

DOI: 10.11779/CJGE201610006

旋喷锚杆锚固体直径计算方法及影响参数试验研究

路 威^{1, 2}, 秦 景^{1, 2}, 娄 鹏^{1, 2}, 李海玲^{1, 2}, 高需生^{1, 2}

(1. 中国水利水电科学研究院, 北京 100048; 2. 北京中水科工程总公司, 北京 100048)

摘要: 旋喷锚杆锚固体直径是影响锚杆抗拔力和可靠性的关键。基于高压旋喷破土扩孔的物理过程, 提出一种便于实际应用的高压旋喷锚杆锚固体直径计算方法, 并以三门核电站二期泵房 32 m 深基坑支护为背景, 设计现场试验验证计算方法的实用性, 通过将 12 根试验锚杆中的 3 根挖出, 分析旋喷参数对锚固体直径的影响。结果表明: ①受土体未被完全破碎和大颗粒土沉淀等因素的影响, 旋喷锚杆锚固体直径的计算值比实测数据略小, 喷射压力越小, 钻进速度越快, 计算值和实测数据之间的偏差越大; ②钻杆螺旋运动和振动导致旋喷锚杆锚固体的形状近似为椭圆形, 且表面有片状毛刺, 喷射压力越大, 钻进速度越快, 锚固体的形状越不规则; ③相同条件下, 增大喷嘴直径和采用二次扩孔能够获得更好的成孔质量, 为提高成孔工效, 并防止出现射流剖面间断, 应合理配置钻进速度。

关键词: 旋喷锚杆; 锚固体直径; 影响参数; 现场试验

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2016)10-1783-06

作者简介: 路 威(1984-), 男, 博士, 高级工程师, 主要从事基坑支护和地基处理等方面的研究工作。E-mail: luwei@iwhr.com。

Method for anchorage body diameter of jet grouting anchor and tests on influence parameters

LU Wei^{1, 2}, QIN Jing^{1, 2}, LOU Peng^{1, 2}, LI Hai-ling^{1, 2}, GAO Pei-sheng^{1, 2}

(1. China Institute of Water Resources and Hydropower Research, Beijing 100048, China; 2. Beijing IWHR Corporation, Beijing 100048, China)

Abstract: The anchorage body diameter is the key factor of the pullout resistance and the reliability of jet grouting anchor. Based on the physical process of jet grouting breaking soil, a convenient calculation method for anchorage body diameter for application is proposed. For the support of 32 m deep-foundation pit in Sanmen Nuclear Power Station, in situ tests are designed to validate the proposed method by comparing 3 excavated anchors of the 12 test anchors. The effect of jet parameters on the anchorage body diameter is also analyzed. The results reveal that under the influences of incomplete breadage and large particle sedimentation of soil, the calculated diameters are smaller than the test data, and the difference between them is larger when the jet pressure is lower and the drilling speed is faster. The jet grouting anchor with flake burrs in surface is approximate to ellipse in shape because of the spiral motion and vibration of the drill pipe. The higher the jet pressure, the faster the drilling speed, leading to more irregular shape. Under the same condition, reaming quality is better by increasing the nozzle diameter and using two times of reaming. In order to improve the reaming efficiency and to avoid the appearance of discontinuous jet profile, the drilling speed should be designed in a suitable range.

Key words: jet-grouting anchor; anchorage body diameter; influence parameter; in situ test

0 引言

高压旋喷破土扩孔即采用射流技术在普通钻孔成型的基础上, 用高压设备使水(空气或其它浆液)成为高压流体喷射, 以达到冲切破坏土体, 扩大孔径的目的。随着我国基础建设事业的不断发展, 高压旋喷破土扩孔技术在边坡防护、基坑支护和地基处理等岩土工程中得到了广泛的应用, 如高压旋喷桩、高压旋喷扩大头锚杆等, 均已被列入国家规范^[1-2]。

目前, 国内外学者对于高压旋喷桩和高压旋喷扩

大头锚杆的施工工艺、成型后的受力特点和工程应用等的研究较多^[3-6], 而对于锚固体直径预测方法的研究较少。Shibasaki^[7]根据旋喷试验结果提出计算旋喷桩直径的经验公式, 但是该公式缺乏较为明确的物理意义, 普适性较差, 不能直接应用于工程设计; Modoni 和 Flora 等认为旋喷射流能量和土的抗力决定了旋喷体的直径, 并基于淹没射流理论建立旋喷体直径预测

