

# 快堆组件盒壁破损机理模型的建立与验证

赵树峰, 罗锐, 王洲, 石晓波, 杨献勇

(清华大学热科学与动力工程教育部重点实验室, 北京 100084)

**摘要:**快堆内发生超设计基准事故后,故障组件盒会发展到沸腾池,事故下一步的传播取决于池壁破损。文章采用机理建模方法,对3种主要盒壁破损机理建立模型,并在法国SCARABEE堆内实验中的BE+3和PV-A实验以及堆外GEYSER实验上进行了模型验证,模型计算结果与实验结果吻合较好。根据模型计算结果,对PV-A实验的池壁破损给予了合理解释,总结出快堆池壁破损的相关结论,并对堆内发生燃料-冷却剂相互作用(FCI)的可能性进行分析,给出了相关结论。

**关键词:**快堆;沸腾池;燃料-冷却剂相互作用

中图分类号:TL433

文献标识码:A

文章编号:1000-6931(2007)04-0448-05

## Establishment and Validation of Breaking Model of Subassembly Wrapper in Fast Reactor

ZHAO Shu-feng, LUO Rui, WANG Zhou, SHI Xiao-bo, YANG Xian-yong  
(Key Laboratory for Thermal Science and Power Engineering of Ministry of Education,  
Tsinghua University, Beijing 100084, China)

**Abstract:** Under the beyond design basis accidental condition, the accidental subassembly steps into boiling pool period quickly. And the accident's propagation is up to the collapse of the wrapper. The method of establishing mechanism model was utilized in the paper. And three models were established according to the main mechanisms which were validated on the in-pile experiment BE+3, PV-A and out-of-pile experiment GEYSER showing good results. According to the calculation results of the model, a reasonable explanation was derived and some relative conclusion about the wrapper breaking was derived as well. Based on analyzing the possibility of the fuel-coolant interaction phenomena in fast reactor, some conclusions relative to this phenomenon were deduced either.

**Key words:** fast reactor; boiling pool; fuel-coolant interaction

快堆单组件在发生瞬间全堵、瞬态超功率及失流等事故后,若未及时发现并控制停堆,将导致钠沸腾、钢包壳熔化、燃料元件熔化,并逐

渐发展成为燃料和钢的混合沸腾池<sup>[1]</sup>。以上这些事故序列均发生在产生故障的单组件内,根据目前的模型计算,它并未对周围组件造成太

大影响。但因探测系统延迟时间等问题,往往难以将事故控制在此阶段。随着沸腾池内温度、压力的升高,换热的增强,以及其它随机因素的作用,将导致池壁的破损,燃料和钢的混合高温熔融物便会在组件盒间隙甚至相邻组件内传播,使事故真正发展到周围的组件盒中。池壁破损时间和位置在安全分析中的重要性和熔融物向组件盒外的传播是等同的<sup>[2]</sup>。

当前,组件盒的破损机理共有4种,本工作对这4种分别建立机理模型并进行相应验证。

### 1 沸腾池壁破损机理描述

图1所示为沸腾池示意图。图的中央是燃料和钢的混合沸腾池。由于燃料熔点较高,在和低温池壁接触的地方会形成一定厚度的固化壳<sup>[3]</sup>。若在稳态情况下,通过沸腾池的排热量、固化壳的导热率以及池壁的导热率三者之间是等值关系,此时,两个固体结构区的厚度不会有任何变化。但随着沸腾池的排热能力的增强,这种平衡态将被打破,导致固化壳和池壁发生部分熔化而逐渐变薄,进而破损,即热侵蚀的破损机理。还有一种是压力所致的破损。

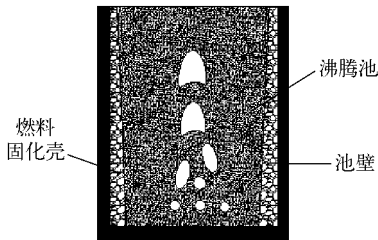


图1 沸腾池实验装置示意图

Fig.1 Sketch of boiling pool experiment

沸腾池内部压力的发展受以下因素影响:  
 1) 在沸腾池发展过程中,随着混合熔融物温度提升,对应的饱和压力相应升高,若沸腾池是非封闭式的,这种升高的速度则相当慢,对池壁的破损不会有太大贡献;2) 在沸腾池沿轴向向上发展的过程中,若与上方的低温固体结构接触,则将产生冻结而使沸腾池封闭,导致压力以较快速度升高;3) 沸腾池上方是低温液态钠,如果钠落入池内,将因钠的瞬间蒸发沸腾而产生高压,甚至有燃料-冷却剂相互作用(FCI)(类似于“蒸汽爆炸”)的可能,但根据对 SCARABEE

