

# 环向加筋灰土墩极限承载力计算方法

崔玉萍<sup>1</sup>, 高安荣<sup>1</sup>, 孙立强<sup>2</sup>, 冯守中<sup>3</sup>, 郎瑞卿<sup>4</sup>, 赵泽宇<sup>4</sup>

(1. 中交基础设施养护集团有限公司, 北京 100020; 2. 天津大学, 天津 300072;

3. 武汉广益交通科技股份有限公司, 湖北 武汉 430074;

4. 天津市软土特性与工程环境重点实验室, 天津 300384)

**摘要:** 本文结合理论分析和数值模拟, 分析了大直径环向加筋灰土墩加固机理和承载特性, 通过因素分析研究了影响其极限承载力的因素及规律; 结合数值计算结果对规范规定的承载力计算方法中的端阻力发挥系数进行修正。研究表明: 通过设置环向加筋材料能够大幅度提高灰土墩极限承载力, 且环向加筋灰土墩承载力随着环向加筋材料抗拉强度的增大而增大; 承载力随加筋材料强度的提高而提高, 引入能够考虑加筋作用和土的强度的端阻力发挥系数, 并给出了其确定方法, 对规范计算极限承载力的方法进行了修正, 修正后的计算方法能够较好反映环向加筋灰土墩承载特性。

**关键词:** 加固机理; 环向加筋; 灰土墩; 极限承载力

**中图分类号:** TU312<sup>+</sup>.1

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1672—1144(2021)02—0106—07

## Ultimate Bearing Capacity Calculation of Ring-reinforced Lime Mound

CUI Yuping<sup>1</sup>, GAO Anrong<sup>1</sup>, SUN Liqiang<sup>2</sup>, FENG Shouzhong<sup>3</sup>, LANG Ruiqing<sup>4</sup>, ZHAO Zeyu<sup>4</sup>

(1. China Communication Infrastructure Conservation Group Co., Ltd., Beijing 100020, China;

2. Tianjin University, Tianjin 300072, China;

3. Wuhan Guangyi Transportation Science and Technology Incorporated Company, Wuhan, Hubei 430074;

4. Key Laboratory of Soft Soil Engineering Character and Engineering Environment of Tianjin, Tianjin 300384)

**Abstract:** In this paper, combined with theoretical analysis and a large number of numerical simulations, the reinforcement mechanism and bearing characteristics of the large-diameter circular reinforced lime mound are analyzed. The factors and laws affecting its ultimate bearing capacity are studied through factor analysis. On this basis, the standard calculation method is revised through numerical results. The results show that the large-diameter ring-reinforced lime mound can limit the lateral deformation of the lime mound and increase the bearing capacity. Furthermore, a better compaction effect on the surrounding soil is provided by dynamic compaction. Reinforced materials can greatly increase the ultimate bearing capacity of lime mound. With the tensile strength of the reinforced materials increases, the ultimate bearing capacity first increases and then gradually decreases. Based on the reinforcement enhancement coefficient, the standard calculation of ultimate bearing capacity is revised, which can reflect the bearing characteristics of the ring-reinforced lime mound.

**Keywords:** reinforcement mechanism; ring-reinforced; lime mound; ultimate bearing capacity

青海省某公路天然地基分布有深厚湿陷性黄土, 湿陷等级为 II 级, 厚度达 10 m, 为消除地基湿陷性并提高承载力, 采用环向加筋灰土墩进行地基处

理。与传统半刚性桩相比, 环向土工合成材料能够提供给灰土墩足够大的侧向约束力, 从而提高其承载力, 减小地基变形, 同时对墩间土还具有挤密效

果<sup>[1]</sup>,具有较大的应用前景。但由于承载机理和破坏模式不同,现有的计算方法,如规范法不能较为准确的对其极限承载能力进行评估和预测。因此,对相关方法进行修正,提出能够反映其承载性能的计算方法对于环向加筋灰土墩的发展具有重要意义。