基金项目: 中国水利水电科学研究院青年科研专项基金项目(1518)

收稿日期: 2015-09-01

模型, 研究了砂砾土、砂土和黏土地层中射流和土性的相互关系^[8], 通过采用标贯击数和桩端阻力表征土的抗力, 提出了单管、两重管和三重管旋喷体直径的预测方法, 并结合试验数据对模型进行了校核^[9]; 马飞等^[10-11]从射流淹没状态下的运动规律入手研究了射流的力学特性及破土机理, 揭示了射流参数与土体参数之间的内在联系, 并通过试验研究了射流参数和钻杆运动参数对扩孔效果的影响; 沈水龙等研发了水平旋喷复合管技术, 通过在上海软土地层进行现场试验研究了旋喷体的直径和无侧限抗压强度^[12], 基于圆形断面自由紊动射流理论建立了高压旋喷柱直径的计算公式, 并通过实测数据对计算方法的适用性进行了验证, 但是计算公式中并没有考虑到钻进速度对直径的影响^[13]; 崔江余等^[14]进行了 3 根旋喷自带钢绞线锚索的抗拔特性现场试验, 并对其受力特性和变形特点进行了探讨。

既有研究成果表明, 高压旋喷扩孔后的成孔直径受土体参数和施工工艺的影响较大, 关于各参数对成孔直径大小的影响, 很多都是依据经验的方法来考虑的; 从技术机理分析, 高压旋喷破土扩孔过程主要涉及到高压射流理论和土体破坏理论, 部分学者提出的成孔直径理论预测方法, 公式较为复杂, 计算结果会受到射流性质、土的临界破坏速度和土体抵抗力等不确定参数的影响, 在一种地层中适用, 在另一种地层中可能不适用。

基于此, 本文从高压旋喷破土扩孔的物理过程入手, 分析了锚固体直径、土的物理状态和旋喷施工参数之间的关系, 提出了一种便于实际应用的旋喷锚杆锚固体直径计算方法, 并以三门核电站二期泵房 32 m 软土深基坑支护为背景, 进行了 12 根高压旋喷锚杆现场试验, 通过将不同施工工艺的 3 根试验锚杆挖出, 量测锚固体实际直径, 对计算方法的实用性进行了验证, 并根据试验结果分析了喷射压力、钻进速度、喷嘴直径和扩孔次数等旋喷参数对锚固体直径的影响。

1 锚固体直径计算方法

如图 1 所示, 高压旋喷射流破土扩孔, 是以高压水或水泥浆冲击破碎土体, 使得浆液与土颗粒混合并将其颗粒运输出锚固体的过程。扩孔过程中, 锚固体内的原有土体被由喷射浆液和土体组成的泥浆所替代, 泥浆在填满锚固体后, 剩余部分将沿钻杆向上从钻孔孔口返出, 根据质量守恒, 扩孔过程中固体土颗粒的总量没有发生改变, 即锚固体原有土颗粒的总量等于扩孔后形成的腔体内和孔口返出的泥浆中土颗粒含量之和, 即

$$\frac{\pi}{4}(D_1^2 - D_0^2)L[(1-n) - a_2] = V_1 a_1 \quad . \quad (1)$$

式中 D_1 和 D_0 分别为扩孔直径和钻杆直径; L 为锚固体长度, $L = vt$; v 为钻杆钻进速度; t 为钻孔时间; n 为土体的孔隙率; V_1 为孔口反出泥浆体积; a_1 和 a_2 分别为返出泥浆和空腔内泥浆中的土颗粒含量。

