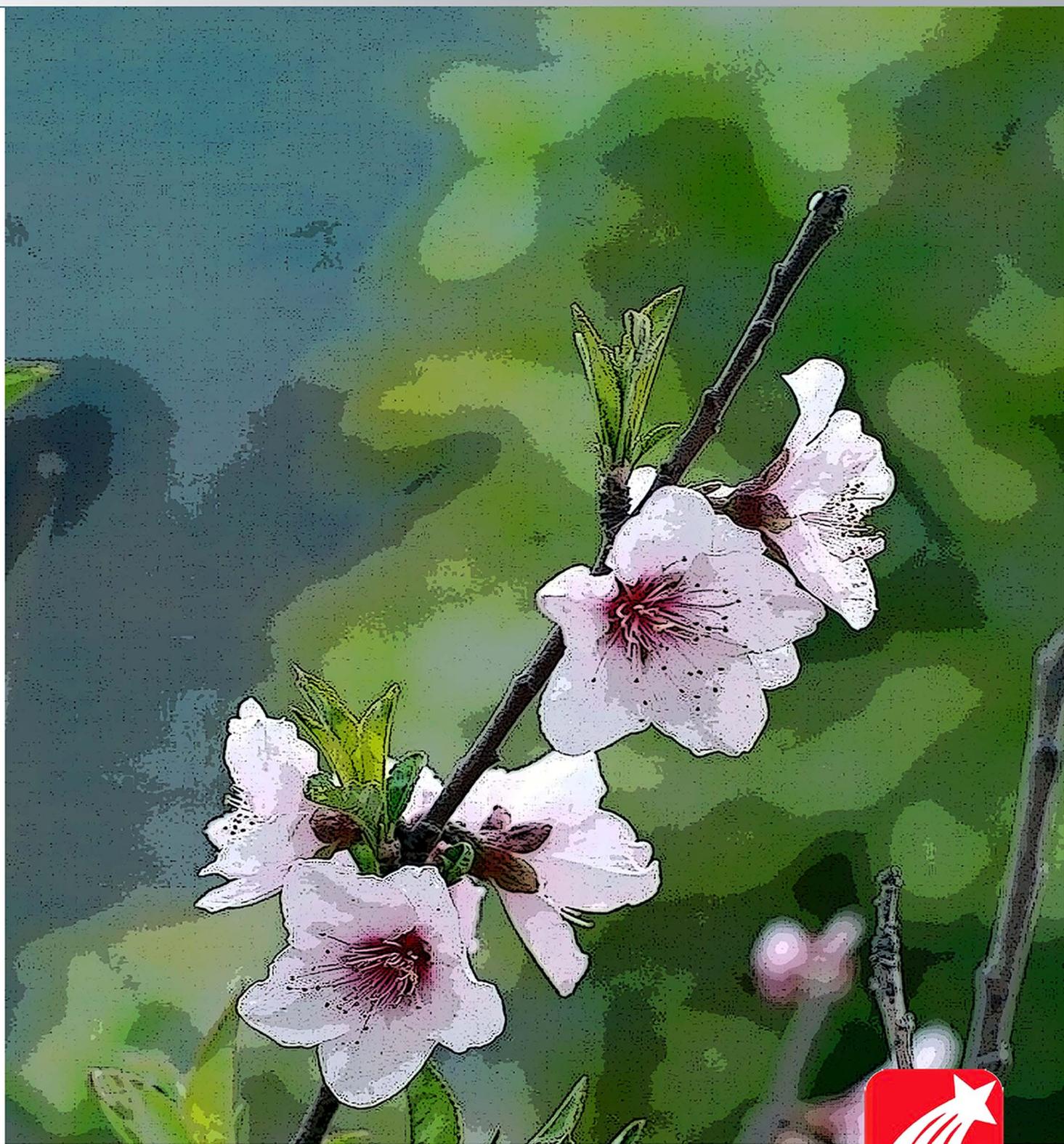


郑州大学学报

工学版

2015年3月 第36卷 第2期



目 次

机械工程

- 混联混合动力客车动力系统建模与转矩分配控制策略研究 秦东晨, 潘守辰, 徐一村, 王迎佳(1)
- 基于 ANSYS 的斜齿轮副接触分析与可靠性分析 刘竹丽, 赵敏敏, 马朋朋, 秦东晨(6)
- 载重汽车曲线行驶智能循迹控制仿真研究 赵 伟, 王宁宁, 段燕燕, 张明柱(10)
- MSC. Patran 二次开发在预拉伸消减淬火残余应力中的应用 湛利华, 陈 真(14)
- Q345B 厚板 T 型头 CO₂ 气体保护焊温度场的数值模拟与分析 王 栋, 肖 波, 宋志东, 何宗海(18)

土木工程

- 钢桥面板 U 肋与顶板焊根疲劳寿命预测方法对比分析 杨沐野, 吉伯海, 傅中秋, 徐汉江(22)
- 旧水泥路面沥青加铺层间防裂抗拉强度指标研究 袁玉卿, 刘凤利, 王选仓(28)
- 曲弦下承式钢管混凝土桁梁桥改造方案分析 李 杰, 陈 淮, 王 艳, 陈代海(33)
- 岩溶隧道衬砌水压力分布统计分析及模糊评价 王一鸣, 阳军生, 罗禄森, 林 辉(38)
- 变幅宽移动模架结构的有限元分析与试验研究 吕彭民, 杨龙飞, 王斌华(43)
- 折线先张法预应力混凝土梁长期挠度实用计算公式 王 俊, 孔亚美, 刘立新(47)
- 温度作用下岩石热弹塑性模型及其数值模拟 贾善坡, 林建品, 刘团辉, 崔丽华, 汤小琪, 蒋素萍(52)
- 考虑损伤程度的 CFRP 加固 RC 框架 Pushover 分析 孙莉萍, 王新玲, 邹旭岩, 钱 辉(57)
- 正交异性桥面板横隔板圆弧过渡处剪切疲劳强度实验研究 吕彭民, 宋年波, 李大涛(62)
- 某高速铁路车站路基沉降处治 陈远洪(67)
- 郑州大学嵩阳书院总体规划设计分析 李蔚英(71)

信息与控制工程

- 一种改进的机载双基雷达多普勒频移算法 赵 军, 沈明威, 朱岱寅, 赵建洋(75)
- 基于形态学特征的颗粒图像分割和计数 王忠勇, 贾 萌, 侯中新, 陈在旭(80)
- 基于 Q 学习的无线传感网分簇拓扑控制算法 阎新芳, 王晓晓, 冯 岩, 严晶晶(85)
- 影响特高压直流输电线路表面电场的因素及分析 马 力, 王珍雪, 叶会英, 朱君瑶(89)
- 线性判别分析特征提取稀疏表示人脸识别方法 张 勇, 党兰学(94)
- 基于嵌入式 Linux 的液压静力压桩机吊装过载安全监控 廖 平, 余卫星, 刘纯亮, 李 玉, 郑友娟(99)
- 一种改进的群搜索优化算法 安晓伟, 苏宏升(105)
- 大失准角传递对准杆臂效应影响研究 丁国强, 马军霞, 熊 明, 乔相伟(110)
- 基于频率自适应滤波器的单相锁相环 陈红兵, 闵晶妍(115)

其他

- 响应面法优化混合活化剂制备脱硅稻壳基活性炭 陈俊英, 冯向应, 史召霞, 方书起, 韩秀丽, 王 铎(120)
- 考虑运输的退化工件在线排序问题研究 刘其佳, 张利齐, 冯 琪(125)

CONTENTS

【Mechanical Engineering】

- Study on Modeling of Power Train for Series-Parallel Hybrid Electric Bus and Torque Distribution Control Strategy QIN Dong-chen, PAN Shou-chen, XU Yi-cun, WANG Ying-jia (1)
- Large Helical Gears Contact Analysis and Contact Strength Reliability Analysis Based on ANSYS LIU Zhu-li, ZHAO Min-min, MA Peng-peng, QIN Dong-chen (6)
- The Simulation Study of the Truck Curve Traveling Intelligent Traction Control ZHAO Wei, WANG Ning-ning, DUAN Yan-yan, ZHANG Ming-zhu (10)
- Application Of PCL Based on The MSC. Patran in residual Stress Reducing by Pre-stretching ZHAN Li-hua, CHEN Zhen (14)
- Numerical Simulation and Analysis of CO₂ Arc Welding Temperature Field for Q345B Plate T-joint WANG Dong, XIAO Bo, SONG Zhi-dong, HE Zong-hai (18)

【Civil Engineering】

- Contrastive Analysis of Fatigue Life Prediction Methods for Welding Roots in U-Rib and Orthotropic Steel Bridge Deck YANG Mu-ye, JI Bo-hai, FU Zhong-qiu, XU Han-jiang (22)
- Research on Tensile Strength Index of Anti-cracking Interlayer between Old Cement Pavement and Asphalt Overlay YUAN Yu-qing, LIU Feng-li, WANG Xuan-cang (28)
- Analysis of Transformation Plan of the Curved Chord Concrete Filled Steel Tubular Truss Bridge LI Jie, CHEN Huai, WANG Yan, CHEN Dai-hai (33)
- Statistical Analysis and Fuzzy Synthetic Evaluation of Water Pressure Load on Lining of Karst Tunnel WANG Yi-ming, YANG Jun-sheng, LUO Lu-sen, LIN Hui (38)
- Finite Element Analysis and Experimental Study on Structure of Overhead Launching Gantry with Variable Width LV Peng-min, YANG Long-fei, WANG Bin-hua (43)
- Calculation Model for Long-term Deflection of Prestressed Concrete Beam with Pretensioned Bent-up Tendons WANG Jun, KONG Ya-mei, LIU Li-xin (47)
- A Thermo-elasto-plastic Constitutive Model of the Rock under the Temperature Effect and Its Numerical Implementation JIA Shan-po, LIN Jian-pin, LIU Tuan-hui, CUI Li-hua, TANG Xiao-qi, JIANG Su-ping (52)
- Pushover Analysis of RC Frame Structure Strengthened with CFRP Sheets Based on Damage Degree SUN Li-ping, WANG Xin-ling, ZOU Xu-yan, QIAN Hui (57)
- Experimental Study of Shear Fatigue Strength for the Orthotropic Deck Diaphragm Arc Transition LV Peng-min, SONG Nian-bo, LI Da-tao (62)
- Treatment of the Subgrade Settlement on One High-speed Railway Station CHEN Yuan-hong (67)
- The Analysis of Planning and Design of Songyang Academy LI Wei-ying (71)

【Information and Control Engineering】

- An Improved Doppler Warping for Airborne Bistatic Radar ZHAO Jun, SHEN Ming-wei, ZHU Dai-yin, ZHAO Jian-yang (75)
- Segmentation and Counting of Granular Objects Based on Morphological Features WANG Zhong-yong, JIA Meng, HOU Zhong-xin, CHEN Zai-xu (80)
- A Clustering Topology Algorithm Based on Q-learning in WSN YAN Xin-fang, WANG Xiao-xiao, FENG Yan, YAN Jing-jing (85)
- Factors and Analysis on Surface Electric Field of UHVDC Transmission Line MA Li, WANG Zhen-xue, YE Hui-ying, ZHU Jun-yao (89)
- Sparse Representation-based Face Recognition Method by LDA Feature Extraction ZHANG Yong, DANG Lan-xue (94)
- An Overload Safety Monitoring System of Lifting in Hydraulic Static Pile Driver Based on Embedded Linux LIAO Ping, YU Wei-xing, LIU Chun-liang, LI Yu, ZHENG You-juan (99)
- An Improved Group Search Optimization Algorithm AN Xiao-wei, SU Hong-sheng (105)
- The Lever-arm Error Effect Research in Transfer Alignment Model with Large Initial Misalignment Angles DING Guo-qiang, MA Jun-xia, XIONG Ming, Qiao Xiang-wei (110)
- Single Phase Phase-locked Loop Based on Self-adaptive Frequency Filter CHEN Hong-bing, MIN Jing-yan (115)

【Others】

- Optimization of Activated Carbon Preparation from Desilicon Rice Husk via Compound Agents by Response Surface Methodology CHEN Jun-ying, FENG Xiang-ying, SHI Zhao-xia, FANG Shu-qi, HAN Xiu-li, WANG Duo (120)
- Research on Online Scheduling with Deteriorating Jobs and Delivery Times LIU Qi-jia, ZHANG Li-qi, FENG Qi (125)

文章编号: 1671-6833(2015)02-0001-05

混联混合动力客车动力系统建模与转矩分配控制策略研究

秦东晨, 潘守辰, 徐一村, 王迎佳

(郑州大学 机械工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 以某型号混联式混合动力公交客车为研究对象, 在分析其动力系统的基础上, 利用 Cruise 软件建立了动力系统仿真模型, 并结合车辆实际运行特点, 设计了一种以燃油经济性和超级电容电量平衡特性为控制目标的转矩分配控制策略, 在选定的工况下进行了仿真。仿真结果表明, 与实车测试数据相比, 设计的控制策略在保证整车动力性的基础上, 燃油消耗降低了 6.2%, 并较好地维持了超级电容的电量平衡, 验证了整车仿真模型与转矩分配控制策略的正确性和有效性。

关键词: 混联式混合动力客车; Cruise; 转矩分配; 控制策略; 仿真

中图分类号: U469.72 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.001

0 引言

在能源危机和环境问题的巨大压力下, 混联式混合动力客车 (Series-Parallel Hybrid Electric Bus, SPHEB) 以良好的节油减排效果已经成为应对这些问题的主流新能源车型, 也是目前研究的重点之一^[1-2]。混联式混合动力客车结合了串联和并联结构的优点, 可适应行驶工况的复杂多变性, 灵活控制能量分配, 实现更好的经济性和排放性^[3]。整车控制策略作为 SPHEB 能量分配的核心技术, 是实现这一目标的关键。基于规则的整车控制策略简单直观, 容易实现, 具有较好的实用性且应用比较广泛。龚贤武等^[4]以满足车辆的功率需求和提高发动机燃油经济性的原则, 设计了逻辑门限值控制策略, 并进行了仿真分析来研究其控制效果; 姚明亮等^[5]以经济性和排放性为控制目标, 提出了一种基于模糊逻辑规则的控制策略。

笔者针对某型号城市混合动力公交客车, 在分析其动力系统的基础上, 利用 Cruise 软件建立了动力系统仿真模型, 结合车辆的实际运行特点, 设计了一种以整车燃油经济性和超级电容电量平衡特性为控制目标的基于规则的转矩分配控制策略, 并建立 Simulink 模型, 通过联合仿真与实车数据的对比分析, 对设计建立的仿真模型及控制策

略的正确性和有效性进行了验证。

1 混联式混合动力客车的建模

1.1 混联式动力系统的结构

笔者所研究的混联式混合动力客车的原型为一款 12 m 级, 后轮驱动城市公交客车, 其动力系统主要由 6 缸柴油发动机、主驱动电机、启动发电一体电机 (Integrated/Starter Generator, ISG)、主减速器、自动离合器、超级电容及整车控制器等主要部件组成, 如图 1 所示。发动机曲轴与 ISG 的主轴直接相连, 两者采用同轴式布置方式。通过自动离合器的分离与结合可以实现车辆在串联与并联模式之间的切换。

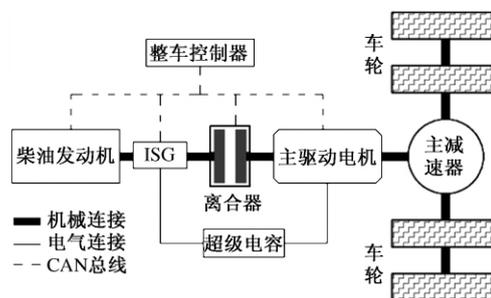


图 1 混联式动力系统结构图

Fig. 1 Structure of the series-parallel power train

1.2 动力系统仿真模型的建立

Cruise 软件模块化的建模方式可以方便快捷

收稿日期: 2014-11-01; 修订日期: 2014-12-29

基金项目: 国家重大科技成果转化资助项目 (财建 2012 [258] 号); 河南省科技厅攻关项目 (142102210103); 河南省教育厅科学技术研究重点项目 (13B460367)

作者简介: 秦东晨 (1965-), 男, 河南焦作人, 郑州大学教授, 博士, 主要研究方向为数字化设计与优化设计、机械强度与结构优化设计等, E-mail: deqin@zzu.edu.cn.

地完成不同结构车辆模型的搭建. Cruise 软件具有跟 Matlab/Simulink 联合仿真的接口, 可以将使用者设计的逻辑程序集成到 Cruise 中^[6-7].

笔者在 Cruise 软件中建立整车动力系统仿真模型. 主要用到发动机模块、电机、离合器、主减速器、超级电容、车轮、制动系、驾驶室及 Matlab 控制等模块. 各个模块选定之后, 根据动力系统布置结构和部件间的连接关系建立模拟的机械/电气连接, 控制信息传递则通过信号连接进行.

2 SPHEB 转矩分配控制策略

以整车燃油经济性和超级电容的电量平衡特性为控制目标, 设计了一种基于规则的转矩分配控制策略. 首先对车辆的工作模式进行判定, 然后分别设计制定相应的驱动转矩分配和再生制动转矩分配规则. 混合动力客车工作模式的判定流程如图 2 所示.

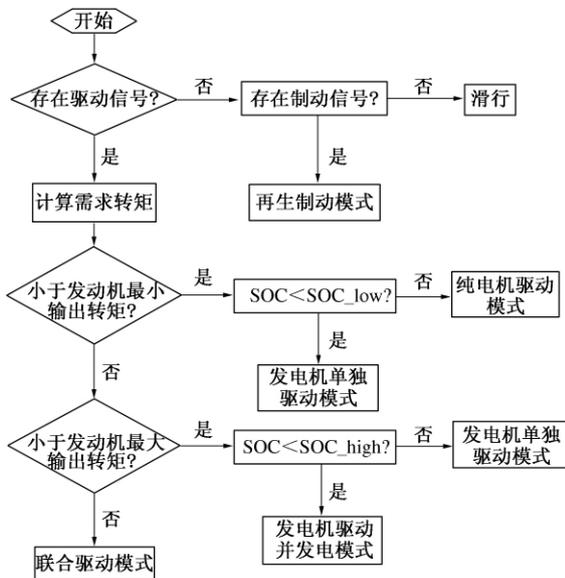


图 2 工作模式判定流程图

Fig. 2 Flow chart of working modes decision

根据城市公交客车的运行特点, 该混合动力公交客车主要具有纯电机驱动模式、发动机单独驱动模式、发动机驱动并发电模式、联合驱动模式和再生制动模式等 5 种工作模式. 分别取超级电容的荷电状态 SOC 的上限 $SOC_high = 0.9$, SOC 的下限 $SOC_low = 0.4$.

2.1 转矩分配控制策略模型

在 Matlab/Simulink 环境下搭建的转矩分配控制策略模型如图 3 所示.

信号处理模块根据车速、SOC、主电机转速和油门踏板开度等信号进行一系列查表和数值计

算, 从而得到后续模块中用到的参数数值以及发动机开/关信号和离合器状态控制信号. 工作模式选择模块则根据车速、油门踏板开度和制动踏板开度信号来判断当前车辆工作在驱动模式还是再生制动模式, 然后通过输出选择模块将驱动转矩分配模块或再生制动转矩分配模块所判定控制输出的信号传递给发动机、主驱动电机、ISG 等动力输出部件, 得到各动力部件的输出转矩.

2.2 驱动转矩分配规则

驱动转矩的分配采用电力辅助的控制方法, 将主驱动电机作为一个灵活的动力部件来辅助发动机, 使超级电容 SOC 保持在良好的范围, 并获得较好的燃油经济性.

驱动转矩分配如图 4 所示. 根据整车需求转矩的大小分成 5 种情况, 即有 5 种转矩分配规则.

(1) 若 $T_{req} < T_{e_min}$ 且 $SOC \geq SOC_low$, 则工作在纯电机驱动模式, 控制 $T_e = T_{isg} = 0, T_m = T_{req}$;

(2) 若 $T_{req} < T_{e_min}$ 且 $SOC < SOC_low$, 则工作在发动机驱动并充电模式, 此时控制 $T_e = T_{e_min}, T_m = 0, T_{isg} = T_{req} - T_{e_min}$ (充电转矩);

(3) 若 $T_{e_min} \leq T_{req} < T_{e_max}$ 且 $SOC \geq SOC_high$, 则工作在发动机单独驱动模式, 此时控制 $T_e = T_{req}, T_m = T_{isg} = 0$;

(4) 若 $T_{e_min} \leq T_{req} < T_{e_max}$ 且 $SOC < SOC_high$, 则工作在发动机驱动并充电模式, 此时控制 $T_e = T_{e_max}, T_m = 0, T_{isg} = T_{req} - T_{e_max}$ (充电转矩);

(5) 若 $T_{req} \geq T_{e_max}$, 则工作在发动机和主电机联合驱动模式, 此时控制 $T_e = T_{e_max}, T_m = T_{req} - T_{e_max}$ (电机助力转矩), $T_{isg} = 0$. 其中: T_{req} 为整车需求转矩; T_{e_min} 为发动机最小输出转矩; T_{e_max} 为发动机最大输出转矩; T_e 为发动机的输出转矩; T_m 为主驱动电机的输出转矩; T_{isg} 为 ISG 的输出转矩, 单位均为 $N \cdot m$.

2.3 再生制动转矩分配规则

混合动力客车的再生制动能够提高能量的利用率, 是节能的重要途径之一^[8].

超级电容的 SOC 是再生制动转矩分配规则的主要控制参数, 若 $SOC \geq SOC_high$, 说明电量充足, 无需进行再生制动对超级电容进行充电, 否则可能会造成电量过充而影响电容的寿命; 若 $SOC < SOC_high$, 进行再生制动为电容充电, 提高电量水平, 若 SOC 水平低于中等水平 ($SOC_mid = 0.6$), 则采用发动机辅助的方式, 带动 ISG 发电为超级电容补充电能. 再生制动转矩分配流程如图 5 所示. 图中 T_{m_max} 为主驱动电机的最大输出转

矩; T_e 为发动机的输出转矩; T_m 为主驱动电机的输出转矩; T_{isg} 为 ISG 的输出转矩,单位均为 $N \cdot m$ 。

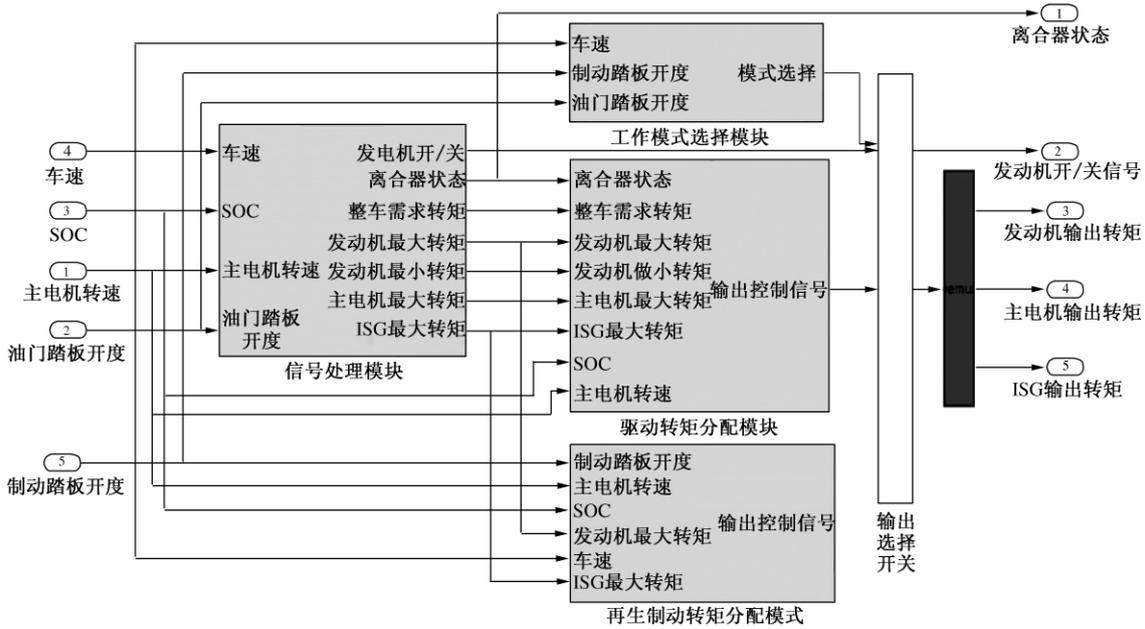


图 3 转矩分配控制策略 Simulink 模型

Fig.3 Simulink model of torque distribution control strategy

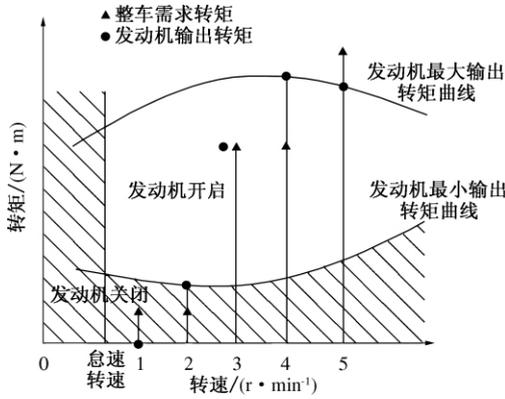


图 4 驱动转矩分配图

Fig.4 Driving torque distribution diagram

3 仿真及结果分析

3.1 仿真参数设定

笔者所研究的混联式混合动力公交客车整车主要参数如表 1 所示。

表 1 仿真车辆主要参数

Tab.1 Main parameters of the simulation vehicle

项目	参数值
整备质量/总质量/kg	11 400/16 500
空气阻力系数	0.65
滚动阻力系数	0.017
迎风面积/m ²	8.5
发动机排量/mL	6 900
发动机标定功率/kW	165
发动机最大扭矩/(N·m)	900
主驱动电机最大功率/kW	135
主驱动电机最高转速/(r·min ⁻¹)	3 200
主驱动电机最大扭矩/(N·m)	2 000
ISG 最大功率/kW	70
ISG 最大扭矩/(N·m)	580
超级电容总容量/F	48.25

根据 GB/T 19754 规定的试验方法^[9], 选定中国典型城市公交客车循环工况, 进行仿真。

3.2 仿真结果分析

图 6 所示为仿真所得到的结果。从车速对比曲线可以看出, 仿真车速能够较好的跟随实际的

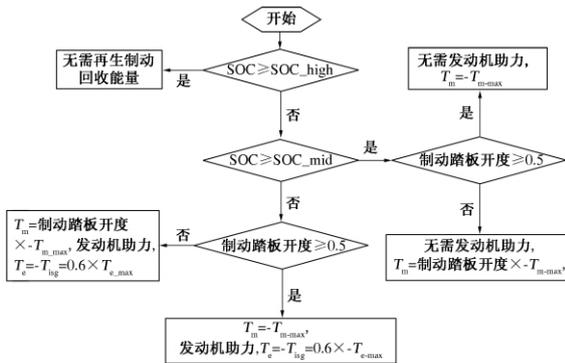


图 5 再生制动转矩分配流程图

Fig.5 Flow chart of regenerative braking torque distribution

行驶工况曲线,满足对车速的要求.从超级电容的SOC变化曲线可看出,SOC的初始值为90%,结束值为83.6%,说明电量平衡性良好.根据工况变化,超级电容能够在不同工作模式下进行合理的充放电.结合各动力部件的输出转矩变化可以看出,在车辆刚起步或者低速时,整车需求转矩不大,由主驱动电机单独输出转矩来驱动车辆行驶,SOC下降;随着车速的增加,发动机启动,在加速时由发动机和主驱动电机联合驱动来提供整车需求转矩;当SOC较低时,ISG输出负转矩发电,为超级电容充电;在车辆制动时,主驱动电机输出负

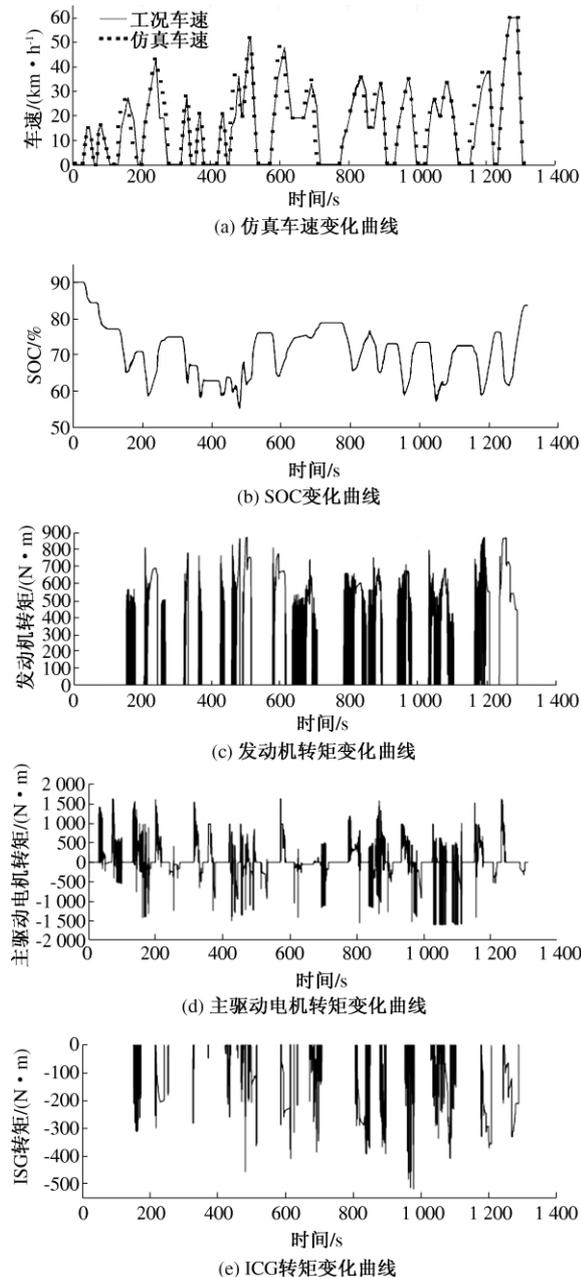


图6 仿真结果

Fig. 6 Simulation results

转矩回收制动能量,SOC上升.这与所建立的整车控制策略思想吻合,并符合所设计的转矩分配规则,表明了所建整车联合仿真模型的正确性和有效性.

仿真所得整车动力性和燃油经济性结果与使用普通控制策略的实车测试数据对比如表2所示.可以看出,仿真得到的最高车速结果与实车测试数据基本吻合,0~50 km/h加速时间仿真结果要小于实车数据,仿真的燃油消耗比实车测试数据下降了6.2%,说明采用所建的转矩分配控制策略进行仿真,车辆在保证良好动力性的前提下,燃油消耗量得到了降低,表明所建转矩分配控制策略具有良好的控制效果,能够提高车辆的燃油经济性.

表2 动力性和燃油经济性结果对比

Tab. 2 Comparison of power performance and fuel economy

项目	最高车速	0~50(km·h ⁻¹)	百公里 油耗/L
	/(km·h ⁻¹)	加速时间/s	
仿真结果	77.8	15.4	22.23
实车数据	78.0	17.2	23.70

为了验证所设计的转矩分配控制策略在维持超级电容电量平衡上的控制效果,与未采用再生制动转矩分配的普通控制策略进行了仿真对比.在普通控制策略中没有对再生制动进行转矩分配,只是在再生制动时控制主电机输出定量的转矩,不考虑发动机的辅助充电作用.超级电容SOC变化仿真对比结果如图7所示.

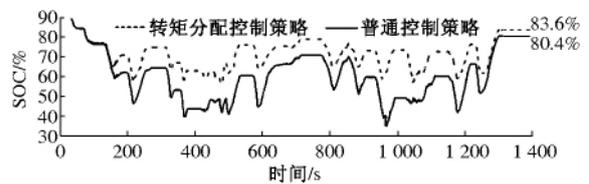


图7 SOC变化曲线对比

Fig. 7 Comparison of SOC curves

从图7可以看出,与普通控制策略相比,采用笔者所建转矩分配控制策略仿真得到的超级电容的电量变化更加平缓,幅度更小,说明充放电更加平稳.在相同的电量初始值条件下,仿真结束时,采用所建转矩分配控制策略电量值为83.6%,比普通控制策略高3.2%,表明超级电容具有更好的电量平衡特性,证明了所建转矩分配控制策略的有效性.

4 结论

针对某型号混联式混合动力公交客车,在对其动力系统进行分析的基础上搭建了基于 Cruise 软件和 Matlab/Simulink 的联合仿真模型,并结合客车实际运行情况,以燃油经济性和超级电容的电量平衡特性为控制目标,设计了一种基于规则的转矩分配控制策略。

在中国典型城市公交循环工况下,车辆仿真车速能够很好的满足工况对速度的要求,整车动力性能仿真结果与实车测试数据吻合。整车燃油消耗量降低了 6.2%,超级电容的 SOC 变化更加平稳,具有较好的电量平衡特性,说明所建转矩分配策略不仅能有效的提高整车燃油经济性,而且可较好地维持超级电容的电量特性,有良好的控制效果,验证了整车动力系统仿真模型与转矩分配控制策略的正确性和有效性。

参考文献:

- [1] 高铭泽. 中国新能源汽车产业研究 [D]. 长春: 吉林大学经济学院, 2013.
- [2] NIASSAR A H, MOGHBELLI H, VAHEDI A. Design methodology of drive train for a series-parallel hybrid electric vehicle (SP-HEV) and its power flow control strategy [C] // 2005 IEEE International Conference on Electric Machines and Drives, San Antonio, USA, 2005: 1549 - 1554.
- [3] 林程. 纯电动及混合动力汽车设计基础 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2012.
- [4] 龚贤武, 吴德军, 高闯, 等. 混联型混合动力汽车建模及控制策略研究 [J]. 郑州大学学报: 工学版, 2014, 35(3): 73 - 77.
- [5] 姚明亮, 秦大同, 胡明辉, 等. 基于模糊逻辑控制策略的混合动力汽车仿真研究 [J]. 汽车工程, 2007, 29(11): 934 - 937.
- [6] 赵水平, 陈燎, 迟京为, 等. 基于 Cruise-Simulink 联合仿真的 FCEV 能量管理策略研究 [J]. 重庆交通大学学报: 自然科学版, 2011, 30(5): 1068 - 1072.
- [7] 曾小华, 于永涛, 王加雪, 等. 基于 Cruise 软件的混合动力客车主动同步换挡的建模与仿真 [J]. 吉林大学学报: 工学版, 2008, 38(5): 1015 - 1019.
- [8] 赵国柱. 电动汽车再生制动若干关键问题研究 [D]. 南京: 南京航空航天大学能源与动力学院, 2012.
- [9] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. GB/T 19754—2005 重型混合动力电动汽车能量消耗量试验方法 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2005.

