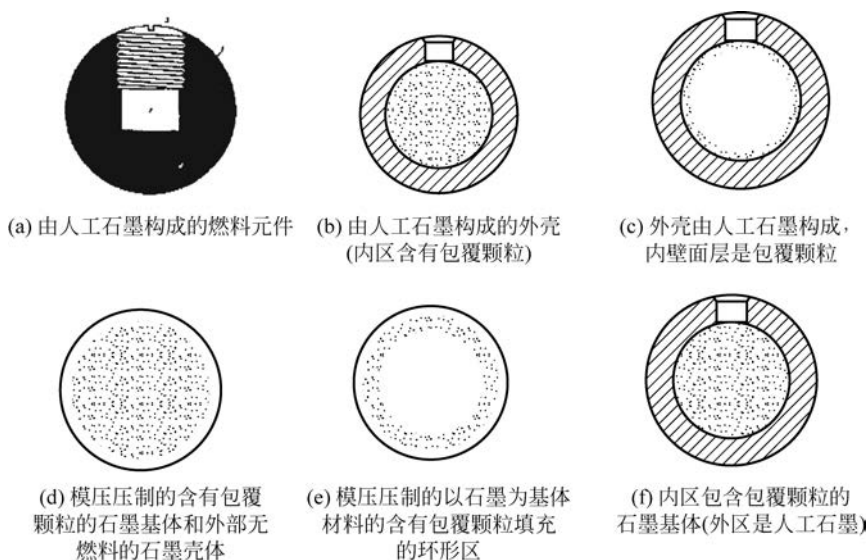


图 4.28 各种球形燃料元件

图 4.28(d)所示的燃料元件采用富集度为 8%~9% 的低浓铀,每个元件装量为 7g,采用 TRISO 包覆,燃耗为 90 000MWd/t,以 A327 石墨为基体材料压制,这种类型的燃料元件被评价为未来模块式 HTR 项目最有吸引力的发展方向。

## 4.9 HTR 燃料元件运行的进一步经验

在 AVR 和 THTR 运行期间,一个很重要的问题是在保证球形元件完整性的前提下如何解决球的破损问题。图 4.29 给出了 AVR 运行期间损坏的球数。在 AVR 反应堆中最终大约有 260 000 个球从反应堆中卸出,2 400 000 个元件通过堆芯循环。如图 4.29 所示,大约有 220 个被损坏的球,平均损坏率为  $10^{-4}$ 。将只要表面有 1mm 量级损坏程度的元件都归为损坏元件。图 4.29 所示的损坏率对燃料区完全不会造成影响。在整个运行期间,共有 3 种情况造成了较大的损坏,具体如图 4.29 所示。

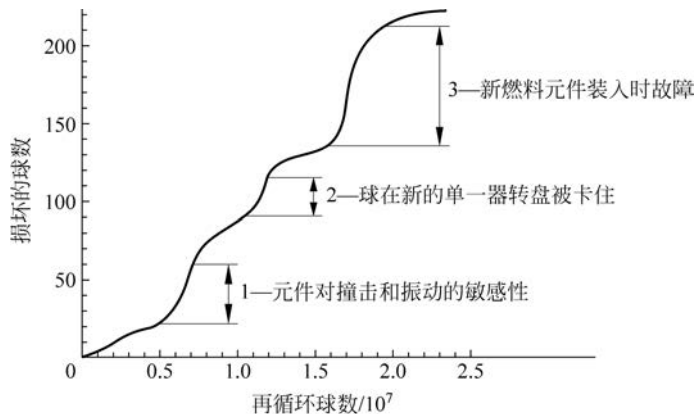


图 4.29 AVR 运行期间损坏的燃料元件数

为了及时采用新的核技术部件,对燃料元件装卸系统中失效和更换的部件进行的维修都是由人工操作的,此时的辐照剂量相当低,因此大多数维修都是在运行期间进行的。这是可行的,因为燃料装卸系统的大多数部件均可通过维修阀门与一回路系统隔离。燃料装卸机械失效在整个电厂不可利用时间中仅占3%的份额。

在 THTR 开始运行阶段,燃料元件的损坏率高于设定值(图 4.30)。原因是堆芯的控制棒相当频繁地直接插入球床,这些控制棒构成第二停堆系统,名义上,第二停堆系统仅用于反应堆的长期冷停堆,所以,在电厂开始阶段的大多数情况下不需要使用这套系统,在反应堆中损坏的燃料元件也认为仅仅在表面有小的缺陷。

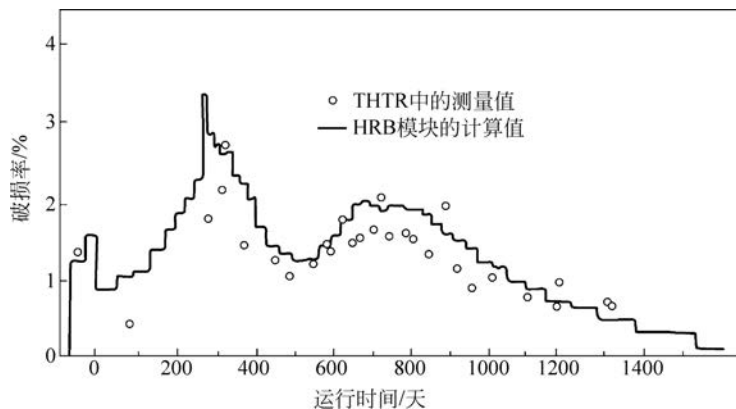


图 4.30 THTR 300 运行期间破损率的变化

运行一段时间之后,由于向堆芯内注入了氦用于降低摩擦系数,所以摩擦力有所降低,这一效应带来的后果很清楚地表明破损球数减少了。

在运行的后期,根据保守估计,损坏率小于  $10^{-3}$ 。燃料基体的完整性未受到影响,这可以从运行期间基体中释放的活性看出。氦气中惰性气体的活度仍处于大约  $0.3\text{Ci/MW}$  这一较低量级,如图 4.31 所示。

