

文章编号: 0258-0926(2016)S2-0121-04; doi: 10.13832/j.jnpe.2016.S2.0121

液态金属钠沸腾两相流动传热特性理论研究

仇子铖¹, 兰治科¹, 马在勇², 秋穗正², 咎元峰¹, 幸奠川¹, 李永亮¹

1. 中国核动力研究设计院中核核反应堆热工水力技术重点实验室, 成都, 610213;
2. 西安交通大学动力工程多相流国家重点实验室, 西安, 710049

摘要: 在实验的基础上对液态金属钠沸腾两相流动传热特性进行理论研究。计算对象为环形流道。单相流动区域认为液态金属钠不可压缩; 两相流动区域考虑钠蒸汽的可压缩性。两相流动区域选用均匀流模型, 求解过程中采用迎风格式进行积分。将模型计算结果与相关实验数据进行对比, 结果表明本文模型可用于计算液态金属钠沸腾两相流动传热特性, 模型计算结果在一定程度上能完成对实验工作的拓展。

关键词: 液态金属钠; 环形通道; 沸腾
中图分类号: TL33 **文献标志码:** A

Theoretical Investigation on Thermal Hydraulic Characteristics of Boiling Two-Phase Sodium

Qiu Zicheng¹, Lan Zhike¹, Ma Zaiyong², Qiu Suizheng², Zan Yuanfeng¹,
Xing Dianchuan¹, Li Yongliang¹

1. CNNC Key Laboratory on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics Technology, Nuclear Power Institute of China, Chengdu, 610213, China;
2. Department of Nuclear Science and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, 710049, China

Abstract: Based on the experimental work, thermal hydraulic characteristics of sodium boiling are theoretically researched. The object of calculation is an annulus. Liquid sodium is considered incompressible while sodium vapor is considered compressible. Homogeneous flow model is used in the two phase region and upwind scheme integral is used during the calculation. The calculated results showed good agreement with the experimental data, moreover, this work shows good predictive ability as expansion of the experiments.

Key words: Liquid sodium, Annuli, Boiling

0 前言

液态金属钠因其良好的热工水力特性及中子物理特性, 成为第四代反应堆之一的钠冷快堆首选冷却剂。钠冷快堆堆芯功率密度是热中子堆的数倍, 在某些假设可能发生的事过程中其冷却剂金属钠可能发生沸腾^[1]。液态金属钠沸腾传热特性直接影响此类事故下堆内构件的完整性、堆芯反应性的变化等。因此, 在钠冷快中子反应堆安全分析中, 对其液态金属钠的沸腾传热特性进行研究具有重要意义。

与水和大部分有机流体相比, 液钠的汽化潜热大、表面张力高、比热小, 液钠密度与钠蒸汽

密度的比值比同压力下水与水蒸汽密度的比值大得多。上述特性强烈影响液态金属钠的沸腾过程, 一些针对普通流体沸腾传热特性的研究结果不能直接应用于液态金属钠沸腾问题^[2]。

前期对环形通道内液态金属钠沸腾两相热工水力特性进行了实验研究^[3-4]。通过将实验结果与国内外其他学者的实验和理论研究成果进行对比分析, 对液态金属钠沸腾过程及其机理有了一定的认识。实验工作并不能覆盖所有的工况, 需要建立适当的数学物理模型加以补充。但是, 在理论研究方面, 国内相关工作较为缺乏。

选取合适的数学物理模型, 对环形通道内液

收稿日期: 2016-10-09; 修回日期: 2016-12-20

作者简介: 仇子铖(1987—), 男, 助理研究员, 现从事反应堆热工水力学研究

态金属钠沸腾两相流动传热特性进行理论研究。通过与已有实验数据的对比,证明本文理论分析工作的合理性,从而对液态金属钠沸腾过程及其机理获得更加深入的认识。

1 模型介绍

建立的数学模型中引入以下假设:当流体比焓达到当地压力下对应的饱和液体比焓时,开始沸腾两相流动;在沸腾两相流动区域内,液相与气相之间存在热平衡;实验段内流体比焓的上升源于电加热元件的有效功率;在沸腾两相流动区域内,当地压力近似服从线性分布。在单相流动区域液态金属钠不可压缩。质量守恒方程、动量守恒方程和能量守恒方程分别为:

$$\frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{W}{A} \right) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{W^2}{\rho A^2} \right) = -\frac{\partial p}{\partial z} - \frac{fW|W|}{2D_e \rho A^2} - \rho g \quad (2)$$

$$\frac{W}{A} \frac{\partial h}{\partial z} = \frac{qU}{A} \quad (3)$$

式中, W 为质量流量, $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$; A 为面积, m^2 ; z 为轴向坐标, m ; ρ 为密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$; p 为压力, Pa ; f 为摩擦阻力系数; D_e 为当量直径, m ; g 为重力加速度, $\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$; h 为焓值, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$; q 为热流密度, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$; U 为加热周长, m 。