实验的观察,可将FCI的可能性忽略,将其作用看作瞬间的剧烈蒸发和沸腾。这种压力升高所造成的破坏性比前两种大得多。正是由于池壁两侧作用压力的不同,在压差所致的应力超过池壁的抵抗极限时,将会导致池壁的压力破损。

上述两种不同的破损机理,在快堆安全分析中,根据作用情况的不同,又进行了细分,形成了更多的破损机理。本文根据几种最主要的破损机理进行建模与验证。

### 2 机理模型的构建与验证

#### 2.1 两种不同的热侵蚀机理

在沸腾池的排热量达到一定程度后会导致下面钢结构的熔化进而流走,钢膜流走后,熔融物和池壁间存在两种作用机理:1) 在下面的液态钢流走后,不会对燃料固化壳产生影响,固化壳会弯曲变形而附着在下面的钢结构上,再以同样的方式继续进行新一轮的热侵蚀(图2a);2) 下面的钢流走后会与固化壳产生影响,导致固化壳破损而使液态熔融物直接与下面的钢结构接触(图2b)。根据模型计算,第2种热侵蚀的速度比第1种的高出很多倍,固化壳的形成对于池壁的保护作用是相当大的。

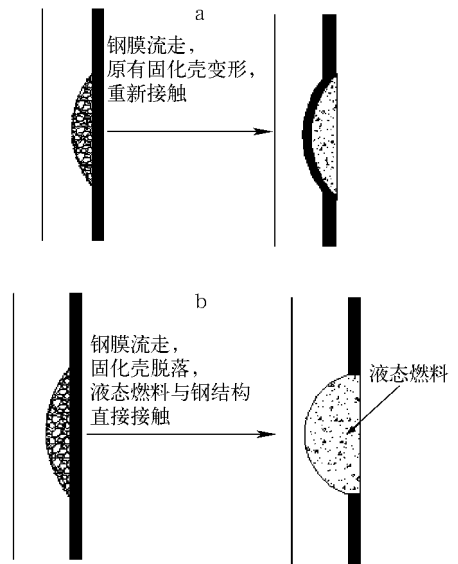


图2 两种不同的热侵蚀机理示意图

Fig.2 Two different thermal eroding mechanisms

a——固化壳不脱落;b——固化壳脱落

根据机理描述,可分别建立两种模型。第1种模型包括沸腾池区、固化壳区和池壁区。目前对沸腾池的处理采取将考虑的重点放在其给固体结构提供的热源上,对  $\text{UO}_2$  的固化壳和池壁分别用一维模型分析。因此处导热存在相变,模型计算中采用了焓方法<sup>[4-5]</sup>来处理。以固化壳为例来描述该方法,其能量方程为:

$$\rho_{fu} \frac{\partial h_{fu}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k_{fu} \frac{\partial T_{fu}(h_{fu})}{\partial x} \right) + q_v \quad (1)$$

式中: $\rho_{fu}$ 为燃料密度; $h_{fu}$ 为燃料比焓; $T_{fu}$ 为燃料温度; $k_{fu}$ 为燃料导热系数; $q_v$ 为内热源强度。

求解时,与液态燃料接触处,取对流换热边界条件;与冷壁面接触处,取温度边界条件。采用全隐数值格式,将式(1)离散后变为:

$$\Delta x \rho_{fu} \frac{h_{fu,i}^{r+1} - h_{fu,i}^r}{\Delta t} = k_{fu,i+1} \frac{T_{fu} h_{fu,i+1}^r - T_{fu} h_{fu,i}^r}{\Delta x} - k_{fu,i} \frac{T_{fu} h_{fu,i}^r - T_{fu} h_{fu,i-1}^r}{\Delta x} + q_v \Delta x \quad (2)$$

式中: $\Delta x$ 、 $\Delta t$ 分别为网格尺寸和时间步长; $i$ 表示相应网格上的平均量; $n$ 表示相应变量取显式; $r$ 和  $r+1$ 分别表示第  $r$ 次和第  $r+1$ 次迭代得到的  $n+1$ 时刻的相应物理量。

根据式(2)即可得到第  $r+1$ 次迭代的结果,重复迭代,直至收敛即可。

固化壳的左侧用热流边界条件,右侧用温度边界条件,与池壁能量方程耦合求解,即可得到各自的焓值,进而确定边界。第2种则可按整体冻结模型来构建,将中间的固化壳去掉,只考虑熔融物与钢结构之间的换热。

