

中国工程热物理学会

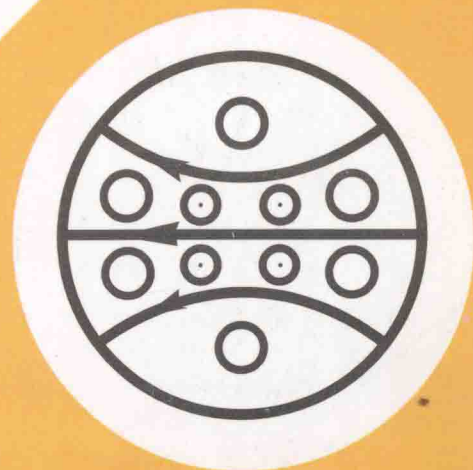
多相流学术会议

论文集

二〇〇三

昆明

中国工程热物理学会编



多相流学术会议论文目录

一. 气液两相流

- 036001 汽液两相流特性在液位调节系统中的应用.....李慧君 王树众 孙 定(1)
- 036002 对蒸发拖曳力模型的修正.....李小燕 徐济盛(6)
- 036003 改善产液气井开采动态的对策.....
.....生如岩 李相方 刘 华 项希勇 丁良成(11)
- 036005 油气水多相流海底立管中严重段塞流的控制方法研究进展.....
.....喻西崇 吴应湘 安维杰 李清平(19)
- 036007 垂直下降管中泡状流向弹状流的转变.....
.....王树众 咎元峰 王 祺 林宗虎(28)
- 036013 水平管内油气水三相环状流截面含气率的研究.....
.....周云龙 孙 斌 张 玲 李 岩 关跃波(34)
- 036014 气液两相流压差波动信号小波去噪中阈值规则的确定.....
.....孙 斌 周云龙 关跃波 洪文鹏(38)
- 036015 两相流中单个气泡周围的电场数值研究.....
.....董 伟 李瑞阳 郁鸿凌 黄 烜(43)
- 036017 环形狭缝中沸腾传热特性的研究.....苏顺玉 黄素逸 王晓墨(49)
- 036018 波形板汽水分离器的试验研究.....王晓墨 龙 研 黄素逸(54)
- 036019 气量瞬变段塞流场中压力波传播特性分析.....何利民 赵庆军 陈振瑜(58)
- 036020 光学探针流型及气泡速度测量可视化研究.....
.....孙 奇 杨瑞昌 郝 昭 王 飞 何军山 赵 华(65)
- 036025 液幕状气液两相流流动特性的实验研究.....
.....周屈兰 宋洪鹏 惠世恩 徐通模(71)
- 036027 微通道在高热流密度下的周期性欠热沸腾.....
.....徐进良 甘云华 周继军 周肇秋 陈 勇(77)
- 036028 一种长周期/大幅度液体/两相间歇流.....
.....徐进良 周继军 甘云华 周肇秋 陈 勇(84)
- 036032 表面活性剂对倾斜上升气液两相流流型的影响.....
.....夏国栋 赵庆国 彭 岩 马重芳 麦维斯(91)
- 036033 气—水两相流中烟气净化的界面电现象.....董丽敏 杨嘉祥 池晓春(96)
- 036041 气水两相井筒压力温度分布研究.....
.....孙贺东 刘 磊 周芳德 孙 虎 周 丰(100)
- 036043 缝隙抽吸对液膜撕裂特性影响的试验研究.....王新军 李炎锋 徐廷相(106)
- 036045 环周进汽两相流喷射升压过程实验研究.....刘继平 严俊杰 陈国强(111)
- 036046 水和酒精 Marangoni 凝结换热特性研究.....
.....何仰朋 严俊杰 杨豫森 刘继平(115)
- 036047 参数对变截面通道内超音速两相流极限升压能力的影响.....
.....阳剑平 严俊杰 刘继平 杨豫森(121)
- 036049 球体糊状区相变问题双倒易边界元法求解.....白凤武 卢文强(126)

- 036062 方截面鼓泡床气液两相瞬态数值研究.....顾汉洋 郭烈锦(131)
- 036064 差压法测量两相流相含率的研究.....罗毓珊 李爱华 陈听宽 杜社教(138)
- 036065 FC-72 在竖直壁面上及微小三角型通道内的沸腾传热.....
.....毕勤成 赵天寿 郭亚军 陈听宽(145)
- 036070 气液两相流界面迁移现象的 Level Set 数值模拟研究.....
.....邓 晟 李会雄 陈听宽(150)
- 036071 垂直并联多通道内高压汽液两相流密度波型不稳定性实验研究.....
.....李会雄 汪 斌 陈听宽(160)
- 036073 弹状流长气泡区液膜流动的连续波特性和.....
.....刘 磊 龚圣捷 孙贺东 周芳德(166)
- 036076 垂直管泡状流压力波动的多尺度分析.....白博峰(172)
- 036077 基于微肋管的微沟槽表面薄液膜沸腾理论模型.....
.....王跃社 周芳德 本田博司(179)
- 036086 水平管内气液两相泡状流紊流结构的准三维测量.....
.....杨 建 张鸣远 张超杰 苏玉亮 朱宪然(185)
- 036087 毛细管内制冷剂闪蒸时的气泡成长模型.....曹小林 晏 刚 吴业正(191)
- 036104 两相自然循环流量漂移的分岔研究.....陈 宏 匡 波(196)
- 036106 微重力条件下 90° 弯管气液两相流型研究.....赵建福 K.S.Gabriel(204)
- 036107 凝析气藏气液相变引起的压力恢复特征研究.....覃 斌 李相方 程时清(209)
- 036108 一种新的凝析气藏气液相变实验方法研究.....
.....李相方 童 敏 王继美 程时清 关文龙(216)
- 036111 油气水多相流动流型及识别系统技术的研究.....王 经 贾志海 牛 刚(223)