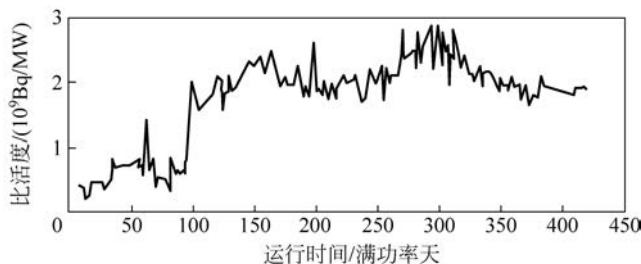


图 4.31 THTR 冷却剂气体比活度随时间的变化

但是,THTR 运行过程中的一个教训也启示我们,未来的模块式 HTR 应避免在堆芯内插入控制棒。虽然控制棒及其气动驱动装置具有优异的性能,但似乎更适合作为模块式 HTR 第二停堆系统的备用方案。

关于燃料元件的损坏还有一些经验教训也必须予以考虑。

燃料元件有可能在表面遭受相当小的损坏,例如,小于 1mm 的破损缺陷(图 4.32)。这可能是由与燃料装卸回路中的部件碰撞造成的。那些具有较深缺口的球被认定为损坏的球,通过破球分离器从回路中筛选出来。

由上述燃料元件损坏的教训可以得出,在球装卸系统的管道和其他部件中应避免不光滑的焊缝,单一器转盘的过球孔要特别注意避免锐角。因为燃料元件有一个 5mm 厚的外壳,所以实际上,球表面的损伤并不会影响裂变产物的释放。

1972 年,在一些模压的碳化物燃料元件中进一步探测发现了新的效应。在球的表面出现了一些缺陷,这一效应被称为“剥离效应”,即非常薄的一层石墨(0.1~0.3mm)从球表面被剥离下来。图 4.33 给出这种损伤的示例。出现这一效应的原因是:由于在热的表面发生氧化反应,使外层形成很多孔洞。受堆芯内部或外部机械力的作用,这一层会重新被致密,经过辐照后外层表面就会出现不同的变化。最终这些薄层被剥离下来,燃料元件的内区部分未受到这一效应的影响。这个问题一经发现就被作为一个专题进行研究,通过改变燃料元件的制造流程,并在制造过程中调节温度,这种剥离效应在之后的运行过程中得以完全控制。



图 4.32 燃料元件表面的缺陷

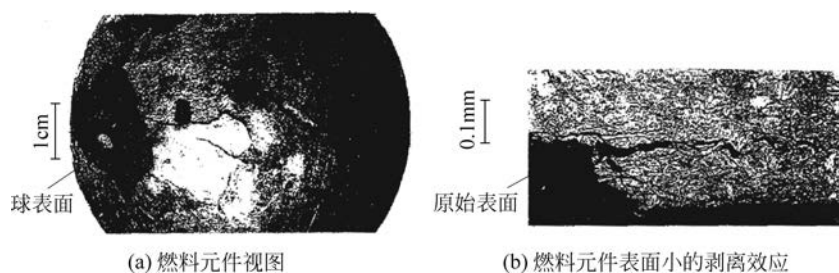


图 4.33 模压碳化物燃料元件在特殊负荷下的剥离效应

4.3 节有关包覆颗粒的讨论中已经给出了包覆颗粒中的温度分布情况。图 4.34(a)给出了 TRISO 颗粒核芯及各包覆层中的温度分布情况。在典型的辐照实验中,开始时颗粒的功率为 100MW。图 4.34(b)包括了实验期间功率为 1kW 的球形燃料元件的径向温度分布。在上述实验条件下,直到燃耗大约为 100 000MWd/t 辐照的燃料元件,都未显示任何破损。

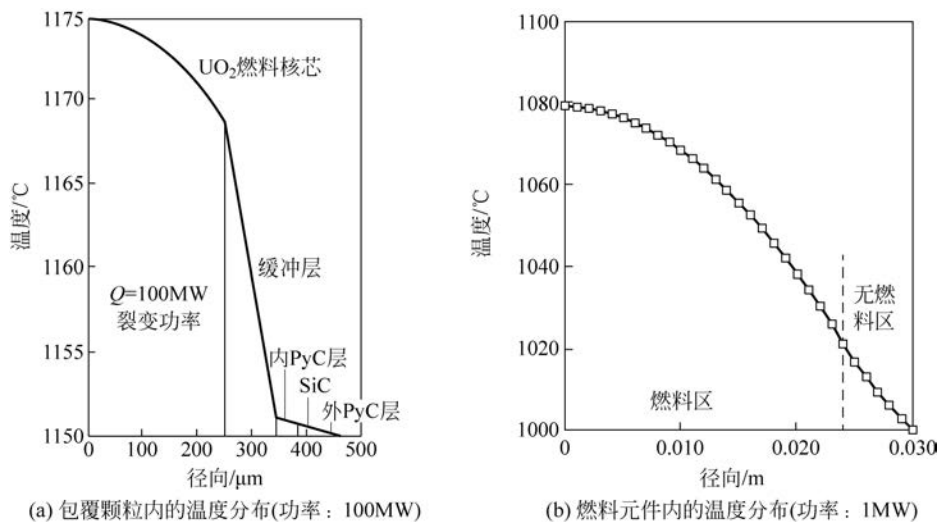


图 4.34 辐照实验期间燃料元件和包覆颗粒内典型的温度分布

在非常高的温度和相当高的温度梯度下,包覆颗粒呈现出一种特殊的效应,称为“阿米巴效应”。该效应表现为颗粒内区的自由氧与热解碳层发生的相互作用,反应如下:

