

DOI: 10.11779/CJGE20231281

动力湿化作用下压实红黏土累积变形规律与控制研究

刘维正^{1,2}, 黄轩嘉^{*1}, 徐 阳¹, 李慧丽³, 万家乐¹

(1. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 2. 高速铁路建造技术国家工程研究中心, 湖南 长沙 410075;

3. 湖南省交通规划勘察设计院有限公司, 湖南 长沙 410203)

摘 要: 针对南方多雨地区在役红黏土路基易发生湿化, 并在交通荷载联合作用下产生过大附加变形问题, 开展了不同含水率的静三轴试验以及不同湿化次数、幅度和动应力的动三轴试验, 分析含水率变化对黏聚力和内摩擦角的影响, 探究动应力幅值、湿化次数和幅度对累积变形以及动回弹模量的影响规律, 并建立了考虑动应力幅值、湿化次数和幅度、黏聚力和内摩擦角的累积变形预测模型; 基于谱元法建立了移动荷载下红黏土路基横观各向同性动力响应计算模型, 通过与现场行车试验结果对比验证了解析模型的有效性, 并分析了湿化与动荷载作用下路基顶面竖向压应变规律。结果表明: 累积塑性应变随动应力幅值、湿化次数和幅度的增加呈非线性增大; 动回弹模量随初始含水率和湿化次数的增加而减小; 湿化 3 次后的路基顶面竖向压应变增长约一倍。进而建立了路基顶面竖向压应变与累积应变的经验关系, 结合现有规范给出了红黏土路基累积应变控制值, 提出了红黏土路基变形控制方法, 并在某高速公路试验段通过水泥改良强化路床和动回弹模量试验验证了所提方法的可行性。研究结果可为红黏土地区耐久性路基的设计和服役性能评价提供参考。

关键词: 红黏土; 动力湿化; 抗剪强度; 累积变形; 动回弹模量; 预测模型; 变形控制

中图分类号: TU416

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)03-0535-13

作者简介: 刘维正(1982—), 男, 博士, 副教授, 主要从事特殊土路基工程方面的研究工作。E-mail: liuwz2011@csu.edu.cn。

Accumulative deformation law and control of compacted lateritic soil under coupled action of wetting and dynamic loading

LIU Weizheng^{1,2}, HUANG Xuanjia¹, XU Yang¹, LI Huili³, WAN Jiale¹

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. National Engineering Research Center of

High-Speed Railway Construction Technology, Changsha 410075, China; 3. Hunan Provincial Communications Planning, Survey &

Design Institute Co., Ltd., Changsha 410203, China)

Abstract: To address the problem that the in-service lateritic soil subgrade is prone to wetting and excessive additional deformation under the combined effects of traffic loading in southern rainy areas of China, the static triaxial tests with different moisture contents and the dynamic triaxial tests with different wetting times, wetting amplitudes and dynamic stresses are conducted. The effects of varying moisture contents on the cohesive force and angle of internal friction are analyzed, and the influences of dynamic stress amplitude, wetting times and wetting amplitude on the accumulative deformation and dynamic resilient modulus are investigated. A model for predicting the accumulative deformation is established by considering the dynamic stress amplitude, times and amplitude of wetting, cohesive force and angle of internal friction. Based on the spectrum method, a model for transverse isotropic dynamic response of lateritic soil is established. The validity of the analytical model is verified by comparing with the results of the field vehicle tests, and the law of vertical compressive strain on the top of subgrade is analyzed under the effects of wetting and dynamic loading. The results show that the accumulative plastic strain increases nonlinearly with the increasing dynamic stress amplitude, wetting times and wetting amplitude. The dynamic resilient modulus decreases with the initial moisture content and the wetting times. The vertical compressive strain on the top of subgrade increases approximately double after wetting of three times. The empirical relationship between the vertical compressive strain on the top of subgrade and the accumulative strain is established, and the control value of accumulative strain is proposed in combination with the

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52078500); 中国中铁股份有限公司科技研究开发计划项目(2021-专项-08); 中国国家铁路集团有限公司科技研究开发计划实验室基础研究项目(L2023G002)

收稿日期: 2023-12-28

***通信作者** (E-mail: huangxj2022@csu.edu.cn)

existing specification of the permissible value of accumulative deformation of subgrade, which gives the controlling method for the deformation of lateritic soil subgrade. The proposed method is verified by the cement-treated upper roadbed filler and the dynamic resilient modulus tests in the test section of an expressway. The research results can provide reference for the design and service performance evaluation of durable subgrade in lateritic soil areas.

Key words: lateritic soil; dynamic wetting; shear strength; accumulative deformation; dynamic resilient modulus; predictive model; deformation control

0 引言

随着交通强国战略的深入推进,红黏土地区修建高速公路和高速铁路规模越来越大,不可避免地需要使用红黏土作为路基填料。由于南方地区气候干湿分明、水位涨落频繁,导致路基内部湿度在高于最佳含水率的湿侧呈周期性变化,即产生反复湿化^[1]。特别是交通运输呈现高速化、重载化发展,运营期路基在反复湿化和行车荷载的联合作用下,强度及刚度衰减、路用性能劣化,产生过大累积变形,诱发路基不均匀变形和路面开裂等工程病害^[2]。因此,研究湿化作用下红黏土路基累积变形规律和控制,对南方湿热地区路基服役性能评价和保持具有重要意义。

目前,国内外学者主要研究了加载方式、动应力、含水率和围压对红黏土累积变形规律的影响。黄文东等^[3]、Chen 等^[4]发现红黏土的累积应变速率随着循环次数的提高而降低,最终呈现稳定。Gao 等^[5]、Qian 等^[2]、Fonte 等^[6]、DA Silva 等^[7]通过研究发现随着含水率的增大,路基填料的强度降低,累积变形随初始含水率的增加更显著。但上述研究并未考虑湿化次数对红黏土累积变形的影响。

针对土体累积变形预测模型, Ma 等^[8]、Cheng 等^[9]分别建立了考虑应力水平、围压影响的红黏土累积变形预测模型。为了对某一特定工况进行研究, Ba 等^[10]、Gu 等^[11]分别建立了考虑路基不同深度应力状态、偏应力、基质吸力影响的累积变形预测模型。在复杂的环境变化与外界车辆动力耦合作用下,路基累积变形受自身强度特性影响较大,除了要对路基累积变形进行预测外,还需对变形进行控制。卢正等^[12]、张锐等^[13]分别基于路基路面变形协调原理和刚度补偿理论,以路基的填筑高度与回弹模量为影响因素,通过路基弯沉对路基变形进行控制。综上,目前在累积变形预估模型的研究中并未建立累积变形与基本物理力学性质和强度之间的联系,针对同时考虑湿化次数和幅度的预估模型鲜有研究;此外,在路基变形控制研究中,部分学者也仅对路基填料在最佳含水率条件下的工况进行了分析,而针对变含水率及反复湿化作用下的路基累积变形控制方法研究较少。

为解决上述问题,本文以南方湿热地区常见红黏

土为试验土样,通过开展静三轴试验分析含水率变化对黏聚力和内摩擦角的影响;开展动三轴试验揭示动应力幅值、湿化次数和幅度对累积变形和动回弹模量的影响规律,并建立综合考虑动应力幅值、反复湿化次数和幅度、黏聚力和内摩擦角的累积变形预估模型;再基于谱元法建立红黏土路基横观各向同性动力响应计算模型,分析湿化与动荷载作用下基顶竖向压应变规律;结合现有规范中基顶竖向压应变容许值提出累积应变控制值。以期对红黏土地区耐久性高速公路路基设计提供参考。

1 试验方案

1.1 红黏土基本物理性质

本文所用红黏土取自某高速公路,现场取土后将土翻晒至含水率稳定后用于室内试验。通过室内土工试验得到红黏土的基本物理性质如表 1 所示。

表 1 试验土样基本物理性质

Table 1 Basic physical properties of test soil sample						
液限/ %	塑限/ %	塑性 指数	最大干密度/ (g·cm ⁻³)	最佳含 水率/%	粒径分布/%	
					<0.075 mm	<0.005 mm
52.0	29.8	22.2	1.81	20.5	86.07	47.34

1.2 静、动三轴试验方案

(1) 试样制备

碾碎风干后的红黏土,过 2 mm 筛,并测定含水率,随后配制含水率为 20%, 22%, 24%, 26% 的土样,并闷料 24 h。待闷料完毕后,测定其含水率,当含水率符合相应试验要求后进行制样。试样压实度均为 93%,静三轴试验试样尺寸为 $\Phi=39.1\text{ mm}$, $h=80\text{ mm}$,动三轴试验试样尺寸为 $\Phi=100\text{ mm}$, $h=200\text{ mm}$ 。

为模拟实际环境中红黏土路基干湿循环过程,在密闭空间中使用加湿器对试样湿化(图 1),在试样上、下面各放置一块透水石对试样增湿。将试样最佳含水率(optimum moisture content, OMC)作为初始含水率,首先从 OMC 加湿至 OMC+4.5%,再由 OMC+4.5%脱湿至 OMC,最后再由 OMC 加湿至 OMC+1.5%,此过程记为测试点含水率为 OMC+1.5% 的第 1 次湿化,以此类推,试样分别进行多次湿化,整个测试过程分别取 OMC、OMC+1.5%、OMC+3%和 OMC+4.5% 4 个

