学校代码: 10225

学 号:

全日制专业学位论文

粘弹性管道瞬变流参数对压力波动影响机制研 究

王祉皓

孙强 讲师 东北林业大学

指导教师姓名: 张海龙 教授级高工 中国市政工程东北设计研究总院有限

公司哈尔滨分公司

申请学位类别: 硕士 专业领域: 土木水利

论文提交日期: 论文答辩日期: 2023.5.29

授予学位单位: 东北林业大学 授予学位日期:

答辩委员会主席: 论 文 评 阅 人:

東北林業大學

University Code: Register Code:

Dissertation for the Degree of Master

Study on the influence mechanism of transient flow parameters on pressure fluctuation in viscoelastic pipeline

Candidate: Wang Zhihao

Sun Qiang

Supervisor: Zhang hailong

Associate Supervisor:

Academic Degree Applied for: Master of Engineering

Speciality: Architecture and civil engineering

Date of Oral Examination:

University: Northeast Forestry University

摘要

由于阀门突然关闭或泵突然停止和启动,压力波沿着管道传播导致管壁压力周期性上升和下降,这种水力瞬变流动现象在工程中被称之为水锤。近年来,随着具有粘弹力学特性的塑料管道应用广泛,因其具有的粘弹特性,粘弹性管道产生的瞬变流压力波动与传统弹性管道差距较大,传统的弹性瞬变流基本理论已不适用于粘弹性管道。直至如今,对粘弹性管道瞬变流压力波动响应机制的理论研究仍不完善,粘弹性管道瞬变流压力波动的影响规律值得深入探究。另外,现今的粘弹性管道瞬变流模型因其参数无法直接确定等问题导致模型的应用受限。因此本文采用数值试验和物理实验研究方法,分析粘弹性管道压力波动的主要影响规律,并提出粘弹性管道瞬变流模型参数的确定方法,为粘弹性管道瞬变流的数值计算提供依据。

首先,本文介绍了粘弹性管道瞬变流模型。采用两元件 KV(Kelvin-Voigt)模型,基于所建立的瞬变流模型进行数值试验,研究模型中主要参数对模拟结果的影响规律。结果表明:模型中波速值的大小主要影响压力波动的峰值和周期;关阀曲线参数主要影响压力波峰值的大小、首个峰值的波形及出现时间;蠕变参数中 Ji 值主要影响压力波的周期和相位,而压力波的峰值衰减对 Ji 值的变化更加敏感。

其次,本文设计并搭建瞬变流实验台,在不同水温和流态下分别进行了铜管、HDPE 管道和 PPR 管道的瞬变流实验,探究水温、管材和雷诺数对瞬变流压力波动的影响规律。实验结果分析表明:铜管的瞬变流压力波动受水温影响较小,PPR 管次之,HDPE 管受水温影响较大。当水温从 24℃升高至 40℃时,铜管的压力波峰值下降幅度小于 3%,而对 PPR 管道来说压力波下降幅度约为 5%,HDPE 管道的下降幅度约为 10%;同时,水温还会导致 PPR 和 HDPE 管道瞬变流压力波动的周期产生延迟;同水温下 HDPE 管道的波速值整体上要低于 PPR 管道,随着水温的升高波速值也随之下降。

最后,提出弹性管道和粘弹性管道瞬变流模型的参数确定方法,基于实验数据对波速、蠕变参数和关阀曲线等参数进行校核确定。利用统计标准指数基于实验数据针对模拟结果进行准确性验证。结果表明:模拟结果与实验数据相比具有良好的相关性、精密性和准确性,应用该参数确定方法得到的主要参数值可以准确的模拟出不同工况的波峰峰值、衰减、周期和相位情况。

关键词 有压管道: 粘弹性管道: 瞬变流: 实验分析: 参数影响规律

Abstract

Due to the sudden closing of the valve or the sudden stop and start of the pump, the pressure wave travels along the pipe, causing the periodic rise and fall of the wall pressure. This hydraulic transient flow phenomenon is called water hammer in engineering. In recent years, plastic pipes with viscoelastic properties have been widely used. Due to their viscoelastic properties, the pressure fluctuation of transient flow generated by viscoelastic pipes is much different from that of traditional elastic pipes. Therefore, the traditional basic theory of elastic transient flow is no longer applicable to viscoelastic pipes. Until now, the theoretical research on the response mechanism of transient flow pressure fluctuation in viscoelastic pipelines is still not perfect, and the influence rule of transient flow pressure fluctuation in viscoelastic pipelines is worth further investigation. In addition, the current transient flow model of viscoelastic pipeline is limited because its parameters cannot be directly determined. Therefore, numerical and physical experiments are used in this paper to analyze the main influence laws of pressure fluctuation in viscoelastic pipelines, and a method to determine the model parameters of the transient flow in viscoelastic pipelines is proposed, which provides a basis for numerical calculation of the transient flow in viscoelastic pipelines.

Firstly, the transient flow model of viscoelastic pipeline is introduced. A two-element KV (Kelvin Voigt) model was used to conduct numerical tests based on the established transient current model, and the influence law of main parameters in the model on the simulation results was studied. The results show that the value of wave velocity mainly affects the peak value and period of pressure fluctuation. Valve closing curve parameters mainly affect the pressure peak value, the first peak waveform and the occurrence time. The J_1 value of creep parameter mainly affects the period and phase of pressure wave, while the peak attenuation of pressure wave is more sensitive to the change of J2 value.

Secondly, this paper designed and built a transient flow experiment platform, and conducted transient flow experiments of copper pipe, HDPE pipe and PPR pipe respectively under different water temperatures and flow patterns, to explore the influence law of water temperature, pipe and Reynolds number on the pressure fluctuation of transient flow. The analysis of the experimental results shows that the transient flow pressure fluctuation of copper pipe is less affected by water temperature, followed by PPR pipe, HDPE pipe is more affected by water temperature. When the water temperature rises from 24°C to 40°C, the pressure wave peak of copper pipe decreases by less than 3%, while for PPR pipe, the pressure wave peak decreases by about 5% and HDPE pipe, the decrease is about 10%. At the same time, the water temperature also leads to the delay of the transient flow pressure fluctuation period of PPR and

HDPE pipeline. At the same water temperature, the wave velocity value of HDPE pipeline is lower than that of PPR pipeline on the whole, and the wave velocity value also decreases with the increase of water temperature.

Finally, a parameter determination method for transient flow models of elastic and viscoelastic pipelines is proposed. Based on experimental data, wave velocity, creep parameters and valve closing curves are checked and determined. The accuracy of simulation results was verified by statistical standard index based on experimental data. The results show that the simulation results have good correlation, precision and accuracy compared with the experimental data. The main parameter values obtained by the parameter determination method can accurately simulate the peak, attenuation, period and phase of the wave in different working conditions.

Keywords Viscoelastic pipe; Transient flow; Experimental analysis; The influence law of parameters

目录

摘要	I
Abstract	II
目录	IV
1 绪论	1
1.1 课题来源	1
1.2 课题研究背景及意义	1
1.3 国内外研究现状	2
1.3.1 水力瞬态研究起源及发展	2
1.3.2 粘弹性管道瞬变流实验研究现状	3
1.3.3 粘弹性管道瞬变流数值模拟研究现状	4
1.4 国内研究现状	5
1.5 国内外研究现状总结分析	6
1.6 主要研究内容	6
2 粘弹性管道瞬变流模型建立与分析	8
2.1 管道瞬变流模型	8
2.1.1 基本方程	8
2.1.2 本构模型	9
2.2 特征线法求解	10
2.2.1 弹性管道瞬变流一维拟稳态摩阻模型求解	10
2.2.2 粘弹性管道瞬变流一维拟稳态摩阻模型求解	12
2.2.3 弹性管道准二维模型求解	
2.2.4 边界条件求解	16
2.3 算例分析	17
2.3.1 压力波波速	
2.3.2 管道本构参数	
2.3.3 阀门开度曲线	
2.4 本章小结	
3 基于实验数据的管道瞬变流参数影响规律分析	
3.1 实验台	
3.2 实验方案	
3.3 压力波的影响规律	
3.3.1 水温对压力波影响规律	
3.3.2 管材对压力波影响规律	33

3.3.3 雷诺数对压力波影响规律	33
3.4 波速分析	34
3.5 本章小结	37
4 管道瞬变流模型准确性验证	38
4.1 模型参数确定方法	38
4.1.1 弹性管道瞬变流参数确定	38
4.1.2 粘弹性管道瞬变流直接水锤参数确定	38
4.1.3 粘弹性管道瞬变流间接水锤参数确定	39
4.2 弹性管道间接水锤模拟	40
4.3 粘弹性管道间接水锤模拟	
4.3.1 HDPE 管道	42
4.3.2 PPR 管道	45
4.4 粘弹性管道直接水锤模拟	48
4.5 模型准确性验证	48
4.6 本章小节	51
结论	52
参考文献	54
攻读学位期间发表的学术论文	
致谢	

1 绪论

1.1 课题来源

本课题来源于国家自然科学基金青年科学基金项目"粘弹性管道水力瞬变动力学行为及流固耦合机制研究"(51808102)和国家自然科学基金面上项目"粘弹性管道应变延迟响应特性与气液两相瞬变流耦合动力学机制研究"(51978202)。

1.2 课题研究背景及意义

有压管道作为输送水、燃气、原油的重要载体,是城市运行必不可少的生命线。无论是长距离输水管道还是短距离建筑管道,在管道系统的设计、运行、维护中,有压管道的安全运行问题不容忽视。其中,因停电或关阀导致管路内流速的剧烈变化而引起一系列压力突增或骤降的水力撞击现象。这一管内流体的瞬变流动现象被称为瞬变流称之为水锤现象[1]。水锤是有压管道中常见的危害现象,会导致管道接头断开,阀门破坏,管网供水压力降低。甚至在水锤效应严重时会导致泵站被冲毁、设备损坏、伤及工作人员。因此,有必要控制和预防水锤现象产生的危害,学者们开始针对有压管道的水锤现象着手了系统、深入的研究。

近些年来,有压管道的材质也逐渐趋于多样化,具有粘弹力学特性的管道已经得到广泛应用^[2]。由于粘弹性管道具有优异的机械和化学特性、可加工性、易于组装以及价格低廉等优点,粘弹性管道也有着逐步取代传统钢管等金属管道的趋势。常见的粘弹性管道有聚氯乙烯(Polyvinyl chloride,简称 PVC)管、聚乙烯(polyethylene,简称 PE)管和聚丙烯(polypropylene,简称 PPR)管,其中 PVC 管主要用于建筑排水管道,PE 管道用于城市燃气管道,PPR 管道用于建筑供热管道。这种粘弹性管道,既具有与传统钢管等弹性管道相同的弹性力学行为,同时还具有粘性力学行为,将粘弹性管道具有的这种特殊性质称之为管壁粘弹性^[3]。粘弹性管材因其具有蠕变(在应力不变的情况下应变逐渐增加)和松弛(在应变不变的情况下应力逐渐减弱)的特性,粘弹性管道中发生水力瞬变压力波动会产生延迟和衰减,其产生的压力波动曲线与传统的弹性管道具有很大的差别。因此,对粘弹性管道的非稳态摩阻和管壁粘弹性都要在模型计算中充分考虑,才能准确模拟粘弹性管道瞬变流的压力波动。

掌握有压管道的瞬变流动规律可以为预防水锤危害提供重要的理论基础。近年来, 我国对于弹性管道的瞬变流动规律研究的已经较为完善,所提出的计算模型在工程上已 经有较为广泛的应用。但因为粘弹性管道复杂的本构特性,对于其本构参数影响规律的 研究并不完善,对粘弹性管道的水锤预防措施还不丰富。并且现在的工程计算中大多还 采用传统弹性管道的计算模型来模拟粘弹性管道的水锤情况,这样可能会阻碍管道评价 和安全运行等技术在实际工程中准确而高效的应用。

综上所述,对于粘弹性管道的瞬变流动研究仍有很多不足之处。 随着粘弹性管道逐

渐在大型输水管道的普及,传统弹性管道瞬变流模型已无法准确模拟出粘弹性管道瞬变流的压力波动。如何更加准确快捷的对粘弹性管道瞬变流工况进行模拟计算、如何准确校核得到粘弹性管道瞬变流模型的主要参数是当今需要解决的问题所在。同时,随之粘弹性管道的普及,如何调节粘弹性管道的系统参数以减轻或预防水锤现象产生的危害是学者们关注的重点问题,这就需要对压力波受参数的响应机制展开深入的研究。

对此,为解决上述提到的问题,本文首先将搭建粘弹性管道瞬变流模型,并根据已有模型验证主要参数对模拟结果的影响规律。其次,本文将搭建粘弹性管道瞬变流实验台,分别针对铜管和 HDPE 管进行不同初始流量和不同水温的管道瞬变流实验,并分析不同水温对管道瞬变流压力波动的影响规律。最后,本文将根据主要参数对模拟结果的影响规律,总结并提出一种管道瞬变流参数确定方法,并基于实验数据校核确定各主要模型参数,与实验数据进行对比验证本文所提出的参数确定方法的准确性。

1.3 国内外研究现状

1.3.1 水力瞬态研究起源及发展

自人类第一次利用管道输送水流以来,流体的非稳态流动现象便已进入人们视野。随着科学技术的发展,直到 1878 年 Menabrea 首次针对瞬变流问题进行了系统化的科学研究。Joukovsky 提出了水锤波动中压力和流速变化的计算关系,同时提出了波速的计算表达式,并在表达式中同时考虑了水和管壁的弹性效应。Allievi 突破性得提出了水力瞬变流动的一般理论,推导出瞬变流微分方程组,为以后的管道瞬变流研究打下了基础。自此以后,瞬变流问题得到了学者们的广泛关注。

学者们提出多种关于水力瞬变流动的求解方法,诸如特征线(MOC)法,有限差 分法,有限体积法等等,其中特征线法(MOC)法因其便捷和准确的特性被后续学者 广泛应用于管道瞬变流现象的数值求解中。在早期的瞬变流计算中,学者们在计算模拟 过程中普遍使用纳维-斯托克斯方程中的拟稳态摩阻项进行计算。但结果表明,其模拟 的结果无法与实验数值良好的拟合。很明显,在管道进行瞬变流动时,准稳态摩阻无法 完美得模拟出真实的摩擦阻力, 使得计算结果产生相当大的误差。为了解决这一问题, 学者们将摩阻耗散项拆分为拟稳态模阻和非稳态摩阻的形式,并对非稳态摩阻的计算方 法进行了深入的研究。Daily^[4]等人认为非稳态摩阻是关于瞬时加速度的函数,结合实验 结果推论出基于瞬时加速度的非稳态摩阻模型的经验公式。Brunone[5]在 Daily 模型的基 础上引入了科里奥利修正系数(Coriolis correction coefficient),由于改进模型的简单性 和准确性,其提出的方法已成为水锤计算中最广泛的应用; Vardy 和 Brown^[6]对瞬时加 速度的非稳态摩阻模型中的摩阻系数 k 校核,提出了摩阻系数 k 的理论计算公式;因一 维摩阻模型中必须要使用单独摩阻项而产生计算误差的问题,学者们二维模型对管道瞬 变流现象进行水力计算,但由于二维模型的计算过程过于繁琐复杂,学者们提出一种准 二维摩阻的简化摩阻模型,准二维模型是一维速度场和二维加速场的合理折中。Vardy 和 Hwang^[7]对管道中的非稳态紊流进行了准二维分析,利用同心圆柱环空的一维特征方 法,建立了圆形截面管道瞬态流动的准二维模型。Adam 等^[8]搭建了铜管的瞬变流实验台,并依据实验台得到的实验数据分别验证了前人提出的多种摩阻模型的准确性。自此,对弹性管道的水力瞬态现象研究已较为完备,学者们所提出的一维和准二维瞬变流模型已广泛应用于水利瞬态的工程模拟计算中。

1.3.2 粘弹性管道瞬变流实验研究现状

随着粘弹性管道因其造价低抗腐蚀性能强等优点,粘弹性逐渐取代弹性管道以应用 于水源输送、农业灌溉等场合,粘弹性管道所产生水锤现象产生的危害不容忽视。因粘 弹性管道所具有的特殊性质,传统的弹性管道瞬变流理论已不再适用,学者们不得不针 对粘弹性管道的水力瞬态现象进行进一步研究。

为观察粘弹性管道的瞬变流压力波动的影响规律,进行实验研究是最直观最准确的方法。一些学者^[9,10]最先进行了聚乙烯管道的瞬变流动实验,确定地观察到了管道内的压力波动迅速衰减,这些衰减远高于弹性管道因管壁摩阻所产生的峰值衰减,同时压力波会随时间产生相位延迟。2004年,Covas^[11]设计了高密度聚乙烯(high-density polyethylene,简称 HDPE)管道的瞬变流实验,详细记录了管壁应力和应变情况,观察并分析了管壁粘弹性对瞬变流压力波动的影响。结果表明,管道的蠕变效应不只取决于管材和温度情况,还取决于管道的轴向和周向约束。四年后,Soares 和 Covas^[12]继续进行了 PVC 管道的瞬变流实验,得出了相似的结论。

在探究了粘弹性管道瞬变流动的基本响应机理后,学者们结合工程实际中出现的种 种特殊问题,着手于更加复杂的工况进行实验,从管材特性、流体特性、复杂管道系 统、水锤防护手段等角度探究粘弹性管道瞬变流动的影响机制。Nikpour 等[13]探究了塑 料调压管对 PVC 管道的瞬变流压力波动的影响机制,并验证了 FLUENT 软件模拟结果 的准确性。Kodura等[14]进行了钢管和HDPE管道瞬变流实验,探究了阀门关闭特性对 HDPE 管道瞬变流压力波动的影响,并应用米肖方程和伍德琼斯方法进行模拟计算,计 算结果与实验结果之间存在非常显著的差异。此外,研究表明,蝶阀关闭特性对水锤有 显著影响。Choon[15]等人并进行了 PVC 和钢制管道的瞬变流实验,区分比较不同管道材 料、管道长度、管道入口直径和管道压力下的水锤现象,并提出了一种设置旁通管段的 水锤预防方法,结果表面该方法可以降低三分之一的峰值压力。Fathi-Moghdam 等[16]分 别在聚乙烯(polyethylene,简称 PE)管道和管网中进行了瞬变流实验,并对已有模型进 行了校核分析,结果表明不同管道形式对粘弹性管道瞬变流模型中的粘弹性效应影响可 忽略不计。Meniconi,等[17]和 Kubrak 等[18]进行了不同内径的 HDPE 管道串联实验,探究 管径突变对压力波动的影响,并在数值模型中加入了连接段边界条件并与实验结果进行 对比,结果表明模拟结果具有较高的准确性。因粘弹性管道多用于传统弹性管道系统的 更新和替换,因此多种管材串联连接的水管道系统颇为常见,对此一些作者[19-23]进行了 弹性/粘弹性混合管道的瞬变流动实验,分析了混合管道的瞬变流压力波动相比单一管 材的差异性,并验证了在弹性管道串联粘弹性管段后会起到抑制水锤效应的作用。

