

降雨条件下土体饱和一非饱和流固耦合 计算模块的二次开发^{*}

梁松林, 张瑞富, 秦猛, 陈亮胜, 杨超

(广西路建工程集团有限公司, 广西 南宁 650500)

摘要: 基于非饱和流固耦合理论, 在考虑初始孔隙水压力场生成、非饱和区饱和度和渗透系数设置、降雨入渗和出渗边界开发及非饱和土有效应力修正的基础上, 对 FLAC^{3D} 软件中饱和流固耦合模块进行二次开发, 建立土体饱和一非饱和流固耦合计算模块, 并以 Del Monte 砂柱排水试验为对象进行数值模拟。结果表明, 采用文中方法模拟计算的孔隙水压力、饱和度和排水速度更接近试验实测数据, 开发的饱和一非饱和流固耦合计算模块可靠、合理。

关键词: 公路; 土体; 降雨; 流固耦合; 计算模块; 二次开发

中图分类号: U416.1

文献标志码: A

文章编号: 1671-2668(2023)02-0057-05

降雨入渗使湿润锋向非饱和土体内部推进, 造成其影响区内土体的基质吸力降低, 自重增大, 有效应力降低, 土体渗透率和孔隙率发生变化, 这些变化又反过来影响土体孔隙流体流动和孔隙压力分布, 降雨入渗是一个典型的流固耦合过程。如何描述流固耦合过程中孔隙水的流动及骨架变形的相互作用, 是当今的研究热点和难点^[1]。

目前, 研究降雨入渗过程的方法主要有现场监测、模型试验和数值模拟^[2-4], 前两者存在受外界干扰大、渗流环境难控制、步骤烦琐、耗时长、数据误差大等缺点, 后者因其可复现性、求解速度快、数据易采集、节约成本等优点而成为非饱和渗流研究的重要手段。文献[5-7]采用渗流和应力非耦合的数值模拟方法, 从孔隙水压力、含水率、渗透力和暂态饱和区时空分布揭示边坡内部非饱和渗流的规律, 发现暂态饱和区与渗流发展速度、面积、时间等诸多因素有关, 但忽略了土体变形对土体骨架和孔隙水的影响, 导致渗透特性、水分运移规律与实际存在差异。有限差分软件 FLAC^{3D} 具有强大的流固耦合功能, 能有效处理非饱和土渗流场和应力场相互耦合难题。文献[8-10]采用 FISH 语言编写新函数, 实现入渗边界处理、非饱和区渗透系数实时更新、非饱和区流量和单元有效应力更新, 分析降雨条件下边坡响应, 但对土体变形影响渗流的研究不够深入。

鉴于此, 本文基于 FLAC^{3D} 二次开发平台, 在初始孔隙水压力场生成、非饱和区饱和度和渗透系数设置、降雨入渗及出渗边界开发的基础上实现非饱和降雨入渗的模拟过程, 通过有效应力修正将非饱和渗流嵌入饱和土流固耦合模块中构建处理非饱和土的流固耦合分析模块, 使采用 FLAC^{3D} 进行非饱和土体渗流计算更符合实际。

1 饱和一非饱和流固耦合理论基础

FLAC^{3D} 软件计算非饱和渗流的理论基础是准静态比奥固结理论, 该理论将多孔介质结构的饱和度和孔隙水压力和体积应变三者联系起来建立关系^[11], 假设非饱和渗流中不考虑气相的影响, 其流体连续性方程为:

$$\frac{1}{s} \frac{\partial \zeta}{\partial t} = \frac{1}{M} \frac{\partial u_w}{\partial t} + \frac{n}{s} \frac{\partial s}{\partial t} + \alpha \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} \quad (1)$$

式中: s 为饱和度, 饱和渗流时取 1; ζ 为流体体积改变量; t 为运移时间; M 为比奥模量; u_w 为孔隙水压力; n 为孔隙率; α 为比奥系数; ϵ_v 为体积应变。

在降雨入渗条件下, 非饱和土多孔介质水分运移遵循达西定律和质量守恒定律:

$$\mathbf{q}_i = -k_{ii} k(s) [u_w - \rho_i x_i g] \quad (2)$$

式中: \mathbf{q}_i 为单位流量向量; k_{ii} 为饱和和渗透系数张量, $k_{ii} = k/\gamma_w$; k 为饱和或非饱和渗透系数; γ_w 为孔隙