Study on Modeling of Power Train for Series-Parallel Hybrid Electric Bus and Torque Distribution Control Strategy

QIN Dong-chen, PAN Shou-chen, XU Yi-cun, WANG Ying-jia

(School of Mechanical Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Using a series-parallel hybrid electric bus as the study object and based on the analysis of the power train, the simulation model of power train is established in Cruise. Combined with the characteristics of vehicle operation, a torque distribution control strategy with fuel economy and super capacitor charge balance feature as major control objects is proposed. Then the simulation is completed under the selected cycle condition. The results show that on the basis of guarantee the vehicle dynamic performance, the torque distribution control strategy can reduce the fuel consumption by 6.2% compared with the real vehicle test data. And the charge balance of super capacitor is well maintained. All of these verify the validity and feasibility of the simulation model and torque distribution control strategy.

Key words: series-parallel hybrid electric bus; Cruise; torque distribution; control strategy; simulation

文章编号: 1671-6833(2015)02-0006-04

基于 ANSYS 的斜齿轮副接触分析与可靠性分析

刘竹丽, 赵敏敏, 马朋朋, 秦东晨

(郑州大学 机械工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 针对某大型传动装置中的一对斜齿轮, 在 Solidworks 中建立了其装配模型, 然后将其导入有限元分析软件 ANSYS 中进行接触应力分析, 且将接触应力计算结果与传统接触应力计算结果进行比较; 最后在 ANSYS 中针对该斜齿轮副的接触强度可靠性进行分析, 结果表明: 该斜齿轮副实际接触应力小于其许用接触应力, 接触强度满足使用要求, 但是其可靠度仅为 83.639 8%, 说明按传统的机械设计方法只进行安全系数的计算是不够的, 还需要进行可靠性设计计算; 此外, 由各随机因素对极限状态函数的灵敏度可知, 适当增大从动齿轮分度圆直径可有效提高斜齿轮副可靠度。

关键词: 斜齿轮; ANSYS; 接触分析; 可靠性分析

中图分类号: TH132.4 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.002

0 引言

斜齿轮传动具有重合度大、啮合平稳和结构紧凑等优点, 被广泛地应用于矿山、冶金等领域。齿轮传动装置的可靠与否在很大程度上决定了机械设备的使用寿命和工作性能, 所以对大型传动装置斜齿轮副的可靠性进行分析关系到大型机械设备能否安全使用^[1-2]。齿轮啮合是一种接触行为, 传统的齿轮理论分析建立在弹性力学基础上, 对于齿轮接触强度计算均以两平行圆柱体接触的赫兹公式为基础, 在计算过程中存在许多假设, 不能准确反映齿轮啮合过程中的应力以及应变的变化; 有限元法具有快速、准确可靠、计算灵活等优点, ANSYS 参数化设计语言 (APDL) 用智能分析的手段为用户提供了复杂模型的加载、求解和数据后处理功能。以有限元法为基础的 ANSYS 软件为完成齿轮的接触分析提供了分析平台^[3]。

笔者以某大型重载传动装置中的斜齿轮传动为例, 在 Solidworks 中建立斜齿轮副的三维装配模型, 利用 APDL 语言, 在 ANSYS 中实现了外啮合斜齿轮的接触应力分析, 并将接触分析结果与传统的简化力学计算进行了对比; 然后在其 PDS 模块中完成了斜齿轮副的接触强度可靠性分析。笔者的分析方法及分析结果对斜齿轮传动的可靠

性设计、结构改进、失效研究以及故障诊断具有重要的参考价值。

1 斜齿轮副有限元模型的生成

斜齿轮三维模型的建立, 关键在于端面齿廓曲线的生成。斜齿轮端面齿廓曲线为渐开线, 其生成方法见文献 [4]。将建立的端面齿廓按螺旋线轴向拉伸, 生成齿槽, 再将齿槽圆周复制最后切除齿槽生成斜齿轮模型^[4]。以相同方法生成配对齿轮。将生成的大小齿轮在 Solidworks 中进行装配, 保存为 .x_t 文件。考虑到计算效率及分析需要, 文中仅建立部分齿模型。生成的斜齿轮副三维模型如图 1 所示。

将斜齿轮副三维实体模型文件导入 ANSYS 中, 定义材料属性, 选择 solid45 单元进行网格划分, 设置单元大小为 3 mm, 生成图 2 所示有限元模型。

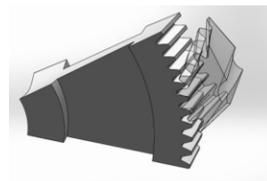


图 1 斜齿轮副三维模型

Fig. 1 3D model of the gears

收稿日期: 2014-10-27; 修订日期: 2014-12-01

基金项目: 河南省重点攻关资助项目 (14A460010); 郑州市产学研合作促进计划项目 (121PCXYZ598)

作者简介: 刘竹丽 (1968-), 女, 河南灵宝人, 郑州大学副教授, 硕士, 主要研究方向为机械强度及结构优化设计、虚拟样机技术、CAD/CAE/CAM 集成等, E-mail: zhuli_liu@126.com.

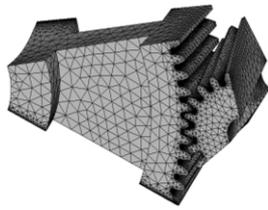


图 2 斜齿轮副有限元模型
Fig.2 Finite element model

2 斜齿轮副接触分析

轮齿啮合接触为弹性接触^[5],属于边界非线性问题,既包含接触区域变化引起的非线性,又包含接触压力分布变化引起的非线性以及摩擦作用产生的非线性,其求解过程是搜寻准确的接触状态并反复迭代的过程^[6].

2.1 接触对的定义以及约束及载荷的施加

轮齿的啮合接触属于面面接触,由目标面和接触面组成.因小齿轮齿面较大,固本接触分析以小齿轮齿面为目标面,选用 170 单元,大齿轮齿面为接触面,选用 174 单元.在 ANSYS 中为了建立和识别接触对,需要给目标面和接触面指定相同的实常数.此外,接触分析需要定义合适的接触刚度,接触刚度过大会导致收敛困难,过小又会由于穿透过大而导致计算结果不准确,通过试算,取接触刚度 FKN 的值为 0.5.

接触分析时,先将主动轮和被动轮中心孔节点坐标系旋转,使其与总体柱坐标系相平行,然后再添加约束.施加的约束为:被动齿轮中心孔全约束,主动齿轮约束 r 和 z 方向的自由度,在 θ 方向施加节点切向力.

2.2 接触分析计算及结果分析

由于该斜齿轮副的端面重合度为 1.665,所以在其啮合线上既有双齿啮合区又有单齿啮合区,为了研究其在不同啮合状态下的接触应力,分别定义不同的接触面进行接触分析.当有两对齿接触时,其接触分析等效应力图和接触对接触应力图分别如图 3 和图 4 所示.

由图 3 和图 4 看出,当两对齿接触时,其最大等效应力为 1 630 MPa,接触对最大接触应力为 452 MPa.无论是最大等效应力还是接触对最大接触应力均满足强度设计要求.

当只有一对齿发生接触时,其接触分析等效应力图和接触对接触应力图分别如图 5 和图 6 所示.

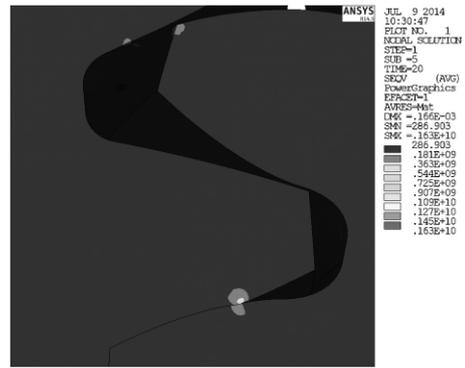


图 3 两对齿接触时等效应力图

Fig.3 Equivalent stress when two pairs of teeth in contact

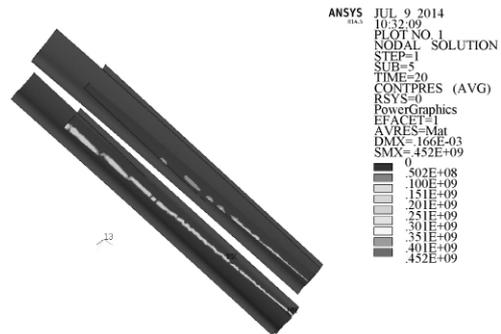


图 4 两对齿接触时接触对接触应力图

Fig.4 Contact stress when two pairs of teeth in contact

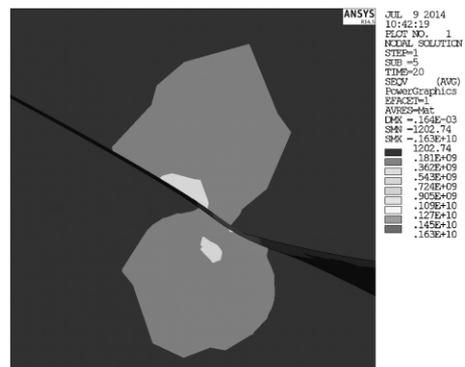


图 5 一对齿接触时等效应力图

Fig.5 Equivalent stress when one pair of teeth in contact

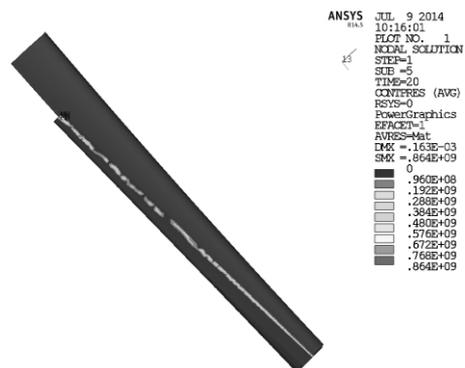


图 6 一对齿接触时接触对接触应力图

Fig.6 Contact stress when one pair of teeth in contact

由图5和图6看出,当只有一对齿接触时,其最大等效应力为1 630 MPa,最大接触应力为864 MPa.斜齿轮材料为20Cr2Ni4A,通过计算,其许用接触应力为2 016.1 MPa,所以当一对齿接触时,其接触强度也满足设计要求.

传统计算方法接触应力计算公式为

$$\sigma_H = \sqrt{\frac{KF_1}{bd_1\varepsilon_\alpha} \cdot \frac{u \pm 1}{u}} Z_H Z_E, \quad (1)$$

式中: F_1 为齿轮所受圆周力, N; K 为载荷系数; b 为齿宽, mm; d_1 为主动轮分度圆直径, mm; u 为齿数比; ε_α 为端面重合度; Z_H 为区域系数; Z_E 为弹性影响系数, $\text{MPa}^{1/2}$; σ_H 为接触应力, MPa. 将以上各参数代入公式可得传统计算方法计算的接触应力为683.45 MPa.

由以上计算结果可知,当只有一对齿接触时,其接触应力大于传统计算接触应力;当有两对齿接触时,其接触应力小于传统计算接触应力.传统接触应力计算只是粗略考虑了重合度的影响,并没有具体说明齿轮是有一对齿接触还是两对齿接触.实际上,当重合度大于1小于2时,在齿轮啮合线上有一段属于单齿啮合,剩余的部分属于双齿啮合,由此看来,相比于传统计算结果而言,有限元计算结果更为精确.

3 基于 ANSYS 的斜齿轮副可靠性分析

ANSYS 的 PDS 模块可以用来做结构可靠性分析,采用的算法有蒙特卡罗法和响应面法.笔者采用蒙特卡罗直接抽样法对该齿轮副进行接触强度可靠性分析.可靠性分析结果对斜齿轮副结构的改进具有重要指导意义.

3.1 各随机变量分布类型与特征参数

齿轮可靠性分析中,随机变量包括尺寸、载荷以及材料3个方面^[7].经统计分析,载荷方面各参数、材料方面各参数、尺寸方面各参数分布类型和特征参数分别如表1、表2和表3所示.

表1 载荷因素分布类型与特征参数
Tab.1 The load distribution types and characteristic parameters

载荷描述	分布类型	均值	标准差
功率 P_1 / (kW)	正态分布	25.00	1.67
转速 n_1 / ($\text{r} \cdot \text{min}^{-1}$)	正态分布	1 710	24
转矩 T_1 / ($\text{N} \cdot \text{m}$)	正态分布	139.62	9.53
许用接触疲劳极限 / MPa	正态分布	2 106.10	87.04

表2 密度、弹性模量和泊松比分布类型和特征参数
Tab.2 Density, elastic modulus and poisson's ratio distribution types and characteristic parameters

参数描述	分布类型	均值	标准差
弹性模量 E_X / MPa	正态分布	203.5e3	1.167e3
泊松比 μ	正态分布	0.29	0.03
密度 ρ / ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	均匀分布	1/7.88e3	0

表3 各尺寸分布类型与特征参数
Tab.3 The size distribution types and characteristic parameters

尺寸 / mm	分布类型	均值 / mm	标准差 / mm
主动轮分度圆直径 d_1	正态分布	67.018	0.012 30
从动轮分度圆直径 d_2	正态分布	289.397	0.021 67
主动轮顶圆直径 da_1	正态分布	73.018	0.012 30
从动轮顶圆直径 da_2	正态分布	295.397	0.021 67
主动轮根圆直径 df_1	正态分布	59.518	0.012 30
从动轮顶圆直径 df_2	正态分布	281.897	0.021 67
从动轮齿宽 b_2	正态分布	46.912 6	0.008 61
节圆齿厚 s	正态分布	4.682 99	0.006 70
中心距 a	正态分布	178.207	0.010 50

3.2 斜齿轮副可靠性计算结果及分析

一般情况下,可靠度计算有3种方法^[8-9],笔者采用文献[8]中所述的第二种方法计算斜齿轮副接触强度可靠度.用有限元分析计算斜齿轮副接触强度可靠性时,为减小计算机内存占用,缩短计算时间,在不影响计算结果精度的前提下,选择部分齿来进行齿轮接触强度可靠性分析.

分析过程所采用的仿真分析方法为蒙特卡罗直接抽样法,抽样次数为200次,计算结果的置信度为95%.生成的可靠度分析文件如图7所示,从图中可以看出,抽样过程中,样本最小值为 $-1.74e+003$,最大值为 $1.87e+003$,功能函数大于0的概率为83.639 8%,即斜齿轮副接触强度可靠度为83.639 8%.

由各因素对可靠度灵敏度分析可知,大齿轮的分度圆直径对可靠度的影响较大,为正相关,其它随机变量对其影响很小.

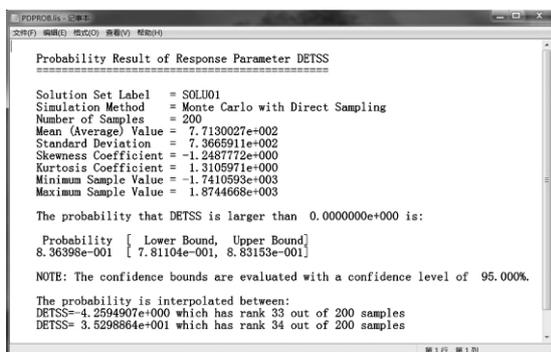


图 7 斜齿轮副接触强度可靠性结果报告

Fig.7 Contact strength reliability report of the helical gears

4 结论

以 ANSYS 为平台对某大型传动装置减速器中一对斜齿轮副的接触应力和接触强度可靠性进行了分析. 结果表明, 该斜齿轮副实际接触应力小于其许用接触应力, 接触强度满足使用要求, 但是其可靠度仅为 83.6398%, 说明按传统的机械设计方法只进行安全系数的计算是不够的, 即使通过传统的安全系数计算法得到零部件的强度满足要求, 但是根据应力-强度干涉理论, 在其寿命期内, 该零部件也不一定完全可靠. 为了进一步提高零部件的使用性能, 必须对该零部件进行可靠性设计与分析. 此外, 通过对各随机因素对极限状态函数的灵敏度分析可知, 适当增大大齿轮分度圆直径可有效提高斜齿轮副可靠度. 该分析结果对后续的齿轮故障诊断和可靠性设计具有重要的参考价值.

Large Helical Gears Contact Analysis and Contact Strength Reliability Analysis Based on ANSYS

LIU Zhu-li, ZHAO Min-min, MA Peng-peng, QIN Dong-chen

(School of Mechanical Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: For a helical gear vice in a large transmission device, assembly model is created in Solidworks, and then it is imported into the finite element analysis software ANSYS and stress analysis is contacted. Besides, the contact stress calculation results and the traditional contact stress calculation results is compared; Finally, the contact stress reliability in ANSYS is analyzed. The results show that: the helical gear vice actual contact stress is less than the allowable contact stress, and meet the requirements, but its reliability is only 83.6398%, which means by traditional method which only counts the mechanical safety factor is not enough; Besides, from the sensitivity of random factors to detss, we know that increasing driven wheel diameter can improve the reliability effectively.

Key words: helical gear; ANSYS; contact analysis; reliability analysis

参考文献:

- [1] 李学艺,王权,刘风景. 基于 ANSYS 的渐开线变位斜齿轮副参数化造型方法研究 [J]. 煤矿机械, 2010,31(4):219-222.
- [2] 包家汉,张玉华,薛家国. 基于 ANSYS 的渐开线斜齿轮副参数化建模 [J]. 机械传动,2006,30(1):54-56.
- [3] 凡增辉,赵熙雍,晏红文. 基于 ANSYS 的斜齿轮接触有限元分析 [J]. 机械传动,2010,34(4):68-70.
- [4] 贾海利,史明华,肖放,等. 基于 Pro/E 齿轮参数化造型技术的研究与应用 [J]. 机械传动,2004,28(3):32-35.
- [5] EMAMI M. R. Influence of spud-can-soil interaction modeling and parameters on the reliability index of Neka drilling jack-up platform [J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2013,132(3):1-13.
- [6] 高小茜. 风电齿轮箱轮齿接触有限元分析 [D]. 大连:大连理工大学工业工程系,2008:13-34.
- [7] 赵健,张国智. 齿轮啮合接触非线性分析模型及响应面分析方法 [J]. 南京航空航天大学学报,2009,41(4):550-554.
- [8] ONKAR A K, UPADHYAY D. Probabilistic failure of laminated composite plates using the stochastic finite element method [J]. Composite Structures, 2007,48(2):780-798.
- [9] LIN S C. Reliability predictions of laminated composite plates with random systemparameters [J]. Probabilistic Engineering Mechanics, 2000,15(4):327-338.

文章编号: 1671-6833(2015)02-0010-04

载重汽车曲线行驶智能循迹控制仿真研究

赵伟¹, 王宁宁¹, 段燕燕¹, 张明柱²

(1. 河南科技大学 车辆与交通工程学院, 河南 洛阳 471003; 2. 河南科技大学 机电工程学院, 河南 洛阳 471003)

摘要: 载重汽车在较复杂路段行驶时, 由于载重较大, 若偏离预期行驶路径易引发严重交通事故. 针对载重汽车重载状况下转弯行驶工况, 利用横摆力矩方法控制汽车稳定性, 通过分析车轮垂直载荷和侧偏角的变化对制动力的影响, 提出了控制载重汽车保持行驶轨迹的控制策略, 设计了模糊控制器并进行仿真研究. 仿真结果表明, 所提出的载重汽车智能循迹控制系统能提高汽车曲线行驶时的循迹能力, 对于提高汽车的行驶安全具有一定的意义.

关键词: 载重汽车; 制动稳定性; 曲线行驶; 模糊控制; 横摆力矩

中图分类号: U461.91 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.003

0 引言

载重汽车在重载状况下在较复杂路段行驶时, 若偏离正常行驶车道容易出现严重交通事故. 如何控制载重汽车快速恢复到正确的行驶车道, 是亟需解决的问题.

笔者针对此危险状况, 通过研究轮胎垂直载荷的变化对汽车制动稳定性控制系统的影响, 采用模糊控制方法对其进行控制, 利用横摆力矩控制方法控制汽车在制动后能够快速恢复到正确的行驶路径, 从而达到汽车曲线行驶稳定性控制的要求^[1-6].

1 动力学模型

根据问题研究的需要, 建立汽车三自由度动力学模型^[1-3]如图1.

$$m_a(\dot{u}_x - u_y \omega_r) = (F_{x1} + F_{x2}) \cos \delta + (F_{y1} + F_{y2}) \sin \delta + F_{x3} + F_{x4}; \quad (1)$$

$$m_a(\dot{u}_y + u_x \omega_r) = (F_{x1} + F_{x2}) \sin \delta - (F_{y1} + F_{y2}) \cos \delta - F_{y3} - F_{y4}; \quad (2)$$

$$I_z \dot{\omega}_r = (F_{x2} - F_{x1}) \cos \delta \cdot \frac{B_f}{2} + (F_{x1} + F_{x2}) \sin \delta \cdot l_f - (F_{y1} + F_{y2}) \cos \delta \cdot l_f + (F_{y2} - F_{y1}) \sin \delta \cdot \frac{B_f}{2} +$$

$$(F_{x4} - F_{x3}) \frac{B_r}{2} + (F_{y3} + F_{y4}) l_r. \quad (3)$$

式中: m_a 为整车质量; u_x 、 u_y 为汽车沿 x 、 y 轴速度; ω_r 、 $\dot{\omega}_r$ 为汽车绕 z 轴横摆角速度和横摆角加速度; l_f 、 l_r 为质心距前后轴距离; F_{xi} 和 F_{yi} ($i=1 \sim 4$) 分别为各轮胎纵向力和侧偏力; B_f 、 B_r 为前后轮距; I_z 为整车绕 z 轴的转动惯量; δ 为汽车前轮转角.

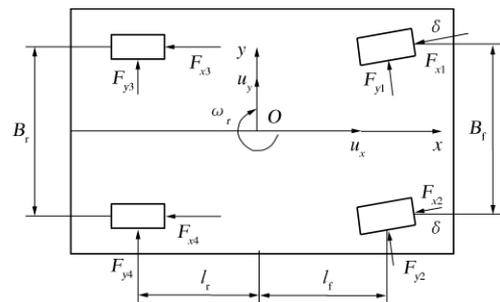


图1 三自由度汽车动力学模型

Fig.1 Three degree of freedom dynamics model of vehicle

轮胎模型采用神经网络轮胎模型, 轮胎模型输入为轮胎垂直载荷、侧偏角和滑移率, 输出为侧偏力和轮胎纵向力. 网络结构为误差逆向传播的单隐层 BP (Back-Propagation) 神经网络^[4]. 通过神经网络模型可得到轮胎垂直载荷、滑移率、侧偏

收稿日期: 2014-10-27; 修订日期: 2014-12-14

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51375145); 河南省教育厅科技重点研究项目(12A580001, 14B580003); 河南科技大学自然科学领域创新能力培育基金项目(2014ZCX008)

作者简介: 赵伟(1974-), 男, 河南洛阳人, 河南科技大学副教授, 博士, 硕士生导师, 主要研究方向为汽车系统动力学、汽车智能控制系统.

角与轮胎侧偏力和纵向力之间的多维空间曲面,由此计算出在轮胎不同垂直载荷和侧偏角时最佳轮胎滑移率的值,如图 2、图 3 所示.

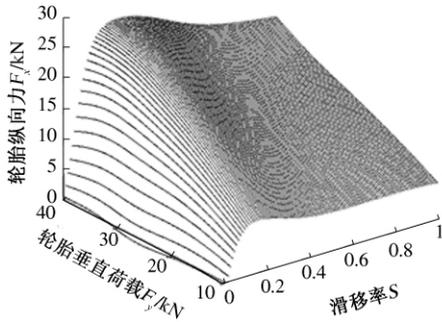


图 2 滑移率-纵向力曲线(轮胎侧偏角 $\alpha=0^\circ$)

Fig. 2 Slip rate-longitudinal force curve (tire slip angle $\alpha=0^\circ$)

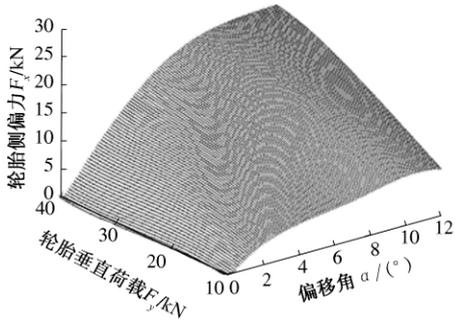


图 3 侧偏角-侧偏力曲线(轮胎滑移率 $s=0$)

Fig. 3 Side slip angle-cornering force curve (tire slip ratio $s=0$)

2 车轮最佳滑移率的测算

根据图 2,当轮胎侧偏角、垂直载荷和滑移率变化时,对应的纵向力有较大差别,特别是对应于纵向力最大的滑移率值的侧偏力也有较大差别,因此,在汽车制动时,各车轮选取固定滑移率并不能保证车轮达到最大制动力,应当考虑到轮胎载荷以及侧偏角的变化引起的最佳滑移率的变化^[1-5].

如图 3 所示,当轮胎侧偏角、垂直载荷和滑移率不同时,对应的侧偏力也不相同,尤其是纵向力最大时的侧偏力,以此可以求得在不同轮胎纵向力下最大侧偏力的数值.如果轮胎实际侧偏力超过了计算值,则汽车前轮或后轮将会发生侧滑,图 4 为最佳滑移率曲线.由图 4 可以看出,当侧偏角一定时,在不同垂直载荷下,轮胎最佳滑移率也不相同,因此汽车在下坡弯道路段行驶时各车轮瞬时垂直载荷变化较大,反馈给控制系统的最佳滑移率值也应进行相应的调整.

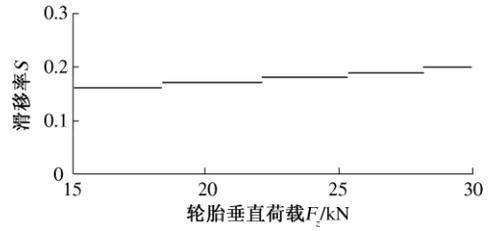


图 4 车轮最佳滑移率曲线($\alpha=0^\circ$)

Fig. 4 The best wheel slip ratio curve ($\alpha=0^\circ$)

3 控制策略和控制系统的的设计

当汽车曲线行驶时,若偏离正常行驶车道会带来较大的危险性,就要对汽车施加相应的控制来避免危险的发生.

3.1 制动动力学分析

车轮在制动状态下的数学模型为

$$I_{zi} \dot{\omega}_i = F_{zi} \cdot \mu \cdot r - T_b \quad (i=1 \sim 4), \quad (4)$$

式中: I_{zi} 为车轮及其组件的转动惯量; $\dot{\omega}_i$ 为车轮角加速度; $F_{zi} \cdot \mu$ 为地面制动力; r 为车轮滚动半径; T_b 为制动器制动力矩.

车轮滑移率为

$$s_i = \frac{u_x - \omega_i \cdot r}{u_x} \quad (i=1 \sim 4), \quad (5)$$

式中: s_i 为车轮滑移率; ω_i 为车轮角速度.

控制系统在进行制动控制时可根据已得到的垂直载荷和侧偏角数值,选择车轮最佳滑移率得到更好的控制效果.

3.2 控制策略

系统控制的指标包括汽车偏离预期行驶车道的偏移量以及偏移量的变化率,以汽车圆周行驶为例,由二自由度汽车模型得到圆周行驶半径参考值或预先给定,设为 R_0 ,汽车圆周行驶时的实际行驶路径的半径值为 R ,汽车偏离预期行驶车道的偏移量门限值设为 ΔR ,利用下面的原则判断汽车圆周行驶时的行驶状态,

$$\begin{cases} R - R_0 > \Delta R (\text{不足转向}) \\ R_0 - R > \Delta R (\text{过多转向}) \end{cases}$$

若满足下式,则不需要进行稳定性控制,

$$R_0 - \Delta R \leq R \leq R_0 + \Delta R.$$

以汽车左转圆周行驶为例:若出现不足转向,可对汽车左侧车轮进行相应的制动控制,当增加左前轮或左后轮制动力时,其地面制动力增大,侧偏力减小,但由于左后轮制动力增加产生的横摆力矩方向与侧偏力减小产生的横摆力矩方向相同,因此左后轮产生的矫正横摆力矩大于左前轮产生的矫正横摆力矩,于是可通过调整左后轮制

动力的大小使汽车能更快地恢复到正常行驶路径. 同理当汽车出现过多转向时,可适当地控制汽车右前轮制动力,产生相应横摆力矩来校正汽车的实际行驶路径^[5].

当轮胎最佳滑移率确定后,轮胎侧向附着系数为 μ_c ,相应最大侧偏力 $F_{y_{max}} = F_z \mu_c$,将实际最大侧偏力 $F_{y_{max}}$ 与轮胎模型估算出的轮胎侧偏力进行比较,若实际最大侧偏力大于轮胎侧偏力,则车轮将出现侧向滑移,此时需进行侧向稳定性控制^[6].

相对于定滑移率的控制方法,根据已得到的轮胎垂直载荷和侧偏角数值,在已经形成的轮胎滑移率-纵向力曲面上寻找最佳滑移率值点作为汽车轮胎滑移率的方法,控制效果更加精确.

3.3 模糊控制器的设计

由于汽车轮胎的非线性特性,在选取轮胎滑移率目标值时需参考经验值确定,因此传统的线性控制方法较难解决此类问题,而模糊控制能较好地适应此类变工况非线性系统^[7].

以汽车左转弯圆周行驶为例,模糊控制器的输入量取汽车实际行驶路径与预期行驶路径的圆周半径偏差 $e_1 = R - R_0$ 及其变化率 ec .若 $e_1 > 0$,控制右前轮制动力;若 $e_1 < 0$,控制左后轮制动力,输出量为右前轮或左后轮的车轮制动力 u .

按照如下原则确定模糊控制规则:若偏移量较大则施加较大的制动力,若偏移量较小则施加较小的制动力;若偏移量变化率较大则施加较大的制动力,若偏移量变化率较小则施加较小的制动力.图5为系统控制流程图.

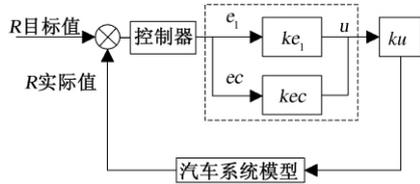


图5 系统控制流程图
Fig.5 Flowchart of the control

在模糊控制系统中, E 和 EC 分别为量化后的汽车行驶路径偏移量和变化率,即 $E = ke_1$, $EC = kec$, U 为量化后的车轮制动力 $U = ku$.输入量模糊化后的论域值分别为 $[0, 1]$ 和 $[-2, 2]$,输出量模糊化后的论域值为 $[0, 0.2]$,采用的模糊输入语言变量模糊子集分别为: $\{ZO, PS, PM, PB\}$ 、 $\{NB, NS, ZO, PS, PB\}$,输出语言变量的模糊子集为: $\{ZO, PS, PM, PB, PD\}$,其中: NB (负大)、 NS

(负小)、 ZO (零)、 PS (正小)、 PM (正中)、 PB (正大)、 PD (正极大).输入量和输出量隶属函数分别采用三角形和高斯型隶属函数.形成的模糊控制规则如表1所示,共有20条规则,各条规则的权重均为1^[8].

表1 模糊控制规则
Tab.1 Fuzzy control rules

U	EC				
	NB	NS	ZO	PS	PB
ZO	PB	ZO	PS	PS	PB
PS	ZO	PS	PM	PM	PD
PM	PM	PB	ZO	ZO	ZO
PB	PS	PM	PB	PB	PD

4 系统仿真

通过进行相关的仿真来模拟汽车圆周行驶时的不足或过多转向工况,来了解和验证模糊控制系统对汽车行驶路径的控制效果.仿真分析时设定汽车初速度 $v = 20$ m/s,前轮转角 $\delta = 5^\circ$,最大路径偏移量门限值设定为 $\Delta R = 0.2$ m.假设在某一时刻,汽车出现不足转向,转弯半径增大,偏离预期行驶车道,汽车行驶路径如图6所示,图中曲线1为理想汽车模型的预期行驶路径,曲线2为具有不足转向工况时汽车的实际行驶路径.

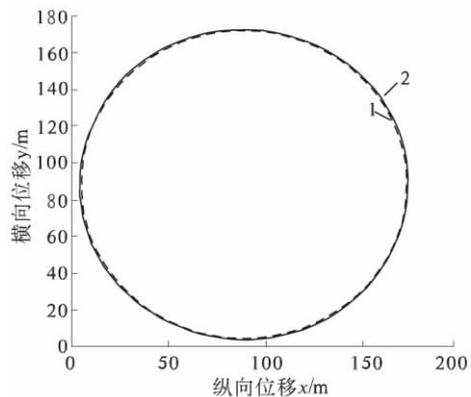


图6 转弯行驶路径
Fig.6 Cornering path

由于汽车行驶半径增大,且偏离了预期行驶车道,此时控制系统对汽车左后轮进行相应的制动控制,对汽车施加一个与不足转向相反的横摆力矩,控制汽车恢复到预期行驶路径.如图7(a)、(b)所示为行驶路径误差变化及其变化率,施加给左后轮的制动力如图7(c)所示,相应的左后轮的滑移率如图7(d)所示.仿真结果表明,施加相应的控制后,汽车最大路径偏离距离为0.9 m.

在汽车圆周行驶循迹控制过程中,左后轮的

侧偏力如图 8 (a) 所示,整车所需的补偿横摆力矩大小如图 8 (b) 所示.由图 8 (b) 可以看出,整车横摆力矩在不断变化,且变化过程较急剧,这表明模糊控制系统还需进行改进,以达到控制过程更加平稳的目的.