国内外已有较多学者对灰土桩和土工合成材料的加筋作用展开了较多研究并取得了较多成果:Yoo等<sup>[2]</sup>通过对比试验研究得到了利用土工合成材料包裹的砂桩加固滨海软土地基效果远优于传统砂桩处理效果的结论。Rajagopal等<sup>[3]</sup>为了研究土工合成材料加筋碎石桩受到竖向荷载作用下的变形特性,开展了大量的数值模拟和缩尺试验研究,经过研究表明,土工合成材料的变形模量无论对散体桩的极限承载力还是其沉降均具有较大的影响。Khabbazian等<sup>[4]</sup>运用大型商用软件ABAQUS研究了土工合成材料加固散体桩的承载性能,并对影响其性能的主要因素展开了详细分析。Hong等<sup>[5]</sup>通过在不同部位布置变形和应力检测装置,测量了土工合成材料加筋砂桩径向变形的最大位置为桩顶下2.5倍桩径处。何杰等<sup>[6]</sup>在前人研究的基础上,研究了夯实水泥土桩复合地基中"夯实水泥土桩-桩间土-加筋垫层"体系的荷载传递特性,并根据三者之间的相互关系推导得到了不同部件的刚度系数计算方法,并编写计算程序进行了计算。赵明华等<sup>[7]</sup>在考虑土工合成材料和桩周土体对散体桩产生共同的侧向约束力的基础上,推导得到了加筋碎石桩极限承载力的计算方法;并考虑桩-土-加筋垫层之间的协调变形和共同承担外荷载的作用,建立了加筋散体桩复合地基承载力计算方法<sup>[8]</sup>。上述研究对于更好地认识环向加筋灰土墩承载特性具有较强的借鉴意义,但由于大直径环向加筋灰土墩是一种新型地基处理方法,其承载力计算方法研究具有重要的实践意义。

本文结合理论分析和大量数值模拟,分析了大直径环向加筋灰土墩加固机理和承载特性,通过因素分析研究了影响其极限承载力的因素及规律;基于上述研究成果,引入加筋增强系数,利用数值计算结果对规范方法进行修正。

## 1 环向加筋灰土墩及其加固机理

### 1.1 结构型式及加固机理

大直径环向加筋灰土墩由强夯灰土墩体外部包裹土工合成材料套筒组成,如图1所示。其中,灰土墩由熟石灰和天然土体按照一定体积比经过强夯制

作而成,体积比可在室内通过最优含水率试验得到,本次研究中体积比取3:7;环向加筋材料多选用土工布或其他土工合成材料。环向加筋材料的物理力学参数,可根据墩身强度需求进行确定。土工合成材料套筒半径和刚度可根据墩间土挤密系数要求进行确定,其直径或周长一般比灰土墩直径或周长稍大,且其刚度不宜过大,这样就可以在限制灰土墩的侧向变形、提高承载力的同时,能够使周围土体产生挤密效应。大直径环向加筋灰土墩主要控制参数为:墩长 $H$ 、灰土墩成孔直径 $d$ 和环向加筋材料直径 $D$ 。其中墩长 $H$ 主要根据待处理软弱地基深度和施工机械强夯深度确定。

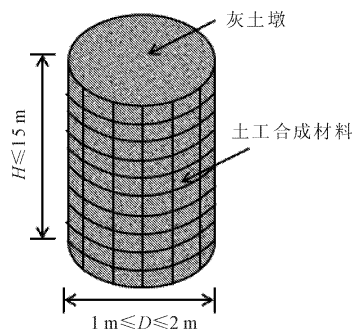


图1 大直径环向加筋灰土墩结构型式

加筋灰土墩通过加筋材料的环向约束力提高了灰土墩的墩身强度,从而可以提高单墩承载力,另外灰土墩在强夯过程中会对周边土体产生挤密作用,可在一定程度上消除湿陷性黄土的湿陷性,对于非湿陷性土体而言可增加其密实性,从而使模量和强度都得以提高,增加了墩体的承载力,减小了地基变形。

### 1.2 承载力规范计算方法

作为一种竖向加固体,其单墩受力变形和荷载传递机理与单桩较为接近,因此其承载力计算可参考《建筑地基处理技术规范》<sup>[9]</sup>(JGJ 79—2012)中相关规定进行计算。单桩承载力特征值 $R_a$ 的计算公式如下:

$$R_a = u_p \sum_{i=1}^n q_{si} l_{si} + \alpha_p q_p A_p \quad (1)$$

其中: $u_p$ 为桩身周长; $q_{si}$ 为第 $i$ 层桩周土侧摩阻力特征值; $l_{si}$ 为第 $i$ 层土的层厚; $\alpha_p$ 为端阻力发挥系数,可根据地区经验取值,与桩土相对刚度有较大关系; $q_p$ 为端阻力特征值; $A_p$ 为桩的底面积。