^{*} 基金项目: 2022 年度广西交通运输行业重点科技项目; 国家自然科学基金资助项目(52178413; 51408059); 湖南省自然科学基金项目(2018JJ2431)

水重度; $k(s)$ 为相对渗透系数; ρ_f 为流体密度; x_i 为笛卡尔坐标分量; g 为重力加速度。

对于低压压缩的流体,流体质量平衡方程为:

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} = -\frac{\partial q_i}{\partial x_i} + q_v \quad (3)$$

式中: q_v 为流体源强度。

饱和度和渗透系数随基质吸力的变化是非饱和渗流计算中不可或缺的水力参数,其值可由土水特征曲线(SWCC)和渗透系数曲线(HCF)、基质吸力计算得到,其中 SWCC 采用 Fredlund-Xing 模型拟合^[12]。非饱和区单元渗透系数 k 为相对渗透系数与饱和渗透系数 k_s 的乘积:

$$k = k_s k(s) = k_s s^2 (3 - 2s) \quad (4)$$

k_s 是应力场、渗流场相互耦合的“桥梁”,严格意义上它不是一个定值^[13],其计算公式如下:

$$k_s = k_{s0} \frac{(1 + \epsilon_v / n_0)^3}{1 + \epsilon_v} \quad (5)$$

式中: k_{s0} 、 n_0 分别为初始饱和渗透系数和孔隙率。

在 FLAC^{3D} 中,用来研究降雨入渗单相渗流坡面入渗与出渗的内置渗流边界条件有固定压力边界和固定流量边界。压力边界 Γ_w 为:

$$u_w(x, t) = \bar{u}_w(x, t), \forall x \in \Gamma_w, t \in T \quad (6)$$

流量边界 Γ_v 为:

$$-K_{il} k(s) \hat{n} \frac{\partial u_w}{\partial x_i} = \bar{v}_i, \forall x \in \Gamma_v, t \in T \quad (7)$$

式中: \bar{u}_w 、 \bar{v}_i 分别为渗流边界处的孔隙水压力和孔隙水流速; \hat{n} 为流量边界 Γ_v 的单位法向量。

非饱和土体的基质吸力引起有效应力增加,采用 Bishop 提出的有效应力理论,并假设 Bishop 参数为饱和度,则有效应力公式为:

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + s u_w \quad (8)$$

式中: σ_{ij} 为总应力; σ'_{ij} 为有效应力。

2 非饱和流固耦合计算模块的二次开发

2.1 初始孔隙水压力场的生成

FLAC^{3D} 通过施加 water table、zone gridpoint initialize pore-power(gp.pp) 和水头边界生成与实际工程适应的初始孔隙水压力场。

2.2 非饱和区饱和度和渗透系数的设置

FLAC^{3D} 通过设置流体抗拉强度实现节点流量负渗入,生成负孔隙水压力。非饱和区的饱和度和渗透系数分别通过 SWCC、HCF 与孔隙水压力建立联系,从而赋值给每一节点或单元。

利用内置变量 gp.sat 给非饱和区土体的节点饱和度赋值,通过距离加权将节点饱和度换算为单元饱和度。在 FLAC^{3D} 中,通过内置变量 z.fluid.prop 对渗透系数张量进行重新赋值,调用 FISHCALL 函数运行上述命令,以达到在每一计算时步中修正非饱和区渗透系数的目的。非饱和区饱和度和渗透系数设置流程见图 1。

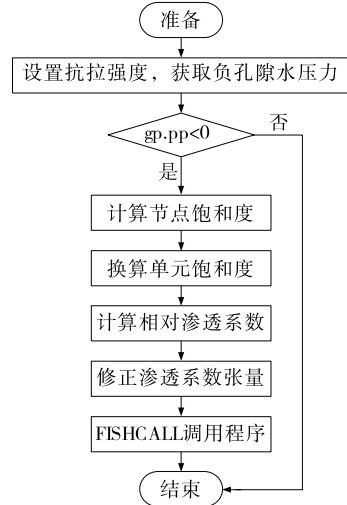


图 1 非饱和渗流模块程序流程

2.3 降雨入渗及出渗边界的改进

降雨入渗及出渗边界在坡面入渗过程中不是恒定的流量边界,而是随降雨时间动态变化的边界。当降雨强度小于坡面渗透系数时,土体的入渗量取决于降雨强度,此时边界条件取流量边界。当降雨强度大于坡面渗透系数时,土体最大入渗率按饱和和渗透系数处理,若坡面为无压入渗,则在坡面施加流量边界;若坡面为有压入渗,则在坡面施加一个压力趋近于零或等于零的压力边界。降雨结束后,移除流量边界和零压力边界,根据水分入渗与出渗情况重新设置渗流边界。坡面有出渗时,将边界条件设置为零压力边界;坡面无出渗时,将边界条件设置为零流量边界。

