

文章编号: 1000-7598 (2014) 07-1943-07

基于波速测试的裂隙岩体固结灌浆效果分析

简文彬^{1,2}, 张 登^{1,2}, 许旭堂^{1,2}

(1. 福州大学 岩土工程与工程地质研究所, 福州 350108; 2. 福建省地质灾害重点实验室, 福州 350002)

摘 要: 以福建某坝基固结灌浆工程实例为研究对象, 采用单孔、跨孔声波测试及地震波测试技术对灌浆前、后岩体纵波波速进行检测。采用弹性理论计算动弹性模量, 研究灌浆前、后变形参数的变化; 对 Hoek-Brown 准则进行修正, 用波速计算 Hoek-Brown 准则的强度参数, 研究灌浆前、后强度参数的变化。研究结果表明, 固结灌浆效果受岩体本身的可灌性控制, 并受岩体结构影响。不同方向的固结灌浆效果是不同的, 对于强风化岩体, 垂直向固结效果优于水平向; 对于具有缓倾结构面的中风化岩体, 水平向固结效果优于垂直向。动弹性模量提高率与波速提高率呈二次函数关系。强风化岩的 m (为 Hoek-Brown 常数) 和 s (为与岩体质量有关的常数) 值提高率与波速提高率均呈一次函数关系, 中风化岩则均呈三次函数关系。研究成果对灌浆设计和施工有重要的指导意义。

关 键 词: 固结灌浆; 波速; Hoek-Brown 准则; 动弹性模量

中图分类号: TU 459

文献标识码: A

Analysis of consolidation grouting effect of fractured rock mass based on wave velocity test

JIAN Wen-bin^{1,2}, ZHANG Deng^{1,2}, XU Xu-tang^{1,2}

(1. Institute of Geotechnical and Geological Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, China;

2. Fujian Provincial Key Laboratory of Geological Hazards, Fuzhou 350002, China)

Abstract: Based on a dam foundation engineering in Fujian province, single-hole acoustic test, cross-hole acoustic test and seismic wave test were carried out to detect the P-wave velocity of dam foundation rock mass before and after consolidation grouting. The elastic theory was used to calculate dynamic elastic modulus; and the change of deformation parameters before and after consolidation grouting were studied. A modified Hoek-Brown criterion was proposed to calculate the parameters in Hoek-Brown criterion. The results show that the consolidation grouting effect is controlled by the groutability of rock mass and effected by the rock mass structure. The consolidation grouting effects in different directions are different. For strongly weathered rocks, the consolidation grouting effect in vertical direction is better than that in horizontal direction. For medium weathered rocks with gently dipping discontinuous faces, the consolidation grouting effect in horizontal direction is better than that in vertical direction. The functional relationship between the increasing rate of dynamic elastic modulus and the increasing rate of velocity is quadratic. The functional relationship between the increasing rates of m , s (where m is Hoek-Brown parameter, s is parameter related to quality of rock mass) and the increasing rate of velocity for strongly weathered rocks are both linear and for medium weathered rocks are both cubic. It is of important significance for design and construction of grouting.

Key words: consolidation grouting; wave velocity; Hoek-Brown criterion; dynamic elastic modulus

1 引 言

固结灌浆是筑坝施工过程中的重要工序, 可以起到改造不良地质条件、提高建基面开挖高程、增强地基承载力和抗变形能力等作用^[1]。由于灌浆是隐蔽工程, 灌浆效果的评价工作就显得非常重要。现行规范^[2]推荐采用检测弹性波波速的方法进行固

结灌浆效果的评价。这方面的研究已取得了一定进展。张文举等^[3]结合大量工程实例基于波速变化进行了固结灌浆效果分析, 提出岩体本身的可灌性是其最终固结效果的决定性因素的观点。Kohkichi 等^[4]通过波速测试, 得出了灌浆前岩体的变形能力越强固结效果越好的结论。郑立宁等^[5]提出了基于面波波速变化的注浆检测标准, 较上述研究更加定