参考《建筑桩基技术规范》<sup>[10]</sup>(JGJ 94—2008)中相关规定和陈亚东等<sup>[11]</sup>等的研究成果,极限承载力 $Q_u$ 与承载力特征值 $R_a$ 存在如下关系:

$$Q_u = KR_a \tag{2}$$

式中: $K$  为安全系数,实际工程中一般取 2。

则极限承载力  $Q_u$  可按下式计算:

$$Q_u = K(u_p \sum_{i=1}^n q_{si} l_{si} + \alpha_p q_{pu} A_p) \tag{3}$$

根据 Wong 等<sup>[12]</sup> 的研究可知,上式中极限承载力  $Q_u$  可表示为桩侧摩阻力  $Q_{su}$  和端阻力  $Q_{bu}$  之和,即:

$$Q_u = Q_{su} + Q_{bu} = u_p \sum_{i=1}^n q_{usi} l_{si} + \alpha_p q_{pu} A_p \tag{4}$$

其中: $u_p$  为桩身周长; $q_{usi}$  为第  $i$  层桩周土极限侧摩阻力, $q_{usi} = Kq_{si}$ ;  $q_{pu}$  为极限端阻力值, $q_{pu} = Kq_p$ 。

在软黏土地基中,极限桩端阻力可按下式进行计算:

$$q_{pu} = N_c s_u \tag{5}$$

其中: $N_c$  为端阻力系数,可根据地区经验取值; $s_u$  为桩底不排水抗剪强度。

将式(5)代入式(4),可以得到单桩承载力特征值  $Q_u$  公式(6):

$$Q_u = u_p \sum_{i=1}^n q_{usi} l_{si} + \alpha_p N_c s_u A_p = Q_{su} + Q_{bu} \tag{6}$$

实际工程中,环向加筋作用能够增加单桩承载力,而在规范计算方法中没有体现加筋作用的影响,只体现了不同土质对承载力的影响,因此需要对承载力规范规定的方法进行修正,提出能够考虑加筋材料强度的计算方法。

2 环向加筋灰土墩承载特性数值分析

通过 ABAQUS 数值模拟分析环向加筋灰土墩的破坏模式,计算不同环向加筋材料强度和土体强度下大直径环向加筋灰土墩极限承载力,研究承载力随加筋材料强度和土体不排水强度之间的关系。

2.1 数值模型验证及破坏模式

为了验证数值分析方法的准确性,利用赵明华等<sup>[13]</sup>开展的室内加筋散体桩试验结果对数值分析方法进行验证。该试验共进行两组,比例尺为1.0:2.5,桩体直径为0.2 m,桩长1.0 m,环向加筋的长度为2倍桩直径,并采用应变仪和鼓胀仪对桩身竖向和水平向变形进行测量。地基土主要指标如表1所示。

| 表 1 软土物理参数 |       |           |              |
|------------|-------|-----------|--------------|
| 液限 /%      | 液限 /% | 压缩模量 /MPa | 不排水抗剪强度 /kPa |
| 64.6       | 35.2  | 1.6       | 3.4          |

散体桩由碎石构成, $d_{10} = 10\text{ mm}$ , $d_{30} = 30\text{ mm}$ , $d_{60} = 45\text{ mm}$ 。加筋材料为双向塑料土工格栅,主要物理参数如表2所示。

| 表 2 土工格栅物理参数 |                                    |                                    |
|--------------|------------------------------------|------------------------------------|
| 网格尺寸 /mm     | 2% 应变时拉应力 /(kN · m <sup>-1</sup> ) | 5% 应变时拉应力 /(kN · m <sup>-1</sup> ) |
| 40 × 40      | 13.6                               | 20.0                               |

数值分析模型尺寸按照文献[13]中参数进行取值。考虑到载荷板为钢材,故选用线弹性本构模型模拟其受力变形特性;采用摩尔-库仑理想弹塑性本构模型对碎石桩和桩间软土的应力应变关系进行模拟。