为弥补 FLAC^{3D} 计算非饱和渗流边界的不足,采用 FISH 语言开发降雨入渗及出渗边界,方法如下:利用 interface 功能搜索坡面的实体单元和不同位置的渗透系数,并根据上述边界状态进行不同边界条件调整(见图 2)。

2.4 非饱和土有效应力的修正

非饱和区的土体存在基质吸力,引起土体有效应力增大,需利用 FISH 函数在力学响应分析过程中进行修正。

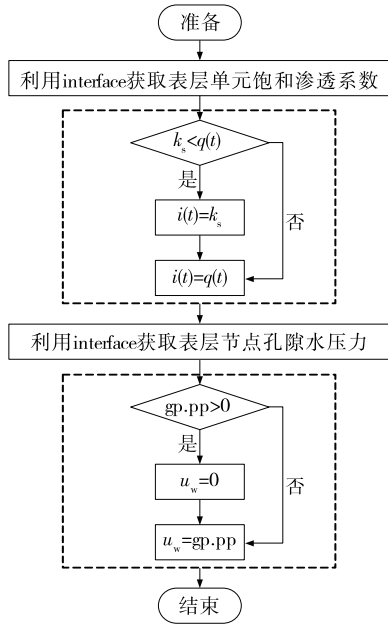


图2 降雨入渗边界改进程序流程

在有限差分分析中,应力以受拉为正,孔隙水压力以受压为正,非饱和土静力平衡方程为:

$$\frac{\partial \sigma'_{ij}}{\partial x_j} + \rho_d g - n s \gamma_w \frac{\partial \phi_{ij}}{\partial x_j} - (s - n s) \frac{\partial u_w}{\partial x_j} = 0 \quad (9)$$

式中: ρ_d 为干密度; γ_w 为水重度; ϕ_{ij} 为水头。

饱和区土体的节点饱和度等于 1,则式(9)变为饱和土的静力平衡方程。

在非饱和流固耦合分析中,孔隙水压力既有人为设定的压力值,也有随饱和—非饱和渗流变化的压力值,前者适用于未开启渗流模式,通过人为指定得到孔隙水压力增量,设置初始渗流场后进行力学计算,各单元的总应力需减 $\alpha s u_w$;后者适用于已开启渗流模式,通过程序运行得到孔隙水压力增量,饱和—非饱和渗流计算后进行流固耦合计算,各单元的总应力需减 $\alpha(1-s)u_w$ 。有效应力修正流程见图 3。

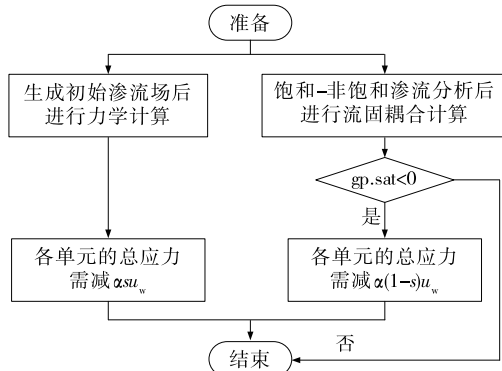


图3 有效应力修正程序流程

3 非饱和和流固耦合的数值验证

参考文献[14]设计的重力控制式 Del Monte 砂柱排水试验,建立计算模型验证上述非饱和和流固耦合计算模块的可靠性与合理性。该砂柱排水试验结果是众多学者验证多孔介质非饱和和流固耦合模型计算结果的参考标准^[10,15-16]。Del Monte 砂柱为高度 1 m 的圆柱体,底部设有透水石,侧面由利于观察的有机玻璃环绕,并沿不同高度设置相应仪器记录所需变量的变化。根据 Del Monte 砂柱的尺寸建立图 4 所示直径为 0.1 m、高度为 1 m 的圆柱体网格数值模型,在模型顶部持续注水,直至水分从模型底部自由流出,整个模型土体维持为饱和状态,即孔隙水压力等于零,以此作为砂柱排水的初始状态($t=0$)。 $t>0$ 时,停止模型顶部注水,让砂柱内水分受重力作用自由排出,并在 5 min、10 min、20 min、30 min、60 min、120 min 时记录脱水过程中孔隙水压力、饱和度、竖向沉降随模型高度的分布及模型中部孔隙水压力、底部排水速率的时程变化。