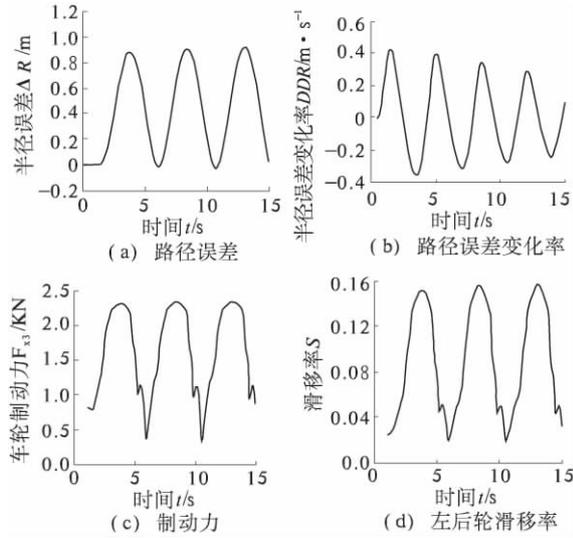


图 7 车轮制动力和滑移率变化曲线

Fig. 7 Wheel braking force and slip ratio curve

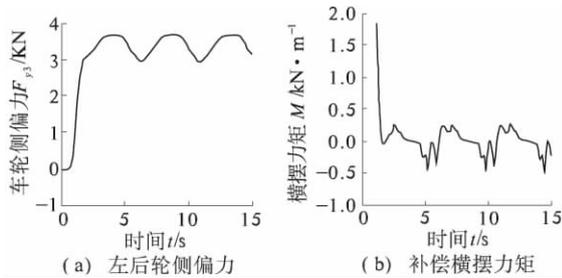


图 8 整车横摆力矩和左后轮侧偏力变化曲线

Fig. 8 Vehicle yaw moment and the left rear wheel cornering force curve

5 结论

仿真结果表明所提出的汽车曲线行驶智能循迹控制系统能够有效提高汽车在曲线道路上行驶时的路径保持能力,对提高汽车在山区公路或高速公路弯道路段行驶时的安全性,减少因汽车偏离正常行驶车道而引起的交通事故具有重要意义.

参考文献:

- [1] MARINO R, SCALZI S, NETTO M. Nested PID steering control for lane keeping in autonomous vehicles [J]. Control Engineering Practice, 2011, 19(12) : 1459 - 1467.
- [2] 赵熙俊,陈慧岩. 智能车辆路径跟踪横向控制方法的研究 [J]. 汽车工程, 2011, 33(5) : 382 - 387.
- [3] 潘薇,陈潇凯,林逸,等. 基于遗传算法的汽车平顺性和操纵稳定性优化 [J]. 北京工业大学学报, 2012, 11(38) : 1638 - 1642.
- [4] 黄晨,汪若尘. 多智能神经网络轮胎模型仿真研究 [J]. 计算机仿真, 2009, 26(2) : 289 - 292.
- [5] 吴乙万,黄智,刘李盼. 基于差动制动的车道偏离辅助控制 [J]. 中国机械工程, 2013, 24(21) : 2977 - 2981.
- [6] 袁磊,刘西侠,刘维平. 三轴车辆全轮转向系统方案设计与性能仿真 [J]. 郑州大学学报: 工学版, 2014, 35(6) : 121 - 124.
- [7] 曾光奇,胡均安,王东,等. 模糊控制理论与工程应用 [M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2006.
- [8] 苗水雯,杨方宜,万华森. 车道偏离预警模糊控制算法研究 [J]. 华东交通大学学报, 2013, 30(3) : 76 - 81.

The Simulation Study of the Truck Curve Traveling Intelligent Traction Control

ZHAO Wei¹, WANG Ning-ning¹, DUAN Yan-yan¹, ZHANG Ming-zhu²

(1. College of Vehicle & Traffic Engineering, Henan University of Science & Technology, Luoyang 471003, China; 2. College of Mechanical & Electrical Engineering, Henan University of Science & Technology, Luoyang 471003, China)

Abstract: When deviating from the expected route in a complex rode condition, the heavy truck easily experiences a serious accident, because of its heavy lode. In view of the condition of turning of a large lode truck, the paper applies the yaw moment technology to control the stability of the truck. The changes of wheel vertical load and the side slip angle will exert an influence on the braking force. Through the analysis of the influence, the article proposes the control strategy of controlling the truck to keep traveling track, and the fuzzy controller was designed and simulated. The result of the simulation shows that, the intelligent tracking control system can improve the tracking ability of the truck under curve driving, and has a certain significance to improve the driving safety.

Key words: truck; braking stability; curve driving; fuzzy control; yaw moment

文章编号: 1671-6833(2015)02-0014-04

MSC. Patran 二次开发在预拉伸消减淬火残余应力中的应用

湛利华, 陈真

(中南大学 机电工程学院, 湖南 长沙 410083)

摘要: 以 MSC. Patran 为二次开发平台, 以 Marc 为求解器, 充分利用 PCL 语言批处理命令的功能, 通过制定自定义菜单和图形界面, 开发了铝合金厚板残余应力分析软件系统, 实现了预拉伸消减残余应力过程的前处理(几何建模-网格划分-边界条件施加及淬火残余应力到预拉伸初始条件的映射-材料属性定义)-分析-后处理等一系列工序的自动化和参数化。结果表明: 该系统计算结果准确, 误差率最大仅为 8.5%, 使用方便, 大大提高了分析效率。

关键词: MSC. Patran/Marc; 二次开发; PCL; 铝合金; 残余应力

中图分类号: TG166.3 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.004

0 引言

热处理是改善材料性能、充分发挥材料潜力的重要手段, 铝合金经过热处理可获得很高的力学性能。淬火工艺虽然能够大大提高铝合金厚板的力学性能, 但同时不可避免地使板材内部产生较高的残余应力, 而预拉伸可以有效消除厚板的残余应力, 从而减小工件的变形, 其消减机理是通过塑性变形, 使厚板内部弹性能得以释放, 消耗内能从而降低内部应力。

研究预拉伸消减厚板淬火残余应力规律时, 需要考虑厚板尺寸、固溶-淬火温度、界面换热系数、拉伸速率及拉伸量等结构和工艺参数的影响。传统方法是通过重复操作建立多组模型, 工作量较大, 同时分析结果还会受到工作人员的个人理论水平 and 操作技术的影响, 因此效率较低且容易出错。通过 Patran 二次开发制定用户自定义界面, 分析人员只需在相应的程序界面进行操作, 即可实现整个淬火-预拉伸过程自动化、分析参数化, 工作效率得到大幅度提高^[1-6]。

PCL (Patran Command Language) 是一个高级模块化结构编程语言和用户自定义工具, 其语法规则类似于 C 语言, 是 MSC. Patran 系统不可或缺的组成部分, 可用于生成应用程序或特定的用户界面, 显示自定义图形、读写 Patran 数据库, 建立新的

功能或增强功能^[7]。同时通过 PCL 的二次开发, 其它商品化的自编分析程序可被集成到 Patran 中。一个完整的带有用户界面的 PCL 文件程序结构包含一个类和若干个函数。笔者基于 MSC. Patran 平台, 并以 MSC. Marc 为求解器开发的预拉伸消减残余应力分析系统, 能够快速准确地实现不同尺寸、不同系列的铝合金厚板残余应力分析。

1 设计方法

Patran 在运行时, 所有的操作都会记录在会话文件*.ses 文件中^[8], 会话文件中记录的操作可以通过回放的形式重做, 删除不必要的语句, 同时通过 PCL 语言嵌入变量、定义函数, 从而实现某些操作过程的自动化、参数化^[9]。参数化就是将那些原本固定不变的量(几何尺寸、单元属性、材料属性、边界条件等几乎所有可以由用户在 Patran 界面上输入确定的数值)用可以通过实时输入的参数变量代替, 通过定制界面改变这些参数变量的值就可以达到建立新的分析模型的目的^[10]。同时, 还可以通过 PCL 定制具有 Patran 风格的菜单, 创建良好的人机互动界面, 将开发的程序集成于 Patran 系统中^[11], 提高用户功能模块的自动化程度, 使其更具可操作性。

MSC. Patran 中几乎所有的窗体和控件都由 PCL 语言创建, 其函数文件中包括 init() 和 dis-

收稿日期: 2014-09-28; 修订日期: 2014-12-10

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973计划)资助项目(2012CB619504)

通信作者: 陈真(1989-), 男, 硕士研究生, 主要从事材料成型及控制方向的研究, E-mail: 1820041946@qq.com.

play() 两个函数. 还提供了一系列与表格位置与大小有关的参数和用户界面可以直接调用的函数, 如^[12]:

```
ui_menu_create( 创建菜单);
ui_label_create( 创建一个标签);
ui_form_create( 创建一个用户界面);
ui_databox_create( 创建数据输入对话框);
ui_botton_create( 创建一个按钮) 等.
```

在窗体中输入或选择参数后, 可以用 ui_wid_get_vstring(), ui_wid_get() 等函数使相应参数进行传递, 并在关联的程序中使用. 为此, 笔者开发了预拉伸消减残余应力分析系统, 用户可以通过该系统方便地设置模型尺寸和材料参数, 查看分析结果.

(1) 手动操作实现淬火、预拉伸模型的建立, 网格划分, 材料属性, 加载与约束设置, 单元属性、求解条件与参数等^[9], 该分析系统中需要调用多个不同的变量, 而某些变量需在不同函数文件中被调用, 需要将其定义为全局变量.

(2) 通过 PCL 语言编辑手动操作各步骤过程中生成的会话文件, 定义相关变量与操作函数, 实现分析过程的自动化与参数化, 格式如下^[7]

```
CLASS menu form /* 类名* /
CLASSWIDE WIDGET item2, item3 /* 定义类范围* /
FUNCTION init( ) /* 产生窗体或菜单* /
    END FUNCTION
FUNCTION display( ) /* 显示窗体或菜单* /
    END FUNCTION
FUNCTION callback( ) /* 菜单或窗体按钮的响应函数* /
    END FUNCTION
END CLASS.
```

(3) 定制图形用户界面, Patran 中表示控件大小和间距的标准参数在 appforms. p 文件中定义, 在界面函数文件的开始部分使用 #include " appforms. p" 语句即可链接这些常用函数定义, 同时通过 C 预处理程序 p3pclcomp 进行转换, 将 "*. pcl" 文件转换为 "*. cpp" 文件^[12]. C 预处理程序以如下形式运行: "cpp - I/path_to/customization source. pcl source. cpp", 编译完成后的 "*. pcl" 集中在一起保存在安装目录下配置的 p3 epilog. pcl 文件里. 笔者创建的预拉伸消减残余应力分析系统的图形用户界面如图 1 所示.



图 1 预拉伸消减残余应力分析软件系统菜单

Fig.1 Menu of the analysis system

2 应用实例

模拟实际生产情况, 建立如图 2 所示 2124 铝合金厚板消减残余应力仿真模型, 其中夹钳材料选为钢, 拉伸梁为理想情况下不易变形的刚性体, 并保持匀速运动向端部拉伸. 尺寸为 900 mm × 200 mm × 20 mm 的 2124 铝合金板进行 20 °C 水浴淬火后在 500 MN 预拉伸试验机上进行拉伸, 拉伸钳口夹持区为板厚的 1.6 倍^[13], 刚体与夹钳之间摩擦系数为 0.2, 夹钳与厚板间摩擦系数为 0.8^[14]. 铝合金板所采用的拉伸量为 1.0%, 拉伸实验机的拉伸速度为 0.5 mm/s^[13], 此时, 铝合金厚板的残余应力不仅得到了有效的削减而且符合塑性变形理论以及航空铝业的规定.

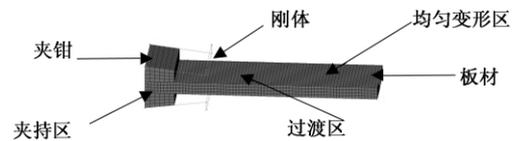


图 2 预拉伸有限元模型

Fig.2 The finite element model of pre-stretching

2.1 模型参数设置

建立尺寸为 900 mm × 200 mm × 20 mm 的铝合金板材模型, 并分别设置网格数为 40, 15, 20, 分别可以得到淬火温度场模型、应力场模型以及预拉伸模型. 淬火残余应力场的结果作为预拉伸的初始条件导入模型中, 其中应力模型和预拉伸模型对应的板材节点号不变.

2.2 材料参数设置

在“材料参数”中设置各参数, 换热系数为 14 t/(s³ · °C), 热膨胀系数 3.0 × 10⁻⁵ °C⁻¹, 初始温度为 475 °C, 拉伸率 1.0%, 进行分析计算, 得到三组模型的分析结果.

在该分析系统中需要依次分析淬火温度场、淬火应力场和预拉伸三组模型, 其结果文件需相互调用, 系统按先后顺序进行分析, 即前模型分析结束再开始下一个模型的分析. 语句 "analysis_submit_2("MSC. Marc", " * * * _job1")" 能实现提交分析功能^[10], 而使用语句 analysis_submit

("MSC. Marc", " * * * _job1", true), 在分析未结束的情况下, MSC. Patran 会处于忙碌状态, 无法进行下一个分析, 即可避免操作上的错误。

2.3 分析结果查看

在“预拉伸消减残余应力分析系统”中的“查看分析结果”, 可查看淬火和预拉伸在轧向和横向的残余应力结果. 当需要研究不同拉伸量对残余应力消减规律影响时, 只需要删除 MSC. Patran 的工作目录下预拉伸应力场的相关文件, 重新建立预拉伸模型, 设置新的拉伸率, 得到另一组拉伸率下厚板内的残余应力。

图3是厚板淬火残余应力和预拉伸残余应力的仿真比较曲线, 分析可以看出, 拉伸量为1.0%时, 残余压应力从135 MPa消减到55 MPa, 拉应力从79.3 MPa消减到24 MPa, 消减率最高近70%. 不难看出拉伸后残余应力分布均匀性变好, 残余应力消减效果显著。

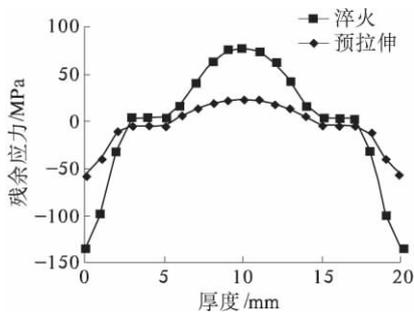


图3 残余应力比较曲线

Fig. 3 Curves of residual stress

3 实验验证

为验证本分析系统的准确性, 笔者采用2124板材做试样进行实验, 利用空气自然对流式电阻解热炉, 满负荷功率为30 kW, 在炉中将板材加热至475 °C, 并保温2 h至样板加热均匀, 将厚板迅速平稳转移到温度为20 °C的淬火槽中, 进行水浴淬火, 并确保转移时间尽量短, 以降低时效, 强化效果. 淬火结束后采用中南大学500 MN卧式拉伸机, 进行1%拉伸量的预拉伸消减残余应力实验, 该设备便于拉伸时铝材试样的安装, 拉伸时动梁工作行程速度为0.5 ~ 1.0 mm/s, 动梁返回行程速度为15 mm/s, 拉伸速度可以连续调节. 测量残余应力实验设备采用的是能准确测量样板表层残余应力的ixRD型便携式X射线高速残余应力测试分析仪。

比较仿真与实验测得的淬火后轧制方向和横向残余应力, 以及预拉伸后轧制方向和横向残余

应力曲线如图4所示。

根据残余应力曲线, 对铝合金板材的轧向、横向淬火残余应力以及预拉伸残余应力的实验与仿真后的拉、压应力峰值消减率进行对比分析, 得到的结果如表1所示。

结果表明仿真和实验之间的消减率误差最大仅为8.5%, 验证了本分析系统的准确性。

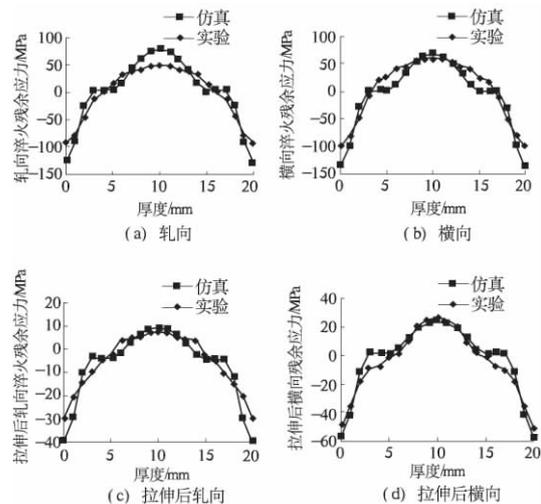


图4 残余应力比较曲线

Fig. 4 Curves of residual stress

表1 仿真结果与实验结果比较

Tab. 1 Comparison of analysis results

	轧向消减率/%	横向消减率/%
仿真压应力峰值	69.50	58.80
实验压应力峰值	67.10	55.00
误差	2.40	3.80
仿真拉应力峰值	88.60	70.20
实验拉应力峰值	80.10	78.50
误差	8.50	8.30

4 结论

(1) 以 MSC. Patran 为二次开发平台, 以 Marc 为求解器, 利用 PCL 语言开发了铝合金厚板残余应力分析系统软件, 该分析系统能够实现厚板预拉伸消减淬火残余应力的建模、材料属性定义以及网格划分的参数化和分析过程自动化等功能。

(2) 系统能迅速准确实现厚板预拉伸消减淬火残余应力模拟, 减少了大量重复工作, 提高了工作效率, 体现了分析系统的优势与实用性。

(3) 本分析系统工作界面集成于 Patran2010, 风格与 Patran 完全相同, 且本分析系统易于操作和掌握, 具有较大的实用价值和发展潜力。

参考文献:

- [1] 龙凯,贾长治,李宝峰. Patran 2010 与 Nastran 2010 有限元分析从入门到精通 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2008: 1.
- [2] 刘兵山, 黄聪. Patran 从入门到精通 [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2003.
- [3] 马爱军, 周传月, 王旭. Patran 和 Nastran 有限元分析专业教程 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2005.
- [4] MSC Software. Patran PCL reference Manual [M]. MSC. 2010.
- [5] MSC Software. Patran PCL Reference Manual Code Examples [M]. MSC. 2010.
- [6] MSC Software. PCL and Customization for MSC. Patran [M]. MSC. 2010.
- [7] 张军彦, 李昌华, 李晓辉. 基于 MSC. Patran 界面的 PCL 二次开发 [J]. 现代电子技术, 2010, 16(1): 17-22.
- [8] 钟志宏. 基于 Patran 的泵车臂架多姿态自动分析模块的开发及应用 [D]. 长沙: 中南大学机电工程学院, 2012.
- [9] 吴运新, 钟志宏, 滑广军. 基于 MSC. Patran/Nastran 的泵车臂架分析系统的研究 [J]. 郑州大学学报: 工学版. 2010, 31(6): 86-89.
- [10] 陈博, 陈秀华, 汪海. MSC. Patran 二次开发及其集成开发环境 [J]. 机械设计与制造, 2009, 7(7): 71-73.
- [11] 黄海, 陶骞, 柯文. 基于 MSC/Patran 的结构优化系统前后置开发与应用 [J]. 北京航空航天大学学报, 1999, 25(6): 23-26.
- [12] 唐友宏, 陈宾康. 用 MSC. Patran 的 PCL 二次开发用户界面 [J]. 船海工程, 2002, 14(3): 22-24.
- [13] 张园园. 铝合金厚板淬火过程与预拉伸热-力仿真与实验研究 [D]. 长沙: 中南大学机电工程学院, 2008.
- [14] 张园园, 吴运新, 李丽敏, 等. 铝合金预拉伸板淬火后残余应力的有限元模拟 [J]. 材料热处理技术, 2008, 7(14): 93-96.
- [15] 王树宏, 马康民, 马俊. 预拉伸铝合金板 7075T7351 内部残余应力分布测试 [J]. 空军工程大学学报: 自然科学版, 2004, 23(2): 24-26.
- [16] 赵丽丽, 张以都. 基于轧制应力分布的铝合金厚板淬火应力仿真 [J]. 北京航空航天大学学报, 2006, 32(1): 93-96.

Application Of PCL Based on The MSC. Patran in residual Stress Reducing by Pre-stretching

ZHAN Li-hua, CHEN Zhen

(School of Mechanical and Electronic Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: Pre-treatment (geometric modeling-grid-boundary conditions-material attribute definition)-analysis-post-processing are needed when the different plate sizes, solid solution, quenching temperature, thermal conductivity, stretching rate and other parameters are taken into consideration on the residual stress analysis. The mathematical model is set up for each set of parameters for analysis, repeating operation, the analysis efficiency is low. Based on MSC. Patran for secondary development platform, were based on Marc solver, make full use of the powerful features of the Patran command language, by making the custom menus and graphical interface, can submit automatically parameterized modeling, analysis, and read the result of analysis. The aluminum alloy thick plate residual stress analysis software system is developed. The results show that the system calculation results are accurate, convenient and practical, and the efficiency is improved greatly. The error limit is 8.5%.

Key words: MSC. Patran Marc; secondary development; PCL; aluminum alloy; residual stress

文章编号: 1671-6833(2015)02-0018-04

Q345B 厚板 T 型头 CO₂ 气体保护焊温度场的数值模拟与分析

王 栋, 肖 波, 宋志东, 何宗海

(郑州大学 机械工程学院, 河南 郑州 450001)

摘 要: 基于商用有限元软件 ANSYS 的 APDL 语言, 选用适用于 CO₂ 气体保护焊的双椭球热源模型, 建立 Q345B 厚板 T 型接头多层多道焊的有限元模型, 采用单元生死技术, 通过编制子程序逐层逐段地激活焊缝单元来模拟焊缝材料的填充过程, 得到不同焊接速度下模型温度场的分布情况以及模型典型位置的热循环曲线, 并通过实验验证了仿真结果, 证明了焊接模拟的可靠性, 为实际焊接过程分析提供一定的理论帮助。

关键词: CO₂ 气体保护焊; T 型接头; 单元生死技术; 温度场

中图分类号: TG402 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.005

0 引言

近些年, 为满足国内外在建筑、矿山机械、铁路车辆、桥梁隧道等领域的飞速发展, 厚板钢焊接结构的需求越来越多^[1]. T 型焊接接头因其具有较高强度的优良特性, 被广泛应用于箱梁等空间焊接结构中。

对于厚板 T 型接头的焊接, 单道焊缝无法填满坡口, 多采用多道焊的方式进行焊接. 焊接过程是一个快速且不均匀的热循环过程, 焊接热源集中在焊件接头部分, 使焊件存在温度梯度, 产生不均匀的温度场^[2], 焊接温度场与焊接质量和生产效率密切相关. 一些研究者在焊接温度场的模拟方面做了大量工作^[3-6]. 笔者基于有限元分析软件 ANSYS, 利用生死单元技术, 编制了焊缝材料逐步填充以及热源移动的子程序^[7], 对不同焊接速度下 Q345B 厚板 T 型接头 CO₂ 气体保护焊的焊接过程进行模拟, 并对温度场的模拟结果进行了分析研究与实验验证。

1 建立有限元模型

1.1 焊件几何模型

本模拟的厚板模型由两块平板及焊缝组成,

其几何尺寸与模型如图 1 所示. 坡口形式为单面 V 型坡口, 坡口角度为 35°, 钝边尺寸为 2 mm, 采用 CO₂ 气体保护焊, 通过五层六道焊缝焊完。

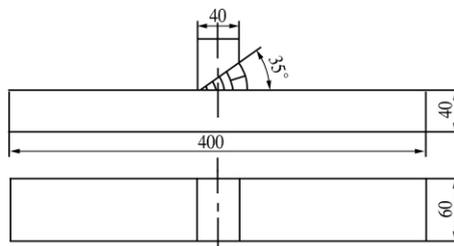


图 1 焊缝及工件的几何模型图(mm)

Fig. 1 Geometric model of weld bead and workpiece

1.2 数学模型的建立

焊接是一个局部快速受热并随后快速冷却的过程, 随着热源的移动, 形成时间和空间内梯度都很大的不均匀温度场, 材料的热物理性能也随温度剧烈变化, 因此焊接温度场的分析是典型的非线性瞬态热传导问题。

非线性瞬态热传导问题的控制方程为^[8]

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_{\text{内}}, \quad (1)$$

式中: ρ 为材料密度; c 为材料比热容; λ 为材料热导率; T 为材料瞬态温度; $Q_{\text{内}}$ 为物体内部产生的

收稿日期: 2014-10-30; 修订日期: 2015-01-19

基金项目: 国家高技术研究发展计划资助项目(863计划)(2012AA041801); 河南省教育厅科学技术研究重点项目(14A460001)

作者简介: 王栋(1970-), 男, 河南郑州人, 郑州大学副教授, 博士, 主要研究方向为抗疲劳制造技术, E-mail: wangdong@zzu.edu.cn.

热量,初始参数如表 1 所示. 其表达的就是物体升温所需热量与传入物体的热量及物体内部产生的热量和相等.

1.3 热源模型的选择^[9]

焊接热源模型是对作用在焊件上的热输入在时间和空间上的一种数学描述,其选取合适与否将直接影响焊接温度场的计算精度. 模拟初始参数如表 1 所示.

表 1 数值模拟初始参数

Tab.1 The initial parameters of numerical simulation

$T/^\circ\text{C}$	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$c/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	$\lambda/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$
20	7 850	480	60

目前常用的焊接热源模型主要有高斯热源模型、均匀热源模型、椭球形热源模型、双椭球热源模型等^[10]. 由于双椭球热源考虑了厚度方向的热流密度分布,模拟结果具有较大熔深的特点,因此适用于厚板焊接过程的数值模拟^[11],结合 CO₂ 保护焊焊接的特点,本模拟选用双椭球热源模型,其热流密度分布如图 2 所示.

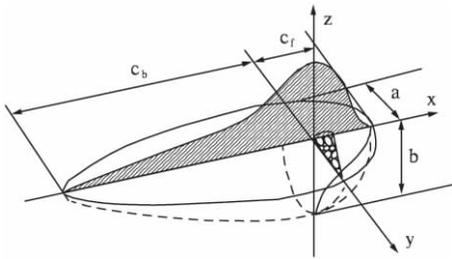


图 2 双椭球热源模型热流密度分布图

Fig.2 Heat flux of double-ellipsoid heat source

双椭球热源前半部分的热流密度分布表达式为

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f q_0}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{c_f^2} - \frac{3y^2}{a^2} - \frac{3z^2}{b^2}\right), \quad (2)$$

双椭球热源后半部分的热流密度分布表达式为

$$q_b(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_b q_0}{abc_b \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{c_b^2} - \frac{3y^2}{a^2} - \frac{3z^2}{b^2}\right), \quad (3)$$

式(2)、(3)中: a 、 b 、 c_f 、 c_b 为热源椭球形状参数, mm; q_0 为热输入功率, $q_0 = \eta UI$, W; f_f 、 f_b 为热源前后椭球的热流密度分布系数, $f_f + f_b = 2$, 是无量纲单位.

1.4 仿真分析条件

焊接是一个涉及物理、化学、冶金和力学的多元过程,因此在对焊接过程进行数值模拟的过程中,对一些次要因素进行了简化,提出以下假设及

处理:(1) 初始室温设为 20 °C;(2) 忽略焊件与试验台之间的热传导;(3) 忽略溶池内部化学反应;(4) 焊丝与母材材料采用相同的热物理性能参数;(5) 忽略保护气体对温度场的影响;(6) 假设焊接速度为匀速;(7) 焊接电流、焊接电压、焊接热效率等在焊接过程中是定值.

本焊接工艺参数为: 电压 25 V, 电流 220 A, 焊接热效率为 0.75, 焊丝直径 1.2 mm, 气体流量为 15 L/min, 采用短路过渡, 同向异时焊接, 即上一道焊缝焊完后, 冷却 10 s 后再同向焊下一道焊缝, 并最终空冷至室温. 焊接顺序如图 3 所示.

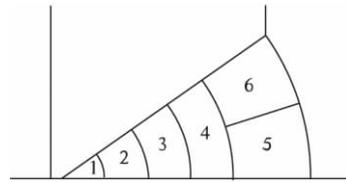


图 3 焊接顺序示意图

Fig.3 The diagram of the welding sequence

1.5 有限元模型

按照几何模型在 ANSYS 中建立有限元模型. 因为焊接过程是一个加热不均匀的过程, 在焊缝及近焊缝处温度梯度较大, 其它区域温度梯度较小, 因此在对有限元模型划分网格时, 焊缝及近焊缝处采用较为细密的网格, 而其它区域采用较为稀疏的网格, 这样既保证了焊接模拟结果的可靠性, 同时减少了网格数量, 节省了计算时间.

结合本分析的有限元模型, 对焊缝及近焊缝处的单元大小定为 1 mm, 其它区域的单元大小定为 4 mm, 划分网格后模型如图 4 所示, 总节点数为 53 472, 总单元数为 45 630.

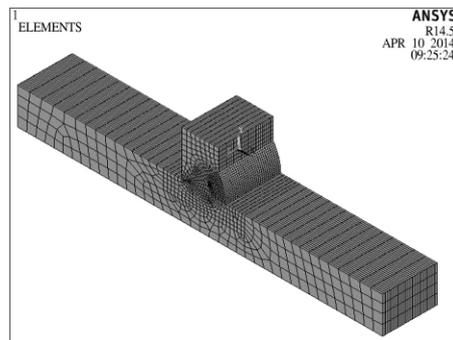


图 4 有限元网格模型

Fig.4 Finite element mesh model

2 仿真结果及分析

2.1 焊缝填充过程的实现

在计算过程中, 利用 ANSYS 软件本身的生死

单元技术,在不增加或减少单元数量的前提下,通过抑制和逐段的激活焊缝处的单元,可以较为真实地模拟焊缝金属的填充这一过程.

2.2 温度场分析结果及分析

在焊丝直径、焊接电流和电压、气体流量等工艺参数一定的情况下,焊接速度是影响焊接稳定性和质量以及温度场分布的重要因素,因此,本次模拟分别对 6 mm/s、8 mm/s 及 10 mm/s 3 种焊接速度进行模拟,得出温度场分析结果并进行分析.

以第一道、第二道焊缝为例,3 种焊接速度下焊接第一、二道焊缝时的温度场分布如图 5 所示,可以看出 3 种焊接速度下,焊缝上的温度云图呈

椭球状分布.随着焊接速度由 6 mm/s 增加到 10 mm/s,温度场等温层的宽度逐渐减小,6 mm/s、8 mm/s 和 10 mm/s 速度下第一道焊缝焊接过程中热源中心经过位置的最高温度分别为 1 747.08 °C、1 508.93 °C 和 1 378.34 °C,第二道焊缝焊接过程中热源中心经过位置的最高温度分别为 2 113.81 °C、1 687.48 °C 和 1 544.3 °C,呈逐渐降低的趋势,模型最低温度为常温 20 °C.这是因为随着焊接速度的增加,热源对焊缝的作用时间逐渐减小,因此热影响区宽度逐渐减小,模型的最高温度逐渐降低.

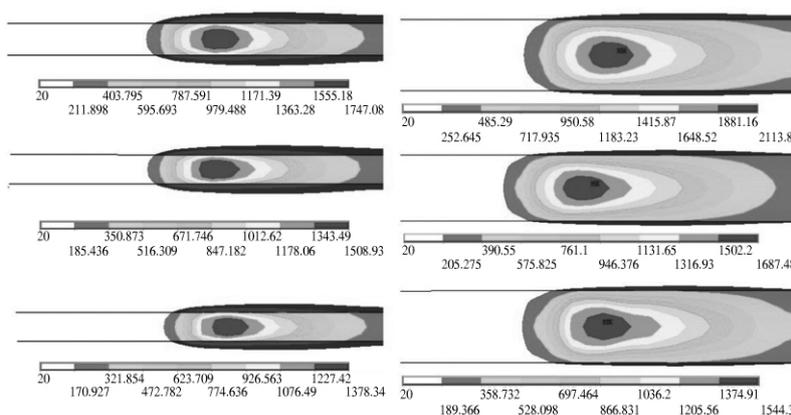


图 5 3 种焊接速度下焊接第一(左)、二(右)道焊缝时温度场分布云图

Fig.5 Temperature cloud chart of the first(left) and the second(right) weld under the three welding speeds

在此取热源中心经过各道焊缝的点作为研究对象进行分析,6 个点分别为 A、B、C、D、E、F,节点号分别为 2 653、7 535、6 029、3 139、3 748 和 9 423,均位于各焊道的中间位置,位置分布如图 6 所示.在 3 种焊接速度下,通过 ANSYS 的计算,得到在焊接过程中六点的温度循环曲线.

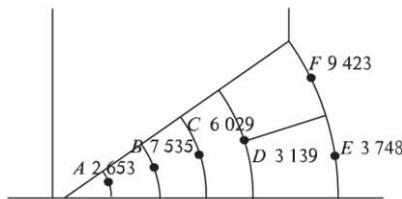


图 6 六点位置分布图

Fig.6 Distribution diagram of the six points

以焊接速度 8 mm/s 时为例,焊缝上 A ~ F 点的温度循环曲线如图 7 所示:焊接热源在第一道缝上加载 2.5 s 左右时,A 点开始受到热源加热作用,温度迅速升高,4.5 s 时 A 点达到最高温度 1 508.93 °C.随着热源的离开,A 点的温度迅速下

降,直至 500 °C 左右时温度的下降逐渐减缓,并降至一个较低值.随随后几道焊缝的焊接,A 点又经历了数次温度升降循环过程,第二次温度循环的最高温度为 300 °C 左右,远低于第一次温度循环的最高温度.这是由于焊缝材料在高温情况下呈液态,导热系数较大,因此当热源离开 A 点之后温度迅速下降;当温度降低以后,焊缝材料呈固态以及相变状态,导热系数远低于液态,因此 A 点的温度下降速度放缓.20.5 s 时 A 点受到第二道焊缝焊接的加热作用,经历第二次温度升降循环,但由于热源不直接作用在 A 点上,因此其最高温度较低.随着焊接厚度的增加,热源对 A 点的作用逐渐减弱,A 点的温度曲线呈现为一种缓慢降低的过程. B ~ F 点的温度循环曲线与 A 点相似,在此不作赘述.