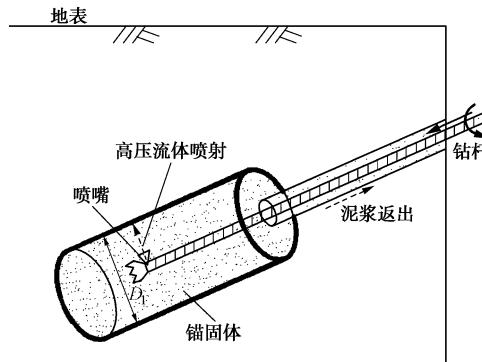


图 1 高压旋喷锚杆扩孔过程示意图

Fig. 1 Schematic view of reaming process of jet grouting anchor

考虑到喷射流体、水和土颗粒均不可压缩, 并忽略流体向锚固体以外土体中的渗透损失, 当锚固体内的原有土体处于饱和状态时, 喷嘴的浆液喷射量 V_g 等于钻孔孔口的泥浆返出量 V_1 ; 但是, 对于非饱和土体, 喷射浆液中的一部分体积将会取代原有土体中的空隙, 即

$$V_1 = V_g - \frac{\pi}{4}(D_1^2 - D_0^2)L(1 - S_r)n \quad , \quad (2)$$

式中, S_r 为土体的饱和度。

喷嘴的射流量 Q_g 可根据流体力学中的管嘴出流计算公式得到^[15], 即

$$Q_g = V_g/t = \frac{\pi d_0^2}{4} \varepsilon \phi \sqrt{2g\Delta H} \quad . \quad (3)$$

式中 d_0 为喷嘴直径; ε 为收缩系数, 对于锥角为 13.5° 的喷嘴可取 0.946; ϕ 为流量系数, 可取 0.97~0.98; ΔH 为喷嘴两侧的水头差。

高压旋喷射流过程中, 当喷射流体的能量在锚固体空腔内衰减到不能对土体产生破坏以后, 边界土体将会对射流产生固壁约束作用, 使得部分喷射流体反弹, 增大锚固体空腔内的压力水头, 对喷嘴射流产生一定的阻力, 因此

$$\Delta H = P_g/(\rho_g g) - P_0/(\rho_0 g) \quad . \quad (4)$$

式中 P_g 和 P_0 分别为喷射压力和锚固体空腔内的压力; ρ_g 和 ρ_0 分别为喷射流体的密度和扩孔空腔内流体的密度; g 为重力加速度。

对于高压喷射, $P_g \gg P_0$, 可以忽略掉锚固体空腔内的压力水头对喷射流量的影响, 即

$$\Delta H \approx P_g/(\rho_g g) \quad . \quad (5)$$

钻孔孔口返出的泥浆中土颗粒含量可以根据钻进过程中的孔口返出泥浆的平均比重求得,即

$$a_1 = (1-n) \cdot (\bar{\rho}_1 - \rho_g) / (\rho_s - \rho_g) , \quad (6)$$

式中, $\bar{\rho}_1$ 、 ρ_g 和 ρ_s 分别为孔口反出泥浆的平均比重、喷射流体比重和土的密度。

高压喷射的喷射流速可以达到每秒数百米,锚固体内的土体被迅速切割破碎,并与喷射流体混合在一起。若忽略扩孔过程中喷射流体和土颗粒混合不均匀、土颗粒沉淀等因素的影响,假定 $a_1 = a_2$, 并将式(2)~(6)代入式(1), 可以得到

$$D_1 = \sqrt{\frac{\varepsilon \phi d_0^2 \sqrt{2 P_g / \rho_g}}{v [(\rho_s - \rho_g) / (\bar{\rho}_1 - \rho_g) - (1-n) - S_r n]} + D_0^2} . \quad (7)$$

上述计算公式从高压旋喷破土扩孔的物理过程入手,可以考虑土体的物理特性、施工参数中喷射压力、钻进速度、喷嘴直径与锚固体直径之间的关系。对于特定的土层,在给定施工参数后,为获得锚固体直径,钻孔孔口的返浆比重是唯一的未知参数,并可以在施工过程中通过比重计量测得到。

对于二次扩孔,由于是在一次扩孔形成锚固体空腔的基础上从钻孔底部向上提钻复喷扩孔,所以必须首先计算出一次扩孔的锚固体直径 D_1 。考虑到扩孔过程中,喷射量远大于扩孔空腔的体积,二次扩孔时,一次扩孔形成的锚固体空腔内的泥浆被迅速稀释,并被新的混合浆液从底部逐渐向上顶出。为简化计算,忽略一次扩孔形成的锚固体空腔内的土颗粒含量,二次扩孔最终成孔直径 D_2 ,可以将式(7)中的 D_0 用 D_1 代替近似计算。而此时的钻孔孔口返浆比重应待一次扩孔锚固体空腔内的泥浆被返出后再进行量测。