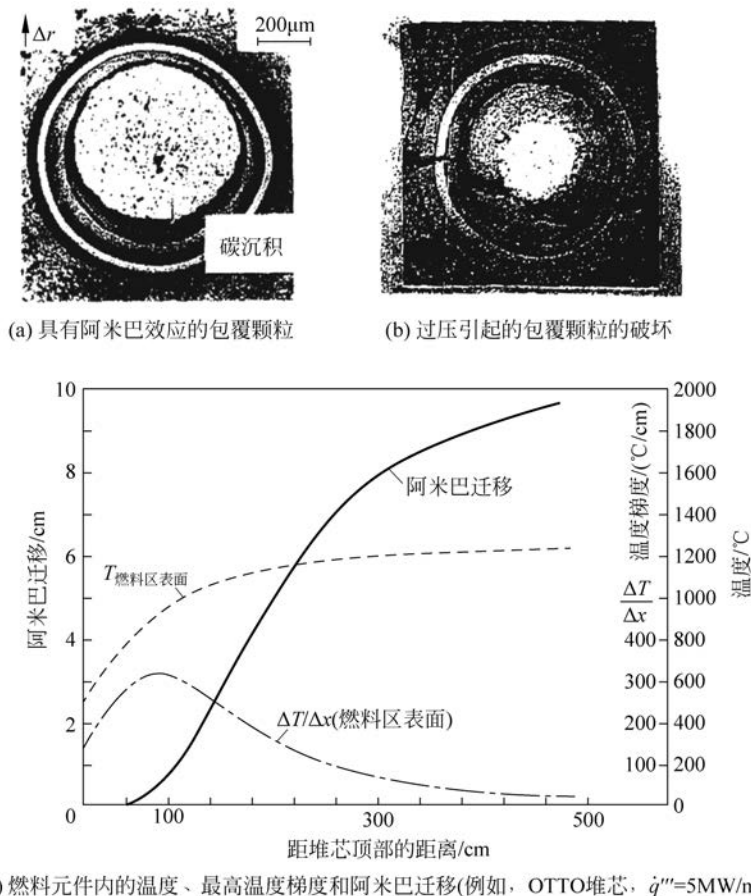


该反应有可能引起燃料核芯通过包覆层的迁移:在迁移方向上减少的碳又沉积在迁移方向背后的包覆层上。较高的温度和较大的温度梯度促进了这种效应的发生。由模型模拟及实验测试给出如下迁移速度

的关系式：

$$\frac{dx}{dt} \approx \frac{\Delta T}{\Delta x} \cdot \frac{1}{T^2} \cdot \exp\left(-\frac{\Delta H}{RT}\right) \quad (4.40)$$

其中,  $\Delta H$  是与迁移机制相关的活化能,  $\Delta T/\Delta x$  是颗粒中的温度梯度。随着温度及温度梯度的上升, 迁移速度也加快。图 4.35(c) 给出这种效应的一个例子。



(c) 燃料元件内的温度、最高温度梯度和阿米巴迁移(例如, OTTO堆芯,  $\dot{q}'''=5\text{MW}/\text{m}^3$ )

图 4.35 包覆颗粒的破损

对于模块式反应堆,设计的堆芯功率密度较低且包覆颗粒中的温差相当小(仅几摄氏度),这个困难是完全可以避免的。

在非常高的温度和燃耗下观察到的包覆颗粒破损的另一个可能性是压力过高引起的包覆层的破损(图 4.35(b))。已经开发了复杂的模型来解释颗粒在极端条件下的行为。假设包覆层为一个简单的压力壳,内部充满了气态裂变产物,可以导出包覆系统内压的相应方程如下:

$$p = \frac{B \cdot K \cdot T \cdot m_p}{\bar{E}_f \cdot m_{\text{UO}_2} \cdot V_G} \quad (4.41)$$

其中,  $B$  是燃耗( $\text{MWd}/\text{tHM}$ );  $\bar{E}_f$  是裂变能( $3.2 \times 10^{-11} \text{W}$ );  $m_{\text{UO}_2}$  是燃料元件内的燃料装量( $\text{g}$ );  $K$  是玻耳兹曼常数( $1.38 \times 10^{-23} \text{J/K}$ );  $T$  是温度( $\text{K}$ );  $V_G$  是颗粒内可储存气体的体积。

采用模块式 HTR 包覆颗粒和运行负荷的通常参数值,可以计算得到  $100\text{Pa}$  量级的内压。这个内压造成了包覆层内的压力,该压力必须与热解碳和碳化硅的许用强度相当。包覆层可以承受这个内压的最小厚度是

$$S_{\min} = p_i \cdot d_i / (2\sigma_{\text{allow}}) \quad (4.42)$$

其中,内径  $d_i = 0.5\text{mm}$ ,内压  $p_i = 10\text{MPa}$ 。如果  $\sigma_{\text{allow}} = 100\text{N}/\text{mm}^2$ ,得到的  $S_{\min}$  的值大约为  $3 \times 10^{-2}\text{mm}$ 。颗粒包覆层的厚度接近  $100\mu\text{m}$ ,所以这个非常小的内压具有非常大的安全裕量。此外,石墨基体对包覆颗粒负载的影响及通过颗粒包覆层的高热流密度也必须加以考虑。

功率密度、燃耗和包覆层的温度必须要加以限制,以保证在整个运行期间和事故条件下实现稳定和牢

固的包覆颗粒,从而保证 HTR 燃料元件的完整性。

在反应堆运行期间会产生石墨的粉尘,可能的原因如下:

- 燃料元件在球床内的相互作用;
- 燃料装卸机械中加载在燃料元件上的力;
- 燃料元件与反射层结构之间的相互作用;
- 停堆棒插入堆芯时加载在燃料元件上的力。

最后一项也是导致 THTR 中产生粉尘的原因之一,如今,在模块式 HTR 中,已能完全避免因此而产生的粉尘。

对于 THTR 的正常运行,制定了燃料元件材料允许磨损量的技术规格要求,并在质保过程中加以控制。用一个专门的转筒在设定的条件下进行测试,材料的平均磨损不得高于  $6\text{mg/h}$ (相当于  $3\times 10^{-5}\text{L/h}$ )。

表 4.16 给出反应堆运行期间测量的粉尘量的一些典型结果。AVR 中有关粉尘测量的更多信息将在第 10 章中给出更详细的分析。

表 4.16 粉尘测量的结果

反应堆	比质量/ $(\mu\text{g}/\text{Nm}^3\text{He})$	典型大小/ $\mu\text{m}$	20 年运行的估计量/kg
AVR	约 10	$<1\sim 10$	60
THTR	约 5	$<1\sim 10$	500