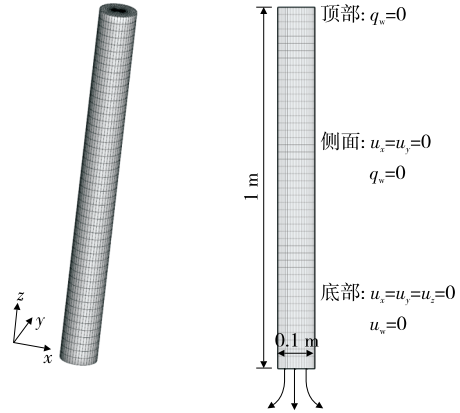


图4 Del Monte 砂柱数值模型

数值计算采用的材料参数参考文献[14]、文献[16](见表 1)。文献[14]拟合得到的 Del Monte 砂土 SWCC 及渗透系数与饱和度间的关系式如下:

$$s = 1 - 0.10152 \left(\frac{u_w}{\rho_w g} \right)^{2.4279} \quad (10)$$

$$k_s = 1 - 2.207(1-s)^{1.0121} \quad (11)$$

在砂柱排水数值模拟中,模型顶部设置为不透水边界,模型侧面设置为水平约束边界和不透水边界,模型底部设置为竖向和水平约束边界。在初始状态下,先对模型进行初始应力平衡,再将速度和位移清零,随后在模型底部施加零孔隙水压力边界使其透水,瞬态渗流时间为 120 min,计算结果见图 5~9。

表1 材料参数

参数名称	参数取值
砂土弹性模量/kPa	1.3×10^3
砂土泊松比	0.4
砂土渗透率/ m^2	4.5×10^{-13}
砂土密度/ $(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	2.0×10^3
砂土孔隙率	0.297 5
砂土体积模量/kPa	1.0×10^9
水体积模量/kPa	2.0×10^6
水密度/ $(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	1.0×10^3
重力加速度/ $(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$	9.806