2 旋喷锚杆现场试验

2.1 试验场区概况

高压旋喷锚杆锚固体直径计算方法的现场试验验证在三门核电站二期取水泵房基坑内进行。基坑位于核电站场区的东北侧,北邻大海。如图2所示,场区现状地面标高为+7.9 m~+12 m,地下水位标高+2.5 m,北侧海水高潮位+6 m;基坑用地红线为建筑物东西两侧各约35 m,总开挖面积约 $1.6 \times 10^4 \text{ m}^2$,深29~32 m。试验场区地层自上而下土性及参数见表1。

2.2 试验内容和方法

如表2所示,现场进行3组不同施工参数下的12根旋喷锚杆扩孔工艺试验,并在每组中各选择1根锚杆(编号S7、S8、S10)挖开,量测锚固体实际直径,以验证计算方法的实用性,并分析各施工参数对锚固

体直径的影响。

受场地条件和施工工期限制,现场试验选择在基坑0 m标高进行,各试验锚杆的锚固体均处于③₃土层中。现场试验时,受机械设备精度、地层不均匀等因素的影响,钻进速度很难精确设定,因此根据每钻进1 m所需的时间来计算平均钻进速度。

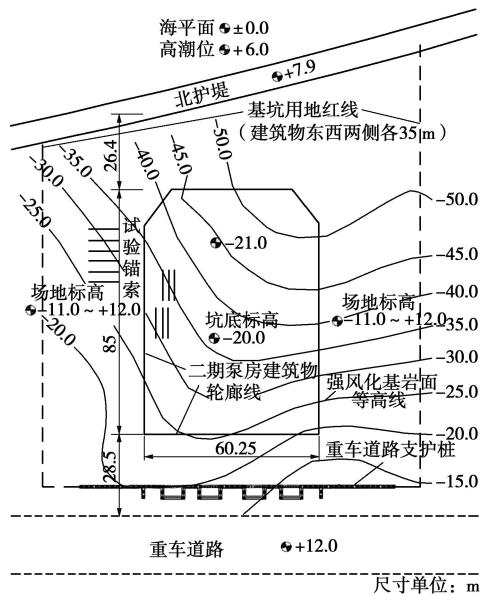


图2 泵房基坑及试验锚杆位置平面示意图

Fig. 2 Plan of pump house excavation and test anchors

表1 试验场地地层分布及相关参数

Table 1 Distribution of stratum and parameters of test field

土层 编号	平均厚 度/m	湿密度 /(g·cm ⁻³)	土粒 比重	孔隙 率	饱和 度/%
回填块石①	12.4	1.94	—	—	—
淤泥质黏土 ③ ₃	7.2	1.77	2.75	0.54	96.5
粉质黏土④	4.4	1.93	2.72	0.43	95.8
黏土⑤	5.5	1.88	2.73	0.46	96.2
粉质黏土⑦	12.6	1.83	2.73	0.45	95.99

表2 高压旋喷锚杆现场试验方案

Table 2 Field test schemes of jet grouting anchor

组 号	锚杆 编号	v /(cm·min ⁻¹)	d ₀ /mm	一次扩孔 P _g /MPa	二次扩孔 P _g /MPa
一	S7	12.5~20.0	2.5	30~32 (喷浆)	—
	S1-S3	8.3~29.3	2.7	30(喷水)	30(喷水)
二	S4-S5 S8,S11	8.9~24.2	2.5	25~30 (喷水)	25~35 (喷水)
三	S6,S9 S10,S12	6.2~19.9	2.5	25~32 (喷水)	25~32 (喷浆)