收稿日期: 2013-07-01

基金项目: 国家自然科学基金(No. 41072232)。

第一作者简介: 简文彬, 1963 年生, 博士, 教授, 从事岩土工程与工程地质专业。E-mail: jwb@fzu.edu.cn

量化。Lee 等^[6]在用试验进行灌浆效果评价的同时,从理论层面采用数值模拟技术对灌浆效果进行了模拟研究。但上述研究并没有考虑岩体结构的影响,岩体的各向异性对灌浆效果的影响还缺乏综合的研究。Stille 等^[7]在总结前人成果的基础上,较为全面地考虑了浆液本身的渗透性能和岩体中节理裂隙展布情况两方面因素,建立了浆液扩散模型,并据此提出了灌浆效果控制和评价的方法,较上述研究更进了一步。但考虑岩体各向异性的固结灌浆效果评价相关文献依然比较少见。此外,已有研究比较专注于探讨岩体波速变化或浆液扩散本身,对固结灌浆引起的岩体变形性质的变化有少量探讨,而对灌浆后岩体强度参数的提高则鲜有研究。本文将对此进行一些探讨。

Hoek-Brown 准则是由 Hoek 和 Brown 提出的经验性非线性破坏准则^[8]。根据 Li 等^[9]的研究,该准则在完整和具有 4 组及 4 组以上节理的岩体中适用性较好。若需在介于二者之间的岩体中应用该准则就必需进行修正。Hoek 等^[10]于 2002 年对该准则进行了修正,考虑了爆破损伤效应的影响。闫长斌等^[11]基于声波测试提出了考虑岩体爆破累积损伤效应的 Hoek-Brown 准则修正公式,其基本思路是:相应于爆破累积作用逐步地减小岩体力学参数。本文对此进行逆向思维,考虑灌浆加固作用,相应于灌浆加固过程,逐步增大岩体力学参数,将岩体灌浆过程中的波速提高与力学参数提高相结合,提出了考虑灌浆效果的 Hoek-Brown 准则修正公式。

本文结合工程实例,采用声波和地震波对固结灌浆前、后的裂隙岩体进行测试,对单孔声波和跨孔声波探测结果进行比较,分析了岩体结构对灌浆效果的影响;同时,根据弹性波理论,研究了灌浆加固过程中岩体变形参数的变化规律。提出了一种利用声波等物探资料定量计算固结灌浆岩体强度参数提高值的方法。研究成果对灌浆设计和施工有重要的指导意义。

2 Hoek-Brown 准则及其修正公式

2.1 Hoek-Brown 非线性破坏准则^[11-12]

Hoek-Brown 非线性破坏准则适用于完整岩体以及含 4 组及 4 组以上结构面的破碎岩体。其关系式可表示为

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sqrt{m\sigma_c\sigma_3 + s\sigma_c^2} \quad (1)$$

式中: σ_1 、 σ_3 分别为最大与最小主应力; σ_c 为完整岩石的单轴抗压强度; m 为 Hoek-Brown 常数; s

为与岩体质量有关的常数。 m 、 s 值越大,岩体质量越好。

对于极破碎和完全扰动岩体,有

$$\frac{m}{m_i} = \exp\left(\frac{RMR-100}{14}\right) \quad (2)$$

$$s = \exp\left(\frac{RMR-100}{6}\right) \quad (3)$$

对于极完整和未扰动岩体,有

$$\frac{m}{m_i} = \exp\left(\frac{RMR-100}{28}\right) \quad (4)$$

$$s = \exp\left(\frac{RMR-100}{9}\right) \quad (5)$$

式中: m_i 为完整岩石的 m 值,可由文献[8]或岩石三轴试验获得; RMR 为岩体质量指标。

2.2 考虑固结灌浆效果的 Hoek-Brown 准则修正

若假定固结灌浆的最理想效果是使得岩体力学参数接近于极完整岩体。那么,实际固结灌浆后的岩体可以视为是介于极完整和极破碎之间的岩体。根据张文举等^[3]的研究,岩体自身的可灌性是其最终灌浆效果的决定性因素。对于不同岩体,定义一个固结灌浆加固系数来表征其灌浆加固效果,表达式为

$$K_g = \frac{v^2}{v_f^2} \quad (6)$$

式中: K_g 为固结灌浆加固系数; v 为固结灌浆过程中某一时刻的岩体波速; v_f 为完整岩体波速。本文通过现场采集新鲜完整岩块并按《工程岩体试验方法标准》^[13]进行声波测试获得该项数据。