Zhang 等人^[24]在 6 种流速下多次进行了聚甲基丙烯酸甲酯(PMMA)的直接水锤实验,实验结果表明测得的波速和压力均比使用传统计算公式大 15%以上,并认为当阀门关闭得更快时,管道产生应变的时间越短,从而产生更高的弹性模量和更大的水锤压力。Rezapour 等人^[25,26]进行了不同浓度的水和 PPA 溶液的铜管和聚乙烯管道瞬变流实验,结果表明使用聚合物添加剂的工况显著阻碍了液柱分离现象的发生。

1.3.3 粘弹性管道瞬变流数值模拟研究现状

除了通过实验验证粘弹性管道的瞬变流压力波动响应机制外,理论计算也是学者们重点研究的方向。最初,Brunone等人[27]曾试图使用传统的弹性管道瞬变流非稳态模型来计算粘弹性管道的压力波动,但结果表明计算结果与模拟结果存在较大的差异。2005年,Covas等人[28]开发出一种适用于粘弹性管道的瞬变流模型,在模型中同时考虑了非稳态摩阻和粘弹性效应,并验证了该模型的准确性。Urbanowicz等[29]对粘弹性管道的瞬变流模型进行了推导和整理,并在连续性方程中加入了附加项以描述粘弹性管道的瞬变流模型进行了推导和整理,并在连续性方程中加入了附加项以描述粘弹性管道的延迟应变。之后,Urbanowicz等人[30]利用了粘弹性管道瞬变流模型进行了大量的数值试验,验证蠕变函数对模拟结果的影响,文中还提出使用力学实验得到的蠕变函数可以用于数值模拟,但需对蠕变函数进行提前修正。Kandil等人[31]利用 MATLAB 编程语言,基于特征线法(MOC)对水锤的控制方程进行了数值求解,并通过改变管道弹性模量和泊松比等有效变量对四种管道材料的压力变化情况进行了研究。Abdel-Gawad[32]提出了一种改进的粘弹性管道末端关阀瞬态计算的解析解,推导了新的无量纲解析方程,并将粘弹性项合并到波速表达式之中。

近些年来,学者们着手于不同的分析方法来验证粘弹性管道的瞬变流动的响应机制,通过不同的角度分析验证压力波动的影响规律。Duan 等人[33]通过频域分析和能量分析等方法验证验证粘弹性管道压力波动的响应机制,结果表明,在压力波的第一个周期内,非稳态摩擦损失和粘弹性效应对压力波衰减具有相同的影响,但在以后的压力波振荡过程中,管壁粘弹性的贡献大于非稳态摩擦。他们还证实,随着管道长度和直径的增加,粘弹性对压力波衰减的影响更大。Pan 等人[34]探究了粘弹性管道瞬变流动中稳态摩阻项、非稳态摩阻项和粘弹性项的能量转换和耗散。Aliabadi^[35]在频域中研究了粘弹性管道水锤过程中的流固耦合作用。Wu 等人^[36]采用总积分能量法建立了粘弹性管道准二维摩阻模型,探究了不同雷诺数下摩擦项和粘弹性项的做功。

波速和蠕变函数等参数无法准确获得,一些学者发现通过力学实验得到的蠕变参数应用到瞬变流模型中无法得到与实验贴合的结果,因此探究参数校核方法以得到准确的力学参数成为了一些学者的重点研究方法。Covas^[37]使用最小二乘法对蠕变参数进行校核,结果表明 K-V 模型在三参数以上时即可校核得到较为准确的结果。Pezzinga ^[38]应用了遗传算法粘弹性管道瞬变流模型中的蠕变参数进行校核。2020 年,Pan 等^[39]提出了一种基于频域分析的参数校核方法。Javadi^[40]研究了粘弹性管道在水锤作用下的非线性行为,确定了不同流速下多元件 k-v 模型的蠕变系数,然后将它们合并以得到蠕变柔量的

整体关系,最后采用线性插值方法得到了整体的广义 K-V 模型。

1.4 国内研究现状

虽然国内学者对于水力瞬变流动的研究起步较晚,但随着我国经济水平提高,大型管道输水系统覆盖面积逐年上升,我国学者对水锤现象的危害逐渐重视起来。上世纪80年代,Wylie^[41]的著作《瞬变流》被汉化为汉语译本,王树人^[42]出版了《水击理论和水击计算》,1993年金锥^[1]出版了《停泵水锤及其防护》,这些著作详细介绍了水锤的基本原理、水锤微分方程式推导以及如何使用图解法和电算法等数值计算方法模拟水锤现象。著作的奠定了国内瞬变流动研究的基础,也为我国工程中有压管道中水锤危害的预防提供了重要依据。

近些年来,我国对水力瞬态现象的研究已成果颇丰,在众多方面大有建树。一些学者着手于在管道瞬变流模型理论计算方法。刘静^[43]推导出了卷积积分项的特征线法二阶近似求解格式,提高加权类摩阻模型的准确性。汪建^[44]等人采用三维计算流体动力学的方法(CFD)对瞬变流现象进行分析,结合实验数据验证了该方法的准确性。张巧玲^[45]等人建立了考虑非恒定摩阻的管道瞬变流模型,并对不同泄漏量和不同泄漏位置时管道泄漏的流量、压力参数变化进行了研究。郭新蕾^[46]对常用摩阻系数进行了系统的敏感性分析,研究表明海森-威廉系数 Ch 和曼宁糙率系数 n 均随管径增大而提高,并且曼宁糙率 n 具有更高的敏感性。黄坤^[47]引入一种高效准确的简化加权类动态摩阻模型,建立考虑动态摩阻的水气耦合瞬变流模型。同时,采用虚拟塞法避免了特征线法在水气交界面的动态追踪时数值插值和求解的复杂。对比分析该模型计算结果与不考虑动态摩阻模型计算结果,结果表明考虑动态摩阻的模型能更好地预测气团压力衰减和耗散。

近些年,国内学者开始对粘弹性管道瞬变流压力波动的影响因素方面展开了部分研究工作,管道系统参数和管内流体参数同样是学者们重点关注的问题所在。如魏闯等[48]研究了粘弹性管网系统中支管连接方式对水力瞬变压力波动的影响,张挺等^[49]研究了粘弹性输流管道轴向振动流固耦合数值计算方法。朱炎等^[50]研究了粘弹性管道气液两相水力瞬变的压力波动规律。王宁等^[51]基于有限体积法对黏弹性输水管道中水柱分离弥合现象进行了建模和模拟研究。

阀门特性同样是影响管道瞬变流压力波动的重要参数,控制阀门特性以减轻水锤效应是学者重点研究的方向。肖学^[52]针对长距离管道输水工程的事故停泵时管道瞬变流水击计算模型进行全局敏感性分析,结果表明对于最大水击压力,管道直径、泵后阀关阀时间、管道输水流量是灵敏度较高的 三个参数。万五一^[53]等探究了阀门系统的过流特性对水力瞬变过程的影响。许海翔等^[54]分析了阀门流量特性进行了分析,阐明了阀门流量特性在瞬变流系统控制中的作用。郭永鑫等^[55]对管道水力摩阻系数进行了敏感性分析。高凤^[56]探究了水锤波速影响因素分析以及其对水力过渡过程的影响。

国内学者大多基于管道泄漏问题进行参数校核研究。郭新蕾等^[57]基于输水系统管道的泄漏影响瞬变水击波波形的畸变和衰减特性,对泄漏的定位和定量进行参数辨识研究。

马慧敏等[58]对管道系统泄漏破损的原因进行分析,对泄漏定位进行参数辨识和算法寻优。李甲振[59]等提出了一种瞬变流泄漏检测法,能够较为准确地辨识管道的泄漏信息。

1.5 国内外研究现状总结分析

现今,国内外学者对弹性管道瞬变流的响应机制探究的较为完备,在水锤计算,水锤防护、漏失检测等领域均有突破性的研究。但近年来随着粘弹性管道的快速普及,粘弹性管道瞬变流响应机制的研究迫在眉睫,对粘弹性管道瞬变流动响应机制的研究正处于高速发展阶段,但仍有很多问题亟待解决。

现今,粘弹性管道瞬变流的水锤防护手段仍不充足,这因为参数对粘弹性管道瞬变流压力波动的影响规律研究尚未完善。近些年来,已有一些学者进行了粘弹性管道瞬变流实验研究,基于管内流体^[25,26]、管道运行方式^[17,18]、管道材质^[19-23]等不同角度探究复杂工况下粘弹性管道瞬变流压力波动的响应机制。其中管道材质是影响粘弹性管道瞬变流压力波动的最重要因素,相同外界条件下不同管材的压力波动情况需要探究。而管内流体温度同时则影响管内流体参数和管道物性参数,其对压力波动的影响机制同样值得深入分析。

另外,现今的水利工程方案设计中,大多数情况仍使用传统弹性管道瞬变流模型对 粘弹性管道的水锤工况进行模拟计算。虽然现今已有学者开发出了粘弹性管道瞬变流模 型^[28-31],并已对模型进行了准确性验证。但由于粘弹性管道其复杂的本构特性,存在波 速、蠕变参数等模型参数难以确定的问题,导致模型面对复杂工况时应用受限。这就需 要进行参数确定以适应瞬变流模型,因此模型的参数确定也是当今学者们重点研究的方 向之一^[37-40],现今提出的参数确定方法仍有校核过程复杂、无法同时校核多个参数等缺 点。

1.6 主要研究内容

本文主要针对粘弹性管道瞬变流参数的影响规律及确定方法进行研究,具体研究内容如下:

(1) 管道瞬变流模型建立及分析

本文分别阐述弹性管道和粘弹性管道瞬变流模型,利用特征线法(MOC)进行求解。针对模型中的波速、蠕变参数和关阀曲线对压力波动的影响,利用大量数值试验进行敏感性分析,探究不同参数对模拟结果的影响规律。

(2) 搭建粘弹性管道瞬变流实验台

在不同雷诺数和水温情况下分别对铜管、高密度聚乙烯(HDPE)管和聚丙烯(PPR)管进行末端关阀实验。控制变量对比分析不同雷诺数、水温和管材对瞬变流压力波动的峰值、周期及衰减的影响,并对不同水温和管材下,波速随时间的变化规律进行研究。

(3) 粘弹性管道瞬变流模型参数确定方法

基于研究内容(1)得到的不同参数对模型模拟结果的影响规律,提出弹性和粘弹性管道瞬变流模型的参数确定方法。并基于实验数据验证所提出方法的可行性。并使用三种统计标准指数(相关系数(R)、均方根误差(root mean square error,RMSE)、和纳什效率系数(Nash-Sutcliffe efficiency coefficient,NSE))对模拟结果的压力波曲线进行误差分析,验证该参数确定方法的准确性。

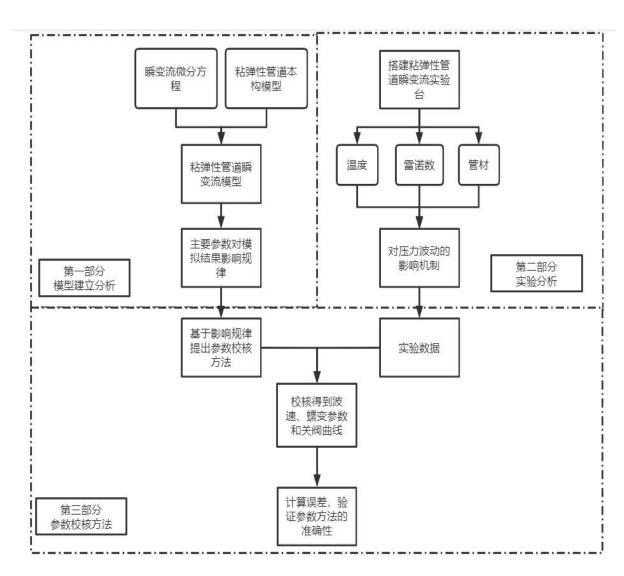


图 1-1 论文结构流程图

2 粘弹性管道瞬变流模型建立与分析

首先,本章将根据瞬变流基本理论,结合粘弹性管道本构模型,推导粘弹性管道瞬变流微分方程,并设定不同边界条件,利用特征线法(MOC)对微分方程进行数值求解,建立粘弹性管道瞬变流模型。然后,将针对模型中的波速、蠕变参数和关阀曲线对压力波动的影响,利用大量数值试验进行敏感性分析,探究不同参数对模拟结果的影响规律。

2.1 管道瞬变流模型

2.1.1 基本方程

在建立瞬变流基本方程时,我们认为以下的假设条件成立: (1)液体流动为均质流动,压力水头沿轴向方向不变,液体密度沿轴向方向为常数,液体速度为管道平均速度; (2)管内流体满管流动; (3)考虑液体的可压缩性; (4)管道材料具有均匀性和各向同性,当管道发生小幅变形时,表现为线性粘弹性行为。

经典的弹性管道瞬变流控制方程基于流体质量守恒定律及动量守恒定律,由连续性方程和动量方程表达,分别表示为式(2-1)和(2-2)。

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \tag{2-1}$$

$$\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} + J_{Q} = 0 \tag{2-2}$$

式中, H——压力水头, mH₂0;

V——平均流速,m/s;

a——波速, m/s;

g——重力加速度, m/s^2

x——距离, m/s;

t——时间, s;

D——管径, m。

上式中 J_Q 项为拟稳态摩阻引起的水头损失,可以使用达西-魏斯巴赫(Darcy - Weisbach)公式表达如下:

$$J_{Q} = \frac{f}{D} \frac{Q|Q|}{2gA^{2}} \tag{2-3}$$

式中, *O*——流量, m³/s;

f——沿程阻力系数;

A——管道断面截面积, m²。

管道的瞬变流压力波的波速 a 计算通常采用如下公式:

$$a = \sqrt{\frac{K_L/\rho}{1 + [(\frac{K_L}{E})(\frac{D}{e})]C_0}}$$
(2-4)

式中, E——杨氏模量, Pa;

 K_{l} ——水的体积模量,Pa:

ρ——水的密度, kg/m³;

e——管道壁厚,mm;

 C_0 —一约束系数。

其中约束系数 C_0 计算公式采用下式计算:

$$C_0 = \frac{2e}{D}(1+\mu) + \frac{D}{D+e}(1-\mu^2)$$
(2-5)

式中, μ ——管道泊松比。

相比弹性管道,粘弹性管道瞬变流控制方程中的连续性方程中增加了延迟应变项用以模拟管道粘弹性效应,其连续性方程表示为式(2-6)。

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{2a^2}{g} \frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} = 0$$
 (2-6)

式中, ε_r ——管道的延迟应变。

弹性管道准二维模型同样是由连续性方程和运动方程组成,不同的是对于一维模型来说仅考虑断面平均速度 V,而准二维模型则考虑了管道的轴向速度 u 和径向速度 v。 弹性管道准二维模型的基本方程表示如下:

$$\frac{g}{a^2}\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{r}\frac{\partial (rv)}{\partial r} = 0$$
(2-7)

$$\frac{\partial u}{\partial t} + g \frac{\partial H}{\partial x} - \frac{1}{\rho r} \frac{\partial (r\tau_w)}{\partial r} = 0$$
(2-8)

式中, x——沿管道的轴向距离, m;

r——距管道的轴线距离, m;

u——轴向速度, m/s;

v——径向速度, m/s;

τw——壁面切应力, Pa。

2.1.2 本构模型

不同于传统弹性管道,粘弹性管道在瞬时应力的作用下不响应胡克定律,其对瞬时应力作用下的响应可以表现为快速弹性响应和延迟粘性响应的叠加,即粘弹性管道的总应变 ε 可用以下公式表示:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_r \tag{2-9}$$

式中, ε_{a} ——粘弹性材料的瞬时应变。

根据玻尔兹曼叠加原理,总应变可以表示为相互独立的一系列应力所产生应变的线性叠加,总应变 ε 可表示为:

$$\varepsilon(t) = J_0 \sigma(t) + \int_0^t \sigma(t - t') \frac{\partial J(t')}{\partial t'} dt'$$
(2-10)

式中, J_0 ——瞬时蠕变柔量, Pa^{-1} ;

J(t') ——t' 时刻的蠕变柔量, Pa^{-1} ;

 $\sigma(t)$ — t 时刻的应力,Pa。

为了能解析连续性方程中的延迟应变项,需要建立粘弹性管道本构模型来表达粘弹性管壁的蠕变函数。粘弹性材料的蠕变函数使用广义 Kelvin(KV)模型表示,该模型已被证实可以与实验得到的蠕变曲线具有良好的一致性。广义 KV 模型由弹簧和粘性元件串联组成,粘性元件由 1 个弹性元件和 1 个粘壶并联组成,如图 2-1 所示。广义 KV模型所表达的蠕变函数如式(2-11)所示。

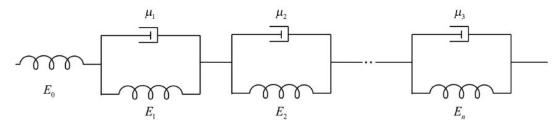


图 2-1 广义 K-V 模型

$$J(t) = J_0 + \sum_{k=1}^{n} J_k (1 - e^{-t/\tau_k})$$
(2-11)

式中, J_K ——第 k 个 K-V 元件的蠕变柔量, Pa^{-1} ;

 τ_k ——延迟时间, s:

n——蠕变元件个数。

结合公式(2-10)和公式(2-11),可以得到总应变项的计算表达式:

$$\varepsilon(t) = \frac{\rho gaD}{2e} [H(t) - H_0] J_0 + \int_0^t \frac{\rho ga(t - t')D(t - t')}{2e(t - t')} [H(t - t') - H_0] \frac{\partial J(t')}{\partial t'} dt'$$
(2-12)

2.2 特征线法求解

特征法(MOC)是一种常用的瞬变流参数时域数值模拟计算方法。利用特征线法对连续性方程和动量方程离散化,得到相容性方程。结合边界条件和相容性方程沿正负特征线积分,进行代数运算即可得到瞬变流压力波动的压力值和流量值。

2.2.1 弹性管道瞬变流一维拟稳态摩阻模型求解

使用特征线法,将连续性方程(2-1)和动量方程(2-2)转化为常微分方程,称之为相容性方程,表示为:

$$\frac{dH}{dt} \pm \frac{a}{gA} \frac{dQ}{dt} \pm \frac{fQ|Q|a}{2gDA^2} = 0$$
(2-13)

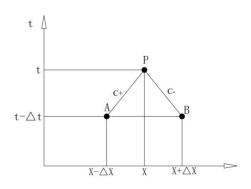


图 2-2 轴向差分网格

并分别沿正负特征线(图 2-2 中 C+和 C-特征线)对相容性方程进行积分,得到代数方程表示为:

$$C^{\pm}: (H_{x,t} - H_{x \mp \Delta x, t - \Delta t}) \mp \frac{a}{gA} (Q_{x,t} - Q_{x \mp \Delta x, t - \Delta t}) \mp \frac{f\Delta x (Q_{x,t} | Q_{x \mp \Delta x, t - \Delta t})}{2gDA^{2}} = 0$$
(2-14)