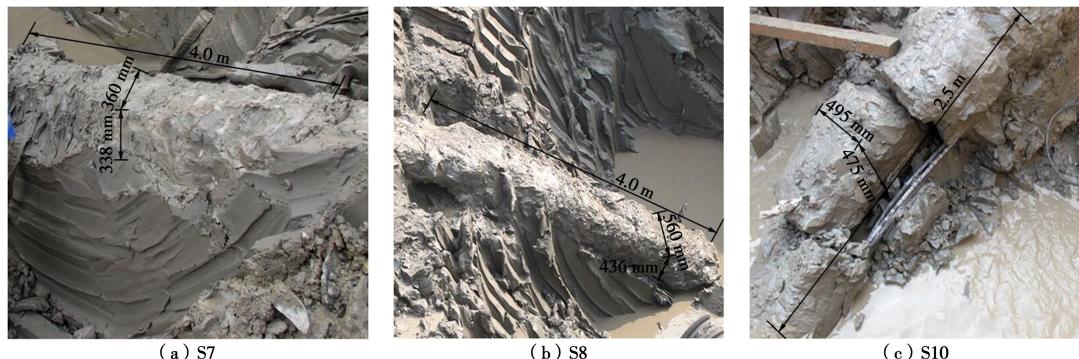


图 3 试验锚杆外观照片

Fig. 3 Photos of test anchor

表 3 实测计算参数

Table 3 Parameters used in approach

锚杆编号	v $/(cm \cdot min^{-1})$	d_0/mm	一次扩孔			二次扩孔		
			P_g/MPa	$\rho_g/(g \cdot cm^{-3})$	$\rho_1/(g \cdot cm^{-3})$	P_g/MPa	$\rho_g/(g \cdot cm^{-3})$	$\rho_2/(g \cdot cm^{-3})$
S7	12.5~20.0	2.5	30~32	1.5	1.72~1.77	—	—	—
S8	8.3~18.5	2.5	25~30	1.0	1.21~1.30	25~30	1.0	1.05~1.16
S10	9.9~19.9	2.5	30	1.0	1.17~1.22	30	1.6	1.66~1.71

2.3 实测数据对比分析

现场试验中,各挖开锚杆的实际形状如图3所示。高压旋喷施工时,由于钻杆的运动不仅包括旋转和提升,还会在喷嘴射流反作用力的作用下产生无规律的振动,使得射流不完全符合圆形断面自由紊动射流理论,锚固体的实际形状并非标准的圆形,而是近似为椭圆形,且表面凹凸不平,呈蜂窝状,并有片状毛刺出现;二次扩孔后的锚固体直径比一次扩孔显著增大,成孔质量更好,锚固体表面更平整。

试验过程中,量测各锚杆每1 m锚固段的平均钻进速度和孔口返浆比重,采用式(7)计算锚固体直径,同时按照面积相等的原则将被挖开锚杆的断面换算成圆形,并与计算值对比,计算参数和实测数据与计算值的对比结果分别见表4和图4。

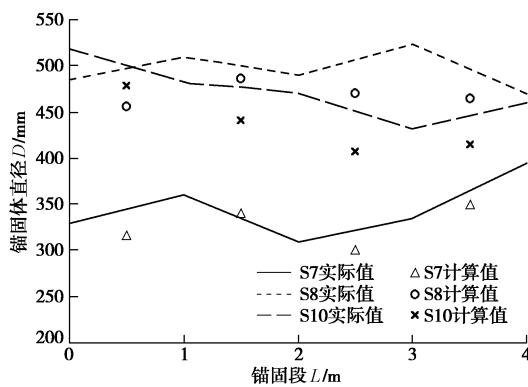


图 4 锚固体直径预测值和实际值对比

Fig. 4 Comparison between predictive and actual values of anchorage body

可见,采用式(7)计算出的锚固体直径整体上略低于实际值,偏差约为-9.8%~2.1%。其中,一次扩孔的直径计算值与实测数据最为接近,平均偏差仅

为-3.8%;二次扩孔的直径计算值与实测数据的偏差相对较大,平均约为-6.6%。这主要是由于高压旋喷施工过程中,喷射流体不可能将土体完全切碎成颗粒,锚固体空腔会内存在部分残留土块;同时喷射流体和土颗粒也不可能完全均匀混合,大颗粒土体在返出过程中需要消耗更大的搬运能量,并且更容易产生沉淀,上述原因使得钻孔孔口返出泥浆中的土颗粒含量低于锚固体空腔内的土颗粒含量,导致计算值小于实测数据。

