

DOI:10.3969/j.issn.1672-1144.2018.06.018

# 大跨度空腹式钢-混凝土混合连续梁桥 钢箱梁长度参数分析

林 涛

(福州市城乡建设发展有限公司, 福建 福州 350004)

**摘 要:**以福州马尾大桥为背景工程,利用 MIDAS/Civil 建立有限元模型,以主跨钢箱梁长度为变化参数,探讨其对恒活载比例分配和主梁恒活载受力特性的影响规律。结果表明:在恒载作用下,钢箱梁长度由 56 m 增加至 96 m 时跨中截面受力显著减小;进一步增加钢箱梁长度,跨中截面受力基本不再减小甚至会出现增大的趋势;在活荷载作用下,钢箱梁长度由 56 m 增长至 96 m 时跨中截面弯矩变化率约 3%,但超过 96 m 以后则以弯矩变化率约 5%。在综合考虑结构受力和经济性基础上得出,对于主跨 240 m 的大跨度空腹式钢-混凝土混合连续梁,钢箱梁长度取 96 m 是最优选择。

**关键词:**空腹式;混合连续梁;钢箱梁长度;恒活载比例;数值模拟

中图分类号: U448.21<sup>+</sup>3

文献标识码: A

文章编号: 1672-1144(2018)06-0094-05

## Parameters Analysis of the Steel Box Girder Length in a Long Span Open Spandrel Steel-concrete Composite Continuous Beam Bridge

LIN Tao

(Fuzhou City and Country Construction Development Co. Ltd., Fuzhou, Fujian 350004, China)

**Abstract:** Taking Mawei Bridge as an example, the finite element analysis of the length of steel box girder was carried out with MIDAS/Civil. The ratios of live load and dead load and mechanical property have been discussed. It shows that when the length of the steel box girder increased from 56 m to 96 m under the dead load, stress in the mid-span section decreased significantly. But stress would not reduce or even increase the trend when the length of the steel box girder further increased. When the length of steel box girder increased from 56 m to 96 m, bending moment of the mid-span section changed about 3%, but when the length of steel box girder is larger 96 m, bending moment changed about 5%. On the basis of comprehensive consideration of structure and economy, it is concluded that the optimal choice is 96 m for the steel box girder of the open spandrel steel-concrete composite continuous beam bridge with the main span of 240 m.

**Keywords:** open spandrel; composite continuous beam; length of steel box girder; ratios of live load and dead load; numerical simulation

钢混凝土混合连续梁在中孔大跨全部或部分采用钢主梁,两侧采用预应力混凝土主梁,充分发挥了混凝土材料的压重作用和钢材跨越能力大的优势,自重轻,施工快,节省材料<sup>[1-3]</sup>。该桥型发展仅有几十年,实际工程应用也偏少,存在着一些设计和施工中需予以研究和解决的新问题,如钢箱梁长度的合理选择是该桥型往大跨度方向发展时结构受力与经济性平衡的难点之一<sup>[4-6]</sup>。

现假定 240 m 主跨为等截面梁且两端固结,将 240 m 梁等分为三等份,通过简单结构受力计算可得,当在主跨跨中 1/3 部分采用重量约为等效混凝土梁 30% 的钢箱梁时可减少两固结支点处约 1/3 的负弯矩,在如此大跨径的连续梁桥上减小端部负弯矩是极其有利的。所以当跨中的钢箱梁段长度越长则支点处产生的负弯矩越小,但钢箱梁的造价远高于混凝土梁,因而在减小主梁关键截面所受弯矩的

同时缩短钢箱梁的长度,就能估算出主跨钢箱梁段的最佳长度<sup>[7-9]</sup>。

本文以福州马尾大桥为背景工程,针对大跨度空腹式钢-混凝土混合变截面连续梁桥的桥型新颖、设计与构造复杂、跨度大等特点<sup>[10-11]</sup>,利用桥梁专用软件 MIDAS/Civil 进行数值模拟分析,以主跨钢箱梁长度为变化参数,探讨恒、活载比例分配以及恒、活载作用下主梁受力性能及变化规律,提出受力合理且相对经济的钢箱梁长度建议。