第2种机理中所描述的情况与法国的堆外实验 GEYSER(图3)很相似。将 3 300 K  $\text{UO}_2$  直接注入钢管中,钢管初始温度为 1 300 K<sup>[6]</sup>。用整体冻结模型对此实验进行分析,即可得出第2种机理对池壁热侵蚀的状况。为对两种机理有一明确认识,又假设在熔融物进入之前就有1层固化壳,用导热冻结模型<sup>[7]</sup>对其换热情况进行分析。这两种机理模型的计算结果示于图4。可见,若固化壳不脱落,将对下面的池壁有相当大的保护作用,热侵蚀进行的速度将显著减慢;否则,将使池壁迅速升温,推理到沸腾池内的情况,就会导致池壁迅速熔穿,固化壳脱落使得热侵蚀加速。

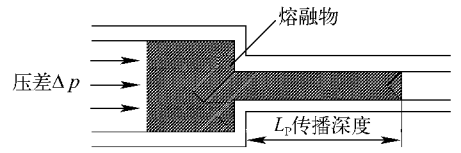


图3 GEYSER实验示意图

Fig.3 Sketch of GEYSER experiment

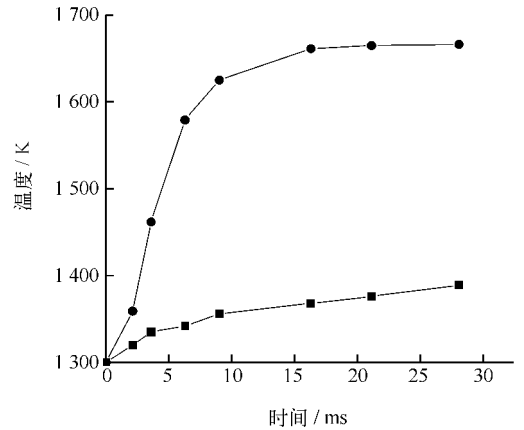


图4 两种热侵蚀模型的比较

Fig.4 Comparison of two thermal eroding model

■——固化壳不脱落;●——固化壳脱落

## 2.2 第二种机理模型

可将池壁看作双胶梁进行分析<sup>[8]</sup>,梁所受扭矩示意图示于图5。在等温情况下,梁内部的应力分布示于图6。在形成沸腾池的情况下,由于两侧的温度梯度较大,且靠近池壁一侧温度高于 1 268 °C,在此温度以上,钢的热应力为零,所以,对于池壁的分析,应引入残余厚度这个概念。残余厚度指池壁中真正有抵抗应力的那部分厚度。这样,池壁内的应力分布变成如图7所示的情况。再根据扭矩平衡建立等式,确定破损压力和池壁外侧温度以及池壁热流量之间的关系,构建模型如下。

1) 双胶梁内的扭矩  $M_p = p l^2 / 16$ ,其中, $M_p$ 为内外压差在池壁上所形成的扭矩; $p$ 为池壁

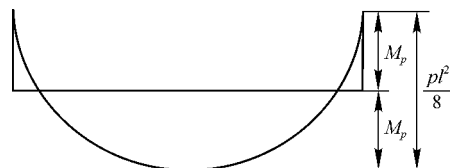


图5 双胶梁内的扭矩平衡

Fig.5 Movement in double-branch girder

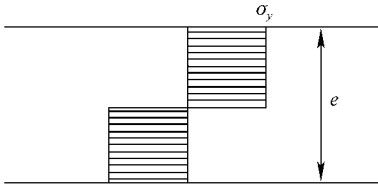


图 6 梁内的应力分布

Fig. 6 Stress distribution in girder

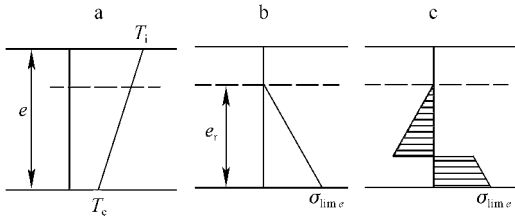


图 7 池壁内的应力分布

Fig. 7 Stress distribution in wrapper

a——梁内的温度分布; b——梁内的应力分布;  
c——梁内的扭矩平衡

两侧的压差;  $l$  为池壁的宽度。

2) 在图 7 所示的应力分布情况下,池壁所能抵抗的扭矩  $M_p = e_r^2 \frac{\sigma_{lim_e}}{3} (1 - 1/\sqrt{2})$ , 式中,  $e_r$  为池壁的残余厚度,  $e_r = \lambda (1268 - T_c) / \varphi$ , 其中,  $\lambda$  为钢的导热系数,  $T_c$  为钢壁温度,  $\varphi$  为壁面的热流密度;  $\sigma_{lim_e}$  为在外侧壁温下池壁所能抵抗的最大应力, 可根据钢材的性质表述为  $\sigma_{lim_e} = a - bT_c$ , 其中,  $a, b$  均为常数。