喷射压力越小,射流能量对土体的切碎性越差,钻进速度越快,射流的剖面越不连续,锚固体空腔内越容易出现块状、条状残留土块;锚固体越长,喷射流体和土颗粒混合的均匀性越差,计算值和实测数据的偏差越大。

比较结果表明,式(7)是一种略偏于保守的锚固体直径计算方法,仅需要现场量测1个未知参数,操作方便。在工程应用中,可以先给定喷射压力,通过试喷试验得到不同钻进速度下锚固体直径和孔口返浆比重之间的关系曲线,从而确定最合理的钻进速度,并通过记录施工过程中的孔口返浆情况,达到动态监测和适时调整的目的。

3 旋喷参数对锚固体直径的影响

现场试验过程中,根据实测数据,计算分析旋喷参数中喷射压力、钻进速度、喷嘴直径和扩孔次数对锚固体直径的影响。

3.1 喷射压力的影响分析

喷射压力是流体切割、破碎土体的作用力,决定了射流能力和对土体的切割、破碎效果。图5给出了不同喷射压力时钻进速度与锚固体直径之间的关系曲线。

喷射压力的提高增大了流体的喷射速度和动压力,使得单位面积土体受到的冲击力增大,扩大了土体的破坏范围,从而得到更大的锚固体直径。试验过程中,当喷射压力由25 MPa提高到30 MPa后,锚固体直径平均增加了约30%;但是当喷射压力达到一定程度后,单纯提高喷射压力对扩孔效果的提高明显减弱,当喷射压力由30 MPa提高到32 MPa后,锚固体直径仅平均增加了约4%。

同时,对于被挖开锚杆S7和S8,扩孔过程中自上而下喷射压力逐渐增大,从外观上看(图3),随着喷射压力的提高,锚固体的形状越来越不规则,表面凹凸起伏的程度增大,薄片状毛刺增多,这是由于压力提高后,钻杆受到的反作用力加大,钻头的振动幅度更大,更不规律,直接影响到了成孔质量。

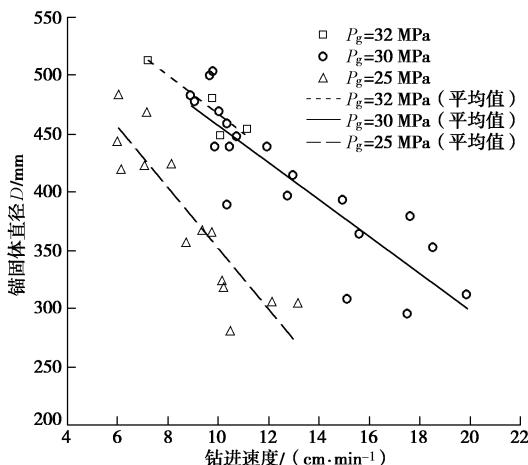


图5 不同喷射压力时钻进速度与锚固体直径关系曲线($d_0=2.5$ mm, 一次扩孔)

Fig. 5 Curves of drilling speed and anchorage body diameter under different jet pressures ($d_0=2.5$ mm, one time reaming)

3.2 钻进速度的影响分析

钻进速度的大小决定了单位面积土体的受冲切时间,因此,从提高锚固体直径的角度考虑,钻杆的钻进速度越小,喷射流体对土体的切割深度越大,锚固体直径越大。试验过程中,当钻进速度由15 cm/min降低至9 cm/min后,锚固体直径平均增大约26%。

旋喷锚杆扩孔施工时应合理配置钻进速度。首先,钻进速度过快,射流剖面将不连续,中间出现间断,锚固体内部将形成较大的条状土块,影响成孔质量,从试验数据看(图5),当钻进速度超过15 cm/min以后,锚固体直径计算值的离散程度显著增大,这就表明此时锚固体内部流体和土颗粒的混合性较差,影响了土颗粒的向外运输,应避免此类情况的出现;其次,钻进速度过慢,只能使锚固体直径缓慢增大,却浪费了时间和喷射材料,工效不高。