土工合成材料选用双向异形膜单元进行划分,具体参数参照表2进行选取。

考虑土工合成材料约束碎石桩同周围土体的相互作用关系,并选用法向硬接触和切向罚函数模拟两者相互作用关系。模型的示意图如图2所示。

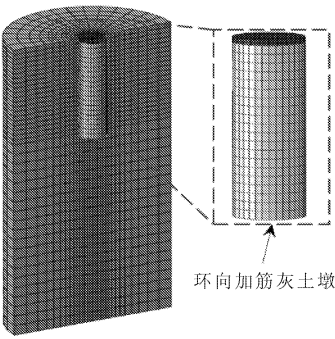


图 2 数值模型示意图

图3为数值计算和实测的  $P$ - $s$  曲线,由图3可知,计算结果与实测结果较为接近,说明建立的数值分析方法能够较好的模拟加筋材料桩竖向承载特性。

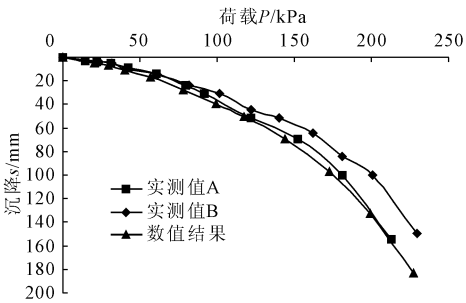


图 3 实测及数值模拟  $P$ - $s$  曲线

图4为不同竖向位移下加筋材料的环向应变的数值计算值与实测值,由图4可知,加筋材料环向变

形量实测值与计算值较为接近,说明数值分析方法能够较好的反映加筋材料在竖向荷载作用下发生的鼓胀变形。加筋材料水平变形主要发生在桩顶下 2 倍桩直径范围内,最大鼓胀变形量发生在 1 倍桩径处。

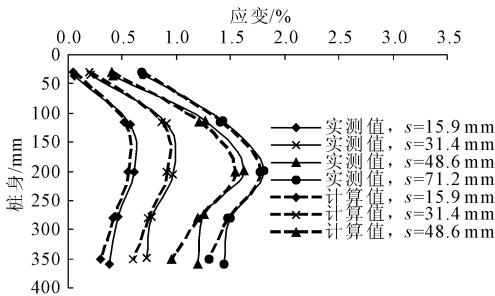


图 4 加筋材料环向变形沿深度变化曲线

图 5 为不同竖向位移下散体桩鼓胀变形的数值计算值与实测值,由图 5 可知,桩体鼓胀量实测值与计算值较为接近,说明数值分析方法能够较好的反映加筋散体桩在竖向荷载作用下发生的鼓胀变形。加筋区鼓胀变形量明显小于未加筋区,说明加筋材料能够降低散体桩发生侧向鼓胀变形。

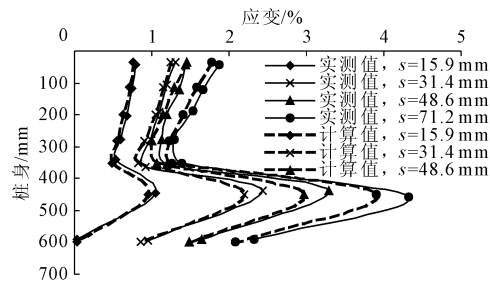


图 5 散体桩水平变形沿深度变化曲线

图 6 和图 7 分别为加筋散体桩达到极限承载力时,加筋材料塑性云图和水平变形云图。由图可知,环向加筋材料散体桩达到极限状态时,土工合成材料上部 2 倍桩径范围内产生贯通的塑性区,且水平变形较大,发生剪切破坏,与试验结果相同<sup>[13]</sup>。

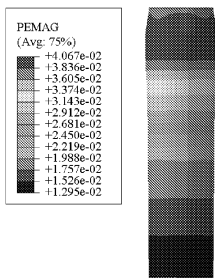


图 6 加筋材料塑性应变云图

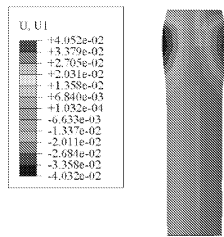


图 7 加筋材料水平变形云图

2.2 数值模拟方案

根据公式(3)和前述分析可知,承载力主要受到地基土不排水抗剪强度和加筋材料强度的影响。因此,改变上述数值模型中地基土抗剪强度指标,建立不同地基土不排水抗剪强度  $s_u$  和环向加筋材料抗拉强度  $T_r$  条件下的环向加筋灰土墩数值分析模型进行竖向承载特性的研究。