含水率 w 为测试点, 反复湿化试验方案如图 2 所示。

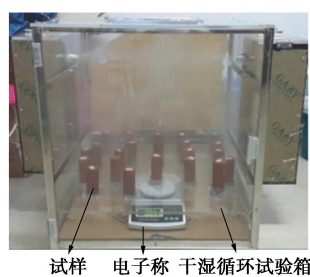


图 1 试样加湿

Fig. 1 Wetting of samples

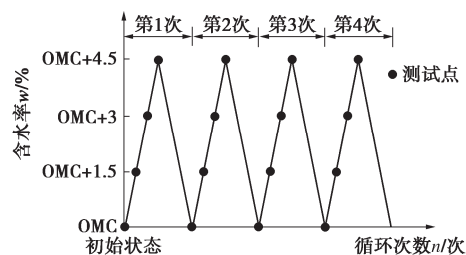


图 2 反复湿化试验方案

Fig. 2 Plan of repeated wetting tests

(2) 三轴剪切试验

采用全自动应变控制式三轴仪对红黏土试样分别开展不固结不排水三轴剪切试验, 当剪切应变达到设定的 $\varepsilon_a=20\%$ 时终止试验。文献[14]表明 30~120 kPa 能够基本代表中国常见路基填高对应的围压水平, 故试验围压选定为 30, 50, 75, 100 kPa, 试样含水率为 15%, 17%, 19%, 21%, 23%, 25%。

(3) 累积变形试验

研究发现大多数公路结构的围压为 10~30 kPa, 路面动应力范围则通常为 30~50 kPa, 故累积变形试验围压取 30 kPa, 动应力幅值在考虑超载的情况下取 30, 50, 70, 90 kPa^[15]。累积变形试验试验方案如表 2 所示。本试验中当试样累积变形达到 10% 时、试样破坏时或循环加载次数 N 达到 10000 次时终止试验。

表 2 累积变形试验方案

Table 2 Programs of accumulative deformation tests					
湿化次数 n /次	加载频率 /Hz	围压/ kPa	静偏应力/kPa	动应力幅 值/kPa	循环加载 次数 N /次
0, 1, 2, 3, 4	1	30	30	30, 50, 70, 90	10000

(4) 动回弹模量试验

动回弹模量试验围压选择 60 kPa, 循环加载选用正弦波形, 加载频率为 1 Hz, 固结比为 1.5^[15]。试验加载序列共 12 级, 初始荷载为 10 N, 终荷载为 180 N, 成等差数列分布, 每级荷载振动 10 次, 动弹模试验加载方案如表 3 所示。基于累积变形试验结果, 湿化 4

次后试样累积变形曲线大多变为破坏型, 而本文的研究重点主要针对压实红黏土在稳定状态下的静、动力特性研究, 所以在动回弹模量试验中红黏土试样最多湿化 3 次。

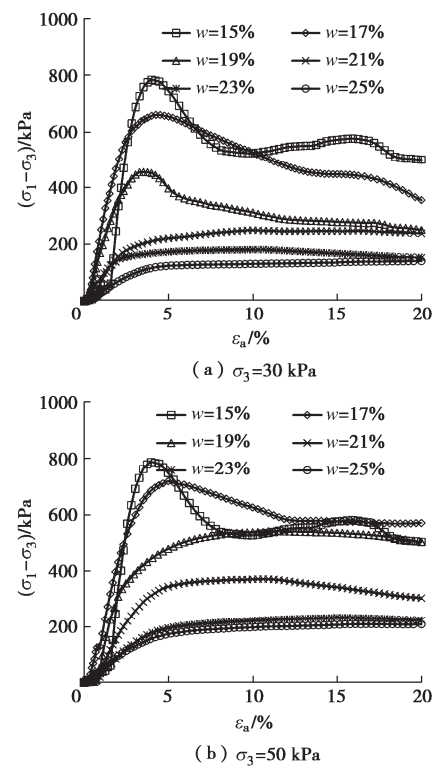
表 3 动回弹模量试验方案

Table 3 Programs of dynamic resilient modulus tests			
湿化次数/次	围压/ kPa	加载频 率/Hz	加载序列
0, 1, 2, 3	60	1	10~180 N 等差分为 12 级

2 试验结果与分析

2.1 湿化对静力剪切强度参数的影响

图 3 为不同含水率下红黏土应力-应变曲线。由图可知, 当含水率相同时, 随着围压的增大, 主应力差峰值增大。应力-应变曲线在初始阶段呈现快速增长, 随着轴线应变的继续发展, 应力应变曲线呈现出达到峰值后逐渐降低后趋于平缓。当含水率为 15% 和 17% 时均出现明显的应变软化现象, 当围压为 30, 50, 75 kPa 时峰值较为明显, 围压为 100 kPa 时出现峰值后下降较为平缓。图 4 为含水率对抗剪强度参数的影响。由图可知, 黏聚力和内摩擦角均随含水率的增大而减小, 并且黏聚力受含水率的影响最显著, 当含水率从 15% 增至 25% 时, 黏聚力降低了 85.2%。造成以上现象的原因为当含水率处于较低水平时, 红黏土中存在的游离氧化铁具有胶结作用, 此时红黏土的抗剪强度较大; 随着含水率的升高, 胶结作用不明显, 土体孔隙结构逐渐增大, 抗剪强度降低^[16]。



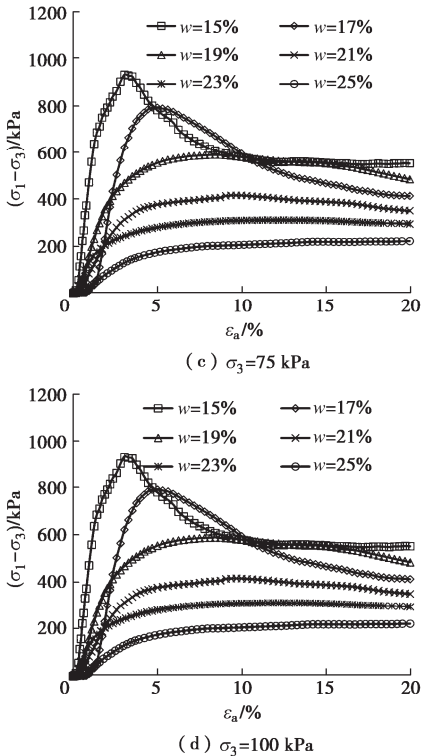


图 3 不同含水率下红黏土的应力-应变曲线

Fig. 3 Stress-strain curves of lateritic soil under different moisture contents

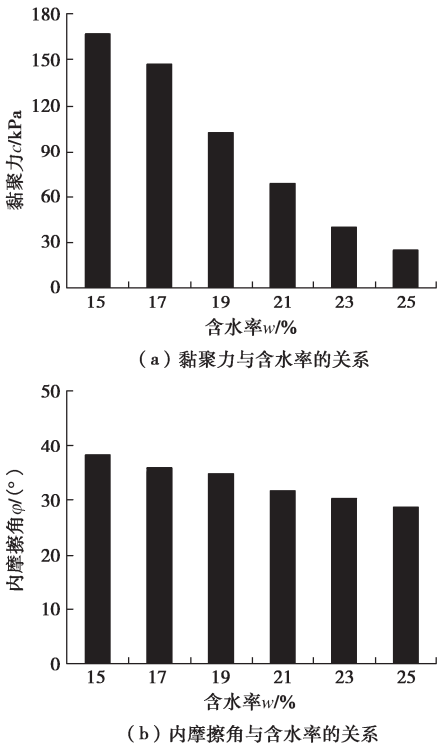


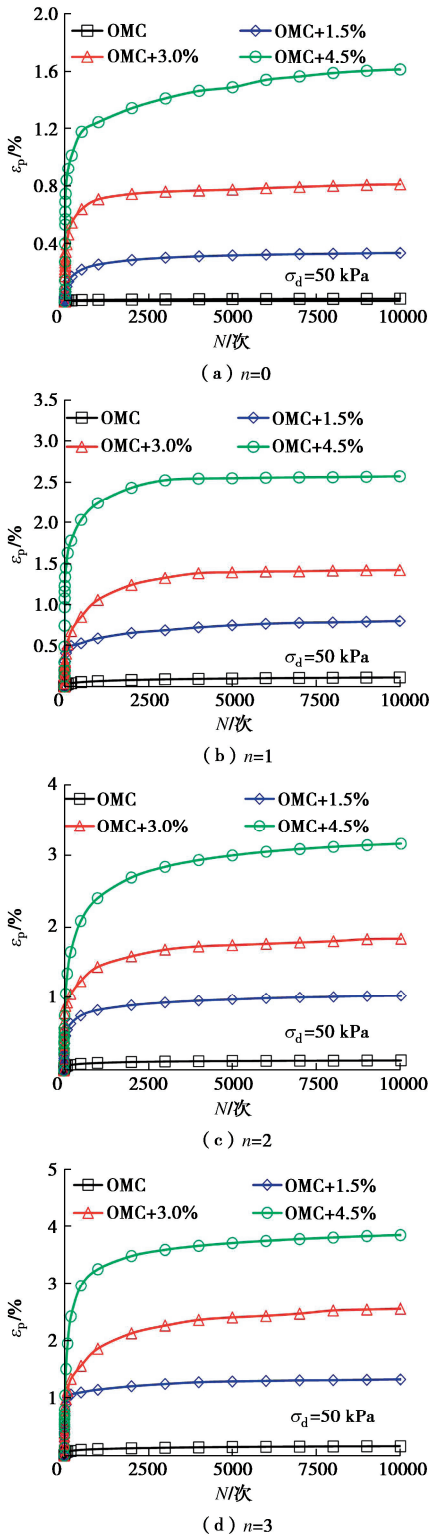
图 4 含水率对抗剪强度参数的影响

Fig. 4 Effects of moisture content on shear strength parameters

2.2 湿化对累积变形的影响

图 5 为 50 kPa 动应力时湿化幅度对累积塑性应变 ϵ_p 与循环加载次数 N 关系的影响。随着湿化次数和幅度的增加, 累积变形的增幅呈非线性的上涨。例如当