利用固结灌浆加固系数,构造灌浆岩体 Hoek-Brown 准则修正公式如下:

$$\frac{m}{m_i} = \exp\left[\frac{RMR-100}{14(K_g+1)}\right] \quad (7)$$

$$s = \exp\left(\frac{RMR-100}{3K_g+6}\right) \quad (8)$$

不难看出, K_g 值介于 0 和 1 之间。当 $K_g=0$ 时,式 (7)、(8) 与式 (2)、(3) 对应;当 $K_g=1$ 时,式 (7)、(8) 与式 (4)、(5) 对应。该修正公式的形式在岩体爆破累积损伤计算中已被证明是有效

的^[11]。该公式是基于声速变化的经验性准则，并不涉及岩体声速变化的具体机制，在本文的假定条件下，其在声速提高的过程中也是适用的。

3 固结灌浆前、后变形参数计算方法

根据弹性理论，无限大弹性体中平面波的传播速度有如下表达式^[14-15]：

$$v_p = \sqrt{\frac{E(1-\mu)}{\rho(1+\mu)(1-2\mu)}} \quad (9)$$

$$v_s = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1-\mu)}} \quad (10)$$

式中： v_p 为纵波速度； E 为动弹性模量； ρ 为密度； μ 为泊松比； v_s 为横波速度。

由于横波传播规律较纵波更为复杂，且其测量容易存在误差。通常用纵波速度计算动弹性模量。将式（9）变形得到

$$E = v_p^2 \rho \frac{(1+\mu)(1-2\mu)}{1-\mu} \quad (11)$$

4 裂隙岩体固结灌浆效果的波速测试

4.1 研究区域地质条件

研究区域为福建某在建水电站坝址，为满足趾板基础要求，并达到抬高建基面、减少工程量的目的，进行了坝基灌浆。灌浆试验区趾板线上基岩岩性为侏罗系下统梨山组上段（ J_1^{lb} ）。以砂岩、含砂泥岩为主，其次为泥质粉砂岩、泥岩。砂岩以中厚层为主，其余为薄层~中厚层；岩体总体倾向上游，倾角为 $15^\circ \sim 35^\circ$ ，并以 15° 为主。强透水基岩强风化带岩体厚度较大，在一般左岸为 $15 \sim 20$ m，右岸为 $10 \sim 15$ m。强风化带岩体中节理裂隙及岩层间软弱夹层较发育；岩体渗透等级大部分为中等透水，局部为强透水。开挖后剩下的强风化带岩体厚 $5 \sim$

8 m。典型工程地质剖面图如图 1 所示。

4.2 灌浆试验及灌浆孔布置

试验分成 A、B 两个趾板试块进行，上部覆盖层基本模拟趾板实际情况。灌浆孔布置如图 2 所示。

图 2 中 A 灌浆试块：固结灌浆孔布置 3 排，孔距为 2 m，排距为 1.5 m。固结孔钻孔深入弱风化基岩 3 m；帷幕灌浆孔 1 排，孔距为 2 m，钻孔深入相对隔水层（ $q \leq Lu$ ）3~5 m。B 灌浆试块：固结灌浆孔布置 4 排，孔距和排距都为 2 m。第 1、3、4 排为固结孔，钻孔深入弱风化基岩 3 m；第 2 排为兼作辅助帷幕的深固结灌浆孔。先进行第 1、4 排固结灌浆，其次进行第 3 排固结灌浆，后进行第 2 排兼作辅助帷幕的深固结灌浆孔灌浆。

为反映坝基不同部位的固结灌浆效果，并指导后续灌浆，布置了 4 个测点，如图 2 所示。对 1、2、4 号孔进行了声波单孔测试和地震波测试。对 2 号和 3 号孔进行了声波跨孔穿透测试。地震波速测试采用 SWS 多功能工程勘探与检测测试系统进行。声波测试采用 RSM-SY5 智能声波仪进行。试验均按相关规程进行。

