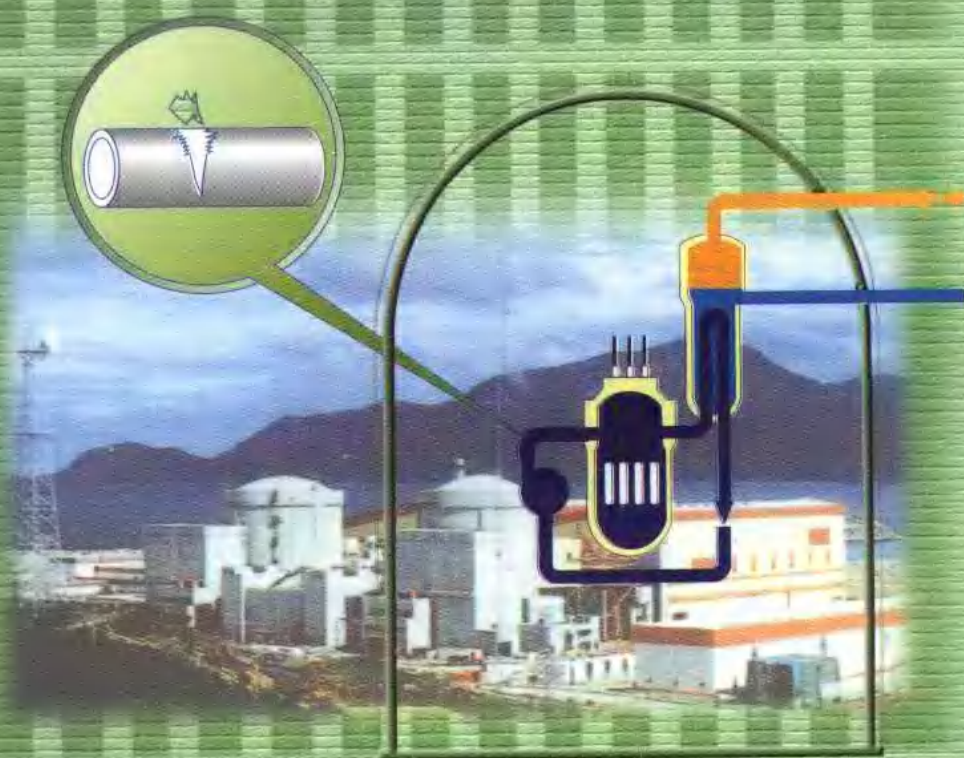
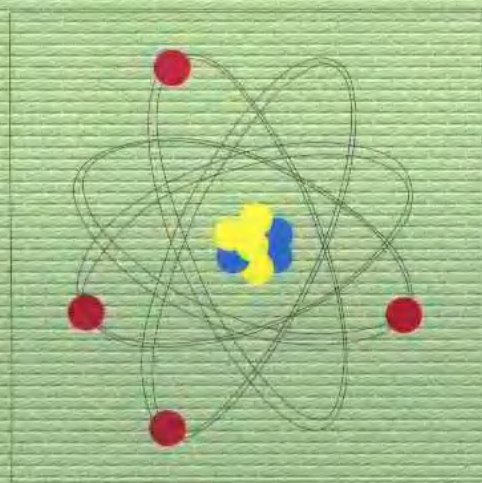


核反应堆安全分析

朱继洲 等编著



责任编辑：李志丹 封面设计：伍 胜



ISBN 7-5605-1223-2



9 787560 512235 >

ISBN 7-5605-1223-2/TL · 3 定价：17.00 元

572

76.1.4.1;
521

高等学校核类专业规划教材

核反应堆安全分析

朱继洲	奚树人	编著
杨志林	单建强	
陈叔平		主审



A0940714

西安交通大学出版社

内 容 简 介

本教材以压水堆型核电厂为研究对象,着重论述美国三哩岛核电厂事故发生后十多年来核安全与反应堆事故分析中的主要课题与重大进展。全书共9章,第1、2章介绍核反应堆安全的基本原则、核反应堆的安全性及安全功能,说明当前国际核能界对核电厂安全与事故对策的见解与实践;第3章阐述核反应堆瞬态分析基础;第4章用确定论安全评价法,对压水堆各类设计基准的事故过程进行分析;第5章阐述严重事故(即超设计基准事故)过程、分析方法和事故的处置与对策;第6章介绍安全分析模型建立方法与已成功应用的典型计算程序;第7章介绍核安全评价中另一种新的系统的工程安全评价技术——概率安全评价法;第8章分析事故情况下放射性物质释放规律、辐射后果及其防护原则;第9章讨论新一代压水堆安全性的改进与发展。

本书是高等学校核能工程系高年级学生选修课和硕士研究生学位课程的教材,也可供从事核反应堆和核电厂管理、设计、研究、运行等方面工作的科技人员参考。

图书在版编目(CIP)数据

核反应堆安全分析/朱继洲等编著. —西安:西安交通大学出版社,2000.2

ISBN 7-5605-1223-2

I.核… II.朱… III.反应堆安全-分析 IV.H31

中国版本图书馆 CIP 数据核字(1999)第 38190 号

*

西安交通大学出版社出版发行
(西安市咸宁西路 28 号 邮政编码:710049 电话:(029)2668316)
陕西宝石兰印务有限责任公司
各地新华书店经销

*

开本:787 mm×1 092 mm 1/16 印张:14 字数:330 千字
2000 年 2 月第 1 版 2000 年 2 月第 1 次印刷
印数:0 001~3 000 定价:17.00 元

若发现本社图书有倒页、白页、少页及影响阅读的质量问题,请去当地销售部门调换或与我社发行科联系调换。发行科电话:(029)2668357,2667874

前 言

本书是根据中国核工业总公司于 1996 年 6 月在北京组织召开的普通高校核类专业教材工作会议精神所拟定的《核反应堆安全分析》大纲编写的,经总公司组织评审,于 1997 年 8 月列入“九五”总公司(部)级重点教材选题规划。

核能的发展与和平利用是 20 世纪科技史上最杰出的成就之一。在核能的利用中,核电厂的发展相当迅速,已被公认为一种经济、安全、可靠、干净的能源。核动力技术在多数发达国家得到巨大发展,在很多发展中国家也获得了广泛认可。根据能源需求和能源生产结构,我国政府已制定了发展核电的方针,建设了秦山和大亚湾两大核电基地。世界上的核电厂已有丰富的运行经验和良好的安全记录。但是,由于核电具有潜在的放射性危险,并发生了美国三哩岛核电厂事故(1979 年)和前苏联切尔诺贝利核电厂事故(1986 年),反应堆事故和核电厂安全仍然是核能发展中最重要研究课题。

《核反应堆安全分析》曾被列入核工业“七五”教材选题,该试用教材于 1988 年出版,一直为各高校核反应堆工程专业、核动力装置专业等研究生教学和本科生教学中采用,也是众多从事核能工程、核反应堆运行与安全、反应堆设计与管理方面科技人员的有益参考书。但是,由于该书早已售缺,而十多年来核科学技术的迅速发展,核安全分析已成为一门综合的边缘工程学科,因此,认真总结各校教学经验,吸取核安全研究成果,改革体系,更新内容,重编一本《核反应堆安全分析》教材,以培养适应 21 世纪的高质量的核科学与工程专门技术人才的需要,是完全必要的。

核反应堆安全分析是为核能工程系高年级学生开设的选修课,也可作核科学与工程学科硕士研究生学位课。新版《核反应堆安全分析》以压水堆型核电厂为研究对象,在简要介绍核反应堆安全的基本原则、核电厂设计建造和运行中的安全对策,即当前国际核能界对核电厂安全与事故对策的见解与实践的基础上,着重探讨美国三哩岛核电厂事故发生后十多年来,核安全与反应堆事故分析中的主要课题与重大进展,如在第 4 章和第 7 章分别论述核电厂事故分析中的确定论评价法和概率安全评价法,第 6 章结合核反应堆物理、热工水力、结构的安全分析,介绍安全分析模型的建立及应用程序的开发。超设计基准事故即严重事故发生时将导致堆芯严重损坏或熔化,可能有较大的厂外放射性后果,三哩岛核电厂事故后已成为重要研究课题,为此在第 5 章中阐述严重事故的过程、分析方法以及事故的处置与对策。第 8 章分析事故情况下放射性物质释放规律、辐射后果及其防护原则。第 9 章介绍压水堆安全性的改进与发展以及为满足更高的安全要求而采取的措施。

本教材由西安交通大学朱继洲主编并编写第 1、2、3 章。清华大学核能技术设计研究院奚树人编写第 6、7、9 章,上海交通大学杨志林编写第 5、8 章,西安交通大学单建强编写第 4 章。本教材承中国原子能科学研究院陈叔平研究员审定,并请许汉铭研究员校阅了第 7 章,为提高教材质量,他们提出了很多宝贵意见,编著者在此表示衷心的感谢。

核安全是一门涉及不少领域的边缘工程学科,限于我们的学识水平,书中难免有一些缺点甚至错误,深切希望使用本教材的高等院校师生及各研究、设计和生产单位的广大读者、专家学者批评指正。

编著者
1999 年 12 月

第 1 章

核反应堆安全的基本原则

核科学技术的发展历史表明,经过近 50 年的努力,人类今天已经拥有大规模利用核能的能力,核动力技术得到巨大发展,核电——利用核动力堆发电,是可靠、清洁、安全、经济的替代能源。

目前投入商业运行的核电机组,计有压水堆、沸水堆、压管式重水堆、气冷堆、石墨水冷堆等几种主要类型。由于发展历史及工程技术上的原因,压水堆型核电厂占有较大的份额,是核电机组的首选堆型。据国际原子能机构(IAEA)的统计,在世界上已经运行的机组中,压水堆占 62%,而在建的和计划订货的核电机组中,其份额分别为 72% 和 82%。这说明压水堆电厂在经济上有竞争能力,在安全性、可靠性上有相当高的水平。

核电厂与常规火电厂一样,都是用蒸汽作介质来发电的,两类电厂的汽轮发电机部分在本质上是相同的,只是它们用以产生蒸汽的热源不同,工作参数也不一样。火电厂采用燃煤或燃油的锅炉生产高温高压过热蒸汽,而核电厂则利用核蒸汽供应系统(Nuclear Steam Supply System, NSSS)中堆芯内裂变过程释放的大量热能产生的高温高压蒸汽。与常规火电厂相比,核电厂在控制和运行操作方面,带来一些特殊的安全问题:

(1)压水堆核电厂是停堆定期换料的,在新堆或换新料后初期,堆芯有较大的剩余反应性,因此,核电厂有可能发生比设计功率高得多的超功率事故。

(2)核燃料发生裂变反应释放核能的同时,也放出瞬发中子和瞬发 γ 射线。由于裂变产物的积累,以及堆内构件和压力容器等受中子辐照而活化,反应堆不管在运行中还是停闭后,都有很强的放射性。

(3)核电厂反应堆停闭后,堆芯因缓发中子的裂变以及裂变产物的 β 或 γ 辐射仍有很强的剩余发热,因此,反应堆停闭后不能立即停止冷却,否则会出现燃料元件因过热而烧毁的危险。

(4)核电厂在运行过程中,会产生气态、液态及固态放射性废物,它们的处理和贮存问题在火电厂中是不存在的。为了确保工作人员和居民的健康,经过处理的放射性废物向环境排放时,必须严格遵照国家的放射防护规定,力求降低排放物的放射性水平。

人类在从事创造物质财富的工业活动,或谋求各种利益与方便的同时,不可避免地将受到来自各种风险的威胁。如电的利用、超音速飞机和各种机动车的使用,极大地改善了人们的生活,提高了生产效率,带来了运输上的方便。但是,触电、溺电以及空难事故时有发生,交通事故在大城市居高不下。火力发电在给人类带来电能的同时也由于大量二氧化碳和二氧化硫的

排放而造成温室效应和酸雨。这些危害的产生有的是必然的,只是程度不同,如火力发电所带来的环境污染;有的具有一定的发生概率,如交通事故。通常用风险(Risk)来表示人们在从事某项活动中,在一定的时间内给人类带来的危害。这种危害不仅取决于事件发生的频率,而且还与事件发生后所引起后果的大小有关。所以,风险 R 可定义为事件发生概率 P (以频率表示)和事件后果幅值 C 的乘积,即

$$R\left[\frac{\text{损害}}{\text{单位时间}}\right] = P\left[\frac{\text{事件}}{\text{单位时间}}\right] \times C\left[\frac{\text{事件}}{\text{事件}}\right]$$

人们在从事各项活动时,并不因为其有风险的威胁而一概地放弃这些活动,而是首先要对这些活动所带来的收益和风险进行综合比较,通过权衡来决定取舍。但是,随着科学技术的进步,人类对生活水平和环境的要求日益提高,衡量的标准也是在发展和变化的。如何以合理可行的手段尽可能降低这些活动所带来的风险,就构成各项活动的安全目标。

核电厂的风险主要来自事故工况下不可控的放射性核素的释放。如何减少由于这种释放对工作人员、居民和环境造成的危害,就成为核电厂区别于常规火电厂的特殊安全问题,通常称之为核安全。

1.1 核安全目标

核电厂安全要求在核电厂设计、制造、建造、运行和监督管理中不断地创优。核电厂事故不但会影响其自身,而且会波及到周围环境,甚至会越出国界。因此,所有有关人员应始终关注核安全,不放过任何一个机会,将风险降低到能实现的最低水平。要使这种创优活动富有成效,必须基于人们对核安全的根本目标和原则的理解,并正确认识它们之间的相互关系。

对核电厂规定了三个安全目标,第一个实质上是核安全的总目标,其余两个是解释总目标的辅助性目标,分别涉及到辐射防护和安全的技术方面。这些安全目标并不是互相独立的,而是相互关联,以确保安全目标的完整性。

1.1.1 安全的总目标

核安全的最终安全目标为:在核电厂里建立并维持一套有效的防护措施,以保证工作人员、居民及环境免遭放射性危害。需要注意的是,在安全的总目标的表述中突出了放射性的危害。这并不意味着核电厂不存在其他的、常规电厂都会造成的比较普通的风险,如热排放对环境的影响、事故引起的核电设备损坏所造成的巨大经济损失等。对于这些常规风险我们也应予以重视,但为了突出核电厂的特殊性,它们不包括在核安全研究的范畴内。

1.1.2 辅助目标

1. 辐射防护目标

辐射防护目标为:确保在正常运行时核电厂及从核电厂释放出的放射性物质引起的辐射照射保持在合理可行尽量低的水平,并且低于规定的限值,还确保事故引起的辐射照射的程度得到缓解。

这就要求在正常情况下具有一套完整的辐射防护措施,在事故情况下(预期运行事件)有一套减轻事故后果的措施,包括厂内和厂外的对策,以缓解对工作人员、居民及环境的危害。

2. 技术安全目标

技术安全目标为:有很大把握预防核电厂事故的发生;对于核电厂设计中考虑的所有事故,甚至对于那些发生概率极小的事故都要确保其放射性后果(如果有的话)是小的;确保那些会带来严重放射性后果的严重事故发生的概率非常低。

事故的预防是设计人员和运行人员应尽的安全职责。为了防止事故的发生,从设计到运行都要贯彻一系列的安全原则,如采用合理的设计、可靠的设备、各种完善的规程、运行人员具有良好的安全素养等等。但是,所有这一切努力不可能保证核电厂事故绝对不会发生,即不能保证事故预防会完全成功。因此,在设计中还要考虑到特定范围内某些可能产生严重后果的事故,设置若干专设安全设施(Engineered Safety Feature, ESF)来制止事故的发展,并在必要时缓解其后果。每项专设安全设施都有其特定控制的事故,对其控制效率进行确定性分析来决定这些设施的设计参量,要求安全设施达到最极端设计参量的事故称为核设施的设计基准事故(Design Basic Accident, DBA)。

对于有些更严重的事故,专设安全设施已不能有效制止事故的发展,这些事故称之为超设计基准事故(Beyond Design Basic Accident, BDBA)。其中有些可能使核电厂工况严重恶化,以致堆芯不能维持适当的冷却,或由于其他原因使燃料损坏;如果不能充分包容从燃料中释放出的放射性物质,这些事故就可能产生严重放射性后果。对于超设计基准事故,应采用另一些规程性措施来控制事故进程并缓解其后果。这些附加措施是根据运行经验、安全分析及安全研究的结果制订的,它应能有措施保证停闭反应堆、持续的堆芯冷却、可靠的完整包容以及实施厂内、外应急计划。

相当于这个技术安全目标的现有核电厂的指标是:发生堆芯严重损坏事件的概率是低于 $1 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,发生严重的放射性向环境释放的概率低于 $1 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。近年来,国际上有提出更高安全目标的趋势,如美国电力研究所(EPRI)要求将上述两个目标值分别下降到 $1 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 和 $1 \times 10^{-6}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。虽然上述目标值尚未正式成为法规要求,但可能成为 21 世纪新建核电厂的标准。

1.2 核反应堆的安全设计

核反应堆安全设计的基本目的是必须提供措施,以保证 1.1 节安全目标的实现。

反应堆设计的安全性就是把核电厂的潜在危险——放射性物质加以控制,把它们包容在安全状态。在压水反应堆中,几乎所有的放射性物质都被包容在燃料芯块中,这些芯块密封在不渗透的屏障、即用锆合金制造的燃料包壳内。对于压水反应堆来说,如果放射性物质保留在燃料内部和设计所提供的其他几道屏障里面,就确保了核安全。

核电厂安全设计中辐射防护接受准则必须遵循以下原则:正常运行工况下的放射性排放低于预定的限值,因而对环境和公众的影响可以忽略不计,导致高辐射剂量或放射性物质大量释放的核电厂事故的发生概率要低,而发生概率较高的辐射后果要小。

为了满足核电厂的辐射安全准则,现有核电厂的设计、建造和运行贯彻了纵深防御(defense in depth)的安全原则。以纵深防御为主要原则的国际原子能机构核安全标准系列文件(IAEA—NUSS)在我国核安全法规体系(HAF 系列)中得到了全面的反映。

1.2.1 纵深防御原则

当前在核电厂设计中广泛采用了纵深防御原则。它包括三道相继深入而又相互增援的设计防御措施,以此来保证核电厂的安全。

第一道防御的任务是主要考虑对事故的预防。它要求核电厂的设计必须是稳妥的和偏于安全的。为此,必须为核电厂建立一整套质量保证和安全标准。核电厂必须按严格的质量标准、工程实践经验以及质量保证程序进行设计、制造、安装、调试、运行和维修。电厂各系统、各设备不能出现不允许的差错或故障。

第二道防御的任务是防止运行中出现的偏差发展成为事故,这由所设置的可靠保护装置和系统来完成。这是考虑到即使在核电厂的设计、建造和运行中采取了各种措施,电厂仍然可能会发生故障。因此,在设计中设置了必需的保护设备和系统,它们的功能是探测妨碍安全的瞬变,完成适当的保护动作。这些系统必须按保守的设计实践设计,必须留有足够的安全裕量并应配有重复探测、检查和控制手段,各种测试仪表必须具备较高的可靠性。

第三道防御的任务是限制事故引起的放射性后果,是对于前两道防御的补充,以保障公众的安全。它专门用于对付那些几乎不可能发生但从安全角度又必须加以考虑的各种事故。为此,核电厂配置了必需的专门安全设施,以便对付这些假想事故。轻水堆的典型假想事故有:一回路或二回路管道破裂、燃料操作事故、弹棒事故等。除停堆系统外,轻水堆的专设安全设施包括:安全注射系统(又称应急堆芯冷却系统)、辅助给水系统、安全壳及安全壳喷淋系统、应急电源、消氢系统等。专设安全设施应能把假想事故的后果降低到可以接受的水平,这是衡量一种堆型是否安全的重要标志。

除了上述三道防御之外,对每个核电厂均应制订应急计划,以便万一发生严重事故、造成大量放射性外逸时,能对附近居民实行屏蔽、疏散、供给药物,并对食物进行封锁,使损害降到最小限度。有时也把它称为第四道防御。

1.2.2 多道屏障

为了阻止放射性物质向外扩散,轻水堆核电厂结构设计上的最重要安全措施之一,是在放射源与人之间,即放射性裂变产物与人所处的环境之间,设置了多道屏障,力求最大限度地包容放射性物质,尽可能减少放射性物质向周围环境的释放量。最为重要的是以下三道屏障。

第一道屏障是燃料元件包壳。轻水堆核燃料采用低富集度二氧化铀,将其烧结成芯块,叠装在锆合金包壳管内,两端用端塞封焊住。裂变产物有固态的,也有气态的,它们中的绝大部分容纳在二氧化铀芯块内,只有气态裂变产物能部分地扩散出芯块,进入芯块和包壳之间的间隙内。燃料元件包壳的工作条件是十分苛刻的,它既要受到中子流的强烈辐射、高温高速冷却剂腐蚀和侵蚀,又要受热应力和机械应力的作用。正常运行时,仅有少量气态裂变产物有可能穿过包壳扩散到冷却剂中;如包壳有缺陷或破裂,则将有较多的裂变产物进入冷却剂。设计时,假定有1%的包壳破裂和1%的裂变产物会从包壳逸出。据美国统计,正常运行时实际最大破损率为0.06%。

第二道屏障是将反应堆冷却剂全部包容在内的一回路压力边界。压力边界的形式与反应堆类型、冷却剂特性以及其他设计考虑有关。压水堆一回路压力边界由反应堆容器和堆外冷却剂环路组成,包括蒸汽发生器传热管、泵、稳压器和连接管道。

为了确保第二道屏障的严密性和完整性,防止带有放射性的冷却剂漏出,除了设计时在结构强度上留有足够的裕量外,还必须对屏障材料的选择、制造和运行给以极大的注意。

第三道屏障是安全壳,即一回路厂房。它将反应堆、冷却剂系统的主要设备(包括一些辅助设备)和主管道包容在内。当事故(如失水事故、地震)发生时,它能阻止从一回路系统外逸的裂变产物泄漏到环境中去,是确保核电厂周围居民安全的最后一道防线。安全壳也可保护重要设备免遭外来袭击(如飞机坠落)的破坏。对安全壳的密封有严格要求,如果在失水事故后 24h 内安全壳总的泄漏率小于 0.3%安全壳内所含气体的质量,则认为达到要求。为此,在结构强度上应留有足够的裕量,以便能经受住冷却剂管道大破裂时压力和温度的变化,阻止放射性物质的大量外逸。它还要设计得能够定期地进行泄漏检查,以便验证安全壳及其贯穿件的密封性。

1.2.3 安全设计的基本原则

核电厂安全设计的一般原则是:采用行之有效的工艺和通用的设计标准,加强设计管理,在整个设计阶段和任何设计变更中必须明确安全职责。核电厂各系统安全设计的基本原则有:

单一故障准则:满足单一故障准则的设备组合,在其任何部位发生单一随机故障时,仍能保持所赋予的功能。由单一随机事件引起的各种继发故障,均视作单一故障的组成部分。

多样性原则:多样性应用于执行同一功能的多重系统或部件,即通过多重系统或部件中引入不同属性来提高系统的可靠性。获得不同属性的方式有:采用不同的工作原理、不同的物理变量、不同的运行条件以及使用不同制造厂的产品等。

采用多样性原则能减少某些共因故障或共模故障,从而提高某些系统的可靠性。

独立性原则:为了提高系统的可靠性,防止发生共因故障或共模故障,系统设计中应通过功能隔离或实体分隔,实现系统布置和设计的独立性。

故障安全原则:核电厂安全极为重要的系统和部件的设计,应尽可能贯彻故障安全原则,即核系统或部件发生故障时,电厂应能在毋需任何触发动作的情况下进入安全状态。

定期试验、维护、检查的措施:为使核电厂安全有关的重要构筑物、系统和部件保持其执行功能的能力,应在核电厂的寿期内对它们进行标定、试验、维护、修理、检查或监测。

充分采用固有安全性的设计原则:世界核电厂已累积 7 000(堆·年)的运行实践,核电厂的运行记录(特别是压水堆核电厂)是良好的,但是,三哩岛事故和切尔诺贝利事故的发生,表明由于核电厂系统极其复杂,核电厂安全性取决于工程安全性,事故发生时,操纵人员若未能执行正确的操作规程或采用了错误的应对措施,就有发生严重事故的可能。在核电安全设计上重要的是要充分采用固有安全性。比如,在压水堆设计中,重要的负反应性温度系数和多普勒系数的自然安全性,以及靠重力、蓄压势和承压构件等非能动安全性,能在异常工况下使堆内链式反应自动趋于中止。固有安全性的定义见 2.1 节。

运行人员操作优化的设计:从安全观点出发,厂区人员的工作场所和工作环境必须按人机工效学原则进行设计。

人因有两方面的影响:一方面在异常工况下,操纵员若能采取正确的行动,对未明情况下反应堆安全可作出重要的贡献;另一方面,操纵员若未能作出正确的判断即动用安全设施或采用了错误的应对措施,对核安全是很大的威胁。核电运行史上发生的异常事件(从较小事件直

至严重事故)的最重要教训之一,是它们经常是人的错误操作或干预的结果。

反应堆的安全设计必须利于操纵员在有限的时间内、预计的周围环境中和有心理压力的状态能采取成功的行动,应尽量减少操纵员在短期内进行干预的必要性。

1.3 核反应堆的安全运行与管理

从运行的角度看,核电厂可以分机组(反应堆等硬件)、运行班组(操纵员)和管理层(领导和职能部门)三大方面。根据规定,管理层不能直接干预机组的运行状态,一切指令必须通过运行班组才能实施,因而上述三方就形成了只有两条边的三角关系,如图 1-1 所示,一条边是运行班组与机组的关系即人-机关系,另一条边是运行班组和管理层的关系即人-人关系。运行安全的管理应是上述三个方面和两个关系的综合结果。

机组作为电厂实体,一般要经历设计、制造、安装、调试、维修等几大工艺过程。其中设计与制造阶段赋予机组足够的安全裕度和可靠性,以承受一定程度的人因差错。在运行阶段,维修是关键点,它保证机组处于设计所规定的正常状况。机组必须在各个环节为操纵员提供优良的物质环境,其中包括电厂布局、标识、色彩编码、物质条件和清洁度,同时还要考虑高温、噪音、电气、化学等因素对操纵员的伤害或干扰。

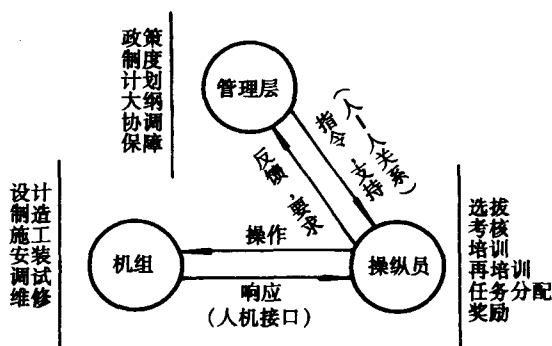


图 1-1 运行安全要素

管理是操纵员所需的同样重要的运行环

境,它包括政策、制度、计划、大纲、协调和保障等六大方面。管理层用政策、制度、计划和大纲来指导和管理操纵员的活动,在较高的层次上思考和处理有关机组安全运行的问题。同时,管理也就是服务,应当做好协调和保障工作,为操纵员创造良好的条件。

操纵员自然是运行安全研究与管理的中心。三哩岛事故之后,注意力特别集中于主控室内的操纵员。一座核电厂建成之后,其运行时的安危主要系于主操纵员之手。与运行班组有关的环节是人员的选拔、考核、初始培训、再培训、任务分配和奖励激励等。其中任务分配是运行班组内部的人-人关系问题。运行班组管理的目标是建立和维持一个合格的能胜任的运行班组。

在 20 世纪 70 年代,对投运核电厂的运行安全集中在技术上的可靠性、设备与程序的质量,即优先考虑的是初始设计工作,认为所有可能发生的意外均在设计考虑中,运行人员只要将机组维持在原设计的水平上,就可以保证安全。

1979 年发生了三哩岛核电厂事故,从中人们发现三哩岛核电厂的设计本身就存在缺陷,如主控室的人机接口不完善,相关的仪表指示不能真实地反映实际的物理现象等。此外,人员培训不够、相应事故处理规程不完备、工作方法不当以及缺乏足够的经验等都是导致这次事故的重要因素。

人机接口问题的实质,是核电厂运行实践中自动化程度与人干预能力的平衡问题。直接在线自动化方案由机器代替操纵员实现对工艺过程的控制,人对机组的安全不负直接的责任;

而间接自动化方案则仅由机器自动提供信息,由操纵员实施对机组的最终控制和决策。自动与人工操作的平衡即人机关系,与最佳化有关,其总目标是减少风险和停堆损失。根据核电厂的复杂性和目前最新工艺水平的自动化控制能力,直接在线自动化方案尚不现实。在此,在人机接口方面,必须十分注意主控室的设计(实体布局与环境条件)、辅助诊断手段开发、模拟机配备、维修培训设施和运行规程编制等方面,力争为操纵员创造一个有利于作出正确决策和有利于发现错误与问题的环境。

1986年切尔诺贝利核电厂事故的发生,引发了核安全文化概念的提出和发展。切尔诺贝利事故是错误设计的结果,其事故的处理过程也暴露了前苏联核电站运行人员的培训及其管理并没有吸取三哩岛事故的教训。运行操作人员及管理的失误加上原设计上的错误,导致了堆芯大部分放射性产物释放、人员伤亡的惨痛悲剧。

切尔诺贝利事故充分表明,核电厂发生的任何问题在某种程度上都来源于人为的错误,然而人的才智在查出和消除潜在的问题方面是十分有效的,必须突出强调人的因素在运行安全中的关键作用。对核电厂安全有着积极的影响。所以,核电厂营运机构以及所有其他与安全相关的单位都必须提高核安全文化,以防止人为错误的发生,并从人类活动的积极方面得到好处。

国际原子能机构(IAEA)的国际安全咨询组(INSAG)在INSAG-4报告中对核安全文化作出了如下的定义:

核安全文化是存在于单位和个人中的种种特性和态度的总和,它建立一种超出一切之上的观念,即核电厂安全问题由于它的重要性要保证得到应有的重视。

如图1-2所示,核安全文化是所有从事与核安全相关工作的人员参与的结果,它包括电厂员工、电厂管理人员及政府决策层。

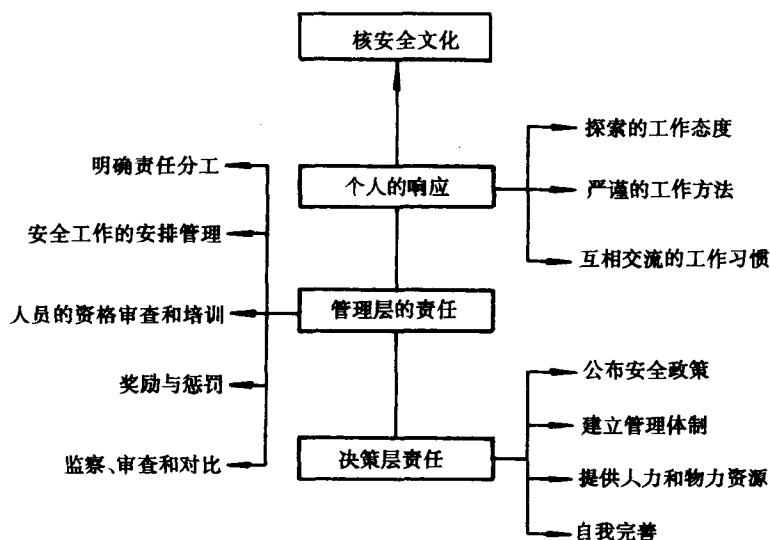


图 1-2 核安全文化的内容

与核安全相比,核安全文化是一种意识形态。即:人们对其价值的认同,人们考虑它的优先次序,人们为它所作的贡献。这种意识形态培养着人们的工作态度和方

换句话说,核安全文化不仅仅是专业性和严密性的问题,而且与行为密切相关。但是,人的行为取决于人与人之间的相互关系,核安全文化不但是个人和整体的安全态度,而且是与管理作风密切相关的。核安全文化作用于或表现在下列两个领域:

- 核电厂领导阶层和国家政策方面;
- 个体的行为。

对管理决策层而言,他们必须通过自己的具体行动为每一个工作人员创造有益于核安全的工作环境,培养他们重视核安全的工作态度与责任心。领导层对核安全的参与必须是公开的,而且有明确的态度。

对个人而言,必须具有质疑的探索工作态度、严谨的工作方法以及必要的相互交流。

只有各个层次的人在自己的岗位上尽职尽责,满足核安全的要求,核安全文化才会得到发展和提高。

1.4 核安全法规及安全监督

核能的发展是以核安全为前提的,为了减少公众和环境的风险,核电厂活动必须有法律加以规范。必须有一个法定的权威机构代表政府颁发和实施安全规定,进行安全审管和监督。

1.4.1 国家核安全管理部门

国家核安全局(现隶属国家环保总局)成立于1984年10月,由国务院授权,对全国核设施安全实施统一的监督,独立地行使核安全监督权,其主要职责是:

(1)组织起草和制定核安全的方针、政策和法规,发布核安全有关的规定、导则和实施细则,审查有关核安全的技术标准。

(2)组织审查和评定核设施的安全性能及核设施营运单位保障安全的能力,负责颁发(吊销)核设施安全许可证件。

(3)负责核安全事故的调查和处理、指导和监督核设施应急计划的制定和实施。

(4)主持与核安全技术与管理有关的研究。

(5)参与核设备出口项目许可证的批准与管理,开展核安全方面的国际合作。

国家核安全局在核设施集中的上海、广东、成都和北京设立了派出机构,实施核安全监督。国家核安全局已经建立了一套核安全法规和导则体系,实施了核电厂许可证申请制度。

1.4.2 核安全法规

核安全法规包括由国家颁发的法律和行政法规,由核安全的要求保证监管机构颁发的部门规章、国家标准和导则以及由工业部门制定的行业标准等。

目前,由国务院颁发的行政法律有:

《中华人民共和国民用核设施安全监督管理条例》(HAF0500)

《中华人民共和国核材料管制条例》(HAF0600)

国家核安全局制定了《中华人民共和国民用核设施安全监督管理条例的实施细则》以及下列核安全法规:

《核电厂的厂址选择安全规定》(HAF0100)

《核电厂设计安全规定》(HAF0200)

《核电厂运行安全规定》(HAF0300)

《核电厂质量保证安全规定》(HAF0400)

《核电厂放射性废物管理安全规定》(HAF0500)

上述核安全法规由国务院授权,国家核安全局批准发布,属强制性技术法规,核电厂等营运单位应保证这些规定中的要求得到满足。

国家环保局发布或批准了一系列规定作为对核设施包括核电厂进行安全监督的依据,如《辐射防护规定》(GB8703-88)、《核电站环境辐射防护规定》(GB6249-86)等,这些规定全部以中华人民共和国国家标准(GB)的形式发布。

1.4.3 核安全许可证制度

根据《中华人民共和国民用核设施安全监督管理条例》规定,我国已实行核设施安全许可证制度。由国家核安全局负责制定和批准颁发核设施安全许可证。

核电厂的许可证按五个主要阶段申请和颁发:

(1)核电厂的选址定点:根据国家基本建设程序规定,国家计划委员会在收到国家环境保护局的《核电厂环境影响评价报告批准书》和国家核安全局的《核电厂厂址安全审查批准书》后,批准《可行性研究报告》,批准营运单位申请的厂址。

(2)核电厂的建造:核电厂的营运单位向国家核安全局提交《核电厂建造申请书》、《初步安全分析报告》和其他有关资料(如系统手册、设计报告、质保大纲等文件)。国家核安全局审评后,颁发《核电厂建造许可证》,批准核电厂建造,许可开始核岛混凝土浇注。

《初步安全分析报告》必须包括足够资料,以使国家核安全部门能独立作出安全审评。提交资料的格式、范围和细目必须符合国家核安全部门的要求。安全分析报告包括以下内容:① 厂址及其环境的描述;② 建厂的目的,反应堆设计、运行和实验所遵循的基本安全原则(包括所用的法规、标准和规范),设计基准内部和外部始发事件以及为保护厂区人员和公众安全为目的的安全系统性能的描述;③ 核电厂系统的描述,包括目的、接口、仪表、检查维护和所有运行工况以及事故工况下的性能;④ 设计、采购、建筑、调试和运行方面的质量保证大纲的描述;⑤ 对预计安排在反应堆内进行的,对安全具有重要影响的任何形式实验的安全问题的检查;⑥ 相类似核电厂的运行经验的回顾;⑦ 假设始发事件及其后果的安全分析,包括足够的资料和计算,以便有条件进行独立评价;⑧ 核电厂的运行安全技术条件,包括安全限值和安全系统整定值、安全运行的限制条件、设备监测要求、组织和管理上的要求。

(3)核电厂的调试:核电厂的营运单位向国家核安全局提交《核电厂首次装料申请书》、《最终安全分析报告》和其他有关资料,国家核安全局审评后颁发《核电厂首次装料批准书》,批准首次装料,许可进行调试,并按批准的计划提升至满功率,进行 12 个月的试运行。

(4)核电厂的运行:核电厂的营运单位向国家核安全局提交《核电厂运行申请书》、修订的《最终安全分析报告》和其他有关资料,国家核安全局审评后,颁发《核电厂运行许可证》批准正式运行。

(5)核电厂的退役:核电厂的营运单位在获得国家核安全局颁发的《核电厂退役批准书》(临时)后,可开始退役活动。在获得《核电厂退役批准书》后,方能正式退役。

第 2 章

核反应堆的安全系统

运行中的反应堆存在着放射性物质释放的潜在风险。在反应堆、核电厂的设计、建造和运行过程中,必须坚持和确保安全第一的原则,必须设置反应性控制系统、反应堆保护系统和专设安全设施,确保在所有情况下都能充分实施有效控制反应堆,确保堆芯冷却和包容放射性产物三项安全功能。

本章论述反应堆的安全性和反应堆的安全功能,并对压水堆专设安全设施的作用、设计原则、运行原理作简要的描述。

2.1 反应堆的安全性

反应堆正常运行时,裂变产物几乎全部被包容在燃料元件内,从燃料元件泄漏的少量气态裂变产物以及冷却剂中的活化产物几乎都被包容在封闭的一回路系统内。所以,反应堆正常运行时对环境的污染是极其微小的。但是一旦发生严重的堆芯损坏事故,同时又发生一回路压力边界和安全壳破损的情况下,将有大量放射性物质释放到环境中,造成严重污染。

由于运行中的反应堆存在着潜在风险,在核电厂的设计、建造和运行过程中,必须坚持和确保安全第一的原则。核电厂运行史上三哩岛和切尔诺贝利两次重大事故的发生,使人们对反应堆安全性提出了更高的要求。国际核能界认为现有核电厂系统过于复杂,必须着力解决设计思想上的薄弱环节,提出应以固有安全(Inherent Safety)概念贯穿于核电厂设计安全的新论点。

为了理解固有安全性的定义,首先应分析确保反应堆安全的四种安全性要素:

(1)自然的安全性 只取决于内在负反应性系数、多普勒效应、控制棒藉助重力落入堆芯等自然科学法则的安全性,事故时能控制反应堆反应性或自动终止裂变,确保堆芯不熔化。

(2)非能动的安全性 建立在惯性原理(如泵惰转)、重力法则(如位差)、热传递法则等基础上的非能动设备(无源设备)的安全性,即安全功能的实现毋需依赖外来的动力。

(3)能动的安全性 必须依靠能动设备(有源设备),即需由外部条件加以保证的安全性。

(4)后备的安全性 指由冗余系统的可靠度或阻止放射性物质逸出的多道屏障提供的安全性保证。

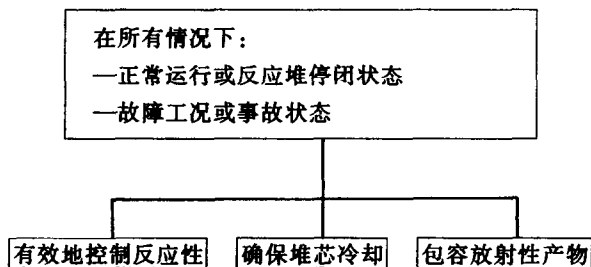
固有安全性被定义为:当反应堆出现异常工况时,不依靠人为操作或外部设备的强制性干

预,只是由堆的自然安全性和非能动的安全性,控制反应性或移出堆芯热量,使反应堆趋于正常运行和安全停闭。具备有这种能力的反应堆,即主要依赖于自然的安全性,非能动的安全性和后备反应性的反应堆体系被称为固有安全堆。当前国际核工程界公认的先进核反应堆有池式快堆 IFR(Integral Fast Reactor)和模块式高温气冷堆 MHTGR(Modular High Temperature Gas Cooled Reactor),它们的特点是以固有安全概念贯穿于堆的整个设计。而过程固有最终安全反应堆 PIUS(Process Inherent Ultimately Safe Reactor)的设计,则进一步发挥了这个概念,其堆芯浸泡在一个极大的水池内,堆芯产生的热量永远小于水池冷却能力,堆芯安全的保证依靠重力和热工水力定律,所以是固有安全性设计。

应该指出,当前正在运行着的那些核电厂反应堆,它们的安全性虽然也依赖于上述的四种要素,但与具有固有安全性反应堆相比,所依赖的程度和重点是有所不同的,这些堆均需设置应急堆芯冷却系统、余热排出系统、安全壳及安全壳喷淋系统等专设安全设施,依靠的是能动的安全性和后备的安全性,压水堆(PWR)、沸水堆(BWR)和高温气冷堆(HTGR)等都属于这个范畴,它们的安全性是按概率风险评价确保的,为工程的安全性。

2.2 反应堆的安全功能

为确保反应堆的安全,反应堆所有的安全设施应发挥以下特定的安全功能:



2.2.1 反应性的控制

在反应堆运行过程中,由于核燃料的不断消耗和裂变产物的不断积累,反应堆内的反应性就会不断减少;此外,反应堆功率的变化也会引起反应性变化。所以,核反应堆的初始燃料装载量必须比维持临界所需的量多得多,使堆芯寿命初期具有足够的剩余反应性,以便在反应堆运行过程中补偿上述效应所引起的反应性损失。

为补偿反应堆的剩余反应性,在堆芯内必须引入适量的可随意调节的负反应性。此种受控的反应性既可用于补偿堆芯长期运行所需的剩余反应性,也可用于调节反应堆功率的水平,使反应堆功率与所要求的负荷相适应。另外,它还可作为停堆的手段。实际上,凡是能改变反应堆有效倍增因子的任一方法均可作为控制反应性的手段。例如,向堆芯插入或抽出中子吸收体、改变反应堆的燃料富集度、移动反射层以及改变中子泄漏等等。其中,向堆芯插入或抽出中子吸收体是最常见的一种方法。通常称中子吸收体为控制元件。

控制元件总的反应性应当等于剩余反应性与停堆余量之和。一根控制元件完全插入后在堆芯内引起的反应性变化定义为单根控制元件的反应性当量。根据反应堆运行工况不同可把

反应性控制分为三种类型:

(1)紧急停堆控制。当反应堆出现异常工况时,作为停堆用的控制元件必须具有迅速引入负反应性的能力,使反应堆紧急停闭。

(2)功率控制。要求某些控制元件动作迅速,及时补偿由于负荷变化、温度变化和变更功率水平引起的微小的反应性瞬态变化。

(3)补偿控制。补偿控制元件用于补偿燃耗、裂变产物积累所需的剩余反应性,也用于改变堆内功率分布,以便获得更好的热工性能和更均匀的燃耗。这种控制元件的反应性当量大,并且它的动作过程是十分缓慢的。

把吸收体引入堆芯有以下三种方式:

(1)控制棒:在堆芯内插入可移动的含有吸收材料的控制棒。按其作用不同可分为补偿棒、调节棒和安全棒三种。补偿棒用于补偿控制,调节棒用于功率控制,安全棒用于紧急停堆控制。

控制棒是由中子吸收截面较大的材料(例如镉、铟、硼和铪等)制成。在中子能谱较硬的热中子堆中,为了提高控制效果,最好采用几种中子吸收截面不同的材料组成的混合物做控制棒,以便在各个能区内吸收中子。为此,在近代压水堆中使用的控制棒多数由银-铟-镉合金制成。此外,控制棒材料还必须具备耐辐射、抗腐蚀和易于机械加工等方面的良好性能。

(2)可燃毒物:堆芯寿期的长短通常取决于反应堆初始燃料装载量。当然,装入反应堆的燃料量也部分地取决于反应堆控制元件所实际能补偿的剩余反应性量。为增大堆芯的初始燃料装载量,通常在堆芯内装入中子吸收截面较大的物质,把它作为固定不动的控制棒装入堆芯,用以补偿堆芯寿命初期的剩余反应性。这种物质称为可燃毒物。可燃毒物的吸收截面应比燃料的吸收截面大,这样,它们就能比核燃料更快地烧完,从而在燃料循环末期,由它们带来的负反应性贡献可以忽略。采用这种控制方法有许多优点:如延长堆芯的寿期、减少可移动控制棒的数目、简化堆顶结构,若布置得当还能改善堆芯的功率分布等等。

可燃毒物材料通常选用钆(Gd)或硼(B),将其制成小片弥散在燃料中,在压水堆中,堆芯初始装载时用硼硅酸盐玻璃管作为可燃毒物棒装入堆芯。

(3)可溶毒物:可溶毒物是一种吸收中子能力很强的可以溶解在冷却剂的物质。轻水堆往往以硼酸溶解在冷却剂内用作补偿控制。其优点是毒物分布均匀和易于调节。由于这种化学控制方法能补偿很大的剩余反应性,可以使堆芯内可移动控制棒数目大量减少,从而简化了堆芯设计;然而,化学补偿控制也有不足之处,譬如,由于向冷却剂增加或减少毒物量的速率十分缓慢,所以反应性的引入速率相当小。因此,化学补偿控制只能补偿由于燃耗、中毒和慢化剂温度变化等引起的缓慢的反应性变化。

反应堆的冷却剂含硼浓度由硼表进行在线监测,如图 2-1 所示。

在事故工况下,任何链式裂变反应的不正常增加,将会被堆外中子测量系统探测到,并发出警报信号,必要时产生自动停堆信号,使控制棒落入堆芯以中止链式裂变反应。在蒸汽管道破裂或其他蒸汽需求不正常增加的事故情况下,由于一回路过冷,导致反应性的不可控增加,这时安全注射系统将会动作,将含高浓度硼的冷却剂注入堆芯以中止链式裂变反应。

2.2.2 确保堆芯冷却

为了避免由于过热而引起燃料元件损坏,任何情况下都必须导出核燃料的释热,确保对堆

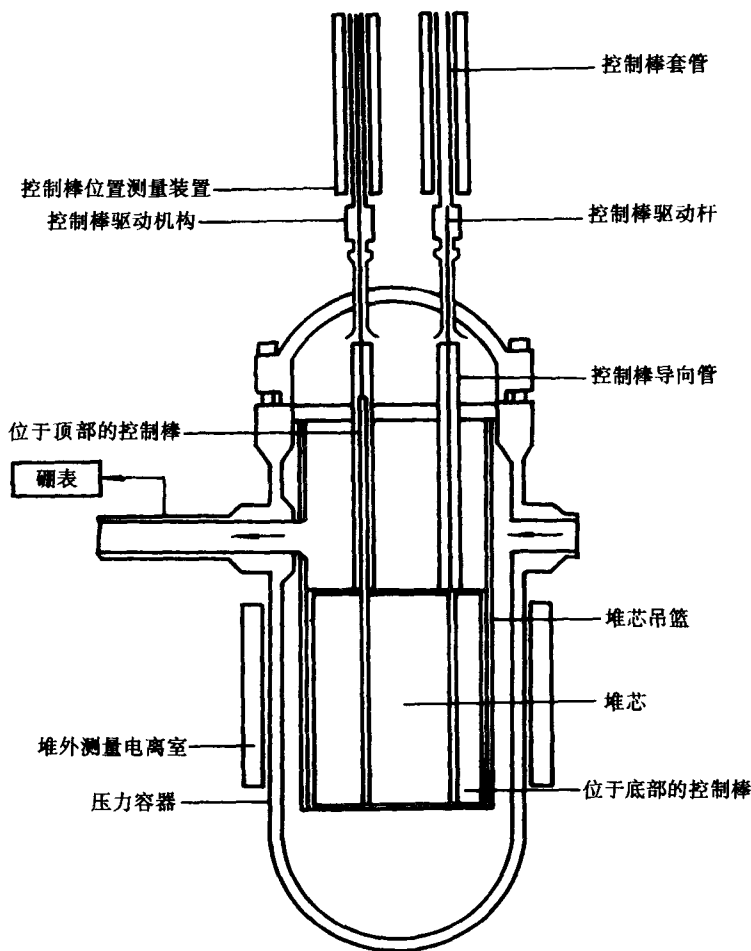


图 2-1 核安全的第一大功能——反应性控制

芯的冷却。为此：

正常运行时，一回路冷却剂在流过反应堆堆芯时受热，而在蒸汽发生器内被冷却；蒸汽发生器的二回路侧由正常的主给水系统或辅助给水系统供应给水。蒸汽发生器生产的蒸汽推动汽轮机做功，当汽机甩负荷时，蒸汽通过蒸汽旁路系统排到凝汽器或排放到大气中。

反应堆停闭时，堆芯内链式裂变反应虽被中止，但燃料元件中裂变产物的衰变继续放出热量，即剩余释热。为了避免损坏燃料元件包壳，和正常运行一样，应通过蒸汽发生器或余热排出系统，继续导出热量。

对于从反应堆换料时卸出的乏燃料组件，必须在反应堆燃料厂房的乏燃料水池中存放几个月，以释出乏燃料组件的剩余热量，并使短寿期放射性裂变产物自然衰减，降低放射性水平。

当反应堆失去正常冷却的事故工况下，将有以下几种导出堆芯热量的方法：

(1) 蒸汽发生器的给水由辅助给水系统提供，产生的蒸汽通过蒸汽旁路系统排入大气。

(2) 当一回路的温度和压力下降到一定值时，堆芯剩余发热由余热排出系统加以冷却。一回路处于大气压力下时，还可以由反应堆换料水池冷却净化系统来排出余热。

(3)当蒸汽管道出现破口时,安全注射系统将向堆芯注入含硼水,以补偿由于堆芯过冷所丧失的冷却剂装量。

(4)当一回路系统出现破口时,堆芯产生的功率将由破口流出的液态或汽态的冷却剂带到安全壳内,这时,安全壳喷淋系统应动作,对流出的冷却剂进行循环冷却。

核电厂各种运行工况下,对反应堆堆芯的冷却可归纳为如表 2-1 所示。

表 2-1 反应堆堆芯冷却的控制

运行情况	系统或设备	热 阱
正常运行	蒸汽发生器	正常给水 辅助给水及蒸汽旁路系统
机组停运	第一阶段:蒸汽发生器 第二阶段:余热排出系统	辅助给水及蒸汽旁路系统 设备冷却水系统、重要厂用水系统
事故工况	蒸汽发生器	辅助给水及蒸汽旁路系统
	余热排出系统	设备冷却水系统、重要厂用水系统
	安全注射系统	换料水箱、安注箱
	安全壳喷淋系统	换料水箱、设备冷却水系统、重要厂用水系统
乏燃料组件的冷却	反应堆换料水池及乏燃料冷却净化系统	设备冷却水系统、重要厂用水系统

2.2.3 包容放射性产物

为了避免放射性产物扩散到环境中,在核燃料和环境之间设置了多道屏障,运行时,必须严密监视这些屏障的密封性,确保公众与环境免受放射性辐照的危害,见图 2-2。

正常运行时,少数燃料元件包壳会出现轻微裂纹,少量裂变产物及活化产物将进入核辅助厂房的一些辅助系统内,如化学与容积控制系统及乏燃料水池。这些放射性产物主要以液态或气态的形式存在。通过以下方法加以控制:

(1)保持现场或厂房的相对负压,防止放射性气体或尘埃向其它区域扩散。对存在放射性碘的区域也同样保持与周围其它区域的负压。

(2)通过放射性废气、废液收集系统收集带放射性的气体,并传送到废气处理系统进行处理、贮存和监控。待放射性衰变到可接受水平后,送到装备有过滤器和碘吸附装置的烟囱进行监控排放。低放射性废气经过过滤后可直接通过烟囱排放。

(3)放射性废液经收集后,送到硼回收系统或废液处理系统进行过滤、除盐、除气、蒸发和贮存监测后,送到废液处理系统贮存箱贮存。通过取样分析达到环保部门要求的排放标准后,再向环境进行监控排放。

事故工况下,下列系统或装置将参与各道放射性屏障功能的控制。

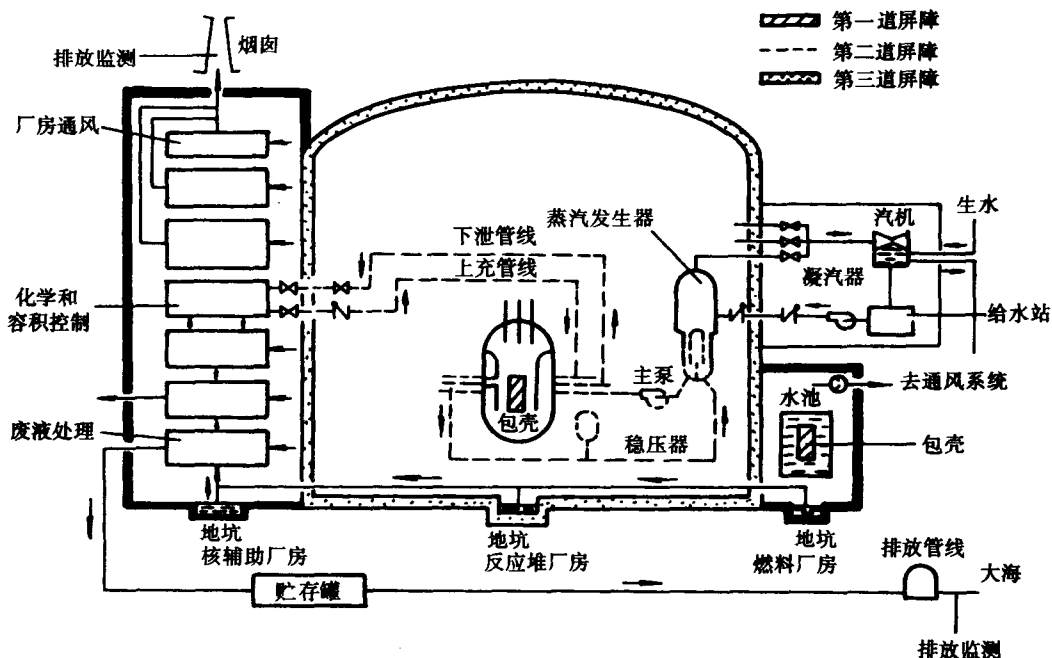


图 2-2 核安全的第三大功能——对放射性产物的屏障控制

第一道屏障:反应堆紧急停堆系统。

第二道屏障:稳压器安全阀。

第三道屏障:则有以下系统或装置动作:① 安全壳自动隔离;② 安全壳喷淋系统,用于降低安全壳内压和减少放射性碘;③ 氢气复合装置,消除失水事故情况下产生的氢气,防止可能出现的氢爆;④ 砂堆过滤器,防止安全壳超压;⑤ 安全壳内废液及废气的外泄漏分别由碘过滤器及核岛排气及疏水系统收集后重新送回安全壳。

2.3 专设安全设施

当反应堆运行发生异常或事故工况下,仅仅依靠正常的控制保护系统仍不足以保障堆芯的冷却。在压水堆核电厂中,一旦发生因冷却剂系统管道破裂的失水事故时,即使反应堆紧急停闭,也会由于积累在堆芯的贮热和裂变产物衰变热的作用,使燃料包壳烧毁,甚至会使堆芯熔化;同时,冷却剂的大量泄放,会引起安全壳内压力升高,危及安全壳的完整性。为此,除反应堆保护系统外,还应设置专设安全设施,这些设施具有下列功能:

- (1)发生失水事故时,向堆芯注入含硼水。
- (2)阻止放射性物质向大气排放。
- (3)阻止安全壳中氢气浓集。
- (4)向蒸汽发生器事故供水。

2.3.1 设计原则

设备必须高度可靠。即使在发生所假想的最严重地震(安全停堆地震)时,专设安全设施

仍能发挥其应有的功能。

系统要有多重性。一般应设置两套或两套以上执行同一功能的系统,并且最好两套系统要按不同的原理设计,这样即使单个设备故障也不致影响系统正常功能的发挥。

系统必须各自独立。原则上不希望共用其它设备或设施。对重要的能动设备还必须实体隔离。例如,高压注射系统的两台高压注射泵、低压注射系统的两台低压注射泵、辅助给水系统的汽动泵和电动泵都应采取隔离措施,以防止因其中一台故障而飞散的碎片击毁另一台泵。

系统应能定期检查。在反应堆寿期内,要能够对系统及其设备的性能进行检验,使其始终保持应有的功能。

系统必须备有可靠电源。在发生断电事故时,备用电源应在规定的时间内达到额定的输出功率。作为备用电源的柴油发电机组也应具有独立性、多重性和检查的可能性等特点。

系统必须具有充足的水源,要在发生失水事故的情况下,自始至终都能满足使堆芯冷却和安全壳降压所必需的水量。

2.3.2 安全注射系统

安全注射系统又可称应急堆芯冷却系统。它的主要功能是异常工况下对堆芯提供冷却,以保持燃料包壳的完整性。当主冷却剂回路管道发生破裂的重大事故时,要求它能迅速将冷却水注入堆芯,及时导出燃料中产生的热量,不使燃料的温度超过包壳的熔点。并提供事故后对堆芯长期冷却的能力。

安全注射系统由以下子系统构成(见图 2-3):

高压安全注射子系统;

蓄压安全注射子系统;

低压安全注射子系统。

所有系统均为两路或三路独立通道,每路具备 100% 的设计能力。

主系统发生中小破口时,高压注射系统首先触发向主系统充水。若破口较大,压头较低但流量大得多的低压安全注射系统投入。注射泵从换料水箱取含硼 $2\,000\mu\text{g/g}$ 的冷水注入主系统冷管段,补充从破口流失的冷却剂。流失的冷却剂逸入安全壳,最后汇入地坑。一般压水堆电厂的设计中,高压安全注射系统的三台泵与化容系统上充泵部分兼容,一台柱塞泵正常时为上充泵,可以产生压头很高的注射水流。另两台离心泵平时开动一台与柱塞泵并联运行,另一台备用,在保护系统信号触发下自动投入。

主系统压力降到 4 MPa 以下时,安注箱系统会立即自动向冷管段注水。安注箱内装含硼水,以氮气充压,依靠箱体与主系统间的压差驱动截止阀自动开启。安注箱是非能动安全系统的一个实例。

低压安全注射系统在大破口失水事故下首先从换料水箱取水,水箱排空以后自动切换到安全壳地坑。地坑水温度较高,必须经过低压系统热换热器冷却后再行注入。

在换料水箱已用空而又需要高压安注的情况下,高压安注子系统经过低压安注子系统从安全壳地坑取水。在这种间接取水方式下,低压安注泵的作用相当于高压安注泵的增压泵。

在大破口失水事故后,堆芯余热将借助冷段和热段的长时间低压再循环排出,即堆芯长期冷却方式。

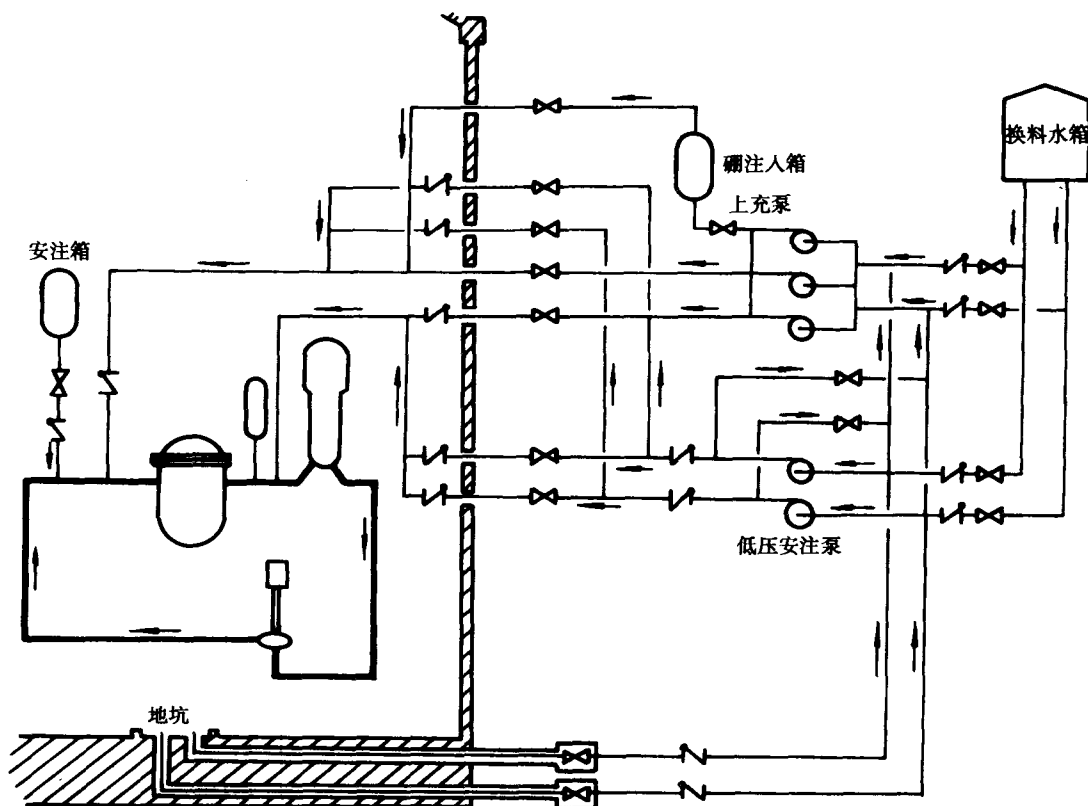


图 2-3 应急堆芯冷却系统示意图

2.3.3 安全壳系统

采取如前所述的安全设施后,显然可以防止发生因失水事故而导致的堆芯熔化事件,但是失水事故一旦发生,燃料包壳破裂事件是可能发生的。因此,设置的安全设施也应该能够把由于元件包壳破裂而释放的放射性物质封闭在安全壳内。

反应堆安全壳及安全壳导出热量系统必须设计成:无论发生怎样大的事故,不仅不容许安全壳的泄漏率超过规定设计值,而且还应留有足够的裕量,以便能应付事故引起的压力和温度的变化;此外,还能进行定期泄漏检查,以便证实安全壳及其贯穿部件的密封性能是否完好。

压水堆一般采用干式密封安全壳,如图 2-4。早期使用一层钢板制作的球形耐压单层安全壳,随后为了减小安全壳的体积和泄漏量,又相继研制了诸如混凝土外层单层安全壳、半双层安全壳、无泄漏双层安全壳和预应力混凝土安全壳等多种形式。它们都是能承受最大失水事故产生压力的耐压结构。除冰冷式安全壳外,典型的安全壳设计压力为 0.5MPa(a) 。在设计压力下,每天的泄漏率不超过安全壳内部自由空间中气体的 0.1% 。为了有效地抑制因失水事故引起的压力增长幅值和放射性强度,安全壳内还专门设置了喷淋系统和放射性物质去除系统。

发生失水事故时,安全壳喷淋系统喷出冷却水,使一部分蒸汽凝结,降低安全壳内部压力,并使安全壳得到及时冷却。安全壳喷淋系统有两种运行方式(见图 2-5):一种是直接喷淋,喷

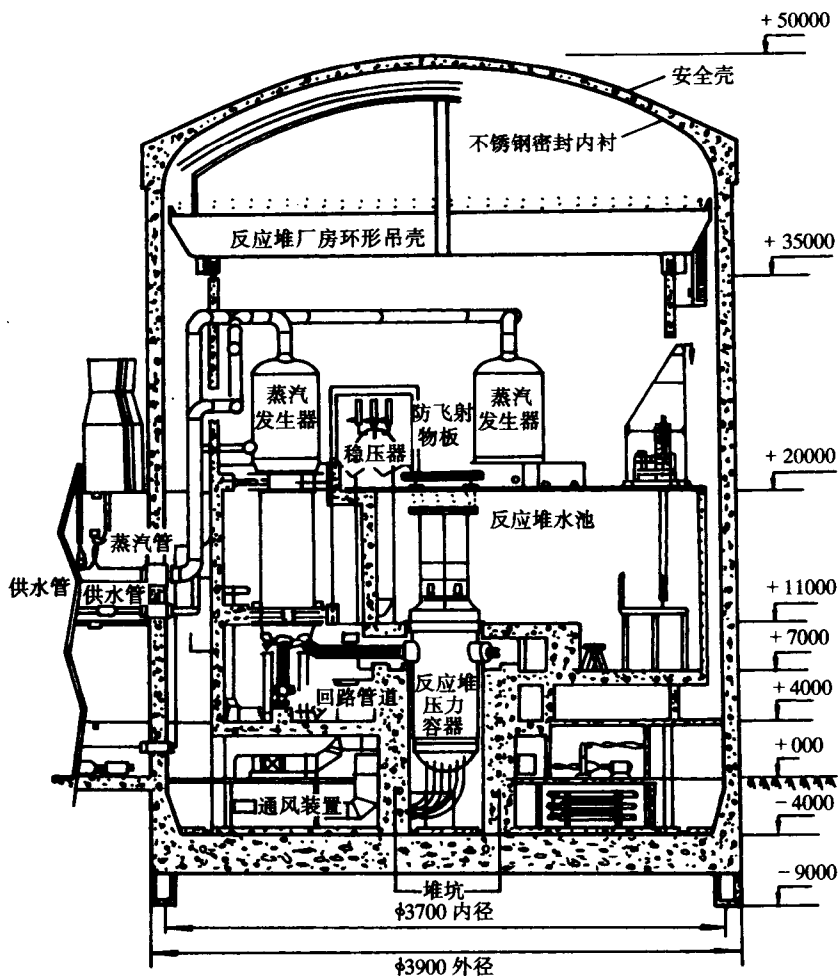


图 2-4 压水堆大型干式安全壳剖面

淋泵把来自换料水箱中的含硼水,经布设在安全壳内部的喷淋管嘴喷入安全壳;另一种是再循环喷淋,它把积聚在安全壳地坑中的水,经过喷淋管嘴喷入安全壳,用以提供安全壳连续冷却。换料水箱到达低水位时,低水位的信号自动开启再循环管线的阀门,关闭换料水箱的出口阀,而将喷淋泵的吸入端与安全壳地坑相连接,安全壳喷淋系统便开始再循环喷淋运行。

喷淋系统中设有化学物添加箱,箱内贮存化学添加物氢氧化钠(NaOH)或硫代硫酸钠($\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_2$),在向安全壳喷淋的同时,能把化学添加物掺入喷淋水中,用以去除冷却剂中所含的放射性碘。

双层安全壳还设置了空气再循环系统(见图 2-6),它由排风机、冷却器、除湿器、高效率粒子过滤器和碘过滤器组成。工作时,能使环形空间保持负压,起到双层包容的作用。同时也使环形空间内的气体通过碘过滤器进行再循环,降低安全壳泄出气体中放射性物质浓度,使放射性对电厂周围的影响降低到最低限度。

此外,早期的一些压水堆电厂曾采用冰冷凝器式安全壳,见图 2-7。在这种结构的安全壳内,有一个环形冷藏室,其中装有含硼的冰块。在正常情况下,用常规的制冷设备使冰块维持

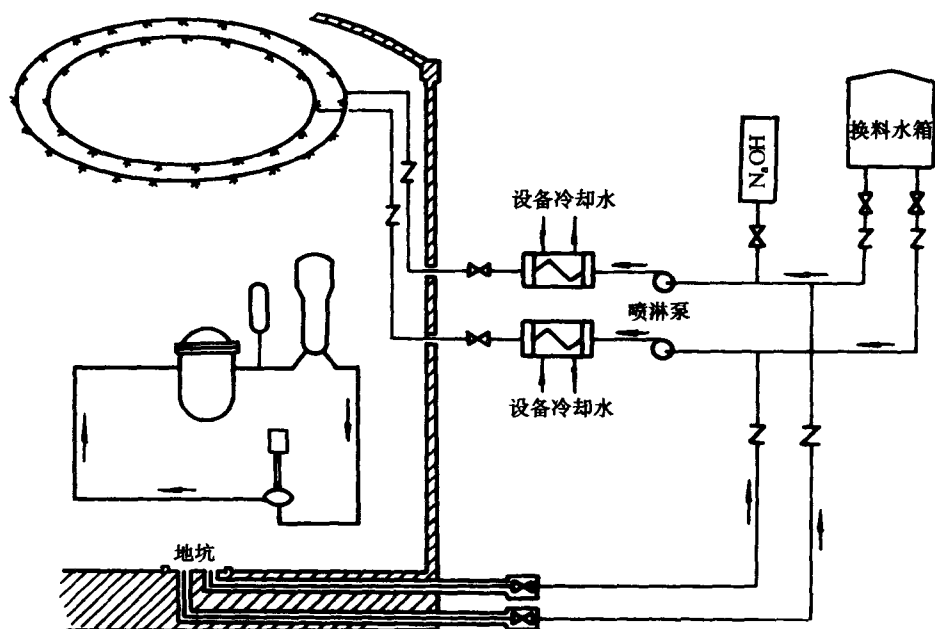


图 2-5 安全壳喷淋系统

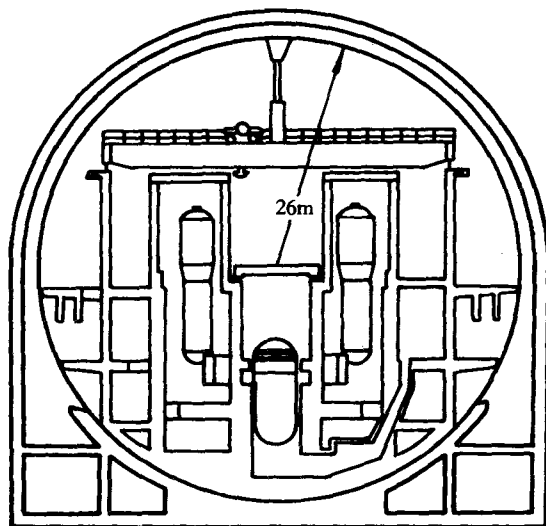


图 2-6 球形双层安全壳剖面

在凝结状态。在失水事故时,堆芯释放的蒸汽首先经过冰冷凝器,而后进入安全壳的上部空间。这样,可使相当份额的蒸汽在冰冷凝器中凝聚。这种结构的安全壳与干式安全壳相比,优点是安全壳承受的设计压力较低,比常用的干式安全壳体积小得多,但设备初置费及运行费用很高,现已很少采用。

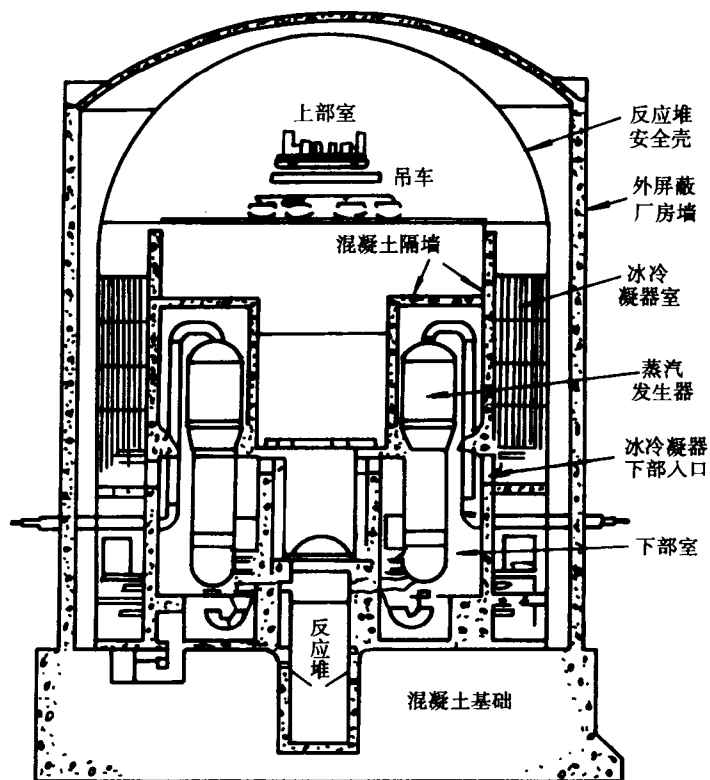


图 2-7 冰冷凝器式安全壳

2.3.4 辅助给水系统

又称事故给水系统。当蒸汽发生器的主给水系统不能工作时,辅助给水系统向蒸汽发生器供水,及时带走反应堆的剩余发热,以保护堆芯和防止设备损坏。所以,可把它看作为核蒸汽系统的安全系统。此外,在反应堆正常启动和停闭过程中,为了在低功率下有效地控制给水,也需要由辅助给水系统向蒸汽发生器供水。对于绝大多数事故,都需要依赖由辅助给水系统维持蒸汽发生器的热阱作用。所以,辅助给水系统在确保核电厂安全上有重要意义,在设计上必须确保它的可靠性。

辅助给水系统由两个子系统组成。一个子系统有两列 50% 容量的由可靠电源供电的电动给水泵,另一个子系统由一台 100% 容量的汽动泵组成,这三台泵均从抗震水箱(辅助给水箱)取水,以足够高压头直接注入蒸汽发生器。辅助给水箱排空以后,可以取重要厂用水作为替代水源。使冷却剂主系统从热备用工况冷却到余热排出系统投入温度,只需一台电动泵运行 5h 左右,辅助给水系统示意图见 2-8。

为维持蒸汽发生器的热阱作用,启动辅助给水系统的同时还须采取排汽措施。凝汽器可用时应开启旁路排汽系统以节省二次侧水资源。若凝汽器不可用,则应开启二次侧卸压阀排汽,否则安全阀会自动冲开。

驱动汽动辅助给水泵的蒸汽由一台蒸汽发生器供给即可。为确保可用性,供汽压力在 0.7~8.3 MPa 的范围内变化均可。

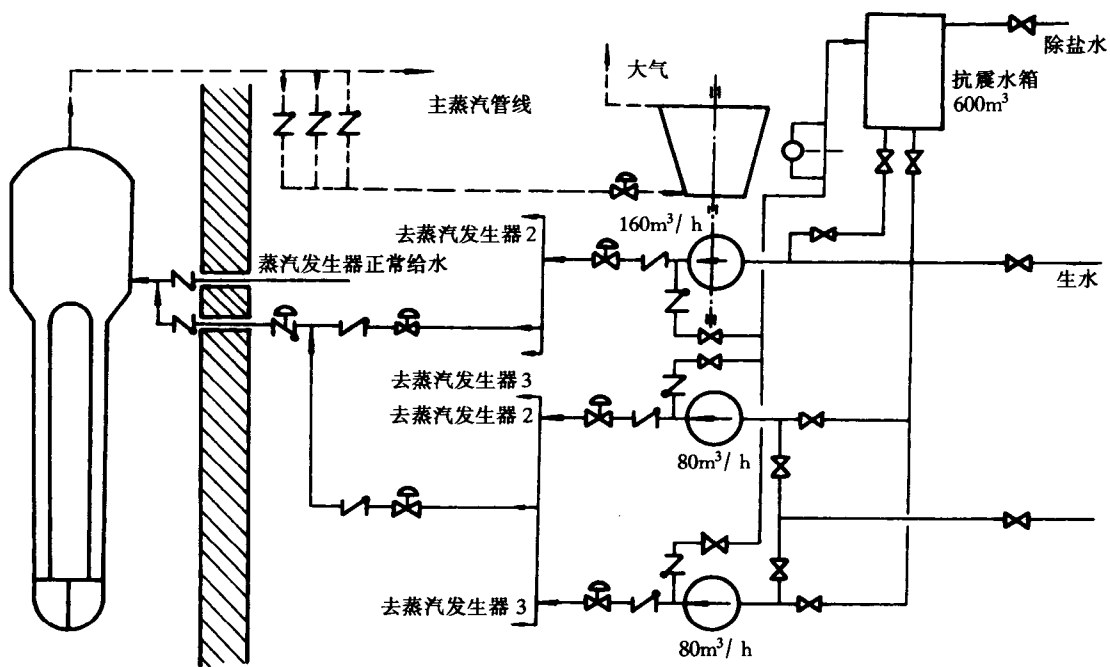


图 2-8 辅助给水系统示意图

第 3 章

核反应堆瞬态分析基础

反应堆瞬态是指反应堆倍增因子或反应性变化时,中子通量或功率随时间的变化特性。

在反应堆运行的各种工况中,反应堆倍增因子和反应性会发生变化。属于正常工况的如:反应堆启动、提升功率、停闭、中毒和燃耗;属于事故工况的有控制棒误操作、冷却剂流量丧失等。这些工况下反应性的变化直接影响反应堆功率大小,而反应堆事故时的功率又是衡量反应堆安全性的一个重要因素。因此,如何求解瞬态过程中的功率变化,是反应堆动态研究中要解决的一个基本问题。一种比较简单但近似的处理方法是采用点堆动态模型,当反应堆在带功率工况下运行时,动态方程中还应考虑反应性反馈效应。

本章先根据中子扩散理论导出点堆动态方程,然后讨论反应性反馈效应,并介绍一种最简单的反应堆动力学模型。

3.1 反应堆瞬态

3.1.1 动态方程的一般形式

为了推导反应堆瞬态方程,我们在空间任取一体积元 dV ,根据单群中子扩散理论,在该体积 dV 内,中子密度随时间的变化率等于它的产生率减去吸收率和泄漏率,即

$$\frac{\partial}{\partial t}N(\mathbf{r},t) = S_f(\mathbf{r},t) + S_e(\mathbf{r},t) - \Sigma_a(\mathbf{r},t)\phi(\mathbf{r},t) + \nabla D(\mathbf{r},t)\nabla\phi(\mathbf{r},t) \quad (3-1)$$

而

$$\phi(\mathbf{r},t) = N(\mathbf{r},t)\tilde{v} \quad (3-2)$$

式中: N 为中子密度; S_f 为裂变中子源项; S_e 为外中子源项; Σ_a 为宏观吸收截面; ϕ 为中子通量; $\tilde{v}$ 为中子速度; D 为扩散系数。

裂变中子源项包括瞬发中子 S_{fp} 和缓发中子 S_{fd} 两部分。若 $\beta(\mathbf{r})$ 为缓发中子份额, $\nu(\mathbf{r})$ 为每次裂变所释放的平均中子数, Σ_f 为宏观裂变截面,则

$$S_{fp}(\mathbf{r},t) = [1 - \beta(\mathbf{r})]\nu(\mathbf{r})\Sigma_f(\mathbf{r},t)\phi(\mathbf{r},t) \quad (3-3)$$

缓发中子是由裂变产物先驱核的衰变而产生的。实际应用中把这种先驱核分为六组,见表 3-1。如用 C_i 表示 i 组先驱核的浓度,相应的衰变常数为 λ_i ,那末第 i 组先驱核的衰变率是

$C_i \lambda_i$ 。根据先驱核浓度平衡方程,得

$$\frac{\partial}{\partial t} C_i(r, t) = \beta_i(r) \nu(r) \Sigma_f(r, t) \phi(r, t) - \lambda_i C_i(r, t), \quad i = 1, 2, \dots, 6 \quad (3-4)$$

由于每组缓发中子的形成率都等于其先驱核的衰变率,因而有

$$S_{fd}(r, t) = \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(r, t) \quad (3-5)$$

因此,裂变中子源项可以写成

$$S_f(r, t) = [1 - \beta(r)] \nu(r) \Sigma_f(r, t) \phi(r, t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(r, t) \quad (3-6)$$

于是,相应的单群中子扩散方程为

$$\begin{aligned} \frac{1}{v} \frac{\partial \phi(r, t)}{\partial t} = & \nabla D(r, t) \nabla \phi(r, t) + [1 - \beta(r)] \nu(r) \Sigma_f(r, t) \phi(r, t) \\ & - \Sigma_a(r, t) \phi(r, t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(r, t) + S_e(r, t) \end{aligned} \quad (3-7)$$

对于燃料固定的反应堆来说,(3-4)和(3-7)式就是与时间-空间有关的反应堆动态方程,其中中子通量和先驱核浓度满足以下条件:

$$\phi(r, t) > 0, C_i(r, t) > 0, r \in V \quad (3-8)$$

$$\phi(r, t) = 0, C_i(r, t) = 0, r \in \varphi \quad (3-9)$$

表 3-1 缓发中子特性

半衰期 T, s	产 额		
	β_i		
	^{233}U	^{235}U	^{239}Pu
56	0.000 23	0.000 21	0.000 07
23	0.000 78	0.001 24	0.000 63
6.2	0.000 64	0.001 28	0.000 44
2.3	0.000 74	0.002 57	0.000 69
0.61	0.000 14	0.000 75	0.000 18
0.23	0.000 08	0.000 27	0.000 09
$\beta = \sum_i \beta_i$	0.002 61	0.006 50	0.002 10
ν	2.50	2.43	2.90

其中 V 和 φ 分别表示堆芯的体积和表面积。如果在(3-4)和(3-7)式中引入含有时间变量的局部倍增因子 $k_{\infty}(r, t)$ 、徙动面积 $M^2(r, t)$ 和中子寿期 $l_{\infty}(r, t)$, 即

$$k_{\infty}(\mathbf{r}, t) = \frac{\nu(\mathbf{r})\Sigma_f(\mathbf{r}, t)}{\Sigma_a(\mathbf{r}, t)} \quad (3-10)$$

$$M^2(\mathbf{r}, t) = \frac{D(\mathbf{r}, t)}{\Sigma_a(\mathbf{r}, t)} \quad (3-11)$$

$$l_{\infty}(\mathbf{r}, t) = \frac{1}{\bar{\nu}\Sigma_a(\mathbf{r}, t)} \quad (3-12)$$

则反应堆动态方程可改写为

$$\begin{aligned} \frac{\partial \phi(\mathbf{r}, t)}{\partial t} = & l_{\infty}^{-1}(\mathbf{r}, t) \{ \nabla M^2(\mathbf{r}, t) \nabla \phi(\mathbf{r}, t) - M^2(\mathbf{r}, t) [\nabla \ln l_{\infty}(\mathbf{r}, t)] \nabla \phi(\mathbf{r}, t) \\ & + [1 - \beta(\mathbf{r})] k_{\infty}(\mathbf{r}, t) \phi(\mathbf{r}, t) - \phi(\mathbf{r}, t) \} + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(\mathbf{r}, t) \tilde{v} + \tilde{v} S_e(\mathbf{r}, t) \end{aligned} \quad (3-13)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \tilde{v} C_i(\mathbf{r}, t)}{\partial t} = & l_{\infty}^{-1}(\mathbf{r}, t) \beta(\mathbf{r}) k_{\infty}(\mathbf{r}, t) \phi(\mathbf{r}, t) - \lambda_i C_i(\mathbf{r}, t) \tilde{v}, \\ & i = 1, 2, \dots, 6. \end{aligned} \quad (3-14)$$

3.1.2 点堆动态方程

上面介绍的反应堆动态方程,虽然进行了中子能量的单群化处理,但由于中子通量和先驱核浓度都是时间-空间的函数,因此,求解过程仍需要十分复杂的数学运算。作为一种近似,假设 $\phi(\mathbf{r}, t)$ 和 $C_i(\mathbf{r}, t)$ 可以写成时间和空间变量相分离的两个函数之积

$$\phi(\mathbf{r}, t) = \Psi(\mathbf{r}) P(t) \quad (3-15)$$

$$\tilde{v} C_i(\mathbf{r}, t) = \Psi(\mathbf{r}) C_i(t) \quad (3-16)$$

其中形状因子 $\Psi(\mathbf{r})$ 为亥姆霍兹方程的基波特征函数,幅度因子 $P(t)$ 表示 t 时刻堆内产生的瞬时功率。

在(3-13)和(3-14)等式两边乘以 $\Psi_0(\mathbf{r}) l_{\infty}(t)$, 并将(3-15)和(3-16)代入对堆体积积分,再利用格林定律,得

$$\begin{aligned} \langle \Psi_0 l_{\infty}(t) \Psi \rangle \frac{dP(t)}{dt} = & \langle \Psi_0 [1 - \beta] k_{\infty}(t) \Psi \rangle P(t) - \langle \Psi_0 \Psi \rangle P(t) \\ & - \langle M^2(t) (\nabla \Psi_0) (\nabla \Psi) \rangle P(t) - \langle \Psi_0 M^2(t) [\nabla \ln l_{\infty}(t)] \nabla \Psi \rangle P(t) \\ & + \langle \Psi_0 l_{\infty}(t) \Psi \rangle \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) + \tilde{v} \langle \Psi_0 l_{\infty}(t) S_e(t) \rangle \end{aligned} \quad (3-17)$$

$$\begin{aligned} \langle \Psi_0 l_{\infty}(t) \Psi \rangle \frac{dC_i(t)}{dt} = & \langle \Psi_0 \beta k_{\infty}(t) \Psi \rangle P(t) - \lambda_i \langle \Psi_0 l_{\infty}(t) \Psi \rangle C_i(t), \\ & i = 1, 2, \dots, 6 \end{aligned} \quad (3-18)$$

式中 $\langle \cdot \rangle$ 表示对堆芯整个体积求积分, Ψ_0 表示瞬态工况发生之前的中子通量空间分布函数。令

$$k(t) = k_{\infty}(t) \bar{P}_N(t) \quad (3-19)$$

$$l(t) = \bar{l}_{\infty}(t) \bar{P}_N(t) \quad (3-20)$$

$$\bar{k}_{\infty}(t) = \frac{\langle \Psi_0 k_{\infty}(t) \Psi \rangle}{\langle \Psi_0 \Psi \rangle} \quad (3-21)$$

$$\bar{l}_{\infty}(t) = \frac{\langle \Psi_0 l_{\infty}(t) \Psi \rangle}{\langle \Psi_0 \Psi \rangle} \quad (3-22)$$

$$\bar{P}_N(t) = \left\{ 1 + \frac{\langle M^2(t)(\nabla \Psi_0) \nabla \Psi \rangle + \langle \Psi_0 M^2(t) [\nabla \ln l_{\infty}(t) \nabla \Psi] \rangle}{\langle \Psi_0 \Psi \rangle} \right\}^{-1} \quad (3-23)$$

$$\bar{\beta}_i(t) = \frac{\langle \Psi_0 \beta_i k_{\infty}(t) \Psi \rangle}{\langle \Psi_0 k_{\infty}(t) \Psi \rangle} \quad (3-24)$$

$$\bar{\beta}(t) = \sum_{i=1}^6 \bar{\beta}_i(t) \quad (3-25)$$

$$\tilde{S}_e(t) = \frac{\tilde{v} \langle \Psi_0 l_{\infty}(t) S_e(t) \rangle}{\langle \Psi_0 l_{\infty}(t) \Psi \rangle} \quad (3-26)$$