## 1 工程概况

马尾大桥跨江段主桥分左右幅,采用双向八车道,桥面宽度 42.5 m,设计荷载等级为城市-A 级,抗震设防烈度等级为Ⅶ度。马尾大桥主桥桥型布置如图 1 所示,主跨采用 240 m 空腹式钢-混凝土混合变截面连续箱梁结构,其余各跨均采用变截面连续混凝土箱梁结构,主桥桥跨布置为 795 m。

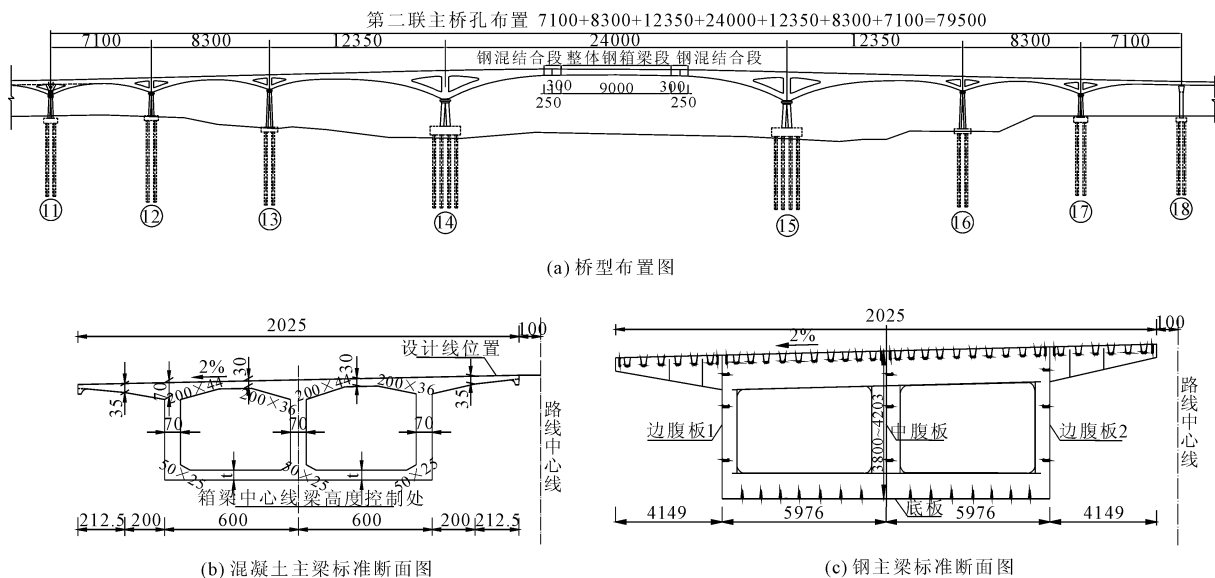


图 1 马尾大桥主桥桥型布置及标准横断面图(单位:cm)

主跨钢箱梁理论区段长(至结合面处)为 96 m,钢箱梁分三段,分别为:左侧钢混结合段 5.5 m(钢箱梁段 3.0 m),整体吊装钢箱梁段 90 m,右侧钢混结合段 5.5 m(钢箱梁段 3.0 m),截面形式为单箱双室,变截面箱梁高度按 3.8 次抛物线变化,由主墩支点处梁高 20 m 变化至跨中 3.8 m,而钢箱梁高度则由 4.203 m 变化至跨中 3.8 m。混凝土主梁采用 C55 混凝土,钢箱梁选用 Q370qD 钢材。