二. 气固两相流

- 036009 壁面粗糙度对水平后台阶气粒两相流动影响的 PDPA 实验研究.....
.....张 夏 周力行(232)
- 036010 用双流体颗粒—壁面碰撞模型模拟混合层流动.....张 夏 周力行(237)
- 036016 突扩两相流动中气体湍流变动的实验研究.....于 勇 周力行(242)
- 036024 高硫焦燃烧用新型反应器流动特性的研究.....王 涛 卢春喜 时铭显(247)
- 036030 用简化超声散射模型测量两相流中的颗粒粒径.....
.....张金磊 蔡小舒 陆敏华(254)
- 036031 沙尘暴(气体—颗粒)两相流数值模拟—II 个例分析.....王夕华 顾 璠(259)
- 036040 高雷诺数气固湍流射流的直接数值模拟.....
.....罗 坤 刘小云 樊建人 岑可法(264)
- 036048 颗粒轨道模型中曳力系数的影响.....欧阳洁 崔俊芝 李静海 孙国刚(273)
- 036050 风沙稳定输运中起跳沙粒运动状态分布函数.....邢 茂 郭烈锦(279)
- 036051 循环流化床内气固两相流动大涡模拟.....陈志斌 郭印诚(285)
- 036052 提升管内稠密气粒两相流动大涡模拟.....向 屏 郭印诚(291)
- 036054 气固两相圆管内柱状粒子运动特性研究.....周 锐 林建忠(298)
- 036056 颗粒在大尺度涡结构中的弥散.....王 兵 张会强 王希麟(306)
- 036057 城垛形喷口两相圆湍射流拟序结构的流动显示研究.....
.....容 易 张会强 王希麟(312)

036058	平板混合层流动中两相脉动关联矩的大涡模拟	鲍爱楠	张会强	杨武兵(317)
036061	疏透型林带对沙尘输运的影响	亢力强	郭烈锦(326)	
036066	沙粒跃移运动的动理学模拟	顾正萌	郭烈锦(333)	
036067	弯管内二次流对固粒磨损壁面的影响	毛靖儒	柳成文	相晓伟(342)
036069	含非定常运动物体流场的直接模拟	耿继辉	邓树生	张 军(348)
036074	圆形弯管气固两相流动数值模拟	杨 莱	严祯荣	李红星
		章立新	林宗虎(353)	
036078	统计分形理论在气固两相流流动特征中的应用	赵艳艳	李留仁	于遵宏
		吴晓东(358)		
036080	三维槽道两相流动的大涡模拟	翁 磊	柳朝晖	贺 铸
		郑楚光(366)		
036081	颗粒碰撞的拉氏直接模拟研究	陈胤密	柳朝晖	郑楚光(371)
036082	各向同性湍流中颗粒行为的统计	贺 铸	柳朝晖	翁 磊
		郑楚光(378)		
036083	水平槽道内湍流变动的 PTV 实验研究	郭福水	王汉封	柳朝晖
		郑楚光(384)		
036084	初始气固速度比对固粒加速特性的影响	林 江	林建忠	楼建勇(390)
036091	电站锅炉实际一次风管内风粉流动的全尺寸数值研究	潘卫国	郑莆燕	林 泉
		李茂德(398)		
036092	可吸入颗粒物近壁运动的直接数值模拟	由长福	李光辉	祁海鹰
		徐旭常(404)		
036093	颗粒碰撞频率的实验研究	蔡 毅	由长福	祁海鹰
		徐旭常(409)		
036096	有限空间风沙流数值模拟及边界条件问题	周 芳	祁海鹰	由长福
		程 旭	徐旭常(414)	
036097	稠密气固流动中颗粒聚集的定量评价	刘 敏	张会强	郭印诚
		王希麟	林文漪(420)	
036098	气粉两相流热力学初探	王晓鸣	李 强	邹宗树
		沈峰满(426)		

三. 实验及其它

036004	分解炉中流动、燃烧和分解的模拟研究	陆继东	黄 来	胡芝娟	狄东仁(433)
036006	自然循环过冷沸腾流动不稳定性的实验研究和数值模拟	杨瑞昌	唐 虹	王彦武(439)	
036008	竖管中 CO ₂ 泡沫压裂液的管流阻力特性	王树众	王 斌	林宗虎	李慧君
		咎元峰(446)			
036012	复合管道内液-固两相流浆体水击压强计算	周云龙	孙 斌	段晓宁	洪文鹏
		张 玲(451)			
036022	液排渣煤粉低尘燃烧器的数值模拟研究	汪小憨	赵黛青	陈恩鉴	陈 勇(456)
036023	圆柱形和带状电极的 EHD 强化管内沸腾换热的试验研究	刘永启	李瑞阳	郁鸿凌	王发刚(463)
036026	非均匀高压电场强化 R11 池沸腾传热实验研究	黄 烜	李瑞阳	郁鸿凌	朱丹萍(468)
036029	热重分析法研究气化半焦加压着火特性	谷小兵	陈晓平	段钰峰	赵长遂
		吴 新(472)			

036034	超临界压力下水在水平加热管中的混和对流·····徐 峰 郭烈锦 白博峰(478)
036035	重力对垂直管内超临界压力水流动和换热的影响·····徐 峰 郭烈锦 白博峰(485)
036036	粒子场侧向散射光偏振态研究·····陈延如 赵 琦(492)
036037	水平管内高沸点工质凝结换热的当量 Reynolds 数模型·····杨 冬 毕勤成 李 斌 陈听宽(499)
036039	液液水力旋流器的结构尺寸优化研究·····赵庆国 夏国栋(505)
036042	等离子体作用推进装置中两相流场模拟·····袁亚雄 张小兵 谢玉树(511)
036053	Stokes 流动中液滴变形的数值模拟·····林长志 郭烈锦(519)
036055	应用 Coriolis 流量计测量油水两相流质量流量和含水率·····张修刚 张钦明 王 栋 林宗虎(524)
036060	超临界锅炉螺旋管圈水冷壁传热特性的研究·····陈听宽 罗毓珊 胡志宏 尹 飞(530)
036063	矩形截面平面弯管中液固两相湍流的欧拉数值模拟·····赵丙强 郭烈锦 高 晖(537)
036068	煤粉锅炉燃烧 NO _x 生成与控制的实验研究·····任建兴 马京程 蒋 诚 华张国 黄建雄(544)
036072	屏式过热器安全性的工业性分析·····吴东垠 刘 磊 袁海臻(549)
036075	高炉污泥旋流分离的数值模拟·····耿丽萍 杨 荣 曹 玮 邹 宽 章立新 胡利光 林高平 林宗虎(555)
036079	管内油气水三相流分流型阻力特性实验·····刘文红 郭烈锦 张西民 白博峰 吴铁军(560)
036085	焦载热流化床褐煤气化试验装置试验研究·····何 屏 张绪祯 喻依兆 郭森魁(567)
036088	循环微热管的新结构·····曹小林 周 晋 晏 刚(574)
036089	水平管气液段塞流流量瞬变特性模拟研究·····王 鑫 郭烈锦(579)
036094	IMPACT: 一种可用于两相流测量数据处理软件·····由长福 祁海鹰 徐旭常 蔡 毅 钟 莹 马千里(588)
036095	粘性流场无网络方法数值计算·····仇 轶 由长福 祁海鹰 徐旭常(594)
036099	下降液膜流动特性的实验研究·····张东升 谢公南 王秋旺 陶文铨(601)
036100	冻土碎石路基的数值计算分析·····姜 凡 刘 石 王海刚 马贵阳(606)
036101	纳米流体热导率和粘性系数的分子动力学模拟计算·····范庆梅 卢文强(614)
036102	熔融燃料与冷却剂相互作用的细粒化模型·····曹学武 飞田吉春 近藤悟(619)
036103	高温小球在冷却剂中运动阻力特性的研究·····陈东海 曹学武(627)
036105	流化床炉膛虚拟温度场表示研究·····秦成虎 向文国 徐 祥 沈来宏 肖 军(636)
036109	螺旋管内气液固三相流颗粒相分布规律·····高 晖 郭烈锦 张西民(642)
036110	弯管内气液固三相流液膜流场 PIV 测量·····高 晖 郭烈锦 赵丙强 顾正萌 宫武旗(647)
036112	流化床密相区流动特性的数值模拟·····徐 祥 向文国 秦成虎 沈来宏 肖 军(653)
036114	螺旋轴流式多相泵的设计与实验研究·····李清平 薛敦松(659)

