

轻水反应堆发展趋势与 热工水力设计

[美] 汤焯孙 著

原子能出版社

轻水反应堆发展趋势与 热工水力设计

[美] 汤 焯 孙 著

王 皎、柴芳蓉 译

原子能出版社

内 容 简 介

本书是根据美国著名反应堆热工专家汤焯孙博士1983年10月来华讲学的讲稿翻译整理而成的。内容包括四部分：先进轻水堆设计^和世界趋势；反应堆热工水力学及其设计技术；安全研究的范围和压水堆热工水力学的发展；核燃料的热工水力学设计。读者可从中了解轻水堆目前发展趋势和当前热工水力方面主要问题。

轻水反应堆发展趋势与

热工水力设计

[美] 汤焯孙 著

王 皎、柴芙蓉 译

原子能出版社出版

(北京2108信箱)

重庆印制一厂印刷

(枇杷山后街79号)

新华书店北京发行所发行·新华书店经售

☆

开本 787×1092 1/16·印张 7·字数 165千字

1986年11月北京第一版·1986年11月重庆第一次印刷

印数 1—1,000·统一书号：15175·641

定价：1.45元

目 录

1. 先进轻水堆设计和世界趋势	1
1.1 提高电站的利用率	1
1.2 改进设备的可靠性	2
1.3 确保安全运行	2
1.4 降低发电成本	3
参考文献	4
2. 反应堆热工水力学及其设计技术	5
2.1 反应堆热工水力学	5
2.1.1 轻水堆的热功率限制	5
2.1.1.1 压水堆的临界热流密度和沸水堆的临界含汽量	5
2.1.1.2 瞬态沸腾危机	13
2.1.2 失水事故传热和两相流	17
2.1.2.1 大破口失水事故	22
2.1.2.2 小破口失水事故	40
2.1.2.3 失水事故应急系统的效果和结论	58
2.2 蒸汽发生器性能和循环效率	61
2.2.1 热工分析	61
2.2.2 运行经验和补救措施	64
2.3 设计技术	67
2.3.1 参考设计的力学分析和计算机程序	67
2.3.2 概念设计的概率风险评价 (PRA)	69
参考文献	71
3. 安全研究的范围和轻水堆热工水力学的发展	77
4. 核燃料的热工水力学设计	86
4.1 正常运行时燃料棒的性能	86
4.1.1 燃料棒性能	86
4.1.2 间隙热导	86
4.2 辐照下和在破损阈值时的燃料棒行为	95
4.2.1 裂变气体释放和衰变热	95
4.2.2 芯块和包壳管的相互作用	98
4.3 事故时燃料棒行为	98
4.3.1 燃料棒损伤机理	99
4.3.2 包壳氧化和氢的产生	101
4.3.3 裂变产物化学和释放	102
参考文献	104

1. 先进轻水堆设计和世界趋势

在包括美国在内的世界市场上，都需要新的先进的轻水堆核电站设计。世界上很多国家需要核电。他们盼望美国能综合现有核电站多年运行经验，发展一种高度可靠的无故障的新设计。在美国已多年没有新的核电站定货了，假若没有新定货的状态一旦结束，那么就需要有比上一代核电站更为简单，更加可靠和无故障的一种新的核电站的设计。例如，美国一家主要电力公司的总经理就曾说过，核工业界必须承认“他们需要改变他们的反应堆的设计这样一个事实”^[1]。

尽管对新设计有明显的需要，但美国的制造厂商和工程承包公司至今没有给市场提供先进的轻水堆核电站(美国制造厂商和几个高度工业化的国家，例如日本^[2,3]、英国^[4]和意大利^[5]，已共同搞了几个设计方案)。至今没有新设计的一个原因或许是厂方、设计师和管理者对一个先进电站应有什么样的特性的意见还不一致。许多特性在技术上也许是合乎需要的，但对于特定的现有设计可能意味着要付出昂贵的返工修改费。结果，该设计的买主可能不愿意接受。或者，原先为某个买主选定的一种设计特性，其它买主可能认为不应该在自己的电站上采用。本文的目的在于强调电站的一些特性，这些特性是作者——一位在核工业界有长期经验的独立顾问——认为在新的核电站上特别希望有的一些特性。一般来说，这些电站特性是取材于若干已发表的研究报告^[2-4,6-9]。

本文中有关发展的设想、电站特性或设备改进都是按用户的要求提出的。这些开发的目标可分为四类：

- i. 提高电站的利用率
- ii. 改进设备的可靠性
- iii. 确保运行安全
- iv. 降低发电成本

这些具体项目简述如下。

1.1 提高电站的利用率

(1) 对电站配套设备，在设计、建造和运行上都必须进行精心的评价和严格的检查。因为这个方面势必会限制电站的利用率。

(2) 目前，更换一台已损坏的蒸汽发生器，在停堆时间和工作量上都是可观的。在今后安全壳的设计上应留有更换损坏蒸汽发生器的余地。为此目的，建议在安全壳的墙壁上开一个“密封”出口，以便于将来能够更换蒸汽发生器。另外还要考虑能接近管道，以便切割和焊接。