则(3-17)和(3-18)式可简化成

$$\frac{dP(t)}{dt} = \left\{ \frac{[1 - \bar{\beta}(t)]k(t) - 1}{l(t)} \right\} P(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) + \tilde{S}_e(t) \quad (3-27)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\bar{\beta}_i(t)k(t)}{l(t)} P(t) - \lambda_i C_i(t), i = 1, 2, \dots, 6, \quad (3-28)$$

初看起来,(3-27)和(3-28)式中似乎只有一个时间变量 t , 实际上, 由于参量 $\bar{\beta}(t)$ 、 $k(t)$ 、 $l(t)$ 、 $\tilde{S}_e(t)$ 和 $\bar{\beta}_i(t)$ 都与形状因子 $\Psi_0(r)$ 、 $\Psi(r)$ 有关。因此, 求解反应堆动态方程时, 首先需要知道 $\Psi_0(r)$ 和 $\Psi(r)$ 值。其中 $\Psi_0(r)$ 应满足 $S_e(r) = 0$ 时的临界方程即 $\frac{d\phi}{dt} = 0$ 、 $\frac{dC_i}{dt} = 0$, 使(3-13)式变为

$$\nabla M^2(r) \nabla \Psi_0(r) - M^2(r) [\nabla \ln l_{\infty}(r)] \nabla \Psi_0(r) + [k_{\infty}(r) - 1] \Psi_0(r) = 0 \quad (3-29)$$

这里 $M^2(r)$ 、 $l_{\infty}(r)$ 和 $k_{\infty}(r)$ 都表示瞬态工况发生之前的稳态值。若我们不研究中子通量在堆内的具体空间分布, 只讨论它们随时间的变化规律, 再加上在许多瞬态过程中, 堆芯参量 $M^2(r)$ 、 $l_{\infty}(r)$ 和 $k_{\infty}(r)$ 变化不大, 可取用 $\Psi(r) = \Psi_0(r)$, 从而消去扩散模型中的空间变量, 则得到仅包含时间变量的一组常微分方程。中子通量与空间位置无关的这种模型称为点堆动态模型, (3-27)和(3-28)式合称为点堆动态方程。

利用点堆动态模型, 可以略去(3-23)式分母中最后一项, $\bar{P}_N(t)$ 便是不泄漏几率的常见形式, 即

$$\bar{P}_N(t) = \frac{1}{1 + \overline{M^2(t)} \overline{B_g^2}} \quad (3-30)$$

由(3-19)式, 得

$$k(t) = \frac{\bar{k}_{\infty}(t)}{1 + \overline{M^2(t)} \overline{B_g^2}} \quad (3-31)$$

其中

$$\overline{M^2(t)} = \frac{\langle M^2(r, t) [\nabla \Psi_0(r)]^2 \rangle}{\langle [\nabla \Psi_0(r)]^2 \rangle} \quad (3-32)$$

$$\overline{B_g^2} = \frac{\langle [\nabla \Psi_0(r)]^2 \rangle}{\Psi \langle \nabla \Psi_0^2(r) \rangle} \quad (3-33)$$

$$\bar{k}_{\infty}(t) = \frac{\langle k_{\infty}(r, t) \Psi_0^2(r) \rangle}{\langle \nabla \Psi_0^2(r) \rangle} \quad (3-34)$$

如果用中子每代时间 Λ 和反应性 ρ 来表示,点堆动态方程写成

$$\frac{dP(t)}{dt} = \frac{[\rho(t) - \bar{\beta}(t)]}{\Lambda(t)} P(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) + \bar{S}_e(t) \quad (3-35)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\bar{\beta}_i(t)}{\Lambda(t)} P(t) - \lambda_i C_i(t), i = 1, 2, \dots, 6 \quad (3-36)$$

其中

$$\Lambda(t) = \frac{l(t)}{k(t)} \quad (3-37)$$

$$\rho(t) = \frac{k(t) - 1}{k(t)} \quad (3-38)$$

当 $k(t)=1$ 时, $\Lambda(t)=l(t)$, 即中子每代时间等于中子寿命。

点堆动态方程也可以图 3-1 所示的中子循环过程中直接得出。假定 $n(t)$ 为 t 时刻系统内的中子数, l 为中子寿命, 则中子损失率为 n/l , 相应的中子裂变产生率为 kn/l , 其中瞬发中子产生率和缓发中子产生率分别为 $(1-\beta)kn/l$ 和 $\sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i$, 中子循环平衡方程为

$$\frac{dn}{dt} = (1-\beta)k \frac{n}{l} + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + \bar{S}_e - \frac{n}{l} \quad (3-39)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \beta k \frac{n}{l} - \lambda_i C_i, i = 1, 2, \dots, 6 \quad (3-40)$$

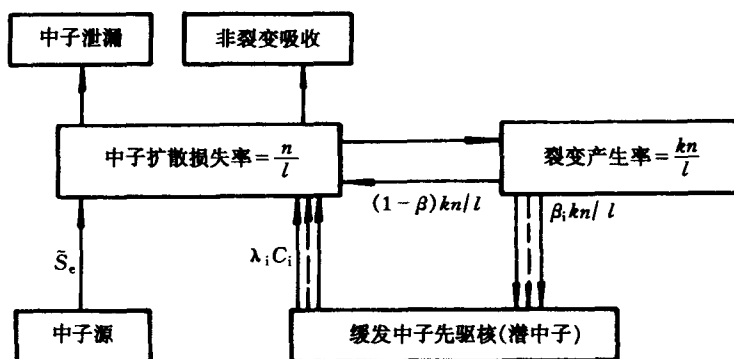


图 3-1 中子循环过程

再利用(3-37)和(3-38)式中 Λ 和 ρ 的定义,以 n 与 P 成正比的关系,可求到(3-35)和(3-36)式的形式。

3.1.3 点堆动态方程的使用说明

在推导点堆动态方程时,曾作了一些假设,如采用中子具有单一能量的单群中子扩散近似、在数学上认为中子通量可按时空变量分离、在物理上取与时间无关的形状因子等等,得出含时间变量的一组常微分方程,用来描述中子通量时间特性和缓发中子先驱核衰变过程。这样简化了计算,但也限制了对方程的使用。

(1)单一中子能量模型忽略了缓发中子与瞬发中子之间能量上的明显差别(图 3-2 和 3-3)。由于缓发中子能量低于瞬发中子,在热中子堆内不需要慢化太多就可进入热区,从而引起裂变的概率比瞬发中子大(约大 20%);在快中子堆内的情况恰恰相反,因为大多数缓发中子能量已低于快中子裂变阈,所以引起裂变的概率比瞬发中子要小得多。因此,作较准确计算时必须考虑这个效应。可令缓发中子与瞬发中子具有不同的逃脱共振概率和慢化过程不泄漏概率,并将点堆动态方程中的参量 $\bar{\beta}_i$ 修正为 $\bar{\beta}_{i\text{eff}}$

$$\bar{\beta}_{i\text{eff}} = \frac{\bar{\beta}_i p^i P_{\text{FN}}^i}{(1 - \bar{\beta}) p P_{\text{FN}} + \sum_{i=1}^6 \bar{\beta}_i p^i P_{\text{FN}}^i} \quad (3-41)$$

$$\bar{\beta}_{\text{eff}} = \sum_{i=1}^6 \bar{\beta}_{i\text{eff}} \quad (3-42)$$

其中 p 和 p^i 分别表示瞬发中子和缓发中子的逃脱共振概率, P_{FN} 和 P_{FN}^i 分别表示瞬发中子和缓发中子的慢化过程不泄漏概率。

(2)单一空间形状因子,即 $\Psi(r) = \Psi_0(r)$,这种假设在下列情况比较准确或者不会产生较大的误差:①与临界状态偏离较小,因而直接可用临界条件下的 $\Psi_0(r)$ 值来代替 $\Psi(r)$;②如果反应堆处于渐近周期,即反应堆的几何形状不发生变化而且瞬态过程已经结束,那么,中子通量确实可以分解成空间函数和时间函数之积;③瞬态过程变化十分缓慢,例如控制棒移动、氙-135 的积累、燃料的燃耗等,虽然形状因子随时间变化,但仍能作简单的近似处理,即通过瞬时定态临界计算求出形状因子 $\Psi(r)$,而不考虑 $\Psi(r)$ 随时间的变化,这样的处理方法称为绝热近似。

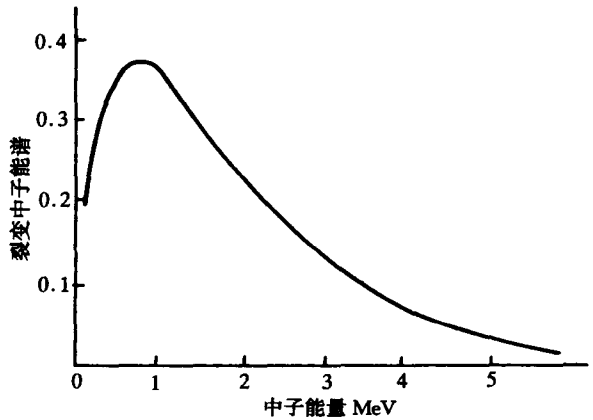


图 3-2 热中子引起²³⁵U 裂变谱

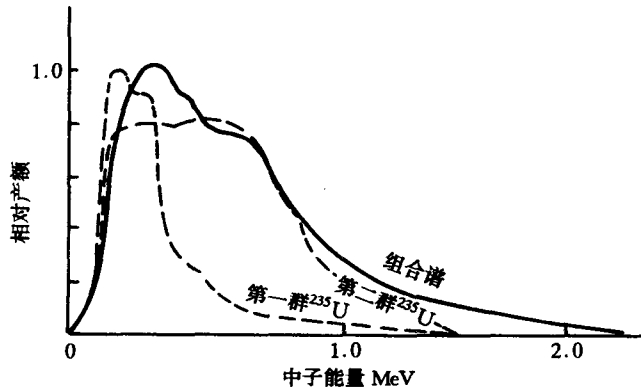


图 3-3 缓发中子的组合谱

(3)点堆动态模型不能给出与空间有关的通量变化,因此,当堆内出现快速变化的瞬态扰动时,空间效应变得十分强烈。在此情况下,就需要把形状因子方程与点堆动态方程适当联接在一起作详细计算。又如在大型反应堆中,某点局部扰动的影响传到另一点需要一定时间。所以瞬态过程中堆内中子通量空间分布会发生变化,单独使用点堆动态方程就无法反映这种空间的精细变化特性。

(4)点堆动态方程在处理功率运行下与时间有关的问题时,必须考虑反应性反馈。反应堆运行工况下的动态有了反馈效应,就需要把反应性看作是功率水平的非线性函数求 $\rho[P(t),t]$,使点堆动态方程成为一组耦合的非线性常微分方程,除了一些极简单的模型以外,它的解析解非常困难。

点堆动态方程尽管有着上述种种限制,但它可用于分析反应堆的大部分瞬态过程,解释堆内中子通量时间特性的许多内容,研究局部扰动对反应堆堆芯参数的影响;如能结合热工水力模型,还可讨论包括一些反馈效应在内的瞬态问题,因而得到了广泛应用。尤其当局部扰动比较小、反应堆接近临界状态时,由它导出的结果完全能令人满意。

3.2 反应性反馈机理

反应性反馈产生于堆内温度、压力或流量的变化。但是,在一般情况下,冷却剂流量比较稳定,故此效应可以忽略不计。压力效应也很小,如压水堆中压力变化 0.8 MPa 与冷却剂温度改变 1 K 所引起的反应性变化相当。因此,只有温度对反应性的影响是一项主要的反馈效应,它决定了反应堆对于功率变化的内在稳定性(又称固有安全性)。这种内在稳定性是由燃料的多普勒效应、慢化剂温度效应和空泡效应表现出来的。

3.2.1 温度效应

反应堆从冷态到热态,堆芯温度变化(以压水堆为例)约 300 K。即使正常运行后,堆内温度也不可避免地会随时间变化。温度的变化引起慢化剂密度和核截面的改变,反过来又影响反应性,这种现象称为温度效应。通常,把温度变化 1 K 所引起的反应性变化称为反应性温度系数,用 α_T 表示,即

$$\alpha_T = \frac{d\rho}{dT} \quad (3-43)$$

式中 ρ 是反应性, T 表示某种特定成分的温度。若 T 是燃料温度,则称为燃料温度系数,用 α_{T_f} 表示;如果 T 是慢化剂温度,则称为慢化剂温度系数,用 α_{T_c} 表示。

由于燃料温度对反应堆功率变化的响应是瞬时的,而且燃料温度变化引起核截面的改变也没有明显的时间延迟,所以,燃料温度系数称为瞬时温度系数,它对抑制功率增长起着重要的作用。功率变化时,热量从燃料内传出需要一定时间,慢化剂温度才能变化,因此,慢化剂温度反馈有滞后效应,并且不一定为负值,而与堆型以及单位体积内慢化剂核数和燃料核数的比值有关。从安全运行角度考虑,要求慢化剂温度系数是负值(至少在额定温度工况下),以提高反应堆的自调自稳定特性。

按照(3-38)式的关系,反应性由 $\rho = 1 - k^{-1}$ 给出,于是(3-43)式可写成

$$\alpha_T = \frac{1}{k^2} \frac{dk}{dT} \approx \frac{1}{k} \frac{dk}{dT} \quad (3-44)$$

或

$$d\rho \approx \frac{dk}{k} \quad (3-45)$$

其中 k 是反应堆有效倍增因子(此处假设 $k \approx 1$), 它的数学表达式

$$k = \frac{\bar{k}_\infty}{1 + \bar{M}^2 \bar{B}_g^2} \quad (3-46)$$

将(3-46)代入(3-45)式, 得

$$d\rho = \frac{d\bar{k}_\infty}{\bar{k}_\infty} - \frac{\bar{M}^2 \bar{B}_g^2}{1 + \bar{M}^2 \bar{B}_g^2} \left(\frac{d\bar{M}^2}{\bar{M}^2} + \frac{d\bar{B}_g^2}{\bar{B}_g^2} \right) \quad (3-47)$$

因为堆芯材料的热膨胀很小, $\bar{B}_g^2$ 的变化可忽略不计。所以, 影响反应性的主要参量是 $\bar{k}_\infty$ 和 $\bar{M}^2$ 。

对于均匀堆来讲, 当温度升高时, 由于堆内所有物质均匀膨胀, 也就是说, 总的原子密度 $\bar{N} = \sum_i \bar{N}_i$ 减少, $\bar{N}_i / \bar{N}$ 值保持不变, 根据 k_∞ 和 M^2 的定义:

$$\bar{k}_\infty = \frac{\sum_i \bar{N}_i \int_0^\infty \sigma_f^i(E) \phi(E) dE}{\sum_i \bar{N}_i \int_0^\infty \sigma_a^i(E) \phi(E) dE} = \frac{\sum_i \frac{\bar{N}_i}{\bar{N}} \int_0^\infty \sigma_f^i(E) \phi(E) dE}{\sum_i \frac{\bar{N}_i}{\bar{N}} \int_0^\infty \sigma_a^i(E) \phi(E) dE} \quad (3-48)$$

$$M^2 = \frac{1}{\bar{N}^2} \left[\int_0^\infty \frac{\phi(E) dE}{3 \sum_i \frac{\bar{N}_i}{\bar{N}} \sigma^i(E)} \right] \left[\sum_i \frac{\bar{N}_i}{\bar{N}} \int_0^\infty \sigma_a^i(E) \phi(E) dE \right]^{-1} \quad (3-49)$$

式中, $\sigma_f, \sigma_a, \sigma$ 分别为微观裂变截面、微观吸收截面和微观总截面; $\bar{N}, \bar{N}_i$ 分别为原子密度和 i 种物质的原子密度; ϕ 为中子通量。

$\sigma_f, \sigma_a, \sigma$ 和 ϕ 变化不大的情况下, 堆内温度变化只引起 M^2 的改变, 从而影响反应性, 并且是负反馈效应。但是, 绝大多数反应堆的燃料、冷却剂、慢化剂以及结构材料是非均匀布置的, 有些堆的慢化剂还可在堆内自由流动, 使温度对反应性的影响变得比较复杂:

(1) 由于液体或气体的膨胀系数比固体大, 如果压力保持不变, 当温度升高时, 可能一定数量的冷却剂逸出堆芯。 $\bar{N}_i / \bar{N}$ 不再为常数。

(2) 温度升高, 慢化剂与燃料的原子密度比值下降, 慢化能力减弱, 中子能谱变硬, 快堆的 $\bar{M}^2$ 和 $\bar{k}_\infty$ 值均增加, 热堆的 $\bar{M}^2$ 增加, 但 $\bar{k}_\infty$ 是增加还是减少要取决于慢化剂与燃料的原子密度的初始比值(图 3-4)。

(3) 温度引起中子截面变化, 共振吸收增加, $\bar{k}_\infty$ 下降。

因此, 在非均匀堆内, 必须逐个分析与反应性有关的各个参量, 其数学表达式为

$$\begin{aligned} \alpha_T &\approx \frac{1}{K} \frac{\partial K}{\partial T} = \frac{1}{\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial T} + \frac{1}{p} \frac{\partial p}{\partial T} + \frac{1}{\eta} \frac{\partial \eta}{\partial T} + \frac{1}{f} \frac{\partial f}{\partial T} + \frac{1}{P_N} \frac{\partial P_N}{\partial T} \\ &= \alpha_T(\epsilon) + \alpha_T(p) + \alpha_T(\eta) + \alpha_T(f) + \alpha_T(P_N) \end{aligned} \quad (3-50)$$

式中 ϵ 为快中子裂变因子; p 为逃脱共振概率; η 为燃料每吸收一个中子所产生的裂变中

子数; f 为热中子利用系数; P_N 为不泄漏概率。

并且, 根据各个参量的性质可以把反应性温度效应分为燃料温度系数、慢化剂温度系数和空泡系数三项进行讨论。

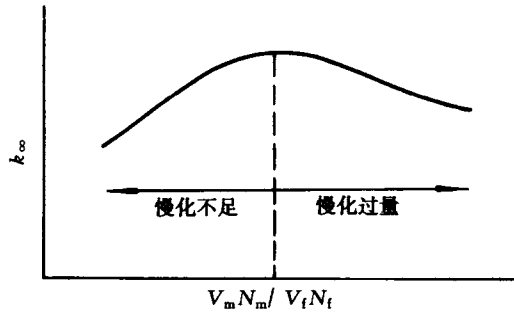


图 3-4 热堆中 $V_m, N_m/V_f, N_f$ 对 k_∞ 的影响

3.2.2 燃料温度系数 $\alpha_{T_{fe}}$

采用低富集度铀作燃料的热中子堆, 燃料温度系数主要由多普勒效应引起, 即随着燃料温度的上升, 使共振吸收峰展宽(图 3-5), 有效共振积分增加, 逃脱共振概率减小, 产生一个负反应性效应。燃料膨胀对 ϵ, η, f 和 M^2 的影响极小, 可以忽略不计。于是

$$\alpha_{T_{fe}} = \frac{1}{k_\infty} \frac{\partial k_\infty}{\partial T_{fe}} = \frac{1}{p} \frac{\partial p}{\partial T_{fe}} = \alpha_{T_{fe}}(p) \quad (3-51)$$

而

$$p = \exp \left[- \frac{N_f V_f}{\xi_f \Sigma_{pf} V_f + \xi_m \Sigma_{sm} V_m} I \right] \quad (3-52)$$

式中 ξ_f, ξ_m 分别为燃料元件、慢化剂内中子每次碰撞的勒平均增量; Σ_{pf} 为燃料宏观势散射截面; Σ_{sm} 为慢化剂宏观散射截面; I 为有效共振积分; V_f, V_m 分别为燃料、慢化剂体积。

如果燃料温度随功率变化时, 认为慢化剂温度保持不变, 那么, 逃脱共振概率只与有效共振积分有关。将(3-52)式取对数, 再微分后得

$$\alpha_{T_{fe}} = \frac{N_f V_f I}{\xi_f \Sigma_{pf} V_f + \xi_m \Sigma_{sm} V_m} \frac{1}{I} \frac{dI}{dT_{fe}} = - \alpha_{T_{fe}}(I) \ln \left(\frac{1}{p} \right) \quad (3-53)$$

对于铀-238, $\alpha_{T_{fe}}(I)$ 在 300 K 到 1 500 K 的温度范围内, 可用下式表示

$$I(T_{fe}) = I(T_0) [1 + \beta_I (\sqrt{T_{fe}} - \sqrt{T_0})] \quad (3-54)$$

其中 T 是绝对温度, 除了很小的燃料元件外, 参数 β_I 与燃料的表面积对质量之比近似地成线性关系, 即

$$\beta_I = C_1 + C_2 \left(\frac{S}{M} \right) \quad (3-55)$$

常数 C_1 和 C_2 列于表 3-2 中, 根据(3-54)式, I 的温度系数为

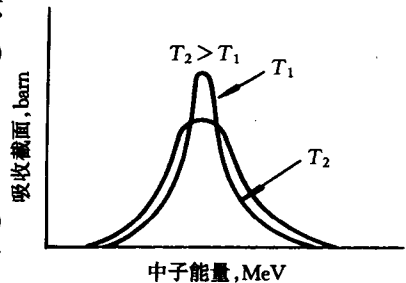


图 3-5 铀-238 共振吸收截面与能量的关系

$$\alpha_{T_{fe}}(I) = \frac{1}{I} \frac{\partial I}{\partial T_{fe}} = \frac{\beta_I}{2\sqrt{T_{fe}}} \frac{I(T_0)}{I(T_{fe})} \quad (3-56)$$

将(3-56)代入(3-53),得

$$\alpha_{T_{fe}} \approx \alpha_{T_{fe}}(p) = - \frac{I(T_0)}{I(T_{fe})} \frac{\beta_I}{2\sqrt{T_{fe}}} \ln\left(\frac{1}{p}\right) \quad (3-57)$$

式中负号表示燃料温度系数是负反馈效应。

表 3-2 β_I 公式中的常数 C_1 C_2

燃 料	$C_1 \times 10^2$	$C_2 \times 10^2$
^{238}U	48	64
$^{238}\text{UO}_2$	61	47
Th	85	134
ThO_2	97	120

快堆没有慢化剂,中子裂变主要发生在高能区,所以不存在四因子公式的问题,多普勒效应对反应性的影响必须从 k_∞ 的定义出发,即

$$\begin{aligned} k_\infty &= \frac{\int_0^\infty \nu \Sigma_f(E) \phi(E) dE}{\int_0^\infty \Sigma_a(E) \phi(E) dE} \\ &= \frac{\tilde{e} \nu^{\text{fi}} \bar{\sigma}_f^{\text{fi}} + (1 - \tilde{e}) \nu^{\text{fe}} \bar{\sigma}_f^{\text{fe}}}{\tilde{e} \bar{\sigma}_a^{\text{fi}} + (1 - \tilde{e}) \bar{\sigma}_a^{\text{fe}} + (V_c N_c / V_f N_f) \bar{\sigma}_a^{\text{c}}} \end{aligned} \quad (3-58)$$

式中 $\tilde{e}$ 为燃料富集度,fi,fe 和 c 分别表示易裂变材料、可转换材料和冷却剂。

由于可转换材料的裂变阈能高于共振区,故 $\bar{\sigma}_f^{\text{fe}}$ 对温度系数的影响可以忽略不计,易裂变材料裂变贡献的变化和共振吸收的变化两者之间几乎相互抵消,所以只有 $\bar{\sigma}_f^{\text{fe}}$ 的共振吸收引起反应性变化。因此,(3-58)式可简化为

$$\frac{1}{k_\infty} \frac{\partial k_\infty}{\partial T_{fe}} = - \frac{(1 - \tilde{e})}{\tilde{\sigma}_a} \frac{\partial \bar{\sigma}_a^{\text{fe}}}{\partial T_{fe}} \quad (3-59)$$

其中

$$\tilde{\sigma}_a = \tilde{e} \bar{\sigma}_a^{\text{fi}} + (1 - \tilde{e}) \bar{\sigma}_a^{\text{fe}} + \left(\frac{V_c}{V_f} \frac{N_c}{N_f} \right) \bar{\sigma}_a^{\text{c}} \quad (3-60)$$

一般说来,快堆的多普勒效应比热堆小,并且随着 $\tilde{e}$ 的增加会变得更小。

3.2.3 慢化剂温度系数 α_{T_m}

慢化剂温度对反应性的影响,是由慢化剂密度变化和中子能谱发生改变所引起的。

(1) p 的温度系数 $\alpha_{T_m}(p)$: 温度上升,慢化剂密度小,中子通过共振区慢化能力下降,中子能谱变硬(图 3-6)。共振吸收增加,产生一个负温度效应,数学表达式为

$$\frac{\partial p}{\partial T_m} = \frac{\partial N_m}{\partial T_m} \frac{\partial p}{\partial N_m} \quad (3-61)$$

当压力不变时,慢化剂密度随温度的变化与体积膨胀有关,即

$$\beta_m = -\frac{1}{N_m} \frac{\partial N_m}{\partial T_m} \quad (3-62)$$

其中 β_m 是慢化剂膨胀系数。利用上式和逃脱共振几率定义,求得

$$\alpha_{T_m}(p) = \frac{1}{p} \frac{\partial p}{\partial T_m} = -\beta_m \ln\left(\frac{1}{p}\right) \quad (3-63)$$

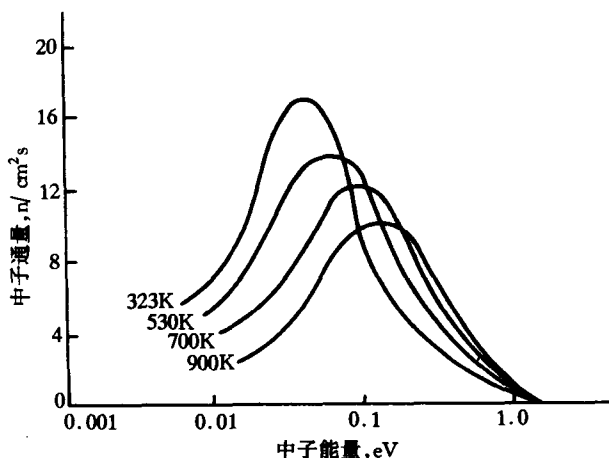


图 3-6 慢化剂温度对热中子能谱的影响

(2) f 的温度系数 $\alpha_{T_m}(f)$ 。根据定义, f 是在燃料元件和慢化剂的组成的栅格中燃料收的热中子份额,即

$$f = \frac{\bar{\Sigma}_{a_f} V_f}{\bar{\Sigma}_{a_f} V_f + \bar{\Sigma}_{a_m} V_m \xi} \quad (3-64)$$

式中 $\bar{\Sigma}_{a_f}$ 和 $\bar{\Sigma}_{a_m}$ 分别为燃料和慢化剂宏观吸收截面, ξ 是热中子不利因子。将(3-64)式取对数,再微分后得

$$\alpha_{T_m}(f) = \frac{1}{f} \frac{\partial f}{\partial T_m} = (1-f)[\alpha_{T_m}(\bar{\sigma}_{af}) + \alpha_{T_m}(N_f V_f) - \alpha_{T_m}(\bar{\sigma}_{am}) + \beta_m - \alpha_{T_m}(\xi)] \quad (3-65)$$

由于燃料的体积基本不变, $\alpha_{T_m}(\bar{\sigma}_{af})$ 和 $\alpha_{T_m}(\bar{\sigma}_{am})$ 又很小,故(3-65)式可简化为

$$\alpha_{T_m}(f) = (1-f)[\beta_m - \alpha_{T_m}(\xi)] \quad (3-66)$$

其中 ξ 由栅格函数 F 和 E 决定,而栅格函数又取决于燃料和慢化剂的热中子扩散长度。当扩散长度增加时,单位栅元内的通量展开,也就是说,穿过栅元的通量降低程度变得没有原来那样明显,使得 ξ 值变小。所以, ξ 随温度的升高而减小, $\alpha_{T_m}(\xi)$ 为负值, f 的温度系数 $\alpha_{T_m}(f)$ 是正反应性效应。尤其压水堆常采用带硼运行方式(即在慢化剂中加入一定量的硼酸溶液),硼是一种吸收中子的毒物,当慢化剂温度升高时,由于硼的吸收截面下降,以及膨胀引起慢化剂中单位体积内硼核子数的减少,使反应性增加,毒物浓度越高,这种正反应性效应越明显。

(3) η 的温度系数 $\alpha_{T_m}(\eta)$:为了简化起见,我们假设燃料是由单一易裂变和增殖同位素组

成。根据 η 的定义有以下关系式：

$$\eta = \frac{\nu \bar{\Sigma}_f}{\bar{\Sigma}_a} = \eta^{fi} \left[1 + \frac{(1 - \tilde{e}) \bar{\sigma}_a^{fe}}{\tilde{e} \bar{\sigma}_a^{fi}} \right] \quad (3-67)$$

而

$$\eta^{fi} = \frac{\nu \bar{\sigma}_f^{fi}}{\bar{\sigma}_a^{fi}} \quad (3-68)$$

参数 ν 在热能区基本上是常数,所以 η 的温度系数取决于 $\bar{\sigma}_a^{fe}/\bar{\sigma}_a^{fi}$ 和 $\bar{\sigma}_f^{fi}/\bar{\sigma}_a^{fi}$ 随温度的变化。查阅微观截面随温度变化的数据,可知铀-235 和钚-239 的 η 均随温度的上升而减小,但铀-233 的 η 随温度的上升而增加。所以,前者的 $\alpha_{T_m}(\eta)$ 是负值,后者的 $\alpha_{T_m}(\eta)$ 是正值。

(4) ϵ 的温度系数 $\alpha_{T_m}(\epsilon)$:慢化剂温度上升,密度变小,中子慢化到快中子裂变阈以下的效率降低,快中子裂变增加。因此, $\alpha_{T_m}(\epsilon)$ 是正反应性效应,但比其它参量的温度系数小得多面不予考虑。

(5) P_N 的温度系数

徙动面积与慢化剂密度的平方近似地成正比,即

$$\bar{M}^2 = \frac{C}{N_m^2} \quad (3-69)$$

因此

$$P_N = \frac{1}{1 + \bar{M}^2 \bar{B}_g^2} \approx \frac{1}{1 + \frac{C}{N_m^2} \bar{B}_g^2} \quad (3-70)$$

当慢化剂温度增加时,密度 $\bar{N}_m$ 减小, P_N 随之变小,所以 $\alpha_{T_m}(P_N)$ 是负反应性效应。

慢化剂温度系数是上述五个参量温度系数的综合。

3.2.4 空泡系数(α_v)

在液体作冷却剂的反应堆中,由于冷却剂沸腾(包括局部沸腾)产生气泡,引起反应性的变化,这种现象称为空泡效应。冷却剂空泡份额变化百分之一所引起的反应性变化称为空泡系数,用 α_v 表示。一般说来,水堆的空泡系数是负值,但大型钠冷快堆的空泡系数可能出现正值。为了进行分析,首先写出汽液两相冷却剂密度 N_C 和空泡系数 α_v 的数学表达式

$$N_C = (1 - \alpha) N_C^l + \alpha N_C^v \quad (3-71)$$

和

$$\alpha_v = \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \alpha} = \frac{\partial N_C}{\partial \alpha} \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial N_C} = - (N_C^l - N_C^v) \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial N_C} \quad (3-72)$$

式中 α 为空泡份额; N_C^l, N_C^v 为分别代表冷却剂液相、汽相的原子密度。下面分别讨论空泡对 k_∞ 和 M^2 的影响。

(1) 空泡对 k_∞ 的影响:由快堆的 k_∞ 定义,即(3-58)式对 α 微分,再除以 k_∞ 得

$$\begin{aligned} \frac{1}{k} \frac{\partial k_\infty}{\partial \alpha} = & [\tilde{e} \nu^{fi} \bar{\sigma}_f^{fi} + (1 - \tilde{e}) \nu^{fe} \bar{\sigma}_f^{fe}]^{-1} \left\{ \tilde{e} \left[\frac{\partial}{\partial \alpha} (\nu^{fi} \bar{\sigma}_f^{fi}) - k_\infty \frac{\partial \bar{\sigma}_f^{fi}}{\partial \alpha} \right] \right. \\ & \left. + (1 - \tilde{e}) \left[\frac{\partial}{\partial \alpha} (\nu^{fe} \bar{\sigma}_f^{fe}) - k_\infty \frac{\partial \bar{\sigma}_f^{fe}}{\partial \alpha} \right] - \frac{V_c}{V_f} \frac{N_c}{N_f} k_\infty \frac{\partial \bar{\sigma}_a^c}{\partial \alpha} - (N_C^l - N_C^v) \frac{\bar{\sigma}_a^c}{N_C} \right\} \end{aligned} \quad (3-73)$$

其中

$$\frac{\partial \bar{\sigma}_a^c}{\partial a} = \int_0^\infty \sigma_a^c(E) \frac{\partial \phi(E)}{\partial a} dE \quad (3-74)$$

由于 $\bar{\sigma}_a^c$ 很小, 可以忽略不计, 再利用(3-74)式的关系, 得

$$\frac{1}{k_\infty} \frac{\partial k_\infty}{\partial a} = [\tilde{e} \nu^f \bar{\sigma}_f^f + (1 - \tilde{e}) \nu^{fe} \bar{\sigma}_f^{fe}]^{-1} \left\{ \tilde{e} \int_0^\infty [\nu^f \bar{\sigma}_f^f(E) - k_\infty \bar{\sigma}_a^f(E)] \frac{\partial \phi(E)}{\partial a} dE + (1 - \tilde{e}) \int_0^\infty [\nu^{fe} \bar{\sigma}_f^{fe}(E) - k_\infty \bar{\sigma}_a^{fe}(E)] \frac{\partial \phi(E)}{\partial a} dE \right\} \quad (3-75)$$

为了进一步了解空泡系数的某些特性, 我们取 $k_\infty = 1$, 画出反应性参数 $[\omega_f(E) - \sigma_a(E)]$ 随中能量的变化曲线(图 3-7)。从图上可以看出: ① 由于能谱变硬, 使高于转换材料裂变的中子通量明显增加, $(\omega_f^{fe} - \sigma_a^{fe})$ 值变大; ② 裂变材料的 $(\omega_f^{fe} - \sigma_a^{fe})$ 在 $(0.1 - 1) \text{ MeV}$ 能区之间出现凹形, 并且随能量的变化不显著; ③ 铀-238 的 $(\omega_f - \sigma_a)$ 随能量的增长比裂变材料更迅速, 所以燃料富集度降低会产生更大的正空泡系数。

因此, 冷却剂沸腾、产生空泡使能谱变硬后, k_∞ 增加。

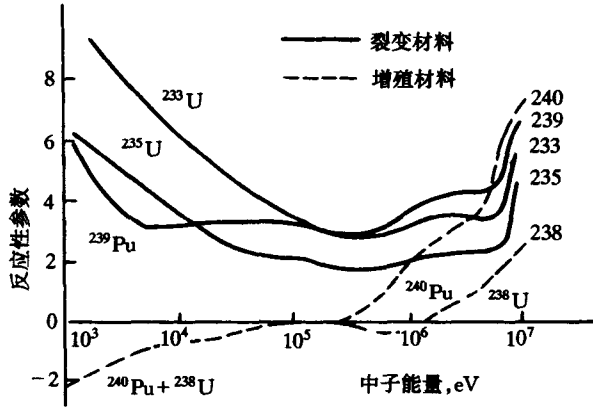


图 3-7 反应性参数与中子能量关系曲线

(2) 空泡对 M^2 的影响: 为了简化起见, 取一均匀栅元作对象, 研究空泡对 M^2 的影响。根据 M^2 的定义, 有以下的关系式

$$M^2 = \frac{D}{\Sigma_a} \quad (3-76)$$

其中

$$D = \int_0^\infty \frac{\phi(E)}{3\Sigma(E)} dE \quad (3-77)$$

$$\Sigma_a = \int_0^\infty \Sigma_a(E) \phi(E) dE \quad (3-78)$$

如果反应率对单位体积取平均值, 即

$$\int_0^\infty \Sigma_x(E) \phi(E) dE = \frac{V_f}{V_{\text{cell}}} \bar{\Sigma}_x^f + \frac{V_c}{V_{\text{cell}}} \bar{\Sigma}_x^c \quad (3-79)$$

则(3-74)式可改写成

$$M^2 = \frac{1}{3} V_{\text{cell}}^2 \int_0^\infty \frac{\phi(E) dE}{N_f V_f \sigma_f^f(E) + N_c V_c \sigma_c^c(E)} \times \left\{ \int_0^\infty [N_f V_f \sigma_a^f(E) + N_c V_c \sigma_a^c(E)] \phi(E) dE \right\}^{-1} \quad (3-80)$$

式中 V_{cell} 表示栅元体积, 上标 f 和 c 分别表示燃料和冷却剂。空泡使冷却剂密度 N_c 降低、能谱变硬、微观截面减小, 其结果 M^2 增大。

综上所述, 堆芯冷却剂沸腾后, k_∞ 和 M^2 都增大, α_v 符号将由这两个相反的效应所决定。当堆芯尺寸比较大时, k_∞ 的增加是主要的, 空泡系数为正值。反之, 空泡系数为负值。

表 3-3 几种堆型的反应性系数

	沸水堆	压水堆	高温气冷堆	钠冷快堆
燃料温度系数 $10^{-5}/\text{K}$	-4 ~ -1	-4 ~ -1	-7	-0.1 ~ -0.25
慢化剂温度系数 $10^{-5}/\text{K}$	-50 ~ -8	-50 ~ -8	+1.0	
空泡系数 $10^{-5}/\text{K}$	-200 ~ -100	0	0	-12 ~ +20

3.3 反应堆动力学模型

前面我们介绍了点堆动态方程和反应性反馈。考虑了反应性反馈以后, 点堆动态方程的求解变得十分困难, 在反应堆事故分析中常常碰到这类情况, 即反应性变化要涉及到中子链式反应、热工水力反馈、反应堆控制系统反馈和停堆保护系统动作等四个方面的相互耦合, 堆内动态过程的详细描述需用时间-空间有关的物理模型和热工水力模型, 其复杂程度已超越了本书范围, 故不作介绍。下面通过一种最简单的模型即集总参量模型, 分析反应性事故工况下的功率瞬态特性。集总参量模型虽然比较粗糙, 但它可提供各种现象之间相互关系的物理图象。

3.3.1 简化动力学模型

当反应性 $\rho(t)$ 为给定的时间函数, 如在低功率工况下反应性阶跃引入或线性引入时, 点堆动态方程可有确定的精确解或近似解。然而, 在事故工况下, 实际上反应性还取决于中子通量或功率水平。图 3-8 模拟了堆芯瞬态特性中最主要的物理过程, 并且假定动态过程仍可用点堆动态方程来描述:

$$\frac{dP(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \bar{\beta}}{\Lambda} P(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) \quad (3-81)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\bar{\beta}_i}{\Lambda} P(t) - \lambda_i C_i(t), \quad i = 1, 2, \dots, 6 \quad (3-82)$$

这里是在没有考虑功率分布的空间效应、忽略了外中子源项并假设 Λ 、 $\bar{\beta}$ 均为常数情况下, 得出的功率和反应性的关系。但是, 在瞬态过程中反应性 $\rho(t)$ 变化比较复杂, 除了事故引入的反应性 $\rho_i(t)$ 外, 还有热工水力反馈引入的反应性 $\rho_{fb}(t)$ 、反应堆控制系统动作引入的反应性 $\rho_c(t)$ 、反应堆停闭系统引入的反应性 $\rho_{sd}(t)$, 即

$$\rho(t) = \rho_i(t) + \rho_{fb}(t) + \rho_c(t) + \rho_{sd}(t) \quad (3-83)$$

它们之间的关系表示在图 3-8 上,其中

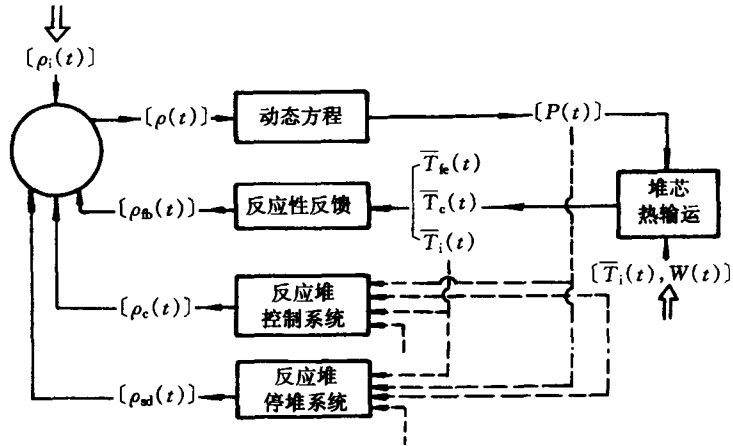


图 3-8 动力学模型

(1) 事故引入的反应性 $\rho_i(t)$: 在某些事故情况下, 如控制棒失控抽出、控制棒弹出、冷却剂硼浓度失控稀释等, $\rho_i(t)$ 是时间的显函数; 在另一些事故情况下, 如失水事故引起冷却剂沸腾, $\rho_i(t)$ 就不能用时间的显函数形式表达。但是, 从反应堆安全考虑, 对动态过程起重要作用的往往是反应性引入速率大小, 即

$$\rho_i(t) = \begin{cases} \rho t & 0 \leq t \leq t_0 \\ \rho t_0 & t > t_0 \end{cases} \quad (3-84)$$

式中 ρ 为反应性引入速率; ρt_0 为反应性引入总量; t_0 为反应性事故引入的终止时刻。

为了说明问题, 可以不考虑温度反馈和控制棒自动调节, 即当 $\rho_i(t) = \bar{\beta}$ 时, 由 (3-84) 式求得反应堆达到瞬发临界所需时间 t_p 为

$$t_p = \frac{\bar{\beta}}{\rho} \quad (3-85)$$

由于 t_p 与 ρ 成反比, 所以反应性引入速率比较大时, 反应堆达到瞬发临界的时间较短。一旦该时间小于保护系统动作所需的时间, 反应堆将失去控制而变成超瞬发临界, 功率迅猛上升。并且, 这种功率激增过程只能依靠堆内固有的反馈机理来抑制, 或者堆芯遭受严重破坏而终止。可见, 当反应性引入量一定时, 反应性引入速率是重要因素。

(2) 反馈引入的反应性 $\rho_b(t)$: 反馈反应性取决于燃料温度、冷却剂温度及它们的温度系数。如果用堆芯几个平均温度来表达, 则

$$\rho_b(t) = \int_{\bar{T}_{f(o)}}^{\bar{T}_f(t)} \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{fe}} d\bar{T}_{fe} + \int_{\bar{T}_{c(o)}}^{\bar{T}_c(t)} \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{fc}} d\bar{T}_{fc} + \int_{\bar{T}_{i(o)}}^{\bar{T}_i(t)} \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_i} d\bar{T}_i \quad (3-86)$$

其中

$$\frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_x} = \frac{1}{k} \frac{\partial \bar{k}_\infty}{\partial \bar{T}_x} - \frac{\bar{M}^2 \bar{B}_g^2}{1 + \bar{M}^2 \bar{B}_g^2} \left(\frac{1}{\bar{M}^2} \frac{\partial \bar{M}^2}{\partial \bar{T}_x} + \frac{1}{\bar{B}_g^2} \frac{\partial \bar{B}_g^2}{\partial \bar{T}_x} \right) \quad (3-87)$$

下标 $x = fe, c$ 或 i 。初始条件

$$\rho_b(t) = 0 \quad t = 0 \quad (3-88)$$

(3) 控制系统引入的反应性: 堆内发生反应性扰动时, 反应堆控制系统由功率、温度或其他

参量(图 3-8 虚线表示)发出的信号驱动控制棒动作,自动补偿堆内反应性变化,稳定反应堆功率,对瞬态过程起着一定的抑制作用。根据棒位的变化,并结合该棒的价值曲线可以计算反应性引入量 $\rho_c(t)$ 。

(4)停堆系统引入的反应性 $\rho_{sd}(t)$:对于一些比较缓慢的瞬态过程,当反应性事故发展到一定程度,由功率、温度或其他参量(图 3-8 上虚线表示)达到整定值后,触发反应堆保护系统动作,全部控制棒下插,反应堆紧急停闭。由于控制棒下插需要一定的时间(一般不超过 1.8s),所以在插棒过程中应该按反应性线性变化处理(即 $\rho_{sd}(t) = -\rho t$),只有当控制棒全部插入后,停堆反应性才成为常数(即 $\rho_{sd} = -\rho_0$, ρ_0 为控制棒总价值)。在瞬变项消失后,反应堆功率一般以几十秒的负周期指数衰减。

3.3.2 堆芯热传输模型

反应性反馈可以用堆芯平均温度表达,为了求得 $\bar{T}_{fe}$ 、 $\bar{T}_c$ 和 $\bar{T}_i$,可以采用与点堆动态模型相类似的原理,以一个集总参量模型代替对空间变量的描述,从而避免直接求解整套热工水力方程的复杂性。这种方法的主要依据是两方面能量平衡,一是堆内所有燃料元件的能量平衡,二是堆芯容积内冷却剂的能量平衡。如果 M_{fe} 表示堆内燃料元的总质量、 C_{fe} 表示燃料元件的比热,则燃料元件的能量平衡方程为

$$M_{fe}C_{fe} \frac{d\bar{T}_{fe}}{dt} = P(t) - P_1(t) \quad (3-89)$$

式中 $\bar{T}_{fe}$ 为燃料元件平均温度, $P(t)$ 为反应堆功率, $P_1(t)$ 为燃料元件通过包壳表面传输到冷却剂的功率。

同样,假设 M_c 表示堆芯容积内冷却剂的质量、 C_p 表示冷却剂的比热,则堆内冷却剂的能量平衡方程为

$$M_c C_p \frac{d\bar{T}_c}{dt} = P_1(t) - P_2(t) \quad (3-90)$$

式中 $\bar{T}_c$ 为冷却剂平均温度, $P_2(t)$ 为对流传热导出冷却剂通道的功率。

然后,利用热工水力模型给出的下列公式:

$$P_1(t) = \frac{1}{R} [\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_c(t)] \quad (3-91)$$

$$P_2(t) = 2W(t)C_p [\bar{T}_c(t) - \bar{T}_i(t)] \quad (3-92)$$

代入(3-89)和(3-90)式,得

$$M_{fe}C_{fe} \frac{d\bar{T}_{fe}}{dt} = P(t) - \frac{1}{R} [\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_c(t)] \quad (3-93)$$

$$M_c C_p \frac{d\bar{T}_c}{dt} = \frac{1}{R} [\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_c(t)] - 2W(t)C_p [\bar{T}_c(t) - \bar{T}_i(t)] \quad (3-94)$$

式中 R 为堆芯热阻, W 为冷却剂质量流量, $\bar{T}_i$ 为冷却剂入口平均温度。

由于热阻和比热取决于燃料元件的尺寸和材料的性质,因此,知道了 $P(t)$ 、 $W(t)$ 和 $\bar{T}_i(t)$,就可以求出 $\bar{T}_{fe}(t)$ 和 $\bar{T}_c(t)$ 。

为了阐明堆芯热传输过程的物理意义,(3-93)式可改写成

$$\frac{d\bar{T}_{fe}}{dt} = \frac{P(t)}{M_{fe}C_{fe}} - \frac{1}{\tau} [\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_c(t)] \quad (3-95)$$

式中 $\tau = RM_{fe}C_{fe}$ 具有时间量纲,称为堆芯时间常数,它是表征堆内燃料元件向冷却剂传热快慢的一种度量。现以反应堆紧急停闭后,燃料元件内显热释放为例说明:为此,将(3-95)对时间积分,得

$$\bar{T}_{fe}(t) = \bar{T}_C + [\bar{T}_{fe}(0) - \bar{T}_C]e^{-t/\tau} \quad (3-96)$$

上式表明,燃料元件平均温度按指数衰减,衰减速率与 τ 有关。对于采用二氧化铀作燃料、包壳为金属的压水堆而言, τ 值大约是 4s,这意味着经过大约 2.8s,燃料元件内的显热将降低一半。

在大多数动力堆中,燃料元件的热容量 $M_{fe}C_{fe}$ 比堆内冷却剂的热容量 $M_C C_p$ 大得多,而且燃料元件平均温度的跌落 $(\bar{T}_{fe} - \bar{T}_C)$ 又远大于冷却剂平均温度的上升 $(\bar{T}_C - \bar{T}_i)$ 。因此,冷却剂温度的变化可以忽略,即 $d\bar{T}_C/dt \approx 0$,从而使(3-94)式简化为

$$\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_C(t) = 2W(t)C_pR[\bar{T}_C(t) - \bar{T}_i(t)] \quad (3-97)$$

或

$$2W(t)C_pR = \frac{\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_C(t)}{\bar{T}_C(t) - \bar{T}_i(t)} \gg 1 \quad (3-98)$$

再利用(3-95)、(3-97)和(3-98)三式的关系,得

$$\frac{d\bar{T}_{fe}}{dt} = \frac{P(t)}{M_{fe}C_{fe}} - \frac{1}{\tau}[\bar{T}_{fe} - \bar{T}_C(t)] \quad (3-99)$$

$$\frac{d}{dt}[\bar{T}_C(t) - \bar{T}_i(t)] = \frac{P(t)}{2W(t)C_p\tau} - \left(\frac{1}{\tau} + \frac{1}{W} \frac{dW}{dt}\right)[\bar{T}_C - \bar{T}_i(t)] \quad (3-100)$$

除了流量事故以外,冷却剂流量是比较稳定的,所以 $dW/dt = 0$ 。另外,堆芯瞬态首先影响冷却剂出口温度,然后经由堆芯的出口交混区、热管段、蒸汽发生器、冷管段、热屏段和堆芯入口交混区,才能影响到冷却剂入口温度。因此,对于快速瞬态,可以认为冷却剂入口温度没有发生变化,堆内温度分布形状主要受堆芯时间常数 τ 的影响。如果瞬态过程中功率变化缓慢,功率增长 e 倍所需的时间远大于 τ ,堆内可以得到一个准稳定的温度分布,反应性反馈直接用功率系数表示。反之,当功率增长十分迅速,功率增长 e 倍所需的时间远小于 τ ,则堆芯基本上可认为是绝热的,反应性反馈由瞬发反应性系数表达。但是,在许多反应性事故工况下,瞬态过程功率变化的时间长短与 τ 相当,这时应对热工水力作详细的研究。如堆内出现沸腾危机还必须考虑 $\bar{T}_i$ 、 W 、 R 和 τ 的变化。

最后,要计算燃料元件和冷却剂的温度峰值,以验证元件包壳有无发生局部烧毁的可能。如果瞬态过程中燃料和冷却剂温度分布与稳态相比,偏离不十分明显,那么,我们利用堆内传热的两个基本过程,即

(1)燃料元件与冷却剂之间的传热过程,其数学表达式为:

$$\tilde{T}_{fe}(r, z) - T_C(r, z) = R'_{fe}q'(r, z) \quad (3-101)$$

$$q'(r, z) = \frac{A_d}{\pi \bar{R}^2 \bar{H}} P f_r(r) f_z(z) \quad (3-102)$$

式中, $\tilde{T}_{fe}$ 为燃料温度,对元件横截面取平均值; T_C 为冷却剂温度,对流道面积取平均值; R'_{fe} 为燃料元件单位长度热阻; q' 为燃料元件线功率密度; A_d 为燃料元件所在栅格横截面; $\bar{R}$ 和 $\bar{H}$ 分别为堆芯的半径和高度; P 为反应堆功率; $f_r(r)$ 和 $f_z(z)$ 分别为功率的径向分布函数和轴

向分布函数。

假定反应堆堆芯共有 N 个栅格,并且每个栅格的横截面都相等。则(3-102)式可写成

$$q'(r, z) = \frac{P}{NH} f_r(r) f_z(z) \quad (3-103)$$

将(3-103)代入(3-101)

$$\tilde{T}_{fe}(r, z) - T_c(r, z) = RP f_r(r) f_z(z) \quad (3-104)$$

其中 $R = R'_{fe}/HN$ 称为堆芯热阻。

(2)冷却剂从堆芯入口、流经燃料元件外表面被加热的过程。其数学表达式为

$$T_c(r, z) = \frac{1}{W_d C_p} \int_{-\tilde{H}/2}^z q'(r, z) dz' + \bar{T}_i \quad (3-105)$$

式中 W_d 为冷却剂通过流道的质量流量; C_p 为冷却剂定压比热; $\bar{T}_i$ 为堆芯入口处冷却剂平均温度。

将(3-103)代入(3-105)式,得

$$T_c(r, z) = \frac{P f_r(r)}{W C_p} \frac{1}{H} \int_{-\tilde{H}/2}^z f_z(z') dz' + \bar{T}_i \quad (3-106)$$

式中 $W = N W_d$ 是冷却剂通过堆芯的质量流量。

再利用(3-91)和(3-92)两式,可求出燃料和冷却剂的温度分布为

$$\begin{aligned} \tilde{T}_{fe}(r, z, t) &= \frac{P(t) f_r(r)}{W C_p} \frac{1}{H} \int_{-\tilde{H}/2}^z f_z(z') dz' + \bar{T}_i + [\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_c(t)] f_r(r) f_z(z) \\ &= [\bar{T}_{fe}(t) - \bar{T}_c(t)] f_r(r) f_z(z) + [\bar{T}_c(t) - \bar{T}_i(t)] \frac{2}{\tilde{H}} \int_{-\tilde{H}/2}^z f_z(z') dz' + \bar{T}_i(t) \end{aligned} \quad (3-107)$$

和

$$T_c(r, z, t) = [\bar{T}_c(t) - \bar{T}_i(t)] f_r(r) \frac{2}{\tilde{H}} \int_{-\tilde{H}/2}^z f_z(z') dz' + \bar{T}_i(t) \quad (3-108)$$

最后,根据 $f_r(r)$ 和 $f_z(z)$,即可确定瞬态过程中所能达到的最大局部温度。

第 4 章

确定论安全分析

事故分析是核电厂安全分析中的一个重要组成部分,它研究核电厂在故障工况下的行为,是核电厂设计过程和许可证申请程序中的重要步骤。正常运行情况下,核电厂安全受到持续的监督和反复的分析,以维持或提高核电厂的安全水平。

事故分析有两种方法:确定论分析方法和概率论分析方法。本章首先讨论核电厂的运行工况与事故分类,在此基础上,讨论设计审评中的确定论安全分析方法。本章主要就设计基准以内的事故进行分析,即分析核电厂的正常运行和控制系统发生故障后安全系统能按要求行使功能时主系统的行为。超出设计基准事故的确定论分析方法将在第 5 章中讨论,而概率论分析方法将在第 7 章中论述。

4.1 核反应堆运行工况与事故分类

根据对核电厂运行工况所作的分析,1970 年,美国国家标准协会(ANSI)按反应堆事故出现的预计概率和对广大居民可能带来的放射性后果,把核电厂运行工况分为四类,它们是:

工况 I——正常运行和运行瞬变,包括:

(1)核电厂的正常启动、停闭和稳态运行。

(2)带有允许偏差的极限运行,如发生燃料元件包壳泄漏、一回路冷却剂放射性水平升高、蒸汽发生器管子有泄漏等,但未超过规定的最大允许值。

(3)运行瞬变,如核电厂的升温升压或冷却卸压,以及在允许范围内的负荷变化等。

这类工况出现较频繁,所以要求整个过程中无需停堆,只要依靠控制系统在反应堆设计裕量范围内进行调节,即可把反应堆调节到所要求的状态,重新稳定运行。

工况 II——中等频率事件,或称预期运行事件:

这是指在核电厂运行寿期内预计出现一次或数次偏离正常运行的所有运行过程。由于设计时已采取适当的措施,它只可能迫使反应堆停闭,不会造成燃料元件棒损坏或一回路、二回路系统超压,只要保护系统能正常动作,就不会导致事故工况。

工况 III——稀有事故:

在核电厂寿期内,这类事故一般极少出现,它的发生概率约为 $10^{-4} \sim 3 \times 10^{-2}$ 次/(堆·年)。处理这类事故时,为了防止或限制对环境的辐射危害,需要专设安全设施投入工作。

工况Ⅳ——极限事故：

这类事故的发生概率约为 $10^{-6} \sim 10^{-4}$ 次/(堆·年), 因此被称作假想事故。它一旦发生, 就会释放出大量放射性物质, 所以在核电厂设计中必须加以考虑。

核电厂安全设计的基本要求是: 在常见故障时, 对居民不产生或只产生极少的放射性危害; 在发生极限事故时, 专设安全设施的作用应保证一回路压力边界的结构完整、反应堆安全停闭, 并可对事故的后果加以控制。

为了确保核电厂的安全, 规定在安全分析报告中要对工况Ⅱ、Ⅲ、Ⅳ的各种事件和事故进行详细的分析计算, 给出定量的结果, 并评定其是否满足目前的规范和标准。所需分析的事故见表 4-1。

从表 4-1 可以看出, 反应堆事故分析涉及到反应堆物理、热工、控制、结构、屏蔽及剂量防护等各方面的问題, 范围很广。

表 4-1 需作安全分析的事故

预期运行事件	稀有事故	极限事故
1. 堆启动时, 控制棒组件不可控地抽出 2. 满功率运行时, 控制棒组件不可控地抽出 3. 控制棒组件落棒 4. 硼失控稀释 5. 部分失去冷却剂流量 6. 失去正常给水 7. 给水温度降低 8. 负荷过份增加 9. 隔离环路再启动 10. 甩负荷 11. 失去外电源 12. 一回路卸压 13. 主蒸汽系统卸压 14. 满功率运行时, 安全注射系统误动作	1. 一回路系统管道小破裂 2. 二回路系统蒸汽管道小破裂 3. 燃料组件误装载 4. 满功率运行时抽出一组控制棒组件 5. 全厂断电(反应堆失去全部强迫流量) 6. 放射性废气、废液的事故释放 7. 蒸汽发生器单根传热管断裂事故	1. 一回路系统主管道大破裂 2. 二回路系统蒸汽管道大破裂 3. 蒸汽发生器多根传热管断裂 4. 一台冷却剂泵转子卡死 5. 燃料操作事故 6. 弹棒事故

从表 4-1 中可以看出, 设计和建造核电厂时所研究的事故与事件可以分为两类:

(1) 没有流体丧失的事故, 主要是指一般的瞬变。主要有: 反应性引入事故, 失流事故, 失热阱事故等。

(2) 以丧失一回路或二回路流体为特征的管道破裂事故, 如蒸汽管道破裂事故、给水管道的破裂事故、失水事故等。

这四类工况所对应的安全准则列于表 4-2。

表 4-2 四类运行工况及其安全准则

	发生概率 次/(堆·年)	放射性	安全准则
I. 正常运行 与运行瞬变	—	—	燃料不应受到损坏 不应要求启动任何保护系统或专设安全设施
II. 中等频率 事件(预期运行 事件)	$10^{-2} - 1$	—	燃料不应受到任何损坏 任何屏障不应受到损坏(屏障本身出现故障除外) 采取纠正措施后机组应能重新启动 不应发展成为后果更为严重的事故
III. 稀有事故	$10^{-4} \sim 3 \times 10^{-2}$	全身 $\leq 5\text{mSv}$ 甲状腺 $\leq 15\text{mSv}$	一些燃料元件可能损坏,但其数量应是有限的 一回路和安全壳的完整性不应受到影响 不应该发展成为后果更为严重的事故
IV. 极限事故	$10^{-6} \sim 10^{-4}$	全身 $\leq 0.15\text{Sv}$ 甲状腺 $\leq 0.45\text{Sv}$	燃料元件可能有损坏,但数量应有限 一回路、安全壳的功能在专设安全设施作用下 应能保证

1975年,美国核管理委员会(USNRC)颁布了《轻水堆核电厂安全分析报告标准格式和内容》(第二次修订版)。表4-3给出了其中规定需分析的47种典型始发事故,它们是目前轻水堆事故分析的主要项目。核电厂设计部门应针对这47种事故,对所有设计的核电厂进行计算分析,并证明所设计的核电厂能满足有关的安全标准。

表 4-3 安全分析报告分析的典型始发事故

1. 二回路系统排热增加
 - 1.1 给水系统故障使给水温度降低
 - 1.2 给水系统故障使给水流量增加
 - 1.3 蒸汽压力调节器故障或损坏使蒸汽流量增加
 - 1.4 误打开蒸汽发生器泄放阀或安全阀
 - 1.5 压水堆安全壳内、外各种蒸汽管道破损
2. 二回路系统排热减少
 - 2.1 蒸汽压力调节器故障或损坏使蒸汽流量减少
 - 2.2 失去外部电负荷
 - 2.3 汽轮机跳闸(截止阀关闭)
 - 2.4 误关主蒸汽管线隔离阀
 - 2.5 凝汽器真空破坏
 - 2.6 同时失去厂内及厂外交流电源
 - 2.7 失去正常给水流量
 - 2.8 给水管道的破裂
3. 反应堆冷却剂系统流量减少
 - 3.1 一个或多个反应堆主泵停止运行
 - 3.2 沸水堆再循环回路控制器故障使流量减少

续表 4-3

-
- 3.3 反应堆主泵轴卡死
 - 3.4 反应堆主泵轴断裂
 - 4. 反应性和功率分布异常
 - 4.1 在次临界或低功率启动时,非可控抽出控制棒组件(假定堆芯和反应堆冷却剂系统处于最不利反应性状态),包括换料时误提出控制棒或暂时取出控制棒驱动机构
 - 4.2 在特定功率水平下非可控抽出控制棒组件(假定堆芯和反应堆冷却剂系统处于最不利反应性状态),产生了最严重后果(低功率到满功率)
 - 4.3 控制棒误操作(系统故障或运行人员误操作),包括部分长度控制棒误操作
 - 4.4 启动一条未投入运行的反应堆冷却剂环路或在不当的温度下启动一条再循环环路
 - 4.5 一条沸水堆环路的流量控制器故障或损坏,使反应堆冷却剂流量增加
 - 4.6 化学和容积控制系统故障使压水堆冷却剂中硼浓度降低
 - 4.7 在不适当的位置误装或操作一组燃料组件
 - 4.8 压水堆各种控制棒弹出事故
 - 4.9 沸水堆各种控制棒跌落事故
 - 5. 反应堆冷却剂装量增加
 - 5.1 功率运行时误操作应急堆芯冷却系统
 - 5.2 化学和容积控制系统故障(或运行人员误操作)使反应堆冷却剂装量增加
 - 5.3 各种沸水堆瞬变,包括 1.2 和 2.1 到 2.6
 - 6. 反应堆冷却剂装量减少
 - 6.1 误打开压水堆稳压器安全阀或误打开沸水堆的安全阀或泄漏阀
 - 6.2 贯穿安全壳一回路压力边界仪表或其它线路系统的破裂
 - 6.3 蒸汽发生器传热管破裂
 - 6.4 沸水堆各种安全壳外蒸汽系统管子破损
 - 6.5 反应堆冷却剂压力边界内假想的各种管道破裂所产生的失冷事故,包括沸水堆安全壳内蒸汽管道破裂
 - 6.6 各种沸水堆瞬变,包括 1.3、2.7 和 2.8
 - 7. 系统或设备的放射性释放
 - 7.1 放射性气体废物系统泄漏或破损
 - 7.2 放射性液体废物系统泄漏或破损
 - 7.3 假想的液体贮箱破损而产生的放射性释放
 - 7.4 设计基准燃料操作事故
 - 7.5 乏燃料贮罐掉落事故
 - 8. 未能紧急停堆的预计瞬变
 - 8.1 误提出控制棒
 - 8.2 失去给水
 - 8.3 失去交流电源
 - 8.4 失去电负荷
 - 8.5 凝汽器真空破坏
 - 8.6 汽轮机跳闸
 - 8.7 主蒸汽管道隔离阀关闭
-

在我国,核电厂设计安全规定中定义电厂状态为四类,即正常运行、预计运行事件、事故工况(设计基准事故)和严重事故。

严重事故是指堆芯遭到严重损坏和熔化甚至安全壳也损坏的一种事故,它将导致放射性物质大量释放到环境,是一种超设计基准事故。在大约 7 000 堆·年的核电厂运行历史中,已经发生了两起严重事故。1979 年 3 月 28 日美国三哩岛核电厂事故,大约 40%堆芯熔化,由于安全壳保持了完整性,只有极少量气态碘和惰性气体释放,没有人员死亡。1986 年 4 月 26 日前苏联切尔诺贝利核电厂事故,堆芯全部破坏,房顶被炸飞,导致大量放射性物质释放至大气中,即发死亡 31 人。这两起事故使得发生严重事故的概率达到 $3 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,比原先设想的 $10^{-5} \sim 10^{-6}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 的概率要大得多。

严重事故的后果非常严重,特别是有大量放射性物质释放到环境的切尔诺贝利核电厂事故,带来了环境、健康、经济和社会心理上的巨大影响。

4.2 反应性引入事故

反应性引入事故是指向堆内突然引入一个意外的反应性,导致反应堆功率急剧上升的事故。这种事故发生在启动时,可能会出现瞬发临界,反应堆有失控的危险;如果发生在功率运行工况下,堆内严重过热,可能造成一回路系统压力边界的破坏。

应该说,由于反应堆中本身存在的各种反应性反馈效应,核电厂发生的所有事故(无论是热工事故还是物理事故),最终都将导致堆芯反应性的变化,本节仅讨论由于反应性调节方式的不正确运行所直接引起的事故。

4.2.1 反应性引入机理

目前,作为大型动力堆的堆芯一般具有初始剩余反应性大、堆芯物理尺寸大和负的温度反馈系数等特点,所以可以把反应性引入事故按潜在因素分为:

(1)控制棒失控抽出:由于反应堆控制系统或控制棒驱动机构失灵,控制棒不受控地抽出,向堆内持续引入反应性,引起功率不断上升的现象称为控制棒失控抽出事故(又称提棒事故)。

(2)控制棒弹出:压水堆在运行过程中,由于控制棒驱动机构密封罩壳的破裂,使全部压差作用到控制棒驱动轴上,从而引起控制棒迅速弹出堆芯的事故,简称为弹棒事故。这种机械故障是反应堆失去冷却剂和同时向堆内阶跃引入反应性两个效应的综合。阶跃引入反应性的大小就是弹出棒原先插在堆内的那一部分积分价值,从破口流失的冷却剂流量相当于一回路管道小破裂。

(3)硼失控稀释:压水堆在换料、启动和功率运行期间,由于误操作、设备故障或控制系统失灵等原因,使无硼纯水流入一回路系统,引起冷却剂硼浓度失控稀释,反应性逐渐上升。但是,反应性引入速率受到泵的容量、管道大小以及纯水系统的限制。

4.2.2 超功率瞬变

在反应性引入事故工况下,点堆动态方程的求解按反应性引入速率和大小可分为准稳态瞬变、超缓发临界瞬变和超瞬发临界瞬变三类;如按反应性引入方式则有阶跃变化和线性变化的差别。

准稳态瞬变是指在功率运行工况下,向堆内引入的反应性比较缓慢,以致这个反应性被温度反馈效应和控制棒的自动调节所补偿的瞬变。如满功率时控制棒组件慢速抽出的瞬变($\dot{\rho}=2\times 10^{-5}/s$)。这种情况下

$$\rho(t) = \rho_i + \rho_{fb}(t) + \rho_c(t) = 0 \quad (4-1)$$

这里假设反应堆保护系统尚未动作,即 $\rho_{sd}(t)=0$ 。

因为反应性引入速率 $\dot{\rho}$ 比较小,所以冷却剂温度和功率上升得都不太快,由冷却剂平均温度过高保护使反应堆紧急停闭。此时的功率峰值还不到超功率保护整定值。稳压器压力和冷却剂平均温度的上升幅度较大,最小烧毁比(DNBR)下降比较显著,因此偏离泡核沸腾的裕量变小了。

超缓发临界瞬变是指引入堆内的正反应性较快,以致反应性反馈效应和控制系统已不能完全补偿,使总的反应性大于零,但又不超过 β 的瞬变。如满功率运行工况下,两组控制棒失控抽出($\dot{\rho}=8\times 10^{-4}/s$),即,

$$0 < \rho(t)|_{\max} < \beta \quad (4-2)$$

在这种情况下,反应堆虽然超临界,但不处于或不超过瞬发临界状态。因此,瞬变中缓发中子起着相当重要的作用。与准稳态瞬变相比,超缓发临界瞬变功率增长曲线向上弯曲,增长速率受到燃料反应性反馈的影响而逐渐减弱,最后达到 118% 额定功率,超功率保护紧急停堆。因为功率增长十分迅速,所以在瞬变期间稳压器压力和冷却剂平均温度的变化较小,压力变化不到 1MPa,温度上升约 2K,这些情况恰恰与准稳态瞬变相反。分析指出,这种事故尚不足以损坏燃料元件。

超瞬发临界瞬变是指引入的反应性很大,超过了瞬发临界的程度所引起的堆内瞬变,如弹棒事故,即

$$\rho(t)|_{\max} > \beta \quad (4-3)$$

由于功率增长时间常数小于 τ ,可认为堆内传热是个绝热过程。

弹棒事故属于极限事故,是反应性引入合并小破口的事故,但堆芯功率分布畸变比失水事故发生得更迅速、剧烈,是事故后果的主导因素。由于弹棒事故造成堆芯功率分布的严重畸变,严格说来必须作三维中子时空动力学分析,并考虑中子学与热工水力学的耦合效应。但是这种计算的代价非常昂贵。所以习惯上仍用大型热工水力系统响应程序与燃料元件分析程序协同分析。分析分两步,第一步算平均通道,第二步再算热通道。典型的热通道计算结果见图 4-1。

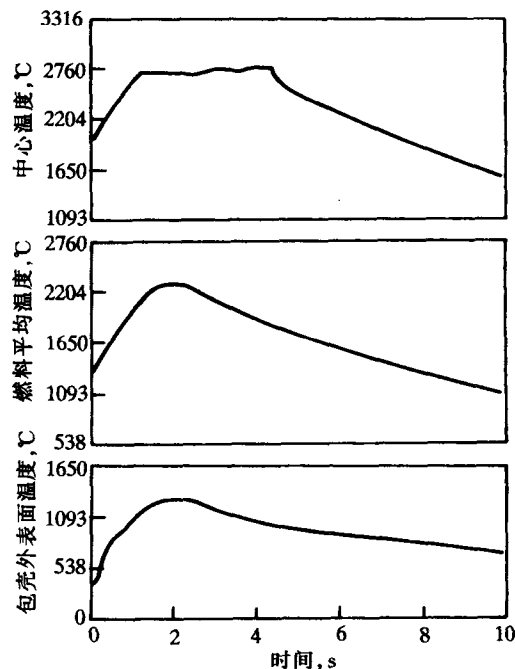


图 4-1 弹棒事故下燃料温度的热通道分析结果

4.3 失流事故

失流事故是指全部主循环泵因失去电源而停转,堆芯流量一下子变得相当小,从而引起反应堆停闭的事故。失流事故分析的中心问题是反应堆功率下降是否足够快,使事故瞬变期间流量和功率的不匹配不致引起冷却剂温度过高。为此必须确定全部水泵停转后堆芯质量流量随时间的变化,研究反应堆紧急停闭后功率衰减过程中冷却剂温度的变化,分析在自然循环条件下去除衰变热过程中冷却剂流量和温度的变化,以及需要采取的事故冷却措施。

4.3.1 流量瞬变

假设事故断电后每个泵的动作是相同的,则可以将反应堆主回路冷却系统分解为堆芯和 N 个独立的冷却环路。

根据压降关系式,可以写出堆芯和冷却环路的压降关系式:

$$\Delta P_c = \left(\frac{L}{A} \right)_c \frac{dW}{dt} + \tilde{K}_c \frac{W^2}{2\rho} + g(\bar{\rho}\Delta z)_c \quad (4-4)$$

$$\Delta P_l = \left(\frac{L}{A} \right)_l \frac{dW_l}{dt} + \tilde{K}_l \frac{W_l^2}{2\rho} + g(\bar{\rho}\Delta z)_l - \bar{\rho}g \left(\frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 H_p \quad (4-5)$$

式中 $(\omega/\omega_0)^2$ 是一个比例因子(泵叶轮角速度与初始角速度之比),用来近似描述事故瞬变期间由于泵转速下降引起的泵压头下降。

这主要是考虑到水泵断电后,由于泵叶轮和飞轮的惯性,水泵仍将以一定的速率转动,因此仍有惯性压头与惯性流量。

对于一个有 N 个冷却环路的反应堆,根据科希霍夫定律可以写出

$$\Delta P_c + \Delta P_l = 0 \quad (4-6)$$

$$W = NW_l \quad (4-7)$$

将此式与压降关系式结合,可得

$$\left(\frac{L}{A} \right)_{pr} \frac{dW}{dt} + \tilde{K}_{pr} \frac{W^2}{2\rho} + g(\bar{\rho}\Delta z)_{pr} - \bar{\rho}g \left(\frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 H_p = 0 \quad (4-8)$$

式中下标 pr 指整个系统,包括堆芯和环路。整个系统的几何惯性、阻力系数和重力压头可以分别表示为

$$\left(\frac{L}{A} \right)_{pr} = \left(\frac{L}{A} \right)_c + \frac{1}{N} \left(\frac{L}{A} \right)_l \quad (4-9)$$

$$\tilde{K}_{pr} = \tilde{K}_c + \frac{1}{N^2} \tilde{K}_l \quad (4-10)$$

$$(\bar{\rho}\Delta z)_{pr} = (\bar{\rho}\Delta z)_c + (\bar{\rho}\Delta z)_l \quad (4-11)$$

根据上述公式,如果已知系统各部分的几何惯性、阻力系数、位置标高和事故后惯性压头,则可以解出失流事故后的堆芯瞬态流量 $W(t)$ 。

为了使方程易解并且能给出有明确物理意义的结果,可以将失流事故瞬变分为两个阶段。第一阶段,在瞬变开始时,水泵的惯性压头比重力压头大得多,因此后者可以忽略。虽然在这

一阶段后期,泵的惯性压头和重力压头同时起明显作用,但仍可简单认为此时没有重力压头的贡献,因而得到的是一个保守的瞬态流量的下限。第二阶段,在瞬变结束时,泵的惯性压头已消失,冷却剂完全靠重力压头驱动,即稳态自然循环。

下面先分析失流事故的第一阶段。

为了确定瞬态流量,先要给出泵转速瞬态模型,以确定断电后水泵的惯性流量。假设 I 为泵的惯性转矩, ω 为泵的转动角速度, C 为与泵内阻力转矩有关的系数,则在断电后有下方程:

$$I \frac{d\omega}{dt} = -C\omega^2 \quad (4-12)$$

根据初始条件: $t=0$, $\omega=\omega_0$, 方程解为

$$\omega = \frac{\omega_0}{1+t/t_p} \quad (4-13)$$

$$t_p = \frac{I}{C\omega_0} \quad (4-14)$$

(4-14)式表示的 t_p 定义为水泵的半时间。其物理意义为:当 $t=t_p$ 时,泵的惯性角速度下降到初始角速度的一半。

将(4-13)式代入(4-8)式,忽略重力压头,则有

$$\left(\frac{L}{A}\right)_{pr} \frac{dW}{dt} + \tilde{K}_{pr} \frac{W^2}{2\bar{\rho}} - \frac{\bar{\rho}gH_p}{(1+t/t_p)^2} = 0 \quad (4-15)$$

初始条件为

$$\tilde{K}_{pr} \frac{W_0^2}{2\bar{\rho}} - \bar{\rho}gH_p = 0 \quad (4-16)$$

将(4-16)式代入(4-15)式,即可得到堆芯瞬态流量的非线性微分方程:

$$t_1 \frac{d}{dt} \left(\frac{W}{W_0} \right) + \left(\frac{W}{W_0} \right)^2 = \frac{1}{(1+t/t_p)^2} \quad (4-17)$$

其中

$$t_1 = \frac{2\bar{\rho} \left(\frac{L}{A} \right)_{pr}}{W_0 \tilde{K}_{pr}} \quad (4-18)$$

定义 t_1 为回路半时间。

下面考虑两种极端的情况:

(1)假设水泵无惯性。即水泵断电后没有惯性压头,这相当于所有水泵同时卡住的情况。此时方程(4-17)等号右侧为零,方程解为

$$W = \frac{W_0}{1+t/t_1} \quad (4-19)$$

在水泵无惯性的情况下,停泵后流量下降速率取决于主回路流体的惯性,其下降速率的大小由主回路半时间 t_1 所决定。即当 $t=t_1$ 时,堆芯惯性流量为初始流量的一半。从(4-18)式来看, t_1 与流体速度,流道长度、截面和阻力系数有关。从平均的意义上看,主回路半时间与流体通过主回路所需时间成正比,而与回路摩擦阻力系数成反比。在水泵无惯性的情况下, t_1 越大,堆芯惯性流量下降越慢;而 t_1 越小,流量衰减越快。

(2) 水泵有很大的惯性。一般情况下, 核电厂主回路泵上都装有惯性很大的飞轮, 用以维持失流事故后堆芯惯性流量, 减轻事故后果。如果泵的惯性很大, 以致水泵半时间远远大于回路半时间, $t_p \gg t_l$, 则(4-17)式首项可以忽略, 此时流量解为

$$W = \frac{W_0}{1 + t/t_p} \quad (4-20)$$

此时泵的特性决定惯性流量的衰减速率。

对于 t_l 和 t_p 在同一数量级的情况, 方程(4-17)亦有解析解。其结果表示在图 4-2 上, 图中 $\alpha = t_l/t_p$, 是主回路半时间与水泵半时间之比。可以看出, 当 α 值相当小 ($\alpha < 0.05$) 时, 失流事故后相当一段时间内, 惯性流量可以保持在初始流量的一半以上。但当 α 值比较大时 ($\alpha > 1$), 堆芯惯性流量将很快下降到初始流量的 10%~20%。此时事故的严重性显然要比前者大得多。

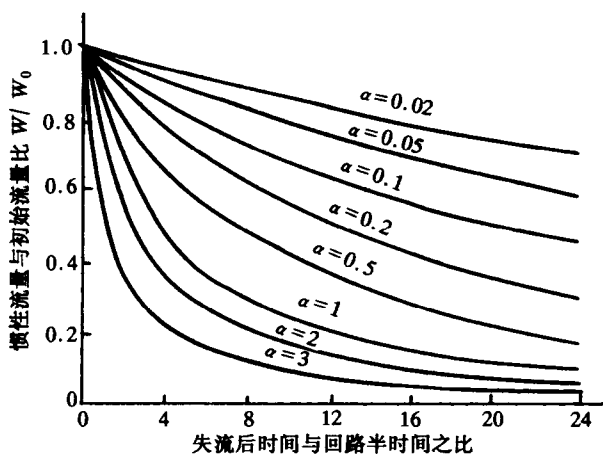


图 4-2 失流事故后堆芯惯性流量的瞬变

4.3.2 冷却剂温度瞬变

为了确定失流事故后冷却剂温度的瞬变, 可以利用第三章给出的堆芯瞬态热传输模型——集总参数模型进行粗略计算, 并估计失流事故的后果。

堆芯内冷却剂温升为

$$\Delta T_c = 2[\bar{T}_c(t) - \bar{T}_i(t)] \quad (4-21)$$

根据(3-100)式, 冷却剂温升瞬变由下式确定:

$$\frac{d(\Delta T_c)}{dt} = \frac{P(t)}{W(t)C_p\tau} - \left(\frac{1}{\tau} + \frac{d}{dt} \ln W(t) \right) \Delta T_c \quad (4-22)$$

利用积分因子 $\exp \left\{ - \int_0^t \left[\frac{1}{\tau} + \frac{d}{dt} \ln W(t') \right] dt' \right\}$, 即可根据已知的事故后功率变化 $P(t)$ 和瞬态流量 $W(t)$ 解方程(4-22):

$$\Delta T_c(t) = \Delta T_c(0) \frac{W(0)}{W(t)} \left\{ e^{-t/\tau} + \frac{1}{\tau} \times \int_0^t \frac{P(t')}{P(0)} e^{-[(t-t')/\tau]} dt' \right\} \quad (4-23)$$

这里不去进一步研究失流事故后冷却剂温度瞬变的详细计算方法, 而仅仅给出两种极端情况下冷却剂温度瞬变的趋势, 以了解失流事故后冷却剂温升变化的物理过程。

(1) 假设事故后反应堆保持初始功率不变, 则(4-23)简化为

$$\Delta T_c(t) = \Delta T_c(0) \frac{W(0)}{W(t)} \quad (4-24)$$

(2) 假设事故后反应堆功率立即降到零, 并忽略停堆后的衰变热, 则

$$\Delta T_c(t) = \Delta T_c(0) \frac{W(0)}{W(t)} e^{-t/\tau} \quad (4-25)$$

假设泵的惯性很大, 事故后惯性流量解为(4-21), 此时上述两种极端情况下冷却剂温升变

化分别为

$$\Delta T_c(t) = \Delta T_c(0) \left(1 + \frac{t}{t_p}\right) \quad (4-26)$$

$$\Delta T_c(t) = \Delta T_c(0) \left(1 + \frac{t}{t_p}\right) e^{-t/\tau} \quad (4-27)$$

从公式(4-26)、(4-27)可以看出,失流事故下如果反应堆功率保持不变,则冷却剂温度线性上升,其上升的速率与水泵半时间 t_p 成反比,冷却剂温升将在 t_p 时间内提高一倍。显然这种情况异常危险,通常是不允许发生的。一般反应堆发生失流事故后应立即紧急停闭。从(4-27)式可以看出,失流事故后如果立即停堆,冷却剂温升变化取决于水泵半时间 t_p 和堆芯时间常数的大小。当堆芯时间常数 τ 大于水泵半时间 t_p 时,即使流量开始下降时堆功率已降为零,冷却剂温度仍然上升;其温升峰值大于初始值。这是由于燃料元件贮存的大量热量在流量下降后不能及时传到冷却剂中去。因此,从安全角度看,选择小的堆芯常数和大的水泵半时间是相当重要的。

4.3.3 自然循环冷却

在失流事故发生后,如前所述,反应堆必须紧急停闭,以防止冷却剂温度线性上升,造成堆芯损坏。停堆后,当水泵的惯性流量降为零后,冷却剂通过堆芯的动力只是水的重力压头,堆芯的发热也只是停堆后的衰变热。此时的中心问题是:平衡态的自然循环是否有足够的流量带走衰变热而避免堆芯过热。

假设在反应堆一回路系统已建立了稳态自然循环,式(4-8)中泵压头和惯性压头均为零,则有

$$\tilde{K}_{pr} \frac{W_\infty^2}{2\rho} + g(\bar{\rho}\Delta z) = 0 \quad (4-28)$$

如需计算重力压头的大小,需要确定回路中每一部分的冷却剂平均密度和高度变化。为了简便起见,把反应堆主回路系统分成六部分,如图 4-3 所示,即堆芯、上腔室、环路热管段、蒸汽发生器、环路冷管段和下腔室,并分别用脚标 c, up, hl, sg, cl, lp 表示。假设每一段入口、出口标高为 z_i, z_o , 则

$$(\bar{\rho}\Delta z)_{pr} = \rho(z_o - z_i)|_c + \rho(z_o - z_i)|_{up} + \rho(z_o - z_i)|_{hl} + \rho(z_o - z_i)|_{sg} + \rho(z_o - z_i)|_{cl} + \rho(z_o - z_i)|_{lp} \quad (4-29)$$

如果忽略回路压降引起的密度变化,就可以用 ρ_0 表示堆芯出口到蒸汽发生器入口之间冷却剂的密度,用 ρ_i 表示蒸汽发生器出口到堆芯入口之间冷却剂密度。又假设在堆芯和蒸汽发生器内冷却剂密度线性变化。则(4-29)式可以写为

$$(\bar{\rho}\Delta z)_{pr} = -(\rho_i - \rho_0)(\bar{Z}_{sg} - \bar{Z}_c) \quad (4-30)$$

其中 $\bar{Z}_{sg}$ 为蒸汽发生器中心标高; $\bar{Z}_c$ 为堆芯中心标高。

假设 β 为冷却剂体积热膨胀系数

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial T} \bigg|_p \quad (4-31)$$

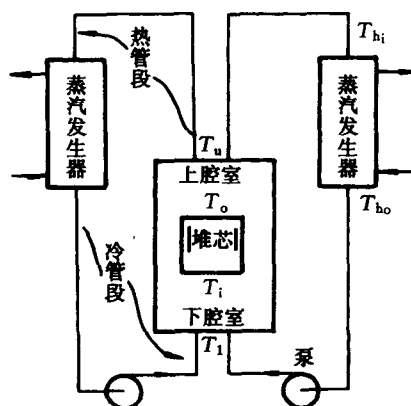


图 4-3 反应堆主回路简化流程

并假设其为常数。则有

$$\rho_0 - \rho_i = -\bar{\rho}\beta\Delta T_c \quad (4-32)$$

其中 $\bar{\rho}$ 为堆芯冷却剂平均密度。将(4-30),(4-32)代入(4-28)

$$\tilde{K}_{pr} \frac{W_\infty^2}{2\bar{\rho}} - \bar{\rho}g\beta(\bar{Z}_{sg} - \bar{Z}_c)\Delta T_c = 0 \quad (4-33)$$

由于此时建立了稳定的自然循环,由热量平衡可以看到

$$\Delta T_c \cdot W_\infty C_p = P_d \quad (4-34)$$

其中 P_d 为反应堆衰变功率。

将(4-33)与(4-34)联立,可解出自然循环稳定流量 W_∞ 和此时堆芯的冷却剂温升 ΔT_c

$$W_\infty = \left[\frac{2\bar{\rho}^2 g\beta \cdot P_d}{\tilde{K}_{pr} \cdot C_p} \cdot (\bar{Z}_{sg} - \bar{Z}_c) \right]^{1/3} \quad (4-35)$$

$$\Delta T_c = \left(\frac{P_d}{\bar{\rho}C_p} \right)^{2/3} \cdot \left[\frac{\tilde{K}_{pr}}{2g\beta \cdot (\bar{Z}_{sg} - \bar{Z}_c)} \right]^{1/3} \quad (4-36)$$