当焊接速度为 6 mm/s 和 10 mm/s 时,A ~ F 点的温度循环曲线变化趋势与焊接速度为 8 mm/s 时基本相同,不同点在于随着焊接速度的提高,温度循环曲线的最高温度逐渐降低,这是由于焊接热

源的作用时间随着焊接速度的提高而逐渐减小,因此输入的热量减少,所以最高温度逐渐降低。

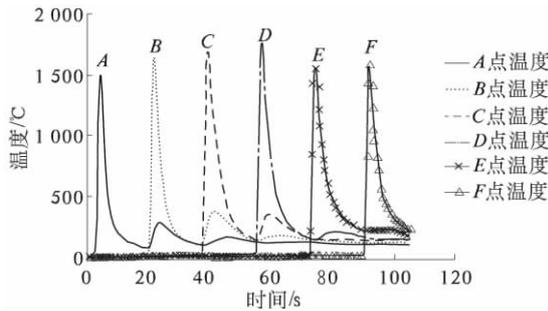


图7 8 mm/s 焊接速度下6点热循环曲线

Fig. 7 The thermal cycling curves of the six points under the welding speed of 8 mm/s

2.3 实验验证

实验设备选用 NBC-350 熔化极气体保护弧焊机一台,焊接热循环曲线测量系统一套. 实验材料为 Q345B 钢板两块,焊丝选用 H08Mn2SiA,焊接速度选用 8 mm/s,实验材料尺寸及焊接工艺参数与数值模拟时所选参数相同. 实验样件及实验所选样点分布如图 8 所示, $a \sim f$ 点与上文中的 $A \sim F$ 点依次对应. 通过实际焊接,利用热循环曲线测试系统测得在焊速为 8 mm/s 时, $a \sim f$ 点的热循环曲线如图 9 所示。



图8 实验样件及实验样点位置

Fig. 8 The experiential sample and sample locations

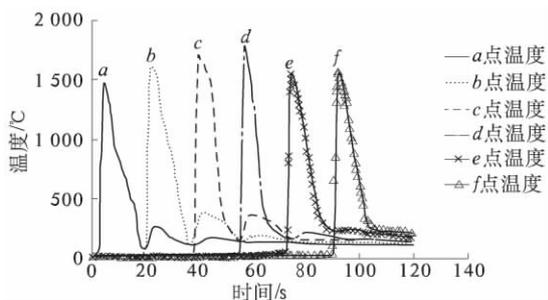


图9 焊速 8 mm/s 下 $a \sim f$ 点实测热循环曲线

Fig. 9 The actual thermal cycling curves of $a \sim f$ points under the welding speed of 8 mm/s

可以看出,通过实验测得的 $a \sim f$ 点的热循环曲线与模拟所得曲线变化趋势相似. 具体温度值略有误差. 在温度下降阶段,模拟的曲线温度下降速率大于实测曲线。

总体来说,对于热循环曲线的变化趋势和最高温度范围,模拟结果与实验结果较为吻合,可以认为模拟数据较为可信。

3 结论

(1) 对比了 6 mm/s、8 mm/s 和 10 mm/s 3 种焊接速度下焊接第一道焊缝和第二道焊缝过程中温度场的分布情况,得出随着焊接速度的提高,温度场垂直焊接方向的等温层宽度有所减小,热源中心的最高温度也有所降低。

(2) 选取位于各道焊缝中间位置的 6 点 (A 点 $\sim F$ 点) 作为研究对象,利用 ANSYS 中的时间历程后处理功能,得到了 3 种焊接速度下 6 点的热循环曲线,结果表明:随着热源的靠近,焊缝处温度瞬间升高到最高温度,接着热源离开,焊缝处温度快速下降,直至 500 °C 时,温度下降速度减缓;另外随着焊接速度的提高,取样点的最高温度有所下降。

(3) 通过实验验证,模拟得到的热循环曲线与实测曲线较为吻合,模拟结果较为可信,为实际焊接过程的分析提供一定的理论帮助。

参考文献:

- [1] 刘志刚,苏白兰,韦弦. Q345 钢板焊接性能研究 [J]. 河南冶金,2003,11(1): 14-15.
- [2] 丁林,周永涛,李明喜. T 型接头激光焊接的温度场和应力场的数值模拟 [J]. 安徽工业大学学报,2007,24(4): 384-388.
- [3] KARLSSON R I, JOSEFSON B L. Three-dimensional finite element analysis of temperatures and stresses in a single-pass butt-welded pipe [J]. AMSE Journal of Pressure Vessel Technology, 1990, 112(2): 76-84.
- [4] KONG Fan-rong, MA Jun-jie, RADOVAR K. Numerical and experimental study of thermally induced residual stress in the hybrid laser-GMA welding process [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211(6): 1101-1111.
- [5] 张银霞,乔向南,王栋,等. CO₂ 气体保护焊温度场的三维数值模拟与分析 [J]. 郑州大学学报: 工学版, 2012, 33(4): 41-45.

(下转第 32 页)

文章编号: 1671-6833(2015)02-0022-06

钢桥面板 U 肋与顶板焊根疲劳寿命预测方法对比分析

杨沐野¹, 吉伯海¹, 傅中秋¹, 徐汉江²

(1. 河海大学 土木与交通学院, 江苏 南京 210098; 2. 苏州市航道管理处, 江苏 苏州 215000)

摘要: 为了对正交异性钢桥面板 U 肋与顶板焊缝疲劳细节进行轮载作用下受力分析及损伤度预测影响因素分析, 以南京长江三桥及实测车流数据为背景, 建立多种有限元模型, 对不同的疲劳效应计算方法进行对比分析。结果表明: 钢桥面板的应力幅计算中, 采用国内车轮横向分布模型所计算的轮迹修正系数约为欧洲规范车轮横向分布模型的 0.7~0.8 倍。基于累计损伤破坏准则, 名义应力法偏安全; 有效缺口应力法的预测稳定性不够; 针对文中钢桥面板细节的有限元疲劳寿命预测, 1 mm 热点应力法理论性强, 结果稳定性好, 结果最为精确。建议使用该方法对钢桥面板顶板与横隔板细节进行疲劳预测。

关键词: 钢桥面板; 疲劳寿命预测; 轮载横向分布; 有限元模型

中图分类号: U441⁺.4 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.006

0 引言

正交异性钢桥面板在国内外大跨径钢桥中得到广泛应用。日本、欧美等国家较早使用正交异性钢桥面板, 这些国家发现钢桥面板焊接结构疲劳开裂问题普遍存在, 有些甚至在短时间内引发桥梁脆断事故^[1~2]。国内一些大跨径缆索支承桥梁在建成运营不久后, 也发现有疲劳开裂的情况, 主要出现在顶板、U 肋及横隔板位置^[3]。在常见钢桥面板疲劳裂纹危害中钢桥面板顶板与 U 肋连接处的疲劳裂纹危害最为严重, 焊接缺陷引起的顶板裂纹多发生在焊趾处或焊跟处, 并沿顶板厚度方向贯通, 如图 1 所示。

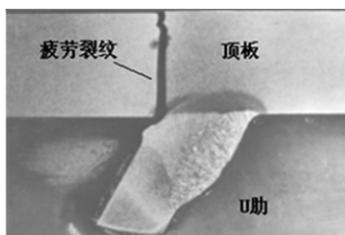


图 1 钢桥面板顶板贯穿裂纹

Fig. 1 Fatigue cracks through deck-plate

正交异性钢桥面板受桥面体系与盖板体系的共同影响, 一旦出现疲劳裂纹, 维修、加固困难。桥

梁运营阶段长期的车辆荷载是导致正交异性钢桥面板疲劳破坏的主要原因^[4], 随着我国交通流量急剧增加, 重载和超载车辆增多, 在对桥面板构件进行长期疲劳损伤预测研究时, 需要对交通流进行同步预测。钢桥面板构件细节局部应力计算是分析疲劳损伤的重要依据。针对顶板部位疲劳细节, 国际焊接协会 IIW、欧洲规范 Eurocode 对其局部应力计算提供了相关建议; 文献 [5] 采用板壳单元模型对顶板细节的应力进行计算^[5]; 对于横隔板处的顶板细节, 文献 [6] 简化顶板并考虑桥面铺装、轮迹分布的影响。

笔者以南京长江三桥及其实测车流数据为背景, 通过非线性回归的方法给出交通流预测数学模型, 对钢桥面板顶板的两处疲劳细节进行轮载作用下受力分析及影响因素分析。为讨论模型对疲劳损伤预测准确性的影响, 建立多种局部模型, 基于不同的疲劳效应计算方法, 对细节处损伤度及寿命进行对比分析。

1 交通流统计预测

将南京长江三桥的交通流数据作为基础, 采用基于概率论的统计预测方法进行交通流量预测。一般认为仅载重较大的车辆才会引起桥梁结

收稿日期: 2014-10-25; 修订日期: 2014-12-03

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51278166); 高等学校博士学科点专项科研基金(20120094110009); 江苏省交通科学研究计划项目(2011Y09-1, 2012Y13)

作者简介: 杨沐野(1989-), 女, 江苏常州人, 河海大学博士生, 主要从事钢桥疲劳与维护研究, E-mail: ymy410@163.com.

构的疲劳损伤,因此疲劳车辆荷载通过对大桥 50 kN 以上的实测车流统计得到^[7]. 据 2006 年~2010 年 8 月各类货车等效轴重均值统计分析,不同车型的轴重及轴距如表 1 所示. 采用最大轴载 140 kN(即车轮荷载 70 kN)的单车轮进行加载分析,单轮接触面积为 200 mm×300 mm.

由大桥 2006~2010 年 7 月、8 月的交通流数据可知,大桥 50 kN 以上的车流量年增长率为 29.0%、7.2%、4.8% 及 14.2%. 为准确描述交通流量未来的发展规律,这里采用非线性组合回归方法,建立基于多项式回归与对数表达式回归的交通流量数学模型,如图 2 所示. 由图 2 可知,2006~2025 年大桥日平均交通流量增长较快,2025~2070 年大桥交通流量呈缓和增长趋势,2070 年后交通流量趋于饱和.

表 1 车辆等效轴重

Tab. 1 Equivalent axle loads and wheelbases of vehicles

车辆类型	车辆轴重/kN					轴距/m
	1 轴	2 轴	3 轴	4 轴	5 轴	
二轴	35	85	—	—	—	5.5
三轴	45	75	140	—	—	3.0, 5.0
四轴	40	80	125	125	—	3.0, 6.5, 1.5
五轴	40	70	100	100	110	3.5, 5.0, 4.0, 1.5

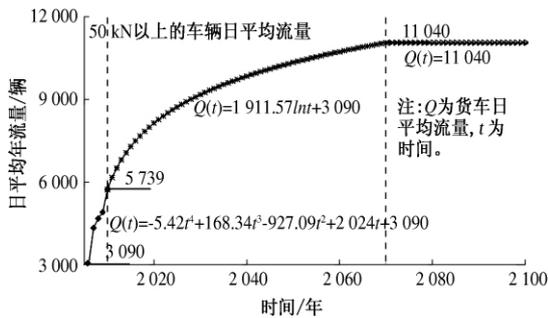


图 2 日平均交通流量组合回归曲线

Fig. 2 Composite curve of bridge average daily traffic flow

2 损伤度预测影响因素

2.1 全桥与局部模型的影响

以南京长江三桥作为工程背景,该桥为国内第一座钢塔斜拉桥. 主跨跨径为 648 m,主梁采用连续扁平钢箱梁,并采用闭口 U 肋加劲的正交异性钢桥面构造.

大桥有限元模型通过 ANSYS 软件建立. 跨中节段的钢箱梁采用壳单元 Shell63 模拟,其余位置的钢箱梁、主塔采用梁单元 Beam4 模拟,拉索采用杆单元 Link10 模拟. 假设主梁变形符合平截面

假定,跨中节段的钢箱梁与相邻钢箱梁间建立刚域. 跨中节段的钢箱梁模型,网格尺寸为 0.2 m,车轮加载位置进行局部细化,网格尺寸为 0.01 m×0.01 m. 为了模拟车辆荷载作为质量-弹簧模型在钢桥面板上运行的过程,采用 Mass21 质量单元模拟车辆重量,并通过 Combine14 弹簧单元将质量单元与主梁进行连接. 图 3 所示为大桥的全桥混合单元模型.

文献[8]认为钢桥面板模型横向取 6 根及以上 U 肋,纵向取 3 个以上横隔板间距时,其计算结果与整体模型的计算结果相差不大. 为节约计算空间,可建立钢桥面板局部板壳模型. 在钢桥面板横向取 7 根 U 肋,纵向取 6 个横隔板间距,如图 4 所示.

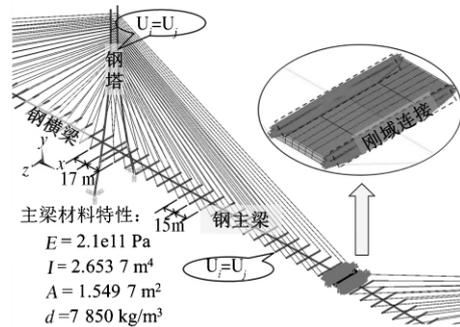


图 3 全桥混合单元模型

Fig. 3 Hybrid finite element model of bridge

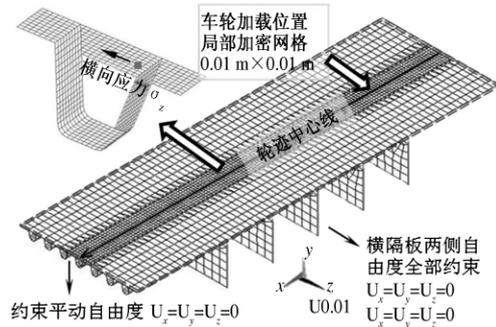


图 4 钢桥面板局部模型

Fig. 4 Local model of orthotropic steel deck

由于顶板疲劳裂纹主要沿垂直于纵向焊缝开展,根据国际焊接协会推荐,取距离焊缝 1.5 t(顶板厚度)的横向应力作为参考指标^[9]. 图 5 为钢桥面板顶板疲劳细节示意图.

图 6 为钢桥面板顶板细节在两种模型下分析得到的应力影响线. 横隔板处、横隔板间顶板细节的应力影响线形状一致. 车轮到达计算点位置时,横向应力峰值明显. 两模型分析得到的顶板细节应力幅相差均小于 5.0%. 采用局部板壳模型分

析得到的结果合理,且可以提高计算效率,下文中采用钢桥面板局部模型进行讨论.

2.2 纵向应力幅叠加效应

在分析多轴车轮作用下车轮间相互影响时,采用的表1中三轴车的轴重与轴距加载.图7为三轴、单轴车轮作用下顶板细节的应力影响线,采用单轮 P_1 的横向加载方式.在三轴车轮作用下,顶板细节出现3个明显的横向应力峰值,后轴横向应力峰值最大.单轴作用引起的横向应力峰值与三轴加载吻合,车轮纵向间的相互影响很小.在钢桥面板的应力幅计算中,可以忽略车轮作用的

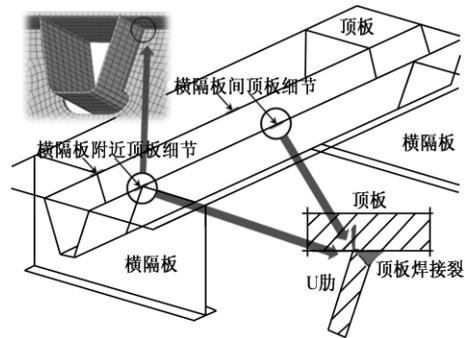


图5 钢桥面板顶板疲劳细节

Fig.5 Fatigue details of orthotropic steel deck plate

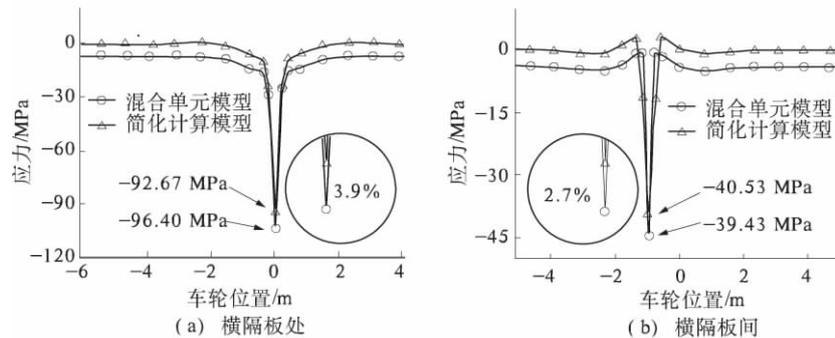


图6 顶板疲劳细节应力影响线

Fig.6 Stress influence line of fatigue details in deck plate

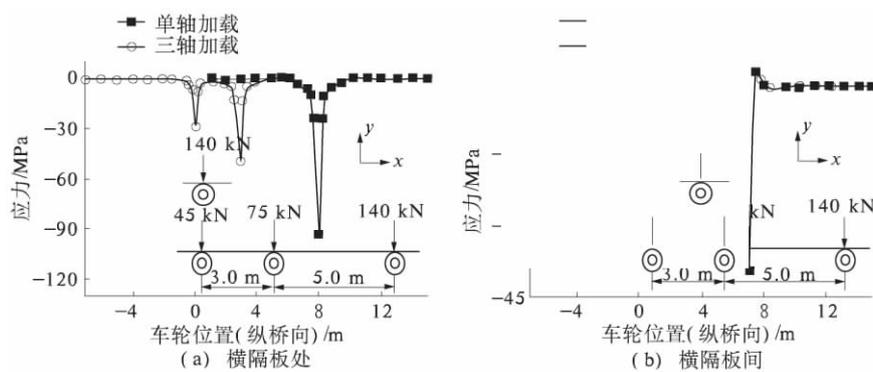


图7 三轴、单轴车轮作用下顶板疲劳细节应力影响线

Fig.7 Stress influence line of fatigue details under triaxle and uniaxial vehicle load

相互影响作用^[10],因此在以下计算分析中,在顺桥向仅考虑单轴车轮效应.

2.3 车轮横向分布的影响

对钢桥面板局部模型进行加载分析,参考虎门大桥车轮轨迹统计分析结果,假定横桥向以150 mm为一种分布情况^[11].因车轮在某些位置行驶概率较小,这里只分析P1,P2,P3 3种,加载工况及车轮横向分布概率如图8所示.

图9为单轮作用下,横向3种加载位置对应

的顶板细节应力影响线.在横隔板处,P1位置对疲劳细节受力较为不利,横向应力峰值达到 -93.04 MPa;单轮P2作用下,疲劳细节应力峰值为正值,这是由U肋与横隔板交接处刚度突变引起的.在横隔板间,单轮P2加载对疲劳细节受力较为不利,横向应力峰值达到 -73.62 MPa.由图9可知,对于两个不同纵向位置的顶板细节,横向不利加载位置并不一致,这与横隔板对顶板与U肋刚度的局部补强作用有关.

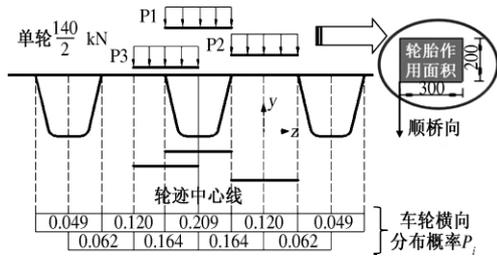
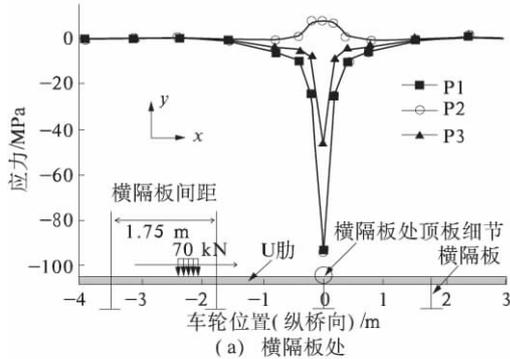
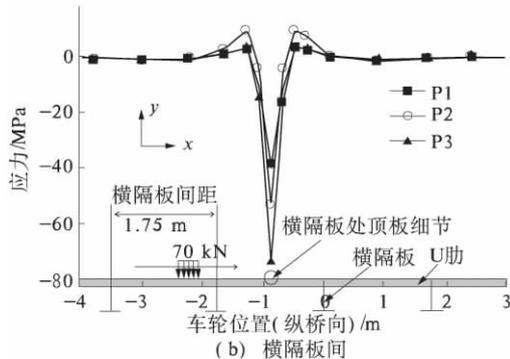


图 8 车轮横向分布概率

Fig. 8 Loading distribution probability



(a) 横隔板处



(b) 横隔板间

图 9 横向加载位置下顶板细节应力影响线

Fig. 9 Stress influence line of fatigue details in deck plate under transverse running locations

为了描述车轮横向分布对钢桥面板疲劳的影响,这里根据文献 [8] 的研究,采用车轮横向分布影响因子 α_L 来描述影响程度. 计算公式如式 (1) 所示,

$$\alpha_L = \sqrt[3]{\sum (\lambda_i^3 \times p_i) / \sum p_i}, \quad (1)$$

式中: λ_i 为任意位置应力幅与最不利位置应力幅之比; α_L 为车轮横向分布影响因子.

根据公式计算得到横隔板处、横隔板间的影响因子分别为 0.77 和 0.76, 对应的应力幅下降了 20% ~ 25%. 表明在考虑车轮横向分布之后, 与只考虑最不利荷载位置相比, 顶板细节疲劳寿命预测值增加了 1.7 ~ 2.0 ($1.2^3 \sim 1.25^3$) 倍, 车辆行驶时轮载横向分布对顶板细节疲劳寿命预测的影响不应忽略.

2.4 轮迹修正系数

根据数值计算得到的顶板与横隔板疲劳细节应力影响线, 采用泄水计数法提取疲劳细节的应力幅与应力循环次数, 将疲劳细节应力幅按 Miner 线性等效损伤原理, 计算考虑车轮横向分布的等效应力幅. 其计算公式如式 (2) 所示,

$$\Delta\sigma_{eq} = \left(\sum_{i=1}^n p_i \Delta\sigma_i^m \right)^{1/m}, \quad (2)$$

式中: $\Delta\sigma_{eq}$ 为等效应力幅; n 为应力循环次数; p_i 为第 i 次车轮横向位置所对应的概率; $\Delta\sigma_i$ 第 i 次的应力幅; m 为 S - N 曲线的斜率参数, 一般取 3.0.

3 种加载情况下, 构造细节的应力影响线和轮迹线分布频率, 计算出轮迹横向分布模型下的等效应力幅, 与最不利加载位置所计算的疲劳应力幅之比为应力幅轮迹修正系数, 如表 2 所示. 由表 2 可知, 南京三桥轮迹修正系数与荷兰规范较为接近. 采用国内车轮横向分布模型所计算的轮迹修正系数约为欧洲规范车轮横向分布模型的 0.7 ~ 0.8 倍.

表 2 顶板细节轮迹修正系数

Tab. 2 Correction factors of wheel positions

顶板疲劳细节位置	横隔板处	横隔板间
最大应力幅 $\Delta\sigma_{max}$ /MPa	93.04	73.62
等效应力幅 $\Delta\sigma_{eq}$ /MPa	57.96	56.87
南京三桥 $\Delta\sigma_{eq} / \Delta\sigma_{max}$	0.62	0.77
虎门大桥 $\Delta\sigma_{eq} / \Delta\sigma_{max}$	0.64	0.78
荷兰规范 $\Delta\sigma_{eq} / \Delta\sigma_{max}$	0.69	0.83
欧洲规范 $\Delta\sigma_{eq} / \Delta\sigma_{max}$	0.87	0.94

3 疲劳方法损伤度对比分析

3.1 疲劳效应计算模型

(1) 板壳单元法. 采用前文中建立的局部板壳模型加载得到计算应力幅, 按公式 (2) 计算得各车型的等效应力幅, 并进行轮迹修正及冲击系数修正, 冲击系数参考 BS5400 取 1.25.

(2) 名义应力法. 采用简化梁理论进行疲劳效应计算. 对于两个简化梁模型均采用最不利横向加载, 其名义应力可以采用力学公式 (3) 表示为

$$\sigma = \frac{My}{I_z}, \quad (3)$$

桥面板的有效作用宽度为顺桥向宽 0.2 m.

(3) 1 mm 热点应力法. 取构件表面以下 1 mm 处的应力值作为热点应力. 顶板细节的热点

应力计算模型如图 10 所示,顶板细节考虑焊缝未熔透率为 40%. 疲劳细节位置网格细化尺寸为 1 mm.

(4) 有效缺口应力法. 在焊接接头处,不规则的焊缝缺陷采用有效半径 $r = 1 \text{ mm}$ 半径的虚拟圆孔模拟缺口^[12]. 图 11 为顶板细节的有效缺口应力计算模型.

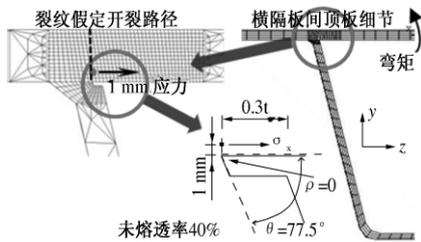


图 10 1 mm 热点应力法计算模型

Fig. 10 1 mm hot spot method example of FEM model

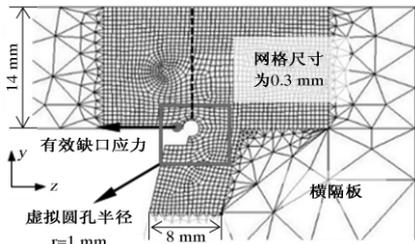


图 11 有效缺口应力计算模型

Fig. 11 Notch stress method example of FEM model

这 4 种方法的计算应力幅等效换算与局部板壳单元法一致. 将以上这 4 种应力计算方法,与上文中钢桥面板局部板壳模型的计算结果进行对比,并用前文中得到的细节处修正系数对等效应力幅进行修正,修正系数 = 冲击系数 × 轮迹修正系数.

3.2 疲劳细节预测方法对比

为比较各疲劳评估方法对应的顶板细节损伤情况,需根据实际情况选择合适的 S-N 曲线. 在失效概率 2.28% 情况下,这 4 条 S-N 曲线如图 12 所示.

参照上文预测未来 120 年的日交通量确定荷载循环数,由累积损伤定律进行损伤度计算. 表 3 列出了顶板上两处细节在同一失效概率 2.28% 下使用 50 年后的损伤度.

对于两类细节,名义应力法计算得到的疲劳损伤度都为最大,都为 1 mm 热点应力法对应的疲劳损伤度的 2 倍以上;有效缺口应力法对两类细节计算的损伤度最不稳定. 对该类钢桥面板细节的损伤预测,理论上是热点应力法最为精确,但

在工程应用中依然是名义应力最为适用. 缺口应力在焊缝处的局部应力变化陡峭,且缺口应力受到缺口半径与板厚之比 r/t 影响,在有限元模拟时相较其他方法更为不稳定,仍需对模型细节进行修正.

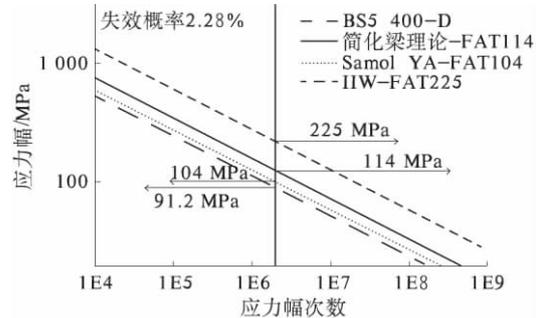


图 12 顶板细节 S-N 曲线

Fig. 12 S-N curves of deck plate details

表 3 不同方法计算的疲劳损伤度

Tab. 3 Fatigue damage corresponding to different methods

疲劳评价方法	50 年损伤度		两细节寿命比
	横隔板处	横隔板间	
板壳	1.14	1.09	1.04
名义	1.63	1.52	1.06
热点	0.80	0.69	1.08
缺口	1.60	0.76	1.80

4 结论

(1) 采用局部模型分析疲劳受力具有合理的精度. 同时在钢桥面板的应力幅计算中,可以忽略纵向车轮间的相互影响作用,车轮横向分布情况对顶板细节疲劳寿命预测影响较大.

(2) 基于累计损伤破坏准则,名义应力法偏安全,建议作为构件理想状态下寿命评估参考值;有效缺口应力法仍需对模型细节进行更深入的研究修正以确保预测结果的稳定性.

(3) 针对文中钢桥面板细节的有限元疲劳寿命预测,1 mm 热点应力法理论性强,结果稳定性好,结果最为精确. 建议使用该方法对钢桥面板顶板与横隔板细节进行疲劳预测.

参考文献:

- [1] WOLCHUK R. Lessons from weld cracks in orthotropic decks on three european bridges [J]. Journal of Structural Engineering, 1990, 116(1): 75 ~ 84.
- [2] CUNINGHAME J R, BEALES C. Fatigue crack locations in orthotropic steel decks [C]. International Association for Bridge and Structural Engineering, 1990.

- [3] 童乐为, 沈祖炎. 正交异性钢桥面板疲劳验算 [J]. 土木工程学报, 2000, 33(3): 16-21.
- [4] 郭彤, 李爱群. 基于长期监测数据的桥面板焊接细节疲劳寿命评估 [J]. 土木工程学报, 2009, 42(6): 66-72.
- [5] SUSUMU I. Wheel trucking test for weld of U-shaped rib and deck plate in the orthotropic steel deck [R]. Japan Bridge Association, 2006.
- [6] DE J F B P, KOLSTEIN M H, BIJLAARD F S K. Research project TU delft; behaviour conventional bridge decks and development of renovation techniques [C]. Proc. of 2004 Orthotropic Bridge Conference, ASCE, Sacramento, CA, 2004: 25-27.
- [7] BSI. BS7608. Code of practice for Fatigue design and assessment of steel structures [S]. BSI. 1993.
- [8] SAMOL Y, KENTARO Y. Fatigue durability evaluation of trough to deck plate welded Joint of orthotropic steel deck [J]. Japan Society of Civil Engineers A, 2008, 64(3): 603-616.
- [9] HOBACHER A. Recommendations for fatigue design of welded joints and components [M]. Shaker Heights, OH: Welding Research Council, 2009.
- [10] 周泳涛, 刘延芳, 翟辉, 等. 公路钢桥疲劳设计横向多车效应分析 [J]. 公路交通科技, 2010, 27(9): 80-84.
- [11] 崔冰, 吴冲, 丁文俊, 等. 车辆轮迹线位置对钢桥面板疲劳应力幅的影响 [J]. 建筑科学与工程学报, 2010, 27(3): 19-23.
- [12] HOBACHER A F. The new IIW recommendations for fatigue assessment of welded joints and components-A comprehensive code recently updated [J]. International Journal of Fatigue, 2009, 31(1): 50-58.

Contrastive Analysis of Fatigue Life Prediction Methods for Welding Roots in U-Rib and Orthotropic Steel Bridge Deck

YANG Mu-ye¹, JI Bo-hai¹, FU Zhong-qiu¹, XU Han-jiang²

(1. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. Suzhou Waterways Management Division, Suzhou 215000, China)

Abstract: Based on the 3rd Nanjing Yangtze River Bridge and the measured data of traffic, the analysis of the stress and damage prediction influencing factors of the fatigue details on welding roots in U-Rib and orthotropic steel bridge deck under the and the wheel load is made. Based on the cumulative damage failure criterion, fatigue damage degree calculated by nominal stress method is more reliable and notch stress is not stable while compare to other methods. For the steel deck plate details in this paper, FE analysis prediction of fatigue life showed that 1mm hot spot stress method is of strong theory and most accuracy results. This approach is recommended for predicting the fatigue life of details on welding roots in U-Rib and orthotropic steel bridge decks.

Key words: orthotropic steel deck; fatigue life prediction; transverse running locations distribution; FEM analysis

文章编号: 1671-6833(2015)02-0028-05

旧水泥路面沥青加铺层间防裂抗拉强度指标研究

袁玉卿¹, 刘凤利¹, 王选仓²

(1. 河南大学 土木建筑学院, 河南 开封 475004; 2. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710064)

摘要: 为了研究旧水泥路面沥青加铺层间防裂抗拉强度指标, 基于 APP 油毡层间防裂建立模型, 进行了力学分析、理论推导、数值模拟, 推导出了层间抗拉强度的实用计算式, 推荐了强度指标值。结果表明: 在小变形的前提下, 挠度值与缝宽度、延伸率成正比; 防裂夹层所受到的拉力, 与缝宽度、路面压力成正比, 与延伸率成反比; 防裂夹层的拉伸模量在 1 000 MPa 时经济技术效果最好, 最大主应力、等效应力及最大剪应力分别为 0.59 MPa, 1.02 MPa, 0.51 MPa。考虑油毡的通用试验方法及抗拉强度的表示方法, 油毡的抗拉强度应不小于 300 N/50 mm。

关键词: 道路工程; 层间抗裂; 加铺层; 旧水泥路面; 抗拉强度; APP 油毡

中图分类号: U416.2 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.007

0 引言

旧水泥路面加铺沥青层, 设置层间防裂层能控制和延缓反射裂缝向上传递。苗英豪等^[1]分析了土工织物内应力应变; 李善强^[2]、王选仓^[3]等研究表明 APP 油毡抗裂性能良好; 朱宁^[4]、凌天清^[5]等研究了土工材料及应力吸收层防裂; 袁明等^[6]分析了层间剪应力及敏感性; 李侠^[7]研究了温度应力和耦合应力; 王小侠^[8]、李祖仲等^[9]研究了应力吸收层低温抗裂性能; 袁玉卿等^[10]研究了最不利点位受力时层间用 APP 油毡防裂; 周燕^[11]、尚同羊^[12]等分别探讨了应力吸收层抗剪性能及设计方法。以上研究筛选出了 APP 油毡、玻纤格栅、沥青混凝土应力吸收层等沥青加铺层间防裂材料, 但是, 尚没有特别明确的抗拉强度指标限值要求, 防裂材料的选择和设计尚存在一定的盲目性, 因此, 基于旧水泥板稳定和小变形的前提下, 探索层间防裂抗拉强度计算方法和指标, 以为理论研究和工程应用提供参考。

1 理论分析

1.1 受力分析

假设层间防裂材料为 APP 改性沥青油毡, 在

水平面内各向同性。均匀微小压力 p 作用下, 属平面应变问题, APP 油毡受张紧的薄膜效应作用, 薄膜上各点产生微小挠度 z ; 设缝宽为 ξ ; 防裂层呈圆弧形曲线, 在 $x = \xi/2$ 处有最大挠度 f 。详见图 1、2。

设 APP 油毡单位宽度内受到拉力 T , 分析边长 dx 和 dy 微单元受力。

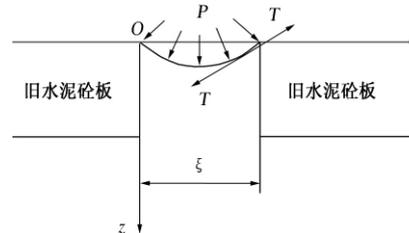


图 1 力学计算模型

Fig. 1 Model of mechanics computation

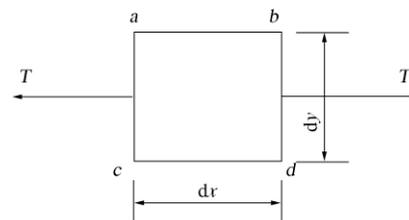


图 2 计算单元体

Fig. 2 Computing unit of APP modified bituminous linoleum

收稿日期: 2014-11-27; 修订日期: 2015-01-09

基金项目: 河南省自然科学研究计划资助项目(2011A580001); 河南省交通运输厅科技项目(2010PII10); 交通部西部交通建设科技项目(200531881213)

作者简介: 袁玉卿(1972-), 男, 河南洛阳人, 河南大学副教授, 博士, 博士后, 主要从事道路工程研究, E-mail: yroad@126.com.