(3) 为了提高电站的利用率，应减少换料次数和换料工时。为了节省换料的人力，西屋电气公司采用一个整体堆顶，为压水堆发展了一套快速换料系统。该公司宣称，可将工作人员的辐射剂量降低到原来的1/4。

(4) 轻水堆的堆芯必须具有良好的负荷跟踪性能和强的抗芯块-包壳管相互作用(PCI)的能力。对于这一点,通用电气公司为抵抗芯块和包壳管间的相互作用和提高跟踪负荷运行的能力,发展了一种锆衬里包壳。今后轻水堆燃料设计的趋向是设计一种“更强”的燃料(较大的设计裕量)以达到较高的燃耗和较长的换料周期。这样一种耐用的堆芯必然使整个电站的经济性有显著的提高。

1.2 改进设备的可靠性

(1) 安装在稳压器或二回路蒸汽系统上的释放阀和安全阀都要求通过全流量试验,这样才能使如此重要阀门的可靠性得到保证。

(2) 减少一回路释放阀的动作次数,这也等于改进了它的可靠性。燃烧工程公司^[8]建议把稳压器的容积增加20%到25%,这样可以减少稳压器的充水或排水动作。通过避免排水,系统在各种各样的假想事故中将能保持压力控制;通过设置更大的蒸汽空间来减少稳压器充水次数,一回路释放阀必须动作的次数将减少。

(3) 现有蒸汽发生器的可靠性必须改进。西屋公司建议^[2],今后蒸汽发生器的管材应做热处理以改进抗腐蚀性能。在他们的蒸汽发生器设计上,为排除淤垢创造了条件并改进了维修的可接近性。

(4) 蒸汽冷凝器的可靠性也需要改进,因为冷凝器泄漏能导致氯离子进入蒸汽发生器二回路侧。冷凝器管材使用钛合金或改用低碳氮铁素体不锈钢,可以最大限度地减少引起管子泄漏的腐蚀。冷凝器今后的设计应能抵抗流致振动,并能防止空气由阀的填料函和填料盖漏入。二次侧水内的空气会使蒸汽发生器管子产生腐蚀。

(5) 泵的轴密封一直是可靠性的一个关键性问题,十分需要努力改善密封的耐久性。西屋公司建议^[2]提供一个更便于接近轴承和轴承换热器的方法,并采用夹头式密封以便于密封更换,从而改进反应堆冷却泵轴承密封支承系统。

(6) 在沸水堆上采用精细移动的控制棒驱动机构,则可增强燃料棒抗芯块-包壳管相互作用的能力。一种沸水堆新的电动精细移动的控制棒驱动机,按通用电气公司-日本的联合开发计划^[9]正在研制中。

1.3 确保安全运行

(1) 运行人员所受的最大辐射剂量应该降低,一些电站的设计师趋向于把每年每座电站人员的辐射剂量限制到250人-雷姆^[4]或每年每个工作人员为500毫雷姆。虽然这个限制值似乎是可以达到的,但是设计师应严格控制反应堆部件的含钴量,并应严格控制水质。

(2) 控制室需要改进,运行人员应得到更多的诊断性的显示与更少的警告讯号和手动开关。采用现代化电子设备可以大大减少控制盘所占的空间,并能改善运行人员对运行工况的理解程度。这样可以降低人为错误的概率。作为设计总改进的一个部分,对正常和非正常运行工艺都应精心的进行审查和修改。

(3) 反应堆保护和控制系统的趋向是用数字式系统代替模拟系统。数控系统不同于

预计算模拟系统,是个功能上的改进。数控系统还可以作为一种在线校核起自动试验和监视作用。赛士威尔-B(Sizewell B)^[4]核电站在数字式反应堆保护系统上采用了微处理器,并在原有的模拟系统上装备一套辅助磁性逻辑系统,为几种关键性保护功能提供用。

(4) 电站应进行事故保护,防止因完全失去交流电源的始发事件所引起的事故。赛士威尔-B^[4]核电站安装一台由高压蒸汽驱动的给水泵,它能给反应堆供应硼水,并为反应堆冷却剂主泵的密封注入高压冷却水和在完全失去交流电源事故期间发生小破口失水事故(LOCA)时注入高压冷却水。

(5) 非常希望用重力自然循环回路^[9]导出衰变热,或利用一个开放式冷却水池作为热阱,带出安全壳的热量。同样,高位重力闭式循环冷凝系统一直用于沸水堆堆芯的冷却,或许可能用于压水堆蒸汽发生器的给水系统。

(6) 应防止在沸水堆循环水管道上产生裂纹,一种办法^[3]是采用装在压力容器内的循环泵,取消循环水管道。通用电气公司认为^[3],压力容器内冷却剂循环泵还可以降低人员受到的照射。无论如何,沸水堆系统应使用新的核等级的不锈钢来制造,这种钢材具有强的抗晶间应力腐蚀裂纹的性能。

(7) 为了降低压水堆压力容器材料脆性的时效效应,对压力容器焊缝必须精心设计,即限制焊条的含铜量,把纵向焊缝布置在低通量区,也就是说在最大通量辐照区内不能有纵向焊缝。为了降低辐照效应,可以把压水堆堆芯外圈边角处的燃料更换为天然铀燃料或是更换成不锈钢包壳管,或是增大压力容器下降段的水隙。

(8) 为了确保安全壳能具有抵抗外来事故的能力,一些钢筋混凝土安全壳的设计需要进一步加强,对于这一点需要给予评价。

(9) 从实验的结果^[10]得知,BMR/6的压力抑制水池对滞留和净化裂变产物有很大的去污因子(DF),约为 10^4 数量级。按同样道理,压水堆安全壳的喷淋水和湿汽也可以有效地截获在严重事故中释放的放射性。设计师在他们的设计上应充分利用这些实际的安全特性,因而应急撤离人员的要求可以取消。

1.4 降低发电成本

(1) 为降低燃料循环成本,可利用慢化剂控制以取得一个较长的循环寿期。利用这个概念,要求堆芯在循环初期是明显欠慢化的。当燃耗积累以后,堆芯剩余反应性已用完,这时对压水堆则是利用降低入口水温的办法,对沸水堆则是采用增大再循环率的办法以提供补充的反应性。实际上电力公司现在偶尔也使用这种方法,电力公司建议设计师要考虑这种运行工况,即应增加蒸汽发生器的传热面积,以便于在低的冷却剂入口温度下运行。

(2) 过去的设计对维修方便没有给予充分的重视,在今后的设计上,这个问题应优先考虑。例如,为了便于维修人员接近和缩短维修时间,安全壳的容积应增大和/或改进安全壳内部设备的布置,以便提供一个更方便的通道。

上述各种要改进的特性,并没有完全包括一个先进轻水堆电站应有的内容,设计师不应受到上述项目的限制。特性的选定是由设计师选择的,但是下一代轻水堆必须在运行上是不发生事故的,其安全性应能确保即使在反应堆事故情况下,在厂区以外也不需要做应

急撤离。由于美国和其它国家积累了丰富的轻水堆运行经验，上述的安全目标，依作者看法是可以达到的。

参 考 文 献

- [1] S. D. Freeman, "Nuclear Power Isn't Scary—These Reactors Are", *The Washington Post*, November 28, 1982.
- [2] W. D. Leggett, "Advances in Nuclear Power", A Westinghouse paper presented at The Second Joint Nuclear Engineering Conference of ASME and ANS in Portland, Oregon, July 1982.
- [3] W. A. Williams and W. G. Flock, "Advances in BWR Design Technology", A General Electric paper presented at The Second Joint Nuclear Engineering Conference of ASME and ANS in portland, Oregon. July 1982.
- [4] G. E. Edison, "Sizewell B—Analysis of British Application of U. S. PWR Technology", USNRC Report NUREG-0999, May. 1983.
- [5] *Nuclear News*, "Westinghouse to Support Italian PWR Effort", An ANS publication, January 1983.
- [6] L. S. Tong, "Issues Concerned with Future Light Water Reactor Designs", *Nuclear Safety*, Vol. 23, No. 2, March-April 1982.
- [7] L. J. Martel, "Industry Program for Development of Standardized LWR Designs for One set Licensing", An EPRI paper presented at the Second Joint Nuclear Engineering Conference of ASME and ANS in Portland, Oregon, July 1982.
- [8] P. Bevilacqua, W. A. Goodwin, and R. W. Knapp, "A Fresh Look at The PWR", a Combustion Engineering Paper Presented at The Second Joint Nuclear Engineering Conference of ASME and ANS in Portland, Oregon, July 1982.
- [9] D. L. Berry, "Study of Alternate Decay Heat Removal Concepts for Light water Reactors—Current Systems and proposed Options, " Sandia Report NUREG/CR-1556, April 1981.
- [10] W. J. Marble, T. L. Wong, R. J. Moody and D. A. Hankins, "Retention of Fission Products by BWR Suppression Pools During Severe Accidents, " A G. E. paper presented at The International Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Chicago, August 1982.

2. 反应堆热工水力学及其设计技术

2.1 反应堆热工水力学

2.1.1 轻水堆的热功率限制

2.1.1.1 压水堆的临界热流密度和沸水堆的临界含汽量

燃料棒的最大热功率输出受到由沸腾机理转变引起的表面传热系数突然降低的限制。这一转变叫做沸腾危机，其特征是表面温度急剧升高。沸腾危机与危机发生时的流型有密切关系。在欠热或低含汽量流动中，流动沸腾危机的特征参数是临界热流密度(CHF)，有时也称之为偏离泡核沸腾(DNB)热流密度。高含汽量区的流动沸腾危机的特征参数是临界含汽量。临界热流密度限制了压水堆的热功率，而临界含汽量限制了沸水堆的热功率。大部分压水堆是由西屋电气公司或由领有该公司许可证者设计的。其余的压水堆由燃烧工程公司(C. E.)和巴布考克-威尔考克斯(B&W)公司设计。大部分沸水堆是通用电气公司(G. E.)和领有该公司许可证者设计的。下面列出上述公司发表的沸腾危机关系式。

(1) 西屋压水堆W-3临界热流密度关系式

Tong^[1]在设计一个压水堆堆芯时提出了用于均匀受热通道的W-3临界热流密度关系式：

$$\begin{aligned}
 \frac{q_{crit,EU}''}{10^6} = & \{(2.022 - 0.0004302P) + (0.1722 - 0.0000984P) \\
 & \exp[(18.177 - 0.004129P)\chi]\} \\
 & \times [(0.1484 - 1.596\chi + 0.1729\chi|\chi|)G/10^6 + 1.037] \\
 & \times (1.157 - 0.869\chi) \times [0.2664 + 0.8357\exp(-3.15|D_o|)] \\
 & \times [0.8258 + 0.000794(H_{sat} - H_{in})]F_s
 \end{aligned} \quad (I-1)$$

适用参数范围是

$$P = 1000 \text{ 到 } 2300 \text{ 磅/英寸}^2 \text{ (绝对)}$$

$$G = 1.0 \times 10^6 \text{ 到 } 5.0 \times 10^6 \text{ 磅/小时} \cdot \text{英尺}^2$$

$$D_o = 0.2 \text{ 到 } 0.7 \text{ 英寸}$$

$$\chi_{100} \leq 0.15$$

$$H_{in} \geq 400 \text{ 英热单位/磅}$$

$$L = 10 \text{ 到 } 144 \text{ 英寸}$$

$$\begin{aligned}
 \text{加热周长} & \\
 \text{湿润周长} & = 0.88 \text{ 到 } 1.00
 \end{aligned}$$

其中

$q_{crit,EU}''$ = 均匀受热管的临界热流密度，英热单位/小时·英尺²

F_s = 格架或定位架因子

P = 系统压力，磅/英寸² (绝对)

G = 质量流密度, 磅/小时·英尺²

D_o = 水力当量直径, 英寸

χ = 含汽量

χ_{loc} = 局部含汽量

H_{in} = 通道入口比焓, 英热单位/磅

L = 通道长度, 英寸

H_{sat} = 饱和水比焓, 英热单位/磅

在压水堆条件下, 燃料通道热流密度是轴向非均匀的。Tong 等人^[2]指出了轴向非均匀受热通道中的上游“记忆效应”。他们提出用一个修正因子 F ——来考虑非均匀性。Tong^[3]指出, 来自上游的边界层携带着过热的液体和汽泡, 当它与上游表面接触时, 就作为一种记忆效应而发生影响。记忆效应可由边界层的能量平衡 (见图 I-1) 来计算。 F 因子定义如下:

$$q''_{crit,N} = q''_{crit,EU} / F \quad (I-2)$$

其中

$q''_{crit,N}$ = 非均匀受热通道的偏离泡核沸腾热流密度

$q''_{crit,EU}$ = 由式 (I-1) 得到的等效均匀偏离泡核沸腾热流密度

$$F = \frac{C}{q''_{loc} [1 - \exp(-Cl_{DNB,EU})]} \int_0^{l_{DNB,N}} q''(z) \exp[-C(l_{DNB,N} - z)] dz$$

$$C = 0.15 \frac{(1 - \chi_{DNB})^{4.31}}{(G/10^6)^{0.478}}, \text{英寸}^{-1} \quad (I-3)$$

$l_{DNB,EU}$ = 对于均匀热流密度发生 DNB 的轴向位置, 英寸

$l_{DNB,N}$ = 对于非均匀热流密度发生 DNB 的轴向位置, 英寸

χ_{DNB} = 在非均匀热流密度条件下, DNB 点的含汽量

$q''(z)$ = 在 z 点的实际热流密度, 英热单位/小时·英尺²

q''_{loc} = 在 $z = l_{DNB,N}$ 处的局部热流密度, 英热单位/小时·英尺²

平行棒束通道间的流动交混提高了热通道中临界热流密度。在试验中^[4,5]观察到, 定位架或格架加强了流动交混。Tong^[6]提出一种带交混翼格架的定位架因子 F_s 如下:

$$F_s = 1.0 + 0.03 (G/10^6) (\alpha/0.019)^{0.35} \quad (I-4)$$

其中

G = 质量流密度, 磅/小时·英尺²

α = 热扩散系数 = ϵ/V_b

式中 V = 流速, 英尺/秒, b = 两棒之间的间隙, 英尺当反应堆平均入口温度为 500°F 时, 一种带交混翼格架的 α 为 0.019; 而当入口温度为 560°F 时, α 值约为 0.04。计算和实测临界热流密度的比较见图 I-2。对于各种格架跨距, 带交混翼格架的格架或定位架因子一直采用下式:

$$F_s = (P/225.896)^{0.5} (1.445 - 0.0371L) \{ \exp[(\chi + 0.2)^2] - 0.73 \} + K_s (G/10^6) (\alpha/0.019)^{0.35} \quad (I-5)$$

其中

P = 系统压力, 磅/英寸² (绝对)

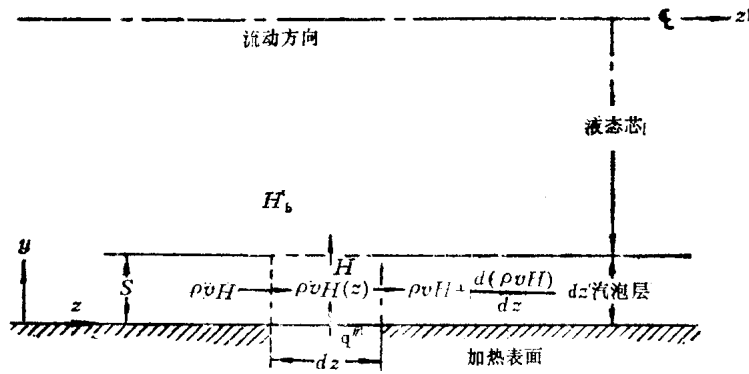


图 I-1 壁面附近区域的热平衡模型

$$d(H-H_b) + C(H-H_b) = C \frac{C_p q''}{h}$$

$$C = \frac{h}{\rho v c_p}$$

和

其中

q'' = 热流密度

H = 比焓

c_p = 比热容

h = 气泡层与液态芯间的传热系数

s = 气泡层厚度

v = 气泡层流速

ρ = 气泡层密度

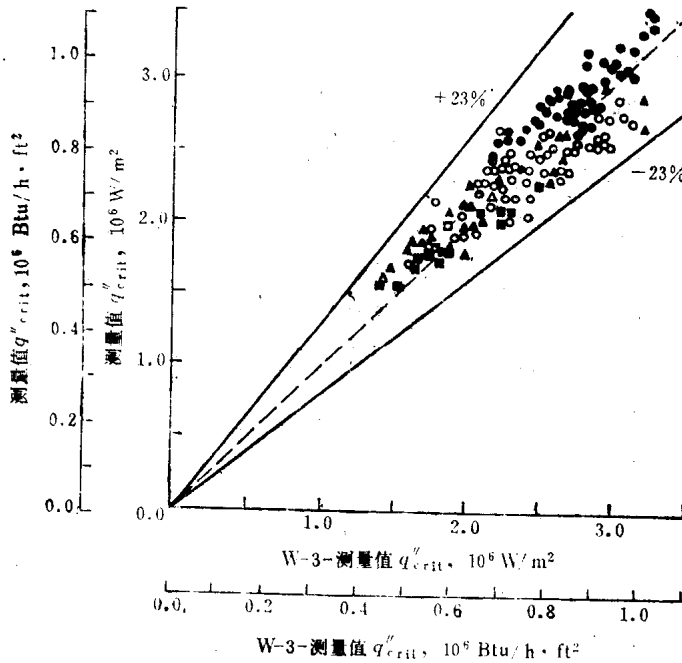


图 I-2 非均匀轴向加热12根棒束实测热流密度与计算临界热流密度的比较

质量流密度2710—5150公斤/米²·秒

入口温度520—600K

压力10.3—16.5兆帕

临界热流密度含汽量 < 15%

格架间距0.25—0.66米

使用了格架因子

L = 堆芯发热段总长度, 英尺

χ = 含汽量

K_s = 格架轴向间距系数, 取下列值:

格架间距 (英寸)	K_s
32	0.027
26	0.046
20	0.066

注意, 当格架间距减小时, F_s 增大, 因而 q_{crit}'' 也增大。式 (I-5) 这种定位架因子关系一定不能用于无交混翼的格架。

利用子通道分析程序 (例如 THINC^[38] 或 COBRA^[39]), 一压水堆堆芯的最小临界热流密度比 (或最小 DNB 比), 即使在最坏的运行瞬态中, 也应设计成大于 1.3 (见图 I-3)。

在包含冷壁的通道 (例如与控制棒导向管毗连的子通道) 中, 沿冷壁形成液膜。这种流体对冷却发热表面是无效的。因此, 在有冷壁的通道中的临界热流密度一般低于具有相同的主流体出口焓而无冷壁的通道。Tong^[7] 通过定义如下的冷壁因子 (CWF) 将其设计公式 (I-1) 推广到包含冷壁的通道情况:

$$q_{crit,EU,CW}'' = (q_{crit,EU,D_h}'') CWF \quad (I-6)$$

其中

q_{crit,EU,D_h}'' = 用 D_h 代替 D_o 由式 (I-1) 算出的临界热流密度

D_h = 根据加热周长求出的等效直径, 英寸

D_o = 通道当量直径, 英寸

$q_{crit,EU,CW}''$ = 有冷壁时的临界热流密度

$$CWF = 1 - R_o [13.76 - 1.372 \exp(1.78\chi) - 4.732 (G/10^6)^{-0.0535} - 0.0619 (P/10^3)^{0.14} - 8.509 D_h^{0.107}] \quad (I-7)$$

$$R_o = 1 - (D_o/D_h)$$

上述关系式的适用条件是

$$\chi_{DNB} \leq 0.1$$

$$1.0 \times 10^6 \leq G \leq 5.0 \times 10^6 \text{ 磅/小时} \cdot \text{英尺}^2$$

$$1000 \leq P \leq 2300 \text{ 磅/英寸}^2 \text{ (绝对)}$$

$$\text{加热段长度 } L \geq 10 \text{ 英寸}$$

$$\text{间隙} \geq 0.1 \text{ 英寸}$$

当轴向热流密度是非均匀的, 预计的临界热流密度为

$$q_{crit,N,CW}'' = \frac{(q_{crit,EU,D_h}'') CWF}{F} \quad (I-8)$$

其中 F 由方程 (I-3) 定义。

压水堆堆芯设计准则是以 DNBR (临界热流密度比) 表述的, 其定义为

$$DNBR = \frac{\text{由关系式算出的 DNB 热流密度}}{\text{反应堆局部热流密度}}$$

上式可根据图 I-3 算出。

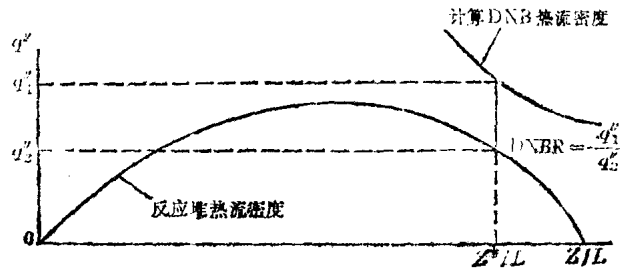


图 I-3 DNBR 计算

典型压水堆热工设计准则是在最大功率工况下，最小DNBR应等于或大于1.30。最大功率工况指

超功率水平	112%
入口温度误差	4°F
压力波动	30磅/英寸 ²

Hill 等人^[8]研究了棒弯曲对临界热流密度的影响。他们发现在某一热流密度阈值以上，当棒弯曲到相互接触时将产生不利影响。他们定义量 δ_{bow} 如下：

$$\delta_{bow} = \frac{q''_{crit,unbow} - q''_{crit,bow}}{q''_{crit,unbow}} \quad (I-9)$$

下角unbow和bow分别表示直棒和弯棒的情况。按照 δ_{bow} 的定义，当棒的弯曲降低了临界热流密度时， δ_{bow} 即取正值。Hill 等人根据他们的实验测量得出结论：

$$\text{当 } q''_v/10^6 \leq (b_1 - b_2 P) \text{ 时, } \delta_{bow} = 0 \quad (I-10)$$

而在更高热流密度下，

$$\delta_{bow} = (a_1 - a_2 P) \left[\frac{q''_v}{10^6} - (b_1 - b_2 P) \right]$$

其中

q''_v = 热棒的平均热流密度，英热单位/小时·英尺²

P = 系统压力，磅/英寸²（绝对）

$$a_1 = 5.66$$

$$a_2 = 2.065 \times 10^{-3}$$

$$b_1 = 1.51$$

$$b_2 = 0.53 \times 10^{-3}$$

实验数据包括的压力范围为1500—2400磅/英寸²，质量流密度在1.4到 3.5×10^6 英热单位/小时·英尺²之间，入口湿度由396到604°F。应该说明，在2100磅/英寸²（绝对）压力下，平均热流密度的阈值超过350000英热单位/小时·英尺²；这一数值高于在压水堆设计中常遇到的数值。

(2) 巴布考克-威尔考克斯公司压水堆临界热流密度关系式

根据均匀加热棒束试验，Gallerstedt 等人^[9]推荐以下关系式：

$$q''_{crit,EU} = \frac{(a - bD_0) A_1 (A_2 G)^{A_3 + A_4 (P - 2000)} - A_5 G \chi H_{fg}}{A_6 (A_0 G)^{A_7 + A_8 (P - 2000)}} \quad (I-11)$$

其中

H_{fg} = 汽化潜热，英热单位/磅

G = 质量流密度, 磅/小时·英尺²

χ = 含汽量

P = 系统压力, 磅/英寸²

$a = 1.15509$

$b = 0.40703$

$A_1 = 0.3702 \times 10^8$

$A_2 = 0.59137 \times 10^{-6}$

$A_3 = 0.8304$

$A_4 = 0.68479 \times 10^{-3}$

$A_5 = 12.71$

$A_6 = 0.30545 \times 10^{-5}$

$A_7 = 0.71186$

$A_8 = 0.20729 \times 10^{-3}$

$A_9 = 0.15208$

根据Tong的形状因子公式(I-3), Wilson等人^[10]利用他们自己的数据求得一个稍加修改的因子,

$$F = \frac{1.025C}{q''_{00}[1 - \exp(-Cl_{DNB,EU})]} \int_0^{l_{DNB,N}} q''(z) \times \exp[-C(l_{DNB,EU} - z)] dz \quad (\text{I-12})$$

而

$$C = \frac{0.249(1 - \chi_{DNB})^{7.82}}{(G/10^6)^{0.467}}$$

(3) 燃烧工程公司压水堆临界热流密度关系式

燃烧工程公司对于均匀轴向热流密度的棒束临界热流密度关系式^[11]取以下形式:

$$q''_{c,rit,EU} = \left(A' - \frac{1}{4} D_h G \chi H_{fg} \right) / C' \quad (\text{I-13})$$

式中

H_{fg} = 汽化潜热, 英热单位/磅

D_h = 根据加热周长计算的水力直径, 英尺

A' , C' 是与 P , G , D_h 有关的经验函数描述 A' 和 C' 的函数关系是通过将上述方程拟合于燃烧工程公司采用子通道分析的专利棒束数据来确定的。注意式(I-13)与式(I-11)的形式类似。

(4) 饱和流临界热流密度关系式

对于饱和流, 可采用Biasi^[12]关系式。Griffith等人^[13]修改了Zuber的最大池式沸腾关系式以计算低流量和反向流情况下的临界热流密度。下面列出这些关系式。

Biasi 圆管临界热流密度关系式^[12] 包括两个方程式, 临界热流密度取两值中之大者:

对于低含汽区

$$q''_{rit} = \frac{2.63 \times 10^7}{(2.54 D_o)^2 G^{0.167}} \left[\frac{4.43 F}{G^{0.167}} - \chi \right] \quad (\text{I-14})$$

对于高含汽区

$$q_{crit}'' = \frac{2.506 \times 10^9 H}{(2.54 D_o)^n G^{0.8}} (1 - \chi) \quad (\text{I-15})$$

式中

$n=0.4$, 适于 $D_o \geq 0.394$ 英寸

$n=0.6$, 适于 $D_o < 0.394$ 英寸

$F=0.7249+6.83 \times 10^{-3} P \exp(-2.21 \times 10^{-3} P)$

$H=-1.159+1.028 \times 10^{-2} P \exp(-1.31 \times 10^{-3} P)+130P/(2100+P^2)$

单位: q_{crit}'' ——英热单位/小时·英尺², P ——磅/英寸² (绝对), G ——磅/小时·英尺², D_o ——英寸。如 G 值低于 0.2×10^6 磅/小时·英尺², 则使用第二个公式。

Griffith-Zuber 关系式^[13]

$$q_{crit}'' = (1 - \alpha) 0.131 \rho_g H_{fg} \left[\frac{\sigma_g (\rho_l - \rho_g) g_c}{\rho_g^2} \right]^{1/4} \quad (\text{I-16})$$

式中

α = 整体空泡份额

ρ = 密度, 磅/英尺³

H_{fg} = 汽化潜热, 英热单位/磅

σ = 表面张力, 磅力/英尺

$g_c = 32.2$ 磅·英尺/磅力·秒²

q_{crit}'' = 英热单位/秒·英尺²

而下脚标 f 和 g 分别表示液相和汽相。

(5) 通用电气公司沸腾危机关系式

在六十年代, 通用电气公司使用着一个由 Janssen 和 Levy^[4] 提出的临界热流密度关系式:

$$\frac{q_{crit}''}{10^6} = 0.705 + 0.237(G/10^6), \text{ 对于 } \chi < \chi_1 \quad (\text{I-17})$$

$$\frac{q_{crit}''}{10^6} = 1.634 - 0.270(G/10^6) - 4.710\chi, \text{ 对于 } \chi_1 < \chi < \chi_2 \quad (\text{I-18})$$

$$\frac{q_{crit}''}{10^6} = 0.605 - 0.164(G/10^6) - 0.653\chi, \text{ 对于 } \chi_2 < \chi \quad (\text{I-19})$$

其中

χ = 出口含汽量

$\chi_1 = 0.197 - 0.108(G/10^6)$

$\chi_2 = 0.254 - 0.026(G/10^6)$

上述公式仅适用于 1000 磅/英寸² 的压力。对于其他的压力,

$$q_{crit}''(\text{在压力 } P \text{ 下}) = q_{crit}''[\text{在 } 1000 \text{ 磅/英寸}^2 \text{ (绝对) 压力下}] + 440(1000 - P) \quad (\text{I-20})$$

参数范围是

$P = 600$ 至 1500 磅/英寸² (绝对)

$G = 0.4 \times 10^6$ 至 6.0×10^6 磅/小时·英尺²

χ = 从负值至 +0.45

D_o = 0.245至0.6英寸

L = 29至108英寸

这些设计方程表示的是实验数据的下包络线。Healzer等人^[19]后来又提出一套修正的下包络曲线。Becker^[20]和Barnett^[21]报道了其他的交混流动棒束平均关系式。

对于饱和流动沸腾，CISE^[18]（意大利研究实验情报中心）得出了高流量区和低流量区的沸腾危机关系式：

$$q_{crit}'' = \frac{4030 H_{fg}}{D_o^{0.4} \left(\frac{1}{Pr} - 1 \right)^{0.4} (a - \chi)} \quad (\text{I-21})$$

对于 $G > G^*$ (CISE1),

$$a = \frac{1 - Pr}{(1.356 \times 10^{-8} G)^{0.333}} \quad (\text{I-22})$$

$$G^* = 2.49 \times 10^8 (1 - Pr)^3 \text{磅/小时} \cdot \text{英尺}^2$$

而对于 $G < G^*$ (CISE4)

$$a = \frac{1}{1 + \frac{0.2 \times 10^{-8} G}{(1 - Pr)^3}} \quad (\text{I-23})$$

在上述各式中

$Pr = P/P_c$, 折算压力

P_c = 临界压力, 对水为3208磅/英寸² (绝对)

H_{fg} = 汽化潜热, 英热单位/磅

D_o = 直径, 英寸

G = 质量流密度, 磅/小时·英尺²

在1974年通用电气公司报道了他们的棒束数据(图 I-4), 正如CISE^[20]早期提出的一样, 临界含汽量确实是沸腾段长度的函数。利用棒束实验数据, 通用电气公司得出了他们专利关系式GEXL。后来通用电气公司修改了具有以下形式的CISE关系式^[20]：

$$\chi_{crit} = \frac{AL_B}{B + L_B} \quad (\text{I-24})$$

其中

χ_{crit} = 临界含汽量

L_B = 沸腾段长度

A 和 B 是压力和质量流密度的函数

并形成一CISE-GE^[21]关系式以近似他们的专利堆芯设计公式, 即

$$A = 1.055 - 0.013 \left[\frac{(P - 4.137 \times 10^6)}{2.758 \times 10^6} \right]^2$$

$$- 1.233(7.37 \times 10^{-4} G) + 0.907(7.37 \times 10^{-4} G)^2$$

$$- 0.205(7.37 \times 10^{-4} G)^3$$

$$B = 0.457 + 2.003(7.37 \times 10^{-4} G)$$

$$- 0.901(7.37 \times 10^{-4} G)^2$$

$$\chi_{crit} = \frac{AL_B}{B + L_B} \left(\frac{1.24}{R_f} \right)^{1/2} \quad (I-25)$$

适用范围是 $100 \leq G$ (千克/米²·秒) ≤ 1400 。式中 R_f 是一个燃料组件内的径向峰值因子。

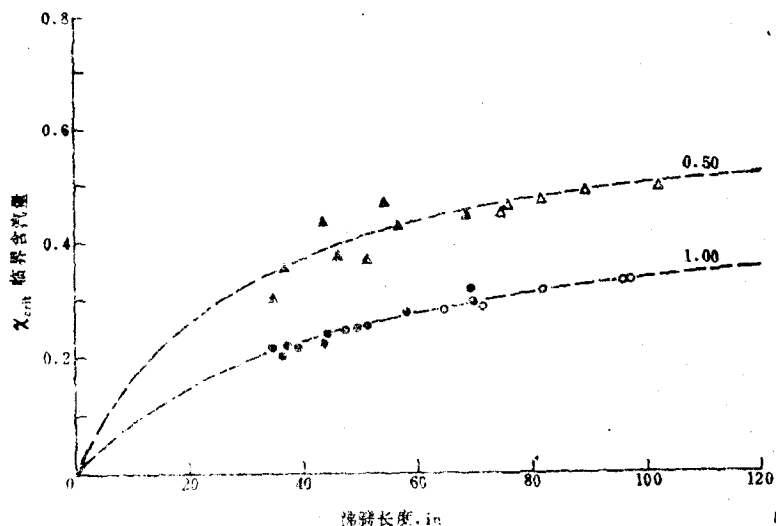


图 I-4 9根棒和16根棒的临界含汽量与沸腾段长度的关系 (压力为1000磅/英寸²)

$G/10^6$ (磅/小时·英尺 ²)	16棒, 12英尺 轴向余弦	8棒, 8英尺 轴向均匀
0.50	△	▲
1.00	◇	◆
--- 方程 4 最佳拟合		

2.1.1.2 瞬态沸腾危机

Tachibana, Akiyama 和 Kawamura^[22] 试验了发生功率剧增时池式沸腾水中的瞬态沸腾危机。他们发现瞬态临界热流密度随功率脉冲持续时间的减小而增加, 见图 I-5。这种临界热流密度的增加, 可能是由于将被同时激活的汽化核心数的增加而引起的, 从高速摄影照片检查揭示出, 在临界状态达到之前, 发热表面上的所有气泡都一直保持着第一代的状态。

这些结果与 Hall 和 Harison^[23] 的观察结果相一致: 在 $\Delta t < 1$ 毫秒的一次快速指数功率脉冲中, 膜态沸腾之前总是有一个短暂的泡核沸腾爆发期, 这时的热流密度大约是在相同的水状态下稳态数值的 5—10 倍。功率剧增对临界热流密度的效应随初始指数周期的增加而减小, 在 14—30 毫秒则接近零, 这一结果见 Rosenthal 和 Miller^[24] 和 Spiegler 等人^[25] 的报告。

Martenson^[26] 发现, 在流动沸腾水中, 瞬态临界热流密度值稍高于由 Bernath^[27] 关系式算出的稳态值。

Schrock 等人^[28] 也在 1 英尺/秒的水流速下试验了瞬态临界热流密度。他也报道说瞬态临界热流密度值高于稳态条件下的数值。

Borishanskiy 和 Fokin^[29] 在大气压力下试验了水流动沸腾的瞬态临界热流密度。他