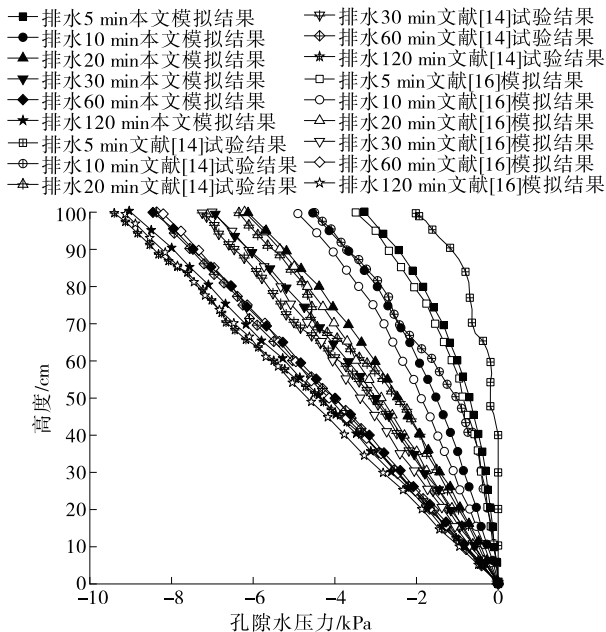


图5 不同时刻孔隙水压力随高度的变化

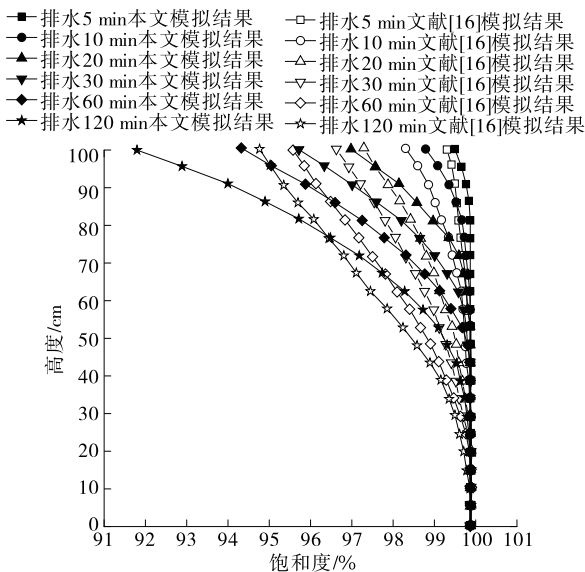


图6 不同时刻饱和度随高度的变化

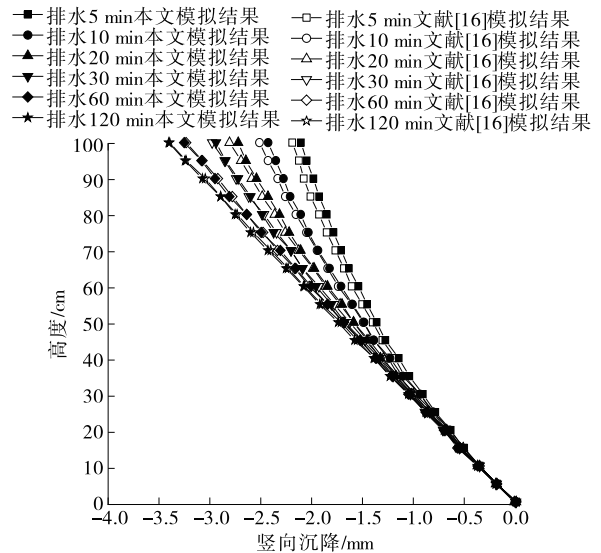


图7 不同时刻竖向沉降随高度的变化

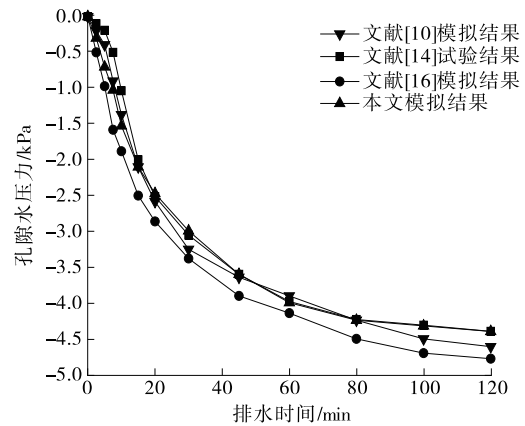


图8 模型中心点的孔隙水压力时程变化

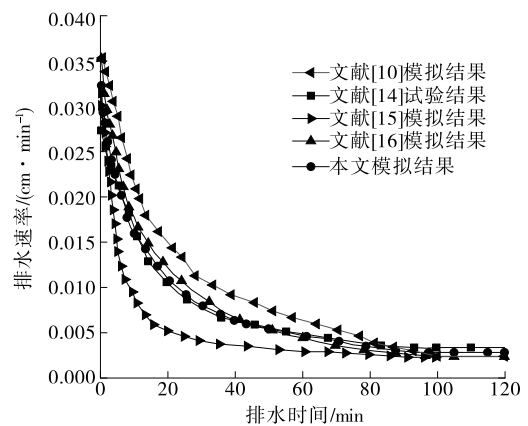


图9 模型底部的排水速率时程变化

从图5可看出:由于底部不断排水,非饱和流固耦合计算模块模拟所得孔隙水压力呈现上低下高的非线性分布,模拟结果与试验实测数据吻合较好,差异主要表现在排水前期(0~10 min),孔隙水压力下

降幅度的模拟值高于试验值。这可能是由于试验过程中孔隙气阻碍了湿润锋的扩展,随排水时间的持续,阻碍作用逐渐降低,试验值越接近模拟值。本文开发的非饱和流固耦合计算模块的模拟值比文献[16]的模拟值更接近试验实测数据。

从图6可看出:随着排水的持续,土柱非饱和区域不断扩大,与孔隙水压力分布规律一致,呈现上低下高的特点;同一时刻,饱和度下降速度随高度降低而降低;同一高度,前期排水速率大于后期排水速率,前期饱和度下降速度大;排水后期饱和度下降速度快于文献[16]单相流模拟结果;排水持续120 min时,非饱和流固耦合计算模块模拟的顶部饱和度为91.8%,饱和度变化趋势与文献[16]的模拟值相近。