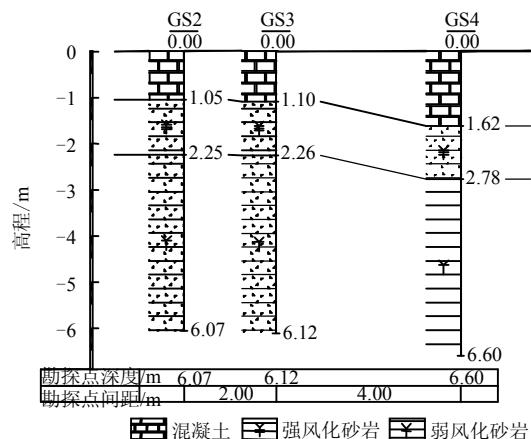


图 1 工程地质剖面图

Fig.1 Geological profile

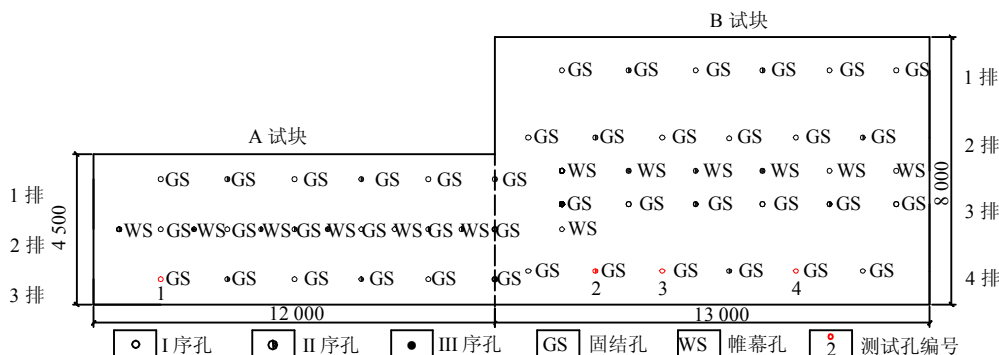


图 2 灌浆孔布置 (单位: mm)

Fig.2 Arrangement of grouting holes (unit: mm)

4.3 测试结果及分析

图3为2号孔灌浆前、后单孔声波、地震波及2号和3号孔跨孔声波测试结果。从图中可以看出,地震波测试和跨孔声波测试结果非常接近,而单孔声波测试结果则有较大差别。这种差异主要是由声波传播方向的不同引起的。单孔声波测试时声波沿孔壁传播,跨孔测试时声波沿钻孔径向传播,而地震波测试时波的传播方向介于二者之间。相应地,采用这3种方法获得的固结灌浆前、后的波速提高率也是相应方向上的波速提高率。根据张文举^[3]、Kohkichi^[4]等的研究,灌浆前岩体变形能力越强或者可灌性越好,固结效果越好。图中深度2.5 m以上为强风化岩,以下为中风化岩。波速测试结果总体上与上述研究成果相符。但大约在2.5~4.0 m范围内出现了一个异常的区域,这一区域内中风化岩体中的跨孔波速提高率在较大深度范围内出现大于强风化的情况,单孔声波测试结果则较好地符合了上述结论。造成这种差异的主要原因是上述研究没有考虑岩体结构的各向异性。试验区岩体中发育缓倾结构面,在中风化浅层,由于风化及开挖卸荷作用导致结构面进一步张开,而出现了水平向可灌性高于强风化岩体的情况。而垂直向则主要以岩块的弹性卸荷为主,可灌性增加不显著。这本质上与上述