目前,可以采取各种可能的措施来限制冷却剂气体内的粉尘量。这些粉尘材料一部分沉积在一回路内没有氦气流动的地方,一部分通过气体净化系统被去除。过滤系统和氦气旁流量对平衡运行状态会产生很大的影响。考虑失压事故,冷却气体中的粉尘含量应该是非常少的,这是因为粉尘颗粒可以携带固态裂变产物并构成事故分析的源项。类似于活性炭的技术,利用相当容量的水池或者其他液体池可限制事故情况下从电厂释放出的粉尘的量。

在研发和 AVR 实际运行期间仅出现了一次燃料元件系统性失效的情况。在 1973 年和 1974 年,一种新型燃料元件(2400 个元件)被添加到堆芯中。这类元件具有非常高的重金属装量( $20\text{g}$  重金属/元件)、非常大的核芯直径( $600\mu\text{m}$ )及高于通常的易裂变材料的装量( $1.4\text{g}$ /燃料元件)。所以,这些燃料元件的温度显著高于通常的水平,计算表明,该温度高于  $1280^\circ\text{C}$ 。当这些燃料元件装入堆芯之后,冷却气体中惰性气体的活度就上升了。这可能是由于颗粒已经破损。此外,包覆层的密度可能已经发生变化,以及太高的装量可能在受压和之后的辐照过程中引起损坏。裂变产物较高的释放,特别是铯,对之后的运行和退役过程造成放射性困难。从这次事件中吸取的一个非常重要的经验教训是,只有通过实验并合格的燃料元件才能用于未来的项目。在 AVR 上证明,实现具有非常高的可利用率和低的个人辐照剂量的运行是可能的,尽管也出现了前面提到的问题。

图 4.36 给出了球形燃料元件质量控制涵盖的有关方面,汇集了基体材料的主要性能。有关包覆颗粒和

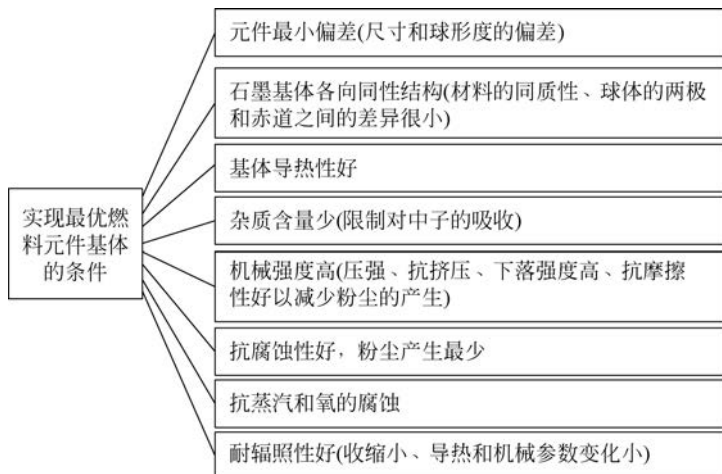


图 4.36 质保过程中必须控制的球形燃料元件的一些方面

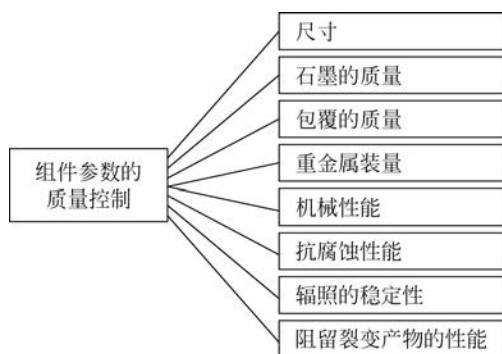


图 4.37 一些必须要控制的燃料元件参数

基体材料的一些典型参数已经在 4.1 节中给出。一些重要参数和整体成分必须要加以控制(图 4.37)。已经建立了控制这些参数的方法,以生产出满足规格要求的燃料元件。其中非常重要的一项是在向堆芯装入燃料元件时元件自由落入堆芯表面所受的应力。下落强度是根据燃料元件从  $H$  高处自由下落到石墨球床上直到元件破损前的下落次数来确定的。技术规格如下:如未辐照的元件从 4m 高处落下,至少要求下落 50 次。测试的辐照过的燃料元件是从 2m 高处自由下落到钢板上。

从机械性能角度考虑,可以导出最大受力与落球高度和弹性模量之间的关系:

$$K_{\max} \approx E^{0.4} H^{0.6} \quad (4.43)$$

因此,在装球过程中,落球高度受到特殊预防措施的限制,以保证受力不超过限值。辐照元件最大受力预计在 10~12kN 这一量级。抗腐蚀性是另一个值得关注的保持燃料元件完整性的性能。例如,对于受压燃料元件的腐蚀速率,在 1000℃ 下要将其限制在 1.5mg/(cm<sup>2</sup>·h) 以内。假设氦气流中含有 1% 体积份额的 H<sub>2</sub>O,在 900℃ 下,其腐蚀速率设定在 0.4mg/(cm<sup>2</sup>·h) 以内。辐照燃料元件的腐蚀速率实际上不会发生变化,除非是老的碳化物燃料元件。在发生蒸汽进入事故之后,从堆芯卸出的这类燃料元件,其腐蚀速率仍然几乎没有变化。

燃料元件的配置和设计需要经过很多步骤,如图 4.38 所示。大量的实验和反应堆实际运行经验是进行燃料元件设计的第一步。与电厂数据相关的技术要求和申请反应堆许可运行的特别要求是燃料元件概念选择需要的进一步的基本信息。