从图7可看出:随着排水的持续,砂柱的孔隙水压力逐渐降低,砂柱发生非线性固结沉降,高度越低,固结沉降位移越小;非饱和流固耦合计算模块模拟的沉降值与文献[16]的模拟值接近,排水前期固结沉降略低于文献[16]的模拟值,排水后期与文献[16]的模拟值几乎相等。

从图8可看出:随着排水的持续,孔隙水压力呈非线性降低,下降速度越来越缓。非饱和流固耦合计算模块的孔隙水压力模拟值在排水前期介于试验实测值与文献[16]的模拟值之间,排水后期与试验实测值基本重合,最终孔隙水压力值大于文献[10]和文献[16]的模拟值。

从图9可看出:排水速率随排水时间的变化经历了快速降低、稳定下降和保持平稳3个阶段,文献[15]的模拟值偏小,文献[10]的模拟值偏大,试验实测值、文献[16]的模拟值和非饱和流固耦合计算模块的模拟值相差不大,介于文献[15]的模拟值与文献[10]的模拟值之间,非饱和流固耦合计算模块的模拟排水速率更接近试验实测值。

4 结论

(1) 由于数值模拟未考虑气相的影响,非饱和流固耦合计算模块模拟计算的孔隙水压力下降幅度在排水前期(0~10 min)高于试验值,孔隙水压力的模拟值比文献[16]的模拟值更接近试验实测数据。

(2) 在排水前期,非饱和流固耦合计算模块模拟计算的饱和度下降速度快,排水后期下降速度慢,变化趋势与文献[10]的模拟值相近。

(3) 排水速率随排水时间的变化分为快速降

低、稳定下降和保持平稳3个阶段,文献[15]的模拟值偏小,文献[10]的模拟值偏大,非饱和流固耦合计算模块的模拟值介于文献[15]模拟值与文献[10]模拟值之间,非饱和流固耦合计算模块的模拟排水速率更接近试验实测值。

(4) 非饱和流固耦合计算模块中未考虑气相对渗流的影响,有待进一步研究。

参考文献:

- [1] 徐炎兵,韦昌富,李幻,等.非饱和土渗流与变形耦合问题的有限元分析[J].岩土力学,2009,30(5):1490—1496.
- [2] 詹良通,吴宏伟,包承纲,等.降雨入渗条件下非饱和膨胀土边坡原位监测[J].岩土力学,2003,24(2):151—158.
- [3] 梁树,谢强,郭永春,等.不同降雨条件下成都黏土基坑边坡入渗深度研究[J].水文地质工程地质,2017,44(5):107—111.
- [4] 邵珠山,赵南南,吴奎,等.多层土质边坡降雨入渗过程及稳定性分析[J].应用力学学报,2021,38(3):981—991.
- [5] 湛文涛,肖杰,陈冠一,等.膨胀土边坡渗流数值模拟及稳定性分析[J].工业建筑,2018,48(9):133—139.
- [6] 杨文琦,周成,王林.降雨作用下考虑膨胀推力的膨胀土边坡稳定性分析[J].防灾减灾工程学报,2018,38(5):874—880.
- [7] 史振宁,戚双星,付宏渊,等.降雨入渗条件下土质边坡含水率分布与浅层稳定性研究[J].岩土力学,2020,41(3):980—988.
- [8] 蒋中明,曾玲,付宏渊,等.极端降雨条件下软岩边坡动态稳定性分析[J].中国公路学报,2014,27(2):27—34.
- [9] 汪华斌,李建梅,金怡轩,等.降雨诱发边坡破坏数值模拟两个关键问题的解决方案[J].岩土力学,2019,40(2):777—784.
- [10] 谢强,田大浪,刘金辉,等.土质边坡的饱和—非饱和渗流分析及特殊应力修正[J].岩土力学,2019,40(3):879—892.
- [11] 韦秉旭,陈亮胜,肖罗明,等.基于多场耦合的膨胀土边坡非饱和降雨入渗分析[J].长江科学院院报,2021,38(3):90—96.
- [12] FREDLUND D G, XING A. Equations for the soil-water characteristics curve [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1994, 31(4): 521—532.
- [13] 吴礼舟,黄润秋.非饱和土渗流—变形耦合的数值分析[J].土木建筑与环境工程,2011,33(3):63—67.