岩体可灌性越好固结效果越好的结论是一致的。不同测试方法的测试方向不同,造成了结果的差异。若能综合应用不同的物探方法可以对不同方向上的固结灌浆效果做出综合评价。

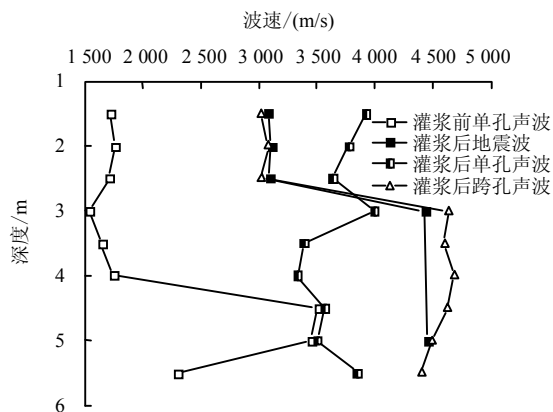


图3 2号孔测试结果
Fig.3 Test results of hole No.2

5 固结灌浆效果分析

5.1 岩体波速与固结灌浆效果关系

用声波测试数据处理试验结果,得到各个测试孔的波速提高率如表1~4所示。

表1 1号孔单孔测试结果

Table 1 Single-hole test results of hole No.1

深度/m	岩性	波速提高率/%	E			m			s		
			灌浆前/MPa	灌浆后/MPa	提高率/%	灌浆前	灌浆后	提高率/%	灌浆前/ 10^{-4}	灌浆后/ 10^{-4}	提高率/%
2.5	强风化岩	48.2	7.29	16.00	119.5	0.211	0.425	101.1	0.15	0.42	182.0
3.0		78.1	7.60	24.11	217.2	0.218	0.684	214.3	0.15	0.93	505.7
3.5		96.4	6.86	26.46	285.9	0.203	0.768	279.0	0.14	1.15	723.8
4.0		6.9	14.54	16.62	14.4	0.384	0.443	15.4	0.36	0.45	25.5
4.5	弱风化岩	46.9	12.27	26.46	115.7	1.650	2.742	66.2	20.57	47.89	132.8
5.0		133.7	4.04	22.06	446.4	1.053	2.403	128.1	11.01	37.81	243.4
5.5		15.9	16.41	22.06	34.4	1.966	2.403	22.2	27.03	37.81	39.9
6.0		43.1	9.75	19.98	104.9	1.462	2.242	53.3	17.21	33.56	95.1
6.5		72.7	11.63	34.72	198.4	1.602	3.366	110.1	19.68	70.95	260.5

表2 2号孔单孔测试结果

Table 2 Single-hole test results of hole No.2

深度/m	岩性	波速提高率/%	E			m			s		
			灌浆前/MPa	灌浆后/MPa	提高率/%	灌浆前	灌浆后	提高率/%	灌浆前/ 10^{-4}	灌浆后/ 10^{-4}	提高率/%
1.5	强风化砂岩	127.5	4.99	25.85	417.5	0.168	0.746	344.5	0.11	1.09	905.2
2.0		115.2	5.17	23.94	363.0	0.171	0.678	296.6	0.11	0.92	725.9
2.5		112.8	4.91	22.22	352.7	0.166	0.619	272.3	0.11	0.78	629.5
3.0	弱风化砂岩	160.1	3.98	26.89	576.4	1.049	2.775	164.5	10.95	48.95	346.9
3.5		106.8	4.51	19.31	327.8	1.086	2.190	101.7	11.46	32.27	181.7
4.0		91.7	5.08	18.67	267.3	1.125	2.140	90.2	12.00	31.06	158.8
4.5		1.8	20.68	21.43	3.6	2.296	2.354	2.5	34.96	36.49	4.4
5.0		1.8	19.98	20.69	3.6	2.242	2.297	2.5	33.56	34.98	4.2
5.5		67.4	8.87	24.86	180.1	1.397	2.619	87.4	16.13	44.04	173.1

表 3 2 号和 3 号孔跨孔测试结果

Table 3 Cross-hole test results of holes No.2 and No.3

深度/m	岩性	波速提高率 /%	<i>E</i>			<i>m</i>			<i>s</i>		
			灌浆前/MPa	灌浆后/MPa	提高率/%	灌浆前	灌浆后	提高率/%	灌浆前/ 10^{-4}	灌浆后/ 10^{-4}	提高率/%
1.5	强风化 砂岩	74.9	4.99	15.29	206.0	0.168	0.404	141.1	0.11	0.39	255.6
2.0		75.7	5.17	15.95	208.5	0.171	0.423	147.7	0.11	0.42	273.1
2.5		76.8	4.91	15.34	212.5	0.166	0.406	144.2	0.11	0.39	261.9
3.0	弱风化 砂岩	201.7	3.98	36.18	810.2	1.049	3.475	231.2	10.95	75.63	590.5
3.5		180.5	4.51	35.51	686.7	1.086	3.425	215.4	11.46	73.48	541.4
4.0		169.3	5.08	36.86	625.2	1.125	3.524	213.1	12.00	77.84	548.6
4.5		32.0	20.68	36.01	74.1	2.296	3.462	50.8	34.96	75.07	114.7
5.0		30.3	19.98	33.94	69.9	2.242	3.308	47.6	33.56	68.55	104.2
5.5		91.7	8.87	32.61	267.4	1.397	3.209	129.7	16.13	64.54	300.2