## 2 有限元模型

### 2.1 主要参数的确定

为分析主跨混合梁长度比例对桥梁结构受力性能的影响,以主跨钢-混凝土混合梁中钢箱梁段长度为主要参数进行参数分析。参数范围主要依据主跨钢箱梁段长度 96 m(左、右侧钢混结合段处预拼钢箱梁长度各 3 m,整体吊装钢箱梁段长度 90 m)为基准,并结合国内外同类型桥梁混合梁长度比例为参考来确定,考虑整体钢箱梁长度取为主跨(240 m)的 0.2~0.5 之间变化,按 56 m、66 m、76 m、86 m、96

m、106 m、116 m、126 m 这一系列不同的钢箱梁长度参数进行变化<sup>[12]</sup>,其他参数均相同。由此来建立相对应的有限元模型探讨大跨度空腹式钢-混凝土混合连续梁桥主跨混合梁长度比例参数规律。

### 2.2 有限元模型

结合现行桥梁设计规范<sup>[13-14]</sup>,以杆系理论为基础,采用桥梁专用软件 MIDAS/Civil 建立全桥空间杆系有限元模型,对桥梁上部结构成桥状态进行受力分析。全桥共采用 587 个节点和 494 个梁单元,比较真实的模拟了主桥各梁段的截面形状,如截面变化复杂的梁段:主 V 结构、次边 V 结构、边 V 结构以及相对应的上弦梁截面等;其中主桥混凝土箱梁横隔板、齿块和钢箱梁横隔板不考虑其刚度,通过计算其重量按集中荷载进行模拟。建模过程中材料与实际结构一致,为 C55 混凝土(弹模 35.5 GPa,泊松比 0.2,质量密度 2 549 kg/m<sup>3</sup>)和 Q370qD(弹模 2.06 × 10<sup>5</sup> MPa,泊松比 0.3,质量密度 7 850 kg/m<sup>3</sup>,屈服强度 370 MPa,抗拉强度 510 MPa),物理参数均按照对应规范设定。

边界条件的设置中 V 形结构与主梁交汇处及主梁立柱连接均采用刚性连接模拟;主梁顶部中心节点和主梁立柱用刚性连接模拟;主梁立柱底部节点和支座顶部节点用刚性连接模拟;永久支座依据支座规格对应设置竖向、横桥向、纵桥向( $SD_x$ 、 $SD_y$ 、 $SD_z$ )刚度进行弹性支撑模拟,依据设计图选定的支座类型计算的支座反力即可得出弹性支撑的竖向刚度,然后依据该支座的横纵向刚度与竖向刚度比例关系(10%)来进行横、纵桥向刚度设置;支座底部用一般支承固结,即约束该点的六个方向的自由度(三个方向平动及三个方向的转动)。

计算荷载主要包括梁自重、二期铺装、汽车和人群荷载等。其中混凝土箱梁和钢箱梁容重分别取  $25 \text{ kN/m}^3$  和  $82.42 \text{ kN/m}^3$ ,钢箱梁考虑制作偏差和焊缝重量,增大计算系数 1.04;考虑桥面沥青混凝土铺装、人行道、防撞栏杆以及桥面其它附属设施,按单幅  $102.6 \text{ kN/m}$  计算;汽车荷载采用城市 A 级,单幅桥汽车按四车道计算,偏载系数取为 1.15,横向折减系数取为 0.67,纵向折减系数取为 0.97,人行道和非机动车道均按照人群加载,加载值按照《城市桥梁设计规范》<sup>[15]</sup>(CJJ 11—2011)选取,汽车冲击系数  $\mu$  按照《公路桥涵设计通用规范》<sup>[13]</sup>(JTG D60—2015)第 4.3.2 条进行计算得到  $\mu_0 = 0.05$ 。

### 3 随钢箱梁长度变化规律分析与讨论

#### 3.1 恒载弯矩随钢箱梁长度变化规律

通过有限元计算分析得到主梁恒载弯矩随钢箱梁长度变化情况如图 2 所示。由图 2 可知,钢箱梁长度的变化对主梁与主 V 结构交界截面 1、2 和主跨跨中截面 3 的弯矩产生较大影响。