对环形通道沿轴向划分为 N 个控制体。采用交错网格技术将式(1)~式(3)对每一个控制体进行积分,得出每个控制体参数的控制方程。求解时主控制体存放压力、焓值,动量控制体存放流量,如图1所示。

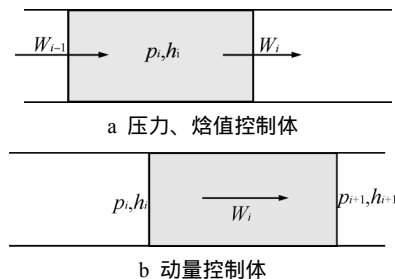


图1 交错网格示意图

Fig. 1 Schematic Diagram of Staggered Mesh

由于单相液态金属钠不可压缩,式(1)可转化为:

$$W_i = W_{in} \quad (4)$$

式(2)可转化为:

$$p_i = p_{i+1} + \Delta p_{f,i} + \Delta p_{\text{Grav},i} + \Delta p_{\text{Acc},i} + \Delta p_{c,i} \quad (5)$$

式中, W_{in} 为通道进口质量流量, $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$; $\Delta p_{f,i}$ 为控制体 i 的摩擦压降, Pa ; $\Delta p_{\text{Acc},i}$ 为控制体 i 的加速压降, Pa ; $\Delta p_{\text{Grav},i}$ 为控制体 i 的重力压降, Pa ; $\Delta p_{c,i}$ 为控制体 i 的形阻压降, Pa 。

对各控制体,将式(3)采用迎风格式积分,可以得到如下方程:

入口控制体:

$$q_1 l_1 U_1 + W_{in} (h_{in} - h_1) = 0 \quad (6)$$

中间区域控制体:

$$q_i l_i U_i + W_{in} (h_{i-1} - h_i) = 0 \quad (7)$$

出口控制体:

$$q_N U_N l_N + W_{in} (h_{N-1} - h_N) = 0 \quad (8)$$

式中, q_i 为主控制体 i 表面热流密度, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$; l_i 为主控制体 i 高度, m ; U_i 为主控制体 i 加热周长, m ; h_i 为主控制体 i 焓值, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$; h_{in} 为通道进口焓值, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$; 当 $i=1$ 时,为入口控制体,当 $i=N$ 时,为出口控制体。

两相流动区域选用均匀流模型,考虑两相流体的可压缩性。其质量守恒方程、动量守恒方程和能量守恒方程中的参数均为两相混合物的参数,其中:

$$\rho = \rho_f (1-\alpha) + \rho_g \alpha \quad (9)$$

$$\alpha = \left(1 + X_{\text{LM}}^{0.8} \right)^{-0.378} \quad (10)$$

$$X_{\text{LM}} = \left(\frac{1-x_{\text{ave}}}{x_{\text{ave}}} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{0.1} \quad (11)$$

$$x_{\text{ave}} = \frac{h - h_f}{h_{\text{fg}}} \quad (12)$$

式中, x_{ave} 为平均含气率; h_{fg} 为汽化潜热, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$; h_f 为饱和液体焓, $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$; X_{LM} 为 Martinelli 参数; ρ_g 为蒸汽密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$; ρ_f 为液体密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$; μ_f 为液体动力粘度, $\text{Pa}\cdot\text{s}$; μ_g 为蒸汽动力粘度, $\text{Pa}\cdot\text{s}$; α 为空泡份额。

两相摩擦倍增因子 ϕ_f^2 的计算使用本文拟合得到的关系式:

$$\phi_f^2 = 1 + \frac{8.57}{X_{\text{LM}}} + \frac{1}{X_{\text{LM}}^2} \quad (13)$$

2 计算结果分析及讨论

2.1 流动特性计算结果及其分析

图 2 为不同系统压力 p 、入口过冷度 T_{sub} 和加热元件热流密度 q 下液态金属钠沸腾两相流动总压降 Δp 与质量流量 W 之间的对应关系。3 种工况参数见表 1。

表 1 3 种工况参数

Table 1 Parameter of Three Experimental Condition

工况序号	p/Pa	$\Delta T_{\text{sub}}/\text{K}$	$q/\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$
a	3150	100~150	130
b	3500	70~80	350
c	50450	80~95	182

注： T_{sub} 用于计算流体焓值

实验段进出口总压降 Δp 由单相流动区域总压降与两相流动区域总压降组成：

$$\Delta p = (\Delta p_{\text{Acc}} + \Delta p_{\text{Grav}} + \Delta p_{\text{c}} + \Delta p_{\text{f}})_{\text{spl}} + (\Delta p_{\text{Acc}} + \Delta p_{\text{Grav}} + \Delta p_{\text{c}} + \Delta p_{\text{f}})_{\text{TP}} \quad (17)$$