对式(2-14)简化表达,并根据特征线差分网格(图 2-2)以 A、B、P 分别代替(2-14)各项下标,得到:

$$C^{+}: B(Q_{P} - Q_{A}) + (H_{P} - H_{A}) + RQ_{P}|Q_{A}| = 0$$
(2-15)

$$C^{-}: B(Q_P - Q_B) - (H_P - H_B) + RQ_P |Q_B| = 0$$
 (2-16)

其中:

$$B = \frac{a}{gA} \tag{2-17}$$

$$R = \frac{f \Delta x}{2gDA^2} \tag{2-18}$$

根据特征网格上,将式(2-15)和(2-16)进行更进一步的简化:

$$C^{+}: H_{i}^{n+1} = C_{P} - B_{P} Q_{i}^{n+1}$$
(2-19)

$$C^{-}: H_{i}^{n+1} = C_{M} + B_{M} Q_{i}^{n+1}$$
(2-20)

上式中的上标 n 为计算模型在时间上的离散层数,下标 i 为管道系统在空间处的位置。 C_P , B_P , C_M 和 B_M 为特征常数,取决于上一时刻的已知条件,表示如下:

$$C^{+}: C_{P} = H_{i-1}^{n} - BQ_{i-1}^{n} \qquad B_{P} = B + R |Q_{i-1}^{n}|$$

$$C^{-}: C_{M} = H_{i+1}^{n} - BQ_{i+1}^{n} \qquad B_{M} = B + R |Q_{i+1}^{n}|$$
(2-21)

2.2.2 粘弹性管道瞬变流一维拟稳态摩阻模型求解

为:

使用特征线法,将粘弹性管道连续性方程(2-6)和动量方程(2-2)转化为常微分方程:

$$\frac{dH}{dt} \pm \frac{a}{gA} \frac{dQ}{dt} \pm \frac{fQ|Q|a}{2gDA^2} + \frac{2a^2}{g} \frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} = 0$$
 (2-22)

分别沿正负特征线对方程进行积分,得到代数方程表示为:

$$C^{\pm}: (H_{x,t} - H_{x \mp \Delta x, t - \Delta t}) \mp \frac{a}{gA} \left(Q_{x,t} - Q_{x \mp \Delta x, t - \Delta t} \right) + \frac{2a^2 \Delta t}{g} \left(\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} \right)_{x,t} \mp \frac{f\Delta x \left(Q_{x,t} \middle| Q_{x \mp \Delta x, t - \Delta t} \middle| \right)}{2gDA^2} = 0 \quad (2-23)$$

为方便表达,利用压力 P 替换压力水头 H,式(2-10)中延迟应变率 $\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t}$ 可以表示

$$\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} = \sum_{r=1}^{N_{KV}} \frac{\partial \varepsilon_{rK_D}}{\partial t}$$
 (2-24)

$$\partial \varepsilon_r = \frac{aD}{2e} \int_0^t \left[P_E - P_0 \right] \frac{J_K}{T_K} e^{-\frac{t'}{T_K}} dt'$$
 (2-25)

对式(2-22)进行换元法及分部积分,延迟应变率项可以简化为:

$$\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} = P_D F - N_E \tag{2-26}$$

$$N_{E} = \sum_{K=1}^{NKV} [P_{0}B_{K} + P_{E}(A_{K} - B_{K}) + C_{K}\varepsilon_{rK_{E}}]$$
(2-27)

$$F = \frac{aD}{2e} \sum_{K=1}^{N_{KV}} \left[\frac{J_K}{\Delta t} (1 - e^{-\frac{\Delta t}{T_K}}) \right]$$
 (2-28)

$$A_K = \frac{aD}{2e} \frac{J_K}{\Delta t} (1 - e^{-\frac{\Delta t}{T_K}})$$
 (2-29)

$$B_K = \frac{aD}{2e} \frac{J_K}{\Delta t} e^{-\frac{\Delta t}{T_K}} \tag{2-30}$$

$$C_K = \frac{e^{-\frac{\Delta t}{T_K}}}{T_K} \tag{2-31}$$

结合式(2-23)、式(2-26),相容性方程可以简写为以下形式:

$$C^{+}: V_{i}^{n+1} = -Mp_{i}^{n+1} + C_{p}$$
(2-32)

$$C^{-}: V_{i}^{n+1} = Mp_{i}^{n+1} + C_{m}$$
 (2-33)

$$M = \frac{1}{\rho a} + 2\Delta x F \tag{2-34}$$

其中:

$$C_{P} = V_{i-1}^{n} + \frac{1}{\rho a} p_{i-1}^{n} - \frac{f \Delta x}{4Ra} V_{i-1}^{n} |V_{i-1}^{n}| + 2\Delta x N_{i}^{n}$$
(2-35)

$$C_{m} = V_{i+1}^{n} + \frac{1}{\rho a} p_{i+1}^{n} - \frac{f \Delta x}{4Ra} V_{i+1}^{n} |V_{i+1}^{n}| + 2\Delta x N_{i}^{n}$$
(2-36)

整理后得到压力值和流量值为:

$$\varepsilon_{rK,i}^{n+1} = T_K \left[P_i^{n+1} (B_K e^{\frac{\Delta t}{T_K}} - A_K) + P_i^n (A_K - B_K) + P_0 B_K (1 - e^{\frac{\Delta t}{T_K}}) + C_K \varepsilon_{rK,i}^n \right]$$
(2-37)

$$P_i^{n+1} = \frac{C_P - C_m}{2M} \tag{2-38}$$

$$V_i^{n+1} = \frac{C_P + C_m}{2} \tag{2-39}$$

2.2.3 弹性管道准二维模型求解

利用特征线法,沿正负特征线将偏微分方程式(2-7)和(2-8)转化为常微分方程的形式:

$$\frac{dH}{dt} \pm \frac{a}{g} \frac{du}{dt} + \frac{a^2}{gr} \frac{\partial (rv)}{\partial r} \mp \frac{a}{g} \frac{1}{\rho r} \frac{\partial (r\tau)}{\partial r} = 0$$
 (2-40)

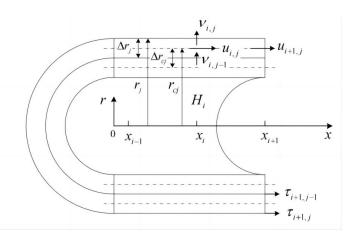


图 2-3 径向差分网格

沿正负特征线将式(2-40)在 $n\Delta t$ 和(n+1) Δt 时间上积分,得到:

$$H_{i}^{n+1} - \theta C_{q,j} q_{i,j-1}^{n+1} + \theta C_{q,j} q_{i,j}^{n+1} - \varepsilon C_{u1,j} u_{i,j-1}^{n+1} + (a/g + \varepsilon C_{u2,j}) u_{i,j}^{n+1} - \varepsilon C_{u3,j} u_{i,j+1}^{n+1} = K_{pi,j}$$
(2-41)

$$H_{i}^{n+1} - \theta C_{q,j} q_{i,j-1}^{n+1} + \theta C_{q,j} q_{i,j}^{n+1} + \varepsilon C_{u1,j} u_{i,j-1}^{n+1} - (a/g + \varepsilon C_{u2,j}) u_{i,j}^{n+1} + \varepsilon C_{u3,j} u_{i,j+1}^{n+1} = K_{ni,j}$$
(2-42)

其中:

$$K_{pi,j} = H_{i-1}^{n} + (1-\theta)C_{qi}(q_{i-1,j-1}^{n} - q_{i-1,j}^{n}) + (1-\varepsilon)C_{u1,j}u_{i-1,j-1}^{n}$$

$$+ [a/g - (1-\varepsilon)C_{u2,j}]u_{i-1,j}^{n} + (1-\varepsilon)C_{u3,j}u_{i-1,j+1}^{n}$$
(2-43)

$$K_{ni,j} = H_{i+1}^{n} + (1-\theta)C_{qj}(q_{i+1,j-1}^{n} - q_{i+1,j}^{n}) - (1-\varepsilon)C_{u1,j}u_{i+1,j-1}^{n}$$
$$-[a/g - (1-\varepsilon)C_{u2,j}]u_{i+1,j}^{n} - (1-\varepsilon)C_{u3,j}u_{i+1,j+1}^{n}$$
(2-44)

$$C_{qj} = \frac{a\Delta t^2}{gr_{cj}(r_j - r_{j-1})}$$
 (2-45)

$$C_{u1,j} = \frac{a\Delta t v_{Tj-1} r_{j-1}}{g r_{cj} (r_{cj} - r_{cj-1}) (r_j - r_{j-1})}$$
(2-46)

$$C_{u3,j} = \frac{a\Delta t v_{T_j} r_j}{g r_{cj} (r_{cj+1} - r_{cj}) (r_j - r_{j-1})}$$
(2-47)

$$C_{u2,j} = C_{u1,j} + C_{u3,j} (2-48)$$

ν_T——总粘度, m²/s;

 ε ——粘性权重系数;

 θ ——径向通量权重系数。

将式(2-43)和式(2-44)联立,即可得到:

$$\varepsilon C_{u1,j} u_{i,j-1}^{n+1} - (a/g + \varepsilon C_{u2,j}) u_{i,j}^{n+1} + \varepsilon C_{u3,j} u_{i,j+1}^{n+1} = 0.5 (K_{ni,j} - K_{pi,j})$$
(2-49)

$$H_i^{n+1} - \theta C_{q,j} q_{i,j-1}^{n+1} + \theta C_{q,j} q_{i,j}^{n+1} = 0.5 (K_{ni,j} + K_{pi,j})$$
(2-50)

对于涡流粘度v_T的计算方法,本文选择五区湍流模型,在每个区域中分别计算v_T值。五区湍流模型将横截面积划分为五个区域,分别为粘性低层、缓冲层 I、缓冲层 II、对数区和核心区。具体计算公式如下:

(1) 粘性层:

$$0 \le y_* \le \frac{1}{a}$$

$$\frac{v_T}{v} = 1 \tag{2-51}$$

(3) 缓冲层I:

$$\frac{1}{a} \le y_* \le \frac{a}{C_B}$$

$$\frac{v_T}{v} = ay_* \tag{2-52}$$

(4) 缓冲层Ⅱ:

$$\frac{a}{C_B} \le y_* \le \frac{\kappa}{C_B + \kappa^2 / 4C_k R_*}$$

$$\frac{v_T}{V} = C_B y_*$$
(2-53)

(5) 对数区:

$$\frac{\kappa}{C_B + \kappa^2 / 4C_k R_*} \le y_* \le \frac{2C_k R_*}{\kappa} (1 + \sqrt{1 - C_c / C_k})$$

$$\frac{v_T}{v} = \kappa y_* [1 - (\kappa / 4C_k)(y_* / R_*)]$$
(2-54)

(6) 核心区:

$$\frac{2C_{m}R_{*}}{\kappa}(1+\sqrt{1-C_{c}/C_{k}}) \le y_{*} \le R_{*}$$

$$\frac{v_{T}}{v} = C_{c}R_{*}$$
(2-55)

式中: v——运动粘滞系数, m²/s;

*v**——无量纲距离, *v**u*y/v;

*u**——阻力速度,m/s;

R*——无量纲数, R*=u*D/2v;

a、 C_B 、k、 C_k 、 C_m —一常数,其中 a=0.19、 C_B =0.01、k=0.41、 C_k =0.077、 C_C =0.06。

采用上述五区湍流模型计算湍流涡旋黏度v。联立式(2-56)与式(2-57)求解得到:

$$H_{i}^{n+1} = \frac{1}{2} (H_{i-1}^{n} + H_{i+1}^{n}) + \frac{a}{2g} (U_{i-1}^{n} - U_{i+1}^{n}) - (1 - \varepsilon) \frac{2a\Delta t}{\rho g D} (\tau_{wi-1}^{n} - \tau_{wi+1}^{n})$$
(2-56)

$$U_{i} = \frac{1}{A} \sum_{J=2}^{N_{r+1}} 2\pi r_{cj} u_{i,j} \Delta r_{j-1}$$
(2-57)

$$q_{i,j}^{n+1} = \left[\left(K_{pi,j} + K_{ni,j} \right) / 2 - H_i^{n+1} \right] / \theta C_{q,j} + q_{i,j-1}^{n+1}$$
(2-58)

$$\tau_{w} = -\rho v_{T} \frac{\partial u}{\partial r} = -\rho (\kappa + v) \frac{\partial u}{\partial r}$$
(2-59)

2.2.4 边界条件求解

为求解前文所述的弹性管道瞬变流模型和粘弹性管道瞬变流模型,还需得知管道系统上游边界节点或下游边界节点的初始参数与相容性方程进行联立求解。常见的边界条件为水箱和阀门。

1、水箱

水箱作为边界条件时通常位于管道系统上游或下游两端。假设水箱体积足够大,当水力瞬变现象发生时,短时间内水箱的水位不变,则边界处初始压力恒定为 H_0 。

2、下游阀门

当下游阀门作为边界条件时,通常作为产生瞬变流动现象的激励,其位置一般位于管道末端节点。稳态和瞬态发生时下游阀门处的流量分别由式(2-60)和(2-61)表示。

$$Q_0 = (C_d A_G)_0 \sqrt{2g\Delta H_0}$$
 (2-60)

$$Q_{NS} = C_d A_G \sqrt{2g\Delta H} \tag{2-61}$$

式中,Q——下游阀门处通过的流量, m^3/h ,下角标 0 表示稳态流量,下角标 NS 表示瞬态现象发生时,阀门出口流量;

 C_d ——孔口流量系数,

 A_G ——为阀门截面面积, \mathbf{m}^2 。

 ΔH —一阀门所引起的压力损失,m,对于水平放置的管道 $\Delta H_0 = H_0$, $\Delta H = H_{NS}$ 。 联立式(2-60)和式(2-61),可以得到:

$$Q_{NS} = \frac{Q_0}{\sqrt{\Delta H_0}} \tau \sqrt{H_{NS}}$$
(2-62)

式中 τ 为关于阀门开度的无量纲参数,其中 $\tau = \frac{C_d A_G}{\left(C_d A_G\right)_0}$ 。

将式 2-53 和式 2-33 联立,即可得到管道系统下游边界方程。

$$V_{N+1}^{1} = -C_V + \sqrt{{C_V}^2 + 2C_V C_P}$$
 (2-63)

其中 $C_V = \frac{(V_0 \tau_d)^2}{2MP_0}$

整理可得, NS 节点处对应压力值 P 为:

$$P_{N+1}^{1} = \frac{C_{P} - V_{N+1}^{1}}{M} \tag{2-64}$$

2.3 算例分析

前文中已经完成了弹性管道瞬变流模型和粘弹性管道瞬变流模型的建立,在模型模拟计算过程中,波速、蠕变参数和关阀曲线会对模拟结果的压力波产生不同程度的影响。本节将应用前文所介绍的瞬变流模型,构建多个算例进行模拟,保持其他参数不变,仅改变单一参数,分析该参数对计算模型模拟结果的影响规律。算例中所选择的管道参数取自本文第三章中所进行的实验,具体参数如下表所示。

参数名称 初始压力 初始流量 管径 管长 壁厚 沿程阻力 参数大小 25m 1.0L/s DN20 35m 3mm 0.04

表 2-1 算例的管道系统参数

2.3.1 压力波波速

本节将探究波速对粘弹性管道瞬变流模型模拟压力波动的影响规律。选用五组不同波速的算例进行模拟,算例中其他管道系统参数如表 2-1 所示,本构模型选择 5 参数 2元件 KV 模型,蠕变参数固定为 J_1 =0.2 × 10⁻⁹ Pa⁻¹, J_2 =0.6 × 10⁻⁹ Pa⁻¹, T_1 =0.05s, T_2 =0.25s,关阀时间为 0.05s(TC<2L/a)。分别在模型中代入波速值为 300m/s、325m/s、350m/s、375m/s、400m/s 进行模拟,模拟结果如图 2-4(a、b)所示。通常情况下,波速和蠕变参数都与弹性模量影响,为单独比较波速的影响规律,额外进行 3 组弹性管道瞬变流准二维模型的模拟结果作为比较,模拟结果如图 2-4(c、d)所示。

		化22开	V 1 2 //		
算例编号	计算模型	波速/(m/s)	$J_{\scriptscriptstyle 1}/\left({\rm Pa}^{\scriptscriptstyle -1}\right)$	$J_2/\left(\mathrm{Pa}^{-1} ight)$	关阀时间/(s)
1	粘弹性	300			
2	粘弹性	325			
3	粘弹性	350	0.2×10^{-9}	0.6×10^{-9}	
4	粘弹性	375			0.05
5	粘弹性	400			0.05
6	弹性	300			
7	弹性	350	无	无	
8	弹性	400			

表 2-2 算例参数

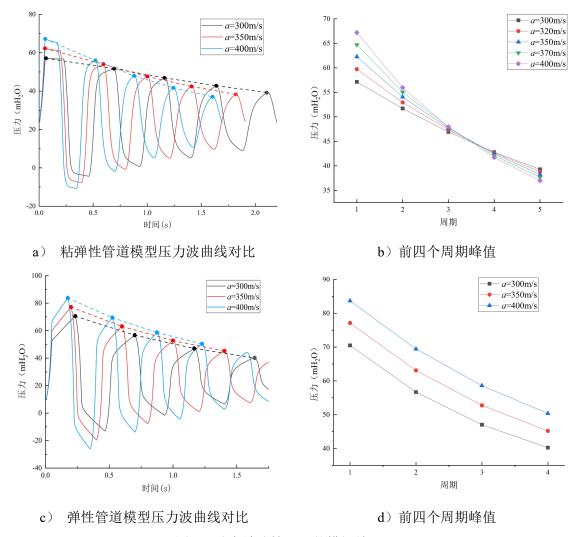


图 2-4 改变波速情况下的模拟结果对比

从图 2-4 中观察得到,当关阀时间和蠕变参数保持不变,波速值线性递增时,压力 波首个周期的波峰同样线性递增,周期随之减小。

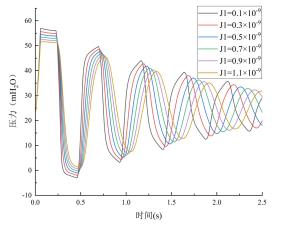
图 2-4a 和图 2-4b 中可以观察到: 5 组算例的压力波的峰值随时间衰减速率不同, 波速越大衰减程度越大。而在图 2-4c 和 2-4d 中却没有这种现象, 压力波的衰减不受到 波速的影响。