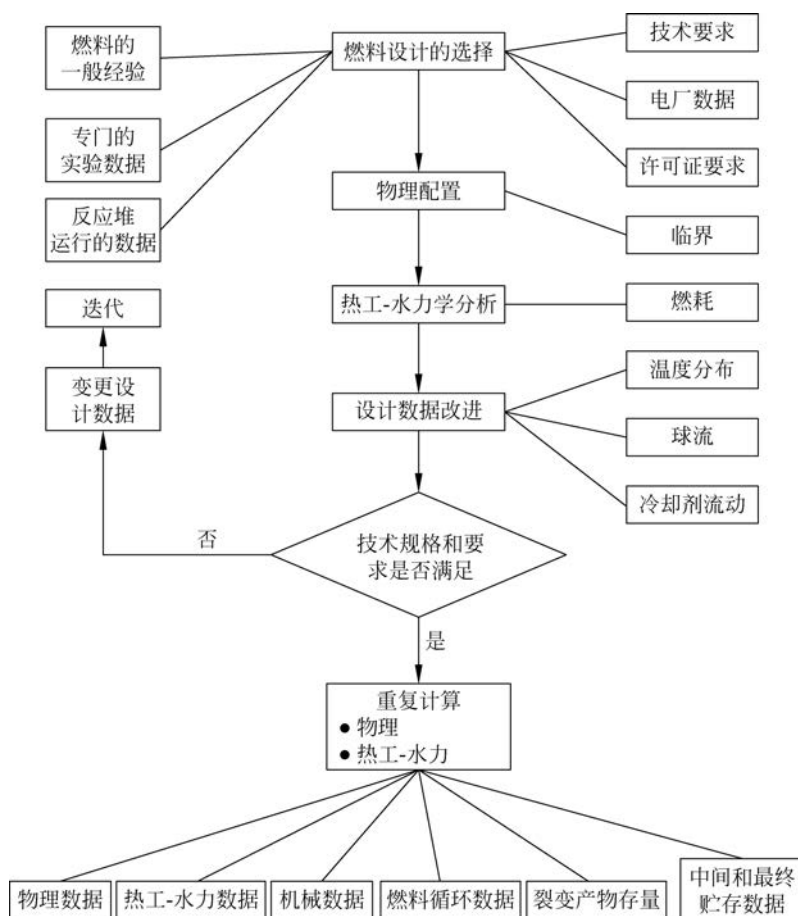


图 4.38 燃料元件设计和配置的步骤



下一步要进行的是物理设置和热工-水力学的分析。基于这些结果可以获得燃料元件设计改进的数据清单。或者是技术规格的要求完全满足了,或者是对设计工作进行反复迭代。最终,详细的分析给出了所有需要的物理数据、热工-水力学数据和机械数据。再进一步,给出了燃料循环和裂变产物存量的数据。特别是为中间贮存和最终贮存的分析提供燃料元件的相关数据。

## 4.10 LWR 和 HTR 燃料元件的比较

不同类型的燃料元件,如 PWR 元件和模块式 HTR 球形元件的比较给出一些有趣的结果。图 4.39 所示为稳态运行时最热燃料元件的温度分布情况。

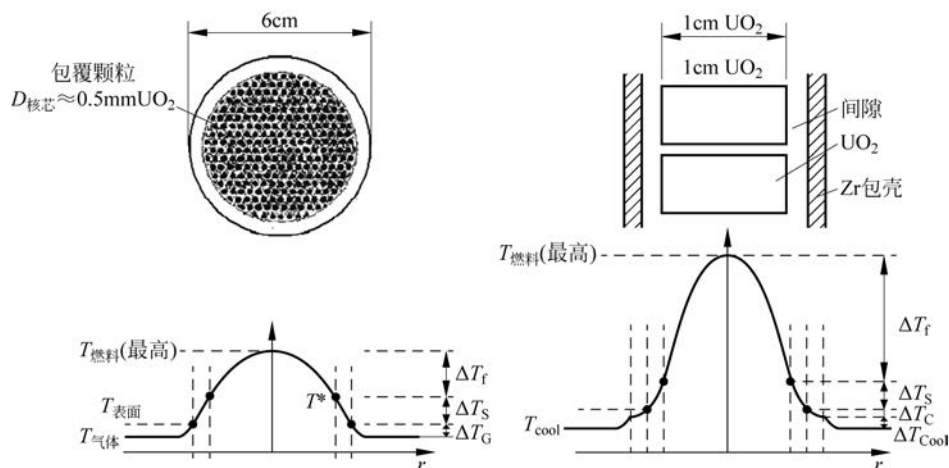


图 4.39 正常运行时 HTR(左侧)和 PWR(右侧)的燃料元件及其温度分布

模块式 HTR 中用于蒸汽循环的最高燃料温度低于  $1000^{\circ}\text{C}$ 。在 PWR 电厂中,最热的燃料芯块温度包含了热通道因子,达到  $2400^{\circ}\text{C}$ 。

燃料到冷却剂的典型热传输距离对于 PWR 和 HTR 是不相同的。PWR 的  $\text{UO}_2$  芯块传输距离包括了包壳和燃料芯块之间的间隙,加在一起大约为  $5\text{mm}$ 。由于  $\text{UO}_2$  的导热系数很低,所以堆芯最热燃料棒的最高温度很高。对于 HTR 球形燃料元件,包覆颗粒内  $\text{UO}_2$  区域内的距离非常小(大约为  $0.25\text{mm}$ ),而石墨基体的导热系数很高。所以,元件内的最高燃料温度与 PWR 相比要低得多。特别是最高燃料温度,相差很大。元件表面的热流密度也显示出很大的差别。

就不同反应堆系统处于严重事故情况下的安全性来说,HTR 可将大量的放射性物质阻留在元件之内是其特有的优势。另外,由于堆芯热容量很大,且具有吸纳和将衰变热载出的能力,HTR 元件采用目前的 TRISO 包覆颗粒燃料可以保证不会发生堆熔的危险,并可避免燃料温度发生过热现象(不超过  $1600^{\circ}\text{C}$ )(见表 4.17)。

表 4.17 PWR 和模块式 HTR 燃料元件(球形)的一些数据的比较

参 数	模块式 HTR	大型 PWR
堆芯热功率/MW	200	3800
冷却剂	氦气	水(液态)
堆芯平均功率密度/(MW/m <sup>3</sup> )	3	90
功率密度峰值因子	1.7	2.0
燃料元件数/燃料颗粒数	350 000/3.5×10 <sup>9</sup>	
燃料棒数		50 000
燃料元件最大功率/(kW/unit)	1	150(棒)
最大热流密度/(kW/m <sup>2</sup> )	100	1200
冷却剂压力/MPa	6	16
流体最高温度/ $^{\circ}\text{C}$	800	340
最高表面温度/ $^{\circ}\text{C}$	860	500
燃料最高温度/ $^{\circ}\text{C}$	<1000	2400