含水率从 OMC 增加到 OMC+1.5% 时的累积变形明显小于含水率从 OMC+3% 增加到 OMC+4.5%。当湿化 4 次后, 含水率 OMC+4.5% 的试样累积变形分别是 OMC、OMC+1.5%、OMC+3% 时的 35.03、3.91、1.86 倍; 含水率从 OMC+3% 增加到 OMC+4.5% 的试样累积变形分别是 OMC+1.5% 增加到 OMC+3%、OMC 增加到 OMC+1.5% 时的 2.04 倍和 1.65 倍。可以发现, 当含水率超过临界湿化含水率 OMC+1.5% ~ OMC+3% 时, 相同的应力状态下累积变形大幅增加。



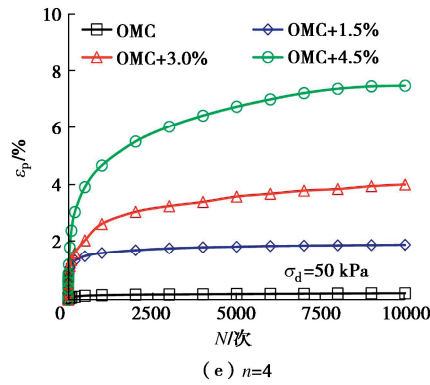
图5 湿化幅度对 ε_p - N 关系的影响Fig. 5 Effects of wetting amplitude on ε_p - N

图6为30 kPa动应力时同湿化次数对 ε_p - N 关系的影响, 图7为动应力幅值对加载10000次时的累积塑性应变 $\varepsilon_{p,10000}$ 与含水率 w 关系的影响, 累积应变的发展趋势可分为塑性安定型、塑性蠕变型、增量破坏型3种状态^[17]。在不同动应力水平和湿化幅度下轴向累积应变随着湿化次数的增加呈逐渐增大的趋势; 在低动应力水平 ($\sigma_d=30$ kPa 和 50 kPa) 下, 轴向累积应变随湿化次数变化为先迅速增大后趋于稳定。

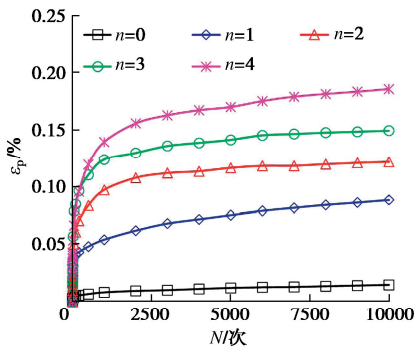
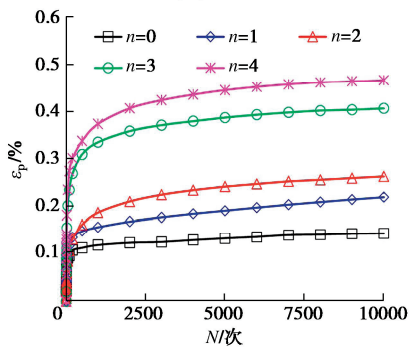
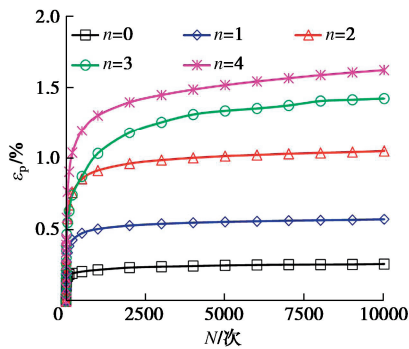
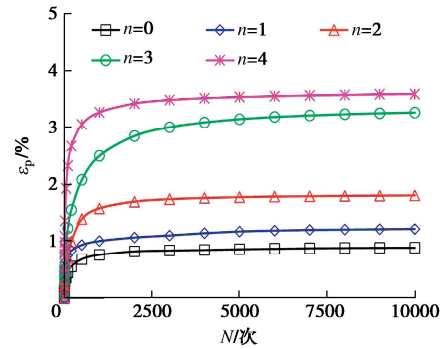
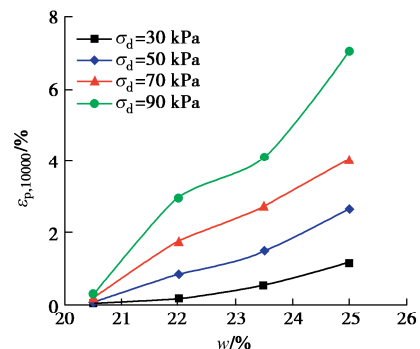
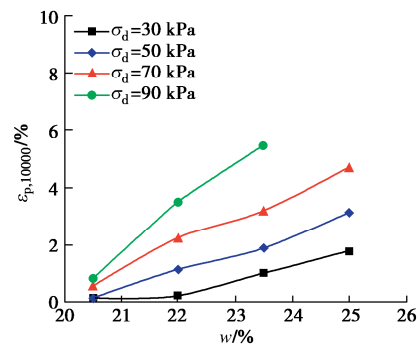
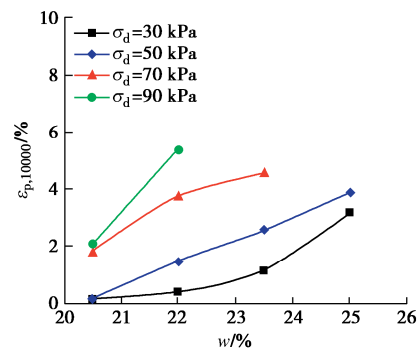
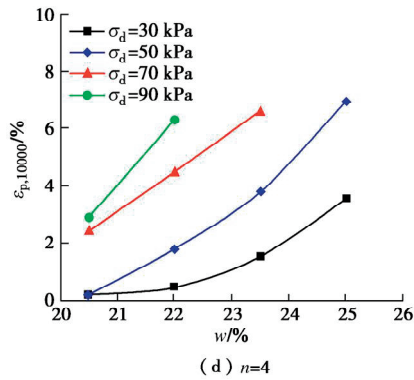
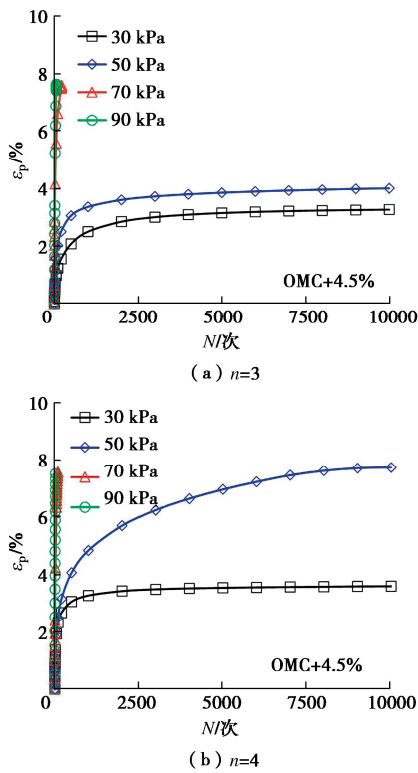
(a) $w=OMC$ (b) $w=OMC+1.5\%$ (c) $w=OMC+3\%$ (d) $w=OMC+4.5\%$ 图6 湿化次数对 ε_p - N 关系的影响Fig. 6 Effects of wetting times on ε_p - N

图8为含水率 $OMC+4.5\%$ 时动应力幅值对 ε_p - N 关系的影响。由图8可知, 在高动应力水平 ($\sigma_d=70$ kPa 和 90 kPa) 下, 随着湿化次数的增加, 土体累积变形状态从塑性安定型发展为塑性蠕变型, 最后演变为增量破坏型。

(a) $n=1$ (b) $n=2$ (c) $n=3$

图 7 动应力幅值对 $\varepsilon_{p,10000}$ - w 关系的影响Fig. 7 Effects of dynamic stress amplitude on $\varepsilon_{p,10000}$ - w 图 8 动应力幅值对 ε_p - N 关系的影响Fig. 8 Effects of dynamic stress amplitude on ε_p - N