汽液两相流特性在液位调节系统中的应用

李慧君¹ 王树众¹ 孙定²

1 西安交通大学多相流国家重点实验室,西安,710049; 2 西安水利建筑勘测设计院,710048,西安

[摘要]汽液两相流液位调节系统是根据汽、液两相的物理特性,对液相进行自动调节使其维持一定的液位且不消耗能量的自调节系统;保证所调节对象安全、经济运行。本文对其调节过程、影响调节性能的因素、经济性进行了分析,阐述了在工业中应用情况。通过理论与实验证明了该控制器能够稳定地维持液位,性能优良;同时它还具有无泄露、安全可靠、不消耗能量;克服了国内、外同类产品易卡涩、磨损、腐蚀和泄漏等问题。

关键字: 汽液两相流 特性 液位调节系统

中图分类号: TK325

Apply the Character of the Vapor-Liquid tow-phase flow in Liquid Level Adjusting system

Li HuiJun¹ Wang ShuZHong¹ Sun Ding²

1 school of Energy and power Engineering, Xi'an Jiaotong University,Xi'an 710049

2 Xi'An design courtyard of irrigation work and exploration survey. 710048, Xi'An

Abstract: the vapor-liquid two-phase liquid level adjust system is a self-adjusting system in character of vapor-liquid two-phase flow to keep the liquid at the needed level and not consumption energy so as to guarantee the safety and economic running of the equipment. The paper was analyzing that for the adjusting process, effect adjusting performance factors and economical efficiency of the adjust system is analyzed. The theoretical analysis and successful applications demonstrate that this adjusting system can steadily maintain the liquid level, and its performance is fine. This adjusting system is safe, reliable and doesn't consume energy with no leakage. Also it has overcome the shortages of other products such as easily blocked, worn, corroded and leaked.

Keywords: vapor-liquid two-phase flow; character; liquid level-governing system

现在工业生产中,有很多情况都需要在压力容器内保持一定的液位,同时还要不断地排除因凝结而产生的液体。目前用的比较多的为机械式、电动式和气动式等,长时间工作普遍存在易卡涩、磨损、腐蚀和泄漏等问题,尤其是火电厂因加热器的水位控制器的可靠性差,严重影响着设备和系统的正常运行;在石化工业生产中,尤其是具有腐蚀性氨水生产过程,这类问题比较突出。为此,根据汽液两相流特性研制出新型液位调节系统。解决了上述问题。通过在火电厂机组中的应用证实^{[1][2]},其调节性能稳定,经济效益明显。本文在文献[3]的基础上,使该控制器增加一旁路系统和节流孔板后,详细分析了该系统的调节性能。

1 调节机理

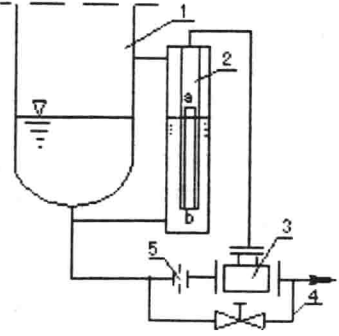
工业上凡是需要控制出口液位的设备,其内部介质大多是汽体和液体,汽体和液体一起流动通常称为汽液两相流。汽、液的显著特性是其比容相差甚大,汽液两相流体属非均质流体,汽液之间存在明显的速度差,其流型也是多种多样,不同的流形判别的方

* 李慧君: 电话:13679241040;E-mail:hj_li009@sina.com

法也不同。由于汽液两相流的流动特性比单相流复杂，为了便于研究，采用简化的流动模型处理，即均相流动模型，这种模型将汽液两相混合物看作均质的混合流体，流速相同^[4]，两相流动中含汽率直接影响液体的流通能力。

自调型液位控制系统是基于汽液两相流及流体力学理论设计而成的，无需外力驱动，其执行机构的动力源来自所需控制对象的汽体。对于火电厂的加热器，它的动力源

就是本级加热器的蒸汽。由于汽液的比容相差很大，所以动力源所需蒸汽量很小，约为本级加热器疏水量的 1%~2%。这部分蒸汽含加热器正常排放的不凝结汽体（加热器排空气管中气体混合物）。其调节过程是汽液两相在流动过程中，汽相比容迅速增大而液相的基本不变，这使得液相的有效流通面积减小。液相流量随之减少，汽相对液相起到了调节作用。图 1 是该控制器的结构简图。在系统工作时，当液位高于 a 点时，汽相不能进入控制器，此时不需要汽相调节；当液位在 a~b 之间时，有汽相进入控制器，汽相对液相有调节作用，液相越接近 b 点进入控制器的汽相就越多，调节作用也越强；当容积内的液相位于 b 点时，汽相的调节作用达到最大，此时若液相继续下降（即凝结量小于疏水量），则液位无法维持，系统失去调节作用。反之，则可使液位逐渐回升。