很明显,失流事故后建立稳定的自然循环的前提是蒸汽发生器中心标高高于堆芯中心标高,位差 $(\bar{Z}_{sg} - \bar{Z}_c)$ 越大,则 W_∞ 越大, ΔT_c 冷却剂温升越小。因此,为保证失流事故后期堆芯不过热,主回路系统中必须有足够大的蒸汽发生器和堆芯的位差和足够小的阻力系数。

在上面的分析中,假设阻力系数 $\tilde{K}_{pr}$ 是常数,实际上它随雷诺数变化而变化。但在流量减小后,对一般反应堆来说阻力系数变化并不大。在水冷堆系统中,有可能发生自然对流沸腾,使冷却剂密度和系统阻力显著变化。但一般它将增加自然对流换热能力。

4.4 热阱丧失事故

热阱丧失事故是由于二回路或三回路故障造成一回路冷却剂堆芯入口温度过高引起堆芯冷却能力不足的事故。

对于反应堆主回路系统,要能按额定功率将燃料裂变释热传出去,必须有一个热阱,即正常工作的二回路及三回路冷却系统。如果二回路或三回路某个环节发生故障,不能按正常情况及时带走一回路产生的热量,其结果必然使一回路冷却剂堆芯入口温度过高。这同堆芯流量减少一样,也将使堆芯冷却能力不足而最终导致堆芯过热,甚至造成裂变产物屏障破坏。可统称这类事故为热阱丧失事故。

从压水堆来看,热阱丧失事故的始发事件主要可以归结为两方面:

(1)部分或全部给水中断。这是典型的也是发生概率较大的热阱丧失事故。给水泵机械故障或失去电源,阀门意外关闭,给水加热器破坏,甚至凝结水泵等设备或管路破坏,均能引起给水减少或中断。一旦给水流量减少,蒸汽发生器水位下降甚至蒸汽发生器内充满蒸汽,将使其传热系数大大下降,堆芯一侧将呈现近似绝热加热的状态。此时反应堆必须紧急停闭,同时开启辅助给水系统去除衰变热,以保护堆芯不损坏。

著名的美国三哩岛事故就是从给水中断开始的。停堆后本应打开辅助给水系统,但由于检修时阀门被关闭,于是主回路升温升压。再加上操纵员的一系列误操作,致使堆芯严重损坏,大量带有放射性的主回路水通过稳压器卸压阀泄漏到安全壳并扩散到周围环境中,酿成动

力反应堆历史上最严重的事故之一。

(2) 汽轮机跳闸、同时旁路阀门未打开。无论是紧急停堆、或汽轮发电机组本身故障、或电网故障,为了保护汽轮机,都要求汽轮机跳闸,此时主汽门立即关闭,通往凝汽器的旁路阀门必须立即打开,否则将发生热阱丧失事故。如果跳闸后旁路阀未打开,二回路将被蒸汽充满,堆芯主回路内储存的能量无法排出,则主回路冷却剂将在近似绝热的状态下迅速升温升压。

4.4.1 温度瞬变

首先研究热阱丧失后主回路冷却剂温度的瞬变。主回路系统如图 4-3 所示。假设主回路内的容器、管路的热损失忽略不计,流体为不可压缩流体,则有以下能量平衡方程:对容器上腔室和环路热管段有

$$M_1 C_p \frac{d\bar{T}_1(t)}{dt} = WC_p [T_o(t) - T_{hi}(t)] \quad (4-37)$$

对容器下腔室和环路冷管段有

$$M_2 C_p \frac{d\bar{T}_2(t)}{dt} = WC_p [T_{ho}(t) - T_i(t)] \quad (4-38)$$

其中 T_o, T_i 分别为堆芯出、入口冷却剂温度; T_{ho}, T_{hi} 分别为蒸汽发生器出、入口冷却剂温度; $\bar{T}_1$ 为上腔室内冷却剂平均温度; $\bar{T}_2$ 为下腔室内冷却剂平均温度; M_1, M_2 分别为上腔室、下腔室的冷却剂质量。

假设一回路内质量流量 $W(t)$ 变化不大,并忽略堆芯和蒸汽发生器内冷却剂的质量,则将 (4-37) 与 (4-38) 相加得到

$$M_{pr} C_p \frac{d\bar{T}_{pr}}{dt} = WC_p (T_o - T_i) - WC_p (T_{hi} - T_{ho}) \quad (4-39)$$

其中 M_{pr} 为系统冷却剂总质量, $M_{pr} = M_1 + M_2$; $\bar{T}_{pr}$ 为系统冷却剂平均温度, $\bar{T}_{pr} = \frac{M_1 \bar{T}_1 + M_2 \bar{T}_2}{M_{pr}}$;

从 (4-39) 看出,系统冷却剂温度变化取决于堆芯内冷却剂温升和蒸汽发生器内冷却剂温降的瞬变。

堆芯中冷却剂的温度瞬变由 (3-100) 式决定:

$$WC_p (T_o - T_i) = \frac{1}{\tau} \int_{-\infty}^t P(t') e^{-(t-t')/\tau} dt' \quad (4-40)$$

蒸汽发生器内冷却剂温度变化可由下式确定:

$$WC_p (T_{hi} - T_{ho}) = hA \Delta T_m \quad (4-41)$$

其中 A 为蒸汽发生器总换热面积; h 为有效传热系数; ΔT_m 为平均温差。

由于蒸汽发生器二次侧为饱和状态,因此平均温差可以写为

$$\Delta T_m = \frac{T_{hi} - T_{ho}}{\ln \left(\frac{T_{hi} - T_s}{T_{ho} - T_s} \right)} \quad (4-42)$$

这样, (4-41) 即可写为

$$WC_p (T_{hi} - T_{ho}) = hA \Gamma (\bar{T}_{pr} - T_s) \quad (4-43)$$

此处 Γ 为一比例系数,等于蒸汽发生器平均温降与主回路冷却剂平均温度与二次侧饱和

温度差之比。

将(4-40)和(4-43)代入(4-39),即可得到用堆功率和二回路饱和温度表示的主回路平均温度的瞬变:

$$\frac{d\bar{T}_{pr}}{dt} = \frac{1}{M_{pr}C_p\tau} \int_{-\infty}^t P(t')e^{-(t-t')/\tau} dt' - \frac{1}{\tau_{pr}}(\bar{T}_{pr} - T_s) \quad (4-44)$$

$$\tau_{pr} = \frac{M_{pr} \cdot C_p}{hA\Gamma} \quad (4-45)$$

τ_{pr} 定义为主回路时间常数,它是热量从主回路传递到二回路所需时间的度量。

(4-44)式在不太快的瞬变情况下是适用的。所谓不太快,指瞬变发生的时间大于 τ 、 τ_{pr} ,并且大于主回路冷却剂完成一个循环所需要的时间 $t_{pr} = M_{pr}/W$ 。

从(4-44)式可以看出,在热阱丧失事故下,主回路冷却剂平均温度的瞬变与堆芯时间常数 τ 和主回路时间常数 τ_{pr} 关系很大。

在热阱丧失事故中,由于二回路发生故障,可能使蒸汽发生器二次侧饱和温度 T_s 上升或传热系数下降,这都将使一回路冷却剂温度上升。一种最典型而极端的情况是:二次侧流量下降引起蒸汽发生器二次侧蒸汽覆盖,传热系数大大下降, τ_{pr} 变得很大,出现主回路近似呈绝热被加热的状态。此时方程(4-44)中最后一项近似为零,有

$$\frac{d\bar{T}_{pr}}{dt} = \frac{P(t)}{M_{pr}C_p} \quad (4-46)$$

如果此时堆芯功率不变,主回路冷却剂温度将随时间线性上升。

4.4.2 压力瞬变

在热阱丧失事故中,随着主回路冷却剂平均温度的升高,冷却剂体积膨胀,势必引起系统压力增高。如果系统中没有补偿空间或卸压安全排放系统,这种压力升高可能引起主回路边界应力超过限值,甚至最终造成破坏。

压水堆系统在温度变化时体积变化相当小,一般在流量瞬变和温度瞬变计算中均可忽略,但在压力瞬变中这种变化却甚为重要。因为液体几乎是不可压缩的,所以必须提供一定的空间以补偿体积膨胀。

在压水堆中设有一个稳压器,作为容积补偿和保持系统压力的装置。在正常运行情况下,利用稳压器中电加热器和喷淋系统来维持稳压器温度不变,进而保证系统压力不变。稳压器的压力和主回路中与其相联的波动管入口处压力相同,但稳压器的温度必须高于主回路系统的平均温度。因为稳压器在饱和状态下工作,而它又必须保证回路工作在欠热状态。

主回路冷却剂温度的上升将使其体积膨胀而进入稳压器蒸汽空间。主回路体积的增加可由下式近似给出:

$$V_{H_2O}(t) = V_{H_2O}(0) + \beta[\bar{T}_{pr}(t) - \bar{T}_{pr}(0)]V_{H_2O}(0) \quad (4-47)$$

式中 β 为水的膨胀系数。

只要稳压器有较大的容积,在可能达到的温升下足以保持一定的蒸汽空间,压力的瞬时增高就可因蒸汽凝结而大大缓解。(由于蒸汽空间压缩,压力增大,饱和温度上升,蒸汽凝结)。

在出现超压时,可以打开卸压阀将过剩的蒸汽排出稳压器。当卸压阀不足以排出过剩蒸汽而超压或卸压阀尚未动作系统压力即达到不安全值时,安全阀将自动打开,将蒸汽排放到安

全壳。

4.5 蒸汽发生器传热管破裂事故

蒸汽发生器传热管破裂事故(SGTR)是指蒸汽发生器中一根或多根传热管发生破裂(也包括导致轻微连续泄漏的裂纹)导致的事故。它使核电厂第二道屏障(一回路压力边界)失去完整性,并导致一回路和二回路连通,使二回路被具有放射性的一回路水污染。另外,应当指出的是,蒸汽发生器传热管破裂事故可能导致放射性直接绕过核电厂第三道屏障(安全壳)而进入大气或凝汽器。

蒸汽发生器单根传热管破裂事故曾经被定义为极限事故,但是核电历史上已经发生过几起这样的事故,如1979年比利时DOEL核电厂、1982年美国的GINNA核电厂都发生过类似的故事。所以有理由将其定义为稀有事故。

蒸汽发生器传热管断裂的主要原因是传热管承受机械应力和热应力,加上二回路水产生腐蚀,特别是由于管板处的沉积物,使管板上方的管壁局部变薄及传热管发生裂纹;此外,一回路水产生的腐蚀也是原因之一。

在美国三哩岛事件中,操纵员的错误动作极大地加剧了事故的后果。有鉴于此,现役核电厂一般采用“30min不干预”原则,即在事故发生最初30min,操纵员不干预电厂的运行。

4.5.1 事故过程

1. 没有人为干预时的物理性能

这一节研究最初30min内,没有任何人为干预时的一回路和二回路的不受约束的性能。

(1)一回路:在事故第一阶段,一回路的性能与一回路出现小破口的情况相似。与一回路破口不同的是,破口的流体流动不是临界流,泄漏流量仅取决于一回路与二回路之间的压力差。

破口的出现,导致一回路水流失,所以一回路压力下降,压力下降在初始的瞬间,被化容系统上充流量的增加所补偿,并且以后通过稳压器水位低引起下泄回路的隔离来补偿(图4-4)。

由于最大上充流量不足以补偿泄漏流量,接着是一回路压力下降。当压力下降到稳压器低压阈值时,它引起反应堆紧急停堆,并使汽轮机脱扣。

核功率的停止产生导致一回路急剧降温,因而一回路水收缩,它加速一回路压力下降。当一回路压力低于稳压器压力极低的阈值时,它导致安注系统投入工作,后者将化容系统回路隔离,并趋于补偿一回路水的流失,因此趋于保持破口的泄漏流量(图4-4)。

高压安注泵的流量一旦大于破口流量时,一回路压力回升,并稳定在由剩余功率水平以及同时通过破口和与二回路间的热交换导出的能量所决定的一个值上。然后,由于启动蒸汽发生器辅助给水系统,这个压力水平缓慢减小。辅助给水系统以较冷的水充满蒸汽发生器,增大了二回路的冷却能力。由此引起泄漏流量稍微下降,以及安注流量稍微增大。

至于稳压器,在事故的第一阶段,它的水位降低,因为化容系统回路仅部分地补偿一回路水的损失。紧急停堆以后,由于一回路水收缩,它迅速地向外排水。在安注系统投入工作后,一回路中的水量趋于稳定,稳压器中的水位很可能超出测量范围。

在没有任何人为干预的情况下,一回路压力稳定在高于二回路的值上,这个值使得破口处

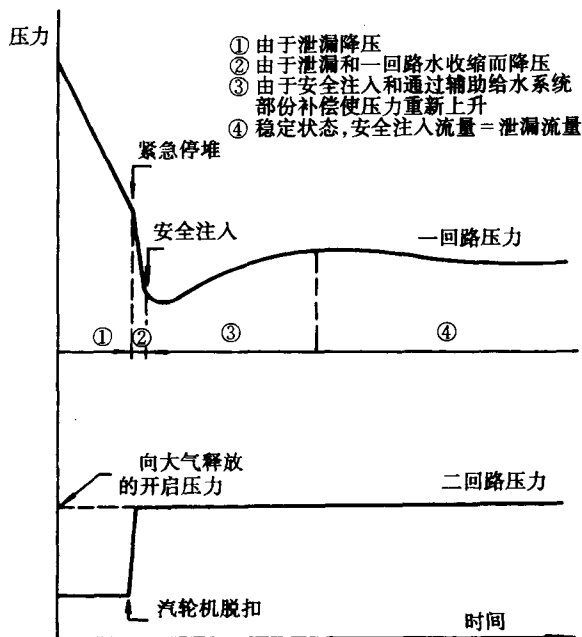


图 4-4 SGTR—运行人员干预前事故进程

的流量被安注系统准确地补偿,于是剩余功率通过破口,同时通过蒸汽发生器管束中的热交换输送到二回路。

(2)二回路:事故发生后,故障蒸汽发生器二次侧表现为有来自一回路的水和能量,特别是导致二回路的污染。

紧急停堆以前,如果调节系统在工作,所有蒸汽发生器中的水位将保持恒定。可以观测到,紧接着断裂发生,故障的蒸汽发生器的水位瞬时升高(由于在热交换区域提供的能量和水量引起膨胀)。

没有水位调节时,由于提取的蒸汽总量(由蒸汽流量调节保持恒定)与进入的水量(恒定的给水流量+断裂传热管破口流量)之间不平衡,故障蒸汽发生器中的水位连续增长。同时,故障蒸汽发生器产生的蒸汽流量的增加,减少了从其他完好蒸汽发生器提取的蒸汽流量,则其他蒸汽发生器水和蒸汽流量出现不平衡,水位稍有增加。

在事故的这一阶段,二回路压力变化不大(图 4-4)。

紧急停堆后,由于蒸汽流量很快降为零而引起的收缩现象,使所有蒸汽发生器中的水位大幅度下降。

汽机脱扣后,如果通向凝汽器的旁路系统不可用,将导致蒸汽压力增高,直到对空释放阀开启。如果通向凝汽器的旁路系统可用,它的开启使一回路压力下降更加明显。

蒸汽发生器辅助给水系统的两个电动辅助给水泵由于安注系统投入工作而启动,使得所有蒸汽发生器的水位回升。故障蒸汽发生器因为一回路水经过断裂的传热管进入二回路,与辅助给水系统的水相加,所以水位增长快得多。这台蒸汽发生器在辅助给水系统的电动辅助给水泵和汽动辅助给水泵供水时,有满溢的可能。满溢具有相当严重的后果,由于卸压阀直接

通向环境,满溢后将直接造成大量的放射性释放,这就要求运行人员必须在 30min 以内找到和确认事故蒸汽发生器,并成功将其隔离。

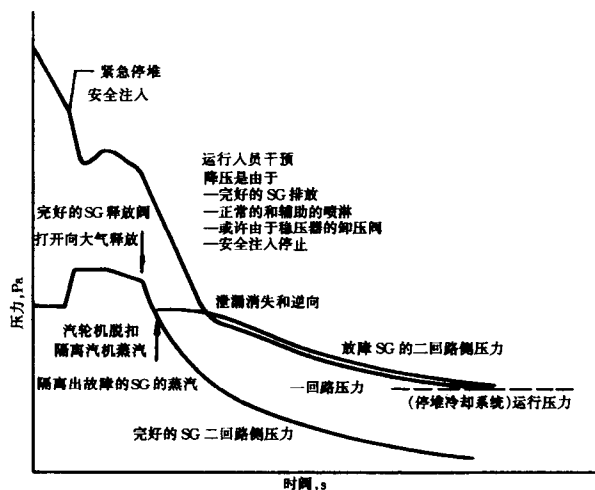


图 4-5 SGTR—运行人员干预后事故进程

2. 运行人员干预的后果

运行人员的第一项工作是识别事故和出故障的蒸汽发生器。这主要是根据蒸汽发生器的排污水放射性的报警和比较蒸汽发生器水位演变情况来判断的。

一旦辨认清楚,就应当隔离掉故障蒸汽发生器,以限制其向大气排放。然后,重要的是消除泄漏,这要由一回路减压出现。

运行人员首先采取的措施之一是开启故障蒸汽发生器的排污回路,以避免灌满这个蒸汽发生器;

隔离了断管的蒸汽发生器并由完好的蒸汽发生器冷却时,后者的内压力固定在释放阀的整定阈值水平;当一回路压力小于二回路压力时,泄漏反向,因而有稀释一回路水的风险。

运行人员干预后的事故进程见图 4-5。

4.5.2 事故后果

蒸汽发生器传热管破裂事故的主要后果有:

(1)一回路水污染了二回路。如果再加上凝汽器不可用,出故障的蒸汽发生器的释放阀门将被污染的蒸汽排向大气。

(2)有使断管蒸汽发生器和蒸汽管道充满水的风险。因水排放的放射性比蒸汽排放的大得多,液态放射性排放更危险。此外,蒸汽发生器的安全阀带水操作可能造成它们卡在开启的位置上。

(3)与所有的一回路失水事故一样,SGTR 还具有使堆芯冷却不足的风险。

4.6 蒸汽管道破裂事故

蒸汽管道破裂事故除了指蒸汽回路的一根管道(主管道或管嘴)出现破裂所产生的事故以外,还包括蒸汽回路上一个阀门(安全阀、排放阀或旁路阀)意外打开所导致的事故。

按照破口的大小,蒸汽管道破裂事故可以是属于2类、3类和4类事故。如果破口的尺寸小于二回路上一个阀门打开所构成的破口,那么所有具有这类破口的蒸汽管道破裂事故就是2类事故;3类事故是破口尺寸大于二回路上一个阀门打开所形成的破口,而且不能自动将蒸汽管道隔离;比上面更严重的蒸汽管道破裂事故是第4类事故。

蒸汽管道破裂时,由于一、二回路系统之间的耦合关系,对于具有负温度系数的压水堆来说,这是反应性引入事故的另一种原因。它可从以下四方面影响核电厂的安全:

(1)蒸汽管道破裂增加了蒸汽发生器从反应堆冷却剂系统中取走的热量,从而引起一回路冷却剂温度和压力下降。

(2)紧急停堆后,由于一回路冷却剂温度迅速冷却,减少了添加到堆内的负反应性裕度。若慢化剂的负温度系数很大,则堆芯有重返临界的危险。

(3)如果管道破口侧在安全壳内,大量蒸汽的排放会使安全壳升温超压。

(4)如果在事故前蒸汽发生器传热管有破损,一次回路水向二次回路泄漏,裂变产物有可能释放到堆外环境中去。

4.6.1 事故描述

当蒸汽管道破裂或者蒸汽发生器释放阀、安全阀误动作,所产生的蒸汽流失大于破口当量直径约15 cm以上的漏量时,事故的过程大体可以分为两个阶段来描述:

第一阶段即蒸汽管道刚破裂或者释放阀、安全阀误动作之初,二回路蒸汽从破口大量流失,蒸汽流量突然增加,二回路系统导出的热量超过反应堆的发热量,一、二回路之间功率失配,使蒸汽发生器出口(即堆芯入口)冷却剂温度下降,通过物理上的反馈效应,反应堆功率自动上升,以维持一次与二次回路系统之间的热量平衡。同时,由于一次回路冷却剂平均温度降低,稳压器内压力和水位也相应下降,当系统参数达到保护整定值时,保护系统立即动作,实现反应堆超功率紧急停堆或稳压器低压停堆,汽轮发电机组也将紧急停机。

第二阶段即停堆、停机之后,在蒸汽管道隔离之前,蒸汽继续从破口流失,蒸汽管道出现低压,一回路冷却剂平均温度不断下降。由于压水堆具有负温度效应的内在特性,冷却剂温度下降意味着堆内正反应性的持续引入,停堆深度逐渐减小。如果此时又遇上反应性价值最大的一根控制棒组件卡死在堆顶,那么就有可能使停堆后的反应堆重返临界,并且达到一定的功率水平,堆内通量分布还会出现严重的畸变,在局部功率峰值处的元件包壳可能因过热而烧毁。

蒸汽管道发生破裂事故后,为了能及时制止二回路蒸汽的大量流失,防止一回路冷却剂温度的急剧下降,维持反应堆的次临界度,确保最小烧毁比不低于1.30,采取的主要措施有:

(1)根据蒸汽低压信号,或者稳压器低压与低水位复合信号,启动安全注射系统向堆芯紧急注入20 000 $\mu\text{g/g}$ 的浓硼酸溶液,在高浓硼水到达前,堆芯可能已重返临界,但硼水到达后即可降为次临界。

(2)根据蒸汽管道隔离信号迅速关闭隔离阀,防止正常蒸汽管道内的蒸汽流失。此外,安

装在蒸汽发生器出口的限流喷嘴,由于直径远小于蒸汽管道,可限制该蒸汽发生器所在管道发生破裂时的最大蒸汽排放量。

(3)蒸汽发生器二次侧停止供应给水,以防止继续带走一回路热量。

(4)当蒸汽管道破口在安全壳内时,还要根据安全壳高压保护信号,启动安全注射系统和喷淋系统,以保护反应堆和安全壳的安全。

4.6.2 结果与讨论

图 4-6 是在热态零功率、有外电源、冷却剂满流量、安全壳外蒸汽管道断裂时,冷却剂系统过渡过程和堆内热流密度、反应性变化曲线,从图上可以看出:

(1)反应堆停闭后,由于二回路蒸汽大量流失,冷却剂平均温度不断下降,慢化剂负温度效应的作用,次临界度逐渐减小,大约经 29s 反应堆重返临界。

(2)在事故大约 45s 后 20 000 $\mu\text{g/g}$ 浓硼酸溶液才到达冷却剂环路,45s 的延迟时间包括:接收和发出安全注射信号 4s、打开安全注射管道上的阀门 10s、消除安全注射管道中留有的 2 000 $\mu\text{g/g}$ 硼水 31s。

(3)20 000 $\mu\text{g/g}$ 浓硼酸溶液在环路内与一回路系统冷却剂混合后再进入堆芯,混合后的硼水浓度与安全注射系统流量及冷却剂系统流量有关。

(4)事故发生后,由于截止阀能在几秒内快速关闭,使蒸汽从破口的排放量相应地急剧下降。

(5)瞬变中,堆芯功率峰值的热流密度约为额定值的 7.2%。

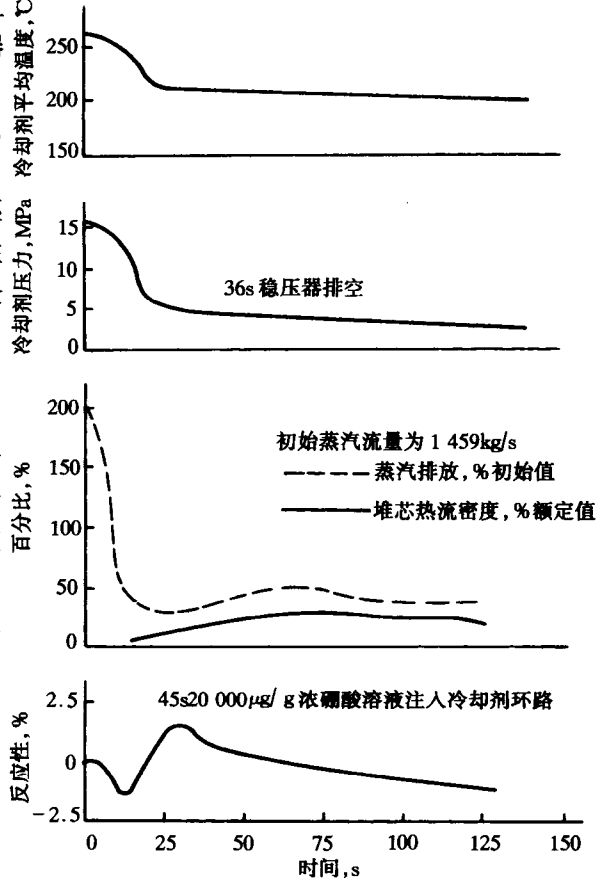


图 4-6 有外电源时,蒸汽管道断裂事故的瞬变

4.7 给水管道的破裂事故

所有蒸汽发生器上游的二回路给水管道的破裂,从而导致给水流量突然下降,然后至少有一个蒸汽发生器排空,均可称为“给水管道的破裂”。实际上,这是指蒸汽发生器的位于安全壳内逆止阀下游的一根给水管道的(并且仅是一根)破裂。因为在逆止阀上游有破口的情况下,蒸汽发生器不会排空,只是部分或全部失去正常给水流量。

给水管道的破裂事故是Ⅳ类事故。然而,人们要求在最初 30min 内(认为这段时间足够使运行人员进行干预)一回路水没有出现整体沸腾。应指出这项不沸腾的准则比Ⅳ类事故常用准则更严格。

导致给水管道破裂事故最合理的假设是给水管道上机械应力或热应力引起的。应当指出的是,由于在管道设计中对内部飞射物已采取了预防措施,并配备了防地震和防冲击装置,所以两条或三条管道同时破裂是很不可能的。

4.7.1 事故过程

1. 没有人为干预时的物理变化过程

(1)二回路事故表现为:受影响的蒸汽发生器的给水突然中断并且其他的蒸汽发生器的给水流量大幅度下降。

受影响的蒸汽发生器由于与安全壳相通,它将很快排空。只要给水分配环还被淹没,液态水就从破口排出,随后是乳状液、再以后是干燥蒸汽排出蒸汽发生器之外。

只要从破口流出的是水,二回路压力受影响就不大。当从破口流出的是蒸汽时,二回路压力将下降。当受影响的蒸汽发生器管束干涸时(在其中不再产生蒸汽时),下降更为严重(图 4-7)。

受影响的蒸汽发生器压力的降低,导致不受影响的蒸汽发生器的蒸汽通过管道流向受影响的蒸汽发生器,使不受影响的蒸汽发生器的压力也下降,由于此项流量形成的压降,使不受影响的蒸汽发生器与受影响的蒸汽发生器之间的压力有些不同(图 4-7)。

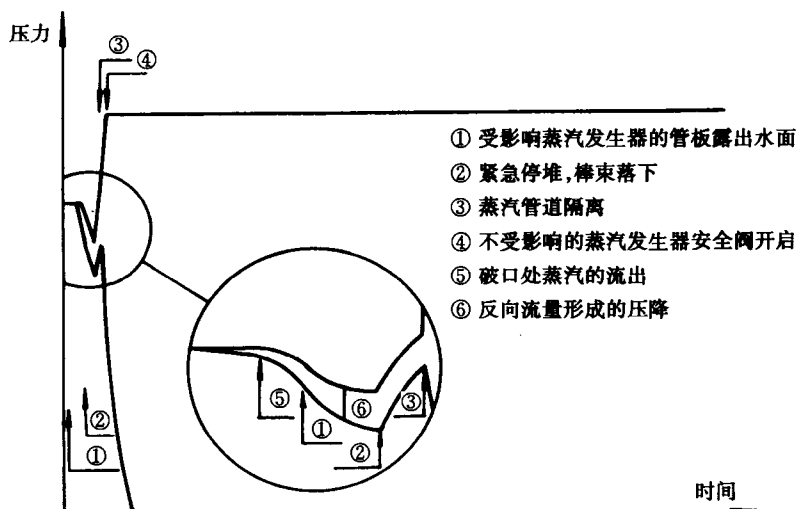


图 4-7 蒸汽发生器出口处的压力情况

降低的给水流量和增大的蒸汽流量(由于同时给汽轮机和受影响的蒸汽发生器供汽)之间的不平衡,导致不受影响的蒸汽发生器逐渐排空。

由于紧急停堆引起的汽轮机脱扣,导致所有的蒸汽发生器内压力回升。

当将蒸汽隔离时,不受影响的蒸汽发生器不再通过受影响的蒸汽发生器向破口排汽,它们的压力上升直到安全阀(或旁路阀)开启阈值。反之,受影响的蒸汽发生器不再有蒸汽供应,它的压力急剧下降并稳定在等于安全壳内的压力。

辅助给水系统投入工作依然不能阻止不受影响的蒸汽发生器继续排空。因为只要受影响的蒸汽发生器给水管段没有被隔离,辅助给水系统的水主要是流向破口。

(2)一回路 紧急停堆以前,在某些假设条件下,短期内这个事故可能表现为一回路过冷,因为通过破口排出的能量加上传送给汽轮机能量使需求总能量上升。然而,这个现象只能是短时间的,这是由于受影响的蒸汽发生器“干涸”,从而使蒸汽发生器中的传热量下降。此项传热量下降表现为与受影响的蒸汽发生器相联的一回路环路内水温上升,导致一回路压力上升,最后升至稳压器的安全阀开启的阈值。

由于汽轮机脱扣和蒸汽隔离,由紧急停堆引起的不受影响的环路中的温度下降,只是在蒸汽发生器的安全阀开启后才变得明显起来(图 4-8)。

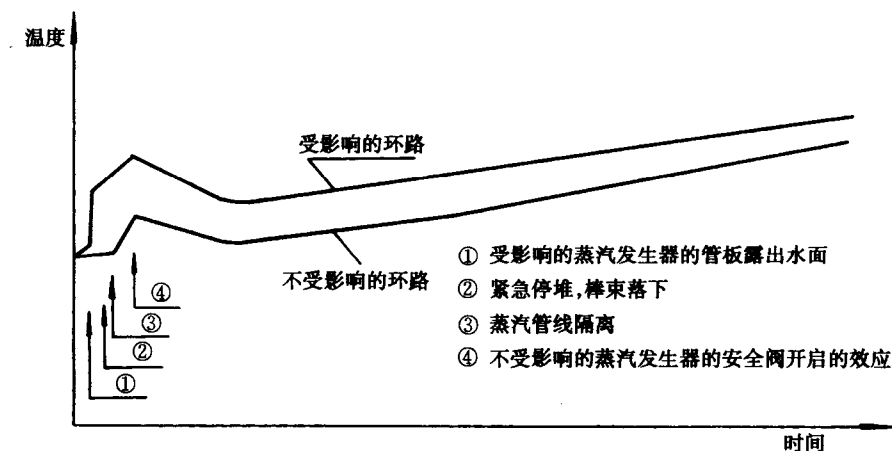


图 4-8 一回路平均温度的情况

不过温度下降是暂时的,因为不管是受影响的还是不受影响的蒸汽发生器内的传热能力都将下降,而且辅助给水系统的大部份流量从破口流失,最终将导致一回路平均温度上升。

这个阶段整个期间,稳压器水位和一回路压力随着平均温度的变化而演变:先是上升,然后是下降,最后又上升。由此首先是稳压器使安全阀再次打开;然后,由于一回路流体膨胀和安全注入的联合影响,使稳压器充满水。

没有运行人员介入时,装置向以下状态演变:①被淹没的稳压器通过安全阀排出水;②一回路的压力等于这些阀的整定压力;③一回路、二回路间的不良传热,不允许通过蒸汽发生器将全部剩余功率导出,因为受影响的蒸汽发生器内,传热能力下降,辅助给水系统的大部分流量从破口流失,这样,一回路温度随着该回路中出现整体沸腾的风险也相应地增加。

2. 运行人员干预及后果

与蒸汽发生器传热管破裂事故一样,运行人员的首要任务,当然是识别事故和事故涉及的蒸汽发生器,这主要是通过蒸汽发生器的压力来判断。

一旦查明受影响的蒸汽发生器,就隔离它的给水管,从而就消除流体从破口流失。这样,辅助给水系统的全部流量就送到两个不受影响的蒸汽发生器,使它们的水位回升,从而使一回路与二回路间的传热效率得到改善,可以导出剩余功率,使一回路降温。一回路水的收缩可以使稳压器水位复原,使装置最终过渡到热停堆状态。

4.7.2 事故后果

给水管道的断裂对三道屏障都有风险,主要表现在以下各方面:

- (1)二回路给水的丧失引起一回路冷却性能恶化,从而导致一回路内出现整体沸腾。
- (2)稳压器安全阀开启引起一回路水流失,使得堆芯裸露,从而有产生包壳破裂的危险。
- (3)从破口流出的流体(水)引起安全壳内温度和压力上升。

4.8 冷却剂丧失事故

冷却剂丧失事故是指反应堆主回路压力边界产生破口或发生破裂,一部分或大部分冷却剂泄漏的事故。在水堆中它称为失水事故(LOCA)。由于冷却剂丧失事故现象复杂,后果特别严重,因此在反应堆安全分析中处于非常重要的地位。

压水堆一回路系统破裂引起的冷却剂丧失事故有很多种,它们的种类及其可能产生的后果主要取决于断裂特性,即破口位置和破口尺寸。

最严重的失水事故应该是堆芯压力容器在堆芯水位以下的灾难性破裂,由于堆芯附近不可能再有冷却水,因此无法防止堆芯熔化和随后的大量放射性物质的释放。事实上,经过精确的计算表明,堆压力容器发生泄漏(或破口)的概率比管道破裂的概率要小几个量级。所以现在依然将双端剪切断裂作为极限设计基准事故。

根据破口大小及物理现象的不同,失水事故通常可分为大破口、中小破口、汽腔小破口、蒸汽发生器传热管破裂等几类来分析。大、中、小破口之间的分界并不是绝对的,一般加以失水事故谱来辅助判断。

鉴于压水堆失水事故喷放过程更为复杂,实现应急堆芯冷却更为困难,为确保失水事故后反应堆的安全,就必须建立更为复杂的模型,进行更为详细的瞬态特性分析和计算,并用一系列的实验来校核计算结果。

4.8.1 简单容器喷放瞬态分析计算

为了说明压水堆主回路系统失水事故瞬变的主要特征和分析计算方法,首先考察如图 4-9 所示的一个充满高温高压水的简单容器的喷放过程。

假设容器内压力 P_i ,破口面积 A_o ,破口处压力 P_o ,喷放流量 W_o 。由于在喷放过程中流体热力学状态变化很快,不能用不可压缩流体模型。

假设该容器内没有流动阻力,不存在明显的压力梯度,流体处于热平衡状态。在这种情况下,简单容器的瞬态过程可以用质量守恒方程、能量守恒方程和流体的状态方程来描述。

1. 质量和能量守恒方程

如前假设,忽略动能和引力势能的变化,质量和能量守恒方程可以写为:

$$V \frac{d\rho}{dt} = -W_o \quad (4-48)$$

$$V \frac{d}{dt}(\bar{\rho} \bar{u}) = -h_o W_o + Q(t) \quad (4-49)$$

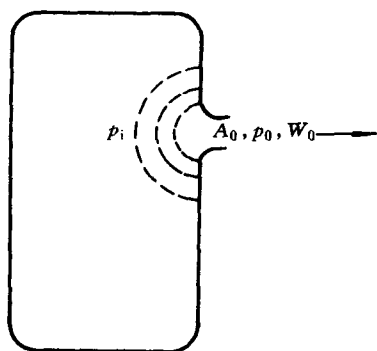


图 4-9 简单容器的喷放

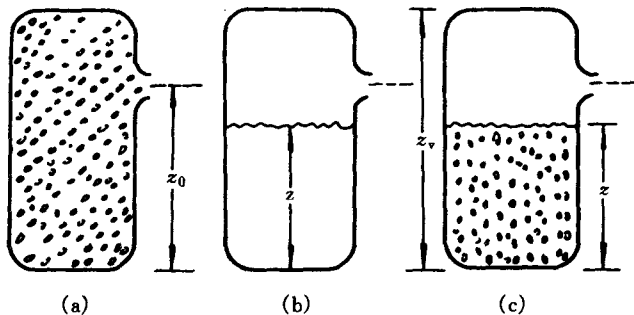


图 4-10 相分离模型

$$\bar{u} = \bar{h} - \frac{p}{\rho} \quad (4-50)$$

其中 V 为容器体积; $\bar{\rho}$ 为冷却剂平均密度; $\bar{u}$ 为冷却剂平均比内能; $\bar{h}$ 为冷却剂平均比焓; h_0 为破口处冷却剂滞止比焓; p 为容器压力; W_0 为破口冷却剂质量流量; Q 为单位时间传入冷却剂的热量。

将冷却剂平均内能的表示式(4-50)代入(4-49),则两守恒方程可改写为

$$\frac{d\bar{\rho}}{dt} = -\frac{W_0}{V} \quad (4-51)$$

$$\frac{d\bar{h}}{dt} = \frac{1}{V\bar{\rho}} \left[(\bar{h} - h_0)W_0 + V \cdot \frac{dp}{dt} + Q(t) \right] \quad (4-52)$$

假设容器内处于热力学平衡状态,用水蒸汽表可以表示冷却剂比焓与密度和压力的关系:

$$\bar{h} = \bar{h}(\bar{\rho}, p) \quad (4-53)$$

现在已有了(4-51)、(4-52)、(4-53)三个方程,但是有五个时间相关未知量,即 $\bar{\rho}$ 、 $\bar{h}$ 、 p 、 W_0 和 h_0 ,因此还需要附加两个关系式,才能确定事故减压瞬变。如果我们选择适当的相分离模型,则破口内滞止比焓 h_0 可以根据容器内平均比焓、流体密度等已知参数确定。如果容器喷放达到临界状态,则破口流量 W_0 亦可以用容器压力、流体比焓和外界压力等参数表示。有了这五个方程,就可以解出事故喷放瞬态过程。

下面分别讨论相分离和临界流,从中可得出滞止比焓 h_0 和破口流量 W_0 的表达式。

2. 相分离模型

图 4-10 给出了三种相分离模型示意图。其中(a) 均匀模型;(b) 完全分离模型;(c) 气泡上升模型。在其它瞬态分析中还有其它更复杂的模型。

(1) 均匀模型。很明显,此时

$$h_0 = \bar{h} \quad (4-54)$$

即破口内滞止比焓等于容器内流体平均比焓。在欠热喷放阶段流体为单相,(4-54)式显然是适用的。在两相喷放刚开始的时候,如果时间间隔小于气泡上升到容器顶部的时间,则相分离效应可以忽略,此时(4-54)式亦可适用。

(2) 完全分离模型。这是另一种极端情况。如图 4-10(b),汽液两相完全分离。当容器破

口面积比较小,即小破口失水事故时,喷放时间大于汽泡上升到顶部的时间,就可以使用完全分离模型。此时滞止比焓由下式确定:

$$h_o = \begin{cases} h_v(p) & z < z_0 \\ h_l(p) & z > z_0 \end{cases} \quad (4-55)$$

其中为 $h_v(p)$ 为 p 压力下饱和蒸汽比焓; $h_l(p)$ 为 p 压力下饱和水比焓; z 为容器内液面高度; z_0 为容器内破口高度。

液面高度 z 可以根据容器总高度 z_v 和容器内汽空间份额 α 表示

$$z = (1 - \alpha) z_v \quad (4-56)$$

α 可以用容器内冷却剂平均密度 $\bar{\rho}$ 和压力 P 下的饱和水密度 $\rho_l(P)$ 、饱和蒸汽密度 $\rho_v(P)$ 确定:

$$\begin{aligned} \bar{\rho} &= (1 - \alpha) \rho_l(p) + \alpha \rho_v(p) \\ \alpha &= \frac{\rho_l(p) - \bar{\rho}}{\rho_l(p) - \rho_v(p)} \end{aligned} \quad (4-57)$$

于是液位高度可以写为

$$z = \frac{[\rho - \rho_v(p)]}{[\rho_l(p) - \rho_v(p)]} z_v \quad (4-58)$$

(3) 汽泡上升模型。各种状态下的汽泡上升速度已被测定,典型值为 $0.6 \sim 0.9$ m/s。这样,汽泡上升时间与水堆大破口失水事故后饱和喷放时间差不多在同一量级(10 s)。此时既不能用均匀模型,也不能用完全分离模型,可用一种匀速汽泡上升模型加以描述。

假设冷却剂急剧蒸发,容器上部已形成蒸汽空间,下部为汽、液均匀混合相。其中汽泡受浮力作用以均匀速度上升到汽空间。

假设 M_l 为液体总质量; M_{gb} 为液相中汽泡质量; M_{sd} 为汽空间中蒸汽质量,则

$M_s = M_{gb} + M_{sd}$ 为总的蒸汽质量,

$M = M_l + M_s$ 为冷却剂总质量。

汽空间内的质量平衡方程为

$$\frac{dM_{sd}}{dt} = -k(z_0 - z)W_0 + M_{gb} \frac{v_b}{z} \quad (4-59)$$

$$k(z_0 - z) = \begin{cases} 1, & z_0 > z \\ 0, & z_0 < z \end{cases}$$

其中 v_b 为汽泡上升速度。

按定义应有

$$M_{sd} = \rho_v(p)(z_v - z)A_v \quad (4-60)$$

$$M_{gb} = [z - (1 - \alpha)z_v]p_v(p)A_v \quad (4-61)$$

代入(4-59)简化后得

$$\frac{dz}{dt} = -(z - z_v) \frac{d}{dt} \ln \rho_v(p) + \frac{k(z_0 - z)W_0}{\rho_v(p)A_v} - v_b \left[1 - (1 - \alpha) \frac{z_v}{z} \right] \quad (4-62)$$

由上式可以得出液面随时间的变化。如果破口在液位以上,排出的是饱和蒸汽;如果破口在液位以下,排出的是液相为主的汽水混合物,其平均比焓为

$$h_o = \frac{M_{gb}h_v(p) + M_l h_l(p)}{M_{gb} + M_l} \quad (4-63)$$

则此模型中滞止比焓表达式为

$$h_o = \begin{cases} h_v(p) & z_0 > z \\ \frac{(1-\alpha)z_v\rho_l(p)h_l(p) + [z - (1-\alpha)z_v]\rho_v(p)h_v(p)}{(1-\alpha)z_v\rho_l(p) + [z - (1-\alpha)z_v]\rho_v(p)} & z_0 < z \end{cases} \quad (4-64)$$

3. 临界流

在可压缩流体管内系统中,流动往往会出现不受下游工况影响、流量达到最大值的物理现象,一般称之为临界流。这时流体速度达到该处压力和温度下的声速而不再增大,压力也不再降低而达临界状态。这时的临界流量仅与容器内流体状态和破口面积有关,从而可以用容器内流体状态参数确定破口临界流量:

$$W_0 = W_0(h_o, p) \quad (4-65)$$

(1) 欠热喷放临界流公式。在水堆失水事故开始阶段,从破口向外喷放的是欠热水,其温度虽低于系统初始压力下的饱和温度,但却远远高于安全壳压力下的饱和温度。一旦这种水从破口喷出容器,则将急剧蒸发为蒸汽。由于汽泡形成阻塞作用,将出现过热亚稳态。这种情况下临界流量可由 Burnell 公式计算:

$$W_0 = A_0 \sqrt{2\rho_l(p)(p_{sat} - C)} \quad (4-66)$$

其中, $\rho_l(p)$ 为容器内流体在 p 压力下的密度; p_{sat} 为容器内与流体温度对应的饱和压力; C 为由图 4-11 给出的经验系数。

(2) 两相喷放临界流公式。当两相流通过喷嘴向外排放时,由于流体压力沿通道不断下降,流体急剧蒸发。在这种快膨胀过程中,两相之间出现不平衡,汽泡份额不断增加,声速随之不断下降。由于两相流喷放临界流比较复杂,需要建立具体模型,详细计算通道内流体的热力学参数,再参照实验结果,才能确定临界流表达式。目前较常用的是福斯克(Fauske)的滑动平移模型和莫迪(Moody)模型,其中尤以后者在减压瞬态分析中应用最广。图 4-12 即是根据莫迪的计算给出的破口流量与滞止比焓 h_0 和滞止压力 p_0 之间的相互关系。

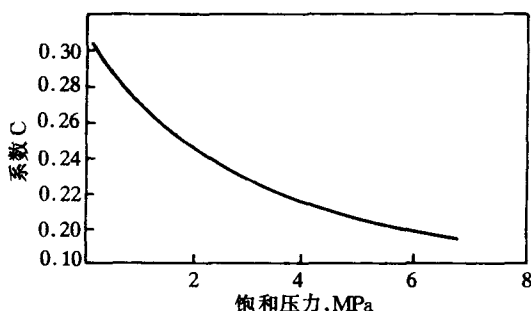


图 4-11 Burnell 公式中的经验系数

4. 时间相关解

根据临界流公式(或图 4-12),由 h_0 和 p 可得到 W_0 ; 根据相分离模型,由 h 、 ρ 和 P 可确定 h_0 。再加上质量守恒方程、能量守恒方程和状态关系式(水蒸汽表),就可以完成简单容器的喷放瞬态计算。一般汽水系统状态关系式非解析形式,可在每个时间步长上迭代解出瞬态变量的时间相关解。

图 4-13 给出了一个简单容器减压瞬变的计算结果,并与实验测量结果作了比较。

从图 4-13 可以看出,喷放开始阶段(欠热喷放)是极快速的减压过程。在不到 0.1 s 的时

间内系统压力降至初始压力的四分之一。过程中压力曲线的波动是由于减压波以声速向系统内传播,之后又从容器壁面反射回来的结果。第一个脉冲导致超压,有可能造成系统内构件的破坏。九节点模型的计算结果与实验结果吻合得相当好。单节点模型计算中,由于假设整个容器只有一个压力,因此没有压力振荡。

在经过大约 0.1 s 以后,系统进入饱和和喷放阶段。此时系统压力大体保持不变。这阶段两种计算模型和实验结果均相一致。在大约 10 s 以后,系统压力进一步下降。

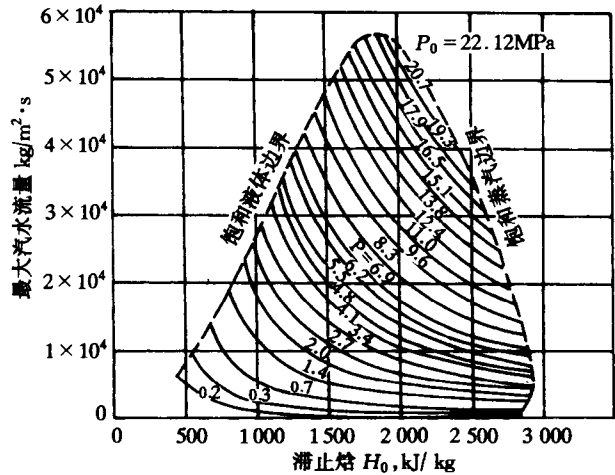


图 4-12 不同 h_0, p_0 下的临界流量 (Moody)

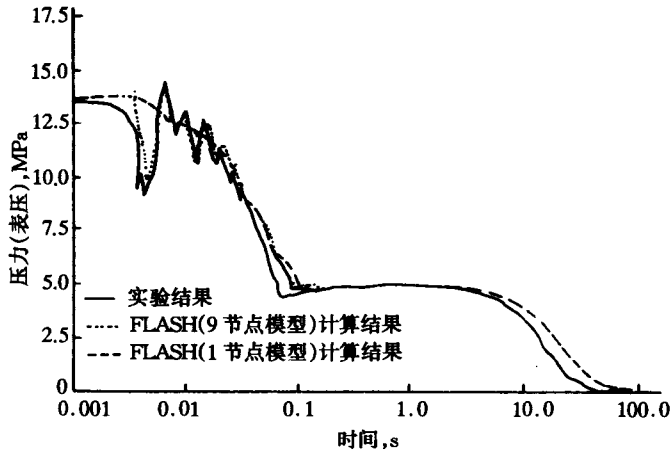


图 4-13 简单容器喷放减压过程图

这个简单容器的喷放过程虽然比真实反应堆失水事故喷放过程要简单得多,但它相当准确地描述了轻水反应堆失水事故瞬变的主要特征,还能简便地用实验来校核各种事故瞬态分析模型和计算方法。

4.8.2 大破口失水事故

作为极限设计基准事故的大破口失水事故是指反应堆主冷却剂系统冷管段或热管段出现大孔直至双端剪切断裂同时失去厂外电源的事故。

大破口失水事故中发生的事故序列可以分成四个连续的阶段:喷放、再灌水、再淹没和长期冷却,见图 4-14。

1. 喷放阶段

(1) 欠热卸压:在发生假想的大冷却剂管道切断之后,一回路水马上从破口排入安全壳,

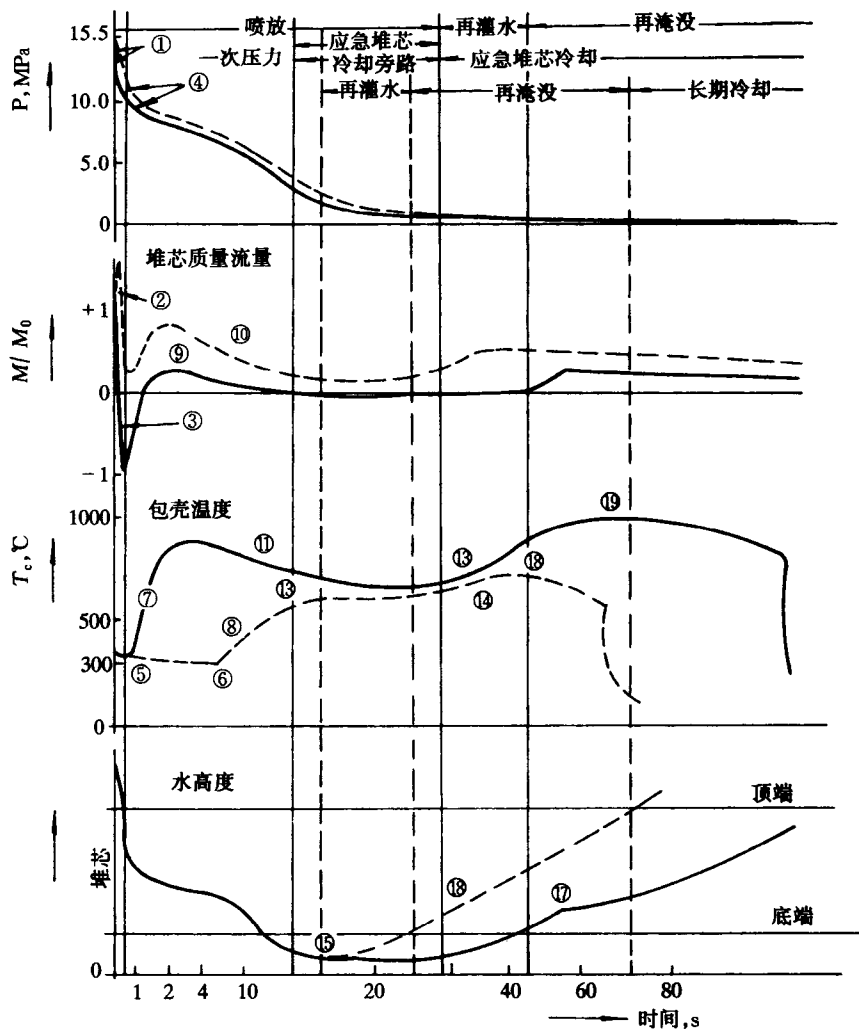


图 4-14 大破口失水事故序列图

由于欠热卸压①(见图 4-14,下同),使系统压力在几十毫秒内降到流体的最高局部饱和压力。这个猛烈的压力释放具有这样的特点:卸压波穿过一次冷却系统和堆压力容器传播,使堆芯吊篮发生动态形变。

在破裂处,将达到一个临界流速,它决定了破口最大质量流量,后者主宰着冷却剂丧失事故的随后过程。

在喷放的最早阶段,即欠热卸压阶段,如果破裂发生在热管段②,通过堆芯的冷却水流量将加速;如果破裂发生在冷管段③,它将减速。

(2) 饱和卸压:在冷却剂压力降低到局部饱和压力以后,冷却剂开始沸腾;这个过程在进入瞬变后不到 100 ms 时发生,其结果是以一个慢得多的速率继续卸压过程④。沸腾前沿即闪蒸前沿从上部堆芯和上腔室内的最热位置开始,通过整个一次冷却系统传播。

由于轻水堆都有负空泡反应性系数,随着堆芯区域中出现空泡,水慢化剂密度相应减小,

就会使裂变过程终止,堆芯功率降至裂变产物的衰变功率水平。对于压水堆大破口冷却剂丧失事故情况,原则上不需要紧急停堆。

(3) 沸腾工况转变:当堆芯里冷却剂开始汽化时,冷却剂的流动状态就从单相流变为两相流。这样,再加上流过堆芯的冷却剂压力和流量同时下降,就会使燃料棒的冷却情况严重恶化。临界热流密度降到最大热流密度之下,发生沸腾工况转变(偏离泡核沸腾)。

在“冷管段破裂”的情况下,由于冷却剂流量大大下降、滞止甚至倒流,偏离泡核沸腾都发生得很早,在进入冷却剂丧失事故瞬变后大约 0.5~0.8 s 时就发生⑤。

在“热管段破裂”的情况下,相当大的堆芯流量要延续一段时间,因此偏离泡核沸腾发生要晚得多,要在几秒以后⑥。

(4) 第一包壳峰值温度:由于燃料棒排热突然恶化,燃料内的大量贮热就要再分布,使其内部温度分布拉平。这使得包壳温度开始突然上升。

如果在喷放的这个初始阶段燃料棒完全没有排热,同时忽略燃料内部的衰变释热,那么包壳温度将上升到最高理论值,即燃料平均温度大致为 1 100~1 200℃。根据对冷管段双端破裂这种最坏情况的保守计算,实际的最高包壳温度不会超过 900℃。

在进入冷却剂丧失事故瞬变的几秒内,流过堆芯的有效的冷却剂质量流量主要取决于破口的质量流量和回路部件性状。在热管段破裂的情况下,同在冷管段破裂的情况相比,堆芯同破口位置之间的流动阻力要小得多,因而流过堆芯的有效的冷却剂质量流量要大得多(⑨,⑩)。

对于这两种破口情况,由于堆芯质量流量有差别,在冷却剂丧失事故的这个初始阶段排走的总热量也就有差别,这一点明显反映在包壳温度性状的差别上,无论是温度上升的斜率(⑦,⑧),还是所达到的最高温度,两种情况下都不相同。

(5) 残留热源和冷却恶化:在冷却剂丧失事故的初始瞬变期间,除了贮热外,还有两个来源的热量必须排走:一个是裂变产物的衰变热,另一个是当包壳温度达到或高于 980℃ 时,锆合金同蒸汽发生化学反应,生成氢和氧化锆时产生的热量。

在大破口冷却剂丧失事故的第 1 min 里,所产生的裂变产物衰变热和这段时间内释放的贮热大致是同一个数量级。

当温度为 1 100℃ 左右或更高时,在 1 min 内金属-水反应所产生的热量,可能与衰变热也是同一个数量级。

因此,由于贮热的再分布,使燃料棒温度拉平,随后的包壳温度性状就主要取决于产生的衰变热同传给冷却剂的热量之间的不平衡,这样一来,在热管段破裂情况下,包壳温度不再上升⑫,而在冷管段破裂情况下,包壳温度甚至还稍微下降⑪。然而,由于冷却条件继续恶化,包壳温度最终还是因为裂变产物的衰变所加的热量而上升(⑬,⑭)。

冷却剂不断通过破口从一次系统排入安全壳,使一次系统不断卸压,同时水装量不断减少;最后,堆压力容器里的水位将降到堆芯下部以下⑮。

(6) 应急堆芯冷却阶段:当一回路压力降低到低于应急堆芯冷却系统的安全注射箱内的氮气压力时,应急冷却水从安全注射箱通过自动打开的截止阀和相应的注射管路排入一次系统。从而就开始了应急堆芯冷却阶段。这在进入冷却剂丧失事故瞬变后大约 10~15 s 时发生,其启动时间视系统卸压速率和安全注射箱压力而定。

(7) 旁通阶段:因为在冷却剂丧失事故瞬变的这个时刻,系统压力相对于安全壳压力来说

还是高的,所以破口质量流量还相当大。

在热管段破裂的情况下,由于通过堆芯继续向上的流动,注入冷管段的辅助冷却剂不受障碍地穿过下降段,到达并且灌满下腔室,最后使水位上升,进入堆芯区,随后使堆芯再淹没^⑬。

在冷管段破裂的情况下,下腔室再灌水大大推迟,其原因主要是下列两个:

——在下降段环形通道中汽和水的逆向流动:在堆芯倒流期间,从堆芯排出的蒸汽与下腔室内水继续蒸发产生的蒸汽一起,通过下降段向上流动,阻碍从冷管段注入的应急冷却水穿过下降段;由于堆压力容器热壁中贮热的释放,造成应急冷却水闪蒸,使这个效应进一步加强。

——安全注射箱应急堆芯冷却剂的旁通:在注入冷管段的应急冷却剂中,很大一部分被下降段环形通道上部周围的完好环路冷管段出来的蒸汽流夹带到破口,并不通过下降段,而直接被带到破口流出。

因此,在冷管段破裂的情况下,必须假设:在应急堆芯冷却系统动作的这个最初阶段,注入冷管段的所有辅助冷却剂都旁通下腔室(“旁通阶段”),直接通过破口离开一次系统,从而大大推迟了下腔室的再灌水^⑭。

(8) 喷放结束(旁通结束):当一次系统与安全壳之间的压力达到平衡,破口质量流量变得很小时,喷放阶段就宣告结束。不管破口位置在哪里,这个情况在冷却剂丧失事故瞬变后约30~40 s出现。

在冷管段破裂的条件下,只有从完好环路冷管段向破口的蒸汽流量变得很小时,重力才会开始超过夹带力,应急水才开始穿过下降段向压力容器再灌水。

(9) 低压注射系统开动:对于需要应急电源情况的约30 s之后,或者当系统压力降到1MPa左右,低压注射系统就投入运行。在一段短时间内,辅助冷却水由安全注射箱和低压注射系统同时提供,一直到安全注射箱排空。只要有要求,低压注射系统就继续注射水,水取自换料水箱,最后取自安全壳地坑。

高压注射系统在大破口冷却剂丧失事故的情况下并不需要。这首先因为此时压力降得非常快,安全注射箱和低压注射系统很快就开动,其次因为它的泵的流量小,不会起多大作用。此外,在需要应急电源的情况下,高压注射系统和低压注射系统都要延迟一段时间,该时间由应急电源系统的起动时间所确定。

2. 再灌水阶段

再灌水阶段开始于应急冷却水首先到达压力容器下腔室使水位开始重新回升,结束于水位到达堆芯底部。

绝热堆芯升温:从安全注射箱开始注入到再灌水结束的整个阶段里,堆芯基本上是裸露的。在充满蒸汽的堆芯中,燃料棒除了靠热辐射和不大的自然对流以外,没有别的冷却。由于衰变热的释放,在这个阶段堆芯温度绝热地上升(^⑬,^⑭),其上升速率大约为8~12℃/s。如果它们从800℃左右开始上升,那么在大约30~50s后就将增到1100℃以上,此时锆合金同蒸汽的反应将成为一个可观的附加热源。因此,再灌水阶段是整个冷却剂丧失事故过程中堆芯冷却最差的阶段。喷放结束时的下腔室水位和下腔室再灌水的终点是两个临界参量,决定了这个阶段内可能达到的最高燃料包壳温度。

3. 再淹没阶段

再淹没阶段开始于堆压力容器里的水位达到堆芯底端并开始向堆芯上升的时刻。

(1) 第二峰值包壳温度:在应急冷却水进入堆芯的同时,它就被加热,开始沸腾。在堆芯底部以上大约 0.5 m 的地方,由于包壳表面很热,该沸腾过程变得十分强烈,使蒸汽快速向上流过堆芯。这股汽流夹带着相当数量的水滴,它们为堆芯的较热部分提供初始的冷却。随着水位上升,这个冷却效果愈来愈好,包壳温度上升速率逐渐减小,最后,在冷却剂丧失事故瞬变开始后大约 60~80 s,热点的温度开始下降。

(2) 骤冷:当包壳温度再次下降得足够多(降到约 350~550℃)时,应急冷却水终于再湿润包壳表面,并且由于高得多的冷却速率,使温度急剧下降(骤冷)。这个骤冷前沿从顶端和底端两边传向堆芯(当冷管段和热管段同时注入时)。当整个堆芯被骤冷,且水位最终升到堆芯顶端时,认为再淹没阶段结束。它大约在冷却剂丧失事故瞬变开始后的 1~2 min 时出现。

(3) 蒸汽凝结:堆芯再淹没的过程如上所述。但是在某些情况下,它可能受到不利的影响。在下腔室内(再灌水期间)和在堆芯内(再淹没期间)水位上升的速率取决于驱动力和流动阻力之间的平衡。流动阻力是指堆芯和破口位置之间蒸汽碰到的阻力。因为由下降段同堆芯之间的水位差引起的驱动力是有限的,所以蒸汽流动阻力变得重要起来,从而产生了所谓“蒸汽凝结”问题。

在热管段破裂的情况下,蒸汽流动阻力比较小,从而蒸汽可以容易地流出堆芯。

但是在冷管段破裂的情况下,蒸汽在到达破口之前,必须克服热管段管道、蒸汽发生器和泵的阻力。

在蒸汽流过蒸汽发生器时,由于二回路流体又传给它能量,被夹带的水蒸发和蒸汽过热,使蒸汽流的体积大大增加,从而使这个流动阻力进一步增加。在蒸汽发生器和泵之间的 U 型管段里会积聚水,它可能形成另一个附加的蒸汽流动阻力。

在蒸汽发生器与泵之间的管道破裂的情况下,这个蒸汽凝结效应更为显著。因此,蒸汽凝结降低再淹没速率,减少燃料棒同冷却剂之间的传热,延长了再淹没阶段,增加了绝热的包壳温升,产生了更高的第二峰值温度。

4. 长期冷却阶段

在再淹没阶段结束之后,低压注射系统继续运行。当再淹没贮水箱排空时,低压注射系统泵的进口转接到安全壳地坑。迄今为止,供给反应堆的应急冷却水,从一回路作为蒸汽漏出来在安全壳里冷凝之后,大部分最终都汇集到地坑中。在这个阶段里,要保持冷却,保证衰变热的长期释出。对于 3 800MWt(热功率)的压水堆,这个衰变热在停堆 30 天以后还有 5MW 左右。

4.8.3 小破口冷却剂丧失事故

通常把尺寸为主冷却剂管道流通截面积的 2% 或更小的破口看作是小破口。尽管到目前为止,在小、中、大破口之间,还没有严格确定的界限,但是有一个深一层的判据可以用来确定什么是“小”破口的上限,即主宰冷却剂丧失事故瞬变过程的重大物理现象或事件。这些重大物理现象包括:反应堆堆芯内汽水混合物液位的性状、蒸汽发生器内热传输方向随时间的变化

和流动工况等。

1. 小破口冷却剂丧失事故的过程

(1) 系统事件:在冷却剂丧失事故瞬变期间,根据一次系统的压力要求反应堆保护系统产生下列动作:

在一次侧:

- 稳压器低压信号(14.5MPa)触发紧急停堆;
- 根据系统压力“低”信号(11MPa)令主冷却剂循环泵事故保护停车;
- 根据系统压力“低”信号(11MPa)启动高压安注泵;
- 当系统压力降到 2.7MPa 以下时,安全注射箱自动开始注水;
- 在低于 1.0MPa 的系统压力下,低压注射泵开始供水;

在二次侧:

- 根据稳压器低压信号(14.5MPa)使汽轮机事故保护停车;
- 在接通应急电源情况下,汽轮机旁路仍然关闭,主蒸汽不能旁通到凝汽器中;
- 二次侧必须以低于 100 K/h 的速率慢慢降温,这种降温从稳压器低压信号(≤ 14.5 MPa)和安全壳高压信号(> 0.3 MPa)开始。

(2) 热工水力学过程:在小破口事故中,由于冷却剂从破口流失,一次系统的压力下降,下降的速率主要取决于破口尺寸,如图 4-15 所示。

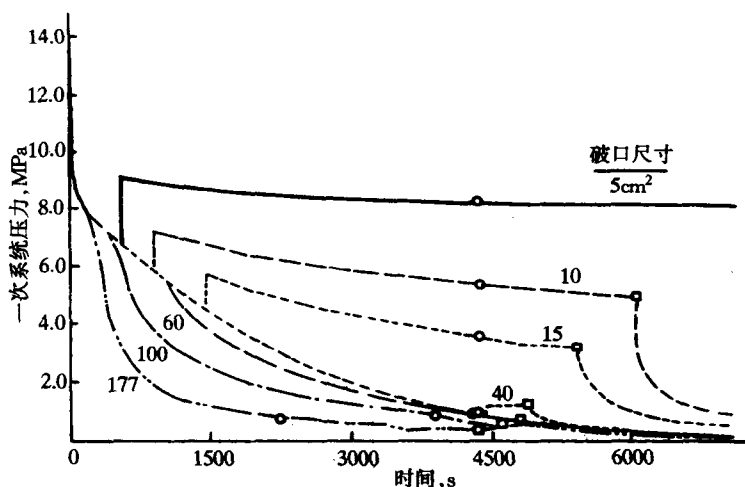


图 4-15 压水堆小破口冷却剂丧失事故过程中一次压力随时间的变化
(○)一次系统温度 175℃; (□)换料水箱排空(2 台高压注射泵,换料水箱 $4 \times 286\text{m}^3$,没有低压注射泵)

在高压注射系统开始运行之后,冷含硼水从换料水箱注入一次系统的热管段和冷管段。这不仅补偿了一次冷却剂的流失,而且还在通过破口和通过蒸汽发生器排走能量之外,又增添了带走一次系统能量(燃料贮能、裂变产物衰变热、系统内能)的一种方式。最后,含硼水注入增加了一次系统的卸压速率,以便使应急堆芯冷却系统的低压子系统尽可能快地投入运行。

在小破口冷却剂丧失事故中,主冷却剂泵停车之后,余下的整个时期都是自然循环阶段,

在此期间,冷却剂质量流量的驱动力是重力压头,它们取决于:① 由于汽和水之间的相分离形成的汽水混合物液位(见图 4-16);② 剩下的冷却剂装量在一回路各区段的分布情况;③ 这些区段的相对高度。在这些情况下,在某些区段中甚至可能发生水-汽逆向流动。特别在热管段的管道内就是这种情况,因为一次蒸汽在蒸汽发生器 U 型管的上升段里被冷凝,形成的饱和水可能从蒸汽发生器流回热管段管道中(回流冷凝)。

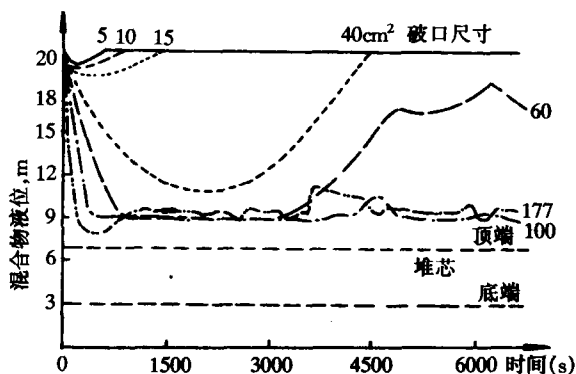


图 4-16 压水堆小破口冷却剂丧失事故过程中混合物液位随时间的变化
(2 台高压注射泵,换料水箱 $4 \times 286\text{m}^3$,没有低压注射泵)

蒸汽发生器二次侧产生的蒸汽通过汽轮机旁通阀和凝汽器放掉。但是在厂内电源丧失的情况下,凝汽器不能作为热阱运行;这时必须通过适当的阀门用二次侧排放的方法把蒸汽放掉,这要求辅助给水系统投入运行。

在很小破口冷却剂丧失事故的情况下(破口尺寸小于 1% 流通截面积左右),通过破口排出的一次系统能量,尽管有高压注射系统的冷的应急冷却水的协助,仍不能使系统足够快地卸压。这时,必须用蒸汽发生器二次侧排放的方法再排走一些能量。在这些情况下,要把放汽阀控制到使二次侧的温度以 100K/h 的速率降低。

在一次系统压力降低到安全注射箱压力以下之后,从安全注射箱排放出来的应急冷却水便同从高压注射系统来的水合在一起。

最后,在系统压力低于 1.0MPa 左右时,余热排出系统开始运行,把从一次系统排热的任务接过来,该热量最后只剩下裂变产物衰变热。余热排出系统可按要求长期运行。

小破口冷却剂丧失事故总的持续时间主要取决于破口的尺寸和位置,其范围可以从几分钟到几小时。当系统压力与安全壳压力达到平衡时,或者如果反应堆内的水位在冷却剂丧失事故期间曾经下降到堆芯顶部以下而现在又重新上升到堆芯顶部以上时,或者水位又达到出口管座高度时,就认为冷却剂丧失事故已结束。

(3) 一次系统压力和混合物液位:下面简要地研究一下图 4-15 和 4-16。这两张图上的曲线表示的是在一些特定的应急堆芯冷却系统起作用的条件下回路压力和混合物液位随时间变化,而以破口尺寸作为参变量。比较这些曲线可以看出,当破口尺寸小于 40cm^2 (约 1%) 时,一回路压力和混合物液位的性状出现本质的差别。

——对于小于 1% 的破口尺寸,一次系统内混合物液位降低不多,不会低于压力容器出口管座的高度;液位降低限于某段时间,它随破口尺寸的减小而缩短;到该时间结束为止,一回路压力一直沿饱和线下降,而后阶跃上升到一个值,该值取决于高压注射泵的扬程-流量特性;

当换料水箱排空时(图 4-15 中方块符号),系统压力最终又下降到饱和值;

——对于大于 1% 的破口尺寸,混合物液位迅速下降到压力容器出口管座的高度;对于大于 100cm^2 即 2.5% 的破口尺寸,混合物液位甚至会进一步下降,进入上腔室,随着破口尺寸的增加,还有可能使堆芯裸露;一次系统压力在整个冷却剂丧失事故期间都沿着饱和线下降;高压注射泵的流量不足以补偿冷却剂从破口的流失;

——图 4-15 中的圆圈符号表示一次冷却剂的温度已降低到相应于低压注射系统启动压力(大约 1MPa)的饱和温度以下的时刻;在此时刻,如果系统压力足够低,低压注射系统就会开始运行。

某些破口位置,特别是在稳压器顶部上的破口,可能引起液体冷却剂在一次系统内的异常分布,因而液位指示可能给操纵员以错误印象,使他手动干涉应急堆芯冷却系统的运行,就象在 TMI-2 号堆事故期间所发生的那样。

特别是如果稳压器安全阀打开而不能回座,则稳压器可能在最初几分钟内完全被水充满,结果使高压注射系统为了防止稳压器和一次系统充水过多而关闭。因为尽管指示信号相反,但实际上在一次系统内,多半甚至在反应堆压力容器内,可能还存在液-汽界面,所以在高压注射系统的泵停车后,液体装量的重新分布可能导致堆芯裸露。

应当指出的是,系统中存在的不凝气体对一次系统内的自然循环可能有很大影响。这些不凝气体或者来源于裂变气体的释放,或者来源于堆芯内的金属-水反应。

4.9 未能紧急停堆的预计瞬变

未能紧急停堆的预计瞬变(ATWS)是指没有紧急停堆或机组跳闸的预计瞬变,在这些瞬变中,虽然一回路或二回路参数超过了保护定值,但控制棒组件未插入堆芯。

ATWS 事故发生概率等于紧急停堆发生故障的概率和未能紧急停堆时有明显后果的事故频率的乘积。可能导致比较严重后果的初始事件有:失去主给水、汽轮机停机、失去交流电源、失去凝汽器真空、控制棒组件意外抽出和稳压器卸压阀意外开启等。其中以主给水丧失引发的 ATWS 最具代表性。

4.9.1 完全失去蒸汽发生器正常给水

假设在一开始就完全失去了蒸汽发生器的正常给水。在瞬变过程中发生的一系列紧急停堆信号没有被考虑,而假设依然出现汽机脱扣和按温度调节方式旁路阀打开到 50% 的开度。

在瞬变期间,由于失去正常给水,蒸汽发生器内水装量下降。最初,一回路与二回路之间传热效率没有明显下降。因而,一回路的温度基本保持不变。

接着,汽机脱扣导致蒸汽流量暂时下降,导致蒸汽发生器所吸收的功率下降,这就引起了蒸汽发生器出口的一回路水温上升,从而也使堆芯出口水温上升。考虑到慢化剂的负温度系数,堆芯水温上升引起核功率下降和一回路的压力上升。接近 35s 时,稳压器安全阀打开。将近 40s,蒸汽发生器的安全阀打开(图 4-17),于是,通过蒸汽发生器导出的功率回升,从而出现一回路温度和核功率的准稳态。

事故开始以后,蒸汽发生器内水装量下降,当蒸汽发生器内只有 5t 左右的水时,一回路与二回路之间的传热效率突然下降,导出的功率迅速下降和一回路的温度剧烈上升。由于一回路

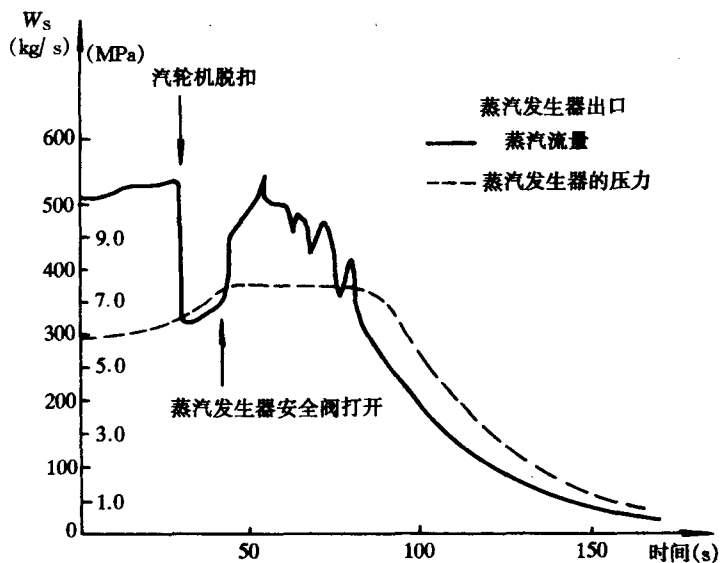


图 4-17 失去正常给水后蒸汽发生器出口蒸汽流量和蒸汽发生器压力的变化

温度的这种剧烈上升使得堆芯功率急剧下降。

堆芯产生的核功率与蒸汽发生器吸收的功率之差在将近 110s 时达到最大值, 出现一回路压力峰值(图 4-18)。于是, 稳压器充满了水, 并且有大量的汽水混合物或水通过安全阀排出。

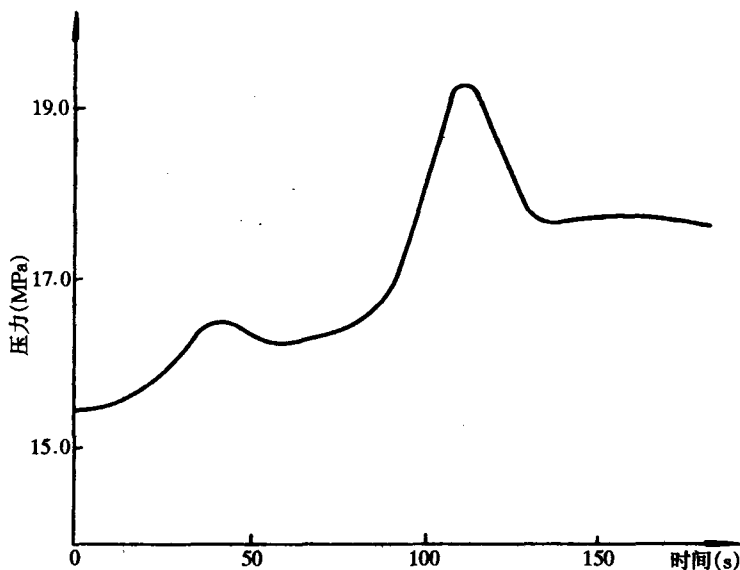


图 4-18 失去正常给水后稳压器压力的变化

核功率稳定在 $8\%P_n$ 左右, 它相当于辅助给水系统流量汽化所需要的功率。由于一回路温度上升, 反应性逐渐下降, 一直降到 $-700 \times 10^{-5} \Delta k/k$, 然后, 在多普勒效应的影响(核功率下降)和慢化剂温度系数的影响相互抵消之前, 反应性变为正值。实际上, 由于失去蒸汽发生

器正常给水而使得一回路平均温度开始上升,然后由于功率下降使平均温度也下降。

最后,由于失去蒸汽发生器正常给水和主泵停运的联合影响而使一回路温度上升,它将稳定在 330℃ 左右。至于一回路流量,则将稳定在额定流量的 8% 左右,这是温差环流流量数值。

稳压器和一回路的压力变化过程以及稳压器内水的体积变化过程:将近 60s 时,稳压器充满水,将近 200s 时,一回路平均温度开始下降,由于一回路温度下降使得稳压器恢复了正常水位。

4.9.2 完全失去外电源

完全失去外电源事故表现为主泵和给水泵停运后,一回路流量迅速下降(图 4-19),堆芯的剩余功率通过各环路中建立的自然循环导出。一回路流量降低引起一回路平均温度升高(图 4-20),因而造成烧毁比(DNBR)下降和一回路压力上升(图 4-21),打开稳压器的安全阀可以将一回路压力峰值限制在 17.0MPa。

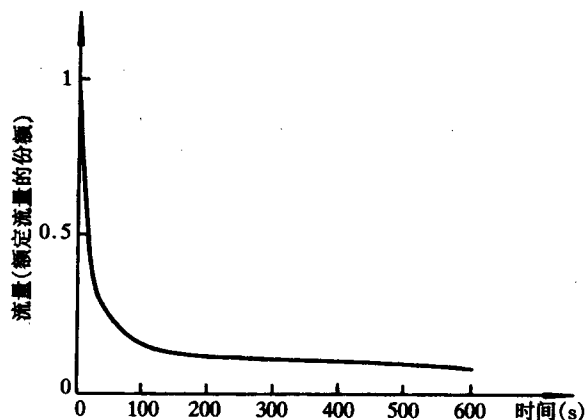


图 4-19 完全失去外电源:压力容器中的流量

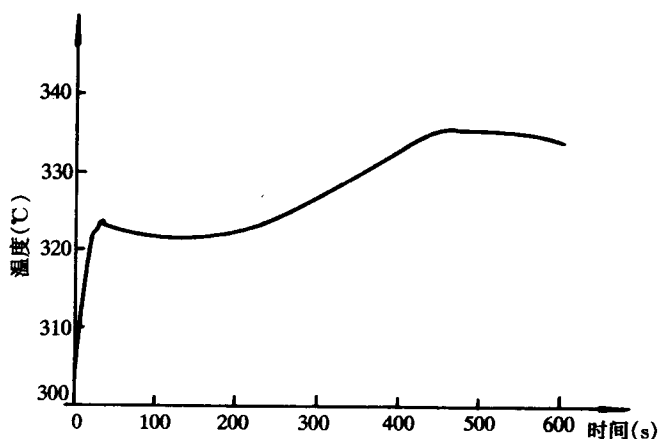


图 4-20 完全失去外电源:一回路平均温度

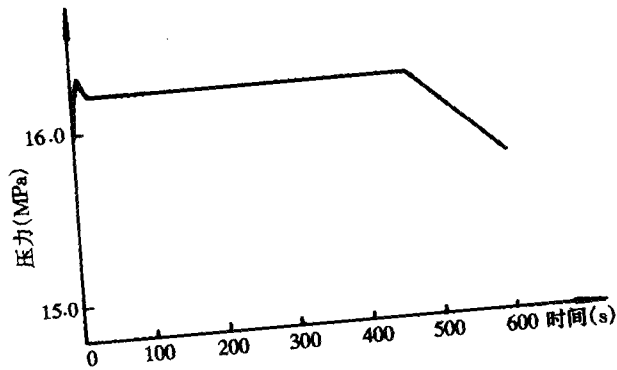


图 4-21 完全失去外电源:稳压器的压力

4.9.3 稳压器卸压阀意外打开

该事故导致一回路压力下降(图 4-22)。当堆芯顶部达到饱和状态时(37s),压力下降速度减慢,在这以前,由慢化剂效应引起的功率下降通过调节棒组的自动提棒而得到补偿,使核功率几乎保持不变。然后,慢化剂的密度下降,从而中子通量密度下降,一回路温度也下降。但是,由于一回路压力降低,使得稳压器的水位上升。烧毁比(DNBR)在 38s 时达到最小值(约等于 1.43)。

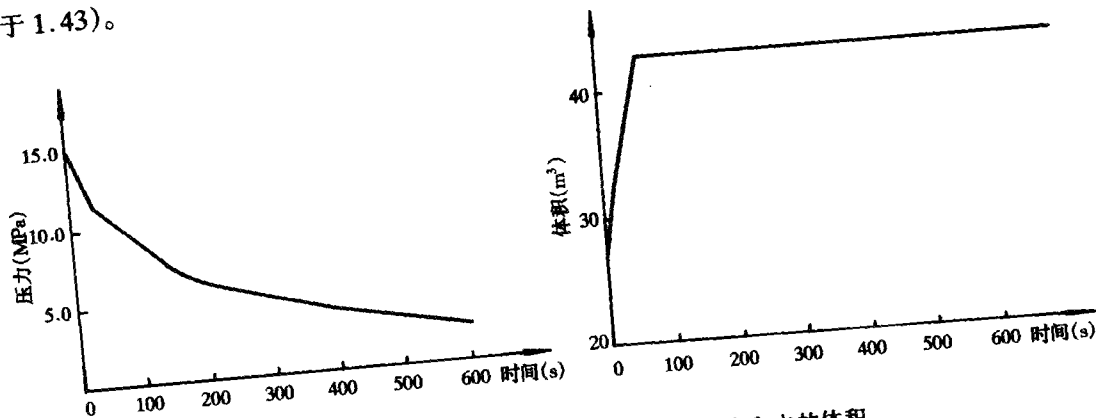


图 4-22 稳压器卸压阀意外打开:稳压器的压力和水的体积

第 5 章

核电厂的严重事故

核电厂严重事故是指核反应堆堆芯大面积燃料包壳失效,威胁或破坏核电厂压力容器或安全壳的完整性,并引发放射性物质泄漏的一系列过程。一般来说,核反应堆的严重事故可以分为两大类:一类为堆芯熔化事故(CMAs),另一类为堆芯解体事故(CDAs)。堆芯熔化事故是由于堆芯冷却不充分,引起堆芯裸露、升温 and 熔化的过程,其发展较为缓慢,时间尺度为小时量级。堆芯解体事故是由于快速引入巨大的反应性,引起功率陡增和燃料碎裂的过程,其发展非常迅速,时间尺度为秒量级。美国三哩岛事故和前苏联切尔诺贝利核电厂事故分别是这两类事故到目前为止仅有的实例。由于其固有的反应性负温度反馈特性和专设安全设施,堆芯解体事故发生在轻水反应堆中的可能性极小。

本章着重分析轻水反应堆的严重事故,内容包括:轻水反应堆严重事故的过程及现象,严重事故计算分析,严重事故的操作管理等。另外,三哩岛及切尔诺贝利核电厂严重事故也将予以介绍。

5.1 严重事故过程和现象

对轻水反应堆的堆芯熔化过程来看,它大体上可以分为高压熔堆和低压熔堆两大类。低压熔堆过程以快速卸压的大、中破口失水事故为先导,若应急堆芯冷却系统的注射功能或再循环功能失效,不久堆芯开始裸露和熔化,锆合金包壳与水蒸汽反应产生大量氢气。堆芯水位下降到下栅格板以后,堆芯支撑结构失效,熔融堆芯跌入下腔室水中,产生大量蒸汽,之后压力容器在低压下($p < 3.0\text{MPa}$)熔穿,熔融堆芯落入堆坑,开始烧蚀地基混凝土,向安全壳内释放出 H_2 , CO_2 , CO 等不凝气体。此后安全壳有两种可能损坏的方式,安全壳因不凝气体聚集持续晚期超压(事故后3~5天)导致破裂或贯穿件失效,或者熔融堆芯烧穿地基。

高压熔堆过程往往以堆芯冷却不足为先导事件,其中主要是失去二次热阱事件,小小破口失水事故也属于这一类。

与低压熔堆过程相比,高压熔堆过程有如下特点:

- 高压堆芯熔化过程进展相对较慢,约为小时量级,因而有比较充裕的干预时间;
- 燃料损伤过程是随堆芯水位缓慢下降而逐步发展的,对于裂变产物的释放而言,高压过程是“湿环境”,气溶胶离开压力容器前有比较明显的水洗效果;

• 压力容器下封头失效时刻的压力差,使高压过程后堆芯熔融物的分布范围比低压过程的更大,并有可能造成安全壳内大气的直接加热。因而,高压熔堆过程具有更大的潜在威胁。

轻水堆严重事故发展过程可以用图 5-1 来加以描述,图中描述的(事件)次序假设了安全系统的基本故障,它们应被作为极端上限情况而不是作为预计事故而加以识别。在以下的章节中就轻水堆严重事故中的一些主要过程加以描述。