由图 2 知,边 bd 、 ac 上拉力均为 Tdy , z 轴上投影分别为 $-Tdy \frac{\partial z}{\partial x}$ 、 $Tdy(\frac{\partial z}{\partial x} + \frac{\partial^2 z}{\partial x^2} dx)$. 微单元受到的总压力为 $pdx dy$. 由平衡条件 $\sum z_i = 0$ 得

$$-Tdy \frac{\partial z}{\partial x} + Tdy(\frac{\partial z}{\partial x} + \frac{\partial^2 z}{\partial x^2} dx) + pdx dy = 0, \quad (1)$$

整理得
$$\frac{\partial^2 z}{\partial x^2} = -\frac{p}{T}. \quad (2)$$

解微分方程(2)得

$$z = -\frac{px^2}{2T} + c_1 x + c_2, \quad (3)$$

代入边界条件

$$\begin{cases} x=0, z=0 \\ x=\frac{\xi}{2}, z=f \end{cases}. \quad (4)$$

则有

$$z = \frac{8fTx - 2px^2\xi + px\xi^2}{4T\xi}. \quad (5)$$

式(5)代入边界条件

$$\begin{cases} x=\xi \\ z=0 \end{cases}, \quad (6)$$

得

$$T = \frac{p\xi^2}{8f}. \quad (7)$$

式中: T 为 APP 油毡所受拉力, N/m ; p 为作用于 APP 油毡上的压力, Pa ; ξ 为接(裂)缝宽度, m ; f 为 APP 油毡在荷载作用下产生的挠度, m .

1.2 变形分析

如图 3 所示,横缝宽按规范规定为 $3 \sim 8 \text{ mm}$, 所以 f 不可能大于 $\xi/2$. 事实上,当 $f > \xi/2$ 时,路面结构本身已严重破坏,防裂层已失去功能. 基于小变形,曲率圆的圆心不可能低于 APP 油毡未变形时的平面. 因此,只考虑 $f \leq \xi/2$ 的情形.

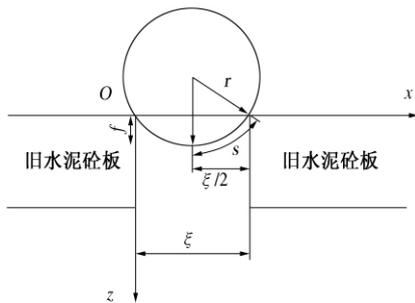


图 3 几何关系图示

Fig. 3 Sketch of geometric relationships

由图 3 可知曲率圆半径 r 为

$$r = \frac{\xi^2 + 4f^2}{8f}. \quad (8)$$

APP 油毡延伸率 ε 为

$$1 + \varepsilon = \frac{2r}{\xi} \arcsin \frac{\xi}{2r}. \quad (9)$$

将式(8)代入式(9)可得

$$1 + \varepsilon = \frac{1 + 4(\frac{f}{\xi})^2}{4\frac{f}{\xi}} \arcsin \frac{4\frac{f}{\xi}}{1 + 4(\frac{f}{\xi})^2}. \quad (10)$$

令 $y = \varepsilon$, $x = \frac{f}{\xi}$, 则式(10)为

$$y + 1 = \frac{1 + 4x^2}{4x} \arcsin \frac{4x}{1 + 4x^2}, \quad (11)$$

$$\text{即 } (y + 1) \frac{4x}{1 + 4x^2} = \arcsin \frac{4x}{1 + 4x^2}. \quad (12)$$

式(12)两边对 x 求导数,整理得

$$y' + y \frac{1 - 4x^2}{x(1 + 4x^2)} = \frac{8x}{1 + 4x^2}. \quad (13)$$

式(13)对应的齐次方程为

$$y' + y \frac{1 - 4x^2}{x(1 + 4x^2)} = 0. \quad (14)$$

式(14)可化为

$$\frac{1}{y} dy = \frac{4x^2 - 1}{x(1 + 4x^2)} dx. \quad (15)$$

对式(15)两边积分,得齐次方程(14)的通解

$$y = \frac{4x^2 + 1}{x} c_1. \quad (16)$$

用常数变易法将式(16)中的 c_1 变为 u , 令

$$y = \frac{4x^2 + 1}{x} u. \quad (17)$$

则

$$\frac{dy}{dx} = u \frac{4x^2 + 1}{x} + u \frac{4x^2 - 1}{x^2}. \quad (18)$$

将式(18)代入非齐次方程(13)得

$$\frac{du}{dx} = \frac{8x^2}{(4x^2 + 1)^2}. \quad (19)$$

对式(19)积分,得

$$u = \frac{-x}{4x^2 + 1} - \frac{1}{2} \arctan 2x + c_2. \quad (20)$$

将式(20)代入式(17),得方程(11)的通解为

$$y = \frac{1}{2} \cdot \frac{4x^2 + 1}{x} \arctan 2x - 1 + c_2 \frac{4x^2 + 1}{x}. \quad (21)$$

又知边界条件

$$\begin{cases} x = \frac{f}{\xi} = \frac{1}{2} \\ y = \varepsilon = \frac{\pi}{2} - 1 \end{cases}. \quad (22)$$

将边界条件(22)代入式(21),可得 $c_2 = 0$, 所以式(21)可化为

$$y + 1 = \frac{4x^2 + 1}{2x} \arctan 2x, \quad (23)$$

令 $\psi = \arctan 2x$, (24)

对式(24)进行麦克劳林展开,则有

$$\psi = \arctan 2x = 2x - \frac{8}{3}x^3 + \frac{32}{5}x^5 - \dots,$$

其中 $|2x| < 1$. (25)

将式(25)代入式(23),略去高次项化简可得

$$x = \frac{\sqrt{6}}{4} y^{0.5}. \quad (26)$$

又由 $y = \varepsilon, x = \frac{f}{\xi}$, 则

$$f = \frac{\sqrt{6}}{4} \xi \varepsilon^{0.5}. \quad (27)$$

2 数值模拟

2.1 模型建立

视路面结构为弹性层状体系,由上至下:沥青加铺层、防裂夹层、旧水泥混凝土路面和基础.采用 ANSYS 有限元软件,建立 3 维空间模型. APP 油毡采用 3 维薄膜单元,其它层采用 8 节点实体单元.为反映半无限大空间特性,基础深 9 m、宽 6.5 m、长 12 m.

2.2 计算参数

根据实际工程,水泥板长 \times 宽 \times 厚 = 5 m \times 4.5 m \times 0.28 m,其它参数见表 1.

表 1 各结构层计算参数

Tab.1 Calculation parameters of each structure layer

结构层	厚度 /cm	弹性模量 /MPa	泊松比	导热系数 / (W · m ⁻¹ · °C ⁻¹)		线膨胀系数 / (°C ⁻¹)
				数 /	数 /	
沥青加铺层	6	1 200	0.25	1.2	2.1 × 10 ⁻⁵	
APP 油毡	0.3	20 ~ 5 000	0.45	1.0	1.0 × 10 ⁻⁵	
旧水泥混凝土板	28	30 000	0.15	1.5	1.5 × 10 ⁻⁵	
基础	—	300 ^①	0.35	1.0	0.5 × 10 ⁻⁵	

注: ①基础的弹性模量为原路面基层、底基层、垫层和路基的当量值.

采用 BZZ - 100, 轮胎内压 0.7 MPa, 双轮间

距 31.95 cm, 荷载圆半径为 10.65 cm. 在最不利位置,即接缝单侧中部,施加 20 cm \times 40 cm 的均布荷载.

2.3 耦合应力

路面结构参考温度为 0 °C, 沥青加铺层表面降温幅度为 15 °C, 研究 APP 油毡夹层, 在荷载与温度联合作用的耦合应力如图 4.

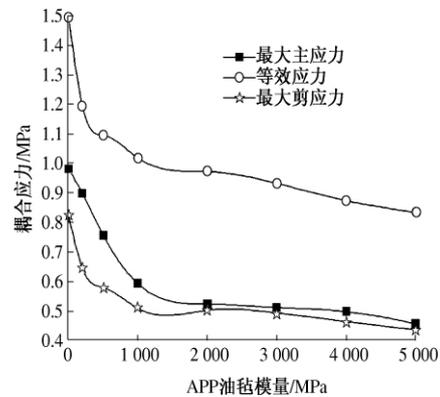


图 4 耦合应力随 APP 油毡模量的变化

Fig.4 Coupling stress changing with APP felt modulus

由图 4 知,当防裂层拉伸模量从 0 MPa(无夹层)增大到 1 000 MPa 时,耦合作用下最大主应力、等效应力、最大剪应力急剧减小.当防裂层拉伸模量从 1 000 MPa 增大到 5 000 MPa 时,应力曲线逐渐趋于平缓,说明此种工况对耦合应力消减作用趋于稳定.因此,防裂层的拉伸模量在 1 000 MPa 时经济技术效果最好.此时,最大主应力、等效应力及最大剪应力分别为 0.59 MPa, 1.02 MPa, 0.51 MPa.

3 层间抗拉强度指标分析

3.1 基于理论推导的抗拉强度指标

将公式(27)代入式(7)可得防裂层在缝上的张拉应力计算式

$$T = \frac{p\xi^2}{8f} = 0.2p\xi\varepsilon^{-0.5}. \quad (28)$$

防裂层延伸率 ε 一般为 $30\% \leq \varepsilon \leq 60\%$. 取 $\xi = 0.01$ m, 根据式(28)计算抗拉强度如图 5.

由图 5 可知,防裂层的抗拉强度一般应在 500 ~ 4 500 N/m 之间,综合考虑各种因素,油毡的抗拉强度 $\leq 4 000$ N/m. 与通用表示方法一致,油毡的抗拉强度 ≥ 200 N/(50 mm).

3.2 基于数值模拟的强度指标

根据数值模拟的耦合应力,计算 APP 油毡的

抗拉强度及抗剪强度如图6.

由图6知,当APP油毡层的拉伸模量从0 MPa(无夹层)增大到1 000 MPa时,抗拉强度、抗剪强度急剧减小.此后,强度曲线逐渐趋于平缓.因此,选用APP油毡拉伸模量在1 000 MPa时经济技术效果最好.此时,抗拉强度、抗剪强度分别为1 776.9 N/m,1 525.2 N/m.综合考虑各种因素,油毡抗拉强度 $\leq 2\ 000$ N/m.与通用表达方法一致,抗拉强度 ≥ 100 N/(50 mm).

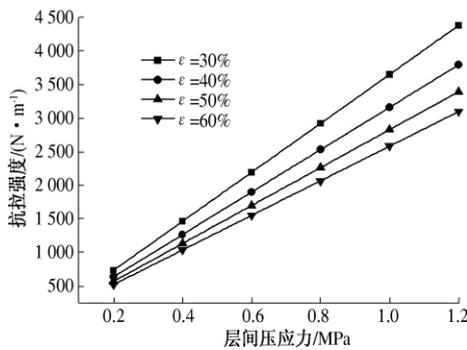


图5 防裂层抗拉强度分析

Fig. 5 Analysis of APP linoleum tensile strength

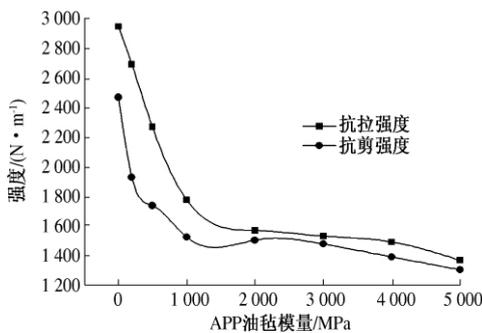


图6 APP油毡强度分析

Fig. 6 Analysis of strength APP linoleum

综合考虑理论推导及数值模拟,安全系数^[13]取1.5,因此,层间防裂材料的抗拉强度 $\leq 200 \times 1.5 = 300$ N/(50 mm).

4 结论

本研究是在诸多假定条件下进行的,计算结果具有一定的局限性和误差,为了保证防裂效果,旧路面基层必须稳定、板下无脱空.

(1) 根据薄膜效应原理建立力学模型,进行受力分析,推导了APP油毡所受的拉力.

(2) 根据曲率圆、缝宽度和挠度之间的几何关系以及延伸率的定义,经过变形分析,得到了挠

度的实用表达式.

(3) 根据力学及变形分析,推导出了实用的抗拉强度计算式.

(4) 建立有限元模型进行数值模拟,计算了车辆及温度荷载共同作用下的耦合应力.

(5) 基于理论推导及数值模拟,防裂层的抗拉强度应 ≥ 300 N/(50 mm).

参考文献:

- [1] 苗英豪,赵恩强,王书云,等.土工织物延缓沥青路面疲劳型反射裂缝的有限元分析[J].北京工业大学学报,2009,35(6):790-795.
- [2] 李善强,王选仓.沥青加铺层反射裂缝发展疲劳模拟试验研究[J].中外公路,2009,29(2):190-193.
- [3] 王选仓,刘凯,李善强.沥青加铺层夹层材料抗反射裂缝性能研究[J].建筑材料学报,2010,13(2):247-252.
- [4] 朱宁.旧水泥混凝土路面沥青加铺方案优化及施工工艺[D].天津:河北工业大学土木工程学院,2010.
- [5] 凌天清,李修磊,张剑,等.复合式路面层间夹层抗反射裂缝能力的模拟试验[J].重庆交通大学学报:自然科学版,2010,29(4):536-539.
- [6] 袁明,凌天清,张睿卓,等.复合式路面层间剪应力分析[J].重庆交通大学学报:自然科学版,2011,30(6):1318-1322.
- [7] 李侠.基于应力吸收层的水泥混凝土沥青加铺路面力学特性分析[J].西安建筑科技大学学报:自然科学版,2012,44(3):420-425.
- [8] 王小侠.寒区旧水泥路面沥青罩面层间技术研究[D].西安:长安大学公路学院,2011.
- [9] 李祖仲,陈拴发,廖卫东,等.改性沥青应力吸收层混合料低温抗裂性能评价[J].中国公路学报,2012,25(4):29-35.
- [10] 袁玉卿,高丹盈,王选仓.APP油毡用于旧水泥路面沥青加铺层间防裂[J].武汉理工大学学报,2012,34(4):48-51.
- [11] 周燕,李美东,苑瑞星,等.应力吸收层贯入试验数值分析与试验方法评价[J].郑州大学学报:工学版,2012,33(1):6-10.
- [12] 尚同羊,张苛,高涛涛,等.橡胶沥青应力吸收层设计方法探讨[J].郑州大学学报:工学版,2013,34(2):40-44.
- [13] 蒋应军,戴经梁.土工织物在道路工程防裂中的应用.长安大学学报:自然科学版,2007,27(4):18-22.

Research on Tensile Strength Index of Anti-cracking Interlayer between Old Cement Pavement and Asphalt Overlay

YUAN Yu-qing¹, LIU Feng-li¹, WANG Xuan-cang²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Henan University, Kaifeng 475004, China; 2. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

Abstract: To explore tensile strength index of anti-cracking interlayer between old cement pavement and asphalt overlay, based on the special model of APP modified bituminous linoleum reinforced the structure, mechanical analysis, theoretical derivation and numerical simulation were put forward. Then, practical calculation formula of tensile strength of anti-cracking layer was also deduced. Finally, strength index was recommended. In the premise of small deformation, deflection value is proportional to crack width and elongation. Pulling force of anti-cracking sandwich is proportional to crack width and pavement pressure, and inverse to elongation. The anti-cracking interlayer with 1000 MPa modulus can obtain the best economic technology effect, when the maximum principal stress, equivalent stress and maximum shear stress are 0.59, 1.02 and 0.51 MPa, respectively. In consideration of the general test methods and expression, the tensile strength of APP linoleum should be not less than 300 N/50 mm.

Key words: road engineering; anti-cracking interlayer; overlay; old cement pavement; tensile strength; APP modified bituminous linoleum

(上接第 21 页)

- | | |
|--|--|
| <p>[6] BARCHORSKI A, PAINTER M J, SMAILES A J, et al. Finite element prediction of distortion during gas metal arc welding using the shrinkage volume approach [J]. <i>Journal of Materials Processing Technology</i>, 1999, 92(93): 405 - 409.</p> <p>[7] 龚曙光, 谢桂兰. ANSYS 操作命令与参数化编程 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2004.</p> <p>[8] TEKRIWAL P, MAZUMDER J. Finite element analysis of three dimensional transient heat transfer in GMA</p> | <p>welding [J]. <i>Welding Research Supplement</i>, 1988, 16(7): 150 - 156.</p> <p>[9] 肖冯, 米彩盈. T 型角接头焊接热源模型研究 [J]. <i>电焊机</i>, 2010, 40(6): 41 - 45.</p> <p>[10] GOLDAK J, CHAKRAVARTI A, BIBBY M. A new finite element model for welding heat sources [J]. <i>Metallurgical and Materials Transactions B</i>, 1984, 15B(2): 299 - 305.</p> <p>[11] 陈泽斌. 中厚板机器人双面双弧多道焊数值模拟 [D]. 上海: 上海交通大学材料学院, 2013.</p> |
|--|--|

Numerical Simulation and Analysis of CO₂ Arc Welding Temperature Field for Q345B Plate T-joint

WANG Dong, XIAO Bo, SONG Zhi-dong, HE Zong-hai

(School of Mechanical Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Based on the APDL(ANSYS Parametric Design Language) of commercial finite element software ANSYS and selecting the double-ellipsoid heat source model, the finite element model of Q345B plate T-joint multi-layer and multi-pass welding is created. With the element birth and death technology and simulating the filling process of weld material by programming subroutine which activates the welding element step by step. The temperature field distribution regularities of the model under different welding speeds are analyzed and worked out the thermal cycling curves of typical positions. The simulation results are verified through experiment which prove the reliability of the welding simulation and provide some theoretical help to analysis the actual welding process.

Key words: CO₂ arc welding; T-joint; element birth and death technology; temperature field

文章编号: 1671-6833(2015)02-0033-05

曲弦下承式钢管混凝土桁梁桥改造方案分析

李杰, 陈淮, 王艳, 陈代海

(郑州大学 土木工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 针对某上跨铁路曲弦下承式钢管混凝土桁梁桥运营中出现桥面变形大的问题, 利用桥梁专用软件建立数值分析模型, 并结合桥梁静载试验数据, 探讨桥面结构变形大的原因; 本着少影响下方铁路运行、施工安全可行、节约投资, 且能切实改善大桥运营状态的原则, 提出简支变连续、加强横撑并增加吊索张拉横梁等措施, 对桥面以上部位进行改造, 同时对改造步骤给出建议; 最后对改造效果进行理论分析. 理论分析表明: 改造后结构安全, 且活载作用下横梁及桥面变形大幅度减小, 改造效果显著.

关键词: 曲弦下承式钢管混凝土桁梁桥; 横梁; 竖向变形; 改造方案

中图分类号: U441

文献标志码: A

doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.008

0 引言

某环城快速路上跨电气化干线铁路, 主桥采用 122 + 62 + 62 + 122 m 四跨简支的曲弦下承式钢管混凝土桁梁桥, 见图 1 所示. 大桥上弦采用钢管混凝土, 下弦(系杆)采用开口钢箱, 内穿钢绞线(122 m 还内加拉筋), 最后压注砂浆, 腹杆采用 $\phi 600 \times 8$ 钢管, 桥面每 5 m 设置 1 根横梁, 横梁亦为开口变截面钢箱, 横梁上为 0.280 ~ 0.315 m 的桥面层, 上部结构采用支架施工.



图 1 在役曲弦下承式钢管混凝土桁梁桥
Fig. 1 The working curved chord concrete filled steel tubular truss bridge

大桥 1995 年竣工, 随着经济与交通快速发展, 车辆急剧增加带来了桥梁结构不同程度的老化和损伤, 2008 年、2009 年、2010 年分别对大桥进行了外观检测及静、动载试验. 检测结果反映大

桥的工作性能较差, 结构刚度不足, 特别是在试验荷载作用下, 中横梁挠度及应变均较大. 日常运营中也发现桥面出现坑洼, 沥青混凝土铺装层易损坏. 考虑到本桥是连接市内外交通的要道, 钢结构材料的损伤积累和疲劳破坏问题突出^[1-6], 因此有必要针对大桥的现状采取措施进行改造. 笔者依托大桥改造项目, 采用数值方法对既有大桥结构进行理论分析, 然后基于理论分析和桥梁静、动载试验结果, 考虑桥址处特殊情况提出一套可行的改造方案, 最后对该方案的效果进行详细分析, 以说明方案的可行性.

1 既有大桥结构的理论分析

1.1 有限元模型

大桥结构形式为曲弦下承式钢管混凝土桁梁, 外部体系可看作 4 座简支的结构. 考虑结构受力特点以及构件间的连接方式, 上弦钢管混凝土采用空间梁单元模拟, 且钢管和内填的混凝土采用共节点单元; 腹杆采用空间梁单元模拟; 下弦开口钢箱截面采用 MIDAS 的截面导入功能, 内填 20 号砂浆与下弦杆共节点; 下弦杆中的预应力钢绞线为体外束, 122 m 跨每侧下弦杆中有 26 根 $\phi 30$ 的拉筋, 模型中将其等效为一根粗钢筋; 横梁采用变截面梁单元模拟; 横撑采用梁单元模拟, 人行道、护栏等二期恒载按照设计图纸换算为线集

收稿日期: 2014-12-01; 修订日期: 2015-02-03

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51408557)

第一作者简介: 李杰(1974-), 男, 陕西宝鸡人, 郑州大学副教授, 博士, 主要从事桥梁结构理论及力学行为研究,
E-mail: lijie2007@zzu.edu.cn.

度施加于人行道,桥面铺装采用虚拟梁单元考虑重量,不考虑桥面参与结构受力;大桥西侧设置固定铰支座,东侧为滑动支座。

1.2 原结构理论分析

按照桥梁设计图纸,对122 m跨、62 m跨曲弦下承式钢管混凝土梁桥分别进行结构检算,考

虑的荷载主要有恒载、下弦杆预应力、桥面铺装、车辆活载、人群活载等,考虑基本组合,即1.2恒载+1.4(车辆活载+0.8×人群活载),其中车辆活载为4车道布载。桥面板不参与结构受力,仅计入其产生的二期恒载作用。限于篇幅,表1给出了122 m跨的理论分析结果。

表1 122 m跨一次成桥结构分析结果汇总

Tab.1 Structural analysis results summary of 122 m bridge

荷载位置		恒载		1.2恒载+1.4(汽车活载+0.8×人群活载)	
		最大	最小	最大	最小
竖向位移		-131.0		-286.2	
上弦钢管	弯矩/(N·mm)	1.6E+09	-2.1E+09	2.7E+09	-2.9E+09
	轴力/N	-7.1E+06	-7.7E+06	-8.5E+06	-1.1E+07
	最大组合应力/MPa	-73.3	-129.6	-87.9	-179.1
下弦钢构件	弯矩/N·mm	6.12E+08	-7.3E+08	1.1E+09	-1.1E+09
	轴力/N	2.3E+06	4.6E+06	2.7E+06	7.9E+06
	最大组合应力/MPa	85.5	34.1	146.8	40.9
上弦内填混凝土最大组合应力/MPa		-11.4	-22.6	-13.7	-31.4
横梁最大组合应力/MPa		0.6	-0.3	158.8	-143.7
腹杆最大组合应力/MPa		80.3	-25.3	125.3	-51.6
横撑最大组合应力/MPa		19.2	-19.6	36.9	-41.5

从表1可以看出,122 m跨曲弦下承式钢管混凝土桁梁桥在检算工况荷载作用下,满足规范要求。其中恒载最大竖向位移-131.0 mm,该变形可在施工时设置预拱度抵消,恒载+活载最大竖向位移-286.2 mm,活载变形小于规范规定的L/600,满足刚度要求;恒载+活载组合下:上弦钢管的最小组合压应力-73.28 MPa,最大组合压应力-179.05 MPa,全截面受压,且应力均未超过钢材容许强度;下弦钢构件受拉,最大组合应力146.78 MPa;横梁中最大组合应力158.82 MPa,压应力为-143.68 MPa;腹杆中最大组合应力为125.29 MPa,横撑应力水平较低;上弦钢管内填混凝土最大组合压应力-31.42 MPa,最小组合压应力-13.65 MPa,由于钢管混凝土中钢管对混凝土的环箍效应,使得内填混凝土处于复杂的三向受力状态,能够大幅度提高混凝土的设计强度,因此可以确保内填混凝土满足承载要求。

1.3 桥梁静载试验与分析

通过对大桥的一次成桥结构安全检算可以看出,原设计满足设计规范要求,但数值分析仅能依据设计图纸建立理想状态下的结构,所得结果是对整体结构宏观的评价,且经过这么多年的运营,特别是对于钢结构常见的焊缝连接、屈曲和疲劳问题,常规分析无法进行精细模拟,而钢结构的焊缝、锈蚀是影响结构整体工作性能和耐久性的重

要因素^[7-13]。

考虑到大桥下方通行电气化铁路的特殊情况,现场荷载试验仅对62 m跨进行了静、动载试验检测。鉴于大桥的结构现状和试验安全,检测单位选用的试验车辆为6辆30 t卡车。笔者依据该报告中荷载车辆的布置方式,将各种工况下的试验荷载作为静力荷载作用于桥梁结构,通过有限元模型进行理论分析,与试验数据进行对比。现场静载试验工况共进行了5个加载工况^[14],工况一:试验跨拱顶正弯矩影响线布载(正载);工况二:试验跨拱顶正弯矩影响线布载(偏载);工况三:试验跨拱脚负弯矩影响线布载(正载);工况四:试验跨拱脚负弯矩影响线布载(偏载);工况五:试验跨L/12正弯矩影响线布载(正载)。限于篇幅仅给出工况三横梁的变形数据,图2为工况三加载布置。

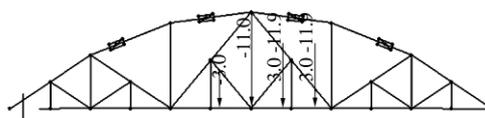


图2 工况三加载布置

Fig.2 Loading layout of load case 3

图3为工况三1/4跨横梁、跨中横梁变形图。从图3可以看出,在加载车辆的作用下,横梁发生了竖向挠曲,且在加载附近变形最大,进而造成桥

面产生较大变形,从数值分析和荷载试验都表明该趋势.可以判断出,每5 m设置一根的横梁刚度相对柔弱,对平均厚度30 cm的桥面支撑较弱,本桥的荷载传递路径首先通过桥面传递给横梁,再向上弦杆、下弦杆和腹杆传递,虽然整个桁架系统刚度较大,但不能改变较弱的桥面局部变形大的问题.此外,从动载试验数据来看,结构自振频率的实测值较理论值小,这也表明结构出现损伤,刚度变小.

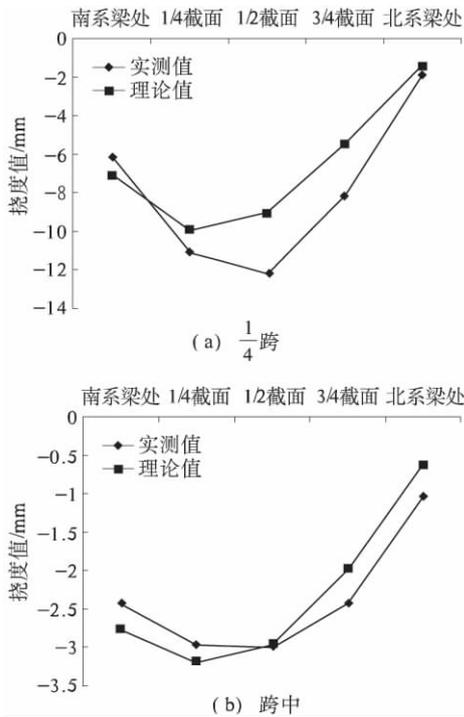


图3 1/4跨和跨中横梁变形

Fig. 3 Deformation of the 1/4 and mid-span cross beam

2 改造方案及效果分析

2.1 改造方案及实施步骤

依据以上分析并结合大桥目前所表现出的状况,本着尽量少影响下方铁路运行、施工安全可行、节约投资,且能切实改善大桥运营状态的原则,重点对桥面以上部位进行改造,以期达到减小桥面变形、提高桥梁纵向整体刚度和横梁局部刚度的目的,基于此目的提出桥梁改造方案.

(1) 考虑到大桥主要承重构件满足承载能力要求,上弦、下弦杆件和腹杆杆件基本完好,桥梁存在主要问题是桥面变形大,横梁刚度较弱,因此首先考虑改变结构的体系,将原4跨简支曲弦桁架桥转变为4跨连续曲弦桁架桥体系,即通过在各跨墩顶接缝处增加刚性连接杆件,将原简支曲弦桁架桥连接成连续体系,在原有支座位置仍然设置支座,仅需根据连续体系的特点,将4跨连续

梁的支座变换为1个固定支座,其余为活动铰支座,改造施工工程量较小.

(2) 为了改善桥面板变形较大的问题,特别是横梁变形较大的问题,在桥梁改造方案步骤1的基础上,加固两片桁架之间横撑,提高横撑竖向刚度,通过在横撑张拉若干吊索,吊索下端锚固于桥面下横梁上.吊索的张拉可以显著改善桥面变形较大的问题,为了保护增设的吊索可在中央分隔带增设横向宽度0.5 m左右的硬隔离带.改造施工工程量较小,仅需掀开桥面锚固吊索,同时上端锚固于横撑合适部位.

(3) 如果非机动车道和人行道要改为机动车道,在桥梁改造方案步骤2的基础上,先在横梁外伸端部增加纵梁,再将曲弦横撑横向向外伸长,在外伸横撑与横梁端部的纵梁之间外挂吊索,通过张拉外挂吊索,提高原非机动车道和人行道的承载能力,会显著改善桥梁运营状况.

具体实施时,可考虑按照以下步骤进行.

(1) 施工前准备工作,封闭大桥交通,修补桥梁上弦、横撑及腹杆等构件的缺陷,将原4跨简支曲弦桁架桥转变为4跨连续曲弦桁架桥体系,即通过在各跨墩顶接缝处增加刚性连接杆件,将原简支曲弦桁架桥连接成连续体系,在原有支座位置仍然设置支座,仅需根据连续体系的特点,将4跨连续梁的支座变换为1个固定支座,其余为活动铰支座.加固两片桁架之间横撑,提高其抗弯刚度.

(2) 协调铁路运行时间,去除上、下行分隔带横向1 m宽的桥面铺装,露出下部横梁,焊接或采用抱箍设置横撑上的吊索锚固构造,并将成品吊索临时安装在锚固部位,考虑施工方便与安全,吊索可采用下端锚固,上端张拉,即吊索下端永久锚固于桥面下的横梁上,然后在横撑上进行吊索张拉.如果非机动车道和人行道改为机动车道,可先在横梁外伸端部增加纵梁,再将曲弦横撑横向向外伸长,在外伸横撑与横梁端部的纵梁之间外挂吊索,通过张拉外挂吊索,提高原非机动车道和人行道变为机动车道后的承载能力和刚度.

(3) 桥面铺装施工.重新做桥面铺装,为了保护增设的吊索,在中央分隔带增设横向宽度0.5 m左右的硬隔离带.

④清理桥面,拆除横撑支架,开放交通.

2.2 数值分析及效果评价

改造方案主要对横撑、增加吊杆主动张拉的改造效果进行探讨,以下对比分析了7个工况(详见表2).

按照改善桥面变形的原则,在 S3 ~ S7 所对应的改造措施下,结构由简支转换为连续体系后,62 m 和 122 m 跨的整体竖向变形减小,最为关心的横梁竖向挠度改善非常显著,具体对比如表 3 所示. 为了进一步降低桥面竖向变形,可从横撑上张拉吊索,而将空心钢管桁架横撑转换为钢管混凝土

土横撑,对 62 m 跨的改善更显著,如果腹杆中灌注混凝土增大结构刚度,对 122 m 跨改善显著. 同时,理论分析表明,提高纵向预应力的张拉值,可以改善纵梁构件中应力水平,通过反拱减小恒载下的结构整体竖向变形,但对活载下的结构整体竖向变形影响较小,对横梁的变形影响也较小.

表 2 工况说明

Tab. 2 Description of load cases

结构状态	工况序号	说明
原简支结构	62 m S1	分别按照简支梁约束计算
	122 m S2	
体系转换	S3	按照 4 跨连续梁约束计算
增加吊索	S4	直径 $\phi 50$ 的工厂预制钢丝束,初拉力假设有效张拉力 20 t
简支 转 4 跨连续	横撑改造 S5	直径 $\phi 50$ 的工厂预制钢丝束,初拉力假设有效张拉力 20 t,在原横撑位置将空钢管桁架横撑改造为直径 $\phi 800$,壁厚 20 mm 的钢管,横撑钢管内填 C40 混凝土
	横撑改造 S6	直径 $\phi 50$ 的工厂预制钢丝束,初拉力假设有效张拉力 20 t,在原横撑位置将空钢管桁架横撑改造为直径 $\phi 800$,壁厚 20 mm 的钢管,横撑钢管内填 C40 混凝土;腹杆内填 C40 混凝土
	纵向加强 S7	直径 $\phi 50$ 的工厂预制钢丝束,初拉力假设有效张拉力 20 t,在原横撑位置将空钢管桁架横撑改造为直径 $\phi 800$,壁厚 20 mm 的钢管,横撑钢管内填 C40 混凝土;腹杆内填 C40 混凝土. 增加纵向预应力拉力改变结构整体挠度

表 3 改造效果对比

Tab. 3 Contrast of transformation effect

工况	竖向变形(恒载+活载)							
	结构整体最大变形				横梁相对下弦杆最大变形			
	62 m 跨	122 m 跨	改善百分数 / %		62 m 跨	122 m 跨	改善百分数 / %	
62 m 跨			122 m 跨	62 m 跨			122 m 跨	
S1	-115.8	—	—	—	-78.7	—	—	—
S2	—	-223.8	—	—	—	-133.1	—	—
S3	-114.3	-210.0	1.3	6.2	-65.0	-78.7	17.4	40.9
S4	-53.2	-174.3	54.1	22.1	-41.4	-61.6	47.4	53.7
S5	-40.9	-176.3	64.7	21.2	-26.0	-59.5	67.0	55.3
S6	-45.8	-182.1	60.4	18.6	-29.0	-34.1	63.2	74.4
S7	-39.5	-157.0	65.9	29.8	-29.0	-35.2	63.2	73.6

3 结论

(1) 按照设计图纸对大桥的一次成桥进行安全检算,在所检算的荷载下,原结构设计安全,但数值分析仅能依据设计图纸建立理想状态下的结构,所得结果是对整体结构宏观的评价,且经过这么多年的运营,特别是对于钢结构常见的焊缝连接、屈曲和疲劳问题,常规分析无法进行精细模拟,而钢结构的焊缝、锈蚀是影响结构整体工作性能和耐久性的重要因素,有必要通过其它方法如桥梁静动载试验进行评判.

