

- 中文核心期刊
- 中国科技核心期刊
- RCCSE中国核心学术期刊

ISSN 1671-6833  
CN 41-1339/T  
CODEN ZDXGAN

# 郑州大学学报

工 学 版

JOURNAL OF ZHENGZHOU UNIVERSITY  
ENGINEERING SCIENCE

2018.1

第39卷 第1期  
Vo1.39 No.1  
2018年1月出版

ISSN 1671-6833



# 郑州大学学报

工 学 版

JOURNAL OF ZHENGZHOU UNIVERSITY  
ENGINEERING SCIENCE

## 编 委 会

### 特邀编委:

申长雨(中国科学院院士)

何季麟(中国工程院院士)

张孟杰(新西兰惠灵顿维多利亚大学)

刘炯天(中国工程院院士)

金耀初(英国萨里大学)

Kay Chen Tan(香港城市大学)

### 编委会主任:

邵国胜(郑州大学)

### 编委(按姓氏笔画为序):

王亚明(郑州大学)

王忠勇(郑州大学)

公茂果(西安电子科技大学)

叶国田(郑州大学)

刘金盾(郑州大学)

刘春太(郑州大学)

许群(郑州大学)

李杰(同济大学)

吴泽宁(郑州大学)

张冰(郑州大学)

陈伟能(华南理工大学)

陈德良(郑州大学)

单崇新(郑州大学)

贾瑜(郑州大学)

郭院成(郑州大学)

梁长浩(合肥物质科学院)

董林(郑州大学)

潘复生(重庆大学)

王宗敏(中原工学院)

王凌(清华大学)

左其亭(郑州大学)

刘国际(郑州大学)

刘波(中国科学院数学与系统科学研究院)

关绍康(郑州大学)

麦立强(武汉理工大学)

李勇平(上海应用物理所)

张少军(郑州大学)

张涛(北京航空航天大学)

陈静波(郑州大学)

庞新厂(郑州大学)

赵明皞(郑州大学)

高丹盈(河南工程学院)

唐珂(南方科技大学)

梁静(郑州大学)

韩一帆(郑州大学)

臧双全(郑州大学)

## 目 次

### 土木与交通工程

- 不确定因素下的综合运输网络容量可靠性分析 ..... 马庚华, 杜牧青, 张小丽( 1 )
- 废橡胶裂解炭黑改性沥青混合料的黏弹特性研究 .....  
..... 冯振刚, 孙安石, 张东阳, 李新军, 栗培龙( 7 )
- 单轴荷载作用下混凝土强度代表体尺寸定量研究 ..... 王 娟, 王会娟, 许耀群, 武霄鹏( 12 )
- 高应力下圆钢管混凝土柱界面粘结性能研究 .....  
..... 郑 亮, 张大鹏, 郭 宏, 闫舒茂, 王 龙, 武艳龙( 18 )
- EGR 对二甲醚 HCCI 发动机燃烧特性的影响 ..... 黄锦耀, 严诗伦, 陈朝阳( 24 )
- 基于相交道路左转饱和和交通量的 MULTIBAND 改进模型 ..... 常玉林, 郑献予, 张 鹏( 29 )
- 碳化腐蚀预应力空心板疲劳特性试验研究 ..... 杜朝伟, 郑元勋, 蔡迎春, 甘 超, 韩钰晓( 36 )
- 下伏采空区对路基稳定性的影响研究 ..... 杨利民, 郭进军, 韩易辰, 郝莹莹( 42 )
- 考虑塑性体积应变的扰动状态本构模型改进 ..... 崔允亮, 项鹏飞, 王新泉, 张世民( 47 )

### 电气工程

- 计及谐波因素的配电网损耗量化计算与建模仿真 ... 魏超峰, 李琼林, 蒋建东, 唐钰政, 王 纯( 53 )
- 均衡策略粒子群算法在图像分割中的应用 ..... 夏星宇, 高 浩, 王创业( 59 )
- 基于洛伦兹力的无轴承电机优化与特性分析 ..... 吴华春, 杨石平( 67 )
- 基于遗传算法的地铁车站引导标识布点探析 ..... 穆瑞杰( 73 )

### 机械与环境工程

- 搅拌罐内流场及脱硫剂分散数值模拟 ..... 王建明, 何讯超, 郑彬彬( 78 )
- IITD 算法在滑油管路模态参数辨识中的应用 ..... 边 杰, 霍常青, 王 平, 唐 广( 84 )
- 微生物燃料电池处理废水产电及其驱动监控系统的研究 .....  
..... 田 野, 杨嘉敏, 成少安, 陆俊弘, 李艳宾, 杜玉坤( 90 )

**CONTENTS**

**【Civil Engineering and Construction Engineering】**

- Capacity Reliability of Comprehensive Transportation Networks under Uncertainties .....  
..... **MA Genghua, DU Muqing, ZHANG Xiaoli** ( 1 )
- Viscoelastic Characteristic of Asphalt Mixture Modified with Pyrolysis Carbon Black from Waste Tires .....  
..... **FENG Zhengang, SUN Anshi, ZHANG Dongyang, LI Xinjun, LI Peilong** ( 7 )
- Quantitative Study on the Representative Volume Element Size of Concrete Strength under Uniaxial Loading .....  
..... **WANG Juan, WANG Huijuan, XU Yaoqun, WU Xiaopeng** ( 12 )
- Research on Bond Behavior of Concrete Filled Steel Tube under High Stress .....  
..... **ZHENG Liang, ZHANG Dapeng, GUO Hong, YAN Shumao, WANG Long, WU Yanlong** ( 18 )
- Effect of EGR on the Performance in Dimethyl Ether Fueled HCCI Engine .....  
..... **HUANG Jinyao, YAN Shilun, CHEN Zhaoyang** ( 24 )
- An Advanced Multiband Model Based on Saturation Traffic Volume of Left Turning of Crossing Road .....  
..... **CHANG Yulin, ZHENG Xianyu, ZHANG Peng** ( 29 )
- Fatigue Characteristics of Prestressed Hollow Slab under Carbonation Corrosion .....  
..... **DU Chaowei, ZHENG Yuanxun, CAI Yingchun, GAN Chao, HAN Yuxiao** ( 36 )
- Study on Effects of Underlying Goaf on the Subgrade Stability .....  
..... **YANG Limin, GUO Jinjun, HAN Yichen, HAO Yingying** ( 42 )
- Improving the Disturbance State Constitutive Model by Considering Plastic Volumetric Strain .....  
..... **CUI Yunliang, XIANG Pengfei, WANG Xinquan, ZHANG Shimin** ( 47 )

**【Electrical Engineering】**

- Quantification Calculation and Modeling Simulation of Distribution Network Losses Considering Harmonic Factor .....  
..... **WEI Chaofeng, LI Qionglin, JIANG Jiandong, TANG Yuzheng, WANG Chun** ( 53 )
- Multi-level Image Segmentation Based on an Improved Particle Swarm Optimization with an Equilibrium Strategy .....  
..... **XIA Xingyu, GAO Hao, WANG Chuangye** ( 59 )
- Optimization and Character Analysis for Bearingless Motor Based on Lorentz Force ... **WU Huachun, YANG Shiping** ( 67 )
- Research on the Distribution of the Passenger Guide Sign System in Subway Station Based on Genetic Algorithm .....  
..... **MU Ruijie** ( 73 )

**【Mechanical Engineering and Environmental Engineering】**

- Numerical Simulation for Flow Field and Desulfurizer Dispersion Behavior in the Stirred Vessel .....  
..... **WANG Jianming, HE Xunchao, ZHENG Linbin** ( 78 )
- Application of IITD Algorithm in the Modal Parameter Identification of a Lubricant Oil Pipe .....  
..... **BIAN Jie, HUO Changqing, WANG Ping, TANG Guang** ( 84 )
- Using Microbial Fuel Cell to Dispose Waste Water to Generate Electric Power and Drive the Monitoring System .....  
..... **TIAN Ye, YANG Jiamin, CHENG Shaoan, LU Junhong, LI Yanbin, DU Yukun** ( 90 )

文章编号: 1671-6833(2018)01-0001-06

# 不确定因素下的综合运输网络容量可靠性分析

马庚华<sup>1</sup>, 杜牧青<sup>2</sup>, 张小丽<sup>2</sup>

(1. 河海大学 港口海岸与近海工程学院, 江苏 南京 210098; 2. 河海大学 土木与交通学院, 江苏 南京 210098)

**摘要:** 综合运输网络是一个存在多种不确定因素的复杂交通系统, 导致了其总体容量的不规律变化. 为此建立了考虑不确定因素的综合运输网络流量分配模型, 采用网络变换方法描述存在多种运输方式的综合运输系统. 并提出了综合运输网络流量分配算法, 进而计算综合运输网络的总体容量. 结合蒙特卡洛实验, 假定各运输弧段的运输能力随机变化, 应用网络容量可靠性分析框架, 对综合运输网络的容量可靠性问题开展分析试验. 结合具体算例, 演示了上述分析模型与方法的实现过程及有效性, 为系统地评价综合运输网络的容量可靠性提供了有力的工具.

**关键词:** 综合运输网络; 网络容量; 可靠性; 不确定因素

**中图分类号:** U113      **文献标志码:** A      **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.021

## 0 引言

在对综合运输系统规划与管理时, 忽视不确定因素的影响, 可能带来巨大的经济损失. 近年来, 对于交通系统不确定性的研究逐渐成为热点, 涌现于交通工程的各个领域<sup>[1-2]</sup>. 交通网络中的不确定性来自3个方面: 运输需求的不确定性、运输供给的不确定性以及运输模型内在的不确定性. 运输需求的变动性是随机的, 例如, 具有出行经验的网络使用者更容易识别路径上的非常规状态, 而新出行者则受突发事件的影响明显<sup>[3]</sup>. 交通运输网络的可靠性概念, 建立在系统不确定性的基础上. 相关研究始于通信网络, 而后逐渐渗透到电力网络、计算机网络、给排水网络等网络系统. 近年来, 随着交通运输业的迅速发展, 人们在追求运输的可达性、时效性的同时, 也追求运输系统的可靠性. 于是交通网络可靠性方面的研究得到了快速发展.

网络容量概念在运输系统规划与管理过程中扮演了重要的角色. 交通网络容量被描述为在预期的服务水平下运输网络系统所能运转的最大需求总量<sup>[4]</sup>. 在由多种运输方式构成的综合运输系统中, 网络容量表现为某个运输周期内, 基于现状的网络运输需求水平, 综合运输网络能够承载的

最大运输总量, 其中考虑: ①各运输区段上开行的各类运输服务的最大运输能力(或服务水平); ②各运输枢纽内部不同方式之间的中转能力. 网络容量模型可用于反映现有状况下系统尚能加载的额外需求. 综合运输网络对需求的承载量主要受限于各个基本设施的运输服务能力, 这具体是指系统中的枢纽节点设施和线路设施<sup>[5]</sup>.

笔者以定量化分析综合运输网络容量的可靠性为目标, 充分反映交通系统中的不确定因素. 研究考虑了运输作业过程中的时间和费用成本, 构建了运输线路和枢纽上的广义运输费用函数. 在此基础上提出基于随机均衡的综合运输网络分配模型及算法, 体现了运输企业对运输线路选择的不确定性. 假定网络中的需求水平可变, 基于储备容量概念<sup>[6]</sup>提出了综合运输网络容量双层规划模型, 体现了运输需求水平的不确定性. 最后, 借鉴道路系统的网络容量可靠性研究<sup>[7]</sup>, 应用蒙特卡洛仿真, 对系统中各运输线路、节点设施的运输能力不确定性进行模拟, 并结合实际算例评价综合运输网络容量的可靠性.

## 1 综合运输网络容量模型

### 1.1 综合运输线路的广义运输费用

(1) 物理弧段上的广义运输费用计算公式.

收稿日期: 2017-09-11; 修订日期: 2017-11-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51608171); 江苏省自然科学基金资助项目(BK20150817)

作者简介: 马庚华(1966—), 女, 安徽滁县人, 河海大学实验师, 主要从事综合交通运输研究, E-mail: magenghua@hhu.edu.cn.

为反映不同运输对象对不同运输方式的适应性,本研究采用运输对象的时间价值损耗概念,反映不同品类运输对象的时效性要求.时间价值损耗高的运输对象将选择速度更快的运输方式. $d$ 类运输对象沿地理区间 $a$ 的单位运输成本 $c_a^{m,d}$ 通过下式计算:

$$c_a^{m,d} = \kappa_m \cdot l_a + \tau_d \cdot \left( \frac{l_a}{s_m} \right), \quad (1)$$

$m \in M, d \in D, a \in A,$

式中: $\kappa_m$ 表示第 $m$ 种运输方式的单位距离运输成本,元/km; $\tau_d$ 为运输对象随时间的价值损耗,元/h; $l_a$ 表示第 $a$ 个运输区间的距离,km; $s_m$ 表示第 $m$ 种运输方式的平均运输速度,km/h.

(2) 联运弧段上的运输费用计算公式.枢纽内部不同运输方式之间的联合运输关系,可采用虚拟的联运弧段显性表示,将货(客)运输对象在枢纽处的中转成本换算为广义运输成本,反映了不同方式之间联合运输的时间、经济成本. $d$ 类运输对象在枢纽 $n$ 采用 $t$ 类联运方式的中转成本为:

$$c_n^{t,d}(v_n^t, \tau_d) = \tau_d \cdot U(v_n^t) + \gamma_n^t, \quad (2)$$

$d \in D, t \in T, n \in N,$

式中: $\gamma_n^t$ 表示运输对象在第 $n$ 个节点采用第 $t$ 种联运方式的固定成本; $v_n^t$ 表示各类货物在节点 $n$ 处采用第 $t$ 种联运方式的中转量; $U(v_n^t)$ 代表第 $t$ 类联运方式的中转时间,考虑了枢纽处的中转运输作业拥挤效应,表示为货(客)流量的增函数,函数形式可根据实际数据标定具体形式.

## 1.2 综合运输网络容量模型及算法

(1) 综合运输网络流量分配模型.为构建综合运输网络货流分配模型,将综合运输网络 $G(N, A)$ 各相关要素的符号定义如下: $N$ 表示运输节点集合, $n$ 为运输节点编号, $A$ 表示运输弧段集合, $a$ 为运输弧段编号.弧段 $a$ 具有方向性,连接相邻两个节点,可表示为 $(n_i, n_h)$ ,其中, $n_i$ 是弧段 $a$ 的上游节点, $n_h$ 是下游节点. $M$ 表示运输方式集合, $m$ 为运输方式编号. $W$ 表示运输区间的集合, $w$ 为运输起讫点区间( $OD$ 对)编号.考虑网络中存在多种货流, $D$ 表示货流集合, $d$ 为货流编号.每种货流的运输需求量已知,表示为 $q_w^d$ .根据文献[8],将综合运输物理网络抽象为引入联运弧的扩展网络, $T$ 表示联运模式的集合, $t$ 为联运模式编号.

对于每种货流需求存在若干条备选路径连接运输起点和终点,定义 $K_w^d$ 表示 $OD$ 对之间运输 $d$

货流的路径集合,其中第 $k$ 条路径( $k \in K_w^d$ )上的运量表示为 $f_{w,k}^d$ .综合运输网络分配问题就是在 $OD$ 对之间的货流需求 $q_w^d$ 已知的条件下,确定各路径上的货流运输量 $f_{w,k}^d$ .

因此,综合运输网络运量分配模型表示为以下数学规划问题:

$$\min Z = \frac{1}{\theta} \sum_d \sum_w \sum_k f_{w,k}^d \ln(f_{w,k}^d) + \sum_a \sum_m \sum_d c_a^{m,d} \cdot v_a^{m,d} + \sum_d \sum_n \sum_t \int_0^{v_n^t} c_n^{t,d}(x) dx; \quad (3)$$

$$\text{s. t. } q_w^d = \sum_k f_{w,k}^d, \forall w \in W, d \in D; \quad (4)$$

$$v_a^m = \sum_d v_a^{m,d}; \quad (5)$$

$$v_a^{m,d} = \sum_w \sum_k f_{w,k}^d \cdot \delta_{d,w,k}^{a,m}, a \in A, m \in M, d \in D; \quad (6)$$

$$v_n^t = \sum_d \sum_w \sum_k f_{w,k}^d \cdot \varphi_{d,w,k}^{n,t}, \forall t \in T, n \in N; \quad (7)$$

$$f_{w,k}^d \geq 0, \quad (8)$$

式中: $v_a^m$ 为路段 $a$ 上第 $m$ 种运输方式的总运量; $v_a^{m,d}$ 为第 $a$ 个运输区间上第 $m$ 种运输方式对第 $d$ 种货物的运量; $\delta_{d,w,k}^{a,m}$ 表示运输弧段 $a$ 上运输方式 $m$ 与运输路径的关联系数,当 $w$ 之间路径 $k$ 上的货流 $d$ 经过路段 $a$ 并使用第 $m$ 种运输方式时, $\delta_{d,w,k}^{a,m} = 1$ ,否则为0; $v_n^t$ 为节点 $n$ 处第 $t$ 种联运方式的中转运量; $\varphi_{d,w,k}^{n,t}$ 为联运弧段与运输路径的关联系数,当 $w$ 之间路径 $k$ 上的货流 $d$ 通过节点 $n$ 上的 $t$ 种联运方式时, $\varphi_{d,w,k}^{n,t} = 1$ ,否则为0; $c_a^{m,d}$ 为运输弧上采用第 $m$ 种方式运输1单位 $d$ 货物的广义费用,与路径运输量 $f_{w,k}^d$ 无关,由式(1)求出.此外,用 $c_{w,k}^d$ 表示 $OD$ 对之间第 $k$ 条路径上 $d$ 货物的广义运输费用,采用如下公式计算:

$$c_{w,k}^d = \sum_a \sum_m \sum_d c_a^{m,d} \cdot \delta_{d,w,k}^{a,m} + \sum_n \sum_t c_n^t \cdot \varphi_{d,w,k}^{n,t}. \quad (9)$$

通过构造上述数学规划的拉格朗日函数,易证该数学规划问题的解服从Logit选择模型.证明略.

(2) 综合运输网络流量分配算法.为求解上述综合运输网络容量模型,笔者将综合运输服务网络中的运量分配过程分为两个阶段:首先,确定各 $OD$ 对不同货流的可行运输路径集,采用 $K$ 最短路径方法<sup>[9]</sup>;其次,基于给定路径集合,应用前面给出的综合运输网络流量分配模型,进行运量分配,具体实现如下.

**步骤1:** 根据综合运输网络中的运输弧段与

枢纽联运方式,应用节点拆分法将原网络转换为拓展网络,并输入运输网络基本属性.

**步骤 2:** 根据网络拓扑和初始权重进行  $K$  最短路径搜索,生成各货流  $d$  的  $OD$  可行路径集  $K_w^d$ .

**步骤 3:** 初始化路段运量,令  $v_a^{m(0)} = 0$ ,  $v_n^{t(0)} = 0$ , 对不同  $OD$  对之间的各类货流  $d$ , 计算运输弧段的广义费用  $c_a^{m,d}$  与联运弧段的广义费用  $c_n^t$ ; 对各类货流  $d$  的可行运输路径, 初始化各路径费用  $c_{w,k}^d$ , 令  $i := 0$  (冒号为对左侧变量赋值, 用于算法循环).

**步骤 4:** 对每个  $OD$  对之间的各类货流  $d$ , 通过以下 Logit 分配模型计算路径运量,

$$f_{w,k}^d = q_w^d \cdot \frac{\exp(-\theta c_{w,k}^d)}{\sum_{l \in K_w^d} \exp(-\theta c_{w,l}^d)}, \forall k \in K_w^d, \\ w \in W, d \in D.$$

**步骤 5:** 由路径运量  $f_{w,k}^d$  计算运输弧段的辅助运量  $y_a^m$  和联运弧段的辅助运量  $y_n^t$ ,

$$y_a^m = \sum_d \sum_w \sum_k f_{w,k}^d \delta_{a,w,k}^d, \forall m \in M, a \in A;$$

$$y_n^t = \sum_d \sum_w \sum_k f_{w,k}^d \phi_{d,w,k}^{n,t}, \forall t \in T, n \in N.$$

**步骤 6:** 更新路段运量,

$$v_a^{m(i+1)} = v_a^{m(i)} + \frac{1}{i+1} (y_a^m - v_a^{m(i)}), \forall m \in M, a \in A;$$

$$v_n^{t(i+1)} = v_n^{t(i)} + \frac{1}{i+1} (y_n^t - v_n^{t(i)}), \forall t \in T, n \in N.$$

**步骤 7:** 更新路段广义费用  $c_a^{m,d}$  和  $c_n^t$ .

**步骤 8:** 更新路径费用  $c_{w,k}^d$ .

**步骤 9:** 收敛性检验, 如果路段运量的相对误差满足给定的收敛精度  $\varepsilon$ ,

$$\frac{\sqrt{\sum_a \sum_m (v_a^{m(i+1)} - v_a^{m(i)})^2}}{\sum_a \sum_m v_a^{m(i)}} + \frac{\sqrt{\sum_n \sum_t (v_n^{t(i+1)} - v_n^{t(i)})^2}}{\sum_n \sum_t v_n^{t(i)}} < \varepsilon,$$

则算法停止; 否则, 返回步骤 4, 并令  $i := i + 1$ .

(3) 综合运输网络容量模型及评估方法. 借鉴道路网络储备容量模型<sup>[10]</sup>, 综合运输网络容量模型可表示为如下双层规划问题:

$$\max_{\mu} \mu; \quad (10)$$

$$\text{s. t. } v_a^m(\mu) \leq C_a^m, \forall a \in A, m \in M; \quad (11)$$

$$v_n^t(\mu) \leq C_n^t, \forall n \in N, t \in T. \quad (12)$$

式 (10) ~ (12) 表示的上层问题中,  $C_a^m$  为第  $a$  个运输弧上第  $m$  种运输方式的输送能力;  $C_n^t$  为第  $n$  个运输节点上第  $t$  种联运方式的中转能力;  $v_a^m(\mu)$  和  $v_n^t(\mu)$  的函数关系由式 (3) ~ (8) 所定义

的下层数学规划问题给出.

## 2 综合运输网络容量可靠性分析

### 2.1 综合运输网络容量可靠性评价流程

笔者采用蒙特卡罗仿真来模拟设施服务能力的不确定因素, 即各独立弧段的容量随机变化情况, 进而计算整个运输网络容量的可靠性结果. 具体步骤如下.

**步骤 1:** 初始化参数, 给定运输网络各弧段容量的分布特征  $C_a^m$ 、 $C_n^t$ ; 初始的预期运输能力  $\theta_d$  和运输能力的变化量  $\Delta\theta_d$ ; 仿真样本量  $I$ ; 设置样本数  $i := 1$ .

**步骤 2:** 根据初始化的容量分布特征, 生成各弧段容量随机数  $C^i = \{\dots, C_a^m, \dots, C_n^t, \dots\}$ .

**步骤 3:** 根据生成的随机数, 运用 1.2 节中的网络容量模型求解综合运输网络容量.

**步骤 4:** 记录第  $i$  个样本的计算结果.

**步骤 5:** 如已经生成的样本数  $i$  小于预设样本量  $I$ , 则增加样本数量, 令  $i := i + 1$  并返回步骤 2; 否则进入步骤 6.

**步骤 6:** 计算运输网络的容量可靠性结果.

步骤 2 采用了 Chang 等<sup>[11]</sup> 提出的随机变量产生过程来产生网络容量随机数, 是蒙特卡罗模拟的一种常用方法. 这种方法可以用于产生多元、非正态、具有相关性的随机变量. 随机变量的通用产生过程参考文献 [5]. 对于每次蒙特卡罗的模拟值, 都需要计算运输网络保留容量, 在步骤 4 中, 各种统计值 (各种货物的路段货运量、中转货运量、路径货运量、路网最大运输量、各弧段饱和度等) 均需要收集, 用于在步骤 6 中来计算综合运输网络容量的可靠性. 需要说明的是, 上述方法产生的随机容量结果仅是服从预定均值和协方差的随机变量, 并不严格限定为正态分布 (即非正态).

### 2.2 综合运输网络容量可靠性评价的算例分析

考虑图 1 所示的综合运输网络, 网络包含 13 个运输弧段, 4 种运输方式 (即公路、铁路、水运、航空), 8 个运输节点, 其中 5 个节点为枢纽点. 4 种运输方式的平均运输速度与单位距离运价如表 1 所示. 网络中各运输弧段的实际运输距离如表 2 所示. 各运输节点提供相应的不同方式之间的联运服务, 其可行的联运形式由枢纽点的前趋弧段与后继弧段上的运输方式确定, 中转运输的参数设定如图 2 所示. 假定货流在枢纽中过程中的延误时间函数采用以下具体形式:

$$U_n^t(v_n^t) = u_{n,t}^0 [1 + (v_n^t/C_n^t)^4], \quad (13)$$

式中:  $C_n^t$  为该结点联运方式  $t$  的最大中转能力;  $u_{n,t}^0$  为最小中转作业时间.

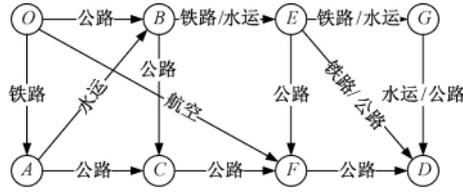


图1 综合运输网络实例图

Fig.1 An example of comprehensive transportation network

表1 综合运输网络中各运输方式属性

Tab.1 Features for transportation modes in comprehensive transportation network

运输方式	平均运速 / ( $\text{km} \cdot \text{h}^{-1}$ )	单位运价 / ( $\text{元} \cdot \text{t}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$ )
航空	600	1.00
铁路	70	0.25
公路	50	0.50
水运	20	0.05

表2 综合运输网络中各运输区间属性

Tab.2 Characteristics of transport links in the comprehensive transportation network

运输区间	运输距离 / km	运输弧段	运输方式	最大运输能力 / ( $\text{万t} \cdot \text{月}^{-1}$ )
(O, A)	140	( $o, a_1$ )	铁路	90
(O, B)	150	( $o, b_1$ )	公路	60
(O, F)	400	( $o, f_1$ )	航空	20
(A, B)	160	( $a_3, b_2$ )	水运	70
(A, C)	160	( $a_2, c$ )	公路	55
(B, C)	180	( $b_3, c$ )	公路	40
(B, E)	120	( $b_5, e_1$ )	铁路	80
(B, E)	120	( $b_4, e_2$ )	水运	60
(C, F)	140	( $c, f_2$ )	公路	60
(E, F)	200	( $e_3, f_2$ )	公路	40
(E, G)	150	( $e_4, g_2$ )	铁路	80
(E, G)	150	( $e_5, g_1$ )	水运	60
(E, D)	200	( $e_3, d$ )	公路	30
(E, D)	200	( $e_4, d$ )	铁路	65
(F, D)	140	( $f_2, d$ )	公路	55
(G, D)	140	( $g_3, d$ )	公路	40
(G, D)	140	( $g_4, d$ )	铁路	50

考虑网络中的运输区间为起点  $O$  到终点  $D$ , ( $O, D$ ) 之间存在 3 种运输货流, 运输需求量分别为  $q_1^1 = 40$  万t/月,  $q_1^2 = 20$  万t/月,  $q_1^3 = 10$  万t/月; 其货物价值随运输时间价值分别为  $\tau_1 = 1.0$  元/h,  $\tau_2 = 20.0$  元/h,  $\tau_3 = 100.0$  元/h, 即时间价值越高, 对运输时间的要求越紧急.

首先采用节点拆分方法, 可将图 2 中的网络在枢纽节点处进行拆分, 增加相应的虚拟弧段和虚拟节点, 得到图 2 所示的扩展运输网络. 为便于表述, 对各弧段进行编号(如图 2). 区间弧段上的运输能力和中转能力的分布区间依据表 2 和表 3 所示的最大运输(中转)能力上下浮动 10 个单位. 为了方便起见, 假设容量之间的协方差矩阵为 0, 运输容量、中转容量之间均不相关. 采用上一节介绍的方法, 共生成了 500 组路段容量和中转容量随机数.

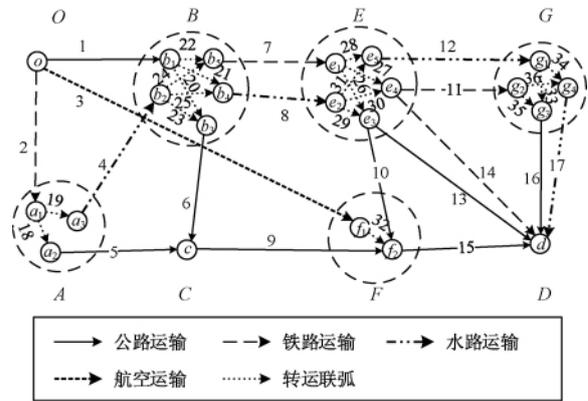


图2 扩展后的运输网络及编号

Fig.2 Expanded transportation network with indices

综合运输网络容量可靠性评估通过这 500 组随机容量值演化过程来计算, 结果如图 3 所示. 可以发现该运输网络容量能力上限为 110.25 万t/月, 下限为 87.85 万t/月, 即当预期货运能力小于等于 87.85 万t/月时, 系统是 100% 可靠的; 随着预期货运能力的提高, 网络容量可靠性逐渐减小; 而当预期运输能力大于等于 110.25 万t/月, 系统将完全不可靠. 在 80% 可靠性的情况下, 综合运输网络达到 90 万t/月的货运能力.

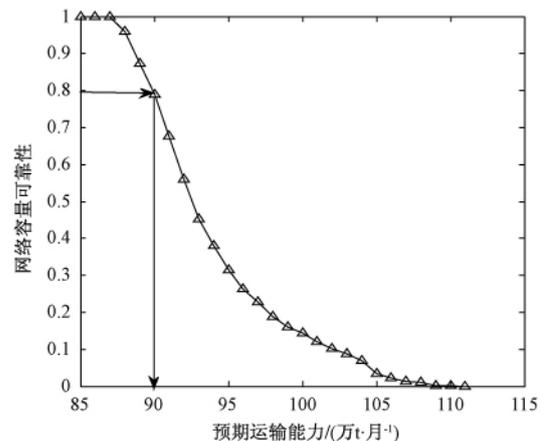


图3 网络容量可靠性随不同预期货运能力变化

Fig.3 Capacity reliability for different expected values

表 3 各运输枢纽内联运弧段的属性  
Tab.3 Characteristics of transfer links in transport hubs

枢纽	联运方式	联运弧段	初始中转时间/h	固定成本/元	最大中转能力/(万·月 <sup>-1</sup> )
A	公—公	( $a_1, a_2$ )	0	0	50
	公—水	( $a_1, a_3$ )	2	10	50
B	公—公	( $b_1, b_3$ )	0	0	50
	公—水	( $b_1, b_4$ )	2	10	50
	公—铁	( $b_1, b_5$ )	1	10	50
	水—公	( $b_2, b_3$ )	2	10	50
	水—水	( $b_2, b_4$ )	0	0	50
E	水—铁	( $b_2, b_5$ )	4	10	50
	铁—公	( $e_1, e_3$ )	1	10	50
	铁—铁	( $e_1, e_4$ )	0	0	50
F	铁—水	( $e_1, e_5$ )	4	10	50
	水—公	( $e_2, e_3$ )	2	10	50
	水—铁	( $e_2, e_4$ )	4	10	50
	水—水	( $e_2, e_5$ )	0	0	50
G	空—公	( $f_1, f_2$ )	4	10	50
	水—公	( $g_1, g_3$ )	2	10	50
	水—水	( $g_1, g_4$ )	0	0	50
	铁—公	( $g_2, g_3$ )	1	10	50
	铁—水	( $g_2, g_4$ )	4	10	50

为进一步分析影响网络容量提高的关键弧段有哪些,图 4 给出了容量受限的弧段的统计分析结果. 在 500 次模拟过程中,弧段 1、14、21、22、27 的饱和度会达到 1.0,因而这些弧段的容量有待提高. 其中弧段 22 和 27 均位于货物中转枢纽,达到饱和的频次最高,可见枢纽在综合运输网络中占据重要的地位,它影响着网络运输能力的提高.

最后,笔者对弧段 22 和弧段 27 上的运量和容量进行统计分析,具体如图 5 和图 6 所示. 图 5

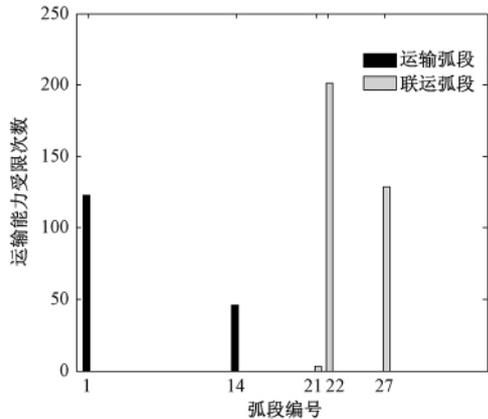


图 4 运输能力受限的弧段统计分析

Fig.4 Times of links constrained by capacities

和图 6 再现了不确定环境下交通设施运量和容量的关系. 可以发现,这两条弧段的运量和容量均有重叠,因而这两条弧段自身的运输能力(即容量)会影响综合运输网络总体容量的提高. 相比于弧段 27,弧段 22 的运量和容量频次重叠部分更多,且运量和容量的累计概率分布曲线更为接近. 因此说明,弧段 22 对整个综合运输网络容量更具影响力. 通过定量化分析设施运量和容量频次的关系,可以有效地帮助决策者识别运输网络中的关键区间.

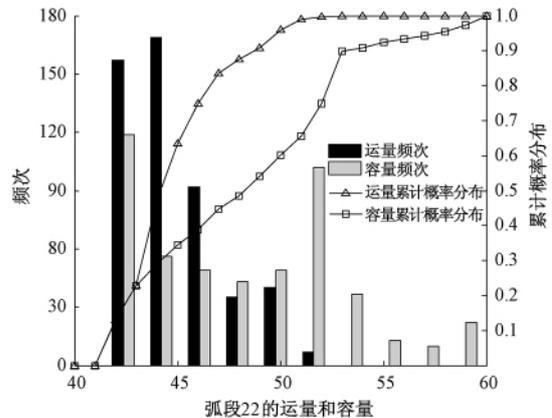


图 5 弧段 22 货运量和容量统计分析

Fig.5 Distributions of link capacity and link flow on link 22

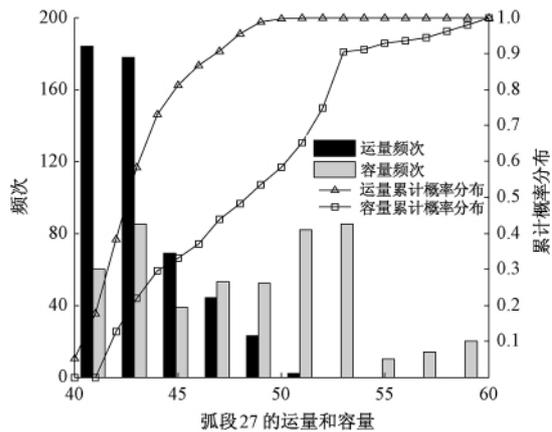


图 6 弧段 27 货运量和容量统计分析

Fig.6 Distributions of link capacity and link flow on link 27

### 3 结论

笔者针对综合运输系统总体运输能力这一问题,考虑系统运行过程中来自内部和外部的不确定因素,对综合运输网络的容量可靠性评价提出了具体的分析模型与方法. 为此,定义了广义运输费用并提出了用于多方式多用户的综合运输网络分配模型及算法. 并且借鉴道路交通网络容量可

可靠性分析框架,提出了用于综合运输系统的容量可靠性分析方法.结合实例,验证了所提出可靠性分析方法的有效性.通过该综合运输网络的容量可靠性进行评估,可以发现枢纽点中转能力对整个网络可靠性有重要的影响作用.本研究从综合运输网络系统的宏观角度为交通运输管理部门的决策工作提供了有效的数学工具.

### 参考文献:

- [1] 杨高飞,徐睿,秦鸣,等.基于ARMA和卡尔曼滤波的短时交通预测[J].郑州大学学报(工学版),2017,38(2):36-40.
- [2] 常玉林,汪小淳,张鹏.改进蚁群算法在交通分配模型中的应用[J].郑州大学学报(工学版),2017,38(2):41-44.
- [3] Al-DEEK H, EMAM E B. New methodology for estimating reliability in transportation networks with degraded link capacities[J]. Journal of intelligent transportation systems, 2006, 10(3): 117-129.
- [4] 刘兰芬,杨信丰,李引珍,等.基于服务水平下用户均衡的交通网络容量研究[J].兰州交通大学学报,2012,31(6):108-113.
- [5] 朱森来,程琳,许项东.基于储备容量的交通网络潜在瓶颈路段识别[J].系统工程理论与实践,2014,34(6):1572-1577.
- [6] 杨超,蒲琪,涂颖菲.交通需求组合模型的不确定性分析[J].同济大学学报(自然科学版),2010,38(1):58-64.
- [7] CHEN A, YANG H, HONG K L, et al. Capacity reliability of a road network: an assessment methodology and numerical results[J]. Transportation research part B: methodological, 2002, 36(3): 225-252.
- [8] 郑长江,高正平.区域货物综合运输网络容量可靠性分析[J].大连交通大学学报,2012,33(2):32-36.
- [9] 段宗涛, WANG W X, 康军,等.面向城市交通网络的K最短路径集合算法[J].交通运输系统工程与信息,2014,14(3):194-200.
- [10] KASIKITWIWAT P, CHEN A. Analysis of transportation network capacity related to different system capacity concepts[J]. Journal of the eastern asia society of transportation studies, 2005,6: 1439-54.
- [11] CHANG C, TUNG Y, YANG J. Monte Carlo simulation for correlated variables with marginal distributions[J]. Journal of hydraulic engineering, 1994, 120(3): 313-331.

## Capacity Reliability of Comprehensive Transportation Networks under Uncertainties

MA Genghua<sup>1</sup>, DU Muqing<sup>2</sup>, ZHANG Xiaoli<sup>2</sup>

(1. College of Harbour Coastal and Offshore Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

**Abstract:** The comprehensive transportation network was a complicated transport system, and its capacity was usually changing irregularly. To deal with this problem, an assignment model for comprehensive transportation network was built to compute the network capacity of the comprehensive transportation system. The comprehensive transportation system with multi-mode was described by the transformed network representation. Using the Monte-Carlo method, in which the capacity at each individual link was assumed to be changed randomly, the capacity reliability of the comprehensive transportation network was analyzed with numerical experiments. In the example, the effectiveness of the proposed model and solution method was demonstrated. Therefore, the proposed approach provides an efficient tool for evaluating the system reliability of the comprehensive transportation networks.

**Key words:** comprehensive transportation networks; network capacity; reliability; uncertainties

文章编号: 1671-6833(2018)01-0007-05

# 废橡胶裂解炭黑改性沥青混合料的黏弹特性研究

冯振刚<sup>1</sup>, 孙安石<sup>1</sup>, 张东阳<sup>2</sup>, 李新军<sup>1</sup>, 栗培龙<sup>1</sup>

(1. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710064; 2. 广东省交通规划设计研究院股份有限公司, 广东 广州 510507)

**摘要:** 采用简单性能试验机对废橡胶裂解炭黑(PCB)改性沥青混合料进行了动态模量试验,研究了不同温度与荷载频率对其动态模量和相位角的影响.通过数值分析方法,拟合了PCB改性沥青混合料的动态模量和相位角主曲线,分析了PCB对沥青混合料黏弹特性的影响.结果表明,PCB改性沥青混合料的动态模量和相位角依赖于温度和荷载频率的变化:低温和高频时,PCB的加入使得沥青混合料的动态模量明显增大,相位角明显减小,弹性特征增强,黏性特征减弱;高温和低频时,PCB对沥青混合料黏弹性的影响不明显.

**关键词:** 废橡胶裂解炭黑; 沥青混合料; 黏弹特性; 动态模量; 相位角

**中图分类号:** U414 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.013

## 0 引言

废橡胶裂解炭黑(PCB)是废旧橡胶在高温条件下热分解得到的一系列裂解产物中的一种.采用PCB对沥青进行改性,不仅可以改善沥青混合料一些方面的性能,而且可以降低成本,提高废旧橡胶的回收利用率,具有良好的经济与环保效益<sup>[1-3]</sup>.目前,针对PCB改性沥青混合料的性能研究主要是基于常规力学方法,获得的参数可以用于评价或预测沥青混合料的路用性能.然而,作为一种具有黏弹性质的材料,对PCB改性沥青混合料的黏弹特性进行研究有助于深入认识其在实际路面应用中对环境因素与行车荷载的动态响应.

动态模量与相位角作为表征沥青混合料黏弹特性的重要参数,能较好地反映沥青路面的实际受力状况与动态响应<sup>[4-7]</sup>.简单性能试验机(SPT)利用动态试验方法可以测定沥青混合料的动态模量与相位角,从而用于评估沥青混合料的路用性能<sup>[8-9]</sup>.赵延庆等<sup>[10]</sup>研究了荷载频率和温度对Superpave 20与SMA-13两种沥青混合料动态模量的影响,分析了不同荷载频率与温度下动

态模量与相位角的变化;刘红等<sup>[11]</sup>利用SPT研究了掺入聚酯纤维的沥青混合料在不同温度及荷载频率下的动态模量;王昊鹏等<sup>[12]</sup>测试了两种高模量改性沥青混合料的动态模量,预测了两种高模量沥青混合料的高、低温性能.然而,基于SPT对PCB改性沥青混合料黏弹特性的研究还鲜有报道.

笔者选用PCB对密级配沥青混合料AC-13进行改性,制备了PCB改性AC-13沥青混合料.采用SPT分别测试了沥青混合料在不同温度与荷载频率下的动态模量和相位角,研究了PCB对沥青混合料动态模量及相位角的影响.通过数值分析方法拟合了PCB改性沥青混合料的动态模量和相位角主曲线,进一步分析了PCB对沥青混合料黏弹特性的影响.

## 1 试验过程

### 1.1 原材料

沥青,韩国SK-70#基质沥青,物理性能见表1;矿料为玄武岩类材质;废橡胶裂解炭黑,由废轮胎经高温裂解、超细化粉碎与表面活化而成,粒径约为150 μm.

收稿日期: 2017-07-20; 修订日期: 2017-09-26

**基金项目:** 国家自然科学基金资助项目(51508032); 陕西省高校科协青年人才托举计划资助项目(20160111); 陕西省自然科学基金基础研究计划项目(2015JZ012); 黄土地区公路建设与养护技术交通行业重点实验室开放课题(KLTR-Y13-11); 中央高校基本科研业务费资助项目(310821163404; 310821171005)

**作者简介:** 冯振刚(1986—),男,河南项城人,长安大学副教授,博士,主要从事道路建筑材料方面的研究, E-mail: zg-feng@chd.edu.cn.

## 1.2 混合料级配

废橡胶裂解炭黑改性沥青混合料(PCB/AC-13)采用与普通密级配沥青混合料(AC-13)相同的级配,沥青混合料的级配见表2.

表1 SK-70#沥青的物理性能

Tab.1 Physical properties of the SK-70# asphalt

试验指标		试验结果
针入度(25℃,100g,5s)/0.1mm		73
软化点/℃		50.70
黏度(60℃)/(Pa·s)		97.50
黏度(135℃)/(Pa·s)		0.86
延度(15℃)/cm		108.2
TFOT后	质量损失/%	0.0005
	残留针入度比/%	89.8
	软化点增值/℃	1.6

经试验确定AC-13的最佳沥青用量为

表2 AC-13沥青混合料的级配

Tab.2 Gradation of AC-13 asphalt mixtures

筛孔尺寸/mm	16.000	13.200	9.500	4.750	2.360	1.180	0.600	0.300	0.150	0.075
质量通过百分率/%	100.0	95.0	75.0	45.0	35.0	26.8	17.5	11.4	8.3	5.3
级配上限/%	100	100	85	68	50	38	28	20	15	8
级配下限/%	100	90	68	38	24	15	10	7	5	4

## 2 结果与讨论

### 2.1 PCB对沥青混合料动态模量的影响

PCB对沥青混合料动态模量的影响见图1.由图1可知,与AC-13相比,PCB/AC-13在不同温度和频率下的动态模量曲线呈现出相似的变化趋势,即随着温度的升高动态模量逐渐减小.这主要是因为温度较低时,沥青混合料呈现弹性特性,动态模量较大;随着温度的升高,沥青发生软化,粘结力下降,使得沥青混合料弹性逐渐减弱,黏性逐渐增加,由弹性逐渐向黏性转变,因而动态模量逐渐减小.

从图1中可以看出,PCB/AC-13的动态模量在较低温度时(4.4℃和21.1℃)明显大于AC-13,表明PCB的加入可以增大沥青混合料抵抗变形的能力.随着温度的升高,两种沥青混合料的动态模量差值逐渐减小.在相同荷载频率下,温度升高至一定程度时(54.4℃),两种沥青混合料的动态模量趋近相同.这表明PCB/AC-13与AC-13在较高温度下,两者表现出的黏弹性能比较接近.

PCB/AC-13与AC-13的动态模量均随着荷

4.51%,PCB/AC-13的最佳沥青用量为4.49%,炭黑用量为最佳沥青用量的10%.

### 1.3 试件制备

PCB改性沥青混合料通过干法制备,采用JGUS-200型旋转压实仪成型试件,两种沥青混合料试件的尺寸均为 $\Phi 150\text{ mm} \times h170\text{ mm}$ ,混合料拌和温度为180℃,旋转压实成型温度约为150℃,将成型试件进行钻芯取样,并切割成 $\Phi 100\text{ mm} \times h150\text{ mm}$ 的圆柱体试件.

### 1.4 SPT试验

采用SPT对上述圆柱体试件进行动态模量试验.依据《公路工程沥青与沥青混合料试验规程》<sup>[13]</sup>规定,在4.4、21.1、37.8、54.4℃4个温度和25、10、5、1、0.5、0.1 Hz 6个频率下进行试验,按照由低温向高温、由高频向低频的顺序测得不同温度和不同频率下两种沥青混合料的动态模量和相位角.

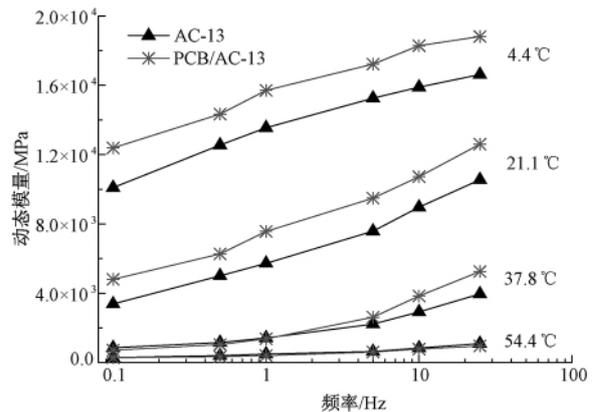


图1 PCB对AC-13动态模量的影响

Fig.1 Influence of PCB on the dynamic modulus of AC-13

载频率的降低而逐渐减小,温度越低,动态模量随频率的变化越明显(见图1).在较低温度时(4.4℃和21.1℃),两种沥青混合料在不同荷载频率下的动态模量差值比较接近,动态模量曲线近似平行.当温度升至37.8℃时,PCB对沥青混合料动态模量的影响受频率的影响较为明显,从25 Hz到1 Hz,PCB/AC-13的动态模量相比于AC-13有所增大,且随频率的降低增大的幅度减小.当频率小于1 Hz时,PCB/AC-13与AC-13的

动态模量曲线几乎重合. 54.4 °C 时, PCB/AC-13 与 AC-13 的动态模量比较接近, 几乎不受频率的影响. 这表明较低温度时(4.4 °C 和 21.1 °C), 频率对沥青混合料动态模量的影响较大, PCB 对沥青混合料动态模量的提高作用受频率的影响不显著; 随着温度的升高(37.8 °C), 频率对沥青混合料动态模量的影响减弱, PCB 对沥青混合料动态模量的影响依赖于频率的变化; 当温度进一步升高(54.4 °C), 频率对沥青混合料动态模量的影响很小, PCB 对沥青混合料动态模量的影响几乎不受频率的影响.

## 2.2 PCB 对沥青混合料相位角的影响

PCB 对沥青混合料相位角的影响如图 2 所示. PCB/AC-13 在不同温度和频率下的相位角呈现出与 AC-13 相似的变化趋势: 在 4.4 °C 和 21.1 °C 时, 两种沥青混合料的相位角均随着荷载频率的降低而逐渐增大; 在 37.8 °C 时, 两种沥青混合料的相位角均随着频率的降低, 表现出先增加后减小的变化趋势; 在 54.4 °C 时, 两种沥青混合料的相位角均随着频率的降低而减小. 这表明在较低温度时(4.4 °C 和 21.1 °C), 荷载频率降低, 沥青混合料的黏性特征逐渐显著; 当温度升高到一定程度时(37.8 °C), 沥青混合料的黏弹性变化会在频率为 5 Hz 左右出现一个转折点, 频率大于 5 Hz 时, 沥青混合料随频率的降低黏性特征逐渐增强, 频率小于 5 Hz 时, 沥青混合料随频率的降低弹性特征逐渐增强; 当温度继续升高到 54.4 °C 时, 荷载频率降低, 沥青混合料的弹性特征逐渐显著. 这是由于随着温度的升高, 沥青混合料的黏性行为逐渐显著, 随着荷载频率的降低, 沥青混合料应力松弛所需要的时间增加. 即高温状态时混合料对应力和应变的敏感程度不如低温状态时敏感, 所以导致相位角在高、低温状态出现相反的趋势<sup>[14]</sup>. 此外, 当温度升高和荷载频率降低时, 沥青混合料会逐渐变软, 此时矿料骨架作用增加并强于结合料的黏性作用, 混合料中的矿料多呈现弹性特性, 黏性性能不再明显, 导致了相位角减小.

从图 2 可以看出, 与 AC-13 相比, 在 4.4、21.1、37.8 °C 下, PCB/AC-13 的相位角在不同温度和频率下均有所减小, 表明 PCB 的加入可以增大沥青混合料的弹性成分, 弹性特征较为显著. 在 54.4 °C 下, PCB/AC-13 的相位角在低频时略小于 AC-13, 随着频率的增大, 两者的相位角趋于一致, 表明高温 PCB 对沥青混合料黏弹特性的影响不大.

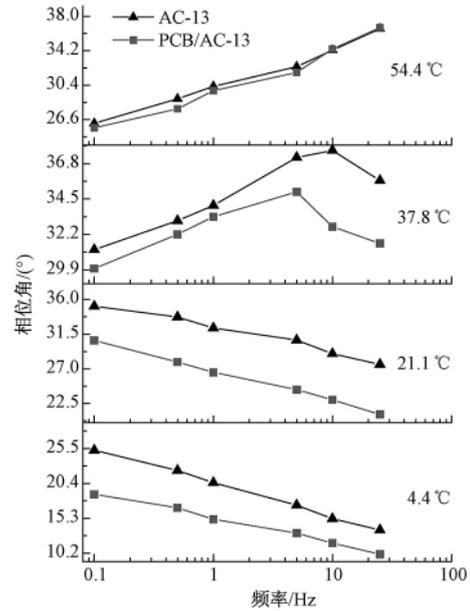


图 2 PCB 对 AC-13 相位角的影响

Fig. 2 Influence of PCB on the phase angle of AC-13

## 2.3 PCB 对沥青混合料动态模量和相位角主曲线的影响

以 21.1 °C 为参考温度, 根据西格莫德函数, 利用数值分析软件进行系数回归和检验, 西格莫德函数模型:

$$\ln |E^*| = \delta + \frac{\alpha - \delta}{1 + e^{\beta + \gamma \ln f_r}} \quad (1)$$

式中:  $|E^*|$  为沥青混合料动态模量的模;  $f_r$  为缩减频率;  $\delta$  为动态模量极小值的对数;  $\alpha$  为动态模量极大值的对数;  $\beta$ 、 $\gamma$  分别为回归参数.

在主曲线构成过程中, 将各温度下的动态模量曲线平行移动, 得到各个温度下的移位因子, 如表 3 所示. 在拟合过程中, 获得各温度下的移位因子后, 可计算出不同温度和频率所对应的缩减频率, 结果见表 4. 最后利用 Origin 数值分析软件进行非线性拟合, 拟合出西格莫德函数的回归参数, 结果见表 5.

表 3 PCB/AC-13 和 AC-13 的移位因子

Tab. 3 Shift factor of PCB/AC-13 and AC-13

混合料种类	转换温度/°C	移位因子 $\ln[a(T)]$
AC-13	4.4	2.314
	21.1	0.000
	37.8	-2.194
	54.4	-3.989
PCB/AC-13	4.4	2.228
	21.1	0.000
	37.8	-2.203
	54.4	-4.060

表4 PCB/AC-13和AC-13的缩减频率

Tab.4 Reduced frequency of PCB/AC-13 and AC-13

温度 $T/^\circ\text{C}$	频率 $f/\text{Hz}$	缩减频率 $f_r/\text{Hz}$	
		AC-13	PCB/AC-13
4.4	25.0	5.146E+03	4.230E+03
4.4	10.0	2.058E+03	1.692E+03
4.4	5.0	1.029E+03	8.460E+02
4.4	1.0	2.058E+02	1.692E+02
4.4	0.5	1.029E+02	8.460E+01
4.4	0.1	2.058E+01	1.692E+01
21.1	25.0	2.500E+01	2.500E+01
21.1	10.0	1.000E+01	1.000E+01
21.1	5.0	5.000E+00	5.000E+00
21.1	1.0	1.000E+00	1.000E+00
21.1	0.5	5.000E-01	5.000E-01
21.1	0.1	1.000E-01	1.000E-01
37.8	25.0	1.600E-01	1.568E-01
37.8	10.0	6.401E-02	6.272E-02
37.8	5.0	3.201E-02	3.136E-02
37.8	1.0	6.401E-03	6.272E-03
37.8	0.5	3.201E-03	3.136E-03
37.8	0.1	6.401E-04	6.272E-04
54.4	25.0	2.565E-03	2.175E-03
54.4	10.0	1.026E-03	8.701E-04
54.4	5.0	5.130E-04	4.351E-04
54.4	1.0	1.026E-04	8.701E-05
54.4	0.5	5.130E-05	4.351E-05
54.4	0.1	1.026E-05	8.701E-06

表5 动态模量主曲线的回归系数

Tab.5 The fitting parameters of dynamic modulus master curve

混合料种类	$\delta$	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$R^2$
AC-13	2.071 60	4.322 05	-1.109 36	-0.532 70	0.994 70
PCB/AC-13	2.180 26	4.374 54	-1.156 43	-0.620 96	0.998 65

根据回归结果,确定在参考温度 21.1 °C 下 AC-13 与 PCB/AC-13 两种沥青混合料的动态模量和相位角主曲线,结果分别见图 3 和图 4. 由图 3 可知,两种沥青混合料的动态模量主曲线呈“S”型,通过分析动态模量主曲线可以确定两种沥青混合料在极端温度及荷载频率下的动态响应,也能表征任意温度和任意荷载频率下沥青混合料的黏弹特性. 由图 4 可知,两种沥青混合料的相位角主曲线不是一条相对光滑的曲线. 相位角主曲线可以直观地判别出沥青混合料的黏弹特性,将其与动态模量主曲线结合起来,能够全面地表征沥青混合料的动态力学特性.

由图 3 和图 4 可以看出,在图中“标定线”右侧(低于 37.8 °C)的频率范围内,即低温和高温

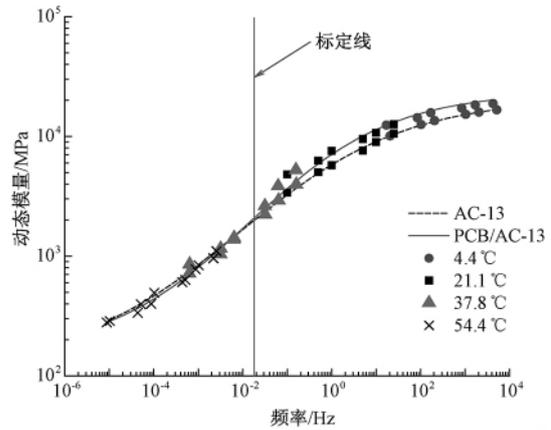


图3 PCB对AC-13动态模量主曲线的影响

Fig.3 Influence of PCB on dynamic modulus master curve of AC-13

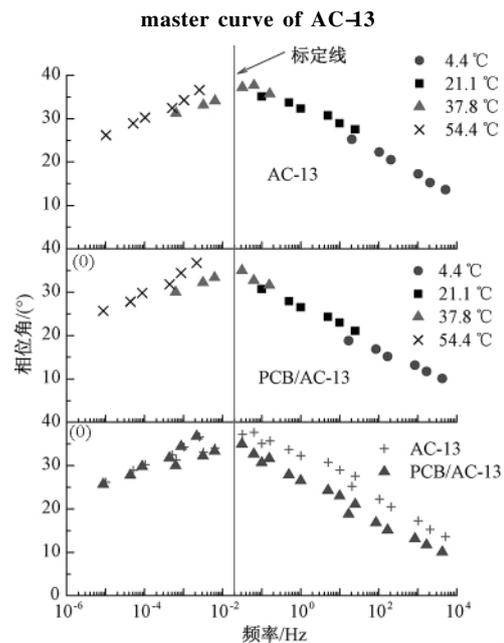


图4 PCB对AC-13相位角主曲线的影响

Fig.4 Influence of PCB on phase angle master curve of AC-13

时,PCB/AC-13 的动态模量大于 AC-13,而相位角小于 AC-13. 这表明在低温和高温时,PCB 的加入使得沥青混合料的动态模量明显增大,相位角明显减小,弹性特征增强,黏性特征减弱. 在图中“标定线”左侧(高于 37.8 °C)的频率范围内,即高温和低频时,PCB/AC-13 的动态模量主曲线和相位角主曲线与 AC-13 基本重合,表明高温和低频时,PCB 对沥青混合料黏弹性的影响不明显.