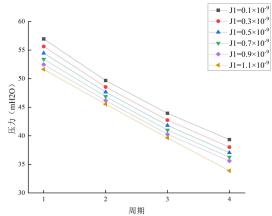
2.3.2 管道本构参数

本节将探究管道本构参数对粘弹性管道瞬变流模型模拟结果的影响规律。将算例中的波速为 300m/s,关阀时间为 0.05s,关阀曲线为线性关阀,管道系统其他参数如表 2-1 所示。前人的研究已经证明 2 元件 KV 模型已经可以良好得表达出粘弹性管道的蠕变效应,每 1 个元件对应 1 组蠕变柔量 J 和延迟时间 T,为方便计算可以将延迟时间 T 设定为固定数值 $[^{14,50]}$,通过改变蠕变柔量 J 的大小来改变模型中的蠕变参数。试验算例中变量参数如表 2-3 所示,在算例中将延迟时间设定为 $T_1=0.01$ s、 $T_2=0.25$ s 不变,分别在模型中输入 J_1 和 J_2 的数值在 0.1×10^{-9} Pa $^{-1}$ 到 1.1×10^{-9} Pa $^{-1}$ 等步长分别选择 6 组样本进行模拟,模拟结果如图 2-5 和 2-6 所示。

表 2-3 算例参数

算例编号	波速/(m/s)	$T_1/(s)$	$J_1/(\mathrm{Pa}^{-1})$	$T_2/(s)$	$J_2/({\rm Pa}^{-1})$	关阀时间/(s)							
1			0.1×10^{-9}		0.8×10^{-9}								
2			0.3×10^{-9}		0.8×10^{-9}								
3			0.5×10^{-9}		0.8×10^{-9}								
4			0.7×10^{-9}		0.8×10^{-9}								
5			0.9×10^{-9}	0.25	0.8×10^{-9}	0.05							
6	300	0.01	1.1×10^{-9}		0.8×10^{-9}								
7	300	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.8×10^{-9}	0.23	0.1×10^{-9}	0.03
8							0.8×10^{-9}		0.3×10^{-9}				
9				0.8×10^{-9}		0.5×10^{-9}							
10									0.8×10^{-9}		0.7×10^{-9}		
11					0.8×10^{-9}		0.9×10^{-9}						
12			0.8×10^{-9}		1.1×10 ⁻⁹								

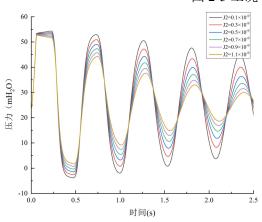


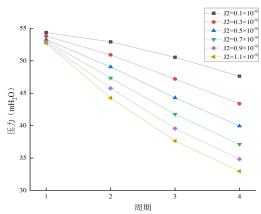


a) 压力波动曲线

b) 压力波峰值衰减

图 2-5 工况 1-6 的模拟结果





a) 压力波动曲线

b) 压力波峰值衰减

图 2-6 工况 7-12 的模拟结果

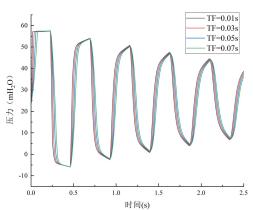
从图 2-5 和图 2-6 中可以得到以下结论: 当延迟时间不变时,更大的蠕变柔量会产生更严重的衰减和相位延迟; J_1 值的变化主要影响压力波的周期和相位, J_2 值的变化主要影响压力波的峰值和衰减。蠕变参数对周期和相位的延迟现象随时间变化更加明显,在第一个周期时几乎不产生影响。

2.3.3 阀门开度曲线

本节将探究阀门关阀曲线参数对粘弹性管道瞬变流模型模拟结果的影响规律。将算例中的蠕变参数固定为 $J_1=0.1\times10^{-9}$ Pa⁻¹, $J_2=0.4\times10^{-9}$ Pa⁻¹, $T_1=0.01$ s, $T_2=0.15$ s,波速值固定为 300m/s。本算例中管道长度为 35m,计算得出压力波周期值为 0.23s。

1、线性关阀

设定关阀关阀时间为 TF。当 TF 小于 1/2 周期时,此时瞬变流现象称之为直接水锤。以本算例为例,当关阀时间小于 0.115s 时均属于直接水锤现象。设定关阀曲线为线性关阀(即关阀门开度从 0 时刻到 TF 时刻以均匀速率关闭), TF 分别为 0.01s、0.03s、0.05s、0.07s 作为关阀时间(TF),模拟结果如图 2-7 所示。当关阀时间小于 1/2 周期时,关阀时间的改变不影响压力波的峰值和周期,仅小幅度影响首个压力波的波形。通常来说当关阀时间小于 1/2 周期时,可以忽略关阀曲线对压力波动的影响。



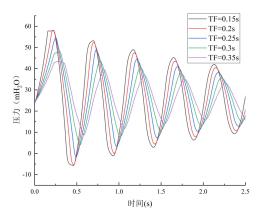


图 2-7 不同 TF 下的直接水锤模拟结果

图 2-8 不同 TF 下的间接水锤模拟结果

当关阀时间大于压力波周期的 1/2 时,此时瞬变流现象称之为间接水锤。在模型中分别设定关阀时间(TF)为 0.15s、0.2s、0.25s、0.3s、0.35s 进行模拟计算,模拟结果如图 2-8 所示。不同于直接水锤情况,下改变 TF 时压力波的影响规律,当关阀时间超过 1/2 周期并继续提高时,压力波峰值会出现显著的降低,同时压力波峰值和谷值出现的时间也随关阀时间的增大而延后。当压力波的波形也不在波峰处趋于平缓,而是呈尖端的形状。可以明显看出当关阀时间超过 1/2 周期时改变关阀时间会导致压力波大幅度改变,但并不会对周期和相位产生影响。

2、非线性关阀

通常来说,一些阀门具有非线性的关阀曲线,通常在阀门开度关闭至某一阈值时, 关阀速率会降低并缓慢关闭。可以将这种非线性关阀曲线简化为两阶段关阀的形式,设 定 TC 为阀门从快速关闭变为缓慢关闭的转折时间点,TF 为总关阀时间,C1 为 TC 时 刻的阀门开度,两阶段关阀曲线如图 2-9 所示。

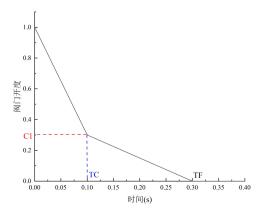


图 2-9 两阶段关阀曲线

设置 TC=0.1s, TF=0.3s, C1=0.1、0.15、0.2、0.25、0.3 代入模型,模拟结果如 2-10 所示。结果表明:从图 2-10 (b)中可以看出 C1 值和压力波峰值呈线性相关,当 C1 值按比例增大时,压力波的峰值按比例下降。C1 的改变不会影响压力波的周期和压力波峰值到达的时间。C1 值会影响第一个压力波峰值的波形,当 C1 值较小时,压力波波形呈尖端形状,当 C1 值较大时,压力波波形呈平缓趋势。

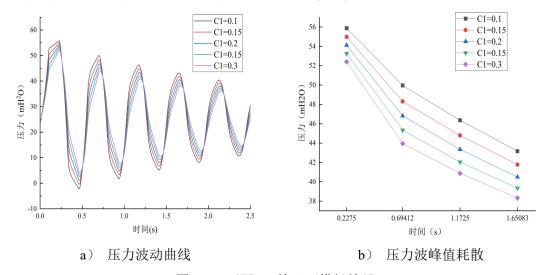
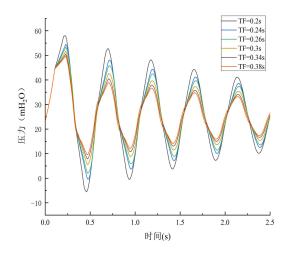
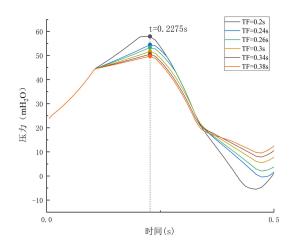
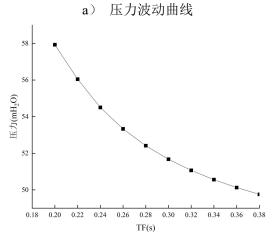


图 2-10 不同 C1 情况下模拟结果

设定 TC=0.1s,C1=0.3,分别从 0.2s 到 0.4s 等步长选择 10 组参数作为 TF 值代入模型中,模拟结果如图 2-11 所示。如图 2-11 (a) ,增大 TF 值会导致压力波峰值下降,不影响压力波的周期和相位。不同于线性关阀的影响规律,在两阶段关阀策略中,如图 2-11 (b) 所示,改变 TF 值并不会影响首个波峰到达的时间,以本算例为例,所有工况的压力波到达波峰的时间均为 0.2275s。由图 2-11(c)所示,当 TF 升高时会导致压力波峰值下降,TF 改变对压力波动峰值的影响呈现非线性的关系,并且随着 TF 的升高,压力波峰值下降幅度逐渐降低。





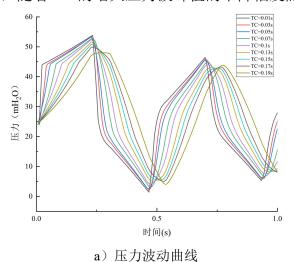


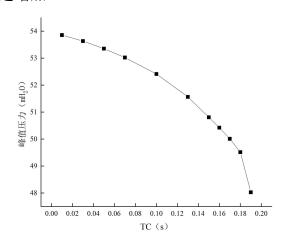
b) 压力波首个峰值

c) 不同 TF 下的压力波最大峰值

图 2-11 不同 TF 情况下的模拟结果

设置 C1=0.3,TF=0.3 恒定不变,TC 分别设置从 0.01s 到 0.25s 等步长选择 14 组参数代入模型中进行计算,模拟结果如图 2-12 所示。增大 TC 值会导致压力波峰值下降,同时会伴随着压力波到达首个峰值的时间增大。不同于 TF 值的影响规律,当 TC 增大时,随着 TC 的增大压力波峰值的下降幅度随之增加。





b) 不同 TC 下的压力波最大峰值

图 2-12 不同 TC 情况下的模拟结果

综上所述:将非线性关阀曲线简化为两阶段线性关阀的形式,总关阀时间 TF、节点时间 TC 和 TC 时刻的阀门开度 C1 均只对压力波的波形和峰值产生影响,对压力波的周期并无影响。C1 和压力波峰值呈线性相关,增大 C1 值导致压力波峰值呈比例减小;压力波峰值与 TF 和 TC 值呈非线性相关,增大 TF 和 TC 均会导致压力波的峰值降低。另外增大 TC 还会导致压力波峰值到达的时间延后。

2.4 本章小结

本章阐述了粘弹性管道瞬变流模型。基于算例进行大量数值试验,对模型参数进行 敏感性分析,探究该参数对模拟结果的影响规律,结果表明:

- (1)波速影响压力波的峰值和周期,更高的波速值会产生更高的压力波最大峰值,更小的压力波周期;
- (2) 蠕变参数会影响压力波的峰值、衰减和周期情况,增大蠕变参数会导致峰值下降,压力波衰减加剧。当使用 5 参数(2 元件)KV 模型时, J_1 值的变化主要影响压力波的周期和相位, J_2 值的变化主要影响压力波的峰值和衰减。蠕变参数对周期和相位的延迟现象随时间的变化更明显,在第一个周期时几乎不产生影响;
- (3) 当直接水锤发生时(即 TF < 2L/a),改变关阀时间几乎不对压力波动产生影响;当间接水锤发生时(即 TF > 2L/a),更大的关阀时间会严重影响压力波动的峰值、衰减和首个压力波的波形情况,但对压力波周期没有影响。总关阀时间 TF,节点时间 TC 和 TC 时刻的阀门开度 C1 均会对压力波峰值和波形产生不同程度的影响:增大 C1 值导致压力波峰值呈线性比例减小;压力波峰值与 TF 和 TC 值呈非线性相关,增大 TF 和 TC 均会导致压力波的峰值降低。TC 的增大还会导致压力最大波峰出现的时间延后。

3 基于实验数据的管道瞬变流参数影响规律分析

为了探究物性参数对管道瞬变流压力波动的影响规律,本章将设计并搭建管道瞬变流实验台,分别使用铜管、高密度聚乙烯(HDPE)管、聚丙烯(PPR)管进行实验,分别进行不同雷诺数和不同水温的管道瞬变流实验,分析不同温度对铜管、HDPE和PPR管的瞬变流压力波动的影响规律。

3.1 实验台

(1) 管道系统

实验台示意图如图 3-1 所示,它由三种管材的管道(铜管、HDPE、PPR 管)、变频水泵、温度计、流量计、高精度压力传感器、快关电磁阀和水箱组成。总管管径为 DN50,三根支管实验管径为 DN20,壁厚 3mm,沿程阻力f为 0.04。管道系统总长为 37.8m。

实验设备的主要参数及距上游位置如表 3-1 所示。在水箱内部设置加热器和温度计用以改变并监控管路内流体温度;水泵内部设置变频器,用于改变初始压力和初始流量;水箱出入口管径为 DN50,水泵出口管径为 DN32,铜管、HDPE 和 PPR 管的管径为 DN20。在管道系统主管段的前端设置流量计,量程为 0~2m³/h;在两根管道的前端和后端分别设置压力传感器,HDPE 管上的压力传感器的量程为-10m~120m,铜管上的压力传感器量程为-10~240m,在管道下游设置快关电磁阀作为管道系统瞬变流的激励方式,本实验中使用的快关电磁阀的关阀时间为 0.4 秒;温度计、流量计和压力传感器所采集的实验数据通过计算机存储。

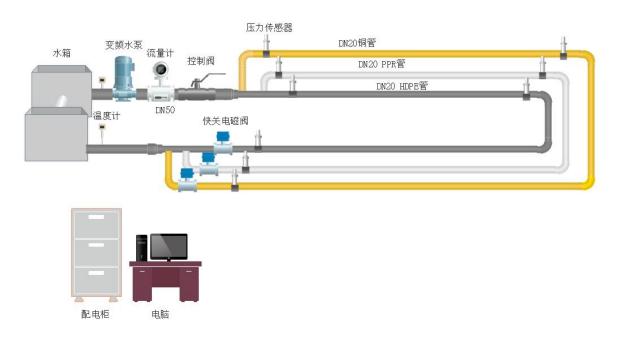


图 3-1 实验装置原理图

表 3-1 主要设备参数

	厂家	型号	数量	主要参数
	利欧	YS3-90S-2	3	额定功率 1.5KW, 工频 50Hz, 额定扬程 57mH ₂ 0, 额定流量为 4m ³ /h
流量 计	麦克	STLD2503 1111GCB	1	测量范围 0~2m³/h,额定压力 1.6MPa,仪表精度± 0.3%FS
压力 传感 器	德国 HEL M	HM90-H1- 2-V2-F2	3	测量范围-10~120(240)mH ₂ 0,输出电压 0~5V DC 仪表精度±0.25 % FS
末端 电磁 阀	丹福 斯	DN20 丹 福斯	3	关阀时间 0.4s,最大承压 30bar

(2) 水泵

本实验台所使用的水泵为利欧 YS3-90S-2 变频水泵,水泵实物图如 3-2 所示。实验台设置三台水泵并联供压,但在本实验中只需一台水泵即可提供所需的压力和流量。水泵的额定扬程为 57mH₂0,额定流量为 4m³/h,水泵出口管径为 DN32,水泵工频为50Hz,通过配电柜完成水泵的频率从 0 到 50Hz 变化。虽然变频装置可以较为准确的调节管道系统中流体参数,但当变频器开启时会产生电磁干扰,严重影响采集卡的数据采集,故需在采集卡线路上设置滤波装置以减少变频器对所采集数据的影响。

(3) 水箱

设置两台不锈钢水箱分别负责管道系统的供水和回水。两台水箱的体积均为 1.2m ×1.2m×1.2m,材质为不锈钢,水箱的出入口管径均为 DN50,在两台水箱之间设置两根管径为 DN60 连通管路,水箱底端设置排水口。在两台水箱中部分别设置一台加热装置,用于改变管道系统水温,通过配电柜控制加热器的加热量。

(4) 压力传感器

实验台中压力传感器选择德国 HELM 的 HM90-H1-2-V2-F2 高精度压力传感器。该型号的压力传感器多用于测量军事、医学和工程中变化频率高、波形上升快陡的压力波型情况,具有较高的固有频率,极短的上升时间和较宽的响应频带,符合本实验需要测量压力波动瞬时变化值的需求。压力传感器的固有频率为 $500 \mathrm{KHz} \sim 1 \mathrm{MHz}$,综合精度 $0.25\%\mathrm{FS}$,变送器带宽为 $0\sim12~\mu$ S,工作温度为 $-40~\sim85~$ C。

(5) 电磁阀

在三根管道前端末端各设置一台快关电磁阀。本实验选择的电磁阀为丹佛斯快关电磁阀。阀门的额定关阀时间为 0.07 秒,但在本实验台工况中实际关阀时间约为 0.4 秒。

本实验不涉及前端关阀实验,因此前端电磁阀主要应用于启停管路,末端电磁阀则作为产生瞬变流现象的激励。



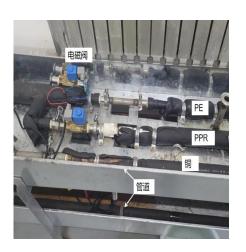
图 3-2 水箱实物图



a) 水泵实物图



c) 压力传感器



b) 电磁阀及管道实物图



d) 温度计



e) 实验台装置整体实物图 图 3-3 实验台实物图

3.2 实验方案

以变频水泵作为管道系统的上游条件,回水水箱作为管道系统的下游条件,通过关闭管道末端的快关电磁阀完成瞬变流动实验。本实验台中需改变的变量参数有以下三种:

- 1、通过改变变频水泵的运行频率,分别在工频和 30Hz 下完成高雷诺数和低雷诺数的瞬变流实验。
- 2、通过加热器改变管道系统内部流体温度,分别完成水温为 24℃、30℃和 40℃的 瞬变流实验。为保证温度恒定,在管道及水箱上铺设保温层,通过温度计同时采集水箱前端、水箱末端、管道前端、管道末端的温度。使用前端和末端水箱内设置的加热器将水箱内流体加热至所需温度后,稳态运行 30 分钟,待整个管道系统内温度稳定后进行瞬变流实验。
 - 3、通过开关下游电磁阀,分别完成 PE、PPR、铜管三种管材的瞬变流实验。

根据前述实验方案,本文进行的 18 组实验工况如表 3-2 所示,其中,工况 $1\sim6$ 为铜管瞬变流实验,工况 $7\sim12$ 为 HDPE 管道瞬变流实验, $13\sim18$ 为 PPR 管道瞬变流实验。工况 $1\sim3$ 、 $7\sim9$ 、 $13\sim15$ 的初始流量和压力是通过变频水泵的频率为 30Hz 得到的,

工况 $4\sim6$ 、 $10\sim12$ 、 $17\sim18$ 的初始流量和压力是通过水泵工频运行(50Hz)得到的。工况 1、4、7、10、13、16 的水温为 24°C,工况 2、5、8、11、14、17 的水温为 30°C,工况 3、6、9、12、15、18 的水温为 40°C。