根据扭矩平衡关系, 可求得破损压力为:

$$P_{col} = \frac{16}{l^2} \left[ \frac{(1268 - T_c)\lambda}{\varphi} \right]^2 \cdot \frac{a - bT_c}{3} \left( 1 - \frac{1}{\sqrt{2}} \right)$$

在已知热流密度和外侧壁温的情况下, 可求出破损压力。为检测破损模型的正确性, 本工作选择法国 SCARABEE 实验中的 BE+3 进行验证。破损发生在轴向中心以下 96 mm 处, 破损时未发生钠沸腾, 外侧壁温约 700 °C, 实验中检测到的热流密度为 1100 W/cm<sup>2</sup>。按破损模型算出的压差应为 5.8 × 10<sup>5</sup> Pa, 与实验结果 (5.5 × 10<sup>5</sup> Pa) 较为吻合<sup>[9]</sup>, 从而证明了破损模型的正确性。

通常, 池壁厚 4.6 ~ 5 mm, 而实验中观察到, 在壁厚还有 2 ~ 3 mm 时会发生快速熔穿事故, 这是因为 2 ~ 3 mm 的壁厚中真正的残余厚度更小, 小的残余厚度所能抵抗的压差很小, 在

外侧壁温升高到一定值后, 即使是 2 ~ 3 mm 厚的池壁也会很快破损。

### 2.3 对于 PV-A 池壁破损的解释

PV-A 是法国 SCARABEE 实验中用来检验熔融物在相邻组件中传播的实验装置。实验中观测到, 当沸腾池的功率分别为 60、80 和 120 W/g 时, 池壁均无破损; 将功率提升到 137 W/g 时, 通过池壁的热流密度达到 1000 W/cm<sup>2</sup>, 沸腾池内的压力为 2.66 × 10<sup>5</sup> Pa, 棒束侧为 4.3 × 10<sup>5</sup> Pa, 但仍未发生破损<sup>[10]</sup>。在这种情况下, 将钠流量降为原来的 40%, 池壁则立即破损。针对这种现象, 尚未形成一种公论。根据几种模型的机理来看, 即使是热侵蚀模型中侵蚀速度最快的模型也不能进行解释。而用前文所建的压力破损模型来分析, 则会变成下面这种情况, 即在实验给定的条件下, 池壁外侧壁温应为 700 °C 左右, 此情况下, 池壁残余厚度完全可抵抗 1.7 × 10<sup>5</sup> Pa 的差压形成的扭矩, 然而在钠流量降为原来的 40% 时, 由于钠所带走的热量减小一半, 此时, 直接会影响到池壁的最外侧的壁温 (因为它是直接与钠进行换热的), 从而导致外侧壁温的迅速升高, 在 1000 W/cm<sup>2</sup> 情况下, 其升高幅度是相当快的, 而根据破损模型计算来看, 只要外侧壁温再升高约 150 K, 池壁就会破损, 在 1000 W/cm<sup>2</sup> 的大热流量情况下, 外侧壁温能够很快升高如此多, 也就会出现实验中所观察到的钠流量降低后立即破损的现象。