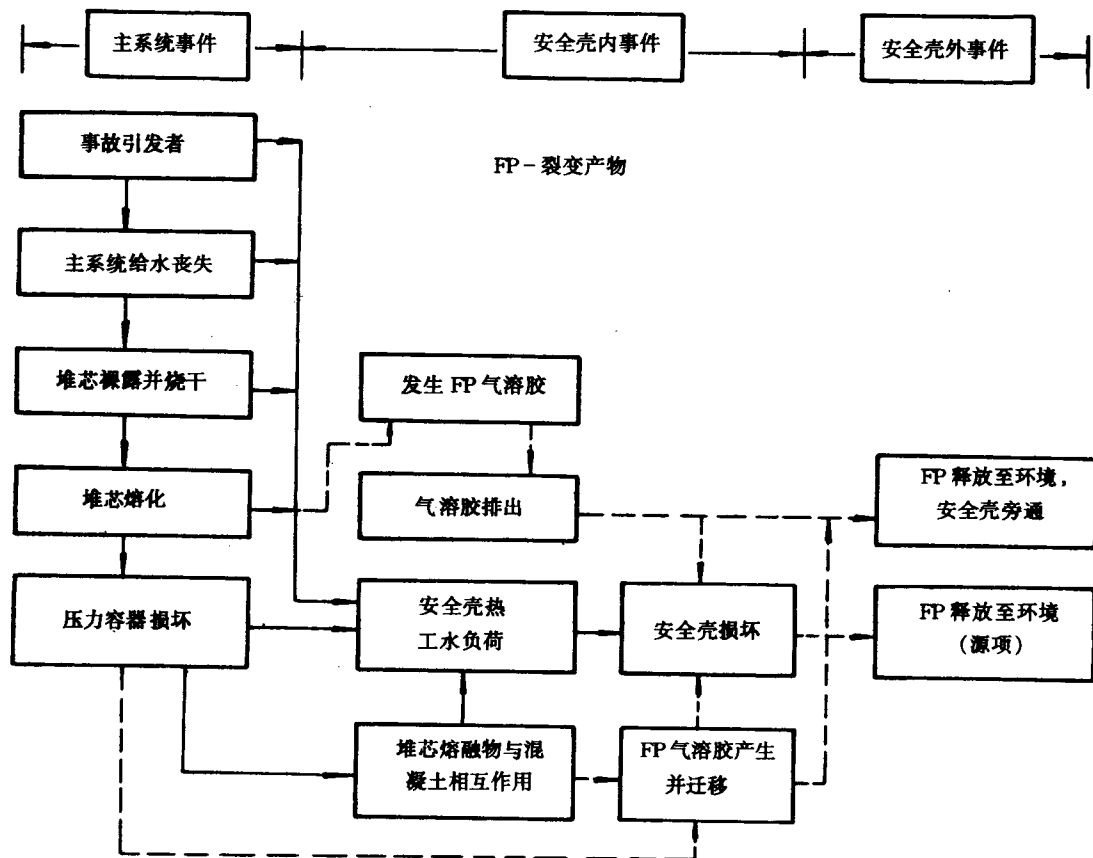


图 5-1 严重事故次序:热工水力过程用实线表示;裂变产物(FP)气溶胶用虚线表示

5.2 堆芯熔化过程

5.2.1 堆芯加热

在轻水堆的 LOCA 事故期间,如果冷却剂丧失并导致堆芯裸露,燃料元件由于冷却不足而过热并发生熔化。当主冷却剂系统管道发生破裂时,高压将迫使冷却剂流出反应堆压力容器。这种过程通常称为喷放(blow-down)。

对大破口来说,喷放非常迅速,只要 1 分多钟,堆芯就将裸露。在大多数设计基准事故(DBA)的计算中,一个重要的问题是在堆芯温度处于极度危险之前应急堆芯冷却系统(ECCS)是否能再淹没堆芯。对于小破口来说,喷放是很慢的,并且喷放将伴随有水的蒸干。在瞬态过

程中(例如一次全厂断电), 蒸汽和通过泄压阀的蒸汽释放将导致冷却剂装量的损失。

在堆芯裸露后, 燃料中的衰变热将引起燃料元件温度上升, 图 5-2 给出了大破口事故工况下燃料元件温度随时间的变化。由于燃料棒与蒸汽之间的传热性能较差, 此时燃料元件的温度上升较快, 如果主系统压力较低, 这时由于燃料棒内气体的压力上升会导致包壳肿胀。包壳肿胀会导致燃料元件之间冷却剂流道的阻塞, 这将进一步恶化燃料元件的冷却。在这种情况下, 堆芯和堆内构件之间的辐射换热成为冷却堆芯的主要传热机理。表 5-1 列出了关系到轻水反应堆安全的燃料和包壳温度水准。

如果燃料温度持续上升并超过 1 300K, 则锆合金包壳开始与水或水蒸汽相互作用, 引发一种强烈的放热氧化反应:

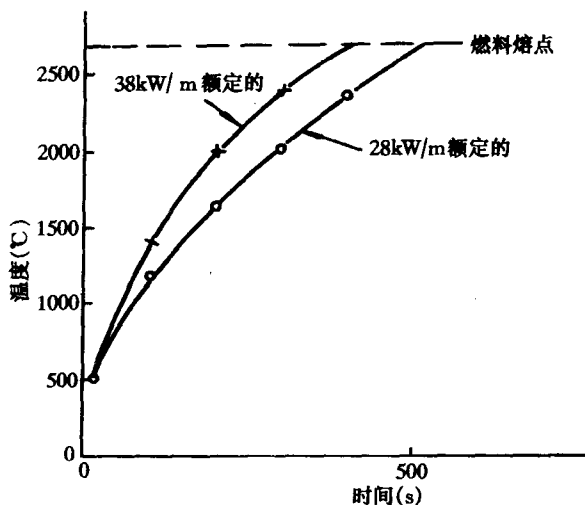


图 5-2 PWR 燃料(17×17)的绝热加热

表 5-1 关系到轻水反应堆安全的燃料和包壳温度水准

温度(K)	现象
3 120	UO _{2,0} 熔化
2 960	ZrO _{2,0} 熔化
2 900	UO _{2+x} 熔化
2 810	(U, Zr)O ₂ 液态陶瓷相形成
2 720	UO ₂ -Zr 和 ZrO ₂ 低共熔混合物熔点
2 695	(U, Zr)O ₂ /Fe ₃ O ₄ 陶瓷相估计熔点
2 670	α-Zr(O)/UO ₂ 和 U/UO ₂ 偏晶体形成
2 625	B ₄ C 熔化
2 550 - 2 770	轻水堆中 UO ₂ 元件中心线最大的运行温度
2 245	α-Zr(O) 熔化
2 170	α-Zr(O)/UO ₂ 低共熔物形成, UO ₂ 和熔化的锆合金相互作用开始
2 030	锆-4 熔化
1 720	不锈钢熔化
1 650	因科镍熔化
1 573	Fe-Zr 低共熔物形成
1 523	Zr-H ₂ O 反应发热率接近于衰变发热率
1 500	因科镍/锆合金液化
1 477	UN-NRC ECCS 可接受标准, 为防止极度脆化的温度限值
1 425	B ₄ C-Fe 低共熔点
1 400	UO ₂ -锆合金相互作用导致液体的形成
1 273 - 1 373	Zr-H ₂ O 反应明显
1 223	燃料包壳开始穿孔
1 073	银-铟-镉熔化
1 020 - 1 070	包壳开始肿胀, 控制棒内侧合金的起始熔点
970 - 1 020	硼硅酸盐玻璃(可燃毒物)开始软化
920	冷加工的锆合金瞬间退火
568 - 623	包壳的正常运行温度

它伴随有能量释放：

$$\Delta H = 6.774 \times 10^6 - 244.9T \quad (5-2)$$

此处 ΔH 为 1kg 的 Zr 发生氧化反应所释放的能量, J/kg; T 为热力学温度(K)。

由氧分子扩散穿过 ZrO_2 涂层的反应率具有一种典型的抛物线温度函数关系, 在大约 1 650K 时快速增加, 这与涂层中氧化物裂解的规模和随后增大的氧化扩散有关。

当燃料温度继续增加到大约 1 400℃ 时, 堆芯材料开始熔化。熔化的过程非常复杂, 且发生很快, 熔化的次序可以用图 5-3 来概述。如图 5-3(a) 所示, 当燃料棒熔化的微滴和熔流初步形成时, 它们将在熔化部位以下的范围内固化, 并引起流道的流通面积减少。随着熔化过程的进一步发展, 部分燃料棒之间的流道将会被阻塞, 如图 5-3(b)。流道的阻塞加剧了燃料元件冷却不足, 同时由于燃料本身仍然产生衰变热, 在堆芯有可能出现局部熔透的现象, 如图 5-3(c)。之后, 熔化的燃料元件的上部分将会坍塌, 堆芯的熔化区域将会不断扩大, 如图 5-3(d)。熔化材料最终将达到底部堆芯支撑板, 然后开始熔化堆芯支撑板构件。如图 5-3 所示, 尽管压力容器内的上部存在着高温, 压力容器的下部仍可能保留有一定水位的水。

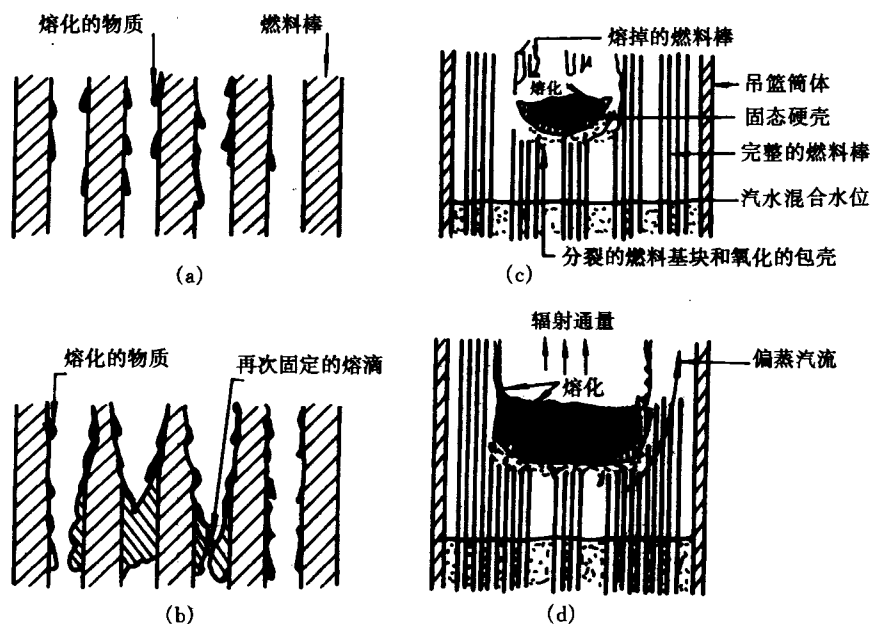


图 5-3 堆芯熔化的次序

- (a) 熔化的微滴和熔流开始向下流向完整的燃料棒;
- (b) 在燃料棒较冷部形成局部堵塞熔坑形成并增大;
- (c) 一个小熔坑形成;(d) 熔坑径向和轴向增大

5.2.2 堆芯熔化

在堆芯温度的增加过程中, 各种堆芯材料以及与冷却剂之间的相互作用涉及到许多冶金学现象(见表 5-1)。堆芯材料有: 锆加不锈钢和铪科镍定位格架、 B_4C/Al_2O_3 可燃毒物棒加锆、锆包壳中的 Al_2O_3 、 ZrO_2 和 UO_2 。在堆芯损坏进程期间, 从总体上看, 与燃料有关的主要过程包括三种不同的重新定位机理:

- (1) 熔化的材料沿燃料棒外表面的蜡烛状流动(candling)和再固化。
- (2) 在固化的燃料芯基体硬壳或破碎的堆芯材料上形成一个碎片床。
- (3) 在硬壳中材料熔化并形成熔坑,随后硬壳破裂,堆芯熔融物落入下腔室。

当包壳的温度达 $1\,473\sim 1\,673\text{K}$ 时,控制棒、可燃毒物棒和结构材料可能形成一种相对低温的液相。这些液化的材料在重新定位过程中引起局部肿胀,导致流道面积的堵塞,从而引发堆芯的加速加热。当温度在 $2\,033\sim 2\,273\text{K}$ 之间,如果锆合金包壳没有被氧化,那么在温度约 $2\,030\text{K}$ 时它将熔化并沿燃料棒向下重新定位;如果在包壳外表面已形成一明显的氧化层,那么任何熔化的锆合金的重新定位将可被防止,这是因为氧化层可保留固体状态直到温度上升到其熔点温度 $2\,973\text{K}$ 、或直到氧化层的机械破裂、或直到氧化层被熔化的锆合金溶解为止。在温度处于 $2\,879\sim 3\,123\text{K}$ 之间, UO_2 、 ZrO_2 和 $(\text{U}, \text{Zr})\text{O}_2$ 固态混合物将开始熔化。

当温度大于 $3\,000\text{K}$ 时, ZrO_2 和 UO_2 层将熔化,所形成含有高氧化浓度的低共熔混合物能溶解其它与之接触的氧化物和金属。在此工况下,堆芯内蒸汽的产生量对堆芯材料的氧化速度起决定性的作用。上述的重新定位机理明显地涉及到一种大范围的堆芯几何结构变形,其中堆芯下部区域中流道面积的减少限制了堆芯通道中冷却剂的流量,这将导致蒸汽量的不足。在总流通面积堵塞的情况下,不能获得蒸汽将不再产生 H_2 。需要说明的是,在较高温度的堆芯区域内消除金属锆的氧化这种重新定位机理,对限制温度逐步升高是有效的,其次对自动催化氧化而快速产生 H_2 的限制也是有效的。随着 Zr 的液化和重新定位,堆积的燃料芯块得不到支撑而可能塌落,并在堆芯较低的部位形成一个碎片床。在这种情况下, UO_2 可能破碎,并倒塌进入早先重新定位的碎片层,形成一种多孔碎片床。

堆芯熔融物的下落及碎片床的形成将进一步改变先前重新定位后堆芯材料的传热与流动特性,并将终止在上腔室和损坏的堆芯上部区域之间自然循环热传导。从这种状态开始,在沿棒束的空隙中,由熔化物形成的一层硬壳(根据第一次重新定位机理, Zr 和燃料液化、流下和固定)被一种陶瓷颗粒层覆盖,这层陶瓷颗粒由上部堆芯范围的坍塌所形成(第二次重新定位机理)。之后,堆芯熔化物有可能落入下腔室(第三次重新定位机理),从而对压力容器的完整性构成严重的威胁。

5.3 压力容器内的过程

当堆芯熔化过程发展到一定的程度,熔融的堆芯熔化物将落入压力容器的下腔室,在此过程中,也有可能发生堆芯坍塌现象,导致堆内固态的物质将直接落入下腔室。堆芯熔融物在下落过程中,若堆芯熔化速度较慢,首先形成碎片坑,然后堆芯熔融物主要以喷射状(jet)下落(TMI事故就是这类事故的实例);若堆芯熔化速度较快,堆芯的熔融物将有可能以雨状下落。在前一种形式下,由堆芯的熔融物与下腔室中的水或压力容器内壁接触的部位较为单一,而且热容量较大。相对后一种工况过程来说,事故发展的激烈程度和后果将较大。若在压力容器的下腔室留存有一定的水,在堆芯熔融物的下降过程中有可能发生蒸汽爆炸。若堆芯的熔融物在下降过程中首先直接接触压力容器的内壁,将发生消融现象(ablation),这将对压力容器的完整性构成极大的威胁。一旦堆芯的熔融物大部分或全部落入堆芯,压力容器的下腔室中可能存在的水将很快被蒸干,这时堆芯的熔融物与压力容器的相互作用是一个非常复杂的传热过程,是否能有效冷却下腔室中的堆芯熔融物将直接影响到压力容器的完整性。

5.3.1 碎片的重新定位

由于堆芯材料继续产生衰变热以及由重新定位后材料的氧化而产生化学能,堆芯碎片将继续加热,直到结块的内部部分熔化,而形成一个熔化物坑,其底部由固态低共熔颗粒层支撑,并由具有较高熔化温度物质组成的硬壳覆盖。由于熔坑中的熔融物的自然对流,熔坑可能增大,低共熔物层将逐渐被熔化,直至它断裂(由于坑的机械应力和热应力)。另一方面,熔坑上部的覆盖层可能裂开(主要由于热应力),部分碎片落入熔坑。在这种情况下,重新定位机理与下腔室中熔落物坑的溢出有关。图 5-4 给出了堆芯倒塌后堆芯碎片在压力容器下腔室中的情况。

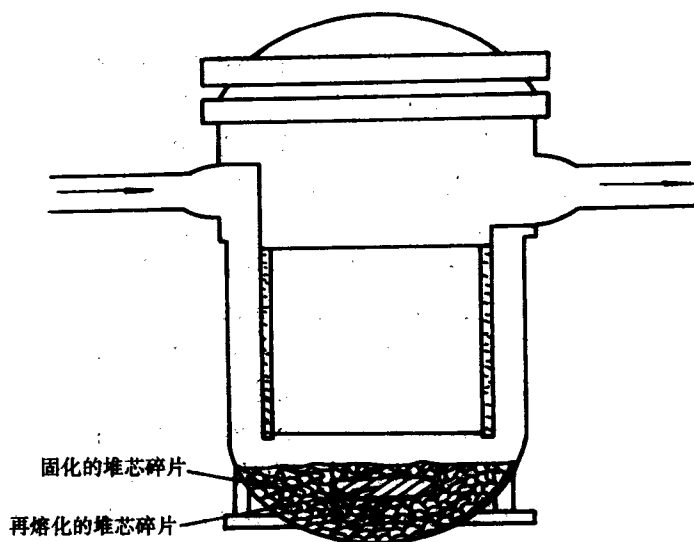


图 5-4 堆芯坍塌

在堆芯碎片进入压力容器下腔室的重新定位过程中,大份额的堆芯材料有可能与下腔室中剩余水相互混合,这种相互作用将产生大量的附加热、蒸汽以及随后的氢气(来自锆和其它金属与水的化学反应)。

在堆芯碎片重新定位中所涉及的几种主要现象有:

(1) 堆芯碎片与水的相互作用和主系统压力的增加。可能发生的蒸汽爆炸、熔融燃料与水在压力容器下腔室中的相互作用将使燃料分散成很小的颗粒,这些小颗粒在压力容器下腔室形成一个碎片床。同时,大量冷却剂的蒸发将导致主系统压力的上升。

(2) 堆芯碎片与压力容器下封头贯穿件的相互作用。堆芯熔融物可能首先熔化大量贯穿管道与压力容器的焊接部位,而导致压力容器的密封性能失效。

(3) 下腔室中碎片床的冷却。下腔室中碎片床的冷却特性取决于碎片床的结构(碎片床的几何形状、碎片颗粒大小、孔隙率以及它们的空间分布特性)及连续对压力容器的供水能力。在碎片床的冷却过程中将伴随着一定的放射性物质进入安全壳。如果碎片床能被冷却,事故将会终止。

如果不能冷却燃料碎片,那么这些燃料碎片将在压力容器下腔室中再熔化,形成一个熔融池。熔融池中流体的自然对流会使压力容器下封头局部熔化。作用在下封头上的机械应力和

热应力也有可能损坏其完整性。压力容器下封头被损坏后,熔融的燃料将进入压力容器下面的堆坑。若堆坑中注满水,堆芯熔融物与水的相互作用有可能引发压力容器外蒸汽爆炸。这种可能的蒸汽爆炸可以严重损坏安全壳厂房。与此同时,形成另一些碎片床,并散布在整个安全壳的地面上,如果能提供足够的水并采取有效的冷却方式,这些碎片床是可以被冷却的。

5.3.2 熔落的燃料与冷却剂的相互作用和蒸汽爆炸

当一种液体与另一种液体接触,并且第一种液体的温度比第二种液体的沸腾温度高得多时,第二种液体作为第一种液体的冷却物可能发生快速蒸发。在某些情况下,这种快速蒸发可能引发一种爆炸。蒸汽爆炸是一种声波压力脉冲(sonic pressure pulse),由快速传热引起。在反应堆严重事故环境中,当熔化的堆芯物质与水接触时,可能发生这种快速传热。

在轻水反应堆的严重事故过程中,有可能发生压力容器内和压力容器外两种典型的蒸汽爆炸。假定在高压下熔化的堆芯碎片滴落进下腔室中剩余的饱和水中,就会引起压力容器内蒸汽爆炸。如果爆炸强度足够,将推动金属块或飞射物冲破压力容器并进而冲破安全壳。这类爆炸在 WASH-1400 中被假设为早期安全壳故障的一种可能的来源。然而,在小破口 LOCA 事故中,剩余的冷却剂水必然是饱和的,在饱和水中的蒸汽爆炸是不可能很强烈。这就可以合理地假定:强烈的压力容器内蒸汽爆炸冲破安全壳的可能性非常小,可以忽略不计。

按照蒸汽爆炸的结论,在压力容器下封头中的一种高压冲击波瞬间传进冷却剂,加速冷却剂中未蒸发的液滴运动,接着冲击压力容器的上封头并可能引起压力容器损坏。一种很可能的损坏形式是小质量飞射物的爆炸喷射,例如控制棒驱动机构的爆炸喷射。压水堆装有一种屏蔽以阻滞这种飞射物,使飞射物不能到达安全壳内壁。用这种屏蔽,并在蒸汽爆炸发生概率极低的情况下,通过这种机理引起的安全壳损坏被认为是不可能的。

轻水反应堆风险评价中蒸汽爆炸的影响一直是一个争论的课题,在目前还不能做出最终判定。蒸汽爆炸评查小组或 SERG(1985)得出的结论是:这类事件的概率极低,可以忽略不计。

压力容器外的蒸汽爆炸假定是由熔融的堆芯碎片滴落进安全壳堆坑中的水中引起的。在此情况下,压力容器外蒸汽爆炸发生的可能性极大,并可能大范围散布碎片。虽然它产生能损坏安全壳的飞射物的可能性极小,但由于在此过程中产生大量的蒸汽,有可能引发安全壳超压而损坏。

在低压下的蒸汽爆炸由三个阶段组成。熔融的燃料初始是在冷却剂水池之上。见图 5-5(a),接着落入水池,随着大的熔融燃料单元的分散,在燃料和冷却剂之间产生粗粒的混合物,如图 5-5(b)所示,这些大单元的直径可达 1cm。它们与水之间的传热较弱,这是因为在交界面的主要传热方式是一种膜状沸腾,且膜中带有不可凝气体。

第二阶段为冲击波触发(triggering)阶段,这个阶段常常假设发生在压力容器的内表面,如图 5-5(c)。一个压力脉冲带着燃料和水进入邻近液-液接触(面),快速传热开始。随着更多的燃料破裂,强烈的传热过程迅速升级。接着这种冲击波穿过粗粒的燃料与冷却剂混合物,并把燃料破碎成小单元,这些小单元可以把它们储存的能量迅速地传递给冷却剂。这种能量释放增强了冲击波,冲击波在爆炸的过程中通过混合物连续增强,如图 5-5(d),然后高压蒸汽沿周向扩散,并把热能转化成机械能。

熔融燃料储存的能量只要一释放进入冷却剂水池,就有一部分转化成冲击波能。这种转

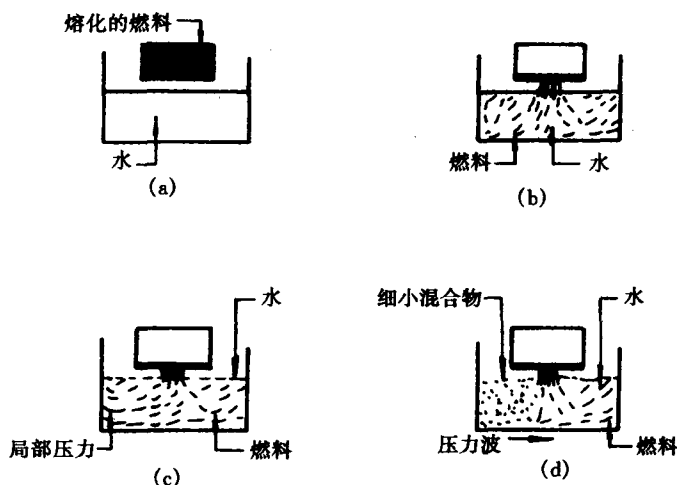


图 5-5 蒸汽爆炸阶段

(a) 初始条件: 熔融燃料与冷却剂分开; (b) 阶段 I: 粗粒的混合物, 慢的传热, 无压力增加; (c) 阶段 II: 触发过程, 局部压力等来自冲撞或俘获; (d) 阶段 III: 增强, 压力波非常迅速地碎裂燃料, 从细小碎片传热非常迅速

换的量值对于考虑总冲击波对反应堆系统的影响显然是非常重要的。实验研究表明, 从燃料中储存的能量转换成爆炸能的转换因子约为 2%。如果一座压水堆中所有的燃料都参与这种假想的反应, 那么所形成的爆炸等效于 100 kg TNT 的威力。

有关冲击波通过燃料-冷却剂混合物而增强的机理目前仍然存在着不同的看法。一种理论认为, 存在着自然形成的气泡, 这导致了从燃料到冷却剂的快速能量传输; 另一种理论认为, 在冲击本身中传热的机理与燃料被分裂成小单元的机理差异较大, 小单元是在冲击中由剪切力形成的, 并且这些小单元快速传播它们的能量给冷却剂是在冲击之前完成的。

5.3.3 下封头损坏模型

在轻水堆的严重事故过程中, 下封头损坏的模型和时限(timing)对随后的现象和源项值有着重要的影响。在对下封头损坏分析中, 温度场起着确定性作用。从堆芯熔落物至压力容器内壁的传热取决于堆芯熔落物在下腔室的状态和结构特性、熔落的过程、以及与周边的传热条件等。可能的传热过程有:

- (1) 固态碎片的瞬态导热。
- (2) 碎片的熔化, 液态熔融物的自然对流。
- (3) 液态熔坑中不同物质的分层及其自然对流。
- (4) 压力容器内壁局部熔化等。对不同的物理过程应采用不同的物理模型。

各种损坏模型的基本特性如下:

——喷射冲击: 由喷射冲击引起的消融是一种压力容器损坏的势能。高温喷射对钢结构的侵蚀的特点是在冲击停滞点上有快速消融率。这种现象是早期反应堆压力容器

损坏的一种潜在因素。

- **下封头贯穿件的堵塞和损坏:**堆芯碎片将首先破坏下封头的贯穿件管道。如果堆芯熔落物的温度足够高,那么在该管道壁可能发生熔化或蠕变断裂。来自 TMI-2 的数据表明,管壁损坏发生在仪表管道上,并且许多管子被碎片堵塞。
- **下封头贯穿件的喷出物:**堆芯熔化破坏贯穿件管子,并且碎片积累后的持续不断的加热,可能使管道贯穿件焊接处损坏。考虑到碳钢(下封头)和因科镍的热膨胀系数,系统压力也可能会超过管子和压力容器封头之间的约束应力。
- **球形蠕变断裂:**在压水堆中,堆芯碎片和压力容器壁之间直接接触引发对下封头的快速加热。加热以及由提升系统压力和/或堆芯碎片重量引起的应力可能导致球形蠕变断裂,并使下封头损坏。压力容器壁的平均温升是相当慢的,并且还取决于碎片的外形及其可冷却性。导致压力容器损坏的时间取决于系统应力、压力容器壁厚、堆芯碎片的显热和衰变热以及堆芯碎片与压力容器壁之间的接触等。

对 TMI-2 堆芯内仪表响应曲线的分析和下封头区域的电视检查表明,多达 20t 的熔融堆芯物质在事故后期座落在下封头上。图 5-6 表明了下腔室中碎片的垂直截面剖析图。图中可以观察到呈现出不规则但清晰的碎片外形:(a)在压力容器中心附近存在的细表面碎片(<1cm);(b)在压力容器南象限中的碎片周围观察到岩状碎片颗粒。

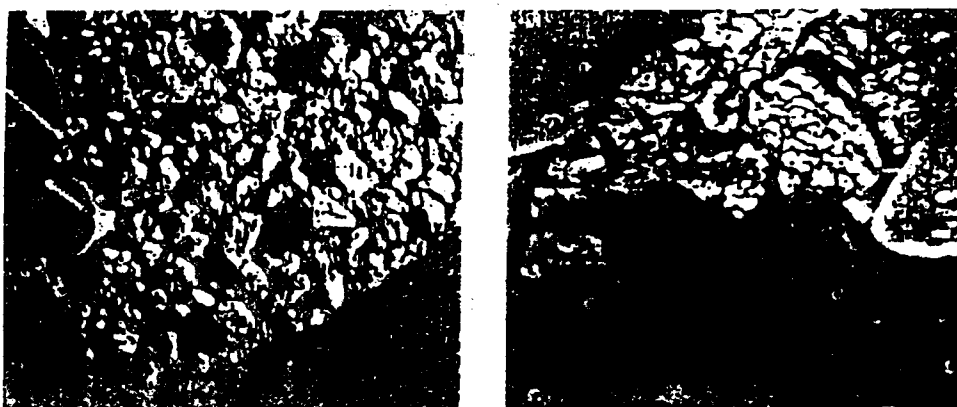


图 5-6 在下封头中燃料碎片的截面剖析图

(a) 在压力容器中心附近存在的细表面碎片

(b) 压力容器南象限中观察到的岩状碎片颗粒

压力容器热负荷的评估需要物理数据,如:碎片的颗粒尺寸、构造、成分、几何形状、以及温度这类初始条件。图 5-7 给出了不同边界碎片床的外形,对(a)所示的这种外形而言,假定一层多孔碎片沉积在压力容器下封头上,碎片颗粒之间的空隙由熔化的控制棒物质(银-铟-镉)混合物充填,形成一种紧靠压力容器的金属/陶瓷材料的固化层(零空隙度)。多孔的碎片集结在固化层上,它是由 80% UO_2 和 20% Zr(重量比)组成的混合物。

图 5-7b 中所示碎片床假定控制棒材料在主要堆芯材料重新定位之前已重新定位并固化。在这之上的多孔区域与图 5-7a 所示的相似。图 5-7c 所示的外形表示一种过渡外形。

二维、有限元、瞬态热传导和自然对流程序 COUPLE-FLUID 是 EG&G 公司用来模拟下封头和径向/轴向中重新定位的堆芯材料中的传质传热过程。该程序利用 Galerkin 方法解二维能量迁移问题。对上述的碎片外形的压力容器壁内侧和外侧温度的计算结果显示在图 5-8

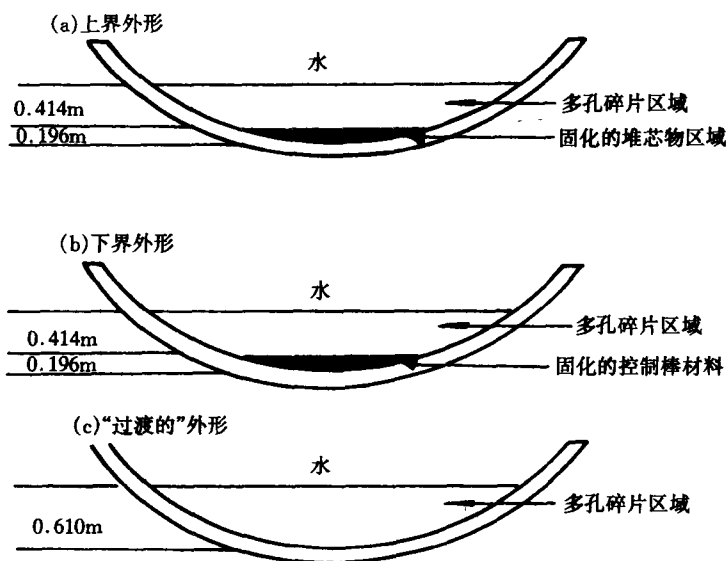


图 5-7 用于估算压力容器热负荷的碎片外形模型

中。

5.3.4 自然循环

在严重事故期间,自然循环已被视为压水堆(不是沸水堆)中的一个重要现象,尤其是当主泵维持着高压时更是如此。

当燃料开始熔化并开始阻塞冷却剂流道之后,由于反应堆堆芯中的径向功率梯度,堆芯中央的过热蒸汽比堆芯外围的过热蒸汽要热得多和轻得多。密度梯度形成压力容器内蒸汽的自然循环流动(见图 5-9 中的示意图)。

高密度蒸汽往往向下流,然后向上返回堆芯中部,替代较热的上升蒸汽。上升的蒸汽在反应堆上腔室内快速返至外侧,把热传给结构物,成为较冷的蒸汽。自然对流一方面使堆芯中的温度分布趋于均匀,另一方面,这种自然循环使蒸汽在堆芯内分布更为均匀,从而可能增加金属与蒸汽的氧化反应速率,导致更严重的包壳氧化。

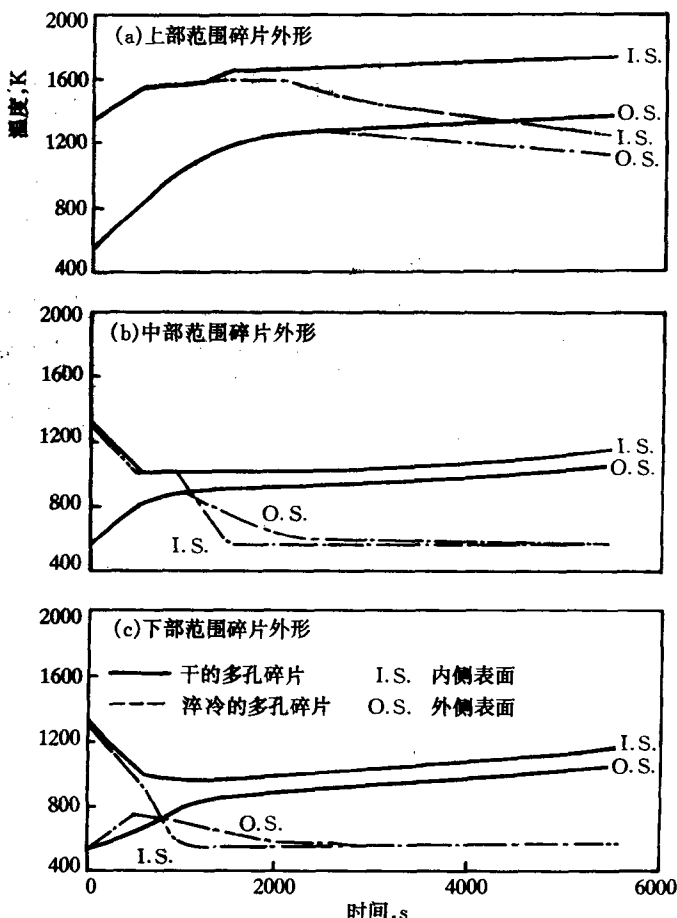


图 5-8 计算的压力容器壁径向温度

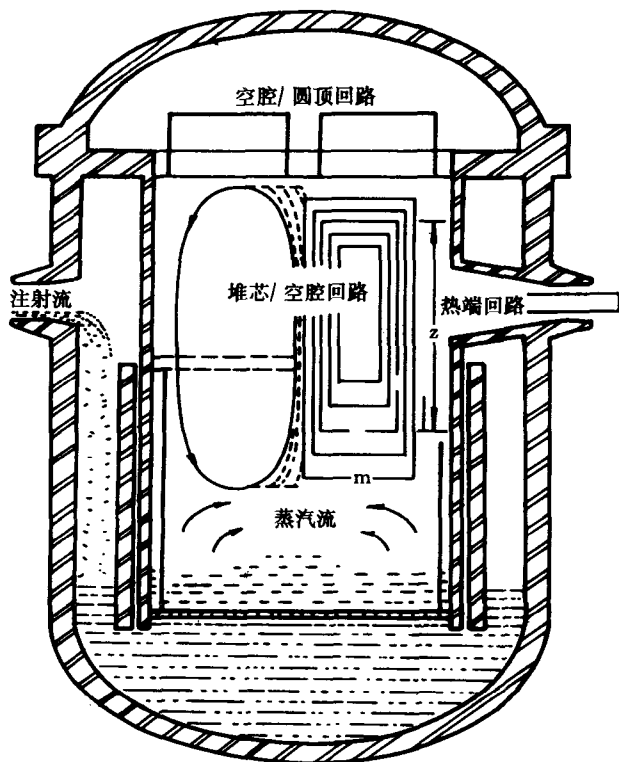


图 5-9 堆芯/空腔回流模型的示意图

5.4 安全壳内过程

5.4.1 现象

安全壳是在核反应堆和环境之间的实体屏障,它在各种事故工况下起着阻止或减缓放射性物质向环境可能释放的作用。安全壳设计能承受的最大热负荷和最大机械负荷由设计基准事故(DBA)确定,例如一次 LOCA、全厂断电、内部失火等,并且能容纳放射性物质以便把事故的后果降至最小。大破口失水事故(LB-LOCA)对安全壳来说是给定了最大压力的 DBA。喷淋器、冷凝器、水池和冰床这类专设安全设施(ESF)被用来减缓对安全壳完整性的威胁。

在 TMI-2 严重事故后,许多国家进行了有关安全壳承受超过它设计基础负荷能力的大量研究,结果表明,安全壳结构承受这种挑战的能力是设计值的 2~3 倍。这是因为在安全壳的设计中考虑了一定安全裕量,其中包括大量的不确定因素,这些不确定因素本身与安全壳设计所用材料的性质和结构有关。这就是安全裕量在假想的严重事故中在确定安全壳的损坏压力和温度中扮演重要角色的原因。

虽然严重事故发生的概率极低,但在堆芯熔化的严重事故工况下安全壳损坏将导致严重的环境灾害。因此,反应堆安全研究和先进反应堆设计把重点集中在安全壳的设计上,这种设计要经受得住已确认的严重事故的挑战。

1. 作用于安全壳的机械负荷和热负荷

用于防止设计基准事故(DBA)的安全壳设计得能够吸收由于 DBA 引起的压力和温度增加所产生的负荷。然而,如果严重事故中压力和温度的增加超过设计基准限值的话,那么安全壳的强度必须依靠安全裕量。

《反应堆安全研究》对安全壳损坏的起因作了以下分类:

- α : 蒸汽爆炸;
- β : 安全壳隔离损坏;
- γ : 由于氢气燃烧产生的超压;
- δ : 由于蒸汽和不凝气体产生的超压损坏;
- ϵ : 地基熔穿;
- ν : 安全壳旁通。

按照安全壳损坏的时间可以对这些模型进行再分类:

- β : 安全壳隔离损坏;
- ν : 安全壳旁通;
- α, γ, δ_1 : 接近反应堆压力容器熔穿(早期损坏)时的超压损坏;
- δ_2 : 反应堆压力容器熔穿后数小时;
- ϵ : 地基熔穿, 裂变产物释放至大气中(后期故障)。

在严重事故期间可能导致作用于安全壳的负荷超过设计基准负荷的另一些过程和物理现象有:

- 蒸汽爆炸;
- 氢气产生、扩散并燃烧;
- 高压熔化喷射和直接安全壳加热(DCH);
- 碎片床冷却;
- 熔融堆芯物质与混凝土相互作用。

前三种过程可能是安全壳早期损坏的起因,后二种相当于长期持久的瞬变。

2. 高压情况

某些常在轻水堆的 PSA 中所考虑的假想事故序列能导致严重堆芯解体,并且当主冷却剂系统仍被加压时能导致反应堆压力容器损坏,使熔融的堆芯快速进入安全壳堆坑,随后在安全壳中将分散成极细的块状物质,并向外扩散,从而在安全壳中引发复杂的质量和能量转换过程,并导致压力和温度的明显增加。

在高的系统压力下,由全厂断电事故引起的堆芯熔化会导致核电厂中直接安全壳加热(DCH)。在 Zion 核电厂的概率安全研究中首先指出 DCH 的潜在风险。其后在塞瑞核电站严重事故事件的评价文献中和 USNRC 的反应堆风险参考文献 NUREG-1150 中被突出出来。尽管这种事故发生的概率低,但代表了最大风险。图 5-10 给出了 DCH 过程的示意图。

为了评估压力容器外碎片能否冷却,不论能否提供水,也不论是否存在传热途径,都必须确定碎片的重新定位。堆芯碎片散布的评估必须考虑特殊的事故序列和电厂的几何特征。

涉及 DCH 的主要问题有:

- 压力容器损坏之前的系统压力;

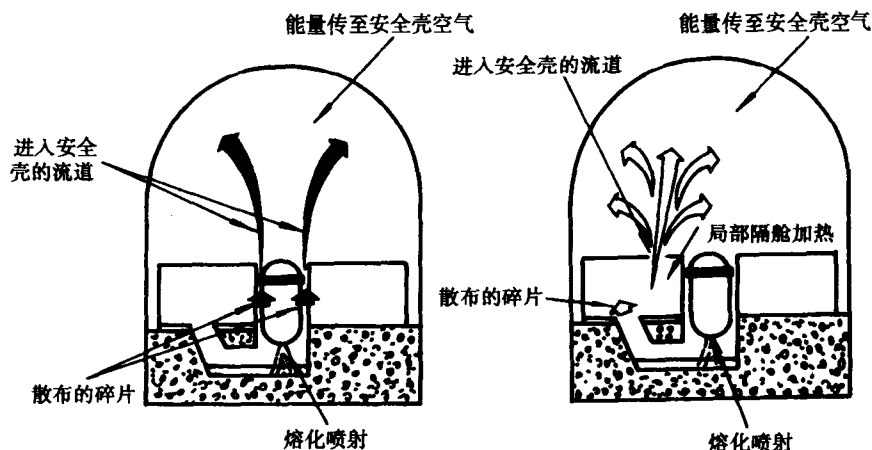


图 5-10 直接安全壳加热(DCH)

- 压力容器(或系统)损坏的模型;
- 下腔室中熔融物的质量;
- 系统中熔融物和气体的成分;
- 熔融物的温度。

3. 排放现象

如果有效数量的熔融物熔穿反应堆压力容器的下封头,小颗粒或滴落的熔化物将进入安全壳堆坑的空气中。在这种情况下,大量化学能(由熔化过程中金属氧化产生)和热能(来自熔融物表面对流与辐射换热)将进入安全壳的空气中,导致安全壳中温度和压力的快速增加。

(1) 起泡和喷射中断。由来自碎片的溶解气体快速释放引起的起泡将可能导致爆炸和排放喷射的中断。

(2) 气体突然冒出和气体力学雾化。只要有效份额的碎片保留在压力容器中,甚至当孔靠近下封头的中心时,就可能发生气体排放的动作(气体突然冒出),而且,在两相排放期间可能排放出有效份额的碎片。两相排放将引起碎片的气体力学雾化,因而引发颗粒尺寸分布的变化。

(3) 孔的消融。压力容器喷孔的尺寸可能由于钢壳壁的消融而大大增加,因此,孔的消融是一个重要的现象,因为穿孔的尺寸决定堆芯熔融物排放进入安全壳的持续时间和状态。

4. 堆坑中的现象

这里仅讨论开式 PWR 堆坑中的一些现象。开式 PWR 堆坑由一个圆柱区域组成,在压力容器下部连接着一个通道区,该区有一个或多个大开口进入安全壳下部区域。安装有仪表导管的堆坑通道被认为是碎片扩散的主要路径。

(1) 碎片的夹带和堆坑内的气体流动。若气体排放进入一个开式的 PWR 堆坑,沉积在堆坑地面上的碎片将被冲走,并随气流以细颗粒的形式被夹带到通道区域的尾部。若是高压排放,所有的碎片将很快从空腔地面上被带走。当处于低压排放时,只有部分碎片可能被夹带,在这种情况下,夹带阈值和夹带率是重要的参数。穿过堆坑的气流可能是非常不均匀的,不均

匀性导致局部高流速,而产生高的夹带率。

(2) 在弯道处的沉积和再次夹带。当流动遇到空腔中的弯道时,部分较大的颗粒将沉积在内壁上。沉积的碎片可能通过溅射或其它机理再次被夹带。这个过程极为重要,因为它将影响碎片到达主安全壳容积的量和尺寸分布。

(3) 堆坑内金属的氧化。碎片中铁和锆与蒸汽的氧化放热对安全壳的 DCH 及增压贡献较大。在金属的氧化过程中产生氢气,氢气能与后来的氧气在安全壳中再化合并释放出附加的能量。

(4) 堆坑的快速加热和增压。堆坑中夹带的碎片与气体之间存在着一个大的传热面积,它们之间的传热能非常迅速地升高碎片中气体的温度。这个过程有二个主要后果:第一,它增加了气体的流速从而增加碎片的夹带率;第二,它可能导致堆坑的局部增压,堆坑的增压可能导致结构物的损坏和喷射物的产生。

(5) 堆芯碎片与堆坑中水的相互作用。在压力容器损坏时,堆坑内可能存在水,水的存在可能导致蒸汽爆炸,碎片的骤冷,由快速蒸汽的产生而引起碎片扩散增加和加快碎片氧化。

5. 安全壳内的现象

(1) 从扩散的碎片中快速传热。由 DCH 对安全壳局部增压或全部增压主要来自碎片的直接和间接的传热。

(2) 扩散碎片的快速氧化。细微的扩散碎片为氧化提供了大量面积。在含氧丰富的空气中铁和锆的放热氧化反应对 DCH 的贡献很大。

(3) 氢气的传播和燃烧。在蒸汽浓度较低的安全壳隔舱中,氢气可以由铁和锆的氧化来产生,并且随后可能被传送到含氧丰富的区域发生氢气燃烧。这种过程有可能引起安全壳实质性增压。

(4) 传热至结构物。碎片的扩散和由此引起的迅速 DCH 有可能降低从空气至安全壳结构物的传热,从而使增压得到明显减缓。用安全壳程序进行的负荷估算表明,若整个堆芯熔化后,熔融物喷射进入大型干式 PWR 安全壳,安全壳内可能形成约 1MPa 的峰值压力和约 1 000 K 的峰值温度,这是设计压力的 3 倍,将可能导致安全壳损坏。

6. 碎片床及其冷却

在堆芯碎片从主系统排放到堆坑或地基区域之后,若这些区域中存在水,碎片能在极短的时间内骤冷。骤冷产生蒸汽,从而将增加安全壳内的压力,压力的上升量将取决于蒸汽的产生速率。

碎片床的可冷却性取决于水的供给量及其方式,堆芯碎片的衰变功率,碎片床的结构特性(碎片颗粒的大小及其分布,空隙率及其分布)等。由于堆芯碎片物质的最终冷却是终止严重事故的重要标准,碎片床的可冷却特性是目前学术界研究的热点。在 TMI-2 事故中,在压力容器的下封头内约有 20t 的堆芯碎片物质最终被冷却,至今人们对这一现象原因还不清楚。主要原因是:复杂的碎片床的三维结构、冷却剂进入碎片床的途径不明等。在安全壳内的碎片床的状态与结构取决于事故的过程,以及电厂对严重事故的管理方式。碎片床可能是液态的,也可能是有固态颗粒组成(多孔介质),但空隙率很低,也有可能是由不同的多孔介质特性(颗粒大小、空隙率)组成的分层结构,也有可能是三维的堆状结构等。不同结构与状态的碎片床

的可冷却特性差异较大。对液态的碎片床来说,国外有关试验研究结果表明,对碎片床采取顶端淹没(top-flooding)不能最终冷却碎片床,原因是在碎片床的上表面形成了一硬壳,从而阻碍冷却剂浸入碎片床的内部。若能从液态的碎片床的底部提供冷却剂,剧烈的熔融物与水的相互作用会形成多孔的固态碎片床,而且其空隙率可高达 60%,这样的碎片床是很容易被冷却的。

对于分层的多孔碎片床来说,若上层的碎片具有较小的颗粒和较低的空隙率,采用顶端淹没将难以冷却这样的碎片床,但若采用底部淹没,其最终冷却是可以达到的。

总之,碎片床的冷却是一个非常复杂的传质传热过程,强烈地受下列可变因素的影响:碎片床颗粒的尺寸、冷却剂穿过碎片床的方法、碎片床的厚度以及系统的压力等。

5.4.2 堆芯熔融物与混凝土的相互作用

研究堆芯熔落物与混凝土相互作用的主要原因是为了评估安全壳的超压,除了气溶胶的形成和沉积外,超压由逐渐形成的气体和产生的蒸汽造成,而气溶胶作为源项的可能贡献者则来自保持在碎片中的裂变产物。另一个原因也是为确定对安全壳可能的结构损坏,损坏由熔化坑的增长和碎片对地基的贯穿造成。

由堆芯碎片造成的混凝土破坏取决于事故发展的序列、安全壳堆坑的几何形状以及水的存在与否。可能的现象有:

(1) 熔融堆芯落入安全壳的底部之后,它将与任何存在的水相互作用。如果碎片床具有可冷却特性,并且可以持续地提供冷却水,那么冷却碎片床是可能的。

(2) 如果水被蒸发,则堆芯熔落物将保持高温,并开始侵蚀混凝土,产生气体并排出。

(3) 在堆坑中的水被蒸发之后,碎片床将重新加热,并将产生较大的向上辐射热流密度。

在这种情况下,混凝土将被加热、熔化、剥落、产生化学反应并释放出气体和蒸汽。

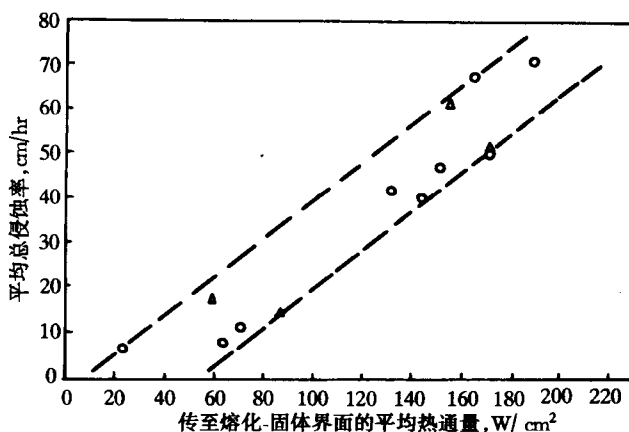


图 5-11 消融速率与熔化-固体界面的平均热流密度之间的关系

混凝土的消融速率取决于传给混凝土的热流密度和混凝土的类型(图 5-11),而且有很明显的非均匀特性。由于在混凝土的消融过程中产生气体,气体的运动将促进堆芯熔融物于混凝土之间的对流传热,从而加速混凝土的消融速度。在混凝土的消融过程中发生吸热化学反

应,其所需的能量比熔融物的衰变热要大。与此同时,在混凝土的消融过程中产生蒸汽和氧化碳,这些气体可与堆芯熔融物中的金属发生放热化学反应。因此,在长时间的侵蚀期间,碎片基本上可以保持在恒定温度下。

堆芯熔融物中金属材料与水的几种主要化学反应有:

- (1) $\text{Fe} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{FeO} + \text{H}_2$; ($\text{Fe} = 1\,000\text{kg}$; $\text{H}_2\text{O} = 322.3\text{kg}$; $\text{H}_2 = 36.1\text{kg}$)。
- (2) $3\text{Fe} + 4\text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Fe}_3\text{O}_4 + 4\text{H}_2$; ($\text{Fe} = 1\,000\text{kg}$; $\text{H}_2\text{O} = 429.7\text{kg}$; $\text{H}_2 = 47.7\text{kg}$)。
- (3) $2\text{Cr} + 3\text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Cr}_2\text{O}_3 + 3\text{H}_2$; ($\text{Cr} = 1\,000\text{kg}$; $\text{H}_2\text{O} = 519.2\text{kg}$; $\text{H}_2 = 57.7\text{kg}$)。
- (4) $\text{Zr} + 2\text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{ZrO}_2 + 2\text{H}_2$; ($\text{Zr} = 1\,000\text{kg}$; $\text{H}_2\text{O} = 394.6\text{kg}$; $\text{H}_2 = 43.8\text{kg}$)。

对于由 90 000kg 燃料和 22 000kg 不锈钢(Fe : 85%; Cr : 10%; Ni : 5%)组成的堆芯熔落物来说,氢气产量的最大理论值为 1 392.2kg。根据 SNL, TITSC 试验的结论,堆芯熔落物氧化率的保守限值为 33%,因此对上述的堆芯熔落物来说,得到约 460kg 的氢气产物,并消耗水 4 300kg。

混凝土消融的化学反应有:

- (1) $\text{CaCO}_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}$
- (2) $\text{Ca}(\text{OH})_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$
- (3) $2\text{H}_2 + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{H}_2\text{O}$

若上述的堆芯熔落物具有 1 600℃ 的温度,且堆坑中不存在水,则将有 8.4m³ (约 20 270kg) 的混凝土被消融,并产生约 1 340kg 的蒸汽和 7 135kg 的二氧化碳,这相当于地基熔穿 0.2~0.5m。对于石灰石混凝土来说,合成焓约为 2 700kJ/kg,一个约 100cm 厚的堆芯熔落物层,且有 0.5W/cm³ 的衰变功率,将产生混凝土的消融率约为 13cm/h。

图 5-12 给出了混凝土的消融过程示意图,针对一座具有 3 000MW 热功率压水堆的安全壳,提出了以下两种极端情况:

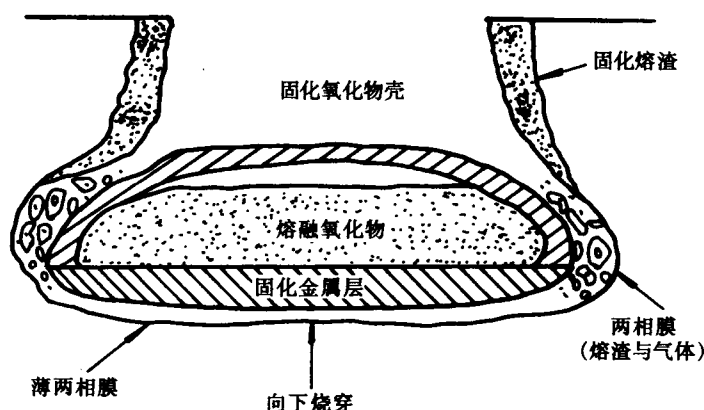


图 5-12 混凝土消融过程示意图

(1) 如果混凝土的消融过程主要是氧化过程,堆芯熔融物可能与混凝土和岩石相溶混。形成的溶混坑的深度将有限(约 3m),直径约 13m(图 5-13)。这个坑可能保持溶混达几年以上的的时间。图 5-13 表示了可能的溶混坑 1 年后的情况,并给出了围绕溶混坑和岩石/混凝土中温度剖面图。坑内裂变产物的衰变热将通过导热而传给周围的岩石与混凝土。

(2) 在消融过程中,将伴随钢的熔化。如果液态的钢被氧化,那么熔坑中的物质能与混凝

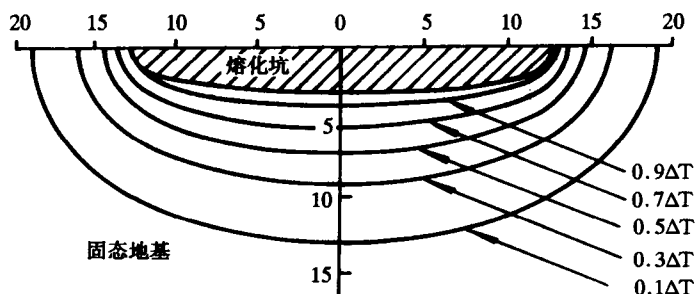


图 5-13 3 000MW_t 电厂堆芯碎片的熔混坑 1 年后的状态, ΔT 为熔坑与环境之间的温差

土/岩石地基溶混, 并且将形成如图 5-12 所示的那种坑; 如果熔化的钢不能被氧化, 那么钢/裂变产物的混合溶液将不会与熔化的燃料和混凝土/岩石溶混, 而且该溶液可能穿透地基岩石很深。计算结果如图 5-14 所示, 该图表明, 这种类型的不可溶混物质可能熔穿的最大深度为 14m。

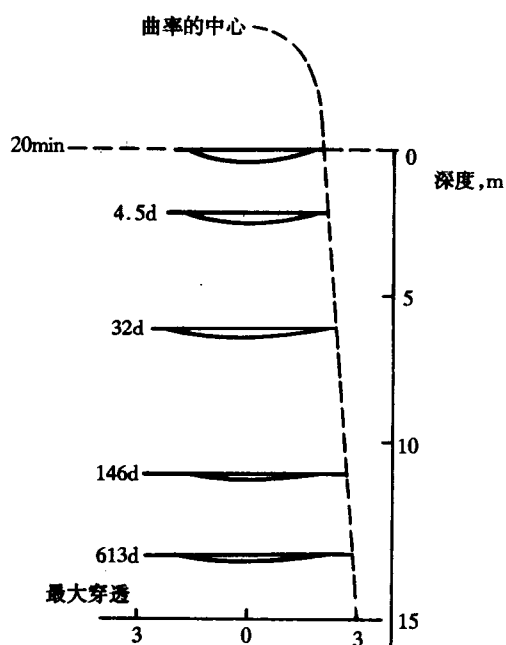


图 5-14 镜头形熔坑的下降(体积: 3m^3), $Q_0 = 100\text{MW}$; $K = 2\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$

5.4.3 氢气的分布与燃烧

在安全壳内有可能发生局部或整体的快速降压燃烧或爆燃, 因此, 由金属与水相互作用产生的氢气或者堆芯熔融物与混凝土相互作用(MCCI)产生的氢气威胁着安全壳的完整性。在 TMI-2 事故中, 安全壳中产生了大量的氢气, 并发生过自燃事件。

为了评估在氢气、蒸汽和空气混合物中发生自然式爆燃的压力、温度等条件,必须首先了解这些气体在安全壳系统中的分布。在小规模的试验研究中,对有关氢气从快速降压燃烧到爆炸的各阶段的密度分布,燃烧特性及其转变的基本条件有了初步的认识。然而,大规模的试验数据非常有限。

在有空气和蒸汽存在的环境中,氢气的易燃性和爆燃特性在轻水氢气手册(A. L. Camp, Sandia 1983)中有介绍,对不同燃烧方式的氢气浓度的下限值为(体积百分比):①向上扩展:4.1%;②横向扩展:6.0%;③向下扩展:9.0%。

Shapiro 和 Moffette (1957) 提出的通用易燃性限值的三元特性曲线图(图 5-15),可应用于不冷凝空气、蒸汽和氢气的混合气体。

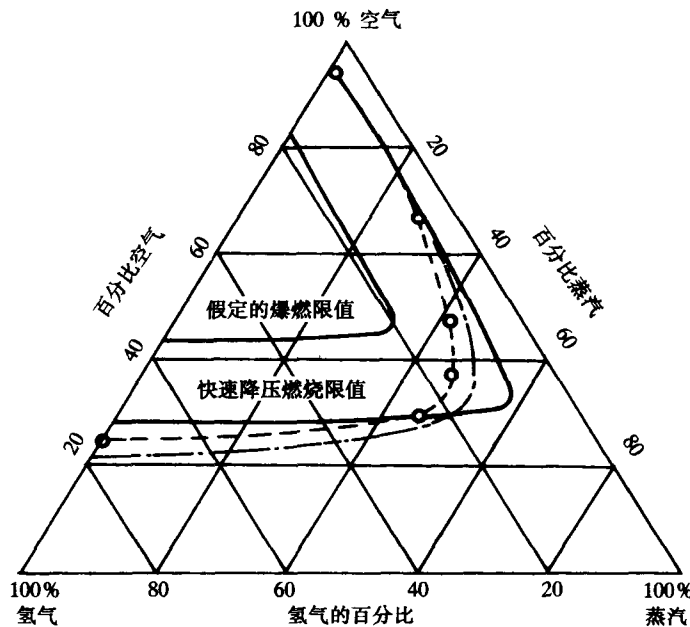


图 5-15 氢气的快速减压燃烧和爆燃限值:空气,蒸汽混合气体

在 EPRI 进行的一个大球形压力容器中的氢气燃烧实验表明,氢气燃烧发展而成的压力对氢气浓度极其敏感(图 5-16)。若在一座大型 PWR 安全壳(如郇山电厂)中,在氢气浓度达 4% 至 10% 的范围下(这一范围相当于堆芯 100% 锆合金的氧化),氢气的燃烧将产生一个约 $1.44P_0/P_0$ 的峰值压力,其中, P_0 为燃烧之前的压力。

由于存在不同的燃烧模型,因此评估由于氢气燃烧而引起的对安全壳内结构物及设备的压力与温度的变化较为困难。下面将简单介绍几种不同燃烧方式的特征。

(1) 扩散燃烧。是由一个连续的氢气流作供给的稳定燃烧,其特点在于生成的压力峰值较小而可忽略。但由于燃烧时间较长,引起的局部热流密度较高。在有点火器的情况下发生这种扩散燃烧的可能性较大。安装这种点火器的目的是降低氢气的扩散范围和降低氢气的浓度,而降低事故的风险。

(2) 快速减压燃烧。是燃烧以相当慢的速度从点火处向氢气、蒸汽和空气的混合气体中

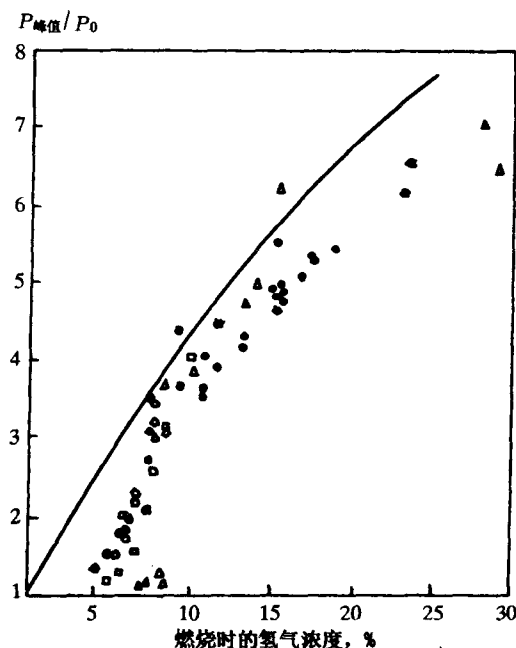


图 5-16 燃烧形成的峰值压力

蔓延,其特点在于压力的增加较适度和高热流密度持续的时间较短。氢气燃烧的速率和总量决定了由此而产生的作用于安全壳的附加压力和温度。

(3) 爆燃。是燃烧以超声波的速度在氢气、蒸气和空气的混合气体中扩散,其特点是在极短时间内形成较高峰值压力。爆燃形成的方式可分成二种类型:第一类是爆燃的直接形成;第二类是快速降压燃烧至爆燃的转变,这种转变中燃烧蔓延速度从次声波至声波的逐步上升。

在安全壳中释放的氢气有可能由于初始释放的动量、强制循环系统、安全壳喷淋和自然循环等原因被输送出安全壳。安全分析必须评估凡是氢气存在的区域其积累的浓度是否明显地比安全壳剩余氢气的浓度大。可燃气体的分布将受几种过程的影响,这些过程可能单独或者联合作用使氢气与蒸汽和空气混合。这些过程有:① 扩散;② 由温度增减引起的自然对流;③ 由风扇和喷淋形成的强制对流;④ 各种堆舱之间的强迫对流,流动由压差形成,而压差由各堆舱中的非均匀(排)放气和传热引起。

除了采用点火器来缓解氢气爆燃的危险外,另一种方式是采用复合器。这两种方式可单独使用,也可同时使用,取决于事故的进程。西门子公司研制的复合器具有运行功率较低的特点(在安全壳压力 0.26MPa 和氢气浓度为 4% 时,一个 $1.5\text{m} \times 1.4\text{m} \times 0.3\text{m}$ 的复合器面板可以消耗约 3.6kg/h 的氢气),因此它主要是用来减缓氢气浓度生成速率使之低于易燃的限值。复合器的工作原理是催化 $2\text{H}_2 + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{H}_2\text{O}$,使之在较低的氢气浓度下发生反应,而且反应能发生在较低的温度下。这种复合器的工作是“非能动的”,也就是说它们

- 是自启动和自供给;
- 没有移动的部件;
- 不需要外部供能。

只要在安全壳内侧的氢气浓度开始增加,这些复合器就能自发地动作。

5.5 严重事故的操作管理

由于一次核电厂的严重事故可能带来非常严重的放射性物质泄漏的后果,对严重事故的操作管理是当今核工业界一个极为重要的课题。若采取适当的严重事故操作管理,不但可以大大缓解放射性物质向外界的释放量,而且在事故发生的初始阶段就有可能加以终止。严重事故的操作管理指在严重事故期间,为了终止严重事故或缓解事故的后果,操作员必须要采取的行动序列。

近 20 年来,在欧美等发达国家对严重事故进展中可能的现象与过程、以及压力容器和安全壳在这些过程中的承受能力等进行了大量的实验研究。研究结果除了能增强我们对核电厂严重事故的了解,以及帮助制定严重事故操作管理的规程外,也为改进核电厂的设计、缓解严重事故的后果提供了大量的实验数据和理论基础。比如:在 AP-600 核电厂的设计中,采用在严重事故发生后对压力容器的外壁实施水冷却,以便增强压力容器的安全裕度。在 EU-1000 (European Pressurized Reactor) 的设计中,采用堆芯熔融物接受器(Core Catcher)和在安全壳采用熔融物扩散室(Spreading),这样可以明显地降低堆芯熔融物从压力容器向安全壳中排放的不确定性和增加堆芯碎片在安全壳中的可冷却性。所有以上措施都是这些先进反应堆设计中较为突出的革新。

由于安全壳是放射性物质在核电厂中的最后一道屏障,在严重事故期间安全壳的完整性将受到各种机械和热负荷的挑战,因此事故操作管理措施将主要针对安全壳。严重事故的操作管理根据安全壳受威胁的类型而不同。例如,由超压引起的安全壳损坏可以由通风阀(有过滤通风系统的安全壳,见图 5-17),排放空气而降低安全壳中的压力;来自氢气爆燃的威胁可以借助于用点火器和复合器来降低氢气的浓度。

在严重事故操作管理的规程中,各种威胁安全壳完整性的因素和处置方式如下:

- 后期超压。这种威胁可以用过滤器通风装置加以缓解。
- 氢气燃烧。已提出了几种可能的解决方法并对这些方法进行评估,德国反应堆安全委员会建议安装非能动催化复合器。
- 直接安全壳加热。大多数国家认为一种合理的解决方法是在压力容器损坏之前将主系统卸压。
- 安全壳的密封性(短期和长期)。应加强对安全壳密封性的探测和控制。
- 安全壳中堆芯熔化碎片的可冷却性。这个问题至今没有得到彻底的解决,主要原因是不同的堆芯碎片床的可冷却特性差别非常大,而且其最终可冷却性还取决于冷却的方式以及碎片床的形成过程。同时,在对碎片床实施冷却时,有可能发生如蒸汽爆炸等有潜在危险的现象。
- 蒸汽爆炸。不存在任何遏制压力容器外蒸汽爆炸的方法,但能降低由于蒸汽爆炸而作用在安全壳的负荷。尤其要特别注意局部蒸汽爆炸。

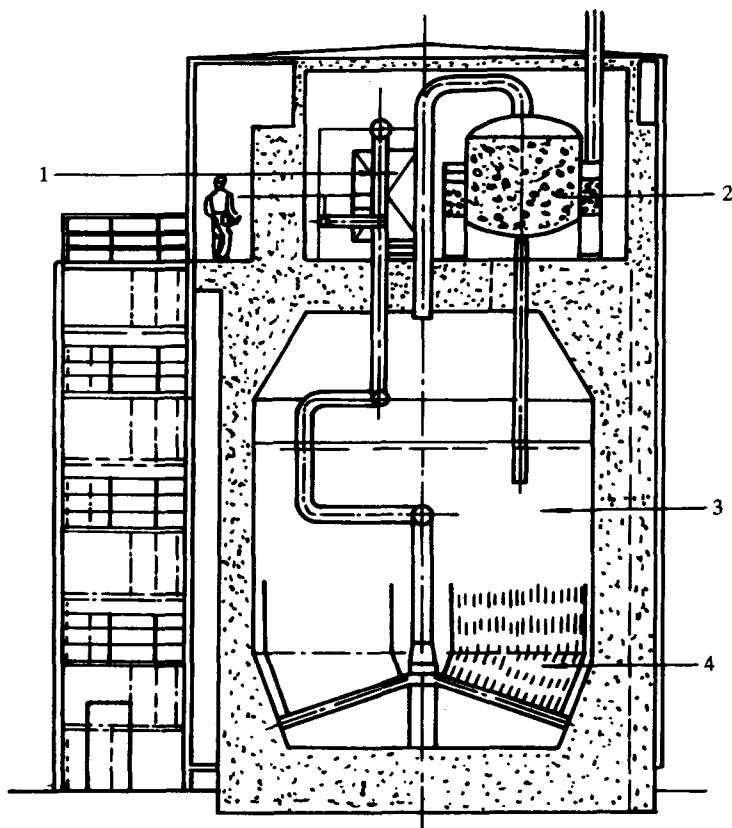


图 5-17 安全壳的过滤通风系统

1—反应堆安全壳的泄压系统;2—汽水分离系统;

3—水坑;4—空气洗净系统

5.6 三哩岛事故与切尔诺贝利事故

5.6.1 三哩岛事故

三哩岛核电站二号机组(TMI-2)是由巴布科克(Babcock)和威尔科克斯(Wilcox)设计、Metropolitan Edison 公司运行的 959MW 电功率(880MW 净电功率)压水反应堆。1978 年 3 月 28 日达到临界,刚好在其后一年,1979 年 3 月 28 日发生了美国商用核电站历史上最严重的事故。该核电站位于美国宾夕法尼亚州(pennsylvania)首府哈里斯堡(Harrisburg)东南 16km 附近。这次事故由给水丧失引起瞬变开始,经过一系列事件造成了堆芯部分熔化,大量裂变产物释放到安全壳。尽管对环境的放射性释放以及对运行人员和公众造成的辐射后果是很微小的,但该事故对世界核工业的发展造成了深远的影响。

1. 电厂概述

由 177 盒燃料组件构成直径 3.27m、高 3.65m 的反应堆堆芯放在直径 4.35m 高 12.4m

的碳钢压力容器内。每个燃料组件内有 208 根燃料元件,按 15×15 栅格排列。燃料是富集度为 2.57% 的二氧化铀,包壳为 Zr-4。

反应堆有两个环路,每个环路上有两个主循环泵和一台直流式蒸汽发生器。一次冷却剂运行压力为 14.8MPa(g),出口温度为 319.4℃。反应堆压力由一个稳压器维持。稳压器通过一个电动泄压阀(PORV)与反应堆冷却剂排放箱相连。

专设安全设施包括反应堆控制棒,高压注入应急堆芯冷却系统(ECCS),含硼水箱和安全壳 ECCS 再循环水坑等。

2. 事故过程

1979 年 3 月 28 日早晨 4 时,反应堆运行在 97% 额定功率下。三个运行工作人员正在维修净化给水的离子交换系统,忙于把 7 号凝结水净化箱内的树脂输送到树脂再生箱去。事故是由凝结水流量丧失触发给水总量的丧失而开始的。几乎与此同时,凌晨 4 时零分 37 秒主汽轮机跳闸。所有辅助给水泵全部按设计要求启动,但实际上流量因隔离阀关闭而受阻。这时,反应堆继续在满功率下运行,反应堆一回路温度和压力上升,3s 后达到稳压器电动泄压阀整定值 15.55MPa。8s 后,反应堆一回路压力达到紧急停堆整定值而自动紧急停堆。随着反应堆的紧急停闭,反应堆冷却剂系统经历预期的冷却剂收缩、水装量损失,一回路系统压力下降。大约在 13s 时,压力达到稳压器泄压阀关闭整定值,它应该关闭但未能关闭。控制室内虽有一个指示灯有所反映,但由于没有该阀状态的直接指示,操纵员误以为该阀门已被关闭。这样,一回路冷却剂就以大约 $45\text{m}^3/\text{h}$ 的初始速率向外漏水,蒸汽发生器水位在下降,这相当一个小破口失水事故。

在二回路,虽有三台辅助给水泵在运行,但在以前的例行试验时,在泵向蒸汽发生器供水管路上的两个隔离阀忘记打开了,这样就没有水能达到蒸汽发生器。失去了二次侧热阱,反应堆一回路系统继续在加热,蒸汽发生器水位继续在下降,逐渐干涸。

实际上,当事故发生大约 2min 时,高压注入系统(HPIS)自动触发从换料水箱抽含硼水注入堆芯,但是只运行了 2min 左右,操作人员就关闭了一台 HPI 泵。这样就造成了注入的水流量率小于通过电动泄压阀的冷却剂损失速率。操作人员这样操作是因为他们看到稳压器中出现了高水位指示,误认为一回路水量太多。过去培训告诉操作人员,当水位达到稳压器完全充满水(实心稳压器)的刻度,是十分危险的,必须加以避免。在正常情况下,实心的稳压器是无法完成系统压力的控制功能的。实际上,稳压器的高水位指示是由于电动泄压阀开启后,在反应堆冷却剂系统中形成了分散的或分布的空泡所造成的,造成了水急剧地涌入稳压器内。应该说,一回路系统的布置并不能使压力容器与稳压器内冷却剂水位之间存在直接的关系。这时,操作人员仍然不知道一个 LOCA 事故继续在进行着。由于蒸汽含量的增加,反应堆主泵出现了剧烈震动。在事故大约 73min 时,操作人员关闭了 B 环路 2 台主泵,以避免主泵和相关管路的严重损坏,特别是防止泵轴封损坏造成 Seal LOCA。又在 100min 时关闭了 A 环路内的反应堆冷却剂主泵。至此,主回路系统的强迫循环全部中断。操作人员期望能够依靠自然循环来避免堆芯过热,但自然循环未能建立。

这时,堆内冷却剂已不足以完全覆盖堆芯。衰变热继续蒸干冷却剂。

大约在主泵停关后 10min,反应堆冷却剂出口温度迅速上升,超过仪表量程范围。在事故后大约 2.5h,反应堆堆芯相当大部分已裸露,并经受了持续的高温。这种工况导致了燃料损

坏,堆芯裂变产物大量释放以及氢气的生成,堆芯已严重损坏。

直至事故后 15h 50min。成功地实现了强迫循环。一回路系统压力稳定在 6.9 至 7.6MPa (g)。表明了事故序列的结束。

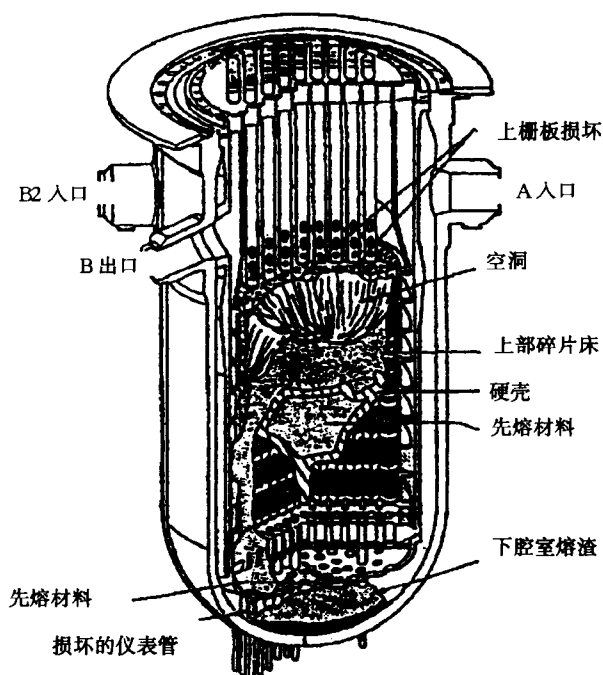


图 5-18 TMI-2 事故后堆芯构造图

3. 事故的后果和堆芯损坏

在三个不同的时期里,堆芯曾有一部分或全部裸露过。

第一时期开始于事故发生后约 100 min,堆芯至少有 1.5m 裸露大约 1 h。这是堆芯受到主要损坏的时期,此时发生强烈的锆-水反应,产生大量氢气,同时有大量气体裂变产物从燃料释放到反应堆冷却剂系统中。

堆芯裸露的第二个时期出现在事故发生后约 7.5 h,堆芯大约有 1.5m 裸露了很短一段时间,与第一时期相比,燃料温度可能低得多。

第三个时期大约是在事故发生后 11 h,此时堆芯水位降低到 2.1~2.3m 之间,此段时间长约 1~3 h,在此期间,燃料温度再次达到很高的数值。

估计 Zr 氧化了 30%~40%,堆芯上部三分之一严重损坏,燃料温度升高到 1 350℃~2 600℃ 之间。

在表 5-2 中列出了 TMI-2 事故下裂变产物从燃料向冷却剂、反应堆厂房、反应堆辅助厂房和环境的释放份额。

表 5-2 裂变产物释放份额

裂变产物种类	释放份额(%)			
	到反应堆冷却剂	到反应堆厂房	到辅助厂房	到环境
惰性气体	70	70	5	5
碘	30			
液态		20	3	
气态		0.6	10^{-4}	10^{-5}
铯	50			
液态		40	3	
气态		$\ll 1$		
锶和钡	2	1		
液态				

估计事故中大约 70% 惰性气体(主要是 ^{133}Xe), 30% 的碘和 50% 的铯以及少量其它裂变产物释放进入了主冷却系统。部分放射性物质通过开启的泄压阀进入了泄压箱。15 min 后泄压箱满溢, 爆破膜破裂, 放射性水进入地坑, 从而裂变气体进入安全壳。此后, 开始时曾有一部分放射性水被泵至辅助厂房内的排水箱, 造成部分放射性外逸。

另一条释放途径是操纵员打开主系统下泄系统而造成的。操作人员认为主系统水量过多, 打开了下泄系统, 将部分冷却剂经净化系统引入容积控制箱, 从而与除气系统相通。除气系统将释出的气体压缩至衰变箱并经过滤器排向烟囱。事故中主系统产生大量气体, 使得除气系统超载, 结果气体便从容积控制箱的安全阀排出。

事故中运行人员接受了略高的辐射。但总剂量仍十分有限。对主冷却剂取样的人员可能受到 30~40mSv 辐照, 事故中无人受伤和死亡。

厂外 80 km 半径内 200 万人群集体剂量估计为 33 人·Sv, 平均的个体剂量为 0.015mSv。最大可能的厂外剂量为 0.38mSv。

三哩岛事故中释放出的放射性物质如此之少, 说明安全壳十分重要。虽然安全壳并不能绝对不泄漏, 但基本上没有受到机械损伤。由于安全壳喷淋液中添加了 NaOH, 绝大多数碘和铯被捕集在安全壳内。从安全壳泄漏出的气体经过辅助厂房, 因而大部分放射性物质被过滤器所捕集。

5.6.2 切尔诺贝利事故

1986 年 4 月 26 日星期六的凌晨在切尔诺贝利 4 号机组发生了核电历史上最严重的核事故。该事故是在反应堆安全系统试验过程中发生功率瞬变引起瞬发临界而造成的严重事故。反应堆堆芯、反应堆厂房和汽轮机厂房被摧毁, 大量放射性物质释放到大气。

1. 反应堆描述

切尔诺贝利核电厂位于乌克兰境内,离普里皮亚特(Pripyat)小镇 3km,离切尔诺贝利 18km,离乌克兰首府基辅市以北 130km。

事故时,共有 4 台 1 000MW 的 RBMK 型反应堆在运行,在附近还有 2 座反应堆正在建造。出事的 4 号机组于 1983 年 12 月投入运行。

RBMK 是一种石墨慢化、轻水冷却的压力管式反应堆。反应堆堆芯系由石墨块 ($7\text{m}\times 0.25\text{m}\times 0.25\text{m}$) 组成直径 12m,高 7m 的圆柱体。总共大约有 1 700 根垂直管道装有反应堆燃料。在反应堆运行时能够实现不停堆装卸料。反应堆燃料是用锆合金(Zr-2.5%Nb)做包壳的二氧化铀芯块,富集度为 2.0%,每一组件内含有 18 根燃料棒。采用沸腾轻水作冷却剂,产生的蒸汽通过强迫循环直接供给汽轮机。如图 5-19 所示。

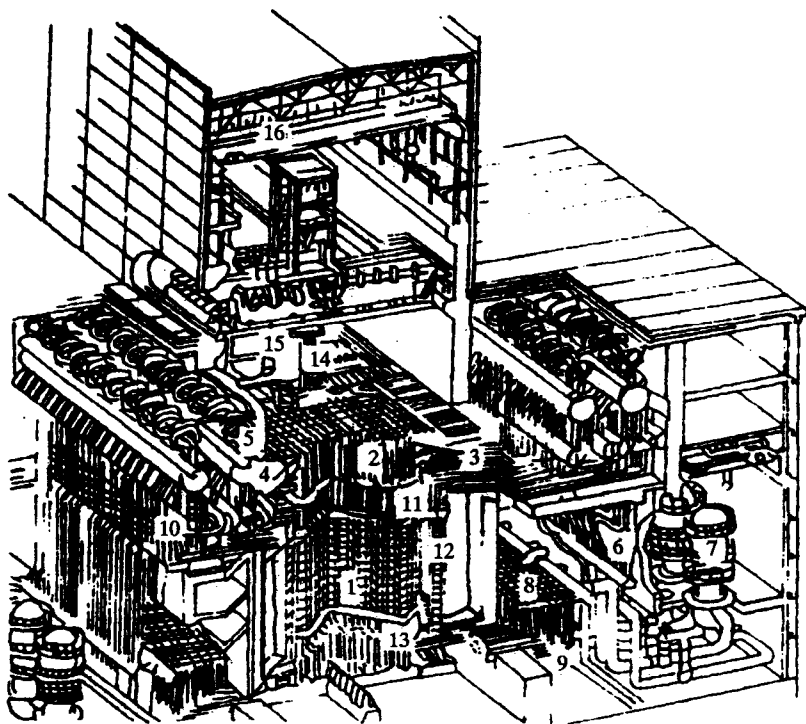


图 5-19 切尔诺贝利 4 号机组剖面图

1—反应堆;2—燃料管道立管;3—蒸汽/水竖管;4—汽鼓;5—蒸汽联箱;6—下水管;7—主循环泵;8—分配母管组;9—反应堆进水管;10—爆破箱检测系统;11—上部生物屏蔽;12—侧部生物屏蔽;13—下部生物屏蔽;14—乏燃料储存池;15—换料机械;16—桥式吊车

RBMK1 000 输出热功率为 3 200MW,主冷却剂系统有两个环路,每个环路上有四台主循环泵(3 台运行,1 台备用)和两个蒸汽汽鼓/分离器。冷却剂在压力管内被加热到沸腾,然后部分汽化,平均质量含气量 14% 汽水混合物在汽鼓内分离,然后送到两台 500MW 电功率的汽轮机。

上述设计决定了反应堆的特性和核电厂优缺点。它的优点包括没有笨重的压力容器,没有既复杂又昂贵的蒸汽发生器,又可实现连续装卸料,有良好的中子平衡等,但在物理上也存在着明显的缺陷。在冷却剂中出现相转化时,特别是在低功率下具有正的反应性系数。另一方面高 7m,直径 12m 的大型堆芯可能会出现氙空间振荡而使堆的控制变得复杂。

2. 事故过程

事故是在进行 8 号汽轮发电机组实验计划时引发的。实验的目的在于:探讨厂内外全部断电情况下汽轮发电机中断蒸汽供应时,利用转子惰转动能来满足该机组本身电力需要的可能性。

4 月 25 日 1 时,反应堆功率开始从满功率下降。13 时 5 分时,热功率水平降至 1 600MW,按计划关闭了 7 号汽轮机。反应堆运转的四台主泵,两台给水泵和其它设备所需要的电源切换到 8 号发电机组母线上。根据试验大纲,14 时把反应堆应急堆芯冷却系统与强迫循环回路断开,以防止实验过程中应急堆芯冷却系统动作。23 时 10 分,继续降功率,按实验大纲,实验应在堆热功率 700~1 000MWt 下进行。但是,按低功率下运行规程解除局部自动调节系统时,操作人员未能及时消除因自动调节棒测量部件所引起的不平衡状态,结果使功率降到 30MW 以下。4 月 26 日 1 时,操作人员能够将反应堆热功率稳定在 200MW。由于在功率骤减期间氙毒的积累,这已是他们能够得到的最大功率。这时操作人员已将大部分控制棒提出,所提升的控制棒数已经超出了运行规程的限制。中心区域内的堆芯中子通量分布已被氙严重毒化。尽管如此,仍决定继续作试验。为了保证试验后有足够的冷却,所有 8 台主循环水泵都投入了运行。为了抑制沸腾的程度,堆芯流速很高,堆芯冷却剂入口温度接近饱和工况。蒸汽压力下降,蒸汽分离器内的水位也下降到紧急状态标志以下。在这种情况下,为了避免停堆,操作人员切除了与这些参数有关的事故保护系统。

1 时 23 分 04 秒,为了试验面关闭了汽轮机入口截止阀,随着汽轮机的隔离,4 台循环水泵开始惰转。试验开始后不久,反应堆功率开始急剧上升。冷却剂的大部分已经非常接近很容易闪蒸成蒸汽的饱和点。具有正空泡系数的 RBMK 反应堆对此类蒸汽形成的响应是,反应性与功率增长,温度与蒸汽产量进一步增大,从而产生一种失控的状态。1 时 23 分 40 秒,操纵员按下紧急停堆按钮,要把所有控制棒和紧急停堆棒全部插入堆芯。但几秒钟后,控制室感觉到了若干次震动,操纵员看到了控制棒已经不能达到其较低的位置。于是手动切除了控制棒的电源,使其靠自重下降。然而,在此期间,反应堆功率在 4 s 内就大约增大到满功率的 100 倍。功率的突然暴涨,使得燃料碎裂成热的颗粒,这些热的颗粒使得冷却剂急剧地蒸发,从而引起了蒸汽爆炸。

大约在凌晨 1 时 24 分,接连听到两次爆炸声,燃烧的石墨块和燃料向反应堆厂房的上空直喷,一部分落到汽轮机大厅的房顶上,并引发了火灾。大约有 25% 的石墨块和燃料管道中的材料被抛出堆外,其中大约 3%~4% 的燃料以碎片或以 1~10 μ m 直径的颗粒形式被抛出。

两次爆炸发生后,浓烟烈火直冲天空,高达 1 000 多米。火花溅落在反应堆厂房、发电机厂房等建筑物屋顶,引起屋顶起火。同时由于油管损坏、电缆短路以及来自反应堆的强烈热辐射,引起反应堆厂房内、7 号汽轮机房内及其临近区域多处起火,总共有 30 多处大火。1 时 30 分,值勤消防人员从附近城镇出发赶往事故现场,经过消防人员、现场值班运行和检修人员以及附近 5 号、6 号机组施工人员共同努力,于 5 时左右,大火全部扑灭。

3. 事故后果处理

事故后的首要任务是尽最大可能减少放射性物质扩散和对人的辐射影响。

为防止熔化元件掉入下部水池,操作人员关闭了有关阀门,将抑压池水排空,消防人员控制火势防止蔓延至3号机组。

事故时虽停止了链式反应,但仍有大量余热释放,加之锆水反应热,石墨燃烧热,核能和化学能同时释放。为防止事故扩大,采取了堆底液氮或氮气强制冷却。

利用直升飞机投下1 000 t砂子灭火,接着投下粘土、硼、白云石、石灰石和铅等五千余吨于堆上,以形成防护层。先后出动两次约三百架次飞机。这对灭火、控制事故蔓延,减少放射性物质随烟火抬升扩散起着很好的作用。至4月30日得到了控制。