### 3 结论

(1) PCB 改性沥青混合料的动态模量随温度的升高与荷载频率的降低逐渐减小,减小速率随温度的升高而减缓. PCB 改性沥青混合料的相位角在较低温度时随着荷载频率的降低逐渐增大,

当温度升高至一定值时相位角随着频率的降低,表现出先增加后减小的变化趋势,温度继续升高,相位角则随着频率的降低而减小。

(2) 在低温和高频时,PCB 的加入使得沥青混合料的动态模量明显增大,相位角明显减小,弹性特征增强,黏性特征减弱。高温和低频时,PCB 对沥青混合料黏弹性的影响不明显。

### 参考文献:

- [1] 叶智刚,孔宪明,余剑英,等. 橡胶粉改性沥青的研究[J]. 武汉理工大学学报,2003,25(1): 11-14.
- [2] 黄彭,吕伟民,张福清,等. 橡胶粉改性沥青混合料性能与工艺技术研究[J]. 中国公路学报,2001,14(S1): 6-9.
- [3] 李丽华,马强,王翠英,等. 废旧轮胎颗粒水泥混合土三轴试验研究[J]. 郑州大学学报(工学版),2014,35(4): 33-35.
- [4] 韦金城,崔世萍,胡家波. 沥青混合料动态模量试验研究[J]. 建筑材料学报,2008,11(6): 657-661.
- [5] 徐志荣,常艳婷,陈忠达,等. 沥青混合料动态模量试验标准研究[J]. 交通运输工程学报,2015,15(3): 1-8.
- [6] 马莉骅. 沥青及沥青混合料老化过程中的黏弹性能研究[D]. 武汉: 武汉理工大学材料科学与工程
- [7] BIRGISSON B, SORANAKOM C, NAPIER J, et al. Microstructure and fracture in asphalt mixtures using a boundary element approach [J]. Journal of materials in civil engineering, 2004, 16(2): 116-121.
- [8] WU J M, LIANG J P, ADHIKARI S. Dynamic response of concrete pavement structure with asphalt isolating layer under moving loads [J]. Journal of traffic and transportation engineering: English edition, 2014, 1(6): 439-447.
- [9] 朱磊,何兆益,曹东伟. 沥青混合料动态特性试验研究[J]. 西部交通科技,2009(8): 40-44.
- [10] 赵延庆,吴剑,文健. 沥青混合料动态模量及其主曲线的确定与分析[J]. 公路,2006(8): 163-167.
- [11] 刘红,孔永健,曹东伟. 加入聚酯纤维对沥青混合料动态模量的影响[J]. 公路交通科技,2011,28(8): 25-29.
- [12] 王昊鹏,杨军,施晓强,等. 高模量沥青混合料动态模量及其主曲线研究[J]. 公路交通科技,2015,32(8): 12-17.
- [13] 中华人民共和国交通部. 公路工程沥青及沥青混合料试验规程: JTJ 052—2011 [S]. 北京: 人民交通出版社,2011.
- [14] 李德超. 沥青混合料动态模量试验研究[J]. 公路,2008(1): 134-140.

## Viscoelastic Characteristic of Asphalt Mixture Modified with Pyrolysis Carbon Black from Waste Tires

FENG Zhengang<sup>1</sup>, SUN Anshi<sup>1</sup>, ZHANG Dongyang<sup>2</sup>, LI Xinjun<sup>1</sup>, LI Peilong<sup>1</sup>

(1. School of Highway, Chang' An University, Xi' An 710064, China; 2. Guangdong Province Communications Planning & Design Institute Co., Ltd, Guangzhou 510507, China)

**Abstract:** In this paper, the dynamic modulus of pyrolysis carbon black (PCB) modified asphalt mixture was tested by the simple performance tester (SPT). The influence of different temperature and load frequency on dynamic modulus and phase angle of the asphalt mixture was investigated. The dynamic modulus and phase angle master curves were fitted by numerical method to analyze the viscoelastic characteristic of PCB modified asphalt mixture. Experimental results showed that the dynamic modulus and phase angle of PCB modified asphalt mixture were dependent on the change of temperature and load frequency. At lower temperature and higher frequency, the dynamic modulus of asphalt mixture increased but phase angle decreased greatly with the addition of PCB, indicating that the elastic behavior of PCB modified asphalt mixture was enhanced while the viscous behavior was weakened. At higher temperature and lower frequency, the PCB showed little influence on the viscoelastic characteristic of asphalt mixture.

**Key words:** pyrolysis carbon black from waste tires; asphalt mixture; viscoelastic characteristic; dynamic modulus; phase angle

文章编号: 1671-6833(2018)01-0012-06

## 单轴荷载作用下混凝土强度代表体尺寸定量研究

王娟<sup>1</sup>, 王会娟<sup>2</sup>, 许耀群<sup>1</sup>, 武霄鹏<sup>1</sup>

(1. 郑州大学 水利与环境学院, 河南 郑州 450001; 2. 河南师范大学 新联学院, 河南 郑州 450000)

**摘要:** 为从细观层次研究混凝土宏观力学性能, 提出了混凝土强度代表体定义, 建立了基于统计特征的混凝土强度代表体尺寸确定方法. 采用三维随机缺陷界面弹簧元模型, 给出了确定单轴加载下的混凝土强度代表体尺寸的数值方法. 分析了不同数值样本取值对混凝土单轴受拉及单轴抗压强度离散性的影响规律, 以及尺寸试件变化对混凝土拉伸及受压强度仿真结果稳定性的影响规律. 研究表明, 在单轴拉伸荷载和单轴压缩荷载作用下, 混凝土强度代表体尺寸分别为最大骨料粒径的 5.0 倍和 6.5 倍, 与基于细观结构统计特征确定的混凝土几何代表体尺寸进行对比, 证明了所提方法的合理性.

**关键词:** 混凝土; 代表体; 强度; 细观尺度; 定量分析

中图分类号: TU313

文献标志码: A

doi: 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.002

### 0 引言

混凝土细观力学研究的重要基础之一是代表体(representative volume element, RVE)的定量确定. 前期, 学者们对混凝土材料代表体的确定进行了大量研究, 然而, 由于混凝土材料自身结构的复杂性及其性能的多样性, 混凝土代表体尺寸的系统研究还未进行, 混凝土代表体尺寸的取值仍未统一. 目前, 对材料代表体的确定方法主要可归纳为 3 类: ①基于有效模量的解析方法. 该方法得到的代表体尺寸最小, 约为 2~3 倍的特征尺寸<sup>[1-4]</sup>. 该方法一般假设研究对象为规则排列的单胞, 其研究方法和结果并不适用于混凝土类随机非均匀复合材料. ②基于等效模量的数值方法. 采用该方法得到的代表体尺寸随细观结构和材料性能的变化比较分散, 在 5~50 倍特征尺度不等<sup>[5-7]</sup>. 文献[8-11]针对不同材料代表体进行了研究, 结果也各不相同. ③基于图形分析的实验观察方法. Romero 等<sup>[12]</sup>结合图像分析技术和试验结果, 对沥青混凝土的 RVE 尺寸进行了研究. Graham 等<sup>[13]</sup>采用图像分析方法研究合金中第二相的分布特征, 以此验证 RVE 的存在性.

Al-Raoush 等<sup>[14]</sup>通过 X 射线照相技术, 对天然砂样的代表性体元进行研究, 得出孔隙介质材料的 REV 不能仅以孔隙率来确定, 应同时考虑在不同体积下的孔隙分布等微观参数. 该方法仅能就材料的结构和组成进行分析, 不能直接得出基于性能的代表体尺寸.

以上研究成果中仅限于材料的弹性阶段, 而对于材料的非线性破坏阶段及材料强度代表体的定量研究, 目前还很少进行. Fussl 等<sup>[15]</sup>采用数值极限分析方法, 采用体元为规则排列的单胞研究强度均匀化中代表体的取值, 结果表明代表体尺寸为 20 倍的粒径的以上时, 均匀化性能才能不受边界的影响. 但是由于混凝土细观结构为非规则结构, 该结果显然不适合于混凝土的强度代表体. Nguyen 等<sup>[16]</sup>基于计算均匀化技术, 证明了具有软化性能的随机非均匀准脆性材料在直拉和剪切荷载作用下代表体的存在.

对于混凝土材料, 强度是其重要的性能参数. 由于混凝土细观结构和外部条件的复杂性, 目前, 对混凝土材料强度代表体的定量研究还鲜见详细报道. 因此, 笔者提出了混凝土强度代表体的定义, 建立了相应的混凝土强度代表体确定方法. 基

收稿日期: 2017-05-08; 修订日期: 2017-10-15

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51309203); 中国水利水电科学研究院流域水循环模拟与调控国家重点实验室开放研究基金(IWHR-SKL-201512); 水利部堤防与病害防治工程技术研究中心开放课题基金资助项目(2016002); 河南省高等学校重点科研项目(15A570010)

作者简介: 王娟(1981—), 女, 河南淮滨人, 郑州大学副教授, 博士, 主要研究方向为混凝土细观力学, E-mail: wangjuan@zzu.edu.cn.

于所提方法,确定了混凝土单轴拉伸和单轴压缩情况下强度代表体的尺寸。

## 1 混凝土强度代表体的定义

非均质材料有效性能常常通过代表体的概念来描述,实际上就是用较小的试件近似表征宏观结构,将小试件的研究结果近似为整体材料的性能。目前文献中对代表体的定义比较常见的方式有以下几种:①基于微观结构的统计特征<sup>[17]</sup>;②基于物理属性的统计特征<sup>[8,11,17]</sup>;③基于均匀化的平均性能<sup>[1,16]</sup>。针对混凝土材料的强度性能问题,笔者沿用第②种定义方式,结合细观数值计算和统计分析研究混凝土强度的代表体。为此,定义混凝土强度代表体为满足以下两个条件的最小体元:

(1) 数值模拟结果不受数值样本随机性的影响;

(2) 强度随尺寸的增加趋于稳定,波动范围不得超过允许误差。

## 2 混凝土强度代表体的确定方法

在给定的荷载条件下,对任给尺寸  $L$ , 样本尺寸增加对宏观强度带来的波动不能大于允许误差,即

$$\left| \frac{f_{L+\Delta L} - f_L}{f_L} \right| < \varepsilon, \quad (1)$$

式中:  $f$  为材料平均性能,本文中为混凝土单轴抗拉强度和单轴抗压强度;下标  $L$  为体元尺寸,为尺寸增量;  $\varepsilon$  为允许误差,取为 5%。

根据上述对强度代表体的定义,确定单轴受拉荷载作用下强度代表体尺寸和单轴受压荷载作用下强度代表体尺寸,取二者较大值为单轴荷载下混凝土强度代表体的尺寸。

因为材料属性随尺寸呈波动变化,为确保性

能趋于稳定,随着研究尺寸逐渐增大,要求至少连续两个尺寸满足精度要求才能视作达到代表性要求,取满足要求尺寸中的较小值为代表体尺寸。

## 3 混凝土单轴强度代表体的计算模型及结果分析

### 3.1 计算模型

在细观层次上将混凝土看作粗骨料、界面、砂浆和初始缺陷组成的四相复合材料,以位移加载方式施加单轴拉伸荷载和单轴压缩荷载,采用随机缺陷界面弹簧元模型模拟单轴加载下的强度<sup>[18]</sup>,并将计算结果与文献[19]和文献[20]中的立方体单轴试验结果进行对比。其中,文献[20]中边长 100 mm 的立方体试件为边长 150 mm 立方体试件切割而成,文中数值模拟时采用相似的处理方式,首先生成边长 150 mm 的立方体试件,沿两端分别“切”去 25 mm,得到边长 100 mm 的立方体试件。细观有限元网格如图 1 所示。

混凝土各相细观组分视为弹脆性材料,模型中不考虑粗骨料的破坏情况,砂浆破坏采用最大主应力破坏准则,界面破坏考虑拉断和剪切两种破坏形式。

计算中所需参数为:细观结构参数和细观材料参数,主要包括砂浆的弹性模量和抗拉强度、初始缺陷含量以及初始缺陷分布等,采用文献[19]中的方法确定。数值试验中的细观参数如表 1 所示,计算结果如表 2 所示。由表 2 可以看出,数值模拟结果与试验结果误差均在 5% 以内,本研究模型对于普通强度混凝土单轴抗拉和单轴抗压强度的预测值与实测值吻合较好。

### 3.2 数值计算样本尺寸

在细观层次上将混凝土看作粗骨料、界面、砂浆和初始缺陷组成的四相复合材料。代表体为能代表材料宏观性能的最小体元,取为整体细观结

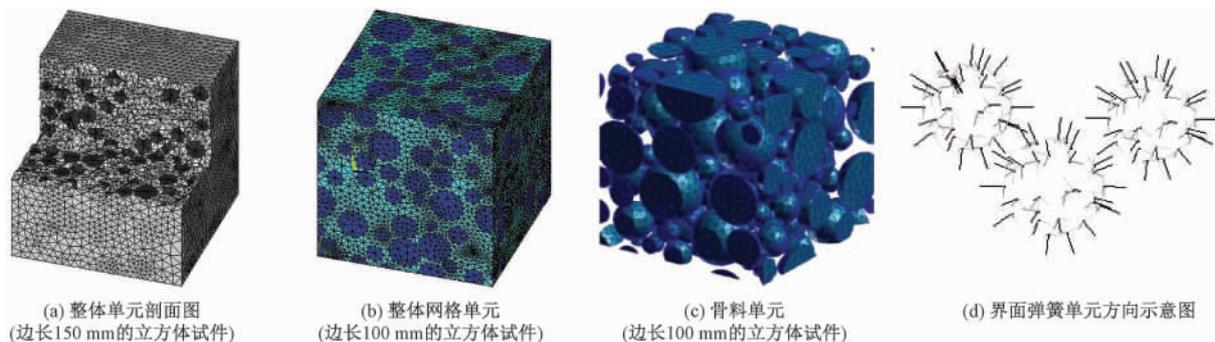


图 1 网格示意图

Fig. 1 Schematic diagram of grid

表1 数值试验中细观参数  
Tab.1 Mesoscopic parameters in numerical test

试验	试件尺寸/mm <sup>3</sup>	骨料/mm	水灰比	砂浆		界面	骨料弹性模量	初始缺陷含量/%
				弹性模量/GPa	抗拉强度/MPa	抗拉强度/MPa		
李伟政 <sup>[19]</sup>	100 × 100 × 100	5 ~ 25	0.58	20	3.03	1.05	60	30
杨木秋 1 <sup>[20]</sup>	100 × 100 × 100	5 ~ 40	0.46	22	3.5	1.75	60	30
杨木秋 2 <sup>[20]</sup>	150 × 150 × 150	5 ~ 40	0.46	22	3.5	1.75	60	30

表2 单轴加载下混凝土强度数值模拟结果与试验结果的对比

Tab.2 Comparison of numerical simulation results and experimental results of concrete strength under uniaxial loading

单轴试验	李伟政 <sup>[19]</sup>		杨木秋 1 <sup>[20]</sup>		杨木秋 2 <sup>[20]</sup>	
	单轴受拉	单轴受压	单轴受拉	单轴受压	单轴受拉	单轴受压
试验值/MPa	2.03	21.60	2.83	29.50	2.29	27.90
计算值/MPa	2.02	20.50	2.79	28.90	2.32	27.00
相对误差	0.005	0.050	0.010	0.020	0.010	0.030

构的一部分,笔者采用由大体积混凝土中截取子区域样本的方式生成计算样本.整体数值样本采用随机骨料模型生成,边长为400 mm的立方体,粗骨料体积含量约为40%,粒径为5~20 mm.计算样本为整体样本中任意位置截取的立方体试件.

混凝土的受载过程依次表现为弹性阶段、硬化阶段和软化阶段,Gitman等<sup>[8]</sup>认为:对准脆性材料,硬化阶段代表体尺寸比弹性阶段代表体尺寸大得多.因此,强度代表体的尺寸应大于弹性模量代表体的尺寸.笔者用于细观计算的最小试件尺寸由基于名义模量的代表体尺寸确定,确定过程如下:

(1) 对于每个给定尺寸,分别在整体样本中4个不同位置截取试件.

(2) 计算不同荷载下的弹性模量平均值,结果见表3.

(3) 以变异系数为考察指标,分析数值样本截取位置随机性对弹性模量的影响.结果如图2所示.

由图2可以看出,不同尺寸下弹性模量的变

表3 单轴加载下名义弹性模量随尺寸变化趋势

Tab.3 The change trend of nominal elastic modulus under uniaxial loading

尺寸/mm	单拉弹性模量/GPa	相对误差	单压弹性模量/GPa	相对误差
50	29.833	—	30.140	—
60	29.145	-0.024	28.918	-0.042
70	28.918	-0.008	29.145	0.008
80	29.174	0.009	29.174	0.001

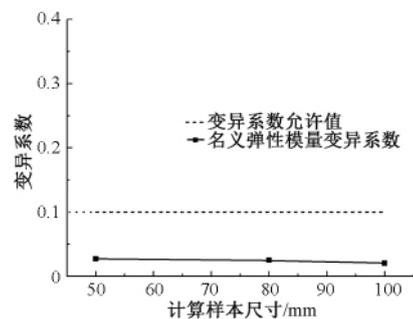


图2 名义弹性模量离散性随尺寸增加的变化趋势图

Fig.2 The variation trend of the nominal elastic modulus with the increase of the dimension

异系数均小于0.05.由此可见,试件的弹性模量在尺寸较小时(50 mm,约最大骨料粒径的2.5倍)已经不再受试件截取位置随机波动的影响.同样,由表3中名义弹性模量随尺寸变化的趋势可以看出,在尺寸为50 mm时弹性模量已趋于稳定.由此可知,细观结构尺寸达到最大骨料粒径的2.5倍时,已满足基于弹性模量的代表体要求,这也与文献中已有结论吻合较好<sup>[21-22]</sup>.因此在本文的计算中最小试件取边长为50 mm的立方体,计算中试件分别取边长为50、60、70、80、100、125、150、175、200 mm的立方体试样.试件典型细观结构示意图如图3所示.对各样本施加单轴拉伸荷载和单轴压缩荷载,模拟不同荷载工况下的混凝土强度,研究混凝土强度代表体的尺寸.

### 3.3 结果讨论

(1) 数值样本离散性分析.为了分析随机截取位置对单轴强度的影响,分别在整体样本不同位置处截取尺寸为50、80、100 mm的随机试件3组,每组4个试件,并采用随机缺陷界面弹簧元

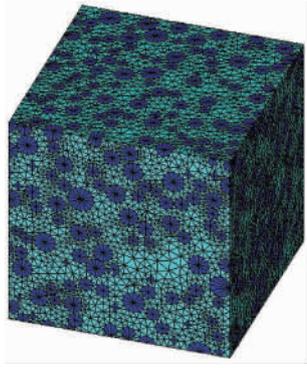


图 3 混凝土计算样本的典型细观结构本示意图  
(200 mm × 200 mm × 200 mm)

Fig. 3 Schematic diagram of typical meso structure of concrete calculation samples(200 mm × 200 mm × 200 mm) 模型模拟强度. 单轴受拉荷载下计算结果如图 4 所示,单轴受压荷载下的计算结果如图 5 所示. 其中,图 4(a)、图 5(a) 的纵坐标为随机样本强度值与该组强度均值的比值. 由单拉强度计算结果可以看出: 随尺寸的增加强度值的分散性降低,在 50 mm 试件中单拉强度值的相对误差高达 0.07. 图 4(b) 和图 5(b) 给出了不同尺寸试件的单轴强度变异系数(标准差和均值之比),由结果可以看出: 变异系数随尺寸的增加而减小. 对于单拉强度,样本尺寸为 50 mm 时,基于不同随机位置的混凝土单拉强度变异系数为 0.06,尺寸增加到 100 mm 时,变异系数降到 0.01 以内. 取变异系数作为随机样本误差分析的控制指标,以变异系数值小于 0.1 为收敛标准,则单拉强度基于随机样本的稳定尺度为 50 mm,即为最大骨料粒径的 2.5 倍. 由单压强度变异系数随尺寸变化的结果可以看出: 样本尺寸为 50 mm 时,基于不同随机位置的混凝土单压强度变异系数为 0.17,试件尺寸为 80 mm 时,单压强度变异系数为 0.07,尺寸增加到 100 mm 时,变异系数降到 0.04. 以变异系数 0.1 为随机稳定尺度的控制指标,单压强度基于随机样本稳定尺度大于单拉强度的稳定尺寸,约为 80 mm(最大骨料粒径的 4 倍).

综合以上分析,可得出对于粗骨料含量约 40%、粒径为 5~20 mm 的情况下,当试件尺寸达到最大骨料粒径的 4 倍以后,单轴抗拉强度和单轴抗压强度的数值模拟结果均不受随机样本的影响.

(2) 单轴荷载下混凝土强度代表体的尺寸确定. 对不同尺寸的抗拉强度和抗压强度数值模拟结果进行误差分析,得出相对误差随尺寸增加的

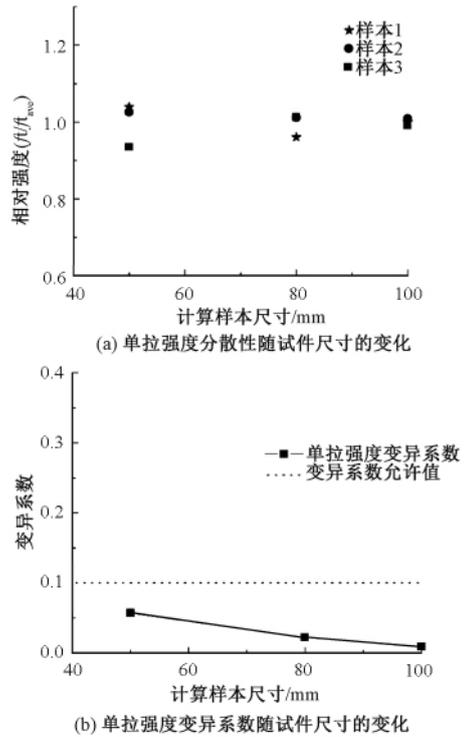


图 4 单轴受拉荷载作用下样本随机误差分析

Fig. 4 Random error analysis of samples under uniaxial tensile loading

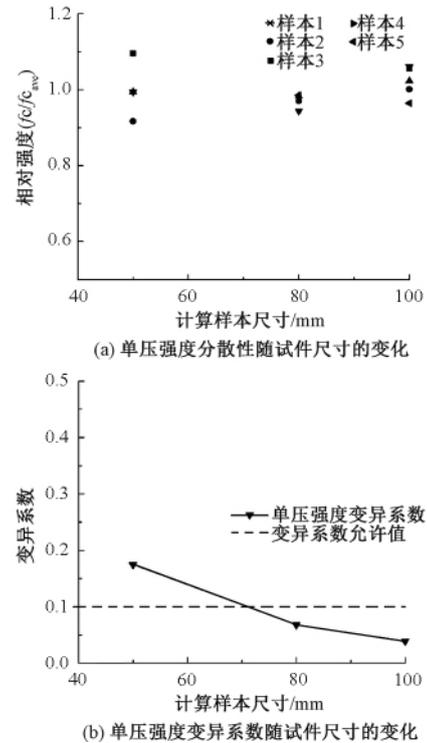


图 5 单轴受压荷载作用下样本随机误差分析

Fig. 5 Random error analysis of samples under uniaxial compressive loading

变化情况如图 6 所示. 由不同尺寸的单拉强度相对误差分析结果可知: 当计算样本尺寸达到 100 mm 时,混凝土单拉强度已趋于稳定,随着尺

寸逐渐增加,强度值的波动在5%以内,满足精度要求,不同尺寸样本的单拉强度浮动值在1%左右.因此单轴拉伸情况下,混凝土的代表体可取为 $100\text{ mm} \times 100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$ 的试件,试件边长约为最大骨料粒径的5倍.由单压强度的结果可以看出,当试件尺寸达到 $125\text{ mm}$ (约最大骨料粒径的6~7倍)时,与边长 $100\text{ mm}$ 试件的单压强度相对误差在5%以内,随着样本尺寸的继续增加,强度浮动依旧不大于5%.因此,单压强度的代表体可取为 $125\text{ mm} \times 125\text{ mm} \times 125\text{ mm}$ 的试件,试件边长约为最大骨料粒径的6.5倍.即单轴抗拉强度代表体尺寸约为最大骨料粒径的5倍,单轴抗压强度代表体尺寸约为最大骨料粒径的6.5倍.因此,单轴加载下,强度代表体尺寸可取为最大骨料粒径的6.5倍.

将混凝土强度代表体结果与文献[17]基于细观结构统计特征的混凝土几何代表体尺寸进行比较,结果见表4.由表4可以看出,细观结构统计特征和单轴强度基于样本随机性的稳定尺寸相近,为最大骨料粒径的3~4倍;基于骨料分布的几何代表体尺寸与基于单拉强度的代表体尺寸相近.由几何代表体尺寸和单轴计算强度代表体尺寸对比可以看出,当试件尺寸达到

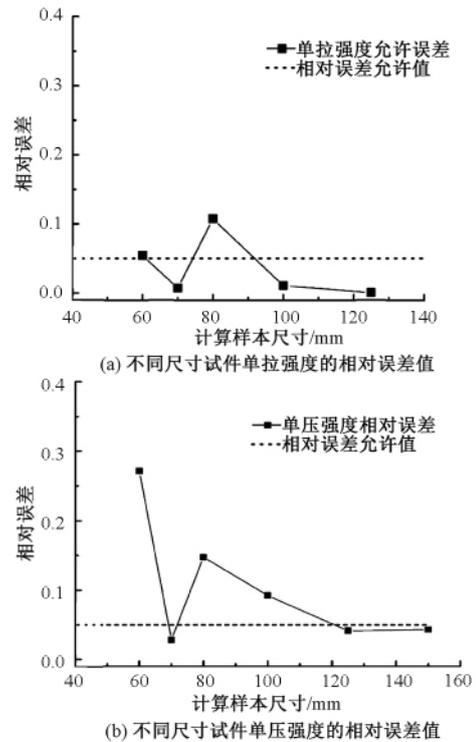


图6 单轴荷载下混凝土强度计算结果

Fig. 6 Calculation results of concrete strength under uniaxial loading

细观结构均匀性要求时,单轴强度也达到了稳定性的要求.

表4 混凝土代表体尺寸汇总表

Tab. 4 The summary table of concrete representative body's size

	几何代表体 <sup>[17]</sup>	单轴受拉强度代表体	单轴受压强度代表体
粗骨料粒径/mm	5~20	5~20	5~20
粗骨料体积含量/%	≈40	≈40	≈40
随机样本的稳定尺度	约最大粒径的3.5倍	最大粒径的2.5倍	最大粒径的4倍
骨料分布的稳定尺度	最大粒径的3~4倍	—	—
体积分量的稳定尺度	最大粒径的7倍	—	—
强度的稳定尺度	—	最大粒径的5倍	最大粒径的6.5倍

#### 4 结论

笔者采用细观数值仿真方法,研究了基于细观数值计算的混凝土强度代表体尺寸,得出如下结论.

(1) 混凝土所受荷载形式不同,其强度代表体尺寸不同;

(2) 在单轴拉伸荷载作用下,混凝土强度代表体尺寸为最大骨料粒径的5倍,在单轴压缩荷载作用下混凝土强度代表体尺寸为最大骨料粒径

的6.5倍;

(3) 强度代表体尺寸与几何代表体尺寸接近.

需要指出的是,混凝土细观结构组成、细观组分性能、加载方式等都对其宏观力学性能有着重要影响,笔者主要采用细观数值仿真技术针对粗骨料粒径为5~20 mm的混凝土单调单轴加载条件下的强度代表体尺寸进行研究,对于其他情况下代表体的尺寸仍需进行系统研究.

## 参考文献:

- [1] DRUGAN W J, WILLIS J R. A micromechanics-based nonlocal constitutive equation and estimates of representative volume element size for elastic composites [J]. *Journal of the mechanics and physics of solids*, 1996, 44(4): 497 – 524.
- [2] PENSEE V, HE Q C. Generalized self-consistent estimation of the apparent isotropic elastic moduli and minimum representative volume element size of heterogeneous media [J]. *International journal of solids and structures*, 2007, 44(7/8): 2225 – 2243.
- [3] 琚宏昌,陈玲玲,张璇. 估计复合材料有效弹性常数界限的综合方法 [J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2012, 33(3): 33 – 35, 39.
- [4] 程站起,夏乃凯. 考虑界面影响的钢纤维混凝土细观力学等效性能研究 [J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2014, 35(1): 104 – 107.
- [5] REN Z Y, ZHENG Q S. A Quantitative study of minimum sizes of representative volume elements of cubic polycrystals: numerical experiments [J]. *Journal of the mechanics and physics of solids*, 2002, 50(4): 881 – 893.
- [6] STAPLETON S E, APPEL L, SIMON J, et al. Representative volume element for parallel fiber bundles: model and size convergence [J]. *Composites part a applied science & manufacturing*, 2016, 87: 170 – 185.
- [7] XU X F, CHEN X, SHEN L. A Green-function-based multiscale method for uncertainty quantification of finite body random heterogeneous materials [J]. *Computers and structures*, 2009, 87: 1416 – 1426.
- [8] GITMAN I M, GITMAN M B, ASKES H. Quantification of stochastically stable representative volumes for random heterogeneous materials [J]. *Archive of applied mechanics*, 2006, 75: 79 – 92.
- [9] STROEVEN M, ASKES H, SLUYS L J. Numerical determination of representative volumes for granular materials [J]. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 2004, 193(30/32): 3221 – 3238.
- [10] MIRKHALAF S M, PIRES F M A, SIMOES R. Determination of the size of the Representative Volume Element (RVE) for the simulation of heterogeneous polymers at finite strains [J]. *Finite elements in analysis & design*, 2016, 119: 30 – 44.
- [11] SCHNEIDER M. The sequential addition and migration method to generate representative volume elements for the homogenization of short fiber reinforced plastics [J]. *Computational mechanics*, 2017, 59(2): 1 – 17.
- [12] ROMERO P, MASAD E. Relationship between the representative volume element and mechanical properties of asphalt concrete [J]. *Journal of materials in civil engineering*, 2001, 13(1): 77 – 84.
- [13] GRAHAM S, YANG N. Representative volumes of materials based on microstructural statistics [J]. *Scripta materialia*, 2003, 48: 269 – 274.
- [14] AL-RAOUSH R, PAPADOPOULOS A. Representative elementary volume analysis of porous media using X-ray computed tomography [J]. *Powder technology*, 2010, 200(1/2): 69 – 77.
- [15] FÜSSL J, LACKNER R. “Homogenization of strength”-a numerical limit analysis approach [J]. *Computational methods in applied sciences*, 2009, 14: 183 – 201.
- [16] NGUYEN V P, VALLS D L, STROEVEN M, et al. On the existence of representative volumes for softening quasi-brittle materials—a failure zone averaging scheme [J]. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 2010, 199(45/48): 3028 – 3038.
- [17] 王娟,李庆斌,卿龙邦,等. 基于细观结构统计特征的混凝土几何代表体尺寸研究 [J]. *工程力学*, 2012, 29(12): 1 – 6.
- [18] 王娟,李庆斌,卿龙邦,等. 混凝土单轴抗压强度三维细观数值仿真 [J]. *工程力学*, 2014, 31(3): 39 – 44.
- [19] 李伟政. 二轴拉压应力全组合下砼的强度及变形试验研究 [D]. 北京: 清华大学土木水利学院, 1989.
- [20] 杨木秋,林泓. 混凝土单轴受压受拉应力—应变全曲线的试验研究 [J]. *水利学报*, 1992(6): 60 – 66.
- [21] SUN C T, VAIDYA R S. Prediction of composite properties from a representative volume element [J]. *Composites science and technology*, 1996, 56(2): 171 – 179.
- [22] 党发宁,韩文涛,田威. 混凝土单轴压缩破坏过程的三维细观数值模拟 [J]. *西安理工大学学报*, 2006, 22(2): 113 – 118.

文章编号: 1671-6833(2018)01-0018-06

## 高应力下圆钢管混凝土柱界面粘结性能研究

郑亮, 张大鹏, 郭宏, 闫舒茂, 王龙, 武艳龙

(中北大学 土木工程学科管理部, 山西 太原 030051)

**摘要:** 现阶段钢管混凝土柱推出试验没充分考虑混凝土膨胀性对钢管与混凝土之间粘结性能的影响. 为研究混凝土膨胀性对钢管与混凝土之间的粘结性能的影响, 以钢管壁厚、混凝土应力水平、长径比及钢管与混凝土之间摩擦系数为参数, 设计3组10个圆钢管混凝土柱试件进行推出试验. 试验结果表明: 两种应力条件下荷载-位移曲线变化趋势基本相同, 但高应力条件下承载力较高; 混凝土的膨胀性对钢管与混凝土之间的粘结力有较大影响; 钢管与混凝土之间的摩擦系数对钢管与混凝土之间的相对位移影响明显; 在高应力条件下, 荷载较小时, 推出量和压缩量基本相同, 但随着荷载的增加压缩量增加比推出量增加速度快.

**关键词:** 钢管混凝土; 推出; 相对位移; 纵向应变; 粘结力

**中图分类号:** TU398.1 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.027

### 0 引言

钢管混凝土是由钢管与混凝土两种材料组合而成, 两种材料之间的界面承载力的大小是保证两者协同工作的基础. 现阶段对钢管混凝土粘结性能的研究采用推出试验. 国内外学者对钢管混凝土的粘结滑移性能进行了试验研究和数值分析, 邓洪洲等<sup>[1]</sup>通过推出试验研究提出了相关粘结强度计算公式; 杨有福等<sup>[2]</sup>研究了矩形钢管自密实混凝土柱的粘结性能, 认为采用自密实混凝土可以显著地增强钢管与混凝土间的界面粘结强度; 康希良等<sup>[3]</sup>通过试验和理论分析得到了钢管与混凝土界面的粘结力传递规律, 并回归得到粘结力计算模型; 曲秀姝等<sup>[4-7]</sup>通过推出试验得到钢管混凝土柱之间的粘结力分布规律和界面承载力对钢管混凝土柱极限承载力的影响; 刘永健等<sup>[8]</sup>提出了钢管与混凝土界面抗剪粘结应力和粘结滑移的本构关系, 并认为粘结强度不受混凝土强度的影响. 陈宗平等<sup>[9-12]</sup>通过推出试验得出了钢管与再生混凝土之间的粘结分布规律. 但现阶段推出试验有一点不足, 即钢管内部混凝土应力较低, 混凝土横向膨胀较小, 未考虑混凝土膨胀性对粘结能力的影响, 而实际圆钢管混凝土柱中混凝土

应力较高, 混凝土膨胀性较大; 同时钢管混凝土柱在节点处设有隔板及横穿钢管的钢筋等将限制钢管内混凝土的自由滑动. 但现阶段推出试验中并未考虑这两种重要的因素, 导致以往推出试验所得到的钢管与混凝土之间的粘结强度与实际工程中粘结能力并不相符. 为使推出试验更接近实际工程中钢管混凝土柱的受力状态, 笔者对钢管混凝土柱中的混凝土施加单调增加荷载, 并对钢管进行推出试验.

### 1 试验概况

#### 1.1 试件设计与制作

试验设计了3组共10个构件, 根据混凝土应力水平和钢管内壁涂抹黄油情况, 将试验构件分为3组. 钢管混凝土柱试件构件具体参数见表1.

高应力下试件制作时, 在钢管的一端焊接端板, 在试件另一端与钢管直径相交处分别焊接一块耳板, 耳板用于测量钢管和混凝土之间的相对滑移. 为避免耳板处焊缝对钢管和混凝土之间粘结产生影响, 浇筑混凝土时混凝土浇筑面距钢管有耳板的一端预留10 mm的空隙. 低应力下试件制作时钢管两端不焊接端板和耳板, 浇筑混凝土时混凝土浇筑面距钢管上端预留40 mm的空隙. 具体如图1所示.

收稿日期: 2017-04-24; 修订日期: 2017-08-01

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金项目(51408558)

作者简介: 郑亮(1977—), 男, 山西太原人, 中北大学讲师, 博士, 主要从事组合结构研究, E-mail: zl\_5403@126.com.

表 1 试件主要参数  
Tab.1 Main parameters of the specimens

试件分组	试件编号	外径 / mm	壁厚 / mm	高度 / mm	混凝土强度 / MPa	混凝土高度 / mm	长径比	混凝土应力水平	是否涂刷黄油
第 I 组	A1	114	3	470	C30	456	4.00	高应力	否
	A2	114	3	310	C30	300	2.14		
	A3	114	3	910	C30	900	6.43		
	B1	114	2	470	C30	456	4.00		
	B2	114	2	310	C30	300	2.14		
	B3	114	2	910	C30	900	6.43		
第 II 组	A4	114	3	470	C30	456	4.00	高应力	是
	B4	114	2	470	C30	456	4.00		
第 III 组	C1	114	3	500	C30	510	4.00	低应力	否
	C2	114	2	500	C30	510	4.00		

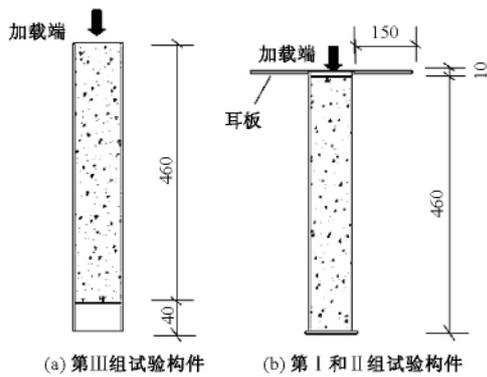


图 1 试件的几何尺寸

Fig.1 The geometry of the specimens

1.2 材性试验

通过材性试验,钢材屈服强度为 278 MPa,弹性模量为  $1.96 \times 10^5$  MPa. 用标准试验方法在 28 d 龄期测得混凝土强度为 29.4 MPa, 弹性模量为  $3.01 \times 10^4$  MPa.

1.3 加载装置与加载制度

高应力下钢管混凝土柱推出试验采用 2 000 kN 的压力机加载,采用分级加载方式. 对于高应力下推出试验每级荷载值为 10 kN,当达到极限荷载值的 90%时,采用缓慢连续加载的方式直至试验构件破坏;对于低应力下推出试验每级荷载值为 5 kN,直至钢管与混凝土之间的粘结力达到极限承载力. 推出试验加载装置如图 2 所示.

1.4 测量内容和测点布置

在此次推出试验中,在圆钢管表面沿着轴向和环向粘贴较为密集的电阻应变计,测量推出过程中钢管纵向应变和环向应变. 应变计布置如图 3 所示.

低应力下推出试验中,为了测量钢管和混凝土

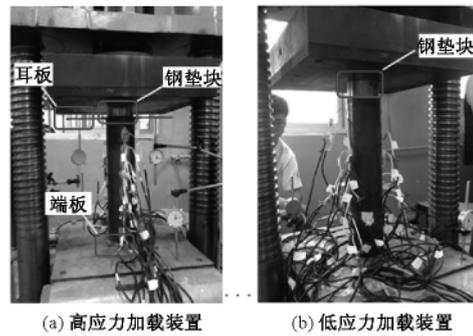


图 2 推出试验加载装置

Fig.2 Push-out test loading device

土的相对位移,在压力机底部小车对角处布置两个位移计. 高应力下的推出试验中,在钢管混凝土柱耳板下面布置两个位移计,测量钢管和混凝土的相对位移,除此之外,在压力机底部小车对角处布置两个位移计,测量钢管混凝土柱的压缩量.

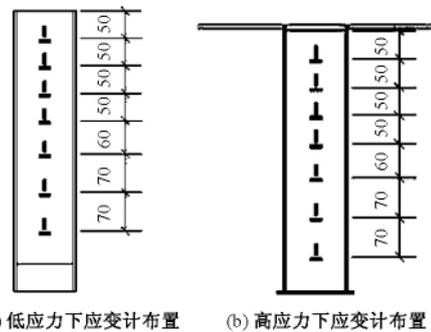


图 3 钢管应变计的布置

Fig.3 Steel strain gauge layout

2 试验结果及分析

2.1 试验现象

低应力下推出试验中,试件 C1 和 C2 在加载初期,钢管与混凝土基本没有相对位移. 随着荷载的增加,位移缓慢增加,位移偶尔会以跳跃的方式

增加.当加载到极限荷载的80%~90%时,钢管与混凝土发生相对位移,并发出清脆的响声;当达到极限荷载后,位移开始快速增加,同时荷载缓慢下降,直到加载过程结束.在加载过程中,混凝土没出现压坏现象,钢管也未屈曲.钢管与混凝土之间有较明显摩擦痕迹,破坏模式如图4(a)所示.

高应力下推出试验加载初期,钢管和混凝土基本没有相对位移.随着荷载的增加,混凝土压缩量缓慢增加,钢管与混凝土的相对位移也开始增加.钢管与混凝土相对位移在加载过程中会间隔出现跳跃增加现象.当加载到极限荷载的85%~100%时,钢管表面氧化皮逐渐开裂剥落,表面微微鼓曲,同时位移增加较快.当达到极限荷载后,位移开始快速增加,钢管中部发生较大屈曲,同时荷载开始缓慢下降.钢管与混凝土之间摩擦痕迹不明显,构件的破坏模式如图4(b)所示.

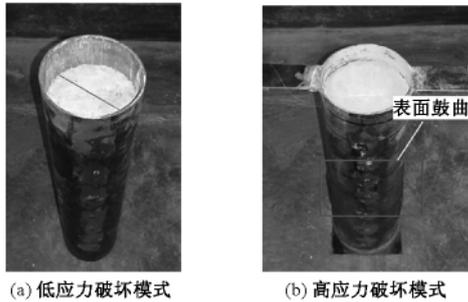


图4 推出试验构件破坏模式

Fig. 4 Failure mode of push-out test components

2.2 荷载-位移曲线

低应力下推出试验中,荷载小于弹性极限荷载时,荷载-位移成线性关系,在此过程中混凝土与钢管之间的胶结力逐渐消失,而两者之间的摩擦力和机械咬合力逐渐增加;在达到弹性极限荷载时,钢管与混凝土之间只剩摩擦力和机械咬合力,荷载-位移曲线呈现非线性关系变化;当相对位移增加到大约是5 mm左右时,钢管与混凝土之间的粘结力到达极限值,钢管与混凝土之间的相对位移增加较快,随后荷载开始缓慢下降,但下降幅度不大.荷载-位移曲线如图5(a)所示.

高应力下推出试验的荷载-位移曲线与钢管混凝土柱的荷载-位移曲线变化趋势基本相同,如图5(b)所示.

高应力下荷载大于弹性极限荷载时,钢管将产生较大的变形,测量钢管与混凝土之间相对位移的耳板将产生较大的变形,量测的准确性受到较大的影响.因此,图6只绘出弹性荷载条件下推出量和压缩量之间的关系.其中压缩量是指在压

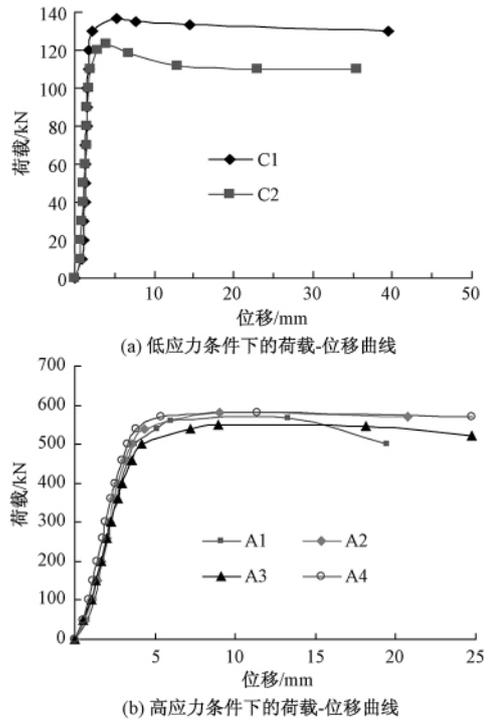


图5 推出试验荷载-位移曲线

Fig. 5 Push-out test load-displacement curve

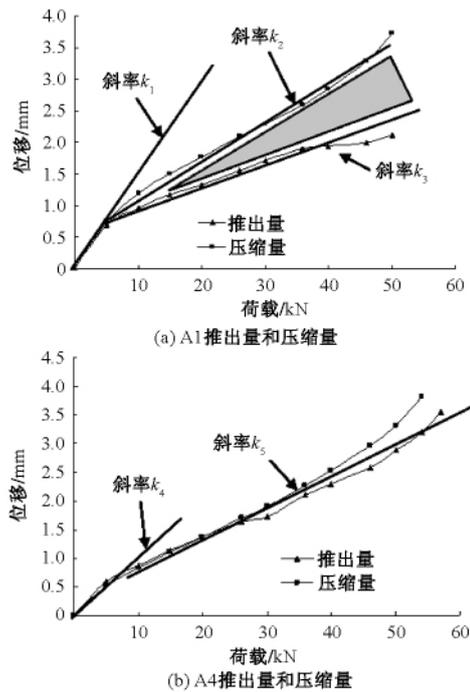


图6 弹性荷载条件下推出量和压缩量

Fig. 6 The amount of pushout and the amount of compression under elastic loading conditions

力作用下混凝土的压缩量;推出量是指钢管端部由耳板测量的钢管向上的位移量.以试件A1和试件A4为例说明高应力下的整个推出过程.

图6(a)中,试件A1在荷载小于50 kN时,压缩量和推出量以斜率 $k_1$ 增加较快;当荷载大于50 kN时,压缩量和推出量将分别以不同的斜率

$k_2$  和  $k_3$  线性增加,压缩量的增加速度比推出量的增加速度快. 压缩量曲线和推出量曲线之间的阴影即为在不同荷载条件下钢管与混凝土的共同变形量. 从图 7( a) 可知,荷载越大,钢管与混凝土的共同变形量也增大.

试件 A4 在荷载小于 50 kN 时,压缩量和推出量以斜率  $k_4$  增加较快;而当荷载大于 50 kN 时,试件 A4 的压缩量和推出量以相同的斜率  $k_5$  线性增加,压缩量和推出量的增加速度基本相同. 引起 A1 和 A4 不同变形的原因是试件 A4 钢管内表面涂抹黄油减小钢管与混凝土之间的摩擦力,摩擦力的减小使得钢管与混凝土之间的共同变形量减小,而使得钢管推出量与混凝土压缩量基本相同.

### 2.3 应变沿高度的分布

试件 C1 钢管外表面纵向和环向应变沿钢管高度的分布曲线如图 7 所示.

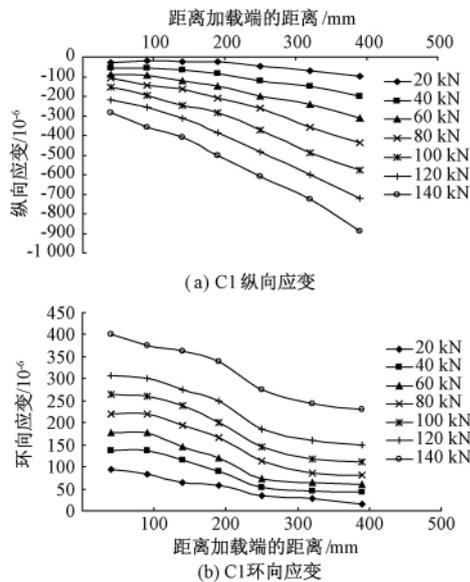


图 7 C1 钢管外表面纵向和环向应变沿钢管高度的分布  
Fig.7 C1 steel pipe outside surface longitudinal and annular strain distribution along the pipe

从图 7 可知,在低应力推出试验中,钢管混凝土柱处于弹性阶段.随着距离加载端距离增加,由于混凝土与钢管之间的粘结力的累积使钢管的纵向应变增加,而混凝土应力减小,混凝土横向膨胀减小,导致钢管环向应变逐渐减小.加载过程中,钢管的纵向和环向应变未达到屈服应变.钢管的环向应变比较小,最大应变小于  $400 \mu\epsilon$ .

以试件 A1 为例说明在高应力下推出试验中钢管表面各测点应变的变化如图 8 所示.

从图 8 可知,在达到弹性极限荷载前,随着距离加载端的距离增加,钢管的纵向应变增加,钢管

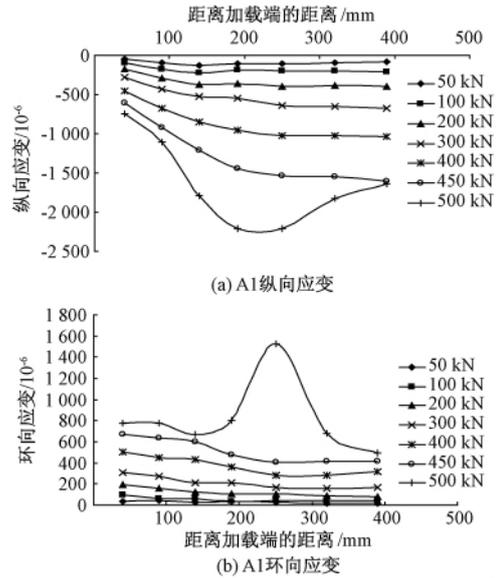


图 8 A1 钢管表面测点应变

Fig.8 The strain of A1 steel surface measurement points 的环向应变减小,其原因与低应力下推出试验相同.但达到弹性极限荷载之后,钢管表面中部测点纵向和环向应变基本都达到屈服应变.钢管屈服使得钢管上部的力无法有效地传递到钢管的下部,因此,距离屈服点下面钢管的纵向应变增加较小.

### 2.4 参数变化对纵向和环向应变影响

长径比、壁厚和混凝土应力水平等参数对钢管混凝土柱的纵向和环向应变都有一定的影响.

通过分析可知,钢管壁厚只会影响纵向和环向应变的大小,不会影响纵向和环向应变的变化趋势.即壁厚只会影响钢管与混凝土之间粘结力的大小,并不会影响粘结力的变化趋势.

从图 9 可知,长径比越大纵向和环向应变越小,而且钢管距离加载端越远的纵向应变增加较为缓慢,钢管中部应变平缓段越长.这是由于加载端钢管与混凝土之间发生相对滑动,上部钢管的应力得到释放,故应力变化较大,中下部钢管相对混凝土的滑动较小或只有相对位移的趋势,应力得不到释放,故应变变化不大.从图 9( a) 可以看出,长径比对纵向应变影响显著.即对钢管与混凝土之间的粘结力影响显著.

从图 10 可知,高应力下钢管的纵向应变和环向应变都要高于低应力下钢管的应变,即高应力下钢管与混凝土之间的粘结力高于低应力下钢管与混凝土之间的粘结力.低应力下纵向和环向应变近似于直线变化,并且两种情况下纵向应变和环向应变变化趋势也不相同.因此应力水平对纵向和环向应变影响较大,即对钢管和混凝土之间

的粘结力有较大影响。

综上所述可知,长细比和混凝土应力水平对钢管与混凝土之间的粘结力有较大影响;壁厚只影响钢管与混凝土之间的粘结力的大小。

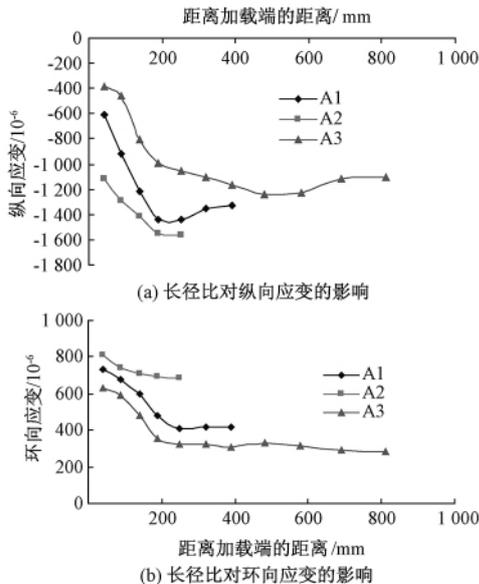


图9 长径比对钢管应变的影响

Fig. 9 The influence of slenderness ratio on steel

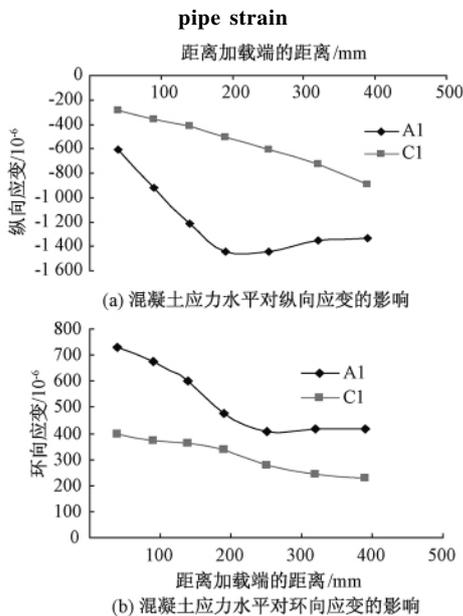


图10 混凝土应力水平对钢管应变的影响

Fig. 10 The influence of the concrete stress level

on steel tube strain

## 2.5 钢管与混凝土的粘结强度

文献[3,12]中钢管的粘结强度通过试验数据数值回归的方式得到,在公式中并未考虑混凝土膨胀性的影响因素.混凝土膨胀性对钢管与混凝土之间的相互作用力有较大的影响,特别是摩擦力.当钢管与混凝土之间产生相对滑移时胶结力已经消失.同时在浇筑混凝土时会充分振捣,在

钢管壁会粘结一层水泥砂浆,使得混凝土表面较为平整,钢管与混凝土之间的机械咬合力较小,可以忽略不计.因此,在钢管达到弹性荷载之前,计算钢管与混凝土之间的粘结力时,只考虑它们之间的摩擦力.

计算摩擦力时,首先确定钢管对混凝土的约束作用力  $p(x)$ ,为计算  $p(x)$  做出如下假定:①钢管的环向应变沿钢管的表面均匀分布;②钢管对混凝土之间的约束作用力沿钢管环向均匀分布.

上述假定可以通过钢管表面测点的环向应变,计算钢管的环向应力:

$$\sigma(x) = \varepsilon(x) \cdot E_s, \quad (1)$$

式中:  $E_s$  为钢管的弹性模量;  $\varepsilon(x)$  为钢管表面测点的应变.

钢管对混凝土的约束作用力  $p(x)$ :

$$p(x) = \frac{2\sigma(x)t}{D}, \quad (2)$$

式中:  $t$  和  $D$  分别为钢管的厚度和内径.

钢管与混凝土之间的摩擦力  $f(x)$ :

$$f(x) = \mu \cdot p(x), \quad (3)$$

式中:  $\mu$  为钢管与混凝土之间的滑动摩擦系数.

通过式(1)~(3)的计算,在低应力下推出试验中,钢管与混凝土之间的剪应力从加载端到自由端逐渐减小,剪应力的最大值都小于 1.06 MPa,其余点处的剪应力都小于 1 MPa,钢管通过与混凝土之间的剪应力承担全部的推出荷载 141 kN;在高应力下推出试验中,由于混凝土的横向膨胀,钢管对混凝土约束作用力较大,钢管与混凝土之间的剪应力最大值达到 1.79 MPa,剪应力的最小值 1.08 MPa,钢管通过与混凝土之间的剪应力承担部分的推出荷载,其承担的荷载值为 231 kN,达到弹性极限荷载的 51%.

从上述分析可知:钢管对混凝土的约束作用力对钢管与混凝土之间剪应力影响较大,是钢管与混凝土内力分配中不可忽视的重要因素.

## 3 结论

(1) 两种条件下推出试验中,钢管混凝土柱的破坏模式不同.在低应力条件下推出试验中钢管表面没有屈服,钢管与混凝土发生较大相对滑移而破坏;在高应力条件下推出试验中钢管与混凝土发生相对滑移较小,钢管表面屈曲而破坏.

(2) 两种条件下荷载-位移曲线变化趋势相同,但高应力条件下推出试验中钢管承担的推出荷载值比低应力条件下承担的推出荷载值大.

(3) 长径比和混凝土应力水平对钢管与混凝土之间的剪切应力有较大影响. 壁厚对钢管与混凝土之间的剪切应力影响较小.

### 参考文献:

- [1] 邓洪洲,傅鹏程. 矩形钢管和混凝土之间的粘结性能试验[J]. 特种结构,2005,22(1):50-52.
- [2] 杨有福,韩林海. 矩形钢管自密实混凝土的钢管-混凝土界面粘结性能研究[J]. 工业建筑,2006,36(11):32-36.
- [3] 康希良. 钢管混凝土组合力学性能及粘结滑移性能研究[D]. 西安:西安建筑科技大学土木工程学院,2007:67-140.
- [4] QU X S, CHEN Z H. Load-reversed push-out tests on rectangular CFST columns [J]. Journal of constructional steel research,2013,81(3):35-43.
- [5] CHANG X, HUANG C K, JIANG D C, et al. Push-out test of pre-stressing concrete filled circular steel tube columns by means of expensive cement [J]. Construction and building material, 2009, 81(23):491-497.
- [6] SHAKIR K H. Pushout strength of concrete-filled steel hollow sections [J]. The structural engineer, 1993,71(13):230-233.
- [7] SHAKIR K H. Resistance of concrete-filled steel hollow tubes to push-out forces [J]. The structural engineer, 1993,71(13):234-243.
- [8] 刘永健,刘君平. 钢管混凝土界面抗剪粘结滑移力学性能试验[J]. 广西大学学报(自然科学版),2010,35(1):17-23.
- [9] 陈宗平,徐金俊,郑海华,等. 再生混凝土基本力学性能试验及应力-应变本构关系[J]. 建筑材料学报,2013,16(1):24-32.
- [10] 徐金俊,陈宗平,薛建阳,等. 圆钢管再生混凝土界面粘结失效的推出试验研究[J]. 建筑结构学报,2013,34(7):148-157.
- [11] 陈宗平,徐金俊,薛建阳,等. 钢管再生混凝土粘结滑移推出试验及粘结强度计算[J]. 土木工程学报,2013,46(3):49-58.
- [12] 蔡绍怀. 现代钢管混凝土结构[M]. 北京:人民交通出版社,2003:229-232.

## Research on Bond Behavior of Concrete Filled Steel Tube under High Stress

ZHENG Liang, ZHANG Dapeng, GUO Hong, YAN Shumao, WANG Long, WU Yanlong

(Department of Civil Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China)

**Abstract:** Many studies of concrete-filled steel tubular (CFST) column push-out test, failed to consider the impact of core concrete expansion on the bond performance between the steel pipe and core concrete. This study aimed to examine the influence of core concrete expansion on the bond performance between steel pipe and core concrete, with pipe wall thickness and height, core concrete stress level, aspect ratio and coefficient of sliding friction between steel pipe and concrete core as change parameters. It designed a total of three groups of 10 concrete filled steel tube column specimens to carry on push-out test. Test results showed Load-displacement curve was basically the same trend under this two stress state, but it had a higher carrying capacity under high stress conditions. Under high stress conditions, when the load was small, the amount of the introduction and the amount of compression were basically the same, but with the increase of load, the increase of amount of compression is faster than the rate of the increase of the amount of introduction. Core concrete expansion had a greater impact on the bond performance between steel pipe and core concrete. By buttering steel pipe inner surface to reduce the friction coefficient between the steel tube and core concrete, it had a clear impact on the relative displacement between the steel and concrete.

**Key words:** concrete filled steel tube; push-out; relative displacement; longitudinal strain; adhesive force

文章编号: 1671-6833(2018)01-0024-05

# EGR对二甲醚HCCI发动机燃烧特性的影响

黄锦耀<sup>1</sup>, 严诗伦<sup>1</sup>, 陈朝阳<sup>1,2</sup>

(1. 长安大学 汽车学院, 陕西 西安 710064; 2. 西安交通大学 能源与动力工程学院, 陕西 西安 710049)

**摘要:** 针对HCCI发动机的燃烧控制问题, 对不同废气再循环(EGR)率 $R_{\text{EGR}}$ 和过量空气系数 $\lambda$ 下的二甲醚均质混合压燃发动机的工作过程进行了数值模拟, 重点分析了 $R_{\text{EGR}}$ 和 $\lambda$ 对二甲醚HCCI发动机燃烧特性的影响. 结果表明,  $\lambda$ 一定时, 随着 $R_{\text{EGR}}$ 的增大, 缸内压力、温度、放热率都会降低, 高温反应阶段开始时刻推迟; 而在 $R_{\text{EGR}}$ 不变的情况下,  $\lambda$ 增大, 缸内的压力、温度、放热率降低, 低温反应阶段提前, 而高温放热时刻推后. 表明控制 $R_{\text{EGR}}$ 和 $\lambda$ 能达到有效控制二甲醚HCCI燃烧时刻的目的.