2.3 湿化对动回弹模量的影响

图 9 为含水率对动弹模-动应力关系的影响,湿化后的红黏土动弹模随动应力增加呈非线性降低,并且随着动应力的增大,不同湿化次数下动弹模的衰减曲线由分散状态逐渐向集中状态靠拢。

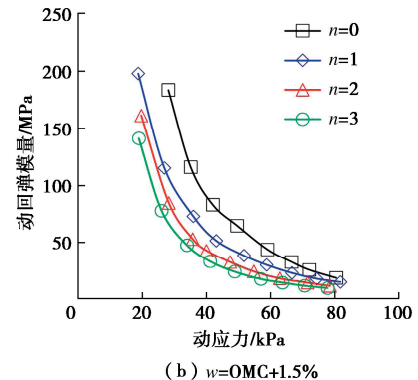
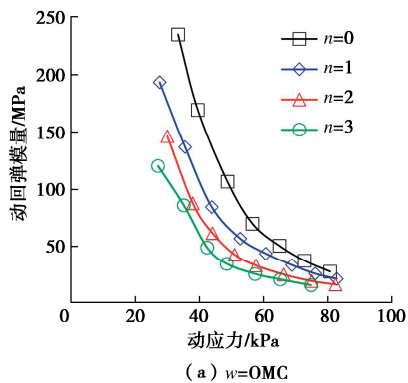
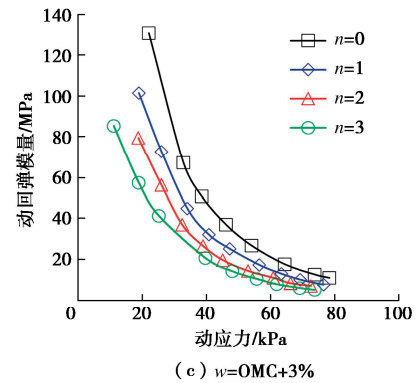
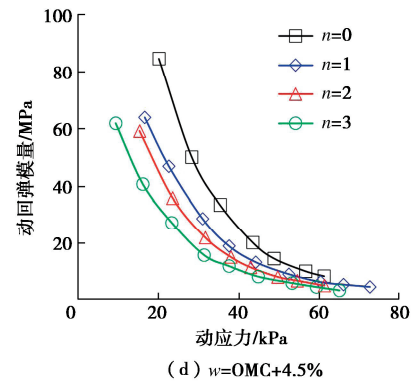
(b) $w=OMC+1.5\%$ (c) $w=OMC+3\%$ (d) $w=OMC+4.5\%$

图 9 含水率对动弹模-动应力关系的影响

Fig. 9 Effects of moisture content on relationship between dynamic resilient modulus and dynamic stress

在相同的动应力下,随着含水率和湿化次数的增加,动弹模逐渐减小。当含水率为 OMC 时,湿化 3 次后的红黏土动弹模是湿化 0 次时的 1.95 倍。当湿化 3 次时,含水率为 OMC 的红黏土动弹模比含水率为 OMC+4.5%时高 48.7%。

3 累积变形预测模型

3.1 累积变形预估模型的建立

基于 Chow 等^[18]提出的考虑土的抗剪强度的累积变形预测模型(式(1)),建立综合考虑动应力幅值、反复湿化次数和幅度、循环加载次数、黏聚力和内摩擦角的稳定型累积变形预估模型 ε'_p (式(4))。

$$\varepsilon_p = kN^p \sigma_{ds}^q \left(\frac{\tau_f}{c + \sigma_f \tan \varphi} \right)^m \quad (1)$$

式中: N 为加载循环次数; $\sigma_{d,s}$ 为偏应力, 即 $\sigma_1 - \sigma_3$, (kPa); c 为黏聚力 (kPa); τ_f 为施加在破坏面上的剪应力 (kPa); σ_f 为正应力 (kPa); φ 为内摩擦角 ($^\circ$); k , p , q 和 m 为回归参数。

其中, τ_f 和 σ_f 计算公式如下^[18]:

$$\tau_f = \sqrt{\left(\frac{\sigma_d}{2}\right)^2 - \left[\sigma_f - \left(\frac{\sigma_3 + \sigma_d}{2}\right)^2\right]}, \quad (2)$$

$$\sigma_f = \frac{2\sigma_3 + 2\sigma_3 \tan^2 \varphi + \sigma_d + \sigma_d \tan^2 \varphi - \sqrt{\sigma_d^2 \tan^2 \varphi (1 + \tan^2 \varphi)}}{2(1 + \tan^2 \varphi)}. \quad (3)$$

通过规划求解法剔除 Chow 模型中对预测结果影响较小的回归参数, 实现模型优化, 然后引入考虑反复湿化次数和幅度的函数 $f_{n,\Delta w}$ 。最终, 建立了仅含两个回归参数的改进 Chow 模型 ε'_p , 其表达式可写为

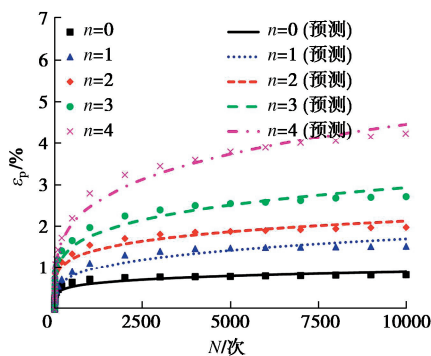
$$\begin{aligned} \varepsilon'_p &= \varepsilon'_p(N, \sigma_d, n, \Delta w) = \varepsilon_p f_{n,\Delta w} \\ &= k_1 N^{k_2} \sigma_d e^{-n\Delta w} \left(\frac{\tau_f}{c + \sigma_f \tan \varphi} \right). \end{aligned} \quad (4)$$

式中: ε_p 为考虑循环加载次数、应力幅值、黏聚力和内摩擦角的函数; $f_{n,\Delta w}$ 为考虑湿化次数和幅度的影响函数; σ_d 为动应力幅值 (kPa); n 为反复湿化次数, 次; Δw 为湿化幅度 (%); k_1 和 k_2 分别为回归参数。

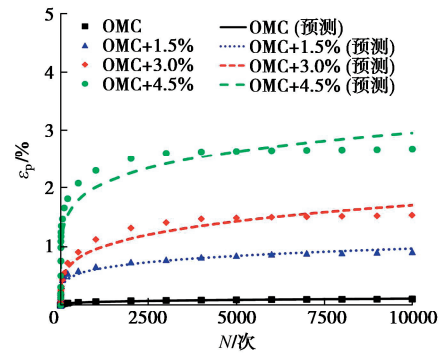
累积变形预估模型 (式 (4)) 中, N , σ_d , n , Δw 为相应试验条件参数 (表 2), c , φ 为相应试验条件得到的试验结果 (图 4), τ_f , σ_f 通过式 (2) 和式 (4) 计算得出, k_1 和 k_2 通过规划求解法得出。

3.2 模型参数分析及验证

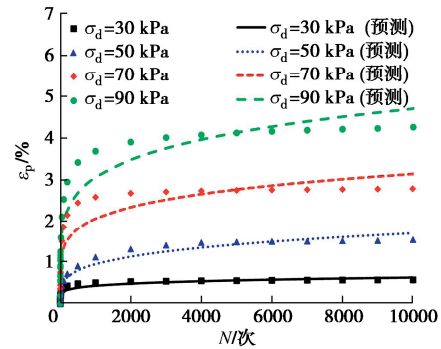
图 10 为红黏土累积变形实测与预测结果。由图可知, 改进的 Chow 模型对不同湿化次数、湿化幅度、动应力幅值下红黏土累积变形预测的 R^2 平均分别为 96%, 96%, 93%。虽然有少数预测值在局部与实测值有差距, 但在临界湿化幅度范围内的累积塑性应变的预测值能较好地反映实测值的变化趋势。当动应力幅值较大时, 由于试样的应变速率发展较快, 导致预测模型对此类状态下的预测结果存在一定的误差, 但改进的 Chow 模型对于稳定型累积变形结果的预测较好。



(a) 湿化次数



(b) 湿化幅度



(c) 动应力幅值

图 10 红黏土累积变形实测与预测结果

Fig. 10 Measured and predicted accumulative deformations

特别地, 改进的 Chow 模型中的模型参数可通过静三轴试验获得, 可实现简单、快速的对路基填料的累积变形进行预测, 更利于在实际工程中应用。

4 路基累积变形控制方法

4.1 路基横观各向同性动力响应计算模型

(1) 坐标系变换

图 11 为匀速移动矩形简谐荷载作用下三维横观各向同性路基结构示意图。如图所示, 直角坐标系的 O 点建立在层状路基顶面, 记 x 方向为车辆移动方向, z 方向为竖直方向, y 方向为水平面内垂直车辆移动方向。其中, $x_1-y_1-z_1$ 为固定坐标系, $x-y-z$ 为随荷载移动的坐标系。假设荷载移动速度 c , 沿 x_1 轴正方向匀速移动, 荷载大小为 $F(x,y,t)$, 根据时间 t 内荷载移动位移, 可得两坐标系之间坐标关系为 $\vec{r}_1 - \vec{c}t = \vec{r}$, 并易得荷载关系为 $F_{x_1}(x_1 - ct, y_1, z_1, t) = F_x(x, y, z, t)$ 。对位移分量进行坐标变换, 并将稳态响应变量用荷载圆频率 ω 表示, 分离其时间变量形式如 $F(x,y,z,t) = F(x,y,z)e^{i\omega t}$ 所示。