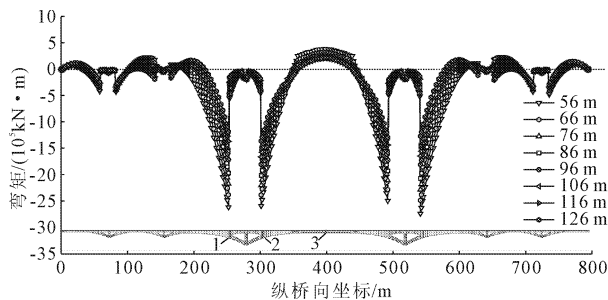


图 2 主桥主梁恒载作用下弯矩图

图 3 和图 4 分别列出了截面 1、2 和截面 3 所受弯矩随钢箱梁长度变化情况。

从图 3 可以看出,随着钢箱梁长度的增大,截面 1、截面 2 所受的负弯矩均逐渐减小;钢箱梁长度由 56 m 增加到 96 m 时,截面 1 和截面 2 的弯矩减小幅

度逐渐增大,其分别对应减小 8.8%、8.6%、9.3%、12.4% 和 8.1%、7.7%、8.3%、10.6%;钢箱梁长度由 96 m 继续增加到 126 m 时,其减小幅度相对减缓;当钢箱梁长度为 96 m 时对称截面 1、截面 2 所受弯矩基本相等,受力对称。

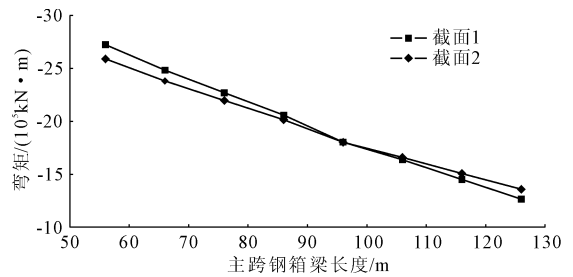


图 3 恒载作用下载面 1 和截面 2 弯矩图

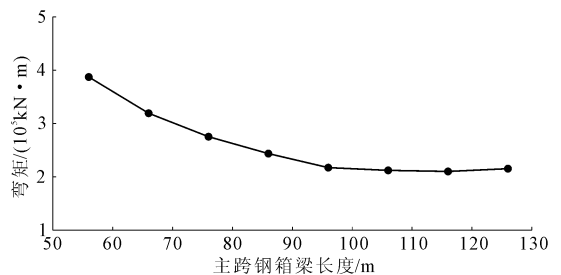


图 4 恒载作用下载面 3 弯矩图

从图 4 可以看出,随着钢箱梁长度的增大,截面 3 所受弯矩呈现先减小后增大的趋势;钢箱梁长度由 56 m 增长到 96 m 时,截面 3 的弯矩减小幅度分别为 17.5%、13.8%、11.5%、10.8%;钢箱梁长度由 96 m 增长到 116 m 时,截面 3 的弯矩减小幅度仅为 2.4%、1.0%;钢箱梁长度由 116 m 增长到 126 m 时,截面 3 所受弯矩增长 2.5%。

综上所述,钢箱梁长度增加有利于减小截面 1 和截面 2 负弯矩,钢箱梁长度为 96 m 是截面 1 和截面 2 对称受力的重要分界点;对于截面 3,钢箱梁长度由 56 m 增加至 96 m 时受力显著减小,然而进一步增加钢箱梁长度,截面受力基本不再减小,当超过 116 m 截面受力反而增大。因此,由恒载作用下截面 1、截面 2、截面 3 所受弯矩随钢箱梁长度变化规律可得到,钢箱梁长度为 96 m 时主梁截面受力较为合理。

#### 3.2 活载弯矩随钢箱梁长度变化规律

通过有限元计算分析得到主梁活载弯矩随钢箱梁长度变化情况如图 5 和图 6 所示。从图 5 和图 6 可以看出,活载作用下主跨钢箱梁长度的变化对主梁所受负弯矩影响相对较小,而对主梁与主 V 结构交界截面 2 和主跨跨中截面 3 所受正弯矩产生较大影响。