**关键词:** 二甲醚; 废气再循环; HCCI; 燃烧特性; 数值模拟

**中图分类号:** TK46 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.010

## 0 引言

汽车保有量的急剧增加, 加剧了环境污染和能源消耗. 必须寻找新型洁净可替代燃料, 并进一步开发高效低污染的新型燃烧方式, 才能顺应社会的发展.

二甲醚(DME)是一种可以从煤中制取的清洁燃料, 分子式为 $\text{CH}_3\text{OCH}_3$ , 由于分子中没有C—C键, 且汽化潜热较大, 在燃烧中可以降低PM和 $\text{NO}_x$ 的生成. DME常温下是无色无味无毒的气体, 压力超过0.5 MPa即可液化, 便于运输和储存. DME十六烷值比柴油高, 被认为是柴油机的理想代用燃料<sup>[1-3]</sup>. 均质混合气压燃(HCCI)是一种新型的燃烧方式, 其主要特点是采用稀薄燃烧, 可以降低 $\text{NO}_x$ 和PM的排放, 是清洁的燃烧方式, 但HCCI的着火和燃烧过程受燃料的化学反应动力学控制<sup>[3-6]</sup>, 面临着着火时刻不易控制和工作范围狭窄的问题. 研究表明, HCCI发动机对燃料的灵活性高, 可以利用DME燃料的特点来解决HCCI燃烧中工作范围狭窄的问题<sup>[7]</sup>.

国内外对二甲醚的化学反应动力学机理进行了广泛的研究, 证明了二甲醚燃料也遵循碳氢类燃料的反应机理路径, 先分成小分子, 再氧化成甲醛、甲酸基, 进而生成CO, 最后CO和H氧化成

$\text{CO}_2$ 和 $\text{H}_2\text{O}$ <sup>[8-10]</sup>. 罗马吉等<sup>[9]</sup>利用EGR研究DME的HCCI着火过程, 证实了EGR对HCCI燃烧既有(内部EGR)高温促进作用, 也有(外部EGR)抑制的作用, 还从化学反应动力学的角度, 应用单区燃烧模型和已建立的二甲醚化学反应机理, 对采用内部EGR技术控制的DME的HCCI着火过程进行了数值模拟, 分析了不同 $R_{\text{EGR}}$ 对其着火过程的影响.

诸多研究表明, 二甲醚燃料结合不同比例的 $R_{\text{EGR}}$ , 可以有效拓展HCCI发动机的工况范围. 然而,  $R_{\text{EGR}}$ 对二甲醚HCCI燃烧过程的影响细节并不清楚, 笔者利用化学反应动力学软件CHEMKIN对不同 $R_{\text{EGR}}$ 和过量空气系数 $\lambda$ 下的DME的HCCI燃烧进行了系统的数值模拟, 重点分析 $R_{\text{EGR}}$ 和 $\lambda$ 对二甲醚HCCI燃烧过程的影响.

## 1 模拟方法介绍及参数选取

模拟采用气缸压缩比为16.5, 容积 $103.3\text{ cm}^3$ , 使燃烧更接近实际情况, 转速设置为 $1\ 600\text{ r/min}$ , 进气压力 $1.079\text{ MPa}$ , 进气温度 $400\text{ K}$ .

(1) 过量空气系数 $\lambda$ : 是实际进气量与DME恰好反应完全所需进气量的比值. 笔者所取的过量空气系数分别为1、3、6、9.

(2) 废气再循环率 $R_{\text{EGR}}$ : 是指利用废气再循

收稿日期: 2017-03-20; 修订日期: 2017-05-30

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51506010); 中国博士后基金项目(2014M552439)

通信作者: 陈朝阳(1982—), 女, 陕西富平人, 长安大学副教授, 博士, 主要研究方向为代用燃料燃烧学, E-mail: zhy-chen@chd.edu.cn.

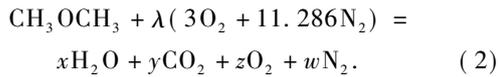
环技术后,引入废气的物质的量占混合气与引入废气的总物质的量的百分比,由如下公式计算:

$$R_{\text{EGR}} = \frac{n_{\text{废气}}}{n_{\text{混合气}} + n_{\text{废气}}} \times 100\%, \quad (1)$$

式中:  $n_{\text{废气}}$  为进入气缸的废气的物质的量;  $n_{\text{混合气}}$  为进入气缸的新鲜混合气的物质的量。

笔者采用外部 EGR,  $R_{\text{EGR}}$  取值分别为 0%、10%、20%、30%、40%。

(3) 数据的计算: 废气成分比较复杂,若对含量较多的废气成分研究,一般只考虑  $\text{O}_2$ 、 $\text{N}_2$ 、 $\text{CO}_2$ 、 $\text{H}_2\text{O}$  4 种成分。那么不同  $\lambda$  对燃料在缸内的化学反应就可以简化为以下公式:



设引入缸内的废气占燃烧产生的总废气量的百分比数为  $\alpha$ , 利用废气再循环技术后,缸内的  $R_{\text{EGR}}$  表示为:

$$R_{\text{EGR}} = \frac{\alpha(x + y + z + w)}{1 + (3 + 11.286)\lambda + \alpha(x + y + z + w)} \times 100\%. \quad (3)$$

在预设的不同  $R_{\text{EGR}}$  和  $\lambda$  下,即可利用公式求出废气的引入系数  $\alpha$ ,从而确定该条件下废气中 4 种气体、二甲醚及空气中的  $\text{O}_2$ 、 $\text{N}_2$  的摩尔比值,就可以将数据录入 CHENMKIN 的前处理器,并基于包含 55 种组分,290 种基元反应的 DME 化学反应机理<sup>[11]</sup>,利用软件中的发动机绝热反应模块进行模拟。

## 2 分析与讨论

### 2.1 废气再循环率对 DME 燃烧的影响

DME 的 HCCI 燃烧从开始放热可以分成 3 个区域,第一是低温放热反应区,DME 的低温氧化反应是链传播过程,链传递的载体是羟基自由基,产生重要的中间产物甲醛和甲酸,放出少量的热量;第二是负温度系数区,上一阶段生成的大量活性很低的甲醛在这一区域内积累,抑制了链传播,DME 氧化反应速率降低,所以几乎无热量放出;第三是高温反应区,主要是低温氧化阶段产物的氧化,是 CO 的氧化放热阶段,放出的热量在整个燃料的燃烧阶段占有较大的比例<sup>[3]</sup>。

图 1 和图 2 分别给出的是模拟计算得到的过量空气系数为 3 时,不同  $R_{\text{EGR}}$  下发动机缸内温度和压力随曲轴转角的变化曲线。由图 1 和图 2 可知,随着  $R_{\text{EGR}}$  增大,气缸内的最高压力、最高温度

都有所下降。笔者采用外部 EGR,因此不考虑废气的加热作用,EGR 主要通过其稀释作用、吸热作用和化学作用影响 DME 的燃烧和放热。首先,废气占有一定的发动机容积,使进入缸内的新鲜混合气量减少,使得燃料燃烧放热量减少;另一方面,废气主要成分中的  $\text{CO}_2$  和  $\text{H}_2\text{O}$  为三原子气体,比热容大,引入 EGR 后增加了混合气的比热容,使混合气的吸热作用增加,最终燃烧压力和温度降低;再则, $\text{CO}_2$  和  $\text{H}_2\text{O}$  在高温下会发生分解反应,进而影响混合气的化学反应进程。三者的综合作用使二甲醚的燃烧受到一定程度抑制,缸内燃烧剧烈程度和反应速度降低,但同时也能减轻发动机工作粗暴的问题。EGR 是减轻 HCCI 发动机爆震燃烧的有效措施之一。

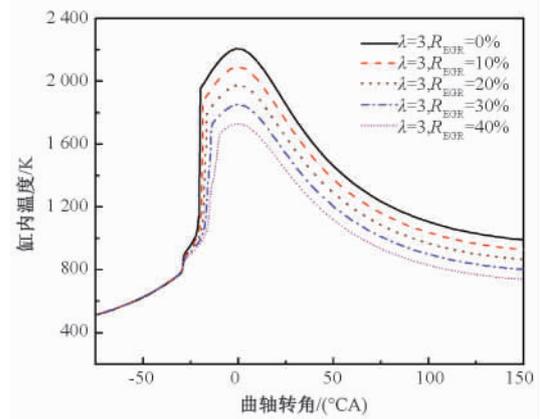


图 1 不同  $R_{\text{EGR}}$  下的发动机缸内温度

Fig. 1 The engine temperature in cylinder with different EGR rate

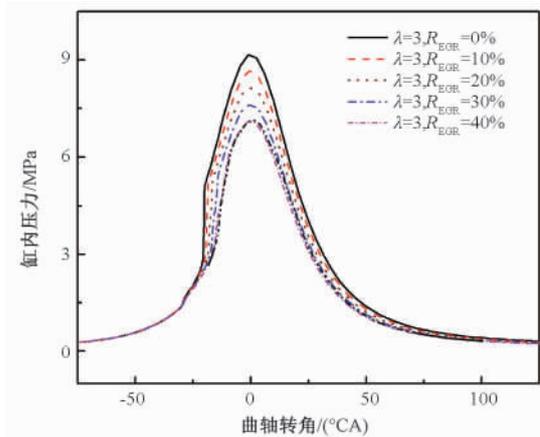


图 2 不同  $R_{\text{EGR}}$  下的发动机缸内压力

Fig. 2 The engine pressure in cylinder with different EGR rate

图 3 为不同  $R_{\text{EGR}}$  下的放热率曲线,如图 3 所示,随  $R_{\text{EGR}}$  增加,放热率峰值降低,亦是受到 EGR 的抑制作用,且高温阶段呈现双峰放热,第一个峰

是中间产物生成 CO 的放热量,第二个是 CO 被氧化成  $\text{CO}_2$  的放热量.

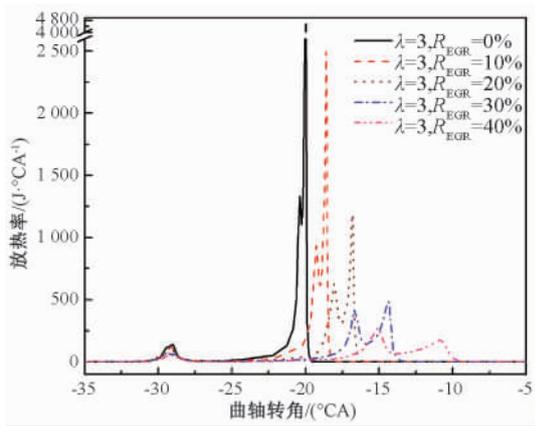


图3 不同  $R_{\text{EGR}}$  下发动机的放热率

Fig. 3 The engine with different EGR rate of heat release rate

在低温放热阶段,开始放热的位置是在  $-29.5^\circ\text{CA}$  曲轴转角处,几乎不随  $R_{\text{EGR}}$  的增大而变化,这是由于压缩到  $-29.5^\circ\text{CA}$  左右时,缸内温度达到  $750 \sim 800 \text{ K}$ ,低温放热阶段开始,二甲醚被氧化成甲醛和甲酸基等中间产物放出少量的热量.而负温度系数区和高温反应区持续期随  $R_{\text{EGR}}$  的增大而变长.这是因为增大  $R_{\text{EGR}}$ ,提高了混合气的热容,压缩过程中缸内温度降低,且废气对燃料的稀释作用增大,使燃料的反应速度减慢,持续期增长.

如图4是模拟过量空气系数为3时,不同  $R_{\text{EGR}}$  下 CO 的摩尔百分数变化曲线.在曲轴转角为  $-29.5^\circ\text{CA}$  的低温反应区开始生成少量 CO.因为此阶段产生的甲醛和甲酸基等中间产物也会同时生成少量的 CO.在负温度系数区 CO 变化曲线斜率接近为0,这是由于 EGR 和中间产物甲醛的抑制作用,使 CO 的生成受到抑制,且  $R_{\text{EGR}}$  越大抑制越强持续期越长.高温反应阶段有大量的 CO 产生并完全消耗,此过程是经历了甲醛等生成 CO 的蓝焰反应和 CO 被氧化成  $\text{CO}_2$  的热焰反应.随着  $R_{\text{EGR}}$  的增大,CO 从生成到消耗的持续时间增长,这是由于着火持续期增长,CO 的生成和消耗时间增长.

## 2.2 过量空气系数对 DME 燃烧的影响

图5和图6分别给出的是  $R_{\text{EGR}}$  为0.2时,不同  $\lambda$  下的缸内温度、压力曲线.由图可知,缸内压力和温度峰值随过量空气系数的增大而降低,且压力和温度曲线的变化率也逐渐减小.这是因为  $\lambda$  增加,参加反应的燃料量相对减小,燃烧剧烈程

度减小,燃烧放出的热量减少.

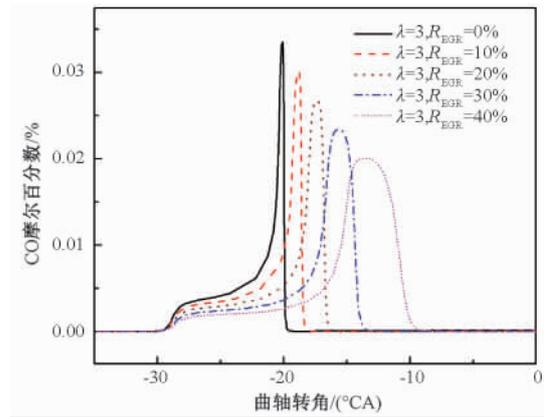


图4 不同  $R_{\text{EGR}}$  下发动机燃烧过程中 CO 的摩尔百分数变化曲线

Fig. 4 The engine combustion process with different EGR rate curves of the mole fraction CO

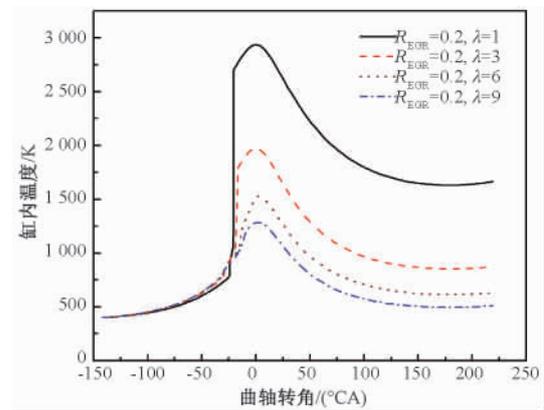


图5 不同  $\lambda$  下的发动机缸内温度

Fig. 5 The engine temperature in cylinder with different  $\lambda$

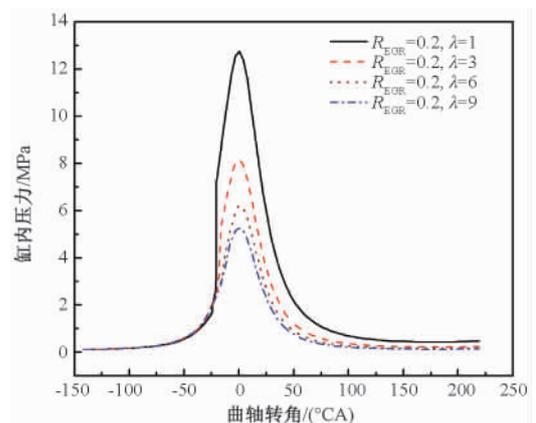


图6 不同  $\lambda$  下的发动机缸内压力

Fig. 6 The engine pressure in cylinder with different  $\lambda$

图7所示的是  $R_{\text{EGR}}$  为0.2,不同  $\lambda$  下 DME 燃料发动机 HCCI 燃烧模式的放热率曲线.由图7可以看出,随着  $\lambda$  的增大,放热率峰值急剧下降,

这与缸内压力和温度峰值的下降一致,都是由于  $\lambda$  的增大减少了缸内的燃料量所致. 放热率的两个峰值位置随  $\lambda$  的变化呈现不同的规律. 随着  $\lambda$  的增大,低温放热阶段提前,而高温放热阶段滞后. 这是由于随着  $\lambda$  的增大,混合气的比热容减小,压缩阶段温度升高幅度增大,因此,大的  $\lambda$  的混合气先达到低温反应温度限值,使低温反应阶段提前;然而,大的  $\lambda$  使得混合气中燃料量减少,低温燃烧放热阶段放热量减小,前期温度积累减小,使得高温主反应阶段滞后,过多的空气量也使得高温反应阶段反应剧烈程度减小,放热率峰值下降.

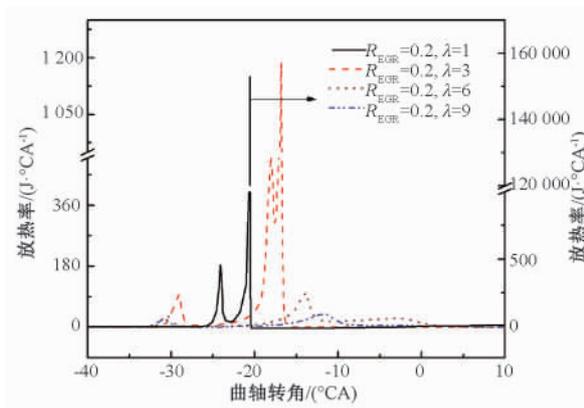


图 7 不同  $\lambda$  下发动机的放热率

Fig. 7 The engine with different  $\lambda$  of heat release rate

图 8 所示的是  $R_{EGR}$  为 0.2, 不同  $\lambda$  下的 CO 摩尔百分数变化曲线. 由图 8 可知,  $\lambda = 1$  时, CO 摩尔百分数表现出两个峰值,先在较短时间内急剧增大后降低,再缓慢上升最终消耗完全,这是因为当  $\lambda = 1$  时,缸内温度较高,氧气以当量供给,燃

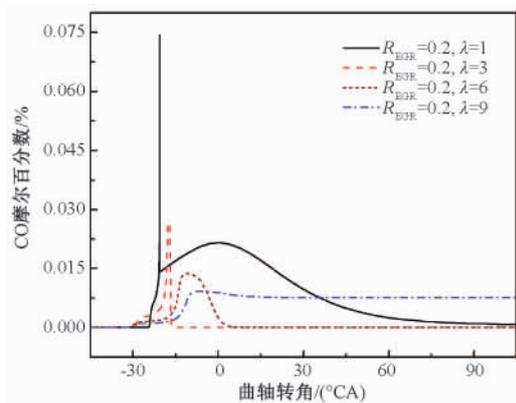


图 8 不同  $\lambda$  下发动机燃烧过程中 CO 的摩尔百分数变化曲线

Fig. 8 The engine combustion process with different  $\lambda$  curves of the mole fraction CO

烧初期,氧气相对充足,生成的 CO 很快氧化成  $CO_2$ , 而之后受到了  $O_2$  浓度的限制, CO 的蓝焰反应速率高于热焰反应,摩尔百分数稍有增加,最终 CO 基本完全被氧化. 当  $\lambda$  大于 3 时,在低温反应阶段,有少量 CO 生成,负温度系数区 CO 摩尔百分数保持不变. 在高温反应阶段有大量 CO 生成并消耗,变化趋势逐渐减小. 因为随着  $\lambda$  增大,  $O_2$  浓度增加,氧化改善, CO 几乎完全氧化成  $CO_2$ ,  $\lambda$  增大,缸内温度降低,使 CO 的反应速率降低.  $\lambda = 9$  时, CO 又出现剩余,这是因为  $\lambda$  过大,缸内温度较低, CO 的氧化受到抑制.

### 3 结论

(1) 外部 EGR 能改变 DME 的 HCCI 燃烧,随着  $R_{EGR}$  的增大,缸内的压力、压力升高率、温度及放热率都有所降低;对应的二甲醚低温反应阶段的燃烧相位几乎不变,负温度系数区持续时间增长,高温反应阶段的燃烧相位推迟,燃烧持续期增长.

(2) 随着过量空气系数的增加,缸内压力、温度以及放热率峰值降低,低温氧化放热提前,而高温放热阶段和燃烧持续期增长.

因此可以通过改变  $R_{EGR}$  和  $\lambda$  来对 DME 的 HCCI 燃烧进行控制.

### 参考文献:

- [1] 亢银虎. 二甲醚火焰燃烧特性及工程应用的研究 [D]. 重庆: 重庆大学动力工程学院, 2015: 4 - 18.
- [2] 廖水容. 二甲醚柴油缸内温度场数值模拟的研究 [J]. 郑州大学学报 (工学版), 2010, 31(1): 111 - 115.
- [3] 徐凯. 二甲醚发动机 HCCI 燃烧与排放研究 [D]. 四川: 西华大学交通与汽车工程学院, 2010: 6 - 30.
- [4] 罗马吉, 陈志, 黄震, 等. EGR 对二甲醚 HCCI 着火过程的数值模拟研究 [J]. 汽车工程, 2005, 27(4): 399 - 403.
- [5] 吴晗, 张春化, 佟娟娟, 等. 外部 EGR 甲醇 HCCI 发动机燃烧特性试验 [J]. 甘肃农业大学学报, 2013, 48(2): 114 - 118.
- [6] HASAN M M, RAHMAN M M. Homogeneous charge compression ignition combustion: advantages over compression ignition combustion, challenges and solutions [J]. Renewable and sustainable energy reviews, 2016, 57: 282 - 291.
- [7] 张志超. 发动机燃烧新技术 HCCI [J]. 技术新视野, 2015(9): 79 - 80.

- [8] 罗马吉, 黄震. 二甲醚均质压燃燃烧化学反应动力学机理数值模拟[J]. 上海交通大学学报, 2005, 39(8): 1266-1271.
- [9] 罗马吉, 黄震, 彭小圣, 等. 二甲醚 HCCI 燃烧高温反应动力学分析[J]. 工程热物理学报, 2006, 27(1): 155-158.
- [10] PRINCE J C, WILLIAMS F A. A short reaction mechanism for the combustion of DME[J]. Combustion and flame, 2015, 162: 3589-3595.
- [11] ZHAO Z W, CHAOS M, KAZAKOV A, et al. Thermal decomposition reaction and a comprehensive kinetic model of dimethyl ether[J]. International journal of chemical kinetics, 2007, 40(1): 1-18.

## Effect of EGR on the Performance in Dimethyl Ether Fueled HCCI Engine

HUANG Jinyao<sup>1</sup>, YAN Shilun<sup>1</sup>, CHEN Zhaoyang<sup>1,2</sup>

(1. School of Automobile, Chang'an University, Xi'an 710064, China; 2. School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

**Abstract:** Combustion performance of DME fueled homogeneous charge compression ignition (HCCI) engine under different exhaust gas recirculation (EGR) rate and different coefficient of excess air ( $\lambda$ ) was studied numerically by using the software CHEMKIN. Influences of EGR and  $\lambda$  on the combustion performance of DME HCCI engine were analyzed. The result showed that at a specific  $\lambda$ , the pressure, temperature and the heat release rate decreased with the increase of EGR rate and the high temperature reaction was delayed. With a specific EGR rate, the pressure, temperature and the heat released rate in cylinder decreased with the increase of  $\lambda$ . And the low temperature reaction advanced while the high temperature reaction delayed. It could be recognized that the ignition time of HCCI engine could be controlled by changing the EGR rate or  $\lambda$ .

**Key words:** dimethyl ether; EGR; HCCI; combustion performance; numerical simulation

(上接第 17 页)

## Quantitative Study on the Representative Volume Element Size of Concrete Strength under Uniaxial Loading

WANG Juan<sup>1</sup>, WANG Huijuan<sup>2</sup>, XU Yaoqun<sup>1</sup>, WU Xiaopeng<sup>1</sup>

(1. School of Water Conservancy and Environment Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. Xinlian College of Henan Normal University, Zhengzhou 45000, China)

**Abstract:** Based on meso-numerical simulation technology, a new method was developed for the determination of the RVE (representative volume element) size of concrete. The uniaxial tensile and compressive strength of concrete specimens with various RVE size were calculated by means of the interfacial spring element model. Then the RVE size was determined quantitatively by analyzing the discreteness of concrete strength and the increase trend of concrete strength. Results showed that the RVE size for concrete uniaxial tensile and compressive strength were 5 times and 6.5 times of maximum aggregate diameter of concrete respectively, which were close to the RVE sizes for concrete micro-structure. This study could enrich the numerical methods for strength analysis of concrete and lay a foundation for multi-scale analysis of concrete.

**Key words:** concrete; representative volume element; strength; meso-scale; quantitative study

文章编号: 1671-6833(2018)01-0029-07

## 基于相交道路左转饱和交通量的 MULTIBAND 改进模型

常玉林<sup>1,2</sup>, 郑献予<sup>1</sup>, 张鹏<sup>1</sup>

(1. 江苏大学 汽车与交通工程学院, 江苏 镇江 212013; 2. 东南大学 城市智能交通江苏省重点实验室, 江苏 南京 211189)

**摘要:** 为降低相交道路左转饱和和交通量对干线车流的影响, 提高干线协调控制效益, 在 MULTIBAND 模型的基础上, 对于相交道路左转交通量在周期内饱和的交叉口, 在计算其下游路段绿波带宽时, 将相交道路的部分左转相位时间计入协调方向相位中, 并在模型中考虑相交道路左转相位早闭或滞后于协调方向相位对带宽求解的影响. 模型的求解和仿真表明, 改进的 MULTIBAND 模型不仅更有利于获得最大带宽, 并能有效降低干道中直行车辆的延误和交叉口停车概率, 尤其是相交道路左转相位处于滞后相序时, 控制效果更为明显.

**关键词:** 城市交通; 干道协调控制; 多带宽模型; 转向交通量; 相序; 延误

**中图分类号:** U491.51      **文献标志码:** A      **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.006

### 0 引言

干线因其较大的基本通行能力和较高的通达性成为很多驾驶员的首选道路, 因此干线的畅通对于城市路网的畅通至关重要. 干线协调控制以干道上各交叉口的交通量大小为依据, 通过设置合理的相位差减少车辆在干道上的延误和停车次数, 提高了干道的实际通行能力. 干线协调控制的策略之一是使绿波带宽最大, MAXBAND 模型由 Morgan 等<sup>[1]</sup>提出, 以最大绿波带宽为目标, 使用混合整数线性规划方法得出恒定绿波带宽下的全局最优解, 是干线协调控制中经典模型之一. MULTIBAND 模型<sup>[2]</sup>在此基础上根据路段上交通量的差异给出与之相协调的带宽, 这种可变带宽的思想进一步提高了干线协调的控制效果. 自 Gartner 等<sup>[3]</sup>于 1996 年将 MULTIBAND 模型实际运用到干道的协调控制后, 国内学者针对我国城市交通流特征作出很多本土化改进. 卢凯等<sup>[4]</sup>将绿波带宽分配影响因子和带宽需求比例系数引入模型的目标函数中; 王世明等<sup>[5]</sup>则对主干道左转相序形式进行效益分析;

陈宁宁等<sup>[6]</sup>将动态红灯排队消散时间模型融入干道双向绿波协调控制模型中; 侯永芳<sup>[7]</sup>引入非协调相位的饱和度对非关键交叉口的绿灯时长进行优化分配; 秦雅琴等<sup>[8]</sup>建立了以实际交叉口位置与理想交叉口位置偏差之和最小为优化目标的公共信号周期优化模型.

### 1 问题描述与改进对策分析

由于大部分与干道相交的道路为支路<sup>[9]</sup>, 且相交道路汇入干道的交通量较为有限, 大多数干线协调优化模型并不考虑相交道路经左转汇入干道的交通量. 然而干道上的一些主要交叉口相交道路左转流量较大, 尤其在流量达到饱和时, 大量的相交道路左转交通量在汇入干道后, 若不处于绿波带宽范围内, 行驶至下游第一个交叉口时需停车排队, 较长的排队长度意味着下游交叉口的协调方向排队消散时间的增加, 从而降低了干道协调在高峰期的控制效益.

为了解决上述问题, 笔者将对相交道路左转交通流处于饱和状态时, 协调方向出口道流量特征进行分析, 并分别对相交道路左转相位的早闭

收稿日期: 2017-07-20; 修订日期: 2017-10-13

基金项目: 江苏省高校自然科学基金资助项目(13KJB580003); 江苏省城市智能交通重点实验室开放研究经费资助项目(JTKF2014004).

作者简介: 常玉林(1963—), 男, 江西吉安人, 江苏大学教授, 博士, 主要研究方向为交通运输系统控制与信息技术, E-mail: ylchang@ujs.edu.cn.

和滞后于协调方向相位两种情况分别建模,通过仿真得出最佳绿波控制效果时的相序设置形式.根据沈家军等<sup>[10]</sup>的研究成果,为确保交叉口的通行效率,交叉口配时采用含相交道路专用左转相位的四相位配时方案.

1.1 协调方向交叉口出口道交通量的变化特征

设交叉口右转车辆不受信号控制,交叉口信号周期为  $C$ ,协调方向相位为  $G$  且为周期的第一相位,相交道路左转相位为  $L$ . 依据交叉口进口道的交通量变化特征<sup>[11]</sup>,不同相序设置方式使得周期内协调方向交叉口出口道交通量呈现出不同的变化特征.

当相交道路左转相位  $L$  先于协调相位  $G$  执行时,该相位为周期内的第四相位,周期内协调方向出口道交通量特征如图 1 所示. 周期开始后,协调方向交叉口出口道交通量以相交道路左转进口道饱和流量为起始,迅速上升至协调方向进口道饱和流量,待排队车辆清空后,协调方向交通流逐渐转为自由流至相位  $G$  结束;在第四相位  $L$  被执行前,由于只有相交道路右转车辆允许进入协调方向出口道,此时协调方向交通流将从协调方向自由流转为相交道路右转的自由流直至第四相位  $L$  被执行前;第四相位  $L$  开始后,协调方向出口道交通流迅速上升至相交道路左转进口道饱和流量并持续至周期  $C$  结束.

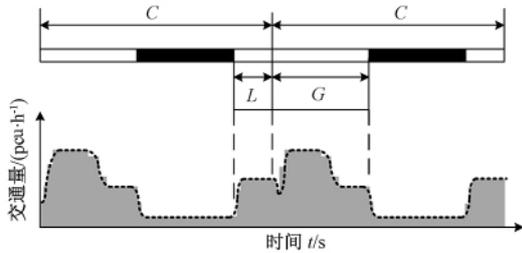


图 1 “相交道路左转相位-协调方向相位”相序下干道出口道交通量变化特征

Fig.1 Variation tendency for traffic of the arterial exit of the crossroad in circle when the phase for left turning of crossing road finished before the phase for the arterial started

当相交道路的左转相位  $L$  后置于协调相位  $G$  时,该相位为周期内的第二相位,周期内协调方向出口道交通量变化趋势如图 2 所示. 周期开始后,协调方向交叉口出口道交通量从相交道路右转自由流迅速上升至协调方向饱和交通流,待协调方向进口道排队车辆清空后,出口道交通流逐渐转为自由流至相位  $G$  结束. 第二相位  $L$  执行时,协调方向出口道交通流由协调方向自由流转换为相

交道路左转进口道饱和流直至第二相位结束. 随后,由于协调方向出口道均只有相交道路右转车辆允许进入,协调方向出口道交通流将从相交道路左转进口道饱和流转为相交道路右转自由流直至周期结束.

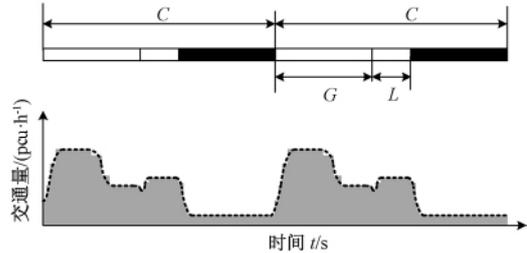


图 2 “协调方向相位-相交道路左转相位”相序下干道出口道交通量变化特征

Fig.2 Variation tendency for traffic of the arterial exit of the crossroad in circle when the phase for left turning of crossing road started behind the phase for the arterial

1.2 MULTIBAND 基本模型

设  $I_i (i = 1, 2, \dots, n)$  为干线协调控制范围内的交叉口,协调方向 MULTIBAND 基本模型如式 (1~9)<sup>[2,12]</sup> 所示.

$$\max \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n-1} (a_i b_i + \bar{a}_i \bar{b}_i) \quad (1)$$

s. t

$$(1-k)\bar{b}_i \geq (1-k)kb_i, \quad i = 1, 2, \dots, n-1 \quad (2)$$

$$\frac{1}{C2} \leq z \leq \frac{1}{C1} \quad (3)$$

$$\begin{cases} \frac{1}{2}b_i \leq w_i \leq (1-r_i) - \frac{1}{2}b_i; \\ \frac{1}{2}b_i \leq w_{i+1} + q_{i+1} \leq (1-r_{i+1}) - \frac{1}{2}b_i, \end{cases} \quad (4)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n-1$ .

$$\begin{cases} \frac{1}{2}\bar{b}_i \leq w_i - \bar{q}_i \leq (1-\bar{r}_i) - \frac{1}{2}\bar{b}_i; \\ \frac{1}{2}\bar{b}_i \leq \bar{w}_{i+1} \leq (1-\bar{r}_{i+1}) - \frac{1}{2}\bar{b}_i, \end{cases} \quad (5)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n-1$ .

$$t_i + \bar{t}_i + w_i + \bar{w}_i - (w_{i+1} + \bar{w}_{i+1}) = -\frac{1}{2}(r_i + \bar{r}_i) + \frac{1}{2}(r_{i+1} + \bar{r}_{i+1}) + (q_{i+1} + \bar{q}_i) + m_i \quad (6)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n-1$ .

$$\begin{cases} 0 \leq q_i \leq \theta z; \\ 0 \leq \bar{q}_i \leq \theta z, \end{cases} \quad (7)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n$ .

$$\begin{cases} \frac{d_i}{f_i}z \leq t_i \leq \frac{d_i}{e_i}z; \\ \frac{d_i}{f_i}z \leq \bar{t}_i \leq \frac{d_i}{e_i}z, \end{cases} \quad (8)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n - 2$ .

$$\begin{cases} \frac{d_i}{h_i}z \leq \frac{d_i}{d_{i+1}}t_{i+1} - t_i \leq \frac{d_i}{g_i}z; \\ \frac{d_i}{\bar{h}_i}z \leq \frac{d_i}{\bar{d}_{i+1}}\bar{t}_{i+1} - \bar{t}_i \leq \frac{d_i}{\bar{g}_i}z, \end{cases} \quad (9)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n - 2$ .

式 (1) 为模型的目标函数, 求解后可得到最大绿波带宽.  $b_i(\bar{b}_i)$  为上(下)行方向交叉口  $I_i(I_{i+1})$  到  $I_{i+1}(I_i)$  间绿波带宽时间率, 时间率为实际时间长度与周期的比值;  $a_i(\bar{a}_i)$  为路段上(下)行方向的绿波带宽权重值, 按下式进行计算:

$$\begin{cases} a_i = \left(\frac{V_i}{S_i}\right)^\rho; \\ \bar{a}_i = \left(\frac{\bar{V}_i}{\bar{S}_i}\right)^\rho, \end{cases} \quad (10)$$

式中:  $V_i(\bar{V}_i)$  为协调方向上(下)行实际交通量;  $S_i(\bar{S}_i)$  为协调方向上(下)行饱和交通量;  $\rho$  为附加因子.

式 (2) 为模型的约束条件, 可使协调方向上下行中交通量较大的一侧获得更大的带宽. 式中,  $k$  为干线下行方向与上行方向的带宽需求比例.

式 (3) 为协调周期设定了上下限. 式中,  $z$  为周期  $C$  的倒数;  $C1$  和  $C2$  分别为周期的下界和上界.

式组 (4) ~ (6) 表示协调方向上行和下行时间参数间的约束关系. 式中,  $r_i(\bar{r}_i)$  为交叉口  $I_i$  处上(下)行方向的红灯时间率;  $q_i(\bar{q}_i)$  表示交叉口  $I_i$  协调方向上(下)行的排队清空时间率;  $w_i(\bar{w}_i)$  表示交叉口  $I_i$  在协调方向上(下)行绿波带中心线与相邻红灯右(左)侧边缘之间的时间率;  $t_i(\bar{t}_i)$  为车辆从  $I_i(I_{i+1})$  到  $I_{i+1}(I_i)$  间的行程时间率.

式组 (7) 则为排队清空时间率  $q_i$  设置了最大值  $\theta$  作为上限约束, 以保证绿波的连续性.

式组 (8) 为模型的绿波带速度取值划定了上下限. 式中,  $d_i$  表示交叉口  $I_i$  到  $I_{i+1}$  的距离;  $f_i(\bar{f}_i)$  为交叉口  $I_i(I_{i+1})$  到交叉口  $I_{i+1}(I_i)$  的绿波带速上界;  $e_i(\bar{e}_i)$  为交叉口  $I_i(I_{i+1})$  到交叉口  $I_{i+1}(I_i)$  的绿波带速下界.

式组 (9) 可避免绿波带带速突变. 式中,  $h_i(\bar{h}_i)$  为交叉口  $I_i(I_{i+1})$  到交叉口  $I_{i+1}(I_i)$  的绿波带速变化量上界;  $g_i(\bar{g}_i)$  为交叉口  $I_i(I_{i+1})$  到交叉

口  $I_{i+1}(I_i)$  的绿波带速变化量下界.

### 1.3 基于相交道路左转交通量的模型改进分析

相交道路的左转饱和和交通量由相交道路左转相位时间决定. 为了使相交道路左转流量在汇入后能够处于干线协调控制的可控范围中, 对于考虑相交道路左转流量的交叉口  $I_p$ , 其协调方向上下行绿波带宽可包含一定的相交道路左转相位时间. 定义交叉口  $I_p$  处协调方向上(下)行的计算红灯时间率为  $r_p'(r_p')$ , 并按式 (11) 参与模型的改进. 该参数与协调方向相位红灯时间率  $r_p(\bar{r}_p)$ 、相交道路左转绿灯时间率  $L_p(\bar{L}_p)$  以及相交道路左转交通量在周期内的饱和度  $\mu$  有关.

$$\begin{cases} r_p' = r_p - \mu L_p; \\ \bar{r}_p' = \bar{r}_p - \mu \bar{L}_p, \end{cases} \quad (11)$$

式中:  $L_p(\bar{L}_p)$  表示交叉口  $I_p$  协调方向上(下)行相交道路左转绿灯时间;  $\mu$  为相交道路左转饱和度.

此时, 考虑了相交道路左转饱和和交通量的交叉口  $I_p$  处干线协调时距图如图 3 和图 4 所示. 其中图 3 为“相交道路左转相位-协调方向相位”相序, 图 4 为“协调方向相位-相交道路左转相位”相序.

在 MULTIBAND 基本模型中, 绿波带中心线两侧的带宽是相等的, 当绿波带中心线不经过协调方向相位时长中心对称点时, 绿波带的宽度将取决于中心线两侧带宽中较窄一侧的带宽. 对于考虑了相交道路左转相位的交叉口  $I_p$ , 若增加的绿灯时间率  $\mu L_p(\mu \bar{L}_p)$  出现在绿波带中心线两侧带宽中较宽的一侧, 导致模型改进对控制效果无明显改善.

为配合基于相交道路左转流量的模型改进, 还需以绿波带中心线为基准, 对绿波带两侧带宽进行非对称化处理<sup>[13]</sup>. 记上(下)行方向绿波带中心线两侧的绿波带宽分别为  $b_i'$  和  $b_i''$ ,

$$\begin{cases} b_i = b_i' + b_i''; \\ \bar{b}_i = \bar{b}_i' + \bar{b}_i''. \end{cases} \quad (12)$$

## 2 考虑相交道路左转饱和和交通量的 MULTIBAND 改进模型

### 2.1 模型修改

为了非对称化处理绿波带两侧带宽, 公式 (13) ~ (16) 将用于替换基本模型中的公式 (1)、(2)、(4)、(5).

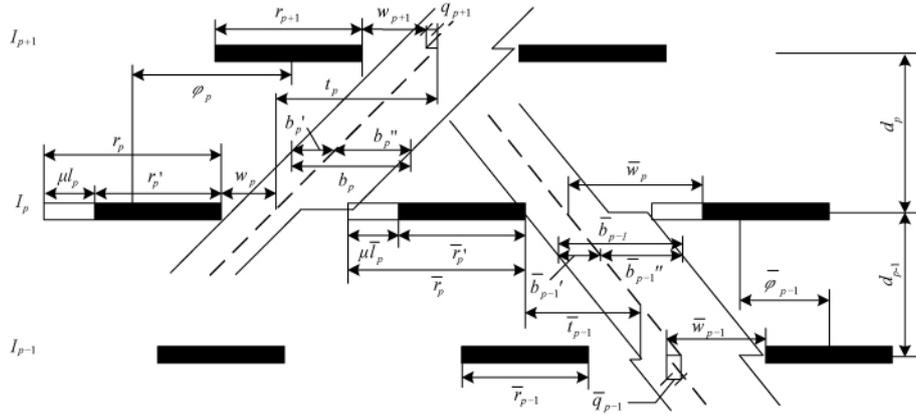


图3 “相交道路左转相位-协调方向相位”相序下交叉口p及其相邻交叉口绿波时距图

Fig.3 Time-distance graph when the phase for left turning of crossing road finished before the phase for the arterial started

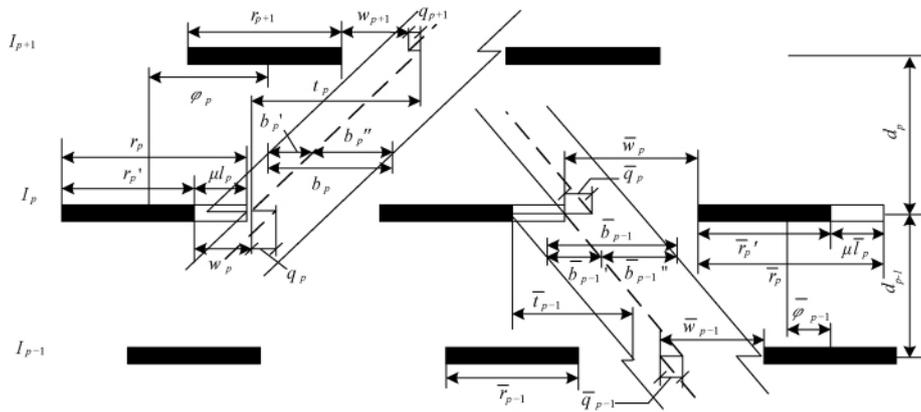


图4 “协调方向相位-相交道路左转相位”相序下交叉口p及其相邻交叉口绿波时距图

Fig.4 Time-distance graph when the phase for left turning of crossing road started behind the phase for the arterial

$$\max \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n-1} [a_i(b_i' + b_i'') + \bar{a}_i(\bar{b}_i' + \bar{b}_i'')] \quad (13)$$

$$(1-k)(\bar{b}_i' + \bar{b}_i'') \geq (1-k)k(b_i' + b_i'') \quad (14)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n-1$ .

$$\begin{cases} b_i' \leq w_i \leq (1-r_i) - b_i''; \\ b_i' \leq w_{i+1} + q_{i+1} \leq (1-r_{i+1}) - b_i''; \end{cases} \quad (15)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n-1$ .

$$\begin{cases} \bar{b}_i'' \leq w_i - \bar{q}_i \leq (1-\bar{r}_i) - \bar{b}_i'; \\ \bar{b}_i'' \leq \bar{w}_{i+1} \leq (1-\bar{r}_{i+1}) - \bar{b}_i'; \end{cases} \quad (16)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, n-1$ .

### 2.2 模型扩充

与干线协调范围内的其它交叉口相比,交叉口  $I_p$  在模型计算中考虑了相交道路的左转饱和流量,所以在修改后的 MULTIBAND 基本模型基础上,增加公式组 (17) ~ (18) 描述相交道路左转相位前置于协调方向相位时各时间参数间的关系.

$$\begin{cases} b_p' \leq w_p \leq (1-r_p') - b_p''; \\ b_p' \leq w_{p+1} + q_{p+1} \leq (1-r_{p+1}) - b_p''; \\ \bar{b}_p'' \leq \bar{w}_p - \bar{q}_p \leq (1-\bar{r}_p) - \bar{b}_p'; \\ \bar{b}_p'' \leq \bar{w}_{p+1} \leq (1-\bar{r}_{p+1}) - \bar{b}_p'; \end{cases} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} t_p + t_p' + w_p + \bar{w}_p - (w_{p+1} + \bar{w}_{p+1}) - \frac{1}{2}l_p = \\ -\frac{1}{2}(r_p' + \bar{r}_p) + \frac{1}{2}(r_{p+1} + \bar{r}_{p+1}) + \\ (q_{p+1} + \bar{q}_p) + m_p. \end{aligned}$$

$$\begin{cases} b_{p-1}' \leq w_{p-1} \leq (1-r_{p-1}) - b_{p-1}''; \\ b_{p-1}' \leq w_p + q_p \leq (1-r_p) - b_{p-1}''; \\ \bar{b}_{p-1}'' \leq \bar{w}_{p-1} - \bar{q}_{p-1} \leq (1-\bar{r}_{p-1}) - \bar{b}_{p-1}'; \\ \bar{b}_{p-1}'' \leq \bar{w}_p \leq (1-\bar{r}_p) - \bar{b}_{p-1}', \end{cases} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} t_{p-1} + t_{p-1}' + w_{p-1} + \bar{w}_{p-1} - (w_p + \bar{w}_p) - \frac{1}{2}l_p = \\ -\frac{1}{2}(r_{p-1} + \bar{r}_{p-1}) + \frac{1}{2}(r_p + \bar{r}_p) + \\ (q_p + \bar{q}_{p-1}) + m_{p-1}. \end{aligned}$$

公式组 (17) 用计算红灯时间  $r'_p$  代替协调方向红灯时间  $r_p$ , 使相交道路交通量经转向后上行立即处于干线协调控制的可控范围中, 而公式组 (18) 则说明交叉口  $I_{p+1}$  下行方向时间参数之间的关系.

增加公式组 (19) ~ (20), 用于描述相交道路左转相位后置于协调方向相位时各时间参数之间的关系.

$$\begin{cases} b'_p \leq w_p \leq (1 - r'_p) - b''_p; \\ b'_p \leq w_{p+1} + q_{p+1} \leq (1 - r_{p+1}) - b''_p, \\ \bar{b}''_p \leq \bar{w}_p - \bar{q}_p \leq (1 - \bar{r}_p) - \bar{b}'_p; \\ \bar{b}''_p \leq \bar{w}_{p+1} \leq (1 - \bar{r}_{p+1}) - \bar{b}'_p, \end{cases} \quad (19)$$

$$t_p + \bar{t}_p + w_p + \bar{w}_p - (w_{p+1} + \bar{w}_{p+1}) + \frac{1}{2}l_p = -\frac{1}{2}(r'_p + \bar{r}_p) + \frac{1}{2}(r_{p+1} + \bar{r}_{p+1}) + (q_{p+1} + \bar{q}_p) + m_p.$$

$$\begin{cases} b'_{p-1} \leq w_{p-1} \leq (1 - r_{p-1}) - b''_{p-1}; \\ b'_{p-1} \leq w_p + q_p \leq (1 - r_p) - b''_{p-1}, \\ \bar{b}''_{p-1} \leq \bar{w}_{p-1} - \bar{q}_{p-1} \leq (1 - \bar{r}_{p-1}) - \bar{b}'_{p-1}; \\ \bar{b}''_{p-1} \leq \bar{w}_p \leq (1 - \bar{r}_p) - \bar{b}'_{p-1}, \end{cases} \quad (20)$$

$$t_{p-1} + \bar{t}_{p-1} + w_{p-1} + \bar{w}_{p-1} - (w_p + \bar{w}_p) + \frac{1}{2}l_p = -\frac{1}{2}(r_{p-1} + \bar{r}_{p-1}) + \frac{1}{2}(r_p + \bar{r}_p) + (q_p + \bar{q}_{p-1}) + m_{p-1}.$$

公式组 (19) 说明了交叉口  $I_{p-1}$  处上行方向各时间参数之间的关系, 而公式组 (20) 则用计算红灯时间  $r'_p$  代替协调方向红灯时间  $r_p$ , 使相交道路交通量经转向后立即处于干线协调控制的可控范围中.

模型求解时, 根据相交道路左转相位的相序位置选择公式组 (16) ~ (17) 或 (18) ~ (19) 加入修改后的 MULTIBAND 基本模型中联合求解. 当  $p = 1$  时, 只考虑相交道路左转流量对交叉口  $I_p$  上行方向交通量的影响, 即取公式组 (16) 或 (18); 同理, 当  $p = n$  时, 仅考虑相交道路左转流量对交叉口  $I_p$  下行方向交通量的影响, 即取公式组 (17) 或 (19).

### 3 案例分析

#### 3.1 案例路段简介

长江路是镇江市重要主干道. 笔者选取长约 1 500 m、双向四车道、包含五个交叉口的路段作为算例, 各交叉口间的间距和相位长度如表 1

所示.

表 1 干道协调控制范围内交叉口间的间距及相位时长  
Tab.1 Distance of crossroads and signal timing in arterial

	$I_1$	$I_2$	$I_3$	$I_4$	$I_5$
$d_i/m$	372	324	361	487	—
$r_i$	0.722	0.433	0.444	0.267	0.267
$\bar{r}_i$	0.722	0.433	0.444	0.267	0.267
$l_i$	0.256	—	—	0.267	0.267
$\bar{l}_i$	0.256	—	—	—	—

交叉口  $I_1$  为控制路段的关键交叉口, 相交道路经左转汇入干道的交通量大, 且干道直行红灯时间率. 因而建模时将该口相交道路左转流量纳入干线协调控制的考虑范围内. 设相交道路左转流量饱和度  $\mu = 0.6$ , 附加因子  $\rho = 1$ , 带速以及带速变化量如表 2 所示. 根据历史平均车速和限速进行标定. 所有参数标定后, 通过 LINGO 软件对模型中的未知量进行求解.

表 2 与速度有关的参数标定

Tab.2 Parameters related to the speed in model

$e_i(\bar{e}_i) / (m \cdot s^{-1})$	$f_i(\bar{f}_i) / (m \cdot s^{-1})$	$g_i(\bar{g}_i) / (m^2 \cdot s^{-2})$	$h_i(\bar{h}_i) / (m^2 \cdot s^{-2})$
10	14	210	-210

#### 3.2 结果分析

求解结果如表 3 和表 4 所示. 无论干道交通流处于何种状态, 与基本模型相比, 改进模型均可以获得更大的带宽, 且较小的带宽标准差意味着各路段带宽更加均匀, 有助于提高绿波的控制效果. 从改进模型的两种相序设置情况来看, 相交道路左转相位后置于协调方向相位时, 可获得的最大带宽更大, 且带宽标准差更小, 理论上的控制效果更优.

表 3 各 MULTIBAND 模型求解结果统计 ( $k = 0.99$ )

Tab.3 Solution results for models of MULTIBAND ( $k = 0.99$ )

$k = 0.99$	基本	改进模型	
	模型	相位前置	相位后置
目标函数	0.301	0.348	0.354
带宽标准差 $\sigma_b$	0.223	0.213	0.206

#### 3.3 模型仿真

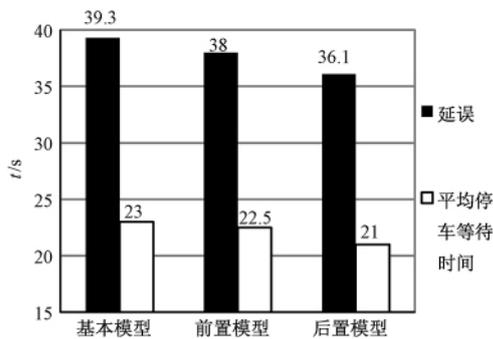
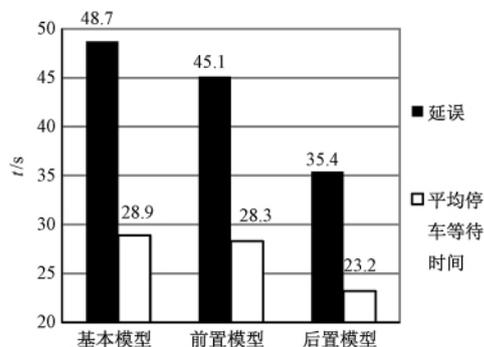
模型的仿真由 VISSIM 软件实现, 并在路段延误和交叉口停车次数两个评价指标上, 与未考虑相交道路左转交通量的 MULTIBAND 基本模型进行比较, 从而评价改进模型的控制效果. 为检

表4 各 MULTIBAND 模型求解结果统计( $k=0.75$ )Tab.4 Solution results for models of MULTIBAND ( $k=0.75$ )

$k=0.75$	基本模型	改进模型	
		相位前置	相位后置
目标函数	0.354	0.411	0.429
带宽标准差 $\sigma_b$	0.223	0.216	0.200

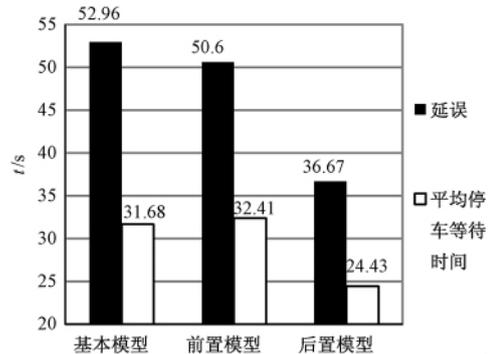
验改进模型的协调控制能力,仿真中设置了两种干道交通流状态,即双向交通量趋同( $k=0.99$ )状态和双向交通量不均衡( $k=0.75$ )状态.此外,改进模型在仿真时还将进一步划分为相交道路左转相位的早断和滞后两种情况,并对两种情况的控制效果进行评价.

将求解结果输入 VISSIM 中进行仿真,在双向交通量趋同和潮汐条件下,1 h 的路段双向延误和平均停车等待时间统计分别如图 5 和图 6 所示.

图5 各 MULTIBAND 模型双向仿真结果( $k=0.99$ )Fig.5 Simulation results for models of MULTIBAND in two-way ( $k=0.99$ )图6 各 MULTIBAND 模型双向仿真结果( $k=0.75$ )Fig.6 Simulation results for models of MULTIBAND in two-way ( $k=0.75$ )

仿真结果也进一步证实了通过 LINGO 求解所得到的结论:在两种仿真环境下, MULTIBAND 改进模型的控制效果均好于基础模型.尤其是早断相序下的 MULTIBAND 改进模型在双向干道交通流处于潮汐流时,延误及平均停车次数相比基

本模型分别降低了 27.3% 和 25.5%,控制效果比基础模型有较大提升.进一步观察潮汐流下交通量较大一侧的仿真结果,如图 7 所示,更说明早断相序下的改进模型控制效果的优越性.

图7 各 MULTIBAND 模型上行方向仿真结果( $k=0.75$ )Fig.7 Simulation results for models of MULTIBAND in up direction ( $k=0.75$ )

#### 4 结论

笔者针对干线协调控制中关键交叉口相交道路的左转交通量在周期内易达到饱和的实际情况,将相交道路部分左转相位时间加入干道直行相位时间,使得相交道路的左转汇入交通量纳入干道协调控制范围,并据此对 MULTIBAND 基本模型进行修改和扩充.求解和仿真结果说明,笔者所提出的 MULTIBAND 改进模型有效控制了干道交通量的总延误,具体来说,不仅降低了干道直行车辆在交叉口的排队次数和时间,也降低了转向汇入交通量对干道直行交通量通行的影响,提高了干道协调控制的效果,为干道双向绿波协调控制设计提供了一套实用性强、适用条件宽的新方案.

#### 参考文献:

- [1] MORGAN J T, LITTLE J D C. Synchronizing traffic signals for maximal bandwidth [J]. Operations research, 1964, 12(6): 896-912.
- [2] GARTNER N H, ASSMANN S F, LASAGA F, et al. Multiband: A variable bandwidth arterial progression scheme [J]. Transportation research record, 1990 (1287): 212-222.
- [3] STAMATIADIS C, GARTNER N H. Multiband-96: A program for variable-bandwidth progression optimization of multiarterial traffic networks [J]. Transportation research record, 1996, 1554(1): 9-17.
- [4] 卢凯,郑淑鉴,徐建闽,等.面向双向不同带宽需求的绿波协调控制优化模型[J].交通运输工程学报

- 报, 2011, 11(5): 101 - 108.
- [5] 王世明,徐建闽,周沛,等. 基于左转早断与滞后相序的 MAXBAND 模型效益分析[J]. 公路交通科技, 2013(12): 259 - 262.
- [6] 陈宁宁,何兆成,余志. 考虑动态红灯排队消散时间的改进 MAXBAND 模型[J]. 武汉理工大学学报(交通科学与工程版), 2009, 33(5): 843 - 847.
- [7] 侯永芳. 干线绿波交通信号控制方法研究[D]. 长春: 吉林大学交通学院, 2015.
- [8] 秦雅琴,熊坚,高晶,等. 驾驶模拟器动态交通流仿真与 VISSIM 系统数据接口研究[J]. 昆明理工大学学报(理工版), 2007, 32(1): 77 - 79.
- [9] 王炜,过秀成. 交通工程学[M]. 2 版. 南京: 东南大学出版社, 2011.
- [10] 沈家军,王群. 基于通行效率最优的交叉口控制方式优选[J]. 郑州大学学报(工学版), 2016, 37(3): 60 - 63.
- [11] 王殿海. 交通流理论[M]. 北京: 人民交通出版社, 2002.
- [12] DU R H. Urban traffic coordination control system based on multi-agent-game[J]. International conference on intelligent computation technology and automation, 2008,2: 817 - 821.
- [13] ZHANG C, XIE Y, SGARTNE Y N, et al. Am-band: an asymmetrical multi-band model for arterial traffic signal coordination[J]. Transportation research part C, 2015, 58: 515 - 531.

## An Advanced Multiband Model Based on Saturation Traffic Volume of Left Turning of Crossing Road

CHANG Yulin<sup>1,2</sup>, ZHENG Xianyu<sup>1</sup>, ZHANG Peng<sup>1</sup>

(1. School of Automotive and Traffic Engineering, Jiangsu University, Jiangsu Zhenjiang 212013, China; 2. Jiangsu Key Laboratory of Urban ITS, Southeast University, Jiangsu Nanjing 211189, China)

**Abstract:** To decrease the negative influence from the saturation volume of left turning on the arterial volume of crossing road, this advanced model added part of the left turning phase for crossing road into straight phase for arterial after calculating the bandwidth of the green-wave for downstream section of the crossroad; the sequence of the two phases related also should be mentioned when solving the model. In order to check the reliability of the model, balanced and unbalanced traffic were imported into the simulation network respectively. The result of the solution and the simulation indicated that compared with the Multiband model, both the advanced model could obtain a wider bandwidth, as well as a shorter travel delay and a smaller possibility of pulling up the car. The advanced model had a better performance especially if the left turning phase for crossing road was appeared behind the straight phase for arterial.