修筑带冷却装置混凝土壳,以便最终掩埋反应堆。离堆165m处开挖隧洞,在堆下部构筑带有冷却系统的厚混凝土层,防止从地下泄漏,周围打防渗墙至基岩为止,据报道于7月底完成。

电厂30km内,居民全部被临时迁移到外地,事故后16小时开始撤离,动员了约1 700辆机动车,于4小时内撤出了3万多人,先后共撤出135 000人。

清除厂内的放射性,在厂区筑上围堤,防止雨水冲刷造成放射性污染水系。为减少事故处理的辐射照射,采取分班轮流作业,进行时间控制,还使用机器人进行了大量工作。

电厂附近30km内,对所有建筑物、生活设施进行水洗。在其周围土地上喷洒聚合物,用薄膜把落下灰吸附,然后将薄膜卷起运至指定地点埋入地下。使用飞机和专用车辆喷洒聚合物粘液,可带粘性塑料薄膜复盖大地,这是较有效的措施。

为防止厂区附近降雨将污染物转入水系,苏联成立了一个专门消除雨云的气象飞机队,向空中雨云投掷装有特殊物质的纸箱,以驱散雨云。投掷这些“气象炸弹”后,完全排除了方圆30km区域内降雨,避免了流经基辅的大河(第聂伯河)造成污染。

对电厂周围食品和饮用品进行了控制与检查。

事故发生后,对于放射性物质向环境释放情况进行了一系列的测量、分析和评价。这包括:①从1986年4月26日起在事故机组上方不同部位收集气溶胶样品;②核电厂厂区空气中 γ 的监测;③沉降物样品的分析;④各气象站对气象条件的系统监测。

4. 事故对环境的影响

从切尔诺贝利事故释放出的放射性物质可以分为几个阶段。在事故当天,爆炸能量和大火产生的气体和可挥发裂变产物的烟云有1 000~2 000m高,其释放量占总释放量的25%。

4月27日该烟云已移到波兰的东北部。该烟云在东欧上空上升到9 000m高。在事故后的2~6天烟云扩展到东欧、中欧和南欧,以及亚洲10 000m高空。

事故中释放出的源项超过了 $3.7 \times 10^{18} \text{Bq}$,其中惰性气体释放了100%,I为40%,Cs为25%,Te大于10%,详见表5-3。

表 5-3 事故释放的放射性量

核表	释放总量 $\times 10^{16}\text{Bq}$		
	4 月 26 日	至 5 月 6 日	至 1986 年 5 月从反应堆排放的放射性总量, %
^{133}Xe	17.5	166.5	100
$^{85\text{m}}\text{Kr}$	0.55	—	100
^{85}Kr	—	3.33	100
^{131}I	16.65	36.1	20
^{132}Te	14.8	4.91	15
^{134}Cs	0.55	1.75	10
^{137}Cs	1.11	3.7	13
^{99}Mo	1.66	11.1	2.3
^{95}Zr	1.66	14	3.2
^{103}Ru	2.22	11.8	2.9
^{106}Ru	0.74	5.92	2.9
^{140}Ba	1.35	16.31	5.6
^{141}Ce	1.48	10.36	2.3
^{144}Ce	1.66	8.88	2.8
^{89}Sr	0.925	8.14	4.6
^{90}Sr	0.055	0.814	4
^{239}Np	9.99	4.44	3.2
^{238}Pu	$3.7\text{E}-4$	$2.86\text{E}-3$	3
^{239}Pu	$3.7\text{E}-4$	$2.59\text{E}-3$	3
^{240}Pu	$7.4\text{E}-4$	$7.4\text{E}-3$	3
^{241}Pu	$7.4\text{E}-2$	0.518	3
^{242}Pu	$1.11\text{E}-6$	$7.4\text{E}-6$	3
^{242}Cm	$1.11\text{E}-2$	$7.4\text{E}-6$	3

鉴于事故的严重性和可能的释放量,很快就作出了采取疏散的决定。首先在 3 h 内从普里皮亚特镇和切尔诺贝利疏离了 45 000 人。其中大部分受到了大于 0.25Sv 的辐照剂量,最严重者为 0.4~0.5Sv。以后几天,外围 30 km 范围内又撤离了 90 000 人。

核电厂周围 30km 以外地区所受的影响主要是放射性沉降而产生的地面外照射和食入内照射。估计欧洲各国的积累总剂量为 5.8×10^5 人·Sv。原苏联国内所受的相应剂量为 6.0×10^5 人·Sv。欧洲经济合作与发展组织(OECD)核能机构评价了切尔诺贝利事故对欧洲其它国家的影响,指出西欧各国个人剂量不大可能超过一年的自然本底照射剂量,由社会集体剂量推算出的潜在健康效应也没有明显的变化。据估计,晚期癌症致死率只增加了 0.03%。

由于发生事故后最初几小时参加抢险工作的结果,电站和事故处理的部分人员受到了大剂量照射。同时在参加扑灭火灾时被烧伤。总计大约有 500 人住进了医院。切尔诺贝利事故共造成了 31 人死亡。

5. 事故原因与经验教训

从本质上说,切尔诺贝利事故是由过剩反应性引入而造成的严重事故。管理混乱,严重违章是这次严重事故发生的主要原因。操作人员在操作过程中严重地违反了运行规程。在表 5-4 列出了主要的违章事例。

其次,反应堆在设计上存在严重缺陷,固有安全性差。

反应堆具有正的空泡反应性系数。在平衡燃耗和额定功率下空泡反应性系数是正值,为 2.0×10^{-6} /每 1% 蒸汽容积;慢化剂(石墨)的温度反应性系数也是正值,为 $6 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$ 。虽然在正常工作点上,综合的功率反应性系数是负值,为 $-5 \times 10^{-7}/\text{MW}$,但是,在堆功率低于 20% 额定功率时,这个综合效应却是正的。因而,在 20% 额定功率以下运行时,反应堆易于出现极大的不稳定性。

表 5-4 切尔诺贝利 4 号机组的违章操作

违章内容	动机	后果
1. 将运行反应性裕度降低到容许限值以下	试图克服氙中毒	应急保护系统不起作用
2. 功率水平低于试验计划中规定的水平	切除局部自动控制方面的错误	反应堆难以控制
3. 所有循环泵投入运转,有些泵流量超过了规定值	满足试验要求	冷却剂温度接近饱和值
4. 闭锁了来自两台汽轮发电机的停堆信号	必要时可以重复试验	失去了自动停堆的可能性
5. 闭锁了汽水分离器的水位和蒸汽压力事故停堆信号	为了完成实验,任凭反应堆不稳定运行	失去了与热工参数有关的保护系统
6. 切除了应急堆芯冷却系统	避免试验时应急堆芯冷却系统误设入	失去了减轻事故后果的能力

在其它各种外在因素(操作人员多次严重违犯操作规程等)存在条件下,正是通过这个内在的正的空泡反应系数导致反应堆瞬发临界,造成了堆芯碎裂事故。

此外,该核电站没有安全壳,也是该事故造成对环境严重影响的一个原因。

当放射性物质大量泄漏时,没有任何防护设施能阻止它进入大气。原设计反应堆本体和汽水分离器主要冷却回路分别置于混凝土的辐射防护屏蔽隔离室,由这些相邻隔离室组成反应堆主厂房,厂房不密封、不能承压,起不到安全壳的作用,其安全措施较压水堆为差。

第 6 章

核反应堆安全分析模型及程序概论

本章介绍轻水核反应堆安全分析的基本模型,简要评述轻水反应堆安全分析程序的进展,并对一些主要的系统程序功能作一说明。

6.1 概述

在美国三哩岛事故之前,大多数分析研究工作是围绕着大破口冷却剂丧失事故而进行的,并且由许多国家联合做了许多实验,为模型的发展和程序的论证提供了依据。在美国三哩岛堆芯熔化事故后,人们对小破口冷却剂丧失事故给予了更多的注意,而且开始发展一些新型程序,以便了解堆芯熔化物理过程,研究裂变产物的迁移,分析安全壳内物理现象,以及在安全壳最终损坏时给出放射性源项。

为核电厂系统安全分析而开发的计算机程序可分为两大类:

- 评价模型(EM)程序;
- 最佳估计(BE)程序。

早期开发的大多数程序是评价模型程序,其目的是供安全审批使用。为了遵守安全当局规定的安全准则,在评价模型程序中大部分采用了“保守性”计算模型。而近年来发展的最佳估计程序,要对基本的物理过程力求作出尽可能准确的模拟,对各类现象提供满意的描述,去掉了许多不必要的保守性假设。最佳估计程序较适用于进行实验评价和估计评价模型程序的安全裕度。目前,借助保守性边界条件,最佳估计程序也可用于评审过程。最佳估计程序还可以用于完成实验的设计和分析。

核反应堆安全分析模型的研究以及为此而开发的计算机程序是一项繁重的任务,它涉及各种假想事故工况下可能出现的各种物理现象,需要建立各种分析模型,形成有关方程和研究其数值解法。例如在冷却剂丧失事故工况下,就有相分离、热力不平衡、泵、阀门以及多路流体混合等非均匀效应,甚至出现多维流动等效应。

在早期发展的计算机程序中使用均匀流模型的场方程,对于两相流的非均匀效应,大多数是根据试验得出的经验关系式加以考虑,因而在此基础上建立起来的系统分析模型和计算机程序,在用于试验所未覆盖的新工况时,要特别小心谨慎,以免产生错误结果。

目前最完善的计算机程序使用三维两流体方程,这种模型从基本原理出发描述各种两相

流现象,具有较坚实的物理基础,因而较便于推广。但是分析的系统和部件很多,事故现象又非常复杂,建立的方程数量大,即使使用最先进的巨型计算机,仍然存在着计算机存贮容量和计算机速度不够的问题,必须根据实际问题提出合适的算法,采用巧妙的方法,才能在现实可行的计算时间内获得所需要的计算结果。比如,在冷却剂系统中,对某些最必要的部位使用三维两流体模型,而对其他部件采用较简便的模型,如漂移模型等。

对于计算的收敛性、稳定性以及经济性等方面问题需引起足够重视。

在核反应堆系统分析中建立起来的微分方程组往往有着不好的特性,具有复杂的特征值。这就是说在对该方程组根据初值条件和边界条件进行求解时会出现解的不稳定性。由于问题的复杂性,很难从数学上作出稳定性分析,得出准确的判定准则,即使在一些特殊情况下得到一些定量结果也没有多大实际意义。因此,目前惯用的作法是先对比较简单的问题寻找出稳定的解法,然后再用复杂的典型例题进行数值计算,以验证其稳定性。

另一个重要问题是对传热的分析。在一般运行及预计运行瞬变工况下,反应堆堆芯中的传热过程处于传热性能良好的对流传热、欠热沸腾和泡核沸腾工况。但在事故工况下,传热过程将延伸到过渡沸腾和膜态沸腾工况。在应急冷却剂再淹没阶段,堆芯最高温度与热燃料棒骤冷返回泡核沸腾的过程有关。

分析模型及其有关数值算法的准确度取决于许多因素,包括物理现象的描述、流体的物性、经验关系式的准确度以及数值离散化等。将计算结果同实验数据进行比较,可以对其总的不准确度作出估计,但要把各种误差源加以分开,需要作仔细的研究。一种常用的方法是对各个单项效应进行实验,取得经验,然后经过评估得出各个因素的不准确度。准确度与经济性相互间是有矛盾的,例如,为了提高准确度,采用复杂的多维系统表达式,但这样会增加方程组数目,从而需花费大量计算时间求解。因而应根据实际情况,在模型的精细程度与经济性之间采取合适的折衷方案。

6.2 核电厂系统分析模型与程序

核电厂系统主要由一回路和二回路组成,此外根据各种功能还设置多个辅助系统。核电厂系统安全分析首先是分析整个一回路总的热工水力学特性,其次要分析可能影响一回路正常运行的二回路及其它一些辅助回路的热工水力学特性。在一回路中,除了管道、弯头、三通这些简单流道以外,还有主泵、稳压器、蒸汽发生器和反应堆等设备。在反应堆及热交换器内存在着复杂的两相流体的流动和传热问题,尤以反应堆内现象最为复杂,而且涉及许多与安全相关的重要部位。

系统安全分析就是通过建立流体力学模型、传热模型和系统部件模型,编制成计算机程序,预计反应堆在瞬态过程和事故工况下的行为。这些计算机程序中,在几何上,将所分析的反应堆及一、二回路系统划分成若干个控制体,各控制体之间由连接件相连。对这些控制体和连接件列出质量守恒方程、能量守恒方程以及动量守恒方程。此外,为了使方程封闭,还需要补充适当的结构关系式。然后利用合适的差分格式将方程离散化,得到线性方程组,根据运行基本参数和初始条件便可以用计算机解出各控制体参数随时间的变化。显然,控制体划分得越多,对系统的描述也就越细致,但是随着控制体数量的增多,求解用的计算机时间也会大大增加。通常,对参数和工况随空间变化剧烈的部件,控制体划分得细一些,而对参数变化平缓

的区域可划分得粗一些。

目前,已开发出许多大型综合性的系统分析程序,如 RELAP5, RETRAN, TRAC, CATHARE(法国)和 ATHLET(德国)就是其中著名的几个。这些程序经过多年的研制,版本多次更新,模型日趋完善。

用这些程序能够预测下列各类事故和瞬变工况下核电站的特性:

- 反应性引入瞬变;
- 反应堆冷却剂管道大破口引起的冷却剂丧失事故;
- 反应堆冷却剂压力边界内各种假想的管道小破口引起的冷却剂丧失事故;
- 蒸汽发生器传热管破裂引起的瞬变;
- 给水管破裂、主蒸汽管破裂引起的瞬变;
- 主冷却剂循环泵故障如泵轴断裂,卡泵等引起的瞬变。

6.2.1 两相流动场方程

在反应堆瞬态和事故过程中,冷却剂可能处于两相状态,因而在最佳估计程序中广泛利用两相流流动模型。两相流热工水力过程是非常复杂的,与单相流动相比,不仅变量多,而且变量之间关系复杂。特别是人们在不同时刻观察两相流场内的某一特定位置,会发现该处可以是液相,也可以是汽相,甚至可以是汽液相交界面。这就是说在时间域上看,空间任一位置上表现出不均一性和不连续性。因此,两相流动是一种不均一体,它由界限分明的两种相组成,在相交界面上参数有不连续性。这些特性给数学模型的建立带来了困难。尽管在原则上人们可以像单相流体力学那样为两相流动确立计算分析体系,仍然以质量、动量和能量守恒方程作为两相流和热交换分析的出发点,按照严格的处理方法,推导出各相的局部瞬时的场方程,再结合局部迁移特性(有效粘性和热交换)、状态方程、初始条件和边界条件,便可以完整地描述流动场了。但是人们发现,两相流体运动结构的复杂性,即运动着的交界面和参数不连续性,导致无法求解所形成的微分方程组。人们必须作出若干简化假定,才能借助计算机进行求解。为了使问题便于处理,必须引进宏观取平均的概念。不考虑界面局部的瞬时变化,而是以宏观的两相流关系式来模拟界面的动力学和流体间的相互作用。在具体处理过程中,对运动边界应用莱布尼兹(Leibnitz)法则,对面积分利用格林(Green)散度定理化成体积分,便可得到最后所需要的方程组。关于这种处理方法的详细描述可以在参考文献中找到。将得出的方程进一步取空间平均便可得到一维形式的方程组。当然,在作宏观平均的处理过程中会失去一些信息。为此必须对各相和相界面建立附加的关系式,即结构关系式。

对于各相的瞬时流动方程有:

$$\text{质量守恒: } \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{v} = 0 \quad (6-1)$$

$$\text{动量守恒: } \frac{\partial \rho \mathbf{v}}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{v} \mathbf{v} = \rho \mathbf{g} - \nabla p + \nabla \tau \quad (6-2)$$

$$\text{能量守恒: } \frac{\partial \rho e}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{v} e = \nabla \cdot \mathbf{q} - \nabla \cdot (p \bar{\mathbf{I}} - \bar{\tau}) \cdot \mathbf{v} + \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{v} \quad (6-3)$$

其中 ρ 、 $\mathbf{v}$ 、 $\mathbf{g}$ 、 p 、 $\bar{\tau}$ 、 e 和 $\mathbf{q}$ 分别为密度、速度、重力(体积力)、压力、切应力张量、内能和热流密度, $\bar{\mathbf{I}}$ 为单位张量。

然后对空间和时间应用宏观平均化技术。对于很小时间范围内出现脉冲(或许是湍流脉

动)的现象,就需要采取对时间的平均。对于两相交界面处复杂运动现象就需要采取对空间的平均。目前采用的平均化方法有三种,即欧拉(Eulerian)平均法,拉格朗日(Lagrangian)平均法和波尔兹曼(Boltzmann)统计平均法。最为常用的是欧拉平均法。在欧拉平均法中,时间 t 和空间坐标 r 定义为独立变量,各相关变量都是 t 和 r 的函数,即表为特征 $F(t, r)$ 。在欧拉平均法中,对时间的平均值定义为

$$F = \frac{1}{\Delta T} \int_{\Delta T} F(t, r) dt \quad (6-4)$$

对空间的平均值为

$$F = \frac{1}{\Delta R} \int_{\Delta R} F(t, v) dv \quad (6-5)$$

对应于此空间平均值,可写出体积平均值、面积平均值和线平均值。

时间平均值与空间平均值相结合便可构成组合平均值,如时空平均值或空时平均值。这种平均化定义式实际上是通过积分表示的方法使变量的脉动变化均匀化。从概率统计观点看,可以将平均化解释为某一特性在平均定义域内出现的数学期望。

这样,对每相瞬时形式的质量、动量和能量方程应用平均化技术,便可以得到两相流下的守恒方程组。

$$\text{质量守恒方程: } \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k) = \Gamma_k \quad (6-6)$$

该方程表示单位控制体在单位时间内相质量增加与净流出的相质量之和等于相质量源项。具体地说,方程左边第一项表示质量变化率,第二项表示由于流体流动引起质量的迁移。方程右边项 Γ_k 表示了由其它相向 k 相的质量转移率。角标 k 可以分别表示汽相或液相。

动量守恒方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k \mathbf{v}_k) = & -\alpha_k \nabla p + \alpha_k \rho_k \mathbf{g} \\ & + \nabla \cdot (\alpha_k \bar{\tau}_{LK}) + \nabla \cdot (\alpha_k \bar{\tau}_{TK}) + F_{rk} + F_{dk} \end{aligned} \quad (6-7)$$

该方程表示单位时间在控制体内相动量增加与净流出的相动量之和等于外力(相间摩擦力、壁面摩擦力、压力和重力)引起的冲量和相间动量转移之和。方程左边第一项表示动量变化率,第二项表示由于流体流动引起的动量转移。右边第一项为驱动流体流动的压力梯度;第二项为体积力,例如重力;第三项表示由于壁面摩擦剪力和流体剪力造成的粘性应力(在反应堆安全分析中碰到的大多数情况,流体流动剪力可以忽略不计,壁面摩擦 $F_{wk} = C_{wk} |\mathbf{v}_k| |\mathbf{v}_k|$, C_{wk} 为 k 相壁面剪切系数);第四项为脉动应力;第5项 F_{rk} 表示由于向 k 相质量转移引起的动量交换;第六项 F_{dk} 表示相间界面阻力引起的动量转移。

C_d 为界面剪切系数。

$$F_{dk} = C_d |\mathbf{v}_k - \mathbf{v}_j| (\mathbf{v}_k - \mathbf{v}_j) \quad (6-8)$$

能量守恒方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k e_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k e_k \mathbf{v}_k) = & -p \nabla \cdot (\alpha_k \mathbf{v}) - p \frac{\partial}{\partial t} \alpha_k \\ & - \nabla \cdot (\alpha_k q_{LK}) - \nabla \cdot (\alpha_k q_{TK}) + Q_{rk} + Q_{dk} + Q_{Dk} \end{aligned} \quad (6-9)$$

该方程表示单位时间控制体内相能量增加与净流出的能量之和等于外力做功、热源、相变

以及相膨胀和收缩所作功之和。

方程左边第一项表示能量变化率,第二项表示由于流体流动引起的能量迁移。方程右边第一项表示由于可压缩性引起的内能变化;第二项表示相膨胀或收缩所作的功;第三项表示通过壁面和流体间的传热热流(壁面热交换项 $Q_{wk} = h_{wk} A_{wk} (T_w - T_k) / A_{wk}$, A_{wk} 为加热的壁面面积, h_{wk} 为壁面热交换系数,该值与流动工况有关);第四项为脉动热流;第五项 Q_{rk} 表示向 k 相质量转移引起的能量交换;第六项 Q_{dk} 表示相间的能量交换($Q_{dk} = h_{dk} A_d (T_s - T_k)$, A_d 为界面面积, h_{dk} 为热交换系数, T_s 为饱和温度, h_{dk} 与流动工况有关);第七项 Q_{Dk} 表示由于摩擦引起的能量损耗。

接着需借助各种假设闭合上述方程组,按较少的基本流动参数形成求解的偏微分方程组。通常选择下列 12 个未知量:空泡份额 α , 压力 p , 气相和液相密度 ρ_v 和 ρ_l , 汽相和液相速度矢量 v_v 和 v_l 的三个分量,汽相比内能 e_v 和液相比内能 e_l 。其它量都是这些变量以及液相温度 T_v 、汽相温度 T_l 的函数。

这样,上述守恒方程组加上状态方程, $\rho_v = \rho_v(p, T_v)$, $\rho_l = \rho_l(p, T_l)$, $e_v = e_v(p, T_v)$, $e_l = e_l(p, T_l)$, 就可以使方程组闭合了。

再附加上界面平衡特性方程(又称跃变特性)、界面结构特性(相界面边界条件)和外部边界条件,原则上就可以借助计算机进行数值求解了。

在实际应用中,还应根据具体情况作进一步的假设。例如,在许多情况下,可以忽略轴向传热和剪切应力,一般情况下两个相的压力可以假定一样,等于相间压力。在空间上,常常可看成一维问题,则求解的变量将由六个量组成:压力 p , 气相速度 u_g , 液相速度 u_l , 气相内能 e_g , 液相内能 e_l 和气泡份额 α 。

6.2.2 两相流模型的分类

两相流热工水力学过程是非常复杂的,现已有各种两相流数学模型。其中较为严格的的就是两流体模型,它对汽相和液相分别列出质量、动量和能量守恒方程,并考虑了汽液两相的动量、能量和质量交换,可以反映各种物理现象的内在机理,从原则上说,这种模型可以描述两相流的各种复杂工况。在上一节中列出的就是按两流体模型得出的方程组。目前现代系统分析程序如 TRAC-PF1、RELAP5 以及堆芯分析程序 THERMIT、COBRA-TF 都是在此模型基础上建立所需的方程。但是总的说来,由于流体模型方程数目多,还要补充许多结构关系式,求解比较困难,运算量大。另外两相交界面处的规律不清楚,难于建立完善数学模型。

除两流体模型之外,还有均匀流模型、带滑移的均匀流模型和漂移模型等。

(1) 均匀流模型:这种模型认为两相在热工水力学上处于一种平衡状态,有相同的温度和速度。因此,此时将两相混合物当成一个整体来分析,守恒方程数目与单相流相同,即为质量、能量和动量守恒的三个方程。只是在一系列结构关系式中考虑了两相流的特征,例如考虑两相摩擦流动阻力作了模型修正。这种数学模型求解简单,计算时间短。对于流速较高或两相介质均匀混合的情况(如泡状流),计算精度可以满足要求,但是由于这种模型回避了两相介质之间的相互作用,对两相介质非均匀混合的情况误差较大。

著名的核电厂系统分析程序 RETRAN-02 以及堆芯分析程序 COBRA-III C 和 COBRA-IV 都采用了均匀流模型。

(2) 带滑移的均匀流模型:该模型认为两个相的速度是不同的,但速度比可以作为流动场

参数的函数加以修正,求解的仍然是三个守恒方程。

(3) 漂移流模型:该模型由两个(汽相与液相)质量守恒方程、一个动量守恒方程和一个能量守恒方程组成。对两相之间的相对速度考虑一个关系式便可以使方程封闭了。

(4) 考虑不凝气体的流体模型:这时是将六方程的两流体模型加以扩展,以考虑不凝气体如氮气。假定气体和蒸汽相处于一种平衡状态,这时需对每个附加气体建立附属的连续方程。气相的分压服从道尔顿(Dalton)定律。

6.2.3 RELAP4 序列程序简介

RELAP 程序的发展工作开始于 1966 年,首先形成的是 RELAPSE(Reactor Leak And Power Safety Excursion)。随后经过十多年努力,形成了 RELAP2,RELAP3 和 RELAP4。RELAP 的名称来源于英文 Reactor Excursion and Leak Analysis Program 的缩写。该程序的最后版本是 RELAP4/MOD7,于 1980 年由美国国家能源软件中心公布。所有这些程序皆以均匀流模型(HEM)为基础。尽管均匀流模型的假设有一定局限性,但是这些程序已在核工业中起了很好的作用,提供了有效的分析工具。在安全系统的设计和核电厂审批过程中起了关键作用,成为一个基本分析工具,在 RELAP4/MOD5 以前的版本中,主要是分析喷放和再灌水过程中的物理现象,在 RELAP4/MODS6 中,计算功能已从系统的喷放和再灌水扩大到堆芯再淹没阶段。在 RELAP4 程序的最后版本 RELAP4/MOD7 中,能够对冷却剂丧失事故的喷放阶段和再淹没阶段作连续整体的计算。

RELAP4 程序包括程序控制、流体动力学模型,传热模型及堆动力学模型等部分。下面分别作一介绍。

1. 流体动力学模型

在 RELAP4 程序中,将所需建模的系统分成若干个控制体,用接管或流道把它们连接起来。在每个控制体内,质量和能量都是守恒的,用近似动量方程计算每个接管内的流量。如图 6-1 就是一个典型的反应堆冷却剂系统划分方案。在 RELAP4 程序的发展过程中,研制了很多专门的模型来考虑各种现象,如相分离、热力不平衡态、传热效应、泵、阀以及多路流交混等现象。在一个具体问题中,用户可以根据分析通过程序控制来选择所准备采用的模型。

在 RELAP4 流体动力学模型中,假设流动过程是一维的,因而物性参数是对面积取平均的,即可以表示为时间和一个空间变量的函数。并假定系统内每一点两相物质都看成均相平衡态混合物。这样,在均相平衡态模型中只包含混合物质量守恒方程和混合物总能量方程。其基本变量是每个控制体内的流体总质量或密度和混合物内能。混合物内能可以用接管的能量流密度和流体总焓来表示。

根据实际需要,在 RELAP4 中发展了四种基本形式的流体流动方程,每一种形式以一组特定的假设为基础。用户可以根据实际情况选择最适合的形式。这四种基本形式是:① 具有动量流密度的可压缩单流流动;② 具有一维动量交混的可压缩双流流动;③ 无动量流密度的不可压缩单流流动;④ 可压缩单流积分与动量方程。

根据 RELAP4 中一维均相热平衡态流动的假设,易得出下列基本流体方程。

流体质量守恒方程

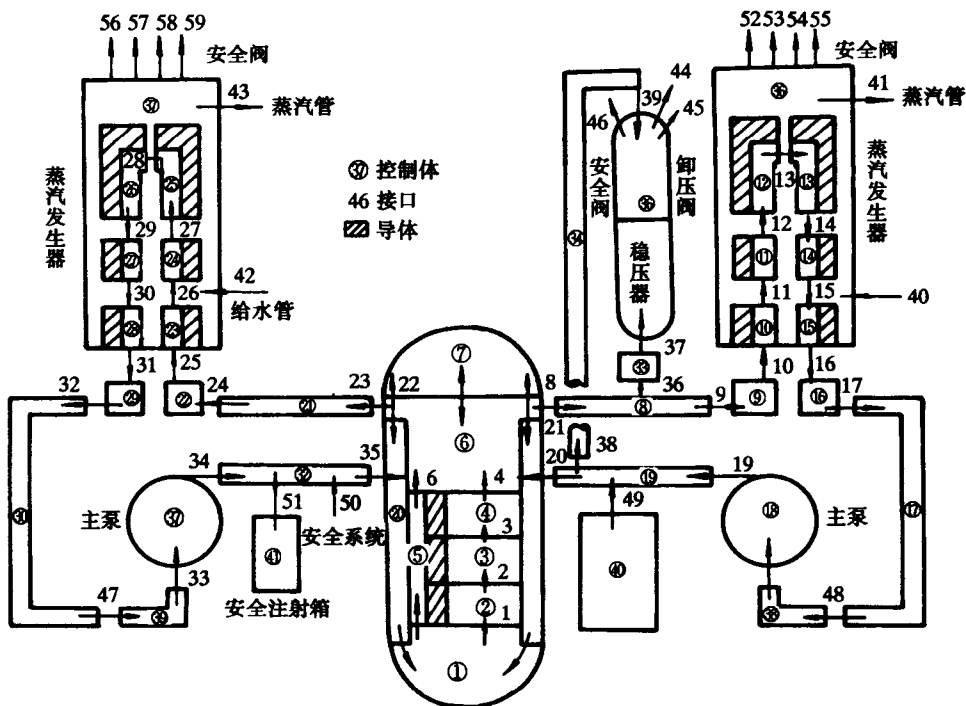


图 6-1 典型的压水堆冷却剂系统控制体和接口划分方案

$$A \frac{\partial \rho}{\partial t} = \frac{\partial W}{\partial x} \quad (6-10)$$

其中 A 为体积元流动面积, ρ 为流体密度, W 为质量流率, t 为时间, x 为路径长度。

流体能量守恒方程

$$A \frac{\partial(\rho e)}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x} W \left(h + \frac{V^2}{2} + \Phi \right) + q_w \frac{\partial A_w}{\partial x} \quad (6-11)$$

其中 $e = u + \frac{V^2}{2} + \Phi$ 为流体比总能, $h = u + \frac{p}{\rho}$ 为流体比焓, u 为流体比内能, V 为流体速度, Φ 为重力势函数, p 为压力, q_w 为流体与壁表面之间的热流密度, A_w 为壁面面积。

流体流动或动量守恒方程

$$A \frac{\partial(\rho V)}{\partial t} = - \frac{\partial(VW)}{\partial x} - A \frac{\partial p}{\partial x} - \rho g A \frac{\partial Z}{\partial x} - \frac{\partial F_k}{\partial x} \quad (6-12)$$

其中 g 为重力加速度, Z 为高度坐标, F_k 为摩擦项。

上列基本流体方程在控制体上积分, 使得每个控制体 i 内质量和能量所满足的微分方程。

质量守恒方程:

$$\frac{dM_i}{dt} = \sum_j W_{ij} \quad (6-13)$$

其中 M_i 为控制体 i 的流体质量, W_{ij} 为从接管 j 流入控制体 i 的净质量流量, $\sum_j$ 为表示对与控制体 i 相连的所有接管进行求和。

能量守恒方程:

$$\frac{dU_i}{dt} = -\frac{l_i}{2A_i} \frac{d\bar{W}_i^2}{dt} + \sum_j W_{ij} \left[h_{ij} + \frac{V_{ij}^2}{2} + g(Z_{ij} - \bar{Z}_i) \right] + Q_i \quad (6-14)$$

其中 $U_i = u_i \cdot M_i$ 为控制体 i 内流体总内能, l_i 为控制体 i 的流程长度; $\bar{W}_i$ 为控制体 i 平均质量流量, $\bar{\rho}_i = M_i/V$ 为控制体 i 内流体平均密度, A_i 为控制体的流动面积, $\bar{Z}_i$ 为控制体 i 的质心标高, h_{ij} 为流体流入或流出控制体 i 的流体比焓, V 为控制体体积, Z_{ij} 为控制体 i 与接管 j 连接处的标高, Q_i 为单位时间传入控制体 i 的能量。

方程右边第 1 项表示控制体 i 本身动能随时间的变化, 第 2 项对 j 的求和表示从控制体流入或流出而引起的能量转移。

可以根据流动来源的流体特性来确定接管的焓 h_{ij} :

$$h_{ij} = \bar{h}_i + \frac{V_i^2}{2} - \frac{V_{ij}^2}{2} + (\Delta h_{ij})_q + (\Delta h_{ij})_s \quad (6-15)$$

其中 $\bar{h}_i$ 为控制体 i 内的平均焓, $\frac{V_i^2}{2}$ 为控制体 i 内的平均动能, $\frac{V_{ij}^2}{2}$ 为由于流动 W_{ij} 带来的动能, $(\Delta h_{ij})_q$ 为由于控制体 i 内加热引起接管焓的变化(焓输运模型), $(\Delta h_{ij})_s$ 为在控制体 i 内由于相分离引起接管 j 的焓变化。

为了计算动能, 需要求 $\bar{W}_i$ 。计算平均质量流量 $\bar{W}_i$ 的方法有两种: 一种是根据进出控制体 i 的所有进入流量和流出流量进行权重, 另一种是采用密度权重方法。

对于密度权重方法,

$$\bar{W}_i = \frac{1}{2} \rho_i \left[\sum_j \frac{(W_{ij})_l}{(\rho_i)_l} + \sum_j \frac{(W_{ij})_v}{(\rho_i)_v} \right] \quad (6-16)$$

其中 $(W_{ij})_l$ 为接管液体质量流量, $(W_{ij})_v$ 为接管蒸汽质量流量, $(\rho_i)_l$ 为体积元液体密度, $(\rho_i)_v$ 为体积元蒸汽密度。

为了建立流体流动方程或动量守恒方程, 我们具体考虑图 6-2 中所示的两个相邻的控制体 K 和 L。控制体参数用该控制体内汽水混合物的平均参数定义。接管实际上系指两控制体之间的界面, 即指控制体 K 的外侧和控制体 L 的内侧。在分析中, 流体可以看成是从控制体 K 的中心流到控制体 L 的中心。如图 P_K 和 P_L 表示 K 和 L 点的压力, W_K 和 W_L 表示其控制体平均质量流量, A_K 和 A_L 表示流动面积, l_K 和 l_L 表示流程长度。 V_K 和 V_L 表示控制体平均速度。

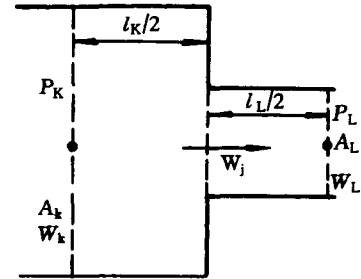


图 6-2 RELAP4 接口模型示意图

对接管 j 可以得出下列流体流动方程(动量守恒方程)

$$\begin{aligned} I_j \cdot \frac{dW_j}{dt} = & (P_K + \Delta P_{kgj}) - (P_L + \Delta P_{Lgj}) - F_{fl} - F_{fr} - \Delta P_{KL} \\ & + \frac{1}{2} \rho_{Li} V_{Li}^2 - \frac{1}{2} \rho_{Ko} V_{Ko}^2 + \frac{V_K W_K}{A_K} - \frac{V_L W_L}{A_L} \end{aligned} \quad (6-17)$$

其中 I_j 为接管 j 的几何惯量, $I_j = \frac{l_K}{2A_K} + \frac{l_L}{2A_L}$, W_j 为接管的质量流量, P_K 和 P_L 为 K 和 L 点的压力; ΔP_{Kgj} 为控制体 K 质心到接管的重力压降, ΔP_{Lgj} 为接管到控制体 L 质心的重力压

降, F_{Kk} 和 F_{Lk} 为在半个控制体 K 和 L (即 $l = l_K/2$ 和 $l_L/2$) 上的沿程摩擦压降 $= 4f(\frac{1}{2D_h})$ $(\frac{\rho V |V|}{2}) \Phi_{2p}$, f 为摩擦系数, l 为控制体流程长度, A 为控制体流动面积, D_h 为水力当量直径, ρ 为流体密度, V 为速度, Φ_{2p} 为两相摩擦修正因子 (≥ 1), ρ_{Li} 和 ρ_{Ko} 为控制体 L 入口侧和控制体 K 出口侧的流体密度, V_{Li} 和 V_{Ko} 为控制体 L 入口侧和控制体 K 出口侧的流体速度, ΔP_{KL} 为控制体 K 和 L 之间接管处扩张或收缩引起的形阻压降; F_{fr} 为稳态工况下的剩余摩擦项。

上面方程中右边最后二项表示控制体 K 和 L 之间因密度和面积变化引起的动量流。

摩擦系数与流动工况有关。对于雷诺数小于 1 000 的层流, $f = \frac{16}{Re}$, Re 为雷诺数。对于 Re 大于 1 000 的湍流, 在光滑管内流动, 摩擦系数由下式决定:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -0.4 + \lg(Re/\sqrt{f}) \quad (6-18)$$

而在粗糙管内, 摩擦系数则由下式决定

$$\frac{1}{\sqrt{4f}} = -1.74 - 2\lg\left(\frac{2k}{d} + \frac{18.7}{Re\sqrt{4f}}\right) \quad (6-19)$$

其中 k 为管道当量粗糙度, d 为管道直径。

从上面可以看出, 在 RELAP4 中求解的方程是关于控制体的质量守恒方程和能量守恒方程以及接管的流动方程(动量守恒方程)。对于控制体的质量守恒分别考虑了液相与汽相的质量守恒。这样, 在由 N 个控制体和 K 个接管组成的系统中, 最后得到 $3N + K$ 个联立的微分方程组。对于这些微分方程, 采用单步隐式向前的数值算法。为了减少用迭代法或直接法求解的联立线性代数方程组数目, 可以将控制体的质量和能量方程代入到接管的流动方程, 先求解关于接管的流动方程。对于接管采取合适的排序后, 可以得到一个具有块三对角形式的矩阵。如果该矩阵具有对角优势, 便可以采用迭代法进行方程求解。

RELAP4 的使用经验表明, 对于少于 14 个控制体的小系统, 可以采用矩阵直接求逆进行求解, 而对于大系统, 一般要采用迭代法。当采用迭代法时, 为了保证对角优势, 时间步长必须选得足够小。

2. 非均相流体模型

以上描述的基本流体方程都假定流体是均相流动。尽管在许多工况下这种假设是合适的。但是在反应堆瞬变工况下, 会出现非均相流动的特性。在 RELAP4 中有两种非均相模型, 一种是滑移模型, 另一种是相分离或气泡上升模型。

(1) 滑移模型: 当液体速度大时, 部件内两相流动可以认为是均相的, 而当液体速度小时, 重力的影响就变得显著了, 两相流动就变为非均相。与汽相速度相比, 液相使其流动更趋向于下方, 在滑移模型中, 认为重力决定着两相之间的滑移。这就意味着在较慢的瞬态过程中, 当惯性效应能够忽略时可以采用滑移模型。在该模型中, 先计算接管的液相和汽相速度, 然后, 根据该速度计算两个控制体之间的对流能量交换。均相质量和动量守恒方程不因考虑滑移而作修改。滑移模型仅影响能量方程。也就是说, 如果对非均相流动采用滑移模型, 可得能量守恒方程:

$$\begin{aligned} \frac{dU_i}{dt} = & -\frac{l_i}{2A_i} \frac{d}{dt} \left(\frac{\overline{W_i^2}}{\rho_i} \right) + \sum_j W_{fij} h_{fij} \\ & + \sum_j W_{gij} h_{gij} + \sum_j W_{ij} \left(\frac{V_{ij}^2}{2} + Z_{ij} - \bar{Z}_i \right) + Q_i \end{aligned} \quad (6-20)$$

其中 W_{fij} 为从接管 j 流入控制体 V_i 的液体流量, W_{gij} 为从接管 j 流入控制体 V_i 的蒸汽流量, h_{fij} 为接管 j 处施主液体的焓, h_{gij} 为接管 j 处施主蒸汽的焓。

在流动接管中规定滑移模型时, 相邻体积元的热工水力特性和接管净质量流量 W_{NET} 是已知的。可以将汽相和液相的分流量表示成接管净质量流 W_{NET} 和滑移速度 V_s 的表示式, 即

$$W_g = \alpha \rho_g \frac{W_{NET} - (1 - \alpha) \rho_f A V_s}{(1 - \alpha) \rho_f + \alpha \rho_g} \quad (6-21)$$

$$W_f = (1 - \alpha) \rho_f \frac{W_{NET} + \alpha \rho_f A V_s}{(1 - \alpha) \rho_f + \alpha \rho_g} \quad (6-22)$$

其中 $W_{NET} = W_g + W_f$ 为接管净质量流量, $V_s = C |V_f - V_g|$ 为接管滑移速度, C 为 -1 或 $+1$ 取决于流动的方向。滑移速度可以根据实验数据的修正进行计算。在 RELAP4 中提供了两组修正式, 这包括 Churn 湍流/弥散流滑移修正和根据流动工况作的滑移修正。

(2) 相分离模型: 在相分离模型或气泡上升模型中, 计算焓和密度随垂直高度的变化来考虑控制体内非均相条件。底部静态压力较大, 因而气泡在上升过程中就逐渐积累, 可以假定在两相混合物内气泡密度随高度线性上升, 即 $\rho_{\text{气泡}} = a \frac{Z}{Z_m} + b$, 其中 a, b 为与时间有关的系数, $\rho_{\text{气泡}}$ 为混合物内蒸汽密度, Z 为该控制体内从底部计算的高度, Z_m 为混合物界面的高度, 这与时间有关。 a, b 可以根据关于气泡质量的关系式来确定。

3. 非平衡态模型

在核反应堆瞬变中出现的工况通常可以采用热平衡的假设。但是在某些情况下, 特别是在 LOCA 事故的喷放阶段和再充水阶段, 在欠热的应急堆芯冷却水期间, 流体可能处于非平衡工况。在 RELAP4 中的基本守恒方程考虑的是平衡工况, 即控制体内所有流体瞬态混合。欠热液体与饱和蒸汽的瞬时混合将引起压力瞬时下降。由于压差会对流体流动产生驱动力, 所以压力的下降会对流动方式产生一个大的扰动。而实际上, 欠热液体与饱和蒸汽的混合是有延迟的, 因而压力的变化将受到液体和蒸汽之间热交换率的控制。

严格说来, 为了对非平衡态行为作出精确的模型描述, 应该对液体和汽体分别推导质量、能量和动量守恒方程, 然后对相间质量、能量和动量交换建立相应的结构方程。这就是 TRAC 和 RELAP5 程序所考虑的方法。但在 RELAP4 采用的是另一种方法, 仍然利用平衡的守恒方程、简化的假设和直接追踪非平衡态行为的方法。

在 RELAP4 非平衡态模型中采用下列假设:

- (1) 所考虑的唯一非平衡态是在一个单个控制体内共存的欠热液体和饱和蒸汽。
- (2) 进入一控制体的液体与其液体瞬时混合, 进入的蒸汽与其蒸汽瞬时混合。
- (3) 对于两相混合物, 假定两相之间压力是平衡的, 蒸汽总是处于饱和状态。
- (4) 冷凝率与欠热度成正比。
- (5) 忽略动能和势能。

容易推出,在控制体的冷凝率 $\dot{m}_c(i)$ 可以表示为:

$$\dot{m}_c(i) = \frac{h_{in}(i)A_{in}(i)}{h_{fg}(i)} [T_{sat}(i) - T_{sub}(i)] \quad (6-23)$$

其中 h_{in} 为相间热交换系数, A_{in} 为每单位体积相间面积, h_{fg} 为汽化潜热, T_{sat} 为饱和温度, T_{sub} 为欠热液体温度。

控制体 i 内液体质量、蒸汽质量和能量的变化率服从:

$$\dot{m}_l(i) = \sum_j W_l(j) + \dot{m}_c(i) \quad (6-24)$$

$$\dot{m}_g(i) = \sum_j W_g(j) - \dot{m}_c(i) \quad (6-25)$$

$$\dot{u}(i) = \sum_j [W_g(j)h_g(j) + W_l(j)h_l(j)] + \dot{Q} \quad (6-26)$$

其中 W_l 和 W_g 分别为液体和蒸汽质量流量, h_l 和 h_g 分别为液体和蒸汽比焓, $\dot{Q}$ 为从加热面向液体传递的传热率, $\sum$ 表示对与控制体 i 相连的所有接管 j 求和。

独立的状态变量选为含汽量 x , 压力 p 和液体比焓 h_l 。蒸汽的热力学参数仅是压力的函数, 欠热液体的热力学参数是压力和液体比焓的函数。经过分析化简并对状态方程利用线性化的台劳级数展开式, 便可以求出压力变化率 $\dot{p}$ 和液体焓变化率 $\dot{h}_l$ 的表达式。

为了利用 RELAP4 平衡态的形式, 可以将上式非平衡态模型问题转化成一个等效的平衡系统。等效的办法是在该平衡系统中引入一个有效加热率 $\dot{Q}^*$, 使等效平衡系统的泄压率 $\dot{p}^*$ 与非平衡态的泄压率 $\dot{p}$ 相同。这样便可以由等效平衡系统内一控制体的总体守恒方程求出冷凝率 $\dot{m}_c^*$ 和有效加热量 $\dot{Q}^*$ 的表示式。

对于每一个时间, 对于每个非平衡态控制体可以分别计算出 $\dot{p}$ 和 $\dot{Q}^*$, 一旦算出 $\dot{Q}^*$, 就可以按通常 RELAP4 求解方式确定等效系统的热工水力学状态。非平衡系统蒸汽的热工水力学状态与等效系统相同, 然后在非平衡系统的 h_l 表示式中用 $\dot{m}_c^*$ 代替 $\dot{m}_c$ 便可在每一时间步内显式地算出下一时间点液体的总焓。这就是说, 当欠热水注入非平衡态控制体内, 能量是按人为方式加入到控制体内, 加入的能量是逐渐从控制体移出, 算出界面热交换随时间的变化函数。

4. 临界流

当流体的速度等于该流体中的声速时, 质量流量将受到限制, 这种现象称为临界流。在反应堆冷却剂丧失事故的喷放期间可能出现临界流现象, 破口处冷却剂流量将受到限制。在 RELAP4 动量方程中并没有加入声速限制, 只是当用动量方程估算的流量大于或等于临界流时将利用临界流准则来计算流量。在 RELAP4 中可以有下列五种临界流模型:

- (1) Henry-Fauske 模型。
- (2) 均相平衡模型 (HEM)。
- (3) Moody 模型。
- (4) 修正的 Burnell 模型。
- (5) 声波堵塞模型。

RELAP4 推荐使用前三种模型。

Henry-Fauske 临界流模型是针对核反应堆瞬态过程中出现的流动工况而发展起来的, 将

低含汽率区下蒸汽的膨胀按非平衡态处理。在将此模型用于 RELAP4 时,还作了如下假设:

- (1) 流动是一维的和等熵过程。
- (2) 忽略相间滑移。
- (3) 在膨胀期间相间热量和质量迁移是小的。
- (4) 液相不可压缩。

(5) 由于相间热迁移小,故蒸汽在喷口的膨胀按多元方式处理。在 RELAP4 中以滞止压力和焓为参数列表给出了临界流值。

在均相平衡的临界流模型中,假定堵塞流是均一的,相间处于热平衡态。临界质量流速 $G = \rho a$, ρ 为假定滞止工况下堵塞面液体的密度, a 为液体在堵塞面的声速。RELAP4 给出了 a 的表示式。

在 Moody 临界流模型中,采用一维环形两相流动模型,每一相呈一均匀的轴向速度,相间确定热平衡。并假定两相有相同的静态压力,从入口到出口流动是等熵的,即滞止焓为常数,液相是不可压缩的。在 RELAP4 同样以列表的方式,给出了临界流随滞流压力和焓变化的函数关系。Moody 模型仅适用于饱和工况。

5. 传热模型

物质表面与液体之间能量交换以及物质内能量分布是用热传导和对流传热模型进行计算的。这包括燃料棒向流体的传热、蒸汽发生器一次流体向管壁、再向二次流体的传热,以及贮存能量的容器或管道系统向流体的传热。

流体边界界面上的对流传热是解瞬态热传导的边界条件,又是流体的热源或热阱。热传导与传热模型通过流体能量方程中的能量源项而与流体方程耦合。传热计算中又要利用流体的特性。

(1) 热传导模型:热导体可以是一个或多个相邻接的固体物质,它向控制体的流体传热或从流体接收热量,例如堆芯燃料棒,或一侧绝热且无内热源的材料。热导体也可以是在两控制体流体之间进行传热的固体物质,例如,热交换器的传热管,管子一侧为一控制体,另一侧为另一控制体。在热导体连接两个控制体时,该热导体在 RELAP4 中可以用一接管来加以模拟,这时从一控制体向另一控制体虽没有质量流,但有热量流,如图 6-3 所示。

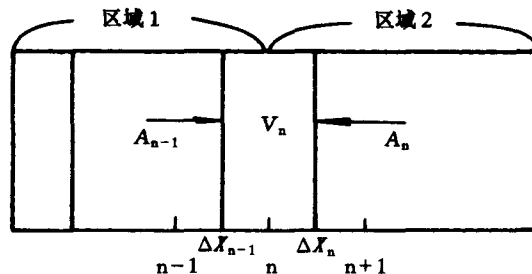


图 6-3 热传导模型

在几何形状上,热导体可以是圆柱形或矩形。例如,棒、管和圆柱容器可以按圆柱形处理,平板可以按矩形处理。对于每一个几何区域的描述将包括几何尺寸、节点的间距和材料等说明。

热传导模型是基于一维瞬态热传导方程,利用 Crank-Nickolson 有限差分方法进行离散化。

$$V_n C_n \frac{dT_n}{dt} = Q_n + Ak \frac{dT}{dx} \Big|_r - Ak \frac{dT}{dx} \Big|_l \quad (6-27)$$

其中 V_n 为节点体积, C_n 为体积热容量, T_n 为节点 n 的温度, t 为时间, Q_n 为内热源, A 为热交换面积, k 为热导率, x 为坐标, l 为体积元的左端, r 为体积元的右端。

该方程的有限差分近似形式为:

$$V_n C_n \frac{T'_n - T_n}{\Delta t} = Q'_n + \frac{A_n}{2\Delta X_n} [\bar{k}_{n,n+1}(T_{n+1} - T_n) + \bar{k}'_{n,n+1}(T'_{n+1} - T'_n)] - \frac{A_{n-1}}{2\Delta X_{n-1}} [\bar{k}_{n-1,n}(T_n - T_{n-1}) + \bar{k}'_{n-1,n}(T'_n - T'_{n-1})] \quad (6-28)$$

$$\bar{k}_{n,n+1} = \frac{k_n + k_{n+1}}{2} \quad (6-29)$$

$$\bar{k}_{n-1,n} = \frac{k_{n-1} + k_n}{2} \quad (6-30)$$

带角标“'”的量表示新时刻下的值。

由此方程易得下列形式

$$a_n T'_{n-1} + b_n T'_n + c_n T'_{n+1} = d_n \quad (6-31)$$

再根据边界条件得到 T_1 和 T_N 的方程。这样最后得到求解热导体内各节点温度的联立方程组,该方程组形成的是一个三对角矩阵,可以采用追赶法精确求解。

在 RELAP4 中考虑的边界条件:① 无热交换的边界条件,即 $dT/dx=0$,这样由于没有热流,温度分布总是平的;② 给定流体温度 T_f 和传热系数 h ,也就是说 $q = h(T' - T_f) = \pm k \frac{dT'}{dx}$;③ 给定边界温度 T' ;④ 边界上满足 $q = h(T' - T_f) = AT' + B$;⑤ 给定热流。

(2) 对流传热模型:流体边界面上的对流传热是解瞬态热传导的边界条件,又是流体的热源或热阱。在 RELAP4 中,针对各种不同传热工况给出了相应的对流传热关系式。由这些关系式计算临界热流密度、临界前传热和临界后传热。

传热计算用的相关变量热流密度 q 可以表为独立变量 ΔT_{sat} (壁面过热度)、流体含汽率、压力和质量流量的函数。在 RELAP4 中,将壁面过热度和流体含汽率作为一次独立变量。这样的选择有利于在不同情况下使用不同的关系式,选择壁面过热度为独立变量,便于由偏离泡核沸腾(DNB)和最小膜态沸腾点(MFD)来定义不同的区域。利用流动含气率则能确定欠热、饱和、过热三区域。RELAP4 中的这些考虑,便于对相应的各个区域确定不同的关系式。

反应堆瞬态分析中出现的工况范围很广,涉及单相流和两相流期间出现的各种传热工况,包括单相液体传热区、欠热泡核沸腾区、欠热膜态沸腾区、两相强迫对流传热区、饱和泡核沸腾区、缺液区以及饱和膜态沸腾区等。在 RELAP4 中还具有评价模型(EM)和最佳估算(BE)两种不同选择,其传热模型也不尽相同。在评价模型下,有 9 种传热模式,这就是:① 欠热液体强迫对流(Dittus-Boelter 关系式);② 泡核沸腾(Thom 关系式);③ 强迫对流汽化(Schrock-Groesman 关系式);④ 过渡沸腾(McDonough, Milichi 和 King 关系式);⑤ 稳定膜态沸腾(Groeneveld 关系式);⑥ 低流量膜态沸腾(修正 Bromley 关系式);⑦ 自然对流加辐射;⑧ 过热蒸汽强迫对流;⑨ 低压流膜态沸腾。

在最佳估算模型下有 11 种传热模式:① 欠热液体强迫对流(Dittus-Boelter 关系式);② 饱和泡核沸腾(Chen 关系式)或欠热泡核沸腾(修正 Chen 关系式);③ 高流量过渡沸腾(修正 Tong-Young 关系式);④ 高流量过渡沸腾(修正 Condie-Bengston 关系式);⑤ 高流量过渡沸腾(Groeneveld 关系式);⑥ 高流量膜态沸腾(Condie-Bengston III 关系式);⑦ 低流量、高空泡份额自由对流与辐射;⑧ 向汽相反强迫对流(Dittus-Boelter 关系式);⑨ 低流量、低空泡份额(修正 Hsu 和 Bromley-Pomeranz 关系式);⑩ 蒸汽发生器自然对流;⑪ 高流量膜态沸腾(Dougall-Rohsenow 或 Groeneveld 关系式)。

6.2.4 RELAP5 程序简介

RELAP5 计算机程序是 Idaho 国家工程实验室(INEL)为美国核管会(NRC)最新发展的一个轻水堆瞬态分析程序,可用于规程制定、审评计算、事故减缓措施的评价、操作员规程评价和实验计划的分析等各个方面。RELAP5 也已成为核电厂分析器的基础。RELAP5 可以对轻水堆系统中诸如大破口失水事故、小破口失水事故、未能紧急停堆的预计瞬变(ATWS)以及给水丧失、失去厂外电源、全厂断电、汽轮机脱扣等进行模拟,即几乎可以覆盖核电厂所有热工水力瞬变和事故谱。

此外,RELAP5 还包括各种部件过程的模型,如管道、泵、安注箱、阀、电加热器、汽轮机、分离器、蓄压箱、控制系统部件。此外还对一些特殊过程建立了分析模型,例如流道面积突然变化、分支、壅塞流(choked flow),硼跟踪、不凝气体迁移等引起的效应。

RELAP5 尽管仍沿用传统的 RELAP 名称,但应该注意到,RELAP5 与 RELAP4 差别甚大,它是一个全新的程序。RELAP5 以两相系统的非均相和不平衡态流体动力学模型为基础,采用快速半隐式数值方法进行求解。

RELAP5 从 1967 年开始研制到 RELAP5/MOD3 投入使用大约有 20 多年。在最新的 RELAP5/MOD3 版本中,集中了人们在两相流理论研究、数值求解方法、计算机编程技巧以及各种规模实验等方面取得的研究成果。

RELAP5 已用大量应用实例和各个国家许多实验计划的实验数据进行了验证和比较。

RELAP5 的发展工作仍在进行中,以便扩大功能,能够在先进型压水堆和东欧 VVER 堆型中得到应用。

尽管 RELAP5 以双流体不平衡态流体动力学模型为基础,但其中还包括了一些较简单的流体动力学模型,如均相流模型、热力平衡态模型和无摩擦流动模型,可供使用者单独选用或组合选用。这样做的主要目的在于使该程序能与以均相平衡态模型为基础的老模型如 RELAP4 的结果进行比较。

以下简要介绍一下 RELAP5 中的所用的基本模型。

1. 场方程

RELAP5 热工水力模型求解八个一次因变量的场方程。这八个一次因变量是:压力 p , 两个相的比内能 U_g 和 U_f , 蒸汽体积份额(空泡份额) α_g , 两个相的速度 V_g 和 V_f , 不凝气体质量含量 x_n 和硼密度 ρ_b 。方程中二次因变量为两个相的密度 ρ_g 和 ρ_f , 两个相的温度 T_g 和 T_f , 饱和温度 T_s , 以及每一种不凝气体质量份额。

两流体不平衡模型的基本场方程由两相连续性方程、两相动量方程和两相能量方程组成。

这些方程都变成流管微分形式。自变量为时间变量和一维空间变量。因变量为按时间和体积求平均的量。

质量连续性方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g V_g A) = \Gamma_g \quad (6-32)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f V_f A) = \Gamma_f \quad (6-33)$$

一般不考虑质量源或阱,因此有 $\Gamma_f = -\Gamma_g$

动量方程

汽相

$$\begin{aligned} \alpha_g \rho_g A \frac{\partial V_g}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_g \rho_g A \frac{\partial V_g^2}{\partial x} = & -\alpha_g A \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_g \rho_g B_x A \\ & - (\alpha_g \rho_g A) \text{FWG}(V_g) + \Gamma_g A (V_{gi} - V_g) - (\alpha_g \rho_g A) \text{FIG}(V_g - V_f) \\ & - C \alpha_g \alpha_f \rho_m A \left[\frac{\partial (V_g - V_f)}{\partial t} + V_f \frac{\partial V_g}{\partial x} - V_g \frac{\partial V_f}{\partial x} \right] \end{aligned} \quad (6-34)$$

液相

$$\begin{aligned} \alpha_f \rho_f A \frac{\partial V_f}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_f \rho_f A \frac{\partial V_f^2}{\partial x} = & -\alpha_f A \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_f \rho_f B_x A \\ & - (\alpha_f \rho_f A) \text{FWF}(V_f) - \Gamma_g A (V_{fi} - V_f) - (\alpha_f \rho_f A) \text{FIF}(V_f - V_g) \\ & - C \alpha_f \alpha_g \rho_m A \left[\frac{\partial (V_f - V_g)}{\partial t} + V_g \frac{\partial V_f}{\partial x} - V_f \frac{\partial V_g}{\partial x} \right] \end{aligned} \quad (6-35)$$

在形成 RELAP5 动量方程时作了如下简化:各相压力假定相等,界面压力假定等于相压力(除层流外),一般不考虑协变项,忽略界面动量储存,忽略相粘性应力,界面力项由压力和粘性应力组成,壁面力假定用可变面积动量流关系式来建立模型。

上式方程右边项的力分别为:压力梯度,体积力(如重力、唧送压头),壁面摩擦力,界面质量转移引起的动量转移,界面摩擦阻力,虚拟质量的力。含 FWG 和 FWF 项为壁面摩擦阻力项。这里只考虑与速度成正比的线性项。它为摩擦系数、单位体积内摩擦面积和流体速度大小的乘积。含 FIG 和 FIF 项为界面摩擦阻力项。这里只考虑与相对速度成正比的线性项,它为界面摩擦系数,单位体积内摩擦面积和界面相对速度大小的乘积。

上式对虚拟质量项的处理是在 RELAP5/MOD1 中采用的形式。实际上,在 RELAP5/MOD3 中,这项作了简化,特别是略去了对空间变化项。

能量守恒

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g U_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g U_g V_g A) = & -p \frac{\partial \alpha_g}{\partial t} - \frac{p}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g V_g A) \\ & + Q_{wg} + Q_{ig} + \Gamma_{ig} h_g^* + \Gamma_w h_g + \text{DISS}_g \end{aligned} \quad (6-36)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f U_f) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f U_f V_f A) = & -p \frac{\partial \alpha_f}{\partial t} - \frac{p}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f V_f A) \\ & + Q_{wf} + Q_{if} + \Gamma_{if} h_f^* - \Gamma_w h_f + \text{DISS}_f \end{aligned} \quad (6-37)$$

该方程右边第一项为相膨胀或压缩作的功,第二项为可压缩性引起的内能变化率, Q_{wg} 和 Q_{wf} 为每单位体积壁面热交换率, Q_{ig} 和 Q_{if} 为界面热交换项, $\Gamma_{ig} h_g^*$ 和 $\Gamma_{if} h_f^*$ 为界面质量迁

移引起的能量变化, $\Gamma_w h'_g$ 和 $\Gamma_w h'_f$ 为壁面(热边界层)界面质量迁移引起的能量变化。相能量消耗项 $DISS_g$ 和 $DISS_f$ 为壁面摩擦和泵唧送效应之和。

$$DISS_g = \alpha_g \rho_g FWG V_g^2, DISS_f = \alpha_f \rho_f FWG V_f^2 \quad (6-38)$$

2. 传热模型分析

在 RELAP5 的早期版本 MOD 1 中,利用传热面概念将传热模型分为 32 种,分得很细。实际上,有一些不同模式使用的是同样关系式,另外对同一传热机理的传热提供了不同关系式供用户使用。这在 RELAP5/MOD1 中皆算作不同的模式。在 RELAP5/MOD1.5 中已将过于繁琐的 32 种模式合并为 11 种。但另外增加了再淹没传热模式 4 种。在 RELAP5/MOD2 中取消了再淹没的四种特殊模式,而增加了 12 种不凝气体的传热模式。

6.3 严重事故计算分析

6.3.1 分析方法概述

核安全分析有确定论和概率论(将在第 7 章详细论述)两种方法,这两种方法是互补的,在核电厂全面安全分析中应当协同使用,这种协同关系在严重事故研究中表现得最为明显。最有代表性的是美国 SARP(Severe Accident Research Program)计划的最终研究成果 NUREG-1150 报告,在该报告中采用了最广泛和最先进的严重事故分析方法,该方法将严重事故的风险过程分为前端和后段两个部分。前端分析利用综合的定量分析程序与概率安全分析(PSA)技术相结合,研究初因事件导致堆芯损坏的各种事故进程,然后根据事故演进的相似性,将它们归结为若干个电厂损坏状态。前端分析相当于第一级 PSA 以及与之相应的事故分析。后段的研究着重于安全壳的失效过程,通过建立安全壳事件树,得到若干放射性外逸通道,然后根据通道的相似性,将它们归并为若干事故释放类,然后进行源项计算。根据源项性质,放射性后果又可归并为若干源项组合。最后,用这些源项组合,加上各种其它条件,得到核电厂的最终风险评估。在后段分析中,源项组合以前的部分相当于第二级 PSA,最终风险分析相当于第三级 PSA。

为了得到每一初因事件、每一熔堆组合项、每一释放类和每一源项组合项下核电厂可能释放出的放射性物质的构成、时序、释放量和释放特征,即外部源项,必须采用机理性分析程序。

与以往不同的是,NUREG-1150 报告中所用的 PSA 技术是将以往已经得到的 PSA 分析结果都直接取作资料来源,并更完善地处理了共模失效问题;其次,考虑到安全壳载荷和性能的复杂性,改进了安全壳事件树的构作技术;第三,对于严重事故中事故频度、安全壳载荷与性能、放射性源项等方面存在的巨大不确定性,采用了有限超拉丁方分层蒙特卡洛取样技术。

不确定性研究是严重事故研究中的重要部分,其基本目的有两个:一是为每一风险值绘出可信的真实分布区间;二是挑出对风险影响较大的不定性因素。正因为严重事故过程有很高的不定性,方法论中不得不借助于专家判断。NUREG-1150 报告中所用的专家决策过程是这样的:从各实验室或机构挑选有各种不同背景和技术专长的专家,由他们提出各自认为重要的不确定性源,经权重组为一个事项集.并依据实验和分析结果就不确定性区间作出判断,然后将每一事项的区间划分为若干级,再由各专家独立给出各自认为可信的各级权重因子。此

后,采用超拉丁方技术对所有专家给出的集元取样,计算其风险,最后再采用各种统计方法估算各事项集的相对价值。

NUREG-1150 报告中多次用到归纳法,例如,将初因事件组合成堆芯损坏状态,将安全壳失效归并为若干放射性外逸通道,将源项归纳为各种源项组合等。对于一个初因事件来说,安全壳的失效路径可能很多,同一失效路径下释放的方式又有所不同,若不作简化归并,计算工作量将非常惊人。另一方面,这一归纳组合又是可能的和合理的,严重事故的发生发展毕竟有其自身的规律。研究表明,虽然不同初因事件的具体进程不同,但是发展到堆芯损坏的阶段,真正关键的参量并不多,主系统中的主要参量是:

- 反应堆主冷却剂的泄漏率;
- 堆芯损坏后下封头失效时的压力;
- 蒸汽发生器的失效时间;
- 停堆至堆芯冷却剂蒸干的时间。

假若泄漏率取三种状态,其它各参量取两个状态,它们的组合为 $3 \times 2 \times 2 \times 2 = 24$ 种堆芯损坏事故类,这已大大少于可能的初因事件序列总数(约 120 个)了。而且,由于四个参量间的相关性,有些组合是不可能发生的。实际上分析几个有代表性的可能组合,就足以评估堆芯熔化事故。

在 NUREG-1150 的报告中,严重事故后端进程不太具备“记忆”效果,即后续关键事件与以前发生的事件的相关性不强。例如,安全壳晚期超压失效的时机,主要取决于释入安全壳的总质量和总能量,基本上与高压熔堆还是低压熔堆过程无关(见图 6-4 所示),由此可以认为分析前端时作适当简化近似,对最终结果的影响是可以接受的。

对于放射性后果的分析而言,必须考虑的重要因素如表 6-1 所列。从中可以看出,详细的安全壳事件树是必要的,其中有些因素涉及安全壳环境控制系统的失效或恢复时机。

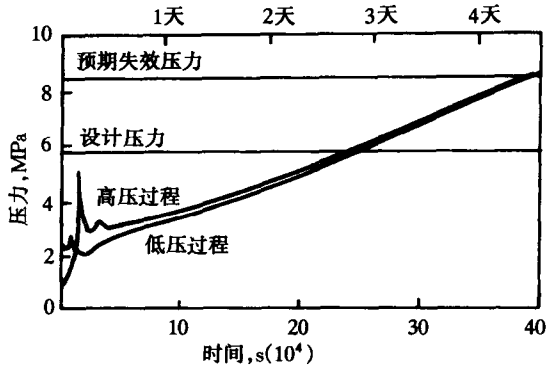


图 6-4 安全壳晚期超压过程

表 6-1 对严重事故后果影响重大的诸因素

主系统冷却剂向安全壳的泄漏率
安全壳的初始隔离状态
堆坑水量
压力容器失效时主冷却剂系统压力
安全壳大气放射性排出能力
安全壳内水蒸汽浓度
氢的完全燃烧
氢燃烧时的排热
晚期氢爆
报警时间
安全壳向环境的排热
安全壳内压

6.3.2 源项计算程序简介

严重事故分析过程中大量使用机理性分析程序以得到定量的分析结果。在事故前端分析中,主要利用系统分析程序研究堆芯及主系统的热工水力过程,据此定义出电厂损坏状态,这部分方法论与电厂安全审评方法论相似。事故后端分析中,机理性程序主要用于为安全完事件树建立逻辑结构,确立安全壳事件树的参数值分布和帮助 PSA 分析确定参数的风险非主因阈值。

机理性程序的模型取决于对个别物理现象认识的深度和广度。一般来说,程序中所采

用的物理模型都有其局限性,多个物理过程的组合可能带来非常大的误差。因此对这些机理性程序的验证是非常重要的。

严重事故分析程序可以分为二种不同类型,第一种类型是模拟严重事故全过程的一体化程序包,第二种类型为详细的单个现象或若干现象组合的机理性专用程序,这些程序与严重事故现象演进过程之间的关系见图 6-5。

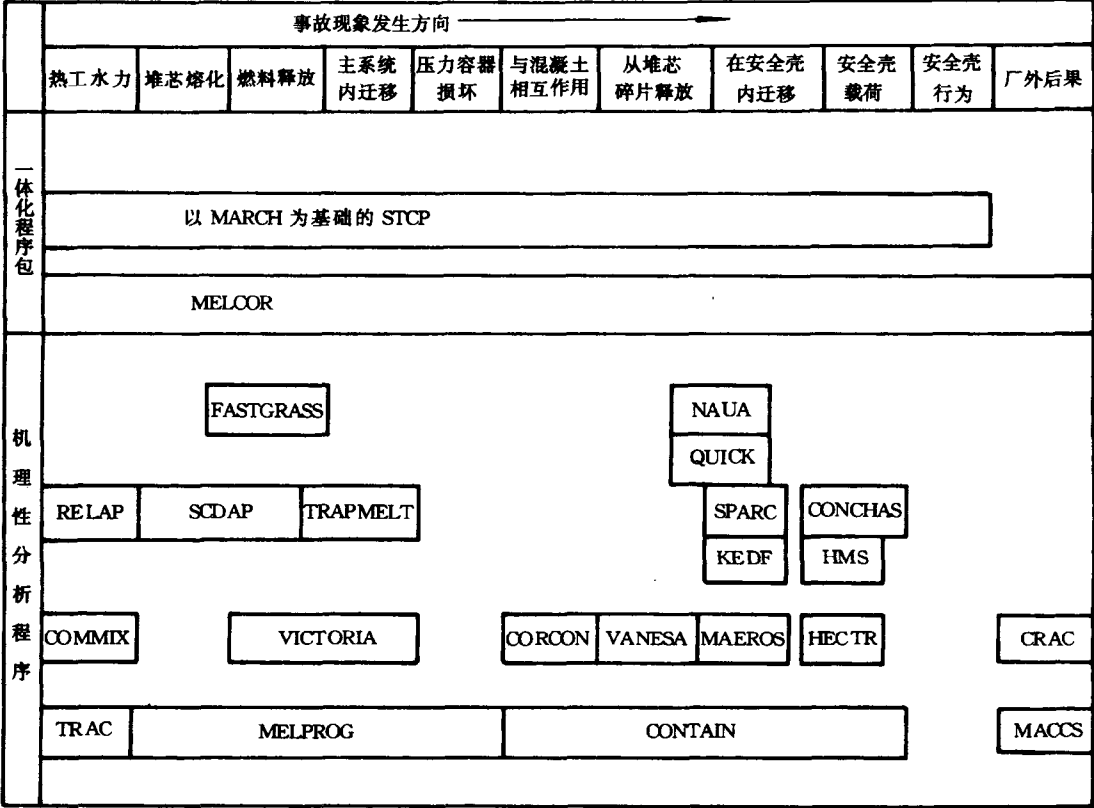


图 6-5 USNRC 资助的严重事故分析程序及其与严重事故演进过程的关系

除 USNRC 资助的程序系列如图 6-5 所示外,美国电力研究所(EPRI)、德国和法国也都研制了各自的程序系列。EPRI 的主要源项程序见表 6-2。德国用于风险研究和事故处置的计算机程序系统与 USNRC 的一体化源项程序包相似。

表 6-2 EPRI 源项程序

程序名	用 途
CORMLT	从堆芯裸露开始,模拟压水堆堆芯和结构材料升温、液化、坍塌直至落入下腔室的过程,模拟事故过程中堆芯几何变化,计算主系统和上腔室的流量与温度
PSAAC	模拟轻水堆主系统热工水力过程,预测气体温度、结构件温度、气体温度、冷凝率、热和质传递的边界层系数
SUPRA	计算裂变产物气溶胶通过水池的时间相关去污因子,计算水池及安全壳大气工况
RAFT	预测由挥发性裂变产物和非放射性控制棒材料凝结而形成气溶胶的粒径分布

一体化程序包理论上可以一次连续运转,从初因事件开始,直至给出源项为止。然而,由于事故过程的复杂与不确定性,对计算中各个阶段的关键环节,仍须对中间结果的合理性进行核查和修正。因此,实际上一体化源项程序包仍是分段使用的,只是程序块间数据传输更为方便一些而已。

6.3.3 典型源项计算结果

1. SARP(Severe Accident Research Program)研究结果

美国 NRC 对源项作重新估计评价的工作包括在 SARP 计划中,其研究结果汇总于 NUREG-0956 和 NUREG-1150 报告中。这一再评价确认,《反应堆安全研究》(RSS)的某些外部源项值偏保守,主要有以下原因:

第一,早期曾假定碘和铯以元素态存在于安全壳大气中,并以气态释出。事实上,这两种化学性质非常活泼的核素反应生成粒状碘化铯和氢氧化铯,大约 90% 在压力容器和安全壳中被去除了。

第二,早期曾假定安全壳一旦达到设计压力就失效。实际上其失效压力比设计压力一般要高出 1.5~2 倍,因此,安全壳达到失效压力的时刻被大大推迟了。放射性去除机制不但比原先估计的更有效,而且起作用的时间也长了。这使安全壳内气溶胶浓度降低,因而释放量也大为减少。

第三,《反应堆安全研究》曾假定所有堆芯熔化序列均导致安全壳失效。更详细的安全壳分析指出,熔化的堆芯在压力容器内或安全壳内可堆积成可冷却的碎片形状,安全壳有可能不失效。这种情形下向厂外释放的源项仅由扩散释放方式进行,其量自然也比原先的估计小得多。

初因事件发生后几小时内安全壳因蒸汽爆炸或氢燃爆而产生的早期失效,可以导致大量释放。尽管有人认为这一假设不太真实,NUREG-1150 报告中并未彻底排除其可能性,而且 NUREG-1150 报告还进一步考虑了安全壳大气直接加热(DCH)和熔融物对安全壳的直接侵蚀。这些都可能造成安全壳的早期失效。

图 6-6 展示了 NUREG-1150 报告中的典型源项计算结果并与“反应堆安全研究(RSS)”作了比较。该图比较的是塞瑞-1 压水堆全厂断电事故下的源项,其事故序列的特征为高压熔化喷射、安全壳喷淋失效、蒸汽脉冲和氢起燃而引起安全壳早期失效。对影响事故进程的各种假设和影响放射性核素释放的各种机理作统计取样,得到如图所示的不定性带。这些比较结果表明,NUREG-1150 报告中所估得的源项上界与 RSS 的结果区别不大,而下界则比原先预测的低得多。而不定性本身仍然是很大的。结果表明,若能确保安全壳不发生故障,源项会大大降低。结果还表明,由于核电厂设计特征对源项影响很大,限定普适影响可能是不适当的,最好对核电厂作逐个的深入研究。

2. IDCOR 的研究结果

与 SARP 计划的同时,工业界损坏堆芯决策组(IDCOR)也开展了与严重事故有关的研究,其有关源项的结论性意见可以归纳如下:

(1) 裂变产物的释放受安全壳特性和核电厂系统的强烈影响。只要有水、电供应和从堆芯碎片移出衰变热的途径,堆芯严重损坏而形成的碎片床可以被无限期地冷却,此时安全壳也

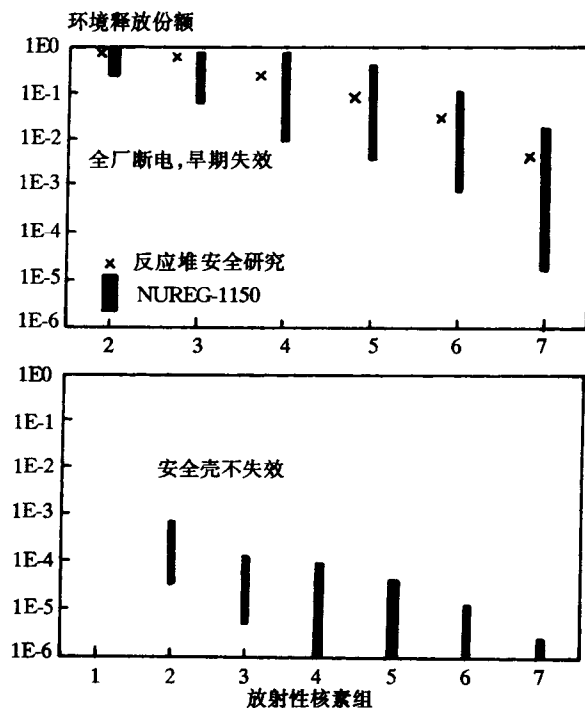


图 6-6 NUREG-1150 的放射性源项估算结果

塞瑞-1 压水堆的核素组: 1 - Xe, Kr; 2 - I;

3 - Cs; 4 - Te; 5 - Ba, Sr; 6 - Ru; 7 - 镅系和锔系

可以无限期地保存放射性物质,使之不发生大量的外逸。

(2) 早期研究(RSS)指出的安全壳早期失效的三种机理(蒸汽爆炸、蒸汽脉冲压、氢燃烧)源于过分保守的假定。IDCOR 研究表明,蒸汽爆炸或蒸汽脉冲不大可能引发安全壳失效,氢起爆不大可能发生而氢燃烧并不会引起大型干式安全壳的失效。

(3) 即使安全壳失效,其时机也会在事故发生后很长时间,因而操纵员有足够的时间采取对策。分析表明,操纵员的干预能明显减少放射性释放的概率和总量。即使操纵员在事故后很长时间内无所作为,这么长的时间也足以使自然去除机制(沉降、凝结等)发挥作用,从而大大降低源项。

(4) 安全壳达到其失效压力和温度时,可能首先诱发小的开孔。这种小泄漏会阻止安全壳内压力上升,减少了发生安全壳更大口径损坏的可能,因而释放量可以受到一定的限制。安全壳的失效很可能有点类似先漏后破(LBB: Leak Before Break),而不是灾难性的突发爆裂。此外,研究表明,安全壳发生快速减压时裂变产物再悬浮问题不如以前想象的明显。

(5) 通过采取定期检查措施,安全壳隔离失效或旁通的可能性可以降得很小,对公众的附加风险不大。

(6) 安全壳失效后向环境的放射性释放量比 RSS 计算结果要小得多。绝大部分事故进程引起的挥发性放射性释放仅为堆芯总量的 1% 以下。在若干特例下,也仅为总量的 10% 以下。

概率安全评价法

概率安全评价(PSA)又称概率风险分析(PRA),是 70 年代以后发展起来的一种系统工程方法。它采用系统可靠性评价技术(即故障树、事件树分析)和概率风险分析方法对复杂系统的各种可能事故的发生和发展过程进行全面分析,从它们的发生概率以及造成的后果综合进行考虑。美国在 1975 年发表了“反应堆安全研究”(WASH-1400)。自从这次具有里程碑意义的研究以来,在方法上已经有了实质性的发展,概率安全评价已经成为核电厂安全评价的一个标准化工具。

1979 年美国三哩岛核事故发生后,人们发现该事故的整个发生发展过程在 WASH-1400 中已有明确预测。从此以后,概率安全评价得到广泛的承认,许多工业发达国家和一些发展中国家先后组织了专门小组来研究这一方法,并在各方面得到广泛应用,以此分析设计中的薄弱环节、改进设计、诊断故障、指导运行、制定维修策略等,并逐步发展为进行安全评价和安全决策的重要工具。

7.1 核电厂安全性两种评价方法的比较

目前有两种评价核电厂安全性的方法,一种是依据设计基准事故的确定论评价法,另一种是概率安全评价法。确定论方法是核电厂发展史上长期使用的方法,其基本思想是根据反应堆纵深防御的原则,除了反应堆设计得尽可能安全可靠外,还设置了多重的专设安全设施,以便在一旦发生最大假想事故情况下,依靠安全设施,能将事故后果减至最轻程度。在确定安全设施的种类、容量和响应速度时,需要一个参考的假想事故作为设计基础,并将这一事故看作最大可信事故,认为所设置的安全设施若能防范这一事故,就必定能防范其他各种事故。PSA 是近年来发展的一种新的评价方法。PSA 方法是应用概率风险理论对核电厂安全性进行评价,PSA 法认为核电厂事故是个随机事件,引起核电厂事故的潜在因素很多,核电厂的安全性应由全部潜在事故的数学期望值表示。

确定论法是根据以往的经验和社会可接受的程度,人为地将事故分为“可信”与“不可信”两类。对压水堆核电厂来说,将主冷却剂管道冷管段双端剪切断裂作为最大可信事故,在设计中作了认真考虑,并加以严密的设防。即便这种严重的初始事件发生,因有应急堆芯冷却系统等安全设施的严密设防,未必会产生严重的后果。但对那些后果较轻的事故,例如一回路管道

小破口失水事故、核电厂运行中发生的运行瞬变等未进行深入研究,在核电厂运行管理和人员培训等方面也未予应有的重视。而 1979 年美国三哩岛核电厂事故的主要原因就是由于人们对过渡工况和小破口失水事故的现象缺乏充分的了解,造成操作人员判断错误,操作一再失误使原来并不严重的事故一再扩大,成为商用核电史上一次严重的堆芯损坏事故。PSA 法认为事故并不存在“可信”与“不可信”的截然界限,仅仅是事故发生的概率有大小之别,一座核电厂可能有成千上万种潜在事故,事故所造成的社会危害用所有潜在事故后果的数学期望值来表示,这个数学期望值就是风险。核电厂风险研究中指出,堆芯熔化是导致放射性物质向环境释放的主要因素,而小破口失水事故和运行瞬变是引起堆芯熔化的主要原因。美国三哩岛事故的教训说明,采用 PSA 法是更为合理的。

确定论法的评价标准是核电厂发生最大可信事故时,生活在核电厂禁区周围的居民全身和甲状腺所接受的辐射剂量不应超过允许的规定值。但是,对多数居民来说,他们并不清楚超过这种规定的剂量标准将有何等程度的危害,因此也就无法与火电厂、水电站以及其他事故引起的社会危害进行比较。风险评价方法则引入了风险的概念,按简单定义,风险就是后果与造成这种后果的事故发生频率的乘积。风险的单位就是每年死亡人数(集团风险)或年人均死亡率(个人风险)。风险具有定量的意义,也适用于人们所从事的社会活动的各个领域,这样,PSA 法就可把核电厂引起的社会风险与自然灾害或人为因素引起的社会风险进行比较,同样也能与火电厂或水电站所引起的社会危害进行比较,因此 PSA 法易于被广大居民所接受。

在确定论的安全评价方法中,人们利用机理性程序研究核电厂在故障工况下的物理过程。在作这种事故分析时,人们假定安全系统至多只会出现单一故障,而且在出现这种故障时,系统不会丧失其功能,即满足所谓单一故障准则。在确定论事故分析所考虑的故障工况,或多或少有人为假设的因素,并不考虑该故障发生的概率有多大,也不分析故障出现后操纵人员干预所造成的后果。当然确定论的安全评价方法是迄今为止被广泛应用的一种成熟的评价方法,也是深得各国安全当局批准的传统的、安全评价方法,这种方法较为简便,评价也很快速。只是这种方法往往以多年实际应用的经验和一些保守的假设为基础,而许多假设又不太符合客观实际,因而得出的结果往往过于保守。而风险评价方法则是一种系统的安全评价技术。对核电厂这样复杂的系统作系统的分析思考,以严格的数理逻辑推理和概率论为理论基础,提供一种综合的结构化的处理方法,找出可信的事故序列,评价相应的发生概率和描绘造成的后果。概率安全评价方法与传统的确定论安全分析的区别就在于:它不仅能确定从各种不同初始事件所造成的事故序列,还能够系统地、现实地确定该事故的发生频率和事故造成的后果。

应该说,对核电厂进行 PSA 分析过程实际上就是对核电厂的一次全面审查、全面认识的过程,是从不同的角度对核电厂复杂工艺系统的安全性作出全面综合的分析。在分析过程中,还能对系统相关性、人员相互作用、结果不确定性、不同事故系列的“相对重要性”等各方面作出全面完整的分析。

PSA 中所用的事件树和故障树分析法,还可用于系统方案论证、安全审评及其变更、查找系统薄弱环节、评价和建立事故管理规定以及指导运行维修等方面,并取得了较好的效果。PSA 为安全有关问题的决策提供了协调一致的完整的方法。

尽管 PSA 作为一个工具,提供了许多有用信息,但也应看到 PSA 的数值结果有它的局限性和不确定性,有些问题,例如人的行为和人为破坏是很难进行定量比较的。因而,对具体核电厂的应用来说,坚持多重屏障和纵深防御设计原理,预防事故的发生和减轻事故后果,即采

用传统的确定论分析方法乃是一个合理权衡的工程方法。

7.2 风险的定义

风险是一个有多种含义的单词。通俗地说,可以将风险看成人们从事某种活动,在一定的时间内给人类带来的危害。所以通常将风险定义为事件发生频率和事件后果大小的乘积,即:

$$\text{风险 } R(\text{后果/单位时间}) = P(\text{事件/单位时间}) \times C(\text{后果/事件})$$

风险又可分为个人风险和社会风险两类。个人风险系指在单位时间内由于发生某一确定事件而给个人造成的后果。社会风险系指对整个社会群体造成的后果。显然,社会风险等于个人风险与该群体内人数的乘积。

作为示例,分析美国汽车车祸带来的风险。根据统计,美国每年大约有 15×10^6 起车祸。每发生一起车祸平均损失 300 美元,每发生 300 起事故大约有 1 人死亡。

这样,因汽车事故造成的经济损失为: 15×10^6 次事故/年 $\times$ 300 美元/次事故 $= 4.5 \times 10^9$ 美元/年

因汽车事故造成的死亡数是: 15×10^6 次事故/年 $\times$ 1 人死亡/300 次事故 $= 50\,000$ 人死亡/年。

如人口按两亿计算,则平均个人风险为: 2.5×10^{-4} 死亡/(人·年), 0.075 次事故/(人·年) 和 22.5 美元/(人·年)。

显然,这些开汽车的风险在美国认为是可以接受的。如考虑 40 年内每年行驶 50 000km, 他们的风险可能是每 300 人中有一人丧生。

类似地,将风险定义用于核电厂。可以求出核电厂给公众造成的风险 R :

$$R = \sum_{i=1}^M c_i p_i \quad (7-1)$$

p_i 为发生 i 种失效模式的事事故发生频率, c_i 为由于发生 i 种失效模式造成的后果, M 为所有失效模式的总数。

在上述风险定义中,实质上人们对风险作了线性迭加的假设,这有着明显的缺点,它并没有考虑人们的心理影响。从表面上看,大量的后果轻的小事故和少量的后果严重的事故风险值可以相等。但是,人们总觉得在同等风险值下,少量的严重事故的社会影响要大得多。对于每年汽车事故造成 50 000 人死亡是不足为奇的,因为每一次事故涉及的最多只是少数人死亡,但单一事故造成 50 000 人死亡则是很难接受的。