3.3 喷嘴直径的影响分析

图6给出了喷嘴直径为2.7 mm和2.5 mm时钻进

速度与锚固体直径之间的关系曲线。

喷嘴直径对成孔直径的影响是通过影响射流量来体现的。增大喷嘴直径使得单位时间内的射流量增加,不仅增大了射流在土体上的作用面积,提高了射流对土体的打击效率和破碎效果,而且会提高射流的搬运能力,减少锚固体内部土颗粒的沉淀。因此,增大喷嘴直径(射流量)能够比增大喷射压力获得更好的成孔质量。

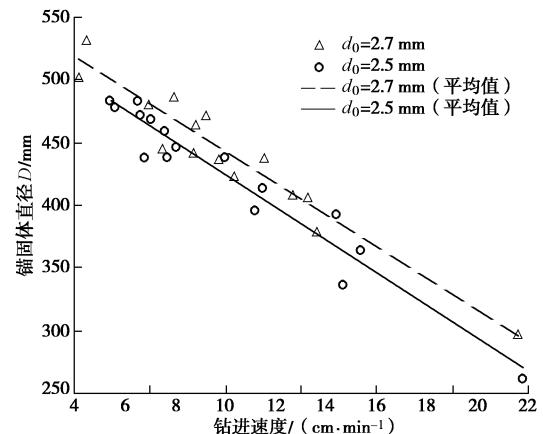


图6 不同喷嘴直径时钻进速度与锚固体直径关系曲线($P_g=30$ MPa, 一次扩孔)

Fig. 6 Curves of drilling speed and anchorage body diameter under different nozzle diameters ($P_g=30$ MPa, one time reaming)

3.4 扩孔次数的影响分析

图7给出了不同扩孔次数下钻进速度与成孔直径之间的关系曲线。

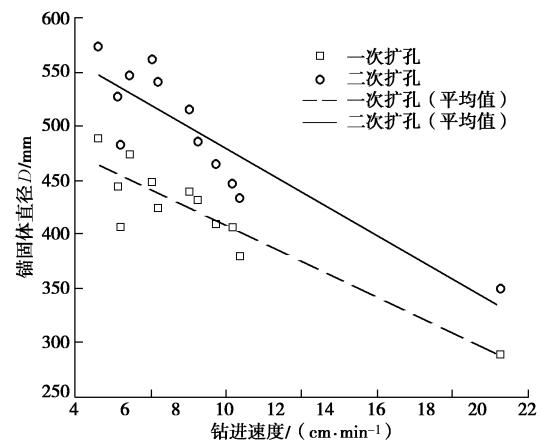


图7 不同扩孔次数下钻进速度与锚固体直径关系曲线($P_g=30$ MPa, $d_0=2.7$ mm)

Fig. 7 Curves of drilling speed and anchorage body diameter under different reaming times ($P_g=30$ MPa, $d_0=2.7$ mm)

第二次旋喷扩孔过程中,喷射流体需要穿过第一次扩孔形成的腔体,由于高速流体与周围流体之间的剧烈能量交换,射流速度迅速降低,也更加发散,进而降低了射流对土体的打击效果,因此,第二次扩孔的孔径增大效果较第一次显著降低,根据试验数据,二次扩孔平均仅能够增大约17%的锚固体直径,第一

次扩孔的成孔直径越小, 第二次扩孔的孔径增大效果越明显。

4 结 论

(1) 旋喷锚杆的锚固体直径可以根据钻孔过程中的孔口返浆比重进行计算, 计算值和实测数据基本一致, 但是受土体未被完全破碎、大颗粒土沉淀等因素的影响, 计算值比实测数据略小, 喷射压力越小, 钻进速度越快, 计算值和实测数据之间的偏差越大。

(2) 现场试验表明, 受钻杆螺旋运动和无规律振动的影响, 旋喷锚杆的锚固体形状近似为椭圆形, 表面附有毛刺, 喷射压力越大, 钻进速度越快, 锚固体的形状越不规则。

(3) 提高喷射压力、降低钻进速度、增大喷嘴直径和采用二次扩孔, 均能够增大锚固体直径, 相同条件下, 增大喷嘴直径和采用二次扩孔能够获得更好的成孔质量, 为提高成孔工效, 并防止出现射流剖面间断, 应合理配置钻进速度。