(2) 在加载车辆的作用下,横梁发生了竖向

挠曲,在加载附近变形最大,造成桥面产生较大变形,每 5 m 设置一根的横梁刚度相对柔,对平均厚度 30 cm 的桥面支撑较弱,就本桥的荷载传递路径可以看出,虽然整个桁架系统刚度较大,结构整体变形及受力没有问题,但并不能改变较弱的桥面局部变形大的问题.

(3) 按照改善桥面变形的原则,结构由简支转换为连续体系后,结构整体竖向变形减小 1.3% ~ 6.2%,横梁竖向挠度改善非常显著,减小 17.4% ~ 40.9%; 通过横撑上张拉吊索进一步降低桥面竖向变形,而将空心钢管桁架横撑转换为钢管混凝土横撑,对 62 m 跨的改善更显著,如果

腹杆中灌注混凝土增大结构刚度,对122 m跨改善显著.提高纵向预应力的张拉值对活载下的结构整体竖向变形影响较小,对横梁的变形影响也较小.

(4) 笔者提出的改造方案是将简支变连续使得结构体系发生变化,虽然理论分析表明在活载作用下桥梁结构中间桥墩支墩出现负弯矩,且下弦杆和端横梁的受力满足钢材容许要求,但该方案在实施时应应对桥墩位置处的连接杆件细节作进一步细化,避免出现新的病害.

(5) 本着尽量少影响下方铁路运行、施工安全可行、节约投资,且能切实改善大桥运营状态的原则,通过简支变连续的体系转换,增强横撑,增加吊索减小横梁变形等措施,重点对桥面以上部位进行改造的方案可行,效果显著.

参考文献:

- [1] 王用中. 我国桥梁钢结构的应用现状与展望[J]. 施工技术,2010,39(8):13-16.
- [2] 马建,孙守增,杨琦,等. 中国桥梁工程学术研究综述[J]. 中国公路学报,2014,27(5):1-96.
- [3] 任伟平,李小珍,李俊,等. 现代公路钢桥典型细节疲劳问题分析[J]. 公路,2007(4):82-87.
- [4] 钱冬生. 谈谈钢桥的疲劳和断裂[J]. 桥梁建设,2009(3):12-21.
- [5] 周晖,施刚,王元清,等. 钢桥疲劳评估研究进展[J]. 钢结构,2013,28(4):1-6.
- [6] 张二田. 重载运输下大跨度钢桁梁桥病害分析及试验研究[J]. 石家庄铁道大学学报:自然科学版,2014,27(2):6-11.
- [7] 欧耀文,周朝阳. 某大跨度钢管混凝土拱桥静动载检测、病害及其加固分析[J]. 郑州大学学报:工学版,2013,34(5):31-37.
- [8] 闫磊,任伟. FRP加固桥梁受弯构件的可靠性分析[J]. 郑州大学学报:工学版,2011,32(2):80-83.
- [9] 吝红玉,刘永健,任翔. 矩形钢管混凝土桁架静力性能非线性有限元分析[J]. 郑州大学学报:工学版,2011,32(5):15-19.
- [10] 王蔚,吴中鑫. 大跨径拱桥主梁加固维修施工平台设计[J]. 世界桥梁,2013,41(5):86-90.
- [11] 刘永健,刘君平,杨根杰,等. 主管内填充混凝土矩形钢管桁架受力性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2009,30(6):107-102.
- [12] 王俊华,陈宝春,黄文金. 现代钢管桁架桥[J]. 世界桥梁,2006,26(4):138-142.
- [13] 叶卓棋,杨健,刘永健,等. 部分填充混凝土钢管结构桥梁研究[J]. 建筑科学与工程学报,2010,27(2):96-101.
- [14] 河南省公路工程试验检测中心有限公司. 郑州市北环跨铁路枢纽站立交桥试验报告[R]. 郑州:河南省公路工程试验检测中心有限公司,2010.

Analysis of Transformation Plan of the Curved Chord Concrete Filled Steel Tubular Truss Bridge

LI Jie, CHEN Huai, WANG Yan, CHEN Dai-hai

(School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: In view of the problem of the bridge deck's large deformation of a curved chord concrete filled steel tubular truss bridge, which is overpass over an electrified main line, bridge analytic software is firstly used to built finite model to analyze the old structure. In combination with static test results, the reason of the bridge deck's large deformation is discussed. Then in line with some principles of little effect below the railway operation, construction safe and feasible, saving investment, and effectively improving the bridge operation state, the transformation plan is put forward. These plans are structure system transformation, strengthening transverse support and tension sling. The transformation steps are given too. Finally, the effect of transformation is analyzed and evaluated. Through analysis, it shows that structure after transformation is safety and the deformation of the bridge deck and the cross beam is greatly reduced. The effect of transformation is significant.

Key words: curved chord concrete filled steel tubular truss bridge; cross beam; vertical deformation; transformation plan

文章编号: 1671-6833(2015)02-0038-05

岩溶隧道衬砌水压力分布统计分析及模糊评价

王一鸣^{1,2}, 阳军生¹, 罗禄森³, 林辉¹

(1. 中南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 2. 郑州市市政工程勘测设计研究院, 河南 郑州 450046;
3. 中铁二院工程集团有限责任公司, 四川 成都 610031)

摘要: 对国内典型岩溶隧道衬砌水压力实测数据进行统计, 分析衬砌水压力的影响因素, 主要包括: 地质构造、围岩渗透性、岩溶水补给、岩溶水排泄和岩溶水垂直分带。基于实测数据研究不同防排水方式下衬砌水压力的分布规律, 全排水设计时衬砌水压力很小, 全封堵设计时衬砌水压力几乎等于静水压力, 释能降压处理能大幅度降低衬砌水压力, 堵水限排设计可通过控制排水量以降低衬砌水压力。在衬砌水压力实测数据统计分析的基础上, 建立隧道水压力模糊综合评价体系, 根据水压力模糊评价结果, 对隧道防排水方式的选择提出建议。

关键词: 衬砌水压力; 统计分析; 影响因素; 防排水方式; 模糊评价

中图分类号: 451 **文献标志码:** A doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.009

0 引言

我国岩溶分布很广, 随着我国交通基础设施建设的快速发展, 越来越多的山岭隧道修建在岩溶区。由于高压的作用, 保证衬砌结构的长期安全性是一个难题。隧道由于高压引起衬砌结构开裂的病害时有发生, 如三峡翻坝高速季家坡隧道暴雨后, 衬砌承受高压而开裂^[1]。因此有必要开展岩溶隧道衬砌水压力分布特征的研究, 分析衬砌水压力的影响因素、分布规律, 指导隧道结构设计, 保证衬砌结构安全。

近年来, 对岩溶发育程度的影响因素进行了较多的研究, 而缺乏对衬砌水压力的影响因素进行深入分析。虽然对典型岩溶隧道的衬砌水压力进行了一些现场测试, 但没有进行系统的统计分析, 也没有具体指出不同防排水方式下衬砌水压力的分布特征^[2-3]。衬砌水压力影响因素众多, 如何全面考虑这些因素, 合理选择防排水方式, 在工程设计中也没有统一的标准^[4]。

笔者对国内典型岩溶隧道衬砌水压力实测数据进行统计, 分析水压力的影响因素和不同排水方式下衬砌水压力的分布特征, 通过隧道水压力模糊综合评价, 对隧道防排水方式的选择提出建议。

1 隧道衬砌水压力的影响因素分析

1.1 地质构造

不同地质构造带, 地下水富集程度和运动特征不同, 水压力大小也不同。梨树湾隧道中梁山背斜段水压力为 1.0 ~ 1.5 MPa, 圆梁山隧道毛坝向斜段水压力为 4.5 MPa^[5], 锦屏二级水电站隧洞断层破碎带处水压力为 10 MPa^[6]。断层带裂隙率高, 有利于岩溶水的流通, 岩溶发育往往强烈, 水压力很高。向斜轴部属于聚水区, 岩溶水常富集于轴部, 水压力较高。背斜轴部产生张应力, 张裂隙发育, 水沿着裂隙作垂直运动, 然后再向两翼运动, 水压力较低。

1.2 围岩渗透性

围岩渗透性对渗流场有较大影响, 进而影响衬砌水压力的大小。围岩渗透性越弱, 水压力折减系数越小, 外水压力越小。围岩渗透性越强, 水压力折减系数越大, 外水压力越大。广州抽水蓄能电站压力隧洞围岩渗透性从弱变化到强时, 水压力折减系数从 0.038 变化到 0.9^[6]。

1.3 岩溶水补给

岩溶水的补给条件对隧道水压力也有较大影响。如果深部岩溶水与上部具有较好的水力联系,

收稿日期: 2014-10-30; 修订日期: 2014-12-29

基金项目: 国家科技支撑计划资助项目(2012BAK24B02); 中国中铁股份有限公司科技开发计划重点项目(39-2010)

作者简介: 王一鸣(1988-), 男, 河南郑州人, 硕士, 主要从事地下工程方面的设计与科研工作, E-mail: success0728@126.com.

大气降水渗入地表,会继续下渗补给岩溶水,雨水渗入到隧道附近,导致隧道结构承受较大的水压力. 如果岩溶水补给不良,则水压力较小.

齐岳山隧道水压力随降雨量的变化曲线见图 1^[7]. 隧道上方存在暗河,隧道、暗河、地表建立良好的水力联系. 隧址区 2006 年 9 月 8 日突降暴雨,雨水渗入到隧道附近,水压力增大.

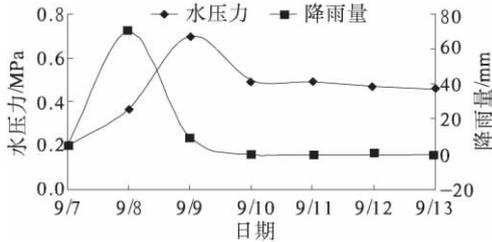


图 1 齐岳山隧道降雨量-水压力关系图

Fig. 1 The relationship between water pressure and rainfall capacity of Qiyueshan Tunnel

1.4 岩溶水排泄

岩溶水排泄点或在隧道以上,或在隧道以下,或不存在排泄点. 不同排泄情况下隧道水压力的统计见表 1.

表 1 不同排泄情况下水压力统计

Tab. 1 The statistics of water pressure for different drainage facilities

隧道	上排泄点	下排泄点	水压力 /MPa	折减系数	备注
圆梁山隧道	有	无	2.73	0.49	文献[5]
鲁竹坝隧道	无	有	0.098	0.041	文献[8]
齐岳山隧道	无	无	3.1	0.87	文献[7]

当隧道标高以上存在排泄点时,水压力近似为上排泄点与隧道高程之差,属于中折减. 当隧道标高以下存在排泄点时,水压力很小,属于强折减. 当隧道标高上、下不存在强排泄点,水压力近似等于静水压力,属于弱折减.

1.5 岩溶水垂直分带

当隧道穿越岩溶水垂向渗流带时,涌突水风险较小,水压力较小. 当隧道穿越岩溶水水平径流带时,地下水循环交替程度强,岩溶强烈发育,涌突水风险较大,水压力较大. 应山岩隧道穿越岩溶水平径流带,岩溶强烈发育,水压力达到 2 MPa^[3].

2 不同防排水方式的衬砌水压力分布

2.1 全排水设计

隧道采用全排水设计时,衬砌背后的水完全

排出,衬砌水压力很小,接近于 0. 襄渝铁路中梁山隧道采用全排水设计,衬砌水压力接近于 0^[9].

2.2 全封堵设计

武广高铁金沙洲隧道穿越岩溶发育区,采用全封闭防水设计,全断面敷设防水板. 选择 DK2194 + 752 断面进行衬砌水压力监测,监测结果见图 2.

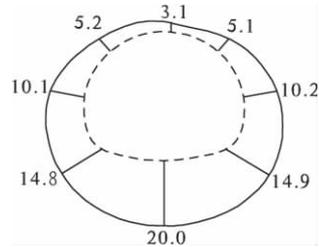


图 2 DK2194 + 752 断面衬砌水压分布(单位: kPa)

Fig. 2 Water pressure on lining of section DK2194 + 752 (unit: kPa)

监测结果表明,仰拱衬砌水压力最大,拱顶最小. 全封堵型防水结构,地下水不能排出,衬砌水压力几乎等于静水压力.

全封堵设计,衬砌水压力很大,运营期衬砌可能开裂. 圆梁山隧道 2#溶洞段全封堵衬砌,水压力达到 1.923 MPa,运营期发现水从衬砌接头缝隙或混凝土衬砌本身渗入隧道内^[5].

2.3 释能降压处理

宜万铁路岩溶发育,高压涌水难控,为减小水压力,在施工中采用释能降压的处理措施. 通过爆破打开溶腔,释放高压水,削减水压力.

大支坪隧道“990 溶腔”进行释能降压处理后,典型断面从 2009 年 7 月 1 日至 12 月 4 日进行水压力监测^[10],衬砌水压力分布见图 3.

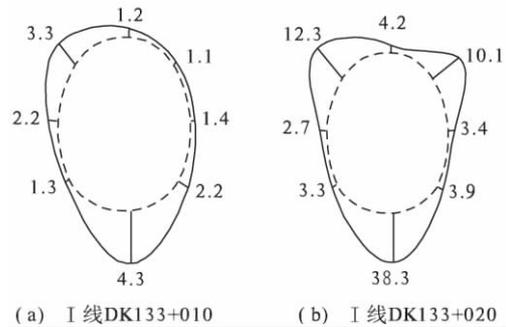


图 3 大支坪隧道典型断面衬砌水压力分布图(单位: kPa)

Fig. 3 Water pressure on lining of typical sections of Dazhiping Tunnel (unit: kPa)

宜万铁路另外 4 条典型岩溶隧道释能降压处理后,衬砌水压力监测结果如下: 马鹿箐隧道为

51.2 kPa, 云雾山隧道为 36.2 kPa, 野三关隧道为 6.3 kPa, 齐岳山隧道为 38.1 kPa.

经释能降压处理后, 衬砌水压力普遍较小, 大多分布在 0~40 kPa 之间. 衬砌水压力最大值一般位于仰拱. 释能降压法对降低衬砌水压力效果明显.

2.4 “注浆+排导”的堵水限排设计

重庆轨道交通一号线中梁山隧道采用“注浆+排导”的堵水限排设计, 通过注浆控制地下水排放标准为 $1 \text{ m}^3 \cdot (\text{m} \cdot \text{d})^{-1}$, 设置“两侧沟+中心沟”的排导系统. 典型断面衬砌水压力测试结果见图 4^[11].

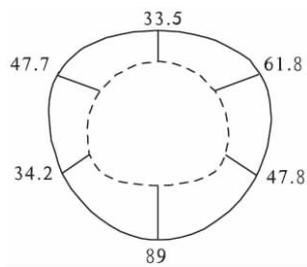


图 4 DK25+470 断面衬砌水压力分布(单位: kPa)

Fig. 4 Water pressure on lining of section DK25+470 (unit: kPa)

测试断面衬砌水压力远小于衬砌水压力设计值 1 MPa. “注浆+排导”的堵水限排处理有效地降低了衬砌水压力, 仰拱承受较大的水压力.

“两侧沟+中心沟”的排水方式在边墙脚设排水孔, 拱墙衬砌背后的水可通过盲管排出, 但仰拱背后积水无法排出, 对仰拱结构受力不利. 武九线某隧道运营期持续强降雨后隧道内中心排水沟不能排除仰拱下积水, 仰拱承受高水压而开裂^[12].

2.5 不同防排水方式的衬砌水压力分布规律

基于对不同防排水方式衬砌水压力测试结果的统计分析, 不同防排水方式对衬砌水压力的影响和衬砌水压力折减系数见表 2.

表 2 不同防排水方式的衬砌水压力分布规律

Tab. 2 Population distribution characteristics of water pressure on lining with different drained designs

防排水方式	衬砌水压力分布规律	衬砌水压力折减系数
全排水设计	水压力很小	0~0.1
全封堵设计	近似等于静水压力	0.9~1.0
释能降压	大幅度降低衬砌水压力	0.1~0.2
“注浆+排导”堵水限排	可通过控制排水量以降低衬砌水压力	0.2~0.9

3 隧道水压力大小的模糊综合评价

岩溶隧道水压力实测数据分析表明, 隧道水压力受到多种因素的影响, 不同防排水方式的衬砌水压力分布特征不同. 采用模糊综合评价的方法, 综合考虑各影响因素, 对隧道水压力的大小进行评价, 根据水压力评价结果选择合理的防排水方式.

3.1 隧道水压力模糊综合评价体系

3.1.1 建立因素集

因素集是隧道水压力影响因素的一个集合. 根据对岩溶隧道水压力实测资料的分析, 确定水压力的影响因素, 进而建立因素集见图 5^[3].

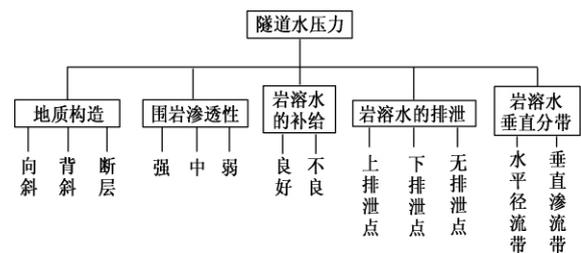


图 5 隧道水压力影响因素分解图

Fig. 5 Hierarchy structures of the influence factors of water pressure on liner

3.1.2 建立评价集

根据前述水压力实测数据的统计分析, 将水压力的评价结果分为“低”“中”“高”“极高”4个等级^[3], 建立评价集如表 3 所示.

表 3 水压力评价结果分级

Tab. 3 The evaluation result gradation of water pressure

级别	评价含义
低	水压力 0~0.5 MPa
中	水压力 0.5~1.5 MPa
高	水压力 1.5~3 MPa
极高	水压力 3 MPa 以上

3.1.3 建立模糊评价矩阵

首先对因素集 U 中单因素 u_i 作单因素评判, 从因素 u_i 着眼该评判对象对评价集 V 中评价等级 v_j 的隶属度为 r_{ij} , 得到因素 u_i 的单因素评价集 r_i ,

$$r_i = (r_{i1}, r_{i2}, \dots, r_{im}). \quad (1)$$

这样从因素集的每个因素出发就构造出一个总的评价矩阵 R .

$$R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & \dots & r_{1m} \\ r_{21} & r_{22} & \dots & r_{2m} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ r_{n1} & r_{n2} & \dots & r_{nm} \end{bmatrix}. \quad (2)$$

隧道水压力的影响因素不便量化, 不便采用

相关隶属度函数. 笔者采用专家调查法,聘请隧道工程领域相关专家,对结果进行统计分析,确定各因素的隶属度. 如果共有 n 位专家,从因素 u_i 着眼该评判对象被评价为等级 v_j 的共有 m 位专家,则因素 u_i 在评价等级 v_j 上的频率分布为 m/n ,于是该因素的隶属度 $r_{ij} = m/n$.

3.1.4 建立因素权重集

建立模糊评价矩阵后,尚不足以对事物做出评价. 各个因素在评价目标中有不同的地位和作用. 为反映各个因素相对于评价目标的重要程度,对各个因素赋予一个权数 a_i ,建立因素权重集 A ,且满足 $\sum a_i = 1$.

$$A = \{a_1, a_2, \dots, a_n\}. \quad (3)$$

笔者采用层次分析法确定各因素权重,首先对因素集中各因素两两比较,建立判断矩阵 C .

$$C = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & \dots & c_{1n} \\ c_{21} & c_{22} & \dots & c_{2n} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ c_{n1} & c_{n2} & \dots & c_{nn} \end{bmatrix}. \quad (4)$$

式中: c_{ij} 表示从因素 i 和因素 j 相对于评价目标的重要程度, c_{ij} 采用常用的“1—9 标度法”^[3] 确定.

然后求出矩阵 C 的最大特征值 y_{\max} 和其相应的特征向量 A ,即 $CA = y_{\max}A$;则 A 的分量即为相应 n 个因素的权重;判断矩阵 C 尚需进行一致性检验,使其满足一致性比率 $CR < 0.1$.

3.1.5 进行模糊合成和做出评价

用因素权重集 A 对评价矩阵 R 中不同的行进行综合,可得到模糊评价结果集 B . 笔者采用模糊变换 $B = A \times R$,得到模糊评价结果. B 尚需进行归一化处理得到 B' ,使其满足 $\sum b_i = 1$. 结合评价结果集 B' ,根据最大隶属度原则,即取 b_i 中最大者,确定被评价对象的评价结果分级.

3.2 根据水压力大小选择不同的防排水方式

通过对隧道水压力的模糊综合评价,根据评价结果,选择合适的防排水方式:① 如果溶洞规模大,水压力为“极高、高”级,采用释能降压的处理方式;② 如果溶洞规模小,水压力为“中”级,采用“注浆 + 排导”的处理方式;③ 如果水压力为“低”级,且地表沉降控制严格,水资源需严格保护,可考虑采用全封堵设计;④ 全排方式处理时,衬砌结构承受很小的水压力,但是水资源损失较多,需慎用.

3.3 模糊评价应用实例

大支坪隧道 DK132 + 990 处发育大型富水充

填型溶腔,位于唐坪向斜构造带,溶腔段为三叠系大冶组灰岩,围岩渗透性强.“990 溶腔”与上部含水裂隙、管道连通,直接接受上部地下水的补给,地下水补给良好. 该处地表为水谷坝岩溶槽谷,隧道标高以上发育强排泄点. 该溶腔段位于岩溶水平径流带,岩溶强烈发育.

(1) 建立评价集 $V = \{低、中、高、极高\}$.

(2) 建立评价矩阵. 选取设计、施工、科研单位相关技术人员 20 名,对该隧道水压力的大小进行评价. 单因素评价结果统计见表 4.

表 4 单因素评价结果
Tab. 4 Single factor evaluation results

项目	低	中	高	极高
地质构造	3	5	6	6
围岩渗透性	1	2	7	10
岩溶水补给	1	2	8	9
岩溶水排泄	2	4	6	8
岩溶水垂直分带	2	2	7	9

根据评价结果统计,计算出隶属度,进而确定模糊评价矩阵 R ,

$$R = \begin{bmatrix} 0.15 & 0.25 & 0.3 & 0.3 \\ 0.05 & 0.1 & 0.35 & 0.5 \\ 0.05 & 0.1 & 0.4 & 0.45 \\ 0.1 & 0.2 & 0.3 & 0.4 \\ 0.1 & 0.1 & 0.35 & 0.45 \end{bmatrix}. \quad (5)$$

(3) 建立因素权重集. ① 两两比较各因素,根据其相对重要性程度,结合表 4,构造判断矩阵 C ,

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 1/3 & 1/5 & 1/5 & 1/2 \\ 3 & 1 & 1/3 & 1/2 & 1/3 \\ 5 & 3 & 1 & 1 & 1/2 \\ 5 & 2 & 1 & 1 & 1/3 \\ 2 & 3 & 2 & 3 & 1 \end{bmatrix}. \quad (6)$$

② 计算最大特征值对应的特征向量,并经一致性检验,且满足一致性比率 $CR < 0.1$,如此可求得权重集 A .

$$A = (0.06, 0.14, 0.27, 0.24, 0.29).$$

(4) 模糊综合评价及防排水方式选择

进行模糊变换 $B = A \times R$,并经归一化处理 $B' = (0.082, 0.133, 0.349, 0.436)$.

根据最大隶属度原则,大支坪隧道 990 溶腔,隧道水压力评定为极高级. 大支坪隧道“990 溶腔”段岩溶强烈发育,采用释能降压法进行处理,以保证施工安全.

4 结论

(1) 影响隧道水压力的因素主要包括:地质

构造、围岩的渗透性、岩溶水的补给、岩溶水的排泄和岩溶水垂直分带。向斜和断层区、围岩渗透性强、岩溶水补给良好、岩溶水排泄不良和水平岩溶带等区域的水压力较大。

(2) 不同防排水方式影响衬砌水压力的大小。全排水设计时,衬砌水压力很小;全封堵设计时,衬砌水压力几乎等于静水压力;释能降压处理能大幅度降低衬砌水压力。“注浆+排导”的堵水限排设计也能降低水压力,但仰拱衬砌水压力较大,是该排水方式下衬砌结构的薄弱部位。

(3) 建立了隧道水压力的模糊综合评价体系,根据实测数据统计分析建立因素集和评价集,水压力评价结果分为“极高”“高”“中”“低”四级,据水压力模糊评价结果分级,合理选择不同的防排水设计方式。并以宜万铁路大支坪隧道为例验证了该模糊综合评价模型。

参考文献:

- [1] 许振浩,李术才,李利平,等. 一种典型的岩溶隧道衬砌压裂突水灾害成因与防治[J]. 岩石力学与工程学报,2011,30(7):1396-1404.
- [2] 何明磊,胡磊,孟祥磊. 隧道衬砌水压力荷载及内力研究[J]. 铁道标准设计,2014,58(2):79-83.
- [3] 王一鸣. 高水压岩溶隧道衬砌结构受力特征和防排水设计研究[D]. 长沙:中南大学土木工程学院,2014:29-41.
- [4] 王建宇. 隧道工程高水头地下水的处治[J]. 现代隧道技术,2013,50(1):46-52.
- [5] 张宇,万晓燕,陈礼伟. 圆梁山隧道溶洞地段抗水压衬砌结构试验分析[J]. 中国铁道科学,2006,27(4):62-67.
- [6] 宋岳,贾国臣,滕杰. 隧洞外水压力折减系数工程地质研究[J]. 水利水电工程设计,2007,26(3):38-40.
- [7] 袁慧. 高水压岩溶隧道衬砌水压力特征研究[D]. 北京:北京交通大学土木建筑工程学院,2009:43-45.
- [8] 张民庆,黄鸿健,苗德海,等. 岩溶隧道水压力的研究与确定[J]. 铁道工程学报,2008(5):53-58.
- [9] 梅志荣,张军伟,李传富. 铁路长大隧道建设中地下水防治有关问题研究进展[J]. 铁道工程学报,2009,132(9):78-82.
- [10] 张梅. 岩溶隧道高压富水充填溶腔释能降压新技术[M]. 北京:科学出版社,2010:105-169.
- [11] 迟永利. 中梁山隧道穿越富水岩溶区施工技术研究[D]. 北京:北京交通大学土木建筑工程学院,2011:58-61.
- [12] 李国英. 岩溶地区隧道仰拱开裂的整治[J]. 铁道标准设计,2007(1):68-71.

Statistical Analysis and Fuzzy Synthetic Evaluation of Water Pressure Load on Lining of Karst Tunnel

WANG Yi-ming^{1,2}, YANG Jun-sheng¹, LUO Lu-sen³, LIN Hui¹

(1. College of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. Zhengzhou City Municipal Engineering Design & Research Institute, Zhengzhou 450046, China; 3. China Railway Er' yuan Engineering Group Limited Company, Chengdu 610031, China)

Abstract: Based on the statistical analysis of water pressure load on tunnel lining, the main influencing factors of water pressure are analyzed. The main control ingredients are geological structure, rock permeability, the supply and drainage of Karst water, vertical zonation of Karst water. The population distribution characteristics of water pressure on liner are also studied with different drained designs. A large number of drainage leads to a small water pressure on lining. When full-sealing water proofing lining is employed, the water pressure on lining is equal to hydrostatic pressure. When Karst water is released, the water pressure can be reduced sharply. The water pressure on lining can be weakened by controlled drainage design. Based on the statistics of data measured in field, a fuzzy synthetic evaluation system of water pressure is established. According to the evaluation results of water pressure, reasonable choice of different drainage patterns can be acquired.

Key words: water pressure load on lining; statistical analysis; influencing factor; design of drainage; fuzzy synthetic evaluation

文章编号: 1671-6833(2015)02-0043-04

变幅宽移动模架结构的有限元分析与试验研究

吕彭民, 杨龙飞, 王斌华

(长安大学 道路施工技术与装备教育部重点实验室, 陕西 西安 710064)

摘要: 以 MSS50-38000 型变幅宽式移动模架为研究对象, 利用大型有限元分析软件 ANSYS 对最大浇筑工况下移动模架整体结构强度与刚度进行了校核, 并得出了移动模架结构的应力分布和挠度曲线。依据有限元计算结果, 对移动模架的 11 处较大应力点进行了浇筑过程的全程监控, 监控结果与理论计算结果一致, 研究成果可为移动模架的设计与安全施工提供参考。

关键词: 移动模架; 滑移支架系统; 变幅宽; 有限元分析

中图分类号: U445.36 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.010

0 引言

移动模架造桥机, 又称滑移支架系统, 是现代桥梁施工技术中的先进设备^[1]。移动模架造桥机因不需要预制梁场、地基处理、封闭交通, 浇注的桥梁整体刚度好等优点而被广泛应用于公路、铁路和城市高架桥建设。移动模架造桥机属大型非标设备, 其结构安全性要求很高^[2-4]。一般架桥机只能进行等幅宽桥梁建设, 在设计有匝道的变幅宽桥梁难以施工。MSS50-38000 型变幅宽移动模架造桥机是为满足变截面施工工况而设计, 桥面施工宽度由 17 m 渐变至 28.5 m, 混凝土浇筑方量可达 1 448 m³, 最大载荷高达 38 000 kN。设备总长度 62.3 m, 整套设备自重达到 3 400 kN。该变幅宽式移动模架造桥机主要由箱梁主梁、主梁横梁、平衡梁、鼻梁、牛腿、外模以及内模等部分组成。目前, 移动模架设计尚未制定国家标准, 为确保造桥机达到施工要求和结构安全可靠, 有必要对其进行理论计算和试验研究, 为此, 笔者利用大型有限元计算分析软件 ANSYS, 在浇筑工况下, 对 MSS50-38000 型变幅宽式移动模架造桥机的结构进行了有限元分析计算, 并根据计算结果, 对其关键应力点进行应力测试, 同时对关键应力点的应力变化情况进行了全程监控, 从而保证了移动模架的施工安全。

1 移动模架有限元模型的建立

MSS50-38000 变幅宽式移动模架造桥机结

构形式如图 1、图 2 所示。由于主梁通过液压自锁千斤顶向小车、牛腿传递载荷, 故在有限元计算时将整个结构分为上部支架和下部牛腿分别进行计算^[5-6]。施工过程中混凝土浇筑方向如图 1 所示, 移动模架变幅前支点处是关键承压部位之一, 因此试验中对该处附近布监控点最多。

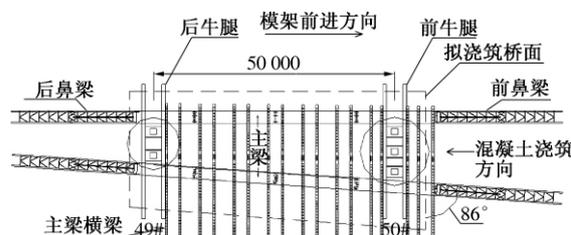


图 1 变幅宽移动模架俯视图

Fig. 1 Top schematic view of overhead launching gantry with variable width

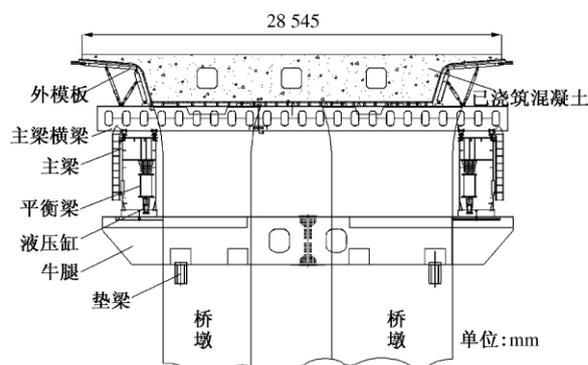


图 2 变幅宽移动模架横断面示意图

Fig. 2 Cross section schematic view of overhead launching gantry with variable width

收稿日期: 2014-11-21; 修订日期: 2015-01-10

作者简介: 吕彭民(1957-)男, 陕西渭南人, 长安大学教授, 博士, 研究方向: 工程机械和大型结构动态仿真、优化设计、强度分析、疲劳寿命预测和车-路耦合动力学, E-mail: lpmin@chd.edu.cn.