为了在风险定义加进这种非线性,将风险定义改为:

$$R = \sum_{i=1}^M c_i^\nu p_i \quad (7-2)$$

ν 为考虑风险可接受性的修正因子, $\nu > 1$, 按 NUREG0739 的推荐, ν 取 1.2。

表 7-1 给出各种不测事故的个人风险。显然,对于高于 10^{-6} 的风险,人们愿意花相当多的钱和时间去采取预防措施。N. Rasmussen 等学者在 1974 年首次发表了为美国原子能委员会所做的一项研究工作,它大体上根据 60 年代后期的工艺,估计了与反应堆运行有关的风险。他们利用故障树和事件树的概率分析方法估算了不同情况下的各种风险,以求得社会和个人的风险估计值。他们的结论表明,可以预计美国每年因所有各类事故而死亡的有 115 000 人,而如果有 100 座核电厂在运行,每百年因反应堆事故死亡的只有 4 人。给出的个人的风险大

约为 2×10^{-10} 死亡/(人·年), 这个概率是很小的。换一种说法, 可以看出在美国由于 100 座核电厂运行而造成 1 000 人死亡的概率, 同因陨石冲击造成死亡的可能性相等。因地震造成同样多人死亡的概率可能要大 30 000 倍以上。

表 7-1 各种原因引起的人身早期死亡风险

事 故	1969 年死亡总人数	个人风险死亡/人·年
汽车	55 791	3×10^{-4}
坠落	17 827	9×10^{-5}
火灾和高温	7 451	4×10^{-5}
溺水	6 181	3×10^{-5}
中毒	4 516	2×10^{-5}
枪击	2 309	10^{-5}
机械	2 054	10^{-5}
小船	1 743	9×10^{-6}
飞机	1 778	9×10^{-6}
落物	1 271	6×10^{-6}
触电	1 148	6×10^{-6}
火车	884	4×10^{-6}
雷击	160	5×10^{-7}
飓风	118	4×10^{-7}
龙卷风	90	4×10^{-7}
其它	8 695	4×10^{-5}
所有事故	115 000	6×10^{-4}

由此表可以看出, 核电的风险按任何标准都应认为是可以接受的。随着设计和工艺的改进, 运行经验的积累, 核电造成的风险还在逐渐降低。

一般认为人年均死亡概率小于 10^{-7} 是一个可接受的风险值, 它比现有社会事故风险水平 6×10^{-4} 死亡/(人·年) 要小 3~4 个数量级。

7.3 概率安全评价研究范围和实施程序

7.3.1 PSA 分析的三个等级

在核电厂概率安全评价的应用中, 已形成了三个级别的 PSA:

(1) 一级 PSA: 系统分析。对核电厂运行系统和安全系统进行可靠性分析, 确定造成堆芯损坏的事故系列, 并作出定量化分析, 求出各事故序列的发生频率, 给出反应堆每运行年发生堆芯损坏的概率。

该级分析可以帮助分析设计中的弱点和指出防止堆芯损坏的途径。

(2) 二级 PSA: 一级 PSA 结果加上安全壳响应的评价。分析堆芯熔化物理过程和安全壳响应特性, 包括分析安全壳在堆芯损坏事故下受的载荷、安全壳失效模式、熔融物质与混凝土的作用以及放射性物质在安全壳内释放和迁移。结合第一级 PSA 结果确定放射性从安全壳释放的频率。

该级分析可以对各种堆芯损坏事故序列造成放射性释放的严重性作出分析,找出设计上的弱点,并对减缓堆芯损坏后的事故后果的途径和事故管理提出具体意见。

(3) 三级 PSA:二级 PSA 结果加上厂外后果的评价。分析放射性物质在环境中的迁移,求出核电厂外不同距离处放射性物质浓度随时间的变化。结合第二级分析的结果按公众风险的概念确定放射性事故造成的厂外后果。

三级概率安全评价能够对后果减缓措施的相对重要性作出分析,也能对应急响应计划的制定提供支持。

7.3.2 PSA 的实施程序

在图 7-1 中说明核电厂 PSA 分析的全部内容和进行的程序。

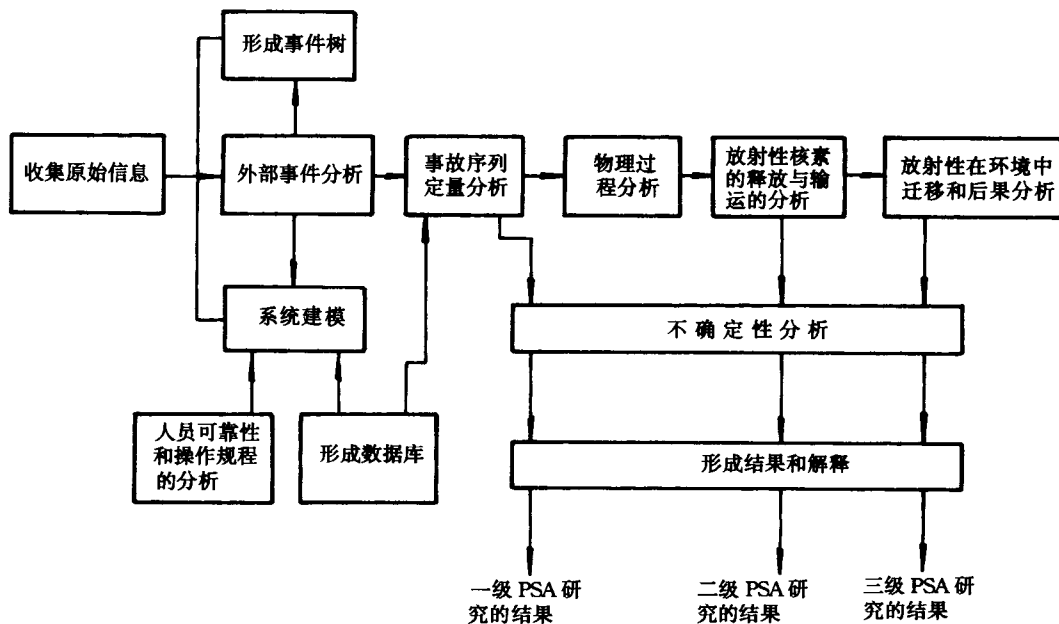


图 7-1 核电厂概率安全评价的程序

1. 初始信息的收集

概率安全评价是一项内容广泛的整体研究工作,需要有大量的信息。所需要的信息与分析的范围有关,可以分为以下三大类:

- (1) 电厂设计、厂址和运行的信息。
- (2) 一般性数据和电厂具体数据。
- (3) 关于 PSA 方法的文件报告。

第一级分析需要有最终安全分析报告、管路系统图、电气系统图和仪表系统图;关于所研究系统的说明性资料;试验、维修、运行以及审批规程。这些信息是需要的,以便向分析人员提供一套尽可能完整的电厂设计和运行的文件报告。

第二级分析需要的附加信息包括关于反应堆冷却剂系统和安全壳更详细的设计资料。安全壳结构设计的信息应包括它的尺寸、质量和材料。

第三级分析需要厂址处具体的气象数据,以计算放射性核素在环境中的输运问题。

2. 系统分析

此项任务包括:事故序列的定义、电厂系统及其运行特性的分析、初始事件、部件失效和人因数据库的形成以及事故序列频率的评估。应该说这是 PSA 工作的主要组成部分。它包括多项分任务。而且在进行核电厂系统和事故序列分析时,由于相关性而需要作多次反复迭代才能得出正确的结果。

(1) 形成事件树:该项任务就是要分析由初始事件与各系统成功或失效组合而形成的各种事故序列。该项工作包括:确定所要分析的各类初始事件,说明响应初始事件所涉及的系统或采取的行动。最后,对每一初始事件或者具有同一事件树结构的一类初始事件,形成各自的事件树。

所分析的初始事件分为两大类:内部初始事件和外部初始事件。

(2) 系统建模:这项任务是对 PSA 中所涉及的电厂系统进行可靠性分析。

系统建模的方法有:可靠性框图法、故障树方法、马尔可夫分析法、FMEA 法和 GO 法。目前在核电厂 PSA 中广泛采用的是故障树分析法。在系统建模中,应考虑系统试验、维修和人为差错、共模失效以及系统相互作用等因素。

(3) 人因可靠性和规程的分析:根据对 LER(执行申请者事件报告)的研究发现,在造成对环境有放射性释放的事件中,有 43%是由于人员违章或规程缺乏而造成的。

现有 PSA 研究工作也表明人因可靠性的重要性。因而在 PSA 分析中应包括对试验、维修和规程的审查,应找出可能的人员差错,并在 PSA 中加以分析。

(4) 数据库的形成:事故序列定量分析需要有部件的数据库。PSA 中所使用的数据可以有两个来源:① 现有的通用数据;② 电厂运行所累积的特有数据。

(5) 事故序列定量分析:该项任务是根据初始事件的发生频率和相应各电厂系统失效概率或人因可靠性,利用计算机程序算出事件树中各事故序列的发生频率。

3. 安全壳分析

安全壳分析由两项分任务组成。

(1) 物理过程分析:堆芯熔化事故将会引起堆芯、压力容器、反应堆冷却系统和安全壳内许多物理过程。已经发展了一些计算机程序来分析这些物理过程。其计算结果可帮助人们透彻了解与事故序列有关的各物理现象和预计安全壳是否失效。

对每个所讨论的事故序列建立安全壳事件树。如果预计安全壳会失效,则要分析何时发生失效,何处发生失效以及释放出的能量。

(2) 放射性核素释放和输运的分析:对每一种可能造成安全壳破裂的堆芯熔化事故,必须估计释放到环境中去的放射性核素总量。利用计算模型分析事故期间从反应堆燃料释放出的放射性核素总量,并估计安全壳失效之前放射性核素在安全壳内的输运和沉积。该分析的结果是预计每个事故序列下安全壳失效时释放到环境中去的放射性核素总量。

4. 放射性核素在环境中的迁移和后果评价

根据安全壳分析提供的从安全壳释放出来的源项,利用厂址处具体的气象数据和局部地形信息,分析放射性核素在环境中的输运和弥散,计算核电厂周围居民受到的放射性剂量和造

成的健康效应。最后给出核电厂放射性释放造成的各种后果:早期死亡、晚期癌症死亡和财产损失。

5. 外部事件的分析

在 PSA 分析中通常不包括外部事件,外部事件包括火灾、地震和水淹。这项任务利用的是电厂系统分析中建立起的模式。可以从外部事件的观点独立地对模式进行分析,或者是对模型加以修正,以明确地反映外部事件的影响。为了描绘所分析的外部事件序列,要建立一些附加的事件树。

6. 不确定性分析

不管分析的范围如何,不确定性分析都是 PSA 中的一个必要的组成部分。在 PSA 分析的每一步都有不确定性问题,有些不确定性可能还很大。不管是定性还是定量分析,都要考虑数据库的不确定性、模式化时假设的不确定性以及分析的完整性。

7.4 初始事件的确定与分组

7.4.1 确立初始事件清单

实施 PSA 的第一步就是要产生一个需分析的初始事件(IE)清单,并对这些初始事件进行分组,以便减轻事故序列模型化和定量化的工作量。

初始事件是造成核电厂扰动并且有可能导致堆芯损坏的事件,它究竟能否造成堆芯损坏,依赖于核电厂各个缓解事故的系统是否能成功地运行。

尽管从要求上看,我们需要有一份尽可能完备的初始事件清单,但必须认识到,不可能形成一个绝对完整的初始事件清单,我们只希望没有被识别的初始事件对总风险的贡献应是极小的。

初始事件的确定可以采取两种方法。一种方法是广泛的工程评价,对以前进行的 PSA 资料、反映运行历史的文件资料以及本电厂的设计等资料进行评价,经过工程判断编制出初始事件的清单。

产生初始事件的另一种有效方法就是采用演绎分析的方法。在这种方法中,堆芯损坏作为一个方框图的顶事件,这种方框图在结构上类似于在后面介绍的故障树。从顶事件开始逐步分解成不同类别的可能导致堆芯损坏发生的事件。安全系统成功运行以及其它预防性措施在此图中皆不包括在内。于是,从最底层的各事件选出初始事件。

初始事件一般可分为内部初始事件和危害(内部的和外部的)两大类。内部初始事件包括核电厂硬件失效和由人误或计算机软件缺陷造成核电厂硬件的错误运行。外部危害(也可叫作外部事件)是指若干个系统造成共同的极端环境条件的事件。外部危害包括地震、洪水、大风和飞机坠落。内部危害包括内部水淹、火灾和飞射物撞击。丧失厂外电源也可归入外部危害,但一般将它归为内部初始事件考虑。

对轻水堆,初始事件可粗分为冷却剂丧失事故(LOCA)和瞬态两大类。冷却剂丧失初始事件是指直接造成一回路压力边界丧失完整性的所有事件,例如不同破口尺寸的 LOCA 和接口系统

LOCA。瞬态初始事件是指需要反应堆降功率或者停堆并随后排出衰变热的所有事件。

为了尽可能得到完备的事故初始事件,人们可以参考现有同类核电厂的最终安全分析报告和所作的 PSA 分析报告。还可以参考核电厂的运行事件报告(LER)以及有关专题报告。在进行特定核电厂 PSA 工作时,一开始就对这些报告中列出的初始事件进行分析和筛选,初步形成一个初始事件清单。例如在 EPRI-NP-2230 就列出了轻水堆瞬态初始事件清单,见下表。

表 7-2 PWR 瞬态初始事件表(取自 EPRI-NP-2230)

1. 反应堆冷却剂流量丧失(一个环路)	22. 各种机械原因导致的给水不稳
2. 失控提棒	23. 凝结水泵丧失(一个环路)
3. 控制棒驱动机构的故障或落棒	24. 凝结水泵丧失(所有环路)
4. 从控制棒处的泄漏	25. 凝汽器失去真空
5. 一回路系统的泄漏	26. 蒸汽发生器泄漏
6. 稳压器低压	27. 凝汽器泄漏
7. 稳压器泄漏	28. 二回路系统各种各样的泄漏
8. 稳压器高压	29. 蒸汽排放阀的突然打开
9. 不正确的安注信号	30. 失去循环水
10. 安全壳的超压问题	31. 失去设备的冷却
11. 化容系统不正常——硼稀释	32. 失去厂用水系统
12. 压力、温度、功率不匹配——棒位错误	33. 汽轮机脱扣,调节阀关闭,BHC 故障
13. 不工作的冷却剂泵启动(也称冷水事故)	34. 发电机脱扣或发电机引起的故障
14. 反应堆冷却剂流量全部丧失	35. 厂外电源全部丧失
15. 给水流量丧失或减少(一个环路)	36. 稳压器喷淋故障
16. 给水流量全部丧失(所有环路)	37. 必不可少的电厂系统失去电源
17. 主回路隔离阀完全或部分关闭(一个环路)	38. 未知原因引起的各种误脱扣
18. 所有的主回路隔离阀关闭	39. 非瞬态工况的自动脱扣
19. 给水过多(一个环路)	40. 非瞬态工况的手动脱扣
20. 给水过多(所有环路)	41. 电厂内的火灾
21. 给水不稳——操作错误	

7.4.2 初始事件的分组及其定量化

应该说,一个核电厂的事故初始事件在数量上是很大的,即便是对几十个事故初始事件建立事件树也是不实现的。因而,事故初始事件必须按安全功能或者系统响应进行分组。同一组内的所有初始事件基本上具有相同的前沿系统成功准则,并且具有相同的特殊条件(对操作员要求,核电厂自动响应),因而能够利用相同的事件树/故障树分析进行模型化。

对于有相同种类的核电厂响应但前沿系统成功准则不相同的初始事件,分在同一组虽然可以减少今后分析的工作量,但对于这一初始事件组的成功准则用于该事件组中的每一个事件上时,可能是很麻烦的。

一般说,首先将 LOCA 初始事件分为一类。由于破口尺寸的大小影响着所需要的前沿系统,故一般再按破口尺寸将 LOCA 分成大 LOCA、中 LOCA、小 LOCA 甚至小小 LOCA。

另外,由于动力转化系统(PCS)提供了热量移出的手段和向堆芯供水的手段,因此,瞬变初始事件常常就可以按动力转化系统是否有效进行细分。此外,对于失去厂外电源的瞬变初

始事件作为单独一类加以考虑。瞬变初始事件的分组应该考虑电厂安全系统的具体特性。对于大多数的瞬变初始事件,堆芯的冷却剂流量是不中断的。但在某些瞬变初始事件,冷却剂将通过安全阀/泄压阀向外释放,这时就需要向堆芯采取应急注水。这样当这些阀门之一卡在开启位置时,这时瞬态初始事件就变成一个小 LOCA 初始事件。因此,在某些核电厂 PSA 中,这种事故按特殊的瞬变初始事件下的事件树加以处理。初始事件的发生频率变化范围甚大。发生频率很高的初始事件不一定会造成对公众最大的健康风险。

7.4.3 安全功能、前沿系统和支持系统

对每一个初始事件,必须确定为防止堆芯损坏所需要执行的安全功能。

轻水堆内防止堆芯损坏的安全功能有:

- (1) 控制反应性。
- (2) 排出堆芯衰变热和潜热。
- (3) 保持反应堆冷却剂压力边界完整性(压力控制)。
- (4) 保持反应堆冷却剂总量。
- (5) 保护安全壳完整性(隔离、超压保护)。
- (6) 从安全壳大气中清除放射性物质。

为了实施安全功能,就需要投入执行该安全功能的各个系统。直接执行安全功能的系统称为前沿系统,为保证前沿系统正确执行功能所需的系统称为支持系统。一个事故初始事件发生后,需要投入的安全功能即前沿系统是 与初始事件有关的。

在表 7-3 中列出了 PWR 中的各种安全功能和前沿系统。从此例可以看出 PWR 中的前沿系统有:反应堆保护系统、蓄压安注系统、高压安注或再循环系统、低压安注或再循环系统、安全壳喷淋注射或再循环系统、安全壳冷却系统、动力转换系统、应急给水系统、余热排出系统以及稳压器安全卸压阀等。

表 7-3 PWR 中安全功能及相应的前沿系统

安全功能	前沿系统
控制反应性	(a) 反应堆保护系统
	(b) 高压安注系统
排出堆芯衰变热和潜热	(a) 动力转换系统
	(b) 应急给水系统
	(c) 高压安注系统和稳压器安全卸压阀
	(d) 低压安注系统
	(e) 余热排出系统
保持反应堆冷却剂边界完整性(压力控制)	稳压器安全卸压阀
保持反应堆冷却剂装量	(a) 高压安注系统
	(b) 低压安注系统
保护安全壳完整性 (隔离,超压)	(a) 安全壳喷淋系统
	(b) 安全壳冷却系统
从安全壳大气中清除放射性物质	安全壳喷淋系统

在 PWR 中,支持系统有:厂外交流电源、柴油发电机、直流电源、专设安全设施触发系统、应急给水引发和控制系统、厂用水系统、仪表用压缩空气系统、设备冷却水系统、配电间冷却系统、高压泵房冷却系统、低压喷淋泵房冷却系统以及非核级仪表电源等。

在 PSA 中分析前沿系统与支持系统的依赖关系是十分重要的。应该给予充分注意。初始事件对系统的影响也应当加以考虑。在表 7-4 中列出了 PWR 中前沿系统与支持系统的依赖关系。

表 7-4 PWR 核电厂前沿系统和支持系统依赖关系的例子

前 沿 系 统	支 持 系 统													
	厂外交流电源	柴油发电机	125V直流电源	专设安全设施触发系统	应急水发和控制系统	厂用水系统	仪表用压缩空气系统	整体控制系统	中间冷却系统	交流配电间冷却系统	直流配电间冷却系统	高压泵的冷却系统	低喷淋泵的冷却系统	核级仪表电源
反应堆保护系统														
堆芯淹没系统														
高压安注/再循环	√	√	√	√		√				√	√	√		
低压安注/再循环	√	√	√	√		√				√	√		√	
反应堆厂房喷淋注射/再循环	√	√	√	√		√				√	√		√	
反应堆厂房冷却系统	√	√	√	√		√				√	√			
动力转换系统	√		√		√	√	√	√	√	√	√			√
应急给水系统	√	√	√		√	√				√	√			
稳压器安全卸压阀														

7.5 事件树分析方法

7.5.1 事件树的建造

初始事件确定后,接着就采用事件树方法分析核电厂对每组初始事件的响应,那些系统需要投入,要不要采用一些行动,会不会造成堆芯损坏。在图 7-2 列出了一棵简单的事件树。

事件树最上层按顺序列出可能影响事故进程的一系列事件,也称为事件树题头。它可以是初始事件发生后所需执行的安全功能,或转变为执行此安全功能的系统(如反应堆保护系统、堆芯应急冷却系统),操作员的动作,或基本事件的发生。

在图左边,我们从初始事件开始进入这棵树,然后询问系统 A 是否正常工作。在树的分支点处,上分支表示系统 A 成功,下分支表示系统 A 失效。类似地,在各系统上有各个分支,依次作出询问。在事件树中给出的每一条途径代表着一种事故情景,即所谓事故序列。

它从特定的初始事件开始,导致一种电厂损坏状态。如图 7-2 中表示的 y_j 。

当然,可以对事件树中每一条途径造成的后果定义一种电厂损坏状态, n 个事件树题头下最大将有 2^n 个电厂损坏状态。这样,对于整个核电厂,考虑各类初始事件,最后得到的电厂状态数量是很庞大的。为此,人们可以采用系统序列分组的办法。根据反应堆压力容器状态、堆芯熔化的类别和程度、安全壳喷淋系统和风冷系统的状态来定义出为数不多的电厂损坏状态。

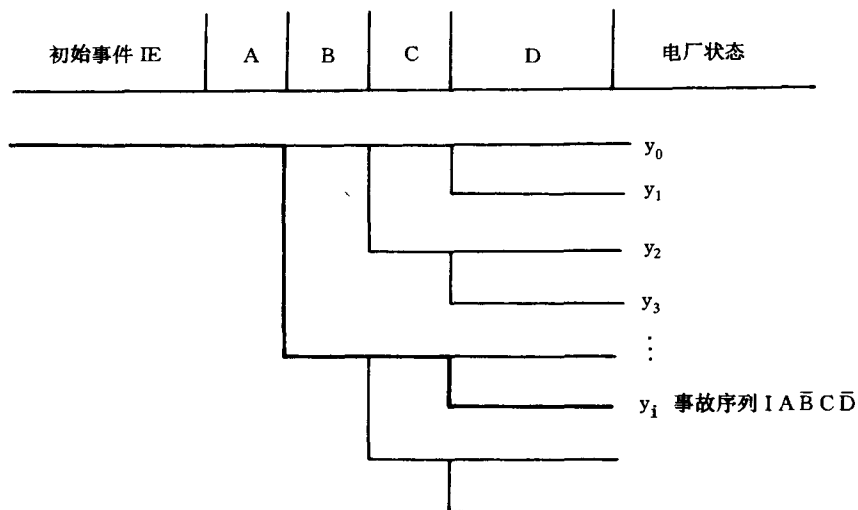


图 7-2 电厂事件树的建造

例如在 Oconee PSA 中就定义了 24 种电厂损坏状态,作为第一级 PSA 的输出,供安全壳事件树分析使用,即作为二级 PSA 的输入。也就是说在同一类电厂损坏状态内所有系统序列假定有同样的安全壳事件树,在安全壳事件树中分支概率也是一样的,造成的最终结果也属于相同的放射性释放类。

在事件树方法中,我们对系统采用了“两态”模型,即系统不是成功就是失效。但在实际问题中是存在中间状态的,系统可能部分成功、部分失效。对于这种情况,在目前的事件树分析中,认为系统成功必须是完全成功。系统部分失效则当成全部失效。这样做的结果是偏保守的。

7.5.2 事件序列定量化

事件树中每一途径即事故序列可以用特定的初始事件和相应系统的成功和失效来表示,如图 7-2 中考虑一事故序列:

$$S = I \cdot A \cdot \bar{B} \cdot C \cdot \bar{D} \quad (7-3)$$

它表示初始事件 I 发生后,系统 A 和 C 成功,而系统 B 和 D 失效的一个事故序列。在图上用粗黑线表示。每一节点的下分支代表系统的失效。

该事故序列的频率可以用下式表示:

$$\Phi(S) = \Phi(I)f(A|I)f(\bar{B}|IA)f(C|I\bar{A}\bar{B})f(\bar{D}|I\bar{A}\bar{B}C) \quad (7-4)$$

其中, $\Phi(S)$ 为事件序列频率; $\Phi(I)$ 为初始事件 I 的频率; $f(A|I)$ 为初始事件 I 发生后系统 A 成功的份额; $f(\bar{B}|IA)$ 为初始事件 I 发生、系统 A 成功下系统 B 失效的份额; $f(C|I\bar{A}\bar{B})$ 为初始事件 I 发生、系统 A 成功、系统 B 失效下系统 C 成功的份额; $f(\bar{D}|I\bar{A}\bar{B}C)$ 为初始事件 I 发生、系统 A 成功、系统 B 失效和系统 C 成功下系统 D 失效的份额。

这就是说,每一事故序列频率为初始事件频率乘以每个分支点上的分支概率。

对于一个复杂系统,我们无法由直接经验数据求得分支概率,可以采用故障树分析法或其它方法求出分支概率。

$$\frac{\Phi(S)}{\Phi(I)} = f(S) \quad (7-5)$$

式中, $f(S)$ 由系统本身的特性所决定, 而与输入的人口状态即初始事件的频率无关。

如果我们考虑特定的输出状态 y_j , 并用 S_{ih} 表示从输入状态 i 到输出状态 y_j 的特定事故序列(序列 h), 那么可得出:

$$m_{ij} = \sum_h f(S_{ih}) \quad (7-6)$$

m_{ij} 实际上就是从输入状态 i 到输出状态 y_j 的条件概率。

7.5.3 核电厂 PSA 结果的矩阵表示法

一个核电厂完整的三级 PSA 分析可以用下图表示, 即由三部分组成:

- (1) 电厂模型分析;
- (2) 安全壳模型;
- (3) 厂址模型。

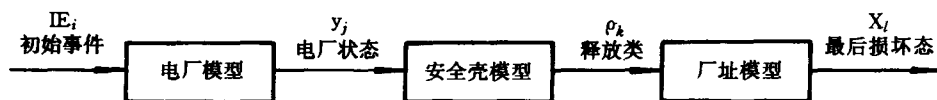


图 7-3 核电厂三级 PSA 分析

以电厂模型为例, 分析各类初始事件 (IE_i) 可能造成的事故序列, 反应堆或者不损坏或者处于某种电厂损坏状态 y_j 。从数学上看, 这个分析过程在某种意义上就是求一种变换矩阵 M 。矩阵中的每个元素 m_{ij} 就是在初始事件 i 发生的条件下核电厂处于电厂损坏状态 y_j 的条件概率。

其大小可以从电厂事件树算出。

$$M = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & m_{13} & \cdots \\ m_{21} & m_{22} & & \\ \cdots & & & \end{bmatrix} \quad (7-7)$$

该矩阵称为电厂矩阵。

这样, 在实际分析中, 首先是要确定可能的初始事件 IE 。初始事件是所有事故情景的根本原因。所有可能造成放射性向环境明显释放的事件都应算作初始事件。一般说来, 仅当堆芯损坏和安全壳功能失效同时发生的情况下, 才会造成放射性从堆芯向环境释放。

7.5.4 事件树模型化方法

在目前 PSA 分析中有两种事件树分析法: ① 小事件树-大故障树方法; ② 大事件树-小故障树方法。小事件树-大故障树方法是在 WASH-1400 中使用的方法, 也是美国 NRC 推荐在 PSA 中使用的方法。大事件树-小故障树方法是由 PL&G 在 Oyster Creek PSA 中采用的方法。下面对这两种方法作一简要介绍。

1. 大事件树-小故障树法

大事件树-小故障树法也称为显示法, 带有边界条件的事件树方法或者带有支持系统状态

的小故障树法。在这种方法中,所有支持系统的状态将明显地出现在事件树题头中。在事件树题头中有时还可以考虑基本事件、人员操作。

这样,在对事件树的各个序列进行故障树分析时,将在支持系统所定义的一组边界条件下进行前沿系统的故障树分析,求出分支概率。对于每一组边界条件建立各个单独的故障树。

大事件树-小故障树法的优点在于:在事件树中反映了现有的相关性,与事件树相关联的故障树,由于是不包括支持系统的前沿系统的故障树,故障树规模不大,因而对计算机程序的需求相对较低。每个事故序列的发生频率计算也很简单,为相应各个分支概率的乘积。但这种方法也有很大的缺点:①只有丰富经验的专家经过精心处理才可能在事件树中建立起正确的相关性,②事件树复杂程序随树中支持系统数目和支持系统状态数目的加大而迅速加大,③每棵故障树的规模是变小了,但故障树的数目却可能反而增加了。

2. 小事件树-大故障树法

在小事件树-大故障树法中,首先形成以安全功能为题头的事件树,然后再扩展事件树,将前沿系统的状态作为题头形成最后的事件树。对于事件树中出现的前沿系统利用故障树模型方法。以安全功能为题头的事件树,称为功能事件树,每一个初始事件都可以形成其功能事件树。应该注意,功能事件树不是最终的产品,而是一个中间步骤。但它能提供一些基础信息,并便于采用逐步的处理方法,对各种初始事件和响应特性之间复杂的关系进行分类。

某些功能可能是很复杂的,常常需要几个系统相结合来完成某一功能。因而最后形成的事件树总是比功能事件树大。

事件树题头的前后顺序对分析结果并非至关重要,但对分析效率和简洁性却是非常重要的。一般可以按时间、功能和硬件相互关系来排列。较好的一种方法是按照对初始事件响应的时间顺序来排列。首先列出立即响应的系统,如反应堆保护系统,然后按响应顺序列出其它系统,如高压注入,然后高压再循环……。

在选择题头次序时也应考虑系统功能上和硬件上的相互关系。例如余热排出系统可能需要安全壳喷淋系统的成功运行,这样,余热排出系统的题头就应在安全壳喷淋系统之后。

像部件冷却水系统和电源系统这些支持系统,是不直接执行安全功能的。因此,按小事件树方法建立系统事件树时不包括这些支持系统。但是支持系统对执行安全功能的系统或系统组的无效度有明显的影响。所以必须确定每个前沿系统的支持系统,并在前沿系统分析时考虑这些支持系统。因而对前沿系统形成的是一颗大故障树。小事件树法产生的事件树是简洁的,便于对事故序列进行综合审查。只要有进行大故障树分析的计算机程序,小事件树-大故障树法是一种行之有效的方法,容易分析计算。

另外,在这种方法中,所有支持系统的相关性都在前沿系统中加以考虑。因而在方法形成的大故障树中,对于共享的部件和支持系统只要利用相同的名字,就可以在故障树分析程序通过布尔代数的处理过程自动找出各个相关性。

7.5.5 大破口事件树

反应堆一回路破口事故(LOCA)是核电厂 PSA 首先考虑的一类初始事件。一回路系统或与其相连的而未被隔离的化容系统、安注系统、余热排出系统等破口可以造成一回路冷却剂丧失事故。该初始事件根据破口尺寸 Φ 进行分类,例如可按下列条件分类:

大破口失水事故	$\Phi > 15\text{cm}$
中破口失水事故	$5\text{cm} \leq \Phi < 15\text{cm}$
小破口失水事故	$0.95\text{cm} \leq \Phi < 5\text{cm}$
极小破口失水事故	$\Phi < 0.95\text{cm}$

下面以大破口失水事故为例,说明在核电厂 PSA 分析中是如何按小事件树-大故障树法建立事件树的。

1. 事故进程分析

一回路大破口失水事故的发展过程非常迅速,破口引起一回路迅速降压。首先因稳压器低压信号触发紧急停堆,而后因稳压器低-低压信号启动安注系统和安全壳第一阶段隔离。

安注信号自动使安注系统投入直接注入阶段,当换料水箱的水位达到低-低水位时,自动切换汲水口到地坑,进入再循环冷却阶段。

随着大量的水和蒸汽从破口喷入安全壳内,导致安全壳压力升高。当安全壳内压力达到高-高压整定值时,自动触发安全壳喷淋系统投入运行和安全壳第二阶段隔离。安全壳喷淋泵开始从换料水箱汲水,当水箱到达低-低水位时,改汲地坑水进入再循环喷淋。

2. 安全功能分析

为了建立大 LOCA 事件树,必须对一回路大破口失水事故下需要完成的功能及相应投入的安全系统作一分析。

(1) 反应性控制:一般情况下,通过紧急停堆系统,即通过控制棒插入堆芯使反应堆达到次临界,降低堆芯的释热功率,但对于大破口事故,由于堆芯的空泡率较高,由其带来的负反应性可以在短期内使反应堆进入次临界,同时经安注箱及安注泵将 $2\,000\mu\text{g/g}$ 含硼水注入一回路也可获得次临界,因此在大破口事故分析中,紧急停堆系统并非是必不可少的。

(2) 一回路冷却剂装量的维持和堆芯余热的导出:发生大破口事故后,一回路冷却剂大量从破口喷入安全壳,如果堆芯水量得不到及时补充,堆芯就会裸露,通过破口以蒸汽方式带出堆芯热量就难以维持。为完成此功能,需要安注箱排水和低压安注系统的投入。

直接注入阶段,低压安注泵从换料水箱汲水,当换料水箱达到低-低水位时,改为从地坑汲水,进入再循环冷却阶段。

(3) 安全壳内热量的排出:堆芯大量热量排入安全壳内,使安全壳内压力和温度升高,直接影响安全壳的完整性和壳内其它系统设备的正常运行。对某些核电厂设计,安全壳喷淋系统是排出安全壳内热量的唯一手段。在低压安注的直接注入阶段和再循环阶段,该系统的投入都是必需的。两列安全壳喷淋系统在安全壳内压力达到高-高压限值时自动投入运行。

(4) 系统间相互关系的分析:如果安全壳喷淋系统出现故障,则不考虑安注系统再循环运行。因为在安全壳喷淋系统故障下,地坑水得不到冷却,大约 5h 温度即可上升到 130°C (低压安注泵的极限温度)。如果低压安注在直接注入阶段失效,则认为再循环运行已不起作用,此时堆芯已经熔化。

3. 大 LOCA 的事件树

根据上述分析,可以形成大 LOCA 事件树中相应的题头事件。如图 7-4 列出的是热段大

热段大破口 工况 A	2/3 安注箱注入	1/2 安全壳喷淋	低压直接 注入 0~1h	低压循环, 冷段注入 1~24h	序 列 号	序 列 后 果	堆 熔 频 率 (1/堆·年)
LB-HL-A	CF001	EAS	LP001	LP002			
						LT	
					1.4	F	1.03E-08
					1.3	F	7.49E-09
					1.2	F	4.86E-08
					1.1	F	6.68E-11

注:LT—堆芯进入长期工况; F—堆芯熔化

图 7-4 热段大 LOCA 下的事件树

LOCA 初始事件下的事件树。这里对各题头事件的含义、成功准则、任务时间作一简要说明。

(1) 安注箱注入:安注箱注入是为了防止堆芯裸露,当稳压器压力低于 4.1MPa 时,自动触发该系统向一回路注入硼水。在热段破口下,成功准则为 3 个安注箱中至少有 2 个能将水注入一回路。

(2) 安全壳喷淋:安全壳喷淋是安全壳内热量导出的唯一手段。在对事故进行整个 24h 的分析中,都需要该系统正常投入运行。成功准则是两台喷淋泵中至少有一台泵能将水经一台热交换器注入到安全壳内。

(3) 低压安注直接注入:成功准则要求两台低压安注泵中至少有一台能正常运行。从换料水箱取水,经冷段注入管线注水,3 根注入管中至少 2 根有效。

(4) 低压再循环冷却-冷段注入:成功准则要求两台低压安注泵至少一台能正常运行。从地坑吸水,经冷段注入管线注水,3 根注入管中至少 2 根有效。

7.6 故障树分析法

7.6.1 概述

在分析核电厂对初始事件的响应后,我们形成一系列事件树。事件树中一个重要要素是系统的成功或失效。我们必须采用有效的系统建模方法对系统作出可靠性分析。人们或许会问,为什么不直接收集这些系统的失效率数据呢?实际上,这是行不通的。这是因为:

(1) 这种系统可能没有建成,或者是一个崭新的系统,没有可供使用的数据。

(2) 从安全观点看,人们希望在系统损坏以前就能获得所要的数据,不要求为获得经验数据而产生不希望的后果。

(3) 由于在部件设计上采用了冗余技术,因而系统可靠性很高,整个系统失效是一稀有事件,因而无法根据经验直接确定系统可靠性。另一方面部件的失效数据可能是容易决定的。

因而人们需要采用有效的系统模型方法,以便根据部件失效数据来预测系统的可靠性。

目前,经常采用的系统建模方法有故障树分析法、状态空间和 Markov 分析法、可靠性框图法以及 GO 图法。

故障树分析是最为广泛采用的方法。尤其对于核电厂这样复杂的装置,系统由许多部件组成,在分析中还要考虑多个子系统的联接形成更大的系统,对于这种庞大系统,采用故障树分析是很有效的,能够方便地分析出系统失效的可能机理,并定量求出失效概率。而采用其它的系统建模方法可能会遇到困难。

不论采用哪种方法,最好在使用之前,采用定性分析,如失效模型和影响分析(FMEA)法,获得对系统和部件的深入了解。FMEA 是一种列表的处理方法,最早用于宇航工业,现在,在核工业中也得到了广泛应用。用 FMEA 法可以系统地识别出在设备/系统设计中可能的失效,并分析出该失效对设备、系统性能造成的影响。

故障树分析方法就是把系统最不希望发生的状态作为系统故障的分析目标,然后寻找直接导致这一状态发生的全部因素,再跟踪追击找出造成下一级事件发生的全部直接因素,直到毋须再深究其发生的因素为止。通过分析找出出现不希望状态的所有可信路径。在故障树分析中,把这个最不希望发生的事件称为“顶事件”,毋须再深究的事件称为“底事件”,介于顶事件与底事件之间的一切事件称为“中间事件”。分析中这些事件由相应符号表示,并用适当的逻辑门把顶事件、中间事件和底事件联结成树形图。这种树形图称为“故障树(Fault Tree)”,简称“FT”。以故障树为工具对系统故障进行评价的方法称为“故障树分析法”,简称“FTA”法。

故障树顶事件因分析的问题的不同而有所不同。

在用故障树计算事件树节点处的分支概率时,故障树顶事件就是系统的失效或功能的失效,但也可以是其它不希望发生的事件,如堆芯严重损坏或堆芯熔化。实际上在用事件树寻找造成堆芯熔化的事故序列的过程,也可以看成是用故障树分析法分析造成堆芯熔化的路径。

底事件主要包括基本事件和待发展事件。基本事件代表着不需要进一步发展的独立的一次失效事件。待发展事件是由于某种原因还没有进一步发展的失效事件。它只是一个假定的一次失效事件。当有了足够信息或需要时,可以将待发展事件作进一步的发展。特别在为事件树的前沿系统建立故障树时,支持系统的失效可以处理成一个待发展事件。对支持系统可以单独建树。在核电厂事件树分析需要时,可以在前沿系统的待发展事件处代人相应支持系统的故障树。

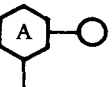
整个故障树分析工作大致可以分为以下五步:

- (1) 选择合理的顶事件和系统的分析边界和定义范围,并确定成功与失败的准则。
- (2) 建造故障树,这是 FTA 的核心部分之一,通过对已收集的技术资料,在设计、运行管理人员的帮助下,建造故障树。
- (3) 对故障树进行简化或者模块化。
- (4) 定性分析,求出故障树的全部最小割集,当割集的数量太多时,可以通过程序进行概率截断或割集阶数截断。
- (5) 定量分析,这一阶段的任务是很多的,它包括计算顶事件发生概率即系统的点无效度和区间无效度,此外还要进行重要度分析和灵敏度分析。

7.6.2 故障树中常用的符号

在表 7-5 列出了故障树中所用的符号,并对其含义作了简要说明。在文献中还可能看到其它符号,定义一些其它种类的门,如互斥或门,顺序与门等。应该指出,“与”门和“或”门是最基本的逻辑门,其它类别的逻辑门可以由“与”门和“或”门表示。

表 7-5 故障树用符号

分 类	符 号	名 称	说 明
底事件		基本事件	不需进一步发展的初始失效事件
		待发展事件	由于某种原因还没有发展的失效事件,作底事件处理
		房形事件	它不是失效事件,而是正常预计要发生的事件,如触发事件
结果事件		中间事件	通常为其它事件逻辑组合产生的结果,包含顶事件和中间事件,框中包含了事件的说明
逻辑门符号		与门(AND)	事件的“交”操作,仅当所有输入发生时,输出事件才发生
		或门(OR)	事件的“并”操作,只要输入有一个发生,输出事件就发生
		表决门	在 n 个输入中有 m 个发生时,输出事件就发生
		禁止门	仅当禁止条件 A 出现和输入事件存在时,才有输出事件
转移符号		转入符	从另外的门接受输入,只能接受从一个门来的输入,与转出符配合使用
		转出符	输出至另外的门,可以被多个门接受,与转入符配合使用

7.6.3 故障树的建造规则

在故障树分析中,建树是一个关键的和基本的步骤。建树是否完善将直接影响定性分析和定量计算结果的准确性。故障树应是实际系统故障组合和传递的逻辑关系的正确描述。

在建造故障树之前,需要对系统及其各个组成部分作出透彻的了解。这包括:① 了解系

统是如何进行工作的;②找出会造成顶事件发生的子结构失效。对于复杂的系统,还必须对这些子结构再作细分;③列出为系统运行所需要的支持系统或服务;④确定为系统运行所需要的环境;⑤了解部件是如何失效的;⑥了解试验与维修的程序。

下面就建造故障树过程中应该遵循的基本规则和需注意的一些问题作一说明:

1. 明确建树的边界条件形成简化系统图

这一条规则主要是说明一棵故障树不可能建得过大。为了减小树的规模和突出重点,应在 FMEA 分析的基础上,舍去那些很不重要的部件,从系统图的主要逻辑关系形成一个等效的简化系统图,然后从简化系统图出发进行建树。

应用 FMEA 方法对前沿系统与支持系统之间接口作出清楚明确的定义,这也是明确建树边界条件的一个重要环节。例如对供电电源,接口为供电母线;对触发信号,接口为触发系统相应的输出配电盒;对于提供不同介质(水、油、气)的支持系统,接口为该支持系统的母管线。

2. 顶事件应严格定义

在用故障树分析法计算事件树中支点的分支概率时,通常由系统在事件树中的成功准则来规定顶事件。有时一个系统在不同的初始事件下必须采用不同的成功准则。例如在小 LOCA 事件下,低压注射系统的四台泵列有一列工作就可以满足要求,而在大 LOCA 下低压注射系统需要三台泵同时工作。这时,人们将对低压注射系统分别定义顶事件来形成小 LOCA 下和大 LOCA 下的故障树。

3. FMEA 分析(失效模式与效应分析)找出部件失效模式和造成的影响

故障树分析的目的就是找出对顶事件有贡献的与硬件有关的部件故障事件。这些故障事件是以失效模式来表现的。为了定量评价,必须清楚地确定失效模式,并能从数据库中确定其失效率。

在设定部件的失效模式时,应十分谨慎,以确保它们与系统运行的要求和环境因素相一致。

部件失效模式可以分成以下三类:

(1) 需求失效:当要求某部件在某特定的时刻启动、改变状态或执行某一特定功能时,它未能作出正确的响应,这时称作需求失效。

(2) 贮备失效:一个系统和部件正常情况下处于贮备状态,而在需要时必须投入运行。但在贮备期间可能出现了失效,因而在需要时无法投入运行。这时称为贮备失效。

(3) 运行失效:一个系统或部件正常时处于运行状态,或者虽成功地启动了但却未能按所需要的时间连续地运行。这种失效称为运行失效。

4. 试验、维修和人因

除去硬件失效造成系统无法使用外,试验和维修活动对系统无效度也会有明显的贡献。其影响大小与试验和维修行为的频率和持续时间有关。通常试验计划影响的是整个子系统,因而没有必要单个地考虑各个硬件元件。另外,对于一个系统有冗余部分进行的试验,在建树时还应该考虑技术规格书造成的约束条件。维修活动将分为两类:预防性维修和异常维修。

预防性维修可以从维修程序决定每个维修的频率和持续时间。而异常维修是由于设备失效引起的维修,其频率和平均持续时间只能从统计数据决定。试验和维修之后未能使设备恢复到可运行状态的人误,也应在故障树中加以考虑。

人因错误是一个复杂问题,必须通过详细的系统分析加以考虑。在故障树中人因可以看成是部件失效的一个原因。

5. 相关性

在故障树中应该认真考虑各种相关性。这包括:① 初始事件和系统响应之间的相互关系;② 前沿系统与前沿系统或事件的相关性;③ 各前沿系统之间共用的部件。

在一些事故序列中,初始事件可能会影响某个响应系统的可用性。为了使这样的事故序列能很好地定量化,初始事件(如 LOCA 事件,丧失厂外电源)对系统可用性的影响应明确地包括在每系统的故障树中。在小事件树-大故障树方法中,初始事件的影响可以发生在部件一级上,作为一个事件建树。在大事件树-小故障树方法中,初始事件可以作为顶事件的边界条件出现。

对于不同前沿系统共用的部件,在建树时也要小心地加以处理。

共同的故障原因会引起不同的部件失效,甚至不同的系统失效。共同原因故障事件简称共因事件。鉴于共因事件对系统失效发生概率影响很大,故建树时必须妥善处理共因事件。

对于不同前沿系统共用部件的失效,也可以说成是一种共因事件,它造成了不同系统的失效。

值得注意的是,对于这些在不同故障树中出现的共因事件必须使用同一事件标识名,若该共因事件不是基本事件,必须使用相同的转移符号。一般说来,一个共因事件在同一系统故障树不同子树中出现,这一条规则往往可以得到遵守。但有时不同系统是相关的,特别在核电厂事故序列分析的小事件树-大故障树方法中,要将所有故障树联接起来形成大故障树,以便于计算机能自动找出各种相关性时,不同系统的故障树往往由不同人建造,常常对同一个共因事件给予了不同的事件标识名,从而导致错误。

6. 故障树的层次结构

从一开始,我们就是按层次结构看待系统的,一个系统由子系统组成,子系统本身又包括子系统,这种分解一直到部件一级,在部件一级,可以获得失效率数据。

在建树时,为了避免遗漏,我们应该按这种层次从上向下逐级建树。在对每一中间事件分析时,必须对所有的输入事件分析完以后,再分析下一个层次。

7. 事件的命名和描述

为了保证故障树的质量,事件命名和描述也是很重要的。采用一种标准化格式来对故障树中基本事件进行编码命名是极为重要的,它也必须与所选用的计算机程序相配。在基本事件名中应清楚地说明:① 部件失效模式;② 部件识记和类型;③ 部件所处的系统;④ 部件的电厂编码。

在事件的说明中应对失效作出完整的描述,不仅包括是什么样的失效,还应该包括何时失效。

7.6.4 故障树建造实例

图 7-5 为一个简化的应急冷却注入系统。现以此为例说明故障树建造过程。该系统的投

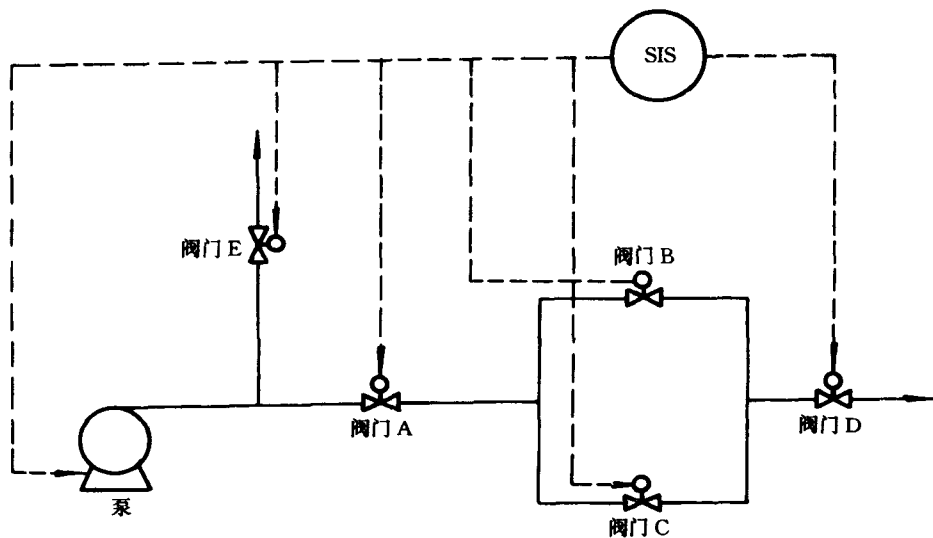


图 7-5 简化的应急冷却注入系统流程示意图

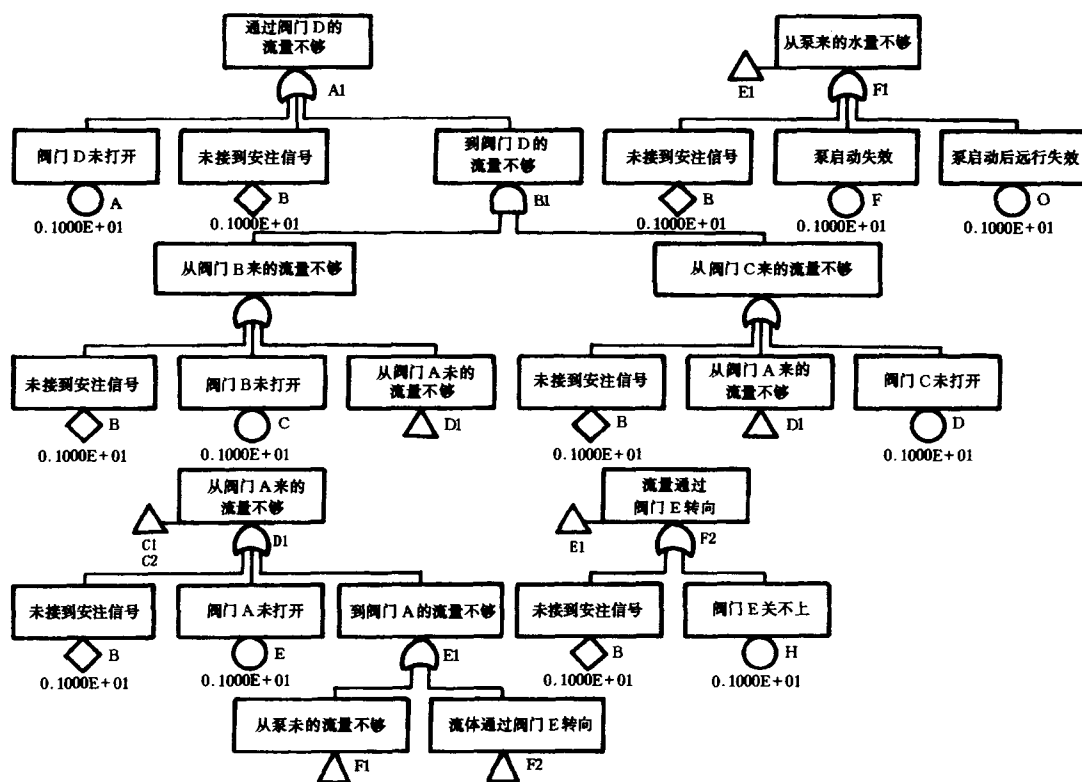


图 7-6 简化应急冷却注入系统的故障树

人由安注信号触发,安注信号将向安注泵及有关阀门发出。该故障树的顶事件为“未能通过阀门D取得足够的流量”。建树时从阀门D开始,询问如何会发生顶事件?这可能是因为阀门D没有接到安注信号,也可能是因本身原因而未能使阀门D开启,或者是阀门D未能从阀门B和阀门C得到水流量。按照系统的层次将此过程继续进展下去,便可以得到最后简化应急冷却注射系统的故障树,如图7-6。

7.6.5 故障树的定性分析

故障树定性分析是故障树分析最为关键的一步,是定量分析的基础。故障树定性分析的目的在于寻找导致顶事件发生的基本事件或基本事件的组合,即识别导致顶事件发生的所有失效模式。

由于失效数据有时难以获得,特别是人的可靠性难以量化。有时故障树分析往往只能进行到定性阶段,即找出故障树的全部最小割集。

总的说来,故障树定性分析工作包括下列三方面内容:首先,对建立起来的故障树进行规范化处理,将非规范化的逻辑门或事件,例如禁门、互斥或门、顺序与门、房形事件等按等效变换为规范化的逻辑门或事件,使建造出来的故障树为仅含有基本事件、结果事件以及“与”、“或”和“非”三种逻辑门的故障树。然后对故障树进行简化和模块化处理,这一步虽不是故障树定性分析的必要步骤,但对减小故障树的规模,节省处理工作量,往往是有好处的。故障树的分析是一个数学上典型的NP问题。最后,采用故障树算法(上行法或下行法)对故障树处理,并按布尔代数规则进行化简吸收求得全部最小割集。

1. 故障树的结构函数表示

故障树中每个事件所处的状态只有成功与失效两种状态,因而可以看成是一个布尔变量。这样对故障树中出现的每一个逻辑关系就可以看成一个布尔表示式。

对于与门,令 $x_1, x_2, \dots, x_n$ 为逻辑与门的输入事件状态变量,则该逻辑与门的输出事件状态变量 $\Phi(X)$ 可表示为 $x_1, x_2, \dots, x_n$ 的布尔乘积

$$\Phi(X) = x_1 \cdot x_2 \cdots x_n \quad (7-8)$$

对于或门,其输出事件状态变量 $\Phi(X)$ 可表示为 $x_1, x_2, \dots, x_n$ 的布尔和

$$\Phi(X) = x_1 + x_2 + \cdots + x_n \quad (7-9)$$

对于非门的输出事件状态变量表为 $\bar{x}$

$$\bar{x} = \begin{cases} 1, & \text{当 } x = 0 \\ 0, & \text{当 } x = 1 \end{cases} \quad (7-10)$$

对于一棵故障树,均可以简化为只含逻辑与门和逻辑或门以及底事件组成的形式,因而利用逻辑门的布尔表示可以将故障树顶事件的状态变量 T 表示为底事件状态变量 $x_1, x_2, \dots, x_n$ 的布尔表达式

$$\Psi = \Psi(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (7-11)$$

这个表达式就称为故障树的结构函数。对于一个复杂故障树来说,结构函数 Ψ 还是较复杂的。它是布尔变量的函数,因而可以利用布尔代数规则进行简化、展开、吸收,化成所谓积之和形式的表达式,便于分析和计算。

表7-6中列出了布尔代数的基本运算规则。

表 7-6 布尔代数的基本运算规则

	规 则
1. 交换律	a. $XY = YX$ b. $X + Y = Y + X$
2. 结合律	a. $X(YZ) = (XY)Z$ b. $X + (Y + Z) = (X + Y) + Z$
3. 等幂律	a. $XX = X$ b. $X + X = X$
4. 吸收律	a. $X(X + Y) = X$ b. $X + XY = X$
5. 分配律	a. $X(Y + Z) = XY + XZ$ b. $(X + Y)(X + Z) = X + YZ$
6. 互补性	a. $X\bar{X} = \varphi$ b. $X + \bar{X} = \Omega$ c. $\bar{\bar{X}} = X$
7. 摩根定理	a. $\overline{(XY)} = \bar{X} + \bar{Y}$ b. $\overline{(X + Y)} = \bar{X}\bar{Y}$
8. 其它	a. $X + \bar{X}Y = X + Y$ b. $\bar{X}(X + \bar{Y}) = \bar{X}\bar{Y}$

2. 割集与最小割集

割集是故障树底事件集合的一个子集合,如果该子集的所有这些底事件发生,则顶事件必定发生。

最小割集是割集集合的一个子集,是底事件数量不能再减少的割集,即如果在这个割集中任意去除一个底事件之后,剩下的事件集合不再是一个割集。

任一故障树将由有限数量的最小割集组成。

最小割集中所含底事件数目称为最小割集的阶数。在核电厂系统故障树中,各底事件发生概率比较小且相互差别相对不大。这时,阶数越小的最小割集越重要,在低阶最小割集中出现的底事件比高阶最小割集中的底事件重要,在不同最小割集中重复出现的次数越多的底事件越重要。

对于核电厂安全系统,设计上要满足单一失效准则,这就意味着系统中不允许有一阶最小割集。

由于全部最小割集反映系统的全部失效模式,这为寻找系统薄弱环节,提高系统可靠性的途径提供了依据。

3. 求最小割集的算法

寻找最小割集的方法很多,这里介绍常用的两种方法,一种是下行法,也称 Fussell 法;另一种是上行法。下行法是从顶事件开始,由上而下逐步将顶事件展为底事件的积之和形式,经过吸收得到全部最小割集。上行法与下行法进行方向相反,从底事件开始,由下向上逐步将顶事件展为底事件的积之和形式,经吸收得到全部最小割集。

(1) 下行法:下行法是从顶事件开始的,从上往下逐级展开,经过或门,用输入事件置换输出事件就给出了应展为哪些项的信息;经过与门,用输入事件置换输出事件就给出了项中应有哪些元素的信息。换句话说,经过或门,给出有哪些割集的信息;经过与门,给出割集有哪些事件的信息。直到全部门事件均被底事件置换为止,所得到的全部乘积项就是含有全部最小割集的布尔显示割集(BICS)。经过吸收便得到全部最小割集。

所谓布尔显示割集,是全部割集的一部分,这一部分割集是由给定的结构函数经布尔展开得到的(显示出来的)积之和形式的全部项,它不一定是故障树的全部割集,但由逻辑函数的性质知道,只要结构函数是单调关联的,布尔显示割集一定包括了全部最小割集。由布尔显示割集经等幂化简、再吸收便可得到全部最小割集。

(2) 上行法:上行法与下行法进行方向相反,从底事件开始,由下向上逐步将顶事件展成底事件的积之和形式,经吸收得到全部最小割集。

不论哪一种方法,都将故障树的顶事件表为下列积之和形式:

$$Top = \sum_{i=1}^r \prod_{j \in i} x_{ij} = \sum_{i=1}^r C_i, C_i = \prod_{j \in i} x_{ij}$$
(7-12)

例:用下行法求解图 7-7 的全部最小割集

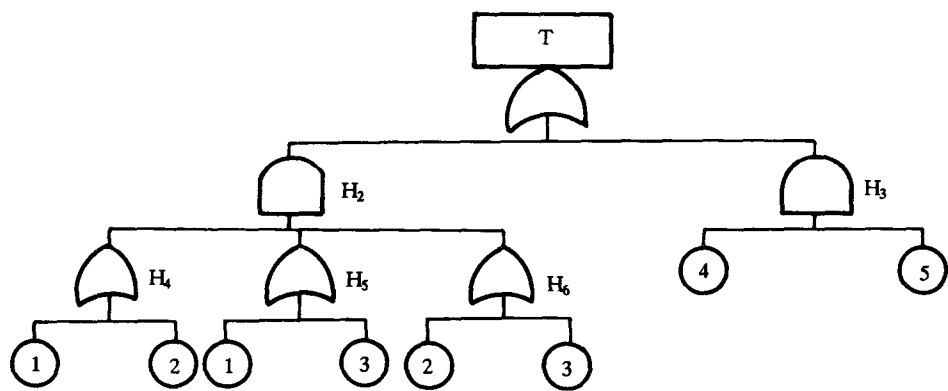


图 7-7 用下行法求全部最小割集的故障树

在表 7-7 中列出了用下行法求解的过程。

表 7-7 下行法寻找 MCS 的过程

	置换或门	置换与门	置换与门	置换或门	置换或门	BICS	吸 收	MCS
T→	H ₂	H ₂	H ₄ H ₅ H ₆	x ₁ H ₅ H ₆	x ₁ x ₁ H ₆	x ₁ x ₁ x ₂	x ₁ x ₂	x ₁ x ₂
	H ₃	x ₄ x ₅	x ₄ x ₅	x ₂ H ₅ H ₆	x ₁ x ₃ H ₆	x ₁ x ₁ x ₃	x ₁ x ₃	x ₁ x ₃
				x ₄ x ₅	x ₂ x ₁ H ₆	x ₁ x ₃ x ₂	x ₁ x ₂ x ₃	x ₂ x ₃
					x ₂ x ₃ H ₆	x ₁ x ₃ x ₃	x ₁ x ₃	x ₄ x ₅
					x ₄ x ₅	x ₂ x ₁ x ₂	x ₁ x ₂	
						x ₂ x ₁ x ₃	x ₁ x ₂ x ₃	
						x ₂ x ₃ x ₂	x ₂ x ₃	
						x ₂ x ₃ x ₃	x ₂ x ₃	
						x ₄ x ₅	x ₄ x ₅	

在逐级展开由左向右完成表格的过程中,遇到“与”门时,将该所有的输入事件都排在同一行中,在遇到“或”门时把该门的输入都排在同一列中,这样直到底事件,最后一步得到的各项是系统割集,但不一定是系统的全部割集,也不是最小割集,经吸收后得到该系统的全部最小割集:

对于前面建立的注射系统故障树,可以根据下行法采用下列步骤求出最小割集。

置换

$$\begin{aligned} A1 &= A + B + B1 = A + B + C1 * C2 = A + B + (C + B + D1) * (D + B + D1) \\ &= A + B + (C + B + E + B + E1) * (D + B + E + B + E1) \\ &= A + B + (C + B + E + B + F1 + F2) * (D + B + E + D + F1 + F2) \\ &= A + B + (C + B + E + B + F + G + B + H + B) * (D + B + E \\ &\quad + D + F + G + B + H + B) \end{aligned} \quad (7-13)$$

化简利用 $X + X = X$

$$A1 = A + B + \{C + B + E + F + G + H\} * \{D + B + E + F + G + H\}$$

展开

$$\begin{aligned} A1 &= A + B + CD + CB + CE + CF + CG + CH + BD + BB + BE + BF + BG + \\ &\quad BH + ED + EB + EE + EF + EG + EH + FD + FB + FE + FF + FG + FH + \\ &\quad GD + GB + GE + GF + GG + GH + HD + HB + HE + HF + HG + HH \end{aligned} \quad (7-14)$$

利用 $XX = X$

$$\begin{aligned} A1 &= A + B + CD + CB + CE + CF + CG + CH + BD + B + BE + BF + BG + BH \\ &\quad + ED + EB + E + EF + EG + EH + FD + FB + FE + F + FG + FH + GD + GB \\ &\quad + GE + GF + G + GH + HD + HB + HE + HF + HG + H \end{aligned} \quad (7-15)$$

利用 $X + X \cdot Y = X$

$$A1 = A + B + E + F + G + H + CD \quad (7-16)$$

上述介绍的两种算法都是有效的,但是必须注意,当故障树中部件数量大时,其运算量是很大的,而且计算量随部件数目 n 的增长而指数增长。可以证明求故障树最小割集的分析是一个存在 NP 困难的问题。一个由 n 个底事件组成的系统,底事件组合的种类为 2^{n-1} 种,用试探法求故障树割集将有 2^{n-1} 种可能性,因此是 NP 问题。用上面所说的上行法或下行法针对实际问题分析,求得全部布尔显示割集 BICS 比 2^{n-1} 少得多,但绝对数目还是很大的,虽用大型计算机求解仍然存在计算容量和速度的问题。为此人们提出了各种各样的算法和技术来缓解所谓 NP 困难引起的问题。这包括模块化技术、早期不交化技术……等。其中最为成功并被许多程序利用的是模块化技术。

在采用模块化技术时,先对故障树进行分析,找出一些最大可能的独立部分,用一个准底事件或超级事件代替,这个独立部分通常称为故障树的模块或独立子树。在原故障树中有关部分就用这些独立子树代替,新形成的故障树在规模上要比原来的故障树小得多。对该树进行分析求出最小割集表达式,该最小割集表达式中含有一些独立子树代表的超级事件。再将独立子树的最小割集代入,经过布尔运算化简就可以得到原故障树的全部最小集合。实践表明,采用模块化技术大大减少了分析的工作量。

在故障树定性分析中,人们还可以根据实际问题采用按割集阶数或割集概率截断方法来减少计算量。这样做在最小割集表示式中可能丢失一些不重要的失效模式,但从工程观点来

看这是允许的。例如在核电厂 PSA 工作中,一般选截断概率为 10^{-8} 。实践表明,截断方法是控制生成最小割集数目的唯一有效手段。

7.6.6 故障树的定量分析

1. 概述

故障树的定量分析工作包括:

- 1) 确定底事件的失效概率。
- 2) 利用底事件的发生概率算出顶事件发生概率的点估计值和区间估计值,以确定系统的可靠性。
- 3) 确定每个最小割集的发生概率,以便改进设计,提高系统的可靠性。
- 4) 确定每个底事件的发生对引起顶事件发生的重要程度,即重要度分析,以便合理设计和正确选用部件或元件的可靠性等级,并识别设计上的薄弱环节。

2. 基本可靠性特征量

对于一个部件,可以引入下列可靠性特征量:

$f(t)dt$ t 时刻 dt 内发生失效的概率;

$\lambda(t)dt$ 部件直到 t 时刻仍然完好,但在随后 dt 时间内失效的概率;

$$R(t) = 1 - F(t) \quad (7-17)$$

可靠度为部件在 t 时刻以前没有失效的概率;

$$F(t) = 1 - R(t) \quad (7-18)$$

部件在 t 时刻已经失效的概率,也是在 0 到 t 期间某一时刻发生失效的概率, $F(t)$ 也称累积失效概率分布函数。

从定义出发,很容易证明有下列关系式:

$$f(t) = \lambda(t)R(t) \quad (7-19)$$

$$F(t) = \int_0^t f(t')dt' \quad (7-20)$$

$$R(t) = \int_t^\infty f(t')dt' \quad (7-21)$$

$$R(t) = 1 - F(t) = 1 - \int_0^t f(t')dt' \quad (7-22)$$

$$\lambda(t) = -\frac{1}{R(t)} \frac{dR(t)}{dt} \quad (7-23)$$

从而得出:

$$R(t) = \exp\left[-\int_0^t \lambda(t')dt'\right] \quad (7-24)$$

$$f(t) = \lambda(t)\exp\left[-\int_0^t \lambda(t')dt'\right] \quad (7-25)$$

$$F(t) = 1 - \exp\left[-\int_0^t \lambda(t')dt'\right] \quad (7-26)$$

3. 底事件失效概率

故障树定量分析的第一步就是确定各个底事件的失效概率。对部件失效数据分析是其重

要的一环。这包括对部件运行失效、部件需求失效、部件检修、部件试验和维修等方面的模型分析。

一个部件的失效特性可以按两种方式描述：

(1) 失效率 $\lambda(t)$ ，在 t 时刻还未失效的部件而在 t 时刻单位时间内失效的概率。

(2) 需求失效概率(不可用度)，它为部件执行功能需求时的失效概率，也就是在需求以前或在需求时刻部件功能已经失效的概率。就失效的含义来说，失效概率等效于不可用度。但失效率不要与不可用度相混。

从类似部件在可比环境中运行的失效统计数据，可以计算失效率 λ 和需求失效概率。一般说来这两个量都不是常数，而是时间 t 的函数。大多数部件的 $\lambda(t)$ 曲线呈浴盆形状，称为“浴盆曲线”。

如图 7-8 所示，失效率随时间的变化分成三个阶段。第一阶段，由于部件磨合或部件生产质量控制不严造成部件容易失效，称为早期失效期；第二阶段，失效率由随机失效决定，基本保持不变，称为偶发失效期；第三阶段，由于老化使部件变得易于失效，称为耗损失效期。

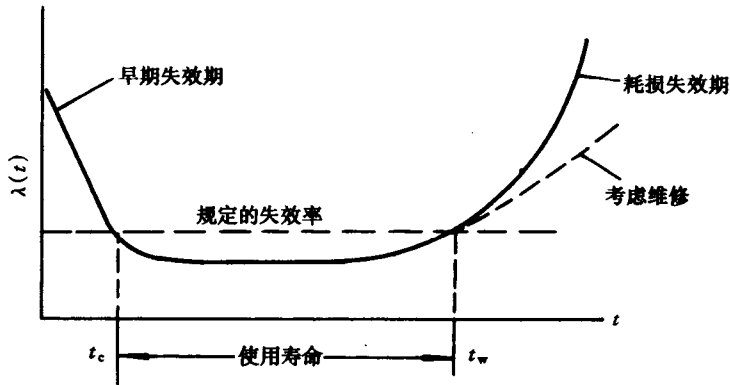


图 7-8 部件失效率浴盆曲线

对于核反应堆中大多数安全系统，由于有严格的质量控制要求，部件在早期的失效就趋向于随机失效，另一方面又采用维修和更替部件的手段来防止部件进入耗损失效期，因此，在核电厂的可靠性和风险分析中，可以认为失效是随机的，即 $\lambda(t) = \lambda = \text{常数}$ ，这种随机失效可以用指数分布描述，即部件 t 时刻仍处于完好状态的概率：

$$R(t) = \exp\left[-\int_0^t \lambda(t) dt\right] = e^{-\lambda t} \quad (7-27)$$

t 时刻累积失效概率：

$$F(t) = 1 - e^{-\lambda t} \quad (7-28)$$

除去部件的失效行为之外，还必须考虑因修理、功能试验、定期更换等维修引起的无效率。这样，从失效时刻或从各个试验开始，到维修行动终了时为止，部件就认为失效。

下面具体讨论一下如何计算故障树中所需要的基本事件的发生概率。

对于一个正在运行的系统，其部件不可用度

$$q = 1 - e^{-\lambda_0 T_M} \approx \lambda_0 T_M \quad (7-29)$$

λ_0 为运行失效率， T_M 为任务时间。 T_M 可以根据系统运行的成功准则来决定。

对于在线可修部件

$$q = \frac{\lambda_0 T_R}{1 + \lambda_0 T_R} \quad (7-30)$$

T_R 为平均检修时间

对于一个备用系统中的部件,实际上我们所需要的首先是部件的需求不可用度,系统运行起来以后才关心运行失效概率。对于备用系统的部件,可以利用部件按时间平均的不可用度作为故障树中所需要的基本事件的发生概率。

假设备用部件的备用失效率为 λ_s , 仍然只考虑随机失效, λ_s 也为常数, 失效概率分布函数为指数分布

$$F(t) = 1 - e^{-\lambda_s t} \quad (7-31)$$

部件按时间平均不可用度

$$q = \frac{\int_0^{T_p} F(t) dt}{\int_0^{T_p} dt} = 1 - \frac{1 - e^{-\lambda_s T_p}}{\lambda_s T_p} \approx \frac{1}{2} \lambda_s T_p \quad (7-32)$$

T_p 为部件备用时间

如果备用部件要定期地进行试验,那不可用度就是时间的周期函数。为了减轻计算的负担,与时间相关的部件不可用度可以用其在所分析的周期上的平均值代替,将部件不可用度看成常数。

$$q = 1 - \frac{1 - e^{-\lambda_s T}}{\lambda_s T} \approx \frac{1}{2} \lambda_s T \quad (7-33)$$

T 为部件试验周期

在试验或检验期间,因试验或检验本身也造成了部件的无法投入,在故障树中也是要加以考虑的。其在故障树中基本事件的失效概率可以采用下列公式:

因试验造成部件的停运,其不可用度 $q = \frac{\tau}{T}$, τ 为平均试验持续时间

按计划检修造成部件的停运,其不可用度 $q = f_m T_m$, f_m 为按计划维修的频率, T_m 为按计划维修行动所需的平均时间。

关于失效率和需求失效概率,已有不少数据库可供使用。但是应该小心地使用这些通用数据库或电厂专用数据库。库中所给数值是根据特定试验频率并用有关模型算出来的,对你使用的情况可能不同,否则可能会对部件不可用度造成明显的高估或低估。另外,大部件数据库不区分运行失效和备用失效率,这可能会造成误解。

4. 顶事件发生概率的计算

在系统顶事件发生的最小割集表示式中,由于同一个底事件可以在几个最小割集中重复出现,这就意味着最小割集之间是相容的。这样必须采用相容事件的概率公式才能准确计算顶事件发生概率,即容斥定理。

顶事件

$$T = C_1 + C_2 + \cdots + C_N \quad (7-34)$$

顶事件发生概率

$$P(T) = \sum_{i=1}^N P(C_i) - \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j=i+1}^N P(C_i C_j) + \sum_{i=1}^{N-2} \sum_{j=i+1}^{N-1} \sum_{k=j+1}^N P(C_i C_j C_k) - \dots + (-1)^{N-1} P(C_1 C_2 \dots C_N) \quad (7-35)$$

式中, C_i, C_j, C_k , 为第 i, j, k 个最小割集。

对于上例题中的最小割集

$$C_1 = X_1 X_2, C_2 = X_1 X_3, C_3 = X_2 X_3, C_4 = X_4 X_5$$

且设所有底事件的失效概率 $p=0.1$

$$\begin{aligned} \text{有 } P(T) &= P(C_1) + P(C_2) + P(C_3) + P(C_4) - P(C_1 C_2) - P(C_1 C_3) - P(C_1 C_4) - P(C_2 C_3) - \\ &P(C_2 C_4) - P(C_3 C_4) + P(C_1 C_2 C_3) + P(C_1 C_2 C_4) + P(C_1 C_3 C_4) + P(C_2 C_3 C_4) - P(C_1 C_2 C_3 C_4) = \\ &P(X_1 X_2) + P(X_1 X_3) + P(X_2 X_3) + P(X_4 X_5) - P(X_1 X_2 X_3) - P(X_1 X_2 X_3) - P(X_1 X_2 X_4 X_5) - P \\ &(X_1 X_2 X_3) - P(X_1 X_3 X_4 X_5) - P(X_2 X_3 X_4 X_5) + P(X_1 X_2 X_3) + P(X_1 X_2 X_3 X_4 X_5) + \\ &P(X_1 X_2 X_3 X_4 X_5) + P(X_1 X_2 X_3 X_4 X_5) - P(X_1 X_2 X_3 X_4 X_5) = 4 \times 0.1^2 - 2 \times 10^3 - 3 \times 0.1^4 + 2 \times 0.1^5 = \\ &0.03772 \end{aligned} \quad (7-36)$$

可以看出, 当最小割集数 N 足够大时, 顶事件计算同样会出现组合爆炸问题, 因为其计算项数 $= 2^{N-1}$ 项, 每一项又是许多项的连乘积。在实际工程问题中是可以采用近似方法计算顶事件概率的。

上述容斥定理表示式中:

记:

$$P_1 = \sum_{i=1}^N P(C_i), P_2 = \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j=i+1}^N P(C_i C_j), P_3 = \sum_{i=1}^{N-2} \sum_{j=i+1}^{N-1} \sum_{k=j+1}^N P(C_i C_j C_k)$$

则:

$$P(T) = P_1 - P_2 + P_3 - P_4 \dots + (-1)^N P_N \quad (7-37)$$

P_1 是 $P(T)$ 的上界, $P_1 - P_2$ 为 $P(T)$ 中的下界。作为一级近似, 取 $P(T) \approx \sum_{i=1}^N P(C_i)$

该近似称为稀有事件近似。实际 $P(T) \leq P_1$, 因此取 P_1 作顶事件发生概率是一种保守的近似。

应该说按此计算出的只是顶事件的点估计值。实际上, 每个底事件从概率论观点上看是一个随机事件, 因此其失效概率不是定常数, 而是满足某种分布。数据量少和数据使用条件的不同也使底事件概率存在一定的不确定性。这样, 按上面所述方法由底事件发生概率计算顶事件发生概率必然带有误差。因此, 进行顶事件的区间估计是必要的。概率树顶事件区间估计的常用方法主要有两种: 蒙特卡罗模拟法和矩法。蒙特卡罗法是数值仿真的方法, 其实施步骤: 首先对每个底事件按底事件的分布进行随机抽样, 产生各个底事件的随机的概率值, 代入故障树模型求得顶事件一次随机数值, 完成对系统一次模拟实验。根据准确度要求进行多次抽样随机试验, 最后得到顶事件的概率分布曲线, 并求出顶事件发生概率区间估计值。

在矩法中, 首先是求出部件可靠性分布函数的各次矩, 然后根据系统的结构函数求得顶事件可靠度分布函数的各次矩, 从而求出顶事件发生概率的区间估计值。在矩法中, 我们可以不知道部件失效服从何种分布, 但一定要知道失效概率分布函数的矩。可以从实际的部件失效数据经数据处理求出分布的“矩”。

5. 重要度分析

重要度分析是故障树定量分析中的重要组成部分。重要度系指一个部件或者割集对顶事件作出的贡献。人们从各种角度引进了各种各样的重要度,这里只介绍其中重要的几种。

(1) 概率重要度(Birnbaum 重要度)。概率重要度定义为部件失效概率变化所引起的顶事件发生概率的变化,即系统不可用度 $g(Q(t))$ 对某个部件 Q_i 的偏导数。显然,由于 $g(Q(t))$ 是一个多元线性函数,因此,概率重要度等于部件 i 失效时系统的不可用度减去部件 i 正常时系统的不可用度。

$$I_i^B(t) = \frac{\partial g(Q(t))}{\partial Q_i(t)} = g(1_i, Q(t)) - g(0_i, Q(t)) \quad (7-38)$$

其中: $g(1_i, Q(t))$ 为部件 i 失效时系统的不可用度, $g(0_i, Q(t))$ 为部件 i 正常时系统的不可用度, $g(Q(t)) = g(Q_1(t), Q_2(t), \dots)$ 为系统不可用度。

(2) F-V 割集重要度(Fussell-Vesely 重要度) $I_i^{FV}(t)$ 。为了描述部件失效对系统失效的总贡献,Fussell 和 Vesely 定义和使用了下列定义,称为 Fussell-Vesely 割集重要度:

$$I_i^{FV}(t) = \frac{g_i(Q(t))}{g(Q(t))} \quad (7-39)$$

其中, $g_i(Q(t))$ 为所有包含部件 i 的最小割集发生概率, $g(Q(t))$ 为系统不可用度。

(3) 关键重要度。为了提高系统的可靠性,一般是改进系统最薄弱的环节,也就是说提高较高质量的部件不如提高较低质量的部件。为此引入关键重要度。

关键重要度是部件失效概率的变化率所引起的系统失效概率的变化率。

$$I_i^C(t) \equiv \lim_{\Delta Q_i(t)} \frac{\frac{\Delta g(Q(t))}{g(Q(t))}}{\frac{\Delta Q_i(t)}{Q_i(t)}} = \frac{Q_i(t)}{g(Q(t))} \frac{\partial g(Q(t))}{\partial Q_i(t)} = \frac{Q_i(t)}{g(Q(t))} \times I_i^B(t) \quad (7-40)$$

请注意,一般情况下, $g_i(Q(t)) \neq Q_i(t) I_i^B(t)$ 。实际上在计算 $g_i(Q(t))$ 中,只考虑了与 i 部件相关割集,对于非相关割集未作分析,而且计算结果中没有排除相关割集与非相关割集相容的情况,一般 $g_i(Q(t))$ 值要大于 $Q_i(t) I_i^B(t)$ 。

(4) 结构重要度。结构重要度的定义为:

$$I_i^S(t) = \frac{1}{2^{N-1}} n_i^\Psi(t) \quad (7-41)$$

$$n_i^\Psi = \sum_{2^{N-1}} [\Psi(1_i, X) - \Psi(0_i, X)] \quad (7-42)$$

其中, $\Psi(1_i, X)$ 为 i 部件失效时系统结构函数取值, $\Psi(0_i, X)$ 为 i 部件正常时系统结构函数取值。

这里求和是对除 i 部件外系统其它部件的可能状态求出。对于一个 N 个部件组成的系统,除 i 部件外, $N-1$ 个部件可能的状态数为 2^{N-1} 。

可以证明当系统内各部件失效概率相同情况下,部件结构重要度等于部件概率重要度。

7.7 事故序列分析

7.7.1 概述

事故序列分析的目的在于找出待定量化的事故序列和求出各个事故序列的发生频率。

在事故序列分析中应给出下列结果：

- (1) 重要事故序列及其重要的最小割集。
- (2) 所有事故序列的归类。
- (3) 事故序列的点估计和区间估计。
- (4) 堆芯严重损坏频率。
- (5) 事故序列中系统、割集和部件重要度。
- (6) 灵敏度分析。

一个事故序列实质上就是一个由各题头事件用“与”门联系起来的故障树,或称为事故序列故障树。因此,事故序列分析也是故障树分析,只是在事故序列分析中还要考虑一些特殊问题。

7.7.2 事故序列中相关性处理

事故序列分析中,对相关性的处理是一个复杂的关键性的问题,必须认真加以处理。在事故序列分析中碰到的相关性有以下几类:

- (1) 共同初始事件,引起多个前沿系统或支持系统失效。
- (2) 共享部件失效引起多个系统失效。
- (3) 系统间的相关性,包括共享支持系统、支持系统相互依赖性,前沿系统中的支持系统与其它支持系统等。
- (4) 由于区别早期和晚期系统失效的要求引起的相关性。
- (5) 人因相关性。

在大事件树-小故障树方法中,一般是采用人工的方法在事件树建造过程中小心地考虑系统之间的相关性。而在小事件树-大故障树方法中,则在对事件树进行布尔化简过程中对这种相关性进行处理,而且可以通过计算机程序自动地完成各种相关性分析,包括系统相关性和初始事件、部件失效与人误之间的相关性。

7.7.3 事故序列中系统成功的处理

在某些情况下,系统的成功包括在定义事故序列的事件序列中。这时,重要的是在事故序列的布尔化简中明确地考虑该系统的成功,以避免对事故序列发生频率作出过高的估计。例如,当前沿系统的系统模型中包括支持系统时,前沿系统的成功意味着它的支持系统的成功,在此之后在同一事故序列中该支持系统就不能认为对另一不同的前沿系统的失效有贡献。

这种问题精确处理要求利用对偶定理建立与系统成功模型相对应的成功树,然后再与事故序列中系统失效对应的故障树进行布尔化简求出事故序列的最小割集。这样,即使使用非常好的故障树分析程序也会碰到困难,而且这样形成的故障树还是非单调关联故障树。为此

一般采用近似的方法——割集匹配技术。其实施步骤如下:首先求出事故序列中失效系统合并故障树的最小割集和成功系统的故障树最小割集,然后对上述两个割集进行比较,如果第一组中某割集被第二组中的割集所包含,就在第一组中删除该割集,删除后的割集就是事故序列的割集。

7.7.4 事故序列的定量化

在事故序列定量化之前,我们首先确定出需量量化的事故序列,并对这些事故序列进行处理,如系统成功的处理,以形成适合量量化的形式。

事故序列在系统一级上筛选也是需要的。例如事故序列 IABC 已经量量化了,而事故序列 IABDE 有待量量化,如果已肯定 DE 不依赖于 IAB,而且发生概率要比 C 低得多(比如低两个数量级),那么 IABDE 就可以不需要量量化了。

事件树布尔化简过程的复杂性随着构成事故序列的各个故障树中项数(割集)的增加而按几何级数增大。因此,为了使序列定量化实际可行,类似于故障树的处理,可以采用模块化技术和截断技术。

模块化过程的目标是将尽可能多的底事件失效组合成独立子树,或称为模块,并赋给一个名字。但这一过程需要小心进行,每一个子树必须与同一事故序列中的所有其它子树完全独立。在多个系统中作为独立子树出现的所有失效必须在它们出现的每一个系统中具有相同的名字。

由于一般来说每个独立子树都包含多个底事件,因而用含有独立子树写出的布尔方程比只用底事件写成的布尔方程会有少得多的项数。于是,使用独立子树的故障树模块化可以大大降低布尔化简过程的复杂性。

截断技术是一种近似方法,这包括按割集阶数截断和按概率值截断两种方法。按概率截断,就是说只考虑发生概率在某一截止值之上的那些割集,该截止值称为截断值。实际经验表明,将截断值取为所得到的支配性数值或者所考虑的准则值的 $1/1\ 000$ 以下通常是足够的。例如,准则值取 10^{-5} ,那么一般来说截断值取为 10^{-8} 是足够的。在目前核电厂 PSA 事故序列分析中,一般就是取截断值为 10^{-8} 或者 10^{-9} 。

在给出事故序列量量化的最终结果以前,通常还有一个问题值得考虑,就是恢复行动对结果的影响。每一个事故序列的最小割集代表该序列可能发生的一种可能途径。运行人员可以从最小割集得到有用信息,并判断能否采取恢复行动。因此,通常是在最小割集级别上而不是在事故序列级别上考虑恢复行动。由于对一个事故序列来说可能有很多最小割集,因此只对最重要的最小割集考虑恢复才是必要的。对于采取恢复行动的最小割集,要估算非恢复概率,然后将最小割集的频率乘以它的非恢复概率就可估算有恢复的最小割集频率,从而计算出事故序列的最终估计频率。

7.8 核电厂 PSA 分析结果

7.8.1 美国反应堆安全研究(RSS)

20 世纪 70 年代美国在 Rasmussen 领导下开始的反应堆安全研究是世界第一次全面应用

概率论方法进行核电厂事故风险的研究工作,并于 1975 年发表了“反应堆安全研究”的著名报告(WASH-1 400)。该报告分析了两个参考核电厂:775MWe 的塞瑞 1 号(Surry-1)西屋公司压水堆和 1 065MWe 桃花谷 2 号(Peach Bottom-2)通用电气公司沸水堆。总共研究了 PWR 4 800 种事故序列,对其中可能导致堆芯熔化的 1 000 多种又仔细进行了事件树、故障树和后果分析。给出压水堆堆芯熔化总概率为 $6 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,并指出小 LOCA 事故序列是造成堆芯熔化频率的主要贡献者,其它初始事件,如在余热排出系统失效后失去厂外电源引起的瞬变事故初始事件对堆芯熔化频率也有贡献。

在表 7-8 中列出了塞瑞 1 号压水堆中各种初始事件对堆芯熔化频率的贡献。

表 7-8 塞瑞 1 号压水堆各种初始对堆芯熔化频率的贡献

初始事件	频率 1/年	引起的堆芯熔化频率 1/(堆·年)	在总熔化频率中所占份额
大破口 LOCA	1×10^{-4}	3.4×10^{-6}	6%
中破口 LOCA	3×10^{-4}	6.9×10^{-6}	12%
小破口 LOCA	1×10^{-3}	2.6×10^{-5}	46%
压力容器破裂	1×10^{-7}	1.1×10^{-7}	0.2%
一回路压力边界设备失效	4×10^{-6}	4.8×10^{-6}	8%
其它瞬变	2×10^{-1}	1.6×10^{-5}	28%
全部初始事件		5.7×10^{-5}	100%