**Key words:** urban traffic; arterial coordination control; multiband model; tuning traffic; the sequence of the phase; travel delay

文章编号: 1671-6833(2018)01-0036-06

## 碳化腐蚀预应力空心板疲劳特性试验研究

杜朝伟<sup>1</sup>, 郑元勋<sup>2</sup>, 蔡迎春<sup>2</sup>, 甘超<sup>3</sup>, 韩钰晓<sup>4</sup>

(1. 河南省交通运输厅公路管理局, 河南 郑州 450000; 2. 郑州大学水利与环境学院, 河南 郑州 450001; 3. 河南省水利勘测设计研究有限公司, 河南 郑州 450016; 4. 湖北省送变电工程公司, 湖北 武汉 430061)

**摘要:** 为了研究碳化侵蚀作用下耐久性损伤预应力空心板梁疲劳特性, 基于相似性原理, 依据实际桥梁结构中常用的 20 m 跨径预应力混凝土空心板梁结构参数, 按照 0.1 的相似比设计并制作预应力混凝土空心板梁模型, 在对其进行碳化侵蚀耐久性试验(轻、重两种侵蚀程度)的基础上, 分别对其开展静载破坏试验、结构疲劳试验等. 研究碳化腐蚀程度对结构动静力参数及疲劳寿命的影响, 以及疲劳加载次数对试验构件动静应变、挠度、振动频率及阻尼的影响. 建立碳化侵蚀程度与结构疲劳特性间的相关关系. 试验结果表明, 随着碳化腐蚀程度的增加, 试验板疲劳寿命逐渐降低并发生疲劳脆性破坏, 重度碳化试验板疲劳寿命急剧减少, 同时结构动静力参数受疲劳加载次数的影响显著.

**关键词:** 桥梁工程; 结构疲劳特性; 结构耐久性; 碳化侵蚀; 预应力空心板

**中图分类号:** U416.222

**文献标志码:** A

**doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.029

### 0 引言

随着环境问题的不断恶化, 不利环境因素如氯离子侵蚀(除冰盐导致)、碳化、冻融循环等对桥梁结构侵蚀日趋严重, 进而引起结构疲劳寿命缩短, 从而降低桥梁结构的服役寿命. 鉴于此, 针对混凝土结构耐久性的研究相继得以开展, 早期研究主要针对混凝土材料本身耐久性展开<sup>[1-3]</sup>, 基于对混凝土材料耐久性的研究, 学者们开始尝试从设计角度出发来改善混凝土结构的耐久性, 此阶段研究成果主要集中在混凝土结构的耐久性设计及评价方面<sup>[4-6]</sup>. 在对混凝土结构耐久性设计方法及评估方法研究中发现, 在混凝土材料中添加适当的纤维有助于提高混凝土结构的耐久性, 相关的研究陆续开展<sup>[7-8]</sup>. 近年来, 基于细观尺度的桥梁混凝土结构耐久性研究也相继开展<sup>[9]</sup>. 在碳化侵蚀混凝土结构研究方面, 蒋金洋等<sup>[10]</sup>从材料层次分析了疲劳荷载与碳化作用对混凝土的耦合效应, 建立了疲劳荷载与大气环境

复合作用下的混凝土碳化寿命预测模型. 赵庆新等<sup>[11]</sup>研究了应力损伤后混凝土的抗碳化性能, 指出应力损伤对混凝土碳化寿命影响较大. 陆慧琳<sup>[12]</sup>分析了碳化腐蚀作用下对桥梁承载力退化的影响, 对桥梁混凝土碳化作用设计基准期内的承载力进行了预测. Neves 等<sup>[13]</sup>结合快速碳化试验, 提出了一种半概率的碳化作用下混凝土结构寿命设计理论.

关于碳化腐蚀钢筋混凝土结构的研究, 早期主要是针对混凝土标准试块在碳化腐蚀作用下的材料力学性能展开, 后期逐步过渡到碳化侵蚀对构件力学指标的影响, 鉴于快速碳化试验设备尺寸所限, 针对大尺寸预应力板梁构件开展的碳化耐久性研究还相当有限. 笔者基于相似性原理, 结合实际桥梁结构参数, 研究碳化侵蚀作用下耐久性损伤程度对预应力板梁结构疲劳特性的影响, 建立碳化侵蚀作用下预应力板梁耐久性指标与结构疲劳特性间的相关关系.

**收稿日期:** 2017-09-13; **修订日期:** 2017-10-20

**基金项目:** 国家自然科学基金资助项目(51678534); 河南省自然科学基金资助项目(51508114); 河南省交通运输厅科技计划项目(2014K37-2)

**通信作者:** 郑元勋(1978—), 男, 河南驻马店人, 郑州大学副教授, 博士, 主要从事桥梁结构耐久性、检测及加固等方面的研究, E-mail: yxzheng@zzu.edu.cn.

# 1 试验设计

## 1.1 模型板设计与制作

基于相似性原理,根据工程中常用 20 m 公路预应力空心板桥梁结构参数,设计并制作 2 m 长预应力空心板梁模型.混凝土强度等级为 C50,采用先张法施工工艺,纵向预应力钢筋 3 束 1 860 级钢绞线,直径 12.7 mm,截面面积 98.7 mm<sup>2</sup>,预应力筋张拉力为 1 395 MPa,试验板横、纵断面及布筋图如图 1.

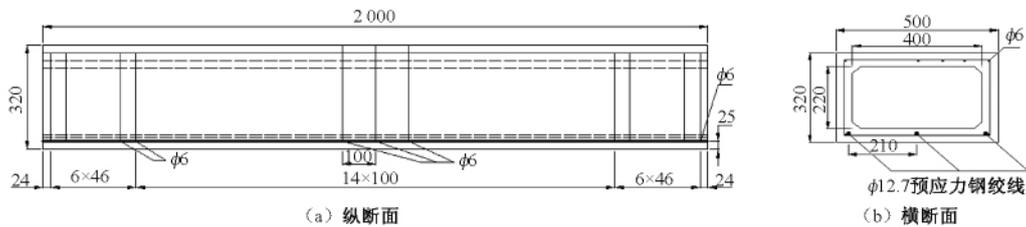


图 1 试验板横、纵断面及布筋图

Fig.1 Cross section, longitudinal section and bar arrangement drawing of test plate

表 1 构件碳化腐蚀设计及后期加载情况

Tab.1 Carbonation corrosion design and loading of test component

试验板编号	碳化程度	加载情况
BO	健康构件	静载
BW	未碳化腐蚀构件	疲劳
BQ	轻度腐蚀(同条件下试块碳化深度达到 5 mm)	疲劳
BZ	重度腐蚀(同条件下试块碳化深度达到 10 mm)	疲劳

注:表 1 中每组试验板为两个构件,如 BQ 包括 BQ-1 和 BQ-2 两个构件,取两个构件的平均值作为该组试验构件的试验值.

## 1.3 碳化侵蚀标准试块力学性能试验

笔者通过酚酞测试方法对碳化侵蚀一定周期的标准试块进行碳化深度测量以确定板梁构件碳化侵蚀程度进而确定碳化试验周期.通过压力机结合百分表对未碳化试件、轻度碳化试件、重度碳化试件抗压强度及弹性模量进行测试以研究碳化侵蚀对混凝土力学性能的影响.

## 1.4 预应力空心板梁静载破坏试验

预应力空心板梁静载试验主要用于确定板梁极限承载能力、破坏形态及变形特点等,进而基于静载破坏试验结果确定疲劳试验加载应力幅及加载荷载.静载试验通过微机控制电液伺服压弯试验机进行.

## 1.5 碳化侵蚀预应力板梁疲劳特性试验

### 1.5.1 疲劳试验加载方案

利用疲劳试验机(MTS)采用三分点加载方法

## 1.2 碳化侵蚀耐久性试验

鉴于本次碳化试验构件尺寸长 2 m,无法在现有快速碳化箱开展此次耐久性试验.根据《普通混凝土长期性能和耐久性试验方法标准》关于快速碳化试验的相关要求,结合本次试验具体情况,笔者提出并设计了一种快速碳化试验设备以开展本次耐久性试验,设计方案已获得专利授权<sup>[14]</sup>.

预应力混凝土空心板碳化腐蚀试验设计及后期加载情况如表 1 所示.

对不同碳化程度预应力空心板梁开展疲劳试验,加载方式如图 2 所示.基于静载试验结果,确定疲劳加载应力幅为 0.8,疲劳试验加载方案如表 2 所示.

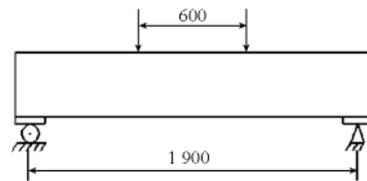


图 2 疲劳加载

Fig.2 Fatigue loading diagram

表 2 疲劳试验方案

Tab.2 Fatigue test scheme

试件编号	最大疲劳荷载 $F_{max}$ /kN	最小疲劳荷载 $F_{min}$ /kN	频率 / Hz
BW	200	50	5
BQ	200	50	5
BZ	200	50	5

### 1.5.2 疲劳试验测量内容及仪表布置

(1) 应变及位移测量.疲劳试验开始前及每 50 万次疲劳循环后,进行一次静载试验,记录每级荷载作用下的应变与挠度,研究试验梁静力参数随疲劳加载次数增加的衰减规律.重点观测 1/2 L 截面处应变及位移,应变计在 1/2 L 截面沿梁高均匀布置,位移计在 1/2 L、1/4 L 处及梁端各布置两个位移传感器.

(2) 动态应变位移以及动态位移.疲劳试验开始前及每经过 50 万次疲劳荷载后,测量一次动

位移与动态应变. 动位移计及应变计布置同静态, 采用采集系统采集.

(3) 基频与阻尼. 疲劳试验开始前及每经过 50 万次疲劳试验后, 停机进行基频与阻尼测试, 研究疲劳加载次数对试验梁板基频及阻尼的影响. 在试验梁端部布置 3 个拾振器, 沿梁纵轴方向每隔 500 mm 布置 1 个拾振器.

(4) 裂缝开展情况以及宽度. 基于静载试验结果, 确定裂缝观测控制点为试验板支座剪切裂缝、试验板顶板压碎裂缝以及试验板腹板竖向裂缝. 一旦裂缝宽度达到 0.2 mm, 判定试验板已经疲劳损坏, 停止疲劳试验.

## 2 试验分析

### 2.1 碳化侵蚀标准构件力学试验分析

测试结果如表 3、表 4 所示.

表 3 碳化侵蚀标准构件轴心抗压强度

Tab. 3 Compressive strength of carbonation erosion standard specimen

试件尺寸/ mm	碳化前 强度 MPa	碳化深度为 5 mm 强度/ MPa	碳化深度 为 10 mm 强 度/MPa
100×100×100 C50	53.5	59.4	68.9
	55.5 (54.4)	61.5 (61.0)	69.8 (69.0)
	54.2	62.0	68.3

注: 括号内的数为前 1 列数 3 个数值的平均值.

表 4 碳化侵蚀标准构件弹性模量

Tab. 4 Elasticity modulus of carbonation erosion standard specimen

试件尺寸/ mm	碳化前 强度 MPa	碳化深度为 5 mm 强度/ MPa	碳化深度 为 10 mm 强 度/MPa
100×100×100 C50	42.5	51.1	55.2
	46.0 (43.9)	49.2 (49.5)	57.3 (55.5)
	43.1	48.3	53.9

注: 括号内的数为前 1 列数 3 个数值的平均值.

表 3 显示, 随着碳化侵蚀程度的增加, 标准试块抗压强度呈逐渐增加的趋势. 表 4 表明, 试块弹性模量随碳化侵蚀程度的增加呈逐渐增加的趋势. 究其原因, 混凝土试块经过碳化腐蚀后, 由于其内部的空隙被密实的钙化物填充, 其抗压强度和弹性模量较碳化前有所增加, 且随着碳化程度的增加, 其抗压强度和弹性模量呈正比增加.

### 2.2 预应力空心板梁静载破坏试验

#### 2.2.1 静载试验破坏形态分析

试验空心板梁在加载到 165 kN 时, 出现第一

条裂缝, 主要破坏位置出现在预应力混凝土试验空心板支座处. 裂缝类型主要是出现于支座处斜向上 45° 方向处剪切裂缝. 随着荷载的逐步增加, 预应力试验板逐渐出现横向贯通裂缝、竖向贯通裂缝、梁端斜向贯通裂缝甚至顶板开裂等现象. 在加载到 24.5 t 时, 预应力试验空心板达到极限承载力破坏状态, 此时最大裂缝宽度为 1.675 mm. 加载过程中最大裂缝宽度值如表 5 所示, 试验板最终破坏形态如图 3 所示.

表 5 加载试验梁裂缝开展

Tab. 5 Crack development of test beam

开裂荷载/kN	165	180	200	220	240	245
裂缝宽度/mm	0.05	0.12	0.33	0.72	0.98	1.68



图 3 试验板静载试验最终破坏形态

Fig. 3 Static load test final failure mode of test plate

#### 2.2.2 静载试验受力及变形分析

(1) 应变分析. 静载破坏试验混凝土应变沿梁高度的变化情况如图 4 所示. 试验期间, 以中性轴为分界线, 拉应变以及压应变均随加载等级的增大而升高. 试验后期, 随着荷载的增加, 混凝土的应变增加速度加快; 当荷载超过 200 kN 时, 由于裂缝宽度过大导致应变计测试数据失效. 从试验前期数据可以发现, 混凝土应变沿梁截面高度的应变基本呈线性分布, 随着荷载的增大, 受压区高度不断减小, 中和轴不断上升, 预应力混凝土空心板受力基本符合平截面假定.

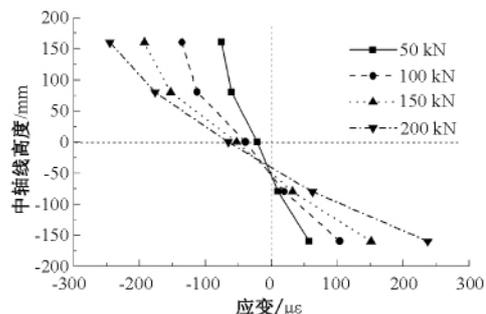


图 4 混凝土沿截面高度应变

Fig. 4 Concrete strain along the cross section

(2) 挠度分析. 静力加载时试验板 1/4 L 与

1/2 L处挠度与荷载关系曲线如图 5 所示. 在试验板出现裂缝之前,1/4 L 与 1/2 L 处挠度随荷载增大呈平稳增加趋势,但 1/4 L 与 1/2 L 处挠度差逐步增大,符合预应力试验板在三分点加载时的挠度变化趋势. 随着加载等级的逐渐增加,试验板逐渐出现裂缝,下挠速度呈增大趋势. 当试验板裂缝大规模出现时,由于预应力钢筋逐渐参与受力,试验板挠度变化开始逐渐放缓,该趋势通过试验板荷载-挠度曲线可以清晰显示.

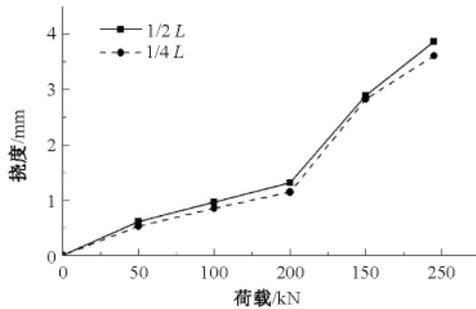


图 5 静载试验荷载-挠度曲线

Fig. 5 Load-deformation curves of static load test

### 2.3 疲劳试验分析

#### 2.3.1 碳化腐蚀试验板疲劳破坏形态

不同程度碳化腐蚀试验板梁在受到疲劳荷载时均在相同位置处出现第一条裂缝,且裂缝开展趋势相似,最大宽度裂缝均为试验板支座处的剪切裂缝. 裂缝扩展如图 6 所示. 表 6 为不同碳化侵蚀试验板最大裂缝宽度与疲劳加载次数的关系. 从表 6 可以看出,碳化腐蚀后,随疲劳加载次数的增加试验板较早出现裂缝,且裂缝开展速度明显大于健康构件,侵蚀试验板疲劳寿命下降明显,尤其是受到重度碳化腐蚀的试验板,疲劳寿命只有 5 万次. 碳化腐蚀程度越严重,裂缝出现需要的疲劳次数越少;裂缝出现后,相同疲劳次数下,随着碳化腐蚀程度增大,裂缝宽度越大. 随着碳化程度的加深,裂缝从出现到破坏所需的疲劳次数逐渐递减,未经过碳化腐蚀的试验板从裂缝出现到破坏用了近 140 万次疲劳,受到轻度腐蚀的试验板从裂缝出现到破坏用了不到 130 万次疲劳,而经过重度碳化腐蚀的试验板,从裂缝出现到破坏仅仅用了 3 万次疲劳. 综上,随着碳化深度的加深,预应力试验板无论在裂缝出现时间还是在裂缝发展速度上均要大于未受到碳化处理的试验板,尤其是重度碳化试验板.

#### 2.3.2 碳化侵蚀试验板静力应变与挠度变化分析

(1) 应变分析. 图 7 为试验板 1/2 L 与 1/4 L 处拉应变随疲劳加载次数变化图,如图 7 所示,预



(a) BW 裂缝图 (b) BQ 裂缝图 (c) BZ 裂缝图

图 6 疲劳试验板裂缝扩展

Fig. 6 Development of crack under fatigue test

表 6 疲劳荷载作用下试验板裂缝开展

Tab. 6 Crack development of plate under fatigue

疲劳次数 / 万次	test						mm
	2	5	120	140	160	250	300
BW	0	0	0	0	0.02	0.11	0.20
BQ	0	0	0.01	0.10	0.19	0.21	—
BZ	0.01	0.25	—	—	—	—	—

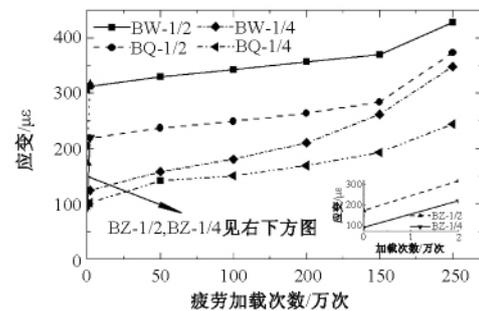


图 7 疲劳加载试验板静力应变

Fig. 7 Development of static strain under fatigue test

应力试验板 1/2 L 与 1/4 L 处拉应变随疲劳加载次数的增加呈逐渐增加的趋势. 相同疲劳次数下,碳化侵蚀试验板的应变均小于健康试验板. 在 200 万次疲劳以前,随疲劳加载次数增加,健康试验板与轻度碳化腐蚀试验板 1/2 L 处拉应变的增加较为平稳,基本上呈现线性增加的趋势. 试验板疲劳次数达到 200 万次后,两组试验板间的应变差由原来的 100  $\mu\epsilon$  逐渐减少为 50  $\mu\epsilon$  左右. 当试验板梁疲劳次数达到 250 万次时,两组试验板之间应变差最小. 重度碳化试验板应变随疲劳次数增加应变增加速率较快,从开始到破坏近 5 万次的疲劳过程中,其应变增加了 100  $\mu\epsilon$ .

(2) 挠度分析. 图 8 为试验板 1/2 L 与 1/4 L 处挠度随疲劳加载次数的变化关系. 图 8 显示,随疲劳次数增加,试验板 1/2 L 与 1/4 L 处挠度均呈缓慢增加的趋势,在相同疲劳次数下,随碳化腐蚀程度的增加,试验板的挠度呈现逐渐减小的趋势. 轻度碳化腐蚀试验板与健康试验板相比,两者间挠度差距随着疲劳次数的增加逐渐增大,且轻度碳化的试验板在相同疲劳次数下的挠度要小于健

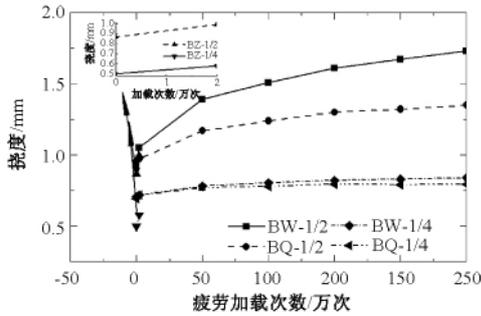


图8 疲劳加载试验板挠度

Fig. 8 Development of static deflection under fatigue test

康试验板. 而重度碳化的试验板, 从疲劳开始到疲劳破坏的 5 万次疲劳过程中, 挠度仅仅增加了 0.126 mm, 由此可见, 重度碳化腐蚀的试验板容易产生脆性破坏, 抗疲劳性较差.

### 2.3.3 碳化侵蚀试验板动态应变与挠度变化分析

(1) 疲劳加载作用下试验板动态应变. 试验板动态应变随疲劳加载过程呈现正弦曲线变化, 与实际加载方式相吻合. 通过对数据进行分析, 将经过不同处理后的试验板应力数据进行整合可以发现: 随着碳化深度的增加, 相同疲劳次数下的动态应变逐渐变小.

(2) 疲劳加载作用下试验板跨中动态位移. 正弦荷载作用下, 试验板的跨中动态位移呈现正弦曲线变化, 随着疲劳次数的增加, 相同加载情况下, 试验板的跨中动态位移不断增大. 但是随着碳化深度的加深, 相同疲劳次数下的试验板的动态位移逐渐变小. 受到碳化侵蚀的试验板的动态位移明显小于未受到碳化侵蚀的试验板的动态位移.

### 2.3.4 碳化侵蚀预应力试验板自振频率与阻尼

疲劳试验开始前, 腐蚀试验板较健康试验板自振频率略有增加, 究其原因可能是因为试验板经过碳化侵蚀后, 混凝土中的毛细孔道被碳化反应后的反应物所填充, 混凝土整体性提高, 导致刚度有所增加, 随着疲劳试验的进行, 试验板出现细微裂缝, 试验板的刚度下降. 轻度腐蚀试验板的自振频率在疲劳过程中要大于健康试验板, 重度腐蚀试验板, 虽然自振频率略有增加, 但是由于在疲劳过程中裂缝出现较早, 因此刚度下降较快. 在疲劳试验过程中, 由于混凝土细微裂缝不断出现, 裂缝之间相互摩擦, 导致阻尼上升, 因此相对其它试验构件, 重度碳化试验板阻尼上升速率最快, 一定程度上说明其抗疲劳性较差.

### 2.3.5 碳化侵蚀对预应力混凝土空心板疲劳挠度影响

由于重度碳化腐蚀的试验板疲劳次数较少, 因此只分析轻度碳化试验板与健康试验板挠度与疲劳荷载相关关系. 每经过 50 万次疲劳加载后测量试验板在静载试验下  $1/2 L$  以及  $1/4 L$  处挠度值. 挠度为  $f$ , 挠度增加量为  $f'$ , 由于  $1/2 L$  以及  $1/4 L$  处挠度与挠度增加量之间关系为  $f = \xi f'$ , 根据  $1/2 L$  处挠度与荷载加载次数之间的关系可以求得挠度增量与荷载加载次数之间的关系.

BW 号试验板  $1/4$  处挠度增加系数公式:

$$\kappa = 0.0996 \lg N - 0.4541; \quad (1)$$

BW 号试验板  $1/2$  处挠度增加系数公式:

$$\kappa = 0.4134 \lg N - 1.8517; \quad (2)$$

BQ-1 号试验板  $1/4$  处挠度增加系数公式:

$$\kappa = 0.0636 \lg N - 0.2594; \quad (3)$$

BQ-1 号试验板  $1/2$  处挠度增加系数公式:

$$\kappa = 0.2447 \lg N - 1.0817, \quad (4)$$

式中:  $\kappa$  为挠度增加系数;  $N$  为疲劳次数, 万次.

根据理论分析得到碳化侵蚀后试验板在受到荷载作用下的挠度变化系数小于健康试验板, 一定程度上表明碳化侵蚀后, 试验板更容易发生脆性破坏, 导致其疲劳寿命急剧降低.

## 3 结论

(1) 碳化侵蚀后混凝土抗压强度及弹性模量均有所增加, 相对健康构件, 重度碳化试件轴心抗压强度与弹性模量分别增加了 26.8% 和 26.4%.

(2) 静力特性方面: 同一疲劳加载次数下, 碳化腐蚀试验板挠度小于健康构件挠度, 随疲劳加载次数增加, 两者间差距呈逐渐增加的趋势.

(3) 动力特性: 随着碳化程度的增加, 试验板动态应变、位移均呈现反增长趋势; 且随碳化腐蚀程度的增加, 试验板自振频率增加, 阻尼下降.

(4) 疲劳特性: 健康构件疲劳 160 万次开始出现裂缝, 从裂缝出现到破坏经受了 140 余万次疲劳; 轻度腐蚀的试验板在疲劳加载 120 万次时开始出现裂缝, 从裂缝出现到破坏经历了近 130 万次疲劳; 而经过重度碳化腐蚀的试验板, 加载 2 万次时开始出现裂缝, 从裂缝出现到破坏仅仅用了 3 万次疲劳.

(5) 通过对不同碳化条件下试验板挠度变化进行了统计分析, 建立了不同碳化条件下挠度增长率与疲劳次数之间的数理模型.

## 参考文献:

- [1] 马建, 孙守增, 杨琦, 等. 中国桥梁工程学术研究综述 2014 [J]. 中国公路学报, 2014, 27(5): 1-96.
- [2] 郑元勋, 杨培冰, 康海贵. 冻融环境下混凝土结构耐久性研究综述 [J]. 郑州大学学报 (工学版), 2016, 37(5): 27-32.
- [3] 赵卓, 张敏, 曾力. 受氯离子侵蚀钢筋混凝土结构的耐久性检测诊断 [J]. 郑州大学学报 (工学版), 2006, 27(3): 30-33.
- [4] 金伟良, 吕清芳, 赵羽习, 等. 混凝土结构耐久性设计与寿命预测研究进展 [J]. 建筑结构学报, 2007, 28(1): 7-13.
- [5] BERGER J, BRUSCHETINI-AMBRO S, KOLLEGER J. An innovative design concept for improving the durability of concrete bridges [J]. Structural concrete, 2011, 12(3): 155-163.
- [6] NGANGA G, ALEXANDER M, BEUSHAUSEN H. Practical implementation of the durability index performance-based design approach [J]. Construction and building materials, 2013, 45(2): 251-261.
- [7] ZHENG Y, YU G Y, PAN Y F. Investigation of ultimate strengths of concrete bridge deck slabs reinforced with GFRP bars [J]. Construction and building materials, 2012, 28(1): 482-492.
- [8] 彭建新, 张建仁. 考虑全寿命性能和成本的碳化腐蚀下 RC 梁桥耐久性参数确定方法 [J]. 土木工程学报, 2013, 46(1): 69-75.
- [9] 陈艾荣, 潘子超, 马如进, 等. 基于细观尺度的桥梁混凝土结构耐久性研究新进展 [J]. 中国公路学报, 2016, 29(11): 42-48.
- [10] 蒋金洋, 孙伟, 金祖权, 等. 疲劳载荷与碳化耦合作用下结构混凝土寿命预测 [J]. 建筑材料学报, 2010, 13(3): 30-35.
- [11] 赵庆新, 许宏景, 闫国亮. 应力损伤对混凝土抗碳化性能的影响 [J]. 建筑材料学报, 2013, 16(3): 503-507.
- [12] 陆慧琳. 预应力混凝土梁桥承载力退化研究 [D]. 郑州: 郑州大学土木工程学院, 2014.
- [13] NEVES R, BRANCO F A, BRITO J D. A method for the use of accelerated carbonation tests in durability design [J]. Construction and building materials, 2012, 36: 585-561.
- [14] 郑元勋, 杨培冰, 蔡迎春, 等. 便于搬运试样的大尺寸碳化池: ZL201610078369.3 [P]. 2016-04-20.

## Fatigue Characteristics of Prestressed Hollow Slab under Carbonation Corrosion

DU Chaowei<sup>1</sup>, ZHENG Yuanxun<sup>2</sup>, CAI Yingchun<sup>2</sup>, GAN Chao<sup>3</sup>, HAN Yuxiao<sup>4</sup>

(1. Highway Administration Bureau of Henan Provincial Communications and Transportation Department, Zhengzhou 450000, China; 2. School of Water Conservancy and Environment, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 3. Henan Province Water Conservancy Survey and Design Research Co., Ltd. Zhengzhou 450016, China; 4. Transmission and Distribution Engineering Company of Hubei Province, Wuhan 430061, China)

**Abstract:** This aimed to examine study the fatigue properties of prestressed hollow slab beams under the action of carbonization, with the structural parameters of 20 m span prestressed concrete hollow slab beams which are commonly used in practical bridges engineering. The prestressed concrete hollow slab beam model (ratio of similitude is 0.1) was designed and manufactured based on the similarity principle. The carbonation erosion durability test (two kind of erosion degree: light and heavy) was carried firstly, then the static load failure test and the structural fatigue test were performed to study the effect of carbonation corrosion on dynamic and static parameters and fatigue life, and the influence of fatigue loading on dynamic and static strain, deflection and fundamental frequency of the test members. Based the test results, the relationship between the degree of carbonation erosion and the structural fatigue properties were established. The results showed that with the increase of the degree of carbonization corrosion, the fatigue life of the test plate would be gradually reduced and the fatigue brittleness destroy world appear, especially for heavy carbonation test plate, the fatigue life would be drastically reduced. And with the increase of fatigue loading times, the dynamic and static parameters of the structure would gradually decrease.

**Key words:** bridge engineering; structure fatigue properties; structure durability; carbonation corrosion; prestressed hollow slab

文章编号: 1671-6833(2018)01-0042-05

## 下伏采空区对路基稳定性的影响研究

杨利民<sup>1</sup>, 郭进军<sup>2</sup>, 韩易辰<sup>2</sup>, 郝莹莹<sup>3</sup>

(1. 中国建筑第七工程局有限公司, 河南 郑州 450004; 2. 郑州大学 水利与环境学院, 河南 郑州 450001;  
3. 浙江东洲建设咨询有限公司, 浙江 杭州 310000)

**摘要:** 为研究下伏采空区道路修筑技术, 综合考虑采空区与道路的相对位置、采空区活跃状态等因素, 结合实时监控数据, 采用改进蠕变本构模型, 分析计算了下伏采空区条件下路基沉降与水平变形规律. 计算表明, 处于活跃期的采空区对上方路基沉降变形的影响较大, 约为稳定期采空区条件下沉降的5倍; 当采空区边界距路基底侧80 m以外时, 可以忽略其对路基变形的影响. 在此基础上, 推导了矩形截面采空区上方路基沉降的三点法指数曲线预测模型, 预测结果与工程监测数据吻合较好, 可应用于下伏采空区道路的设计与施工.

**关键词:** 下伏采空区; 路基稳定性; 蠕变本构模型; 沉降; 预测模型

**中图分类号:** TU413.6      **文献标志码:** A      doi: 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.028

### 0 引言

伴随着交通运输业的快速发展, 道路修筑有时不可避免地穿越采空区, 由此引发的路基不均匀沉降变形、路面开裂等问题, 严重威胁行车安全<sup>[1]</sup>. 上世纪80年代以来, 逐步有专家学者对采空区自身的稳定性开展研究, 由于影响因素复杂, 多偏重于初步的定性分析. 随着软件技术的发展, 越来越多的学者利用数值模拟软件对采空区自身稳定性进行研究. Seryakov<sup>[2]</sup>基于初始应力法, 给出了估算采空区围岩状态的方法; 宋卫东等<sup>[3]</sup>利用采空区探测系统(CMS)对采空区进行了精密探测, 建立了三维数值计算模型, 对采空区群区域的应力场、位移场进行了分析; 李真等<sup>[4]</sup>利用3DMINE、MIDAS及FLAC3D等软件, 建立了矿山复杂三维可视化数值分析模型, 对松江铜矿采空区进行稳定性分析及安全分级. 然而, 由于采空区自身稳定性的评价方法受限于目标工程的唯一性, 不同的地质结构及围岩状态导致了研究应用的局限性. 近些年, 随着采空区对新建道路的影响日益突出, 越来越多的学者选择以道路为研究主体, 简化对采空区自身稳定性的模拟, 利用数值模拟

计算分析下伏采空区对路基的影响. 韩庆哲<sup>[5]</sup>运用蠕变本构模型, 分析采空区三围尺寸等对路基路面变形的影响. 张淑坤等<sup>[6]</sup>建立了复杂荷载条件下采空区顶板-矿柱体系流变力学模型, 对高速公路与采空区相互作用影响进行了数值模拟分析; 赵子锋等<sup>[7]</sup>采用理论研究、现场勘察、模型试验和数值模拟相结合的方法, 对高速公路下伏急倾斜采空区路基稳定性进行研究. 总体而言, 下伏采空区对道路影响的研究仍处于起步阶段, 研究内容多样, 采空区与道路相对位置对路基稳定性影响的研究尚未深入, 且多为经验性措施, 不能较好地反映采空区地质变形特征, 数值计算的合理性与准确性有待提高.

河南省S323线位于郑州市南部, 全长85.574 km, 采用双向四车道一级公路标准建设, 路基宽24.5 m, 设计速度80 km/h. 笔者结合新密关口至登封张庄段改建工程, 依据实际地质条件, 考虑下伏采空区与路基的相对位置, 采空区不同沉降期因素, 采用改进蠕变本构模型进行数值模拟, 得到了不同工况下公路下伏采空区路基沉降及路面水平变形特点, 推导了适用于下伏采空区路基沉降预测模型, 给出道路修筑的临界安全区域范围.

收稿日期: 2017-09-08; 修订日期: 2017-11-10

基金项目: 国家重点研发计划课题(2016YFC0802203)

作者简介: 杨利民(1975—), 男, 江苏南京人, 高级工程师, 主要从事岩土工程减灾防灾方面的研究, E-mail: yanglm777@sina.com.

# 1 下伏采空区路基沉降变形数值分析

## 1.1 计算模型

根据设计资料和施工现场实地勘察情况,采用 FALC3D 软件建立数值计算模型,参数设置如下。

- (1) 采空区过渡路面结构参数. 上面层: 50 mm 中粒式改性沥青混凝土 (AC-16C); 下面层: 80 mm 粗粒式改性沥青混凝土 (AC-25C); 下封层: 8 mm 热喷改性沥青同步碎石封层; 底基层: 400 mm 厚级配碎石。

(2) 数值模型几何尺寸参数. 地基部分: 宽 356 m, 高 180 m, 沿路线方向长 50 m;

路基部分: 路基顶宽 24.5 m, 高 4 m, 1:1.5 边坡, 路基左侧离地基左边界 100 m, 路基右侧离地基右边界 220 m;

采空区几何尺寸: 长 50 m, 宽 50 m, 高 3 m。

(3) 边界条件设置. 地表为自由边界; 左右两侧边界约束横向位移; 前后两侧边界约束纵向位移; 底部边界约束横向、竖向位移。

## 1.2 本构关系

岩土工程计算分析中, 摩尔-库伦、德鲁克-普拉格等模型应用较为广泛, 但是下伏采空区的路基沉降变形随时间发展变化的特点是该类本构模型无法反映的. 笔者将摩尔-库伦塑性破坏准则引入到伯格斯蠕变模型<sup>[8]</sup>, 这样不仅适用于时间效应的影响, 也考虑了岩石材料的黏弹性和黏塑性<sup>[9-10]</sup>。

## 1.3 材料参数

路基路面结构材料基本参数取值见表 1 和表 2。

表 1 路基路面结构材料参数

Tab.1 Material parameters of subgrade and pavement

材料名称	体积模量 K/MPa	切变模量 G/MPa	密度 $\rho / (\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$
AC-16	800	480	2 400
AC-25	733	440	2 400
级配碎石	250	115	2 200

## 1.4 计算工况

下伏采空区的活跃程度对路基沉降变形的影响显著, 根据采空区的形成时间、开采状态等因素, 上覆岩体的沉降状态可大致分为瞬时沉降期、活跃沉降期和稳定沉降期. 基于采空区地表沉降历时曲线, 确定了不同沉降阶段的时间历程, 由此设计 3 种计算工况。

表 2 蠕变材料参数表

Tab.2 Creep material parameters

材料名称	$E_k / \text{MPa}$	$\eta_k / (\text{MPa}\cdot\text{s})$	$E_M / \text{MPa}$	$\eta_M / (\text{MPa}\cdot\text{s})$
砂岩	23 150	$1.92 \times 10^7$	2 497	$9.57 \times 10^8$
泥岩	14 870	$2.39 \times 10^8$	8 105	$6.56 \times 10^9$
黄土	23	$5.23 \times 10^4$	28	$2.82 \times 10^6$
煤	1 310	$3.22 \times 10^7$	1 985	$1.32 \times 10^7$
路基土	283	$7.63 \times 10^5$	149	$7.16 \times 10^6$

注:  $E_k$ 、 $\eta_k$  分别为 Kelvin 模型的切变模量和黏度;  $E_M$ 、 $\eta_M$  分别为 Maxwell 模型的切变模量和黏度。

工况 1: 瞬时沉降期, 此种工况指修路后立即开采, 采空区上覆岩体处于瞬时沉降期, 路基沉降变化较为剧烈. 设置采空区顶板距路基底面深度分别为 50、90、130 m; 采空区与路基横向相对位置设计为 P1 ~ P6: 路基正下方 (P1)、采空区左边界与路基右底侧重合 (P2)、采空区左边界距路基右底侧 20 m (P3)、40 m (P4)、60 m (P5)、80 m (P6). 分析采空区和路基不同相对位置对路基沉降的影响。

工况 2: 活跃沉降期, 此种工况指地下开采 3 个月后筑路, 采空区处于活跃沉降期, 路基沉降变化稍有减缓. 设路基底部距采空区顶板深度为 130 m, 采空区位置位于路基正下方, 计算路基 3 a 最大沉降量。

工况 3: 稳定沉降期, 此种工况指开采 2 a 后修路, 采空区处于稳定沉降期, 路基沉降较为稳定, 采空区位置设置同工况 2。

## 1.5 结果分析

(1) 采空区活跃状态对路基沉降的影响. 当采空区分别处于瞬时沉降期、活跃沉降期和稳定沉降期时修筑道路, 3 a 后路基沉降对比见图 1。

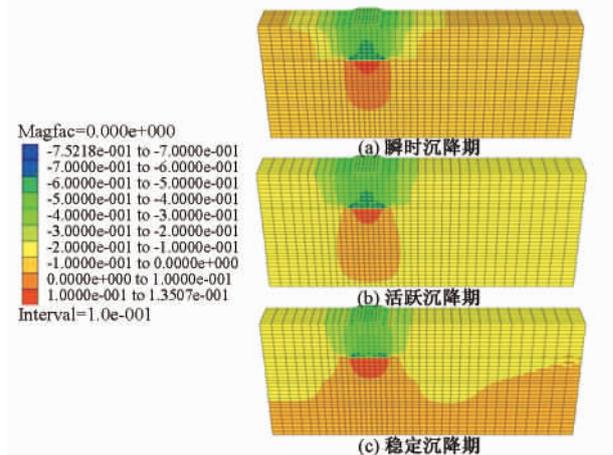


图 1 不同沉降期的地基沉降云图

Fig.1 Foundation subsidence chart in different periods

由图1可以得出:在3种不同活跃状态的采空区上方修路时,3a的最大沉降量分别为752、617、122 mm,最大沉降均处于采空区顶部中心位置.当采空区处于瞬时沉降阶段和活跃阶段时,路基沉降量较大.修筑道路时建议采取必要处治措施或避免此阶段施工.

(2)采空区相对位置对路基稳定性的影响.

依据最不利影响原则,计算分析了采空区处于瞬时沉降期情况下,采空区与路基相对位置对道路路基3a的沉降影响,路面中心沉降与路基两侧边界相对沉降差见表3.通过与路基边界处监测桩的实测沉降数值比较,计算沉降量与实测量变化规律较为一致,沉降量较为吻合,表明了数值计算的可靠性.

表3 路面中心沉降及边界相对不均匀沉降

Tab.3 Settlements of the road center and uneven settlement of subgrade boundaries

mm

采深	沉降值	采空区相对位置					
		P1	P2	P3	P4	P5	P6
50 m	路面中心点沉降值	486.0	264.0	142.2	64.6	28.8	16.5
	路基左边界点沉降差值	-105.0	-88.7	-41.1	-20.2	-8.3	-1.3
	路基右边界点沉降差值	-105.0	60.0	52.8	28.1	6.6	0.6
90 m	路面中心点沉降值	360.0	251.0	172.3	90.6	50.4	31.5
	路基左边界点沉降差值	-45.8	-71.9	-35.6	-21.5	-10.6	-0.9
	路基右边界点沉降差值	-45.5	48.5	35.4	23.2	19.4	0.4
130 m	路面中心点沉降值	223.0	179.3	140.2	99.7	64.8	38.9
	路基左边界点沉降差值	-28.9	-61.6	-11.8	-25.1	-12.2	-1.1
	路基右边界点沉降差值	-30.1	28.7	27.8	21.6	-9.1	1.3

表3数据表明:当采空区位于道路正下方(P1)时,路面中轴线处沉降最大,采深为50、90、130 m时分别达到486、360、223 mm;当道路跨越或与采空区临界时(P2),路基左右两侧边界的不均匀沉降差值最大.此外,在此两种工况下,采深为50 m所引起的路基沉降值相对于采深为130 m时的沉降值增加1倍以上.沉降量过大或不均匀沉降轻则导致路面弯曲、开裂,重则造成塌陷、断裂等破坏.因此,应尽量不在采空区正上方或部分重合区域修建道路,若无法避开,则必须进行处置,预防采空区塌陷,提高路基路面的抗变形能力.当采空区边界距路基底侧20 m(P3)以外时,路面整体沉降和不均匀沉降明显降低,此时采深对路基沉降值的影响不起主导作用,在实际设

计和施工时,可采用合理的措施减少采空区对道路造成的危害.当采空区边界距路基底侧80 m(P6)以外时,采空区对道路的影响大大减小,采深对路基沉降值的影响进一步降低.不同位置的采空区引起的路面水平位移见表4.

从表4可以得出:路面水平位移随采深增大而减小,且两侧边界水平位移差值也相应减小.当采空区处于路基正下方,路面两侧边界向中轴线移动;当采空区边界分别与路基底侧临界,相距20、40、60 m时,随着采空区与道路水平相对距离增加,路面中心点和边界水平位移减少,逐渐趋于稳定;当道路距离采空区80 m时,路面中心点水平位移基本在5 mm以内,采空区的影响基本可以忽略.

表4 路面水平位移

Tab.4 Horizontal displacement of pavement

mm

采深	水平位移	P1	P2	P3	P4	P5	P6
50 m	路面中心点水平位移	2.2	85.0	46.8	20.7	8.0	0.9
	路面左侧水平位移	-45.1	116.3	80.7	43.8	20.0	2.4
	路面右侧水平位移	-48.7	104.4	112.8	80.3	41.7	1.4
90 m	路面中心点水平位移	1.1	73.8	59.6	36.8	27.5	4.4
	路面左侧水平位移	-23.7	73.4	74.8	53.9	41.6	5.6
	路面右侧水平位移	-27.8	54.8	76.3	67.4	60.1	6.0
130 m	路面中心点水平位移	0.5	27.8	27.0	21.8	16.0	5.6
	路面左侧水平位移	-9.0	25.2	29.0	27	22.5	6.1
	路面右侧水平位移	-10.0	17.0	37.0	30.1	28.1	7.0

(3) 下伏采空区道路修筑临界安全区域确定. 表 3 和表 4 的数据说明, 当下伏采空区处于路基向外延伸 80 m 范围以内采深小于 130 m 时, 路面中心沉降、路基两侧边界相对沉降、路面中心水平位移和道路两侧边界相对水平位移值均不可忽略. 超过该范围, 以上 4 项变形指标量值很小, 可以忽略采空区对道路造成的影响. 因此, 确定采空区采深大于 130 m 距采空区水平相对位置 80 m 以外区域为道路修筑安全区.

## 2 下伏采空区路基沉降预测模型

基于上述采空区对路基稳定性的数值分析, 为了更好地为道路设计及施工提供科学依据, 有准确地对下伏采空区沉降预测十分重要. 通过预测下伏采空区路基不同时期的沉降变形量, 了解道路修建过程中路基沉降的基本规律, 可以优化施工组织, 提高施工效率, 保证工程质量.

曲线拟合法是道路路基沉降预测中常用的方法, 三点指数曲线法为其中较为常见的方法<sup>[11-12]</sup>. 传统的三点指数曲线法不能反映施加的荷载和下伏采空区的瞬时沉降<sup>[13]</sup>. 笔者将第一点用来表征瞬时沉降, 修正的沉降预测公式如下:

$$S_t = S_\infty - (S_\infty - S_{瞬}) e^{-\beta t}, \quad (1)$$

式中:  $S_t$  为  $t$  时刻的沉降值;  $S_\infty$  为最终稳定沉降值;  $S_{瞬}$  为瞬时沉降值;  $\beta$  为与沉降速率有关的参数,

$$\beta = \frac{\ln \frac{S_\infty - S_{t_1}}{S_\infty - S_{t_2}}}{\Delta t}.$$

式(1)包含了瞬时沉降的修正指数曲线表达式, 三点均由实测数据确定. 但由于瞬时沉降在短时间内产生较大的沉降, 难以准确监测, 因此引入考虑隧洞开挖引起的地表沉降预测的派克公式<sup>[14-15]</sup>:

$$S = \frac{V_1 A}{Kz \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{y^2}{2K^2 z^2}}, \quad (2)$$

式中:  $V_1$  为地层损失率;  $K$  为沉降槽宽度;  $A$  为开挖隧道的横截面积;  $y$  和  $z$  表征采空区的位置情况.

将数值模拟结果代入式(2), 导出矩形断面采空区影响下的地表瞬时沉降预测公式:

$$S_{瞬} = \frac{D^2}{h^2} \frac{V_1 A}{Kz \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{y^2}{2K^2 z^2}}. \quad (3)$$

式中:  $D^2/h^2$  表征采空区断面形状的影响 ( $D$  为采空区宽度,  $h$  为厚度). 根据参数的取值参考要

求<sup>[16]</sup>, 结合前文数值计算结果, 地层损失率  $V_1$  约 4.4%. 当采深  $z = 50$  m 时, 属浅采空区,  $K$  取值 0.8; 当采深  $z = 130$  m 时,  $K$  取值约 0.5.

将式(3)代入式(1), 即得到修正后的三点法指数曲线预测模型. 由于采空区地质条件复杂多变, 该模型适用于采空区形状相对简单, 可简化为矩形断面的单个采空区工况, 对于长条状或拥有复杂结构形状的采空区、以及多空腔采空区共同作用的工况, 计算结果的精度会受到一定影响. 本模型计算的路基沉降曲线与所结合工程实测数据对比见图 2.

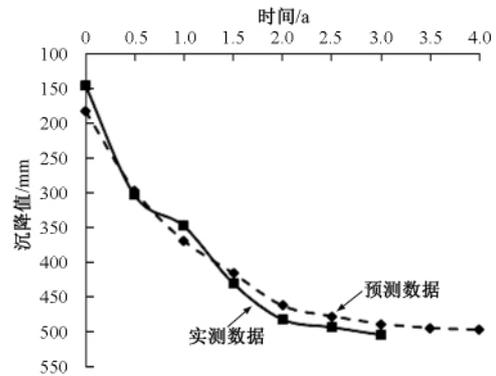


图 2 路基沉降-时间曲线图

Fig. 2 Time-sedimentation curve of subgrade

由图 2 可知, 预测模型计算的时间-沉降曲线与工程监测的曲线吻合较好, 二者整体趋势较为符合, 预测模型精度较高, 其预测结果可作为采空区道路修筑工程设计和施工时的参考.

## 3 结论

(1) 计算表明处于不同沉降期的采空区对路基沉降的影响显著. 当下伏采空区处于瞬时沉降和活跃沉降阶段时, 道路沉降变形较大, 不宜修筑道路或须对采空区进行必要处治; 当采空区处于稳定沉降阶段时, 道路沉降及水平偏移量较小, 可在施工时采取适当措施减小变形.

(2) 通过采空区和路基相对位置对路基稳定性影响的研究, 确定道路修筑临界安全区域为距采空区 80 m 以外区域. 建议道路规划设计时, 根据开采资料及现场勘察确定下伏采空区位置.

(3) 提出了适用于矩形断面下伏采空区的路基沉降预测模型, 模型计算结果与工程实测数据吻合较好, 可为采空区道路修筑设计和施工提供技术支撑.

## 参考文献:

- [1] 赵德深,范学理. 矿区地面塌陷控制技术现状与发展方向[J]. 中国地质灾害与防治学报, 2001, 12(2): 86-89.
- [2] SERYAKOV V M. Calculation of stree-strain state for an over-gof rock mass [J]. Journal of mining science, 2009, 45(5): 420-426.
- [3] 宋卫东,付建新,杜建华,等. 基于精密探测的金属矿山采空区群稳定性分析[J]. 岩土力学, 2012, 33(12): 3781-3787.
- [4] 李真. 松江铜矿采空区稳定性分析及治理技术研究[D]. 长沙:长沙矿山研究院, 2016.
- [5] 韩庆哲. 采空区路基路面变形规律的研究[J]. 道路工程(应用技术版), 2014, 10(9): 32-35.
- [6] 张淑坤. 高速公路下伏采空区探测及稳定性研究[D]. 阜新:辽宁工程技术大学土木与交通学院, 2015.
- [7] 赵子锋. 高速公路下伏急倾斜采空区勘察技术及对路基稳定影响研究[D]. 西安:长安大学公路学院, 2015.
- [8] 袁海平,曹平,许万忠,等. 岩石粘弹塑性本构关系及改进的 Burgers 蠕变模型[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(6): 796-799.
- [9] MANICA M, GENS A, VAUNAT J, et al. A time-dependent anisotropic model for argillaceous rocks. Application to an underground excavation in callovo-oxfordian claystone [J]. Computers and geotechnics, 2017, 85(5): 341-350.
- [10] ZUO W L, LU Q J. Study on the constitutive model of visco-elasticity-plasticity considering the rheology of rock mass [J]. Advances in civil infrastructure engineering, 2013, 639(9): 567-572.
- [11] 潘林有,谢新宇. 用曲线拟合的方法预测软土地基沉降[J]. 岩土力学, 2004, 25(7): 1053-1058.
- [12] 张振武,徐晓宇,王桂尧. 基于实测沉降资料的路基沉降预测模型比较研究[J]. 中外公路, 2005, 25(4): 26-29.
- [13] 陈善雄,王星运,许锡昌. 路基沉降预测的三点修正指数曲线法[J]. 岩土力学, 2011, 32(11): 3355-3360.
- [14] 韩焯,李宁, STANDING J R. Peck 公式在我国隧道施工地面变形预测中的适用性分析[J]. 岩土力学, 2007, 28(1): 23-28.
- [15] 王金明. 地铁隧道施工引起的地表沉降及变形研究[D]. 长沙:中南大学土木建筑学院, 2009.
- [16] 柳厚祥. 地铁隧道盾构施工诱发地层移动机理分析与控制研究[D]. 西安:西安理工大学土木建筑工程学院, 2008.

## Study on Effects of Underlying Goaf on the Subgrade Stability

YANG Limin<sup>1</sup>, GUO Jinjun<sup>2</sup>, HAN Yichen<sup>2</sup>, HAO Yingying<sup>3</sup>

(1. China Construction Seventh Engineering Division. Corp. Ltd, Zhengzhou 450004, China; 2. College of Water Conservancy and Environment, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 3. Zhejiang Dongzhou Construction and consultant Corp. Ltd, Hangzhou 310000, China)

**Abstract:** To explore the road construction technology across the mined-out area, the relative position between goaf and road and the active state of the mined-out area were considered to analyze the deformation law of subgrade. The improved creep constitutive model was adopted to simulate settlement and horizontal displacement of road. The critical safety range for road construction was determined in the mined-out area. The prediction model of subgrade settlement was proposed and compared with the actual engineering monitoring data. The result showed that the model calculation results were in good agreement with the actual data, and the prediction model could be applied to the design and construction of the road above the mined-out area.

**Key words:** mined-out area; subgrade stability; creep constitutive model; settlement; prediction model

文章编号: 1671-6833(2018)01-0047-06

## 考虑塑性体积应变的扰动状态本构模型改进

崔允亮<sup>1</sup>, 项鹏飞<sup>1,2</sup>, 王新泉<sup>1</sup>, 张世民<sup>1</sup>

(1. 浙江大学城市学院 土木工程系, 浙江 杭州 310015; 2. 安徽理工大学 土木建筑学院, 安徽 淮南 232001)

**摘要:** 针对 Desai 等人提出的扰动状态本构模型只考虑了塑性偏应变对扰动状态的影响, 而没有考虑塑性体积应变的影响, 对其扰动状态本构模型的扰动函数进行改进, 在原扰动函数的基础上引入一个塑性偏应变迹和塑性体积应变迹的耦合形式作为扰动函数的扰动变量. 取温州原状结构性软土进行了三轴固结不排水(CU)压缩试验、三轴固结排水(CD)压缩试验和一维压缩试验, 通过试验数据对改进了扰动函数的 DSC 本构模型进行了验证. 结果表明, 改进前模型对原状结构性软土的不排水强度和排水强度预测均略偏高, 改进后的模型对原状结构性软土应力应变关系的模拟精确.

**关键词:** 扰动状态; 塑性体积应变; 塑性偏应变; 本构模型; 扰动函数

**中图分类号:** TU470 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.026

### 0 引言

由于工程材料(尤其是岩土材料)的特殊性(非均匀、有缺陷和不确定性),对工程材料的本构模型研究具有相当的复杂性和艰巨性.因此弹性、塑性、热塑性、热黏塑性、连续介质损伤理论等常被用以建立工程材料的本构模型.美国学者 Desai 等<sup>[1-3]</sup>提出了扰动状态概念(disturbed state concept)本构模型(DSC 本构模型),假定材料在作用力下从最初的相对完整状态经过一个自调整和自我组织过程达到最终的完全调整状态,分别用不同的本构关系描述两种不同状态的材料,建立扰动函数来描述材料从相对完整状态到完全调整状态的变化过程. Katti 等<sup>[4]</sup>将扰动状态概念用于黏性土本构模型. Shao 等<sup>[5]</sup>编制了嵌有 DSC 模型的动力有限元程序 DYN2D,并将该程序用于模拟桩基施加循环荷载的现场试验. Park 等<sup>[6]</sup>将 DSC 模型用于砂土在循环荷载作用下的液化分析. Desai 等<sup>[7]</sup>基于扰动状态概念对饱和孔隙材料进行分析. MINH 等<sup>[8]</sup>基于 DSC 模型模拟了砂土的软化特性. 在扰动状态本构模型用于软黏土方面,付平等<sup>[9]</sup>基于扰动状态概念以 Duncan-Chang 模型

描述相对完整状态下材料的响应,以临界状态模型描述完全调整状态下颗粒材料的力学行为.于小军等<sup>[10]</sup>运用电阻率不规则因子表征和测定土样的扰动变量,建立了一个考虑结构性的软黏土本构模型.刘维正等<sup>[11]</sup>将附加孔隙比用来作为表征原状土的结构状态参数,基于扰动状态概念得到一维扰动状态概念压缩模型.刑国起等<sup>[12]</sup>研究了适用于描述结构性强度和变形规律的新型结构三维本构模型.经过 Desai 不断研究,该理论已经推广和应用到多种工程材料,如:饱和土(砂土和黏土)、非饱和土、岩石和堆石料、混凝土、界面和节点、金属和合金、聚合物、陶瓷等<sup>[13]</sup>.

然而,作为工程材料的统一模型,DSC 本构模型并不是针对岩土材料提出的,而是从金属或其他无明显体积变形的工程材料提出的,模型中扰动函数只考虑塑性偏应变对扰动的影响而没有考虑塑性体积应变的影响.笔者改进 Desai 等人提出的 DSC 模型(以下简称 DSC 本构模型)的扰动函数,使之能够考虑塑性体积应变对扰动的影响.并通过室内固结不排水三轴试验、室内固结排水三轴试验和室内一维压缩试验验证了改进扰动函数的 DSC 本构模型的正确性和在模拟结构性

收稿日期: 2017-09-02; 修订日期: 2017-10-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51508507); 浙江省自然科学基金资助项目(LQ16E080007); 浙江省教育厅科研项目(Y201533738)

作者简介: 崔允亮(1984-),男,河南驻马店人,浙江大学城市学院讲师,博士,主要从事土体基本性质与地基处理研究, E-mail: cuiyl@zucc.edu.cn.

软土上的优越性.

## 1 扰动状态本构理论

扰动状态本构理论认为:在变形的任何一个阶段,材料单元的一部分处于相对完整状态,另一部分达到完全调整状态或临界状态.材料是相对完整状态(RI)的部分和完全调整状态(FA)部分的随机的混合物.在材料的变形过程中,材料逐渐从初始相对完整状态达到完全调整状态.因此,材料的总体响应是相对完整状态和完全调整状态的耦合作用,可以通过相对完整状态的响应和完全

调整状态的响应来表达.如图1所示,扰动状态概念通过一个扰动因子 $D$ 来衡量处于相对完整状态的材料和处于完全调整状态的材料所占的权重.为扰动因子 $D$ 建立一个与塑性应变相关的扰动函数来描述这种微结构变化的过程.扰动状态概念(DSC)通过扰动函数考虑相对完整状态和完全调整状态的耦合作用,不需要在微观结构上定义材料的响应.如图1所示,在初始相对完整状态下, $D = 0$ ,随着塑性应变的发展,扰动状态的部分逐渐增多, $D > 0$ ,最终达到完全调整状态 $D = 1$ .

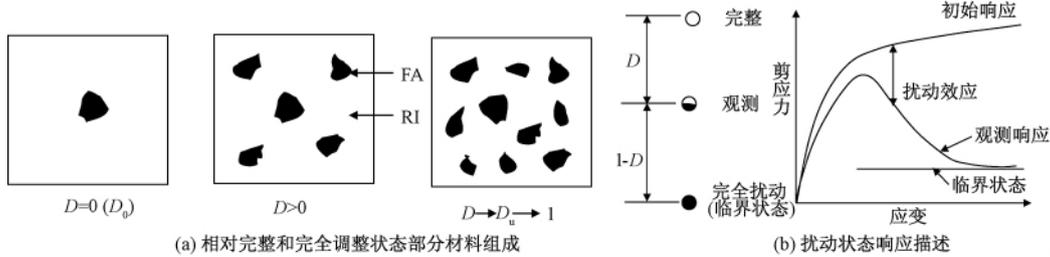


图1 扰动状态概念示意图

Fig. 1 Schematic view of disturbed state concept

因此 DSC 本构模型的观测响应可以表示为:  

$$d\sigma^a = (1 - D) d\sigma^i + Dd\sigma^c + dD(\sigma^c - \sigma^i), \quad (1)$$
 式中: a, i, c 分别用来表示同观测响应、相对完整状态响应和完全调整响应;  $\sigma$  和  $\varepsilon$  分别表示应力和应变张量;  $D$  是标量型的扰动因子. DSC 本构模型用分级单屈服面模型(HISS 模型)<sup>[14]</sup>描述相对完整状态的响应. HISS 模型是一个统一的塑性模型,有多种不同的版本用于描述关联的各向同性硬化、非关联的各向同性硬化、各向异性硬化和黏塑性等.笔者只采用其最基本的模型  $\delta_0$  版本.该模型的屈服面表达式为:

$$F = \frac{J_{2D}}{p_a^2} - F_b \cdot F_s = 0; \quad (2)$$

$$F_b = -\alpha \left( \frac{J_1 + 3R}{p_a} \right)^n + \gamma \left( \frac{J_1 + 3R}{p_a} \right)^2; \quad (3)$$

$$F_s = (1 - \beta S_r)^{-0.5}; \quad (4)$$

$$S_r = \frac{\sqrt{27} J_{3D}}{2 J_{2D}^{1.5}}; \quad (5)$$

式中:  $J_1$  为应力张量的第一不变量;  $J_{2D}$  和  $J_{3D}$  分别为偏应力张量的第二和第三不变量;  $\gamma, \beta, n, 3R$  为材料参数;  $\alpha$  为硬化函数. 该模型参数的物理含义及确定方法参考文献 [13-14].

$$\alpha = \alpha(\xi, \xi_v, \xi_b), \quad (6)$$

式中:  $\xi, \xi_v, \xi_b$  分别为塑性总应变、塑性体积应变和塑性偏应变的迹.