续表

参 数	模块式 HTR	大型 PWR
平均燃耗/(MWd/t)	100 000	45 000
堆内燃料数	$3.5 \times 10^9$	50 000
可长期吸纳热量的材料量/(g/kW)	200	25
宽裕时间 $\tau_1$ /s	$>100$	几秒
限制失冷事故的原因	过量裂变产物释放	UO <sub>2</sub> -熔化
温度限值/℃	1600	2850
宽裕时间 $\tau_2$ /h	约 30	$<1$
堆熔的可能性	无	有

对燃料元件,可以定义两种宽限时间来评价部件防御故障的牢靠性能。

(1)  $\tau_1$ : 在冷却失效并且热功率仍然持续一个较短时间的情况下,燃料出现损坏之前的宽限时间。

(2)  $\tau_2$ : 表征冷却剂完全失效事故之后保持燃料完整性的宽限时间。

为了对  $\tau_1$  进行估计,可以采用一个简单的堆芯能量平衡关系:

$$MC \frac{d\bar{T}}{dt} = P_{th} - \dot{m}_{co}(T_{out} - T_{in}) \quad (4.44)$$

其中,  $M$  是燃料元件的质量,  $\bar{T}$  是燃料的平均温度,  $\dot{m}_{co}$  是冷却剂的质量流量,  $T_{out} - T_{in}$  表征了堆芯内的温差。如果假设冷却剂的流动突然停止,且燃料为绝热系统,于是得到燃料温度上升的相应关系式为

$$\frac{\Delta\bar{T}}{\Delta t} \approx \frac{P_{th}}{MC}, \quad \Delta\bar{T}_{allowble} = \tau_1 \quad (4.45)$$

对于模块式 HTR,采用如下参数后,式(4.45)计算后的结果为 2.5K/s:

$$P_{th} = 200\text{MW}, \quad M = 66\text{tC}, \quad C_g = 1.2\text{kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K}) \quad (4.46)$$

如果在正常运行温度下允许温度再上升 250℃,则宽限时间  $\tau_1$  将大于 100s。当然,燃料的温度负反应性系数有可能直接终止核功率的产生。

大型压水堆采用相同的假设,情况则完全不同。其中,  $P_{th} = 3800\text{MW}$ ,  $M = 100\text{t UO}_2$ ,  $C_{\text{UO}_2} = 0.35\text{kJ}/\text{kg}$ ,于是得到  $\tau_1$  大约为 110K/s。

理论上,即使在温度负反应性系数的作用下,几秒后即达到熔点,但是也不能排除包壳发生损坏的可能性。宽限时间  $\tau_2$  是与严重事故相关的。如果不考虑反应堆产生的热功率  $P_{th}$ ,就必须考虑反应堆的衰变热  $P_D$ 。

$$M \cdot C \cdot \frac{d\bar{T}}{dt} \approx P_D \cdot 0.06 \cdot t^{-0.2} \quad (4.47)$$

积分后得到如下关系式:

$$\bar{T} \approx \bar{T}_0 + \int_0^{\tau_2} \frac{P_{th}}{MC} \cdot 0.06 \cdot t^{-0.2} \cdot dt = \bar{T}_0 + \frac{0.075P_{th}}{MC} \cdot \tau_2^{0.8} \quad (4.48)$$

定义温度限值  $\bar{T}_L$ ,得到宽限时间  $\tau_2$  为

$$\tau_2 = \left[ \frac{(\bar{T}_L - \bar{T}_0) \cdot M \cdot C}{0.075P_{th}} \right] \times 1.25 \quad (4.49)$$

比值  $P_{th}/(MC)$  的重要性显而易见。

对于模块式 HTR,在达到  $\bar{T} \approx 1600^\circ\text{C}$  的温度限值之前,可得宽限时间大约为 30h。在这个时间之后,燃料温度开始下降,因为衰变热已开始大幅下降,并且被载出至堆芯外。

对于大型 PWR,  $\bar{T}_L$  即为熔点——2850℃。考虑到堆芯水的蒸发,典型的宽限时间  $\tau_2$  小于 1h。

图 4.40 对模块式 HTR 和大型 PWR 在严重事故情况下(完全失去能动冷却)燃料温度上升的曲线进行了比较。

对于 LWR,结果是 1h 之后燃料包壳的屏障遭到损坏,全部的放射性存量可能在不到 1h 的时间范围内就从堆芯中释放出来。

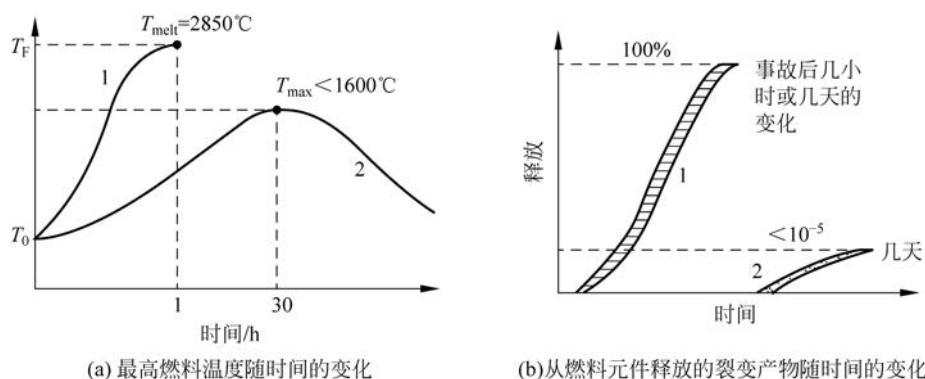


图 4.40 衰变热载出完全失效事故情况下反应堆行为的比较

1—PWR, 3800MW; 2—模块式 HTR, 250MW

对于模块式 HTR, 大约 30h 之后才可能有百分之几的燃料元件达到 1600°C 的最高温度。之后, 通过衰变热自发载出, 温度开始下降 (详见第 10 章)。从燃料元件释放出来的放射性同位素总量低于总存量的  $10^{-4}$ 。