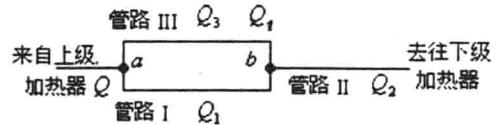


1 加热器 2 传感器
3 控制器 4 旁路 5 限压阀
图 1 自调型水位控制器系统

1.2 基本方程

流量方程

将图 1 简化成图 2。由图可以看出，该系统从加热器之后可以看作管路 I 与管路 III 并联后再与管路 II 串联的结构。在最小调节负荷时（液位因运行负荷最小而达最低点） Q_q 最大，即耗汽量最大；随



a：加热器，b：为限压阀和控制器的组合

图 2 系统简图

着负荷的增加（液位升高），耗汽量减少；

在最大调节负荷时，有

$$Q_q = 0 \quad (1)$$

$$Q_1 + Q_3 = Q_2 \quad (2)$$

阻力匹配方程

任何管路系统都是由许多长度和管径不同的导管和局部装置等组成的，当不可压缩流体在管路中流动时，总的能量损失应等于所有各部份沿程损失和局部损失的总和，即

$$\Delta p = \sum \Delta p_\lambda + \sum \Delta p_\zeta = \sum_{i=1}^n \lambda_i \frac{l_i}{d_i} \frac{v_i^2}{2} + \sum_{j=1}^m \zeta_j \frac{\rho v_j^2}{2} \quad (3)$$

式中 n 、 m 分别为直管段数和局部装置个数； Δp_λ 、 Δp_ζ 为沿程阻力、局部阻力， p_a ；

若管路系统由管径相同且无分支的简单管路组成，则各管中流速相等，式(3)可写成

$$\Delta p = \left(\sum \lambda \frac{l}{d} + \sum \zeta \right) \frac{\rho v^2}{2} \quad (4)$$

若上式中的流速用流量表示，则上式可写成

$$\Delta p = \left(\sum \lambda \frac{l}{d} + \sum \zeta \right) \frac{8\rho}{\pi^2 d^4} Q^2 \quad (5)$$

$$\text{令 } K = \left(\sum \lambda \frac{l}{d} + \sum \zeta \right) \frac{8\rho}{\pi^2 d^4}, \text{ 则}$$

$$\Delta p = K Q^2 \quad (6)$$

K 是一个有量纲的系数, 单位为 kg/m^7 。由其表达式可知, 它不仅包括了管路流体流动的状态, 而且还包括了管路的工作介质和几何尺寸等参数。对于已确定的管路系统, d 、 l 、 ρ 、 ζ 等参数均为常数, K 值仅和 λ 有关, 而 λ 又是雷诺数 R_e 和管壁相对粗糙度的函数。当管路中的流动为层流或光滑管区流动时, λ 仅与 R_e 有关, 故 K 只随雷诺数 R_e 而变化, 所以当管路中的流量发生变化时, K 值也随之变化, 它是一个随流动状态而变化的系数。但在近似计算时, 可按流动范围取平均值, 近似按常数看待。当管路中流动处于平方阻力区时 λ 只是管壁粗糙度的函数, 而与雷诺数无关。只有在此情况下, 对于确定的管路, K 值才是一个不变的常数。控制系统的设计方法见文献[5]

2 调节系统的稳定性分析

调节系统的稳定性是指液位控制器在调节过程中所能达到的稳定状态即控制器能使压力容器内液位维持在某一位置不变的状态。当调节汽入口端管开口全部浸没在水中时, 控制器内没有调节汽; 此时, 系统不存在调节作用; 当水位有变化时, 入口端管的开口端部分或全部露出时, 说明压力容器内的水位下降, 调节汽进入控制器, 发挥其调节作用。由于调节汽和疏水到控制控制器内部有一定的距离, 因此, 调节系统应存在停歇时间或传递延迟。对于本文所研究的调节系统, 由于控制器安装在距压力容器非常近的地方(距离很短), 故可忽略停歇时间或传递延迟^[6]。

2.1 理论分析

假设压力容器内的液面系统向前传递函数可近似表示成

$$G(s) = K_p / [Cs + (1/R)] \quad (7)$$

式中: R =[液面差变化(m)]/[疏水流量变化(m^3/s)]; C =[被贮存的液体的变化(m^3)]/[液位的变化(m)]。

设 R 、 C 为常数, 且通过变换 R 中的疏水流量转换成调节汽量; 同理, C 中的液体变化亦转换成汽体的变化。则调节系统的输入量为调节汽量, 输出量为液位。见图 3。

由此得调节系统的传递函数

$$H(s)/G_q(s) = K_p / [Cs + (1/R) + K_p] \quad (8)$$

闭环系统的特征方程为

$$1 + K_p / [Cs + (1/R)] = 0 \quad (9)$$

由文献[6]的知, 因不计延迟传递故 K_p 值越大该调节系统越稳定。而 K_p 由下式得^[3]

$$K_p = X + \sqrt{\gamma/\rho} \quad (4)$$

式中: X 为由压力降低而产生的二次蒸汽份额; γ 为疏水密度, 取 $1000\text{kg}/\text{m}^3$; ρ 为调节汽的密度。由于 $\gamma \gg \rho$, 故 K_p 值一般远大于 10。从以上分析可以得出该系统的调节是稳定的。事实证明, 当 K_p 越大, G_s 有小的变化, G_q 就会有大的变化, 液位 H 就能得以维持, 实现了调节系统的稳定。

2.2 实验分析

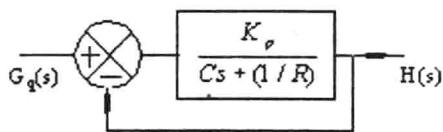


图 3 调节系统控制框图

控制器的几何尺寸：喉部直径 $D_h=11\text{mm}$ 、渐缩角 $\theta=30^\circ$ 、渐扩角 $\alpha=45^\circ$ 。调节汽用空气代替，其物性参数由文献[7]给出，得出 G_q 与 G_s 、 G_q 与 ΔH 、 G_s 与 ΔH 关系曲线如图 4。