式中， Δp_{Acc} 为加速压降，Pa； Δp_{Grav} 为重力压降，Pa； Δp_{c} 为形阻压降，Pa； Δp_{f} 为摩擦压降，Pa。

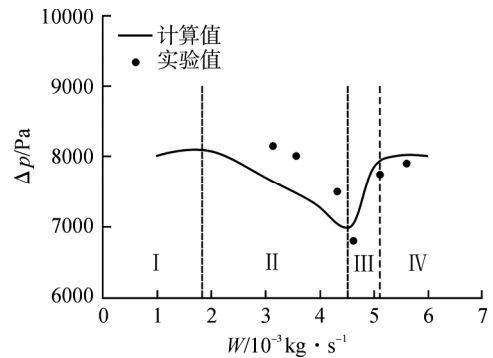
由各图中可以看出实验段 Δp 随 W 的变化可以划分为 4 个区域：

(1) 区域。当 W 很小时， Δp 随 W 的增大而增大。原因是此时实验段流道内压降主要由两相流动产生。流量增加使混合物密度增大，即重力压降增大，而流量增加导致的两相压降的减小量有限。

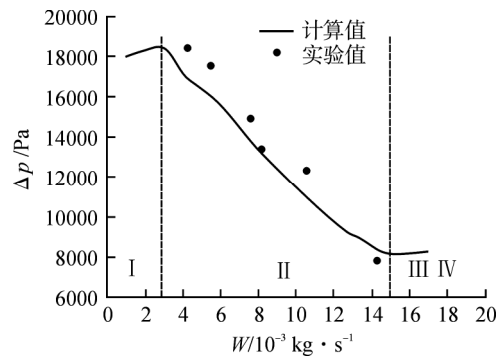
(2) 区域。随着 W 的增大，出现 Δp 随 W 的增大而减小的区域。原因是 W 的增大导致蒸汽量减少，而此时重力压降增大的量不足以抵消两相摩擦压降和加速压降减小的量。同时可以看出，对于图 2b，由于加热元件 q 较高， p 较低，所以当 W 变化幅度相同时，其流道内空泡份额变化较另外 2 个工况要大。从而在该阶段，图 2b 显示 Δp 随 W 的下降幅度要明显大于图 2a 和图 2c。

(3) 区域。当 W 进一步增大时， Δp 随 W 的增大而增大。原因是此时含气率较低，两相摩擦压降和加速压降减小的程度不明显，而重力压降的增大成为 Δp 变化的主导因素。对于图 2b，由于其 Δp 变化总幅度较大，因此图中该阶段上升趋势相对不明显。

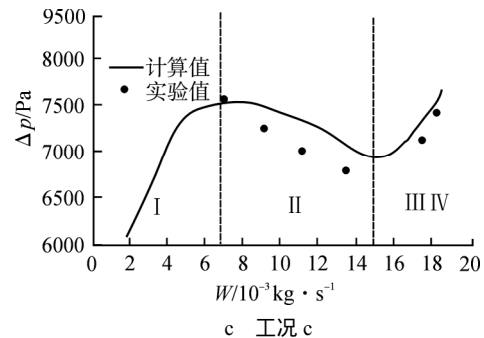
(4) 区域。当 W 增大到流道内不再产生气



a 工况 a



b 工况 b



c 工况 c

图 2 液态金属钠沸腾两相流动总压降与质量流量关系
Fig. 2 Relationship between Total Pressure Drop and Mass Flow Rate of Boiling Two-Phase Sodium

泡时， Δp 的变化符合单相压降的变化规律，即随着 W 的增大而增大。

由图 2 中可以看出，基于本文模型计算得到的结果与实验数据符合较好。证明基于本文模型编制的程序可以满足液态金属钠沸腾两相流动压降计算的要求。同时需要注意的是，本文实验并未得到区域 I 内的实验数据。因为如此低的质量流量下流道内含气率很大，非常容易导致实验段缺液烧毁，实验难度过大。但是程序计算结果可以在一定程度上预测各参数位于此区域内时液态金属钠沸腾两相流动压降特性，是对本文实验工作的拓展。