(2) 基本方程

a) 运动控制方程

考虑模型为均质材料的横向各向同性结构体, 在固定坐标系下, 以水平面为同性面的横观各向同性弹性体, 其弹性矩阵中各个弹性常数需满足正定性要求, 则

各位移变量表达的横观各向同性体物理方程组如下^[19]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial u_x}{\partial x_1} \\ \frac{\partial u_y}{\partial y_1} \\ \frac{\partial u_z}{\partial z_1} \\ \frac{\partial u_z}{\partial x_1} + \frac{\partial u_x}{\partial z_1} \\ \frac{\partial u_y}{\partial x_1} + \frac{\partial u_x}{\partial y_1} \\ \frac{\partial u_y}{\partial z_1} + \frac{\partial u_z}{\partial y_1} \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中: u_x , u_y , u_z 分别为 x_1 , y_1 , z_1 方向的位移。

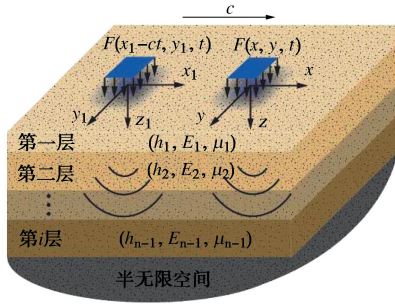


图 11 横观各向同性路基结构示意图

Fig. 11 Diagram of transversely isotropic subgrade structure

将式 (5) 与 Lamé-Navier 运动方程结合, 得到不考虑体力并以位移表达的静力平衡 Lamé-Navier 运动方程组 (式 (6))。

$$\left. \begin{aligned} & C_{11} \frac{\partial^2 u_x}{\partial x_1^2} + C_{66} \frac{\partial^2 u_x}{\partial y_1^2} + C_{44} \frac{\partial^2 u_x}{\partial z_1^2} + (C_{12} + C_{66}) \frac{\partial^2 u_y}{\partial x_1 \partial y_1} + \\ & (C_{13} + C_{44}) \frac{\partial^2 u_z}{\partial x_1 \partial z_1} = \rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2}, \\ & C_{11} \frac{\partial^2 u_y}{\partial y_1^2} + C_{66} \frac{\partial^2 u_y}{\partial x_1^2} + C_{44} \frac{\partial^2 u_y}{\partial z_1^2} + (C_{12} + C_{66}) \frac{\partial^2 u_x}{\partial x_1 \partial y_1} + \\ & (C_{13} + C_{44}) \frac{\partial^2 u_z}{\partial y_1 \partial z_1} = \rho \frac{\partial^2 u_y}{\partial t^2}, \\ & C_{44} \frac{\partial^2 u_z}{\partial x_1^2} + C_{44} \frac{\partial^2 u_z}{\partial y_1^2} + C_{33} \frac{\partial^2 u_z}{\partial z_1^2} + (C_{13} + C_{44}) \frac{\partial^2 u_x}{\partial x_1 \partial z_1} + \\ & (C_{13} + C_{44}) \frac{\partial^2 u_y}{\partial y_1 \partial z_1} = \rho \frac{\partial^2 u_z}{\partial t^2}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

b) 势函数的转化

联立式 (5) 与波的势函数 (式 (7)), 得到横观

各向同性模型中应力的表达式为

$$\left. \begin{aligned} u_x &= \frac{\partial \phi}{\partial x} + \frac{\partial \psi}{\partial y} \quad u_y = \frac{\partial \phi}{\partial y} - \frac{\partial \psi}{\partial x} \quad u_z = \frac{\partial \theta}{\partial z}, \\ \sigma_z &= C_{13} \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y} \right) + C_{33} \frac{\partial u_z}{\partial z}, \\ \tau_{yz} &= C_{44} \left(\frac{\partial u_z}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial z} \right), \\ \tau_{zx} &= C_{44} \left(\frac{\partial u_z}{\partial x} + \frac{\partial u_x}{\partial z} \right). \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

c) 傅里叶变换

首先, 对运动控制方程 (式 (6)) 和势函数 (式 (7), (8)) 进行双重傅里叶变换; 然后, 在坐标系中引入新的移动坐标系 $x'-y'-z$, x' 方向上的波数向量为 $\xi = \xi_x i_x + \xi_y i_y$, 对式 (6), (7), (8) 解耦, 得到平面内和平面外的波数域内的运动控制方程 (式 (9))、位移表达式 (式 (10))、应力表达式 (式 (11))。

$$\left. \begin{aligned} (-C_{11}\xi^2 + \rho^2) \hat{u}'_x + i\xi(C_{13} + C_{44}) \frac{\partial \hat{u}'_z}{\partial z} + C_{44} \frac{\partial^2 \hat{u}'_x}{\partial z^2} &= 0, \\ (-C_{44}\xi^2 + \rho^2) \hat{u}'_z + i\xi(C_{13} + C_{44}) \frac{\partial \hat{u}'_x}{\partial z} + C_{33} \frac{\partial^2 \hat{u}'_z}{\partial z^2} &= 0, \\ (-C_{11}\xi^2 + \rho^2) \hat{u}'_y + C_{44} \frac{\partial^2 \hat{u}'_y}{\partial z^2} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$\hat{u}'_x = i\xi \hat{\phi} \quad \hat{u}'_y = -i\xi \hat{\psi} \quad \hat{u}'_z = \frac{\partial \hat{\theta}}{\partial z}, \quad (10)$$

$$\left. \begin{aligned} \hat{\sigma}'_z &= iC_{13}\xi \hat{u}'_x + C_{33} \frac{\partial \hat{u}'_z}{\partial z}, \\ \hat{\tau}'_{xz} &= C_{44} \frac{\partial \hat{u}'_x}{\partial z} + iC_{44}\xi \hat{u}'_z, \\ \hat{\tau}'_{yz} &= C_{44} \frac{\partial \hat{u}'_y}{\partial z}. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

d) 谱单元刚度矩阵

① 平面内双节点谱单元刚度矩阵

对于平面内的运动, 双节点谱单元在上下边界有两个自由度。将式 (11) 代入式 (9), 得到平面内的波动方程如式 (12) 所示。

$$\left. \begin{aligned} (-C_{11}\xi^2 + \rho^2) i\xi \hat{\phi} + i\xi(C_{13} + C_{44}) \frac{\partial^2 \hat{\theta}}{\partial z^2} + C_{44} \frac{\partial^2 \hat{\phi}}{\partial z^2} &= 0, \\ (-C_{44}\xi^2 + \rho^2) \frac{\partial \hat{\theta}}{\partial z} - i\xi(C_{13} + C_{44}) \frac{\partial \hat{\phi}}{\partial z} + C_{33} \frac{\partial^3 \hat{\theta}}{\partial z^3} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

将式 (12) 分别代入解耦后的位移表达式 (式 (10)) 和应力表达式 (式 (11)) 中, 得到矩阵形式的平面内谱单元位移 (式 (13))、应力状态表达式 (式 (14))。

$$\begin{bmatrix} \hat{u}'_{x_1} \\ \hat{u}'_{z_1} \\ \hat{u}'_{x_2} \\ \hat{u}'_{z_2} \end{bmatrix} = \overline{\mathbf{K}}_1 \begin{bmatrix} A \\ B \\ C \\ D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i\xi\beta_1 & i\xi\beta_1 e^{-\alpha_1 h} & i\xi\beta_2 & i\xi\beta_2 e^{-\alpha_2 h} \\ -\alpha_1 & \alpha_1 e^{-\alpha_1 h} & -\alpha_2 & \alpha_2 e^{-\alpha_2 h} \\ i\xi\beta_1 e^{-\alpha_1 h} & i\xi\beta_1 & i\xi\beta_2 e^{-\alpha_2 h} & i\xi\beta_2 \\ -\alpha_1 e^{-\alpha_1 h} & \alpha_1 & -\alpha_2 e^{-\alpha_2 h} & \alpha_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A \\ B \\ C \\ D \end{bmatrix}, \quad (13)$$

$$\begin{bmatrix} \hat{\sigma}'_{z_1} \\ \hat{\tau}'_{xz_1} \\ \hat{\sigma}'_{z_2} \\ \hat{\tau}'_{xz_2} \end{bmatrix} = \overline{\mathbf{K}}_2 \begin{bmatrix} A \\ B \\ C \\ D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \gamma_1 & \gamma_1 e^{-\alpha_1 h} & \gamma_2 & \gamma_2 e^{-\alpha_2 h} \\ -i\xi\delta_1 & i\xi\delta_1 e^{-\alpha_1 h} & -i\xi\delta_2 & i\xi\delta_2 e^{-\alpha_2 h} \\ \gamma_1 e^{-\alpha_1 h} & \gamma_1 & \gamma_2 e^{-\alpha_2 h} & \gamma_2 \\ -i\xi\delta_1 e^{-\alpha_1 h} & i\xi\delta_1 & -i\xi\delta_2 e^{-\alpha_2 h} & i\xi\delta_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A \\ B \\ C \\ D \end{bmatrix}. \quad (14)$$