灰土墩是指长径比较小的加固体,根据实际工程加固深度,墩直径可定为 1 m ~ 3 m。灰土墩的长径比将直接影响墩体性能的发挥程度。根据研究可知,墩体鼓胀破坏的深度为 2.5 倍直径范围内,因此增大直径会使鼓胀破坏面深度增加,从而增大墩体承载力。同时,墩径越大,对墩间土挤密效果越好,能够较好的达到消除湿陷性的目的。根据规范中对挤密系数要求和强夯法对周围土体的挤密影响<sup>[14-15]</sup>,并结合实际工程中应用情况,本次研究中墩直径均为 2 m,长度为 10 m; $s_u$  分别为 5 kPa、15 kPa、10 kPa、20 kPa;土工合成材料抗拉强度  $T_r$  分别为 0 kN/m、33 kN/m、43 kN/m、50 kN/m、65 kN/m,根据试验表明,土工合成材料抗拉强度  $T_r$  与弹性模量  $E$  之间存在如下关系:

$$E = \varepsilon T_r / h \tag{7}$$

式中: $\varepsilon$  为环向加筋材料的极限拉伸率; $h$  为加筋材料厚度。

其他参数如表 3 所示,其中灰土墩灰土比为 3:7,含水率为 19%,强度参数由室内三轴试验测得。

2.3 单桩承载力数值结果

提取桩顶载荷板的法向接触力即为土工合成材料约束灰土墩承担的荷载,绘制不同条件下的外荷载与位移曲线如图 8(a)—图 8(d)所示。

由图 8 可知,环向加筋灰土墩切线模量比无加筋灰土墩切线模量大,并且随加筋材料强度的增加灰土墩的切线模量增加。另外,环向加筋灰土墩达到破坏时的承载力明显比无筋灰土墩大,并且承载力随加筋材料的抗拉强度增加而增加。

表 3 数值模型部分参数

| 名称  | 重度 $\gamma$<br>/( $\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$ ) | 弹性模量 $E$<br>/MPa  | 黏聚力<br>/kPa | 内摩擦<br>角/( $^\circ$ ) | 泊松<br>比 |
|-----|-----------------------------------------------------|-------------------|-------------|-----------------------|---------|
| 桩周土 | 19                                                  | 3                 | $s_u$       | 0.1                   | 0.48    |
| 灰土墩 | 19                                                  | 25                | 150         | 50.0                  | 0.30    |
| 载荷板 | —                                                   | $210 \times 10^3$ | —           | —                     | 0.20    |

$OA$  为  $Q$ - $s$  曲线初始阶段切线,  $BC$  为曲线平缓阶段切线,  $OA$  和  $BC$  相交于点  $D$ ,  $D$  点对应的外荷载  $Q$  为环向加筋灰土墩的极限承载力  $Q_{ult}$ 。

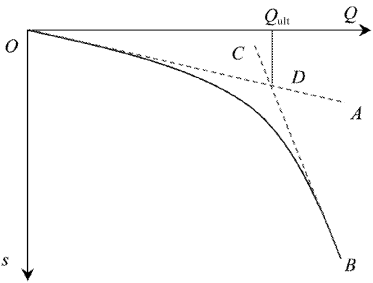
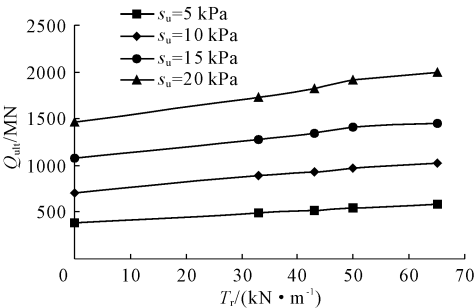
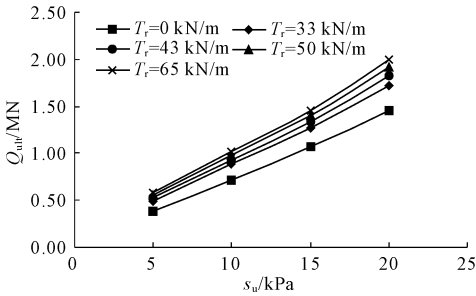


图 9 双切线法示意图

分别建立承载力随加筋材料抗拉强度和土体强度的关系曲线如图 10 所示。由图可知,随着抗拉强度和地基土不排水抗剪强度的增大,环向加筋灰土墩单墩极限承载力逐渐增大。



(a) 不同  $T_r$  下灰土墩极限承载力



(b) 不同  $s_u$  下灰土墩极限承载力

图 10 双切线法确定的极限承载力

### 3 环向加筋灰土墩承载力计算方法

由上节研究可知,土体强度和加筋材料抗拉强度对地基承载力均有影响,但采用传统规范计算方法得到不同加筋材料强度的承载力为同一值,无法体现加筋材料强度对灰土墩承载力的影响。数值计算得到不同  $T_r$  和不同  $s_u$  条件下环向加筋灰土墩极限承载力和规范方法计算结果对比如图 11 所示。