2.2 传热特性计算结果及其分析

图3为使用本模型对文献[4]中典型工况1进行计算得到的不同轴向位置处加热元件壁面温度与实验测得的壁面温度的对比。计算过程中各参数按照文献[4]中典型工况1实验参数输入(其中流速 u 用于计算质量流量, T_{sub} 用于计算流体焓值), 轴向位置零点取电加热元件发热段起点。由图3中可以看出, 壁面温度 T_w 的变化分为3个区域: 区域I: 沸腾起始点之前, T_w 因持续加热沿轴向逐渐上升; 区域II: 沸腾发生后, 流体温度 T_f 变为当地压力下的饱和温度, 由于流道内压力沿轴向逐渐下降, 相应的饱和温度也随之下降, 所以 T_w 沿轴出现下降的趋势; 区域III: 0.40~0.44 m区域内电加热元件发热功率为0, 因此此区域内 T_w 等于 T_{fo} 。

实验测得壁面温度表明, 沸腾起始于轴向位置0.38~0.385 m区域内。计算结果表明, 沸腾起始于轴向位置0.3825 m处, 两者符合较好。

此外, 计算结果与实验测得壁面温度在数值上也符合较好。

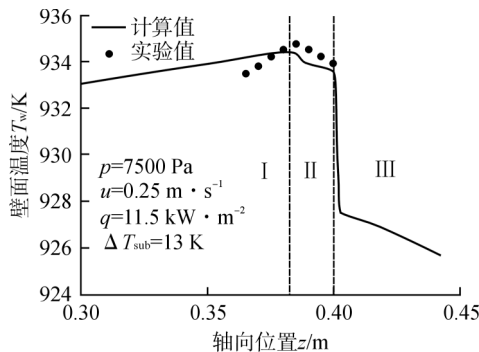


图3 沸腾两相区域壁面温度计算值与实验值对比

Fig. 3 Comparison between Calculative and Experimental Wall Temperature of Two-Phase Area

图4为使用本模型对文献[4]中典型工况2进行计算得到的不同轴向位置处流体温度与实验测得的流体温度的对比。计算过程中各参数按照文献[4]中典型工况2实验参数输入, 轴向位置零点取电加热元件发热段起点。由图4中可以看出, 流体温度 T_f 的变化分为2个区域: 区域I: 沸腾起始点之前, T_f 因持续加热沿轴向逐渐上升;

区域II: 沸腾发生后, T_f 变为当地压力下的饱和温度, 由于流道内压力沿轴向逐渐下降, 相应的饱和温度也随之下降, 所以 T_f 沿轴出现下降的

趋势。

实验测得 T_w 表明沸腾起始于轴向位置0.34~0.37 m区域内, 计算结果表明, 沸腾起始于轴向位置0.36 m处, 两者结论一致。计算结果与实验测得 T_w 在数值上也符合较好。

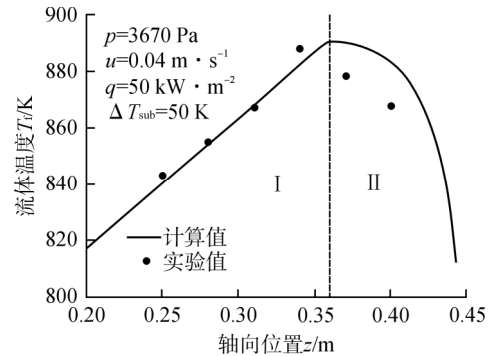


图4 沸腾两相区域流体温度计算值与实验值对比

Fig. 4 Comparison between Calculative and Experimental Liquid Temperature of Two-Phase Area

3 结论

对液态金属钠沸腾两相流动传热特性进行理论研究。计算对象为环形流道, 单相流动区域认为液态金属钠不可压缩, 两相流动区域考虑钠蒸汽的可压缩性。两相流动区域选用均匀流模型, 求解过程中采用迎风格式进行积分。使用模型对文献[4]中典型工况进行计算, 压降、壁面温度和流体温度等参数的计算结果与实验数据符合良好。所以, 本文模型可用于计算液态金属钠沸腾两相流动传热特性, 并且模型计算结果可以在一定程度上完成对实验工作的拓展。

参考文献:

- [1] Hennies H H, Cowking C B, Griffith J D, et al. The Fast-Neutron Breeder Fission Reactor: Safety Issues in Reactor Design and Operation, Philosophical Transactions[J]. The Royal Society, 1990, A331: 409-418.
- [2] Sorokin A P, Efanov A D, Ivanov E F, et al. Heat transfer during boiling of a liquid metal during emergency cooldown of a fast-neutron reactor[J]. Atomic Energy, 1999, 87(5): 801-807.
- [3] Qiu Z C, Ma Z Y, Qiu S Z, et al. Experimental research on the incipient boiling wall superheat of sodium[J]. Progress in Nuclear Energy, 2013, 68: 121-129.
- [4] Qiu Z C, Ma Z Y, Qiu S Z, et al. Experimental research on the thermal hydraulic characteristics of sodium boiling in an annulus[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2015, 60: 263-274.

(责任编辑: 孙 凯)