联立矩阵 $\overline{\mathbf{K}}_1$, $\overline{\mathbf{K}}_2$, 则可以得到平面内双节点刚度矩阵 $\overline{\mathbf{K}}_{\text{双节点(内)}}$:

$$\overline{\mathbf{K}}_{\text{双节点(内)}} = \mathbf{N} \overline{\mathbf{K}}_2 \overline{\mathbf{K}}_1^{-1}. \quad (15)$$

②平面内单节点谱单元刚度矩阵

当路基深度范围较大时, 波的传递将会在到达下界面消失, 故该层中将不存在反射波, 此时将以单节点谱单元来代替双节点谱单元, 同理可得其刚度矩阵如下:

$$\overline{\mathbf{K}}_{\text{单节点(内)}} = -\overline{\mathbf{K}}_4 \overline{\mathbf{K}}_3^{-1}. \quad (16)$$

③平面外双节点谱单元刚度矩阵

对于谱单元平面外的运动, 需同样考虑双节点谱单元与单节点谱单元两种情况, 其在上下边界处仅有一个自由度, 同理可得其刚度矩阵为

$$\overline{\mathbf{K}}_{\text{双节点(外)}} = \mathbf{N}_3 \overline{\mathbf{K}}_6 \overline{\mathbf{K}}_5^{-1}. \quad (17)$$

④平面外单节点谱单元刚度矩阵

平面外单节点谱单元仅在上边界有一个自由度, 势函数中 $F=0$, 则其刚度矩阵如式(18)所示。

$$\overline{\mathbf{K}}_{\text{单节点(外)}} = [-iC_{44}\alpha_3]. \quad (18)$$

⑤刚度矩阵的组装

考虑路基结构层之间完全连续, 则以两个相邻结构层分别为第 i 层与第 $i+1$ 层, 第 i 层谱单元的下表面的应力与位移为 $[\hat{u}'_{x_2} \ \hat{u}'_{y_2} \ \hat{u}'_{z_2} \ \hat{\sigma}'_{z_2} \ \hat{\tau}'_{xz_2} \ \hat{\tau}'_{yz_2}]$ 。则第 $i+1$ 层谱单元上表面的应力与位移可被表示为 $[\hat{u}^{i+1}_{x_1} \ \hat{u}^{i+1}_{y_1} \ \hat{u}^{i+1}_{z_1} \ \hat{\sigma}^{i+1}_{z_1} \ \hat{\tau}^{i+1}_{xz_1} \ \hat{\tau}^{i+1}_{yz_1}]$, 两相邻结构均为双节点谱单元。故总刚度矩阵为

$$\overline{\mathbf{K}}_{\text{总}}(\xi_x, \xi_y, \xi_z) = \begin{bmatrix} \overline{\mathbf{K}}_{\text{双节点}}^1 \\ \overline{\mathbf{K}}_{\text{双节点}}^2 \\ \vdots \\ \overline{\mathbf{K}}_{\text{双节点}}^{n-1} \\ \overline{\mathbf{K}}_{\text{单节点}}^n \end{bmatrix}. \quad (19)$$

(3) 边界条件

用面积为 $2a \times 2b$ 的矩形简谐荷载模拟移动车辆

荷载(图12), 其移动速度为 c , 运动方向为 x 轴正方向, 为消除荷载叠加效应, 相邻两个荷载之间具有足够长的时间间歇 $T=2A$, 同时在 y 轴方向上荷载相邻距离为 $2B$, 其中 $A=B$ 。

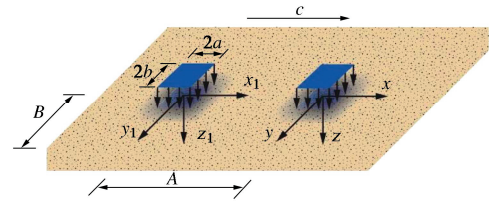


图12 移动荷载示意图

Fig. 12 Diagram of moving loads

移动荷载由空间分布函数 $P(x,y)$ 与时间分布函数 $F(t)$ 两个独立函数的组成, 即 $P_z(x,y,t)=P(x,y)F(t)$, 其中, 时间分布函数如式(20)所示, 边界条件为式(21)。

$$P(x,y,t) = \begin{cases} \frac{Q}{4ab} & |x| \leq a, |y| \leq b \\ 0 & a \leq |x| \leq A, b \leq |y| \leq B \end{cases}, \quad (20)$$

$$\begin{cases} \sigma_z|_{z=0} = -P(x,y,t) \\ \tau_{xz}|_{z=0} = 0 \end{cases}. \quad (21)$$

(4) 时空域内傅里叶级数叠加转换

对荷载函数以傅里叶级数叠加的形式进行离散, 即在波长 $2A$ 和 $2B$ 的范围里将上述计算的一系列矩阵分别离散成 m 个和 r 个等间距的计算点, 每个点在不同方向上的波数为 ξ_{mx} 与 ξ_{ry} , 其中, $m=1, 2, \dots, 2M$, $r=1, 2, \dots, 2R$, 则各波数横观各向同性的位移解与应力解如下:

$$\hat{u}_{mr}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) = Q \overline{\mathbf{K}}_{\text{总}}^{-1}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) F_{mx} F_{ry} e^{i\xi_{mx}x} e^{i\xi_{ry}y}, \quad (22)$$

$$\hat{\sigma}_{mr}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) = f(\hat{u}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n)). \quad (23)$$

式中: $\xi_{mx} = \frac{\pi m}{A}$; $\xi_{ry} = \frac{\pi r}{B}$; F_{mx} , F_{ry} 为空间离散系数; f 为应力与位移关系的函数。

(5) 解析解表达式

基于傅里叶级数的叠加形式, 将各频率 ω_n 下的应力解(式(24))与位移解(式(25))进行叠加, 可得物理域内应力解 $\sigma(x,y,t)$ 、位移解 $u(x,y,t)$ 。

$$\hat{\sigma}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) = \hat{\sigma}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) + f(\hat{u}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n)), \quad (24)$$

$$\hat{u}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) = \hat{u}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) +$$

$$Q \overline{\mathbf{K}}_{\text{总}}^{-1}(\xi_{mx}, \xi_{ry}, \omega_n) F_{mx} F_{ry} e^{i\xi_{mx}x} e^{i\xi_{ry}y}. \quad (25)$$

(6) 计算结果验证

为验证模型的可行性, 通过与课题组前期开展的现场行车试验结果进行对比^[20]。各层填料材料物理力学性质如表4所示。根据《公路沥青路面设计规范: JTG D50—2019》^[21], 单轮接地当量圆直径取 213 mm,

则矩形荷载长×宽为 0.26 m×0.26 m，面积为 0.0676 m²。在此基础上按标准轴载 100 kN 计算，轮胎接地总应力取 1.3 倍静应力，则现场行车试验 14, 20, 40, 60 t 轴重卡车的接地压强分别为 1.27, 1.82, 3.64, 5.46 MPa。荷载作用频率为 $f=v/3.6l$ (v 为车速 (km/h); l 为车辆轴距, 取 3 m), 可得 40 km/h 的车速下 f 为 3.70 Hz。

表 4 各层材料物理力学性质
Table 4 Physical and mechanical properties of layers

道路结构	回弹模量/ MPa	泊松比	阻尼比/ %	密度/ (kg·m ⁻³)	层厚/m
基层	1500	0.20	5	2200	0.6
路床	54.1	0.20	5	1850	0.8
路堤	38.2	0.30	5	1770	2.5
半无限土基	38.2	0.45	5	1770	∞

图 13 为车速 40 km/h 时不同轴重下理论模型计算结果与现场试验实测基顶竖向动变形和动土压力结果对比。由图可知，模拟结果与实测结果趋势基本一致，虽然解析计算结果与现场实测数据仍有一定偏差，其原因可能是由于路基物理参数及荷载参数换算时产生误差导致的，但整体上本文建立的模型在计算路基动力响应方面是可行的，对无法开展的试验工况可通过理论模型进行计算分析。

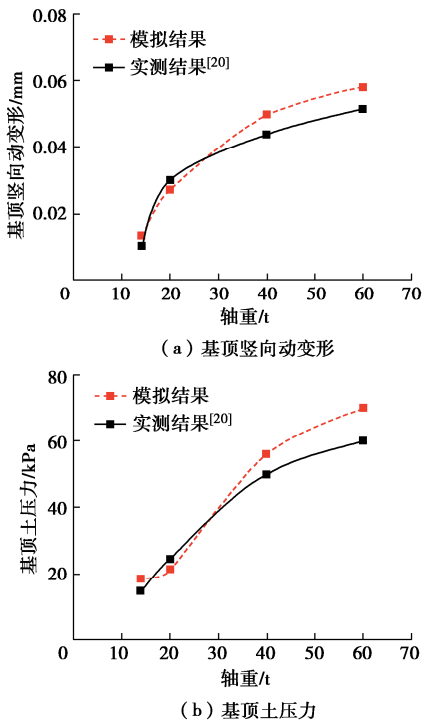


图 13 理论计算结果与现场实测结果对比

Fig. 13 Comparison between calculated and measured results

4.2 路基累积变形控制值

为了控制路基变形，采用基顶竖向压应变作为路基变形的控制指标，基顶容许竖向压应变 $[\varepsilon_z]$ 应按下

式进行计算：

$$[\varepsilon_z]=1.25\times10^{4-0.1\beta}(k_TN_e)^{-0.21} \quad (26)$$

式中： β 为可靠度指标，取 1.65； k_T 为温度调整系数，取 1.21； N_e 为设计期内设计车道上当量轴载累计作用次数，取 1.9×10^7 次^[21]。