表 4 4 号孔跨孔测试结果

Table 4 Single-hole test results of hole No.4

深度/m	岩性	波速提高率 /%	<i>E</i>			<i>m</i>			<i>s</i>		
			灌浆前/MPa	灌浆后/MPa	提高率/%	灌浆前	灌浆后	提高率/%	灌浆前/ 10^{-4}	灌浆后/ 10^{-4}	提高率/%
2.0	强风化 砂岩	118.7	4.04	19.31	378.3	0.151	0.524	246.6	0.10	0.59	520.7
2.5		112.4	4.59	20.69	351.2	0.161	0.568	253.9	0.10	0.68	558.8
3.0		20.6	10.00	14.54	45.4	0.270	0.384	42.4	0.21	0.36	70.2
3.5	弱风化 砂岩	20.4	15.90	23.06	45.0	1.927	2.480	28.7	26.17	39.96	52.7
4.0		10.0	15.43	18.67	21.0	1.891	2.140	13.2	25.39	31.06	22.3
5.0		202.2	3.48	31.77	813.0	1.015	3.146	209.9	10.51	62.09	491.0
5.5		25.0	11.94	18.67	56.3	1.626	2.140	31.7	20.11	31.06	54.4
6.0		122.2	3.78	18.67	393.7	1.036	2.140	106.7	10.78	31.06	188.2

从表中可以看出, 固结灌浆后岩体波速都有了显著的提高。固结灌浆后强风化岩纵波波速一般约在 3 000~3 900 m/s 之间, 中风化岩纵波波速一般约在 3 400~4 500 m/s 之间, 能满足趾板基础要求。为研究初始波速与固结灌浆效果的关系, 以初始波速为横坐标、波速提高率为纵坐标绘制散点图, 如图 4 所示。对数据进行拟合得到如下相关系数为 0.878 的拟合公式:

$$\eta_v = -9.149\ 21 + 888.480\ 2e^{-0.001\ 15v_0} \quad (12)$$

式中: η_v 为用百分数表示的波速提高率; v_0 为初始波速。

式 (12) 表明, 灌浆前、后的波速提高率大体上随岩体初始波速的提高呈指数形式衰减。这是因为岩体的初始波速越低, 表明其变形能力越强, 节理、裂隙等可供浆液注入的空间也越多, 浆液能在更大程度上与岩体融合并形成统一体。

5.2 不同方向固结灌浆效果评价

受场地条件限制, 地震波测试结果离散性较大。采用单孔声波测试和跨孔声波测试结果分别对竖向和水平向的加固效果进行评价。图 5 为由单孔及跨孔测试获得的波速提高率随深度变化曲线。图中 2.5 m 处为强风化和中风化的分界线。在 2.5 m 以上

单孔声波测试所得的波速提高率大于跨孔声波测试, 而在 2.5 m 以下则出现相反结果。这表明试验区强风化岩体的竖直向的固结灌浆效果要好于水平向, 而中风化岩体则相反。这是由岩体结构面的方向性引起的。强风化层中岩体连通性比较好, 浆液在压力及重力作用下易于垂直下渗, 因而垂向加固效果较好。而在中风化层中, 受结构体的阻隔, 浆液垂直下渗受阻而更倾向于流入缓倾的结构面间隙中, 因而水平向加固效果较好。

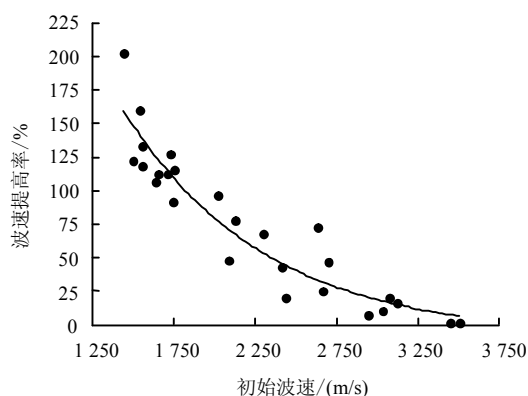


图 4 初始波速与波速提高率的关系

Fig.4 Relationship between initial wave velocity and increasing rate of wave velocity