由图 11 可知,当加筋材料强度为零时,规范计算结果与实际结果较为接近,说明无加筋灰土墩极

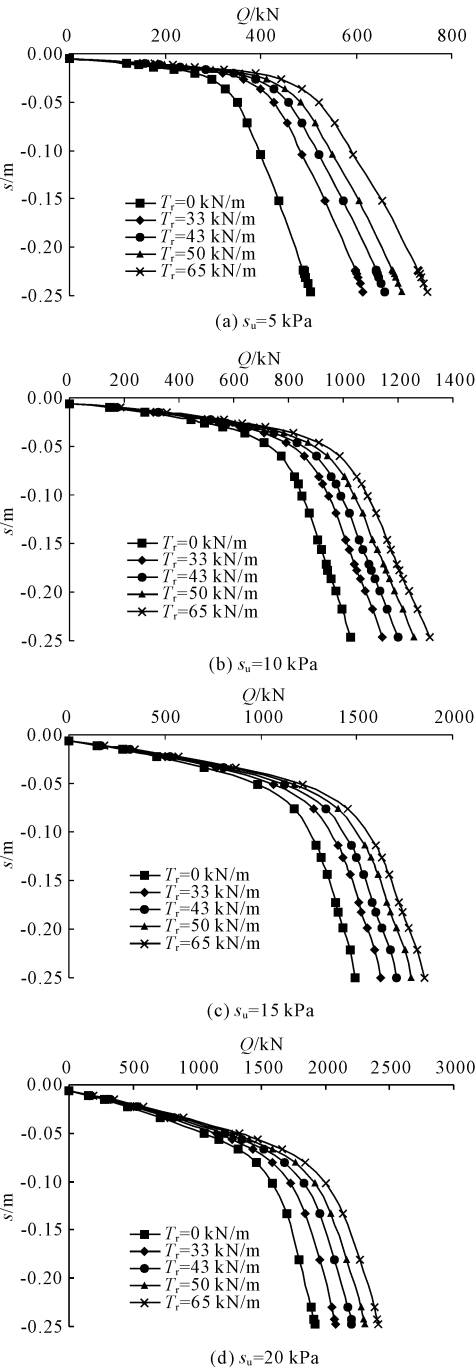


图 8 荷载 - 位移曲线

杨光华等<sup>[16]</sup>、姚超等<sup>[17]</sup>和孙立强等<sup>[18]</sup>研究表明当  $Q$ - $s$  曲线后段较平缓,第二拐点不明显时,可采用双切线法确定其极限承载力,如图 9 所示。图中,

限承载力用该公式计算较为合理;但当环向加筋材料抗拉强度大于零后,规范计算结果与数值计算结果之间存在偏差,且随着环向加筋材料的抗拉强度增大呈现增大的趋势。分析其原因为:公式(6)中的规范法没有考虑加筋材料对承载力的影响,计算得到的同一地基土中不同加筋强度下的环向加筋灰土墩承载力相同,与数值计算结果存在差异,且该差异随着环向加筋材料抗拉强度的增大而变大。

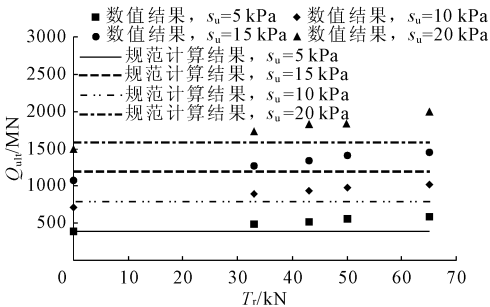


图 11 规范计算结果与数值计算结果对比图

分析公式(6)和环向加筋灰土墩的承载机理可知,环向加筋侧摩阻力与灰土墩侧摩阻力较为接近,故墩端阻力的计算误差导致了该偏差产生:受到环向加筋的作用,灰土墩的刚度有较大幅度增加,而根据郎瑞卿等<sup>[19]</sup>的研究,端阻力与桩土相对刚度有较大关系,因此需要对公式(6)中端阻力发挥系数进行修正,使规范法计算精度得到提高。

为了更好的考虑环向加筋效果,在公式(6)的基础上引入加筋增强系数  $m$ ,该系数含义为环向加筋材料提供给灰土墩的侧向约束作用增加了墩土之间的相对刚度,进而环向加筋灰土墩墩端阻力特征是天然地基的  $m$  倍。则公式(6)变为

$$Q_u = u_p \sum_{i=1}^n q_{usi} l_{si} + m \alpha_p N_c s_u A_p = Q_{su} + m Q_{bu} \quad (7)$$