基于红黏土路基静、动力特性试验结果，建立相同应力水平、相同干湿循环次数下动回弹模量与基顶竖向压应变、累积应变的关系（图 14），可得累积应变 ε_p 与基顶竖向压应变 ε_z 的经验关系为

$$\varepsilon_p=2.3746\varepsilon_z+0.4713 \quad (27)$$

联立基顶容许竖向压应变计算公式（26）和累积应变与基顶竖向压应变的经验关系式（式（27）），可得红黏土路基容许累积应变关系式为

$$[\varepsilon_p]=2.96825\times10^{4-0.1\beta}(k_TN_e)^{-0.21}+0.4713 \quad (28)$$

通过式（26）和式（28）分别计算得到基顶竖向压应变容许值 $[\varepsilon_z]=243.21\times10^{-6}$ 、累积应变容许值 $[\varepsilon_p]=578\times10^{-6}$ 。对路基进行累积应变控制设计的核心思想为基顶竖向压应变与累积应变的实际计算值均小于基顶竖向压应变容许值 $[\varepsilon_z]$ 与累积应变容许值 $[\varepsilon_p]$ ，即

$$\varepsilon_z\leq[\varepsilon_z] \quad , \quad (29)$$

$$\varepsilon_p\leq[\varepsilon_p] \quad 。 \quad (30)$$

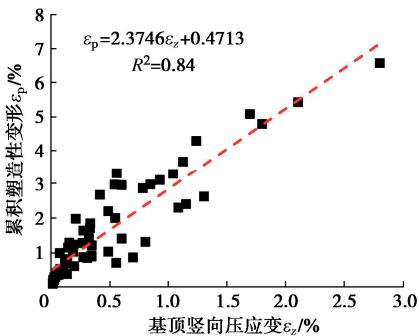


图 14 累积塑性应变与基顶竖向压应变的关系

Fig. 14 Relationship between accumulative plastic strain and vertical compressive strain on top of subgrade

4.3 实例分析

以 4.1 节中现场行车试验路段的路堤结构为例，通过建立的路基横观各向同性动力响应模型计算路基顶面竖向压应变，并与容许值进行对比，验算本文所提路基累积变形控制方法的合理性。图 15 为不同湿化次数和幅度下的基顶竖向压应变计算结果。当含水率较低时，基顶竖向压应变小于容许值要求，但当路基初始含水率较高或经历多次干湿循环后，由于其强度劣化，在经历外部荷载作用后，部分工况下的基顶竖向压应变大幅增加，超过容许值要求。

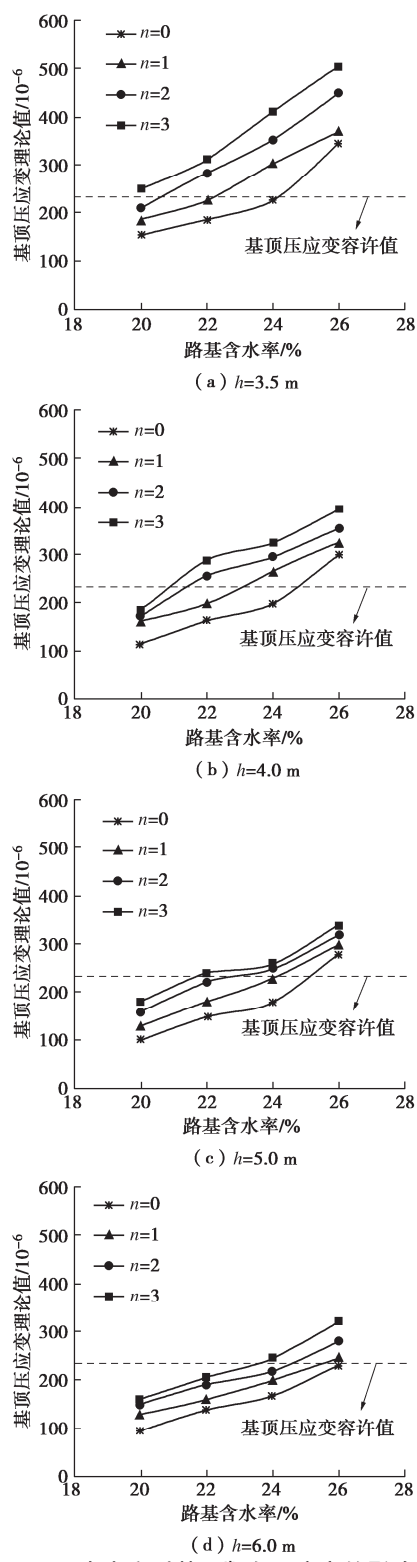


图 15 含水率对基顶竖向压应变的影响

Fig. 15 Effects of moisture content on vertical compressive strain

通过理论模型计算得到不同填筑高度下红黏土基顶竖向压应变计算值与回弹模量的关系如图 16 所示。可以发现, 随着路基填料回弹模量的提高, 基顶竖向压应变逐渐减小, 而随着填筑高度的增加, 基顶竖向压应变逐渐增大。因此, 在路基填筑施工时, 需要严格控制路基填料的含水率和填筑高度。为满足路基的设计及验收要求, 工程中通常采用换填强度合格的填料、使用

水泥改良填料或调整路基填筑高度, 实现路床强化。

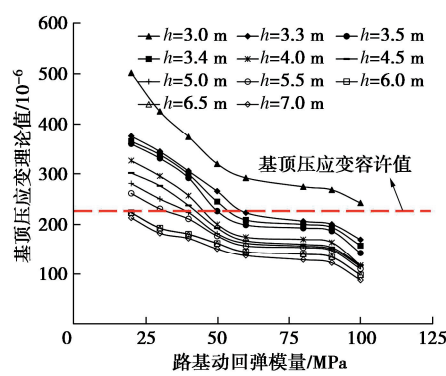


图 16 填筑高度对路回弹模量与基顶竖向压应变关系的影响

Fig. 16 Effects of filling height on relationship between resilient modulus and vertical compressive strain of subgrade

通过使用掺量为 3% 的水泥对某高速公路试验段的路基上路床填料进行改良 (图 17)。然后利用便携式落锤弯沉仪对水泥改良填料区域内的 18 个位置进行动态回弹模量测试, 现场实测路基动回弹模量及竖向压应变如图 18 所示, 可以发现路基填料经水泥改良后竖向压应变均低于容许值, 满足相关规范要求。

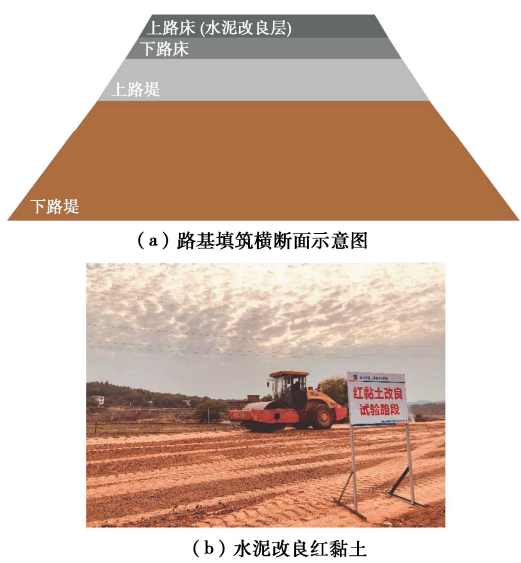


图 17 路基结构设计及刚度补偿法现场应用

Fig. 17 Structural design of subgrade and field application of stiffness compensation method

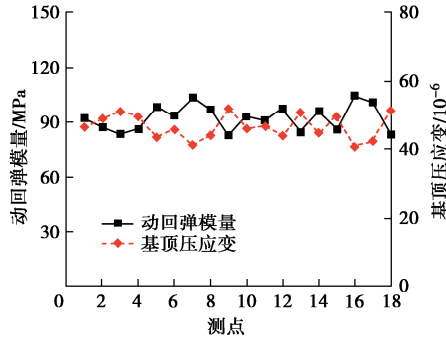


图 18 实测路基动回弹模量及基顶竖向压应变

Fig. 18 Measured dynamic resilient modulus and vertical compressive strain on top of subgrade

5 结 论

(1) 累积塑性应变随动应力幅值、湿化次数和幅度的增加呈非线性增大。当含水率超过临界湿化含水率 $OMC+1.5\%\sim OMC+3\%$ 时, 含水率较小的变化即可引起累积塑性应变大幅增加。