表 3-2 实验工况基本参数

工况序号	稳态压力/ (m)	稳态流量/ (m³/h)	流体温度/ºC	管材	雷诺数
1	26	2.3	24	铜	44718
2	26	2.3	30	铜	50866
3	26	2.3	40	铜	59843
4	75	4.1	24	铜	79715
5	75	4.1	30	铜	90675
6	75	4.1	40	铜	106677
7	24	2.1	24	HDPE	40829
8	24	2.1	30	HDPE	46443
9	24	2.1	40	HDPE	54639
10	73	3.9	24	HDPE	75826
11	73	3.9	30	HDPE	86252
12	73	3.9	40	HDPE	101473
13	25	2.0	24	PPR	38885
14	25	2.0	30	PPR	44232
15	25	2.0	40	PPR	52037
16	73	3.7	24	PPR	71937
17	73	3.7	30	PPR	81829
18	73	3.7	40	PPR	96269

所有实验设备在安装之前均已在厂家处完成校准,最大程度避免系统误差的产生。通过米尺和游标卡尺多次测量各管道的支管长度(水泵出口到末端阀门的距离)、管径和壁厚,进行误差计算后的测量结果如下:铜管的管道外径为25.60±0.33mm,壁厚为2.56±0.08mm;HDPE管的外径为25.10±0.14mm,壁厚为3.86±0.04mm;PPR管的外径为22.00±0.42mm,壁厚为2.42±0.07mm。测量得到各设备距离水泵出口间的距离如表3-3所示。

在进行实验数据分析之前,为了规避实验台产生的随机误差,在相同工况下连续进行多组实验,观察实验结果的精密性。本文选择 8 组 24℃、工频(50Hz)的 HDPE 管道和 PPR 管道实验作为误差分析样本。以前三个峰值的数据作为参考样本,计算实验数据的随机误差,计算结果如表 3-4 和表 3-5 所示。

表 3-3 各设备距水泵出口距离

设备	铜管	HDPE 管	PPR 管
温度计1		0.70m	
流量计		2.25m	
电磁阀 1	4.31m	4.27m	4.29m
压力传感器 1	4.49m	4.45m	4.47m
压力传感器 2	17.82m	17.75m	17.78m
压力传感器 3	33.92m	33.81m	33.85m
电磁阀 2	34.10m	33.99m	34.03m

表 3-4 8组 HDPE 管道实验误差计算

	第一峰值		第二峰		第三峰值	
工况序号	压力/	残差/(m)	值压力/	残差/(m)	压力/	残差/(m)
	(m)		(m)		(m)	
1	101.86	-0.018	77.27	-0.73	73.89	0.615
2	101.75	-0.128	78.20	0.2	73.58	1.305
3	100.50	-1.37	77.51	-0.49	71.22	-0.055
4	102.10	0.22	78.27	0.27	71.43	0.155
5	102.38	0.50	78.06	0.06	71.22	-0.055
6	102.10	0.22	78.14	0.14	69.27	-2.005
7	101.89	0.01	77.93	-0.07	71.08	-0.195
8	102.45	0.57	78.62	0.62	71.51	0.235
平均值	101.88		78.00		71.28	
标准差	0.61		0.43		0.94	

表 3-5 8组 HDPE 管道实验误差计算

	第一峰值		第二峰		第三峰值	
工况序号	压力/	残差/(m)	值压力/	残差/(m)	压力/	残差/(m)
	(m)		(m)		(m)	
1	132.97	-0.01	98.54	0.34	85.33	0.54
2	133.34	0.36	98.19	-0.01	84.92	0.13
3	133.68	0.70	97.84	-0.36	84.85	0.06
4	132.54	-0.439	98.11	-0.095	85.34	0.55
5	133.16	0.18	98.05	-0.15	84.98	0.19
6	132.34	-0.639	98.14	-0.065	84.27	-0.52
7	133.11	0.13	97.94	-0.26	83.64	-1.15

续表

0.57

	第一峰值		第二峰值		第三峰值	
工况序号	压力/	残差/(m)	压力/	残差/(m)	压力/	残差/(m)
	(m)		(m)		(m)	
8	132.69	-0.29	98.82	0.62	85.02	0.22
平均值	132.97		98.20		84.79	

表 3-5 8组 PPR 管道实验误差计算

计算全部样本的平均值、残差和标准差,计算结果如表 3-4 和表 3-5 所示。经计算,HDPE 管道样本工况的第一周期峰值压力为 101.88±0.65m,第二周期峰值压力为 78.00±0.46m,第三周期峰值压力为 71.28±0.99m。PPR 管道样本工况的第一周期峰值压力为 132.97±0.47m,第二周期峰值压力为 98.20±0.34m,第三周期峰值压力为 64.79±0.60m。

0.32

误差计算的结果表明,所有实验数据的残差均小于 3 倍的标准差,即表明压力传感器测量得到实验结果不存在坏值的情况。经计算,HDPE 管道所有样本中最大相对误差为 1.76%,PPR 管道所有样本的最大相对误差为 1.4%,均在合理的范围内。证明本实验台中压力传感器测得的实验数据具有较小的随机误差,测量结果可信。

3.3 压力波的影响规律

标准差

0.44

本节将基于前述的 18 组实验数据进行对比分析,计算并分析铜管、HDPE 管和PPR 管在不同水温、不同雷诺数对瞬变流压力波动的峰值、周期、相位的影响规律。

3.3.1 水温对压力波影响规律

(1)铜管

利用压力传感器记录的铜管瞬变流压力波动数据,如图 3-4 所示。实验工况为水泵工频运行(工况 1、工况 2 和工况 3),不同温度工况的瞬变流压力波最大峰值的压力分别为 161.5m、159.9m 和 158.0m,当水温从 24 $^{\circ}$ 分别上升至 30 $^{\circ}$ 和 40 $^{\circ}$ 时,压力波最大峰值下降幅度为 0.99%和 2.1 %。

实验工况为水泵变频 30HZ 运行(工况 4、工况 5 和工况 6)三种水温工况的瞬变流压力波最大峰值分别为 91.4m、89.2m 和 87.3m,当水温从 24 \mathbb{C} 分别上升至 30 \mathbb{C} 和 40 \mathbb{C} 时,压力波最大峰值下降幅度分别为 1.3 %和 2.4%。

从图 3-4 中表明,当管内水温升高时铜管的瞬变流压力波衰减、周期及相位并无明显差异,仅压力波峰值会出现较小幅度下降。因此,在工程计算中可忽略水温对铜管瞬变流压力波动的影响。

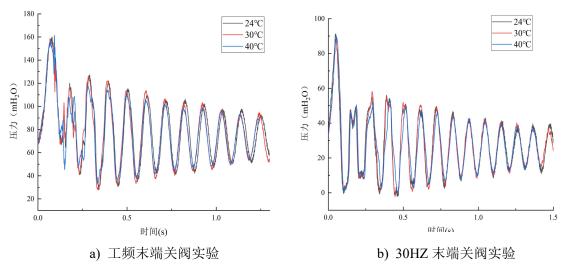


图 3-4 不同温度下铜管瞬变流动实验

(2) HDPE(高密度聚乙烯)管

图 3-5 为 HDPE 管道瞬变流压力波动实验数据。相比铜管,HDPE 管的压力波动曲线受水温影响更加明显。实验工况为水泵工频运行(工况 7、工况 8 和工况 9)三种工况的瞬变流压力波最大峰值分别为 101.95m、97.19m 和 93.72m,当水温从 24 $^{\circ}$ 上升至 30 $^{\circ}$ 和 40 $^{\circ}$ 时,压力波最大值下降幅度分别为 4.6 $^{\circ}$ 和 8.7%。压力波动第二次到达波峰的时间分别为 0.5538s、0.6372s 和 0.6672s。相比 24 $^{\circ}$ 的压力波动第二次到达波峰的时间,30 $^{\circ}$ 和 40 $^{\circ}$ 时间分别延迟了 0.0834s 和 0.1132s,延迟幅度分别为 15.1 %和 23.4%。

实验工况为水泵变频 30HZ 运行(工况 10、工况 11 和工况 12)三种工况的瞬变流压力波最大峰值分别为 47.1m、45.1m 和 44.5m,当水温从 24°C上升至 30°C 和 40°C时,压力波最大值下降幅度分别为 4.2%和 9.3%。压力波动第二次到达波峰的时间分别为 0.5483s、0.6252s 和 0.6689s。相比 24 °C的压力波动第二次到达波峰的时间,30 °C 和 40 °C时,时间分别延迟了 0.0769s 和 0.1206s,延迟幅度分别为 14.1%和 22.2%。

水泵变频 30HZ 运行,工况 $11(30^{\circ})$ 和工况 $12(40^{\circ})$ 的瞬变流压力波动振荡 到第四周期以后,压力波会出现压力波动干扰情况。分析该现象产生的原因如下:

(1)水泵变频装置导致压力波动采集出现信号干扰; (2)变频器开启时导致管道振荡,引发流固耦合现象。

实验结果表明,当温度升高后,压力波最高值会有一定幅度的下降,压力波衰减加剧,相位会产生较大幅度延迟。相比铜管,HDPE管道的瞬变流压力波动受温度的影响更加明显。

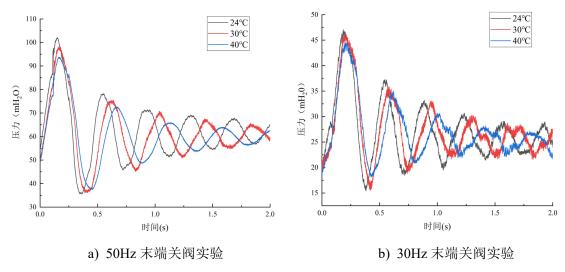


图 3-5 不同温度下 HDPE 管道瞬变流动实验

(3) PPR(聚丙烯)管

图 3-6 为 PPR 管道瞬变流压力波动实验数据。与 HDPE 管道类似,PPR 管受的压力波动曲线受水温影响同样较为明显。实验工况为水泵变频工频运行(工况 13、工况 14 和工况 15)三种工况的瞬变流压力波最大峰值分别为 133.65m、131.03m 和 125.02m,当水温从 24℃上升至 30℃和 40℃时,压力波最大值下降幅度分别为 2.0%和 4.5%。压力波动第二次到达波峰的时间分别为 0.4831s、0.5193s 和 0.5337s。相比 24℃的压力波动第二次到达波峰的时间,随着水温升高,相位延迟了 0.0362s 和 0.0506s,延迟幅度分别为 7.4%和 10.4%。

实验工况为水泵变频 30HZ 运行(工况 15、工况 17 和工况 18)三种工况的瞬变流压力波最大峰值分别为 58.5m、58.0m 和 55.7m,当水温从 24°C上升至 30°C 和 40°C时,压力波最大值下降幅度分别为 1.4%和 4.7%。压力波动第二次到达波峰的时间分别为 0.4797、0.5011s 和 0.5270s。相比 24°C的压力波动第二次到达波峰的时间,随着水温升高,相位分别延迟了 0.0214s 和 0.0473s,相位的延后幅度分别为 6.3%和 9.8%。

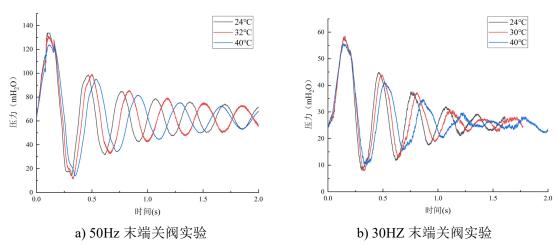


图 3-6 不同温度下 PPR 管道瞬变流动实验

实验结果表明, 当温度提高后, 铜管仅产生小幅度的峰值减少, 而 HDPE 管和 PPR

管则会产生较大幅度的峰值减少和相位延迟。其中,HDPE 管道相比 PPR 管道受温度的影响更加敏感,会产生更大幅度的衰减和延迟。由此可见,HDPE 管道的瞬变流压力波动受水温影响最大,PPR 管道次之,铜管几乎不受影响。

3.3.2 管材对压力波影响规律

对比同水温同雷诺数下不同管材的实验结果,分析管材对压力波的结果的影响规律。图 3-7(a)为 30Hz,24℃下三种管材的实验数据(工况 1、7、13),图 3-7(b)为 50Hz,40℃下三种管材的实验数据(工况 6、12、18)。

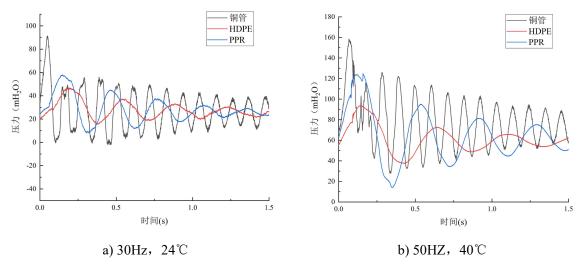


图 3-7 同水温下不同管材的实验结果

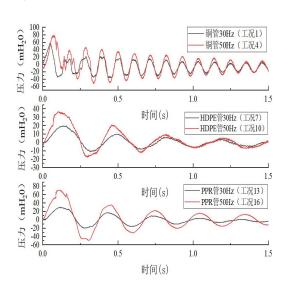
在雷诺数相近和水温相同的情况下,铜管所产生的瞬变流压力波首个峰值远远大于HDPE 和 PPR 管道。基于实验数据计算,当 40℃下水泵 30Hz 运行时,雷诺数约为55000,铜管、HDPE 管和 PPR 管峰值压升值分别为 67.3m、24.5m 和 35.7m,HDPE 管和 PPR 管的峰值压力相比铜管分别低 63.5%和 47%。当 40℃水泵工频(50Hz)运行时,雷诺数约为 100000,铜管、HDPE 管道和 PPR 管峰值压力分别为 93.0m、38.7m 和 68.0m,HDPE 管和 PPR 管的峰值压力相比铜管分别低 58%和 27%。结果表明,低雷诺数工况相比高雷诺数工况,铜管相比 HDPE 管和 PPR 管的瞬变流压力波压升值差异更大。

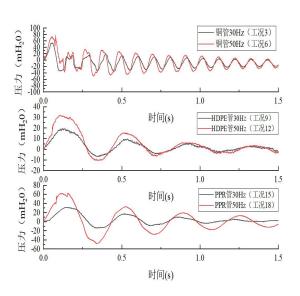
铜管的压力波周期远小于 HDPE 管道和 PPR 管道,而 PPR 管道的周期略小于 HDPE 管道。铜管瞬变流压力波动初期衰减速率较快,而随着时间增加衰减速率逐渐变 慢;HDPE 和 PPR 管道瞬变流压力波动衰减速率较快,在五个周期内压力波动几乎趋于平缓。

3.3.3 雷诺数对压力波影响规律

本节小将对比同温度同管材工况的实验数据,探究雷诺数对压力波动的影响规律。 为方便观察雷诺数的影响规律,绘制各工况下瞬变流压力波的压升和压降值随温度的变 化曲线,结果如图 3-8 所示。24℃30Hz 和 50Hz 各管道工况的雷诺数约为 40000 和 75000,40℃30Hz 和 50Hz 各管道工况的雷诺数约为 55000 和 100000。 图 3-8 表明,无论对于弹性管道还是对于粘弹性管道来说,在流体的流态为湍流情况下,雷诺数的改变仅影响压力波的压升值,对周期和相位几乎没有影响。另外,从图 (a) 和 (b) 对比也可以直观的看出 HDPE 管道具有更小的压升和压降,同时压力波具有更大的耗散,随时间更快趋于平缓。

HDPE 管道的压力波耗散很快的趋于平缓,从而导致第三周期以后不同雷诺数的压力波动重合;对于 PPR 管道来说,30Hz 工况的压力波动衰减速率较高,很快趋于平缓,而 50Hz 工况的相比 30Hz 工况衰减较慢。对于铜管来说,50Hz 和 30Hz 工况的衰减速率均较慢。





a) 24℃不同雷诺数实验结果对比

b) 40℃不同雷诺数实验结果对比

图 3-8 不同雷诺数下实验结果对比

3.4 波速分析

波速是管道瞬变流压力波通过管道中流体的传播速度。对于弹性管道来说,波速是影响管道压力波动的决定性因素,由儒可夫斯基公式可知瞬变流产生的最大压升如式(3-1)所示。由式(3-1)可知,当关阀时间和初始流速一定时,压力波的压升值与波速呈线性正相关,与初始流量和初始压力无关。

$$\Delta H = \frac{aV_0}{g} \tag{3-1}$$

通常来说, 计算管道水锤波速的方法有以下四种:

- (1) 当水锤现象为直接水锤时,可以利用儒可夫斯基公式(式 3-1),通过压力波压升值和初始流速直接确定。但由于本实验所进行的实验为间接水锤实验,故无法通过儒可夫斯基公式确定波速。
- (2)在下游电磁阀瞬时关闭后,压力波依次通过末端压力传感器和前端压力传感器,分别记录两传感器压力波到达水平中线的时间、压力首次到达压升 15 %的时间、压力首次达到波峰的时间。根据公式 $a=(L_1-L_2)/(T_1-T_2)$,可计算出压力波波速。这种

方法计算较为复杂,但计算结果较为准确,适用于多个压力传感器的管道系统。

- (3)基于压力波每次到达水平中线的时间(T_2 - T_1)即为压力波的 1/2 周期值,根据公式 a=4L/T,计算出压力波波速。这种方法最为简单便捷,但随实验环境影响可能产生较大误差。
- (4)利用公式 2-4 计算,输入参数进行计算,但经常由于理论参数与实验参数的差异导致出现一定程度误差。

通过方法 2 计算不同温度下水泵 30Hz 运行铜管的瞬变流波速情况,得出 24℃水温铜管工况(工况 1)的波速计算值为 1385.7m/s,30℃水温工况(工况 2)的波速值为 1377.1m/s,相比工况 1 的下降幅度为 0.6%;40℃水温工况(工况 3)的波速计算值为 1364m/s,相比工况 1 下降幅度为 1.5%。通过方法 4 计算得出工况 1、工况 2 和工况 3 的波速值分别为 1434m/s、1425m/s、1419m/s,理论计算相比通过实验数据计算得到的 波速的差异值在 5%到 8%之间,考虑到理论计算公式中参数与实际参数的差异,两者计算结果的差值在合理范围内。

同样的,利用方法 2 计算得出水泵 50Hz 运行 24℃铜管工况(工况 4)的波速计算值为 1355.1m/s,水泵 50Hz 运行 30℃(工况 5)的波速计算值为 1337.6m/s,相比工况 4 的下降幅度为 1.3%;水泵 50Hz 运行 40℃(工况 6)的波速计算值为 1327.9m/s,相比工况 4 的下降幅度为 2.1%。通过工况 1 到工况 6 的计算结果可以得出,温度确实会对弹性管道的瞬变流压力波波速值产生影响,但其产生的影响极小,在工程计算中可以忽略。