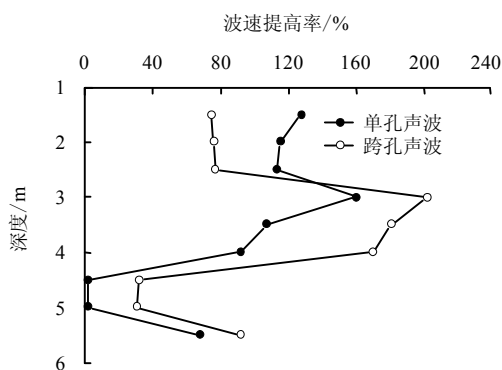


图5 波速提高率随深度变化曲线
Fig.5 Variation curves of increasing rate of wave velocity with depth

5.3 固结灌浆前、后岩体变形参数变化特征

由于岩体材料泊松比通常变化很小,计算中可取为定值^[14-15]。本文取 $\mu=0.27$,根据式(11)用声波波速计算灌浆前、后的动弹性模量,并计算动弹性模量的提高率,结果如表1~4所示。从中可以看出,相比于波速的提高,动弹性模量的提高更加显著。根据前文推导,波速提高率与动弹性模量提高率之间应符合二次函数关系,对波速提高率与动弹性模量提高率 η_E 进行拟合,得到二者精确满足如式(13)所示关系式,该公式可直接应用于试验区后序灌浆效果的预测。根据不同方向的实测波速提高率还可以预测不同方向上变形参数的变化,进而评价不同方向的灌浆效果。

$$\eta_v = -0.0072 + 2.00117\eta_E + 0.00999\eta_E^2 \quad (13)$$

5.4 固结灌浆前、后岩体强度参数变化特征

根据试验及经验参数确定岩体参数如表5所示。根据式(7)、(8)计算岩土层的Hoek-Brown强度参数如表1~4所示。

表5 岩体参数取值表

Table 5 Parameters of rock mass

RMR		完整岩石单轴抗压	Hoek-Brown 常数
强风化砂岩	中风化砂岩	强度 σ_c /MPa	m_i
27	57	40	17

从表1~4中可以看出,固结灌浆后 m 和 s 值均有显著的提高,尤以 s 值提高最为显著。这表明灌浆后岩体的完整性得到了很大的改善。将 m 和 s 值提高率和波速提高率进行拟合,获得二者的经验关系如下:

对于强风化岩体,有

$$\eta_m = -4.3664 + 2.52123\eta_v \quad (R=0.939) \quad (14)$$

$$\eta_s = -46.0039 + 6.34242\eta_v \quad (R=0.851) \quad (15)$$

对于中风化岩体,有

$$\eta_m = -3.83869 + 0.32724\eta_v - 0.01292\eta_v^2 + 4.22985 \times 10^{-5}\eta_v^3 \quad (R=0.973) \quad (16)$$

$$\eta_s = -15.62954 + 4.54118\eta_v - 0.03789\eta_v^2 + 1.38557 \times 10^{-4}\eta_v^3 \quad (R=0.931) \quad (17)$$

根据上述公式可以用实测波速提高率估算 m 和 s 值提高率。采用不同方向的波速测试结果还可以获得不同方向上的强度变化特征。

6 结 论

(1) 对固结灌浆前、后的裂隙岩体进行波速测试,导出的Hoek-Brown准则修正公式可计算灌浆前、后岩体强度的变化,评价固结灌浆效果。

(2) 不同物探方法测试所得固结灌浆效果的差异主要是由弹性波传播方向的不同引起。固结灌浆效果受岩体本身可灌性控制,并受结构面的影响。

(3) 不同方向的固结灌浆效果不同,对于强风化岩体垂直向固结效果优于水平向。对于具有缓倾结构面的中风化岩体水平向固结效果优于垂直向。

(4) 固结灌浆前、后动弹性模量提高率与波速提高率呈二次函数关系。强风化岩的 m 和 s 值提高率与波速提高率均呈一次函数关系,中风化岩则均呈三次函数关系。利用波速提高率可有效预测岩体变形和强度参数的提高率。

