DOI:10.11705/j.issn.1672-643X.2022.03.27

基于冲蚀耦合动网格方法的摇臂式喷灌 喷头冲蚀变形数值模拟研究

申恒峰,黄剑峰,周传亮

(北部湾大学建筑工程学院,广西 钦州 535011)

摘 要:喷灌喷头长期冲蚀磨损引起的喷嘴结构变形是影响其水力性能的主要原因之一。为了探究喷头的冲蚀变 形及变形对其水力性能的影响规律,基于冲蚀耦合动网格方法以 PY1 – 20sh 型喷头为研究对象,利用标准 k – s 湍 流模型与 Generic 冲蚀模型建立喷头固 – 液两相流数值模型,针对3组不同水流含沙量工况开展喷头运行160h内 的冲蚀变形数值模拟研究。结果表明:喷头的冲蚀磨损主要发生在主喷嘴处,持续地冲蚀磨损使其质量减小,主喷 嘴冲蚀变形表现为管壁向外不均匀扩张使得出口直径增大,变形程度与喷头运行时长及水流含沙量均呈正相关, 变形速率随运行时间的延长而减缓,形状系数变大说明出口断面逐渐偏离圆形。喷头水力性能的变化表现为冲蚀 变形使出口流量增加但流量系数减小,且由理论分析发现喷头射程随运行时长逐渐缩短,末端水滴直径逐渐减小 但变化幅度不大。研究结果可为喷头的合理使用与结构设计提供参考依据。

关键词:摇臂式喷灌喷头;磨损;冲蚀耦合动网格;数值模拟;水力性能

中图分类号:S277.9⁺4 文献标识码:A 文章编号:1672-643X(2022)03-0209-09

Numerical simulation of erosion deformation of rocker nozzle based on erosion coupled dynamic mesh method

SHEN Hengfeng, HUANG Jianfeng, ZHOU Chuanliang

(College of Civil Engineering and Architecture, Beibu Gulf University, Qinzhou 535011, China)

Abstract: The structural deformation of sprinkler nozzles caused by long-term erosion and wear is one of the main reasons affecting the nozzle hydraulic performance. In order to explore the law of erosion deformation of nozzles and the effect of deformation on their hydraulic performance, based on the erosion coupled dynamic mesh method, a numerical model of solid – liquid two-phase flow of nozzle was established using standard $k - \varepsilon$ turbulence model and Generic erosion model with the PY1 – 20sh nozzle as the research object. The numerical simulation of nozzle erosion deformation within 160 h was carried out on three groups of inlet flows under different sediment concentration conditions. The results show that the erosion wear mainly occurs at the main nozzle, and the continuous erosion wear reduces its mass, which in turn causes the uneven outward expansion of the pipe wall and the increase of the outlet diameter of the nozzle. The degree of deformation is positively correlated with the service time and sediment concentration, the deformation rate slows down with time, and the enlarged shape coefficient indicates that the shape of the outlet section gradually deviates from the circle. The change of nozzle hydraulic performance is characterized by increased outlet flow but decreased flow coefficient due to erosion deformation. The theoretical analysis shows that the range of the nozzle is gradually shortened, and the diameter of the water drop at the end is gradually reduced within a small range. The research results can provide a reference for the rational use and structural design of nozzles.

收稿日期:2021-11-09; 修回日期:2022-04-12

基金项目:国家自然科学基金项目(52169020、51541913);北部湾大学引进高层次人才科研启动项目(2022KYQD01) 作者简介:申恒峰(1996-),男,贵州遵义人,硕士研究生,研究方向为工程水力学。

通讯作者:黄剑峰(1978-),男,云南楚雄人,博士,教授,研究方向为工程中多尺度多介质多相流动耦合动力学。

Key words: rocker nozzle; wear; erosion coupled dynamic mesh; numerical simulation; hydraulic performance

1 研究背景

在使用浑水进行喷灌的过程中,喷头由于持续 地被冲蚀磨损会发生冲蚀变形,进而影响喷头的水 力性能。目前对于喷头使用过程中各个阶段的冲蚀 变形情况,以及冲蚀变形对喷头水力性能的具体影 响程度的研究还不够全面。因此,本文通过探究喷 灌喷头使用160 h 内出口直径与出口流量之间的变 化关系、出口直径与喷头射程之间的变化关系以及 出口直径、出口断面形状系数与末端水滴之间的变 化关系开展数值模拟研究。

我国对喷灌喷头的研究起步相对较晚^[1],诸多 研究主要集中在喷头自身结构的优化^[2-3]和组合模 式创新^[4]方面,近年来,喷头冲蚀变形问题也逐渐 得到关注。为了探究泥沙对喷头的冲蚀磨损规律, 李英能等^[5]通过开展4组不同含沙量水流对喷头冲 蚀磨损试验研究,分析了喷头流量、喷嘴磨损量和喷 嘴尺寸与含沙量及冲蚀时间之间的关系;李红等^[6] 通过研究泥沙磨损对喷头可靠性的影响,得到了浑 水质量浓度上升会使得喷头诸多水力性能变化率增 加的结论,并认为提高喷嘴的耐磨性会使喷头的使 用寿命延长;翟恩昱等^[7]通过对固体颗粒做受力分 析建立了运动方程,确定了固体颗粒对塑性材料喷 头内表面冲蚀磨损时的速度。

鉴于开展冲蚀变形的物理试验研究较为困难, 部分学者进行了相关的数值模拟分析。李文颖^[8]、 王子君^[9]开展了 8034D 型喷头的冲蚀磨损试验研 究和数值模拟,并进行了结果对比,但数值模拟并未 考虑喷头的全流道流场,也未考虑喷头的冲蚀变形; Xu 等^[10] 通过编写网格重塑程序,利用 Fluent 计算 的冲蚀率数据更新壁面网格坐标,探究了喷头的冲 蚀变形速率,发现时间步长对计算结果有较大影响。 然而编写网格重塑程序一直是冲蚀变形研究的难 点,于是石油管道领域的学者利用冲蚀耦合动网格 方法进行构件冲蚀变形研究。Adedeji 等^[11] 基于 Oka 冲蚀模型,结合冲蚀耦合动网格方法进行了弯 管冲蚀变形研究,与试验结果对比后发现该方法可 以准确预测构件的冲蚀变形: Wang 等^[12] 通过将冲 蚀耦合动网格方法应用到两个工程案例中,发现该 方法在针对构件优化和预测构件寿命上具有可行 性;孙岩等^[13]利用该方法对绕丝筛管进行了冲蚀变 形研究,分析了绕丝冲蚀变形发生的位置,并得到了

不同冲蚀历时下绕丝的冲蚀变形情况。

综上所述,冲蚀耦合动网格方法的提出为开展 喷头冲蚀变形的数值模拟研究提供了一种新思路, 利用该方法研究喷头冲蚀变形规律及变形后对其水 力性能的影响,可以为预测喷头使用寿命和喷头结 构优化等提供参考依据。

2 研究方法

2.1 冲蚀耦合动网格方法

冲蚀耦合动网格是一种基于准稳态运行,并实现 固-液-冲蚀完全耦合的构件变形计算方法。Fluent 提供的冲蚀模型能够计算初始冲蚀率,目前已有诸多 基于此模型开展的冲蚀磨损研究^[14-15]。但冲蚀率实 质上是瞬态的,因为冲蚀磨损是一个持续的动态过 程,所以预测较长时间后的冲蚀率需要考虑构件的冲 蚀变形。冲蚀耦合动网格方法是通过将总冲蚀时间 拆分,并在每一段时间上计算出壁面冲蚀率,然后据 此更新壁面网格坐标,而壁面网格坐标则通过动态网 格子模型基于物理时间步长实现更新。

耦合动网格方法首先需要在稳态条件下计算得 到喷头的壁面冲蚀率等数据,在开始动态网格冲蚀 计算后,网格的坐标位置会根据设定的时间步长内 喷头壁面冲蚀率进行更新,其计算流程如图1所示, 单个单元面的变形量由以下公式计算:

$$\Delta x_{face} = E_{face} \left(\frac{\Delta t_{mm}}{\rho_{wm}} \right) \tag{1}$$

式中: Δx_{face} 网格单元变形量,m; Δt_{mm} 为网格运动时 间步长,s; E_{face} 为特定时间步长的壁面冲蚀率, kg/(m²·s); Δt_{mm} 为计算时段,s; ρ_{wm} 为被冲蚀靶材 的密度,kg/m³。



2.2 湍流模型及冲蚀模型

利用标准 *k* - ε 湍流模型对喷头不同工况进行 模拟,该模型适用性较好^[16],由湍流脉动能 *k* 和扩 散率 ε 组成,在实际工程中应用广泛,其准确性得到 了较好的验证。选用 DPM (deformable part model) 作为离散相模型^[17],其提供了 Generic、Mclaury、Oka 和 Dnv 等冲蚀模型,选用其中适用范围较广的 Generic 模型,该模型由 Huser 等^[18]提出,冲蚀率被定 义为:

$$R_{erosion} = \sum_{p=1}^{N_{particle}} \frac{m_p C(d_p) f(\alpha) v^{b(v)}}{A_{face}}$$
(2)

式中: m_p 为颗粒质量流量,kg/s; $C(d_p)$ 为颗粒粒径 函数; α 为颗粒路径与壁面的冲击角,(°); $f(\alpha)$ 为 冲击角函数; v 为颗粒相对速度,m/s; b(v) 为颗粒 相对速度函数; A_{face} 为壁面面积, m^2 。

2.3 求解方法与边界条件

研究基于有限体积法对控制方程进行离散,利用 SIMPLEC 算法对速度和压力进行耦合求解,扩散项采用二阶中心差分格式,对流项采用二阶迎风格式。分别设置压力入口和出口,入口压力设为 350 kPa。设置连续相为清水,其密度为 998 kg/m³,颗粒 密度为 2 650 kg/m³。

2.4 几何模型与网格划分

首先对 PY1-20sh 型喷头进行全流道三维建模, 模型尺寸比例为1:1,具体模型几何参数如图2(a) 所示。由于 DPM 模型的局限性,无法计算壁面边界 处的冲蚀率,使得正常情况下无法预测出口直径的变 化,因此需考虑喷嘴约为0.2 mm 的实际壁面厚度,且 仍以原始出口断面面积计算出口当量直径。

不考虑喷头内螺纹等细部结构,假设各部分连续光滑,利用 ICEM 软件对几何模型进行六面体非结构化网格划分,如图 2(b)所示。通过多次网格划分并以相同初始条件计算出口流量进行网格密度分析,计算结果见表1,考虑在保证精度的前提下节约计算资源,最终取网格数为91 808。

_			
	网格数量	体积流量/(m ³ ・h ⁻¹)	
	66374	4.694	
	78324	4.722	
	91808	4.725	
	129853	4.723	
	173347	4.728	
	302586	4.723	

表1 网格密度分析

3 冲蚀条件设置与理论计算公式

3.1 颗粒属性与时间步长设置

参考林管^[19]对 PY1 - 20sh 型喷头开展的冲蚀

磨损试验研究,本文设置与其一致的初始条件,并通 过结果对比验证本文数值模拟结果的可靠性,表2 为具体的颗粒注入参数。



图 2 喷头模型几何参数及三维模型网格划分(单位:mm)

表 2 喷头冲蚀磨损数值模型颗粒注入参数

入射速度/(m・s ⁻¹)2.0质量流量/(kg・s ⁻¹)0.0033 (0.0065 (0.0098)粒径分布函数Rosin - Rammler粒径分散系数3.5直径数量8最大粒径/mm0.15平均粒径/mm0.035最小粒径/mm0.005	参数	数值
质量流量/(kg・s ⁻¹)0.0033、0.0065、0.0098粒径分布函数Rosin - Rammler粒径分散系数3.5直径数量8最大粒径/mm0.15平均粒径/mm0.035最小粒径/mm0.005	入射速度/(m・s ⁻¹)	2.0
粒径分布函数Rosin - Rammler粒径分散系数3.5直径数量8最大粒径/mm0.15平均粒径/mm0.035最小粒径/mm0.005	质量流量/(kg・s ⁻¹)	0.0033 \0.0065 \0.0098
粒径分散系数 3.5 直径数量 8 最大粒径/mm 0.15 平均粒径/mm 0.035 最小粒径/mm 0.005	粒径分布函数	Rosin – Rammler
直径数量 8 最大粒径/mm 0.15 平均粒径/mm 0.035 最小粒径/mm 0.005	粒径分散系数	3.5
最大粒径/mm0.15平均粒径/mm0.035最小粒径/mm0.005	直径数量	8
平均粒径/mm0.035最小粒径/mm0.005	最大粒径/mm	0.15
最小粒径/mm 0.005	平均粒径/mm	0.035
	最小粒径/mm	0.005

文献[19]的试验过程中泥沙颗粒不断发生碰 撞破碎,使颗粒级配始终在发生变化,表2中的颗粒 级配为综合考虑后的取值。同时设置颗粒由喷头入 口注入,颗粒速度与水流流速一致,水流含沙量设3 组数据,分别为2.5、5.0和7.5 kg/m³。

选用固定时间步长进行冲蚀变形计算,并与自适应时间步长的计算结果进行对比。通过分析喷头 累计平均变形量来选择合理的时间步开展进一步分 析,表3为各时间步长计算的累计平均变形量。计 算中设置总冲蚀历时为160h,以40h为时间间隔, 冲蚀耦合动网格平滑步数为5步,每个流动迭代次 数为100次。

表 3 各时间步长变形量计算结果 10^{-6} m

冲蚀历时/	固定时间步长/h				自适应	
h	2	4	5	10	时间步长	
0 ~ 40	2.21	2.09	2.02	1.62	1.93	
40 ~ 80	2.11	2.20	2.25	2.35	2.25	
80 ~ 120	1.92	2.00	2.01	2.14	2.02	
120 ~160	1.78	1.85	1.88	1.96	1.90	
0 ~160	8.02	8.14	8.16	8.07	8.10	

由表3可以看出,各时间步长计算的0~160 h 累计平均变形量结果比较接近,只有时间步长为2 h 时离散度相对较大,时间步长为5 h 时离散度相对 最小,因此选用时间步长为5 h。

3.2 主喷嘴出口直径及直径增加率计算

通过出口断面面积计算出口当量直径:

$$D = \sqrt{4A/\pi} \tag{3}$$

式中: *D* 为主喷嘴出口当量直径, m; *A* 为主喷嘴出口断面面积, m²(该断面位置的选取见后文图 6)。

直径增加率计算公式为:

$$\eta_D = (D_t - D_0) / D_0 \times 100\%$$
(4)

式中: η_D 为直径增加率; D_t 和 D_0 分别为t时刻与初始时刻主喷嘴出口直径,m。

3.3 质量损失计算

由内流道体积变化计算质量损失:

$$\Delta m = \rho (V_1 - V_0) \tag{5}$$

式中: ρ 为壁面材料密度,该喷头壁面材料为铸铝, 密度为2719 kg/m³; V_0 和 V_1 分别为冲蚀前、后的喷 头内流场体积,m³。

3.4 流量增加率及主喷嘴流量系数计算

流量增加率计算公式为:

 $\eta_{Q} = (Q_{t} - Q_{0})/Q_{0} \times 100\%$ (6) 式中: η_{Q} 为流量增加率,%; Q_{t} 和 Q_{0} 分别为t时刻和 初始时刻喷嘴出口的总流量,m³/h。

流量系数计算公式为:

$$\mu = Q_m / (3600A \sqrt{2gh}) \tag{7}$$

式中: μ 为主喷嘴流量系数; Q_m 为主喷嘴流量, m³/h; A 为主喷嘴出口断面面积,m²; h 为喷头压力 水头,m。

3.5 喷头射程理论计算

喷头射程的理论计算模型较多^[20-22],冯传达^[23]基于对 PY1-20sh 型喷头开展的试验研究提出了射程计算公式,因与本文研究喷头类型一致,所以有较好的适用性,该公式为:

$$R = 4\mu^2 H_0 \sin \theta (\cot \theta - 0.216 \frac{H_0^{0.5}}{D})$$
 (8)

式中: R 为喷头射程, m; μ 为主喷嘴流量系数; H_0 为主喷嘴出口压力水头, m; θ 为喷头仰角, (°); D 为主喷嘴当量直径, mm。

3.6 形状系数与末端水滴直径理论计算

喷嘴的形状常用形状系数β进行描述,β值越大 说明喷嘴出口断面越偏离圆形,对末端水滴直径影 响越大^[24],其计算公式为:

$$\beta = \frac{\chi^2}{16A} \tag{9}$$

式中: β 为主喷嘴形状系数; χ 为主喷嘴过水断面湿周,m;A为主喷嘴过水断面面积,m²。

目前,部分学者已进行了喷头水滴分布的理论研究^[25-26],其中比较全面地考虑各影响因素的李久生^[27]公式为:

$$d_m = 130.95 \left(\frac{h}{D}\right)^{-0.439} \beta^{-0.737} \mu^{0.1083} \exp(0.0194R)$$
(10)

式中: d_m 为末端水滴直径,m;D为主喷嘴当量直径, mm;h为喷头工作压力水头,m; β 为主喷嘴形状系数; μ 为主喷嘴流量系数;R为射程,m。

4 结果与分析

4.1 喷头冲蚀磨损部位分析

进行喷头全流道计算模型的建立可以更真实地 反映喷头内部流体流动情况,获得更准确的颗粒运 动轨迹。但由于喷头整体结构相对较大且冲蚀磨损 分布并不均匀,不利于分析冲蚀变形相对严重的局 部位置,又因为冲蚀变形的计算基于冲蚀率基础数 据,因此首先进行冲蚀率分布分析以确定喷头主要 冲蚀磨损部位,从而进一步探究该部位的冲蚀变形 情况。图 3 为喷头内流场中沿流程方向的 DPM 颗 粒浓度和冲蚀率分布图。



图 3 喷头内沿流程方向 DPM 浓度与冲蚀率分布

由图 3 可以看到,喷头内流场中 DPM 浓度随着 喷头管径的缩小呈微弱增大的趋势,在两个喷嘴处 浓度较大。通常情况下 DPM 浓度与壁面碰撞率呈 正相关关系,颗粒碰撞次数越多则冲蚀率相对越大。 但冲蚀磨损的产生是诸多因素共同作用的结果,可 以看到冲蚀率从副喷嘴附近开始增大,主喷嘴附近 冲蚀率最大。为了更准确地解释上述情况需要结合 喷头内的流场情况进行分析,图 4 为喷头内流场中 的流速和压力分布。

由图4可知,出现上述情况是因为喷头入口附

近速度较小,仅约为2 m/s,水流对泥沙曳力较小, 此时泥沙动能较小,所以该段没有发生较大冲蚀磨损。主喷嘴附近由于管径大幅收缩,流速突增,压力 减小,使得水流流态紊乱,增加了泥沙与壁面碰撞概 率,导致该处冲蚀磨损严重。





为了分析在水流不同含沙量情况下喷头冲蚀率

分布情况,选择2.5、5.0、7.5 kg/m³3组含沙量工况 进行研究,3组含沙量下主喷嘴冲蚀率分布如图5 所示。由图5可见,主喷嘴的冲蚀程度随着含沙量 的增大而逐步加深,但主喷嘴整体的冲蚀率分布未 发生明显变化,始终主要分布于主喷嘴收缩段。

4.2 主喷嘴冲蚀变形分析

通过分析喷头冲蚀率分布可知冲蚀磨损主要集 中在主喷嘴处。因此,为了更清晰地观察喷头局部 冲蚀变形情况,需分别探究主喷嘴在3组含沙量工 况下不同冲蚀历时的累计平均变形量变化规律,并 结合不同时间节点的冲蚀率变化进行对比分析。图 6为喷头在含沙量7.5 kg/m³下冲蚀160 h 的主喷 嘴累计变形量分布云图,图7 为水流不同含沙量时 不同冲蚀时段主喷嘴累计平均冲蚀变形总量和增量 以及冲蚀率随历时变化图。









由图 6 可以看出,主喷嘴网格冲蚀变形程度与 冲蚀变形量分布十分吻合,出口收缩段发生了较大 的变形,该变形表现为主喷嘴壁面整体向外不均匀 膨胀扩张,使得喷嘴内流道体积增大。出现该现象 的原因是由于收缩段增大了颗粒与壁面的碰撞角度,使颗粒趋向于正面碰撞而加深了壁面的冲蚀程度,流道体积扩大的根本原因是壁面材料从表面逐渐剥离。

由图 7 可知,主喷嘴平均累计变形量随着水流 含沙量的增大而逐渐增大。同时,在 160 h 的冲蚀 过程中,不同时间节点的平均冲蚀率逐渐减小。这 可能是因为冲蚀变形会改变主喷嘴壁面结构,而变 形后的壁面结构会避免与一部分泥沙颗粒的碰撞, 从而减缓了该区域后续变形的发生。因此主喷嘴每 40 h 的累计平均变形量表现为逐渐减小,且随着水 流含沙量的增大这种变化规律愈加明显。3 组含沙 量水流冲蚀 160 h 后主喷嘴累计平均变形量分别约 为5.6×10⁻⁶、1.0×10⁻⁵和1.3×10⁻⁵ m。

4.3 喷头总质量、出口直径与出口流量变化分析

冲蚀变形的本质是壁面材料逐渐从表面剥离, 可以通过计算喷头质量损失进行该过程的分析。同 时,为了进一步定量分析主喷嘴的冲蚀变形,需要计 算主喷嘴出口直径增加率,而出口直径的扩大将对 出口流量造成影响,通常情况会使出口流量增大,诸 多研究表明大部分型号的喷头出口流量变化率超过 10% 便达到报废的条件。表 4 为 160 h 内 3 组含沙 量水流不同冲蚀历时的喷头出口直径、质量及出口 流量的试验与模拟计算结果。





	项目 -	含沙量 2.5 kg/m ³		含沙量 5.0 kg/m ³		含沙量 7.5 kg/m ³	
冲蚀力时/h		试验值	模拟值	试验值	模拟值	试验值	模拟值
0~40		0.01	0.0082	0.02	0.0163	0.02	0.0223
40 ~ 80	出口直径增	0.01	0.0133	0	0.0218	0.02	0.0246
80 ~120	加量/mm	0	0.0121	0.01	0.0180	0	0.0214
120 ~ 160		0.01	0.0117	0.01	0.0158	0.01	0.0178
$0 \sim 40$		0.1370	0.1122	0.2740	0.2236	0.2740	0.3059
0~80	出口直径增	0.2740	0.2947	0.2740	0.5217	0.5480	0.6434
$0 \sim 120$	加率/%	0.2740	0.4599	0.4110	0.7682	0.5480	0.9369
0 ~160		0.4110	0.6202	0.5480	0.9852	0.6849	1.1804
$0 \sim 40$			0.0069		0.0148		0.0227
$40 \sim 80$	质量损失		0.0082		0.0170		0.0254
80 ~ 120	增量/g		0.0082		0.0166		0.0245
120 ~160			0.0080		0.0161		0.0237
$0 \sim 40$			0.0069		0.0148		0.0227
0~80	质量损失		0.0151		0.0318		0.0482
$0 \sim 120$	总量/g		0.0232		0.0484		0.0726
0 ~160			0.0313		0.0645		0.0963
$0 \sim 40$		0.0346	0.0386	0.0468	0.0442	0.0547	0.0532
$40 \sim 80$	出口流量增	0.0234	0.0338	0.0294	0.0371	0.0267	0.0385
80 ~120	加量/(m ³ ・h ⁻¹)	0.0213	0.0319	0.0226	0.0333	0.0234	0.0333
120 ~ 160		0.0242	0.0286	0.0301	0.0238	0.0424	0.0309
$0 \sim 40$		0.85	0.81	0.99	0.93	1.16	1.12
0~80	出口流量增	1.42	1.52	1.62	1.71	1.73	1.93
0 ~120	加率/%	1.95	2.19	2.20	2.39	2.23	2.63
0~160		2.54	2.79	2.80	2.91	3.13	3.28

注:表中的试验值为文献[19]的试验结果。

由表4可知,喷头质量损失总量与含沙量大小 以及冲蚀时间均呈正相关,每40h的质量损失增量 与含沙量大小呈正相关,与冲蚀时间无明显线性关 系,且质量损失增量变化随冲蚀时间的延长而逐渐 趋于平稳,这是由于喷头后期的冲蚀磨损强度逐渐 减弱所致。在3组含沙量水流冲蚀160h后的喷头 质量损失总量分别约为0.031、0.065和0.096g,换 算后可知其质量损失速率分别约为0.19、0.41 与 0.60 mg/h。表4的计算结果表明,喷嘴运行早期出 口直径增量较大,随冲蚀历时的延长逐渐趋于平稳。 林管^[19]的试验结果可能由于测量精度原因没有记 录小于0.01 mm 的直径变化,使得部分时间段内的 直径增量表现为零。3 组含沙量水流冲蚀 160 h 后 直径增加率分别约为0.62%、0.98%和1.18%,略 大于文献[19]的试验结果,但仍在合理范围内。喷 嘴部分通常需要设计管径收缩段以更好地控制水 流,但也增加了该段的冲蚀磨损,而由于收缩段冲蚀 变形导致的出口直径增大将会造成喷头诸多水力性 能的改变,其中影响最大的是喷头出口流量。

数值计算的喷头初始流量略大于文献[19]的 试验结果,但误差约1.1%在合理范围内。通过分 析表4的出口流量增加率可知,出口流量与出口直 径随冲蚀历时的变化趋势具有一致性,在3组含沙 量水流冲蚀160h后喷头流量增加率分别约为 2.79%、2.91%和3.28%,每40h的流量增量逐渐 减小,数值计算结果与文献[19]的试验结果整体较 为吻合。在工作压力不变的情况下出口流量增加说 明喷头对水流的控制能力变差,将改变喷嘴出口断 面的水流平均速度大小,通过分析流量系数变化可 以看到喷头能量损失增加的过程。图 8 为 3 组含沙 量水流条件下主喷嘴流量系数μ随冲蚀历时变化的 计算结果。

如图 8 所示,主喷嘴的流量系数随冲蚀历时的 增加而逐渐减小,在 3 组含沙量下运行 160 h 后流 量系数分别减小约 0.9%、1.6% 和 2.2%,流量系数 综合反映了出口直径、工作压力和出口流量之间的 关系,该系数的减小说明喷头的能量转化效率降低。



图 8 水流不同含沙量时主喷嘴流量系数随冲蚀历时的变化曲线

4.4 喷头射程与末端水滴直径变化理论分析

喷嘴出口断面的扩大增加了出口流量、降低了 出口断面流速,而流量系数的减小也说明喷头内水 流的能量损失增加,因此,喷头的射程将会受到影 响。同时,喷嘴出口断面扩大后并非依然保持为圆 形形状,不规则的变形使喷头由圆形喷嘴变化为异 形喷嘴,诸多针对异形喷嘴的研究表明,喷嘴出口断 面越偏离圆形则对末端水滴分布的影响越大。因此 需要对喷头运行过程中的射程和末端水滴的变化进 行探究,图9为水流不同含沙量时主喷嘴的射程 *R*、 出口断面湿周*χ* 和形状系数β随冲蚀历时变化的理 论计算结果。



图 9 水流不同含沙量时主喷嘴的射程、出口断面湿周和形状系数随冲蚀历时的变化曲线

由图 9(a)可知,喷头射程随冲蚀历时的延长而 逐渐缩短,经过 160 h 冲蚀后,水流含沙量为 7.5 kg/m³时的射程减幅最大,缩短了 1.03 m,3 组含沙 量射程分别缩短约 1.4%、2.6% 和 3.8%。喷头射 程的缩短会大幅减少原本灌溉范围内距离喷头安放 中心较远区域的洒水量,其次由于喷嘴出口断面流 速梯度减小,会增加原本灌溉范围内中间区域的洒 水量,减少喷头安放中心附近的洒水量,从而影响灌 溉质量。

由图9(b)可知,喷嘴出口断面湿周随冲蚀历时

的增加而逐渐变大,3 组含沙量水流冲蚀160 h 后出 口断面湿周分别增大了0.79%,1.35%和1.82%。 断面湿周的增大使得水流与喷嘴壁面的接触面积增 加,而出口平均流速、湍动能等物理量均受边壁的影 响较大,是造成水流能量损耗的主要原因。

由图9(c)可知,主喷嘴出口形状系数变化相对 较小且随冲蚀历时的延长出现一定的波动,但整体 上在逐渐增大,出现该变化是因为主喷嘴的冲蚀变 形主要发生在局部位置,但随冲蚀历时的延长局部 冲蚀位置发生了转移,使喷头出口断面形状获得一 定程度的复原。形状系数是影响喷头末端水滴直径 的重要因素,为了探究具体的影响需进行喷头冲蚀 160 h 内的末端水滴直径理论计算,图 10 为相应的 计算结果。



由图 10 可看出,喷头末端水滴直径随冲蚀历时 的延长而逐渐减小,但减小幅度相对较小,3 组含沙 量水流冲蚀 160 h 后喷头末端水滴直径分别减小了 0.6%、1.3%和1.9%,说明喷头的冲蚀变形对其末 端水滴直径的影响十分有限。

由理论计算公式(公式(10))可以看出,喷头末 端水滴直径受到结构尺寸影响的因素分别为出口当 量直径 D 和出口断面形状系数β,其中形状系数β 对 末端水滴直径影响的比重较大,但由于通常情况下 喷嘴出口断面的形状系数并不会发生较大变化,所 以水滴直径并未受到明显的影响。另外,末端水滴 直径减小会增强喷头的雾化效果,减小水滴对作物 的打击力度。

5 结 论

利用冲蚀耦合动网格方法对 PY1 - 20sh 型喷 灌喷头进行冲蚀变形计算,实现了固 - 液 - 冲蚀 -网格运动的完全耦合,通过模拟喷头在运行 160 h 内的冲蚀变形发展过程,并利用变形后的网格文件 进行喷头水力性能变化的研究,得出以下主要结论: (1) PY1-20sh 喷头在运行过程中,主喷嘴收 缩段持续地受到冲蚀磨损,造成喷嘴流道体积和出 口直径增大以及出口形状小幅度偏离圆形,这些变 形会在不同程度上对喷头的水力性能产生影响。其 中出口直径的变化是影响喷头水力性能的主要原 因,其对出口流量的影响十分明显,也是导致喷头报 废的主要因素。出口直径和出口形状系数的变化对 喷头射程和末端水滴直径未造成明显影响。

(2)数值模拟的喷头出口直径和流量变化结果 与林管^[19]的试验结果整体上相吻合,说明冲蚀耦合 动网格方法用于计算喷头冲蚀变形具有可行性,该 方法对解决工程实际问题有较大的意义和应用价 值。今后可利用该方法进一步对喷头的抗冲蚀变形 结构优化进行研究。

参考文献:

- [1] 严海军,刘竹青,王福星,等. 我国摇臂式喷头的研究与 发展[J]. 中国农业大学学报, 2007, 12(1):77-80.
- [2]张前,袁寿其,刘俊萍,等.低压喷头喷嘴优化设计及内部流场数值模拟[J].排灌机械工程学报,2016,34(5): 449-454.
- [3] 刘俊萍,李 滔,张 前.流道结构对低压旋转式喷头水力 性能影响试验研究[J]. 排灌机械工程学报,2021,39
 (3):312-317.
- [4] 常杰,冯冬雪,唐晓培,等.喷头不同组合模式下水量分 布和喷灌均匀度的田间试验及数值模拟[J].水资源与 水工程学报,2020,152(4):245-251.
- [5] 李英能,黄修桥,刘新民,等.常用喷头对喷灌水源含沙量要求的试验研究[J].喷灌技术,1991(2):10-17+64.
- [6] 李 红,陈 超,向清江.冲蚀磨损对全射流喷头可靠性的 影响[J].排灌机械,2008(2):53-56.
- [7] 翟恩昱,郑加强.固体颗粒对扇形雾喷头的冲蚀磨损分析[J].农业工程学报,2012,28(12):18-23.
- [8] 李文颖. 摇臂式喷头喷嘴磨损与水力性能研究[D]. 北 京:中国农业大学,2015.
- [9] 王子君. 摇臂式喷头喷嘴优化及水力性能研究[D]. 北 京:中国农业大学,2015.
- [10] XU Yuncheng, YAN Haijun. Numerical simulation of erosive wear on an impact sprinkler nozzle using a remeshing algorithm [J]. International Journal of Fluid Machinery and Systems. 2016,9(4):287 - 299.
- [11] ADEDEJI O E, DUARTE C. Prediction of thickness loss in a standard 90° elbow using erosion-coupled dynamic mesh[J]. Wear, 2020, 460 - 461:203400.
- [12] WANG J, SAMI M, TROSHKO A, et al. Development of an erosion dynamics model and its application to wells and facilities. [C]// International Petroleum Technology Con-

ference, Beijing, March 2019.

- [13] 孙 岩,楼一珊,曹砚峰,等.基于冲蚀-动网格耦合的绕丝筛管冲蚀过程数值模拟[J].石油钻采工艺,2021,43(2):160-169+238.
- [14] 钟 林,冯桂弘,张计春,等. 基于 CFD 数值模拟的排污 阀冲蚀磨损影响规律[J]. 排灌机械工程学报,2021,39 (2):151-157.
- [15] 谢振强,曹学文,吴超,等.弯管固体颗粒冲蚀理论与防 冲蚀研究进展[J].表面技术,2021,50(8):170-179.
- [16] 管清亮,刘臻,张建胜,等. 用于多射流撞击式喷嘴的湍流模型比较研究[J]. 化学工程, 2017,45(1):40-44.
- [17] 陈 彬,颜 欢,刘 阁,等. 流固两相流的稀疏离散相模型 研究进展[J]. 化工进展,2016,35(11):3400-3412.
- [18] HUSER A, KVERNVOLD O. Prediction of sand erosion in process and pipe components [C]// 1st North American Conference on Multiphase Technology, Banff, June 10-11, 1998, BHR Group Conference Series 31:217.
- [19] 林 管. 含沙水对摇臂式喷头磨损和水力性能影响的试验研究[D]. 北京:中国农业大学, 2012.

- [20] 徐胜荣,王新坤,肖思强,等. 双喷嘴射流喷头数值模拟 和射程试验研究[J]. 排灌机械工程学报,2018,36 (10):981-984+1052.
- [21] 胡广,朱兴业,袁寿其,等. BP和 RBF神经网络预测射流式喷头射程对比[J]. 排灌机械工程学报,2019,37
 (3):263-269.
- [22] 李扬帆,刘俊萍,李 滔,等.多因素下全射流喷头射程 计算模型及试验[J].排灌机械工程学报,2018,36
 (8):685-689.
- [23] 冯传达. 喷头射程的计算[J]. 排灌机械, 1984(4):35-38.
- [24] 陈超,袁寿其,李 红,等.异形喷嘴对变量喷头水力性能 的影响[J].农业机械学报,2011,42 (12):111-115.
- [25] 刘兴发. 全射流喷头水滴分布特性试验研究[D]. 镇 江:江苏大学, 2016.
- [26] 刘佳玲,万吉祥,李浩,等.异形喷嘴喷头水滴分布特 性试验研究[J]. 灌溉排水学报,2021,40(12):85 -92+118.
- [27] 李久生. 喷洒水滴分布规律的研究[J]. 水利学报, 1988 (10):38-45.