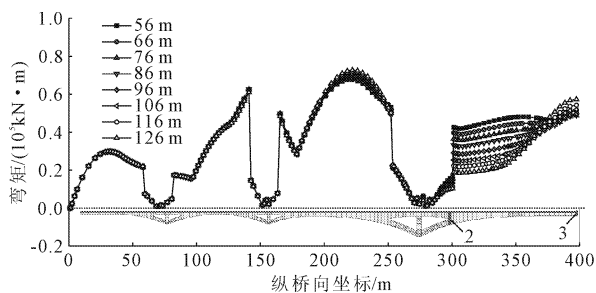


图 5 左半幅主桥主梁活载作用下正弯矩图

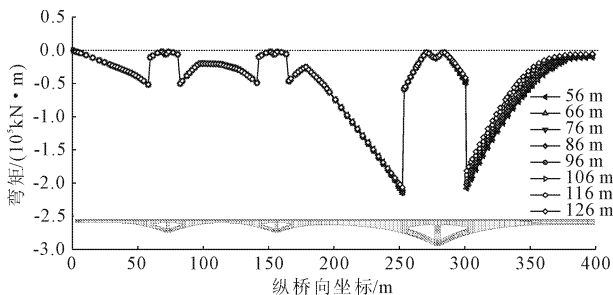


图 6 左半幅主桥主梁活载作用下负弯矩图

图 7 列出了随钢箱梁长度变化截面 2 和截面 3 所受正弯矩变化情况。从图 7 可以看出,随着钢箱梁长度的增长,截面 2 所受弯矩逐渐减小,平均减小幅度约为 10.9%;截面 3 所受弯矩在钢箱梁长度由 56 m 增长至 96 m 时保持在  $\pm 3\%$  左右的波动,超过 96 m 以后则以约 5% 的幅度稳定增长。因此在尽量减小截面 2 和截面 3 所受弯矩的同时缩短钢箱梁长度情况下得出钢箱梁长度约为 96 m 比较合适。

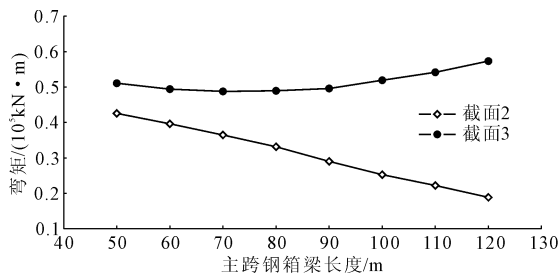


图 7 活载作用下截面 2 和截面 3 弯矩图

### 3.3 恒载与活载比例随钢箱梁长度变化规律

由第 3.1.3.2 节恒载和活载对主梁关键截面内力影响分析结果,选取主梁与主 V 结构交界截面 2 以及主跨跨中截面 3 作为控制性截面进行主跨不同钢箱梁长度下恒载与活载比例关系讨论,截面示意如图 8 所示。



图 8 主桥主跨关键受力截面

钢箱梁长度变化情况。可以看出,截面 2、截面 3 恒载与活载的比例关系均随着主跨钢箱梁长度的增长而逐渐减小,但增长幅度均逐渐减小。截面 2 所受恒载与活载的比例范围约为  $0.93:0.07 \sim 0.88:0.12$ ,当钢箱梁长度由 56 m 增长至 96 m 时恒载与活载比例降低了 26.9%,由 96 m 增长至 126 m 时恒载与活载比例降低了 17.8%;截面 3 恒载与活载比例变化范围约为  $0.88:0.12 \sim 0.79:0.21$ ,当钢箱梁长度由 56 m 增长至 96 m 时恒载与活载比例降低了 42.2%,由 96 m 增长至 126 m 时恒载与活载比例仅降低 14.3%。