参 考 文 献

- [1] 孙钊. 大坝基岩灌浆[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2004: 93-94.
- [2] 中国电力企业联合会. DL/T5148-2012 水工建筑物水泥灌浆施工技术规范[S]. 北京: 中国电力出版社, 2012.
- [3] 张文举, 卢文波, 陈明, 等. 基于灌浆前、后波速变化的岩体固结灌浆效果分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(3): 469-478.
ZHANG Wen-ju, LU Wen-bo, CHEN Ming, et al. Analysis of consolidation grouting effect of rock mass based on comparison of wave velocity before and after grouting[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(3): 469-478.

- [4] KOHKICHI KIKUCHI, TETSUO IGARI, YOSHITADA MITO, et al. In situ experimental studies on improvement of rock masses by grouting treatment[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 1997, 34(3-4): 138(e1-e14).
- [5] 郑立宁, 谢强, 冯治国, 等. 瞬态瑞雷面波法岩溶路基注浆质量检测现场试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(12): 1934-1937.
- ZHENG Li-ning, XIE Qiang, FENG Zhi-guo, et al. Field tests on grouting effect of karst roadbed based on transient Rayleigh wave method[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2011, 33(12): 1934-1937.
- [6] LEE J S, BANG C S, MOK Y J, et al. Numerical and experimental analysis of penetration grouting in jointed rock masses[J]. **International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences**, 2000, 37(7): 1027-1037.
- [7] STILLE H, GUSTAFSON G, HASSLER L. Application of new theories and technology for grouting of dams and foundations on rock[J]. **Geotechnical and Geological Engineering**, 2012, 30(3): 603-624.
- [8] HOEK E. Practice rock engineering[M]. Rotterdam: A. A. Balkema, 2000.
- [9] LI A J, LYAMIN A V, MERIFIELD R S. Seismic rock slope stability charts based on limit analysis methods[J]. **Computers and Geotechnics**, 2009, 36(1-2): 135-148.
- [10] HOEK E, CARRANZA-TORRES C, CORKUM B. Hoek-Brown failure criterion (2002 edition)[C]// Proceedings of the North American Rock Mechanics Society Meeting in Toronto. Toronto: [s. n.], 2002: 267-273.
- [11] 闫长斌, 李国权, 陈东亮, 等. 基于岩体爆破累积损伤效应的 Hoek-Brown 准则修正公式[J]. 岩土力学, 2011, 32(10): 2951-2964.
- YAN Chang-bin, LI Guo-quan, CHEN Dong-liang, et al. Amended expressions of Hoek-Brown criterion based on blasting cumulative damage effects of rock mass[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(10): 2951-2964.
- [12] 高文华, 朱建群, 张志敏, 等. 基于 Hoek-Brown 非线性破坏准则的软岩地基极限承载力数值模拟[J]. 岩土力学, 2011, 32(2): 593-598.
- GAO Wen-hua, ZHU Jian-qun, ZHANG Zhi-min, et al. Numerical simulation of ultimate bearing capacity of soft rock foundation based on Hoek-Brown nonlinear failure criterion[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(2): 593-598.
- [13] 中华人民共和国电力工业部. GB/T50266-99 工程岩体试验方法标准[S]. 北京: 中国计划出版社, 1999.
- [14] 张建海, 胡著秀, 杨永涛, 等. 地下厂房围岩松动圈声波拟合及监测反馈分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(6): 1191-1197.
- ZHANG Jian-hai, HU Zhu-xiu, YANG Yong-tao, et al. Acoustic velocity fitting and monitoring feedback analysis of surrounding rock loosening zone in underground powerhouse[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2011, 30(6): 1191-1197.
- [15] 徐鸣洁, 钟锴, 俞缙, 等. 南京地铁工程勘察中声波测试与分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(6): 1018-1024.
- XU Ming-jie, ZHONG Kai, YU Jin, et al. Acoustic measurement and analysis in Nanjing subway engineering investigation[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, 24(6): 1018-1024.