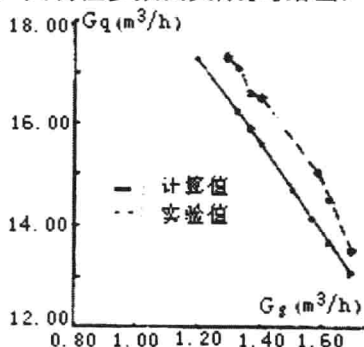


图 4.a 调节汽量 G_q 与疏液量 G_s 曲线

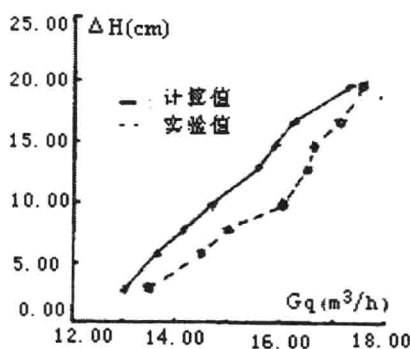


图 4.b 液位变化量 ΔH 与调节汽量 G_q 曲线

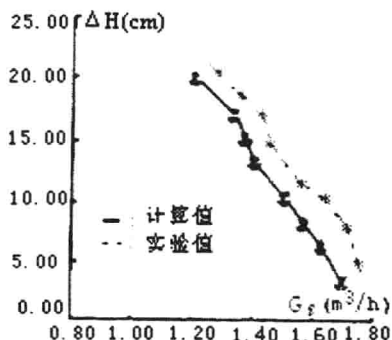


图 4.c 液位变化量 ΔH 与疏液量 G_s 曲线

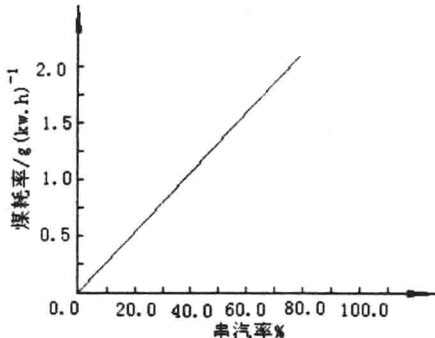


图 5 煤耗与串汽率的关系

由图 4，通过理论与实验分析值的比较可以得出：

- (1) 在汽液混合物具有分界面的压力容器内（如加热器），当压力保持不变时，疏液量与调节汽量之间是线性；
- (2) 调节汽量与所调节的液位之间也可近似认为线性且为正比例变化，即调节汽量增加，疏液量减少，液位增加；
- (3) 疏液量与液位变化量跟图 4.b 中的情况恰好相反，疏液量增加液位下降；有调节汽时，液位变化比较缓慢并能稳定在某一位置，达到动态平衡。没有调节汽时液位不能维持。以上分析是在一定凝结量的条件下得出的。当凝结量发生变化的时候，线性变差，凝结量变化范围越大，非线性就越大，这通常发生在机组变负荷的过渡过程中，或负荷在短时间内大幅度变化。

2.3 影响调节性能的因素

通过上面的分析，调节系统在调节范围内有调节作用，效果明显。其调节性能的好坏是受到一些因素的影响。

- (1) 机组负荷的变动的的影响；机组负荷频繁变化，会增大凝结量的变化，使得水位变化量增大，甚至超出调节范围 造成控制器内通过的全部是调节汽或全部是水。当全部是水时，若不能及时排出凝结水，加热器的换热面被淹，使得换热恶化；这些都会造成系统的热经济性下降，
- (2) 加热器的换热特性的影响；加热器换热恶化，会使凝结水量下降，导致水位于下降，调节汽量增加。
- (3)； 控制器几何尺寸的影响 由于控制器本身没有活动部件，控制器的几何尺寸一旦确定后，它的调节能力也就随之而定了。所以，必须根据机组运行特点进行设计控制器的喉部直径、传感器进汽管直径等。否则调节性能会大大下降，甚至会起到负效应，如淹没换热面。由此可见，该控制器在用于负荷经常变化的且需要维持液位的设备（调峰发电机组）时，其调节效果低于负荷较稳定的设备（带基荷发电机组）。

3 经济性分析

加装液位调节系统前、后，会引起系统的经济变化。假设装控制器前，加热器为无水位运行并不影响换热特性。

那么，机级加装控制器系统前、后，标准煤耗率的变化量为(详细计算公式及推导见文献[3])

$$\Delta b = b_{bno} - b_{bon} \quad (10)$$

年节标准煤量:

$$\Delta B = B_{no} - B_{on} \quad (11)$$

年经济效益:

$$\Delta S = \Delta B \cdot K \quad (12)$$

式中: b_{bno} 、 b_{bon} 为机组加装调节系统前后的标准煤耗率($g \cdot (kw \cdot h)^{-1}$); B_{no} 、 B_{on} 为机组标准煤耗量($t \cdot a^{-1}$); $k=200$ 元/吨。

由(10)~(12)式,对N200-130-535/535国产型机组的8[#]高压加热器在无水位运行时其经济效益如表1所示。机组数据见

文献[8]。 $\Delta B > 0$ 煤耗量增加。

表1 200-130-535/535 机组经济性

项 目	8 [#] 加热器		合计
	A	B	
年节约标准煤量 ΔB $t \cdot a^{-1}$	12.8285	2772.572	2759.7
标准煤耗率 Δb $g \cdot (kw \cdot h)^{-1}$	0.00991	2.1409	2.13
年经济效益 ΔS 万元 $\cdot a^{-1}$	0.2566	55.451	55.19

注: A - 水位正常; B - 无水位。

由此可知,加热器无水位运行对机组的经济性的影响是很大的。加装该控制器后,调节过程需要的汽体,同样使煤耗增加,但增量很小,对系统的经济影响可以忽略。由于加热器的串汽率不定,不同串汽率下的煤耗如图5所示。

4 工程应用

该控制器自92年研制出后同年获国家专利。经过几年的不断努力,调节性能更加完善,现已在全国广泛应用。目前被使用的机组容量为3MW至300MW^[1],其运行效果良好,在负荷变化50%的情况下,水位在10~100mm变化^[2],调节作用强,稳定性好,满足生产运行要求。取代了国产、日本和美国(Fisher)等其它类型水位控制器。

5 结论

该控制系统无运行部件和电气控制元件,调节过程稳定,性能好,故障率大幅度降低;延迟短,反应快,并能做到随机组启停。因此,在能源、化业(压力容器内汽液共存且具有分界面)等需要维持液位的领域内具有广阔的推广应用前景。