完全扰动状态可以用临界状态模型来描述<sup>[13]</sup>, 临界状态下的响应可用以下公式来描述:

$$\sqrt{J_{2D}^c} = \bar{m} J_1^c; \quad (7)$$

$$J_1^c = 3p_a \exp\left(\frac{e_0^c - e^c}{\lambda}\right); \quad (8)$$

$$e^c = e_0^c - \lambda n (J_1^c / 3p_a), \quad (9)$$

式中:  $e^c$  为临界孔隙比;  $e_0^c$  为  $J_1^c = 3 \text{ Pa}$  时的临界孔隙比;  $J_{2D}^c$  和  $J_1^c$  分别临界状态下偏应力张量的第二不变量和应力张量的第一不变量;  $\lambda$  和  $\bar{m}$  为模型参数,分别为  $e - \ln P$  平面各向同性压缩曲线斜率和  $\sqrt{J_{2D}} - J_1$  平面临界状态线斜率.

## 2 扰动函数改进

扰动函数  $D$  发挥耦合作用,通过耦合 RI 和 FA 两种响应来确定观测响应.对于饱和土体,扰动因子可以通过下式确定:

$$D = \frac{\sigma^i - \sigma^u}{\sigma^i - \sigma^c}, \quad (10)$$

式中:  $\sigma$  选用合适的应力,可以是轴应力  $\sigma_1$ 、剪应力  $\tau$ 、主应力差  $\sigma_1 - \sigma_3$  或者  $\sqrt{J_{2D}}$ , 上标 i, c, u 分别表示相对完整状态、临界状态和实际观测状态.

DSC 本构模型的扰动函数一般用下式来表达<sup>[12]</sup>:

$$D = D_u(1 - e^{-A\xi^b}), \quad (11)$$

式中:  $D_u$  为极限扰动参数;  $A$  和  $Z$  为扰动函数的参数;  $\xi_D$  为塑性偏应变的迹。

DSC 本构模型是从金属或其他变形过程中没有明显体积应变的材料出发提出的,模型中的扰动函数只考虑了塑性偏应变的影响。而对于土体,尤其是结构性软土这种材料,土体结构性的扰动不但会由塑性偏应变引起,而且会由塑性体积应变引起,这两种应变同时存在。在研究其结构性扰动的时候仅仅考虑其中任何一方面都是不全面的。因此,扰动变量采用这两种应变的耦合形式是一种较好的解决思路。如何耦合可以有很多方式,笔者提出在原扰动函数的基础上引入一个塑性偏应变迹和塑性体积应变迹的耦合形式作为扰动函数的扰动变量,如下式所示:

$$\xi_s = \sqrt{(1-\delta)\xi_v^2 + \delta\xi_D^2}. \quad (12)$$

式中:  $\xi_v$  为塑性体积应变的迹;  $\xi_D$  为塑性偏应变的迹。分别可通过式(13)和(14)计算得到。

$$\xi_v = \int \frac{1}{\sqrt{3}} |d\varepsilon_{ij}^p|; \quad (13)$$

$$\xi_D = \int (dE_{ij}^p dE_{ij}^p)^{1/2}; \quad (14)$$

$$dE_{ij}^p = d\varepsilon_{ij}^p - \frac{1}{3} d\varepsilon_{kk}^p \delta_{ij}, \quad (15)$$

式中:  $\varepsilon_{ij}^p$ 、 $E_{ij}^p$  分别为塑性体积应变和塑性偏应变张量;  $\delta$  为耦合参数,这是比例参数,本身没有物理意义,仅用于表达塑性体积应变和塑性偏应变对扰动的贡献比例,当  $\delta = 0$  时,扰动完全由塑性体积应变产生,当  $\delta = 1$  时,扰动完全由塑性偏应变产生,扰动函数退化为原来的形式,实际上对于土体材料,  $0 < \delta < 1$ 。在进一步深入研究之前,具体  $\delta$  的值可通过对试验应力应变曲线的拟合得到,为方便使用,在工程中令  $\delta = 0.5$  可满足精度要求。

根据新的扰动变量  $\xi_s$ , 则改进后的扰动函数如下式所示:

$$D = D_u(1 - e^{-A\xi_s^Z}) = D_u(1 - e^{-A\sqrt{(1-\delta)\xi_v^2 + \delta\xi_D^2}^Z}). \quad (16)$$

### 3 改进扰动函数后的模型验证

DSC 本构模型一般采用  $\delta_0$  版本的各向同性 HISS 模型<sup>[14]</sup> 描述相对完整(RI)状态,采用临界状态模型描述完全扰动(FA)状态,并采用相关联流动法则。笔者自编 Fortran 程序对室内试验(三轴压缩试验、一维压缩试验)进行模拟。其计算过程为首先利用 HISS 模型计算相对完整(RI)状态

的应力,然后在假设  $d\varepsilon^a = d\varepsilon^c = d\varepsilon^i$ ,  $J_1^a = J_1^c = J_1^i$  基础上,计算完全调整状态的应力,从而利用扰动函数  $D$  计算 DSC 本构模型实际的应力。其编程步骤如下。

(1) 将硬化参数  $\xi$ 、 $\xi_D$ 、 $\xi_v$  作为状态变量,计算硬化参数  $\xi$ 、 $\xi_D$ 、 $\xi_v$  的初始值。

(2) 计算弹性刚度矩阵  $C^c$ ,用弹性刚度矩阵  $C^c$  计算试探应力  $d\sigma = C^c \cdot d\varepsilon$ 。

(3) 根据试探应力判断 HISS 模型屈服面  $F$  是否大于 0。

(4) 如果  $F < 0$ , 则此增量步为弹性加载或者弹性卸载,弹性试探应力即为增量步后的 RI 状态实际应力。

(5) 如果  $F > 0$ , 则此增量步为弹塑性加载,判断此增量步开始前的屈服面是否  $F < 0$ 。

(6) 如果增量步开始前屈服面  $F < 0$ , 说明增量步开始前的应力点处于弹性域内,在本增量步内产生屈服,用牛顿迭代法判断产生屈服时的应力  $\sigma_{i-1}^n = \sigma_{i-1}^{n-1} + \delta_n d\sigma_i$ , 计算产生屈服部分的应变增量。

(7) 如果增量步开始前的屈服面  $F \geq 0$ , 说明此增量步处于塑性状态,应变增量全部产生屈服。

(8) 将产生屈服的应变增量分为  $N$  个子增量进行弹塑性计算,即  $\Delta d\varepsilon_i = \frac{d\varepsilon_i}{n}$ ,  $\sigma_i^j = \sigma_i^{j-1} + C_{i,j-1}^{ep} \Delta d\varepsilon_i$ 。

(9) 判断每一子增量步后是否  $F(\sigma_i^j, \alpha_i^j) \leq 10^{-6}$ , 如果是,计算弹塑性矩阵  $C_{i,j}^{ep}$  和新的硬化参数。并转回步骤(9)继续进行下一增量步计算;如果不是,则进行漂移修正,然后计算弹塑性矩阵  $C_{i,j}^{ep}$  和新的硬化参数,转回步骤(9)继续进行下一增量步计算。

(10) 循环进行步骤(9)和(10),直到完成  $N$  个子增量步计算,得到增量步后 RI 状态的实际应力  $\sigma_i$ 、弹塑性刚度矩阵和硬化参数。

(11) 假设  $d\varepsilon_{ij}^a = d\varepsilon_{ij}^i = d\varepsilon_{ij}^c$ ,  $J_1^a = J_1^i = J_1^c$ , 根据临界状态模型计算完全扰动状态的应力  $\sigma_{ij}^c$ 。

(12) 根据增量步中产生的塑性应变计算扰动函数  $D$ 。

(13) 计算 DSC 本构模型的实际应力  $\sigma^a = (1-D)\sigma^i + D\sigma^c$ 。

HISS 模型的独立参数包括弹性模量  $E$ 、泊松比  $\nu$ 、极限参数  $\gamma$ 、形状参数  $\beta$ 、相变参数  $n$ ; 临界状态参数包括各向同性压缩曲线斜率  $\lambda$ 、临界

状态线斜率  $\bar{m}$  和初始临界孔隙比  $e_0^c$ ; 扰动参数包括极限扰动参数  $D_u$  和扰动参数  $A$  和  $Z$ . 各参数的物理意义及其确定方法详见文献 [13], 可采用 Desai 编制的 Parameters-Back Prediction 程序计算 DSC 本构模型的参数, 只需要将 3 组不同围压下的室内 3 轴试验 (CU 试验或 CD 试验) 应力应变数据导入程序即可自动计算出以上各个参数.

通过一种室内试验获取本构模型参数, 然后再通过其他没有用来获取模型参数的室内试验或现场试验进行验证才能更好地验证本构模型. 为

验证改进后的本构模型, 取温州结构性软土做了一系列 3 轴压缩试验和一维压缩试验. 取土位置位于温州民营科技产业基地滨海园区, 取土深度为地面以下 2 m, 通过薄壁取土器取得原状结构性软土. 笔者通过 3 轴固结不排水 (CU) 试验应力应变数据导入 Parameters-Back Prediction 程序获取模型参数, 并通过 3 轴固结排水 (CD) 剪切试验和一维压缩试验应力应变数据对改进后的模型进行验证.

通过 3 轴固结不排水 (CU) 试验获得的 DSC 本构模型参数如表 1 所示.

表 1 温州结构性软土 DSC 本构模型参数

Tab. 1 DSC constitutive model parameters of Wenzhou structured clay

$E/\text{MPa}$	$\nu$	$\gamma$	$\beta$	$n$	$h_1$	$h_2$	$e_0^c$	$\lambda$	$\bar{m}$	$D_u$	$A$	$Z$
1.79	0.35	0.002 6	0.58	2.3	0.001 26	0.42	1.32	0.13	0.075	0.99	1.69	0.31

对于改进扰动函数后的 DSC 本构模型, 通过 3 轴固结不排水 (CU) 试验确定改进后的扰动函数的参数  $A = 1.88, Z = 0.33, \delta = 0.5$  ( $\delta = 0.5$  为默认值), 其他参数均与改进前相同, 如表 1 所示. 用 DSC 本构模型和改进后 DSC 模型分别模拟温州结构性软土 3 轴固结不排水 (CU) 试验、三轴固结排水 (CD) 试验和一维压缩试验, 将模拟结果与试验数据进行比较.

DSC 本构模型和改进后的 DSC 本构模型对

CU 试验的模拟结果如图 2 所示, 对 CD 试验的模拟结果如图 3 所示, 对一维压缩试验的模拟结果如图 4 所示.

通过图 2 和图 3 中 DSC 本构模型和本文改进后的 DSC 本构模型模拟 3 轴 CU 和 CD 试验结果的比较可以看出, 改进后的 DSC 本构模型对 3 轴试验应力应变关系的模拟结果与试验结果更为吻合, DSC 本构模型预测的强度偏高, 改进后 DSC 本构模型对这一缺点有所改进, 在三轴 CD 试

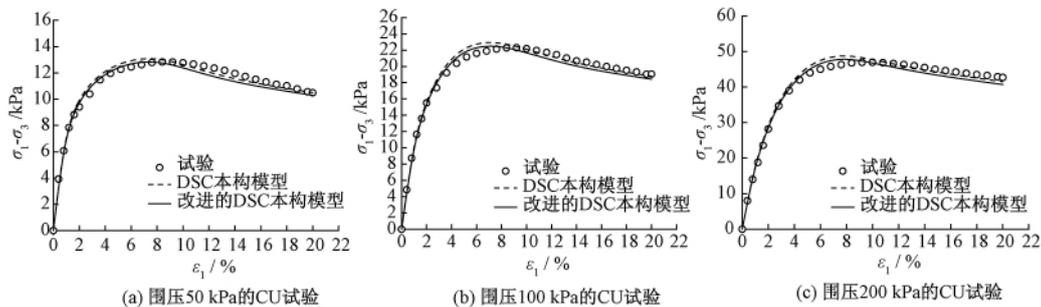


图 2 DSC 本构模型和改进的 DSC 本构模型模拟 3 轴固结不排水 (CU) 试验结果对比

Fig. 2 Comparison of DSC constitutive model and modified DSC constitutive model via simulation of CU test

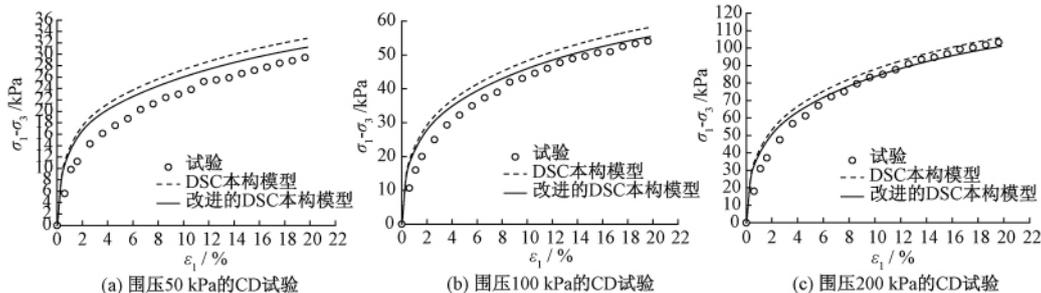


图 3 DSC 本构模型和改进的 DSC 本构模型模拟 3 轴固结排水 (CD) 试验结果对比

Fig. 3 Comparison of Desai's DSC constitutive model and modified DSC constitutive model via simulation of CD test

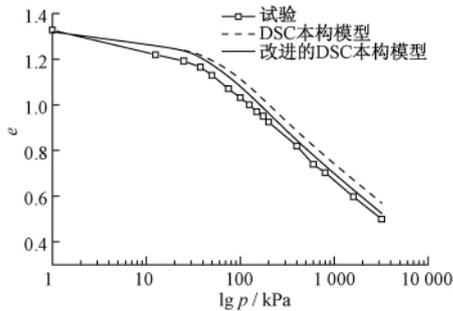


图 4 DSC 本构模型和改进的 DSC 本构模型  
模拟一维压缩试验结果对比

Fig. 4 Comparison of DSC constitutive model and modified DSC constitutive model via simulation of one dimensional compression test

验中这一点尤其明显. 图 4 可以看到, 由于没有考虑塑性体积应变对结构的破坏(扰动), DSC 本构模型模拟一维压缩试验得到的结构屈服压力比实际偏大, 对扰动函数改进后能够更好地预测一维压缩过程中由于结构的破坏而发生的孔隙比的减小.

值得说明的是, 图 2 为 CU 试验结果, 是笔者用于确定模型参数的, 由于部分扰动参数是通过拟合应力应变曲线得到的, 因此改进前后的模拟结果与试验数据相比均很接近, 这是正常的. 图 3 和图 4 是 CD 试验和一维压缩试验模拟结果与试验数据的对比, 用于验证模型精确性, 从对比结果来看还是能够明显看到改进后的模型模拟结果与试验数据更为吻合, 从图上来看差异没有想象的那么显著, 这是由于原状结构性软黏土的室内试验有难度, 原状土在取回和试验的过程中本身扰动就已经发生, 很难做到完全的原状样. 虽然无法保证对完全原状土做试验, 但结构性特征都已经明显表现出来, 而且改进前后对比的差异也能够被证明. 从图 3(c) 中看到围压 200 kPa 下模型在改进前后的模拟结果相差不大, 这是由于在较大的围压下土体的应变以塑性体积应变为主, 本模型在改进前以塑性体积应变为扰动变量, 能够反映塑性体积应变对结构性扰动的的影响. 改进后的模型参数虽然考虑了塑性体积应变与塑性偏应变的共同影响, 但所采用的耦合参数是一个固定的比例参数, 不受应力水平的影响, 如果能够在耦合参数中考虑应力水平的影响, 将对本文模型是个比较大的提升, 也是作者要进一步努力的方向. 因为对道路、涵洞等自重压力不高的软土地基静力特性和动力特性方面的研究<sup>[15-16]</sup>均表明, 地基的承载特性主要由浅层土体决定, 如地下 20 m 以

上, 软土地基的结构性特征也在浅层土体中表现最为明显. 常规(较低)应力水平下对土体结构性扰动模拟准确与否对工程计算的准确性具有重要意义. 笔者改进后的模型对于浅层土体应力应变性质的模拟更具有优势, 而在深层土体(较高应力水平), 笔者改进后的模型也能够满足工程计算精确性的要求.

原状结构性软土受力后发生的塑性体积应变是非常明显的, 塑性体积应变的扩展也会破坏土体的结构, 从而使土体由相对完整状态向完全调整状态转变. DSC 本构模型的扰动函数只考虑了塑性偏应变对扰动的的影响, 而没有考虑塑性体积应变的影响, 因而 DSC 本构模型对结构性软土这种受力后会产生较大体积应变的材料的模拟有一定的误差, 改进后的 DSC 本构模型增加了塑性体积应变对扰动的的影响, 因而更加符合土体的力学特性, 对结构性软土应力应变关系的描述也更精确一些. 改进后 DSC 本构模型这一特点对除原状结构性软土外的其他岩土材料的适用性需要进一步的试验验证.

## 4 结论

(1) DSC 本构模型作为工程材料的统一模型, 只考虑塑性偏应变对扰动状态的影响, 而没有考虑塑性体积应变对扰动状态的影响. 岩土材料塑性体积应变对扰动状态的影响相当显著, 应在岩土本构模型中予以考虑.

(2) 对 DSC 本构模型的扰动函数进行改进, 在原扰动函数的基础上引入塑性偏应变迹和塑性体积应变迹的耦合形式作为扰动函数的扰动变量, 能方便考虑塑性体积应变对岩土扰动状态的影响.

(3) 通过温州结构性软土 3 轴固结不排水(CU)试验、3 轴固结排水(CD)剪切试验和一维压缩试验应力-应变数据对改进后的模型进行验证. 验证结果表明改进前模型对结构性软土的不排水强度和排水强度预测均略偏高, 改进后的模型对结构性软土应力应变关系的模拟结果更为精确.

(4) 改进扰动函数后增加了一个耦合参数  $\delta$ , 该参数的取值可通过对试验应力应变曲线的拟合得到, 在工程中令  $\delta = 0.5$  可满足精度要求.

## 参考文献:

- [1] DESAI C S. Disturbed state concept as unified constitutive modeling approach [J]. Journal of rock mechanics

- and geotechnical engineering, 2016, 8(3):277-293.
- [2] DESAI C S, TOTH J. Disturbed state constitutive modeling based on stress-strain and nondestructive behavior [J]. International journal of solids and structures, 1996, 33(11): 1619-1650.
- [3] DESAI C S. Constitutive modeling of materials and contacts using the disturbed state concept: part 1 - background and analysis [J]. Computers & structures, 2015, 146:234-251.
- [4] KATTI R D, DESAI C S. Modeling and testing of cohesive soil using disturbed state concept [J]. Journal of engineering mechanics, 1995, 121(5): 648-658.
- [5] SHAO C, DESAI C S. Implementation of DSC model and application of analysis of field pile load tests under cyclic loading [J]. International journal of numerical and analytical methods in geomechanics, 2000, 44(6): 601-624.
- [6] PARK I J, DESAI C S. Cyclic behavior and liquefaction of sand using disturbed state concept [J]. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering, 2000, 126(9): 834-846.
- [7] DESAI C S, WANG Z. Disturbed state model for porous saturated materials [J]. International journal of geomechanics, 2003, 3(2): 260-265.
- [8] MINH N H, SUZUKI K, ODA M, et al. Numerical simulation using disturbed state concept (DSC) model for softening behavior of sand [J]. Journal of southeast Asian geotechnical society, 2008, 34(1): 25-35.
- [9] 付平, 楚锡华, 余村, 等. 基于扰动状态概念的颗粒材料应变局部化行为模拟 [J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2014, 42(4): 59-69, 71.
- [10] 于小军, 齐志宏. 基于扰动状态概念的结构软黏土本构模型 [J]. 岩土工程学报, 2009, 31(12): 1882-1887.
- [11] 刘维正, 石名磊, 缪林昌. 基于扰动状态概念的结构土压缩特性分析 [J]. 岩土力学, 2010, 31(11): 3475-3480.
- [12] 邢国起, 肖洪天, 李大勇. 一种新型结构性土三维本构模型 [J]. 水利水电技术, 2017, 48(6): 54-59.
- [13] DESAI C S. Mechanics of materials and interfaces: the disturbed state concept [M]. CRC Press: Boca Raton, FL, 2001.
- [14] DESAI C S, SOMASUNDARAM S, FRANTZISKONIS G. A hierarchical approach for constitutive modelling of geologic materials [J]. International journal for numerical and analytical methods in geomechanics, 1986, 10(3): 225-257.
- [15] 张浩, 杨玲, 郭院成. 交通荷载作用下低填道路软土地基的动力响应分析 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2017, 38(1): 11-15.
- [16] 马强, 朱健, 邢文文, 等. 软土硬壳层涵洞地基极限承载力分析 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2016, 37(1): 70-74.

## Improving the Disturbance State Constitutive Model by Considering Plastic Volumetric Strain

CUI Yunliang<sup>1</sup>, XIANG Pengfei<sup>1,2</sup>, WANG Xinquan<sup>1</sup>, ZHANG Shimin<sup>1</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Zhejiang University City College, Hangzhou 310015, China; 2. School of Civil Engineering and Architecture, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232000, China)

**Abstract:** The disturbed state constitutive (DSC) model, proposed by Desai only considered the affect of plastic deviatoric strain on disturbance state, without considering the plastic volumetric strain. The disturbance function of the disturbed state constitutive (DSC) model was improved by introducing a coupling-form disturbance variable of plastic deviatoric stain trace and plastic volumetric strain trace on the basis of the original disturbance function. Triaxial consolidated undrained (CU) test, triaxial consolidated drained (CD) test and one dimensional compression test were performed on the wenzhou natural structured soft clay. The DSC constitutive model with the improved disturbance function was validated by the test data. The validation results showed that the unimproved model predicted a slightly higher strength of both undrained and drained test of the natural structured soft clay, and the prediction of the improved model was more accurate.

**Key words:** disturbance state; plastic volumetric strain; plastic deviatoric stain; constitutive model; disturbance function

文章编号: 1671-6833(2018)01-0053-06

# 计及谐波因素的配电网损耗量化计算与建模仿真

魏超峰<sup>1,2</sup>, 李琼林<sup>2</sup>, 蒋建东<sup>1</sup>, 唐钰政<sup>2</sup>, 王纯<sup>1</sup>

(1. 郑州大学 电气工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 国网河南省电力公司电力科学研究院, 河南 郑州 450052)

**摘要:** 准确的线损计算是分析线损构成、制定降损措施, 实现电网经济运行的基础。配电网谐波污染日趋严重, 因谐波因素导致配电网运行状态及设备参数发生较大变化, 由此产生的附加损耗已不容忽视。在分析传统线损计算方法的基础上, 系统分析了谐波对配电变压器及线路损耗的影响机理。通过引入输电线路交流电阻系数和变压器谐波损耗因子, 提出一种计及谐波因素的线损计算模型, 并结合典型配电变压器及线路, 完成谐波对其损耗影响的量化计算。最后通过建模仿真, 验证了模型的有效性和准确性。

**关键词:** 谐波; 线损; 交流电阻系数; 谐波损耗因子; 建模仿真

**中图分类号:** TM744 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.025

## 0 引言

配电网损耗是电力生产中的一个重要技术经济指标, 也是县级供电企业节能降损关注的主要问题之一<sup>[1-2]</sup>。配电网的理论线损计算则是线损分析、线损指标管理以及指导节能降损的主要依据。由于线损计算涉及因素较多, 计算过程复杂, 以均方根电流法和等值电阻法等为代表的传统线损计算方法均进行了大量简化, 且均在工频条件下进行计算, 部分改进方法中, 也主要集中于考虑系统三相不平衡以及大量使用量测数据两个方面, 鲜有考虑谐波因素的影响<sup>[3-5]</sup>。

近年来, 随着新能源的快速发展及各类新型用电设备的广泛使用, 谐波问题对配电网的影响日趋严重。部分商业用电负荷的测试结果显示<sup>[6]</sup>, 谐波电流总畸变率多数在 15% ~ 30%, 个别高达 45%, 谐波问题引起的附加损耗已成为配电网理论线损计算中不可忽略的部分。鉴于此, 笔者在全面分析传统线损计算方法的基础上, 采用交流电阻系数和谐波损耗因子来表征谐波环境集肤效应与涡流效应对线路及变压器的影响机理, 并结合典型配电变压器与线路, 对提出的线损模型量化分析, 最后搭建 Matlab 仿真模型, 对该模

型进行验证。

## 1 传统配电网损耗计算方法

根据电力网电能损耗计算导则的介绍, 由于配电网线路分支较多, 并且一直以来负荷元件(配电变压器、低压负荷等)都不具备测量条件, 因此配电网线损计算多采取简化处理, 常用的计算方法有如下几种。

(1) 均方根电流法。均方根电流法是理论线损的基本计算方法。设  $R$  为配电网中元件电阻,  $I$  为流过该元件的电流有效值, 在某个周期  $T$  内该元件的电能损耗为:

$$\Delta A = 3 \int_0^T I^2 R dt.$$

由于负荷曲线的解析表达式  $I = f(t)$  无法准确获取, 上式积分难以求取。通常假设每小时内电流值一定, 用代表日 24 h 正点负荷电流的测量值对上式进行分段积分计算。设  $I_i$  为代表日 24 h 正点时刻负荷测量值, 则全天 24 h 元件电阻中的损耗为  $\Delta A = 3(I_1^2 + I_2^2 + \dots + I_{24}^2)R$ 。定义代表日方均

根电流  $I_{jf} = \sqrt{\frac{I_1^2 + I_2^2 + \dots + I_{24}^2}{24}}$ , 上式可进一步简化为  $\Delta A = 72I_{jf}^2 R$ 。

收稿日期: 2017-08-20; 修订日期: 2017-10-13

基金项目: 国家电网公司科学技术项目(52170217000Q)

通信作者: 蒋建东(1974—), 男, 河南南阳人, 郑州大学教授, 博士, 主要从事电力系统电能质量分析相关的教学科研工作, E-mail: jdjiang@zzu.edu.cn.

(2) 平均电流法与最大电流法. 平均电流法与最大电流法都是均方根电流法的改进算法. 平均电流法又称为形状系数法, 是利用平均电流与均方根电流间的比例关系进行计算. 由于用平均电流计算出的损耗偏小, 故引入等效系数  $K = I_{jr}/I_{av}$ , 其中  $I_{av}$  为代表日负荷电流的平均值, 得到电能损耗  $\Delta A = K^2 I_{av}^2 RT$ . 最大电流法, 又称为损失因数法, 该方法是利用最大电流与均方根电流间的比例关系计算. 用最大电流法得到的损耗偏大, 故引入损失因数  $F = I_{jr}^2/I_{max}^2$  进行修正, 总电能公式变形为  $\Delta A = I_{max}^2 FRT$ .

(3) 等值电阻法. 等值电阻法是针对低压配电网节点多、分支多、元件多的特点提出的一种简化算法. 该算法将线损分为由变压器铁芯产生的不变损耗和变压器绕组及线路电阻随电流变化产生的可变损耗两类. 为进一步简化, 通过导线和公用配变等值电阻来对可变损耗部分进行计算.

导线的等值电阻表示为:

$$R_{eqL} = \sum_{i=1}^m (S_i^2 \cdot R_i) / (\sum S_a)^2, \quad (1)$$

式中:  $\sum S_a$  是该线路各节点配变总容量;  $S_i$  是经过第  $i$  段导线供电的配变总容量;  $R_i$  为第  $i$  段导线电阻.

配变绕组的等值电阻表示为:

$$R_{eqT} = U_N^2 \sum_{j=1}^n P_{k(j)} / (\sum S_a)^2, \quad (2)$$

式中:  $P_{k(j)}$  为第  $j$  节点公变的短路损耗值;  $U_N$  为配电网额定电压.

综上, 可得到代表日的总损耗:

$$\Delta A = [\sum P_{0(j)} + 3K^2 I_{av}^2 (R_{eqL} + R_{eqT}) \times 10^3] \times 24. \quad (3)$$

在传统的配电网理论线损计算方法中, 由于计算过程粗略, 计算结果存在较大误差. 此外, 传统算法注重对配电网整体损耗的简化分析, 对线路中电容器、电抗器、测量装置的损耗均有考虑, 涉及范围较广但缺乏对重点损耗元件的深入分析.

$$R_h = \frac{2.7 \times 10^{-11} \times \left[ R + \left( \frac{0.006}{\sqrt{h}} - r_0 \right) e^{\frac{(r_0-R)\sqrt{h}}{0.006}} - \frac{0.006}{\sqrt{h}} \right]}{\sqrt{h} \cdot \left\{ \frac{0.012 R}{\sqrt{h}} + \left[ \left( \frac{0.012}{\sqrt{h}} \right)^2 - \frac{0.012 r_0}{\sqrt{h}} \right] e^{\frac{(r_0-R)\sqrt{h}}{0.012}} - \left( \frac{0.012}{\sqrt{h}} \right)^2 \right\}^2}. \quad (6)$$

但由该式计算的谐波电阻在 20 次以上的工频谐波环境下才有明显变化, 不适用于线路中常见的 5、7、11、13、17、19 等低频次谐波.

## 2 考虑谐波因素的配电网损耗模型

配电网中由线路和变压器引起的损耗, 占总损耗的 90% 多<sup>[6]</sup>. 谐波情况下, 由于集肤效应和涡流效应, 线路电阻以及变压器绕组增大, 引起的附加电能损耗相当可观. 因此, 笔者主要对线路和变压器的谐波损耗进行探讨.

### 2.1 谐波背景下线路损耗计算模型

线路的损耗与线路电阻和流过线路的电流有关. 理想情况下, 线路电阻为一定值, 可由  $I^2 R$  直接求取. 谐波背景下线路损耗的计算, 则必须将各次谐波电流  $I_h$  和谐波电阻  $R_h$  考虑在内. 故由叠加原理可知, 考虑谐波影响的线路损耗可表示为:

$$P_{Line} = I_1^2 R_1 + I_2^2 R_2 + \dots + I_h^2 R_h = \sum_{h=1}^{h_{max}} I_h^2 R_h. \quad (4)$$

谐波电流  $I_h$  可由电流表测量值经傅里叶展开得到. 谐波电阻  $R_h$  是频率  $f$  的函数, 主要受集肤效应和邻近效应影响, 计算相对复杂.

Morgan 经过大量的对比试验, 忽略钢芯导电性给出了钢芯铝绞线的近似模型. 不同频率下相对电阻增量定义如下<sup>[7]</sup>:

$$\Delta R/R = Y(1 - \phi)^{-1/2} - 1, \quad (5)$$

其中,  $Y = 1 + a(z) [1 - \beta/2 - \beta^2 b(z)]$ ,

$$a(z) = \frac{7z^2}{315 + 3z^2}, b(z) = \frac{56}{211 + z^2};$$

$$\phi = \lambda \left( \frac{d}{s} \right) 2 \left[ \frac{z^2 (2 - \beta)^2}{z^2 (2 - \beta)^2 + 16\beta^2} \right],$$

$$\lambda = 1 - \beta \left( 1 + \frac{z^2}{4} \right)^{-1/4} + \frac{10\beta^2}{20 + z^2},$$

$\beta = 2t/d$ ,  $z = 8\pi^2 t^2 f \gamma$ ;  $\gamma = 10^{-9} / \pi t R (d - t)$ ,  $t$  为铝层厚度,  $d$  为钢芯铝绞线直径,  $R$  为单位长度的直流电阻值. 该方法计算较为精确, 但由于所需参数多, 计算过程复杂, 不适用于工程中的近似计算.

文献[8]以架空钢芯铝绞线为对象, 通过对电流密度积分求出电流和焦耳热功率. 考虑在低压线路导线以阻性为主, 热功率近似等于电阻功率, 消去中间变量电流, 得到不同频率下谐波电阻公式:

日本学者通过对导线的交直流电阻测试, 引入交直流电阻系数  $k = R_{AC}/R_{DC}$  来表征不同频率下交直流电阻比<sup>[9]</sup>, 该方法不但考虑了导线的集

肤效应,而且考虑了钢芯的磁滞和涡流导致的铁损.其中集肤效应系数  $k_1$  计算公式如下:

$$k_1 = 0.996\ 09 + 0.018\ 578 x - 0.030\ 263 x^2 + 0.020\ 735 x^3. \quad (7)$$

其中单一绞合线(铝合金线、铝合金芯铝绞线)和复合绞合线(铝线+钢线)情况下, $x$ 分别按式(8)和(9)取值.

$$x = 0.01 \sqrt{8\pi f/R_{DC}}; \quad (8)$$

$$x = 0.01 \frac{(D_1 + 2D_2)}{(D_1 + D_2)} \sqrt{\frac{8\pi f(D_1 - D_2)}{(D_1 + D_2)R_{DC}}}, \quad (9)$$

式中: $f$ 为频率,Hz; $D_1$ 为绞线的外径,mm; $D_2$ 为钢线的外径,mm.

对单一绞线及复合绞线(铝线层数为偶数),铁损效应系数  $k_2 = 1$ ,复合绞线(铝线层数为1以上奇数)时:

$$k_2 = 0.999\ 47 + 0.028\ 859 y - 0.005\ 934\ 8y^2 + 0.000\ 422\ 59y^3, \quad (10)$$

式中: $y = I/A$ , $I$ 为绞线电流,A, $A$ 为铝线截面积, $\text{mm}^2$ .

通过上式得出的  $k_1$ 、 $k_2$  的值小于1时,取  $k_1 = 1$ , $k_2 = 1$ . $k_1 k_2$  即为求得的导线交直流电阻比.该法考虑因素全面且计算相对简单,更适合谐波背景下的交流电阻计算.

## 2.2 谐波背景下变压器损耗计算模型

变压器损耗包含空载和负载损耗.空载损耗又称铁耗,主要包括磁滞和涡流损耗,与负载无关;负载损耗又称铜损,由绕组的直流损耗、绕组涡流损耗和杂散损耗构成.系统含有谐波时,铁耗会受谐波电压的影响,铜耗受谐波电流的影响.

(1) 空载损耗的分析与计算.磁滞损耗是由铁磁材料的磁滞现象产生,与最大磁密  $B_m$  的平方成正比.由于磁化过程需要交变的磁场,所以其大小还受频率  $f$  影响<sup>[10]</sup>.总的来说磁滞损耗  $P_H$  可表示为:

$$P_H = C_1 B_m^2 \cdot f \cdot V, \quad (11)$$

式中: $C_1$ 由硅钢片材料性质决定,为常数; $V$ 表示铁磁材料体积.当含有多次谐波时,谐波电压含量越高,磁滞损耗则越大,可表示为:

$$P_H = P_1 + P_2 + P_3 + \dots + P_h = \left( \sum_{h=1}^M \frac{U_h}{hU_1} \cos \varphi_h \right)^S. \quad (12)$$

式中: $P_h$ 为第  $h$  次谐波的磁滞损耗; $U_h$ 为第  $h$  次谐波电压; $U_1$ 为基波电压; $\varphi_h$ 为  $h$  次谐波电压初相角.

谐波背景下的涡流损耗也将随谐波电压含量

的增大而增大,其计算式为:

$$P_w = P_1 + P_2 + P_3 + \dots + P_h = 1 + \left( \sum_{h=1}^M \frac{U_h}{U_1} \right)^2 C_{eh}, \quad (13)$$

$C_{eh}$ 由电磁波的透入深度决定, $C_{eh}$ 的表达式如下:

$$C_{eh} = \begin{cases} 1 - 0.001\ 7\xi^{3.61}, & \xi < 3.6; \\ \frac{3}{\xi}, & \xi > 3.6, \end{cases} \quad (14)$$

其中,  $\xi = c \sqrt{\prod u\gamma h f}$ . (15)

式中: $P_w$ 为涡流损耗; $U_h$ 为第  $h$  次谐波电压; $U_1$ 为基波电压; $c$ 为铁芯厚度; $u$ 为铁芯渗透性; $\gamma$ 为铁芯电导率; $f$ 为基波频率.

综上所述,变压器空载附加损耗主要取决于电压.由于无功补偿与滤波装置的大量投入,通常情况下系统谐波电压 THD 不超过 5%;并且各谐波分量幅值很小,一般在基波幅值的 2%~3%以下<sup>[11-12]</sup>,因此,这部分损耗可忽略.

(2) 负载损耗的分析与计算.变压器的负载损耗  $P_{LL}$  包括电阻损耗  $P(I^2R)$  和总杂散损耗  $P_{TSL}$ .尽管总杂散损耗实质上都是由漏磁引起的涡流损耗,又可根据其分布位置不同,分为在绕组线圈内引起的绕组涡流损耗  $P_{EC}$  和在铁芯、夹件、油箱等部位导致的其他杂散损耗  $P_{OSL}$ ,故变压器负载损耗表示为:

$$P_{LL} = P + P_{TSL} = P + P_{EC} + P_{OSL}. \quad (16)$$

目前变压器绕组采用的交流电阻模型多为  $R_h = \sqrt{h}R$ ,简单的将交流电阻这样等效,忽略了集肤效应与邻近效应的影响,在线路存在高次谐波时,存在较大误差<sup>[13-14]</sup>.IEEE Std C57.110 通过引入谐波损耗因子,给出了谐波情况下根据测试数据计算负载损耗的方法<sup>[15]</sup>:

$$P_{LL} = P_0 + F_{HL-EC} P_{EC-0} + F_{HL-OSL} P_{OSL-0}, \quad (17)$$

其中, $F_{HL-EC}$ , $F_{HL-OSL}$ 为绕组涡流谐波因子与其他杂散损耗谐波因子,定义式如下:

$$F_{HL-EC} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_h^2 h^2}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_h^2} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left[ \frac{I_h}{I_1} \right]^2 h^2}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left[ \frac{I_h}{I_1} \right]^2}; \quad (18)$$

$$F_{HL-OSL} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_h^2 h^{0.8}}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_h^{0.8}} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left[ \frac{I_h}{I_1} \right]^2 h^{0.8}}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left[ \frac{I_h}{I_1} \right]^{0.8}}, \quad (19)$$

式中: $h$ 为谐波阶次; $I_1$ 为基波电流; $I_h$ 为第  $h$  次谐波电流.

$P_0, P_{EC-0}, P_{OSL-0}$  为工频实测电流的各部分损耗,需通过额定损耗值乘以修正因子 $\left(\frac{I}{I_R}\right)^2$ 求得.由于工程中谐波分析装置所测结果多为各次谐波含有率(各次谐波电流与基波电流之比),故作如下转换:

$$\left(\frac{I}{I_R}\right)^2 = \left(\frac{I_1}{I_R} \cdot \frac{I}{I_1}\right)^2 = \left(\frac{I_1}{I_R}\right)^2 \cdot \sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1}\right)^2 \quad (20)$$

当以额定正弦电压供电时,变压器总负载损耗的表达式如下:

$$P_{LL-R} = P_R + P_{EC-R} + P_{OSL-R}, \quad (21)$$

式中: $P_{LL-R}$ 为额定负载损耗(即短路实验损耗); $P_R$ 为额定电阻损耗,可由式(21)求得:

$$P_R = K \cdot (I_{1-R}^2 R_1 + I_{2-R}^2 R_2), \quad (22)$$

式中: $K$ 根据变压器相数选取,单相取1,三相取1.5.原副边的直流电阻可由实验测试报告获取.

额定涡流损耗 $P_{EC-R}$ 与额定其他杂散损耗 $P_{OSL-R}$ 占总杂散损耗的比例基本固定,标准根据大量测试报告给出了二者的比例系数.对于油浸式变压器二者占总杂散损耗的比例分别为33%和67%,干式变压器刚好相反.综上分析,谐波背景下变压器总损耗可表示为:

$$P_T = P_{NL} + (P_R + F_{HL-EC} P_{EC-R} + F_{HL-OSL} P_{OSL-R}) \cdot (I/I_R)^2 \quad (23)$$

### 3 考虑谐波因素的损耗量化分析

根据上文给出的线路与变压器的谐波线损模型,分别选取交流电阻系数法及谐波损耗因子法来计算线路谐波损耗及变压器的谐波铜耗.在考虑谐波因素的配电网损耗计算中,谐波电流起主导作用,故通过实例量化分析不同电流谐波含有率,不同谐波次数对线路以及变压器损耗的影响机理.其中线路采用标称截面积为 $120 \text{ mm}^2$ 的JL-HA2铝合金绞线,直流电阻 $R_{DC} = 0.2877 \text{ } \Omega/\text{km}$ ,电抗 $X = 0.335 \text{ } \Omega/\text{km}$ ,线路长度20 km.选用S11-50/10型变压器,连接组标号为Dyn11.线路5、7、11、13、17、19次谐波电阻分别为5.894、6.024、6.386、6.612、7.144、7.446.变压器参数如表1所示.

在谐波电流含有率为1%、5%、7%、11%、13%、17%、19%的情况下,分别对5、7、11、13、17、19次谐波损耗进行计算,其中线路基波电流值选择变压器一次侧额定电流,变压器所用基波电流选用二次侧额定电流.根据计算结果,拟合出“损耗-谐波电流含有率”和“损耗-谐波次数”曲线,如图1~2所示.同时,考虑谐波与不考虑谐

表1 变压器参数

变压器参数	取值
额定容量/kVA	50
额定电压/V	10 000/400
空载损耗/W	130
短路损耗/W	910
额定电流/A	2.89/72.17
空载电流/%	1.3
阻抗电压/%	4.0

波时,对线路及变压器的损耗进行对比,如图3所示.

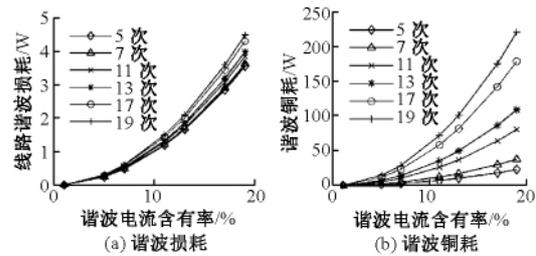


图1 5~19次谐波损耗随谐波电流含有率变化  
Fig.1 Variation of 5~19 harmonic loss with harmonic current ratio

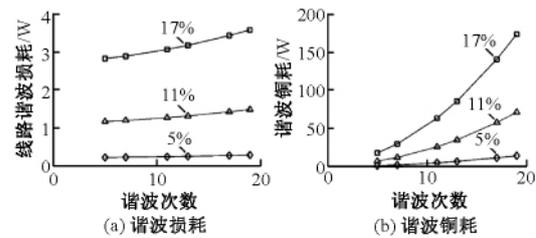


图2 不同谐波电流含有率谐波损耗随谐波次数变化曲线  
Fig.2 Variation of harmonic loss with harmonic order under different harmonic current ratio

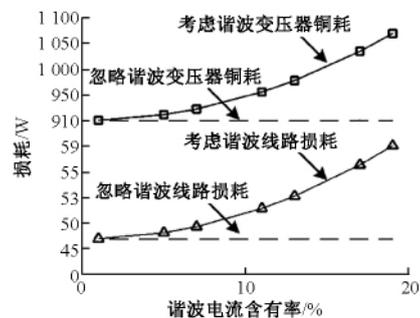


图3 考虑或忽略谐波情况下损耗变化情况  
Fig.3 Variation of loss under considering or ignoring harmonic factor

由上述分析知:考虑谐波因素后,变压器及线路损耗均有不同程度增加,当谐波电流含量达到19%时,线路和变压器损耗分别增加约23.2%和18.7%.谐波次数一定时,线路谐波损耗与谐波电

流含有率的平方成正比,变压器较高次谐波与谐波电流含有率的平方近似成正比.谐波含有率一定,线路与变压器谐波损耗均随谐波次数增大而增大.线路谐波损耗主要受交流电阻系数影响,变化平缓;变压器谐波损耗主要受谐波损耗因子影响,变化较快.

### 4 仿真验证

#### 4.1 仿真建模

为了验证上文量化分析结果,首先在 Matlab/simulink 中,对系统中含量较高的 5、7、13 次谐波在不同谐波含有率下进行单独仿真,并分析其与计算结果的误差.首先采用三相可编程电压源,模拟不同谐波次数、不同谐波含量的注入,所选输电线路与变压器型号与上文量化计算一致,换算后仿真参数设置如下:线路电阻 5.76 Ω、电感

0.021 4 H;变压器一次电阻 18.2 Ω、二次电阻 0.029 Ω、一次电感 0.127 H、二次电感 0.204 mH、激磁电阻 769 230 Ω、激磁电感 0.127 H.

模拟实际系统中多次谐波共同存在的情况,对总体配网损耗仿真.由于三相可编程电源产生谐波的数量有限,改用负荷侧并联整流装置,向系统注入谐波,仿真模型如图 4 所示.其中,黑色矩形模块为三相电压电流测量装置,通过改变两个电能表的接入位置来完成对线路及变压器谐波功率损耗的单独或混合测量.整流元件由同步六脉冲发生器触发,电能表由三相瞬时功率测量元件和积分环节构成.选用连续型仿真模型 ode23tb 求解算法,仿真时间设置为 0.4 s.整流部分负载电阻  $R = 13 \Omega$ ,滤波电感  $L = 1 \text{ mH}$ ,电容  $C = 3\ 300 \mu\text{F}$ ,有功负荷  $P = 20 \text{ kW}$ ,感性无功  $QL = 4 \text{ kW}\cdot\text{h}$ ,其他参数与上文单独仿真一致.

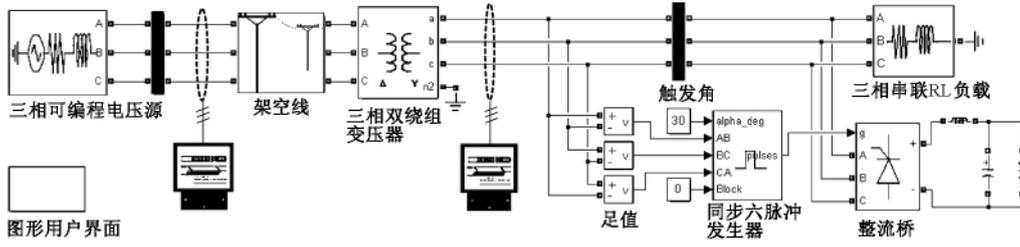


图 4 线损仿真模型

Fig. 4 Simulation model of line loss

#### 4.2 实例分析

(1) 单次谐波影响. 仿真结果及不同含有率仿真与计算误差值如图 5 ~ 6 所示.

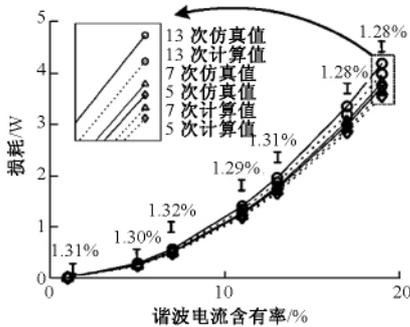


图 5 线路谐波损耗仿真与计算结果对比

Fig. 5 Comparison of simulation and calculation results of harmonic line loss

由图可知,总体来看,线路及变压器仿真结果与量化计算结果较为接近,且仿真值略大于计算值.由于线路模型与实际情况相比仍然存在一些差异,线路计算结果与仿真值始终存在误差,但误差变化不大,基本稳定在 1.3% 附近,满足工程计算要求.变压器计算误差随谐波含量的增加有所

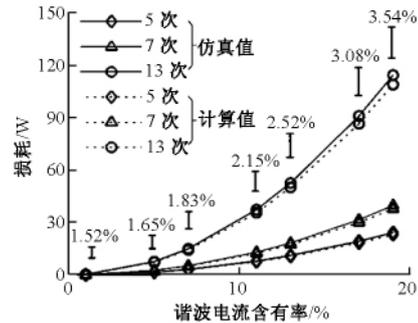


图 6 谐波铜耗仿真与计算结果对比

Fig. 6 Comparison of simulation and calculation results of harmonic copper loss

增大,但总体不超过 4%. 究其原因为笔者所采用的计算模型忽略了附加铁耗的影响,而仿真过程中,表计测量的损耗包含谐波引起的附加铁耗.由前文分析知,铁耗会随谐波电压含有率的增大而增大.实际中,谐波电压一般满足国标要求,可忽略这部分损耗.

(2) 混合谐波影响. 仿真过程中,测得变压器一二次侧电流有效值分别为 2.42 A 和 60.52 A,线路出口处电表有功电量为 16 730 W,两表抄见

电量之差为 540 W. 根据变压器一二次侧电压电流测量结果,使用 FFT 分析工具,进行谐波分析. 分析得到,系统谐波以 5、7、11、13、17、19 次为主;一次电压总谐波畸变率为 0.08% 左右,负荷侧为 4.64% 左右,均在 5% 以下,满足所在电压等级国标限制. 各次谐波电流含有率如表 2 所示.

表 2 谐波电流含有率  
Tab. 2 Harmonic current ratio

$h$	一次 HRI/%	二次 HRI/%
5	25.26	25.90
7	12.10	12.41
11	3.17	3.25
13	3.45	3.54
17	0.85	0.87
19	1.53	1.57

注: HRI 为谐波电流含有率.

为了与传统线损计算方法对比,根据上述测量数据,同时用等值电阻法计算. 由于仿真线路简单,仿真过程处于稳态,式(3)中平均电流  $I_{av}$  近似取为基波电流有效值. 根据式(18)计算变压器谐波损耗因子等参数,结果如表 3 所示. 利用以上数据及表 1 相关参数,根据式(7)、(10)、(22)进行线路及变压器的损耗计算,得到电能损耗与线损率计算结果如表 4 所示. 由结果可知:传统等值电阻法,忽略了谐波因素,计算结果误差较大;笔者给出的考虑谐波因素的理论线损计算方法,与仿真结果更为接近.

表 3 变压器相关参数值  
Tab. 3 Transformer related value

参数	取值
$R_{eqL}/\Omega$	5.75
$R_{eqT}/\Omega$	36.40
$K^2$	1.00
$F_{HL-EC}$	3.58
$F_{HL-OSL}$	1.23
$(I/I_R)^2$	0.76

表 4 线损计算结果  
Tab. 4 Calculation results of line loss

计算方法	电能损耗/W	线损率/%
测量值	540.0	3.23
等值电阻法	348.4	2.08
本文方法	513.7	3.07

## 5 结论

(1) 笔者提出的考虑谐波因素的配电网理论线损计算方法,能充分反映谐波对线路、变压器带

来的附加损耗. 虽然求解过程复杂程度有所增加,但与传统等值电阻法相比,提高了计算结果的精确度,对降损工作更具指导意义.

(2) 笔者只单一考虑了电能质量问题中的谐波问题. 配电网三相负荷不平衡,电压偏差以及复合电能质量因素作用下给系统带来的附加损耗,仍需要进一步研究. 此外如果加入实际线路测量结果,与仿真以及计算结果三者对比分析,将进一步验证该方法的有效性.

(3) 计算结果表明变压器铜耗与输电线路损耗均随谐波电流含量及谐波次数的增大而增大,且铜耗占据的比重远大于线路损耗和变压器铁耗,因此限制变压器谐波电流的大小和次数对于减小总线损具有重要意义.

## 参考文献:

- [1] 杨文锋,王彬宇,程卓,等. 城市中低压配电网降损规划决策方法[J]. 电网技术,2014,38(9): 2598-2604.
- [2] 赵国生,詹天乐,李博. 计及线路损耗的峰谷分时电价优化模型[J]. 郑州大学学报(工学版),2017,38(6): 45-49.
- [3] 徐长宝,李怀宇,冯成,等. 电力系统三相不平衡附加损耗的分配[J]. 水电能源科学,2016,34(8): 189-193.
- [4] 李滨,杜孟远,韦维,等. 基于准实时数据的智能配电网理论线损计算[J]. 电力自动化设备,2014,34(11): 122-128.
- [5] 赵磊,栾文鹏,王倩. 应用 AMI 数据的低压配电网精确线损分析[J]. 电网技术,2015,39(11): 3189-3194.
- [6] 李博. 低压配电网谐波对网损的影响及对策研究[D]. 淄博: 山东理工大学电气与电子工程学院,2015.
- [7] MORGAN V T, FINDLAY R D, DERRAH S. New formula to calculate the skin effect in isolated tubular conductors at low frequencies[J]. IEE proceedings-science, measurement technology, 2000, 147(4): 169-171.
- [8] JIANG L M, YAN H G, MENG J X, et al. Harmonic loss quantitative model of transmission line considering the skin effect[C] // 2016 IEEE International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE). Shanghai: IEEE Press, 2016: 19-23.
- [9] 张瑞永,赵新宇,陶礼学. 架空导线的交流电阻计算方法对比[J]. 电线电缆,2014,4(4): 1-4.

(下转第 66 页)

文章编号: 1671-6833(2018)01-0059-08

# 均衡策略粒子群算法在图像分割中的应用

夏星宇<sup>1</sup>, 高浩<sup>1</sup>, 王创业<sup>2</sup>

(1. 南京邮电大学 自动化学院, 江苏 南京 210046; 2. 安徽省蚌埠市供电局, 安徽 蚌埠 233000)

**摘要:** 针对图像阈值分割方法由于其穷举的性质使分割时间随着阈值数目的增加而无法满足不同图像处理要求的问题, 提出一种基于均衡策略的粒子群进化算法来缩短分割的时间. 改进的算法在粒子运行过程中引入均衡因子以增强个体获得较大搜索能力的可能性, 确保它能进行有效的全局搜索; 此外, 为了增强算法的局部搜索能力, 在群体进化方向中引入一个扰动因子, 从而使个体能够在该方向上获得更多的局部搜索机会. 基于熵准则的 Kapur 用来作为验证提出的算法优劣. 标准测试函数和标准图像实验结果表明, 提出的算法相比于其它比较算法而言, 在寻优能力和收敛速度上获得了更好的成绩.

**关键词:** 多阈值; 粒子群进化算法; 搜索能力; 最大熵法

**中图分类号:** TP18

**文献标志码:** A

**doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.012

## 0 引言

图像分割的目的是将一幅图像划分成有意义的区域或部分, 其中每部分区域具有相似的特征. 近几年来, 学者们提出了很多较为有效的图像分割技术<sup>[1]</sup>. 它们大致可以分为两类: 一类是利用图像的灰度直方图, 通过其特征来决定分割的最佳阈值<sup>[2]</sup>. 另一类是构造一个适应度函数, 通过优化适应值函数来决定最优的阈值, 如基于熵的阈值分割技术, 贝叶斯误差最小化等. 这些技术在医学图像、人脸识别、计算机视觉等领域已经取得了不错的效果. 然而, 其中的一些方法计算非常耗时, 如 Kapur 和 Otsu 算法<sup>[3-4]</sup>的运算时间相当长, 且随着阈值数目的增加运算时间呈指数增长, 其穷举的搜索策略限制了它在处理实际多阈值问题中的应用.

近年来, 为缩短运算时间, 研究人员已经成功地将很多优化算法引入到阈值图像分割中来. 作为基于种群的优化策略, 进化算法受自然界生物的启发, 主要采用3个主要操作(选择、变异和交叉)来产生后代. 由于有着运算速度快和全局搜索能力较强等特点, 近几年, 进化计算已经广泛地应用到了图像分割领域. Tao 等<sup>[5]</sup>采用蚁群算法来优化基于熵的目标分割适应值函数, 寻找最优

的阈值. Yin 等<sup>[6]</sup>提出一种改进的遗传算法来缩短多阈值分割的时间. Gao 等<sup>[7]</sup>将粒子群优化算法引入到图像阈值分割领域, 实验证明它可以取得和穷举搜索相近的实验结果. Yin<sup>[8]</sup>将基于协作策略的量子粒子群算法 QPSO 应用到图像分割中来, 实验证明当处理同一分割问题时, 该算法可以取得比其他同比优化算法更好的效果.

作为较为流行的进化算法之一, 粒子群算法兼有进化计算和群智能的特点. 与其他进化算法相类似, 该算法模拟鸟群集体飞行觅食的行为, 通过鸟之间的集体协作与竞争使群体达到目的. 算法已经成功地应用到工业生产、模式识别、医学处理等多个领域<sup>[9-10]</sup>. 但由于粒子群算法具有早熟收敛的缺点, 因此笔者提出一种基于均衡策略的粒子群算法 (particle swarm optimization with an equilibrium strategy, EPSO), 在提出一个有价值的引导点的同时, 合理地赋予粒子在全局和局部搜索的可能性, 较好地均衡了算法的全局和局部搜索能力. 同时把改进后的粒子群算法应用到基于 Kapur 最大熵图像分割中, 有效地解决图像阈值分割耗时长这一问题.

## 1 粒子群进化算法

作为一种基于种群的进化算法, 粒子群进化

收稿日期: 2017-03-10; 修订日期: 2017-04-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61571236)

通信作者: 高浩(1976—), 男, 安徽蚌埠人, 南京邮电大学副教授, 博士, 主要从事模式识别与智能系统的研究, E-mail: tsgaohao@gmail.com.

算法<sup>[11]</sup>操作简便,近年来,受到了广泛的关注.在粒子群中,固定规模的种群代表了一系列的可行解.每个备选解被称为一个“粒子”,多个粒子共存,合作寻优,近似鸟群寻找食物.算法先生成初始种群,即在可行解空间中随机初始化一群粒子,每个粒子都为优化问题的一个可行解,并由目标函数为之确定一个适应值.在每一次迭代过程中,粒子将跟踪两个极值,一个为粒子本身迄今找到的最优解  $P_p$ ,另一为全种群迄今找到的最优解  $P_g$ .基本迭代公式为:

$$v_{id}(t+1) = v_{id}(t) + c_1 r_1 \cdot (p_{pid} - x_{id}(t)) + c_2 r_2 \cdot (p_{gd} - x_{id}(t)); \quad (1)$$

$$x_{id}(t+1) = x_{id}(t) + v_{id}(t+1), \quad (2)$$

式中:  $i = 1, 2, \dots, S$ ;  $d = 1, 2, \dots, n$ ;  $r_1$  和  $r_2$  是服从  $U(0,1)$  分布的随机数;学习因子  $c_1$  和  $c_2$  为非负常数,  $c_1 = c_2 = 2$ ;  $v_{id} = [-v_{\max}, v_{\max}]$ ,  $v_{\max}$  是由用户设定的速度上限;  $p_{pid}$  以及  $p_{gd}$  分别代表个体最优和群体最优在第  $d$  维上的解.

## 2 基于均衡策略的粒子群算法

以往的研究成果表明,传统的粒子群算法具有早熟收敛的缺陷,为在保持粒子群算法收敛速度快的基础上提升算法的全局搜索能力,笔者提出了一种新方法.首先,为了在算法运行过程中一直能够为粒子群提供一个较大的搜索能力,使得粒子群能够保持跳出当前局部搜索区域的概率,笔者提出了一个均衡因子:

$$g = \text{abs}(r_3(0, a_1) / r_4), \quad (3)$$

式中:  $r_3$  为符合高斯分布的随机序列;  $r_4$  是服从  $U(0,1)$  分布的随机数;  $a_1$  为该高斯分布的标准差.实验结果表明,当  $a_1$  为 0.35 时,改进后的粒子群算法能够取得较优的实验结果,并保证算法在迭代初期获得较强的全局搜索能力和在后期具有较优的局部搜索能力.