7.8.2 德国风险研究

德国风险研究工作开始于 1973 年,研究工作分两个阶段,阶段 A 以 1 300MW 电功率压水堆核电厂 Biblis B 为对象,采用反应堆安全研究(RSS)中的假设和方法评价严重事故造成的风险。该工作于 1979 年完成。RSS 研究的参考电厂与德国电厂之间设计上和安全系统功能上有明显的差异,因此尽管在堆芯熔化频率上数值差别不大,但各种初始事件对堆芯熔化频率的相对贡献还是有一些差别的。表 7-9 给出了德国风险研究得出的堆芯损坏频率。

阶段 B 研究的主要目的在于将阶段 A 所作的分析工作深入下去,以便尽可能以现实估计为基础来评估、改进和优化核电厂安全特性。在阶段 B 中,将进一步考虑各种事故初始事件,完整地分析事故序列,识别和分析能够将风险降低至最小的事故处理措施。自阶段 A 以来,在反应堆安全研究方面已取得许多成果,这些研究成果已在阶段 B 的严重事故分析中加以考虑。另外,阶段 A 中对安全壳特性没有作详细的分析,而阶段 B 已将重点转向严重事故源项研究,即对安全壳特性作了全面详细分析。

阶段 B 所分析的对像仍是 Biblis B 核电厂,但自阶段 A 完成以后,Biblis B 已作了一些系统改进,因此在阶段 B 分析中必须加以考虑。这包括:

(1) 安装了一个半自动系统,在小破口时能以 $100^{\circ}\text{C}/\text{h}$ 速率控制冷却,该项改进使小破口对堆芯损坏频率降了一个数量级。

表 7-9 德国风险研究给出的堆芯损坏频率(均值)

初 始 事 件	阶段 A	阶段 B
失水事故		
一回路大破口(>200cm ²)	2×10^{-6}	3.1×10^{-7}
一回路小破口(2~200cm ²)	5.7×10^{-5}	3.7×10^{-6}
稳压器安全阀误开	—	2.2×10^{-6}
稳压器泄压阀卡开	9.0×10^{-6}	8.2×10^{-7}
多根蒸汽发生器传热管破裂 (>6cm ²)	—	3×10^{-7}
单根蒸汽发生器传热管破裂 (1~6cm ²)	—	1×10^{-6}
隔离阀失效未能关闭	3×10^{-8}	$< 10^{-7}$
瞬变		
丧失电源	1.3×10^{-5}	2.2×10^{-6}
丧失主给水	3.0×10^{-6}	3.2×10^{-6}
丧失热阱		2.9×10^{-6}
丧失热阱和主给水	$< 10^{-7}$	6.7×10^{-6}
主蒸汽管破断	—	2.5×10^{-6}
ATWS	1.3×10^{-6}	2.0×10^{-7}
合计	8.6×10^{-5}	2.6×10^{-5}

(2) 改进二回路泄压阀。

(3) 在主热阱失效时,电厂有自动进行部分冷却的能力。

(4) 通过各种复合的隔离信号来控制稳压器泄压系统。

(5) 在应急柴油发电机失效情况下,可以恢复与主电网的连接。

(6) 安装了一个备用电网。

在阶段 B 分析中还取消了一些保守的假设。例如,对于应急堆芯冷却系统的成功准则,在阶段 A 要求至少要有两列高压和两列低压运行成功。而在阶段 B,应急堆芯冷却的成功准则只要求一列高压和一列低压运行成功,只是这些系统必须在事故后 30min 以内能够启动以冷却反应堆。

在阶段 A,所有堆芯损坏状态都认为是堆芯熔化。而在阶段 B,在堆芯熔化以前出现堆芯损坏状态下,即使有关安全系统已经失效,但仍允许采取恢复行动,只是当恢复不成功时,事故才会发展成堆芯熔化。

在阶段 B 对初始事件频率重新作了认真分析。鉴于一回路高质量的设计,大破口和中破口的频率是很低的,因而改取 $< 10^{-7}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。而像失去主热阱和失去主给水的初始事件,在阶段 A 是没有考虑的,而在阶段 B 经过分析发现它对结果有明显的贡献。总之,在阶段 B

考虑的初始事件数目增加了,分析的范围也扩大了。但由于在阶段 A 后,对安全系统作了较大改进,因而堆芯损坏总频率降了三分之二,为 $2.6 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,其中大约 30% 来自小破口初始事件,70% 来自其它瞬变初始事件。主要的事故序列为余热排出失效造成一回路高压而使堆芯损坏。阶段 B 的研究还指出,该事故序列特别是在初始阶段,在一回路系统还是一个缓慢变化的过程。因此,在许多情况下可以采用灵活的事故处置手段来防止燃料的加热和其后的堆芯熔化。这就是说安全系统失效不一定导致堆芯熔化,特别是不一定导致堆芯在高压下熔化。经研究指出,采取事故处置手段之后,电厂损坏状态中的 88% 能够恢复到安全状态,仅有 12% 造成堆芯熔化。最后造成堆芯熔化的频率为 $3.6 \times 10^{-6}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,其中高压堆芯熔化频率仅为 $4.5 \times 10^{-7}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。这说明采取事故处置手段是有效的,特别是大幅度降低了高压堆芯熔化概率。正因为如此,德国现在正在发展一种新型的先进安全壳。它能够承受 1.5~2.0MPa 的压力,这样即使发生低压堆芯熔化事件,新型安全壳也不会被破坏,从而避免大量放射性物质向大气释放,保证公众的安全。

7.8.3 NUREG-1150 分析结果

RSS 研究工作完成后,美国开始了概率安全评价在管理工作中的应用,特别是 1979 年三哩岛核事故的发生加速了概率论评价方法的发展和在核电厂安全评价中的应用。开始了反应堆安全研究方法计划(RSSMAP)、内部事件可靠性评价计划(IREP)以及国家可靠性评价计划(NREP)。与此同时,许多电力公司在美国核管会的建议下,也进行了所属核电厂的 PSA 分析。特别在后期所作的 PSA 分析中,对系统采用了现实的系统成功准则,代替了早期 PSA 中根据审批过程中所用的保守性假设;在 20 世纪 80 年代中期,对严重事故的物理过程经过深入研究后已形成了新的计算模型,并形成源项分析程序包 STCP;PSA 的技术也趋于完善,并出版了 PSA 的实施指南和安全目标等重要文件。在这种情况下,美国从 1983 年开始执行严重事故研究计划,利用最新的 PSA 技术和严重事故方法学以及当时的设计和运行特性资料,对 5 种不同设计的商用核电厂进行系统的严重事故风险分析。其研究结果以 NUREG-1150 报告形式发表,1987 年 2 月完成初稿,1989 年完成第二版。

该研究的目标是:

- (1) 对五种不同设计的商用核电厂的严重事故风险提供最新的评价。
- (2) 更新 RSS 的估计。
- (3) 对风险不确定性作定量分析。
- (4) 从风险角度识别这五个核电厂存在的弱点。
- (5) 根据风险分析结果就一些重要问题提出一些见解,包括分析对严重事故频率、安全性和风险有重大影响的问题、同 NRC 安全目标比较以及严重事故管理程序对减少事故频率的作用等。
- (6) 根据 PSA 模型和结果对潜在的安全问题和有关的研究工作进行排序。

所分析的五座核电厂是:Surry-1 压水堆、Zion-2 压水堆、Sequoyah 压水堆、Peach Bottom 沸水堆和 Grand Gulf 沸水堆核电厂。

在表 7-10 中列出了这五座核电厂中各初始事件对堆芯严重损坏的贡献和堆芯损坏总频率。在该表中给出的 Surry 压水堆核电厂堆芯损坏总频率与 RSS 结果相比有所降低。这是因为自 WASH-1400 发表以后 Surry 电厂作了一些变化,例如压力边界接口系统止回阀的试

表 7-10 各初始事件对堆芯严重损坏频率的贡献(均值)

初始事件	Surry	Peach Bottom	Sequoyah	Grand Gulf	Zion
内部事件	4.1×10^{-5}	4.5×10^{-6}	5.7×10^{-5}	4.0×10^{-6}	3.4×10^{-4}
全厂断电		2.2×10^{-6}			6.3×10^{-6}
短期	5.4×10^{-6}	—	9.6×10^{-6}	3.8×10^{-6}	—
长期	2.2×10^{-5}	—	5.0×10^{-6}	1.0×10^{-7}	—
ATWS	1.6×10^{-6}	1.9×10^{-6}	1.9×10^{-6}	1.1×10^{-7}	—
瞬变	2.1×10^{-6}	1.4×10^{-7}	2.5×10^{-6}	1.9×10^{-8}	1.4×10^{-5}
LOCA	6.0×10^{-6}	2.6×10^{-7}	3.6×10^{-5}	—	3.1×10^{-4}
界面系统 LOCA	1.6×10^{-6}	—	6.5×10^{-7}	—	
蒸汽发生器传 热管破裂	1.8×10^{-6}	—	1.7×10^{-6}	—	1.5×10^{-6}
外部事件					
地震(LLNL)	1.2×10^{-4}	7.7×10^{-5}			
地震(EPRI)	2.5×10^{-5}	3.1×10^{-6}			
火灾	1.1×10^{-5}	2.0×10^{-5}			

验与维护程序作了变化。从 RSS 后十几年时间,在 PSA 技术上也有不少发展,致使对结果也有一些影响,特别是各初始事件对堆芯总熔化频率的贡献有所变化。

NUREG1150 的结果还表明,对堆芯损坏频率起支配作用的初始事件与核电厂的设计特性密切相关。现对其中三个压水堆 PSA 结果作一简要说明。

对于 Surry 核电厂,各初始事件的发生频率取如下值:大 LOCA(>150mm 破口)频率为 $5 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,中 LOCA(50~150mm 破口)为 $1 \times 10^{-3}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,小 LOCA(12~50mm 破口)为 $1 \times 10^{-3}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,极小 LOCA(<12mm 破口)为 $2 \times 10^{-2}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,瞬变初始事件总和为 $8.4/(\text{堆} \cdot \text{年})$,其中失去厂外电源 $7 \times 10^{-2}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,失去主给水 $0.86/(\text{堆} \cdot \text{年})$,480V 母线失效 $9 \times 10^{-3}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,直流母线失效 $9 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,上充泵冷却系统失效 $3 \times 10^{-2}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,其它瞬变为 $7.3/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。这些初始事件造成的堆芯损坏总频率为:均值 $4.1 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,中值为 $2.3 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,下限(5%)为 $6.8 \times 10^{-6}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,上限(95%)为 $1.3 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。堆芯损坏频率的主要贡献是来自瞬变初始事件引起的事故序列,其次是 LOCA 事件。重要的事故序列有:

(1) 全厂断电和辅助给水汽动泵列系统失效。全厂断电后将导致高压安注系统、安全壳喷淋系统和安全壳内外喷淋再循环系统失效。这样在 1h 内如不能恢复辅助给水系统和高压安注系统,就会因不能排出堆芯热量而导致堆芯严重损坏。在全厂断电下,辅助给水系统失效原因是汽动泵起动失效。

(2) 全厂断电导致高压安注系统、安全壳喷淋系统和安全壳内外喷淋再循环系统失效,以及辅助给水电泵失效。失去所有交流电虽然在全厂断电开始时不会影响仪表系统,但电池供电只能 4h,这样,长时间的全厂断电将造成失去仪表和控制电源,从而造成辅助给水系统汽

动泵列失效,无法冷却堆芯。如果交流电不能在 3h 内恢复就将造成堆芯裸露而损坏。

(3) 全厂断电(超过 1.5h)使反应堆主泵密封冷却丧失而造成 Seal LOCA。全厂断电本身造成高压安注系统以及辅助给水电泵、安全壳喷淋和安全壳内外喷淋再循环系统失效。这样在 Seal LOCA 发生后 1h 如不能恢复高压注射系统,堆芯就会严重损坏。

(4) 大 LOCA 或中 LOCA 加上低压注入或再循环系统失效。在大 LOCA 下,由于破口尺寸大,恢复时间只是 5~10min,因此不考虑设备的恢复。LOCA 发生后,安全壳排热系统可以是有效的,但冷却剂的继续加热和沸腾将会造成堆芯损坏。低压注射系统失效的主要原因是共因失效,因共因造成低压注射泵启动失效,换料水箱隔离阀关闭,泵入口端阀门打不开以及到热段的隔离阀打不开。

(5) 小 LOCA(1.2~5cm)加上高压注射系统失效。所有安全壳排热系统可以正常工作,但一回路冷却剂却因继续加热和沸腾而使堆芯在 1 至 8h 内裸露而损坏。造成高压安注系统失效的主要原因是:三个上充泵的公共出入口处止回阀的硬性失效或是下泄管线上电动阀的共因失效。

(6) 承压系统 LOCA 造成安全壳旁通。通常称为 ν 序列。低压安注系统上有三对串联的止回阀,其作用是将低压安注系统与一回路系统隔离。当这些隔离阀中任何一个失效就出现 γ 序列。流入低压系统的流动造成安全壳外低压管道或部件失效。这样,在初期堆芯冷却剂可以靠高压注射系统来补充,但是由于无法切换到再循环阶段,最终大约在初始事件发生 1h 后将造成堆芯损坏。由于阀门处于安全壳外,因而所有与安全壳有关的减缓事故的系统皆被旁通了。

(7) 蒸汽发生器一根传热管双端断裂引起的事故序列,称 SGTR 序列。在分析中没有考虑多根传热管的断裂。该初始事件发生后,如果操作人员未能在 45min 内将一回路冷却系统卸压,将使水从受影响蒸汽发生器的蒸汽管线上的安全阀流失,而且在这种工况下,安全阀还关不上,采用手动方式时操作员可能会出现错误操作。这样由于水不断通过破管流出,大约 10h 将造成堆芯裸露。

对于 Zion 核电厂,堆芯损坏频率均值为 $3.4 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,中值为 $2.4 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,下限(5%)为 $1.1 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,上限(95%)为 $8.4 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。对堆芯损坏频率起主要贡献的是由于丧失部件冷却水和厂用水瞬变初始事件引起的事故序列。该瞬变初始事件发生后造成反应堆主泵密封、上充泵和安注泵失效。如果在 45min 内不能恢复安注泵的运行,则堆芯就将严重损坏。另一个重要的事故序列是小 LOCA 发生后高压再循环系统失效而造成堆芯损坏。高压再循环系统失效的主要模式是由于阀门共模失效和人误操作失效造成无法从安全壳地坑汲水来实现堆芯的冷却。

对于 Sequoyah 核电厂,堆芯损坏频率均值为 $5.7 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,中值为 $3.7 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,下限(5%)为 $1.2 \times 10^{-5}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,上限(95%)为 $1.8 \times 10^{-4}/(\text{堆} \cdot \text{年})$ 。对堆芯损坏频率起主要贡献的是由各类 LOCA 引起的事故序列,其中以小 LOCA 的贡献为最大。LOCA 初始事件发生后,高压应急冷却系统或低压应急冷却系统在再循环阶段失效,从而造成堆芯损坏。这主要是由于泵、阀门硬件或人员操作失效造成无法从安全壳地坑汲水实现冷却剂再循环。全厂断电对堆芯熔化频率也有较大的贡献,其事故发展过程类似于 Surry 核电厂。

总之,这些概率安全评价结果表明,PSA 研究把核电厂当成一个整体,而且研究的范围和广度远大于确定论方法,因而它能更全面地分析系统与功能、系统之间相互影响以及人员行为重

要性等问题。特别是 PSA 以现实的整体的观点看待电厂的设计和运行,从而能给出许多有益的见解。

应该指出,不应把任何一种 PSA 结果看成是固定不变的,在做决定之前,必须仔细考虑各种不确定性。由于源项的不确定性大,所以风险估值的变化不确定性要比系统(堆芯损坏)分析所得出的不确定性大。

从现有十多个 PSA 结果可以看出,堆芯损坏频率估值的变化范围约为两个数量级,约从 $10^{-5}/(\text{堆}\cdot\text{年})$ 至 $10^{-3}/(\text{堆}\cdot\text{年})$ 。从不同的核电厂设计、运行、厂址特征、研究范围、所采用的概率安全评价方法以及所假定的分析前提出发,会得到不同的结果。鉴于各核电厂在设计和运行上的差异,因此必须对特定电厂进行 PSA 分析,才能估计出该电厂的堆芯损坏频率。

从现有 PSA 分析中,我们可以得到以下见解:

(1) 核电厂运行特性对 PSA 结果有着重要的影响,其对堆芯损坏频率的贡献与设计特性的贡献相当。特别是运行中,人员操作错误起关键作用。

(2) 在估计对公众的总风险方面,安全壳性能起着关键作用。

(3) 在绝大多数 PSA 评价中,瞬变和小破口失水事故是造成堆芯损坏频率和风险的重要贡献者。对总风险来说,单一的大破口失水事故不是重要贡献者。

(4) 地震与内部火灾似乎在风险中起着重要的作用,尽管此结论与电厂具体情况有着密切的关系,并且有较大的不确定性。

(5) 目前,与内部初始事件的风险估计相比,外部初始事件的风险估计有着更大的不确定性,因此,两者结果几乎无法比较。

7.9 PSA 发展趋势及其应用

从 1975 年美国正式发表“反应堆安全研究”(WASH-1400)以来,世界上所有发展核电的国家,无一例外地都开展了这方面工作,方法本身已趋于成熟。制造商、运营单位、研究单位、专家以及管理当局已在核电厂审批监督、核电厂评价、定期安全审评、改善核电厂运行安全性、新型反应堆设计等各方而广泛地采用了 PSA 技术。现就 PSA 在一些方面的应用作一介绍。

7.9.1 以风险度量为基础改进技术规格书

对于许多安全系统,当反应堆正常运行时,它们处于备用状态。为保证在事故出现时能立即成功地投入运行,必须对它们进行周期试验,此试验间隔即为 STI。当发现故障时,需立即进行检修。在修复前,由于该安全系统的冗余度减少,使得电厂的安全性降低,风险增加。因此,对各种重要部件规定相应的最大允许的检修时间 AOT(Allowed Outage Time),以便将由于这些部件的不可用面带来的电厂风险增量限制在一个可接受的水平下。AOT 确定得过松会危及安全,规定得过紧会增加不必要的强迫停堆,从而降低电厂的负荷因子,大大影响经济性。

目前,技术规格书中对 AOT 及 STI 的规定存在着一系列的问题:

(1) AOT 的确定主要是根据惯例和工程判断,缺乏统一的定量依据。

(2) 目前技术规格书中主要只规定了单一部件的 AOT 及 STI,并且各部件的 AOT 是一

个定值,与电厂当时真实的状态无关。但是,在不同的电厂状态下(即已经存在某些部件失效的状态下)部件退出运行(或备用)状态而引起风险的增加值是不同的,即部件的重要性随电厂的状态不同而不同。几个部件同时处于计划或非计划检修状态可能对电厂的安全性影响极大。目前技术规格书不能仔细地对部件的组合作出 AOT 的规定,这是一个严重的缺陷。

(3) 减小 STI 即增加对备用部件检验的频数,这样虽可以增加备用部件在需求时的可利用性,但同时却增加了因检验而引起的电厂不可利用率,另外也因增加了部件启动的次数而增加了部件的损坏可能性。因此过多增加设备的试验次数有时不仅不能带来好处,反而会影响设备的可利用性。目前 STI 的确定也缺乏风险度量的依据。

(4) 电厂停堆而必须运行的系统、设备(如余热排出系统),它们的 AOT 需要更仔细地分析。否则,按照常规,因其 AOT 超过而采取停堆已毫无意义却潜伏下堆芯熔化的风险。

由于有上述种种问题,近年来对技术规格书(TS)制定的基础、内容和方法进行了愈来愈多的讨论,并试图寻求一种以风险度量为基础确定和评价技术规格书的方法及改进现有技术规格上有效性的方法。

美国 NRC 在 1983 年 8 月成立了工作组,对核电厂的技术规格书进行了审查,根据这个工作组的建议,于 1984 年 12 月 NRC 通过了一项技术规格书改进计划(TSIP),以便能评价技术规格书的各个方面,并提供对技术规格书进行修改的建议。与此同时,核工业界也开展了同样的工作,给出了改进技术规格书的建议。1987 年 2 月 NRC 发布了改善技术规格书的临时政策声明,提出了制定技术规格书应有的指导思想和编制技术规格书的一套准则,建议进一步发展风险评价技术及可靠性分析用以制定技术规格书。

经过分析比较,推荐实时的以风险为基础的方法。该方法的主要出发点是分析电厂状态的变化对电厂瞬时风险的影响。此影响可由软件迅速给出。这样,电厂的风险模型即可用来计划日常的运行管理,对诸如周期检验、预防性维修或设备非计划停役作出决策,给出设备的 AOT 等。设备的 AOT 不为定值,而是随电厂状态不同而不同。这一方法可用于核电厂的所有工况,包括停堆工况。

一些国家的核电厂也用此方法修订了原有技术规格书中对 AOT 的规定,例如,法国首先对 Fessenheim 电厂进行了 AOT 的研究,于 1988 年声称已用 PSA 方法对 900MWe 和 1 300 MWe 核电厂的 AOT 进行了修改。美国许多电厂,如 Oconee, Byron 等都用类似的方法对 AOT 进行了研究和修改。

7.9.2 PSA 在运行管理上的应用

近年来,PSA 发展的另一特点就是在运行管理上的应用。为此目的,若干个电厂已开始发展了专用软件,将 PSA 技术用于电厂的日常运行维修管理上,一个新的研究课题——“Living PSA”(缩写为 LPSA,称活的概率安全评价)得到了很快的发展。所谓 LPSA 是一个可应变的系统,用以估计由于设计引起的电厂永久变化或由运行状态造成的临时变化而导致的反应堆堆芯严重损坏频率的变化。并以这种变化作为安全度量为电厂的运行、维修和决策提供依据。这种计算要求方便、快速,有人称这种系统为实时的风险指示器。

美国一公司发展了一个软件系统 PRISIM(Plant Risk Status Information Management System),现已用于 Arkansas Nuclear One-Unit 1(ANO-1)。英国中央电力局(CEGB)在 Heysham-2 核电厂(AGR)上采用了一个类似的系统——ESSM(The Essential System Status Monitor)。

这些系统一方面能提供大量根据电厂基本状况进行 PSA 所给出的信息,包括支配性事故序列,安全相关系统、子系统、设备的重要度排序,支持系统相关性资料,技术规格书的资料等;同时能给出由电厂状态的改变而得到的新的信息,即由于一个或多个部件退出服役面对电厂的安全引起的影响,新条件下事故序列和设备重要度的排序;给运行人员提供决策建议:什么条件下电厂由运行状态转入维修状态,什么条件下电厂由维修状态恢复到运行状态等。

7.9.3 PSA 在新型反应堆设计上的应用

在新型反应堆设计中利用 PSA 有以下优点:

- (1) 能够评价各种不同的设计选择方案。
- (2) 识别设计中缺点。
- (3) 在事故预防和事故缓解之间建立综合平衡。
- (4) 从概率安全评价角度识别各系统和部件的重要性。
- (5) 找出与人员错误密切相关的一些问题。

为此,各国管理当局建议在设计新型反应堆时使用 PSA 技术。例如在法国和德国,联合编写的“未来压水堆核电厂总体安全”文件,特别给出了 PSA 应用指南,强调指出在设计阶段利用 PSA 这种重要工具,可以对电厂的相对弱点作出深刻的了解,对设备和人员错误等复杂状态作出合适处理。设计阶段的 PSA 能够实现下列目的:支持对设计选择方案作出挑选,分析安全系统冗余性和多样性,在安全概念和安全实践之间找到合适的平衡,对改进后的安全水平与现今安全水平作出评价。

在设计阶段 PSA 的实施上可以分成几步进行:在概念设计阶段只作简化评价;在工程设计阶段,当有了更确定的设计资料时,可以作更完整的研究,分析不同的设计方案,并作敏感性分析。

为了进一步扩大 PSA 的应用范围,在 PSA 方面也需要作进一步的改进。这种改进可分为两类。第一类改进数据库,包括更好的部件可靠性数据、更好的维护经验数据以及更好的运行核电厂的反馈。还需要根据热工水力程序和源项再评价对电厂得出各种见解和认识。第二类是改进 PSA 方法的本身,特别是对人因工程和分析共模失效的研究。

第 8 章

放射性物质的释放及其危害分析

要进行反应堆安全分析,除了前面几章的各种事故过程及其瞬态特性的分析外,对反应堆安全作出最终评价是其必不可少的内容之一。对此,必须知道事故工况下堆内的放射性物质向外界释放的数量及其对周围环境和居民所造成的辐射后果。

对反应堆释放出的放射性物质的辐射后果作出安全评价一般包括两个方面,即反应堆正常运行条件下和事故条件下能否确保放射性物质的释放量及其辐射后果在有关防护规定的允许水平以下。

在这一章中将按放射性物质从堆内向外逸出的路径,分析放射性物质的释放规律和辐射后果。首先论述堆内放射性物质的来源和产生的数量,随后研究这些放射性物质在事故条件下穿透三道屏障的机理和迁移释放的规律,分析放射性释出物在大气中的扩散规律以及对环境和居民的辐射后果,最后介绍应遵守的辐射防护原则。

8.1 基本概念

8.1.1 放射性衰变

放射性是指不稳定核素(放射性核素)经过自发地发射射线而蜕变为其它核素的现象。放射性衰变主要有 α (发射氦原子核)、 β (发射电子)和 γ (发射光子)三种类型。发生 α 或 β 衰变时,放射性原子核蜕变为另一种核素,称为子核。子核也可能是不稳定的,于是形成衰变链,直到形成稳定核素为止。自然界存在 ^{238}U 、 ^{235}U 和 ^{232}Th 三条衰变链,最终形成 ^{206}Pb 、 ^{209}Pb 和 ^{208}Pb 。

半衰期是放射性核素的特征量,它是放射性强度衰变一半所需的时间。放射性核素的活度是衰变的比率,即每秒钟原子核衰变的数目。活度和半衰期之间的关系为:

$$A = 0.693N/T_{1/2} \quad (8-1)$$

式中, A 为活度, N 为放射性核子数; $T_{1/2}$ 为半衰期。放射性活度可以用贝可(Bq)来量度,1Bq为每秒钟发生一次衰变。旧的活度单位为居里(Ci), $1\text{Ci}=3.7\times 10^{10}\text{Bq}$ 。

8.1.2 电离辐射

放射性衰变产生的 α 粒子、 β 粒子以及中子在穿过物质时,其能量被材料所吸收,结果造

成材料的损伤。辐射损伤有三种类型：

- 将稳定的核素转化为具有放射性的其它核；
- 从材料结构的正常位置置换原子；
- 电离,即从物质的原子中分离电子,并在带电离子轨道中形成离子对。

前两种现象在材料的原子和辐射之间通过直接的相互作用产生。由于中子不带电,特别容易引起这类辐射损伤,在设计反应堆压力容器和堆内构件时,这是必须要考虑的。

γ 射线是电中性的,不能引起直接电离。然而,当同正在运动的带电粒子发生碰撞时,能产生非直接的电离,而直接电离主要是 α 粒子和 β 粒子引起的。大多数离子对均以这种方式形成,在离子对重新组合时释放热量。燃料元件的发热就是裂变产物经由这一过程实现的。

α 粒子和 β 粒子的穿透能力很低,容易被相对薄的物质阻挡。 α 粒子在空气中的传播范围仅几厘米, β 粒子在空气中的传播范围也大约只有几米。而 γ 射线的穿透力很强,只有用很厚的屏蔽层才能阻挡。

单位质量的物质所吸收的辐射能称为辐射剂量或吸收剂量,其单位为戈瑞(Gy),1Gy等于每千克的物质吸收1焦耳的能量。早期使用的单位是拉德(Rad),1Rad=0.01Gy。

8.1.3 辐射生物学效应

当生物体受到电离辐射时,细胞组织会受到严重损伤。这种生物学效应可以分为急性(早期)和潜伏(晚期)两种类型。早期效应是生物组织或器官因大量细胞受损而不能发挥正常的功能。对于这类损伤,辐射剂量的最低限值应控制在不导致伤害的水平。当剂量水平低于此最低限值时,细胞的恢复机能能使受损细胞再生。损伤的程度将随辐射剂量的增强而提高。晚期效应通过改变遗传密码使细胞的行为异常。这种细胞损伤是随机的,但发生的概率随辐射剂量的增大而提高。损伤程度则与辐射剂量无关。辐射的晚期效应包括白血病、其它癌症和各种遗传效应等。

不同类型的辐射造成的生物学效应的程度是不同的。为此引入生物学当量因子的概念。如果限定 γ 射线的当量因子 Q 为1,则 β 粒子的 Q 值为1,裂变中子的 Q 值为10,而 α 粒子和裂变碎片则为20。这就是说, β 粒子的生物学效应与 γ 射线相当,而吸收同样剂量的 α 辐射,其后果比吸收 γ 射线严重20倍。

吸收剂量与当量因子的乘积叫做生物剂量当量,其量纲仍为J/kg。生物剂量当量以希沃特(Sv)作单位,旧时的生物剂量当量单位为雷姆(rem),1rem=0.01Sv。

特定核素的剂量贡献是可以计算的。照射分外照射和内照射两种。外照射通常作用于全身,而内照射往往集中在体内特定的敏感器官。生物剂量当量常以全身剂量和器官剂量来表达。

8.2 放射性物质的产生

8.2.1 裂变产物

在重核的裂变过程中,原子核分裂成为两个不同质量、不同电荷数的子核,而且,对于每一次裂变,裂变产物都是不同的。反应堆中的裂变产物包括近40种不同元素中的约200种不同

的核素。质量数为 85~105 和 130~150 左右的核素具有较高的份额。多数裂变产物带有放射性,并通过发射 β 粒子和 γ 射线而衰变,衰变子核往往也是放射性的。目前有专门的计算机程序用以确定反应堆燃料在运行期间和运行后任意时刻的裂变产物的产量和成分。比铀重的元素(超铀元素或锕系元素)的产生和转化,在程序中也有描述。

裂变产物活度可以用简便的公式来估算。若辐照时间长于某裂变产物的半衰期,则该产物的活度可以达到平衡,此时

$$A = 310 Y P \quad (8-2)$$

式中, A 为活度(10^{12}Bq), Y 为核素的裂变产额(百分比), P 为堆功率(MW)。这一公式可用于估算如 ^{133}Xe 、 ^{131}I 一类重要核素的活度。

若核素的半衰期明显长于照射时间,则其活度将随时间线性增加:

$$A = 210 Y P t / T_{1/2} \quad (8-3)$$

式中, t 为照射时间, $T_{1/2}$ 为半衰期。

此式对 ^{90}Sr 和 ^{137}Cs 这两种重要核素活度的估算是适用的。

对反应堆安全来说,所关心的是裂变产物向环境的释放。对此,裂变产物必须穿透燃料包壳、一回路系统压力边界和反应堆安全壳系统。释放到环境中的核素主要是具有高裂变产额、中等半衰期和相应放射性物质特性的气态或易挥发性的物质。其中主要有:惰性气体的同位素,如氪(Kr)和氙(Xe);易挥发性元素,如碘(I)、铯(Cs)和碲(Te)等。这些核素的主要特征见表 8-1。

表 8-1 重要的放射性裂变产物

核素	半衰期	活度, 10^{12}Bq/MW	辐射种类
惰性气体			
^{85}Kr	10.8a	7.1	β, γ
$^{85\text{m}}\text{Kr}$	4.4h	350	β, γ
^{88}Kr	2.8h	830	β, γ
^{133}Xe	5.3d	1 940	β, γ
^{135}Xe	9.2h	410	β, γ
挥发性元素			
^{131}I	8.1d	940	β, γ
^{132}I	2.3h	1 400	β, γ
^{133}I	21h	1 900	β, γ
^{135}I	6.7h	1 800	β, γ
^{132}Te	3.3d	1 400	β, γ
^{134}Cs	2.1a	140	β, γ
^{137}Cs	30.1a	70	β, γ
其它元素			
^{90}Sr	30.2a	52	β
^{106}Ru	1.0a	310	β
^{140}Ba	12.8d	1 800	β, γ
^{144}Ce	284d	990	β, γ

由于惰性气体的化学性质是惰性的,并呈气态,要限制它特别困难。它们不粘附表面,也

不被过滤器所吸附。另一方面,它们既不与生物细胞发生反应,也不在人体内积累。所以,惰性气体对健康的危害主要是由于气载放射性的外照射引起的。较重要的核素是具有长半衰期的 ^{85}Kr 和 ^{133}Xe 。

碘的同位素发射出高能 β 和 γ 射线,这些同位素对浮尘中的放射性物质释放出来而形成外部的剂量贡献很大。同时,碘易于积累在甲状腺内造成该器官的内照射。关键的碘同位素是 ^{131}I ,其释放量一直被用作度量事故严重程度的标准。

铯的化学性质与钾相似。铯与碘产生化学反应,将影响释放量和化学成分。通过身体的肌肉组织将铯吸收于体内,而在几个月内再分离,这个时间比 ^{137}Cs 的半衰期短。所以体内的 ^{137}Cs 含量很快会与食物中的含量达到平衡。肉和牛奶是 ^{137}Cs 进入人体内的的重要途径。

^{90}Sr 和 ^{106}Ru 只发射 β 射线,不易测量。元素锶具有挥发性,但其氧化物不挥发。钐的情形刚好相反。所以堆内氧化状态对裂变产物释放形态影响很大。 ^{90}Sr 进入人体的途径是奶,敏感器官是骨骼,而且排除很慢。儿童受 ^{90}Sr 的影响比成人严重。

8.2.2 钚系元素

客观地说,钚系元素无裂变产物,但可以从 ^{238}U 开始,通过连续不断的中子俘获形成。最重要的钚系元素列于表 8-2。钚系元素发射出 α 粒子和低能 γ 射线,通常它们不产生任何外部辐照剂量,由于其溶解度低,也不积累于食物中。对健康的主要危害是由于吸入了地而沉积的非悬浮物而引起。由于钚系元素的半衰期较长,如果在严重的反应堆事故情况下释放到环境,能对长期群体剂量产生影响。当裂变产物已经衰变为稳定的核素时,长寿命的钚系元素占据了乏燃料放射性活度的主要部分。所以,对钚系元素来说,重要的是评价核燃料循环中与废物最终处理有关的长期环境效应。

表 8-2 重要的钚系元素

核素	半衰期, a	活度, 10^{12}Bq/MW	辐射种类	敏感器官
^{238}Pu	89	1.3	α, γ	骨骼
^{239}Pu	24 000	0.28	α, γ	骨骼
^{240}Pu	6 580	0.31	α, γ	骨骼
^{241}Pu	14.7	5.6	α, γ	骨骼
^{242}Pu	380 000	0.000 5	α, γ	骨骼
^{242}Cm	0.45	15	α, γ	肠, 胃
^{244}Cm	18.2	0.91	α, γ	肠, 胃

8.2.3 活化产物

当反应堆一回路系统中的反应堆冷却剂或结构材料吸收中子时,便形成了活性产物。腐蚀产物能以溶解或悬浮的形式进入到反应堆的冷却剂中,并且当冷却剂流过堆芯时被活化。象裂变产物一样,活化产物的种类较多,其性质差异也较大。一般来说,它们是相对轻的元素,不产生放射性子核,其辐射危害比一般裂变产物轻些。重要的活化产物见表 8-3。

由水活化形成的重要产物是 ^{16}N ,其半衰期很短,对环境的影响可以忽略不计。当蒸汽发生器传热管有破漏时,在二次侧的蒸汽中可以测到 ^{16}N 的特征发射谱,这是监测传热管破裂的

重要手段之一。

腐蚀产物在主系统内可能沉积在堆内构件和燃料元件表面,随后又会随水迁移,主系统各部分或多或少都会受到污染,因此冷却剂必须连续净化。

^{14}C 和 ^3H (即氚)也属于长寿命的活化产物, ^{14}C 的半衰期为 5 800a,氚的半衰期为 12.3a。 ^{14}C 主要通过 ^{17}O 与中子反应而产生。在反应堆运行期间约有 20% 的 ^{14}C 释放出来,剩余部分保留在燃料中。尽管氚是由一回路冷却剂中 ^2H 的活化面形成,但它主要由裂变和通过硼的中子吸收直接产生。氚的穿透能力很强。

表 8-3 1 000MW 反应堆一回路冷却剂中的典型活化产物

核素	半衰期	活性浓度, Bq/cm ³
溶于水的活化产物		
^{13}N	10min	220
^{16}N	7.2s	8.1×10^6
^{18}F	1.84h	190
^{20}F	10.7s	150
^{19}O	29s	0.11×10^6
腐蚀产物		
^{24}Na	15h	70
^{51}Cr	27.8d	100
^{54}Mn	313d	0.4
^{56}Mn	2.58h	190
^{58}Co	71.4d	20
^{60}Co	5.26a	10
^{64}Cu	12.8h	400
^{65}Cu	244d	100

8.2.4 裂变产物的性能

燃料在正常运行期间,其裂变产物的化学成分和迁移对于在事故情况下裂变产物的释放是极其重要的因素。如果知道燃料的状态及元件的物理和化学性能,我们就能确定裂变产物的分布状况。虽然数量少,含量低,然而从宏观化学特性的角度看,裂变产物的性能是不同的。例如,表面效应和与少量杂质的反应是能确定的。当研究特定的放射性核素时,还必须考虑元素的稳定同位素的存在和衰变链。

(1) 裂变产物份额

一些重要的裂变产物在前面已有描述。在裂变时一般不直接形成这些核素,而是通过衰变链的递次转换形成。大多数碘同位素是从碲的衰变产生的,由此可见碲元素的化学性能和迁移率是碘在燃料中释放的决定性因素。可以预料,通过铯-133 吸收中子面形成铯-134 与其

它铯同位素是不相同的,而铯-133 本身又是从碘-133 和氙-133 产生的。

重要核素碘-131 的半衰期相对短,其产量很快达到与方程(8-1)和(8-2)相应的平衡值,约为 0.3g/MW。该值最终超过了按照方程(8-3)确定的稳定碘-127 和碘-129 的值,并以每年约 2g/MW 的速率积累。所形成的总碘量对于偶然事故情况下保留在安全壳内的碘量极为重要。各种元素的生成率列于表 8-4 中。

裂变气体在燃料棒内造成内压,如果包壳过热时,可导致包壳破坏。氦和氙的总产额约相当于每 MW·d 产生 25m³ 标准状态下的气体。

表 8-4 裂变产物生成率

元素	Mg/MW·d	元素	Mg/MW·d	元素	mg/MW·d
Ge	0.011	Ru	65.4	Ba	38.6
As	0.003	Rn	17.1	La	39.8
Se	1.20	Pd	33.4	Ce	86
Ra	0.36	Ag	2.7	Pr	37
Kr	10.4	Cd	1.67	Nd	140.6
Rb	10.2	In	0.08	Pm	8.86
Sr	28.2	Sn	0.97	Sm	27.2
Y	15.2	Sb	0.53	Eu	3.48
Zr	119.6	Te	15.7	Gd	0.036
Nb	0.33	I	5.86	Tb	1.67
Mo	107	Xe	149	Dy	0.005
Tc	274	Cs	90.4		

(2) 裂变产物在燃料中的分布

当裂变产物产生时,其动能比典型的化学结合能大几千万倍。因此,它们能严重破坏燃料材料原子的晶格排列。能量以热量的形式沿着裂变产物的径迹释放出来。其结果导致了 UO₂ 的局部熔化和气化,跟随而来的是使其结晶和再结晶。在燃耗一段时间后,每个分子将多次参与熔化和结晶过程,这将导致烧结成块和晶粒长大。在深燃耗情况下,积累在晶界的裂变产物阻止了晶粒的进一步长大。

裂变产物是 UO₂ 晶格上的杂质原子,其性能首先由温度决定。大约在 1 100℃ 以上时,裂变产物能相当于自由运动,并寻求一个更稳定的热力学状态,这种运动称之为扩散。虽然有几种不同的机理,但都具有这样一个公认的事实,即扩散率随燃料温度和含氧量的增加而增加。

燃料材料的含氧量可用化学算法即氧与铀原子之比进行估算。因为裂变产物对氧的需求比铀对氧的需求要少,所以,含氧量和原子迁移都随燃料燃耗而增加。形成稳定氧化物的元素(如稀土金属 Sr、Ba、Zr 和其它元素),在所有实际状态下将以氧化物形态存在。如果氧含量足够低,且充分挥发,则某些其它元素将以单质形态存在,其性能像气体一样,这些元素包括 Cs、Rb、Te、I、Br。然而,由于这些元素之间不仅能相互反应,还能与铀反应,使情况变得复杂

了。

碘在正常情况下不与铀反应,它多半以碘化铯形态存在,而不以原子碘或分子碘形态存在。由于铯和碘在燃料栅元结构的不同地方形成,而碘在遇到铯以前极可能转移,并通过惰性气体泡带走。铯的积累产额大约是碘的15倍(见表8-4)。铯与铀反应,并在低于约1000℃的温度下多数以重铯酸铯、少数以碘化铯的形式存在。

裂变产物的特性及其在燃料中的分布非常复杂。裂变产物主要由稳定的和长寿命的核素组成,这些核素按燃料燃耗结果积累。大部分裂变产物残留在燃料材料的晶粒上,少部分释放到晶界,更少量的气体和挥发性元素释放到燃料芯块和包壳之间的空隙里。与线功率成正比的速度是裂变产物释放的决定性因素。

8.3 事故情况下放射性物质的释放

8.3.1 放射性物质向主回路系统的释放

1. 放射性物质的释放机理

一般情况下,致密的金属元件包壳几乎可以阻挡住所有裂变产物的穿透。但在事故情况下,一部分或相当数量的裂变产物会穿透包壳进入主回路。为了评估事故的后果,就必须研究不同事故下裂变产物的释放机理和不同裂变产物的释放特性。

当反应堆经历不同严重程度的事故时,堆芯燃料可能会发生包壳破损、燃料熔化、与混凝土或金属发生作用及蒸汽爆炸等不同的情况。相应地裂变产物也对应着四种不同的释放机理:气隙释放、熔化释放、汽化释放和蒸汽爆炸释放。

(1) 气隙释放

在反应堆正常运行条件下,部分裂变产物以气体或蒸汽的形式由芯块进到芯块与包壳之间的空隙内。空隙内各种裂变产物的积存份额取决于各核素在二氧化铀(UO_2)芯块内的扩散系数及该核素的半衰期。在反应堆正常运行时只有极少量包壳破损,但在失水事故时,元件温度很快升高,在几秒种到几分钟的短时期内,包壳即可能破损。在包壳内外压差及外表面蒸汽流的作用下,空隙中积存的部分裂变产物被瞬时释出,出现喷放性的气隙释放。由于惰性气体不与其它元素发生化学作用,空隙中氙(Xe),氪(Kr)在气隙释放中全部经破口进入主回路。在包壳破损的温度下,卤素碘(I),溴(Br)是挥发性的气体,碱金属铯(Cs),铷(Rb)也是部分挥发性的,但因这些元素可能与其它裂变产物或包壳发生化学反应(例如碘(I),锆(Zr)或铯(Cs)),因而妨碍它们移至破口处。在气隙释放中,卤素、碱金属类只是部分经破口进入主回路。其它裂变产物挥发性很小,不论其处于元素态或氧化态,均很难由空隙逸出,因此其气隙释放率可以忽略。

表8-5给出了几种重要裂变产物的释放份额。应该指出,该表所列数据的不确定性随着挥发性的下降而显著增加。

表 8-5 水堆失水事故下裂变产物释放份额

裂变产物	气隙释放 份额	熔化释放 份额	汽化释放 份额 ^④	蒸汽爆炸 释放份额 ^⑤
Xe,Kr	0.030	0.870	0.100	(X)(Y)0.90
I,Br	0.017	0.883	0.100	(X)(Y)0.90
Cs,Rb	0.050	0.760	0.190	—
Te ^①	0.000 1	0.150	0.850	(X)(Y)0.60
Sr,Ba	0.000 001	0.100	0.010	—
Ru ^②	—	0.030	0.050	(X)(Y)0.90
La ^③	—	0.003	0.010	—

注 ① 包括 Se,Sb;

② 包括 Mo,Rd,Rb,Tc;

③ 包括 Nb,Eu,Y,Ce,Pr,Pm,Sm,Np,Pu,Zr,Nb;

④ 在 2h 内,按 30min 的半衰期指数规律放出,若在此之前产生蒸汽爆炸,则只是未经历蒸汽爆炸的堆芯份额能产生蒸汽释放;

⑤ X 为参与蒸汽爆炸的堆总份额;

Y 为经气隙释放,熔化释放后留待蒸汽爆炸释放的份额。

(2) 熔化释放

在气隙释放后不久燃料即开始熔化。这时芯块中的裂变产物将进一步释出,这一过程一直延续到燃料完全熔化,即熔化释放。在熔化释放中,惰性气体中 90% 很快放出,高挥发性的卤素和碱土金属也大部分释出,但碲(Te)、锑(Sb)、硒(Se)及碱土金属的释放份额要小很多。虽然 Te 和 Sb 挥发性也很强,但在水堆中它们与锆包壳会发生化学反应,致使其释放份额大大下降。贵金属氧化后可能是挥发性的,但在缺氧条件下释放份额很小(只有百分之几)。稀土金属在堆芯中是低挥发性氧化物状态,实验表明其释放份额只有 0.01%~0.1%。难熔金属氧化物挥发性也很低,释放份额亦很小。熔化释放的过程相当复杂,在计算中一般假设在整个熔化释放过程中释放份额为常数。

(3) 汽化释放

当熔融的堆芯熔穿压力容器和安全壳底部与混凝土接触时,会与混凝土发生剧烈反应使混凝土分解、汽化产生蒸汽和 CO₂。这些产物与熔融的堆芯相混,在熔体内形成鼓泡、对流。这一过程促进了裂变产物通向熔融金属的自由表面,并生成大量含有裂变产物的气溶胶。在这种条件下产生的裂变产物的释放称之为汽化释放。在表 8-5 中给出了水堆中各种核素的汽化释放份额。有关汽化释放的实验工作仍在进行中。在美国的《反应堆安全研究》中假设汽化释放时间持续约 2h,释放率以 30min 的半衰期成指数衰变。从表 8-5 中可以看出,Xe、Kr、I、Br、Cs、Rb、Te、Se、Sb 可能全部释出。其它低挥发性裂变产物虽然能产生大量气溶胶,但多数仍会回到熔融金属中,它们的释放份额不会多于 1%。

(4) 蒸汽爆炸释放

当熔融的堆芯与压力容器中残存的水发生作用时会产生蒸汽爆炸。虽然这一过程发生的概率很小,但因其一旦发生,就会放出很大的能量,足以爆破压力容器,造成极严重的后果,故

仍需加以考虑。 UO_2 燃料在爆炸中将分散成为很细小的颗粒,并被氧化生成 U_3O_8 。这一放热反应将使 UO_2 中的裂变产物进一步挥发而释放。

2. 裂变产物特性

裂变产物的释放特性首先取决于裂变产物核素的物理、化学性质。按照其挥发性和化学活泼程度可以将重要裂变产物为三大类八组,见表 8-6。

表 8-6 裂变产物挥发性分组

类别	分组	主要核素
I. 气体	惰性气体	Xe, Kr
II. 易挥发	卤素	I, Br
	碱金属	Cs, Rb
	碲	Te, Se, Sb
III. 难挥发	碱土金属	Ba, Sr
	贵金属	Ru, Rh, Pd, Mo, Te
	稀土金属	Y, La, Ce, Pr, Nd, Pm, Sm, Eu, Np, Pu
	难熔氧化物	Zr, Nb

表中第一类为气态,显然极易穿透破损的包壳,释放份额很高。第二类元素在反应堆运行温度下部分或大部分处于挥发状态,在燃料熔化条件下释放份额很高。这类元素中的 I、Cs 为最重要核素,其中尤其是 I,不仅产额高,半衰期中等,挥发性强,释放份额大,而且化学性质活泼,形态复杂较难去除,在环境中浓集系数也高,因此往往作为安全分析中的“紧要核素”而加以特别注意。第三类元素即使在元件熔化的温度下也基本不挥发,只在燃料气化时或产生某种化学反应时才能形成气溶胶向外扩散。

(1) 惰性气体

在稳定或长寿命裂变产物中,惰性气体 Xe 和 Kr 约占 30%,其化学形态不变化,又是气态产物,因而几乎不为主系统所滞留。

Xe 和 Kr 在燃料内的移动为温度和燃耗所制约。1 300K 以下,惰性气体原子几乎不迁移。温度达到 1 300K 以上,气体原子有明显移动,并在晶界处聚积形成气泡。当晶粒表面和边缘饱和之后,裂变气体开始逸出。燃料的氧化会增强气体原子和气泡的运动。挥发性裂变产物可以跟随惰性气体一起运动。气体的逸出与晶粒边界处孔隙度有关,燃料的液化与溶解也有相当影响。

(2) 易挥发核素

卤族裂变产物 I 和 Br 在二氧化铀芯块内的化学形态还不能十分肯定。有人认为由于碱金属铯的裂变产额 10 倍于碘,热力学计算表明碘的稳定形态应当是碘化铯(CsI)。然而,卤族核在辐照条件下在单晶和多晶 UO_2 中的扩散系数比 CsI 的扩散系数大好几个量级。因此,碘在燃料芯块内可能主要以原子碘或分子碘形态出现,几乎不形成 CsI 。

但是,热力学数据和最新实验认为,堆芯毁损事故后蒸汽还原时下,若无其它材料干扰,释放到主系统的碘,其主要形态是 CsI 。曾经在辐照过的燃料元件包壳内表面辨认出了 CsI 晶粒。实验表明碘的释放率与惰性气体相当,显然,二者经受了同样的晶间扩散过程。 $1\,100\sim 1\,200\text{K}$ 下的实验结果表明碘的释放有两个步骤,首先是破裂喷气释放(间隙释放),其次是扩散释放。间隙释放率取决于表面积对体积比和燃耗,扩散释放率正比于时间的几次方根($0.5 < n < 1.0$)。更高温度下的释放率取决于燃料的重构和扩散过程。

碱金属 Cs 和 Rb 在燃料元件棒内的可能存在的形态为卤化物(CsI)、铯酸盐(Cs_2UO_2 , Cs_2UO_3 , $_{56}$),钼酸盐(Cs_2MoO_4)和碲化物(Cs_2Te)。 Cs_2UO_4 在富氧环境中是稳定的,元件包壳内表面观察到过 Cs_2UO_4 和 Cs_2Te 的颗粒。但现有证据表明钼酸铯(Cs_2MoO_4)是唯一能长期存在的铯盐。铯释放实验研究结果表明,堆芯毁损后还原水蒸汽情况下, CsOH 是主要形态。

Te 和 Se 同属氧族元素,化学性质相似。碲具有更多的金属性,比如碲可以形成稳定的氧化物 TeO_2 ,而硒化氢(SeH_2)比碲化氢(TeH_2)更稳定。碲是碘的先驱核素,燃料元件内碲主要以元素态和其它金属组成合金,也有一部分形成 Cs_2Te 和 TeO_2 ,这取决于燃耗和氧化势。元素碲的挥发性与碘和铯相当,实验表明它们在燃料芯块内有相似的扩散特征。一般情况下,气隙内 Te 的量比 I 和 Cs 少得多,这是因为它与锆合金作用生成了难挥发的碲化锆与碲化锡。

Te 从燃料棒的释放取决于锆包壳的条件。若包壳尚未广泛氧化,则会形成稳定的碲化锆和碲化锡,扩散与熔化释放都有限。反之,若包壳严重氧化,碲失去了屏障,会很快挥发且有较大的扩散释放。若包壳氧化量已大于 90%,则碲的释放率与碘相当。若包壳氧化份额小于 90%,则碲的释放率仅及碘的 $1/40$ 。

(3) 难挥发核素

Sr 和 Ba 是同族元素,化学性质相似,但 Sr 属于中等挥发性核素,而 Ba 挥发性很差。其主要区别有水溶性、过氧化物热稳定性和与氢反应速率等三个方面。在燃料元件内,两种核素都以氧化物形态 BaO 和 SrO 存在,在芯块内基本上是不溶的,然而会形成少量锆酸盐。这两种氧化物熔点与沸点都很高,一般很难从燃料芯块中释出。

在燃料芯块内, Mo 以元素、 MoO_2 和钼酸铯(Cs_2MoO_4)的形态存在。 MoO_2 的形成量取决于温度、燃料组分和氧化势。 $1\,000\text{K}$ 以上时 MoO_2 的自由能高于 UO_2 。但在某些条件下,不仅 MoO_2 ,高挥发性的 MoO_3 也可能形成。除 CsMoO_4 、 MoO_2 和 MoO_3 外, Mo 的释放量很低。钼和碲可以反应生成化合物,其中最稳定的是 MoTe_2 。

Ru 、 Tc 、 Pd 、 Rh 这几种核素的裂变产额较高,达到 3%~6%,然而释放率很低,因此其辐射生物学重要性并不高。一般来说,本族核素多以元素态出现,并在晶界处聚集形成金属态。在扩散和熔化释放过程中,它们的释出份额都很少。 Ru 有可能形成挥发性的 RuO_4 而释出。这些核素在主系统中的迁移主要以元素的形态,它们一般是不活泼的,不大会和其它气溶胶或金属表面反应。然而金属蒸汽在气溶胶粒子表面的凝聚可能会将此类物质从堆芯带到环路中较冷的区域。

镧系(La , Zr , Nb , Eu , Ce 等)与锕系(Np , Pu , Am , Cm 等)在燃料芯块内主要以稳定的难熔氧化物形态存在,除非被还原成具有较高挥发性的物种,否则释放量很少。因此虽然裂变产额较高,但其辐射生物学效应可以认为是很低的。

Ag 、 In 、 Cd 作为控制棒吸收体、 Sn 作为锆包壳合金材料,数量较大,对主系统内裂变产物行为有明显影响。但作为裂变产物,这几种核素的产额都较低,因此对放射性源项的影响很

小。这些元素在燃料内以金属态存在,具有中等到高挥发性。

3. 放射性物质在主系统内的迁移

为了估计裂变产物进入安全壳的数量,先要弄清楚在发生如上所述的四种不同事故释放时反应堆压力容器内部的状况,以便分析从燃料包壳放出的各种裂变产物在主回路内的行为。气隙释放是发生在系统喷放开始或开始后不久,此时堆芯被蒸汽覆盖,并有较大的蒸汽流量,如果应急堆芯冷却系统工作正常,在堆芯被再淹没前,气隙释放将基本结束。如果应急堆芯冷却系统失效,则堆芯将发生熔融,此时堆芯蒸汽流量可能随破口大小和应急冷却系统的失效程序而变化,但是与气隙释放一样,堆芯仍处于蒸汽的覆盖之中,蒸汽将把从包壳中释放出来的裂变产物排入安全壳。在这两种事故释放情况下,阻止裂变产物向安全壳排放的主要机理是裂变产物在主回路内表面的沉积。在汽化释放和蒸汽爆炸释放中,主回路边界已不存在,所有释放出来的裂变产物将直接、全部进入安全壳空间。

很明显,在所有事故释放情况下,惰性气体将全部进入安全壳。在 533K 以上的温度下,卤素也很少沉积在一回路中,一般按保守估计假定这些元素全部进入安全壳。对于挥发性的碱金属和铯,情况要复杂些,在气隙释放和熔化释放的开始阶段,壁温小于 813K 时有部分沉积发生,当温度高于 813K 时,这些凝结元素会再次释放被汽流带出主回路。碱土金属在熔化释放时的沉积行为与碱金属相似,只是在再挥发时要求壁温更高。贵金属和稀土元素的挥发性很低,在燃料熔化期间它们就会凝结在主回路内表面,但同时又会形成气溶胶。特别是当有其它元素的蒸汽凝结核存在时,这类裂变产物将附着其上而被蒸发带出。总之,如果堆芯熔化,大部分裂变产物从熔融燃料中释放出来,而且无论其挥发性大小,多数裂变产物将从主回路释放到安全壳内。

已经编制出若干程序定量分析严重事故下裂变产物在 PWR 主系统中的滞留。由于裂变产物在主系统内的行为与特定事故序列下系统的热工水力特性有密切关系。已经考虑到的因素有:裂变产物蒸汽的凝结和控制棒的气化释放,均匀与非均匀成核过程,气溶胶凝聚过程和 Cs-I-Te-O-H-Ag-In-Cd 体系中气溶胶和蒸汽的沉降和凝结。由于实验支持的不足,许多问题尚未有明确的认识。例如,由衰变热引起的再蒸发,化学反应引起的沉降或再悬浮,放射性衰变引起的挥发性变化,气溶胶的再悬浮和再蒸发,对流、传导和搅混不足的影响等。除了上面所说这些现象在程序中未模拟外,已经模拟了的现象,其精度也很值得怀疑。因此严重事故下裂变物的化学行为十分复杂,系统的条件千变万化,即使是实验工作,也很难准确模拟堆内的实际状况。程序的进一步改进,主要依赖于全尺寸实验支持和评价工作。

8.3.2 放射性物质向安全壳的释放

为了估算裂变产物进入安全壳的数量,首先要清楚在不同的事故释放时,一回路压力边界的状况。一般来说,在所有的事故释放情况下,惰性气体将全部进入安全壳,卤素也很少沉积在一回路系统中。对于挥发性的碱金属和铯,情况较为复杂,当燃料元件的壁温小于 813K 时,有部分沉积发生,当壁温高于 813K 时,这些凝结元素会再次释放并被汽流带出主回路。如果发生堆芯熔化的严重事故时,大部分裂变产物将从熔融的燃料中释放出来。严重事故下若压力容器破裂,堆芯碎片和放射性就会进入安全壳。从放射性分析来说,比较重要的是气溶胶。气溶胶可因堆芯碎片材料的物理破碎而形成,也可因堆芯裂变产物蒸汽的凝结而形成。

根据形成时的机理不同,气溶胶释放可以分成两类。一类是压力容器失效之前在壳内形成而随压力容器失效释出的气溶胶,另一类是压力容器失效以后在安全壳内生成的气溶胶。

整个事故过程中向安全壳厂房释出总放射性的计算,证实了气溶胶的产生和贡献是显著的。气溶胶行为与裂变产物的迁移行为密切相关。气溶胶的主体是非放射性物质,在绝大多数事故序列下,放射性物质只占气溶胶总量的 10% 以下。气溶胶粒子大小和特征,受到气溶胶物质总量的强烈影响,悬浮的气溶胶有可能在安全壳失效或泄漏时逸出。

1. 气溶胶的形成及其特征

堆芯碎片就是由燃料元件、控制棒和结构部件等组成的破碎的堆芯材料,已经失去了它们原有的几何形状。它可以是熔融的、固态的,也可能是两相混合的。熔融的堆芯碎片有时也简称为熔融物。跌落在堆坑内的砾状堆积物仍称为堆芯碎片,大块的熔融物或其凝固物有时也称为堆芯残渣。

气溶胶也是一种变形的堆芯材料,它和堆芯碎片的主要区别在于粒径的不同,因而表现出不同气动力学特性。气溶胶在穿越气体时受气流速度的影响明显,可以在气流中悬浮相当长的时间,堆芯碎片的运动则几乎不受气流影响。通常取气动力学当量直径 $30\mu\text{m}$ 作为碎片与气溶胶的分界,这一界值随气流速度而变化较小。

气溶胶源项是一个复杂的量,可以用质量产率、质量分布(粒径)和物种分布、材料密度和气溶胶形态学来描述。气溶胶粒径分布常与气溶胶的特征量有关,比如可以表述为粒子数随当量粒径的分布。粒子的质量当量直径是以粒子质量按密度折合成球形的直径,气动当量直径是在重力作用下与粒子具有同样终速度的球形粒子直径,而碰撞当量直径则是与粒子具有相同碰撞截面的球形粒子径。这三种当量直径各有不同的用途。对辐射生物学而言,气溶胶质量是重要参量,于是若干程序中采用质量当量直径以保持总质量守恒。气动当量直径用于计算重力沉降速度,碰撞当量直径则用于计算气溶胶凝聚。因此有必要从一种当量直径换算到另一种当量直径。

典型的气溶胶粒径分布见图 8-1。由于粒径变化范围很大,图中横坐标是粒子气动当量直径的对数坐标,纵坐标为线性坐标,表示在指定粒径范围内的质量份额。给定粒径区间,曲

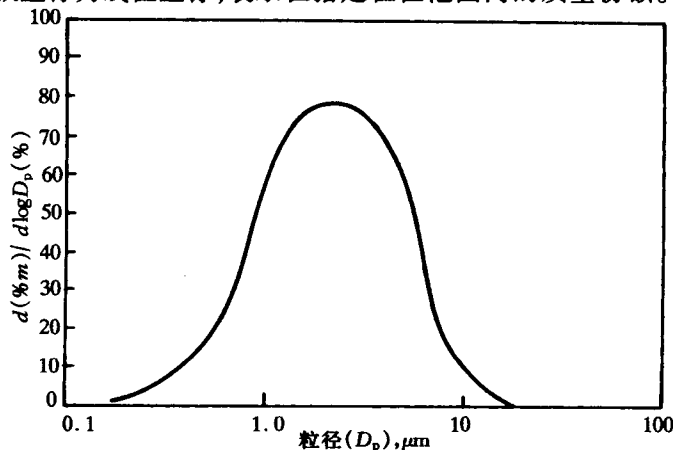


图 8-1 气溶胶粒径的典型分布

线下面积正比于这一区段粒子的质量份额。气动当量直径向质量当量直径和碰撞当量直径的换算采用动力形状因子 χ 和碰撞形状因子 γ 。

气溶胶的化学成分直接影响其密度。气溶胶内化学成分分布并不是均匀的,各有各的分布规律和质量源。为了方便,可以挑出所关心的核素单独研究,而将其余核素作为总体气溶胶材料来处理。

2. 放射性物质在安全壳内的迁移

放射性物质由主回路进入安全壳以后,一般是以气体或悬浮的气溶胶形态存在于安全壳空间中。放射性物质从安全壳向环境的释放率取决于安全壳的泄漏率和放射性物质在安全壳大气中的浓度。减少安全壳泄漏的方法是提高安全壳密封标准和建造质量。目前大型核电厂安全壳在事故压力下(例如绝对压力 0.45MPa)的泄漏率为 0.1% 体积/d。安全壳内的放射性物质一方面由于自然衰减、气溶胶聚合及沉降、安全壳及设备壁面吸附而减少,另一方面靠采取积极的去除措施——例如安全壳内气体循环过滤系统和喷淋系统,进一步降低放射性浓度。为了减少向环境排放的放射性,还往往采用多层或多仓室安全壳。描述多仓室安全壳在事故过程中去除放射性物质的模型是相当复杂的,目前国外已发表了不少程序。为简单起见,本节仅讨论单室安全壳内放射性的去除及排除规律,其中许多重要的规律对多仓室也是适用的。

假设单室安全壳内气体始终充分混合,放射性物质浓度是均匀的,则有

$$\frac{dC}{dt} = \frac{1}{V_{ct}} \bar{Q}'(t) - (\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda})C(t) \quad (8-4)$$

其中: $C(t)$ 为放射性核素的浓度; $\bar{Q}'(t)$ 为主回路系统向安全壳的释放率; V_{ct} 为安全壳体积; λ^* 为因安全壳泄漏引起的放射性减弱常数; λ 为放射性衰变常数; $\tilde{\lambda}$ 为放射性去除常数。

对于各类核素:

$$\lambda^* = \frac{F_{ct}}{V_{ct}} \quad (8-5)$$

其中: F_{ct} 为安全壳的体积泄漏率。

去除常数 $\tilde{\lambda}$ 考虑了自然减弱和工程去除两方面因素,包括表面吸附(λ_a)、沉降(λ_g)、循环过滤(λ_f)和喷淋去除(λ_s)等。

$$\tilde{\lambda} = \sum \lambda_i$$

其中: λ_i 是第 i 种机理的去除常数。

从放射性去除规律的角度,可将安全壳内放射性物质分为四组:惰性气体、元素碘、有机碘及气溶胶。

去除常数 $\tilde{\lambda}$ 一般是时间的函数,它们的变化往往取决于安全壳内压力、温度等条件和安全壳系统的运行状况。安全壳的泄漏率也随时间变化,通常 F_{ct} 正比于安全壳内外侧压差的平方根。而主回路向安全壳的释放率也随时间变化,因此要精确地解方程(8-4)时,必须考虑方程中各量为时间的函数。但为了简化计算,往往用某一保守值作为某一时间间隔内的数值,这样方程(8-4)即成为一个常数系数线性微分方程,可以很容易得到解。

假设在 $t=0$ 时,由主回路瞬时向安全壳释放放射性物质 $\tilde{Q}$ (Bq),其余时间无释放,则方程解为:

$$C(t) = \frac{\tilde{Q}}{V_{ct}} e^{-(\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda})t} \quad (8-6)$$

安全壳向环境的释放率即为放射性浓度和安全壳体积泄漏率的乘积：

$$Q'(t) = F_{ct} \cdot C(t) \quad (8-7)$$

由事故开始到时间 t ，总共向环境释放放射性物质的积累总量为：

$$Q(t) = \int_0^t Q'(t') dt' \quad (8-8)$$

将(8-6)、(8-7)代入，得

$$Q(t) = \frac{\lambda^* [1 - e^{-(\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda})t}]}{\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda}} \tilde{Q} \quad (8-9)$$

若 $t=0$ 到 $t=t_0$ 时主回路向安全壳的释放率为一常数 $\tilde{Q}'$ ，而 t_0 以后无释放，则

$$C(t) = \frac{\tilde{Q}'}{V_{ct}} \frac{[1 - e^{-(\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda})t}]}{\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda}} \quad 0 \leq t \leq t_0 \quad (8-10)$$

$$C(t) = \frac{\tilde{Q}'}{V_{ct}} \frac{[1 - e^{-(\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda})t}]}{\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda}} e^{-(\lambda^* + \lambda + \tilde{\lambda})(t-t_0)} \quad t > t_0 \quad (8-11)$$

由此式即可求出 $Q(t)$ 。

上节讨论了四种事故释放的机理和放射性释放份额。下面研究几类核素的去除常数，有了这些就可以计算出各种核素向环境的释放量了。

对于惰性气体，因其极不活泼，没有减弱机制，故其去除系数为零。碘在安全壳内有元素碘、有机碘和气溶胶碘三种形态，其中有机碘只占总碘量的百分之几，但因其难以去除面仍需单独考虑。气溶胶碘与其它气溶胶粒子去除机理相同，因此并入气溶胶一类考虑。而影响元素碘、有机碘和气溶胶的去除机理和去除常数的是表面吸附、沉降、循环过滤和喷淋等几方面：

(1) 表面吸附

图 8-2 给出了碘和颗粒物质在安全壳空间自然减弱的实验结果，其中碘的自然减弱即是由于表面吸附。从图中可以看出，表面吸附对元素碘的去除很有效。表面吸附包括两种机理：一是水膜吸收，一是表面凝结。在发生失水事故后，安全壳及其中设备的表面形成一层水膜，依靠壳内气体对流和传质过程，元素碘被这层水膜迅速吸收，壳内碘浓度下降很快，图 8-2 中曲线的开始下降段即反映了这一过程。当水膜中碘与气相碘达到平衡以后，碘的继续减弱即由蒸汽凝结所控制。对碘的吸附过程可以用一个有效传质系数 k_e 来描写。

$$k_e = \frac{\text{吸附速率}}{\text{安全壳气空间浓度}} \quad (8-12)$$

于是吸附去除常数 λ_a 可以用下式表示

$$\lambda_a = \frac{k_e \cdot A_{ct}}{V_{ct}} \quad (8-13)$$

其中： A_{ct} 为安全壳及其内设备表面积； V_{ct} 为安全壳气空间体积。

有效传质系数 k_e 具有速度量纲，它表示元素碘通过液膜表面而被吸附的速度。克努特森 (J. G. Knudsen) 等人对安全壳内放射性物质、特别是碘的自然减弱实验做了理论分析，得出在水堆安全壳内 k_e 数值为 3m/s 量级。

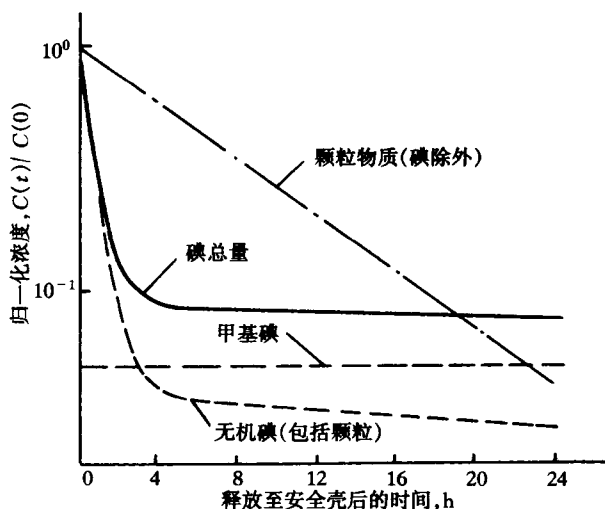


图 8-2 裂变产物在安全壳中的自然减弱

甲基碘也有类似的吸附现象,但因它很不活泼,在水中溶解度很低,因而有效传质系数极低,可以忽略不计。

(2) 粒子沉降

气溶胶在安全壳内自然减弱的机理也很复杂,通常认为自然沉降是主要的,沉降速度由斯托克斯公式决定

$$v_t = (\rho_p - \rho) \frac{d^2 g}{18\mu} \quad (8-14)$$

其中: ρ_p 为粒子密度; ρ 为气体密度; μ 为气体粘度; d 为粒子直径。

则此时自然沉降的去除常数为

$$\lambda_g = v_t \frac{A_f}{V_{ct}} \quad (8-15)$$

其中: A_f 是安全壳横截面积。从(8-14)可以看出,沉降与颗粒直径的平方成正比,大颗粒要比小颗粒沉降快得多。在经过一段时间后,壳内颗粒直径明显变小。因此,沉降去除常数将随时间而逐步下降。计算中采用的颗粒平均直径的典型值一般为开始时 $15\mu\text{m}$, 4h 后为 $5\mu\text{m}$, 中间用线性内插计算。

(3) 循环过滤

目前在安全壳系统中已广泛应用了再循环过滤系统,这对去除碘和气溶胶是十分有效的。循环过滤的去除常数为

$$\lambda_f = \frac{F_f E_f}{V_{ct}} \quad (8-16)$$

其中: F_f 为通过过滤系统的体积流量; E_f 为在设计流量下的过滤效率。

高效率过滤器对气溶胶的过滤效率可达 $E_f = 99.97\%$, 浸渍过的活性炭过滤器对元素碘的过滤效率可达 99.9% , 对甲基碘可达 85% 。过滤器必须保持充分的冷却,否则衰变热可能使过滤器温度过高而降低其效率,甚至会使活性炭过滤器燃烧,再次释放出已过滤下来的各种放射性气溶胶。

(4) 喷淋

在水堆中一般设置安全壳喷淋系统,用以降低失水事故后安全壳内的压力,同时减少气体中放射性物质的浓度。如果在喷淋水中添加适当化学试剂,还能进一步提高去除能力。

首先我们讨论喷淋系统对碘蒸汽的去除。为了简单起见,我们假设 $t=0$ 瞬时碘进入安全造成初始浓度 $C(0)$,随后就不再向安全壳释放碘了。如果忽略泄漏、衰变和自然减弱,则有

$$\frac{dC(t)}{dt} = -\frac{F_s}{V_{ct}}(C_f - C_0) \quad (8-17)$$

其中: F_s 为喷淋系统体积流量; C_0 为喷淋液滴中碘的初始浓度; C_f 为喷淋液滴落地时碘的浓度。

如果喷淋水中不含碘,则 $C_0=0$ 。另外,如果喷淋的液滴足够小,下降时间足够长,气相与液相碘充分交换而达到平衡,应有

$$C_j^* = HC(t) \quad (8-18)$$

其中: H 为体积分配系数,即液相中浓度与气相中浓度之比。实际上,喷淋去除不可能达到这一最大极限有 C_j^* ,而只能达到此理想值的一定份额,我们可以写为

$$C_j = C_j^* \cdot E_s \quad (8-19)$$

其中: E_s 为一比例常数。

将(8-18)、(8-19)代入(8-17)即可得到以下方程

$$\frac{dC(t)}{dt} = -\lambda_s C(t) \quad (8-20)$$

$$\lambda_s = \frac{F_s H E_s}{V_{ct}} \quad (8-21)$$

λ_s 即为喷淋除碘的去除常数。

方程(8-20)的解为: $C(t) = C(0)e^{-\lambda_s t}$,方程(8-21)中的 F_s , V_{ct} 均已知, H 亦可由实验确定。关键是 E_s ,这反映了喷淋系统去除碘蒸汽的效率。帕斯雷(Pazsly)在 1970 年给出了 E_s 的表示式

$$E_s = 1 - \exp\left(-\frac{6k_g \cdot t_e}{H \cdot d}\right) \quad (8-22)$$

其中: H 为体积分配系统; k_g 为气相传质系数; t_e 为液滴降落至地面的时间; d 为液滴直径。 $t_e = \frac{Z_{ct}}{v_t}$, Z_{ct} 为安全壳高度, v_t 为液滴速度。

当 E_s 较小时,(8-22)可化简为

$$E_s = \frac{6k_g t_e}{H \cdot d} \quad (8-23)$$

代入(8-21)式,此时喷淋去除常数 λ_s 与分配系数 H 无关。

$$\lambda_s = \frac{6k_g Z_{ct} F_s}{v_t d V_{ct}} \quad (8-24)$$

其物理意义是:喷淋液滴内碘浓度很小时,它对碘来说几乎是黑体。我们还可以用较简单的公式表示喷淋除碘常数。

任何时刻安全壳内喷淋的液滴总数为

$$N_d = \frac{6t_e F_s}{\pi \cdot d^3}$$

液滴总面积可以写为

$$A_d = N_d \pi d^2 = \frac{6t_e F_s}{d} \quad (8-25)$$

则有

$$\lambda_s = \frac{k_g \cdot A_d}{V_{ct}}$$

可以看出,式中气相传质系数 k_g 有速度的量纲,相当于单位时间碘由气相向液相质量迁移的距离。

从实验中发现,喷淋开始时,安全壳中间中的无机碘的浓度按指数规律迅速下降。当降到初始值的 1% 以下时,浓度下降变得很慢,指数规律也不成立了,这主要是因为气相浓度降低后,壳壁和地面上液相碘向气相的反扩散加强了,逐渐在气液两相间建立起平衡关系。由平衡分配系数可以估计出两相的平衡浓度。

$$H = \frac{C_l}{C_g} \quad (8-26)$$

其中: C_l 、 C_g 分别为平衡时的液相、气相碘浓度。假设开始时安全壳气相碘浓度为 $C(0)$, 平衡时液体体积为 V_l , 则有

$$V_{ct} \cdot C(0) = C_g \cdot V_{ct} + V_l \cdot C_l$$

$$C_g = \frac{C(0) V_{ct}}{V_{ct} + V_l} \quad (8-27)$$

(8-27)中的 C_g 实际上表示出喷淋除碘所能达到的极限浓度。当安全壳中碘浓度低于此值时,喷淋去除过程变得很慢,以至可以保守地认为气相中的碘不再能被去除了。

这样,安全壳中气相碘浓度随时间变化的规律可以表示为:

$$C(t) = \frac{C(0)}{V_{ct} + HV_l} (V_{ct} + HV_l e^{-\lambda_s t}) \quad (8-28)$$

从(8-28)中可以看出,从安全壳中快速去除元素碘所能达到的效果与分配系数 H 关系很大。若在喷淋液体中加入 NaOH ($\text{pH}=9.5$), H 值可达 5 000; 若添加硼酸 ($\text{pH}=5$), H 值为 200; 若加入 1% 硼酸及硫代硫酸钠, H 值可高达 100 000。使用这种添加剂后,平衡浓度可以小于初始值的 0.1%。

用硼酸或氢氧化钠作添加剂时,对甲基碘的去除仍然很慢,通常认为甲基碘浓度不能被喷淋减弱。这样考虑在总碘量中甲基碘占一定份额 f 。此时碘浓度随时间的变化为

$$\frac{C(t)}{C(0)} = f + (1-f) \frac{1}{V_{ct} + HV_l} (V_{ct} + HV_l e^{-\lambda_s t}) \quad (8-29)$$

在添加硼酸及硫代硫酸钠后,甲基碘的去除有明显增加。

喷淋去除直径大于几 μm 的颗粒的主要机理是碰撞,因此可以按下述方法估算喷淋去除颗粒的去除常数 λ_g 。总数 N_d 。直径为 d 且最终速度 v_t 的液滴每秒钟扫过的体积为 $N_d \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot v_t$, 假设碰撞颗粒被液滴去除的效率为 E_p , 则去除常数 λ_p 可以表示为

$$\lambda_p = \frac{\pi d^2}{4 V_{ct}} N_d \cdot v_t \cdot E_p$$

若用喷淋流量和安全壳高度表示,则有

$$\lambda_p = \frac{3 E_p F_s z_{ct}}{2 d V_{ct}} \quad (8-30)$$

很明显,当液滴越小,喷淋流量越大,安全壳越高而其体积越小时,喷淋去除颗粒的去除常数越大。

当颗粒直径小于 $1\mu\text{m}$ 时,扩散和布朗运动成为主要的去除机理。这时仍可用(8-30)式计算去除常数,只是碰撞效率随颗粒直径变化而变化。

8.4 放射性物质在大气中的扩散

8.4.1 气载物在大气中的稀释扩散

放射性物质从安全壳释出后,呈气体和气溶胶形态。气体是放射性物质蒸发、升华形成的单分子态。“气溶胶”一般指固态或液态多分子凝聚物颗粒的气体中的弥散系。我们统称这两种形态为气载物。这些气载物进入大气后,在被风朝下风向输送的同时,将受大气湍流影响,于水平方向和垂直方向迅速地稀释扩散。因此为了估算放射性释出物对居民的辐射后果,首先必须研究气载物在大气中的稀释扩散规律,以计算居民所在处地面空气中的放射性浓度 X 和放射性物质在地面的沉积浓度 ω 。

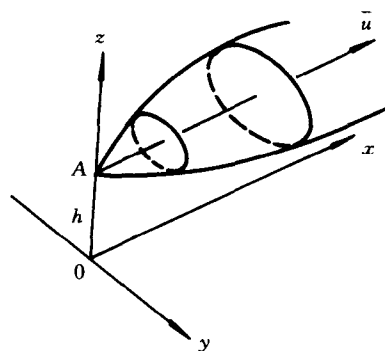


图 8-3 圆盘状扩展烟云模型示意图

定量描述低层大气中各种尺度的旋涡构成的湍流运动规律是很复杂的,目前大气湍流扩散问题仍未很好地模化,在计算反应堆释出物浓度时,通常采用半经验的高斯烟云扩散模型(也就是正态分布模型)来描写气载物在大气中的稀释扩散规律。

假设有一个距地面高度为 h 的均匀连续排放源 A ,如图 8-3 所示。 x 轴沿平均风向向水平延伸, y 轴在水平面上垂直于 x 轴,即横风向, z 轴垂直向上,原点 0 在排放源点 A 的垂直地面处。在平坦的地形条件下,当大气中垂直温度梯度均匀,风向没有不连续变化时,可以假设气载物的浓度在下风向的每一位置处,横风方向(y 方向)和垂直方向(z 方向)的分布都是对称分布。假设气载物顺风移动时既没有从烟云中消失,也没有增加,则气载物应满足连续性条件

$$Q' = \int_0^\infty dz \int_{-\infty}^\infty X \cdot \bar{u} dy \quad (8-31)$$

由连续条件及如上所假设的对称性,即能解得气载物在大气中的浓度分布的正态模型

$$X(x, y, z, h) = \frac{\theta'}{2\pi u \sigma_y \sigma_z} \exp \left[- \left(\frac{y^2}{2\sigma_y^2} + \frac{(z-h)^2}{2\sigma_z^2} \right) \right] \quad (8-32)$$

其中: Q' 为均匀连续排放源的排放率; X 为在 (x, y, z) 处空气中放射性的浓度; $\bar{u}$ 为平均

风速; σ_y, σ_z 为分别为 y 方向和 z 方向的扩散系数, 它随天气类型而变化, 也是 X 的函数。

若地面对气载物不吸收, 而仅起全反射作用, 则地面的作用相当于在 $(0, 0, -h)$ 处有一个像源。此时有

$$X(x, y, z, h) = \frac{\theta'}{2\pi\bar{u}\sigma_y\sigma_z} \exp\left(-\frac{y^2}{2\sigma_y^2}\right) \left\{ \exp\left[-\frac{(z-h)^2}{2\sigma_z^2}\right] + \exp\left[-\frac{(z+h)^2}{2\sigma_z^2}\right] \right\} \quad (8-33)$$

下面列出特定条件下公式(8-33)的简化形式。当 $z=0$ 时, 即地面浓度为

$$X(x, y, 0, h) = \frac{\theta'}{2\pi\bar{u}\sigma_y\sigma_z} \exp\left[-\left(\frac{y^2}{2\sigma_y^2} + \frac{h^2}{2\sigma_z^2}\right)\right] \quad (8-34)$$

当 $z=0, h=0$ 时, 则地面排放源造成的地面浓度为

$$X(x, y, 0, 0) = \frac{\theta'}{\pi\bar{u}\sigma_y\sigma_z} \exp\left(-\frac{y^2}{2\sigma_y^2}\right) \quad (8-35)$$

当 $z=0, h=0, y=0$ 时, 即地面源、下风向轴线上地面浓度为

$$X(x, 0, 0, 0) = \frac{\theta'}{\pi\bar{u}\sigma_y\sigma_z} \quad (8-36)$$

有时公式中引入大气稀释因子 X/Q' , 也称归一化浓度, 其物理意义为: 单位释放率 (1Bq/s) 下空气中放射性气载物的浓度 (Bq/m^3), 其单位为 s/m^3 。

公式(8-33)、(8-34)、(8-35)、(8-36)的适用条件, 除了前述的地形平坦、风向与垂直温度梯度均匀以外, 还要求风向和天气扩散条件保持不变。此时空气中各点气载物浓度不随时间变化。在反应堆事故情况下的瞬时释放和短期释放基本符合这些条件。在短期释放中(几分钟到几小时), 利用上述公式对时间积分可以得到某一位置上在时间间隔 t_1 到 t_2 之间的积分浓度, 亦称曝污量 ($\text{Bq/s}\cdot\text{m}^3$), 记作 ψ

$$\psi(x, y, 0, h) = \int_{t_1}^{t_2} X(x, y, 0, h) dt = \frac{Q'}{\pi\bar{u}\sigma_y\sigma_z} \exp\left(-\frac{y^2}{2\sigma_y^2} - \frac{h^2}{2\sigma_z^2}\right) \quad (8-37)$$

其中 Q' 为 t_1 到 t_2 之间从安全壳排出的放射性物质总数。对于长期释放, 由于各点放射性浓度会随时间变化, 因此上述公式已不适用。

最简单的长期释放情况是: 假设平均风向、风速和天气扩散条件都不变化, 仅由于释放时间长, 风向轴线围绕某一方位在一定范围 ($360^\circ/16$) 内均匀摆动, 即风摆效应。这时放射性在空气中的浓度在此方位张角为 $360^\circ/16$ 的水平弧线上均匀分布。将方程(8-34)沿 y 方向积分, 再除以弧长 $2\pi x/16$, 即得到下风向 x 距离处在给定大气扩散条件下的长期地面浓度

$$X(x) = \left(\frac{2}{\pi}\right)^{1/2} \frac{Q'}{u\sigma_z(2\pi x/16)} \exp\left(-\frac{h^2}{2\sigma_z^2}\right) \quad (8-38)$$

为了更接近实际情况, 考虑长期释放过程中风向、风速和大气扩散参数的变化, 在某方向 i 、下风距离 x 处的年平均地面而放射性浓度 $\bar{X}_i(x)$ 可以表示为

$$\bar{X}_i(x) = \sum_j \sum_k \left(\frac{2}{\pi}\right)^{1/2} \frac{0.01 f_{ijk} Q'}{u_{ij}(\sigma_z)_k(2\pi x/16)} \exp\left(-\frac{h^2}{2(\sigma_z)_k^2}\right) \quad (8-39)$$

其中角标 i 指风向; 角标 j 指风速范围; 角标 k 指大气稳定度类型; u_{ij} 为风向为 i 、风速范围为 j 的平均风速; $(\sigma_z)_k$ 为大气稳定类型为 k 的垂直扩散系数; f_{ijk} 为风向为 i 、风速范围为 j 、大气稳定度类型为 k 的年频率百分数。按此 $\sum_i \sum_j \sum_k f_{ijk} = 100$ 。将(8-39)式对时间积分, 得到

$$\psi_i(x) = \sum_j \sum_k \frac{2.03 \times 10^{-2} f_{ijk} Q}{u_{ij}(\sigma_z)_k X} \exp\left(-\frac{h^2}{2(\sigma_z)_k^2}\right) \quad (8-40)$$

式中 Q 是所考虑的时间内释放的放射性总数。当 $z=0, h=0$ 时, 则 i 方向长期地面积分浓度为

$$\phi_i(x) = \sum_j \sum_k \frac{2.03 \times 10^{-2} f_{ijk} Q}{u_{ij}(\sigma_z)_k X} \quad (8-41)$$

公式(8-41)在评价核电站正常运行排出放射性气载物的环境影响时被广泛地采用。式中 Q 取年气载物排放量。

在实际计算气载物在大气中的扩散时, 还有以下因素是需要考虑的。

1. 建筑对扩散的影响

气流在通过建筑物时会受到扰动, 在建筑物背风面会出现大量旋涡, 它将显著增加气流交混能力。这种现象在气象学上称之为建筑物的“尾流效应”。

反应堆正常运行时, 气态放射性物质主要通过烟囱比主厂房并不高很多, 排出的气流会受到建筑物尾流效应的影响。事故情况下, 气载物由安全壳各种可能通道直接向外泄漏, 尾流效应影响更为显著。为了考虑尾流效应增加的大气扩散能力, 通常的办法是将垂直、水平扩散系数添加一个常数项。用 $\left(\sigma_y^2 + \frac{CA}{\pi}\right)^{1/2}$ 代替 σ_y , 用 $\left(\sigma_z^2 + \frac{CA}{\pi}\right)^{1/2}$ 代替 σ_z 。其中 A 为建筑物迎风方向的横截面积, C 为一常数, 一般取 0.5。对于短期释放、地面源、下风向轴向地面浓度可以近似写为

$$X(x, 0, 0, 0) = \frac{Q'}{(\pi\sigma_y\sigma_z + CA)u} \quad (8-42)$$

对于长期释放、地面源、下风向地面积分浓度为

$$\phi_i(x) = \sum_j \sum_k \frac{2.03 \times 10^{-2} f_{ijk} Q}{u_{ij}(S_z)_k X} \quad (8-43)$$