1.1 上部支架有限元模型的建立

MSS50 移动模架造桥机上上部支架部分由内外模板、主梁、鼻梁、模板横梁和螺旋顶等组成。有限元建模时,由于模板横梁与主梁通过螺旋千斤顶连成一体且通过螺旋顶将内外模板及混凝土荷载传递至该连接体,因此上部支架有限元计算模型的标准载荷为:混凝土自重、内外模板自重、螺旋顶自重、人行道及辅助设备的重量。主梁用板壳单元来模拟,主梁为简支梁支撑方式,即主梁后端与右侧后牛腿支撑处约束 UX 、 UY 、 UZ ,左侧后牛腿支撑处约束 UY 、 UZ ;主梁前端与右侧前牛腿支撑处约束 UX 、 UY ,左侧前牛腿支撑处约束 UY ;鼻梁、模板横梁以及横梁和主梁之间的垫梁均采用空间梁单元来模拟,用自由划分网格方法划分实体单元 133 817 个,板壳单元 99 635 个,梁单元 12 721 个,节点 139 950 个,有限元模型见图 3。

1.2 牛腿梁有限元模型的建立

该变幅宽移动模架中共有牛腿 3 组 6 片 12 榀,根据实际工况可知,移动模架在浇筑 49# ~ 50#桥墩时,前支点处(50#桥墩)牛腿受力最大,因此选择此工况为牛腿结构的校核工况。牛腿通过垫梁和牛腿之间的稳定架固定在桥墩的预留孔里,为准确模拟牛腿及其垫梁之间的受力情况,同时准确对结构进行强度校核,将牛腿及垫梁一同建模。根据实际工况,牛腿依靠所承重力荷载压在牛腿垫梁上,借助桥墩,约束牛腿移动,因此在牛腿和垫梁之间用接触单元来模拟牛腿和垫梁之间的传力情况,垫梁底板与混凝土支撑处为 UX 、 UY 、 UZ 全约束。其中牛腿和垫梁均采用三维板壳单元进行模拟,以自由划分网格方法划分单元 74 190 个,节点 72 352 个。整个模型共加载 24 160 kN,其中设备自重 790 kN,其有限元模型见图 4。

2 移动模架有限元计算结果分析

有限元计算结果显示,移动模架在浇筑工况下主梁等效应力分布如图 5 所示,最大主应力 $\sigma_{\max} = 136 \text{ MPa}$,发生在主梁跨中上翼缘板处,该应力值小于许用应力 $[\sigma] = 230 \text{ MPa}$,主梁满足强度要求。主梁净刚度云图如图 6 所示,主梁垂向最大净变形为 $\delta = 99.25 \text{ mm}$,可得主梁挠跨比为

$$\lambda = \frac{\delta}{t} = \frac{99.25}{50 \times 1000} = \frac{1}{504} < \frac{1}{500},$$

故主梁满足刚度要求。

根据浇筑工况,牛腿梁与其垫梁连接处主要为压应力,图 7 为牛腿梁及垫梁第三主应力分布云图,

第三主应力最大值发生在牛腿与牛腿垫梁接触处,其值为 114 MPa,可知牛腿梁满足强度要求。

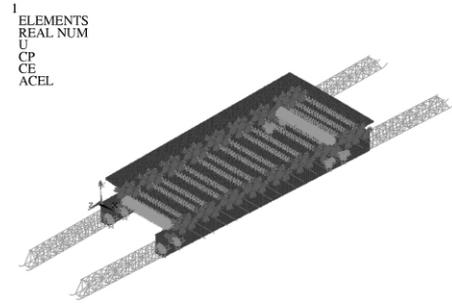


图 3 MSS50 移动模架上上部支架有限元模型
Fig. 3 Finite element model for the upper bracket of MSS50 moving support system

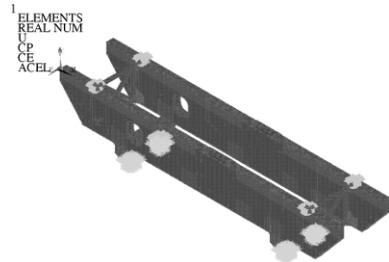


图 4 MSS50 移动模架牛腿梁及垫梁有限元模型
Fig. 4 Finite element model for the corbel and sole timber of MSS50 moving support system

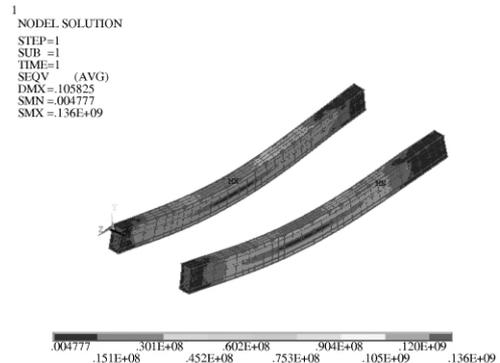


图 5 主梁等效应力分布云图
Fig. 5 Mises stress contours of main girder

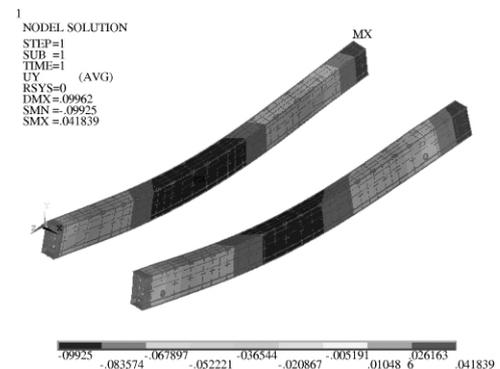


图 6 主梁净刚度云图
Fig. 6 Net deflection curves of main girder

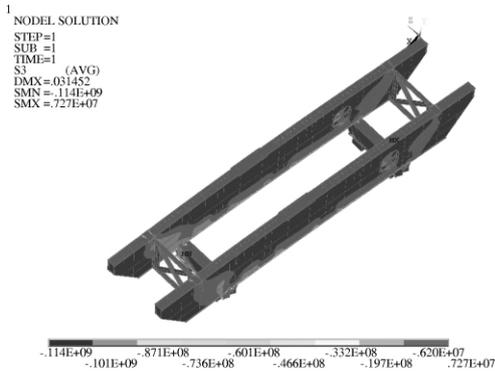


图 7 牛腿梁及垫梁等效应力分布云图

Fig. 7 Mises stress contours of cobels sole timber

根据以上计算结果可知:该变幅宽移动模架在最大受力状态下满足强度和刚度要求。

3 MSS50-3800 型变幅宽式移动模架结构强度检测及监控

该移动模架属变幅宽式新型造桥机,为验证有限元计算结果的准确性和确保移动模架施工过程安全可靠,在福州市渔平高速延伸线 T 标段工地现场对该设备进行了测试.根据移动模架结构有限元计算结果,在主梁、主梁横梁、平衡梁、牛腿、垫梁等部位上共布置了 6 个应变片和 7 个应变花(单向应力状态下贴应变片,复杂应力状态下贴应变花),共计 27 个测试通道,测点位置见图 8.进行测试时,移动模架已安装完毕,正处在工作位置,设备因自重已产生应变,故所测得应力值不含设备自重产生的应力,仅为混凝土桥面载荷产生的应力.为能够实时监控各测试点的应力变化情况,防止移动模架危险位置发生突发的应力急剧增大超安全值,本次试验采用 TDS-530 应变测试系统对浇筑过程实行全程监控,每间隔 1 h 记录测点应变值,以确保突发状况及时发出预警信息,保障设备施工安全和人员安全.

施工过程中,浇筑方向在图 2 中已标示,从移动模架前端到后端浇筑.与后端牛腿相比,前端牛腿正处移动模架变幅处,跨度大,承受混凝土的载重更大,产生的应变也更大.部分监测结果见图 9,从图中应力值变化曲线可知,由于浇筑不是整体均匀浇筑,各测点处应力随时间波动,但基本呈逐渐增大趋势,说明应力变化值与浇筑混凝土的增量基本一致,应变片工作状态良好.

应变花最大、最小主应力按下式进行计算^[7]

$$\sigma_{\max/\min} = \frac{E}{2} \left\{ \frac{\varepsilon_{0^\circ} + \varepsilon_{90^\circ}}{1 - \mu} \pm \frac{1}{1 + \mu} \cdot \right.$$

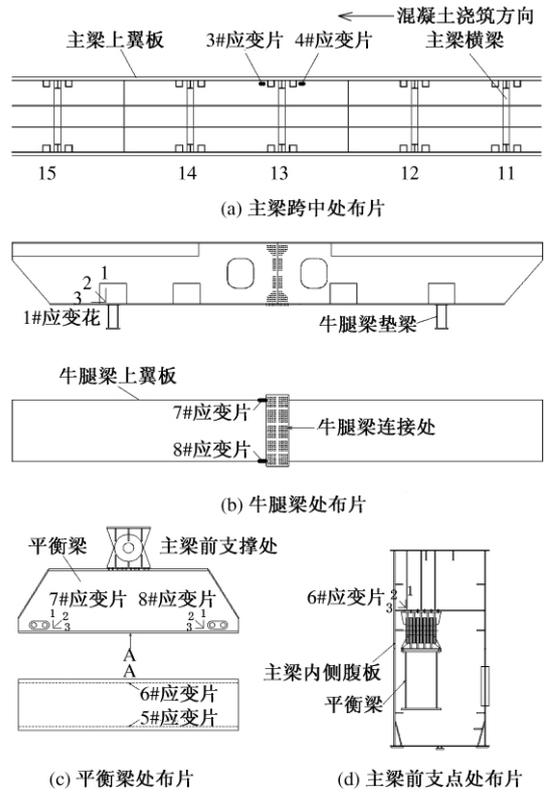


图 8 测试方案图

Fig. 8 Schematic of testing program

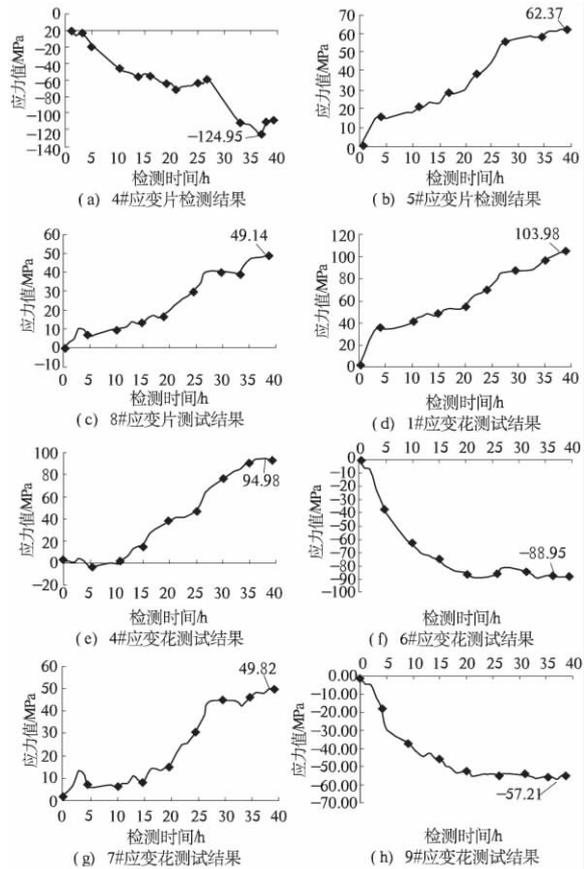


图 9 检测结果图

Fig. 9 Testing results

$$\sqrt{(\varepsilon_{0^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})^2 + [2\varepsilon_{45^\circ} - (\varepsilon_{0^\circ} + \varepsilon_{90^\circ})]^2},$$

式中: ε_{0° 、 ε_{90° 、 ε_{45° 分别为应变花在水平、垂直和 45° 方向的应变值; E 和 μ 分别为材料的弹性模量和泊松比。

主梁最大应力点的测试结果与相应的计算结果见表 1, 主梁垂向净变形测试结果见表 2。

表 1 移动模架浇筑工况关键点应力值

Tab. 1 Keypoints stress of moving support system under the pouring condition

检测项 /MPa	有限元计算值/MPa	试验检测值/MPa	检测位置
4#应变片	-127.98	-124.95	主梁跨中上翼板
5#应变片	65.12	62.37	平衡梁跨中下翼板
8#应变片	51.20	49.14	牛腿跨中上翼板
1#应变花	105.23	103.98	牛腿支点腹板处前墩顶纵桥向侧
4#应变花	96.34	94.98	主梁横梁内侧支点腹板处
6#应变花	-89.92	-88.95	主梁前支点
7#应变花	51.87	49.82	平衡梁支点腹板处
9#应变花	-60.89	-57.21	垫梁支点腹板处

注: 表中有限元计算值和试验测试值均不包括由设备自重所引起的应力。

表 2 主梁垂向净变形测试结果

Tab. 2 Testing results of the net vertical deformation of main girder

测点位置	计算结果 /mm	试验测试结果/mm
第 8 根主梁横梁对应的主梁位置	99.25	95.67

测试结果与计算结果基本吻合, 说明计算结

果是可靠的; 该移动模架最危险工况可满足强度和刚度要求。

4 结论

通过有限元计算分析和现场检测, 该变幅宽移动模架结构满足强度和刚度要求。有限元模型计算结果与现场测试数据基本吻合, 证明了用笔者所述方法建立的有限元计算模型来模拟变幅宽移动模架的工作状态是可行的。浇筑过程中对移动模架危险部位的应力状态进行全程监控是保证设备施工安全及人员安全的有效措施。

参考文献:

- [1] ZHANG Yao-hui, ZHAO Cun-bao. International conference of chinese transportation professionals: ICCTP 2010 [C] // Construction Methods About Replacing the Railway Bridges' Old Simple Beams Rapidly. Beijing: 2010: 3141 - 3146.
- [2] 《中国公路学报》编辑部. 中国桥梁工程学术研究综述 [J]. 中国公路学报, 2014, 27(5): 1 - 96.
- [3] KASSABIAN P, MCCALL M, DUSENBERRY D, et al. Structures Congress 2011 [C] // Collapse of the I - 280 Maumee River Bridge Launching Gantry in Toledo Ohio. Las Vegas, 2011: 1570 - 1582.
- [4] 孙安亮. 潍河特大桥移动模架造桥关键技术研究 [D]. 济南: 山东大学土建与水利学院, 2012.
- [5] 吕彭民, 王斌华, 刘兴车. 大型造桥机工作状态数值模拟与试验 [J]. 长安大学学报: 自然科学版, 2008, 28(2): 104 - 107.
- [6] 吕彭民. 大型复杂结构抗疲劳设计 [M]. 西安: 科学技术出版社, 1999.

Finite Element Analysis and Experimental Study on Structure of Overhead Launching Gantry with Variable Width

LV Peng-min, YANG Long-fei, WANG Bin-hua

(Key Laboratory for Highway Construction Technology and Equipment of Ministry of Education, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

Abstract: The MSS50-38000 overhead launching gantry is taken as research object. The body's strength and stiffness under the maximum amount of pouring condition are analyzed with the software ANSYS, the stress distribution and deflection curves of the overhead launching gantry are obtained. Based on the finite element calculations, the 11 high stress points of structure were monitored throughout the pouring process, and the testing results are consistent with the theoretical calculations. The results of this paper will provide some references for the design and safe construction of the overhead launching gantry.

Key words: overhead launching gantry; moving support system; variable width; finite element analysis

文章编号: 1671-6833(2015)02-0047-05

折线先张法预应力混凝土梁长期挠度实用计算公式

王 俊^{1,2}, 孔亚美¹, 刘立新²

(1. 许昌学院 土木工程学院, 河南 许昌 461000; 2. 郑州大学 土木工程学院, 河南 郑州 450001)

摘 要: 精确的长期挠度计算方法是折线先张梁推广应用的重要条件之一. 通过对放置于不同工作环境中的三根折线先张梁长期加载, 研究了跨中挠度及跨中截面徐变应变, 结合前期建立的梁挠曲徐变系数与其徐变挠度系数两系数间的数学模型, 进一步分析了折线先张梁的长期挠度系数、挠曲徐变应变系数及徐变挠度系数三系数间的数值关系. 结果表明: 折线先张梁长期挠度系数约为其徐变挠度系数的1.1倍, 建立了考虑混凝土的收缩、徐变及梁的预应力度值、预应力产生的轴力值、预应力产生的弯矩值、构件换算截面面积及构件截面抗弯模量等多因素共同影响的折线先张梁长期挠度实用计算公式.

关键词: 折线先张预应力混凝土梁; 长期挠度; 徐变系数; 徐变挠度系数; 计算公式

中图分类号: U448.21⁺7; TU378.1 **文献标志码:** A doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.011

0 引言

徐变是造成混凝土桥梁结构长期性能降低的重要原因之一^[1-2]. 如桥梁长期挠度过大引起混凝土开裂将会导致梁体刚度退化, 进而会引发了钢束预应力损失与混凝土徐变的耦合效应; 对新建设计时速为300~350 km 客运专线的预应力混凝土桥梁, 若桥梁后期徐变变形超出无砟轨道扣件的调节范围, 将危害桥上线路平顺程度, 严重时可能导致轨道扣件破坏失效, 对列车安全运营造成巨大隐患^[3-4]. 因此, 精确预控混凝土徐变效应是降低其对桥梁结构长期性能影响的有效举措.

折线形配束的先张法预应力混凝土梁, 通过改变预应力束的线形, 使其兼有曲线形后张梁和直线形先张梁的优点, 且有效避免了曲线后张梁施工质量缺陷, 如预留孔道灌浆不密实等, 在中低跨度的公路及铁路桥梁有着广阔的应用前景. 在公路桥中, 50 m 跨的折线配束预应力混凝土梁桥在山东黄河大桥中已成功应用; 35 m 跨折线梁在河南桐柏淮河公路桥中已成功应用; 24 m 跨 T 型铁路桥已在青藏铁路中应用. 因此, 研究折线配束预应力先张梁的长期挠度计算公式, 对加强折线先张梁的推广应用具有重要意义^[5-7].

1 计算混凝土梁长期挠度的常用方法

在长期荷载作用下的混凝土梁, 其挠度将随荷载持时增长而增大, 而混凝土收缩及徐变效应引起的刚度变化是造成其长期挠度增量的主因. 钢筋混凝土梁长期挠度的计算方法通常有修正刚度法与修正长期挠度系数法两类.

1.1 刚度修正法

混凝土梁在长期荷载作用下, 其抗弯及抗剪切刚度均随着荷载持时增长而降低. 修正刚度法一般考虑折减梁的短期弯曲刚度后, 按结构力学的方法计算其长期挠度. 在具体工程应用中, 对于安全性要求比较高的结构构件, 当材料性能、荷载状况等其他条件均已知晓的情况下, 验算挠度时可采用刚度修正法. 依据梁刚度降低的原因, 修正刚度法分为由长期荷载作用下效应使其抗弯刚度降低^[8-9]和混凝土基本力学性能的时间依存性而引起的抗弯刚度改变^[10].

由于长期荷载影响系数不够准确统一, 故采用长期荷载弯矩效应而引起的弯曲刚度降低计算长期挠度方法甚为复杂. 采用混凝土弹性模量依据龄期调整的方法计算长期挠度较为可行, 但弹性模量不是影响刚度的唯一因素, 且高性能混

收稿日期: 2014-11-25; 修订日期: 2015-01-03

基金项目: 中国博士后科学基金资助项目(2014M562000); 河南省高等学校青年骨干教师资助项目(2014GGJS-116); 河南省高校重点科研项目(15A560009)

作者简介: 王俊(1975-), 男, 河南光山人, 许昌学院副教授, 博士, 郑州大学博士后, 从事混凝土结构基本理论研究, E-mail: wangjun7512@sina.com.

凝土及新型骨料配置的混凝土在工程中已有一定应用,其弹性模量时随方程并未有大家认可的计算模式.

1.2 长期挠度修正系数法

挠度修正系数法是在构件加载瞬时挠度基础上,乘以一个大于1的修正系数来计算其长期挠度,其式为

$$f_1 = (1 + \eta)f_e + f_p, \quad (1)$$

式中: f_e 为构件加载后的瞬时挠度; f_p 为运营期间的活载产生的瞬时挠度; f_1 为构件的长期总挠度; $1 + \eta$ 为挠度修正系数.诸多研究表明, $1 + \eta$ 取值1.3~2.0,但对于公路混凝土桥梁长挠计算时,取 $1 + \eta = 2$ 是合理的^[10].

修正长期挠度系数法总挠度 f_1 表示为

$$f_1 = (1 + k_r)f_e, \quad (2)$$

式中: k_r 为综合考虑混凝土收缩和徐变共同影响的系数.在验算预应力受弯构件施工阶段的挠度时,我国JTG D62—2004中的 k_r 为混凝土徐变系数^[8].

1.3 预应力混凝土梁长期挠度计算模式中存在的问题

在具体工程中,诸多文献在计算混凝土梁长期挠度时没有将梁的徐变系数、长期挠度系数与其徐变挠度系数等特征参数区分开来^[11-12],且存在如下问题.

(1) 影响因素考虑不足,计算公式过于粗略.当前大多工程中应用的长期挠度计算模式中,多为只考虑了荷载持续时间或加载龄期,或在短期瞬时挠度的基础上乘以一个荷载长期作用效应的影响系数.而对构件加载时混凝土龄期、服役环境条件以及构件体表比等影响混凝土徐变的因素考虑过少.而对晚龄期加载预应力混凝土先张梁,其长期挠度中以徐变挠度为主,因此其长期挠度计算时误差较大.

(2) 长期挠度计算模式时未有区分钢筋混凝土梁与预应力梁.混凝土梁的预应力度^[13]或上下边缘的应力差值^[14]对其徐变系数与徐变挠度系数间的数值关系有较大影响.而现有模式计算预应力混凝土梁长期挠度时,多是在已获取混凝土徐变系数的情况下来计算梁的长期挠度,如不考虑预应力因素,不将普通钢筋混凝土梁与预应力梁区分开来,将不能准确计算预应力梁的长期挠度.

2 折线配束预应力混凝土先张梁的长期变形系数间数值关系

2.1 试验概况

3根折线先张梁XPB1、XPB2、XPB3,跨度均为7.5m,钢束线形如图1所示.梁处于简支状态采用三分点长期加载603天,其中,XPB1、XPB3放置于室内近似标准环境,XPB2放置在室外自然环境,环境温湿度时程曲线如图2所示;加载后预应力度3根梁的预应力度值分别为1.12、0.91、1.04.加载及量测方案如图3所示,跨中挠曲应变采用手持千分尺量测后换算,千分尺量程为250~275mm,计算后应变误差为 20×10^{-6} ,跨中挠度采用防锈蚀千分表量测.

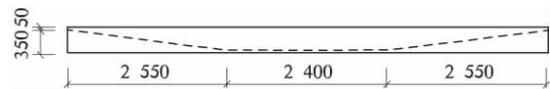
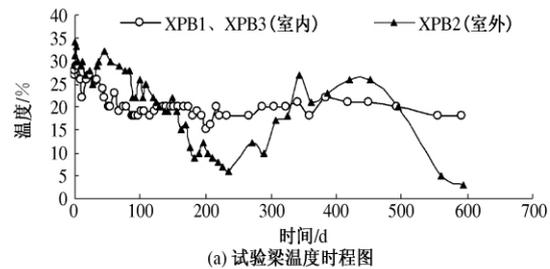
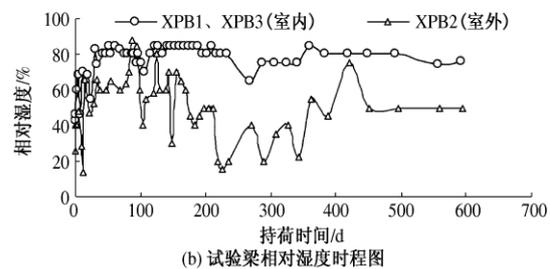


图1 实验梁的钢束线形

Fig. 1 Strand shapes of test beams with pretensioned bent-up tendons



(a) 试验梁温度时程图



(b) 试验梁相对湿度时程图

图2 试验梁加载环境温度、相对湿度时程曲线

Fig. 2 Time-history curves of environmental conditions of test beams

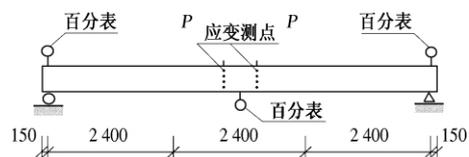


图3 加载及量测方案

Fig. 3 Loading and measurement scheme

2.2 折线配束预应力先张梁长期挠度系数与其徐变挠度系数间数值关系

2.2.1 基本概念

混凝土梁在混凝土龄期 t_0 时加载,持续作用时间 $(t - t_0)$ 后,徐变系数 $\varphi_c(t, t_0)$ 即为梁截面边缘的弯曲应变徐变值 ε_{cr} 与加载瞬时弹性应变 ε_1 的比值,亦称为徐变应变系数;徐变挠度系数 $\varphi_f(t, t_0)$ 即为计算截面的徐变挠度增量值 f_c 与加载瞬时弹性挠度 f_1 的比值;长期挠度系数 $\varphi_l(t, t_0)$ 即为梁在荷载长期作用下的挠度增量 f_l 与加载瞬时弹性挠度 f_1 的比值^[7, 15]。

2.2.2 徐变系数、长期挠度系数与徐变挠度系数间的数值关系

(1) 徐变系数方程^[16]。试验梁 XPB1、XPB2、XPB3 徐变系数试验值与其拟合方程的计算值,如图 4 所示。

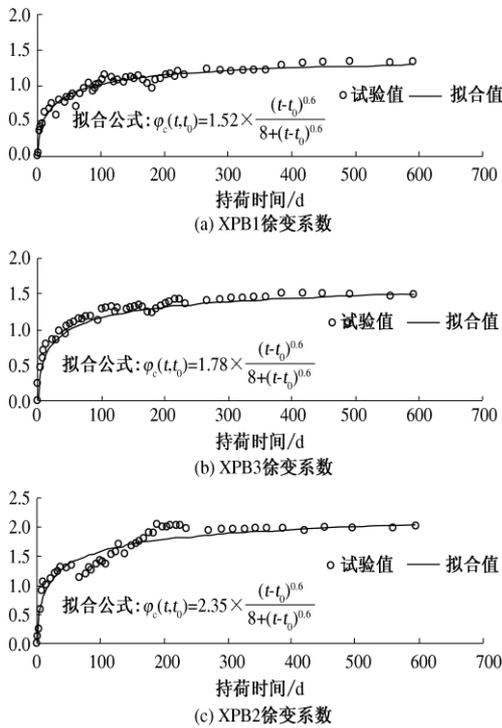


图 4 徐变系数的试验值与拟合方程计算值
Fig. 4 Creep coefficient values of experiment and fitted equation of test beams

从图 4 中看出,拟合徐变系数值与加载持时的关系,双曲线幂函数方程的计算值与试验值吻合较好,说明该函数形式较为客观的反映了折线先张梁的徐变系数时程规律.采用 Datafit 软件进一步分析,拟合方程的特征参数指标如表 1 所示.从表 1 中看出,该拟合公式标准差较小,相关系数较高,表明拟合方程具有较高的精度。

表 1 折线梁挠曲徐变系数拟合方程的特征参数
Tab.1 Fitted equation characteristic parameters of creep coefficient

梁编号	拟合公式	相关系数	标准差
XPB1	$1.52k_1$	0.962	0.061
XPB2	$2.35k_1$	0.923	0.141
XPB3	$1.78k_1$	0.981	0.044

注: $k_1 = \frac{(t - t_0)^{0.6}}{8 + (t - t_0)^{0.6}}$ 。

(2) 长期挠度系数方程^[7]。结合 600 d 试验测定值,对 3 片折线先张梁长期挠度系数试验值与持时关系采用 Datafit 软件多次拟合,表明采用双曲线幂函数形式可较为客观的反映长期挠度系数值与其荷载持时(单位: d)的数值关系,如图 5 所示.从图中看出,拟合方程可较为客观地反映试验梁长期挠度系数时程规律. Datafit 软件分析的试验梁拟合方程的特征参数如表 2 所示.从表 2 中看出,拟合公式标准差较小,相关系数较高,表明拟合方程具有较高的精度。

(3) 徐变挠度系数与其徐变系数间的数值关系^[13, 15]。通过对试验梁跨中截面不同高度处徐变应变长期观测,建立了部分预应力梁和全预应力梁的徐变应变几何模型,并进一步结合有限元分析,推证了预应力梁徐变系数 $\varphi_c(t, t_0)$ 与其徐变挠度系数 $\varphi_f(t, t_0)$ 间的数值关系间的数值关系表达式,

$$\varphi_f(t, t_0) = k \cdot \varphi_c(t, t_0). \quad (3)$$

其中

$$k = \frac{\frac{N_p}{A_0} \left(1 + \frac{1}{\lambda}\right) + \frac{M_p}{W} \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right)}{\frac{N_p}{A_0} \cdot \frac{1}{\lambda} + \frac{2M_p}{W} \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right)}. \quad (4)$$

两系数比值 k 受梁的预应力度值 λ 、控制截面预压力值 N_p 、构件换算截面面积值 A_0 、预应力在控制截面产生的弯矩值 M_p 及构件抗弯截面模量 W 等多种因素的综合性影响.对全预应力混凝土梁,计算结果 $k > 1$,表明该类梁的徐变挠度系数值大于其徐变应变系数;对部分预应力混凝土梁,计算结果 $k < 1$,表明该类梁的徐变挠度系数小于徐变系数,即徐变挠度小于初始弹性挠度与其徐变系数的乘积。

(4) 长期挠度与其徐变挠度间的数值关系.梁的长期挠度与徐变挠度并不等同.由上述可知,试验梁挠曲徐变应变系数拟合值、及长期挠度系数拟合值均与试验实测值较为吻合,较为客观地

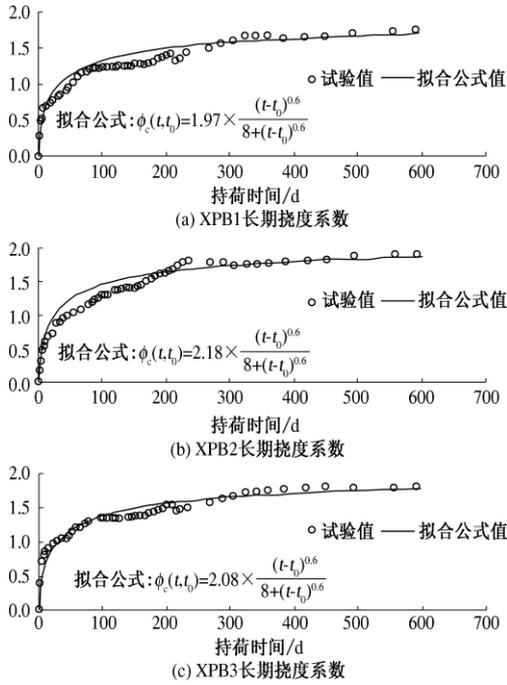


图5 实验梁长期挠度系数实测值与拟合值对照图
Fig.5 Contrast diagram of fitting values and test value of long-term deflection coefficient

表2 试验梁长期挠度系数拟合方程参数特征
Tab.2 Fitting equation characteristic parameters of long-term deflection coefficient

梁编号	拟合公式	相关系数 R^2	标准差 σ
XPB1	$1.97 k_t$	0.907	0.104
XPB2	$2.18 k_t$	0.903	0.113
XPB3	$2.08 k_t$	0.944	0.087

反映梁长期变形的时程规律.对3片梁的长期挠度系数实测值与其拟合值、徐变系数试验值与其拟合值及以式(3)计算的徐变挠度系数值的进行了对比,如图6所示.从图6中看出,3片梁XPB1、XPB2、XPB3的长期挠度系数均大于徐变挠度系数,即表明长期挠度均大于徐变挠度,这在理论上是正确的,因为长期挠度主要是由收缩和徐变变形共同引起的.对在公、铁路桥梁中均可应用的折线配束预应力先张梁,其二次加载龄期较晚,此时混凝土收缩已完成大部分,混凝土收缩引起的梁挠度改变较小,故可以通过长期挠度与其徐变挠度的差值确定由收缩引起的挠度值.对比试验梁长期挠度系数与徐变挠度系数如表3所示.

从表3中看出,试验梁XPB1、XPB2、XPB3的长期挠度系数与徐变挠度系数相同时刻的比值分别为1.05、1.06、1.08,故对折线先张梁,收缩挠度值可取为徐变挠度值的10%.即综合考虑混凝土收缩引起的挠度改变对其长期挠度值的贡献,

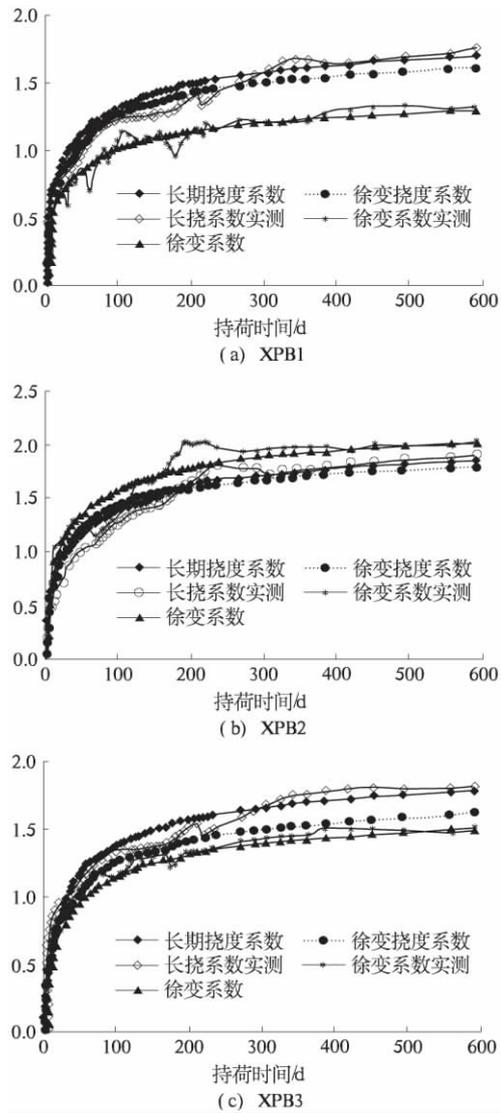


图6 试验梁的长期变形系数对比值时程曲线
Fig.6 Time-history curves of several relevant deformation coefficient of test beams

表3 试验梁 $\varphi_l(t, t_0)$ 与 $\varphi_r(t, t_0)$ 数值关系
Tab.3 Numerical relationship between $\varphi_l(t, t_0)$ and $\varphi_r(t, t_0)$ of test beams

梁编号	XPB1	XPB2	XPB3
① $\varphi_l(t, t_0)$	$1.97 k_t$	$2.18 k_t$	$2.08 k_t$
② $\varphi_r(t, t_0)$	$1.24 \times 1.52 k_t$	$0.88 \times 2.35 k_t$	$1.08 \times 1.78 k_t$
①/②	1.05	1.06	1.08

可取长期挠度系数值为其徐变挠度系数值的1.1倍,如式(5)所示

$$\varphi_l(t, t_0) \approx 1.1 \varphi_r(t, t_0). \quad (5)$$

3 折线配束预应力混凝土先张梁的长期挠度计算模式

在实际工程中,可根据梁长期挠度系数的定义,并结合式(3)、式(5),折线先张梁的长期挠度系数可按式(6)计算,

$$\varphi_1(t, t_0) \approx 1.1 \cdot k \cdot \varphi_c(t, t_0), \quad (6)$$

式中:系数 1.1 是考虑混凝土收缩引起的挠度增量;系数 k 是综合考虑梁的预应力水平、荷载因素、截面特征等多个因素共同影响的系数,其值可参考式(4)获得; $\varphi_c(t, t_0)$ 混凝土梁的挠曲徐变系数,对折线先张梁,可按式(7)取值^[7,16].

$$\varphi_1(t, t_0) = \frac{2.53}{\lambda} k_d k_v k_{RH} k_c \frac{(t - t_0)^{0.6}}{8 + (t - t_0)^{0.6}}. \quad (7)$$

折线先张梁的长期挠度可按式(8)计算

$$f_1 = 1.1 \times \frac{\frac{N_p}{A_0} \left(1 + \frac{1}{\lambda}\right) + \frac{M_p}{W} \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right)}{\frac{N_p}{A_0} \cdot \frac{2}{\lambda} + \frac{2M_p}{W} \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right)} \times \varphi_c(t, t_0) f_1. \quad (8)$$

表 4 不同计算模式下试验梁持荷 600 d 时长期挠度增量值

Tab.4 Long-term deflection value after loaded 600 days in different calculational model

	梁编号		
	XPB1	XPB2	XPB3
①试验实测值	3.93	6.77	3.25
②JTGD62—2004 计算值	3.20	5.07	2.57
②/①	0.81	0.75	0.79
③AASHTO—2007	3.81	6.07	2.88
③/①	0.97	0.90	0.89
④式(8)计算值	4.13	6.63	3.25
④/①	1.05	0.98	1.00

从式(8)中看出,该长期挠度计算模式值考虑因素较为全面,既包括所有可能影响混凝土收缩、徐变的因素,还综合考虑了梁的 N_p 、 M_p 、 λ 、 A_0 、 W 等因素对其长期挠度的影响。

对 3 根试验梁,长期挠度分别采用式(8)、我国的 JTGD62—2004、美国的 AASHTO—2007 的计算值与试验梁长期挠度系数试验值进行对比,如表 4 所示.从表中看出, JTGD62—2004 计算值偏小,较实测值小近 20%, AASHTO—2007 亦较实测值偏小近 10%,式(8)计算值与实测值较接近,误差在 5%.