## 参考文献

- Hrovat M.G., Spener G., Pressed graphitic spherical fuel elements for high-temperature reactors, Ber. Deutsche Keramische Gesellschaft, 43, 1966.
- Hackstein K.G., Production of fuel elements for the THTR and the AVR reactor, Atomwirtschaft, 16, 1971.
- Nukem, Development of fuel elements for the 300 MWel THTR nuclear power plant, Yearly Report, 1972, 1973.
- Wolf L., Ballensiefen G., Fröhling W., Fuel elements of the high-temperature pebble-bed reactor, Nuclear Engineering and Design, Vol. 34, No. 1, 1975.
- Gulden T.D., Nickel H., Coated particle fuel, Nuclear Technology 35, 1977.
- Nickel H., Balthesen E., Status and possibilities of development of fuel elements for advanced high-temperature reactors in the Federal Republic of Germany, JÜL-1159, Jan. 1975.
- Nickel H., Long-term testing of HTR fuel elements in the Federal Republic of Germany, JÜL-Spez, 383, Dec. 1986.
- Nickel H., HTR coated particles and fuel elements, HTR/ECS 2002, High-Temperature Reactor School, Cadarache, Nov. 2002.
- Hackstein K.G., Heit W., Theymann W., Kaiser G., Status of fuel element technology for high-temperature pebble-bed reactors, Atomenergie-Kerntechnik, Vol. 47, No.3, 1985.
- Ivens G., Wimmers M., The AVR as test bed for fuel elements, in: AVR Experimental High-Temperature Reactor, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1990.
- Heit W., Huschka H., Rind W., Kaiser G., Status of qualification of high-temperature reactor – fuel elements spheres, Nucl. Technology 69, 1985.
- Nabielek H., Kaiser G., Huschka H., Rogoß M., Wimmers M., Theymann W., Fuel for pebble-bed HTRs, Nucl. Engin. Design 78, 1984.
- Teuchert E., Bohl L., Rütten H.J., Haas K.A., The pebble-bed high-temperature reactor as a source of nuclear process heat, Vol.2, Core Physics Studies: JÜL-1114-RG, Oct. 1974.
- Verfondern K., Numerical analysis of the 3-dimensional stationary temperature and flow distributions in the core of a pebble-bed high-temperature reactor, JÜL-1826, 1983.
- Williams D.F., Fuels for VHTR, The 2004 F. Joliot + O. Hahn Summer School, Cadarache, Aug/Sept, 2004.
- Chunhe Tang, Shijiang Xu, Zhichang Xu, Junguo Zhu, Xueliang Qiu, Ende Li, Spherical fuel elements for 10 MW HTGR, Journal of Tsinghua University, Vol. 34, No. 54, Sept. 1994.
- Layout of the core of gas-cooled high-temperature reactors; quasi stationary status in the pebble bed, KTA-Regal 3102, 4; Fassung Nov. 1984.
- Balthesen E., Ragoß H., Irradiation behavior of fuel elements for pebble-bed reactors, Intern. Conf. on Physical Metallurgy of Reactor Fuel Elements, Sept. 1973.
- Delle W., Koizlik K., Nickel H., Graphitic materials for the application in nuclear reactors, Vol. 1 and 2; Verlag Karl Thiemeig, München, 1979/1983.
- Nickel H., Nabielek H., Pott G., Mehner A. W., Long-time experience with the development of HTR fuel elements in Germany, Nuclear Engineering and Design, 217, 2002.
- Teuchert E., Fuel cycles of the pebble-bed high-temperature reactors in the computer simulation, JÜL-2069, June 1986.
- Teuchert E., Rütten H.J., Werner H., Haas K.A., Closed cycles in the pebble-bed HTR, JÜL-1569, Jan. 1979.
- Toscano E., Post irradiation examination of HTR fuel elements HTR/ECS 2002, High Temperature Reactor School, Cadarache, Nov. 2002.
- Schenk W., Gontard R., Nabielek H., Performance of HTR fuel samples under high irradiation and accident simulation conditions, with emphasis on test capsules HFR-P4 and SL-P1, JÜL-3373, April 1997.
- IAEA, Fuel performance and fission product behavior in gas-cooled reactors, IAEA-TECDOC 978, Nov. 1997.
- Melese G., Katz R., Thermal and flow design of helium-cooled reactor, American Nuclear Society, La Grange Park, Illinois, USA, 1984.
- Wolf L., Ballensiefen G., Fröhling W., Fuel elements of the high-temperature pebble-bed reactor, Nuclear Engineering and Design, Vol. 33, No. 1, 1975.
- Teuchert E., Maly V., Haas K.A., Basic study for the pebble-bed reactor with OTTO fuel cycle, JÜL-858-RG, May 1972.
- Maly V., Schulten R., Teuchert E., 500 MWth – pebble-bed reactors for process heat in one path loading, Atomwirtschaft, 17, April 1972.
- Eugelhard J., Final report on the construction and the start of operation of the AVR atomic experimental power plant, BMBW-FBK 72-23, Dec. 1972.
- Wimmers M., The behavior of spherical HTR fuel elements during mass tests in the AVR reactor, Dissertation, RWTH Aachen, Jan. 1977.
- Ivens G., Wimmers M., The AVR as test bed for fuel elements in AVR experimental high-temperature reactor, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1990.
- Burck W., Nabielek H., Pott G., Ragoß W.E., Ring W., Rölli K., Performance of spherical fuel elements for advanced HTRs, Trans. EN Conf. Europ. Nucl. Soc. 1979.

34. Schulze R.E., Schulze H.A., Rind W., Graphitic matrix materials of spherical HTR fuel elements, JÜL-Spez-167, July 1982.
35. Nickel H., HTR coated particles and fuel elements, historical basis, HTR/ECS 2002, High-Temperature Reactor School, Cadarache, Nov. 2002.
36. Ziermann E., Ivens G., Final report on the power operation of the AVR experimental nuclear power plant, JÜL-3448, Oct. 1997.
37. Von der Decken C.B., Pebble-bed mechanics, in AVR experimental high-temperature reactors, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1990.
38. Weisbrodt I.A., Summary report on the technical experiences from high-temperature helium turbo machinery testing in Germany, IAEA, TECDOC 899, 1996.
39. Nickel H., Irradiation behavior of advanced fuel elements for the helium-cooled high-temperature reactor (HTR), JÜL-Spez-565, May 1990.
40. Pott G., Kirch N., Kracynski S., Nickel H., Theenhaus R., Qualification of HTR fuel and graphite in European Material Testing Reactors, Multipurpose Research Reactors, Proc. Conf. Grenoble, 1987, IAEA-SM-300/20, Vienna 1988.
41. Mehner A.W., Heit W., Röllig K., Ragoß H., Müller H., Spherical fuel elements for HTR manufacture and qualification by irradiation testing, Journal of Nuclear Materials 171, 1990.
42. Nabielek H., Kaiser G., Huschka H., Ragoß H., Wimmers M., Theymann W., Fuel for pebble-bed HTRs, Nuclear Engineering and Design 78, 1984.
43. Engelhard J., Krüger K., Gotthaut H., Investigation of the impurities and fission products in the AVR coolant gas at an average hot gas temperature of 950 °C, Nuclear Engineering and Design, 34, 1975.
44. Ziermann E., Operation experience of AVR, VDI-Berichte, Nr. 729, 1989.
45. Kröger W., Benefit of safety assessments in AVR experimental high-temperature reactor, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1990.
46. Mehner A.W., Heit W., Röllig K., Ragoß H., Müller H., Spherical fuel elements for HTR; manufacture and qualification by irradiation testing, Journal of Nuclear Materials, 171, 1990.
47. Elter C., The strength of the reflector of a pebble-bed reactor, Dissert, RWTH Aachen, 1973.
48. Nieder R., Hilgedick R., Vey K., The behavior of radioactive noble gases in the primary circuit of a high-temperature reactor, VGB-Konferenz "Forschung in der Kraftwerkstechnik", Essen, March 1983.
49. Wawrzik U., Ivens G., Operational monitoring of the release behavior of the AVR core, IAEA specialists meeting on fission product release and transport in gas-cooled reactors, Berkeley Nuclear Laboratories, Gloucester UK, Oct. 1985.
50. Schenk W., Pitzer D., Nabielek H., Fission product release of pebble-bed fuel elements at accident temperatures, JÜL-2721, Jan. 1993.
51. Verfondern K., Martin R.C., Moormann R., Methods and data for HTGR fuel performance and radio nuclide release modeling during normal operation and accidents for safety analysis, JÜL-2721, Oct. 1993.
52. Schenk W., Verfondern K., Nabielek H., Toscano E.H., Limits of LEU TRISO particle performance, Proceeding HTR in International HTR Fuel Seminar, Brussels, Feb. 2001.
53. IAEA, Full performance and fission product behavior in gas-cooled reactors, IAEA TECDOC 978, 1997.
54. Tang C.H., Tang Y.P., Zhu Q., et al, Research and development of fuel elements for Chinese 10 MW high-temperature gas-cooled reactor, Journal of Nuclear Science and Technology, 37, 2000.
55. Tang C. et al, Fuel irradiation of the first batches produced for the Chinese HTR-10, Nuclear Engineering and Design, 236, 2006.
56. Layout of the reactor core of gas-cooled high-temperature reactors, Part 5: Systematic and Statistic Failure During the Thermohydraulic Design of the Core of Pebble-bed Reactors, KTA-3102.5, June 1986.
57. Hahn W. and Achenbach E., Estimation of the heat transfer coefficient at the wall of systems with pebble-bed under flow conditions, JÜL-2093, Oct. 1986.
58. Schenk W., Pott G., Nabielek H., Fuel accident performance testing for small HTRs, Journal of Nuclear Materials, 171, 1998.
59. Kubaschewski P., Heinrich B., Heit W., Corrosion of graphitic reactor components in operation and in accidents, Deutsche Reactortagung, 1984.
60. Loenßen K.J., Analysis of the dependence of pressure of graphitic steam reaction in the process diffusion region in connection with water ingress accidents in the high-temperature reactor, Dissert. RWTH Aachen, 1987.
61. Wischniewski R., Analysis of the forming of water gas in case of accidents in HTR reactors for the example of a planned rise of hot gas to 950 °C in the AVR reactor, Dissert. RWTH Aachen, 1974.
62. Wolters J., Breitbach G., Moormann R., Air and water ingress accidents in an HTR-Module of side-by-side concept, Proceed. Spec. Meeting, Oakridge, 1985.
63. NN, Special information, corresponding to THTR publications since 1968 (Euratom, THTR project).
64. Fröhling W. et al, Chemical stability of innovative nuclear reactors, JÜL-2960, Aug. 1994.
65. Nieder R., Sträter W., Long-time behavior of impurities in an HTR primary circuit, VGB conference "Chemie im Kraftwerk", Essen, Oct. 1987.
66. Zerkowski J., Burning coal, VGB Technische Vereinigung der Großkraftwerksbetriebe, 1986.
67. Hinssen K.H., Katscher W., Moormann R., Kinetics of the graphite/oxygen/reaction in the porous diffusion region, Part I: JÜL-1987, Nov. 1983; Part II: JÜL-2052, Apr. 1986.
68. Hurtado Gutierrez A.M., Analysis of massive air ingress into high-temperature reactors, Dissert. RWTH Aachen, Dec. 1990.
69. Schlögl B., Oxidation kinetics of innovative carbon materials in case of extreme accidents of air ingress into the HTR and for application of graphite waste management and processing, Diss. RWTH Aachen, 2010.
70. Roes J., Experimental analysis of graphite corrosion and forming of aerosols during air ingress into the core of a pebble-bed high-temperature reactor, JÜL-2956, 1994.