参 考 文 献:

- [1] JGJ79—2012 建筑地基处理技术规范[S]. 2012. (JGJ79—2012 Technical code for ground treatment of buildings[S]. 2012. (in Chinese))
- [2] JGJ/T282—2012 高压喷射扩大头锚杆技术规程[S]. 2012. (JGJ/T282—2012 Technical specification for underreamed anchor by jet grouting[S]. 2012 (in Chinese))
- [3] 陈志博, 王向军, 丁文其. 大直径可回收锚杆力学特性数值分析[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(增刊 1): 172–176. (CHEN Zhi-bo, WANG Xiang-jun, DING Wen-qi. Numerical analysis of mechanical behaviors of large-diameter recoverable anchors[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(S1): 172–176. (in Chinese))
- [4] 张跃进, 曾纪文. 深厚淤泥层基坑开挖动态监测与应急处理[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(增刊 1): 202–207. (ZHANG Yue-jin, ZENG Ji-wen. Dynamic monitoring and emergency treatment of deep foundation pit in ultra deep silt layer[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(S1): 202–207. (in Chinese))
- [5] 胡建林, 张培文. 扩体型锚杆的研制及其抗拔试验研究[J]. 岩土力学, 2009, 30(6): 1615–1619. (HU Jian-lin, ZHANG Pei-wen. Development of underreamed anchor and experimental study of uplift resistance[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(6): 1615–1619. (in Chinese))
- [6] 郭钢, 刘钟, 李永康, 等. 扩体锚杆拉拔破坏机制模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(8): 1677–1684. (GUO Gang, LIU Zhong, LI Yong-kang, et al. Model test research on failure mechanism of underreamed ground anchor[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(8): 1677–1684. (in Chinese))
- [7] SHIBAZAKI M. State of practice of jet grouting[C]// Third International Conference on Grouting and Ground Treatment. ASCE, New Orleans, 2003: 198–217.
- [8] MODONI G, CROCE P, MONGIOVI L. Theoretical modeling of jet grouting[J]. Géotechnique, 2006, 56(5): 335–347.
- [9] FLORA A, MODONI G, LIRER S, et al. The diameter of single, double and triple fluid jet grouting columns: prediction method and field trial results[J]. Géotechnique, 2013, 63(11): 934–945.
- [10] 马飞, 宋志辉. 水射流动力特性及破土机理[J]. 北京科技大学学报, 2006, 28(5): 413–416. (MA Fei, SONG Zhi-hui. Dynamic property and breaking soil mechanism of water jet[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2006, 28(5): 413–416. (in Chinese))
- [11] 马飞, 高国华, 王萍辉, 等. 水射流土层扩孔技术及影响因素[J]. 北京科技大学学报, 2008, 30(6): 585–589. (MA Fei, GAO Guo-hua, WANG Ping-hui, et al. Water jet soil reaming technology and its influencing factors[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2008, 30(6): 585–589. (in Chinese))
- [12] SHEN S L, WANG Z F, SUN W J, et al. A field trial of horizontal jet grouting using the composite-pipe method in the soft deposits of Shanghai[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2013, 35: 142–151.
- [13] 王志丰, 沈水龙, 许烨霜. 基于圆形断面自由紊动射流理论的旋喷桩直径计算方法[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(10): 1957–1960. (WANG Zhi-feng, SHEN Shui-long, XU Ye-shuang. An approach to calculate diameter of jet-grouted columns based on turbulent flow theory[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(10): 1957–1960. (in Chinese))
- [14] 崔江余, 贺长俊, 杨桂芹. 旋喷自带钢绞线锚杆现场试验研究[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(12): 1947–1951. (CUI Jiang-yu, HE Chang-jun, YANG Gui-qin. Field tests on jet-grouting self-boring anchors[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(12): 1947–1951. (in Chinese))
- [15] 李玉柱, 苑明顺. 流体力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2008: 179–182. (LI Yu-zhu, YUAN Ming-shun. Fluid mechanics[M]. Beijing: Higher Education Press, 2008: 179–182. (in Chinese))