不同于弹性管道的波速随时间几乎不发生改变,粘弹性管道瞬变流压力波波速值是随时间逐渐减小的。使用上述方法分别计算出瞬变流瞬态发生时,工况 7、8、9 的压力波波速为 401m/s、393m/s 和 381m/s。当温度从 24℃上升至 30℃和 40℃后,波速下降幅度分别为 2.0%和 5.2%,下降幅度远大于弹性管道。

之后,使用同样的方法依次计算前五个周期内的工况 7、8、9的波速变化趋势。计算结果如表 3-5 所示。从该表可以看出,波速下降的速率在瞬态现象前几个周期内变化较大,后几个周期的变化较小,并且波速的变化速率随着时间逐渐降低,波速值逐渐趋于稳定。另外温度越高,波速的下降速率越快。

同样的,运用上述相同的方法计算 24℃、30℃、40℃下 PPR 管道随时间变化的波速值及变化速率。计算结果如表 3-6 所示。由计算结果可知,PPR 管道的波速值相比 HDPE 管道要高。与 HDPE 管道相同的是,波速值随时间逐渐趋于稳定,并且更高的温度下具有更大的变化速率。另外,基于计算结果表明,通过公式 2-10 计算得到的波速值同基于实验数据第一周期计算得到的波速值最为接近。

表 3-6 工况:	5 至工况 15	波速数值变化
-----------	----------	--------

			工况 7				
时间(s)	第一峰值	第一谷值	第二峰值	第二谷值	第三峰值	第三谷值	第四峰值
波速(m/s)	401.5	392.9	384.8	378.7	374.2	371.4	368.8
变化率(%)	_	2.084	2.006	1.590	1.19	0.74	0.69
			工况 8				
时间(s)	第一峰值	第一谷值	第二峰值	第二谷值	第三峰值	第三谷值	第四峰值
波速(m/s)	393.2	378.5	370.7	366.4	361.4	358.2	355.9
变化率(%)	_	3.73	2.16	1.18	1.36	0.86	0.622
			工况 9				
时间(s)	第一峰值	第一谷值	第二峰值	第二谷值	第三峰值	第三谷值	第四峰值
波速(m/s)	381.7	369.0	354.04	351.0	348.9	346.2	346.9
变化率(%)	—	4.13	2.39	1.64	0.59	0.7	-0.2
			工况 13				
时间(s)	第一峰值	第一谷值	第二峰值	第二谷值	第三峰值	第三谷值	第四峰值
波速(m/s)	458.1	451.1	446.1	442.6	437.7	434.5	432.8
变化率(%)	_	1.51	1.12	0.79	1.10	0.73	0.38
			工况 14				
时间(s)	第一峰值	第一谷值	第二峰值	第二谷值	第三峰值	第三谷值	第四峰值
波速(m/s)	438.1	425.1	419.7	416.7	413.3	411.2	411.4
变化率(%)	_	2.97	1.27	0.712	0.812	0.498	-0.056
			工况 15				
时间(s)	第一峰值	第一谷值	第二峰值	第二谷值	第三峰值	第三谷值	第四峰值
波速(m/s)	426.9	411.2	405.5	399.5	395.6	392.4	390.2
变化率(%)		3.62	1.38	1.47	0.97	0.81	0.56

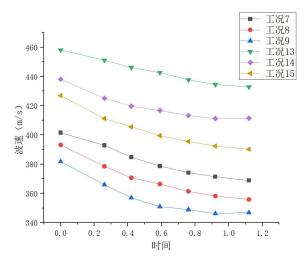


图 3-9 波速随时间变化趋势图

3.5 本章小结

本文设计并搭建不同管材的瞬变流实验台,在不同水温和流态下分别进行了铜管和HDPE管道、PPR管道的瞬变流实验。对实验数据进行分析得出结论如下:

- (1) 水温对铜管的瞬变流压力波动的影响微乎其微,当水温从 24℃升高至 40℃时,最高峰值下降幅度不超过 3%;对于粘弹性管道来说,水温的改变不仅影响压力波的峰值,而且会较大幅度影响压力波的周期和相位。对于 HDPE 管道来说,当水温从 24℃分别升高至 30℃和 40℃时,相比 24℃时的压力波最大峰值,分别下降约为 5%和 10%,温度升高还会导致 HDPE 管道和 PPR 管道的周期发生延迟,HDPE 管道的延迟幅度大于 PPR 管道。由此可见,HDPE 管道的瞬变流压力波动受水温影响最大,PPR 管道次之,铜管几乎不受影响;
- (2) 无论是铜管还是 HDPE 管道和 PPR 管道, 雷诺数改变会影响压力波的峰值大小, 几乎不影响压力波的周期和相位。
- (3)温度同样会影响管道的瞬变流压力波波速,温度升高会导致波速下降,同样的这一现象在 HDPE 管道和 PPR 管道中更为明显。综上所述,在工程计算中可以忽略温度对铜管瞬变流压力波动的影响,但对 HDPE 和 PPR 管道不能忽略。

4 管道瞬变流模型准确性验证

首先,本章将结合第2章中主要参数对模拟结果的影响规律,提出一种粘弹性管道瞬变流参数确定方法,并基于不同工况下的实验数据对弹性、粘弹性管道间接水锤工况进行参数确定,以验证参数确定方法的可行性。最后,再使用三种统计标准指数(相关系数(R)、均方根误差(RMSE)和纳什效率系数(NSE))对模拟结果的压力波曲线进行误差分析,验证该参数确定方法的准确性。

4.1 模型参数确定方法

在工程计算中,蠕变参数、波速和关阀曲线无法准确获得,如果使用经验参数(或力学实验、厂家得到的参数)代入模型中会出现一定幅度的偏差,在进行瞬变流模拟计算前有必要对主要参数进行确定。同时,通过已有模型和实验数据得到参数结果可以完成其他工况的模拟计算。本章将结合第二章得到的参数对压力波动的影响规律,提出一种适用于多参数同时校核的参数确定方法。

4.1.1 弹性管道瞬变流参数确定

弹性管道的参数确定方法较为简单,对于直接关阀的管道系统需要确定的参数只有 波速,对于间接关阀的管道系统还需确定管道的关阀曲线。结合第二章中主要参数的影响规律,波速和关阀曲线的确定方法如下:

- (1)假设管道尺寸已知,通过传感器测得初始流量和压力波动曲线,计算管道沿程阻力和波速的估值。通过实验数据计算的波速值可能会产生一定误差,但仍可作为参数确定结果的参考范围区间。
- (2)对于弹性管道的瞬变流压力波动来说,周期和相位仅受到管道波速和管长影响,因此可以将压力波的周期和相位作为波速值校核确定的基准。
- (3)压力波的峰值同时受到关阀曲线和波速的影响,压力波首个波峰的波形会受 到关阀曲线的影响,在得到波速后可以将压力波峰值及波形作为校核确定关阀曲线参数 的参考。
- (4) 将得到的参数代入粘弹性管道瞬变流模型中从而验证参数确定方法的准确性。

4.1.2 粘弹性管道瞬变流直接水锤参数确定

粘弹性管道瞬变流直接关阀需要确定的参数为波速和关阀曲线。参数确定方法如下:

(1)设管道尺寸已知,通过传感器测得初始流量和压力波动曲线,计算压力波波速的估值以及厂家得到的蠕变参数样本作为参考。通常来说,基于实验计算得到的波速值和参数确定结果之间的差异较小,因此可以在校核得到蠕变参数值以后,再微调波速

值。

- (2)结合第二章可知,压力波的峰值、周期和相位同时受到蠕变参数和波速的影响。压力波峰值的衰减几乎不受到波速的影响,在瞬变流动后期,蠕变参数对压力波周期和相位的影响较大。使用计算得到的波速估值代入模型,以压力波相位和衰减作为基准,校核出与实验曲线的衰减值和周期相位契合度最高的蠕变参数值。
- (3)此时模拟曲线与实验曲线大致重合,以压力波的峰值和周期作为基准,微调的波速值,使得实验曲线和模拟结果最大限度的重合。
- (4) 将所得的参数代入粘弹性管道瞬变流模型中从而验证参数确定方法的准确性。

4.1.3 粘弹性管道瞬变流间接水锤参数确定

粘弹性管道间接关阀的参数确定相比直接关阀更为复杂,除了波速和蠕变参数以外,还需对阀门的关阀曲线进行参数确定。结合第二章主要参数的影响规律可知,压力波峰值同时受到波速、蠕变参数和关阀曲线影响;波速的影响主要体现在压力波的峰值和周期上;蠕变参数的影响主要体现在压力波的衰减和瞬态过程后期的周期和相位上;关阀曲线影响压力波首个周期的峰值和波形。基于实验计算得到的波速值和参数确定结果之间的差异较小,因此可以优先校核管道的蠕变参数和关阀曲线参数。波速、关阀曲线和本构参数的确定方法如下:

- (1)记录管道系统的初始参数(流速、初始压力、管径管长等)。基于实验数据、厂家样本和经验数值得到波速、蠕变参数和关阀曲线的估值作为初始值。将这些参数代入模型中,此时模拟结果和实验数据间存在一定偏差。
- (2)调整蠕变参数使模拟结果和实验曲线的峰值衰减和瞬态过程后期的周期和相位尽可能契合。本文选择2元件本构模型,选择固定T1和T2不变,调节J1使模拟结果和实验曲线的后期相位尽可能契合。调节J2使模拟结果和实验曲线的衰减程度尽可能契合。
- (3)调整关阀曲线参数,使模拟结果和实验曲线的首个压力波峰值和波形尽可能 契合。
 - (4) 微调波速, 使模拟结果的峰值和周期尽可能契合。
- (5)如果此时模拟结果和实验曲线间仍有差异,则重复(2)到(4)迭代循环。 直到模拟结果和实验数据最大限度重合,完成模型参数确定。

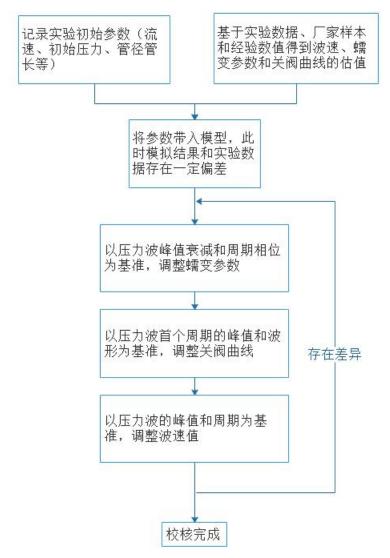


图 4-1 粘弹性管道间接水锤参数确定方法流程图

4.2 弹性管道间接水锤模拟

利用 4.1 所提出的参数确定方法,对第 3 章实验中铜管的瞬变流实验数据进行参数确定。从第 3 章得到结论可知,弹性管道的瞬变流压力波动受温度的极小,因此选择只对 24℃下 30Hz 铜管工况(工况 1)24℃下 50Hz 铜管工况(工况 4)的参数进行参数确定。两种工况的管道初始参数如表 4-2 所示。管道总长 35.1m,管径为 DN20,壁厚3mm。工况 1 初始压力为 26m,初始流量为 2.3m³/h,沿程阻力系数为 0.04。工况 4 的初始压力为 75m,初始流量为 4.1m³/h,沿程阻力系数为 0.07。

通过实验数据计算波速的方法计算得出工况 1 和工况 4 的波速值分别为 1385.7m/s 和 1355.1m/s,以该计算结果作为初始值,通过弹性管道瞬变流模型对波速进一步校核确定。以实验数据压力波的周期为基准得到波速值为 1321m/s 和 1290m/s。确定波速后,以压力波的首个周期波形作为基准,得到关阀曲线为 TC=0.15s, TF=0.48s, C1=0.37。将得到的参数代入弹性管道准二维摩阻模型中,模拟结果如图 4-2 所示。

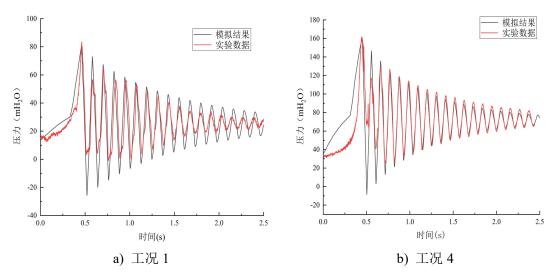


图 4-2 铜管瞬变流动模拟和实验结果对比

从参数确定结果可以看出,使用基于实验数据得到的波速计算结果和参数确定结果间存在约 5%左右的差异。根据波速的计算结果和参数确定结果可以看出,雷诺数的改变仍会小幅度的影响压力波的波速情况,当工况从 30Hz 运行改变为 50Hz 时,波速值约下降 2%。

图 4-4 可以看出,所得到的波速和关阀曲线可以较为准确的模拟出压力波的峰值和周期以及衰减情况。本文所提出的参数确定方法可以较为准确的模拟出工况 1 首个波峰的波形,但对工况 4 的波形会有一定程度的误差。

压力波振荡前期的最大峰值、最低谷值、周期和衰减情况是工程计算中重点参考的变量,其误差情况值得单独分析。分析瞬态现象前期压力波的峰值、谷值和周期情况的计算误差,计算结果如表 4-1 所示。计算结果表明,模拟结果对于压力波的峰值、谷值、周期和衰减程度误差幅度均在 6%以下,且大部分保持在 2%以内。但对于压力波的谷值处存在非常大的误差,其中工况 1 的波谷值误差达到了 37%,工况 4 的波谷值误差达到了 82%,因为在实验中首个正压波到达前端水泵处没有产生直接反射,导致压力波在第一周期处产生较小谷值,模型无法模拟出该现象。

工况序号	第1峰值	第1谷值	第3波峰 衰减	第 5 波峰 衰减	第1周期	第3周期	第5周期
工况 1	1.4%	37%	0.6%	5.2%	1.9%	1.1%	1.2%
工况 4	1.3%	82%	0.6%	1.4%	0.8%	1.3%	1.3%

表 4-1 工况 1、4 误差计算

4.3 粘弹性管道间接水锤模拟

以第3章所进行实验的工况7到工况18为例,分别对HDPE和PPR管道在不同温度不同雷诺数下的工况进行参数确定,并将结果代入模型中进行模拟,验证参数确定方法的准确性。

4.3.1 HDPE 管道

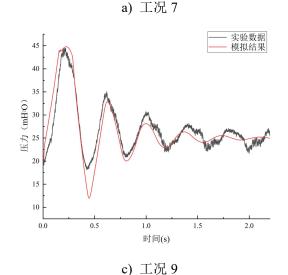
利用 4.1 提出的方法对 30Hz 下三种温度(24°°、30°°、40°°)的 HDPE 管道的瞬变流工况(工况 7、8、9)的模型参数进行校核确定。管道总长 35.1m,管径为 DN20,壁厚 3mm。工况 7、8、9 初始压力为 24m,初始流量为 2.1m³/h,沿程阻力系数为 0.04。

节 3.4 中已通过实验数据计算得出三种工况的波速(即 0 时刻的流速)为 401.5m/s、393.2m/s 和 381.7m/s。基于节 4.1.3 提出的参数确定方法得到三种工况的蠕变 参数、波速和关阀曲线结果如表 4-2 所示。将参数值代入到粘弹性管道一维拟稳态摩阻模型中,模拟结果和实验结果的对比,如图 4-3 所示。

	表 4-2 工况 7、8、9 的参数确定结果								
参数	$J_1/(\mathrm{Pa}^{-1})$	$J_2/(\mathrm{Pa}^{-1})$	<i>a</i> /(m/s)	TF/(s)	TC/(s)	C1			
工况 7	0.15×10 ⁹	0.55×10 ⁹	413	0.35	0.15	0.37			
工况 8	0.17×10^9	0.61×10 ⁹	399	0.35	0.15	0.37			
工况 9	0.21×10^{9}	0.8×10^{9}	385	0.35	0.15	0.37			
50 45 40 (O [*] 35 (Hm) 30 (大田 25									

时间(s)

b) 工况 8



1.0

时间(s)

1.5

图 4-3 30Hz 工况下 HDPE 管道瞬变流模拟和实验结果对比

表 4-2 表明,当温度从 24℃升高至 40℃时,HDPE 管道的 J1 和 J2 值均会大幅升高,升高幅度约为 40%;同时 HDPE 管道的波速值会随水温的升高而降低,降低幅度约 6.7%,应用参数确定方法所得到的波速值与基于节 3.4 所提到方法(2)计算得到的第一周期波速值最为接近,因此在模型计算应尽量选择参考压力波第一周期计算得到的波速值。

图 4-3 中可以观察得到,工况 7、8、9 的模拟结果和实验数据的压力波峰值、相位和衰减均有较好的匹配度,仅在首个相位的谷值会产生一定程度的误差,在压力波的后几个周期会产生一定幅度误差。同样的,对压力波曲线中波峰、波谷和周期的误差值进行计算,如表 4-3 所示。结果表明,模拟结果中绝大部分峰值点和周期均已经得到较为准确的结果,在第 1、3 周期前压力波的峰值、衰减和周期上的误差值均保持在 10%以内,在第 5 周期的压力波峰值和周期误差保持 20%以内。不过对于首个谷值处的误差达到了 30%左右,模型对于工况 7、8、9 的压力波谷值计算结果偏大。

工况序 号	第1峰值	第1谷值	第3峰值	第5峰值	第1周期	第3周期	第5周期
工况 7	1.3%	25.6%	1.9%	3.1%	3.4%	2.5%	15.4%
工况 8	3.5%	33.8%	7.8%	12.2%	5.7%	3.4%	18.6%
工况 9	2.1%	29.0%	10.4%	17.5%	4.0%	6.1%	18.1%

表 4-3 工况 7、8、9 误差计算

使用相同的方法对水泵工频运行下 HDPE 管道瞬变流压力波动(工况 10、11、12)的模型参数进行校核确定,工况 10、11、12 初始压力为 65m,初始流量为 3.9m³/h,沿程阻力系数为 0.06。参数确定结果如表 4-4 所示。

从表 4-4 中可以看到仅当初始压力和初始流量改变时,50Hz 工况(工况 10、11、12)波速和蠕变参数同 30Hz 工况(工况 7、8、9)的整体相近,从而说明雷诺数的改变几乎不对 HDPE 管道的蠕变参数和波速值产生影响。将参数值代入粘弹性管道瞬变流模型中,模拟结果如图 4-4 所示。

参数	$J_1/(\mathrm{Pa}^{-1})$	J ₂ /(Pa ⁻¹)	a/(m/s)	TF/(s)	TC/(s)	C1
工况 10	0.15×10 ⁹	0.48×10 ⁹	419	0.35	0.15	0.37
工况 11	0.18×10^9	0.61×10 ⁹	402	0.35	0.15	0.37
工况 12	0.24×10 ⁹	0.77×10 ⁹	379	0.35	0.15	0.37