粒子群迭代公式:

$$x_{id}(t+1) = Q_d \pm \alpha \cdot g \cdot (P_{md} - x_{id}(t)), \quad (4)$$

$$\text{其中, } Q_d = r_1 \cdot p_{pid} + (1 - r_1) \cdot p_{gd} + r_3 \cdot (P_{gd} - \text{round}(P_{gd})). \quad (5)$$

与以往算法不同的是式(5)不仅包含了文献[12]证明的粒子群收敛进化方向  $Q_d = r_1 \cdot p_{pid} + (1 - r_1) \cdot p_{gd}$ ,同时还给出了一个扰动因子  $r_3 \cdot (p_{gd} - \text{round}(p_{gd}))$ .  $r_1$  是服从  $[0,1]$  的均匀分布的随机数,  $r_3$  是服从标准正态分布的随机数.这样不仅给粒子进化提供了一个有效的方向,同时能够保证个体在运行过程中特别是在  $p_{pid} = p_{gd}$  的情

况下,通过借鉴群体历史最优解  $P_g$  的数值产生一个相对较小的值,给予个体一个较小的扰动,保证个体能够在局部区域进行有效搜索.

式(4)的第二项则是保证了粒子的均衡搜索能力.它设置的前提是希望能够在提升粒子的全局搜索能力的同时依然赋给个体局部搜索的较大可能性.其中  $P_m = \sum_{i=1}^S \frac{P_{pi}}{S}$ ,它的设置是为了群体中每一个个体的历史最优解  $P_{pi}$  均可以对粒子的当前迭代的搜索能力产生影响.由于在算法初期,  $P_{pi}$  具有较大的区别,因此能够提高粒子在初期的全局搜索能力;而在算法的迭代后期,  $P_{pi}$  具有较大的相似性,能够赋予个体较好的局部搜索能力.  $\alpha$  是 MDPSO 需要调节的参数,它的作用和惯性因子相似,其值的大小同样影响了个体的搜索能力.通过实验比较,  $\alpha$  在迭代过程中由 0.5 下降到 0.35,可以获得较好的实验结果.为了验证均衡因子的效果,使用蒙特卡罗方法对  $g$  进行了 50 000 模拟,其概率密度分布图如图 1 和 2 所示,其中图 1 表示的是  $g \in [-2,2]$  的分布图,图 2 表示的是  $g \notin [-2,2]$  的分布图.

通过对图 1 和 PSO 算法的  $c_1$  以及  $c_2$  比较,相对于  $c_1$  以及  $c_2$  的取值范围  $[-2,2]$  之间的均匀采样,很容易发现 EPSO 算法能够在  $[-1,1]$  之间产生更多的解(大致为 40 000 次),从而能够在  $Q_d$  确定的局部区域产生更为集中的解,这样就可以使得种群获得更多的局部搜索机会;而图 2 的结果表明相对于标准的 PSO 算法的  $c_1$  以及  $c_2$  的取值范围, EPSO 能够产生数值更大的备选解,最大值可达到  $3.2 \times 10^4$ ,这就意味着种群在寻优过程中能够获得更多跳出局部最优解的能力.

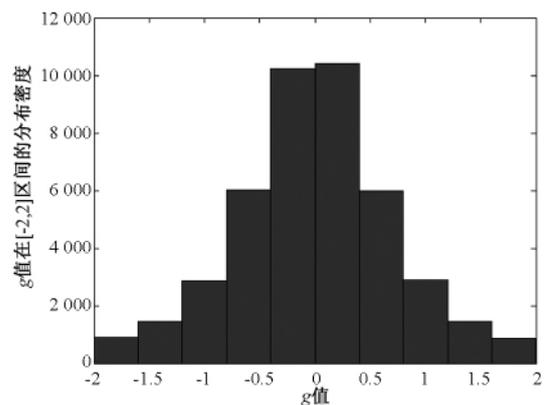
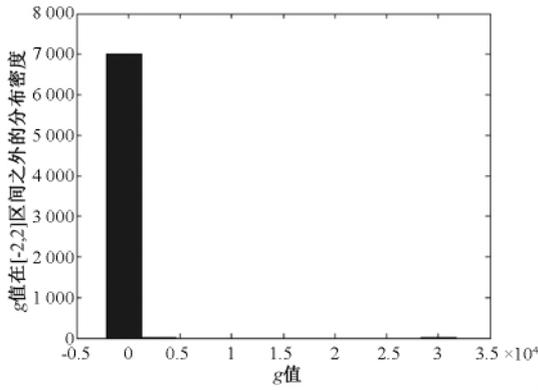


图 1  $g \in [-2,2]$  之间的分布图

Fig. 1 The distribution of  $g \in [-2,2]$

图 2  $g \notin [-2, 2]$  的分布图Fig. 2 The distribution of  $g \notin [-2, 2]$ 

EPSO 算法步骤如下.

(1) 依照初始化过程,对粒子群的随机位置和速度进行初始设定;

(2) 计算每个粒子的适应值;

(3) 对于每个粒子将其适应值与所经历过的最好位置  $P_p$  的适应值进行比较,若较好,则将其作为当前的最好位置;

(4) 对于每个粒子将其适应值与全局所经历的最好位置的适应值进行比较,若最好,则将其作为当前的全局最好位置;

(5) 根据方程(4)和方程(5)对粒子的速度和位置进行进化;

(6) 如未达到结束条件通常为足够好的适应值或达到一个预设最大代数,则返回步骤(2).

### 3 对比试验

#### 3.1 标准测试函数试验设计及结果

为了分析笔者提出的 EPSO 的总体性能,笔者设计了多种测试实验对 PSO<sup>[12]</sup>、QPSO<sup>[13]</sup>、HRPSO<sup>[14]</sup>、HWPSO<sup>[15]</sup>、CCPSO<sup>[16]</sup> 以及 EPSO 进行了对比分析.同时使用 8 个标准测试函数<sup>[11]</sup> 问题来进行多方面考察和比对.笔者测试所有算法使用的个体总群个数都设为 20(ABC 算法根据算法流程个体总数设置为 10).测试函数中  $f_1 - f_3$  是单模函数,  $f_4 - f_6$  是具有多个局部最小点的多模函数,函数的评估次数设置为  $2\ 000 \times$  测试函数维数.  $f_7 - f_8$  是低维函数,函数的评估次数设置为 10 000.所有测试函数的理论最优解均为 0.最好的对比结果在表 2 和表 4 中加黑显示.

对于单模函数来说,由于 EPSO 使用了  $Q_d$  点指引整个群体进行搜索,在整个粒子进化过程中一直给予粒子进化提供了一个有价值的方向,特别是当出现  $P_{pd} = P_{gd}$  的情况时,扰动因子依然能

够提供给粒子在局部区域更多的搜索机会.相对于同样使用文献[10]提出收敛点的 QPSO 来说,由于 EPSO 算法使用了扰动因子,能够提供给粒子群体更多的局部搜索机会.另外,根据图 2 的实验结果,相对于传统的学习因子, EPSO 算法的  $g$  因子能够在  $[-2, 2]$  局部范围内提供给粒子以更多的在小范围内搜索的机会,因此粒子可以在  $Q$  点定义的局部范围内进行精确搜索,从而在单模函数上获得较快和较为精确的解.对于复杂的多模函数,同其他比较算法相比,由于 EPSO 算法使用了均衡因子,使得个体能够获得更大的解,具有较强的跳出局部最小点的能力,从而提高了算法特别是在迭代后期搜索整个解空间的可能性.此外由于算法的局部搜索能力也较为优异,在全局和局部搜索能力上获得了较好的平衡,因此在多模函数上获得了更为精确和满意的结果.表 1 为标准测试函数,表 2 为各种比较算法在测试函数的比较结果.根据表 2 的研究结果表明, EPSO 在低维函数上依然取得较优的结果.因此,可以得出结论, EPSO 不仅在高维函数上,同时在低维函数上表现出了较优的搜索能力.

#### 3.2 图像函数测试设计及结果分析

由 Kapur 提出的基于熵准则的图像分割方法由于可以针对基于直方图的图像提供良好的图像分割而得到了大量应用.传统的 Kapur 方法是基于双阈值的图像分割方法,近年来它已经被成功地应用到多阈值分割领域.具体描述如下.

最佳阈值  $\{t_1^*, t_2^*, \dots, t_{M-1}^*\}$  要满足以下公式:

$$f(t_1, t_2, \dots, t_{M-1}) = H_0 + H_1 + \dots + H_{M-1}; \quad (6)$$

$$w_0 = \sum_{i=0}^{t_1-1} P_i; \quad (7)$$

$$H_0 = \sum_{i=0}^{t_1-1} \frac{P_i}{w_0} \ln \frac{P_i}{w_0};$$

$$w_{M-1} = \sum_{i=t_{M-1}}^{L-1} P_i;$$

$$H_{M-1} = \sum_{i=t_{M-1}}^{L-1} \frac{P_i}{w_{M-1}} \ln \frac{P_i}{w_{M-1}}; \quad (8)$$

$$P_i = h(i) / N, \quad (9)$$

其中,  $N$  代表图像包含的像素个数;  $L = 255$  表示最大的灰度级;  $h(i)$  表示的是在第  $i$  灰度级上图像像素的个数.在  $0 \sim L$  间改变对应的各个阈值,求满足式(6)为最大值的  $\{t_1, t_2, \dots, t_{M-1}\}$ , 此时的  $\{t_1, t_2, \dots, t_{M-1}\}$  便是最佳阈值.显然要得到  $\arg \max \{f(t_1, t_2, \dots, t_{M-1})\}$ , 必须对区间所有的灰度值进行多级熵值计算,最后比较得到最大的熵值,其计算量较大,而且随着分割阈值数目的

表1 标准测试函数  
Tab.1 The benchmark functions

函数名	测试函数公式	测试函数变化范围	测试函数最小值	测试函数最优解
$f_1$	$\sum_{i=1}^n x_i^2$	$[-100, 100]$	0	0
$f_2$	$\sum_{i=1}^n (\sum_{j=1}^i x_j)^2$	$[-100, 100]$	0	0
$f_3$	$\sum_{i=1}^n  x_i  + \prod_{i=1}^n  x_i $	$[-10, 10]$	0	0
$f_4$	$\sum_{i=1}^n (x_i^2 - 10\cos(2\pi x_i) + 10)$	$[-5.12, 5.12]$	0	0
$f_5$	$-20\exp\left(-0.2\sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^n x_i^2}\right) - \exp\left(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^n \cos 2\pi x_i\right)$	$[-32, 32]$	0	0
$f_6$	$20e\pi/n\{10\sin^2(\pi y_1) + \sum_{i=1}^{n-1} (y_i - 1)^2 \cdot [1 + 10\sin^2(\pi y_{i+1})] + (y_n - 1)^2\}$	$[-50, 50]$	0	0
$f_7$	$100[(x_2 - 10\theta)^2 + (\sqrt{(x_1^2 + x_2^2)} - 1)^2] + x_2^2$	$[-10, 10]$	0	(1, 0, 0)
$f_8$	$(\exp(x_1) - x_2)^4 + 100(x_2 - x_3)^6 + (\tan(x_3 - x_4))^4 + x_1^8$	$[-1, 1]$	0	(0, 1, 1, 1)

表2 各种比较算法在测试函数的比较结果(平均值(方差))

Tab.2 The comparison results between different algorithm on benchmark functions (Mean values (Standard deviation))

算法名称	$f_1$		$f_2$		$f_3$		$f_4$	
	维数 = 10	30	10	30	10	30	10	30
	$FES = 20\ 000$	60\ 000	20\ 000	60\ 000	20\ 000	60\ 000	20\ 000	60\ 000
PSO	1.17E-20	1.58E-13	6.70E-5	347.160 0	1.23E-11	0.004 1	5.647 0	45.043 0
	(6.30E-20)	(4.17E-13)	(1.80E-4)	(228.770 0)	(2.58E-11)	(0.028 4)	(2.679 2)	(10.249 0)
QPSO	9.97E-41	3.50E-21	2.81E-4	206.150 0	2.57E-13	3.15E-11	3.210 0	26.530 2
	(4.20E-40)	(8.60E-21)	(8.30E-4)	(97.930 0)	(1.76E-12)	(1.55E-10)	(1.698 1)	(8.997 0)
MRPSO	5.34E-72	5.70E-69	0.003 0	1.599 8	8.54E-37	2.57E-36	4.603 1	18.942 0
	(3.20E-71)	(2.30E-68)	(0.004 3)	(1.167 0)	(6.00E-36)	(1.70E-35)	(3.218 4)	(5.659 0)
HWPSO	9.77E-15	2.04E-9	0.002 6	97.127 0	2.89E-4	5.287 9	5.710 6	45.530 0
	(2.20E-14)	(2.70E-9)	(0.004 2)	(47.880 0)	(8.51E-4)	(18.422 0)	(3.049 3)	(10.853 0)
CCPSO	1.17E-59	3.30E-45	2.50E-8	41.580 0	1.36E-33	9.84E-27	2.394 0	23.440 0
	(7.20E-59)	(1.30E-44)	(6.60E-8)	(68.450 0)	(3.00E-33)	(2.75E-26)	(1.071 6)	(5.425 0)
EPSO	<b>3.20E-124</b>	<b>2.20E-161</b>	<b>1.71E-5</b>	<b>1.099 2</b>	<b>2.88E-76</b>	<b>1.09E-54</b>	<b>1.976 7</b>	<b>2.340 0</b>
	<b>(2.00E-123)</b>	<b>(9.60E-161)</b>	<b>(9.30E-45)</b>	<b>(0.937 0)</b>	<b>(1.73E-75)</b>	<b>(2.17E-54)</b>	<b>(1.662 9)</b>	<b>(1.450 6)</b>
算法名称	$f_5$		$f_6$		$f_7$		$f_8$	
	维数 = 10	30	10	30	3	4		
	$FES = 20\ 000$	60\ 000	20\ 000	60\ 000	10\ 000	10\ 000		
PSO	5.87E-11	0.046 2	3.59E-23	0.145 6	5.07E-31	5.53E-12		
	(2.22E-10)	(0.226 4)	(9.40E-23)	(0.509 7)	(6.20E-31)	(8.40E-12)		
QPSO	3.30E-15	3.25E-11	4.71E-32	0.984 0	8.16E-103	1.83E-9		
	(1.36E-15)	(1.70E-10)	(3.30E-47)	(6.443 2)	(7.90E-103)	(2.35E-9)		
MRPSO	0.201 0	1.59E-14	0.074 6	0.064 3	4.24E-148	4.89E-8		
	(0.506 0)	(3.80E-15)	(0.159 3)	(0.126 0)	(1.10E-147)	(4.81E-8)		
HWPSO	3.18E-8	3.36E-5	2.82E-18	0.020 7	2.19E-24	1.64E-12		
	(4.31E-8)	(1.07E-4)	(8.90E-18)	(0.046 4)	(9.13E-24)	(2.92E-12)		
CCPSO	0.023 1	0.030 0	0.006 2	0.056 0	1.72E-101	8.89E-11		
	(0.162 0)	(0.210 2)	(0.043 5)	(0.104 0)	(4.20E-101)	(1.20E-10)		
EPSO	<b>1.17E-15</b>	<b>2.50E-15</b>	<b>4.71E-32</b>	<b>1.57E-32</b>	<b>1.52E-150</b>	<b>1.23E-18</b>		
	<b>(1.75E-15)</b>	<b>(6.90E-16)</b>	<b>(3.30E-47)</b>	<b>(1.10E-47)</b>	<b>(5.50E-150)</b>	<b>(1.90E-18)</b>		

增加其时间复杂度为  $O(255^{M-1})$ , 这将严重阻碍了 Kapur 方法的应用以及推广. 为了减少标准 Kapur 算法的运算量, 笔者利用 EPSO 快速收敛特性解决标准 Kapur 算法存在的这一难题. 此外, 为了验证 EPSO 算法的具体性能, 笔者设计了 5 类比较试验: ①ACO 算法<sup>[17]</sup>; ②GA-L 算法<sup>[18]</sup>; ③ABC 算法<sup>[5]</sup>; ④PSO 算法<sup>[11]</sup>; ⑤CQPSO<sup>[9]</sup> 算法; ⑥QPSO<sup>[13]</sup> 算法; ⑦EPSO 算法. 这些算法的参

数设置都严格按照相对应的文献进行处理. 所有算法的比较在 Core 2 Duo 3.2GHZ 电脑使用 MATLAB 语言完成. 分割的阈值分别设为 2、4、6, 对应的函数评价次数为 2 000. 测试的图像分别采用比较算法中最常用的图像以及伯克利大学提供的标准测试图像, 图 3 为示例图像. 此外, 由于标准 Kapur 算法在阈值数超过 4 以后的运算时间过长, 因此只列出阈值数为 2 和 4 的结果.

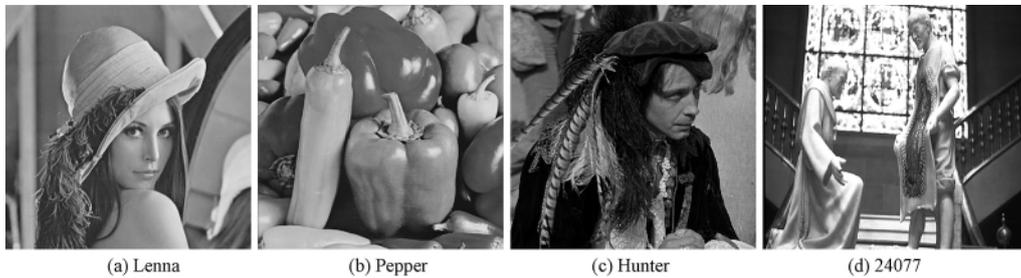


图 3 测试图像

Fig. 3 Tested images

从表 3 和 4 的结果可以看出, 笔者提出的 EPSO 算法获得了与标准 Kapur 算法最为接近的适应度值, 同时根据表 3 得到的结果, 基于 EPSO 算法的 Kapur 分割方法所耗费的 CPU 时间随着阈值的增加并不特别明显, 远远降低了标准 Kapur 算法的时间复杂度, 因此, 相对于标准算法, 笔者提出的算法有效地提高了算法的运行效率. 此外, 如表 4 所示, 与 ABC、ACO、PSO、CQPSO、GA、QPSO 6 个基于进化算法的图像分割方法相比, EPSO 在 4 幅图片上均取得了最佳的适应度值和方差, 这主要是和各自算法的搜索策略有关. 由于 ABC 算法采用单维的搜索策略, 使得算法在每一维上都能够进行精细的搜索, 保证了算法的可靠性. 同时由于使用了贪婪搜索策略, 能够给群体进化提供一个较优的方向, 在全局和局部搜索能力上获得了较好的平衡, 因此获得了较好的寻优结果. 蚁群算法由于使用了信息素的概念, 个体在寻优的过程中比遗传算法获得更多的借鉴群体最优解的机会, 因此在比较的图像上获得比遗传算法更好的结果, 但相对于其他群体算法, 信息素的更新较为缓慢, 因此在有限的迭代次数内分割效果差于其他的基于群体算法的分割方法. 而遗传算法相对于其他比较算法来说, 个体在寻优过程中只和父代进行经验交换, 因此收敛速度最慢, 在规定的时间内无法获得优异的成绩, 效果最差. PSO 以及 QPSO 算法虽然相对于其他进化算法有着收敛速度快的优点, 但却易于陷入局部最优, 因此虽然相对于 GA 和 ACO 算法来说获得较好的

实验结果, 但相对于 ABC 和改进的粒子群算法却成绩较差. CQPSO 算法由于使用了协作策略, 因此能够在一定程度上克服维数的束缚, 在高维上 (除去笔者提出的算法) 获得了较好的试验结果. 笔者提出的算法由于使用了均衡因子, 在算法迭代过程中 (特别是迭代后期) 能够获得更多的在全局范围内搜索的机会, 相对于 PSO 及其改进算法提升了全局搜索能力, 从而能够保证最终获得解的可靠性. 同时, 由于算法仍然使用了群体和个体历史最优解的概念, 因此继承了 PSO 算法收敛速度快的特点. 此外, 由于在搜索方向上引入了扰动因子, 能够在算法迭代过程中不断地给予个体一个微动力, 使得个体能够在局部范围内获得更多的搜索机会, 因此具有搜索更为精确解的能力. 图 4 给出了各种比较算法在 Berkely 标准图像分割测试库上测试获得的名次排名总和 (越小越好), EP-SO 算法相对于其他算法获得了最好的名次, 同样验证了算法的有效性. 结合表 3 所示结果, PSO 和 EPSO 算法在 2 维和 4 维上的分割耗费的时间为同一量级, 而分割效果远远优于 PSO 算法, 进一步说明本方法改进的必要性. 同时, 对于标准方差这一考核指标, EPSO 也取得了比其他 5 种算法更为优异的稳定性, 这说明笔者所提出的优化算法在分割过程中更加稳定, 鲁棒性好. 图 5 为 EPSO 算法在示例图像阈值为 6 时的分割结果. 整体而言, EPSO 在整个测试图片 4 个阈值上都取得了最好的优化成绩和标准偏差, 说明该算法可以取得更好的分割效果和更稳定的分割性能.

表3 标准 Kapur、PSO、EPSO 在示例图的比较结果

Tab.3 Comparison among Kapur, PSO, and EPSO on the tested images

分割图像	分割阈值数 $M - 1 = 2$		分割阈值数 $M - 1 = 4$	
	适应度函数值	分割阈值	适应度函数值	分割阈值
Lena	12.119 9	103, 167	18.050 2	91, 131, 173, 234
Pepper	12.423 6	84, 150	18.212 4	58, 91, 131, 171
Hunter	13.058 7	93, 234	19.672 2	65, 118, 180, 234
24077	12.608 6	108, 176	18.901 8	61, 113, 163, 213
CPU time of Kapur	3.074		7 890.193	
CPU time of PSO	2.732		3.984	
CPU time of EPSO	2.528		3.942	

表4 基于进化算法的 Kapur 分割方法的比较结果

Tab.4 The comparison results between EAs based Kapur

分割图像	$M - 1$	适应度函数值 (标准方差)						
		EPSO-K	ABC-K	ACO-K	GAL-K	PSO-K	CQPSO-K	QPSO-K
LENNNA	2	<b>12.119 9</b>	<b>12.119 9</b>	12.119 8	12.118 4	<b>12.119 9</b>	<b>12.119 9</b>	<b>12.119 9</b>
		( <b>1.78E-15</b> )	( <b>1.78E-15</b> )	(3.24E-4)	(0.0018)	( <b>1.78E-15</b> )	( <b>1.78E-15</b> )	( <b>1.78E-15</b> )
	4	<b>18.019 7</b>	17.973 1	17.788 1	17.924 4	17.948 7	17.812 6	17.853 7
		( <b>0.074 4</b> )	(0.046 8)	(0.168 5)	(0.088 0)	(0.150 0)	(0.156 2)	(0.107 7)
	6	<b>25.418 6</b>	25.402 9	24.928 1	24.854 4	25.341 2	25.281 0	25.381 0
		(0.031 8)	(0.030 7)	(0.223 8)	(0.160 9)	(0.087 8)	(0.1473)	(0.104 5)
PEPPL	2	<b>12.423 6</b>	<b>12.423 6</b>	12.423 3	12.422 9	<b>12.423 6</b>	<b>12.423 6</b>	<b>12.423 6</b>
		( <b>8.88E-15</b> )	( <b>8.88E-15</b> )	(5.97E-4)	(7.14E-4)	( <b>8.88E-15</b> )	( <b>8.88E-15</b> )	( <b>8.88E-15</b> )
	4	<b>18.209 5</b>	18.209 4	18.179 2	18.168 9	18.206 0	18.203 8	18.205 8
		( <b>0.002 4</b> )	(0.003 2)	(0.023 6)	(0.023 3)	(0.010 3)	(0.014 4)	(0.009 4)
	6	<b>25.696 6</b>	25.694 7	25.526 3	25.400 6	25.641 6	25.652 3	25.643 7
		(0.032 6)	( <b>0.007 5</b> )	(0.110 3)	(0.093 7)	(0.059 1)	(0.074 2)	(0.087 4)
HUNTER	2	<b>13.058 7</b>	<b>13.058 7</b>	13.040 8	13.055 4	<b>13.058 7</b>	<b>13.058 7</b>	<b>13.058 7</b>
		( <b>7.11E-15</b> )	( <b>7.11E-15</b> )	(0.033 1)	(0.003 3)	( <b>7.11E-15</b> )	( <b>7.11E-15</b> )	( <b>7.11E-15</b> )
	4	<b>19.665 2</b>	19.650 7	19.502 4	19.482 0	19.657 9	19.649 1	19.651 3
		( <b>0.009 8</b> )	(0.018 3)	(0.130 4)	(0.090 4)	(0.012 9)	(0.032 8)	(0.014 7)
	6	<b>27.663 3</b>	27.654 9	27.319 6	27.253 6	27.588 3	27.604 7	27.594 3
		( <b>0.015 7</b> )	(0.017 7)	(0.207 9)	(0.111 9)	(0.064 6)	(0.078 3)	(0.097 4)
240 77	2	<b>12.608 5</b>	12.608 4	12.605 9	12.607 0	<b>12.608 5</b>	12.608 1	<b>12.608 5</b>
		( <b>4.1E-4</b> )	(5.4E-4)	(0.002 5)	(0.001 1)	( <b>4.10E-4</b> )	(0.001 7)	( <b>4.10E-4</b> )
	4	<b>18.901 8</b>	18.895 3	18.880 9	18.848 4	18.896 9	18.898 1	18.890 5
		( <b>3.55E-15</b> )	(0.004 5)	(0.031 5)	(0.023 1)	(0.007 7)	(0.004 2)	(0.006 8)
	6	<b>31.658 3</b>	31.611 3	31.353 1	31.165 1	31.418 3	31.462 4	31.437 4
		(0.059 2)	(0.023 2)	(0.244 2)	(0.107 2)	(0.142 2)	(0.136 3)	(0.185 7)

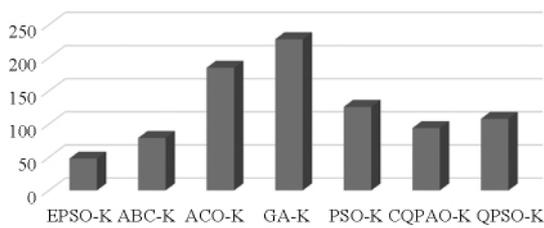


图4 基于进化算法的 Kapur 分割方法在 Berkeley 标准测试库测试的名次

Fig.4 The ranking of EAs based Kapur algorithm on Berkeley image database

### 4 结论

笔者根据粒子群进化算法本身的特点,首先提出了一个新的均衡策略,使得算法可以在保证全局搜索能力的条件下加快收敛速度.然后在此基础上采用了一个新的引导个体,使得个体能够在局部范围内更为精确地搜索,从而得到更优的优化效果.改进算法在标准测试函数以及图像阈值分割中取得了比其他算法更好的成绩,从而



图 5 EPSO 在阈值为 6 时的分割图

Fig. 5 The segmented images with six thresholding by EPSO

证明了其有效性. 以后的工作将继续关注如何在保证分割时间较短的情况下更高地提高算法的优化效果.

### 参考文献:

- [1] 王忠勇,贾萌,候中新,等. 基于形态学特征的颗粒图像分割和计数 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2015, 36(2): 80-84.
- [2] 刘松涛,殷福亮. 基于图割的图像分割方法及其新进展 [J]. 自动化学报, 2012, 38(6): 911-922.
- [3] SAHOO P K, KAPUR J N, WONG A K C. A new method for gray-level picture thresholding using the entropy of the histogram [J]. Computer vision graphics image processing, 1985, 29(3): 273-285.
- [4] OTSU N. A threshold selection method from gray-level histograms [J]. IEEE transactions on system, man and cybernetics, 1979, 9(1): 62-66.
- [5] TAO W B, JIN H and LIU L M. Object segmentation using ant colony optimization algorithm and fuzzy entropy [J]. Pattern recognition letter, 2007, 28(7): 788-796.
- [6] YIN P Y, CHEN L H. A fast iterative scheme for multilevel thresholding methods [J]. Signal process, 1997, 60(3): 305-313.
- [7] GAO W F, LIU S Y, HUANG L L. A novel artificial bee colony algorithm based on modified search equation and orthogonal learning [J]. IEEE transactions on cybernetics, 2013, 43(3), 1011-1024.
- [8] YIN P Y. Multilevel minimum cross entropy threshold selection based on particle swarm optimization [J]. Applied mathematics and computation, 2007, 184(2): 503-513.
- [9] GAO H, XU W, SUN J, et al. Multilevel thresholding for image segmentation through an improved quantum-behaved particle swarm algorithm [J]. IEEE transactions on instrumentation and measurement, 2010, 59(4): 934-946.
- [10] 朱晓东,刘丹,李广. 基于混合优化算法的模糊系统辨识 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2015, 36(4): 10-14.
- [11] KENNEDY J, BLACKWELL T. Particle swarm optimization [J]. Swarm intelligence, 2007, 1(1): 33-57.
- [12] CLERC M, KENNEDY J. The particle swarm-explosion, stability, and convergence in a multi-dimensional complex space [J]. IEEE transactions on evolutionary computation, 2002, 6(1): 58-73.
- [13] SUN J, FENG B, XU W. Particle swarm optimization with particle having quantum behavior [C] // Congress on Evolutionary Computation. Portland, OR: IEEE Press, 2004: 325-331.
- [14] GAO H, XU W B. A new particle swarm optimization and its globally convergent modifications [J]. IEEE transactions on system, man, and cybernetics, Part B, 2011, 41(5): 1334-1351.
- [15] LING S H, IU H H C, CHAN K Y, et al. Hybrid particle swarm optimization with wavelet mutation and its industrial applications [J]. IEEE transactions on system, man and cybernetics, Part B, 2008, 38(3): 743-763.
- [16] PARK J B, JEONG Y W, SHIN J R, et al. An improved particle swarm optimization for nonconvex economic dispatch problems [J]. IEEE transaction on power systems, 2010, 25(1): 156-166.
- [17] AKAY B. A study on particle swarm optimization and artificial bee colony algorithms for multilevel thresholding [J]. Applied soft computing, 2012, 13(6): 3066-3091.
- [18] CAO L, BAO P, SHI Z K. The strongest schema learning GA and its application to multilevel thresholding [J]. Image vision computing, 2008, 26(5): 716-724.

## Multi-level Image Segmentation Based on an Improved Particle Swarm Optimization with an Equilibrium Strategy

XIA Xingyu<sup>1</sup>, GAO Hao<sup>1</sup>, WANG Chuangye<sup>2</sup>

(1. College of Automation, Nanjing University of Posts and Telecommunications, Nanjing 210046, China; 2. State Grid Guizhen Electric Power Company, Bengbu, 230000, China)

**Abstract:** The computation time of some multi-level threshold segmentation techniques needs were too long to bear, and it grew exponentially with the number of thresholds increased. This paper proposed a particle swarm optimization with an equilibrium strategy for shorting its computation time. First, during iterations, a balance operator for individuals to have more chances to search in the global area was introduced. Furthermore, for enhancing the local search ability of our proposed algorithm, a disturbance operator was also been introduced in this paper which enabled the individual had more opportunities to make a precise search. The improved algorithm enables particles had more chances to jump out of a local area for enhancing their global search ability. Meanwhile, a valuable point to guide the search direction of the particles was introduced. Then it accelerated the convergence rate of the improved algorithm. Kapur method was used in this paper to test the performance of the proposed method. Experimental results showed that our proposed algorithm showed more power and fast search ability when compared with the other population-based algorithms.

**Key words:** multi-level threshold; particle swarm optimization; search ability; kapur method

(上接第58页)

- [10] 张占龙,王科,李德文,等. 变压器谐波损耗计算及影响因素分析[J]. 电力系统保护与控制, 2011, 39(4): 68-72, 78.
- [11] 刘书铭,施红,冯蕾. 考虑集肤效应与邻近效应的变压器谐波损耗模型[J]. 电力自动化设备, 2015, 35(3): 133-139.
- [12] SADATISB, TAHANIA, DARVISHIB, et al. Comparison of Distribution Transformer Losses and Capacity under Linear and Harmonic Loads [C] // 2<sup>nd</sup> IEEE international conference on power and energy. Johor Baharu, Malaysia: IEEE, 2008, 1265-1269.
- [13] 李琼林,邹磊,刘会金,等. 电力变压器谐波损耗仿真计算与实验研究[J]. 电网技术, 2013, 37(12): 3521-3527.
- [14] 夏焰坤. 电气化铁路单三相组合式变压器电气特性分析[J]. 郑州大学学报(工学版), 2016, 37(4): 11-14, 35.
- [15] IEEE Recommended Practice for Establishing Liquid-Filled and Dry-Type Power and Distribution Transformer Capability When Supplying Nonsinusoidal Load Currents: IEEE Std C57.110-2008 [S].

## Quantification Calculation and Modeling Simulation of Distribution Network Losses Considering Harmonic Factor

WEI Chaofeng<sup>1,2</sup>, LI Qionglin<sup>2</sup>, JIANG Jiandong<sup>1</sup>, TANG Yuzheng<sup>2</sup>, WANG Chun<sup>1</sup>

(1. School of Electrical Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. State Grid Henan Electric Power Research Institute, Zhengzhou 450052, China)

**Abstract:** Accurate line loss calculation was the basis of realizing economic operation of power grid. The harmonic pollution in distribution network was becoming increasingly serious. Because of harmonic factors, the distribution network operation state and equipment parameters have changed greatly, and the additional losses caused should not be neglected. Based on the analysis of the traditional calculation method of line loss, this paper systematically analyzed the mechanism of harmonic effect on distribution transformer and power line. By introducing the transmission line AC resistance coefficient and transformer harmonic loss factors, a loss calculation model considering harmonic was put forward. Then, combined with the typical distribution transformer and transmission line, the harmonic loss was calculated quantitatively. Finally, the validity and accuracy of the model were verified by modeling and simulation.

**Key words:** harmonic; line loss; AC resistance coefficient; harmonic loss factor; modeling and simulation

文章编号: 1671-6833(2018)01-0067-06

# 基于洛伦兹力的无轴承电机优化与特性分析

吴华春, 杨石平

(武汉理工大学 机电工程学院, 湖北 武汉 430070)

**摘要:** 传统无轴承电机将电机的旋转和径向磁悬浮支承功能集成于一体, 具有支承无接触、无摩擦和无需润滑的优点, 但是其转矩和径向悬浮力相互制约, 永磁体厚度必须折中考虑. 设计了一款基于洛伦兹力的无轴承电机, 该无轴承电机可以同时产生转矩和轴向悬浮力, 径向悬浮依靠径向永磁轴承实现. 通过磁路欧姆定律推导了电机的轴向洛伦兹力的数学模型, 采用有限元法分析了永磁体厚度、气隙长度和电流大小对轴向洛伦兹力的影响. 结果表明, 永磁体厚度增大使洛伦兹力无轴承电机的轴向承载力变大, 永磁体厚度为 3 mm 最合适.

**关键词:** 无轴承电机; 径向永磁轴承; 电流; 轴向洛伦兹力; 有限元分析

**中图分类号:** TH122      **文献标志码:** A      doi: 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.001

## 0 引言

无轴承电机是随着电子技术、数字信号处理技术和控制技术发展而来的一种新型电机<sup>[1]</sup>, 是将电机的旋转和悬浮支承功能集成于一体<sup>[2]</sup>, 并具有磁悬浮轴承无接触、无摩擦和转速高等优点<sup>[3-4]</sup>. 但是传统永磁型无轴承电机径向悬浮力和转矩相互制约, 从而导致承载力和刚度较小, 制约了传统无轴承电机的发展和应用<sup>[5]</sup>.

洛伦兹力无轴承电机是一种新型无轴承电机, 它的转矩和轴向悬浮力都是由洛伦兹力产生的, 定子绕组是一套单层绕组线圈, 而转子结构类似于普通交替极永磁体电机, 永磁体在转子铁心两端沿径向排列, 并且沿转子铁心两端排列的永磁体极性不同, 转子的径向支承依靠径向永磁轴承实现, 永磁轴承不但使结构紧凑, 并且几乎无能耗. 由于无需引入额外的机械支承, 从而减小了洛伦兹力无轴承电机的轴向尺寸, 因此在对电机性能要求较高的领域具有广阔的应用前景, 如生命科学领域、半导体工业和化工领域等. 洛伦兹力无轴承电机在运行时, 转子轴向偏移会使径向永磁轴承产生轴向力, 因此轴向平衡是依靠永磁轴承产生的轴向力和无轴承电机产生的轴向洛伦兹力

维持, 所以洛伦兹力无轴承电机对轴向洛伦兹力控制精度要求更高, 这也是一个难点.

文献[6]中设计了一款新型无轴承电机, 建立了悬浮力和电流的数学模型, 再通过对无轴承电机结构的有限元仿真分析得到悬浮力分布特性, 并通过试验验证了建立的数学模型的准确性. 文献[7]中设计了定子无齿槽结构的无轴承电机, 通过有限元软件对无轴承电机结构进行分析, 得到了磁场和悬浮力的分布特性. 文献[8]提出采用不同永磁体组成多种转子结构, 再通过有限元法分析建立的结构模型, 得出电机转子的气隙磁通密度分布特性, 从而计算得到电机的悬浮力和转矩, 并对样机进行实验, 验证了通过有限元法分析得到的结果的准确性.

以上文献的研究主要是针对无轴承电机的结构设计及其转子径向悬浮力的优化分析, 并未涉及转子的轴向受力分析. 笔者提出的基于洛伦兹力的无轴承电机能同时产生转矩和轴向悬浮力, 然后针对设计的无轴承电机, 研究其悬浮原理, 建立轴向洛伦兹力的数学模型, 对转子永磁体进行优化设计, 采用有限元法对轴向洛伦兹力分布特性进行研究, 通过与理论计算结果进行比较, 验证设计方案的可行性.

收稿日期: 2017-03-05; 修订日期: 2017-05-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51275371); 中央高校基本科研基金资助项目(2016 III 033)

作者简介: 吴华春(1976—), 男, 江苏南京人, 武汉理工大学教授, 博士, 博士生导师, 主要从事机电一体化、磁悬浮支承技术研究, E-mail: whc@whut.edu.cn.

# 1 洛伦兹力无轴承电机

## 1.1 洛伦兹力无轴承电机原理

笔者设计的洛伦兹力无轴承电机,其定子铁心内表面是无齿槽结构,其中A相绕组由 $A_{11}$ 和 $A_{12}$ 串联组成,B相和C相绕组构成与A相类似.多相绕组为多匝漆包线构成的单层绕组,再用胶固化 and 定位,多相绕组均布在定子铁心内表面.转子铁心上为交错极永磁体,定、转子结构如图1所示.

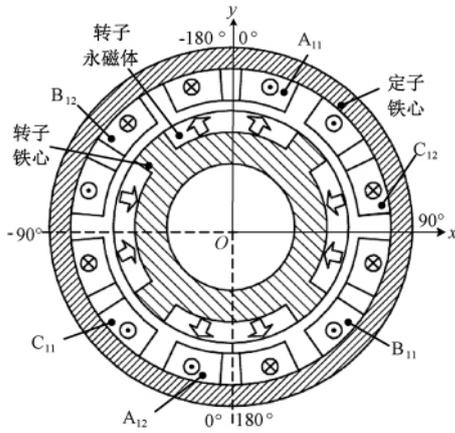


图1 定子和转子结构

Fig.1 Structure of stator and rotor

基于洛伦兹力的无轴承电机的主要功能实现部件如图2所示,图2中1和8为一对径向永磁轴承,为转子提供径向悬浮力 $F_r$ ,并且可以产生辅助轴向支承的轴向力 $F_z$ ;2和6为长度不相等的转子永磁体,径向充磁,且极性相反,为无轴承电机产生工作磁场;3和5为定子绕组末端,产生轴向洛伦兹力 $F_L$ ;4为定子绕组中部,产生切向洛伦兹力,进而转化为转矩,只需在定子绕组中通入悬浮电流和转矩电流,通过控制算法解耦即可实现同时产生独立的轴向悬浮力和转矩;7为转子铁心,上面安装固定转子永磁体.

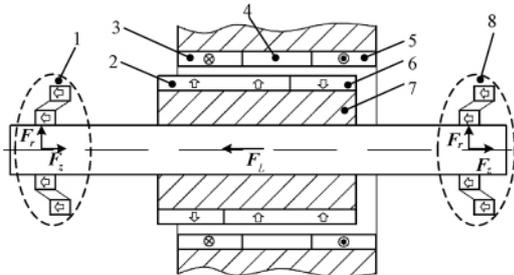


图2 无轴承电机的功能部件

Fig.2 Function units of bearingless motor

## 1.2 洛伦兹力无轴承电机结构

笔者研究的洛伦兹力无轴承电机的三维模型

如图3所示,二维结构简图如图4所示.无轴承电机转子磁极对数 $P=2$ ,转子的轴向位置检测通过电涡流位移传感器实现,转子圆周位置检测由霍尔传感器实现.

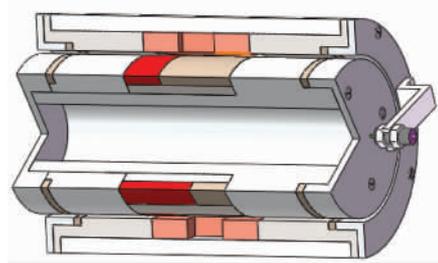
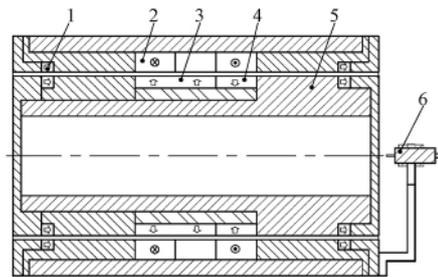


图3 无轴承电机三维模型

Fig.3 3D model of bearingless motor

转子磁极由长、短两种永磁体交错排列组成,沿转子铁心交错排列,且充磁方向相反.



1. 径向永磁轴承; 2. 定子绕组; 3. 长永磁体; 4. 短永磁体; 5. 转轴; 6. 电涡流位移传感器

图4 无轴承电机结构图

Fig.4 Structure diagram of bearingless motor

# 2 无轴承电机的设计

## 2.1 转子径向支承的设计

径向永磁轴承结构简图如图5所示,根据Earnshaw定理,永磁轴承的刚度满足:

$$2s_r + s_z = 0, \tag{1}$$

式中: $s_r$ 为永磁轴承径向刚度; $s_z$ 为永磁轴承轴向刚度.

设永磁轴承的动磁环的轴向偏移量为 $d_z$ ,轴向承载力为 $F_z$ ,于是有:

$$F_z = s_z \cdot d_z, \tag{2}$$

式中: $d_z$ 为动磁环轴向偏移量.

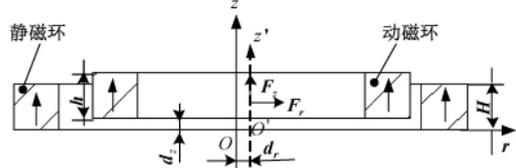


图5 径向永磁轴承结构图

Fig.5 Structure diagram of radial PMB

径向永磁轴承的动磁环安装在转子铁心上,可以通过电涡流位移传感器检测得到转子的轴向位移,在已知永磁轴承轴向刚度时,即可得到永磁轴承的轴向悬浮力。

径向永磁轴承的磁环采用轴向充磁,无轴承电机的径向永磁轴承磁环主要结构参数见表 1。

表 1 径向永磁轴承磁环结构参数  
Tab.1 Structural parameters of magnetic ring for radial PMB

参数	数值
动磁环内径/mm	34
动磁环外径/mm	40
静磁环内径/mm	42
静磁环外径/mm	48
磁环轴向厚度/mm	2

## 2.2 转子的结构设计

洛伦兹力无轴承电机转子上的永磁材料选用稀土钕铁硼,牌号为 N35,径向充磁,矫顽力为 890 kA/m,剩磁强度为 1.1 T,相对磁导率为 1.05<sup>[9]</sup>。对于内转子电机,其永磁体安装示意图如图 6 所示。参照文献 [10] 建立的轴向洛伦兹力数学模型。

设转子永磁体的磁势为  $F_m$ ,则有:

$$F_m = \frac{B}{\mu_0 \mu} t, \quad (3)$$

式中:  $B$  为永磁体剩磁强度;  $\mu_0$  为真空磁导率;  $\mu$  为永磁体相对磁导率;  $t$  为永磁体径向厚度。

设永磁体的磁阻为  $R_M$ ,气隙磁阻为  $R_g$ ,根据磁路欧姆定律,则有:

$$R_M = \frac{P}{\mu_0 \mu \pi l \alpha} \ln\left(\frac{R_m}{R_c}\right). \quad (4)$$

式中:  $P$  为无轴承电机极对数;  $\alpha$  为电机的极弧系数;  $R_c$  为永磁体内半径;  $R_m$  为永磁体外半径;  $l$  为永磁体轴向长度。

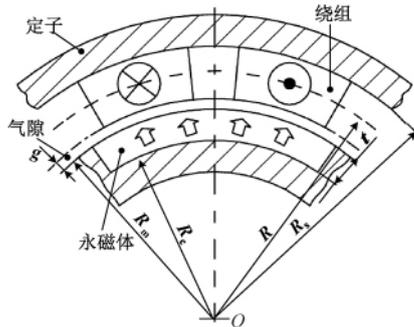


图 6 电机磁场计算模型

Fig.6 The analytical model of magnetic field for motor

$$R_g = \frac{P}{\mu_0 \pi l \alpha} \ln\left(\frac{R_s}{R_m}\right), \quad (5)$$

式中:  $R_s$  为定子铁心内半径。

设气隙磁通量为  $\Phi_g$ ,则有:

$$\Phi_g = \frac{F_m}{R_m + R_g}. \quad (6)$$

半径为  $R$  处绕组的磁通密度为  $B(R)$ ,则有:

$$B(R) = \frac{\Phi_g}{R(\pi/P_r) l \alpha}, \quad (7)$$

式中:  $R$  为绕组处圆周半径,且  $R_m < R < R_s$ 。

无轴承电机相关结构体参数见表 2。

表 2 无轴承电机结构参数

Tab.2 Structural parameters of bearingless motor

参数	数值
永磁体内半径/mm	17
永磁体外半径/mm	20
长永磁体轴向长度/mm	20
短永磁体轴向长度/mm	10
永磁体径向厚度/mm	3
永磁体角度/(°)	70
工作气隙/mm	1
定子铁心内半径/mm	26

设无轴承电机的极距为  $\tau$ ,则有:

$$\tau = \frac{2\pi R_s}{P_r}. \quad (8)$$

设转子永磁体宽度为  $c_m$ ,则有:

$$c_m = 2\pi \cdot \frac{R_c + R_m}{2} \cdot \frac{70}{360}. \quad (9)$$

极弧系数为  $\alpha$ ,则有:

$$\alpha = \frac{c_m}{\tau}. \quad (10)$$

定子绕组中通入悬浮电流后,转子将受到洛伦兹力的作用,如图 7 所示。图 7 中  $l_a$  和  $l_c$  为绕组末端和转子永磁体对应区域,产生大小相等和方向相同的轴向洛伦兹力。

设单个绕组产生轴向洛伦兹力为  $F_L$ ,则有:

$$F_L = 2NB(R) I l \alpha, \quad (11)$$

式中:  $N$  为单个绕组匝数;  $I$  为绕组中电流大小;  $l$  为绕组产生轴向洛伦兹力的长度。

要实现转子轴向平衡,故所受轴向洛伦兹力和永磁轴承的轴向悬浮力相等,即:

$$\sum_{i=1}^n F_L = 2F_z, \quad (12)$$

式中:  $n$  表示导通绕组的个数。

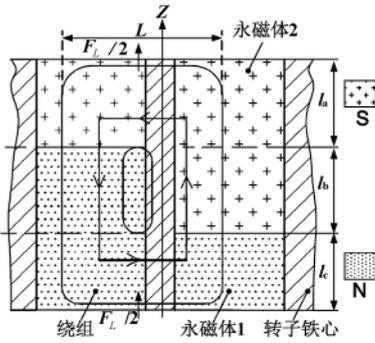


图7 无轴承电机轴向洛伦兹力

Fig.7 The axial lorentz force of bearingless motor

### 3 无轴承电机的支承分析

#### 3.1 径向永磁轴承的有限元分析

有限元法可以有效地计算无轴承电机的相关性能参数,在 ANSYS Workbench 中建立永磁轴承的结构模型,对其动磁环处于不同的位置进行仿真分析.当磁环轴向厚度  $h$  从 1.5 mm 增大到 3.5 mm 时,不同径向位置时动磁环所受径向力  $F_r$  如图 8 所示.当动磁环轴向位移为 0,径向偏移  $d_r$  为 0.5 mm,磁环轴向厚度  $H = h = 2$  mm 时,最大径向力  $F_r$  为 6.5 N.转子的总质量大约为 0.3 kg,稳定运行时径向仅需克服转子重力,在最大径向位移时,一对永磁轴承产生的径向力可达到 13 N.

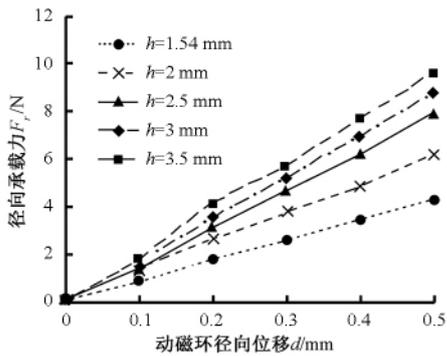


图8 不同磁环厚度下永磁轴承径向力

Fig.8 The radial force of PMB at different thickness of magnetic ring

当磁环轴向厚度  $h$  从 1.5 mm 增大到 3.5 mm 时,不同轴向位置时动磁环所受轴向力  $F_z$  如图 9 所示.当动磁环径向位移为 0,轴向偏移  $d_z$  为 0.5 mm,磁环轴向厚度  $H = h = 2$  mm 时,最大轴向力为  $F_z = 10.5$  N.因此,转子发生了轴向偏移,径向永磁轴承将会产生轴向力.因此要实现转子的轴向稳定,无轴承电机产生的轴向洛伦兹力  $F_L$  和永磁轴承产生的轴向力  $F_z$  要平衡.

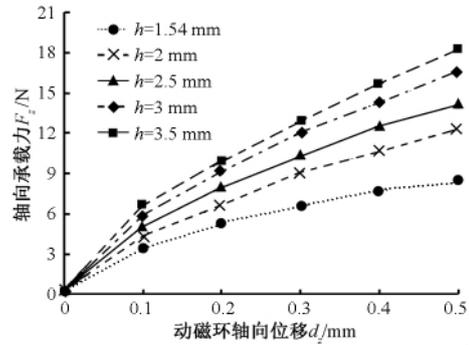


图9 不同磁环厚度下永磁轴承轴向力

Fig.9 The axial force of PMB at different thickness of magnetic ring

#### 3.2 无轴承电机气隙磁场和轴向洛伦兹力

无轴承电机定子绕组上未加载电流时,转子永磁体产生的气隙磁场如图 10 所示.由图 10 可以看出,转子上永磁体安装位置处的磁场较强,最大磁场强度出现在转子铁心和永磁体交界处.

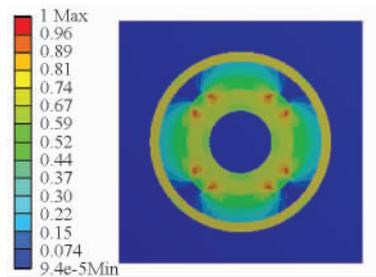


图10 转子永磁体磁场

Fig.10 The magnetic field of rotor permanent magnet

永磁体径向厚度  $t$  和气隙长度  $g$  对绕组所在区域的磁感应强度影响如图 11 所示.无轴承电机是一个对称结构,所以圆周位置的磁场分布沿轴线也是高度对称的,故在图 1 所示的  $[-180^\circ, 0^\circ]$  和  $[0^\circ, 180^\circ]$  范围内,磁场分布规律相同,为简化研究对象,所以选圆周角度  $[0^\circ, 180^\circ]$  的区域为分析对象.

如图 11(a) 所示,在气隙长度  $g$  一定时,随着永磁体径向厚度  $t$  从 2 mm 增大到 4 mm 时,在绕组中点圆周径向位置,磁感应强度明显增大,但是对应的最大磁感应强度仅从 0.22 T 增大到 0.35 T,但是并未呈倍数增加,这可能与磁饱和和相关.如图 11(b) 所示,在永磁体厚度  $t$  一定时,随着单边气隙从 1.5 mm 减小到 0.5 mm,最大磁感应强度从 0.28 T 增大到 0.34 T.

永磁体径向厚度  $t$  和气隙长度  $g$  对绕组产生的轴向洛伦兹力影响如图 12 所示.

在绕组中通入的电流为 1 A 时,匝数为 150,由图 12(a) 所示,在气隙长度  $g$  一定时,随着永磁体

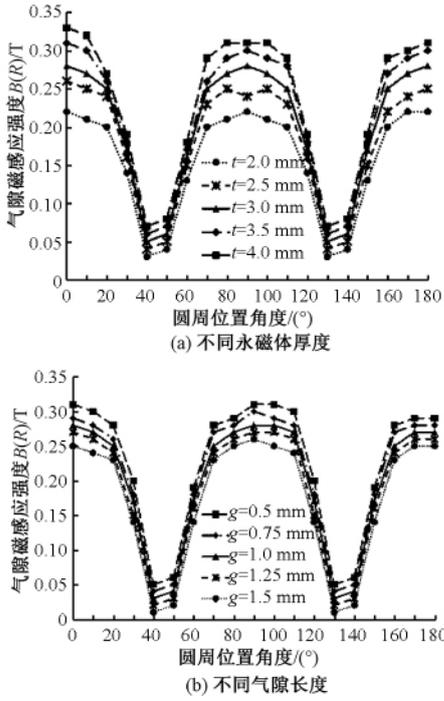


图 11 不同永磁体厚度和气隙长度下磁感应强度  
Fig. 11 The magnetic flux density at different thickness of permanent magnet and gap

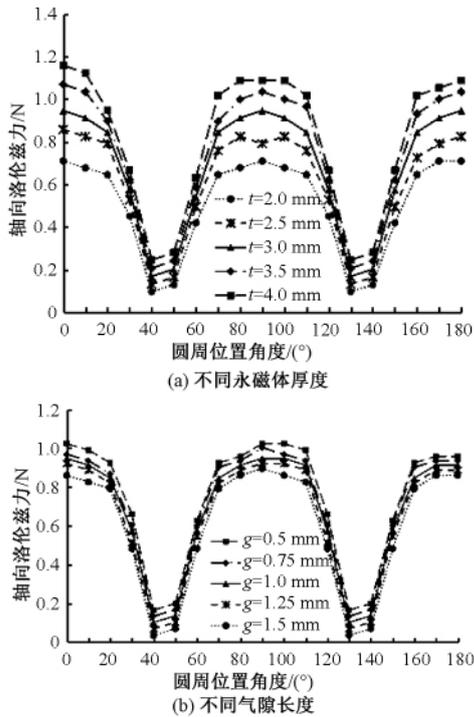


图 12 不同永磁体厚度和气隙长度下轴向洛伦兹力  
Fig. 12 The axial lorentz force at different thickness of permanent magnet and gap

径向厚度  $t$  从 2 mm 增大到 4 mm 时,绕组的悬浮力从 0.7 N 增大到 1.1 N,永磁体厚度增大,无轴承电机的轴向洛伦兹力明显变大,电机的轴向承载性能变强.如图 12(b) 所示,在永磁体厚度  $t$  一定时,随

着单边气隙长度从 1.5 mm 减小到 0.5 mm,单个绕组的最大悬浮力从 0.9 N 增大到 1.1 N.

永磁体厚度  $t$  和气隙长度  $g$  主要通过改变绕组所在区域的磁感应强度影响轴向洛伦兹力的大小,其中永磁体厚度  $t$  增大,轴向洛伦兹力增大;气隙长度  $g$  减小,轴向洛伦兹力增大.综合考虑,选取永磁体径向厚度  $t = 3$  mm,气隙长度  $g = 1$  mm.

### 3.3 洛伦兹力无轴承电机转子的轴向力

设计的无轴承电机绕组匝数  $N = 150$ ,在不同电流下,建立的数学模型和有限元仿真得到结果如图 13 所示.

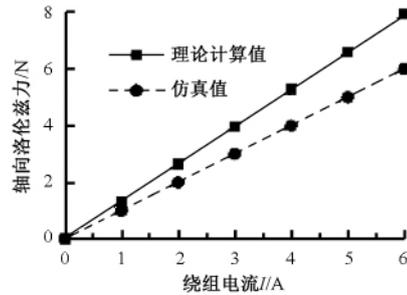


图 13 单个绕组的轴向洛伦兹力

Fig. 13 The axial lorentz force of single winding

有限元仿真显示,当绕组电流为 1 A 时,单个绕组产生的轴向洛伦兹力为 0.94 N.对于理论计算模型,选择定子绕组区域径向圆周中点位置,此时圆周半径  $R = 23.5$  mm,由建立的数学模型知磁感应强度  $B = 0.31$  T,在安匝数  $NI$  为 150 A 时,轴向洛伦兹力为 1.05 N,理论值与仿真值相差 11.7%,由于采用 ANSYS 有限元软件分析时,软件计算考虑了漏磁情况而理论计算忽略了漏磁情况,所以软件仿真值较理论计算值小,但仿真结果表明设计的结构可满足工作要求,因此误差在可接受范围内.

有限元仿真结果显示,当绕组中电流为 6 A 时,单个绕组产生的轴向洛伦兹力为 5.95 N.因此绕组选取合适大小的电流和导通方式,当选择三相两通六状态的导通方式,则 4 个绕组线圈产生的轴向洛伦兹力最大值可达 23.8 N,转子所受的轴向洛伦兹力就可以平衡永磁轴承动磁环轴向偏移时产生的轴向力,足以将转子恢复到平衡位置.

## 4 结论

(1) 根据磁路的欧姆定律,推导轴向洛伦兹力数学模型,并通过有限元法仿真了轴向洛伦兹

力的分布特征,数学模型和有限元法分析均表明,永磁体厚度  $t$  增大,无轴承电机轴向洛伦兹力变大,电机的承载能力增强,最终选择永磁体厚度  $t$  为 3 mm.

(2) 当设计的无轴承电机匝数为 150 时,通入的悬浮电流为 6 A,如果选取导通三相绕组中的两相绕组,产生的最大轴向洛伦兹力可达 23.8 N,即使转子处于最大轴向位移处时,无轴承电机产生的轴向力也足以让电机转子平衡,径向永磁轴承亦可满足无轴承电机转子的径向支承的要求.