其中 $(S_z)_k = \left[(\sigma_z)_k^2 + \frac{CA}{\pi}\right]^{1/2}$ 。

2. 烟气抬升

在反应堆事故工况下, 在放射性物质释放的同时往往伴随着能量的释放, 因此释放出的气体温度要比周围大气温度高。这时释放气体会浮升, 这相当于在释放源真实高度 h 上附加一个高度 Δh , 一般称之为烟气抬升。目前采用较多的是柏里格(Briggs)修正公式, 它给出了不同能量释放, 不同气象条件下的 Δh 。

3. 放射性物质沉降

反应堆排出的放射性气载物, 除裂变气体以外, 碘和其它裂变产物都可能由于各种原因沉降到地面上, 造成地面污染并通过种种途径对居民产生辐射。由于存在沉降, 大气中的放射性物质浓度减弱得更快。

放射性物质的沉降有两种: 干沉降和湿沉降。所谓干沉降, 是由于重力作用引起颗粒物下沉或是因漏流扩散、分子扩散、静电引力等原因引起粒子与地面接触碰撞所造成的放射性物质向地面的沉积。当粒子直径小于 $15\mu\text{m}$ 时, 重力沉降的速度远比漏流垂直位移速度小, 因此这时重力下沉不是主要的。所谓湿沉降, 是由于大气的降水过程将粒子洗涤冲至地面造成的地

面放射性沉积。对于一般的天气条件,干沉降是造成地面污染的主要原因。

目前,尚未建立定量描述干沉降过程的数学模式。一般的处理方法是假定上述各种沉降造成的气载放射性向地面沉积的总速率 ω' ($\text{Bq}/(\text{s}\cdot\text{m}^3)$) 与接近地面处(一般取 $z_d=1\text{m}$)的气载物放射性浓度 $X(z_d)$ 成正比,写为

$$\omega' = v_d X(z_d) \quad (8-44)$$

式中比例常数 v_d 有速度的量纲,故称沉降速度。沉降速度 v_d 的大小与各种气载物本射的物理化学性质有关,也与气象条件和地面状态有关。已有一些实验给出了 v_d 的数值。在美国的《反应堆安全研究》(WASH-1400)中,对蒸汽和颗粒物均取 $v_d=0.01\text{m/s}$ 。

由于有沉降的存在,气载放射性物质在输送过程中不断减少。这时连续性方程不再成立,但考虑对源项进行修正后,仍可以认为 X 服从正态分布。美国的《反应堆安全研究》中,取源项的修正系数为

$$f_d = \exp\left[\frac{-v_d x}{\bar{u} \bar{z}}\right] \quad (8-45)$$

其中 $\bar{z}$ 为烟云的有效高度。

$$\bar{z} = \left(\frac{2}{\pi}\right)^{1/2} \sigma_z \cdot \exp\left(\frac{h^2}{2\sigma_z^2}\right) \quad (8-46)$$

8.4.2 大气扩散能力与气象条件的关系

大气扩散能力主要取决于大气湍流的强弱。产生大气湍流的原因一是风力的搅动,二是底层大气的垂直温度分布。它们决定了大气稳定度。大气稳定度大致分三种状态:不稳定状态、稳定状态和处于两者之间的中间状态。所谓不稳定状态指的是:当一团空气由于某种原因(例如风引起的机械湍流)引起小的垂直位移后,它就不再回到原来的高度,而是加速沿初始位移方向移动。在稳定状态下,气团趋于回到原来的高度上去。而在中间状态下,位移的气团会停留在它所达到的高度上。

大气稳定度与大气垂直温度分布有着密切的关系。

图 8-4 给出了几种典型的垂直温度分布下大气稳定度的情况。图中左侧给出了垂直温度分布,虚线即如上所述的干绝热垂直温度分布。

(1) 链形:不稳定大气条件。污染物扩散得很快,烟云不规则地向地面垂直及水平方向剧烈散开,在下风向不远的地方就消散了。这多出现在中午前后日射很强和风速较小的时间里,这是因为在这种条件下,地面接受太阳的直接照射,温度升高,暖而轻的空气在下面,空气温度随高度而降低——超绝热递减。

(2) 锥形:中性大气条件。扩散情况比链形差,烟散开的时候象一个圆锥,烟云的轴基本上保持在同一水平,只有小的上下摆动。这多出现在阴天或多云天(白天或晚上)风力较大的条件下。这是因为天空有云,白天太阳的短波辐射部份被云吸收和反射,减少了地面增温;而夜间,云层又反射地面的长波辐射使地面的降温减弱。大风意味着上下混合交换强烈,所发生的空气在垂直方向的运行不是由浮力引起,而是由动力不稳定引起,因而大气温度的垂直分布接近于干绝热递减率。

(3) 扇形:稳定大气条件。烟体在垂直方向扩散很小,垂直起伏不大,停留在相当薄的一层里,在风的作用下,烟侧向扩散,形成扇形。出现这种大气稳定的条件是在晴朗的夜晚,风又

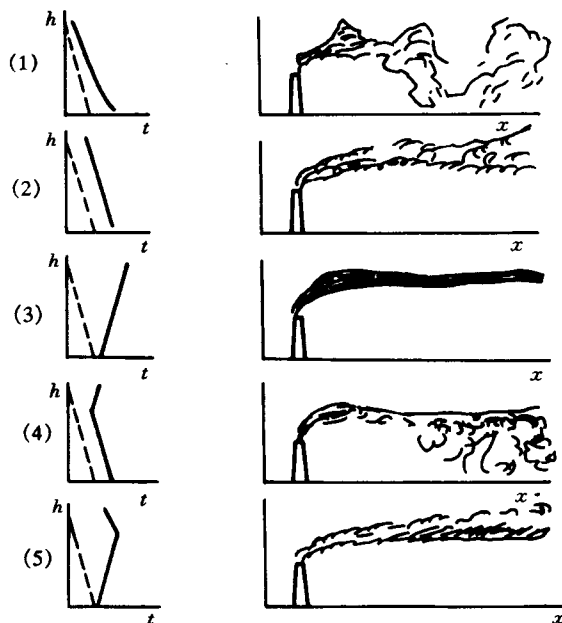


图 8-4 各类大气稳定度扩散情况

t —大气温度; h —高度; x —离源下风向的距离

很小,由于地表面向外放射长波辐射面没有太阳短波辐射的收入(实际上任何高于绝对温度零度的物体都在连续地辐射),使得地表面及下层大气温度降低而形成逆温。形成逆温的原因还有其它几种,但由地面辐射冷却而形成的逆温(叫辐射逆温)是主要成因。可以说处处都有逆温,只不过发生的频率、厚度和逆温强度不同。如污染物是地面释放,则在逆温条件下污染物的地面浓度很高,在反应堆事故分析中这是最坏的大气扩散条件。如果烟囱排放口很高,或者在伴随有大量热量释放的事故情况下,放射性排出的有效高度很大,地面浓度可能很小。

(4) 漫烟形:高层处于稳定状态,而近地层处于不稳定状态或中性。高层逆温象一个盖子,使烟的向上扩散受到抑制,只能向下扩散混合,我们把逆温层底的大气层叫混合层。出现这种情况的原因很多,比较多的原因有二种。一种是夜间形成了逆温,而在早晨日出后受太阳照射地面变暖,低层逆温被破坏而高层逆温仍然存在。另一种是空气从冷的地面流到较暖的地面时,例如从乡村(有逆温时)到城市,在水面(有逆温时)到陆地,都会产生这种条件。

在这种大气条件下,如果风速很小,就可能造成地面的严重污染。1952年著名的英国伦敦烟雾事件造成大约四千人死亡,就是在这样的大气稳定度持续几天的情况下造成的。

(5) 屋脊形(或称城堡形):低层是逆温,高层是不稳定或中性。与漫烟形相反,烟体下缘清晰,很难向下扩散,面上层扩散强。这往往出现在日落时开始出现逆温面上层未形成逆温的时间里。这情况只适用于高烟囱。如果在山洞里建地下核电厂,山顶烟囱高出逆温时也出现这种情况。这是防止地面污染比较理想的扩散条件。

帕斯奎尔(Pasquill)提出了一种地面气象观测资料来估计大气稳定度的方法。他把大气稳定度分成A,B,C,D,E,F六大类,各大类大气稳定度与地面常规气象资料的关系列于表8-7中。

表 8-7 帕斯查尔大气稳定性分类条件

地面风速 m/s	白天日照			晚间云况	
	强	中	弱	云量 $\geq 4/8$	云量 $\leq 3/8$
<2	A	A-B	B	—	—
2	A-B	B	C	E	F
4	B	B-C	C	D	E
6	C	C-D	D	D	D
>6	C	D	D	D	D

A: 极不稳定大气条件,如在热而阳光明媚的夏天;

B: 不稳定大气条件,有太阳,暖和天气;

C: 稍不稳定,白天部分有云;

D: 中等大气条件,如多云的白天或夜晚;

E: 稍稳定大气条件,但夜间部分有云;

F: 极稳定大气条件,如在晴朗夜晚。

根据大量的大气扩散实验资料,已给确定了各类天气条件下大气扩散系数的经验关系。

图 8-5 给出了各种大气稳定条件下水平扩散系数 σ_y 随距离的变化。图 8-6 给出了各种大气稳定度下垂直扩散系数 σ_z 随距离的变化。

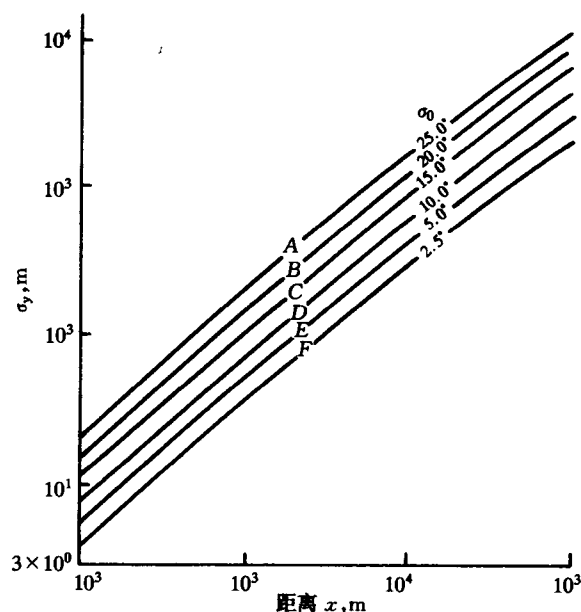


图 8-5 各类大气稳定度下水平扩散系数 σ_y 随距离的变化

A—极不稳定;B—不稳定;C—稍不稳定;

D—中性;E—稍稳定;F—稳定

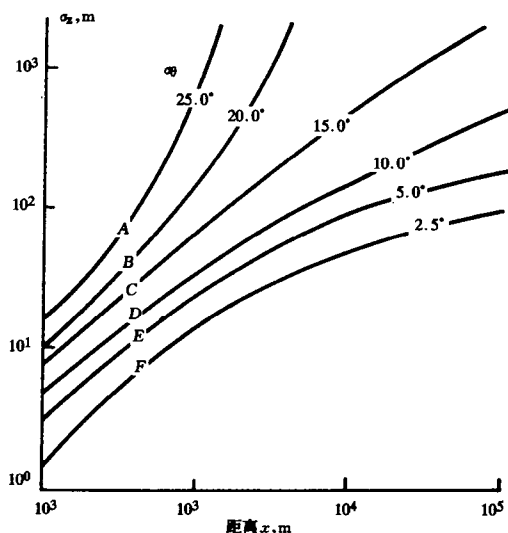


图 8-6 各类大气稳定度下垂直扩散系数随距离的变化

A—极不稳定;B—不稳定;C—稍不稳定;

D—中性;E—稍稳定;F—稳定

8.5 放射性释出物的健康效应

放射性释出物对人体的照射在核电厂事故释放下,核电厂附近居民可能受到的主要辐射的途径有以下方面:

- (1) 放射性烟云的外照射;
- (2) 烟云地面沉积放射性的外照射;
- (3) 吸入空气中放射性的内照射;
- (4) 通过食物链造成的内照射。

图 8-7 给出了核电站放射性释出物对人辐照的主要途径。

8.5.1 放射性烟云的外照射

淹没在放射性烟云中的个人所受到的外照射剂量应为烟云中所有小体积的放射性对受照射者产生的剂量的总和。假设烟云总体积为 V ,则有:

$$D = \int_{\Delta} \psi(r) D(r) dV \quad (8-47)$$

其中: D 为淹没在烟云中的人所受的总剂量; $\psi(r)$ 为在 r 处烟云的放射性积分浓度; $D(r)$ 为在 r 处每贝可烟云放射性对受照者产生的剂量率。

首先考虑 γ 辐射的外照剂量。由于 γ 射线穿透

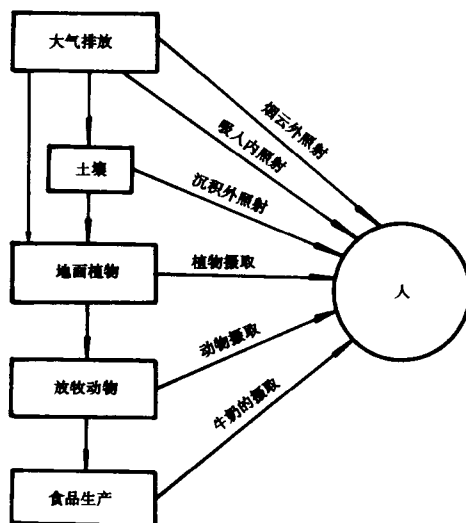


图 8-7 放射性释出物对人体辐照的主要途径

能力强,在空气中 1MeV 的光子半减弱长度达 193m。因此,必此对很大的体积进行上述积分。由于放射性积分浓度值不很准确,又随位置变化,因此准确计算比较困难,通常采用近似方法。假设受照射者淹没在半无限均匀的烟云中,即假设地面以上半无限大空间内烟云放射浓度完全相同。显然这种处理是偏于保守的。利用能量平衡原理:在无限均匀烟云内,单位体积所吸收的能量等于其所产生的能量。于是,地面上单位体积所吸收的能量就等于无限烟云中单位体积产生能量的一半。于是有

$$D_{\gamma} = \frac{\psi(3.7 \times 10^{10}) \cdot \bar{E}_{\gamma}(1.6 \times 10^{-6})}{2 \times 1293 \times 100} \times 1.11$$

$$= 0.254 \bar{E}_{\gamma} \psi$$

其中: D_{γ} 为烟云通过期间受照射者接受的 γ 外照射剂量; E_{γ} 为 γ 光子的平均能量; ψ 为烟云通过受照射处的积分浓度。

式中 1293 是标准状态下空气密度, g/m^3 , 1.11 为生物组织与空气吸收能量之比, 1.6×10^{-6} 为每兆电子伏相当的 erg 数。100 为每戈吸收剂量相当于每克物质吸收的 erg 数。

对于 β 辐射的外照射剂量,计算方法类似,因 β 粒子射程有限,只需假设释放能量与吸收能量相等即可。

$$D_{\beta} = \frac{\psi(3.7 \times 10^{10}) \cdot \bar{E}_{\beta}(1.6 \times 10^{-6})}{1293 \times 100}$$

$$= 0.458 \bar{E}_{\beta} \psi$$

其中: $\bar{E}_{\beta}$ 为每次 β 衰变释放出的能量。

8.5.2 烟云地面沉积放射性的外照射

为了简化计算,假设地面沉积放射源为无限均匀面源,此时距地面高度为 b 处之 γ 射线剂量率为

$$D'_{\gamma,\infty} = \int_0^{\infty} \frac{\omega(3.7 \times 10^{10}) \mu_a \bar{E}_{\gamma}(1.6 \times 10^{-6}) \times 1.11}{1293 \times 100 \times 4\pi(r^2 + b^2)} \cdot$$

$$[1 + K\mu \sqrt{r^2 + b^2}] \times e^{-\mu \sqrt{r^2 + b^2}} \cdot 2\pi r dr$$

$$= 0.254 \mu_a \omega \bar{E}_{\gamma} \left(\int_0^{\infty} \frac{e^{-\mu \gamma}}{\gamma} dr + K e^{-\mu b} \right) \quad (8-48)$$

其中: $D'_{\gamma,\infty}$ 为无穷均匀地面源在高度 b 处造成的 γ 剂量率; ω 为沉积放射性面密度; μ_a 为空气能量吸收系数; $\bar{E}_{\gamma}$ 为 γ 射线平均能量; μ 为空气线性吸收系数; K 为积累因子。

(8-48) 式中的积分有表可查,一旦确定放射性核素后, μ_a 、 μ 、 K 、 $\bar{E}_{\gamma}$ 均可知,于是在地面以上 b 处于无限均匀地面源 γ 剂量率即可求出。图 8-14 给出了当地面放射性密度为 $\omega = 1 \text{Bq}/\text{m}^2$ 时不同 γ 放射性能量形成的剂量率值。

在短时间照射情况下,可以假设面密度不变。此时总剂量应为:

$$D_{\gamma,\infty} = D'_{\gamma,\infty} t_e \quad (8-49)$$

其中 t_e 为照射时间。

若照射时间较长,则应考虑放射性因自然衰变和其它去污机制所引起的面密度的减弱。计算总剂量时需要分段积分。

8.5.3 吸入空气中放射性造成的内照射

在放射性烟云经过期间,一部分放射性物质将被吸收入体内。单位时间内吸入的放射性总量将由烟云放射性浓度 X 和在此期间人的呼吸率 B' 的乘积决定。人的标准呼吸率一般定为

$$B' = \begin{cases} 3.48 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s} \\ 2.31 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s} \end{cases}$$

在短期释放下,一般选取 $B' = 5 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ 。

吸入入体的各种放射性核素,根据其物理和化学性质的不同,往往经过不完全相同的途径,最终以不同的份额滞留在各种器官组织中。例如,碘吸入后由肺进入血液,其中相当部分滞留在甲状腺中。滞留在体内器官组织中的放射性不仅因放射性衰变而减少,而且还会因机体的代谢过程而排出,这两者都可以用指数衰减规律来表述。这样,吸入而且滞留在某器官内的某种放射性核素的总量随时间的变化规律可以用以下方程描述。

$$\frac{dC(t)}{dt} = B'Xq - C(t)\lambda_e \quad (8-50)$$

其中: $C(t)$ 为吸入并滞留在某器官内某核素的总量; X 为烟云中该种核素的浓度; B' 为人的呼吸率; q 为该种核素吸入滞留在器官的份额,简称吸入份额; λ_e 为该种核素的有效衰减常数。

有效衰减常数等于放射性衰变常数 λ 和生物排出系数 λ_b 之和

$$\lambda_e = \lambda + \lambda_b \quad (8-51)$$

假设烟云放射性浓度保持不变,则(8-50)方程的解为

$$C(t) = \frac{B'Xq}{\lambda_e} (1 - e^{-\lambda_e t}) \quad (8-52)$$

根据吸入并滞留在关键器官内的放射性总量 $C(t)$,即可计算其所造成的吸收剂量率 $D'(t)$ 。

如果沉积在某关键器官的放射性核素是 α 和 β 辐射,由于 α 和 β 粒子射程很短,可以认为其辐射能全部被该组织吸收,于是其吸收剂量率应为

$$D'_{\alpha\beta}(t) = \frac{C(t)(3.7 \times 10^{10}) \cdot \bar{E}_{\alpha\beta}(1.6 \times 10^{-6})}{100 \cdot M} = \frac{592C(t)\bar{E}_{\alpha\beta}}{M} \quad (8-53)$$

其中: $\bar{E}_{\alpha\beta}$ 为 α 、 β 辐射平均能量; M 为该器官组织质量; $D_{\alpha\beta}(t)$ 为 α 、 β 辐射在 t 时刻造成的对该器官的吸收剂量率。

如果放射性核素的辐射不仅有 α 、 β ,而且还有 γ ,则因 γ 射线在组织中穿透能力强,一部分能量将穿透该器官而不会被全部吸收,为此我们引入有效能量当量 ζ 来代替粒子平均能量 $\bar{E}_{\alpha\beta}$,此时剂量率应为

$$H' = \frac{592C(t)\zeta}{M} \quad (8-54)$$

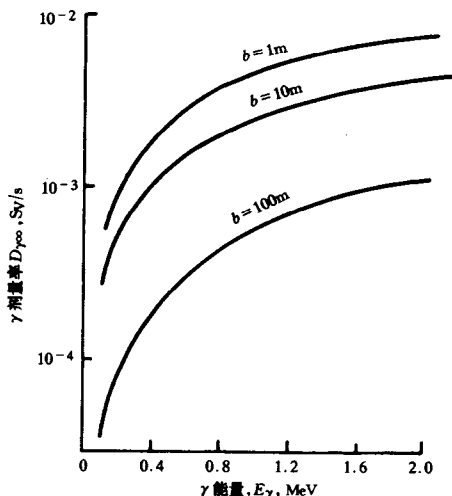


图 8-8 面密度为 $1\text{Ci}/\text{m}^2$ 的无限平面源在地面上方 1m、10m 和 100m 处造成的 γ 剂量率

$$\zeta = \sum_i f_i F_i E_i Q_i \quad (8-55)$$

其中: f_i 为 E_i 能组的辐射份额; F_i 为 E_i 能组辐射在该组织内被吸收的份额; Q_i 为该种形式辐射的品质系数。

表 8-8 给出了一些重要放射性核素的放射性半衰期和生物排出半衰期、摄取吸入份额和有效能量当量 ζ 值。

将(8-54)式中得到剂量率对曝露时间积分,即可得到有限时间、均匀浓度下在曝露期间所受的累积剂量 H

$$H = \int_0^\tau \frac{592C(t)}{M} \zeta dt$$

代入(8-52)式并积分,得到

$$H = \frac{592\zeta}{M\lambda_e} B'Xq \left[\tau - \left(\frac{1 - e^{-\lambda_e \tau}}{\lambda_e} \right) \right] \quad (8-56)$$

如果在 τ 秒后烟云飘过而停止曝射,此时放射性物质在器官中已有积累,关键器官仍能继续接受照射。考虑停曝后 τ_1 秒内接受的剂量,则器官所受总剂量应为

$$H = \frac{592\zeta}{M\lambda_e} B'Xq [\lambda_e \tau - e^{-\lambda_e \tau_1} + e^{\lambda_e (\tau + \tau_1)}] \quad (8-57)$$

表 8-8 某些放射性素的物理和生物数据

放射性核素	半衰期,天		泄漏器官	有效能量当量 ζ , MeV	吸入份额, q	
	放射性 $T_{1/2}$	生物排出 $T_{1/2b}$			摄取份额	吸入份额
^3H	4.5×10^3	11.9	全身	0.01	1.0	1.0
^{14}C	2.1×10^6	10	全身	0.054	1.0	0.75
		40	骨骼	0.27	0.025	0.02
^{24}Na	0.63	11	全身	2.7	1.0	0.75
^{60}Co	1.9×10^3	9.5	全身	1.5	0.3	0.4
^{87}Kr	0.053		全身	2.8		
^{90}Sr	1.1×10^4	1.3×10^4	全身	1.1	0.3	0.4
		1.8×10^4	骨	5.5	0.09	0.12
$^{131}\text{I} + ^{131}\text{Xe}$	8.04	138	全身	0.44	1.0	0.75
		138	甲状腺	0.23	0.3	0.23
$^{137}\text{Cs} + ^{137}\text{Ba}$	1.1×10^4	70	全身	0.59	1.0	0.75
		140	骨	1.4	0.04	0.03
$^{226}\text{Ra} + \text{子系}$	5.9×10^5	1.64×10^4	骨	110	0.04	0.03
^{235}U	2.6×10^{11}	300	骨	230	1.1×10^{-5}	0.028
^{239}Pu	8.9×10^6	7.3×10^4	骨	270	2.4×10^{-5}	0.2

8.5.4 通过食物链造成的内照射

为估算由于食入被污染的谷物、蔬菜、牛奶或水产物等而造成的放射性摄入量,需研究各种核素在特定的食物链各个环节中的转移规律。通常需要特殊考虑的是放射性碘在牧草上的沉积,通过牧草→奶牛→牛奶→人这一食物链的浓集后进入人体,由此造成的内照射剂量大大高于烟云吸入内照射的剂量。由于对沉积过程和食物链的化学、生物特性至今尚不清楚,因而下面仅对紧要核素碘通过食物链浓集所造成的剂量作一般的近似的估计。

前而已经指出,干沉降过程中放射性地向地而的沉积速率 $\omega' = v_d \cdot X$, v_d 一般为 0.01m/s 。碘一旦沉积到牧草上,由于大气侵蚀和植物生长稀释,碘的面密度将随时间呈指数衰减。已发现其半衰期约为 14d 。这样,在平衡情况下应有

$$v_d \cdot X = (\lambda + \lambda_f) \cdot C_f \quad (8-58)$$

其中: v_d 为沉积速度; X 为烟云中接近地面处的碘浓度; λ 为碘的放射性衰变常数; λ_f 为牧草上碘的生物衰减常数; C_f 为牧草上碘的面密度。

牛奶中碘的浓度应正比于牛所吃的草上的碘的面密度,在一种典型的情况下,其比例因子为 9×10^{-5} ,即牛奶中的碘浓度为

$$C_m = 9 \times 10^{-5} C_f \quad (8-59)$$

这样,只要我们知道附近居民每人每天平均喝奶量,利用(8-58)、(8-59)和(8-54)式即可计算出碘通过食物链浓集造成的内照射剂量。

8.6 放射性辐射防护原则

8.6.1 辐射防护基本原则与保健限值

辐射防护工作的基本原则和保健限值通常是由国际权威机构提出建议并由国家主管部门制定的。国际辐射防护委员会(ICRP)、联合国原子辐射效应科学委员会(UNSCEAR)和世界卫生组织(WHO)共同认可的主要三原则为:

(1) 辐射事业的正当化原则:除非对社会确有贡献,否则任何涉及辐射照射的活动都是不合适的;

(2) 防护水平的合理最优化原则:辐射剂量必须同时考虑经济和社会因素,做到合理可行尽量低;

(3) 个人所受剂量的限量原则:个人所受的最高剂量当量不得超过规定限值,并留有一定的余地。

根据 ICRP 最新公布的建议,个人剂量当量的限值推荐值为:

—职业工作人员的剂量当量在 5 年内平均每年不超过 20mSv ,其中剂量当量最高的一年不得超过 50mSv ;

—居民群体中的个人剂量当量每年不超过 1mSv 。

以上规定的是全身外照射剂量当量。ICRP 还规定了器官的剂量当量,它可以用器官权重因子折合成全身剂量当量(等效剂量当量),ICRP 推荐的全重因子见表 8-9。

表 8-9 计算等效剂量当量所用的权重因子

人体器官或组织	权重因子
生殖腺	0.25
乳房	0.15
肺组织	0.12
骨髓	0.12
甲状腺	0.03
骨骼组织	0.03
其它器官	0.30
全身	1.0

8.6.2 合理可行尽量低(ALARA)原则

正常运行的辐射安全就是保证电厂工作人员和一般公众的照射量在规定的限值以内。只要根据设计技术规范,启用放射性去除系统,尽量减少气态和液态放射性物质的排放,仔细规划服役和维修操作,这一点是可以做到的。

然而,仅仅满足于将照射量控制在限值以内是不够的,还必须要求辐射剂量合理可行尽量低,这就是所谓 ALARA 原则。此原则是 20 世纪 70 年代末由 ICRP 提出来的。这一原则根据风险定量评价技术的可行性,提出了辐射防护手段最佳化要求。

执行 ALARA 原则,可以使用成本-收益分析方法。根据这一方法,可以规定降低每一剂量值所付出代价的最高限额,凡代价低于这一限额的改进措施,都应当予以实施,而不管实际剂量当量值有多少。

这一原则也可以从另一个角度来理解。安全措施不是无代价的,虽然理论上剂量值可以不断地减少下去,但是越到后来所需的花费就约大。因此辐射防护必须有一个最佳水平,超过这个水平就不值得再做努力了,问题是怎样确定代价的最佳平衡点。

第 9 章

核安全性的改进与发展

9.1 压水堆发展现状

美国三哩岛与切尔诺贝利核事故后,人们对核电厂的安全给予了更多的关注。一方面对在役和在建的核电厂的安全性进行认真审查,增加安全措施,提高其可靠性和安全性。另一方面世界各国积极开展新一代核电技术研究工作,发展先进的反应堆概念,为核电更新换代作准备。本章在介绍压水堆发展现状及改进总要求的基础上,介绍 AP600, CAP600 改进设计以及固有安全堆设计方案。

核电已在世界电力生产中占据重要位置,全世界的核电厂发电量约占总发电量的 17%, 14 个国家核电比例达到或超过总发电量的 1/4, 8 个国家(法国、比利时、保加利亚、匈牙利、立陶宛、斯洛伐克、瑞典和瑞士)核电比例超过 40%, 到 1995 年底,全世界共有 437 座核电机组在运行,总装机容量已超过 343GWe,累计运行了 7 700(堆·年)。其中,轻水堆为 344 座,总装机容量为 315GWe,约占目前总装机容量的 86%。344 座轻水堆中,压水堆核电厂是 250 座,装机容量为 221GWe;沸水堆是 94 座,装机容量为 78GWe。这些数字清楚地说明,就核电对电力生产的贡献而言,轻水堆(包括压水堆和沸水堆)起着决定性的作用。

从技术进步和综合性能分析的角度来看,新一代核电技术开发可以分为三种类型:

(1) 改进型(Evolutionary)

这些反应堆概念与现有反应堆相类似,保留了同样的基本系统,但在现有成熟技术和数千堆年的运行经验基础上作了改进,增加安全裕度,增加冗余度,增加对付严重事故的安全设施。另外还按数字化技术设计了仪表和控制系统以及人机界面系统。同时靠增加单机容量来部分抵消为提高安全性而增添各类设施带来的经济性下降。

属于这类型的反应堆概念有:美国西屋公司发展的 APWR1 300,瑞典 ABB 和美国 CE 联合发展的 System 80+, 美国 GE 公司和日本日立、东芝公司联合发展的 ABWR,以及法国和德国联合发展的 EPR。

ABWR 第一台机组已在日本相崎投入运行,正在经受实践验证。

(2) 非能动型(Passive)

大量采用非能动的安全系统,同时简化系统,采用先进堆芯,延长寿期,以达到增强安全性

和提高经济性的优化目的。属于这类型的反应堆概念有:美国西屋公司发展的 AP600,俄罗斯 VVER640 等。

(3) 革新型(Innovative)

引入固有安全设计思想,从根本上根除严重事故产生的可能性。属于这类型的堆有 PIUS,SIR 等。这类堆目前还处于概念设计阶段,估计要到 2005 年以后才能得到批准。

在表 9-1 中扼要说明了各类先进核反应堆的技术特征。

表 9-1 先进核反应堆的技术特征

反应堆名称	设计者	功率 MWe	非能动安 全壳冷却	非能动 余热排出	非能动应急 堆芯冷却系统	一回路	数字控制
大型改进型轻水堆							
ABWR	GE,Hitachi	1 350	否	否	否	水	是
APWR-1300	Westinghouse	1 350	否	否	否	含 B 水	是
System 80 + PWR	CE ABB	1 300	正在评价	否	否	含 B 水	是
非能动型轻水堆							
AP-600	Westinghouse	615	是	是	是	含 B 水	是
SBWR	GE	600	是	是	是	不	是
其它堆型							
CANDU3 HWR	AECL	450	否	是	是(高压下) 否(低压下)	重水	是,自动 启动
SIR PWR	CE	320	是	是	是(高压下) 否(低压下)	水	是
MHTGR	GE	134	是	是	是	He	是,自动 启动
PIUS PWR	ABB	640	是	是	是	含 B 水	是
PRISM LMR	GE	155	是	是	是	Na	是,自动 启动

为了推进新一代核反应堆的研究工作,美国从 1983 年实施了先进轻水堆开发计划。该项计划由美国电力研究所组织,由营运单位、核蒸汽系统供应商和工程建造公司参与和资助,并得到美国核管会和能源部的支持,目的在于研制供美国电力公司使用的下一代轻水堆。从一开始就提出了两种反应堆概念:大型的 1 200MWe 改进型核电机组和较小的 600MWe 非能动型核电机组。他们为未来先进型轻水堆(ALWR)编制了用户要求文件(URD)。该文件规定了改进型和非能动型 ALWR 标准核电厂的设计准则,可以作为衡量新一代核电技术水平的基本尺度。表 9-2 中列出了其中一些主要要求。

总的说来,用户要求文件规定先进水堆应有以下特点:

(1) 把提高安全性放在第一位;要求堆芯熔化概率小于 $10^{-5}/(\text{堆}\cdot\text{年})$,严重事故放射性外泄概率 $<10^{-6}/(\text{堆}\cdot\text{年})$ 。采用非能动安全功能,尽可能减少对运行人员干预和外部电源的

依赖,提出安全设备的冗余性和多样性,增强抗严重事故的能力。

(2) 提高经济性:简化系统,降低投资,延长电厂寿命至 60 年,缩短建造周期至小于 48 个月。

(3) 改善电厂运行特性:提高可利用率达到 87%~90%,换料周期达到 18~24 个月。

(4) 简化安全审批过程。

表 9-2 对先进轻水堆规定的一些用户设计要求

电厂规模	改进型设计 1 200—1 300MWe 非能动型设计 600MWe
设计寿命	60a
设计原则	简单,坚固,不需要原型电厂
事故遏制	燃料热工裕量 $\geq 15\%$
堆芯损坏频率	通过概率风险分析, $< 10^{-5}/(\text{堆}\cdot\text{年})$
失水事故	对于 $>15.24\text{cm}$ 破口当量直径,无燃料损坏
严重事故缓解	对于累积发生频率 $> 10^{-6}/\text{a}$ 的严重事故,在厂址边界处个人剂量 $< 25\text{rem}$
应急计划区	对于非能动型轻水堆,从技术上看只需简单的厂外应急计划
设计可利用率	87%
换料周期	24 个月
负荷调度	日负荷跟踪
放射性职业照射	$< 100\text{man}\cdot\text{rem}/\text{a}$
建造时间	1 300MWe ≤ 54 个月(从第一罐混凝土浇灌到商业运行) 600MWe ≤ 42 个月
开始建造时的设计状态	完成 90% 设计
经济目标	在运行 10 年后比非核电厂发电成本低 10% 在运行 30 年后比非核电厂成本低 20%

9.2 AP600

9.2.1 发展历史

AP600 是美国西屋公司设计的一种具有非能动性的先进轻水堆方案。该方案设计开始于 1985 年,西屋公司拨款 30 万美元为中小型反应堆立项,用 9 个月时间作出评价。1986 年该项目得到能源部的资助和美国电力研究所(EPRI)的关注。之后,有许多营运单位、政府研究机构和大学参加了该项工作,经过 10 年的开发与设计,该项计划得到了世界各国广泛的支持。

表 9-3 AP600 的发展历史

1984	模块化非能动型 10MWe 压水堆的概念设计
1985	EPRI 和美国能源部立项, AP600 概念设计、开发与评估
1990	与 DOE 和 EPRI 签订 1.2 亿美元的设计论证计划的合同
1992	向 NRC 提交了标准安全分析报告和概率风险分析报告
1993	先进反应堆公司被授予“第一类工程”奖 1.58 亿美元
1994	成功地完成了详尽的实验项目
1994	从 NRC 得到安全评价报告的初稿
1995	向 NRC 提交了所有实验报告
1996	向 NRC 提交了所有计算机软件确认报告
1997	最终设计批准

从 1992 年 6 月向 NRC 提出标准安全分析报告和概率风险分析报告开始, 直至 1997 年 12 月完成审评并最后拿到设计许可证书, 大约是 66 个月。在 NRC 审评过程中提出了 3 000 个问题, 举行了 200 次会议, 审评提出的所有重大问题均已解决, 遗留下的少数问题也是可以解决的。现在最终设计得到批准表明所有安全问题都已解决。表 9-3 列出了 AP600 的发展历史。

由于 AP600 采用成熟的技术和成功的试验项目, 因而不需要建造原型堆, 并得到美国核管会与美国用户的同意。

从该项目一开始, 就制定了以下战略开发目标:

- 充分固有安全特性, 尽力降低风险, 提高安全性, 加快执照审批过程;
- 尽量降低比造价, 力争每 kW 造价与现有的三环路或四环路压水堆相当;
- 采用模块化和标准化路线, 减少现场工厂, 缩短施工周期, 确保建造进度;
- 采用工程上成熟的堆芯和部件设计, 提高可靠性;
- 尽量简化系统和运行, 改进电厂可利用率, 降低职业辐射剂量。

9.2.2 AP600 的设计特点

1. 堆芯设计

AP600 为热功率 1 812MW、电功率 600MWe 的压水堆。

反应堆选用低富集度二氧化铀为燃料。整个堆芯由 145 盒燃料组件组成, 燃料组件的燃料元件按 17×17 排列。由于选用了较大的堆芯尺寸和较低的功率密度 (73.9kW/L), 燃料芯块中心温度明显降低, 增加了热工设计裕度, 延长了燃料元件的燃耗期。

对于停堆和燃料燃耗的反应性控制, 采用了可溶硼毒物和可燃毒物。为了负荷跟踪和功率控制, 设计了低当量的灰棒 (12 根控制棒束)。这样, 简化了化容系统的硼浓度跟踪功能, 从而减少了硼水的处理量。

反应堆压力容器和堆内构件基本上与现今轻水堆类似, 因此制造上没有的困难, 不需要做进一步的发展工作。只是压力容器尺寸较大的, 内径 3.99m, 整个高度 11.05m。由于堆芯有

较厚的不锈钢—水层,一方面减少了中子泄漏,降低了燃料富集度和燃料循环成本,另一方面也大大降低了压力容器壁面处的快中子积分通量,克服了压力容器钢辐照带来的脆化问题。

2. 一回路系统

一回路系统采用两环路,每环路上有一台标准三环路上采用的 F 型蒸发器。热交换面积约为 5110m^2 ,热负荷为 909MWe ,主蒸汽额定流量为 $1.79 \times 10^6\text{kg/h}$ 。主蒸汽压力为 6.36MPa 。每环路上安装了两台并联布置的屏蔽泵,代替了传统的一台轴封泵。因此不需要轴封水系统和其它支持系统。屏蔽泵立式倒置于蒸汽发生器底部汇水腔下,省去了中间管段。而且在事故工况下蒸汽发生器 U 型管内的凝结水可以靠重力流入堆芯,解决了现有设计中的水封问题。

屏蔽泵曾在美国海军舰艇上使用多年,有很高的可靠性运行记录,为了运行所需要的辅助流体系统也较简单。特别是这种泵是密封起来的,消除了轴密封处发生 LOCA 的可能性,从而提高了电厂安全性。

屏蔽泵的缺点是效率较轴封泵低,转动惯量小,惰转流量衰减较快,对停堆后移出衰变热稍微不利。

9.2.3 AP600 的安全特性

1. 非能动的余热排出功能

非能动的余热排出热交换器放在换料水箱内,其底部位置在回路上方 2.43m 处。在主泵失效时,可以靠自然循环由余热排出系统的热交换器将堆芯衰变热带走。换料水箱作为热阱。换料水箱内水吸收衰变热达到饱和温度需几个小时,如全部水沸腾带走热量,其水量足够数天冷却之用,而且水蒸汽进入安全壳冷凝后仍可回收利用。这样,操作人员有足够的时间采取恢复行动。

非能动的余热交换器不需要泵,也不依赖于交流电源和空气水冷却系统。而且蒸汽发生器压力边界的失效,如蒸汽管、给水管破口或蒸汽发生器传热管破裂,也不会影响非能动余热交换器的功能。

2. 非能动的安全注射功能

AP600 的应急冷却采用了非能动和无人值守的安全概念。

AP600 的安全级反应堆冷却剂补水和安全注入功能由一系列水箱完成:两个与传统设计相似的蓄压式安注箱,两个新增加的堆芯补水箱(CMT),以及位于安全壳内的换料水箱(IR-WST)。

每个堆芯补水箱容积为 54m^3 。它能够在一回路系统出现少量泄漏情况下进行补水和在小 LOCA 事故下实现安注功能。这些水箱中的水是靠重力压头注入堆芯的。水箱放在反应堆冷却剂回路的上方,在每个堆芯补水箱顶部有两根压力平衡管线。一根接到稳压器,另一根接到反应堆冷却剂系统冷段。在瞬变事件或正常补水失效时,可以通过与稳压器相连的管道实现补水,其设计流量为 6.8kg/s 。该管道尺寸比到反应堆冷却剂冷段的管线尺寸要小。通常该管线是畅通的,但有一个止回阀,用以防止可能的倒流或者在反应堆冷却剂泵运行出现较高压力时造成从冷段泄漏。在稳压器出现低—低水位时,冷却剂泵停转,堆芯补水箱的水就靠

重力注入一回路。

与反应堆冷却剂冷段相连的管线较粗,其设计流量为 113.5kg/s。正常时该管线被两个并联的气动阀隔离。在失去气体压力或接到控制信号后该阀门就开启。在 LOCA 期间冷段排空而使较多的蒸汽流入堆芯补水箱顶部,从而能使更多的水进入反应堆冷却剂回路。

在大 LOCA 下需用蓄压式安注箱,该安注箱容积为 54m³,含有 46m³ 硼水,上部充氮气,压力为 5.0MPa。

由于堆芯补水箱和安注箱内的水量很有限,因而长期补水水源靠安全壳内的换料水箱。反应堆冷却系统压力必须下降到安全壳压力之上 0.07MPa 时,才能从换料水箱吸水注入。为此,有一个自动泄压系统。有一系列阀门接到稳压器上,具有分阶段泄压的能力。

排空换料水箱大约为 10 个小时,这时安全壳内水将淹没到反应堆冷却剂回路标高之上,安全壳内水靠重力返回到反应堆冷却剂回路。因此,可以建立稳定长期的堆芯冷却。非能动安全壳冷却系统将从安全壳排出热量而支持这种运行方式。从反应堆冷却剂系统释放出来的蒸汽冷凝下来,再循环返回到反应堆冷却剂系统。非能动的安注系统不需要高、低压安注泵,也不需要安全级/冗余的能动系统,如柴油机、冷却水系统和通风系统的支持。这就大大减少了安注系统的管线和阀门的数目,也大大减少了支持系统中泵、阀门、仪表和管道的数目。

3. 非能动的安全壳冷却

非能动安全壳冷却系统是一个安全级系统,它直接把安全壳的热量排入环境,使安全壳压力不超过设计压力。非能动安全壳冷却系统不需要任何能动部件,只有少量的阀门和空气闸门来启动操作。在图 9-1 中说明了非能动安全壳冷却特性。

安全壳为双层结构,内层为钢壳,外层为混凝土壳,两壳之间有环形间隙。安全壳钢壳是热交换表面,如图 9-1 可见,空气从顶部入口进入后向下到安全壳底部,然后沿着安全壳钢壳表面返回,对安全壳实现冷却。另外,在安全壳顶部有很大的水箱(1323m³),其高度位置足以靠重力驱动水沿钢壳顶部向下流动冷却。

当安全壳温度和压力升高表明安全壳冷却不足时,非能动安全壳冷却系统就将自动启动。由触发信号打开空气闸门和少量阀门,储存水箱内水借助重力沿着安全壳流下。水初始流量为 250g/min,加以安全壳内的热阱,就可以保证在设计基准事故下安全壳不超压。随着衰变热随时间变小和从反应堆冷却剂系统释放出的质量和能量的减少,到安全壳外壳的水流量将可以下降。储水箱的水足可以供应 3 天。在 3 天之内操作员可以采取行动用其它水源进行补水。即使在水箱内水全部排空时操作员也没有采取行动,单靠空气自然对流也能够防止安全壳失效,只是其压力稍高于设计压力。

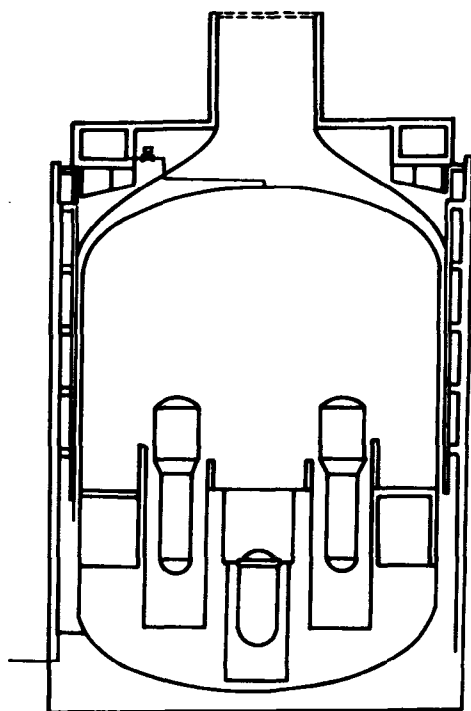


图 9-1 AP600 非能动安全壳冷却特性

常规的安全壳风冷系统在 AP600 中没有事故缓解的功能,所以是非安全级的。

4. 非能动的安全壳喷淋

为了减少厂外剂量,需要减少安全壳气空间内的碘和铯。为此在 AP600 设有一个蓄压箱型的安全壳喷淋系统。它由两个含硼水箱和一些氮储存罐组成。氮储存罐压力为 16.56MPa。当安全壳内放射性高时,就产生触发信号,打开水箱与氮储存罐之间起隔离作用的常闭阀门。储存罐中氮气压力从 16.56MPa 下降到 1.38MPa,足以向安全壳产生所需要的喷淋流量。

非能动喷淋系统可以提供 $0.07\text{m}^3/\text{s}$ 的喷淋流量,可以持续工作 30min。这样就不需要安全壳喷淋泵以及有关阀门管道和仪表。

由于在 AP600 设计了非能动安全系统,因此在 AP600 可以取消现在压水堆中常采用的某些系统,如辅助给水系统、余热排出系统、厂用水系统、硼再循环系统。AP600 非能动安全注射和非能动安全壳冷却系统的特点也使一些支持系统如冷却水系统、空调系统、交流电源系统可以是非安全级的简单系统。

5. AP600 的概率风险分析

1992 年在向 NRC 提交标准安全分析报告的同时,也提交了概率风险分析报告,给出堆芯总损坏概率为 $3.3 \times 10^{-7}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,其中大中 LOCA 的贡献占 31.1%,小 LOCA 贡献为 23.8%,瞬变初因占 21.3%,ATWT 占 13.5%,压力容器破裂占 9.0%,其它占 1.3%。经过论证,安全壳不会失效,不会发生接口系统 LOCA,也不会出现高压堆芯熔化事件。

表 9-4 AP600 设计的简化特性

	现有 600MWe PWR 电厂	AP600	减少量 %
泵			
安全级	25	无	取消
非安全级	188	139	25 %
水箱	42	27	
热交换器	14	8	
阀门			
NSSS 系统	512	259	49 %
其它辅助系统	2 041	1 530	25 %
管道(>50mm)			
NSSS 系统	13 503m	3 366m	75 %
其它辅助系统	29 566m	20 422m	25 %
蒸汽发生器	2	2	
柴油发电机			
安全级	2	无	取消
非安全级	无	2	—
暖通空调系统风机	52	27	48 %
暖通空调系统过滤器	16	7	56 %

9.2.4 AP600 的经济性

AP600 在经济上与其它发电方法相比有竞争性。这主要是因为 AP600 中采取各种方法简化了设计、安全、采购、运行和维护,从而降低了投资和发电成本,提高了经济性。这包括:(1) 采用非能动安全系统简化了安全系统的设计。(2) 减少了设备和部件的数量,简化了设计。(3) 采用设备标准化,简化了采购。(4) 采用经过验证的系统设备和先进的人机接口,简化了运行和维修。

从表 9-4 中可以看出,与现有压水堆相比,AP600 是大大简化了。

9.3 CAP600

9.3.1 概述

中国先进型压水堆 600MWe 核电厂,是以中国核动力研究设计院开发的 AC600 和美国西屋公司开发的 AP600 的设计技术为基础,并结合秦山二期核电厂工程 and 西屋公司二环路的设计建造经验,按照中国电网电压及频率标准,准备在中国兴建的新一代压水堆核电厂。它既利用了现有成熟的技术,又能满足中国用户对下一代轻水堆核电厂的要求。

首先对 CAP600 制定了下列总体设计目标:

- 基本投资比目前标准型 600MWe 核电厂要低 20%,
- 堆芯损坏概率应小于 $1.0 \times 10^{-6}/(\text{堆} \cdot \text{年})$,
- 电厂可利用率应大于 90%,
- 换料周期为 18 个月,
- 建造周期 4 年,
- 电厂寿期为 60 年,
- 电厂工作人员辐照剂量 $< 70 \text{man} \cdot \text{rem/a}$ 。

从技术上看,它采用先进的堆芯设计、简化的反应堆冷却系统、非能动的安全系统、先进的数字化仪控制系统、以及按照模块化建造技术进行系统和设备设计,以满足安全、可靠、经济的要求。

表 9-5 列出了 CAP600 的主要特性参数。

表 9-5 CAP600 主要特性参数

反应堆额定热功率	1 930MW
系统运行压力	15.5MPa
反应堆进/出口水温	293.4/326.6℃
燃料组件数	145 组
燃料组件型式	17×17 AFA2G
控制棒组件数	57 组
黑体棒组件数/材料	45 组/Ag-In-Cd

续表 9-5

灰体棒组件数/材料	12 组/不锈钢 + Ag-In-Cd
堆芯高度	3 657.6mm
堆芯当量直径	2 922mm
堆芯初始铀装量	66.8tU
可燃毒物	Gd ₂ O ₃
堆芯中子反射层	20% 水 + 80% 不锈钢
堆芯水铀比	1.95
首炉燃料分区 ²³⁵ U 富集度	2.0% / 2.5% / 3.0%
平衡堆芯 ²³⁵ U 富集度	3.6%
换料周期	18 个月
反应堆压力容器内径	3 987.8mm
蒸汽发生器出口蒸汽压力	7.02MPa
蒸汽流量	1.95×10^6 kg/hr
给水温度	224℃

9.3.2 CAP600 的主要技术特点

1. 先进的堆芯设计

CAP600 采用了先进的堆芯设计,比现行核电厂的堆芯设计有了诸多改进,从而可满足安全、可靠、经济的要求,并能使电厂寿期延长至 60 年。其先进性集中表现在如下几方面:

(1) 低功率密度堆芯。CAP600 反应堆堆芯采用的是 AFA-2G 燃料组件。这种燃料组件将由宜宾核燃料元件厂生产,其设计和制造技术都从法国引进。这类燃料组件在世界上 58 座反应堆上经过了长期运行考验,因此其设计和制造技术是成熟的。

低功率密度的设计是通过增大堆芯径向尺寸来实现的,即燃料组件的数目从现行 600MWe 核电厂的 121 组增加到 145 组,从而使得堆芯功率密度和平均线功率与相同功率的现行核电厂相比降低约 20%。这样就能保证反应堆在事故工况和极限工况下,燃料元件有较小的贮能和较低的燃料包壳温度,从而提高了反应堆的安全性。这种设计带来的益处还包括可采用较低富集度的燃料,对可燃吸收体的依赖性较小,并且燃料循环可加长。

(2) 燃料加钐。采用低功率密度,并使用含钐可燃毒物燃料,降低初始后备反应性,提高反应堆的固有安全性,是 CAP600 堆芯设计的主要特点。

¹⁵⁷Gd 由于可燃毒物具有很大的热中子吸收截面,在寿期初可有效地补偿堆芯的初始后备反应性,降低堆芯的临界硼浓度,从而使慢化剂温度系数变得更负,提高了堆芯的固有安全性,同时降低了对化容系统的依赖,使系统得以简化。此外,由于 Gd₂O₃ 是很强的吸收剂,因而它的燃耗速率也较快,经一个循环后就基本耗尽,它的子体同位素的吸收截面又很小,因此合理的设计可以防止残留的寄生吸收所造成的燃耗损失,有利于燃料利用和展平堆芯径向功率分布。

(3) 先进的燃料管理方式。首炉堆芯的燃料组件按照不同富集度分三区装载,其富集度分别为 2.0%, 2.5% 和 3.0%。最高富集度的燃料组件装在堆芯外区,两种较低富集度的燃料

组件在堆芯内区呈棋盘式布置,以便更好地展平堆芯径向功率分布。

在每根含钷燃料棒中, Gd_2O_3 的重量百分比为 7.0%。

CAP600 采用由内向外的换料方式,平衡循环堆芯装载的新燃料组件的富集度 3.6%。每次换料卸下三分之一燃料组件。卸料平均燃耗达到 42 000MW·d/t。

(4) 径向金属反射层。CAP600 堆芯周围布置了不锈钢径向中子反射层,以减少中子径向泄漏,改善中子利用率,降低压力容器的辐照损伤和热冲击。径向反射层由不锈钢(80%体积)和水(20%体积)构成,能使压力容器内表面的中子注量减少约 50%,压力容器的设计寿命延长至 60 年,进一步提高核电厂的经济性和安全性。

CAP600 堆芯装载布置了 57 组控制棒组件,其中黑棒 45 组,灰棒 12 组。借助于灰棒,可实现电厂负荷的跟踪而无需调节硼浓度,从而简化了化容控制系统,且增加了电厂运行裕量。

2. 非能动的堆芯冷却系统

CAP600 采用非能动安全系统,使电厂的系统简化在安全性、可靠性和投资方面,与现行核电厂相比,有显著的改善。首先,CAP600 核电厂去掉了现行的与安全有关的安全壳喷淋系统,而靠诸如沉淀和沉积这样的自然过程来去除发生堆芯熔化事故时释放到安全壳内的气载放射性。同时,CAP600 的非能动安全系统,不需要象现行核电厂那样拥有强大的能动安全支持系统,面仅利用自然力如重力、自然循环和压缩空气来使系统运行。少数几个简单阀门组合在一起并自动使这些非能动系统投入使用。为了获得较高的可靠性,在设计中这些阀门在丧失电源或安全保护信号发出后处于安全保护位置。然而为了避免阀门不必要的动作,它们有多个可靠电源来支持。

非能动堆芯冷却系统有 3 种非能动水源,包括堆芯补水箱、安注箱和安全壳内换料水箱。

安全分析证明,在发生不同的反应堆冷却剂系统破裂事故时,即使是直径 20cm 的注入管线破裂,非能动堆芯冷却系统也能够有效地保护堆芯。对于一条主管道双端断裂的情况,非能动堆芯冷却系统能使反应堆的最大包壳温度有约 220℃ 的安全裕量。

(1) 非能动的安全注射系统。堆芯补水箱依靠重力,可以在任何压力下为反应堆提供安注。两个堆芯补水箱位于安全壳内,高于反应堆冷却剂回路。通过连接堆芯补水箱顶部和反应堆冷却剂系统的一条管线,使得堆芯补水箱的压力与系统压力达到平衡,其势能压头足以克服注入管线内的压力损失。堆芯补水箱通常装满硼水,且由两个并联的故障自动打开的气动球形阀隔离。当反应堆冷却剂系统的压力或水位下降到不正常水平时,这两个隔离阀将会开启。堆芯补水箱的容量是根据发生小泄漏时能长时间向反应堆冷却剂系统补水而设计的。在发生 40L/min 的泄漏时,可在不需反应堆冷却剂系统降压的条件下提供至少 16 小时的补水,以保证有足够的时间建立能动的补水水源。

对于大的泄漏,由安注箱依靠加压氮气向堆芯额外注水。当反应堆冷却剂系统压力低于正常氮气压力 4.8MPa 时,两个安注箱非能动地投入运行,依靠氮气压力将安注箱与反应堆冷却剂系统连接管线上的止回阀打开。安注箱的容量足以在反应堆冷却剂系统最粗管道完全断裂事故时注满压力容器下降段和下腔室。安注箱能够持续运行,协助堆芯补水箱快速地将堆芯再淹没。

安全壳内换料水箱高于反应堆冷却剂回路管道,能够依靠重力对堆芯长期注水。正常情况下,安全壳换料水箱与反应堆冷却剂系统之间有止回阀隔离,水箱的压力为大气压,所以,反

应堆冷却剂系统必须降压至 0.08MPa 时, 换料水箱的水压头才能克服反应堆冷却剂系统内的低压和注入管线上的压力损失。

安全壳内换料水箱位于操作平台下面, 其容量大于完成安全功能所需要的水量, 或大于换料操作期间注满换料水池所需的水量。当发生失水事故时, 安全壳内换料水箱中初始装入的水至少可提供长达六小时的安注。当安全壳内换料水箱的水流完以后, 安全壳内的水位将上升至高于反应堆冷却剂系统回路主管道。这一水位足以迫使水通过一滤网和止回阀返回反应堆冷却剂系统, 流回的水在堆芯衰变热的作用下汽化, 蒸汽通过自动降压系统阀门向安全壳排放, 又会在安全壳的内侧被冷凝成水。冷凝水排至安全壳内换料水箱又可以再次注入反应堆冷却剂系统。

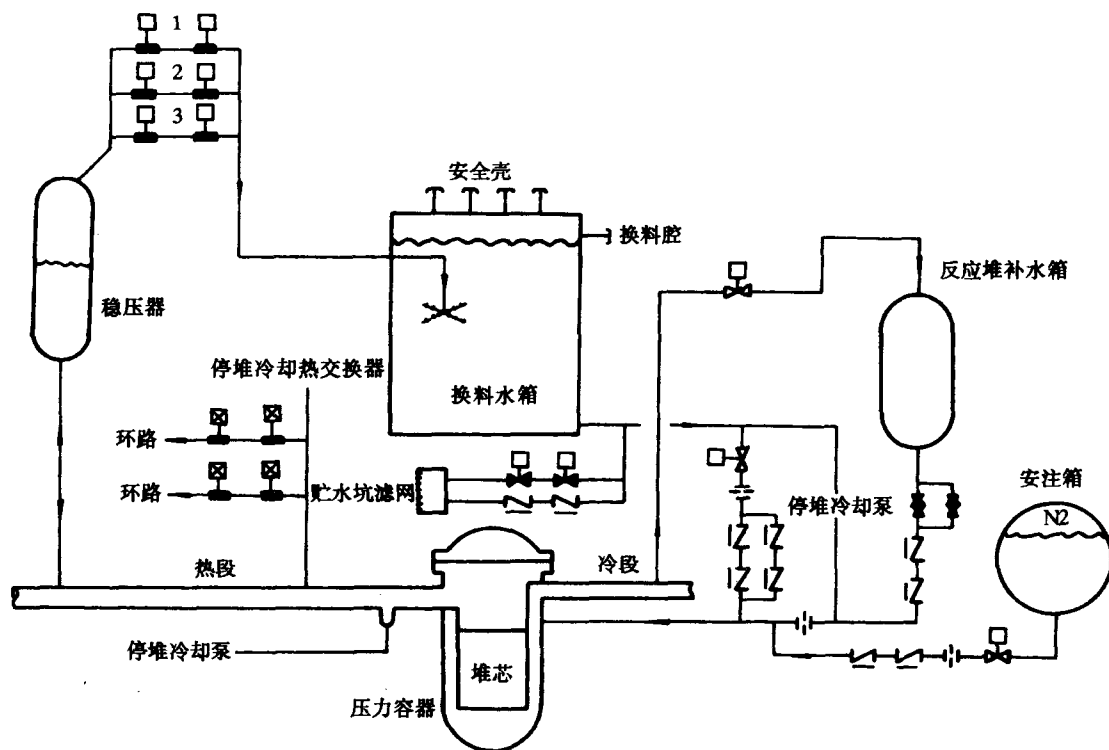


图 9-2 CAP600 堆芯安注系统

(2) 非能动的余热排出系统。非能动余热排出系统包括一个具有 100% 容量的非能动余热排出热交换器, 这个热交换器连接着反应堆冷却剂系统回路的入口和出口管线, 它在蒸汽发生器的正常给水和蒸汽系统发生扰动时提供保护。非能动应急堆芯余热排出系统热交换器座落在安全壳内换料水箱中。这个位置使得热交换器高于反应堆冷却剂系统回路。热水离开一回路的冷却剂热段上升至热交换器上部, 经冷却后并经垂直的传热管下降。热段入口水与冷段出口水之间的温差驱动着这一回路的自然循环。如果反应堆冷却剂主泵可用, 则主泵可带动热交换器循环流动。热交换器入口管线有一常开电动阀, 出口管线有两个并联的常闭气动阀, 由控制信号或气体压力丧失时自动打开。这种设计布置在核电厂正常运行工况下使得反应堆冷却剂以全压充满热交换器。

安全壳内换料水箱为非能动应急堆芯余热排出系统提供热阱,其水容量足以吸收一小时以上的堆芯衰变余热。一旦安全壳内换料水箱内的水沸腾以后,蒸汽在安全壳钢壳内壁冷凝,冷凝水被收集后靠重力返回安全壳内换料水箱。非能动应急堆芯余热排出系统热交换器以及非能动安全壳冷却系统在不需要人员干预下提供了无限期的堆芯余热导出能力。

3. 非能动安全壳冷却系统

非能动安全壳冷却系统为核电厂提供了安全相关的最终热阱。正如计算机程序分析和广泛的试验所证明,非能动安全壳冷却系统在发生事故后能有效地冷却安全壳,所以安全壳的压力不会超过设计压力,且安全壳内压力会迅速下降。钢质安全壳为载出安全壳内热量提供了传热面,并将热量排向外界。通过气流的连续自然循环,热量从安全壳载出。在发生事故时,靠水的蒸发来完成空气冷却。水靠重力从安全壳屏蔽体顶部的水池中流下。两个阀门正常时关闭,发生故障时自动打开,让水从水池中流出。这个水池的容量设计得能运行 72h 运行来设计其容量的,72h 后这个水池可望重新蓄水以便保持低的安全壳压力(在 24 小时内达到 1/4 设计压力)。如果不补充水,安全壳内的压力会上升,但计算结果表明,即使操纵员不干预,其峰值压力也只是设计压力的 90%。

西屋公司计算表明,CAP600 发生堆芯严重损坏后大量放射性释放的事故概率大大降低了。这一分析表明,即使只靠正常的非能动安全壳冷却系统空气冷却,安全壳内的压力也明显低于预期失效压力。此外,还改进了安全壳隔离系统,并大大减少了在安全壳外发生失水事故的可能性,这些安全壳特性为简化厂外应急计划提供了技术基础。

4. 非能动的主控室可居住系统

主控室可居住系统采用了非能动的采暖、通风和空调系统,在核电厂事故后向主控室提供新鲜空气、冷却和增压。在得到主控室高放射性剂量信号后,主控室可居住系统自动投入,隔离控制室正常换气通道且对其增压。在系统投入运行后,所有的功能都是非能动的。

主控室可居住系统提供的空气是贮存在加压空气贮气罐里。这些空气罐的压缩空气足以保证在 72h 内主控室内的二氧化碳的浓度不超过 0.5% (体积比)。主控室可居住系统还可以维持主控室轻微的正压,从而减少周围区域气载污染物的渗透。在丧失主控制室换气系统失效后的前 72h,冷却是靠周围的混凝土建筑作为自然热阱。如果 72h 以后正常换气系统仍然不能工作,则在需要时向主控室提供额外的压缩空气和冷却。

5. 先进的数字化仪表与控制系统

CAP600 先进的仪表与控制系统设计强调了可运行性与可维修性、可靠性与可利用率,标准化与模块化。系统的结构按分层式布置,以便提供一个水平和垂直集成的简化的结构化设计。

CAP600 的仪控系统有如下特点:

(1) 主控室人-机接口技术。数据显示和监视系统是操纵员与仪控系统的接口。阴极射线显示屏上可显示电厂的全部信息,与安全有关的信息则在等离子体平板显示器上显示,应用录相监视系统可实况显示电厂现场,并采用触摸屏操作。由于采用了这些技术,电厂操纵员在正常情况下更加方便,降低了在紧急事故情况下对操纵员处理事故能力的要求。

(2) 结构模块化。仪控系统的结构建立在模块化基础上。利用这些模块装配并配置在各种机柜内,每一机柜包含几个执行独立功能的子系统。每一子系统又以微处理器技术为基础,由软件模块完成其控制功能。

(3) 光纤通讯。在机柜设备的设计中充分考虑了对电磁干扰和无线电频率干扰的保护。对安全部件之间和安全相关与非安全相关的机柜之间的通讯输出信号,均设置有电气隔离,对机柜的输出隔离使用的是光纤电缆。采用光纤电缆还提高了抗噪声能力,因为光纤电缆不会将电磁干扰噪声或无线电频率干扰噪声耦合进系统。在光纤电缆接收端出现的故障,不会经传输器传给其他机柜,从而防止了故障的传播和冗余部件的多重故障致使整个系统的功能丧失。此外,还通过设置所需的实体隔离来实现各系统间的独立性,从而大大提高了系统的可靠性。

(4) 分布处理。CAP600 仪控系统结构采用分布式的处理方法,在可操作性和可维修性上大大优于传统的仪控系统设计。采用模块化设计后又进一步增强了可操作性和可维修性。诊断程序由以微处理器为基础的子系统连续执行。一旦发生故障,子系统便贮存诊断信息并将故障通知电厂操作人员。

(5) 标准化设计 CAP600 仪控系统的设备采用标准化设计。系统仪表机柜的设计利用了积木方法,即采用通用的 I/O 和微处理器板,按需要选择和配置以满足子系统的设计功能。

6. 系统简化与模块化建造

由于 CAP600 在设计上与现役核电厂相比有了诸多改进,因而使得系统得以大大简化。系统的简化必然会导致安装和维修的时间缩短,便于操作运行,更主要的是使投资大为减少。

9.4 固有安全堆简介

9.4.1 概述

国际原子能机构对固有安全有如下描述:固有安全系指借助材料的选择和设计概念以消除或排除固有危害而实现的安全性。在核电厂中可能的固有危害包括放射性裂变产物及其相应的衰变热,过剩反应性及其相应可能引起的功率骤增,由于高温高压和放热化学反应引起的能量释放。

一个核电厂要具有固有安全性必须消除上述所有危害。对于一个实用规模的核动力反应堆来说,这似乎是不可能的。因此,对于整座核电厂或整个反应堆应避免不恰当地使用“固有安全性”。

另一方而,在一个反应堆的设计中消除了一种固有危害,那么就说这个反应堆对于所消除的那个固有危害是固有安全的。例如,一个电厂内没有使用任何可燃性的材料,因此不管事故发生时可能发生什么情况,这个电厂对防火来说是固有安全的。

固有安全性等效于绝对安全性。换句话说,固有安全特性代表了确定性的安全性,而不是概率性的安全性。

当固有危害不能加以排除时,在设计上就设置了专设安全设施来防止、缓解或抑制潜在事故。虽然这些专设安全设施的设计目标是要有很高的可靠性,但不像固有安全特性那样,原则

上它们仍可能会失效,只是失效概率很低而已。

非能动安全性与固有安全性不是同义语。我们通常说能动和非能动的安全概念是指专设安全设施的功能实现是否依赖外部机械和电气的动力、信号或力。在非能动安全性中将不依赖于外部的作用,而是靠自然的规律、材料的性能和内部的贮能。因此在非能动系统中不会出现因人员未进行操作或电源丧失而引起的系统功能失效,但仍有由于机械上或结构上的故障或者人为蓄意性的干扰所造成的失效。

为了实现“绝对安全”,许多国家设计小组提出了许多未来核电厂的设计方案。应该认识到,这些建议仍处于概念设计阶段。他们所认为的某些特性在实践中可能是较难实现的。在这些概念设计中,有如下重要特性:

(1) 由于过剩反应性很低,不可能发生核反应堆功率骤增现象。

(2) 不需要电源或不要求向最终热阱进行能动的热量传输,而是采用热传导、自然对流或热辐射方式在停堆后进行排热。

(3) 在冷却剂丧失事故后采用非能动方法进行热量排出。

(4) 通过设计预防冷却剂丧失事故。

(5) 在异常事件发生后完全不需要操纵员采取行动。

属于这类设计的有:燃烧工程公司联合一些公司设计的安全整体式反应堆(SIR)、通用电气公司设计的模块化高温气冷反应堆、美国设计的整体快中子反应堆、以及瑞典 ABB 设计的“过程固有最终安全”的反应堆。

9.4.2 PIUS

1. 电厂设计

瑞典 ABB 原子公司在 PIUS 型反应堆的设计和发展方面,已经进行了 10 多年的开发工作,并已推出了几种反应堆设计。所有这些设计都以成熟的轻水堆(LWR)技术和基础设施为基础。1987 年 ABB 又与国际上一些公司合作共同开发,形成了 PIUS 反应堆的标准设计。反应堆的输出热功率为 2 000MW,核电机组的额定净输出电功率为 640MWe(见表 9-6 和图 9-3)。

堆芯装在混凝土容器内,蒸汽发生器和反应堆冷却剂泵则安置在混凝土容器外。这种反应堆的堆芯是压水堆(PWR)型堆芯,由 213 个燃料组件构成。堆芯置于反应堆水池的底部,水池中装了大量的高含硼水,水池周围是一个预应力混凝土反应堆容器(PCRV)。反应堆堆芯中不设置供反应堆停堆或进行功率调整用的控制棒。反应性的控制是通过控制反应堆冷却剂的硼浓度和温度来完成的。

与 PWR 目前的做法相比,其平均线功率、温度、流量和相关的压头损失等堆芯数据方面的要求都降低了许多。某些燃料棒中装有可燃吸收体(Gd),用来补偿因燃料损失的反应性,慢化剂的反应性温度系数在整个运行周期内部保持较大的负值。

冷却剂被加热后的温度为 290℃,从堆芯流出后沿升液管向上流动,通过分布在上联腔各侧而上的管嘴离开反应堆容器。冷却剂经过热段冷却剂管道后,到达安装在 PCRV 外侧的四个蒸汽发生器。主冷却剂泵位于蒸汽发生器的下方,在结构上与之连成一体。主冷却剂泵选用全密封型湿式电动机专用泵。

冷段管道通过上联腔上的管嘴进入反应堆容器,管嘴高度与热段管嘴的相同,回流水的温

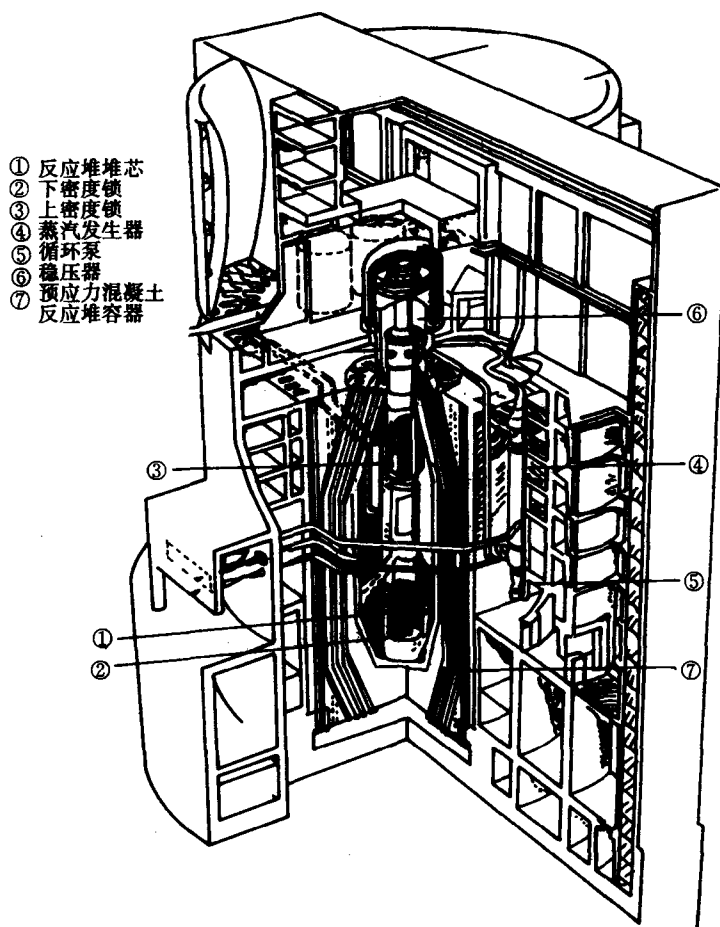


图 9-3 PIUS 反应堆

度为 260°C ，经下降管道到达堆芯入口处。回流水在向下流动过程中被加速，在下降管和稳压器之间有一些开式联接件，形成虹吸式切断器的布局。该虹吸切断器可在冷段一旦发生假想的破裂事件时防止反应堆水池中的存水被吸走。在下降管和升液管之间也有一些开式联接件。在下降管底部，回流水进入反应堆堆芯入口联腔。

在 PIUS 中设计了一种专用部件，称为“密度锁”，共有两个“密度锁”。由于有了两个常开的与高含硼水池相连的密度锁，因而从结构上保证了一个常开的自然循环路径。这样在主冷却剂停转时，含硼水将靠自然循环，从水池出发穿过下密度锁，经入口管段送入堆芯，通过堆芯本身和升液管后，再顺着从上部升液管联腔到达上密度锁后返回水池。在电厂正常运行期间，通过控制主冷却剂泵的转速，使下密度锁中出现稳定的热/冷界面，再结合对一回路中水量的控制，使上密度锁中也出现稳定的热/冷界面，从而使这条自然循环路线保持非工作状态。在上密度锁中测得的与界面层有关的温度值，被用来控制一回路中的水量。冷却剂的流量取决于堆芯出口处相对于反应堆水池的热工条件。冷却剂在穿过堆芯并通过升液管上升的过程中产生的压降，必须与上下密度锁中的两个界面之间的静压差相等。在正常的稳态运行和负荷

跟踪运行期间,开动主冷却剂泵来建立这两个密度锁中的压力平衡。一旦发生恶性的瞬变或事故,这种压力平衡就会突然消失,从而使水池中的加硼水依靠自然循环穿过堆芯,它既能使反应堆停堆又能给堆芯提供不间断的冷却。两个密度锁的上半部分,即热、冷水界面以上的空间,平时充满着起缓冲作用的一回路热水,以便在出现很小的运行扰动时阻止池水进入,避免引起误停堆。

反应堆水池中的加硼水靠两个系统冷却:一个是利用反应堆容器外的热交换器和泵使池水作强迫循环的系统,另一个是由反应堆水池中的冷却器和自然循环环路组成的非能动系统,自然循环环路的顶端是位于反应堆厂房顶部上(每个角上一个)的干式自然通风冷却塔。这种自然循环系统能保证反应堆水池在事故情况下得到冷却,而且即使有一个回路不工作也能阻止池水沸腾。若所有的水池冷却系统都发生故障,则水池的水也能确保堆芯在一周内得到冷却。

表 9-6 PIUS-600 的主要数据

堆芯热功率	2 000 MW _t
净电功率	640 MW _e
循环水温度	18℃
燃料组件数	213
堆芯高度(活性区)	2.50 m
堆芯等效直径	3.76 m
平均燃料线功率	11.9 kW/m
平均堆芯功率密度	72.3 kW/L
堆芯入口温度	260 ℃
堆芯出口温度	290 ℃
运行压力	9 MPa
堆芯流量	13 000 kg/s
平均燃耗	45 000 MWd/t
混凝土容器内腔直径	12 m
混凝土容器内腔容积	3 300 m ³
混凝土容器总高度	43 m
混凝土容器厚度	7 m
蒸汽发生器和冷却剂泵数	4

PCR_V 内腔的直径约为 12m,深约 38m,内装约 3300m³ 的水。整个混凝土容器的横向宽度约为 27m,高约 43m。整个容器用预应力钢筋固定在基础底板上,容器的抗压能力由大量的预应力钢筋(其中一部分是环绕内腔平放的,另一部分是从顶到底纵向布置的)和加强筋保证。

PCR_V 腔的内侧加装了不锈钢内衬。此外,还有第二道屏障,即预埋在离混凝土内表面约 1m 处的薄钢板,薄钢板的上部一直延伸到上密度锁以上的高度,以保证在这个高度以下的反

应堆水池水不会因内衬泄漏而损失掉。在这个高度以下,混凝土容器不容许有贯穿点。

PCRV 和反应堆系统一起被封闭在巨大的承压型安全壳构筑物内。在干井和位于湿井内的一个大型冷凝池之间,有许多排放管道。含有高温高压的反应堆环路水或反应堆水池水的一切设备,均被安置在安全壳内。安全壳设计成能承受最粗管道的双端剪切破断事故。该构筑物用钢筋混凝土筑成,其强度能承受坠落飞机的冲撞。为确保密封性,整个安全壳加装了钢内衬。

反应堆功率是靠调节反应堆冷却剂的硼含量和温度进行控制的。在电厂正常运行期间,只是利用很大的冷却剂负温度反应性系数,反应堆功率就能得到控制,不必调节反应堆冷却剂的硼含量。改变功率只要简单地调节流向蒸汽发生器的给水流量就行了。给水流量增加能使流向反应堆的一回路回流冷却剂的温度降低,从而使反应堆功率提高。这种程序适用的功率范围为 $\pm 40\%$ 。电厂功率变化的速率为 20% 每分钟。至于每日的负荷跟踪运行,只要在第一天的循环开始时微调一下硼浓度就能实现,例如在 100% 到 50% 之间进行跟踪。以后数日均不需再调节。超过这个范围,就需要调节硼含量,使堆芯冷却剂出口温度保持在容许的上限和下限以内。若要提高功率,可用注入除盐水的办法控制硼含量,若要降低功率,则注入硼含量较高的水,同时抽出相同数量的水。这些程序与普通 PWR 电厂中使用的程序是相同的。

与目前的商用 LWR 设计相比,PIUS 取消了许多安全级系统:控制棒和安全注硼系统被密度锁替代;自动减压系统已不再需要;用以导出余热的辅助给水系统被反应堆水池替代;导出安全壳热量的系统和安全壳喷淋系统被反应堆水池的非能动冷却替代。安全级的闭路冷却水系统,加热、通风和控制系统以及交流电源系统,都被非安全级的系统替代,从而使整个设计大大简化。剩下的安全级功能分别由以下各系统执行:反应堆保护系统,它可以切断一台冷却剂泵,以实现反应堆紧急停堆;安全壳隔离系统,它可以关闭隔离阀使安全壳隔离;反应堆容器安全阀由压力差驱动;以及反应堆水池的非能动冷却功能。对于保护堆芯来说,只有最后一项功能才是需要的,而且仅仅在超过至少一周的宽限期后才需要。

因此,这种核电机组的操纵和维护必然比目前的 LWR 核电机组更简单。而且,由于人们实际上可以不再担心会发生恶性反应堆事故,因而必然有利于使运行简化。

2. 事故下的响应特性

多年来,对采用 PIUS 原理的各种核电机组设计在恶性瞬变和事故工况时的行为一直在进行广泛的分析,一部分是通过实验进行的,但大多数是借助计算机模拟进行的。为进行计算机模拟,已编制了专用于模拟这类核电机组动态行为的计算机程序,非常有效。通过在试验台架上进行实验并通过计算预测其结果,已对该程序是否有能力足够准确地模拟反应堆和核电机组的行为进行了校核。

已分析了大量的瞬变和事故工况,其结果不外乎反应堆停堆,或在安全的、有限制的功率水平下继续运行。没有发现会导致堆芯裸露或偏离泡核沸腾(DNB)状态的事故序列。

从对安全壳的要求来看,在按 PIUS 原理设计的核电机组与目前的 LWR 核电机组之间,有一些很重要的差别。对于前者,核燃料的完整性受到自己启动的非能动功能的保护,在任何一种可信事件之后反应堆堆芯都不会裸露,燃料也不会过热。在管道破裂时释放到安全壳内的放射性物质,实际上是由堆芯内可能早已泄漏的燃料棒在事故前漏出的;事故本身不会引起燃料棒进一步损伤。在反应堆卸压过程中,只有部分一回路热水会释放到安全壳内。

在反应堆系统初步卸压之后,堆芯就靠反应堆水池环路的自然循环冷却,反应堆的余热被带到反应堆水池中。自然循环的水池冷却系统能始终确保余热经由干式自然通风冷却塔导入大气。反应堆容器内的水绝不会沸腾。

在反应堆排水过程中短时间释放的蒸汽和热水,可以被冷凝池吸收。安全壳内的压力会增加到 0.2MPa。绝不会长时间地释放蒸汽,而且由于蒸汽会凝结在构筑物 and 部件上,所以在二三个小时内压力就会下降到稍高于大气压,根本不需要安全级的安全壳冷却系统。

释放到安全壳的放射性物质不会很多。由于安全壳内的压力高出大气压不多,时间也不长,因而向环境释放放射性物质的最大可信释放率将是非常小的。

计算出的厂区边界处的剂量,大大低于美国环境保护署(EPA)《保护行动实施细则》(PAGS)规定的较低水平。该实施细则规定,最大全身剂量为 1rem,最大甲状腺剂量为 5rem。这就为降低厂外应急计划要求提供了依据。

3. 今后展望

十多年来,ABB 原子公司一直在研究采用 PIUS 原理的反应堆,对一些设计方案进行了相当详细的研究和分析。在这些工作的基础上,加上电力公司及其他部门的投入,已逐渐形成了一种极有希望的设计概念,而且是一种最大限度地利用了经过验证的部件工艺的概念。为了消除对这种概念的技术可行性和实用性的担心,对所有的新特点都进行过充分的研究,尤其是从安全性和可靠性的角度进行了充分的研究。尽管如此,还是计划进行某些补充试验,以便为商用电厂的详细设计和配置提供论证的资料和数据。

反应堆采用 PIUS 原理是核安全方面的一大进步。由于它采用的是现成的和成熟的 LWR 技术,因而为验证最终设计而需要进行的试验很少。费用概算和建造进度表明,这种反应堆是能够同其他能源设备相竞争的。

参考文献

- [1] 朱继洲主编.核反应堆安全分析.北京:原子能出版社,1988,ISBN7-5022-0051-7.
- [2] 国际核安全咨询组,核电安全的基本原则,75-INSAG-3,国家核安全局,1989.
- [3] 国际核安全咨询组,安全文化,李维音等译,75-INSAG-4,北京:原子能出版社,1992.
- [4] 濮继龙著,压水堆核电站安全与事故对策,北京:原子能出版社,1995,ISBN7-5022-1100-4
- [5] 林诚格,中国的核安全监督,NNSA-0010,国家核安全局,1990.
- [6] E. E. Lewis, Nuclear Power Reactor Safety, John Wiley & Sons Inc. ,1977.
- [7] Pershagen, Bengt. Light Water Reactor Safety, Pergamon Press. Oxford, ISBN0-08-035915-9
- [8] 朱继洲,俞保安编,压水堆核电站的运行,北京:原子能出版社,1982.
- [9] U. S. Nuclear Regulatory Commission, Reactor Safety Study, USAEC Report WASH-1400, October 1975.
- [10] 于平安等编,核反应堆热工分析,北京:原子能出版社,1986.
- [11] O. C. 琼斯,核电厂安全传热,贺安全译,北京:原子能出版社,1988,ISBN7-5022-0051-7.
- [12] Alsmeyer H. . “Melt Attack and Penetration of Radial Concrete Structures Cooled by Outside Water”, Proc. 3rd Workshop on Severe Accident Research in Japan, JAERI-nemo 05-100, 1993.
- [13] Collier J. G. , “Introduction to Nuclear Power”, Hemisphere Publishing Corporation, New York, 1987.
- [14] Eltawila F. et al, “Studies of Core Debris Interaction”, Proc. 17th WRSM.
- [15] Fortana M et al, “Nuclear Power Plant Response to Severe Accidents”, EPRI-IDCOR, Technology for Energy Corp. , Knoxville(Tennessee), Nov. 1984.
- [16] Fosberg C. W. et al, “Core-melt Source Reduction System to Terminate LWR Core-melt Accident”, Second Int. Conf. on Nuclear Engineering, ICONE-2, San Francisco, U. S. A. 1993.
- [17] Hofmann P. et al, “Reactor Core Material Interactions at Very High Temperatures”, J. of Nuclear Energy, Vol. 188(1992)131-145.
- [18] Mauyama Y. et al, “Coolability of Molten Core in Containment”, Proc. Int Conf. on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo, 1992.
- [19] OECD/NEA, “The Role of Nuclear Reactor Containment in Severe Accidents”, Nuclear Energy Agency OECD, 1989.

- [20] Soda K. et al, "Current Trend in Severe Accident Research", Int. Conf. on New Trends in Nuclear System Thermohydraulics, Pisa Italy, 1994.
- [21] 杨志林等, 反应堆严重事故下的传质传热研究, 核科学与工程, Vol. 17, No. 2, 1997
- [22] GNPJVC, 核能与热能发电站技术手册(红皮手册), 广东核电合营有限公司生产部, 1989.
- [23] 曹栋兴主编, 核反应堆设计原理, 北京: 原子能出版社, 1995 ISBN7-5022-0643-4
- [24] Nixon W. et al, Accident Consequence Analysis, Nuclear Energy, Vol. 24, No. 4, 1985.
- [25] Allison C. et al, Severe Core Damage and Associated In-vessel Fission Product Release, Progress in Nuclear Energy, Vol. 20, No. 2, 1987
- [26] U. S. Atomic Energy Commission, The Safety of Nuclear Power Reactors and Related Facilities, USAEC Report WASH-1250, July 1973.
- [27] German Risk Study Nuclear Power Plants, Verlag TUV Rheinland, 1980.
- [28] Brockmann J. E., Ex-vessel Release: Aerosol Source Terms in Reactor Accidents, Progress in Nuclear Energy, Vol. 19, No. 1, 1987
- [29] Office of NRC, "Reactor Risk Reference Document," NUREG-1150, USNRC, 1987.
- [30] 原苏联国家原子能利用委员会, 切尔诺贝利核电站事故及其后果, 中译本, 国家核安全局, 1986.
- [31] 刘锡才主编, 广东大亚湾核电站生产运行年鉴(1996), 北京: 原子能出版社, 1997 ISBN7-5022-1799-1.
- [32] L. S. Tong, Principles of Design Improvement for Light Water Reactor, Hemisphere Pub. Corp., New York, 1988, ISBN0-89116-416-2.
- [33] 施仲齐等, 核电海的环境影响, 北京: 原子能出版社, 1994
- [34] E. E. 埃一欣纳威等编, 杨启烈等译, 核能与环境, 北京: 原子能出版社, 1987.