表 4-4 工况 10、11、12 的参数确定结果

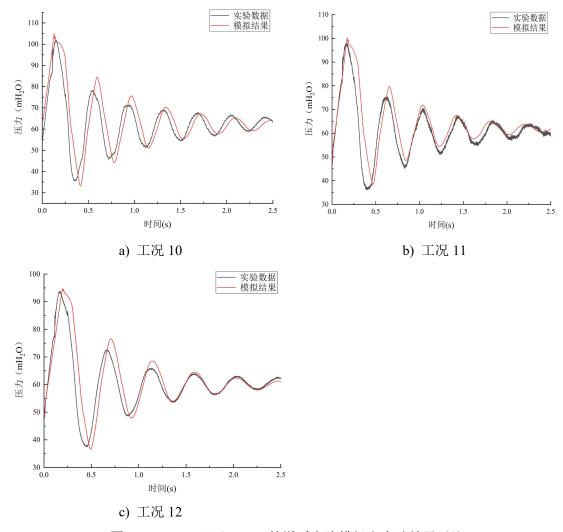


图 4-4 50Hz 工况下 HDPE 管道瞬变流模拟和实验结果对比

从图 4-4 可以看出,50Hz 工况(工况 10、11、12)的模拟结果与实验曲线的契合程度整体上高于 30Hz 工况(工况 7、8、9)模拟结果。50Hz 工况的实验数据在瞬态过程达到第五个周期以后没有出现压力波振荡干扰的情况,因此模拟结果中的压力波周期和相位在瞬态过程后期后仍有较高的契合程度。

同样的,工况 10、11、12 的瞬变流压力波曲线中波峰、波谷和周期的误差值进行计算进行误差计算,计算结果如表 4-5 所示。可以看出 50Hz 工况下的 HDPE 的各节点模拟结果整体相比 30Hz 工况下更加准确。因为工况 10、11、12 为水泵工频运行,此时管道瞬变流压力波动不存在变频装置的干扰,大多数节点的模拟误差均保持在 10%以内,仅在第 3 波峰值的衰减处出现一定误差。

综上所述,粘弹性管道瞬变流模型对于 HDPE 管道的模拟结果具有较高的准确性,50Hz 工况的模拟结果相比低雷诺数工况的误差更小。当水温从 24℃上升至 40℃时,HDPE 管道的蠕变参数的 J1 值和 J2 值上升约 40%,波速值下降约 7%。另外,在水温和管道系统参数不变的情况下,不同雷诺数下得到的波速和蠕变参数值相差不大,因此在水温不变的情况下,经过校核确定得到的一组参数值可以应用到不同雷诺数的工况下进行模拟计算。

表 4-5	工況 10、	11,	12	误差计算

工况序 号	第1峰值	第1谷值	第3峰值	第5峰值	第1周期	第3周期	第 5 周期
工况 10	6.4%	5.4%	11.6%	4.3%	2.6%	8.7%	5.4%
工况 11	4.4%	8.1%	4.0%	2.4%	5.5%	9.4%	4.6%
工况 12	1.1%	4.7%	10.1%	5.7%	2.1%	6.1%	1.1%

4.3.2 PPR 管道

本节将对不同温度不同雷诺数下的 PPR 管道间接水锤工况(工况 13-18)进行参数确定,验证该参数确定方法对 PPR 管道模拟结果的准确性。管道总长 35.1m,管径为 DN20,壁厚 3mm,水泵 30Hz 运行 PPR 管道工况(工况 13、14、15)的初始压力为 25m,初始流量为 2.0m³/h,管道沿程阻力系数为 0.04。水泵 50Hz 运行 PPR 管道工况(工况 13、14、15)的初始压力为 73m,初始流量为 3.7m³/h,管道沿程阻力系数为 0.04。

应用相同的参数确定方法对 PPR 管道工况(工况 13-18)的瞬变流模型参数进行校核确定,参数结果如表 4-6 所示,将参数值代入粘弹性管道瞬变流模型中,模拟结果如图 4-5 和 4-6 所示。

 $J_1/({\rm Pa}^{-1})$ $J_2/(Pa^{-1})$ a/(m/s)TF/(s)TC/(s)C1 工况 13 0.11×10^9 0.41×10^9 456 0.33 0.15 0.38 工况 14 0.13×10^{9} 0.49×10^{9} 443 0.33 0.15 0.38 工况 15 0.14×10^{9} 0.54×10^{9} 0.33 0.15 432 0.38 工况 16 0.11×10^9 0.39×10^{9} 460 0.33 0.15 0.38 0.13×10^9 0.49×10^{9} 工况 17 447 0.33 0.15 0.38 0.17×10^9 0.55×10^9 工况 18 438 0.33 0.15 0.38

表 4-6 工况 13-16 的参数确定结果

表 4-6 表明,PPR 管道的蠕变参数整体小于 HDPE 管道,波速值整体大于 HDPE 管道,同温度下 PPR 管道的波速值相比 HDPE 管道高 15%左右。当温度从 24 $^{\circ}$ 升高至 40 $^{\circ}$ 叶,PPR 管道蠕变参数 J_1 和 J_2 值上升约 30%,波速值下降约 4.7%。同温度下不同 雷诺数工况 PPR 管道的蠕变参数和波速值相近。

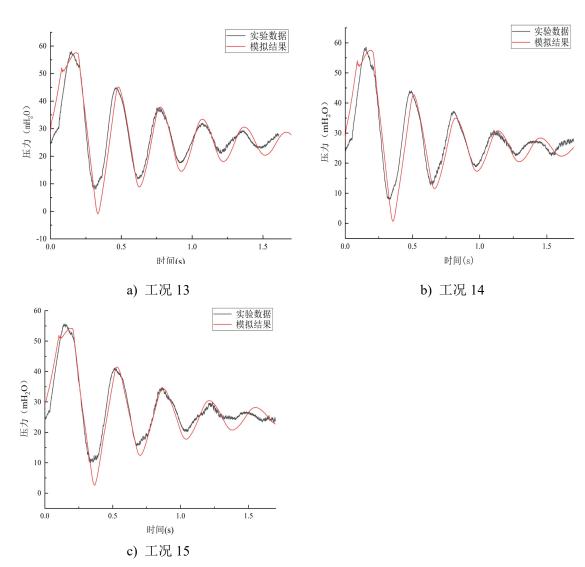
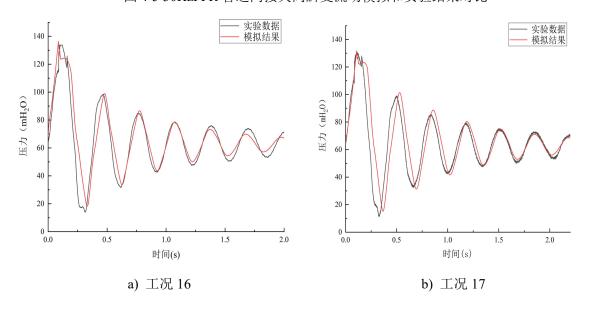


图 4-5 30HzPPR 管道间接关阀瞬变流动模拟和实验结果对比



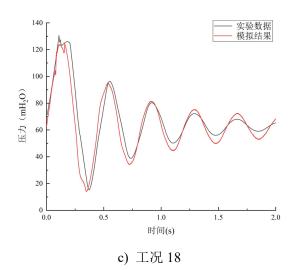


图 4-6 50Hz 下 PPR 管道间接关阀瞬变流动模拟和实验结果对比

图 4-5 和 4-6 中观察得到,与 HDPE 管道的模拟结果类似,30Hz 工况(工况 13、14、15)的模拟结果的在波谷处会产生一定幅度误差,而 50Hz 诺数的工况(工况 16、17、18)中并没有出现这种问题。30Hz 工况(工况 13、14、15)的模拟结果在压力波到达第五个周期时出现一定误差,尤其在工况 14 和 15 中更为明显,这同样是由于水泵变频装置的干扰,导致压力波出现了不规则振荡情况,这一现象无法在模型中体现。

对 PPR 管道所有模拟结果(工况 13-18)的压力波的峰值、谷值和周期进行误差计算,计算结果如表 4-7 和表 4-8 所示。与 HDPE 管道的误差计算结果的规律相似,30Hz 工况(工况 13、14、15)第一周期的压力波谷值和第五周期的压力波衰减和周期存在一定的误差,并且 50Hz 工况(工况 16、17、18)下模拟结果的误差整体小于低雷诺数的工况(工况 13、14、15)。误差计算结果表明:对于 PPR 管道所有工况压力波峰值和衰减、第 1、第 3 周期的模拟均可以得到较为满意的结果。仅在低雷诺数工况的谷值处存在一定的误差。

表 4-7	工况 13、	14,	15 误差计算
-------	--------	-----	---------

工况序号	第1峰值	第1谷值	第3峰值	第5峰值	第1周期	第3周期	第5周期
工况 13	1.3%	35.0%	1.9%	3.1%	9.4%	6.5%	15.4%
工况 14	3.5%	29.9%	7.8%	5.5%	8.6%	4.9%	18.6%
工况 15	2.1%	31.6%	1.4%	4.0%	6.1%	5.0%	23.1%
表 4-8 工况 16、17、18 误差计算							
工况序号	第1峰值	第1谷值	第3峰值	第5峰值	第1周期	第3周期	第5周期
工况 16	5.4%	4.3%	7.9%	13.1%	6.4%	5.1%	4.9%
工况 17	4.7%	8.4%	5.6%	12.2%	7.7%	12.2%	1.7%
工况 18	3.4%	7.6%	7.7%	18.2%	9.0%	8.1%	4.0%

结合第 4 章的不同工况的参数校核结果及第 3 章不同工况下压力波动的影响规律可知,同温度下 HDPE 管道工况相比 PPR 管道工况以及同管材下高温度工况相比低温度的工况,压力波的峰值更小、衰减更大、周期延迟更加严重,经计算得到其波速值 a 更小,蠕变参数 J_1 值和 J_2 值更大。这一结果同第 2 章模型参数对模拟结果的影响规律相吻合,对第 2 章得到的结论进行了验证。

综上所述,该参数确定方法得到的模拟结果和实验结果吻合程度较好。不同水温下的模拟结果都具有较高的准确性。对 50Hz 雷诺数的工况进行模拟会得到更加准确的结果,而对低雷诺数的工况进行模拟则会在波谷处和瞬态发生过程后期产生些许偏差。

4.4 粘弹性管道直接水锤模拟

为验证粘弹性管道瞬变流模型及本文提出的参数确定方法对大尺度粘弹性管道的适用性,选择前人文献中所进行的大尺度 HDPE 管道实验数据作为参考[37]。大尺度管道瞬变流实验在伦敦帝国理工学院进行,实验系统由离心水泵、HDPE 管道、流量计、压力传感器、采集系统和末端快关阀门组成,通过快速关闭下游阀门完成水锤激励。实验管道管长为 271.7m,公称直径为 50.6mm,壁厚为 6.2mm。实验工况的关阀时间为 0.13s,管道系统初始压力 45.5m,初始流量为 3.6m³/h,实验曲线如图 4-7 所示。利用前文所提出的参数确定方法对实验工况进行参数校核,校核得到波速值为 425m/s, T_1 =0.05s, T_2 =0.25s, J_1 =0.11×10°Pa $^{-1}$, J_2 =0.28×10°Pa $^{-1}$ 。模拟结果如图 4-7 所示。

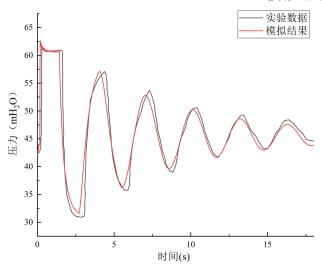


图 4-7 大尺度 HDPE 管道实验数据与模拟结果对比

图 4-7 表明,对于大尺度 HDPE 管道直接水锤模拟,应用粘弹性管道瞬变流模型及本文提出的参数确定方法进行模拟可以得到非常准确的结果,结果表明模型及参数确定方法不局限于小尺度管道的情况,可以适用于不同尺度管道的水锤模拟,。

4.5 模型准确性验证

本节利用三种统计学标准指数作为定量分析的方法,基于实验数据对模拟结果的压力波曲线进行误差分析,对模型的准确性进行验证。选择使用三个统计标准指数(相关

系数(R)、均方根误差(RMSE)、和纳什效率系数(NSE))来计算模拟结果与实验数据间的整体差异,验证模拟结果的准确性。这些统计学标准指数显示了在指定管道点处观察到的压力波动与模型在这些点处预测的压力波动之间的线性关系,衡量了实验结果和数值结果之间的差异。R(>0.8)和 NSE(\approx 1)的较高值以及 RMSE 较低值则表明模拟结果的准确性更高。

(1) 相关系数(R)

相关系数,即皮尔逊相关系数,最早由统计学家卡尔·皮尔逊(Karl Pearson)提出,用于表示不同变量之间线性相关程度。相关系数是按积差方法计算,以两变量与各自平均值的差值为基础,通过两个差值相乘来反映两变量之间相关程度,着重研究线性的单相关系数。其计算公式如式 4-1 所示,相关系数的范围为 0~1,通常来说相关系数 R 越接近 1 则表示两个变量之间的相关性越高,当 R 大于 0.8 时则可以认为两变量的相关程度较高。

$$R = \frac{\sum_{j=1}^{N} (H_{j}^{e} - \overline{H}^{e})(H_{j}^{n} - \overline{H}^{n})}{\sqrt{\sum_{j=1}^{N} (H_{j}^{e} - \overline{H}^{e})^{2} \sum_{j=1}^{N} (H_{j}^{n} - \overline{H}^{n})^{2}}}$$
(4-1)

式中 H——压力值, m,

n——模拟结果;

上标 e——实验结果;

下标 *j*——数据总个数。

(2) 均方根误差 (RMSE)

均方根误差(root mean square error,RMSE)也称为标准误差,用于观测预测值与真实值之间的差值。模拟计算的结果即为预测值,而实验压力波动的真实值难以获得,因此需要假设压力传感器测得的实验数据是可以信赖的真实值。RMSE 值对某一组预测值和真实值之间误差非常敏感,因此 RMSE 也可以有效反应计算结果的精密度。RMSE 值的计算方法为预测值与真实值偏差的平方与观测次数 n 比值的平方根,计算公式如式 4-2 所示。RMSE 值的范围为 0 到 ∞ ,越小的 RMSE 值则表示模拟结果的精密度越高。

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{J=I}^{N} (H_{j}^{e} - H_{j}^{n})^{2}}{N}}$$
(4-2)

式中 N——数据总量。

(3) 纳什效率系数(NSE)

纳什效率系数(Nash-Sutcliffe efficiency coefficient,NSE),经常应用于验证水文模型模拟结果的准确性。NSE 值的取值范围为- ∞ ~1,NSE 值越趋近于 1 则表示模拟结果越准确,通常当 NSE 值>0.65 时即可认为模拟结果的准确性较高; NSE 值趋近于 0 则表示模拟结果整体可信但存在一定程度误差; NSE 值远远小于 0 则表示模型不可信。NSE 值的计算公式如 4-5 所示:

$$NSE = 1 - \frac{\sum_{J=1}^{N} (H_{J}^{e} - H_{J}^{n})^{2}}{\sum_{J=1}^{N} (H_{J}^{e} - \overline{H^{e}})}$$
(4-3)

利用(4-1)至(4-5)计算节 4.2 和节 4.3 中得到模拟结果与实验数据间的差异,验证所提出的参数方案的有效性。各组工况的计算结果如表 4-9 所示。

工况序号	管材	运行方案	R	RMSE	NSE
工况 1	铜管	30Hz 运行	0.8353	9.453	0.4952
工况 4	铜管	工频运行	0.8036	16.0652	0.6063
工况 7	HDPE	30Hz 运行	0.8755	3.6779	0.6946
工况 8	HDPE	30Hz 运行	0.9017	3.3738	0.6667
工况 9	HDPE	30Hz 运行	0.9276	2.4414	0.7841
工况 10	HDPE	工频运行	0.8754	6.5168	0.677
工况 11	HDPE	工频运行	0.8804	6.0391	0.6998
工况 12	HDPE	工频运行	0.8788	5.3153	0.7270
工况 13	PPR	30Hz 运行	0.9483	4.2626	0.8432
工况 14	PPR	30Hz 运行	0.929	4.5765	0.8085
工况 15	PPR	30Hz 运行	0.9706	3.0493	0.9115
工况 16	PPR	工频运行	0.9248	7.9547	0.8488
工况 17	PPR	工频运行	0.8580	8.19	0.7079
工况 18	PPR	工频运行	0.9624	6.2082	0.9021

表 4-9 统计标准指数计算

相关系数(R)反应了模拟结果和实验数据之间的相关性,所有工况的 R 值均大于 0.8,表明了经过模型参数确定后的模拟结果与实验数据间具有良好的相关性。其中铜管 工况(工况 1、4)的 R 值约 0.8 左右,而粘弹性管道工况(工况 7-18)均保持在 0.9 左右,粘弹性管道模拟结果与实验数据间的相关性略高于弹性管道。

均方根误差(RMSE)对模拟结果和实验数据之间的精密性非常敏感,其中所有的 粘弹性管道工况(工况 7~工况 18)的模拟结果均有较低的 RMSE 值,认为模拟结果与 实验数据之间的精密程度很高。其中,弹性管道的工况(工况 1、工况 4)得到了稍大 的 RMSE 值,达到 10 以上。因 RMSE 值对个别采样点间的差值非常敏感,而弹性管道 模拟结果的第一个周期的波形和谷值的较大差别,导致了铜管工况得到了更高的 RMSE 值。

纳什效率系数(NSE)反映了模型预测结果的准确程度,结果表明所有粘弹性管道的工况(工况 7~18)的 NSE 值都在 0.65 以上,即经过模型参数确定后,该模型的适用程度非常高,而弹性管道的 NSE 值接近 0.5 则表明该模型的模拟结果虽然有一定误差,但预测结果仍是可信的。

通过计算三种统计标准指数的结果表明,应用本文所提出的参数确定方法得到的参数代入模型中进行模拟,模拟结果与实验数据的相关性、精密性和准确性都非常高,计算模型很好的预测了实际发生的压力波动情况。而其中粘弹性管道瞬变流模型相比弹性管道瞬变流模型的模拟结果的准确性更高。多组不同温度、管材、雷诺数的实验工况的模拟结果均达到了较为满意的结果,该参数确定方法具有较广的普适性。

4.6 本章小节

本章基于节 2.4 总结的主要参数对模拟结果影响规律,提出了三种适用于弹性间接水锤、粘弹性直接水锤和粘弹性间接水锤的参数确定方法。并基于本文第 3 章的得到实验数据以及前人进行的实验所得到的数据校核确定模型主要参数,将所得参数代入管道瞬变流模型中,与实验数据进行对比验证该参数确定方法的准确性。

结果表明,该参数确定方法得到的模拟结果和实验结果吻合程度较好。不同水温下的模拟结果都具有较高的准确性。模拟结果可以准确的模拟出不同工况的峰值和衰减情况以及瞬变流发生前中期的周期和相位情况,仅在粘弹性管道间接水锤的瞬变流发生末期会产生一定程度的误差。对 50Hz 的工况进行模拟会得到更加准确的结果,而对低雷诺数的工况进行模拟则会在波谷处和瞬态发生过程后期产生些许偏差。