### 参考文献:

- [1] 解超,王晓琳,邓智泉,等. 无轴承交替极电机控制系统改进及实现[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(18): 78-84.
- [2] 刘奕辰,朱焯秋. 无轴承无刷直流电机研究现状及发展趋势[J]. 微电机, 2014, 47(8): 74-78.
- [3] 张维煜,朱焯秋,袁野. 磁悬浮轴承应用发展及关键技术综述[J]. 电工技术学报, 2015, 30(12): 12-20.
- [4] SCHWEITZER G. 磁悬浮轴承: 理论、设计及旋转机械应用[M]. 北京: 机械工业出版社, 2012.
- [5] 李炳楠,黄进. 多相单绕组永磁无轴承电机的设计与运行分析[J]. 大电机技术, 2012(5): 1-4.
- [6] LEE H I, YOO S Y, NOH M D. Toroidally-wound self-bearing BLDC motor with lorentz force[J]. IEEE transactions on magnetics, 2010, 46(6): 2148-2151.
- [7] BAUER W, AMRHEIN W. Electrical design considerations for a bearingless axial-force/torque motor[J]. IEEE transactions on industry applications, 2014, 50(4): 2512-2522.
- [8] ZHU H, LI F. Optimization design of bearingless permanent-magnet slice motor [J]. IEEE transactions on applied superconductivity, 2016, 26(4): 1-4.
- [9] 周寿增. 烧结钕铁硼稀土永磁材料与技术[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2011.
- [10] BAUER W, AMRHEIN W. Design and sizing relations for a novel bearingless motor concept [C] // International Conference on Electrical Machines and Systems. Beijing: IEEE Press, 2011: 1-6.

## Optimization and Character Analysis for Bearingless Motor Based on Lorentz Force

WU Huachun, YANG Shiping

(School of Mechanical and Electronic Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

**Abstract:** Conventional bearingless motor integrated the rotation and radial suspension function with advantages such as contact-free, friction-free, and lubrication-free, but the torque and radial suspension force were inter-constraint. Thus, the thickness of permanent magnet must be taken into consideration. A novel bearingless motor was designed based on lorentz force. It could generate torque and axial suspension force at the same time, and the radial suspension of rotor depended on radial permanent magnetic bearings (PMB). The mathematical model of lorentz force at axial direction was deduced by using Ohm's law of magnetic circuit. The influence of the air gap length, thickness of permanent magnet and current on axial lorentz force was analyzed by using finite element method. The results showed that if the thickness of permanent magnet was increased, the axial bearing capacity would be larger, meanwhile, the optimal thickness of permanent magnet was 3 mm.

**Key words:** bearingless motor; radial permanent magnetic bearing; current; axial lorentz force; FEA

文章编号: 1671-6833(2018)01-0073-05

# 基于遗传算法的地铁车站引导标识布点探析

穆瑞杰

(河南牧业经济学院 工程管理学院, 河南 郑州 450011)

**摘要:** 鉴于地铁车站乘客引导标识的重要性及其布设的复杂性, 提出通过标准遗传算法来解决车站引导标识的布点问题, 并以郑州地铁1号线中的五一公园站为例, 以乘客诱导量最大为目标函数, 设置约束条件, 通过现场客流调查获取遗传算法所需数据, 利用VB编程完成遗传算法的计算过程, 并对计算结果进行稳定性分析, 最终获取地铁车站乘客引导标识科学、合理的布点。

**关键词:** 引导标识; 遗传算法; 地铁车站; 布点

**中图分类号:** TU528.1

**文献标志码:** A

doi: 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.019

## 0 引言

地铁车站大部分位于地下封闭空间, 由于地下空间的特殊性, 乘客对方向的感知和判断能力会减弱, 容易迷失方向而导致寻路困难。因此, 科学合理的引导标识能提高乘客的乘车效率, 减少车站工作人员的劳动强度。

引导标识的设置问题一直是学术界比较关注的问题, Ichiro<sup>[1]</sup>从人性、需求方面对日本地铁站的乘客引导标识内容进行研究; 安德烈亚斯·于贝勒等<sup>[2]</sup>通过引导标识的设计, 分析总结出了一套全面性的方案, 以保证运营的效率; Thompson<sup>[3]</sup>定性地指出机场引导标识设置需考虑空间环境和旅客特征; 王丹<sup>[4]</sup>分析了导向标识的设置原则, 并从人机工程学的角度定量地分析标识设置的要素; 陈霜霜<sup>[5]</sup>提出了基于人的视觉特性的导向标识, 作为指导导向标识设计的理论基础。从以往的研究中可以看出, 引导标识布点问题多为经验型的定性分析, 但也存在利用数学模型求解的定量分析。韩艳欣等<sup>[6]</sup>针对大型客运站旅客向导标识布设的复杂性, 提出基于遗传算法求解决策点的优化方法, 并以北京南站为例进行标识布设实例分析, 为实际方案的实施提供决策参考依据; 张蛰等<sup>[7]</sup>提出了基于信息熵理论的标识引导服务效能计算方法, 以导向标识协同服务效能最大为目标, 建立导向标

识布局优化模型, 有效地提升了导向标识系统的服务效能。本研究将遗传算法首次应用于地铁车站乘客引导标识的布点问题, 以获取地铁车站引导标识系统更为合理的布点, 为地铁新开线路地下车站引导标识布点方案的选择以及现有车站引导标识系统的布点优化提供参考。

## 1 布点方法的选择

目前, 地铁引导标识的布点多是根据经验设置的, 缺乏科学依据, 一旦投入使用, 后期变更耗资巨大, 因此, 需要一种定量布点的方法。

遗传算法作为一种智能优化方法, 具有较强的通用性, 适用于多目标求解的问题, 可用于解决方案优化和搜索问题, 这与本研究目的一致。基于此, 笔者运用遗传算法, 解决引导标识的布点问题。

## 2 遗传算法的概述及实施

### 2.1 遗传算法概述

1967年, Holland的学生 Bagley 首次提出“遗传算法”。1975年美国 De Jong 博士建立了遗传算法的工作框架<sup>[8]</sup>, 并提出新的遗传算法操作技术。1983年, Goldberg 将遗传算法应用于管道煤气系统的优化<sup>[9]</sup>。另外, 国内的一些学者如华东师范大学的姜昌华博士将遗传算法应用于物流系统的优化<sup>[10]</sup>, 西南交通大学李梦潇、中国铁道科

收稿日期: 2017-08-23; 修订日期: 2017-10-23

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61673404); 河南省科技攻关项目(152102310037)

作者简介: 穆瑞杰(1964—), 男, 河南武陟人, 河南牧业经济学院教授, 博士, 主要从事决策优化方面的研究, E-mail: 13903847901@126.com.

学研究院石振东将遗传算法应用于大型铁路客运站旅客引导标识设置<sup>[11-12]</sup>. 遗传算法是通过遗传和变异而形成的一种概率搜索方法. 它的操作分为以下步骤. 第一: 建立初始种群. 它需要给其准备一些表示起始搜索点的初始群体数据. 种群数的规模  $N$  表示每一代种群中所含的个体数目. 此次研究  $N$  的取值为 200. 第二: 适应度函数设计. 度量个体适应度的函数称为适应度函数  $f_i$ ,  $f_i$  值越大, 个体遗传到下一代的概率就越大, 由于笔者是寻找乘客诱导量最大的个体, 因此, 诱导量越大也就是个体的适应度  $f_i$  就越好, 设置的引导标识就越有效. 第三: 遗传操作. 首先, 进行选择操作. 设置  $n$  个群体, 群体中个体  $i$  被选中概率设为  $p_i$ , 其适应度设为  $f_i$ . 其次, 进行单点交叉操作. 随机生成交叉点, 在该处将配对个体进行交换. 最后进行变异操作. 设变异概率  $P_m$ , 若  $P_m$  值较大, 必然会引起整个搜索空间的跳跃, 若较小, 又过于集中于局部. 因此, 本研究  $P_m$  取值 0.008.

### 2.2 遗传算法的实施

遗传算法关键就是确定目标函数即引导标识对乘客诱导量最大, 另外应根据车站具体设计情况和设计标准, 设置一些约束条件<sup>[13]</sup>.

车站引导标识建立适应度函数(乘客诱导量最大)可表示为:

$$\max Z = \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n f(j) a_{ji} w_{ji} \alpha d_{ji}, \quad (1)$$

式中:  $j$  代表引导标识的备选点, 即决策点,  $j = 1, 2, \dots, m$ ;  $i$  代表目标点,  $i = 1, 2, \dots, n$ ;  $f(j)$  为决策量, 当设置决策点时,  $f(j) = 1$ , 否则,  $f(j) = 0$ ;  $a_{ji}$  为分配系数, 目标点  $i$  受决策点  $j$  服务时,  $a_{ji} = 1$ , 否则  $a_{ji} = 0$ ;  $\alpha$  为权重系数, 指诱导客流量与距离之间的平衡关系;  $d_{ji}$  为从标识点  $j$  到目标点  $i$  所经历的交叉点数量的倒数, 该值越大, 离目标点越近, 反映的信息量就越大.

约束目标函数的条件.

(1) 设置引导标识的数量  $p$ .

$$\sum_{j=1}^m f(j) = p, \quad (2)$$

式中:  $j = 1, 2, \dots, m$ .

(2) 所有的客流均被诱导一次, 对任意一个进站或出站线流均有:

$$\sum_r^{I_r} f(j) > 0, \quad (3)$$

式中:  $r$  表示进入站房客流量;  $I_r$  为第  $r$  股客流进、出站经过的候选点的集合.

(3) 所有的目标点至少被经历过一次:

$$\sum_i^{I_i} f(j) > 0, \quad (4)$$

式中:  $i$  表示目标点的序号;  $I_i$  表示第  $i$  个目标前经历的候选点的集合.

### 3 引导标识布点案例

五一公园站是郑州地铁 1 号线的一个中间站, 是地下二层车站. 在调查过程中发现五一公园站乘客引导标识持续性比较差, 布点不够科学合理, 对乘客的引导作用有限. 拟根据上述的遗传算法, 找出合理的布点, 使总的诱导量最大, 从某种意义上说, 它是个复杂的决策点优化问题. 该问题属于多目标函数范畴, 解决多目标函数方法有粒子群算法, 多目标进化算法等<sup>[14-15]</sup>, 此次选择的是遗传算法.

#### 3.1 进站流线和流量

在五一公园站进行实地调查, 得到车站半小时的客流量, 图 1 是五一公园站进站流线和流量图.

图 1 中找出备选点  $j$ 、 $a_{ji}$ 、 $w_{ji}$ 、 $d_{ji}$ , 具体数据如表 1, 其中  $w_{ji}$  为通过现场客流调查获得.

按照式(1), 设计目标函数:

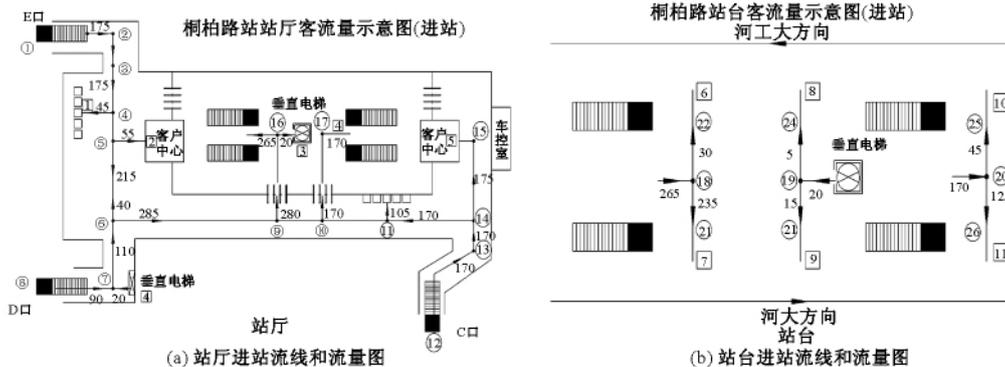


图 1 站厅和站台进站流线和流程图

Fig. 1 The flow line and flow chart of the intake and platform

表 1 进站参数  
Tab.1 Inlet parameter

$j$	$f(s)$	$i$	$a_{ji}$	$w_{ji}$	$d_{ji}$
1	$f(1)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{11}a_{12}a_{13}a_{16}a_{17}a_{18}a_{19}$	35,45,175,20,155,5,10	1,1/2,1/5,1/6,1/6,1/6,1/6
2	$f(2)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{21}a_{22}a_{23}a_{26}a_{27}a_{28}a_{29}$	35,45,175,20,155,5,10	1,1/2,1/5,1/6,1/6,1/6,1/6
3	$f(3)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{31}a_{32}a_{33}a_{36}a_{37}a_{38}a_{39}$	35,45,175,20,155,5,10	1,1/2,1/5,1/6,1/6,1/6,1/6
4	$f(4)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{41}a_{42}a_{43}a_{46}a_{47}a_{48}a_{49}$	45,55,215,25,210,5,10	0,1,1/4,1/5,1/5,1/5,1/5
5	$f(5)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{51}a_{52}a_{53}a_{56}a_{57}a_{58}a_{59}$	10,55,255,30,235,5,10	1,0,1/3,1/4,1/4,1/4,1/4
6	$f(6)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{61}a_{62}a_{63}a_{66}a_{67}a_{68}a_{69}$	10,10,285,30,235,5,15	1/2,1,1/2,1/3,1/3,1/3,1/3
7	$f(7)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{71}a_{72}a_{73}a_{76}a_{77}a_{78}a_{79}$	10,10,110,10,90,1,5	1/2,1,1/2,1/3,1/3,1/3,1/3
8	$f(8)$	1,2,3,6,7,8,9	$a_{81}a_{82}a_{83}a_{86}a_{87}a_{88}a_{89}$	10,10,90,10,75,1,5	1/4,1/3,1/4,1/5,1/5,1/5,1/5
9	$f(9)$	3,6,7,8,9	$a_{93}a_{96}a_{97}a_{98}a_{99}$	285,30,235,5,15	1,1/2,1/2,1/2,1/2
10	$f(10)$	4,10,11	$a_{10,4}a_{10,10}a_{10,11}$	170,45,125	1,1/2,1/2
11	$f(11)$	4,10,11	$a_{11,4}a_{11,10}a_{11,11}$	170,45,125	1/2,1/3,1/3
12	$f(12)$	4,5,10,11	$a_{12,4}a_{12,5}a_{12,10}a_{12,11}$	170,25,45,125	1/4,1,1/5,1/5
13	$f(13)$	4,5,10,11	$a_{13,4}a_{13,5}a_{13,10}a_{13,11}$	170,25,45,125	1/4,1,1/5,1/5
14	$f(14)$	4,5,10,11	$a_{14,4}a_{14,5}a_{14,10}a_{14,11}$	170,25,45,125	1/3,0,1/4,1/4
15	$f(15)$	5	$a_{15,5}$	25	1
16	$f(16)$	3,6,7,8,9	$a_{16,3}a_{16,6}a_{16,7}a_{16,8}a_{16,9}$	285,30,235,5,15	1,1/2,1/2,1/2,1/2
17	$f(17)$	4,10,11	$a_{17,4}a_{17,10}a_{17,11}$	170,45,125	1,1/2,1/2
18	$f(18)$	6,7	$a_{18,6}a_{18,7}$	30,235	1,1
19	$f(19)$	8,9	$a_{19,8}a_{19,9}$	5,15	1,1
20	$f(20)$	10,11	$a_{20,10}a_{20,11}$	45,125	1,1
21	$f(21)$	7	$a_{21,7}$	235	0
22	$f(22)$	6	$a_{22,6}$	30	0
23	$f(23)$	9	$a_{23,9}$	15	0
24	$f(24)$	8	$a_{24,8}$	5	0
25	$f(25)$	10	$a_{25,10}$	45	0
26	$f(26)$	11	$a_{26,11}$	125	0

$$\max Z = \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n f(j) a_{ij} w_{ji} \alpha d_{ji},$$

式中:  $\alpha$  取值为 1.5.

按照式(2), 设置引导标识数量  $p = 16$ . 按照式(3), 有  $f(5) + f(6) + f(7) > 0, f(15) + f(14) + f(13) > 0, f(4) + f(5) + f(6) > 0$ . 按照式(4), 有  $f(3) + f(4) + f(5) > 0, f(9) + f(16) > 0, f(10) + f(17) > 0, f(14) + f(15) > 0, f(22) + f(18) + f(21) > 0, f(19) + f(23) + f(24) > 0, f(20) + f(25) + f(26) > 0$ .

按照《公共信息导向系统国家标准》设计标准要求<sup>[13]</sup>, 另增加的约束条件有:

$$f(4) = 1, f(6) = 1, f(14) = 1, f(3) = 1,$$

$$f(1) = 1, f(8) = 1, f(12) = 1.$$

为得到较为理想的结果, 设计的参数值如下: 染色体的数量为 26 个, 总种群数 200 个, 交叉率 0.6, 变异率为 0.008, 迭代次数 100 次. 为提高计算效率, 对遗传算法的计算过程采用 VB 编程计算.

由于遗传算法本身具有随机性, 为体现算法的稳定性, 对进站算法运行 30 次, 分别记录 30 次的结果, 并计算它们的均值和标准差, 30 次适应度值的均值为 39 348.15, 标准差为 299.18, 结果显示标准差在合理范围, 证明该算法稳定性较好, 选取了与适应度最大的值 39 595.466 065 877 3, 该值对应的群体最优解

为 10 111 101 111 101 011 111 000 000.

结合图 1, 可以得出算法计算的标志点应在 1、3、4、5、6、8、9、10、11、12、14、16、17、18、19、20. 本次选择的方案, 在流线的交叉处如 3、6、14 等处增加进站乘车的标识, 在乘客使用的设备处如 4、9、10、11 等处增加了设备使用的引导标识, 在服务窗口如 5、15 处增加客服的引导标识, 这些布点符合《公共信息导向系统》设计标准, 满足乘客获取连续信息, 办理进站手续的需要, 同时确保最大客流诱导量, 使引导标识作用最大.

### 3.2 出站流线和流量

图 2 是五一公园站出站流线和流量图. 图 2 中找出候选点  $j$ 、 $a_{ij}$ 、 $w_{ji}$ 、 $d_{ji}$ , 具体数据如表 2. 其中  $w_{ji}$  通过现场客流调查获得.

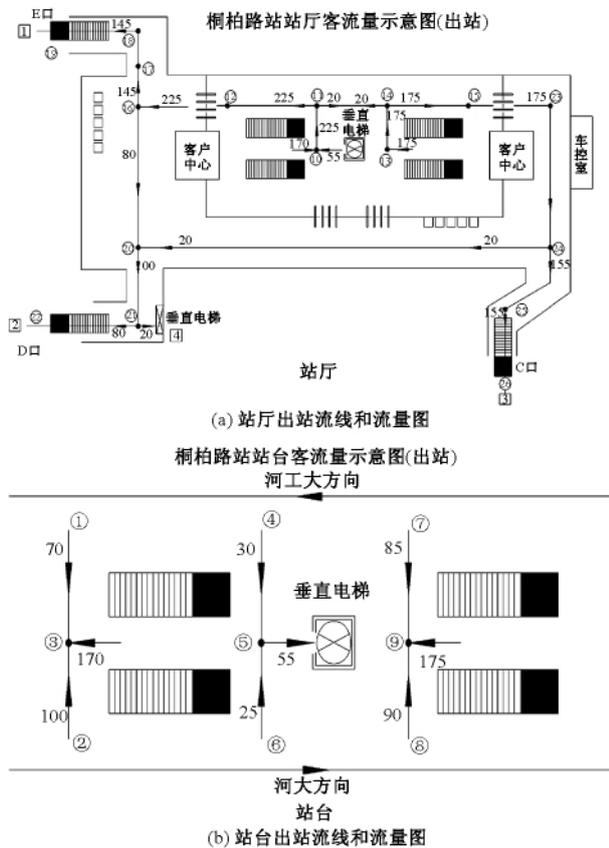


图 2 站厅和站台出站流线和流量图

Fig.2 The flow line and flow chart of out of the station and the platform

按照式(1), 设计目标函数:

$$\max Z = \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n f(j) a_{ij} w_{ji} \alpha d_{ji},$$

式中:  $\alpha$  取值为 1.5.

按照式(2), 设置引导标识数量  $p = 18$ . 按照式(3), 有:  $f(1) + f(2) + f(3) > 0, f(4) + f(5) +$

$f(6) > 0, f(7) + f(8) + f(9) > 0$ . 按照(4)式有:  $f(16) + f(17) + f(18) + f(19) > 0, f(16) + f(20) + f(21) + f(22) > 0, f(23) + f(24) + f(25) + f(26) > 0, f(16) + f(20) + f(21) > 0$ .

按照《公共信息导向系统国家标准》设计标准要求<sup>[13]</sup>, 另增加的约束条件:

$$f(16) = 1, f(11) = 1, f(14) = 1, f(24) = 1, f(20) = 1, f(18) = 1, f(25) = 1.$$

为得到较为理想结果, 设计的参数值如下: 染色体的数量为 26 个, 总群种数为 200, 交叉率为 0.6, 变异率为 0.008, 迭代次数为 100 次. 笔者为提高计算的效率, 对出站遗传算法的计算过程使用 VB 进行编程计算.

与进站算法一样, 同样运行并记录了 30 次出站算法的运行结果, 同时计算它们的均值和标准差, 30 次适应度值的均值为 13 515.49, 标准差 47.23, 结果显示标准差在合理范围, 证明该算法稳定性较好, 选取较好的适应度 13 520.665 681 345 9, 该值对应群体最优解为 11 101 000 111 111 110 101 101 110.

结合图 2, 可以看出算法计算标识点应在 1、2、3、5、9、10、11、12、13、14、15、16、18、20、21、23、24、25. 本次设计的布点在流线的交叉点处设置引导标识, 如 11、14、16、20、24 等处增加出站引导标识, 在出站流线上如 12、15 处增加出站检票的引导标识, 这完全符合乘客获取连续信息, 办理出站手续的需要, 提高出站流速, 同时这些布点对客流的诱导量也较大, 充分发挥引导标识的作用.

### 4 结论

笔者利用遗传算法获取科学、合理的乘客引导标识布点, 实现了从定性分析转变为定量分析的跨越. 它不仅开拓了引导标识布点优化思路, 而且还为地铁车站设置引导标识提供了理论依据. 笔者通过遗传算法寻找引导标识的布点, 布点的位置与目前经验型设置的标识点重复率达到 80%, 但剩余 20% 的布点设置则更合理, 是一种科学的优化. 但算法也存在一定的局限性, 如遗传算法实施过程中采用轮盘赌的方式选择个体, 每次迭代完成后, 都会出现一个最优结果, 每次迭代的结果都会稍微有些差异. 此次采用多次计算以提高布点位置的合理性.

表 2 出站参数

Tab.2 Outbound parameter

$j$	$f(s)$	$i$	$a_{ji}$	$w_{ji}$	$d_{ji}$
1	$f(1)$	1,2,3,4	$a_{11} a_{12} a_{13} a_{14}$	25,15,30,5	1/3,1/5,1/4,1/5
2	$f(2)$	1,2,3,4	$a_{21} a_{22} a_{23} a_{24}$	40,20,40,10	1/3,1/5,1/4,1/5
3	$f(3)$	1,2,3,4	$a_{31} a_{32} a_{33} a_{34}$	60,35,65,10	1/2,1/4,1/3,1/4
4	$f(4)$	1,2,3,4	$a_{41} a_{42} a_{43} a_{44}$	10,5,10,5	1/3,1/5,1/4,1/5
5	$f(5)$	1,2,3,4	$a_{51} a_{52} a_{53} a_{54}$	10,5,10,0	1/3,1/5,1/4,1/5
6	$f(6)$	1,2,3,4	$a_{61} a_{62} a_{63} a_{64}$	20,10,20,5	1/2,1/4,1/3,1/4
7	$f(7)$	1,2,3,4	$a_{71} a_{72} a_{73} a_{74}$	30,15,35,5	1/3,1/5,1/4,1/5
8	$f(8)$	1,2,3,4	$a_{81} a_{82} a_{83} a_{84}$	35,15,35,5	1/3,1/5,1/4,1/5
9	$f(9)$	1,2,3,4	$a_{91} a_{92} a_{93} a_{94}$	65,30,70,10	1/2,1/4,1/3,1/4
10	$f(10)$	1,2,3,4	$a_{10,1} a_{10,2} a_{10,3} a_{10,4}$	110,45,15,15	1/2,1/4,1/3,1/4
11	$f(11)$	1,2,3,4	$a_{11,1} a_{11,2} a_{11,3} a_{11,4}$	145,60,20,20	1,1/3,1/2,1/3
12	$f(12)$	1,2,4	$a_{12,1} a_{12,2} a_{12,4}$	145,60,20	1,1/3,1/3
13	$f(13)$	2,3,4	$a_{13,2} a_{13,3} a_{13,4}$	15,155,5	1/4,1/2,1/4
14	$f(14)$	2,3,4	$a_{14,2} a_{14,3} a_{14,4}$	15,155,5	1/3,1,1/3
15	$f(15)$	2,3,4	$a_{15,2} a_{15,3} a_{15,4}$	15,155,5	1/3,1,1/3
16	$f(16)$	1,2,4	$a_{16,1} a_{16,2} a_{16,4}$	145,60,20	0,1/2,1/2
17	$f(17)$	1	$a_{17,1}$	145	0
18	$f(18)$	1	$a_{18,1}$	145	0
19	$f(19)$	1	$a_{19,1}$	145	0
20	$f(20)$	2,4	$a_{20,2} a_{20,4}$	75,25	1,1
21	$f(21)$	2,4	$a_{21,2} a_{21,4}$	75,25	0,0
22	$f(22)$	2	$a_{22,2}$	75	0
23	$f(23)$	2,3,4	$a_{23,2} a_{23,3} a_{23,4}$	155,15,5	1/3,1,1/3
24	$f(24)$	2,3,4	$a_{24,2} a_{24,3} a_{24,4}$	155,15,5	1/2,0,1/2
25	$f(25)$	3	$a_{25,3}$	155	0
26	$f(26)$	3	$a_{26,3}$	155	0

参考文献:

[1] ICHIRO W. Stanardized guide signs at yokohama station [J]. Japanese railway engineering, 2005, 45(3): 16-18.

[2] 安德烈亚斯·于贝斯, 高毅. 导向系统设计 [M]. 北京: 中国青年出版社, 2008.

[3] THOMPSON N. Way finding and airport terminal design [J]. The journal of navigation, 2009, 54(2): 177-184.

[4] 王丹. 基于人机工程的铁路车站引导标识系统分析 [J]. 四川建筑, 2010, 30(2): 65-68.

[5] 陈霜霜. 基于人的视觉特性的标识设计研究 [D]. 上海: 东华大学机械工程学院, 2014.

[6] 韩艳欣, 张喜. 基于遗传算法的车站标识决策点布设方法研究 [J]. 铁路计算机应用, 2009, 18(11): 10-13.

[7] 张蛰, 贾利民, 秦勇. 基于协同引导的地铁站台导向标识系统布局优化 [J]. 交通运输系统工程与信息, 2016, 16(4): 146-152.

[8] DE JONG K A. An analysis of the Behavior of a class of genetic adaptive systems [M]. Michigan: University of Michigan Press, 1975.

[9] GOLDBERG D E. Genetic algorithms in search, optimization, and machine learning [M]. USA: Addison-wesley Publishing Company, 1989.

[10] 姜昌华. 遗传算法在物流系统优化中的应用 [D]. 上海: 华东师范大学信息科学技术学院, 2007.

[11] 李梦潇. 大型铁路客运站旅客引导标识合理设置研究 [D]. 成都: 西南交通大学交通运输与物流学院, 2011.

[12] 石振东. 新唐山站旅客引导标识系统设计研究 [D]. 北京: 中国铁道科学研究院运输及经济研究所, 2016.

[13] 全国图形符号标准化技术委员会, 中国标准出版社. 公共信息导向系统国家标准汇编 [M]. 北京: 中国标准出版社, 2015.

[14] 瞿博阳, 刘丁明, 乔百豪, 等. 粒子群算法及其改进研究 [J]. 自动化应用, 2016, 57(11): 49-51.

[15] 肖俊明, 周谦, 瞿博阳, 等. 多目标进化算法及其在电力环境经济调度中的应用综述 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2016, 37(2): 1-9.

文章编号: 1671-6833(2018)01-0078-06

## 搅拌罐内流场及脱硫剂分散数值模拟

王建明, 何讯超, 郑林彬

(山东大学机械工程学院, 山东 济南 250061)

**摘要:** 基于多重坐标系的静、动网格法和气-液-固三相流等技术建模, 采用 VOF (volume of fluid) 和 DPM (discrete phase model) 模型捕捉瞬态流场下的自由液面和脱硫剂分散的空间分布规律. 数值模拟与水模试验得到的漩涡深度及高度具有一致性. 结果表明, 搅拌器转速和搅拌器浸入深度显著影响流场轴向速度和径向速度的分布, 最大速度主要分布在搅拌器叶端; 自由液面的漩涡深度随搅拌器转速的增加而增加, 当漩涡底部延伸至搅拌器上端, 受漩涡卷吸的脱硫剂颗粒开始进入流场内部, 通过 4 股循环流动在罐内充分扩散.

**关键词:** 搅拌; 流场; 自由液面; 脱硫剂分散

**中图分类号:** TF351.5; TF704.3 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.023

### 0 引言

铁水含硫量直接影响钢材的韧性、塑性和抗疲劳等性能, 铁水预脱硫是生产优质钢的重要环节. KR 机械搅拌法因设备简单、可操作性强和脱硫效率高等优势被广泛应用于钢铁行业<sup>[1-2]</sup>. 目前, 冶金工作者主要通过热态实验和水模实验研究搅拌器结构和工艺参数等对脱硫效果和混合时间的影响, 以确定最优的参数组合<sup>[3-5]</sup>. Nakai 等<sup>[6-7]</sup>利用水模试验研究了不同转速和搅拌器安装位置下液面漩涡深度对脱硫剂分散的影响. Busciglio 和 Brucato 等<sup>[8-9]</sup>通过试验数据拟合预测了搅拌浆转速、装液高度和搅拌浆离底高度对搅拌效果的影响. 与试验方法相比, 数值仿真具有更加经济、高效和直观的特点. 党林贵等<sup>[10]</sup>采用 Fluent 软件对 3 种组合浆搅拌器在搅拌槽内的流动混合特性进行了数值模拟. Yeoh 等<sup>[11-14]</sup>利用多重坐标系法和欧拉-欧拉多相流模型解决搅拌槽内的流场运动及分散悬浮问题. 在实际 KR 机械搅拌脱硫过程中, 密度较小的脱硫剂大量漂浮在铁水表面, 搅拌作用形成的流场可以将内部铁水输送到表面与脱硫剂反应. 此外, 受漩涡卷吸作用进入流场内部的脱硫剂也能在流场的带动下与内部铁水充分反应. 目前, 专家学者在对搅拌槽流

场特性进行数值模拟时, 一方面假设自由液面为对称边界面, 忽视了液面漩涡对脱硫剂混合的影响, 另一方面将脱硫剂视为拟流体, 无法直观显示颗粒在内部流场的运动情况. 采用 DPM 方法对大量脱硫剂颗粒运动轨迹跟踪以及考虑液面对颗粒分散状态影响的数值研究鲜有报道. 因此, 研究搅拌罐内不同工况下的流场和自由液面对脱硫剂分散的影响具有重要意义.

### 1 数值建模

#### 1.1 几何模型及相关参数

由于高温铁水的热态实验条件苛刻且会造成一定的危险, 而冷态水易于操作, 且其在 20 °C 时的运动黏度与 1 600 °C 铁水的运动黏度相当, 保证了运动学相似, 故用水模实验代替热态铁水实验. 笔者建立的水模试验模型是在几何相似前提下, 将实际工况下的搅拌罐和搅拌器模型按照 1:8 的比例进行缩小, 具体水模试验装置如图 1 所示, 搅拌罐与搅拌器的尺寸及相关工艺参数如表 1 所示. 在电机带动下, 将十字形搅拌器插入平底搅拌罐中. 水模试验在目前的铁水脱硫研究中应用广泛, 且能够为真实的铁水脱硫分析提供指导和借鉴意义. 为了验证数值模型的正确性, 建立与试验模型相同的搅拌罐与搅拌器几何模型, 如图 2 所示.

收稿日期: 2017-08-19; 修订日期: 2017-10-22

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51375267)

作者简介: 王建明(1962—), 男, 山东济南人, 山东大学教授, 博士, 主要研究方向为计算力学、计算多体动力学, E-mail: wangjianming@sdu.edu.cn.



图 1 水模试验装置

Fig.1 Water model experiment

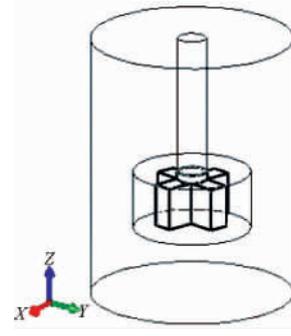


图 2 搅拌罐与搅拌器几何模型

Fig.2 Stirred vessel and stirrer model

表 1 搅拌罐与搅拌器相关尺寸及工艺参数

Tab.1 Related sizes and parameters of stirred vessel and stirrer

搅拌罐			搅拌器				脱硫剂颗粒		
高度 / mm	直径 / mm	液深 / mm	高度 / mm	直径 / mm	叶宽 / mm	浸入深度 / mm	转速 / (r·min <sup>-1</sup> )	直径 / mm	密度 / (kg·m <sup>-3</sup> )
695	523	414	110	203	52	214,276,338	160,240,320	1	30

1.2 计算区域分割和网格划分

根据多重坐标系法将搅拌罐分割为动、静两个区域,其中包含搅拌器的动区域采用旋转参考系,槽体周围的静区域采用静止参考系,动、静区域划分如图 3 所示.两区域的界面为相互作用面,假定通过该界面的流动为稳态的,通过相互作用面进行流场计算数据的交换.利用 ICEM 软件分别对动、静区域进行网格划分,如图 4 所示.

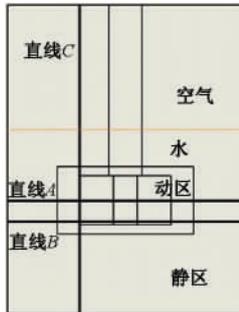


图 3 动、静区域划分

Fig.3 Dynamic and static zone

两区域均采用欧拉三维网格,其中静区域网格划分采用六面体结构单元,动区域网格划分采用四面体非结构单元,动区域网格设置较静区域网格细密,网格数量为 20 万左右.通过改变网格密度验证网格独立性,在节省计算成本的前提下,该网格划分的数量和质量均满足搅拌器仿真的精度要求.

1.3 边界条件和数值算法设置

初始时搅拌罐内的水和空气都处于静止状态,气液交界面为水平面,利用 Adapt Region 分别

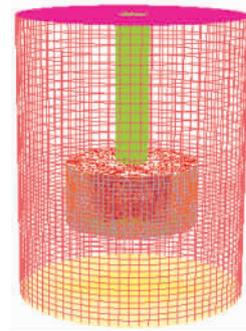


图 4 搅拌罐网格图

Fig.4 Diagram of stirred vessel grid

设置液体和气体区域.采用 DPM 方法在搅拌罐顶部产生 1 200 个颗粒.将搅拌罐壁面定义为无滑移壁面边界条件,近壁区采用标准壁面函数.将位于静区域中的搅拌轴定义为运动壁面边界条件,其绝对转速与动区域网格相同.将动区域搅拌器壁面定义为运动壁面边界条件,其相对转速设为零,即搅拌器与动区域网格同步旋转.气相上表面定义为压力出口.将动静区域的接触面定义为 interface 交界面.笔者使用标准  $\kappa - \epsilon$  湍流模型描述流场的湍流特性,采用 VOF 法捕捉 KR 法铁水搅拌过程中的自由液面.使用 SIMPLE 算法进行压力-速度耦合,差分运算统一采用一阶迎风格式,各项收敛残差设为  $10^{-3}$ ,时间步长设为 0.001 s.在数值模拟时,待残差稳定后输出变量结果.

2 仿真结果及分析

2.1 模型验证

通过在水模试验中的搅拌罐侧壁竖立标尺,

得到漩涡高度和深度的测量结果,并与数值模拟结果进行比较.图5和图6分别为水模试验和数值模拟得到的漩涡深度及高度随转速变化图.从图5和图6可以看出,数值模拟和水模试验得到自由液面漩涡深度和漩涡高度结果基本一致,其中两者的漩涡深度最大相对误差仅为3.1%,漩涡高度最大相对误差仅为6.5%.通过与试验结果的对比可知,利用该数值模型对KR法搅拌罐内流场及自由液面进行数值模拟是可行的.

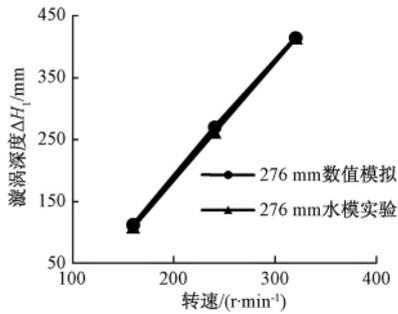


图5 水模试验与数值模拟漩涡深度结果对比

Fig.5 Comparison of vortex depth from water model experiment and numerical simulation

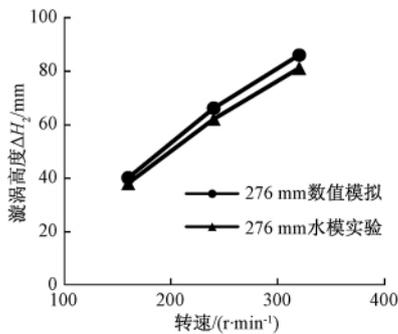


图6 水模试验与数值模拟漩涡高度结果对比

Fig.6 Comparison of vortex height from water model experiment and numerical simulation

## 2.2 流速场模拟结果

图7为数值模拟得到的XOZ截面流速场矢量云图.由图7可以看出,最大速度位于叶轮端部,且沿着搅拌罐壁方向,速度逐渐降低.搅拌罐壁附近和叶轮正下方速度较小,容易出现流动死区,不利于物料的混合.从流迹线可以看出,在搅拌过程中,搅拌器周围流体沿叶径向罐侧壁流动,在侧壁位置处分流形成向上流动和向下流动两部分,向上流动的流体受到压差和重力等作用,形成返回叶轮上方的环流,而向下运动的流体在压差作用下形成叶轮下方的环流.返回的流体在搅拌作用下形成上下两部分循环运动.由于流体流动是关于搅拌轴对称分布的,罐内形成4股循环流动,这种流场分布特点有助于物料随流体输运至流场内部,实现充分的混合和反应.

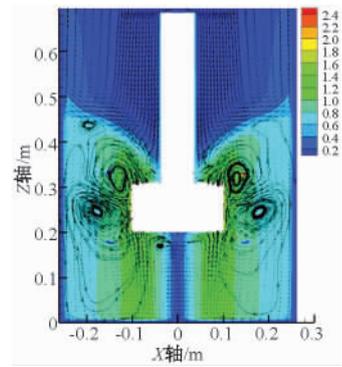


图7 XOZ截面流速场矢量云图

Fig.7 Vector contour of velocity field on XOZ section

## 2.3 转速对流速场的影响

为衡量不同转速下流场径向和轴向速度分布,在图3上选取XOZ截面上直线A和直线C.直线A过搅拌器几何中心,直线C过搅拌器叶轮端部.图8和图9分别是不同转速下搅拌罐内部流场径向速度和轴向速度分布曲线.

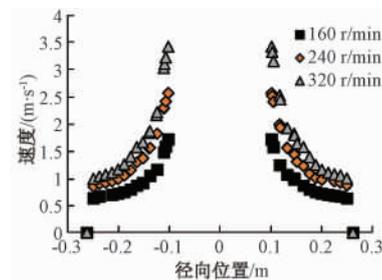


图8 不同转速下径向速度分布曲线

Fig.8 Diagram of radial velocity distribution under different stirring speeds

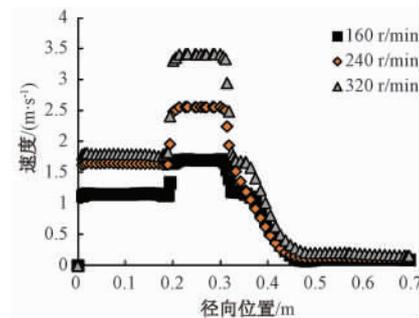


图9 不同转速下轴向速度分布曲线

Fig.9 Diagram of axial velocity distribution under different stirring speeds

分析图8可知,直线A上的速度为对称分布,速度从搅拌罐壁到叶端不断增大,在叶端处达到最大值.随着转速增加,流场速度在径向上逐渐增加,但增加的趋势略有减缓.分析图9可知,从罐底部到叶端处,速度保持在一定水平,当达到叶端处,速度达到最大值,其最大值范围与叶片的高度相关.在越过叶端后,速度逐渐递减.随着转速增

加,流场速度在轴向上逐渐增加,但增加的趋势略有减缓. 综上分析,随着转速增加,流场的速度逐渐增加,但是仅叶端的最大速度增加较为明显. 因此,在满足搅拌效果的情况下,选择适宜的转速可以节约能耗.

### 2.4 浸入深度对流速场的影响

在图 3 上选取  $XOZ$  截面上直线  $B$  和直线  $C$  作为衡量不同浸入深度下流场径向和轴向速度分布的参照,直线  $B$  位于  $1/2$  液深. 图 10 和图 11 分别为转速为  $240 \text{ r/min}$ , 搅拌器浸入深度分别为  $214$ 、 $276$ 、 $338 \text{ mm}$  的直线  $B$  上径向速度和轴向速度分布曲线.

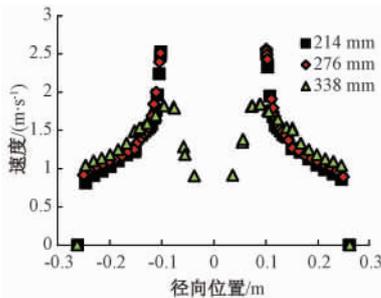


图 10 不同浸入深度下的径向速度分布曲线

Fig. 10 Diagram of radial velocity distribution under different stirrer immersed depths

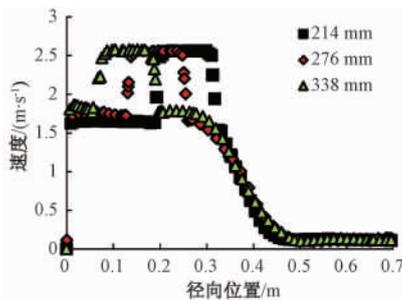


图 11 不同浸入深度下的轴向速度分布曲线

Fig. 11 Diagram of axial velocity distribution under different stirrer immersed depths

图 10 中对应搅拌器浸入深度为  $214 \text{ mm}$  和  $276 \text{ mm}$  的径向速度分布与图 8 中的径向速度分布相似,这是由于在该液深下直线  $B$  位于叶片高度范围内. 而当搅拌器浸入深度为  $338 \text{ mm}$  时,搅拌器完全浸没到直线  $B$  以下,速度从搅拌罐侧壁到搅拌器叶端处逐渐增加,在达到最大值之后沿搅拌轴方向逐渐减小. 随着浸入深度的增加,同一液深下的最大速度逐渐减小,搅拌罐侧壁附近的速度在径向上略有增加. 分析图 11 可知,搅拌罐内流场的最大速度分布在搅拌器叶端,随着搅拌器浸入深度的增加,最大速度逐渐靠近搅拌罐底部. 搅拌罐底部附近的速度在轴向上略有增加,而叶轮上方的速度在轴向上略有降低. 因此,随着搅拌器浸入深度的增加,流场的最大速度逐渐靠近搅拌罐底部. 搅拌罐侧壁和底部附近的速度逐渐增加,有利于脱硫剂颗粒与搅拌罐底部流场的混合,而远离搅拌器上方附近的速度逐渐减小,削弱了脱硫剂颗粒与搅拌罐上部流场的混合.

### 2.5 转速对自由液面的影响

KR 法脱硫搅拌过程中形成的漩涡卷吸脱硫剂颗粒进入铁水内部,从而与铁水充分混合并发生脱硫反应以实现脱硫目的. 自由液面漩涡的形态将直接影响脱硫剂颗粒的分散过程,从而影响脱硫反应的最终效果. 图 12 为搅拌器浸入深度为  $338 \text{ mm}$  时不同转速下的自由液面波形图. 由图 12 可以看出,机械搅拌过程中自由液面的漩涡深度和漩涡高度均随转速的增加而不断增大,自由液面的漩涡底部随着转速增加逐渐延伸到搅拌器叶轮上部,最终到达搅拌器底部. 整个自由液面呈 V 字型的抛物状,并随转速增加在径向上不断扩大. 搅拌器转速增加促使漩涡底部延伸至搅拌罐底部,虽然有助于脱硫剂分散,但是也会将整个搅拌器叶轮暴露在空气中,降低搅拌效果.

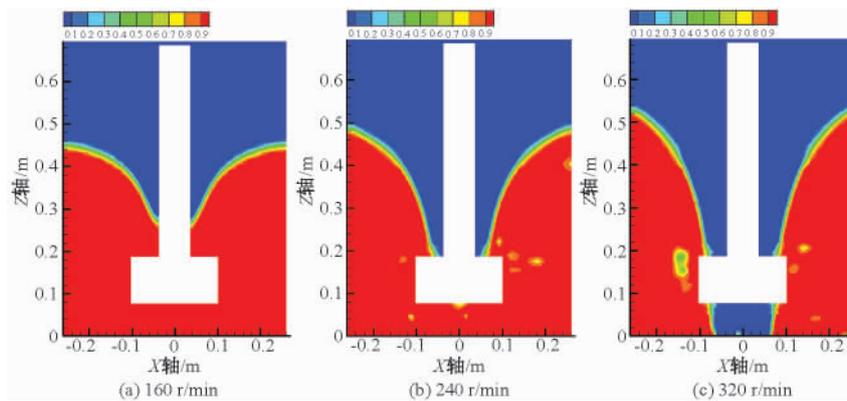


图 12 各转速下的自由液面波形图

Fig. 12 Surface fluctuation under different stirring speeds

## 2.6 脱硫剂颗粒分散的空间分布规律

采用 DPM 方法将脱硫剂固体颗粒离散为球状粒子单元,与流体连续相单元进行耦合建模,可得到脱硫剂颗粒在搅拌罐内的运动轨迹和空间离散分布等利用传统多相流模型无法得到的仿真内容.在转速为 160 r/min 工况下,搅拌开始时,颗粒从搅拌罐顶部自由下落,其运动轨迹如图 13 所示.从图 13 可以看出,2 s 时刻的液面开始略微呈现下凹的漩涡,此时的脱硫剂颗粒速度较小,在浮力作用下漂浮于液面,并逐渐向搅拌轴靠拢;在 4 s 时刻,自由液面形成明显的漩涡,脱硫剂受到漩涡的卷吸作用聚集在搅拌轴附近的强漩涡中心处,并随着漩涡深度的增加而逐渐向下运动;在

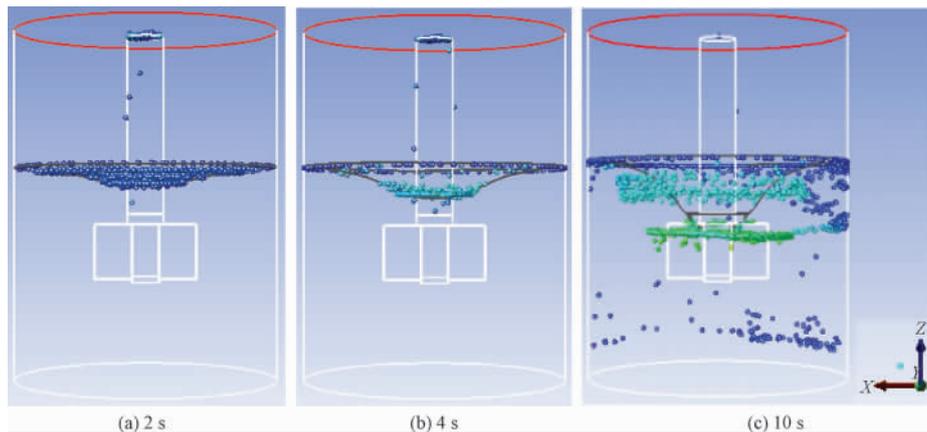


图 13 不同时刻脱硫剂分散的空间分布

Fig. 13 Spatial distribution of desulfurizer dispersion at different times

## 3 结论

笔者探究了搅拌器转速和浸入深度对流场速度分布、自由液面漩涡和脱硫剂分散的影响规律.数值模拟与水模试验得到的自由液面漩涡深度及高度结果一致,验证了数值模拟的可行性.数值模拟主要得到以下结论:

(1) 在固定转速下,搅拌罐内流场的最大速度位于搅拌器叶端,流场内部存在 4 股影响脱硫剂颗粒混合的循环流动.随着搅拌器转速的增加,搅拌罐内流场的速度在径向和轴向上逐渐增加.

(2) 随着搅拌罐浸入深度的增加,流场的最大速度逐渐靠近搅拌罐底部,搅拌罐侧壁和底部附近的速度逐渐增加,有利于脱硫剂颗粒与搅拌罐底部流场的混合,而远离搅拌器上方附近的速度逐渐减小,削弱了脱硫剂颗粒与搅拌罐上部流场的混合.

(3) 自由液面的漩涡底部随着转速增加逐渐延伸到搅拌器叶轮上部,最终到达搅拌器底部.整

10 s 之前,脱硫剂颗粒主要分布在强制涡流区,无法扩散到流场内部,此时的混合的效果较差;在 10 s 以后,自由液面的漩涡底部延伸至搅拌器叶轮上部,脱硫剂获得较大的速度,并通过与搅拌器的碰撞作用而克服流体阻力进入流场内部,通过 4 股循环流动实现与铁水的充分混合.将图 12 (a) 与图 13 (c) 对比分析可知,在相同的转速下,搅拌器浸入深度较浅时能促进漩涡底部延伸至搅拌器叶轮上部;而在同一浸入深度下,转速直接决定漩涡底部延伸至叶轮上部的能力.由于搅拌器转速和浸入深度直接决定漩涡底部延伸至搅拌器叶轮的能力,从而影响脱硫剂颗粒与铁水混合反应的效果.

个自由液面呈 V 字型的抛物状,并随转速增加在径向上不断扩大.

(4) 通过 DPM 方法得到大量脱硫剂颗粒在搅拌罐内的空间分布状况,搅拌器转速和浸入深度直接决定漩涡底部延伸至搅拌器叶轮的能力,当漩涡底部到达叶轮顶部时,脱硫剂颗粒将与叶轮直接接触而获得较大速度,使其克服流体的浮力和阻力进入流体内部,增强其与内部铁水的混合及反应作用.

## 参考文献:

- [1] 李志杰,张召,杨小光,等. KR 法脱硫搅拌转速对流场影响的数值分析[J]. 山东冶金, 2016, 38(1): 27-30.
- [2] 程新德,孙江龙,周家健,等. KR 法铁水脱硫的流动数值模拟分析[J]. 武汉科技大学学报(自然科学版), 2015, 38(5): 330-335.
- [3] 欧阳德刚,朱善合,李明晖,等. KR 搅拌脱硫传质动力学水模实验研究及进展[J]. 钢铁研究, 2011, 39(5): 49-53.

- [4] NAKAI Y, HINO Y, SUMI I, et al. Effect of flux addition method on hot metal desulfurization by mechanical stirring process [J]. *Tetsu-to-hagane*, 2015, 101(1): 1 – 10.
- [5] XU A J, ZHANG M L, ZHANG H N, et al. Simulation of thermo dynamics and kinetics for KR desulphurization [J]. *ISIJ international*, 2011, 18(S2): 98 – 106.
- [6] NAKAI Y, SUMI I, MATSUNO H, et al. Effect of flux dispersion behavior on desulfurization of hot metal [J]. *ISIJ international*, 2010, 50(3): 403 – 410.
- [7] NAKAI Y, SUMI I, KIKUCHI N, et al. Aggregation behavior of desulfurization flux in hot metal desulfurization with mechanical stirring [J]. *ISIJ international*, 2013, 53(8): 1411 – 1419.
- [8] BUSCIGLIO A, CAPUTO G, SCARGIALI F. Free-surface shape in unbaffled stirred vessels: experimental study via digital image analysis [J]. *Chemical engineering science*, 2013, 104: 868 – 880.
- [9] BRUCATO A, CIPOLLINA A, MICALE G, et al. Particle suspension in top-covered unbaffled tanks [J]. *Chemical engineering science*, 2010, 65(10): 3001 – 3008.
- [10] 党林贵, 郭淑雪, 王定标, 等. 不同组合浆搅拌器搅拌特性的数值研究 [J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2013, 34(3): 59 – 63.
- [11] YEOH S L, PAPADAKIS G, YIANNESKIS M. Numerical simulation of turbulent flow characteristics in a stirred vessel using the LES and RANS approaches with the sliding/deforming mesh methodology [J]. *Chemical engineering research and design*, 2004, 82(7): 834 – 848.
- [12] 奚超超, 文光华, 刘江, 等. KR 铁水脱硫罐内流场优化模拟 [J]. *炼钢*, 2016, 32(1): 1 – 5.
- [13] 王永庆, 朱冰, 赵颀, 等. 一种强化换热流道的传热特性及流体扩散性分析 [J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2017, 38(1): 41 – 45.
- [14] 李良超, 杨军, 徐斌. 轻密度颗粒在搅拌槽内悬浮特性的数值模拟 [J]. *农业工程学报*, 2013, 29(16): 42 – 49.

## Numerical Simulation for Flow Field and Desulfurizer Dispersion Behavior in the Stirred Vessel

WANG Jianming, HE Xunchao, ZHENG Linbin

(School of Mechanical Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China)

**Abstract:** In order to capture the free surface and get the spatial distribution of desulfurizer dispersion in transient flow field, the VOF( Volume of Fluid) model and DPM( Discrete Phase Model) model, as well as static and dynamic grids based on the multiple reference frame and gas – liquid – solid three phases flow modeling technology were used. The vortex depth and height obtained by numerical simulations were in good agreement with the water model experiments. Results showed that the rotational speed and stirrer immersed depth significantly affect the axial velocity distribution and radial velocity distribution, and the maximum speed mainly distributed in the blender blade tips. The vortex depth of free surface increased with the increase of stirring speed significantly, and when the vortex bottom extended to the mixer upper, the desulfurizer particles entrained by the vortex began to disperse into the internal flow field and diffuse completely through four circulation flow in the stirred vessel.

**Key words:** stirring; flow field; free surface; desulfurizer dispersion

文章编号: 1671-6833(2018)01-0084-06

## IITD 算法在滑油管路模态参数辨识中的应用

边 杰, 霍常青, 王 平, 唐 广

(中国航发湖南动力机械研究所 航空发动机振动技术航空科技重点实验室, 湖南 株洲 412002)

**摘 要:** 将端点延拓引入本征时间尺度分解(ITD)中用于改进其端点效应,并将改进的ITD法(IITD)用于结构模态参数识别,提出了基于IITD的模态参数识别方法(IITD-MPI).将IITD-MPI用于位移仿真信号和滑油管路测频信号的模态参数识别研究.研究表明,对于位移仿真信号而言,与理论值相比,IITD-MPI法辨识的模态固有频率最大误差小于0.6%,阻尼比最大误差为1%.对于滑油管路测频信号而言,IITD-MPI法辨识的模态固有频率与测试模态频率相比,差别在0.15%以内,其辨识的阻尼比与半功率带宽法识别的阻尼比差别不大于3%.由此,验证了IITD-MPI法的有效性和实用性.

**关键词:** 本征时间尺度分解;模态参数;参数辨识;仿真与试验;滑油管路

**中图分类号:** O321; TB535.1; TH113 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.008

### 0 引言

模态固有频率和阻尼比是两个重要的模态参数,可为结构设计与优化、仿真计算与分析、载荷辨识与应用、故障检测与诊断等提供重要参考,因此,结构模态参数辨识在机械振动领域有其重要意义.长期以来,模态参数尤其是阻尼比的辨识由于难度大,重复性差等特点,一直是人们研究的热点问题.

模态参数辨识方法可分为时域法、频域法和时频法三种.最有代表性的时域法是对数衰减法<sup>[1]</sup>,时域法往往只能处理平稳信号,并且对噪声的干扰比较敏感,且不适用于多模态参数辨识的情况.最常用的频域法是半功率带宽法<sup>[2]</sup>,频域法建立在傅立叶变换的基础之上,能进行多模态参数的辨识,但其受采样频率、频率分辨率、采样分析点数等因素的影响.实际工程中的振动信号一般为非线性非平稳信号,时域法和频域法均不能处理非线性非平稳信号,要处理这种非线性非平稳信号,需采用时频法.时频法是一种新兴起的模态参数辨识方法,典型的时频法有短时傅立叶变换(STFT)<sup>[3]</sup>、小波变换(WT)<sup>[4]</sup>、经验模态分解(EMD)<sup>[5]</sup>、局部均值分解(LMD)<sup>[6]</sup>和本征

时间尺度分解(ITD)<sup>[7]</sup>等.

STFT又称窗口傅立叶变换,其固定的时窗宽度使得时频分辨率也是固定的,即短时傅立叶变换的频率分辨率和时域分辨率相互影响,频率分辨率高则时域分辨率低,反之亦然<sup>[8]</sup>.WT对信号的局部缺乏自适应性,在变换中小波基的选择对分析结果的影响很大<sup>[9]</sup>.EMD可以对信号进行自适应分解,但是存在过包络、欠包络、模态混叠和端点效应等问题<sup>[10]</sup>.付春等<sup>[11]</sup>提出了基于改进EMD-ICA的结构模态参数识别方法,并进行了仿真分析与试验验证.从仿真分析结果来看,EMD-ICA法识别模态频率与理论值最大误差为6%,识别的阻尼比最大误差大于23%.LMD是另一种自适应时频分析方法,其在抑制模态混叠和端点效应上优于经验模态分解,但是其主要问题是计算量较大<sup>[12]</sup>.程军圣等<sup>[13]</sup>将LMD用于模态参数识别,对仿真信号和裂纹梁的测频信号进行了分析.从其研究结果来看,第3阶模态PF幅值自然对数和瞬时频率的拟合曲线效果不好,仿真分析中LMD法识别的模态频率与理论值相比最大误差大于5%,识别的阻尼比最大误差大于17%.ITD虽然仍然受到端点效应的影响,但是其在计算速度上相比较于经验模态分解和局部均值分解

收稿日期: 2017-04-20; 修订日期: 2017-05-10

基金项目: 航空科学基金资助项目(2014ZD08007)

作者简介: 边杰(1985—),男,湖南衡阳人,工程师,硕士,主要研究方向为航空发动机振动、噪声及故障诊断, E-mail: bianjie\_hrbeu@163.com.

有明显优势,亦可用于实时处理大量数据<sup>[14]</sup>.

鉴于此,笔者提出了一种基于 IITD(经端点延拓改进的 ITD)的模态参数辨识方法,并进行了仿真分析与试验验证,以验证模态参数辨识方法在结构模态参数辨识上有效性和实用性.

## 1 基于端点延拓的 IITD 法

### 1.1 ITD 法

本征时间尺度分解(intrinsic time-scale decomposition, ITD)是 Frei 等<sup>[7]</sup>提出的一种处理非线性和非平稳信号的非参数算法. ITD 法的优势在于它不需要原始信号序列的参数函数形式, ITD 法将一非线性非平稳信号表征成一组固有旋转分量和一个趋势项之和. 对于给定的非线性时间序列  $X_i, t \in (1, 2, \dots, T)$ , ITD 法将信号分解成一系列频率依次降低的固有旋转分量( $PR$ 分量):

$$X_i = HX_i + LX_i = HX_i + (H + L)LX_i = (H(1 + L) + L^2)X_i = \left(H \sum_{k=0}^{a-1} L^k + L^a\right)X_i, \quad (1)$$

式中:  $H$  为固有旋转分量提取算子;  $L$  为基线提取算子.