(下转第90页)

减小 33.5%;优化后主梁弯矩图相对于优化前更平顺,结构受力更合理。

由图 8 可知:混凝土梁因为刚度较大,索力变化对其竖向累积位移几乎没有影响;主塔北侧钢箱梁因里程较短且受到混凝土梁段的支撑作用,其竖向累积位移较小;优化后主塔南侧合龙段钢箱梁竖向累积位移最大值由 248.2 mm 减小至 120.0 mm,减小 51.7%。

由图 9 可知:优化前塔顶偏位为 92.8 mm,优化后塔顶偏位为 41.5 mm,减少 55.3%。

4 结语

混合梁斜拉桥属于高阶超静定结构,采用正装迭代法计算,计算过程复杂、烦琐,而采用最小弯曲能量法和遗传算法建立模型进行索力优化,可在很大程度上避免求解繁杂的影响矩阵,在结构较复杂时其计算效率比普通优化方法高。本文以某混合梁斜拉桥为研究对象,利用最小弯曲能量法,结合遗传算法求解得到索力最优解。相较于优化前,索力优化后斜拉桥主梁应力、弯矩、线形和索塔偏位的峰值都得到不同程度改善,且变化更平顺,符合斜拉桥成桥阶段的要求。

参考文献:

- [1] 戴杰,秦凤江,狄谨,等.斜拉桥成桥索力优化方法研究综述[J].中国公路学报,2019,32(5):17-37.
- [2] WANG P H, TSENG T C, YANG C G. Initial shape of

cable-stayed bridges [J]. Computers & Structures, 1993, 46(6): 1095-1106.

- [3] 刘陈韬,李新生,贾春鑫,等.独塔不对称斜拉桥拉索索力施工监控研究[J].公路与汽运,2022(2):105-109.
- [4] 颜东煌,李学文,刘光栋,等.混凝土斜拉桥合理成桥状态确定的分步算法[J].中国公路学报,2003,16(1):43-46.
- [5] 颜东煌,李学文,刘光栋,等.用应力平衡法确定斜拉桥主梁的合理成桥状态[J].中国公路学报,2000,13(3):51-54.
- [6] 戴杰,屈骏,乔建刚,等.基于有效约束集法的混合梁斜拉桥合理成桥状态确定方法[J].科技导报,2014,32(34):69-77.
- [7] 张玉平,刘雪松,李传习.基于 MOPSO 算法的斜拉桥索力优化分析[J].土木与环境工程学报(中英文),2020,42(2):107-114.
- [8] 严松,颜鹏飞.基于遗传算法的钢斜拉桥成桥索力优化[J].中外公路,2021,41(2):198-202.
- [9] 孙平宽,方艳辉.大跨独塔斜拉桥合理成桥索力确定方法研究[J].公路交通科技(应用技术版),2014,10(9):221-222.
- [10] 李晓林,邓洁.基于改进粒子群算法的斜拉桥索力优化方法[J].公路与汽运,2021(5):106-110.
- [11] 徐冰霜.基于最小弯曲能量法的斜拉桥索力优化[J].山西建筑,2017,43(16):190-191.
- [12] 金俊杰,沈勇.基于能量法的独塔斜拉桥施工索力优化研究[J].湖南交通科技,2021,47(2):122-124.

收稿日期:2022-03-07

(上接第 61 页)

- [14] LIAKOPOULOS A C. Transient flow through unsaturated porous media [D]. Berkeley: University of California, 1965.
- [15] GAWIN D, BAGGIO P, SCHREFLER B A. Coupled heat, water and gas flow in deformable porous media[J]. International Journal for Numerical Methods

in Fluids, 1995, 20(8/9): 969-987.

- [16] SCHREFLER B A, SCOTTA R. A fully coupled dynamic model for two-phase fluid flow in deformable porous media[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2001, 190(24/25): 3223-3246.

收稿日期:2022-04-10

(上接第 77 页)

- [4] 吴国雄,叶新雨,余苗,等.基于黏弹性的橡胶改性沥青路面抗滑性能研究[J].重庆交通大学学报(自然科学版),2020,39(2):81-86.
- [5] 何俊辉,陈海涛,赵艳娜,等.基于灰关联法的沥青路面抗滑性能影响因素研究[J].中外公路,2020,40(6):47-52.

- [6] 王慧,王彝乾,李俊,等.石灰岩排水沥青路面路用性能及其抗滑持久性研究[J].中外公路,2021,41(6):73-76.
- [7] 文斌,曹东伟.高速公路路面抗滑力与交通事故的统计分析[J].公路交通科技,2006,23(8):72-75.

收稿日期:2022-03-06