三种管材管道(铜管、HDPE 管和 PPR 管)的参数确定结果得到如下结论:波速和蠕变参数均受到水温的影响且不同管材的数值不同。同一水温下,弹性管道的波速远大于粘弹性管道,而 PPR 管道的波速略大于 HDPE 管道;水温升高会导致 HDPE 和 PPR 管道的波速值下降;同一水温下,HDPE 管道的蠕变效应强于 PPR 管道;当水温升高时,两种管道的蠕变效应均增强,当温度从 24°C升高至 40°C时,PPR 管道蠕变参数 J_1 和 J_2 值上升约 30%,波速值下降约 4.7%。

对模拟结果和实验数据之间的相关系数(R)、均方根误差(RMSE)和纳什效率系数(NSE)进行计算,计算结果表明,所有模拟结果均得到了较为令人满意的 R 值、RMSE 值和 NSE 值,其中粘弹性管道工况(工况 7-18)相比弹性管道工况(工况 1、4)具有更高的 R 值、更低的 RMSE 值和更高的 NSE 值,认为粘弹性管道工况的模拟结果相比铜管更加准确。

结论

粘弹性管道瞬变流压力波动受多种参数共同影响,本文主要针对波速、蠕变参数和 关阀曲线对压力波动的影响规律进行研究。首先阐述粘弹性管道瞬变流模型,通过大量 数值试验,验证主要参数对模拟结果的影响规律;然后,搭建管道瞬变流实验台,对管 材、水温和雷诺数对实验压力波动的影响规律进行研究;最后,提出粘弹性管道瞬变流 模型的参数确定方法,并验证该参数确定方法的准确性。得出结论如下:

- (1)每个压力波的峰值均受到波速、蠕变参数和关阀曲线影响,压力波的周期和相位同时受到波速和蠕变参数影响,但在瞬变流动第一个周期几乎不受到蠕变参数的影响;使用 5 参数(2 元件)KV 模型, J_1 值的变化主要影响压力波的周期和相位, J_2 值的变化主要影响压力波的峰值和衰减。
- (2) 将非线性关阀曲线简化为两阶段线性关阀曲线,总关阀时间 TF,节点时间 TC 和 TC 时刻的阀门开度 C1 均会对压力波峰值和波形产生不同程度的影响:增大 C1 值导致压力波峰值呈比例减小;压力波峰值与 TF 和 TC 值呈非线性相关,增大 TF 和 TC 均会导致压力波的峰值降低。
- (3) 波速和蠕变参数均受到水温的影响且不同管材的数值不同。同一水温下,弹性管道的波速远大于粘弹性管道,而 PPR 管道的波速略大于 HDPE 管道;对于粘弹性管道来说,压力波的波速值随时间逐渐减小,其变化率也随之降低,水温升高会导致 HDPE 和 PPR 管道的波速值下降;同一水温下,HDPE 管道的蠕变效应强于 PPR 管道;当水温升高时,两种管道的蠕变效应均增强。
- (4) 水温对铜管的瞬变流压力波动的影响微乎其微,当水温从 24℃升高至 40℃时,最高峰值下降幅度不超过 3%;对于粘弹性管道来说,水温的改变不仅影响压力波的峰值,而且会较大幅度影响压力波的周期和相位。对于 HDPE 管道来说,当水温从 24℃分别升高至 30℃和 40℃时,相比 24℃时的压力波最大峰值,分别下降约为 5%和 10%,相比 24℃时第二个压力波峰值到达的时间,延迟了约 0.08s 和 0.12s;对于 PPR 管道,当水温从 24℃分别升高至 30℃和 40℃时,压力波最大峰值下降约幅度约为 2%和 5%,相比 24℃时第二个压力波峰值到达的时间,延迟了 0.02s 和 0.05s。由此可见,HDPE 管道的瞬变流压力波动受水温影响最大,PPR 管道次之,铜管几乎不受影响;
- (5)提出了粘弹性管道瞬变流数值计算的波速、蠕变参数和关阀曲线的参数确定方法。模拟结果的相关系数(R)均大于0.8,证明模拟结果与实验数据间具有较高的线性相关程度;所有粘弹性管道工况的均方根误差(RMSE)均小于10,证明粘弹性管道的模拟结果具有较高的精密性,而弹性管道工况的RMSE值稍高,由于第一个压力波压升和谷值的差异较大导致的;所有粘弹性管道工况的纳什效率系数(NSE)均大于0.65,表明经过模型参数确定后,该模型的适用程度较高,而弹性管道的NSE值接近0.5则表明该模型是可信的,但有一定幅度误差,误差来源于第一个压力波的压升及谷

值。

展望:

- (1)本文仅进行了小管道尺度的实验,实验数量有限。今后探究大管道尺度下不同参数对压力波动的影响规律,并在实验中增加所探究的影响因素。让得到的结论得到更充分的论证。
- (2) 现阶段通过总结参数对压力波动的影响规律对参数进行校核,未来可以将现有的参数校核方法结合人工智能方法进行研究。

参考文献

- [1] 金锥,姜乃昌,汪兴华,等. 停泵水锤及其防护(第二版)[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2004.
- [2] 王占杰.中国塑料管道行业现状及发展[Z].全国给水排水技术信息网 42 届技术交流会论文集, 2014, 305-308.
- [3] 周光泉. 粘弹性理论[M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 1996...
- [4] Daily J W, Hankey Jr W L, Olive R W, et al. Resistance coefficients for accelerated and decelerated flows through smooth tubes and orifices[J]. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, 1956, 78(5): 1071-1077.
- [5] Brunone B, Golia U M, Greco M. Some remarks on the momentum equation for fast transients[C]. Proceedings of the International Meeting on Hydraulic Transients with Column Separation. 1991: 201-209.
- [6] Vardy A, Brown J. On turbulent, unsteady, smooth-pipe friction[C]. BHR group conference series publication, 1996: 289-312.
- [7] Vardy A E, Hwang K-L. A characteristics model of transient friction in pipes[J]. Journal of Hydraulic Research, 1991, 29(5): 669-684.
- [8] Adamkowski A, Lewandowski M . Experimental Examination of Unsteady Friction Models for Transient Pipe Flow Simulation[J]. Journal of Fluids Engineering, 2006, 128(6):1351-1363.
- [9] Gally, M, Guney, M, Rieutford, E. An Investigation of Pressure Transients in Viscoelastic Pipes[J]. Journal of Fluids Engineering, 1979, 101(4):495.
- [10] Brunone B, Karney, B W, Mecarelli M, et al. Velocity profiles and unsteady pipe friction in tran-sient flow. Journal of Water Resources Planning and Man-agement, 2000, 126(4):236-244.
- [11] Covas D, Stoianov I N, Mano J F, et al. The dynamic effect of pipe-wall viscoelasticity in hydraulic transients. Part II—Model development, calibration and verification[J]. Journal of Hydraulic Research, 2005, 43(1): 56-70.
- [12] Soares A K, Covas D, Reis L, Analysis of PVC pipe-wall viscoelasticity during water hammer. Journal of Hydraulic Engineering, 2008,134(9):1389–1394.
- [13] Nikpour M R, Nazemi A H, Dalir A H, et al. Experimental and numerical simulation of water hammer[J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2014, 39: 2669-2675.
- [14] Kodura A. An analysis of the impact of valve closure time on the course of water hammer[J]. Archives of Hydro-Engineering and Environmental Mechanics, 2016, 63(1): 35-45.
- [15] Choon T W, Aik L K, Aik L E, et al. Investigation of water hammer effect through

- pipeline system[J]. International Journal on Advanced Science, Engineering and Information Technology, 2012, 2(3): 246-251.
- [16] Fathi-Moghadam M, Kiani S. Simulation of transient flow in viscoelastic pipe networks[J]. Journal of Hydraulic Research, 2020, 58, 531-540
- [17] Meniconi S, Brunone B, Ferrante M. Water hammer pressure waves interaction at cross-section changes in series in viscoelastic pipes. Journal of Fluids and Structures, 2012, 33: 44-58.
- [18] Kubrak M, Malesińska A, Kodura A, et al. Hydraulic transients in viscoelastic pipeline system with sudden cross-section changes[J]. Energies, 2021, 14(14): 4071
- [19] Triki A. Dual-technique-based inline design strategy for water-hammer control in pressurized pipe flow[J]. Acta Mechanica, 2018, 229(5): 2019-2039.
- [20] Triki A. Water-hammer control in pressurized-pipe flow using a branched polymeric penstock[J]. Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice, 2017, 8(4): 04017024.
- [21] Garg R K, Kumar A. Experimental and numerical investigations of water hammer analysis in pipeline with two different materials and their combined configuration[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2020, 188: 104219.
- [22] Trabelsi M, Triki A. Exploring the performances of the dual technique-based water hammer redesign strategy in water supply systems[J]. Journal of Water Supply: Research and Technology-AQUA, 2020, 69(1): 6-17.
- [23] Kubrak M, Kodura A, Malesińska A, et al. Water Hammer in Steel-Plastic Pipes Connected in Series[J]. Water, 2022, 14(19): 3107.
- [24] Zhang X, Chen S, Xu T, et al. Experimental study on pressure characteristics of direct water hammer in the viscoelastic pipeline[J]. AQUA—Water Infrastructure, Ecosystems and Society, 2022, 71(4): 563-576
- [25] Rezapour S, Riasi A. Experimental investigation of viscoelastic turbulent fluid hammer in helical tubes, considering column-separation[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2021, 194: 104489.
- [26] Rezapour S, Riasi A. Impact of fluid viscoelasticity on the pressure wave in laminar fluid hammer in helical tubes-an experimental study[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2021, 125: 105356.
- [27] Brunone B, Karney B W, Mecarelli M, et al. Velocity profiles and unsteady pipe friction in transient flow[J]. Journal of water resources planning and management, 2000, 126(4): 236-244.
- [28] Covas D, Stoianov I N, Mano J F, et al. The dynamic effect of pipe-wall viscoelasticity in hydraulic transients. Part II—Model development, calibration and verification[J]. Journal of Hydraulic Research, 2005, 43(1): 56-70.
- [29] Urbanowicz K, Firkowski M, Zarzycki Z. Modelling water hammer in viscoelastic

- pipelines: short brief[C]. Journal of Physics: Conference Series. IOP Publishing, 2016, 760(1): 012037.
- [30] Urbanowicz K, Firkowski M. Effect of creep compliance derivative in modeling water hammer in viscoelastic pipes[J]. BHR Press. Surges, 2018, 13: 305-324
- [31] Kandil M, Kamal A M, El-Sayed T A. Effect of pipematerials on water hammer[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2020, 179: 103996.
- [32] Abdel-Gawad A H Improved Analytical Solution for Water Hammer in Viscoelastic Pipes[J]. MEJ. Mansoura Engineering Journal, 2022, 47(4): 20-32
- [33] Duan, H F, Ghidaoui, M, Lee, P J, et al. . Unsteady friction and visco-elasticity in pipe fluid transients. Journal of Hydraulic Research, 2010, 48(3), 354–362.
- [34] Pan B, Keramat A, Capponi C, et al. Transient energy analysis in water-filled viscoelastic pipelines[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2022, 148(1): 04021051.
- [35] Aliabadi H K, Ahmadi A, Keramat A. Frequency response of water hammer with fluid-structure interaction in a viscoelastic pipe[J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2020, 144: 106848.
- [36] Wu K, Feng Y, Xu Y, et al. Energy Analysis of a Quasi-Two-Dimensional Friction Model for Simulation of Transient Flows in Viscoelastic Pipes[J]. Water, 2022, 14(20): 3258
- [37] Covas D, Stoianov I, Ramos H, et al. Water hammer in pressurized polyethylene pipes: conceptual model and experimental analysis[J]. Urban Water Journal, 2004, 1(2): 177-197.
- [38] Pan B, Duan H F, Meniconi S, et al. Multistage frequency-domain transient-based method for the analysis of viscoelastic parameters of plastic pipes[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2020, 146(3): 04019068
- [39] Pezzinga G. Evaluation of time evolution of mechanical parameters of polymeric pipes by unsteady flow runs[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2014, 140(12): 04014057.
- [40] Javadi Orte Cheshme J, Ahmadi A, Keramat A. Modeling of nonlinear viscoelastic creep of a polyethylene pipeline during water hammer[J]. Urban Water Journal, 2022, 19(4): 336-347.
- [41] 怀利, 斯特里特. 瞬变流[M]. 水利电力出版社, 1983.
- [42] 王树人. 水击理论与水击计算[M]. 清华大学出版, 1981.
- [43] 刘静,周领,曹波,等.瞬变流中加权类动态摩阻模型的二阶近似求解[J]. 水力发电学报,2020(4):7.
- [44] 汪建,杨帅,吴大转,等. 基于三维 CFD 方法的管路瞬变流特性研究[J]. 流体机械, 2019, 47(04): 13-20.
- [45] 张巧玲,常维宁,杨振东,等. 基于非恒定摩阻的管道泄漏数值模拟[J]. 水动力学研究与进展: A 辑, 2018, 33(5):8.
- [46] 郭新蕾,马慧敏,王涛,等. 管网故障水力瞬变检测实验系统研发[J]. 水利学报, 2019(3):10.

- [47] 黄坤,周领,刘德有,等. 考虑动态摩阻的管道内水气耦合瞬变流的数值模拟[J]. 水电能源科学, 2021.
- [48] 魏闯,李明思,李东伟等. PVC 管网中支管连接方式对干管水锤压力叠加的影响[J]. 农业工业学报, 2012, 28(18): 88-97.
- [49] 张挺,吕勇臻,杨志强等. 水锤激励下黏弹性输流直管轴向振动响应特性[J]. 振动工程学报, 2017, 30(2): 241-248.
- [50] 朱炎,吴晨光,袁一星等. 黏弹性输水管道中含气瞬变流压力衰减分析[J]. 水利学报, 2018, 49(3): 303-312.
- [51] 王宁,周领,李赟等.黏弹性管道水柱分离弥合水锤有限体积法模型[J].力学学报,2022,54(07):1952-1959.
- [52] 肖学,李传奇,杨幸子. 管道瞬变流水击计算模型全局参数敏感性分析[J]. 人民黄河, 2020, 42(4):4.
- [53] 万五一,练继建,李玉柱.阀门系统的过流特性及其对瞬变过程的影响[J].清华大学学报(自然科学版),2005(09):1198-1201.
- [54] 许海翔,周建旭.阀门的流量特性对系统瞬变流分析的影响[J].水电能源科学,2016,34(03):185-188.
- [55] 郭永鑫,郭新蕾,杨鹏志,付辉,王涛.管道水力摩阻系数的敏感性分析[J].水利学报,2019,50(08):1021-1028.
- [56] 高凤. 水锤波速影响因素分析以及其对水力过渡过程的影响研究[D].长安大学,2015.
- [57] 郭新蕾,杨开林.基于瞬变流和遗传算法的管道泄漏辨识[J].计算力学学报,2009,26(05):664-669.
- [58] 马慧敏. 供水管网泄漏瞬变流检测技术及实验系统研发[D].中国水利水电科学研究院,2019.
- [59] 李甲振,余弘婧,郭新蕾,郭永鑫,王涛,付辉,黄伟.管道系统泄漏的可控低强度瞬变流检测法[J].应用基础与工程科学学报,2022,30(04):873-882..

攻读学位期间发表的学术论文

[1] 孙强,王祉皓,伍悦滨,徐莹.弹性/黏弹性混合管道瞬变流参数校核方法[J].科学技术与工程,2023,23(02):762-769. (北大核心)

致谢

三年如弹指一挥间,七年的东林生活如白驹过隙。三年中有两年半的时间在疫情的 阴霾度过,或许也因此让我得以摆脱本科期间养成的坏习惯,让我更专心地投身于科研 工作中。但拨开云雾见青天,疫情的阴霾随着我即将踏入社会的脚步逐渐散去,让我坚 信踏出校门的明天将伴随希望和阳光。

首先,由衷感谢我最敬爱的导师孙强老师。感谢孙老师的悉心教导,从入门课题到 论文发表事无巨细都离不开孙老师的帮助。而这三年间我也看见孙老师的不辞辛劳,日 日夜夜的加班化作了我们师门日益丰盛的研究成果。我们亦师亦友,在工作中讨论课题 进展,在生活中畅谈生活琐事,选择您作为导师是我三生有幸。

感谢我的师姐郝瑛琪,为我解答了课题和就业上的各种问题。感谢我的同门张智霖,是我们互相扶助共同成长,一起度过这三年苦读。感谢我的师妹王复香,师妹王栩,师弟刘佳豪,感谢你们对我的关心,祝你们今后的科研生涯前程似锦。

感谢我的母校东北林业大学,感谢建筑环境与能源应用专业组的各位老师这在七年 间在生活和学习上为我提供了各种帮助。

感谢我的舍友苑东健、薛文豪、张苏杭、曹绍祥,三年间我们同甘共苦,一同奋进,朝夕相伴。论文发表时、找到工作时我们互相祝贺,生活和科研出现困难时我们互相安慰,没有你们我不知如何走过这辛苦的三年。

感谢陪伴我的多年的挚友佟斯亮、张丛凯、刘懿霆、温昊、孔德旭、丛广祎、杨茜雯。我们相识多年,如今虽身在五湖四海、天南海北,但没有你们在闲暇时间与我畅谈闲聊、同我分享琐事、为我分担烦忧,我的生活便少了一半色彩。也是你们的陪伴让我度过了一个又一个快乐的日子,想到今后步入社会我们会在不同的城市定居,联系减少,也不免会有几分失落。但无论如何,一直都是你们的陪伴着我前进,无论你们身处何地我们的友谊都不会改变,祝你们在自己的工作、科研中武运昌降。

最后我要感谢我的父母和奶奶,有你们就有家,家是我永远的归宿。万千感谢无以言表,无私的爱无法用文字表达。今后我定会努力前进,为你们带来更美好的生活。

再次感谢所有关心我,支持我的人,将感谢记录于此,为我三年间的硕士生涯画下 完美的句号。

独创性声明

本人声明所呈交的学位论文是本人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。据我所知,除了文中特别加以标注和致谢的地方外,论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果,也不包含为获得<u>东北林业大学</u>或其他教育机构的学位或证书而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均己在论文中作了明确的说明并表示谢意。

学位论文作者签名:

签字日期: 年 月 日

学位论文版权使用授权书

本学位论文作者完全了解<u>东北林业大学</u>有关保留、使用学位论文的规定,有权保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和磁盘,允许论文被查阅和借阅。本人授权<u>东北林业大学</u>可以将学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索,可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存、汇编学位论文。

(保密的学位论文在解密后适用本授权书)

学位论文作者签名:

导师签名:

签字日期: 年 月 日

签字日期: 年 月 日

学位论文作者毕业后去向:

工作单位:

电话:

通讯地址:

邮编: