

水射流扩孔喷嘴内部流场的数值模拟

马 飞 张文明

北京科技大学土木与环境工程学院, 北京 100083

摘 要 利用计算流体软件建立了土层扩孔喷嘴内部流场的三维数学模型. 采用标准 $k-\epsilon$ 湍流模型模拟了喷嘴内部流场, 并分析了喷嘴参数对流场速度分布、压力分布和出口速度的影响. 结果表明, 扩散角和扩散段长度对喷嘴内部流场影响较大, 圆柱段长度的影响相对较小, 但各参数都存在着最优值. 计算结果与室内实验基本吻合, 验证了喷嘴内流场分布与射流土层打击效果存在着内在联系.

关键词 高压水射流; 扩孔; 喷嘴; 流场; 数值模拟

分类号 TP69; TU74; O352.1

水射流土层扩孔是利用水射流技术在普通钻孔成型的基础上沿孔深再形成若干个扩大环的一种特殊施工方法. 扩大环灌浆后形成的多环扩孔型锚杆能数倍提高土层锚固的极限承载力, 故该技术多用于抗剪强度低、压缩性高、透水性小的软粘土等土层加固中^[1]. 在射流扩孔系统中, 喷嘴是射流的发生元件, 也是系统中的关键部件, 它的功能不仅是把高压泵组提供的静压转换为水的动压, 而且保证射流具有优良的流动特性与动力性能^[2]. 因此, 研究和优化喷嘴的几何型, 建立喷嘴参数与动力性能之间的关系, 对提高扩孔质量和效率具有一定价值.

1 喷嘴结构及其参数

水射流扩孔过程中射流始终处于淹没状态下, 为提高射流打击效果, 选用具有一定空化作用的角形喷嘴, 其结构如图 1 所示. 喷嘴的主要参数可分为入口参数和出口参数, 入口参数有收缩圆锥角 α 和圆柱段长度 L_1 , 出口参数包括扩散角 θ 、扩散段长度 L_2 和喷嘴直径 d_0 , 这些参数的合理配置对喷嘴出口射流的质量起着至关重要的作用, 其效果将直接反映在土体扩孔效率及扩孔质量上.

本文运用 CFD 软件对喷嘴内部的流场进行了数值模拟, 以喷嘴内部流场的流态及其出口轴心速度为目标, 研究喷嘴参数对喷嘴内部流场的

影响, 优化喷嘴结构; 再通过室内实验, 验证数值模拟结果的合理性, 并以此确立喷嘴内部流场与射流打击效果之间的关系.

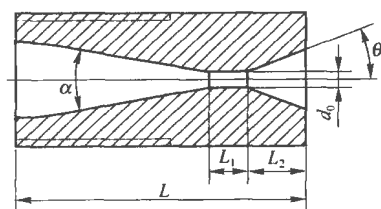


图 1 喷嘴结构示意图

Fig. 1 Structure sketch of a nozzle

2 模型的建立

2.1 物理模型

图 2 为喷嘴内部结构的物理模型. 喷嘴直径 d_0 值取决于系统的工作压力和流量, 此处取 $d_0 = 1.6 \text{ mm}$. 收缩圆锥角 α 取目前公认的最佳值 13.5° ^[2-3]. 工作时, 射流从左端 $\phi 2.8 \text{ mm}$ 口流入, 通过圆柱段后, 由右端 $\phi 1.6 \text{ mm}$ 口射出, 射流在喷嘴内部作湍流流动, 并假设其内介质为不可压缩的清水. 本文主要分析喷嘴参数 θ , L_1 和 L_2 对喷嘴内部流场的影响.

2.2 控制方程

角形喷嘴具有一定的空化作用, 射流在其内部的流动状态为复杂的湍流流动, 故选用三维的 $N-S$ 方程作为控制方程, 并采用标准 $k-\epsilon$ 双方程湍流模型建立封闭的控制方程组^[4-7].

(1) 连续方程:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

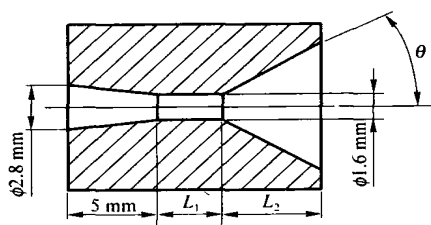


图2 喷嘴物理模型

Fig. 2 Physical model of the nozzle

(2)动量方程:

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \rho f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] \quad (2)$$

(3) $k-\epsilon$ 方程:

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \rho \epsilon \quad (3)$$

$$\rho \frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} =$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{\epsilon}{k} (C_{1\epsilon} P_k - C_{2\epsilon} \rho \epsilon) \quad (4)$$

其中, μ_{eff} 为有效粘度, $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t$; μ_t 为湍流黏度, $\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon}$; f_i 为单位质量力; $P_k = \mu_t \left[\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right] \left[\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right]$. 方程中所涉及的经验常数取值为: $C_\mu = 0.09$, $\sigma_k = 1.0$, $\sigma_\epsilon = 1.3$, $C_{1\epsilon} = 1.44$, $C_{2\epsilon} = 1.92^{[2]}$.

2.3 边界条件

射流入口速度为 $40 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 射流出口的相对静压为零. 射流及其出口周围的介质均为水, 常温(20°C)下其密度为 $1000 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, 运动粘度为 $1.004 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$. 对于本模型, 喷嘴内壁为固定的固体边界.

2.4 网格划分

本文选用商用软件 CFX-5.6 对喷嘴内部流场进行数值模拟, 依据软件格式要求, 对喷嘴内部流场进行了非结构网格划分, 如图3所示, 在过流断面变化处对网格作了局部加密处理.

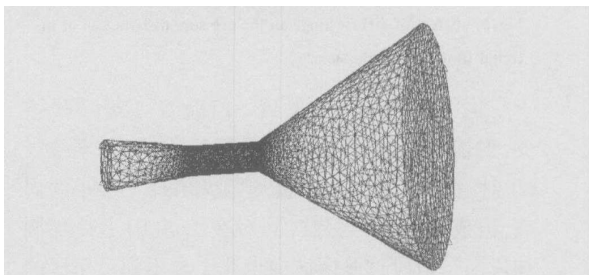


图3 喷嘴网格示意图

Fig. 3 Mesh sketch of the nozzle

3 计算结果与分析

3.1 扩散角 θ 对喷嘴内部流场的影响

令 $L_1 = 4 \text{ mm}$, $L_2 = 10 \text{ mm}$, 而 θ 为不同值时, 对喷嘴内部流场进行了数值模拟, 其计算结果如图4~6所示, 图4和图5为喷嘴内部流场速度分布和压力分布云图, 图6为喷嘴出口轴心速度随 θ 变化的关系曲线.

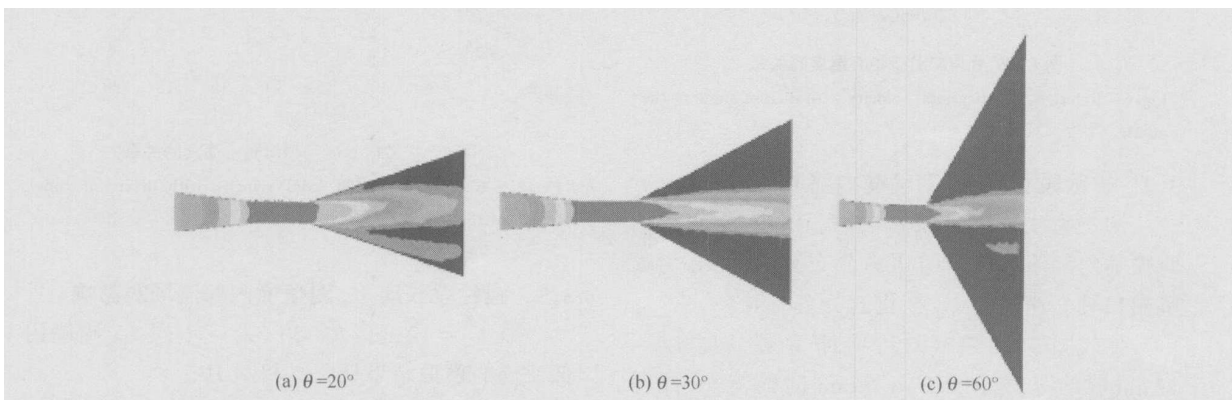


图4 扩散角对喷嘴内部流场速度分布的影响

Fig. 4 Effect of diffuse angle on the velocity distribution of internal flow field in the nozzle

由图4可知, 扩散角 $\theta = 20^\circ$ 时, 在喷嘴扩散段区域出现了涡旋, 造成速度分布的不稳定, 使得等速核长度较短, 射流出口轴心的速度很低(见

图6). 当 $\theta = 30^\circ$ 时, 速度和压力分布稳定, 等速核较长, 出口轴心速度最大, 而且在喷嘴圆柱段与扩散段过渡区域出现了明显的负压区, 非常有利

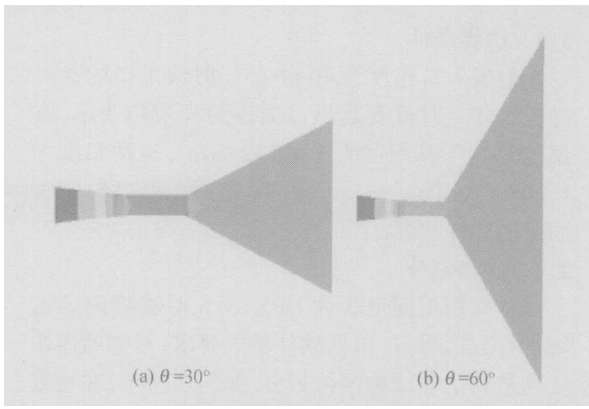


图5 扩散角对喷嘴内部流场压力分布的影响

Fig. 5 Effect of diffuse angle on the pressure distribution of internal flow field in the nozzle

于空化气泡的形成与发展. 但随着 θ 进一步增大, 射流出口速度和负压区都开始减小, 至 $\theta=60^\circ$ 时, 在喷嘴扩散段射流周围又出现一个小的涡旋, 造成射流向上偏移, 同时在图 5(b) 上喷嘴圆柱段与扩散段过渡区域内也几乎看不到负压区的存在, 这对空化气泡的产生极为不利, 必然导致淹没射流打击效果的降低. 由此可得, 最佳扩散角 θ 应为 30° .

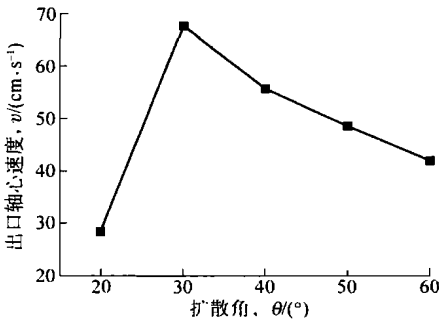


图6 扩散角与出口轴心速度的关系

Fig. 6 Relation of outlet axial velocity with diffuse angle of the nozzle

3.2 扩散段长度 L_2 对喷嘴内部流场的影响

图 7 为 $L_1=4\text{ mm}$, $\theta=30^\circ$, 而 L_2 为不同值时喷嘴内部流场速度与压力分布云图, 图 8 为喷嘴出口轴心速度随 L_2 变化的关系曲线.

比较图 7(a) 与 7(b) 可见, 扩散段长度 $L_2=12\text{ mm}$ 时的流态好于 $L_2=8\text{ mm}$ 时的流态, 此时射流的等速核不仅长, 而且整个射流几何结构清晰明了. 再由图 8 可知, $L_2=12\text{ mm}$ 时的出口轴心速度为最大. 从两者的压力分布图 7(d) 和 (e) 来看, $L_2=12\text{ mm}$ 时在喷嘴圆柱段与扩散段过渡区域出现了负压区, 而 $L_2=8\text{ mm}$ 时在整个扩散段内都没有发现明显的负压区. 因此认为扩散段

长度 $L_2=12\text{ mm}$ 优于 $L_2=8\text{ mm}$.

当 L_2 进一步增大时, 射流的流态并未发生太大的改变, 仍保持完好, 但是喷嘴扩散段内的流体阻力随着 L_2 的增大而增大, 从而造成射流出口轴心速度下降较快, 如图 8 所示, 这对射流的有效打击靶距不利. 因此, 认为最佳的扩散段长度 L_2 应为 12 mm .

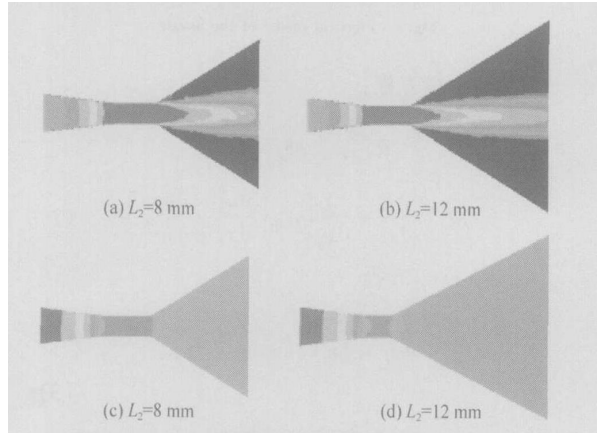


图7 扩散段长度对喷嘴内部流场的影响. (a), (b) 为速度分布; (c), (d) 为压力分布

Fig. 7 Effect of divergent cone length on the internal flow field in the nozzle: (a), (b) velocity contour; (c), (d) pressure contour

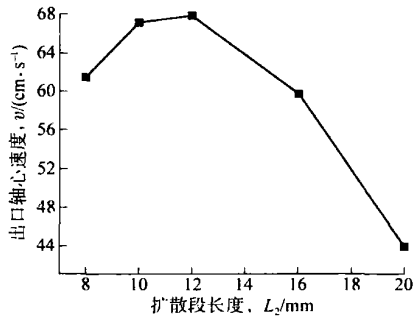


图8 扩散段长度与出口轴心速度的关系

Fig. 8 Relation of outlet axial velocity with divergent cone length of the nozzle

3.3 圆柱段长度 L_1 对喷嘴内部流场的影响

取 $L_2=12\text{ mm}$, $\theta=30^\circ$, 对应不同 L_1 喷嘴内部流场的模拟结果见图 9 和图 10.

由图 10 可以看出: 在 $L_1=2\sim 8\text{ mm}$ 范围内, 圆柱段长度 L_1 对喷嘴内部流场的影响较小, 喷嘴内部的射流流动状态及出口轴心速度基本保持不变; 当 $L_1>8\text{ mm}$ 时, 由于喷嘴圆柱段流阻的存在, L_1 对喷嘴内部流场的影响开始明显增强. 因此, 圆柱段长度 L_1 的合理取值应为 $2\sim 8\text{ mm}$.

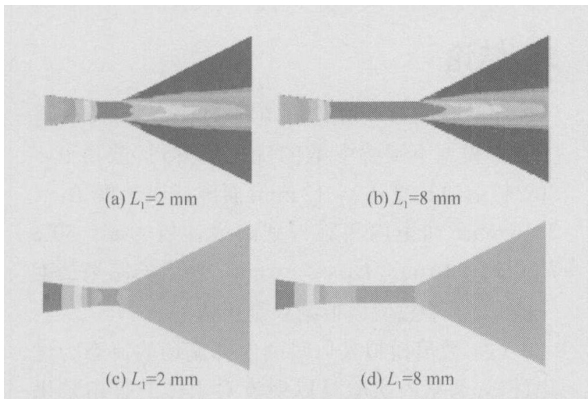


图 9 圆柱段长度对喷嘴内部流场的影响。(a),(b)为速度分布;(c),(d)为压力分布

Fig. 9 Effect of cylindrical segment length on the internal flow field in the nozzle. (a), (b) velocity contour; (c), (d) pressure contour

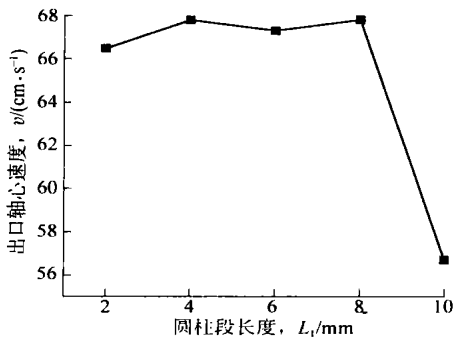


图 10 圆柱段长度与出口轴心速度的关系

Fig. 10 Relation of outlet axial velocity with cylindrical segment length of the nozzle

4 室内实验

4.1 实验装置及实验方法

实验在室内实验台进行, 实验装置及工作原理见文献[5]. 实验中选用喷嘴的孔径 $d_0 = 1.6 \text{ mm}$, 工作压力 $p_0 = 8 \text{ MPa}$. 为放大喷嘴参数对射流打击效果的影响, 实验中令钻杆只提升不旋转, 钻杆提升速度为 $8 \text{ cm}\cdot\text{min}^{-1}$, 每次实验提升位移 s 均为 40 cm . 这时射流打击土体后形成的空穴形状近似为长方形, 故用长方形面积 hs 表示射流的打击效果, 其中 h 为射流的冲蚀深度(m).

4.2 实验结果与分析

室内实验分 3 组进行, 分别研究喷嘴参数 θ , L_1 和 L_2 对土层中射流打击效果的影响. 实验方法与步骤参见文献[5].

(1) 扩散角 θ 对射流打击效果的影响. 第 1 组 5 种喷嘴, $L_2 = 10 \text{ mm}$, $L_1 = 4 \text{ mm}$, 而 θ 分别为

$20^\circ, 30^\circ, 40^\circ, 50^\circ, 60^\circ$, 每种规格喷嘴实验一次, 实验结果如图 11 所示.

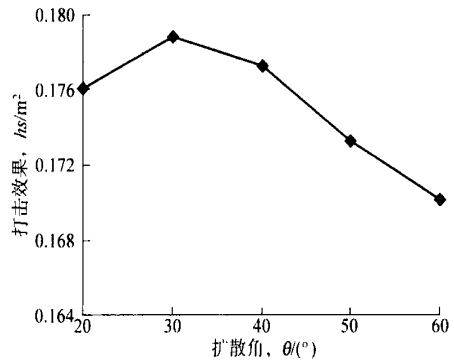


图 11 扩散角 θ 对射流打击效果的影响

Fig. 11 Effect of diffuse angle on the impact effect of water jet

从图 11 可看出: 打击效果在 $\theta = 30^\circ$ 附近是个分水岭. 当 $\theta > 30^\circ$ 时, 伴随着空穴率的降低, 射流的打击效果迅速递减, 当 θ 接近 90° 时便成为无任何空化作用的普通喷嘴; 同样, 当 $\theta < 30^\circ$ 时, 扩散角 θ 的角壁约束作用便显现出, 并随 θ 的越小而增大, 当 θ 接近或小于 20° 后, 喷嘴随之丧失了产生空穴的能力, 扩散段演变成了圆柱段, 成为了一个加长的普通喷嘴. 因此可认为, 扩散角 θ 在 30° 附近时打击效果最佳, 这与数值模拟结果是一致的.

(2) 扩散段长度 L_2 对射流打击效果的影响.

第 2 组喷嘴, $\theta = 30^\circ$, $L_1 = 4 \text{ mm}$, L_2 分别为 4, 8, 12, 16, 20 mm, 实验结果见如图 12.

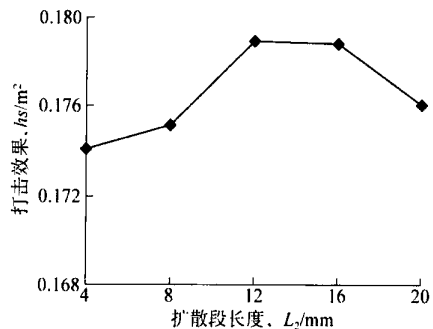


图 12 扩散段长度对打击效果的影响

Fig. 12 Effect of divergent cone length on the impact effect of water jet

由图 12 可知, 最大的打击效果发生在 12 ~ 16 mm 处. 扩散段长度 L_2 等于淹没射流核心区的长度时, 更有利于产生空穴, 且射流核心区的长度大约在 $(8 \sim 12) d_0$ 之间, d_0 为喷嘴直径^[2-6]. 针对本实验, 核心区的长度应在 12 ~ 19.2 mm 范围内, 因而本实验结果是可靠的, 且其与数值模拟

结果基本吻合。

(3) 圆柱段长度 L_1 对射流打击效果的影响。第3组喷嘴, $L_2=12\text{ mm}$, $\theta=30^\circ$, L_1 分别为 2, 4, 6, 8, 10 mm, 实验结果见图 13。

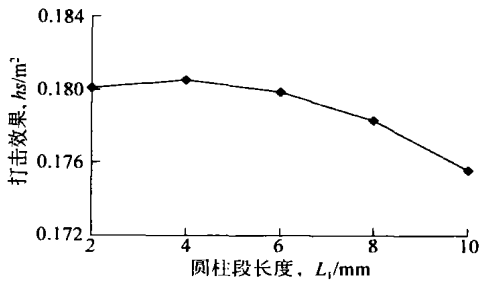


图 13 圆柱段长度对射流打击效果的影响

Fig. 13 Effect of cylindrical segment length on the impact effect of water jet

从图 13 可看出: 当圆柱段长度在 2~6 mm 范围内时, 其对射流打击效果的影响相对较小; 当 $L_1 > 6\text{ mm}$ 时, 其影响随 L_1 的增大而开始增强, 这与数值模拟结果基本相符。从理论上分析, 喷嘴圆柱段长度的增大必然增加射流的运输消耗, 降低射流的能量。同时, 过长的圆柱段给加工制造带来了难度, 射流孔 d_0 的表面粗糙度对射流的能耗及质量影响较大。因此喷嘴的圆柱段长度 L_1 不宜选择过大。

5 结论

(1) 通过对喷嘴内部流场的数值模拟, 获得了在本模型下喷嘴参数的优化值, 即扩散角 $\theta=30^\circ$, 扩散段长度 $L_2=12\text{ mm}$, 而圆柱段长度 $L_1=2\sim 8\text{ mm}$ 。而室内实验得到的最佳值为 $\theta=30^\circ$, $L_2=12\sim 16\text{ mm}$, $L_1=2\sim 6\text{ mm}$ 。两者的结果基本一致, 表明了数值模拟结果是可信的。

(2) 数值模拟是以喷嘴内部流场的流态为优化目标, 而室内实验是以射流对土体的打击效果为目标。两者结果的一致性表明, 利用数值模拟喷嘴内部流场或外部流场的方法来研究射流的打击效果是可行的。

参 考 文 献

- [1] 刘洪斌, 张军, 刘晓峰. 多环扩孔型锚杆在基坑支护工程中的应用研究. 建筑技术, 2000, 31(2): 91
- [2] 沈忠厚. 水射流理论与技术. 东营: 石油大学出版社, 1998
- [3] 蒋宗澄, 宁原林, 胡寿根. 淹没水射流锥形喷嘴的计算分析与实验比较. 上海理工大学学报, 1999, 21(4): 345
- [4] 章梓雄, 董曾南. 粘性流体力学. 北京: 清华大学出版社, 1999
- [5] 马飞, 张文明. 淹没水射流土层扩孔方程. 北京科技大学学报, 2005, 27(3): 265
- [6] 何枫, 谢峻石, 杨京龙. 喷嘴内部流道型线对射流流场的影响. 应用力学学报, 2001, 18(4): 114
- [7] 王福军. 计算流体动力学分析——CFD 软件原理与应用. 北京: 清华大学出版社, 2004

Numerical simulation on internal flow field in a bore-enlarged nozzle with water jet

MA Fei, ZHANG Wenming

Civil and Environmental Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

ABSTRACT A three-dimensional mathematical model of internal flow field in a soil bore-enlarged nozzle was established with the CFD software. Using the standard $k-\epsilon$ turbulent model, the internal flow field in the nozzle was simulated and the influence of nozzle parameters on the velocity contour, pressure contour and outlet axial velocity of the flow field was studied. The results show that the diffuse angle and divergent cone length of the nozzle influence the internal flow field more and the effect of the cylindrical segment length is relatively less. The optimum values of all these parameters were proved to exist. Simulated results close to indoor test results, which accounts for the relationship between the internal flow field distribution in the nozzle and the soil impact effect of water jet.

KEY WORDS high-pressure water jet; bore enlarging; nozzle; flow field; numerical simulation