### 2.4 快堆内发生 FCI 的可能性

导致沸腾池压力升高最大的因素是 FCI, 这种作用所导致压力升高的范围在 MPa 量级。

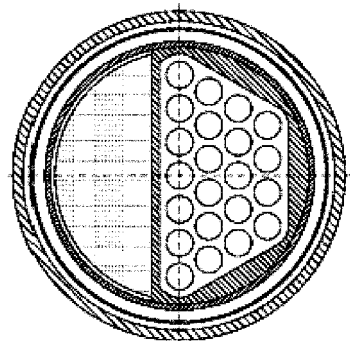


图 8 PV-A 实验装置示意图

Fig. 8 PV-A experiment sketch

一旦发生,其所造成的危害相当大<sup>[1]</sup>。堆芯内发生 FCI 的可能性如下:沸腾池内燃料和钢的混合物的温度约为 3 600 K,外侧钠温约为 1 000 K,这种温度关系完全符合 FCI 的首要条件,但因组件内所形成的沸腾池上方尚有未熔元件棒所构成的子通道,限制了液-液作用面的增大速度,使之不能以 FCI 所需要的速度来增加换热面积,从而限制了熔融物与钠之间作用时的强度;另外,在熔融物突破池壁在间隙中以及在相邻组件中传播时,皆存在该限制因素,也就不可能达到 FCI 的级别,只会钠在与燃料的接触面上产生剧烈沸腾,但这所造成的影响比 FCI 小得多。而且,从 SCARABEE 等多组实验的结果来看,在堆芯内未发生 FCI,这与自己的推理相吻合,在池壁的破损模型中,可不用考虑这种情况。

### 3 结论

采用机理建模方法分析单组件内沸腾池壁的破损问题,根据 4 种池壁破损机理建立了 3 种破损模型,并分析了第 4 种机理的可行性,通过计算分析与验证得到如下结论:1) 固化壳的脱落是热侵蚀加速的重要因素,两种热侵蚀机理所造成的池壁破损速度相差很大,固化壳的存在会对池壁有很大的保护作用;2) 压力破损与池壁外侧温度关系密切,成近似反比例关系,实验中观察到,池壁会在 2~3 mm 厚度时加速破损,是压力破损所致;3) 法国 PV-A 实验中所观察到的较奇怪的池壁破损现象,热侵蚀的可能性很小,压力破损应是破损的主导因素;4) 堆芯内由于棒束所形成的限制作用,发生 FCI 的可能性很小,池壁破损模型中可不考虑这种机理所造成的差压。

### 参考文献:

- [1] LIVOLANT M, DADILLON J, KAYSER G, et al. SCARABEE: A test reactor and programme to study fuel melting and propagation in connexion with local faults, objectives and results[C] // Proceedings of 1990 International Fast Reactor Safety Meeting: Vol 2. Snowbird, Utah: ANS, 1990: 177-186.
- [2] PAPIN J, DOUGALL J M, SESNY R, et al.

- The SCARABEE total blockages test series: synthesis of the interpretation[C] // Proceedings of 1990 International Fast Reactor Safety Meeting: Vol 1. Snowbird, Utah: ANS, 1990:367-376.
- [3] BRETON J P, JAMOND C, CAMOUS F, et al. The SCARABEE molten and boiling pool test series BF experimental results, modeling and interpretation[C] // Proceedings of 1990 International Fast Reactor Safety Meeting: Vol 1. Snowbird, Utah: ANS, 1990:357-365.
- [4] SHAMSUNDAR N, SPARROW E M. Analysis of multidimensional conduction phase change via the enthalpy model[J]. J Heat Transfer, 1975, 97: 333-340.
- [5] FINK J K, CHASANOV M G, LEIBOWWITZ L. Thermophysical properties of uranium dioxide [J]. J Nucl Mater, 1981, 102: 17-15.
- [6] SOUSSAN P, SCHWARZ M, MOXON D, et al. Propagation and freezing of molten material, interpretation of experimental results[C] // Proceedings of 1990 International Fast Reactor Safety Meeting: Vol 2. Snowbird, Utah: ANS, 1990:223-232.
- [7] SCHWARZ M, SOUSSAN P, STANSFIELD M C, et al. Interpretation of out-of-pile experiments on the propagation and freezing of molten fuel [C] // Proceeding of the 13th LMBWG Meeting. Winfrith: UKAEA, 1988:183-196.
- [8] (美)铁摩辛柯·盖尔. 材料力学[M]. 胡人礼, 译. 北京:科学出版社,1978:56-58.
- [9] JONES G, SAROUL J, SESNY R. The different APL and BE+ tests within the SCARABEE programme: means used in following and evaluating the evolution of the tests-application to a test of each type[C] // Proceedings of 1986 International Fast Reactor Safety Meeting: Vol 2. London: BNES, 1986:389-394.
- [10] DADILLON J, JAMOND C, KAYSER G, et al. The SCARABEE propagation test series PI-A and PV-A[C] // Proceedings of 1990 International Fast Reactor Safety Meeting: Vol 2. Snowbird, Utah: ANS, 1990:187-196.
- [11] ABE Y, KIZU T, ARAI T, et al. Study on thermal-hydraulic behavior during melted material and coolant interaction[J]. Nucl Eng Design, 2004, 230: 277-291.