根据图 10 可知,随着土体不排水抗剪强度和环向加筋材料抗拉强度的增大,环向加筋灰土墩极限承载力增加。

为了分析加筋材料抗拉强度对极限承载力的影响程度,定义同一  $s_u$  下不同  $T_r$  计算得到的  $Q_{uT_r}$  与  $T_r = 0 \text{ kN/m}$  下的  $Q_{uT_r=0}$  的差值为加筋端阻增量  $\Delta Q_{buT_r}$ ,根据式(7) 得该值可按式计算:

$$\Delta Q_{buT_r} = Q_{uT_r} - Q_{uT_r=0} = (m - 1) Q_{buT_r=0} \quad (8)$$

上式中,  $Q_{uT_r=0}$  可按式计算:

$$Q_{buT_r} = N_c s_u A_p \quad (9)$$

则可根据数值计算得到的  $Q_{uT_r}$  和式(8)、式(9) 计算得到不同条件下  $m$  为:

$$m = \frac{Q_{uT_r} - Q_{uT_r=0}}{Q_{buT_r=0}} + 1 \quad (10)$$

图 12 为不同条件下  $m$  值随  $T_r$  变化情况。由图 12 可知,  $m$  值随着  $T_r$  的增大呈线性增大的趋势,故利用线性函数(公式(11)) 拟合  $m$  与  $T_r$  之间的关系,整理得到系数  $k$ 、 $b$  和方差  $R^2$  如表 4 所示,拟合效果较好。

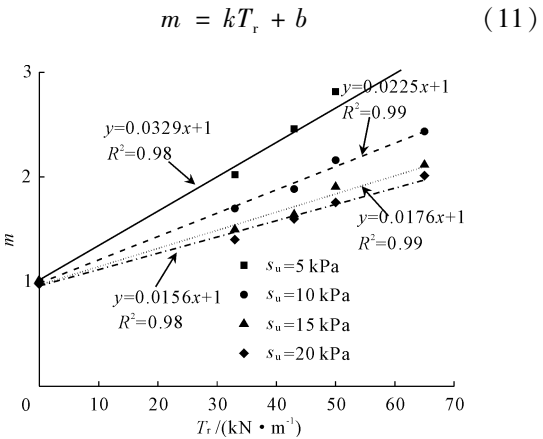


图 12  $m$  与  $T_r$  关系曲线

表 4 不同  $s_u$  下拟合系数及方差  $R^2$

| $s_u/\text{kPa}$ | 5      | 10     | 15     | 20     |
|------------------|--------|--------|--------|--------|
| $k$              | 0.0329 | 0.0225 | 0.0176 | 0.0156 |
| $b$              | 1      | 1      | 1      | 1      |
| $R^2$            | 0.98   | 0.99   | 0.95   | 0.98   |

由表 4 可知,  $b$  值均为 1,  $k$  值随  $s_u$  的增大而非线性降低,即随着地基土不排水抗剪强度的增大,加筋效果降低,其关系如下图所示,利用指数函数拟合两者关系如公式(12) 所示,拟合方差为 0.97,拟合效果较好。

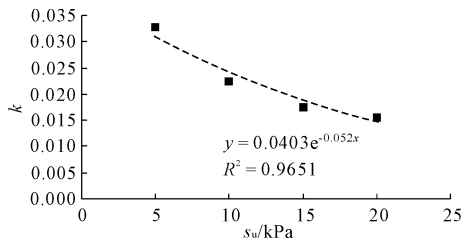


图 13  $k$  与  $s_u$  关系曲线

$$k = 0.0403e^{-0.052s_u} \quad (12)$$

将式(11)、式(12) 带入式(7) 即可得到修正后环向加筋灰土墩单墩极限承载力计算公式为:

$$Q_u = u_p \sum_{i=1}^n q_{usi} l_{si} + [0.0403e^{-0.052s_u} T_r + 1] \alpha_p N_c s_u A_p \quad (13)$$

利用公式(13) 计算得到的环向加筋灰土墩极限承载力与数值模拟方法计算得到的承载力对比结

果如图 14 所示。由图 14 可以看出,修正后规范计算值与实际计算值均分布于斜率等于 1 的直线上,说明修正后的规范计算值与实际值较为接近,该方法能够较好预测环向加筋灰土墩的极限承载力。