ITD 法将时间序列  $X_i$  分解成  $PR$  分量的步骤如下.

(1) 确定信号  $X_i$  的所有极值点位置,并将其对应时刻标记为  $\tau_k, k \in \{1, 2, \dots\}$ .

(2) 假设在  $t \in [0, \tau_{k+2}]$  上  $X_i$  有离散数据点,在连续的极值点之间使用分段式线性基线提取算子  $L$  计算基线信号  $L_i$  如下:

$$LX_i = L_i = L_k + \left(\frac{L_{k+1} - L_k}{X_{k+1} - X_k}\right)(X_i - X_k), \quad t \in (\tau_k, \tau_{k+1}]. \quad (2)$$

其中,  $X_k$  和  $L_k$  分别表示  $X(\tau_k)$  和  $L(\tau_k)$ , 且有

$$L_{k+1} = \alpha \left[ X_k + \left(\frac{\tau_{k+1} - \tau_k}{\tau_{k+2} - \tau_k}\right)(X_{k+2} - X_k) \right] + (1 - \alpha)X_{k+1}, \quad 0 < \alpha < 1. \quad (3)$$

(3) 使用  $PR$  分量提取算子  $H$  可以得到  $X_i$  的第一个  $PR$  分量:

$$HX_i = (1 - L)X_i = H_i = X_i - L_i. \quad (4)$$

(4) 将基线信号作为新的分解信号,重复步骤(1)~(3),直到得到单调的基线信号.

经 ITD 法分解后的各  $PR$  分量是单组分的信号分量,对  $PR_i, i \in (1, 2, \dots, k+1)$  分别进行 Hilbert 变换得到相对应的解析信号:

$$z_i(t) = PR_i(t) + j\hat{PR}_i(t) = a_i(t) e^{i\theta_i(t)}, \quad (5)$$

其中,  $\hat{PR}_i(t)$  表示  $PR_i(t)$  的 Hilbert 变换,即:

$$\hat{PR}_i(t) = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{PR_i(\tau)}{t - \tau} d\tau; \quad (6)$$

$$a_i(t) = [PR_i^2(t) + \hat{PR}_i^2(t)]^{1/2}; \quad (7)$$

$$\theta_i(t) = \arctan[\hat{PR}_i(t)/PR_i(t)]. \quad (8)$$

定义瞬时频率为:

$$f_i(t) = \frac{1}{2\pi} \frac{d\theta_i(t)}{dt}. \quad (9)$$

### 1.2 端点延拓算法

由于信号的两端点不是极值点, ITD 法利用两端点的数据计算基线信号并不合适. 在此,对信号进行端点延拓,得到其在端点处的合理的极值点数据. 由此,经过端点延拓改进的 ITD 法称为 IITD 法.

在信号的两端分别延拓 1 个极大值点和 1 个极小值点即可,具体延拓方法如下.

对于离散时间序列信号:

$$t \in [t(1), t(2), \dots, t(n)] = [t_1, t_2, \dots, t_n]. \quad (10)$$

$$x(t) \in [x(t_1), x(t_2), \dots, x(t_n)] = [x_1, x_2, \dots, x_n]. \quad (11)$$

设信号的采样时间步长为  $\Delta t$ , 其包含  $M$  个极大值和  $N$  个极小值, 相应的极值点坐标序列为  $(I_m, I_n)$ , 时刻为  $(T_m, T_n)$ , 函数值为  $(U, V)$ .

假设信号左端的第一个特征波内包含  $k_1$  个离散点, 则信号左端点处向外延拓的极值点的时刻  $(T_m, T_n)$  和函数值  $(U, V)$  为:

$$\begin{cases} T_m(0) = T_m(1) - k_1 \Delta t, U(0) = U(1); \\ T_n(0) = T_n(1) - k_1 \Delta t, V(0) = V(1). \end{cases} \quad (12)$$

同理,假设信号右端的第一个特征波内包含  $k_2$  个离散点, 则信号右端点处向外延拓的极值点的时刻  $(T_m, T_n)$  和函数值  $(U, V)$  为

$$\begin{cases} T_m(M+1) = T_m(M) + k_2 \Delta t, U(M+1) = U(M); \\ T_n(N+1) = T_n(N) + k_2 \Delta t, V(N+1) = V(N). \end{cases} \quad (13)$$

若信号的端点值大于靠近端点的第一个极大值或者小于靠近端点的第一个极小值, 则端点被视为极值点.

## 2 模态参数辨识方法及仿真分析

根据 IITD 法的物理意义, 获得的  $PR$  分量可以看做结构的模态响应分量, 通过对  $PR$  分量进行分析, 可提取结构的模态参数, 以下利用 IITD

法辨识结构模态参数的方法称为 IITD-Modal Parameter Identification 法,简称 IITD-MPI 法,其具体原理如下.

对于一个多自由度的机械系统,脉冲激励下的位移响应可以表示成多个单自由度系统位移响应的叠加<sup>[15-16]</sup>,即

$$x(t) = \sum_{i=1}^N x_i(t) = \sum_{i=1}^N A_i e^{-\zeta_i \omega_{ni} t} \sin(\omega_{ni} \sqrt{1 - \zeta_i^2} t + \phi_i). \quad (14)$$

式中:  $A_i$ 、 $\zeta_i$ 、 $\omega_{ni}$ 、 $\phi_i$  分别为第  $i$  阶模态的位移幅值系数、模态阻尼比、固有角频率和初相位.

对于小阻尼情况,对比式(5)和式(14),瞬时幅值和瞬时相位可表示为:

$$a_i(t) = A_i e^{-\zeta_i \omega_{ni} t}; \quad (15)$$

$$\theta_i(t) = \omega_{ni} \sqrt{1 - \zeta_i^2} t + \phi_i. \quad (16)$$

对式(15)两边取对数,可得:

$$\ln a_i(t) = -\zeta_i \omega_{ni} t + \ln A_i. \quad (17)$$

根据式(16)和(17)可以得到瞬时相位曲线和对数幅值曲线,然后对其进行线性拟合,根据拟合后直线的斜率来辨识结构的模态固有频率和阻尼比.

一般地,低阶模态对机械系统位移响应起主导作用.根据式(14),构造位移响应的仿真信号为:

$$x(t) = 10e^{-0.003 \times 800t} \sin(800 \sqrt{1 - 0.003^2} t + \pi/4) + 15e^{-0.01 \times 300t} \sin(300 \sqrt{1 - 0.01^2} t + \pi/6) + 25e^{-0.08 \times 120t} \sin(120 \sqrt{1 - 0.08^2} t + \pi/8). \quad (18)$$

取信号的采样频率为 1 024 Hz,采样点数为 2 048,其时域波形如图 1 所示.从式(18)可以看出,位移响应包含 3 个模态分量,若能将各阶模态从位移响应中分离出来,则可以利用上述的单自由度模态固有频率和阻尼比辨识方法,将各阶模态参数提取出来.

使用 IITD 法将位移仿真信号进行分解,得到 3 个 PR 分量和 1 个余项.根据式(16)和(17)分别做 3 个 PR 分量的瞬时相位和对数幅值曲线,并对它们进行线性拟合,得到拟合直线.根据拟合直线的斜率  $\omega_{ni} \sqrt{1 - \zeta_i^2}$  和  $-\zeta_i \omega_{ni}$  可计算得到结构的模态参数.

使用 IITD-MPI 法计算的结构模态参数与理论值的对比情况如表 1 所示.从表 1 中可以看出, IITD-MPI 法可以较准确地提取位移仿真信号的 3 阶模态,且计算的模态固有频率和阻尼比与理论值吻合较好.模态固有频率的最大误差出现在

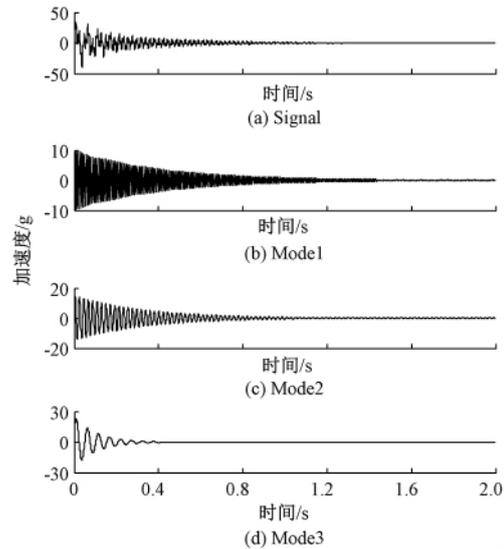


图 1 位移仿真信号的时域波形

Fig.1 Time domain waveform of the displacement simulated signal

第 1 阶,误差不大于 0.6%.模态阻尼比的最大误差出现在第 3 阶,误差为 1%.在文献[11]和文献[13]中,EMD-ICA 法和 LMD 法识别的模态频率和阻尼比与理论值相比,模态频率最大误差分别为 6%和大于 5%,阻尼比最大误差分别为大于 23%和大于 17%.由此对比发现,在模态参数识别方面, IITD-MPI 法的误差较 EMD-ICA 法和 LMD 法小,即 IITD-MPI 法在模态参数辨识精度上有优势.

表 1 位移仿真信号的模态参数辨识结果

Tab.1 Modal parameter identification results of the displacement simulated signal

模态	理论值		IITD-MPI 法		误差 / %	
	$\omega / (\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	$\zeta$	$\omega / (\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	$\zeta$	$\omega / (\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	$\zeta$
第 1 阶	120	0.080	119.295	0.080 17	0.588	0.213
第 2 阶	300	0.010	299.706	0.010 04	0.098	0.400
第 3 阶	800	0.003	799.969	0.002 97	0.004	1.000

### 3 滑油管路模态参数辨识验证

对如图 2 所示的滑油管路进行自由状态下的静频测试,测试频率范围为 0 ~ 2 000 Hz.用柔绳将滑油管路吊挂使其呈自由状态,使用 PCB 352B10 型加速度传感器在滑油管路上某一点拾振,用小钢棒轻敲滑油管路,滑油管路在脉冲激振力下发生振动,将加速度传感器所测得的振动响应信号接入数据采集和频谱分析系统,进行 FFT

分析,得到频谱图,读取谱图上各谱峰的频率值,即得到滑油管路在测试频率范围内的频率值.对频谱图上的各谱峰,可采用半功率带宽法计算得到滑油管路在某阶模态下的阻尼比.采集滑油管路测频信号及幅值谱如图 3 所示,从幅值谱可以看出,在 0~2 000 Hz 频率范围内,滑油管路存在 2 阶模态.



图 2 滑油管路外形图

Fig. 2 The shape picture of the lubricant oil pipe

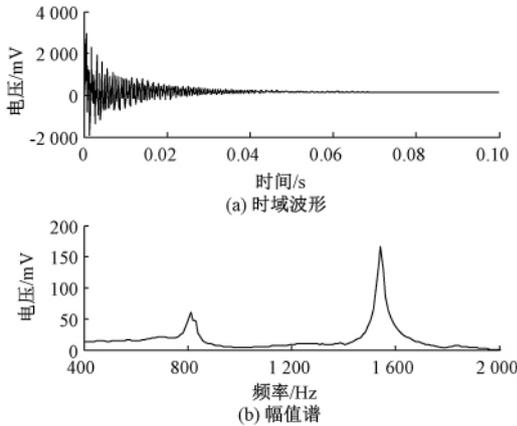


图 3 滑油管路测频信号时域波形及幅值谱

Fig. 3 Time domain waveform and amplitude spectrum of the frequency testing signal for the lubricant oil pipe

对滑油管路测频信号进行 IITD 分解,分解结果如图 4 所示,从图 4 中可以看出,IITD 成功将滑油管路测频信号分解成 2 个 PR 分量和 1 个余项,其中 2 个 PR 分量分别对应图 3 中幅值谱中的两阶模态.

同样,采用 IITD-MPI 法对滑油管路模态参数进行辨识并与测试模态频率以及半功率带宽法辨识的模态阻尼进行对比分析.根据式 (16) 和 (17),绘制滑油管路测频信号的瞬时相位曲线和自然对数幅值曲线,并分别对它们进行线性拟合,得到拟合直线,见图 5. 同样,由拟合直线的斜率可辨识出滑油管路的模态参数.

滑油管路测频信号的模态参数辨识结果见表 2,其中模态频率的测量值通过滑油管路的静频测试得到,模态阻尼比的测量值是使用半功率带宽

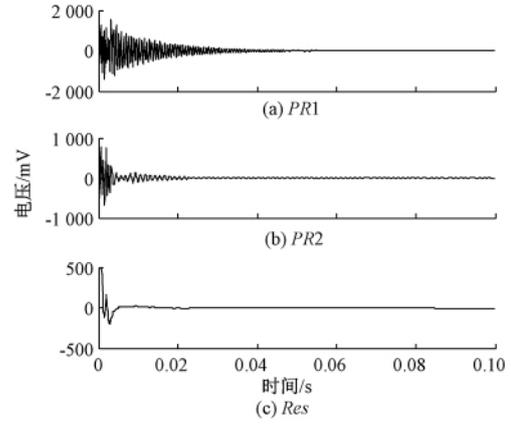


图 4 滑油管路测频信号 IITD 分解结果

Fig. 4 IITD decomposition results of the frequency testing signal for the lubricant oil pipe

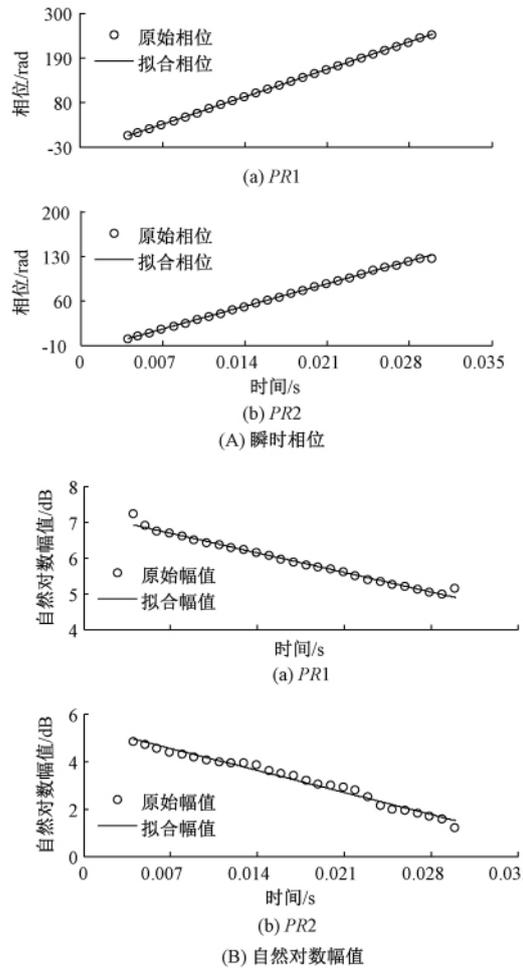


图 5 滑油管路测频信号各 PR 分量瞬时相位和自然对数幅值

Fig. 5 Instantaneous phase and natural logarithm amplitude of each PR component of the frequency testing signal for the lubricant oil pipe

法从图 3 所示的幅值谱中计算得到.由于受不确定性和重复性差等因素的影响,要准确辨识模态阻尼本身难度大.半功率带宽法作为阻尼辨识的最基本的方法,它也易受诸如采样频率、频率分辨

率和采样分析点数等因素的影响<sup>[17]</sup>,其结果仅作参考。

表2 滑油管路测频信号模态参数辨识结果

Tab.2 Modal parameter identification results of the frequency testing signal for the lubricant oil pipe

模态	测量值		IITD-MPI法		差别/%	
	$f/\text{Hz}$	$\zeta$	$f/\text{Hz}$	$\zeta$	$f/\text{Hz}$	$\zeta$
第1阶	810.55	0.025 60	809.46	0.026 02	0.134	1.64
第2阶	1 542.97	0.008 29	1 541.23	0.008 06	0.113	2.77

从表2可以看出,IITD-MPI法辨识的模态频率与静频测试频率接近,其辨识的第1阶模态频率与静频测试频率的误差大于第2阶,但误差不大于0.15%。相比较于模态频率的辨识结果,IITD-MPI法辨识的阻尼比与半功率带宽法辨识的阻尼比差别相对较大,最大差别出现在第2阶,数值小于3%。综上,使用IITD-MPI法成功辨识了滑油管路的模态参数,且辨识结果准确性较高,同时也说明了对于实际测频信号的模态参数识别,IITD-MPI法也具有较好的适用性。

#### 4 结论

(1) 位移仿真信号的模态参数辨识结果表明,IITD-MPI法辨识的3阶模态固有频率与阻尼比与理论值接近,其中模态固有频率的最大误差不超过0.6%,阻尼比的最大误差不超过1%。

(2) 滑油管路测频信号的模态参数辨识结果表明,所研究的滑油管路在0~2 000 Hz频率范围内,存在2阶模态,IITD-MPI法成功辨识出该2阶模态,且IITD-MPI法辨识的模态固有频率与滑油管路静频测试频率的最大误差不超过0.15%,IITD-MPI法辨识的阻尼比与半功率带宽法辨识的阻尼比最大差别小于3%。

(3) 模态参数辨识的仿真分析与实验验证表明,IITD-MPI法可准确实现信号的分解,得到正确的模态分量,同时其辨识的模态参数具有较高的准确度,满足工程应用要求。但同时需要说明的是,由于IITD法仍存在一定的模态混叠现象,并且对噪声干扰比较敏感,因此,IITD-MPI法在辨识模态参数时要求信号中各模态不能太密集分布,且不能存在太强的背景噪声。若存在密集模态,IITD分解效果不好,可结合带通滤波解决。若信号被强烈的背景噪声污染,可在使用IITD法分解信号前进行滤波处理。

#### 参考文献:

[1] 王少纯,邓宗全,高海波,等.月球着陆器用金属橡

胶高低温力学性能试验研究[J].航空材料学报,2004,24(2):27-31.

[2] 边杰,陈运西.压气机静子叶片阻尼特性试验研究[C]//第十五届中国科协年会论文集.贵阳:中国科学技术协会,2013.

[3] 李允公,姚兆,刘杰,等.基于瞬时频率的窗宽递增寻优的短时傅里叶变换[J].东北大学学报(自然科学版),2007,28(12):1737-1740.

[4] HE R, LUO W B, WANG B L. A new method of choosing scales in wavelet transform for damping identification [J]. Journal of harbin institute of technology (new series), 2008, 15(2): 164-166.

[5] LEI Y G, LIN J, HE Z J, et al. A review on empirical mode decomposition in fault diagnosis of rotating machinery [J]. Mechanical systems and signal processing, 2013, 35(1/2): 108-126.

[6] 韩剑鹏,鲁改凤,曹文思.基于LMD法的电力系统暂态扰动检测技术研究[J].郑州大学学报(工学版),2016,37(1):29-33.

[7] FREI M G, OSORIO I. Intrinsic time-scale decomposition: time-frequency-energy analysis and real-time filtering of non-stationary signals [J]. Proceedings of the royal society A, 2007, 463(2078): 321-342.

[8] 胡劲松,杨世锡,吴昭同,等.旋转机械振动信号基于EMD的HT和STFT时频分析比较[J].汽轮机技术,2002,44(6):336-338.

[9] 乔保栋,陈果,曲秀秀.基于小波变换和盲源分离的滚动轴承耦合故障诊断方法[J].机械科学与技术,2012,31(1):53-58.

[10] 窦东阳,赵英凯.集合经验模式分解在旋转机械故障诊断中的应用[J].农业工程学报,2010,26(2):190-196.

[11] 付春,姜绍飞.基于改进EMD-ICA的结构模态参数识别研究[J].工程力学,2013,30(10):199-204.

[12] 张辛林,焦卫东.基于LMD-EMD故障诊断分析及其研究[J].机械研究与应用,2012,21(5):156-158.

[13] 程军圣,朱文峰,李宝庆.基于LMD的模态参数识别方法[J].计算机工程与应用,2015,51(14):214-218.

[14] 罗颂荣,程军圣,郑近德.基于ITD分形模糊熵的轴承早期故障诊断[J].振动、测试与诊断,2013,33

- (4): 706 - 711, 730.
- [15] 姚千斌, 杨智春, 李斌. 基于小波变换方法的材料小阻尼识别 [J]. 机械科学与技术, 2007, 26(7): 850 - 855.
- [16] 王超, 朱宏平, 王波. 基于复小波变换的拉索结构阻尼比识别 [J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2012, 40(7): 115 - 118.
- [17] 应怀樵, 刘进明, 沈松. 半功率带宽法与 INV 阻尼计法求阻尼比的研究 [J]. 噪声与振动控制, 2006, 25(2): 4 - 6.

## Application of IITD Algorithm in the Modal Parameter Identification of a Lubricant Oil Pipe

BIAN Jie, HUO Changqing, WANG Ping, TANG Guang

(Aviation Key Laboratory of Aero-Engine Vibration Technology, AECC Hunan Aviation Powerplant Research Institute, Zhuzhou 412002, China)

**Abstract:** Endpoint extension was introduced into intrinsic time-scale decomposition (ITD) method to improve its endpoint effect. Then, the improved ITD method (IITD) was employed to structural modal parameter identification. And method of modal parameter identification based on the IITD method (IITD-MPI) was proposed. The IITD-MPI was used in the modal parameter identification of a displacement simulation signal and the frequency testing signal of a lubricant oil pipe. The research results demonstrated that for the displacement simulation signal, compared with the theoretical values, the maximum error of the modal frequencies identified by the IITD-MPI method was less than 0.6%, and the maximum error of the damping ratios was 1%. And for the frequency testing signal of the lubricant oil pipe, the differences between the modal frequencies identified through the IITD-MPI method and the test modal frequencies were within 0.15%, and the differences of the damping ratios identified using the proposed method and the half power bandwidth method were not greater than 3%. Thus, the results verified the effectiveness and practicality of the IITD-MPI method.

**Key words:** intrinsic time-scale decomposition; modal parameters; parameter identification; simulation and experiment; lubricant oil pipe

(上接第 77 页)

## Research on the Distribution of the Passenger Guide Sign System in Subway Station Based on Genetic Algorithm

MU Ruijie

(School of Engineering Management, Henan University of Animal Husbandry and Economy, Zhengzhou 450011, China)

**Abstract:** In view of the importance of the guide sign system in the subway as well as the complexity of its layout, the genetic algorithm is proposed to solve the problem of layout of guide signs. Besides, The Wuyi Park Station of Metro Line 1 in Zhengzhou was taken as an example. With the maximum number of indicated passengers as the objective function, it set up constraints conditions, and obtained the data needed through on-the-spot passenger flow. It completed the calculation process of the genetic algorithm by leveraging VB programming, and conducted stability analysis on the calculation result. Finally, the reasonable distribution of the passenger guide sign system was obtained.

**Key words:** guide sign; genetic algorithm; subway station; distribution

文章编号: 1671-6833(2018)01-0090-07

# 微生物燃料电池处理废水产电及其驱动监控系统的研究

田野, 杨嘉敏, 成少安, 陆俊弘, 李艳宾, 杜玉坤

(浙江大学 清洁能源利用国家重点实验室, 浙江 杭州 310027)

**摘要:** 城市排水管网存在管道泄露、爆裂等问题, 需实时监控其液位、气体浓度等参数. 针对目前下水道监测装置和驱动装置的电池更换不便等问题, 提出利用微生物燃料电池(MFC)处理下水道污水获得电能, 为监测、照明等设备供电, 同时降解污水中的部分有机污染物. 为保证空气阴极稳定的气固液三相反应界面和避免高速水流对MFC性能的伤害, 研制水滴状浮标式MFC反应器结构. 结果表明, MFC处理实际污水获得的能量经能量采集电路收集和低功耗能量管理能驱动监测设备.

**关键词:** 微生物燃料电池; 污水产能与清洁; 能量采集; 低功耗管理; 无线监控; 流速限制

**中图分类号:** X703.1 **文献标志码:** A **doi:** 10.13705/j.issn.1671-6833.2018.01.024

## 0 引言

当前城市排水系统面临着有害气体超标、内涝频繁等问题, 危害管道工作人员的安全, 造成巨大经济损失. 故建立实时监控报警系统具有重要意义<sup>[1]</sup>.

现有的监控报警系统需要建立无线检测节点, 但这些节点电池更换成本高, 废弃电池造成环境污染大. 微生物燃料电池(microbial fuel cell, MFC)利用微生物的呼吸作用降解污水中的有机物, 将化学能转换为可利用的电能<sup>[2-5]</sup>, 是一种清洁可再生资源. 利用MFC取代蓄电池, 实现监控设备的自供能是解决上述问题的最佳方法之一.

本研究基于下水道环境特点, 研制水滴状浮标式单室空气阴极MFC反应器, 建立用于MFC产电的能量采集和控制电路, 研究了MFC处理下水道污水产生电能并驱动排水管网信息无线监控系统的可行性, 对城市“智能水网”建设具有实际意义<sup>[6-7]</sup>.

## 1 实验与方法

### 1.1 总体设计

本研究系统由MFC、能量采集、能量管理和微处理器控制4个模块组成. 系统结构图见图1.

MFC用于给整个系统供电, 同时降解排水管网污水中的有机污染物. MFC反应器设计成水滴状

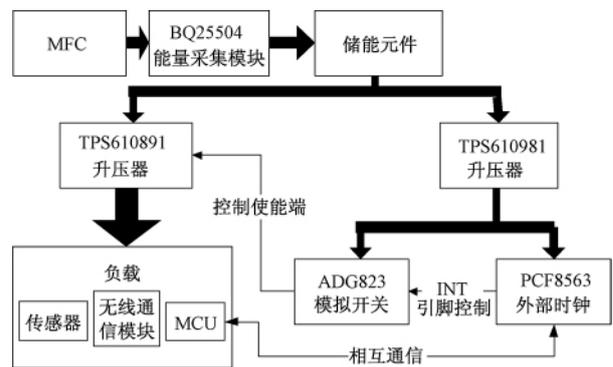


图1 总体结构图

Fig. 1 The diagram of general structure

浮标式结构, 保证空气阴极在水位变化时始终位于气固液三相反应界面, 同时避免污水流速过大影响MFC的工作性能. 能量采集与存储模块通过能量采集芯片BQ25504采集MFC处理污水产生的能量, 并将其储存在储能元件中.

能量管理模块通过外部时钟PCF8563控制模拟开关ADG823的通断, 进而控制升压稳压芯片TPS610891的使能端, 使得系统在工作状态和休眠状态间进行转换, 工作状态下负载部分工作, 进行监测. 休眠状态仅PCF8563和ADG823工作, 实现平均低功耗管理. 升压稳压芯片TPS610981为PCF8563和ADG823提供稳定的电压.

### 1.2 MFC模块

#### 1.2.1 MFC装置构造

水滴状漂浮式单室空气阴极MFC结构如图

收稿日期: 2016-08-26; 修订日期: 2017-04-23

通信作者: 成少安(1963—), 男, 浙江杭州人, 浙江大学教授, 博士, 主要从事微生物电池研究, E-mail: shaoancheng@zju.edu.com.

2 所示. 反应器重心在下半部, 始终正向放置并浮于水面. 顶部设弹簧挂钩与管道内壁相对固定, 连接阴阳极的导线与挂钩组合成束并引出, 以连接外部电路. 挂钩可维持反应器处于漂浮状态, 同时弹簧的使用避免绳状挂钩潜在的缠绕打结问题. 上半部设有 4 个直径为 22 mm 和 15 mm 的透气小孔以供空气流通, 鳃型孔型可防止污水溅入. 底部设有直径分别为 45、40、34 mm 的透水孔, 供污水流通. 阴极紧贴在带孔隔板上, 边缘密封良好. 在外壳紧贴隔板下端处布置若干个透气孔, 使阳极室在水面安装布置时可将空气排清.

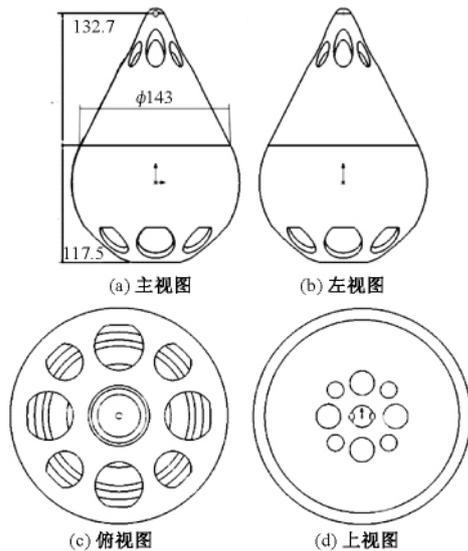


图 2 MFC 反应器结构参数图

Fig. 2 Structural parameters of MFC reactor

空气阴极由活性炭催化剂、泡沫镍集电体、PTEE 粘结剂和 PTFE 扩散层组成, 表面积为  $160.61 \text{ cm}^2$ , 直径 14.3 cm, 安装于反应器上半部分的锥体的底部, 具有产电性能好、成本低廉等优点, 适用于大规模污水处理系统. 阳极由多根长度为 7.7 cm, 直径为 2 cm 的碳纤维刷组成, 微生物附着在阳极上. 碳纤维刷呈星形放射状分布, 其安装位置在反应器的处于污水中的下半部分球体中, 阳极轴线所在平面距离阴极表面的距离为 1.5 cm. 碳纤维具有低成本、耐腐蚀、生物亲和性良好等优点, 其高比表面积可减少电池性能受阴极氧气扩散的影响<sup>[8]</sup>. 为提高该装置的实用性, 反应器中不使用质子交换膜.

目前我国地下排水管道直径一般为 0.5 ~ 7 m, 下水道适宜流速为  $0.61 \sim 1.07 \text{ m/s}$ <sup>[9]</sup>, 但在天气突变等因素的影响下, 流速远高于该范围. 阳极室的透水孔具有显著的减速特性, 减少高速水流对反应器工作性能的影响. 本研究通过 ANSYS

Fluent 对透水孔的减速特性进行模拟. 反应器外壳最大直径为 355.4 mm, 管道直径为 560 mm, 管道截面流速均匀, 为 3 m/s, 污水的动力黏度取为  $0.005 \text{ kg}/(\text{m}\cdot\text{s})$ , 水面光滑. 模拟所得的流速分布图如图 3 所示.

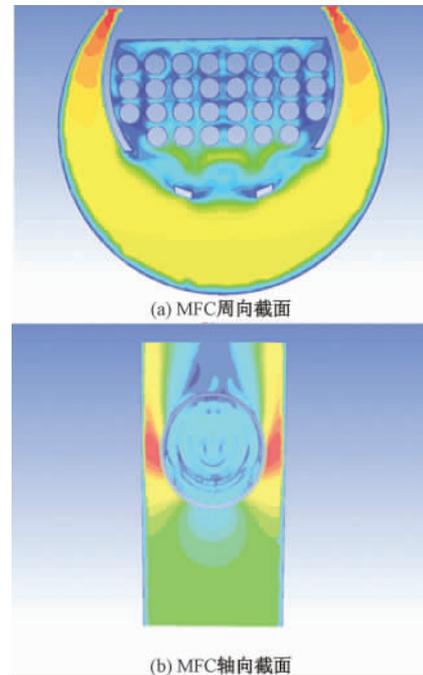


图 3 管道流速仿真

Fig. 3 Simulation of the flow velocity profiles in the drain

由模拟结果可得, 该结构可将水速降低至入口流速的 53%. 若需进一步提高减速效果, 可适当减小孔径或调整开孔位置.

### 1.2.2 MFC 接种与运行

接种源为已运行 (含 1 g/L 乙酸钠的 50 mMPBS 缓冲液) 1 a 的 MFC 出水. 采用比例为 1:1 的接种源液和含有 1 g/L 乙酸钠、12.5 mL/L 矿物质和 5 mL/L 维生素的 50 mMPBS 缓冲液的混合液对 MFC 进行接种和培养. MFC 运行的人工污水的组成:  $\text{Na}_2\text{HPO}_4 \cdot 12\text{H}_2\text{O}$ , 11.466 g/L;  $\text{NaH}_2\text{PO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ , 2.75 g/L;  $\text{NH}_4\text{Cl}$ , 0.31 g/L;  $\text{KCl}$ , 0.13 g/L; 乙酸钠, 1 g/L; 矿物质, 12.5 mL/L; 维生素, 5 mL/L. MFC 采用的菌种为混合菌.

MFC 在接种和运行过程中外接电阻 200  $\Omega$ . 采用改变外接电阻法测试 MFC 功率和极化曲线, 电阻变化范围为 20 ~ 140  $\Omega$ . MFC 采用序批次方式在 30  $^\circ\text{C}$  恒温室中运行.

### 1.2.3 MFC 分析和计算方法

采用电压测量仪实时记录 MFC 输出电压数据并存储; 采用 DR2800 便携式分光光度计测定

污水反应前后 COD.

(1) COD 去除率. 为测试 MFC 对有机污染物的清洁能力, 采用 COD 去除率作为评价标准.

COD 去除率按下式计算:

$$\alpha = \frac{V_0 - V_t}{V_0}, \quad (1)$$

式中:  $V_0$  为初始 COD 体积, mg/L;  $V_t$  为最终 COD 体积, mg/L.

(2) 路端电压. 外接电阻两端的电压, 由数据采集系统自动采集并存储.

(3) 功率密度. 单位电极面积的输出功率, 表征 MFC 产电能力, 按下式计算:

$$\rho(P) = \frac{I \cdot U}{A}, \quad (2)$$

式中:  $I$  为外电路电流, A;  $U$  为路端电压, V;  $A$  为阴极有效面积,  $m^2$ .

### 1.3 能量采集与储存模块

微生物燃料电池的电动势一般在 400 mV 附近, 低于一般的 DC/DC 升压器允许的最低输入电压, 因此无法通过升压器直接升压稳压. 多个电池串联会产生电极极性反转现象, 也无法通过 MFC

串联实现电压的稳定提升<sup>[10]</sup>. 小型 MFC 的输出功率在实际废水环境下通常处于毫瓦级别, 而传感器和 MCU 等设备的工作电压一般在 5 V 左右, 功率为瓦级, 因此单个小型 MFC 无法为其提供足够的电压和功率.

为避免上述问题, 本研究利用能量采集芯片 BQ25504 将 MFC 产生的电能采集并储存在储能元件内, 可以在储能元件两端得到一般升压器所需的最低输入电压, 待其储存足够的能量后, 再由其为小型电子器械提供电能<sup>[11-12]</sup>.

BQ25504 可以设置储能元件的上限电压, 在储能元件的端电压达到上限值时, 停止向储能元件充电, 实现过充保护. 储能元件通过  $V_{bat}$  引脚向后面的 TPS610891、TPS610981 输入电压. 由于应用条件的要求, 储能元件需要频繁地充放电, 因此采用充放电寿命较高的超级电容做为储能元件.

能量采集及储存模块的电路原理图如图 4 所示.

### 1.4 能量管理模块

MFC 产生的功率只有几毫瓦, 而整个系统的功耗达到瓦. 在实际情况下, 排水管网的监控并不

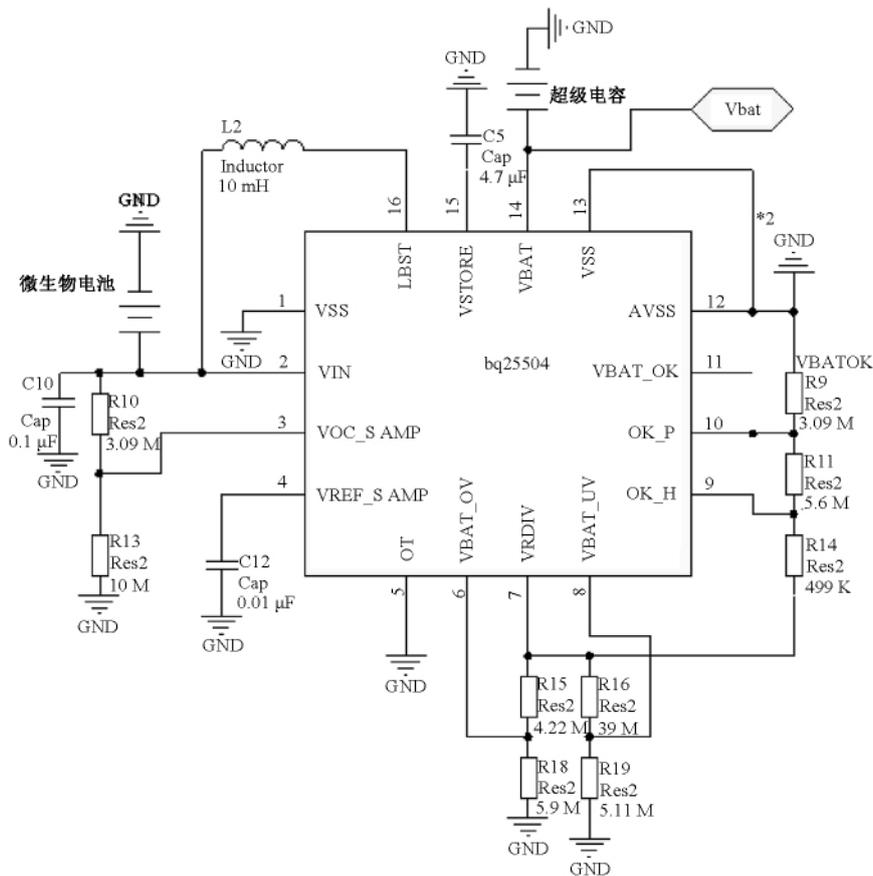


图 4 能量采集与储存模块电路原理图

Fig. 4 Schematic diagram of energy harvesting and storage module

需要连续进行,因此可将一个运行周期分为休眠和工作两个状态,工作状态下无线监控系统工作,休眠状态下系统维持着较低功耗,从 MFC 中获取能量以补充工作状态的电能消耗,实现系统整体的持续运行。

该方法的关键在于休眠状态的系统功耗低于

从 MFC 采集能量的功率. 依此本研究设计了能量管理模块对系统进行低功耗管理<sup>[10,13]</sup>。

能量管理模块由 DC/DC 升压器 TPS610891、DC/DC 升压芯片 TPS610981、外部时钟 PCF8563、CMOS 模拟开关 ADG823 构成<sup>[13]</sup>。

能量管理模块电路原理图如图 5 所示。

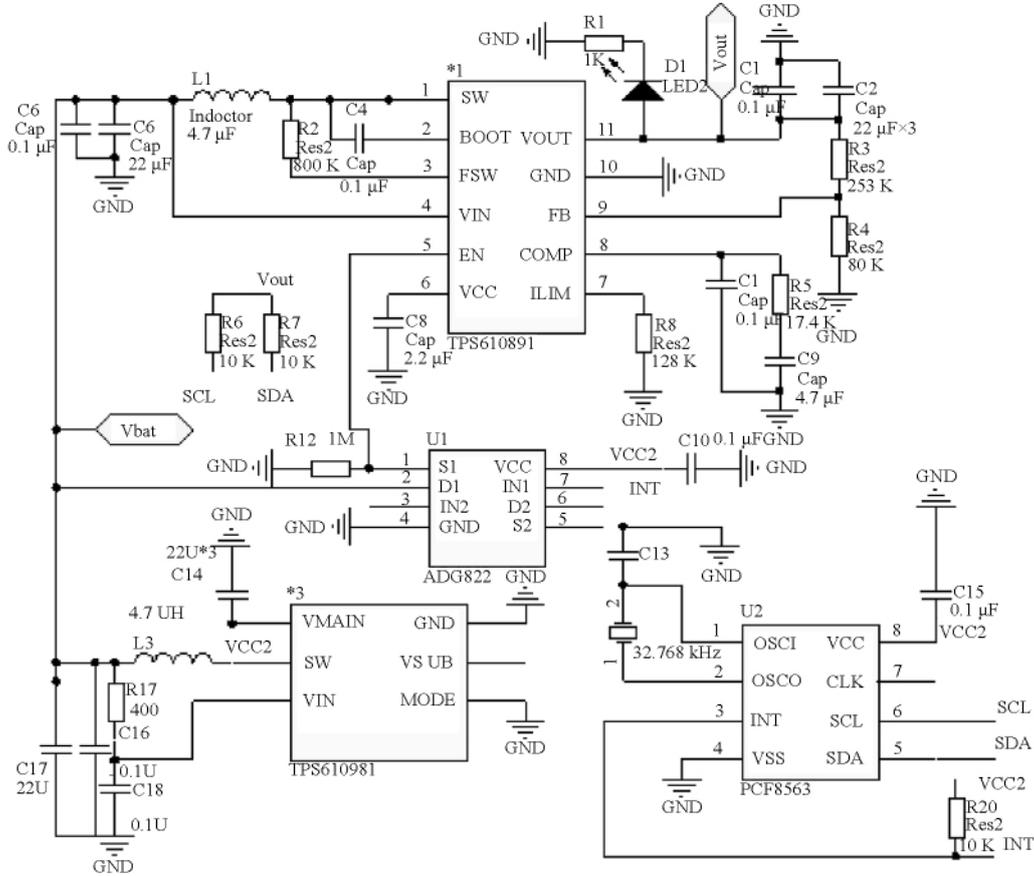


图 5 能量管理模块电路原理图

Fig. 5 Schematic diagram of energy management module

DC/DC 升压器 TPS610981 用于向 PCF8563、ADG823 提供稳定的 3.3 V 工作电压. DC/DC 升压器 TPS610891 用于向 MCU、传感器和无线发送模块等提供稳定的 5 V 电压<sup>[14]</sup>. TPS610891 的最大输入电流为 1.5 A,可以满足负载对于功率和电流的要求. 其具有用电平控制的使能端 EN,EN 为低电平则使能端被禁止,切断负载与输入电源的联系. EN 为高电平则使能端被使能。

外部时钟 PCF8 563 具有计时和中断功能,其中断引脚 INT 与模拟开关 ADG823 的 S2、D2 相连. PCF8563 的中断时间可由软件设置,由 SDA、SCL 引脚实现与 MCU 的通信. 中断到来时,INT 引脚会由非中断状态的高电平变为低电平,改变 ADG823 的开关状态,进而控制 TPS610891 的使

能端由禁止状态转换到使能状态,实现系统在休眠状态到工作状态的转换。

注意,为防止由输入电源提供的电流因 MCU 的 IO 口电压为低电平而从 MCU 的 IO 口倒流入 MCU,增大系统空载休眠状态的损耗,本研究将 SDA、SCL 引脚所接的电阻接到 TPS610891 的电压输出端上. 这样,只有在系统在工作状态时,该电压输出端才会有高电平的电压. 所以,在 SDA、SCL 引脚上所接的电阻引起的损耗只出现在系统的工作时间内,并不会增加系统休眠状态下的损耗. 一个完整的工作周期描述如图 6 所示。

### 1.5 无线监控模块

无线监控模块包括 MCU、传感器和无线通信设备等。

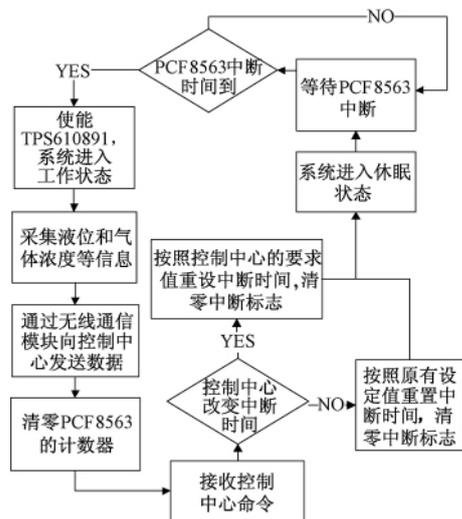


图6 定时工作的运行逻辑框图

Fig.6 Logic diagram of regular running

## 2 结果与分析

### 2.1 MFC 产电性能

MFC 启动后, 外接电阻  $200\ \Omega$ , 其端电压随着时间的变化如图 7 所示, 电池电压可稳定在约  $500\ \text{mV}$ . 电压的突降是电解液中有有机质被产电菌耗尽的结果, 更换溶液后, 电压可在短时间内恢复正常工作水平.

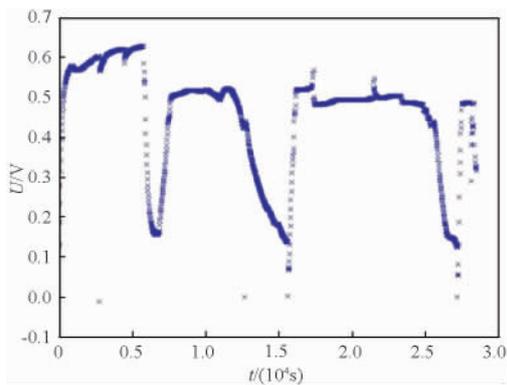


图7 MFC 外电压随时间变化曲线

Fig.7 Voltage curve of MFC

MFC 稳定后, 测量电池的极化曲线和功率曲线测量结果如图 8 所示. 数据处理后得到电池开路电压为  $544.4\ \text{mV}$ , 内阻为  $30\ \Omega$ , 电池产电最大功率为  $4.94\ \text{mW}$ , 面积功率密度为  $241.58\ \text{mW}\cdot\text{cm}^{-2}$ .

### 2.2 MFC 污水处理能力

对于单个运行周期, MFC 处理前和处理后反应液的 COD 值分别为  $949\ \text{mg/L}$  和  $100\ \text{mg/L}$ , COD 去除率为  $89.5\%$ . 表明 MFC 反应器具有较高的污水处理能力.

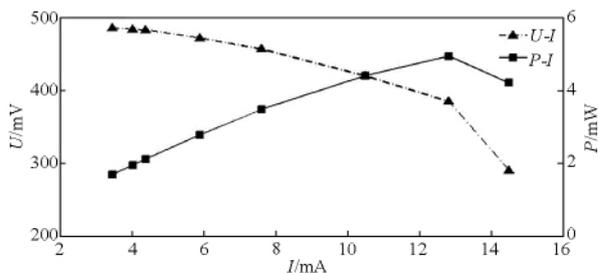


图8 电池极化及功率曲线

Fig.8 Polarization and power curve of MFC

### 2.3 微能量采集功率

MFC 产生的能量经 BQ25504 采集后储存在储能元件中, 为系统供电. 储能元件的实际储存能量的功率即为 MFC 的输出功率乘以 BQ25504 的效率. 本研究以储能元件中实际储存能量的功率作为能量采集功率, 并进行监测. 利用电压定时采集设备测量超级电容两端的电压, 计算出储能元件储存的电能  $W$ , 所获得的采集功率-时间 ( $P-t$ ) 和超级电容电压-时间 ( $U-t$ ) 曲线如图 9 所示.

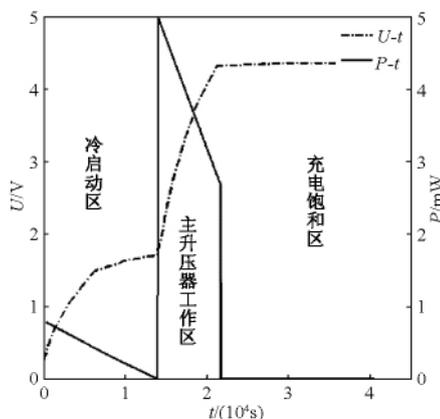


图9 MFC 的  $U-t$ 、 $P-t$  曲线

Fig.9 Voltage and power curves of the super capacitor of BQ25504 attached to MFC

由于充电方式不同, 整个充电过程可分为 3 个区域. BQ25504 在  $V_{\text{store}}$  引脚电压低于  $1.8\ \text{V}$  时处于冷启动区, 采集功率低于  $1\ \text{mW}$ .  $V_{\text{store}}$  引脚电压高于  $1.8\ \text{V}$  后, 主 BOOST 升压器工作, 能量采集功率迅速上升, 最大可达  $5\ \text{mW}$ , 当超级电容电压达到设定的电压上限后, 充电停止, 充电功率接近 0.

### 2.4 系统功耗分析

#### 2.4.1 系统休眠状态损耗

休眠状态的低损耗是系统持续稳定运行的关键. 对系统进行休眠状态下的功耗分析. BQ25504 与 MFC 断开, 当系统处于休眠状态时, 记录电容储能随时间的变化曲线  $W-t$  和空载功率随时间的

变化曲线  $P-t$  如图 10 所示.

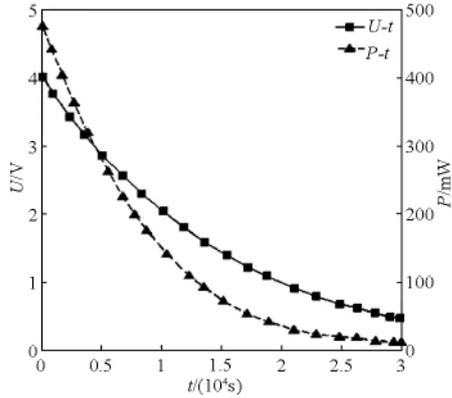


图 10 系统休眠状态功耗特性

Fig. 10 Power consumption characteristics of the system in sleep mode

结果表明:

$$P_{loss} \leq 500 \mu W < P_{in-min} \leq 1.757 \text{ mW}, \quad (3)$$

式中:  $P_{in-min}$  为系统在主升压器运行状态下给超级电容充电的最小功率, mW.

式(3)说明: 系统在休眠状态下的功耗不大于  $500 \mu W$ , 低于  $P_{in-min} = 2 \text{ mW}$ . 因此, 在休眠状态下系统储能元件净吸收功率大于  $0 \text{ W}$ .

#### 2.4.2 系统全负荷运行状态功耗

为确定系统所需的休眠时间, 采用上述同样的分析方法, 对全负荷运行状态(所有传感器工作, 无线模块采用最大功率发送的状态)下系统的功耗进行分析. 结果表明: 当系统处于全负荷工作状态时, 系统功耗达到  $0.7497 \text{ W}$ , 储能元件中的能量迅速耗尽.

#### 2.5 系统运行周期的确定

系统工作时间需要考虑系统从启动到稳定运行所需的时间和监控需要. 假设每个运行周期内系统工作  $3 \text{ s}$ , 依此计算运行周期. 一个周期内工作状态下消耗的能量计算如下:

$$W_{work} = P_{work} t_{work} \leq 2.25 \text{ J}, \quad (4)$$

式中:  $W_{work}$  为系统工作时间内消耗的总能量, J;  $P_{work}$  为系统工作状态的功率, W;  $t_{work}$  为系统在一个周期中工作状态持续的时间, s.

要保证系统在休眠时间内采集足够的能量  $W_{get}$  补充工作状态消耗的能量  $W_{work}$ , 系统休眠状态下储存的能量计算如下:

$$W_{get} = (P_{in} - P_{loss}) t_{sleep} \geq W_{work}, \quad (5)$$

式中:  $t_{sleep}$  为在一个周期中的休眠时间, s.

因此, 休眠时间为:

$$t_{sleep} \geq 762 \text{ s}. \quad (6)$$

以上计算表明在保证休眠时间大于  $762 \text{ s}$  时, 系统可持续稳定运行, 对污水管道进行间断性监控测量.

#### 2.6 系统正常运行测试

静态环境下(MFC 电压达到稳定后)进行系统实际运行测试, 设定休眠时间为  $1000 \text{ s}$ , 工作时间为  $2.6 \text{ s}$ .

图 11 为 3 个周期的储能元件  $W-t$  曲线. 每一个周期中,  $W-t$  曲线可以分为 3 个工作区. 在负载接通及能量补充区间中, 系统首先进入工作状态, 持续  $2.6 \text{ s}$ , 储能元件的储能从约  $29.5 \text{ J}$  降至  $26.5 \text{ J}$ , 随后进入休眠状态, 储能增加, 在  $500 \text{ s}$  内完成了能量的补充, 再进入电量充满区. 在电量充满区内, 系统仍处于休眠状态, 但此时超级电容的电压接近上限, 其储能保持在最大值, 直到下一个工作状态到来.

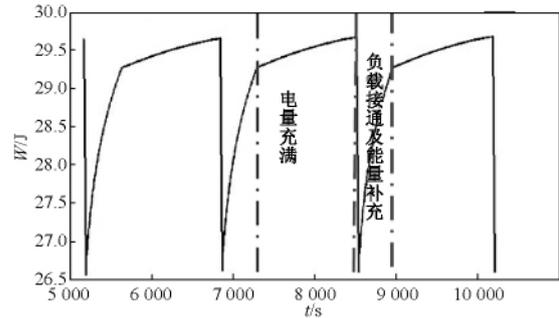


图 11 实际正常运行测试储能元件  $W-t$  曲线

Fig. 11  $W-t$  curve of energy storage element in normal working state

实验结果表明, 系统能在休眠状态补充工作状态消耗的能量, 实现持续稳定运行.

### 3 结论

本研究设计了一种利用 MFC 发电的排水管道监控系统. 一般的城市排水管道中污水的 COD 浓度在  $100 \sim 1000 \text{ mg/L}$  范围内, 此范围内, COD 的波动对 MFC 产电的影响不大, MFC 在  $4 \sim 35 \text{ }^\circ\text{C}$  的温度范围内皆可正常工作. 其次, 氨氮和总氮对 MFC 的影响较小, MFC 在污水环境中运行有助于脱氮和脱氨. 所以排水管道中的污水环境能满足 MFC 正常工作的原料和环境需求. 通过将污水中的化学能转化为电能, 结合低功耗能量管理方案实现了对排水管网的监测. 该系统无需更换电池或是从电网引接电线, 降低了维护成本和废旧电池带来的污染, 为“智能水网”的实现提供了能量来源方面的支持.

## 参考文献:

- [1] 何嘉莉. 城市内涝在线监控与信息服务数字化系统设计及监测点优化布置研究[D]. 广州: 华南理工大学环境与能源学院, 2014.
- [2] DU Z, LI H, GU T. A state of the art review on microbial fuel cells: a promising technology for wastewater treatment and bioenergy[J]. *Biotechnology advances*, 2007, 25(5): 464-482.
- [3] LEE Y, OA S W. High speed municipal sewage treatment in microbial fuel cell integrated with anaerobic membrane filtration system[J]. *Water science and technology*, 2014, 69(12): 2548-2553.
- [4] JIANG J, ZHAO Q, ZHANG J, et al. Electricity generation from bio-treatment of sewage sludge with microbial fuel cell[J]. *Bioresource technology*, 2009, 100(23): 5808-5812.
- [5] RODRIGO M A, CANIZARES P, LOBATO J, et al. Production of electricity from the treatment of urban waste water using a microbial fuel cell[J]. *Journal of power sources*, 2007, 169(1): 198-204.
- [6] 陈东升. 基于 GPRS 的下水道气体远程监测系统设
- 计[J]. *计算机测量与控制*, 2014, 22(12): 3932-3934.
- [7] 包亮, 王里奥, 陈萌, 等. 基于 GPRS 的市政下水道气体安全监测预警系统[J]. *中国给水排水*, 2009, 25(15): 39-42.
- [8] 潘彬, 孙丹, 刘伟凤, 等. 碳纤维阳极构造对微生物燃料电池性能的影响[J]. *化工学报*, 2014, 65(8): 3250-3254.
- [9] 黄建洪. 城市生活排水系统废气产排污系数核算研究[D]. 昆明: 昆明理工大学环境工程学院, 2013.
- [10] 刘杰, 李开宇, 丁豪杰, 等. 基于太阳能供电的森林环境无线监测系统[J]. *自动化技术与应用*, 2016, 35(2): 57-62.
- [11] 钟政. 微电能量收集技术及发展概况[J]. *内江科技*, 2014(5): 123-123.
- [12] 朱俊杰, 李美成. 无线传感器微能源自供电技术研究[J]. *可再生能源*, 2012, 30(11): 55-60.
- [13] 杨维剑, 王梅英. 无线网络传感器中超低功耗节点能源技术研究[J]. *四川理工学院学报(自然科学版)*, 2010, 23(1): 44-47.
- [14] 莫冰, 黄荣海, 赵峰, 等. 微生物燃料电池的电能采集系统[J]. *光学精密工程*, 2013, 21(7): 1707-1712.

## Using Microbial Fuel Cell to Dispose Waste Water to Generate Electric Power and Drive the Monitoring System

TIAN Ye, YANG Jiamin, CHENG Shaoan, LU Junhong, LI Yanbin, DU Yukun

(State Key Laboratory of Clean Energy Utilization, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

**Abstract:** Accidents like leakage or pipeline bursting frequently happened in urban drainage network. Real time monitoring of gas concentration and other relevant parameters is in urgent need. Aiming to overcome the lack of monitor devices, the inconvenience of changing batteries and the high expense of waste water treatment, microbial fuel cell(MFC) was applied to dispose sewage water and provide electric power for monitor and lighting equipment simultaneously. The original drop-like and buoy-type structure of MFC reactor ensured that the cathode remains in gas-liquid interface, while avoiding potential destruction from high-speed flow. Energy harvesting module collected the tiny amounts of energy and monitored parameters periodically through low-power-consumption energy managing module.

**Key words:** microbial fuel cell; electricity generation by sewage; energy harvesting; low power consumption management; wireless monitoring; flow velocity limitation

本刊被下列数据库及文摘收录:

- 美国《化学文摘》(CA)
- 俄罗斯《文摘杂志》(AJ)
- 英国《科学文摘》(SA)
- 美国《数学评论》(MR)
- 美国《剑桥科学文摘》(CSA)
- 波兰《哥白尼索引》(IC)
- 《中国学术期刊(光盘版)》
- 《中国科技论文统计源》
- 《中文科技期刊数据库》
- 《中国期刊网》
- 《中国学术期刊综合评价数据库》
- 《万方数据系统》
- 《中国机械工程文摘》
- 《中国数学文摘》
- 《中国化学化工文摘》
- 《中国无机分析化学文摘》
- 《中国力学文摘》
- 《中国物理文摘》
- 《工程机械文摘》
- 《中国学术期刊文摘》
- 《电子科技文摘》

郑州大学学报(工学版)  
Zhengzhou Daxue Xuebao (Gongxueban)

双月刊 (1980年创刊)

第39卷 第1期 总第157期 2018年1月10日

Journal of Zhengzhou University  
(Engineering Science)

Bimonthly (Started in 1980)

Vol.39 No.1 Sum No.157 Jan.10, 2018

主管单位 河南省教育厅

主办单位 郑州大学

出版单位 《郑州大学学报(工学版)》编辑部

电子信箱 gxb@zzu.edu.cn

地 址 河南省郑州市科学大道100号(450001)

电 话 (0371)67781276 67781277

主 编 李燕燕

副 主 编 梁 静

印刷单位 山西同方知网印刷有限公司

发行范围 国内外公开发售

征 订 处 全国各地邮政局

发行单位 河南省邮政发行局

Administrated by The Education Department  
of Henan Province

Sponsored by Zhengzhou University

Edited & Published by Editorial Board of Journal of  
Zhengzhou University

E-mail gxb@zzu.edu.cn

Address No.100 Science Avenue, Zhengzhou 450001, China

Telephone (0371)67781276 67781277

Chief Editor LI Yanyan

Executive Chief Editor LIANG Jing

Printed by Shanxi Tongfang Knowledge Network Printing Co.,Ltd

Distributed by Publishing Trading Corporation,  
P.O.B.782, Beijing 100011, China

中国标准刊号:  $\frac{\text{ISSN } 1671-6833}{\text{CN } 41-1339/\text{T}}$

定价: 20.00元

邮发代号: 36-232