参考文献

- 1 齐殿全,林万超,陈国慧. 汽液两相流自调节水位控制器在300 MW机组上的应用[J]. 中国电力.2001(2):71-173
- 2 杨锦波. 新型汽液两相流自调节疏水器在电厂的应用[J].湖南电力.2001(5):61-62
- 3 李慧君. 汽液两相自调节水位控制器的理论研究[D]. 西安交通大学能源与动力工程学院.1993
- 4 林宗虎. 汽液两相流与沸腾换热[M].西安:西安交通大学出版社. 1987.6,10~20
- 5 李慧君,王树众. 汽液两相流原理在水位控制器中的应用[J].西安交通大学学报.2003.5.
- 6 绪方胜彦著.现代控制工程[M]. 北京:科学技术出版社.1979.9,106~112
- 7 居林明,徐元辉,李怀萱.载热质热物性计算程序及数据手册[M].北京:原子能出版社.1990.6,80~150
- 8 林万超. 火电厂热系统节能理论[M].西安:西安交通大学出版社.1994,10~30

对蒸发拖曳力模型的修正

李小燕 徐济鋈

上海交通大学机械与动力工程学院核科学与系统工程系, 200030

联系电话: 021-62933075/52897583; E-mail: lixiaoyan@sjtu.edu.cn

摘要: 本实验室在国家自然科学基金和校 985 基金的资助下, 建立了一套研究高温小球落水的工程热物理基础实验装置, 并初步做了一系列实验, 证实了蒸发拖曳力模型的可信性, 同时也发现其局限性, 本文对其进行了修正, 增加考虑了辐射热在液体内部和汽液交界面的分布及对流换热对小球落水阻力的影响, 扩大了蒸发拖曳力模型的适用性。

关键词: 蒸发拖曳力模型, 高温颗粒与冷却剂相互作用, 辐射热, 对流换热

1 引言

燃料与冷却剂相互作用 (简称 FCI) 是核反应堆严重事故分析所要研究的一个重要现象, 例如快中子增殖反应堆 (LMFBR) 的堆芯破坏事故 (CDA) 和轻水堆的堆芯熔融事故中均存在 FCI 现象。近年来, 这一多相、多组分高速传热传质现象得到了各国学者的广泛关注和研究。本实验室在国家自然科学基金和校 985 基金的资助下自行设计建立了一套针对 FCI 预混合阶段的工程热物理实验台架^[1]。初步进行了 11 组实验^[2], 证实了蒸发拖曳力模型^[3]的可信性。同时也发现了模型中存在的局限性。模型主要存在两方面问题: (1) 由于拖曳力理论在计算热球或熔融物传热时只考虑辐射热传递, 当熔融物温度很高时, 辐射热传递成为主要的传热方式, 不考虑对流换热及热传导也不会带来很大的误差。能较好地模拟核反应堆严重事故下, 堆芯熔融物与冷却剂相互作用 (即 FCI 条件) 下熔融物在冷却剂中的阻力特性。但在不太高的球温下, 不能只考虑辐射换热, 汽膜内的自然对流及强迫对流对总的热流密度的贡献也很大, 尤其在常温下, 辐射换热可以忽略不计。所以拖曳力模型不适应计算较低温度的物体与水相互作用的阻力特性, 实验表明, 当小球温度较低时, 根据拖曳力理论得出的理论解与实验值符合不好。(2) 拖曳力理论在计算辐射传热时, 假设辐射热全部被汽液交界面吸收, 而实际上大部分辐射热流深深地穿进了冷液, 根据 Tuland 和 Dobson 的研究^[4], 在 FCI 条件下, 即 $T=2000\text{K}\sim 3000\text{K}$, 其对应的波长为 $0.8\sim 1.4\mu\text{m}$, 有相当一部分辐射能穿入水中。例如, 当堆芯熔融物表面温度为 3000K 时, 分别有 25%, 50%, 70% 的辐射能被汽液交界面后 0.001m , 0.01m , 0.1m 的水层吸收。所以拖曳力理论估计的汽膜厚度和蒸发速度较实际的高, 根据拖曳力模型得出的球完全没入水中时速度较实际的低。本文针对上述问题对蒸发拖曳力模型进行修正, 扩大了其适用范围。

2 蒸汽产生量

在蒸发拖曳力模型中, 热球周围单位时间单位体积蒸汽的产生量 Γ_h 的表达式为:

$$\Gamma_h = \frac{q_h^r}{h_{fg}} \quad (1)$$

式中: q_h^r 为热球表面由于热辐射的热流量, W/m^2 ; h_{fg} ——冷却剂的汽化潜热, J/kg 。

$$q_h^r = \varepsilon_l \varepsilon_h \sigma (T_h^4 - T_l^4) \quad (2)$$

式中: ε_l ——冷却剂的吸收率; ε_h ——高温球形颗粒的辐射发射率; T_h ——高温球形颗粒的温度, K ; T_l ——冷却剂的温度, K ; σ ——黑体辐射常数, 其值为 $5.67 \times 10^{-8} \text{W/m}^2 \text{K}^4$ 。

$$\text{修正后,} \quad \Gamma_h = \frac{q_{vl}^r + q_{FB}^c + q_{sl}^c}{h_{fg}} \quad (3)$$

式中: q_{vl}^r 为汽液表面吸收的辐射热流量, w/m^2 ; q_{FB}^c 为蒸汽膜内的自然对流及强迫对流的热流量 w/m^2 ; q_{sl}^c 为由于对流换热进入冷却剂内部的热流量, w/m^2 。

3 预混合阶段辐射热的吸收

在预混合阶段的研究中, 了解辐射在哪里沉积是很重要的, 有两个理由: (1)如果水是饱和的, 所有传递给水的辐射热都对产生蒸汽有贡献, 对于有限体积的水, 就要决定有多少份额的热辐射沉积在给定体积的水中, 有多少射到容器外去了。(2) 如果水是未饱和的或水体积很大, 那就需要知道有多少辐射热沉积在汽液表面, 从而产生蒸汽, 有多少是被液体的其他部分吸收而减少了水的过冷度, 这对预混合阶段的仿真以及决定膜态沸腾的热流密度, 具有很重要的意义。辐射产生的热与热球的温度成四次方关系, 也与水的吸收率有关。水对辐射热吸收特性与热球发出的光谱有关, 随着热球温度的升高, 其发出的光的波长越短, 穿透水体的距离越长。各国科学家进行了大量实验研究并拟合成公式运用于 CHYMES, PM-ALPHA 和 IVA-KA 等模型中, 但最近 Fletcher 等专家发现这些公式是错的, 因为所用的实验数据不正确^[5]。本文所用数据是根据 Fletcher 筛选的。