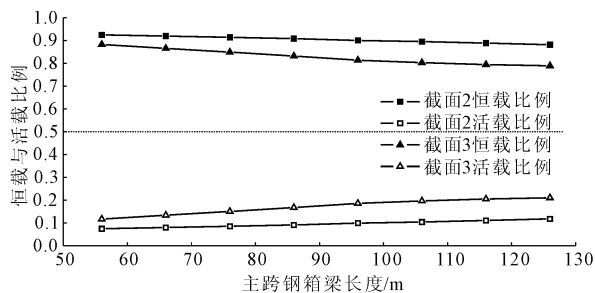


图 9 恒载与活载比例关系变化趋势

表 1 主桥主跨关键受力截面恒活载比例

钢箱梁长度 /m	恒载比例		活载比例	
	截面 2	截面 3	截面 2	截面 3
56	0.926	0.883	0.074	0.117
66	0.920	0.866	0.080	0.134
76	0.915	0.849	0.085	0.151
86	0.909	0.833	0.091	0.167
96	0.901	0.814	0.099	0.186
106	0.896	0.803	0.104	0.197
116	0.889	0.795	0.111	0.205
126	0.882	0.790	0.118	0.210

由此可说明,当钢箱梁长度超过 96 m 时关键受力截面的恒载与活载比例减小幅度明显放缓,综合考虑恒载与活载比例变化规律和缩短钢箱梁长度的经济性可得出:针对主跨 240 m 的钢-混凝土混合梁,钢箱梁长度取 96 m 为最佳选择。

## 4 结 语

(1) 在恒荷载或活荷载作用下,钢箱梁长度增加均有利于减小主 V 结构与主梁交界处截面所受弯矩。在恒载作用下,钢箱梁长度由 56 m 增加至 96 m 时主跨跨中截面受力显著减小,但进一步增加钢箱梁长度,主跨跨中截面受力基本不再减小甚至会出现增大的趋势。在活荷载作用下,钢箱梁长度由 56 m 增长至 96 m 时,主跨跨中截面弯矩变化率约

图 9 和表 1 列出了截面 2 和截面 3 所受弯矩随

3%,但超过 96 m 以后则弯矩变化率约 5%。

(2) 主 V 结构与主梁交界处截面和主跨跨中截面恒载与活载的比例关系均随着主跨钢箱梁长度的增长而逐渐减小,但增长幅度均逐渐减小。当钢箱梁长度超过 96 m 时关键受力截面的恒载与活载比例逐渐趋于稳定。

(3) 综合考虑钢箱梁长度变化对主梁受力特性的影响规律以及对工程造价的影响,对于主跨 240 m 的钢-混凝土混合梁,钢箱梁长度取 96 m 是最佳选择。

#### 参考文献:

- [1] 杜 阳. 钢-预应力砼混合连续梁桥钢混结合段传力特征研究[D]. 武汉:武汉理工大学,2011.
- [2] 刘文明,谢春玲. 大跨预应力混凝土连续梁桥设计研究[J]. 城市道桥与防洪,2017(6):102-104,15-16.
- [3] 陈小玲. 预应力钢混连续梁桥钢混结合段局部应力分析[J]. 交通标准化,2012(5):86-90.
- [4] 丁 威,何雄君. 钢-预应力混凝土混合连续箱梁桥钢箱长度参数研究[J]. 武汉理工大学学报(交通科学与工程版),2012,36(3):554-557.
- [5] 邓文中,代 彤. 重庆石板坡长江大桥复线桥总体设计

[J]. 桥梁建设,2006(6):28-32.