(2) 压实红黏土的动回弹模量随湿化次数的增大而衰减。当湿化 3 次后, 动模量衰减可达 40%。

(3) 在 Chow 模型的基础上引入湿化次数影响函数和湿化幅度影响函数, 建立了考虑反复湿化和动载联合作用的稳定型累积塑性应变预估模型。

(4) 随着湿化次数的增加, 在动载作用下基顶竖向压应变增加明显。湿化 3 次后的变形比未湿化时高约 1 倍。

(5) 建立了基顶竖向压应变与累积应变容许值的经验关系, 给出了红黏土路基累积变形控制方法, 并在实际路段通过水泥改良强化路床和动回弹模量试验验证了所提方法的可行性。

参考文献:

- [1] LIU W Z, HUANG X J, FENG X M, et al. Compaction and bearing characteristics of untreated and treated lateritic soils with varying moisture content[J]. *Construction and Building Materials*, 2023, **392**: 131893.
- [2] QIAN J S, CHEN K W, TIAN Y, et al. Performance evaluation of flexible pavements with a lateritic gravel base using accelerated pavement testing[J]. *Construction and Building Materials*, 2019, **228**: 116790.
- [3] 黄文东, 陈开圣, 张波浪. 干湿循环下水泥-磷石膏稳定红黏土的动力特性研究[J]. *广西大学学报(自然科学版)*, 2023, **48**(6): 1316-1330. (HUANG Wendong, CHEN Kaisheng, ZHANG Bolang. Dynamic characteristics of cement-phosphogypsum stabilized red clay under dry-wet cycle[J]. *Journal of Guangxi University (Natural Science Edition)*, 2023, **48**(6): 1316-1330. (in Chinese))
- [4] CHEN K, LIU X F, YUAN S Y, et al. Shakedown behavior of saturated weathered red mudstone[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2022, **162**: 107497.
- [5] GAO Y, HE W, ZHANG X Y, et al. Investigation on strength and deformation properties of lateritic clay[J]. *Construction and Building Materials*, 2024, **1**: 134276.
- [6] FÁBIO D S M F, MARINA D, GUIDA G B, et al. Analysis of the influence of tropical soil classification methods on railway subgrades according to repeated load triaxial (RLT) and light weight deflectometer (LWD) tests[J]. *Case Studies in Construction Materials*, 2022, **17**: e01301.
- [7] DA SILVA M F, RIBEIRO M M P, FURLAN A P, et al. Effect of compaction water content and stress ratio on permanent deformation of a subgrade lateritic soil[J]. *Transportation Geotechnics*, 2021, **26**: 100443.
- [8] MA H Y, ZHUANG Y L, CHEN L L, et al. Experiments and modeling of the attenuation of the dynamic elastic modulus of saturated red clay under cyclic loading[J]. *Sustainability*, 2022, **15**(1): 26.
- [9] CHENG Y Z, YANG G Y, LONG Z L, et al. Dynamic characteristics of overconsolidated remolded red clay in Southwest China: an experimental study[J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2022, **81**(5): 176.
- [10] BA M, TINJUM J M, FALL M. Prediction of permanent deformation model parameters of unbound base course aggregates under repeated loading[J]. *Road Materials and Pavement Design*, 2015, **16**(4): 854-869.
- [11] GU F, ZHANG Y Q, DRODDY C V, et al. Development of a new mechanistic empirical rutting model for unbound granular material[J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2016, **28**(8): 1-10.
- [12] 卢正, 姚海林, 胡梦玲, 等. 基于动变形控制法的路基临界高度与湿度关系研究[J]. *岩土力学*, 2014, **35**(1): 184-188. (LU Zheng, YAO Hailin, HU Mengling, et al. Study of relationship between critical height and humidity of subgrade based on dynamic deformation control method[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(1): 184-188. (in Chinese))
- [13] 张锐, 成先阳, 曾重驰, 等. 高液限土路基弯沉控制方法及应用[J]. *土木与环境工程学报(中英文)*, 2023, **45**(1): 63-69. (ZHANG Rui, CHENG Xianyang, ZENG Chongchi, et al. Deflection control method and application of high liquid limit soil subgrade[J]. *Journal of Civil and Environmental Engineering*, 2023, **45**(1): 63-69. (in Chinese))
- [14] 王家全, 畅振超, 唐毅, 等. 循环荷载下加筋砾性土填料的动三轴试验分析[J]. *岩土力学*, 2020, **41**(9): 2851-2860. (WANG Jiaquan, CHANG Zhenchao, TANG Yi, et al. Dynamic triaxial test analysis of reinforced gravel soil under cyclic loading[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2020, **41**(9): 2851-2860. (in Chinese))
- [15] 张军辉, 尹志勇, 郑健龙. 南方湿热地区路基红黏土 Shakedown 临界应力水平试验研究[J]. *中南大学学报(自*

- 然科学版), 2014, **45**(4): 1288-1292. (ZHANG Junhui, YIN Zhiyong, ZHENG Jianlong. Research on critical stress level of Shakedown of red clay in southern hot and humid areas[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2014, **45**(4): 1288-1292. (in Chinese))
- [16] 刘维正, 曾奕珺, 姚永胜, 等. 含水率变化下压实路基土动态回弹模量试验研究与预估模型[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(1): 175-183. (LIU Weizheng, ZENG Yijun, YAO Yongsheng, et al. Experimental study and prediction model of dynamic resilient modulus of compacted subgrade soils subjected to moisture variation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(1): 175-183. (in Chinese))
- [17] ERLINGSSON S, RAHMAN S, SALOUR F. Characteristic of unbound granular materials and subgrades based on multi stage RLT testing[J]. Transportation Geotechnics, 2017, **13**: 28-42.
- [18] CHOW L C, MISHRA D, TUTUMLUER E. Framework for development of an improved unbound aggregate base rutting model for mechanistic-empirical pavement design[J]. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, 2014, **2401**(1): 11-21.
- [19] 满建宏. 移动荷载下沥青路面结构的三维动力响应分析[D]. 长沙: 湖南大学, 2019. (MAN Jianhong. Three-Dimensional Dynamic Response Analysis of Asphalt Pavement Structure Under Moving Load[D]. Changsha: Hunan University, 2019. (in Chinese))
- [20] 冯学茂, 黄轩嘉, 刘维正, 等. 湿化作用下高速公路红黏土路基动力特性现场试验研究[J]. 中国公路学报, 2024, **37**(6): 169-180. (FENG Xuemao, HUANG Xuanjia, LIU Weizheng, et al. Field test study on dynamic characteristics of expressway subgrade of lateritic soil under wetting action[J]. China Journal of Highway and Transport, 2024, **37**(6): 169-180. (in Chinese))
- [21] 中华人民共和国交通运输部. 公路沥青路面设计规范: JTG D50—2017[S]. 北京: 人民交通出版社, 2017. (Specifications for Design of Highway Asphalt Pavement: JTG D50—2017[S]. Beijing: China Communications Press, 2017. (in Chinese))

关于参加 2025 年世界隧道大会的通知

2025 年世界隧道大会暨国际隧道与地下空间协会(简称: ITA)第 51 届年会将于 2025 年 5 月 9~15 日在瑞典·斯德哥尔摩举办。本次大会将云集 ITA 会员国的代表进行议题交流和技术与设备展示。希望各会员单位踊跃派员参加,以增进我国与世界同行的交流。具体通知如下:

一、大会主要议题: 隧道工程可持续发展的未来!

二、分议题: ①创新掘进技术; ②地下安全; ③使用地下空间; ④调查和地面表征; ⑤地下空间规划设计常规隧道掘进; ⑥常规隧道掘进; ⑦机械掘进; ⑧复杂的几何形状,包括轴和坡道; ⑨注浆和地下水控制; ⑩仪器仪表和监控; ⑪操作、检查、维护; ⑫合同方面、融资和风险管理; ⑬气候变化的影响。

三、会议议程: 5 月 9 日星期五 ITA-CET 培训, 5 月 10 日星期六大会注册; ITA 培训; 执委会会议; 主持人会等, 5 月 11 日星期日成员国大会(第 1 场), 5 月 12 日星期一开幕式、主旨报告、展览, 5 月 13 日星期二公开会议、技术会议、展览,

5 月 14 日星期三技术会议、青年大会技术会议、青年大会, 5 月 15 日星期四技术参观。

四、会议注册: 提前注册人员有优惠, 请通过网站 (www.wtc2025.se) 进行会议注册。

五、参会方式: 为了提高我国的学术水平、推动我国隧道及地下工程领域进步, 并扩大我国的影响力, 我会积极支持国内专家学者踊跃参会。

如需我分会帮助注册报名, 请各参会单位于 2025 年 1 月 15 日前将参会名单报到分会秘书处(报名回执见附件)。

联系方式: 联系人: 常翔, 张迅电话: 020-32268653, E-mail: sdgcfh@vip.163.com, 通讯地址: 广东省广州市南沙区工业四路 2 号, 邮编: 511458。

参展参会服务: 李云倩 13902287097(微信同号), 吕少凰 15919220470(微信同号), 董悦 18320682712(微信同号), 蒋政 15920420215(微信 berry9082)。