总的辐射换热量包括汽液表面吸收的热量和穿过汽液表面被冷却剂内部吸收的热量, 热球的辐射热随着球温度的升高, 穿透水的尺度越深, 其能量随水深有个分布, 假设在本实验室环境中, 距离汽液表面 1mm 的液体参与蒸发, 热球的温度在 1000K 以内几乎所有的辐射热都被 1mm 厚的水吸收, 随热球温度的升高, 1mm 厚的水层所吸收的辐射热的份额明显地减少, 例如 2500K 时只有 60%, 3500K 时只有 34%。根据实验数据拟合 1mm 内 1000K 以上的吸收率与热球的温度近似有线性关系,

$$q_{vl}^r = C_T \cdot q_h^r \quad (4)$$

式中 C_T 为与热球有关的系数,

$$C_T = 1 - k(0.001T_h - 1) \quad (5)$$

式中 k 为常数, $T_h \geq 1000\text{K}$, $k = 0.25335$; $T_h < 1000\text{K}$, $k = 0$ 。

4 冷却剂内部的传热

从液体表面向液体内部对流传热的热量,

$$q_{sl}^c = \alpha \cdot (T_{sat} - T_l) \quad (6)$$

$$\alpha = C_g \frac{F_h}{V} \frac{\lambda_l}{D_h} Nu_{sl} \quad (7)$$

式中 F_h 为热球的表面积, m^2 ; V 为热球的体积, m^3 ; λ_l 为冷却剂的导热系数,

$\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; D_h 为热球的直径, m 。

根据 Liu^[6] 的论文

$$C_g = \left(\frac{\alpha_l}{\alpha_g + \alpha_l} \right)^{1/4} \quad (8)$$

式中 α_g 为汽固液三相流中汽相所占的体积份额, α_l 为汽固液三相流中液相所占的体积份额。

汽液交界面的努谢尔特准则数与对流换热是自然对流还是强迫对流有关,

$$Nu_{sl} = Nu_{sl,n}, (\text{Re} < 0.001); Nu_{sl} = \max\{Nu_{sl,f}, Nu_{sl,n}\}, (\text{Re} > 0.001) \quad (9)$$

对于自然循环, 根据 Achenbach 关系式^[7], 冷却剂表面的努谢尔特准则数为

$$Nu_{sl,n} = 2.1 \cdot (1 + 15Sp^*) \left[3.71 + 0.402(Gr_l Pr_l)^{1/2} \right] \quad (10)$$

其中 $2.1 \cdot (1 + 15Sp^*)$ 是考虑到膜态沸腾中汽液表面扰动对换热影响而引入的经验因子。 Gr_l 是冷却剂的葛拉晓夫准则数, $= g \cdot D_h^3 [(T_{sat} - T_l)/T_l] \cdot (\rho_l / \mu_l)^2$; Pr_l 是冷却剂的普朗特准则数, Sp^* 是修正的蒸汽过热数。

$$Sp^* = c_{pv} (T_{h,s} - T_{sat}) / h_{fg} * Pr_v \quad (11)$$

式中 c_{pv} 是蒸汽的定压比热, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; $T_{h,s}$ 是热球的表面温度, K ; T_{sat} 冷却剂的饱和温度, K ; Pr_v 是蒸汽的普朗特数。

对于强迫循环, 根据 N.I.Kolev^[8] 的方法, 在 $Re_l < 7.7 \times 10^5$, $0.7 < Pr_l < 10^4$ 的范围, 冷却剂表面的努谢尔特准则数为 $Nu_{sl,fc} = \max(Nu_{sl,fcl}, Nu_{sl,fct})$, 其中紊流时努谢尔特准则数为

$$Nu_{sl,f} = 1.5 \cdot (1 + 5Sp^{*3}) \left[0.037 \frac{Re_l^{0.8} Pr_l}{1 + \frac{2.443}{Re_l^{0.1}} (Pr_l^{2/3} - 1)} \right] \quad (12)$$

层流时为
$$Nu_{sl,f} = 1.5 \cdot (1 + 5Sp^{*3}) [0.664 Re_l^{1/2} Pr_l^{1/3}] \quad (13)$$

式中 Re_l 和 Pr_l 分别为冷却剂液体的雷诺准则数和普朗特准则数。

5 汽膜内的沸腾传热

$$q_{FB}^c = \alpha_{fc,v} (T_{h,s} - T_{sat}) \quad (14)$$

根据 Epstein-Hauser 关系式^[9]

$$\alpha_{fc,v} = \frac{\lambda_v}{D_h} 0.60 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{1/4} Re_v^{1/2} / Sp^{*4} \quad (15)$$

式中 λ_v 是蒸汽的导热系数, $W/(m \cdot K)$; ρ_l 和 ρ_v 分别是冷却剂和蒸汽的密度, kg/m^3 , Re_v 是蒸汽的雷诺准则数。

6 结论

本文针对模化高温颗粒在粘滞性冷液中下落阻力特性的蒸发曳力模型 (evaporation drag model) 的局限性, 大量应用了近年来在多相流和沸腾换热领域中的研究成果, 对模型进行了改进, 扩大了模型的适用范围。对建立合理的物理模型有重要的学术意义, 为进一步发展我国知识产权的“熔融物/冷液接触引发蒸汽爆炸过程数值仿真程序”奠定理论基础。

参考文献:

- 1、李小燕、杨燕华、徐济盛, 蒸汽爆炸机理研究的实验装置设计, 中国工程热物理学会 2002 年传热传质学学术会议论文集 (上册), P345-348, 2002. 10. 24。
- 2、李小燕, 杨燕华, 徐济盛, 陈宏, 高温颗粒下落冷池的沸腾蒸发运动的瞬变阻力特性实验研究, 核科学与工程, p268-273, 2002, 9, Vol22, No. 3。
- 3、Yang Yanhua, Multi-Phase Simulations for Phenomena in Vapor Explosions, University of Tokyo, Doctoral Dissertation 1996。

- 4、 Turland,B.D, Dobson,G.P., Molten Fuel Coolant Interactions: A State of the Art report, EUR16874 EN, Luxembourg,1996.
- 5、 David F. Fletcher, Radiation absorption during premixing, Nuclear Engineering and Design 189(1999) p435~440.
- 6、 C. Liu, T.G Theofanous, Film boiling on spheres in single- and two-phase flows, Part 1: Experimental studies ANS proceedings, Part 2: A theoretical study, National Heat Transfer Conference, Portland, August 1995.
- 7、 E. Achenbach, Heat and flow characteristics of packed beds, Fluid Mechanics and Thermodynamics, 1993,p287~293.
- 8、 N.I.Kolev, Film boiling on vertical plates and spheres, Experimental Thermal and Fluid Science 18(1998) p97~115.
- 9、 M.Epstein, G.M. Heuser, Subcooled forced-convection film boiling in the forward stagnation region of a sphere or cylinder, J. Heat Mass Transfer 23(1980), p179~189.