- [6] 王军文,倪章军,李建中,等. 石板坡长江大桥钢混结合段局部应力分析[J]. 公路交通科技,2007,24(8):99-102.
- [7] 王 义. 某连续梁桥悬臂施工过程的仿真分析[J]. 水利与建筑工程学报,2012,10(4):106-109.
- [8] 苏 鹏. 连续刚构桥梁高墩悬臂施工监控与稳定性分析[J]. 水利与建筑工程学报,2016,14(3):216-220.
- [9] 董 科,冯 新. 福州马尾大桥空腹式连续梁桥 V 撑箱梁施工技术[J]. 施工技术,2017,46(11):8-11.
- [10] 林 涛. 马尾大桥跨江段施工方案应用研究[J]. 福建建筑,2018(1):66-69.
- [11] 武电坤,杨 兴,朱 玉. 马尾大桥跨江段主桥结构选型与设计[J]. 中外公路,2016,36(5):162-165.
- [12] 苏庆田,秦 飞. 新型混合梁桥结构体系及设计参数[J]. 同济大学学报,2013,41(6):799-805.
- [13] 中华人民共和国交通部. 公路桥涵设计通用规范:JTG D60—2015[S]. 北京:人民交通出版社,2015.
- [14] 中华人民共和国交通部. 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范:JTG D60—2004[S]. 北京:人民交通出版社,2004.
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 城市桥梁设计规范:CJ11—2011[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2011.

(上接第 86 页)

#### 参考文献:

- [1] Snow D T. Anisotropic permeability of fractured media[J]. Water Resources Research, 2010,5(6):1273-1289.
- [2] Long J C S, Remer J S, Wilson C R, et al. Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures[J]. Water Resources Research, 1982,18(3):645-658.
- [3] Oda M. An equivalent continuum model for coupled stress and fluid flow analysis in jointed rock masses[J]. Water Resources Research, 1986,22(13):1845-1856.
- [4] 张有天. 裂隙岩体渗流数学模型研究现状[J]. 人民长江,1991,22(3):1-10.
- [5] 田开铭,万 力. 各向异性裂隙介质渗透性的研究与评价[M]. 北京:学苑出版社,1989.
- [6] 田开铭. 论裂隙岩石的水文地质模型——以国外学者的模型为例[J]. 勘察科学技术,1984(4):29-36.
- [7] Wittke W. Rock Mechanics, Theory and Applications with Case Histories[M]. Springer-Verlag, 1990.
- [8] Wilson C R, Witherspoon P A. Steady state flow in rigid networks of fractures[J]. Water Resources Research, 1974,10(2):328-335.
- [9] 王洪涛,王恩志. 各向异性裂隙岩体渗透系数计算方法探讨[J]. 武汉大学学报(工学版),1997(2):49-53.
- [10] 万 力,李定方,李吉庆. 三维裂隙网络的多边形单元渗流模型[J]. 水利水运工程学报,1993(4):347-353.
- [11] 何 杨. 岩体离散裂隙网络非稳定渗流场与应力场耦

合分析[D]. 西安:西安理工大学,2007.

- [12] 周志芳. 裂隙介质水动力学[M]. 北京:中国水利水电出版社,2004.
- [13] 柴军瑞,仵彦卿. 岩体渗流场与应力场耦合分析的多重裂隙网络模型[J]. 岩石力学与工程学报,2000,19(6):712-717.
- [14] 柴军瑞,仵彦卿. 岩体多重裂隙网络渗流模型研究[J]. 煤田地质与勘探,2000,28(2):33-36.
- [15] 王月英,姚 军,黄朝琴. 裂隙岩体流动模型综述[J]. 东北石油大学学报,2011,35(5):42-48.
- [16] 张奇华,徐 威,殷佳霞. 二维任意裂隙网络裂隙孔隙渗流模型的两种解法[J]. 岩石力学与工程学报,2012,31(2):217-227.
- [17] 胡井友,吴龙梁,闫茂林,等. 基于非饱和流固耦合理论的某尾矿坝渗流与稳定性分析[J]. 水利与建筑工程学报,2015,13(4):126-129.
- [18] 徐建国,于松聆,王 刚,等. 基于流固耦合理论的隧道围岩稳定性分析[J]. 水利与建筑工程学报,2018,16(4):62-67.
- [19] 仵彦卿. 岩体水力学基础(五)——岩体渗流场与应力场耦合的裂隙网络模型[J]. 水文地质工程地质,1997(5):43-47.
- [20] 仵彦卿. 岩体水力学基础(二)——岩体水力学的基础理论[J]. 水文地质工程地质,1997(1):24-28.