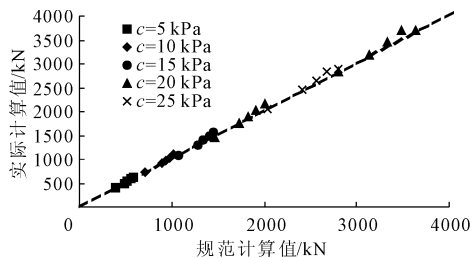


图 14 极限承载力修正后规范计算结果与数值解结果对比

## 4 结 论

(1) 大直径环向加筋灰土墩能够在限制灰土墩的侧向变形、提高承载力的同时通过强夯作用对周围土体产生较好的挤密作用,是一种经济合理的新型地基处理方法。

(2) 环向加筋材料能够大幅度提高灰土墩极限承载力,且随着环向加筋材料的抗拉强度和地基土不排水抗剪强度增大,其极限承载力增大。

(3) 由于现有规范无法考虑环向加筋材料的加筋作用,计算结果无法准确预测环向加筋灰土墩承载力;引入加筋增强系数对规范计算承载力的方法进行修正,修正后的计算方法能够较好反映环向加筋灰土墩承载特性。

## 参考文献:

- [1] Zhou Y, Kong G, Yang Q, et al. Deformation analysis of geosynthetic-encased stone column using cavity expansion models with emphasis on boundary condition[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2019, 47(6): 103498.
- [2] Yoo W, Kim B, Cho W. Model test study on the behavior of geotextile-encased sand pile in soft clay ground[J]. *Ksce Journal of Civil Engineering*, 2015, 19.
- [3] Rajagopal K, Murugesan S. Geosynthetic-encased stone columns: Numerical evaluation [J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2006, 24(6): 349-358.
- [4] Khabbazian M, Kaliakin V N, Meehan C L. Numerical study of the effect of geosynthetic encasement on the behaviour of granular columns[J]. *Geosynthetics International*, 2010, 17(3): 132-143.
- [5] Hong Y S, Wu C S, Yu Y S. Model tests on geotextile-encased granular columns under 1-g and undrained conditions [J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2016, 44(1): 13-27.
- [6] 何杰,张可能,等. 夯实水泥土桩复合地基中桩-土-垫层共同作用机理[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2012, 43(6): 2288-2294.
- [7] 赵明华,张赞威,刘猛,等. 筋箍碎石桩复合地基极限承载力计算[J]. *水文地质工程地质*, 2014, 41(1): 67-73.
- [8] 赵明华,何玮茜,衡帅,等. 基于圆孔扩张理论的筋箍碎石桩承载力计算方法研究[J]. *岩土工程学报*, 2017, 39(10): 1785-1792.
- [9] 中国建筑科学研究院. 建筑地基处理技术规范: JGJ 19—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [10] 建筑桩基技术规范: JGJ 94—2008[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
- [11] 陈亚东,于艳,陆凡,等. 密实砂土中竖向受压 PCC 桩端阻力计算方法研究[J]. *地下空间与工程学报*, 2020, 16(3): 780-786.
- [12] Wong S C, Poulos H G. Approximate pile-to-pile interaction factors between two dissimilar piles[J]. *Computers & Geotechnics*, 2005, 32(8): 613-618.
- [13] 赵明华,顾美湘,张玲,等. 竖向土工加筋体对碎石桩承载变形影响的模型试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2014, 36(9): 1587-1593.
- [14] 挤密桩法处理地基技术规程: DBJ61-2—2006[S]. 西安: 陕西省建设厅, 2006.
- [15] Chow Y K, Yong D M, Yong K Y, et al. Dynamic compaction of loose sand deposits[J]. *Soils & Foundations*, 1992, 32(4): 93-106.
- [16] 杨光华,骆以道,张玉成,等. 用简单原位试验确定切线模量法的参数及其在砂土地基非线性沉降分析中的验证[J]. *岩土工程学报*, 2013, 35(3): 401-408.
- [17] 姚超,贺玲凤. 淤泥质黏土层的室内模型试验研究与有效利用[J]. *施工技术*, 2018, 47(S1): 39-42.
- [18] 孙立强,刘政卿,齐玉萌,等. 不同排水条件下桶形基础上拔承载特性研究[J]. *天津大学学报*, 2020, 53(9): 890-899.
- [19] 郎瑞卿,陈昆,闫澍旺,等. PTC 管桩竖向承载性能现场试验研究[J]. *重庆交通大学学报(自然科学版)*, 2017, 36(10): 62-69.