改善产液气井开采动态的对策

生如岩^{1,2} 李相方¹ 刘 华² 项希勇² 丁良成²

(1. 石油大学 北京 102249; 2. 胜利油田有限公司地质科学研究院 山东东营 257015)
(0546) 8716705, 13864739820; E-mail: shengry@slof.com

摘 要: 储层非均质性和采气速度是影响地层中两相渗流不稳定性的主要因素, 表现为水线不均匀推进造成部分气井过早水淹; 液锁效应使气相渗透率大大降低, 剩余气只有达到一定的临界饱和度才能流动。生产中应立足于早期治水、利用水平井控制水侵, 而消除反凝析液捕集主要是通过降低界面张力或使反凝析液重新蒸发。通过对两相流流型及其不稳定性的分析, 提出了改善产液气井筒动态的途径: 主要是通过排水采气及选择合适的油管直径和合理的油嘴。

关键词: 气液两相流 气井动态 流型 不稳定性 采收率

Strategies for improving production performance of liquid-producing gas wells

SHENG Ru-yan^{1,2}, LI Xiang-fang¹, LIU Hua², XIANG Xi-yong², DING Liang-cheng²

(1, University of Petroleum, Beijing 102249;

2, Geo-Science Research Institute of Shengli Oil-Field Co. Ltd., Dongying 257015)

Abstract Two-phase gas-liquid flow in porous medium or wellbore, could have a remarkable influence on production performance of gas well. The main factors influencing instability of flow in porous medium are reservoir heterogeneity and rate of gas production, which behave as inhomogeneous advance of water front resulting in gas wells locally watered-out untimely. And liquid blockage can greatly reduce gas effective permeability, thus remaining gas can flow only it reaches certain critical saturation. The key measures of improving ability of flow in porous medium include ascertaining reasons, direction and speed of water invasion as early as possible, determining reasonable well-arrangement system, limiting water invasion through strengthening gas reservoir management, and early water-control using horizontal /side-track wells. And the major measures eliminating condensate fluid are introduction of surface-active agent or miscible solvent to reduce interfacial tension, adoption of downhole electrical heater or in situ combustion to make condensate fluid re-evaporate, and thus improve flow conditions. Through analyses of flow regimes and instability of gas-liquid two-phase flow in wellbore, ways of improving performance in liquid-producing gas wells are put forward, such as gas production by water drainage and selection of appropriate tubing diameters and rational wellhead/ downhole choke.

Key words: gas-liquid two-phase flow; production performance; flow regime; flow instability; recovery factor

基金项目: 中国石化股份公司 2002 年提高采收率先导试验项目。

作者简介: 生如岩 (1969—), 男, 山东东营人, 工程师, 博士生, 主要从事天然气藏开发研究。

1 前言

气井在生产一段时间后往往会产液,其中包括底水锥进或边水指进所产出的水、由于固井质量问题引起的异层窜槽水或气藏凝析液。液体的产出对水驱气藏的影响主要表现在三个方面^[1]:① 由于气相渗透率的影响而降低气井的生产能力;② 较重的井筒内流体(气水混合物)增大了井筒损失,导致达到经济极限含水后仍有一部分可采储量未被采出,从而降低了气藏的最终采收率;③ 由于水的产出增加了井筒举升及地面处理费用,造成气藏开发效益变差。

国内外许多学者对延缓、控制水的锥进作了大量研究,提出了诸如控制合理射开程度、底水锥进的临界产量等一系列研究成果^[2,3]。但是在气液两相流动对气井开采动态的影响方面却缺少系统研究,使得目前产液气井的开发效果较差。通过理论分析与矿场资料相结合,本文旨在分析地层与井筒中形成稳定气液两相流动的条件,从而提出改善产液气井开采动态的对策。

2 地层中渗流的不稳定性

地层水侵入井底初期表现为测试压差增大,产量不成比例增加,表明出现了两相流动。气层水淹后,指示曲线表现为随测试压差增大,产量反而减少。若积液较少,随着测试压差增大能够将积液带出,其二项式与指数式试井指示曲线都反常。

2.1 液体界面稳定移动的条件

巴斯宁耶夫等人对液体分界面移动的稳定性作了研究,提出了液体界面稳定移动的条件^[4-6]:

$$\Delta p = (p_R - p_{wf}) < \frac{(\rho_w - \rho_g) z g \sin \alpha}{1 - \frac{K_g}{\mu_g} / \frac{K_w}{\mu_w}} \quad (1)$$

$$v_g \leq 10^{-3} \frac{K_g / \mu_g \cdot (\rho_w - \rho_g) g \sin \alpha}{1 - \frac{K_g}{\mu_g} / \frac{K_w}{\mu_w}} \quad (2)$$

式中: p_R 、 p_{wf} —地层边界与井底流动压力, MPa; ρ_g 、 ρ_w —气、水的密度, kg/m^3 ; μ_g 、 μ_w —气、水的粘度, $\text{mPa}\cdot\text{s}$; v_g —气的渗流速度, m/s ; k_g 、 k_w —水、气的渗透率, μm^2 ; g —重力加速度, 9.81m/s^2 ; α —地层倾角, $^\circ$; z —气水界面与射孔底界的距离。

可见,气液流度比、气水界面与射孔段的距离、地层倾角越大、则界面越容易稳定移动。所以,适当提高射孔底界或注入聚合物改善气液流度比可以减缓底水锥进。宏观上则表现为采气速度对水锥动态的影响。但是,上述公式均是在均质地层情况下推导出来的,而地层的非均质性对水锥的发展有着显著的影响;边底水会沿着高渗透带或裂缝过早突破入井,导致开采效果变差。

2.2 液体突破后的动态