4 结论

(1) 折线配束预应力混凝土先张梁长期挠度约为其徐变挠度值的 1.1 倍,长期挠度值超出徐变挠度值的部分是由混凝土收缩等其它因素共同造成的;

(2) 建立了折线配束预应力混凝土先张梁的长期挠度计算模式,该模式是受混凝土收缩、徐变以及受预压应力 N_p 、构件的截面面积 A_0 、预应力度 λ 、预应力产生的弯矩值 M_p 、构件抗弯截面模

量 W 等多种因素的综合性影响,但各个因素对长期挠度影响的敏感程度尚需进一步研究.

(3) 式(8)的长期挠度计算模式对试验梁的计算值与实测值较接近,误差在 $\pm 5\%$,而 JTGD62—2004 计算值偏小,较实测值小近 20%, AASHTO—2007 亦较实测值偏小近 10%,笔者所提具有工程实用价值.

参考文献:

- [1] 吕志涛,潘钻峰.大跨径预应力混凝土箱梁桥设计中的几个问题[J].土木工程学报,2010,43(1):70-76.
- [2] 谢峻,王国亮,郑晓华.大跨径预应力混凝土箱梁桥长期下挠问题的研究现状[J].公路交通科技,2007,24(1):47-50.
- [3] 周东卫.高速铁路混凝土桥梁徐变变形计算分析及控制措施研究[J].铁道标准设计,2013(6):65-67.
- [4] 曹建安.无碴轨道大跨度预应力混凝土桥梁后期徐变变形和控制方法研究[D].中南大学土木工程学院,2011.
- [5] 王亚辉.折线配束的先张预应力混凝土 50 m T 梁的施工技术[J].公路,2007(5):61-66.
- [6] 刘立新,安鸿飞,于秋波,等.淮河大桥 35m 先张折线形箱梁预应力损失的研究[J].郑州大学学报:工学版,2007,28(4):12-15.
- [7] 王俊.折线先张法预应力混凝土梁徐变性能研究[D].郑州大学土木工程学院,2011.
- [8] 中华人民共和国交通部. JTGD62—2004 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范[S].北京:人民交通出版社,2004.
- [9] 中华人民共和国建设部,国家质量监督检验检疫总局. GB50010—2010 混凝土结构设计规范[S].北京:中国建筑工业出版社,2011.
- [10] 贺拴海.桥梁结构理论与计算方法[M].北京:人民交通出版社,2003:274-276.
- [11] 张珽,谢奇,袁细发.纯弯曲混凝土梁的徐变试验研究[J].武汉理工大学学报,2003,27(4):489-491.
- [12] MAYER H, RUSCH H. Building damage caused by deflection of reinforced concrete building components [R]. Technical Translation 1412, National Research Council of Canada, Canada: Ottawa, 1967.
- [13] 王俊,刘立新.预应力度对预应力和混凝土梁徐变曲率影响的试验研究[J].土木工程学报,2010,43(8):37-43.
- [14] 薛伟辰,胡于明,王巍.预应力混凝土梁徐变性能试验[J].中国公路学报,2008,21(4):61-66.

(下转第 93 页)

文章编号: 1671-6833(2015)02-0052-05

温度作用下岩石热弹塑性模型及其数值模拟

贾善坡^{1,2}, 林建品², 刘团辉², 崔丽华², 汤小琪², 蒋素萍²

(1. 长江大学 城市建设学院, 湖北 荆州 434023; 2. 华北油田 勘探开发研究院, 河北 任丘 062552)

摘要: 深入研究温度影响下的岩石受力、变形破坏机制及力学模型, 对于保证岩石地下工程的安全和稳定具有十分重要的意义. 从温度对岩石材料力学性质的影响出发, 以修正 Mohr-Coulomb 准则为基础, 建立了温度作用下的岩石热-弹塑性耦合本构模型, 探讨了模拟岩石应变软化行为的方法; 论述了隐式本构积分算法的主要内容, 以 ABAQUS 软件为平台, 编制了材料本构计算子程序. 对三轴压缩试验进行了一系列数值模拟, 其应力-应变曲线与已有实验规律表现出较好的一致性, 所建立的模型能够较好地反映出岩石由于温度影响所表现的脆-塑性过渡, 证明了模型的有效性.

关键词: 岩石力学; 热弹塑性; 应变软化; 修正 Mohr-Coulomb 准则

中图分类号: TU457 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.012

0 引言

岩石材料除了遭受外荷载的作用, 在很大程度上受环境变化的影响, 尤其因温度变化而产生的热应力对其力学性能的影响更为突出. 岩石热-力耦合理论在油气勘探开发、地热开发、深部资源开采、核废料地下储存等领域中有着重要的应用, 因此多年来它一直是岩石力学的热点和前沿问题之一^[1-2].

国内外学者围绕温度对岩石力学性质的影响开展了广泛研究, 取得了丰硕成果. 文献[3]研究了岩石的杨氏模量随温度升高而变化的情况, 安山岩、花岗岩等的杨氏模量在 300 °C 以下随温度升高急剧减小, 超过 300 °C 后杨氏模量变化不大. 文献[4]发现花岗岩的弹性模型随温度升高逐渐降低. 许锡昌等^[5]研究了花岗岩在单轴压缩(20~600 °C)状态下主要力学参数随温度的变化规律, 指出 75 °C 和 200 °C 分别是花岗岩弹性模量和单轴抗压强度的门槛温度. WONG^[6]总结了岩石强度与温度的关系, 认为多数岩石随温度升高强度有所下降, 下降趋势与岩石的种类相关. 在实验室内常温和低围压或单轴压缩情况下, 岩石的破

坏主要表现为劈裂或剪切破坏形式, 这类破坏机制主要受到岩石内部微裂纹的控制. 文献[7]研究了温度对材料韧脆转变的影响, 发现韧脆转变温度随着加载率升高而升高. 桑祖南等^[8]在高温高压条件下开展了辉长岩脆-塑性转化及其影响因素的实验研究, 辉长岩在 600 °C 时以脆性破裂为主, 700~850 °C 时为半脆性变形(含微破裂), 900 °C 以上为塑性变形阶段. 王颖轶等^[9]研究了大理岩在常温至 800 °C 的应力-应变全过程特性, 试验结果表明: 随着温度升高, 岩石刚度、强度降低, 表现出明显的软化特性, 峰后特性及残余强度表现出由脆性向塑性的演化.

相关研究表明, 在一定的温度和压力作用下, 岩石的破坏形式多表现为由脆性破裂转变为塑性流动的现象. 然而, 现有的岩石热-弹塑性模型尚不能全面地反映岩石的刚度及强度弱化、应变软化以及脆-塑性转换的力学特征. 笔者是在过去研究的基础上, 建立基于修正 Mohr-Coulomb 准则的岩石热-弹塑性本构模型, 提出模拟岩石应变软化行为的方法, 并以 ABAQUS 软件为平台, 编制计算程序, 通过一系列三轴压缩数值试验验证程序的有效性.

收稿日期: 2014-10-25; 修订日期: 2014-12-03

基金项目: 中国博士后科学基金资助项目(2014M551055); 岩土力学与工程国家重点实验室开放基金资助项目(Z013007); 湖北省建设厅科技计划资助项目(2011-119)

作者简介: 贾善坡(1980-), 男, 长江大学副教授, 博士后, 主要从事岩石力学与工程方面的教学与研究工作, Email: jiashanporsm@163.com.

1 岩石热 - 弹塑性本构模型

1.1 热 - 弹塑性耦合关系

岩石是由不同矿物组成的非均质体, 受热后各种矿物的热膨胀效应各不相同, 变形大的受压缩, 变形小的受拉伸, 由此在岩石中形成了一种由温度变化引起的热应力. 如果温度由 T_0 变化为 T ($T > T_0$), 则岩石将发生膨胀, 设拉伸为正, 则热应变可表示为

$$\varepsilon^T = \beta(T - T_0) \mathbf{I}, \quad (1)$$

式中: β 为膨胀系数; \mathbf{I} 为单位张量.

温度影响下的岩石应变增量可表示为^[2]

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p + d\varepsilon^T, \quad (2)$$

式中: $d\varepsilon$ 、 $d\varepsilon^e$ 、 $d\varepsilon^p$ 、 $d\varepsilon^T$ 分别为总应变增量、弹性应变增量、塑性应变增量、温度应变增量.

岩石弹性模量和泊松比均为温度的函数, 应力与弹性应变满足胡克定律 $\sigma = D_e: \varepsilon^e$, 增量形式为

$$d\sigma = dD_{eT}: \varepsilon^e + D_{eT}: d\varepsilon^e, \quad (3)$$

式中: D_{eT} 为弹性刚度矩阵, 是温度的函数, $D_{eT} = 2GI + \lambda I$, G 为剪切模量, λ 为拉梅系数.

温度对岩石力学性质的影响包括两个方面: ①温度的变化对岩石物理力学参数有影响, 温度升高导致岩石劣化, 弹性模量、强度等均随着温度的升高而下降; ②温度的变化会导致热应力问题. 综合利用式(1) ~ 式(3), 可得岩石热 - 弹塑性增量形式的本构关系为

$$\begin{cases} d\sigma = dD_{eT}: \varepsilon^e + D_{eT}: (d\varepsilon - d\varepsilon^p - d\varepsilon^T) \\ \{ \sigma \mid F(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T) \leq 0 \} \\ d\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial G(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T)}{\partial \sigma} \\ d\varepsilon^T = \left[\frac{d\beta}{dT}(T - T_0) + \beta \right] dT \end{cases} \quad (4)$$

式中: $F(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T)$ 、 $G(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T)$ 分别为岩石屈服函数和塑性势函数, 均为等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}_{pl}$ 和温度的函数; $d\lambda$ 为塑性乘子.

1.2 修正 Mohr-Coulomb 模型

常规的 Mohr-Coulomb 是一个压剪型的屈服准则, 不适用拉剪型应力状态, 用它预测的锥顶处的拉力值大于实验值(抗拉强度)^[10]. 对常用的 Mohr-Coulomb 准则进行修正, 采用双曲线方程对拉伸型 Mohr-Coulomb 屈服准则和剪切型 Mohr-Coulomb 屈服准则进行拟合(图 1), 即

$$F(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T) = \frac{I_1 \sin \varphi}{3} +$$

$$\sqrt{J_2 K^2(\theta) + m^2 c^2 \cos^2 \phi} - c \cos \phi = 0, \quad (5)$$

式中: I_1 、 J_2 分别为应力第 1 不变量和应力偏量第 2 不变量; θ 为 Lode 角; $K(\theta)$ 为 Mohr-Coulomb 准则修正变量, 其表达式见文献 [10]; m 为模型参数, 用来反映岩石的实际抗张强度; c 、 ϕ 分别为岩石的黏聚力和内摩擦角, 为等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}_{pl}$ 和温度 T 的函数.

根据式(5), 构造基于修正 Mohr-Coulomb 准则的塑性势函数, 即

$$G(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T) = \frac{I_1}{3} \sin \varphi + \sqrt{J_2 K^2(\theta) + m^2 c^2 \cos^2 \varphi}, \quad (6)$$

式中: φ 为膨胀角.

1.3 应变软化模型

岩石材料在常温和低围压或单轴压缩情况下多表现为峰后区弱化, 如果采用强度准则描述这种过程, 岩石应力达到峰值强度后, 随着变形的进一步增加, 岩石强度由峰值(或快或慢)下降至强度的残余值, 强度参数发生弱化^[11]. 用 ω 来代表岩石强度参数(如岩石黏聚力 c 、内摩擦角 ϕ 等), 通过建立应变软化模型来模拟岩石随着温度的升高由脆性破坏到延性破坏的机制转变. 图 1 为强度参数随等效塑性应变的演化曲线, 其演化方程可定义为

$$\omega(\bar{\varepsilon}_{pl}, T) = \begin{cases} \omega_{mT} - \frac{(\omega_{mT} - c_{rT}) \cdot \bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}_{pl}^*}, & 0 < \bar{\varepsilon}_{pl} < \bar{\varepsilon}_{pl}^* \\ \omega_{rT}, & \bar{\varepsilon}_{pl} \geq \bar{\varepsilon}_{pl}^* \end{cases}, \quad (7)$$

式中: ω_{mT} 、 c_{rT} 分为某一特定温度下岩石的峰值强度和残余强度, 为温度 T 的函数; $\bar{\varepsilon}_{pl}^*$ 为等效塑性应变极值.

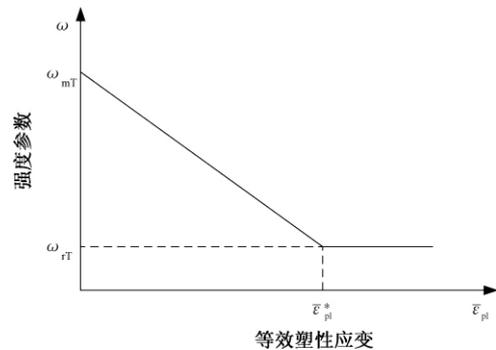


图 1 强度参数随等效塑性应变的演化曲线

Fig. 1 The evolution curve of strength parameters

峰值强度随温度的升高有逐渐降低的趋势, 为了简化计算, 假设峰值强度 ω_{mT} 与温度 T 之间

满足线性关系,即

$$\omega_{mT}(T) = \omega_{m0} - B \cdot T, \quad (8)$$

式中: ω_{m0} 、 B 均为模型参数, $B > 0$.

在一定的温度和压力作用下,岩石的主要破坏形式会由脆性破裂向塑性流动转变. 大量试验结果表明,残余强度随温度的升高有逐渐增大的趋势^[2],定义残余强度 ω_{rT} 为温度的函数(图2),

$$\omega_{rT}(T) = \begin{cases} \omega_{r0} + \frac{\omega_r^* - \omega_{r0}}{T_{lim} - T_0}(T - T_0), & T_0 \leq T \leq T_{lim} \\ \omega_r^*, & T > T_{lim} \end{cases}, \quad (9)$$

式中: T_0 为常温;当 $T \rightarrow T_{lim}$, $\omega_{rT} \rightarrow \omega_{mT}$, $\omega_r^* = \omega_{mT}$, 此时岩石表现为理想塑性变形.

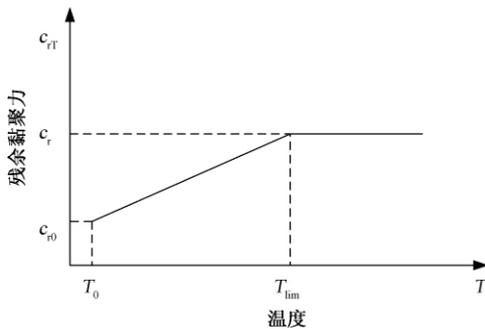


图2 残余黏聚力随温度的演化曲线
Fig.2 The evolution curve of residual cohesive strength vs. temperature

2 数值计算积分方案

温度对岩石力学的影响属于非线性热弹塑性问题,由温度引起的热应力、塑性流动以及随温度变化的屈服准则等结合在一起,屈服面随着温度升高而逐渐减小. 笔者采用隐式向后欧拉积分算法实现计算过程中的应力更新,如图3所示. 其基本原理是:首先是弹性预测阶段,假设增量步的应变增量全部为弹性应变,计算出应力更新后的数值;其次是塑性修正阶段,检查弹性预测阶段的应力更新数值是否满足屈服条件,若不满足屈服条件,则无需进行修正,反之则对应力进行修正,使应力返回到屈服面^[12].

在数值求解的过程中,通常以时间为增量步寻求在离散时间点时刻的平衡,在每个时间步内,屈服函数随温度升高而逐渐减小,屈服函数不仅与时间有关,还与等效塑性应变和温度有关.

(1) 根据温度场计算结果确定 t_{n+1} 时刻的温度,根据计算公式确定变温下的材料力学特性(弹性刚度矩阵、黏聚力、内摩擦角等).

(2) 在增量步开始时,主程序提供应力张量 σ_n 、总应变 ε_{n+1} 、总应变增量 $\Delta\varepsilon$ 、及时间增量 Δt , 计算热应变增量 $\Delta\varepsilon^T$ 和应变增量 $\Delta\varepsilon^{ep} = \Delta\varepsilon - \Delta\varepsilon^T$.

(3) 根据弹性关系计算试探应力的增量值 $\Delta\sigma^*$ 和试探应力值 σ_{n+1}^* .

$$\begin{cases} \Delta\sigma^* = {}^{t_{n+1}}D_{eT}\Delta\varepsilon^{ep} + ({}^{t_{n+1}}D_{eT} - {}^{t_n}D_{eT})\Delta\varepsilon \\ \sigma_{n+1}^* = \sigma_n + \Delta\sigma^* \end{cases}, \quad (10)$$

式中: D_{eT} 为弹性矩阵.

(4) 计算屈服函数值 $F(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T)$, 若 $F(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T) < 0$, 则该积分点为弹性加载或塑性卸载状态,更新应力张量、应变张量.

(5) 如果 $F(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T) > 0$, 则处于塑性加载状态,进行塑性修正,计算塑性因子 λ 和一致性刚度矩阵 D_{clT} (具体求法见文献[10]),更新应力和应变,直到 $|F(\sigma, \bar{\varepsilon}_{pl}, T)| < 1 \times 10^{-6}$.

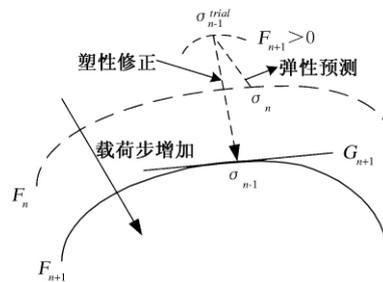


图3 应变软化应力更新示意图
Fig.3 The diagram of stress updating

3 数值算例

数值实验选用标准圆柱形岩样(见图4),几何模型尺寸为 50 mm × 100 mm(半径 × 高),侧面施加围压,垂直方向采用位移控制,上面施加非零位移,下面施加位移约束,与岩样实验中采用的应变控制加载过程一致. 选取某深埋隧洞围岩大理岩作为试样^[13],单轴压缩试验的弹性模量、泊松比、峰值应力与温度之间的关系式为

$$\begin{cases} E = -0.0123T + 17.452 \\ \mu = -0.0002T + 0.2451 \\ \sigma_c = -0.1319T + 140.661 \end{cases}, \quad (11)$$

式中: 弹性模量的单位为 GPa; 峰值应力的单位为 MPa.

根据 Mohr-Coulomb 准则,可建立黏聚力与单轴抗压强度的关系式 $\sigma_c = 2c \cdot \cos \phi / (1 - \sin \phi)$, 因此,峰值黏聚力 c_{mT} 与温度的关系式为

$$c_{\text{nr}} = \frac{(1 - \sin \phi)}{2 \cos \phi} \cdot (-0.13197T + 140.661). \quad (12)$$

由于缺乏内摩擦角与温度之间关系的试验数据, 假设内摩擦角为常数, 取 $\phi = 35^\circ$. 为了模拟岩石的软化行为以及热脆 - 塑性转化性质, 假定式 (7) 和式 (9) 中对应的模型参数为: $\bar{\varepsilon}_{\text{pl}}^* = 0.02$, $T_{\text{lim}} = 620 \text{ }^\circ\text{C}$, $c_r^* = 16.5 \text{ MPa}$, $c_{t0} = 13.0 \text{ MPa}$.

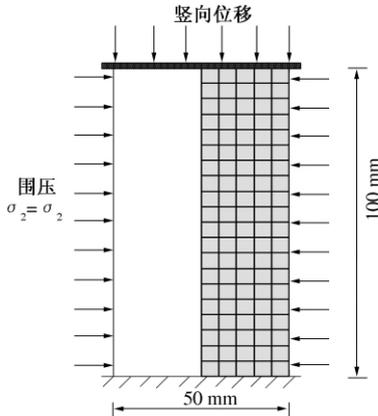


图 4 有限元分析模型
Fig. 4 Finite element model

针对如下 3 种工况进行分析: ①单轴压缩, 采用理想弹塑性模型; ②单轴压缩情况, 采用应变软化模型; ③温度 $T = 200 \text{ }^\circ\text{C}$, 三轴压缩情况, 采用应变软化模型.

以 ABAQUS 软件为平台, 对上述模型进行二次开发, 对圆柱形试样模型进行有限元计算, 图 5 ~ 图 7 为岩样在不同工况下的应力 - 应变曲线.

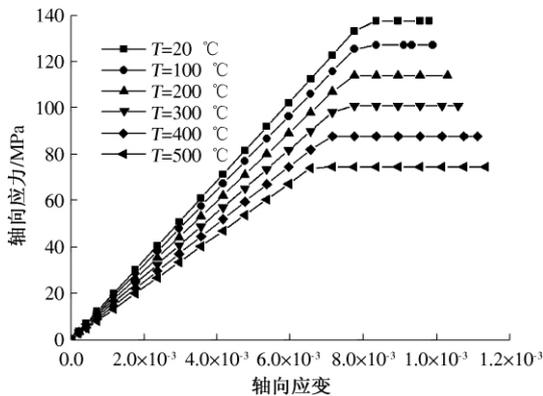


图 5 工况 1 计算结果
Fig. 5 The numerical results of case 1

工况 1 情况下应力 - 应变曲线规律与大量试验结果的规律一致, 随着温度的升高, 屈服强度逐渐减小, 弹性模量逐渐减小; 温度越高, 屈服流动的效应增长, 数值计算较易收敛.

对于工况 2 而言, 当岩石进入屈服阶段后, 随着塑性应变的增加, 黏聚力逐渐减小直至残余强

度值, 在温度较低时表现为弹脆塑性性质, 随着温度的升高, 由脆性向韧性过渡, 当温度达到 $300 \text{ }^\circ\text{C}$ 时, 岩石已开始变软为应变软化特性, 当达到 $500 \text{ }^\circ\text{C}$ 时, 岩石的塑性有理想塑性流动的趋势. 由此可以看出, 笔者提出的热 - 弹塑性应变软化模型可以较好地模拟由于温度的影响岩石所表现的弹 - 脆塑性到弹塑性的过渡.

对于工况 3 而言, 随着围压的升高, 岩石的屈服强度逐渐升高, 在高围压下, 岩石有脆性向韧性过渡的趋势, 与已有的岩石力学试验规律一致.

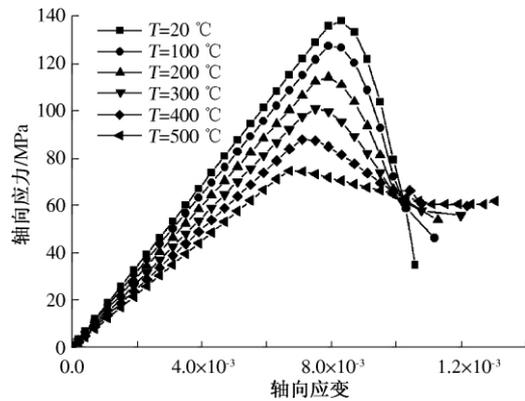


图 6 工况 2 计算结果
Fig. 6 The numerical results of case 2

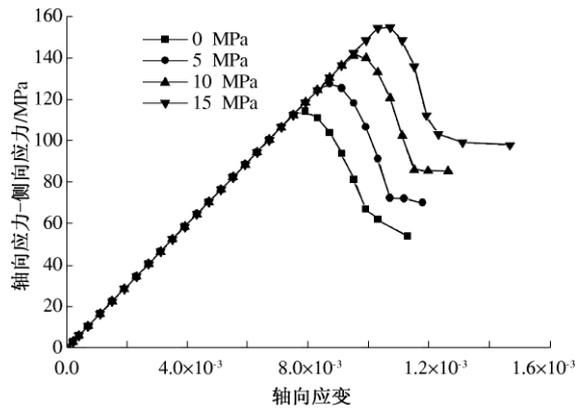


图 7 工况 3 计算结果
Fig. 7 The numerical results of case 3

4 结论

(1) 以热力学和弹塑性理论为基础, 根据已有实验的规律性认识, 对服从 Mohr-Coulomb 准则的岩石强度参数演化行为进行了研究, 建立了温度作用下的岩石热弹塑性本构模型, 并以 ABAQUS 软件为平台, 提出了本构数值积分算法.

(2) 对三轴压缩试验进行了一系列数值模拟, 得到了不同温度和压力条件下的应力 - 应变曲线, 模拟结果与实验的规律性认识一致, 热 - 弹

塑性应变软化模型可以较好地反应由于温度和压力的影响岩石所表现的脆-塑性过渡,证实了该模型的有效性。

参考文献:

- [1] 周宏伟,谢和平,左建平. 深部高地应力下岩石力学行为研究进展[J]. 力学进展, 2005, 35(1): 91-99.
- [2] 康健. 随机介质固热耦合数学模型与岩石热破裂数值实验[D]. 阜新: 辽宁工程技术大学力学与工程学院, 2004.
- [3] 林睦曾. 岩石热物理学及其工程应用[M]. 重庆: 重庆大学出版社, 1991: 130-138.
- [4] 刘月妙,王驹,谭国焕,等. 热力耦合条件下北山深部花岗岩长期性能研究[C]// 第九届全国岩石力学与工程学术大会论文集. 北京: 科学出版社, 2006: 31-36.
- [5] 许锡昌,刘泉声. 高温下花岗岩基本力学性能初步研究[J]. 岩土工程学报, 2000, 22(3): 332-335.
- [6] WONG Teng-fong. Effects of temperature and pressure on failure and post-failure behavior of westerley granite [J]. Mechanics of Materials, 1982, (1): 3-17.
- [7] BREDE M. The brittle-to-ductile transition in Silicon [J]. Acta Metall Master, 1993, 41(1): 211.
- [8] 桑祖南,周永胜,何昌容,等. 辉长岩脆-塑性转化及其影响因素的高温高压实验研究[J]. 地质力学学报, 2001, 7(2): 130-137.
- [9] 王颖轶,张宏君,黄醒春,等. 高温作用下大理岩应力-应变全过程的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(2): 2345-2349.
- [10] 贾善坡,陈卫忠,杨建平,等. 基于修正 Mohr-Coulomb 准则的弹塑性本构模型及其数值实施[J]. 岩土力学, 2010, 31(7): 2051-2058.
- [11] 王水林,王威,吴振君. 岩土材料峰值后区强度参数演化与应力-应变曲线关系研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(8): 1525-1529.
- [12] 贾善坡. Boom Clay 泥岩渗流应力损伤耦合流变模型、参数反演与工程应用[D]. 武汉: 中国科学院武汉岩土力学研究所, 2009.
- [13] 施毅,朱珍德,李志敬. 考虑温度效应时深埋洞室围岩变形特性[J]. 水利水电科技进展, 2008, 28(3): 33-36.

A Thermo-elasto-plastic Constitutive Model of the Rock under the Temperature Effect and Its Numerical Implementation

JIA Shan-po^{1,2}, LIN Jian-pin², LIU Tuan-hui², CUI Li-hua², TANG Xiao-qi², JIANG Su-ping²

(1. School of Urban Construction, Yangtze University, Jingzhou 434023, China; 2. Exploration and Development Research Institute of Huabei Oilfield, Renqiu 062552, China)

Abstract: Further study of the mechanism and law of rock deformation and breakage under the temperature effect has great significance to the safety and stability of the underground rock engineering. Based on the evolution characteristics of rock mechanics parameters under the temperature effect, a new thermo-elasto-plastic constitutive model with improved Mohr-Coulomb criterion is presented, which can depict the temperature effect and softening behaviours of the rock. The main contents of the implicit constitutive integration algorithm are discussed systematically; and the consistent stiffness matrix is deduced. Based on the implicit Euler stress integration algorithm, the UMAT subroutine of the model is developed in ABAQUS. The numerical simulation under various stress states and temperatures shows that the numerical simulations agree with the experimental rules and the proposed model is able to depict effectively the main features of brittle-plastic transition of rock.

Key words: rock mechanics; thermo-elasto-plastic; strain-softening; modified Mohr-Coulomb criterion

文章编号: 1671-6833(2015)02-0057-05

考虑损伤程度的 CFRP 加固 RC 框架 Pushover 分析

孙莉萍¹, 王新玲², 邹旭岩³, 钱 辉²

(1. 河南交通职业技术学院, 河南 郑州 450000; 2. 郑州大学 土木工程学院, 河南 郑州 450001;
3. 中州大学 工程技术学院, 河南 郑州 450044)

摘 要: 基于前期 RC 框架及 CFRP 布加固完好 RC 框架的水平低周反复荷载试验研究, 采用有限元软件 SAP2000 对该试验进行 Pushover 分析, 结果表明模拟结果与试验值基本相符. 以此为基础, 通过定义材料的弹性模量(刚度)变化, 来表达 RC 框架的损伤程度, 从而建立 CFRP 布加固损伤钢筋混凝土框架结构的有限元分析模型, 继而对该模型进行了 Pushover 分析, 研究考虑损伤参数的 CFRP 布加固 RC 框架结构抗震性能, 计算结果表明, 损伤程度既大幅度减小加固框架的延性, 也降低加固框架的极限承载力, 验证了笔者分析方法的可行性与合理性.

关键词: CFRP 布加固; 损伤框架; Pushover 分析; 抗震性能

中图分类号: TU375.1 **文献标志码:** A doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.013

0 引言

碳纤维复合材料(简称 CFRP)以其高强、耐腐蚀、施工方便、不占用空间等优点,近年来被广泛用于混凝土结构加固中^[1-2]. 国内外学者已对 CFRP 加固混凝土结构进行了大量的相关试验及研究. 早在 1989 年,日本土木学会已设立了纤维增强混凝土委员会,并召开了“混凝土结构的 FRP 加固材料的应用”学术会议^[3-4]. 从此 CFRP 用于加固混凝土各类构件的研究方兴未艾,文献[5-7]分别对 CFRP 布加固 RC 梁的受弯性能、受剪性能及 RC 框架节点的抗震性能进行了试验研究,并分析了相应的加固机理;文献[8]对 CFRP 布加固完好 RC 框架结构进行了相关试验,研究了 CFRP 加固 RC 框架结构的抗震性能. 然而,限于试验设备、场地以及经费等诸多条件,完全或结合试验方法研究 CFRP 加固混凝土结构各种性能是比较困难的,也是不合理的. 另外,借助相关抗震分析软件,如 SAP2000 中的 Pushover 分析功能,即可以得到框架的基底剪力和顶点位移,还能得到所有梁柱塑性铰及产生的先后顺序、所

处状态,利用该软件对已有试验进行仿真模拟验证,同时可以实现不同工况下的结构性能分析,节约资源. 因此,笔者结合课题组前期的 CFRP 布加固 RC 框架试验研究,采用 SAP2000 对试验框架进行 Pushover 分析,通过试验与仿真结果比较,验证有限元分析的合理性,并以此为基础,开展 CFRP 加固损伤 RC 框架抗震性能的研究.

1 RC 框架试验及 Pushover 分析

1.1 单层单跨 RC 框架水平低周反复试验概况^[8]

RC 框架试件原型为一两层工业厂房,框架柱网尺寸为 6 m × 6 m,层高为 5.1 m,梁截面尺寸为 600 mm × 350 mm,柱截面尺寸为 500 mm × 400 mm,按 9 度抗震设防烈度、二类场地设计框架截面和配筋. 然后采用 1:3 进行缩尺,模型编号为 KJ-1(截面和配筋如图 1 所示). 对该 KJ-1 进行水平低周反复荷载试验,试验结果如表 1 所示.

1.2 单层单跨 RC 框架模型建立及 Pushover 分析

对 KJ-1 试验进行仿真分析. 采用 SAP2000,建立有限元计算模型. 其中,构件材料强度、截面

收稿日期: 2014-10-26; 修订日期: 2014-12-14

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51478438); 河南省重点科技攻关项目(132102310277)

作者简介: 孙莉萍(1979-),女,河南郑州人,河南交通职业技术学院讲师,硕士, E-mail: sunmolly@163.com.

通讯作者: 王新玲(1963-),女,郑州大学教授,博士,主要从事结构工程方向的教学和研究工作, E-mail: wxlwzn@126.com.

面积、配筋均按图1所示选用.单元类型为框架杆单元,将支座设为全自由度约束,混凝土和钢筋的本构关系依据 GB50010—2010 规范采用,定义梁的塑性铰采用 PM3 铰,柱的塑性铰采用 PMM 铰.

图2为 KJ-1 的 Pushover 分析结果,图中显示了 KJ-1 的塑性铰形成与发展过程.从图2可以看出,框架梁的左端首先出现塑性铰,接着梁端和柱端均出现塑性铰,此时(Step2)框架形成机构体系;当计算至 Step9 时梁两端塑性铰达到“生命安全”状态;计算至 Step10 时梁左端和右柱下端塑性铰达到极限状态,表明框架结构即将倒塌.

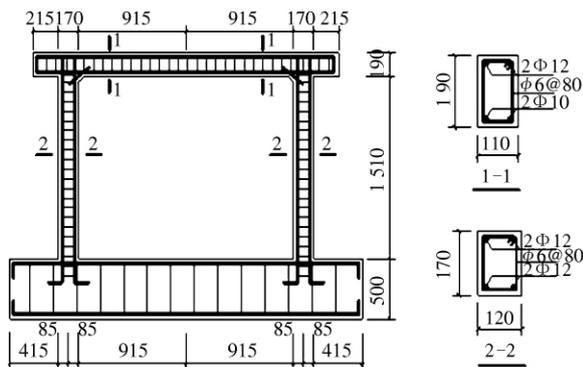


图1 框架模型详图

Fig.1 The details of frame mode

表1 KJ-1 试验结果

Tab.1 Test results of KJ-1

KJ-1	屈服荷载 /kN	屈服位移 /mm	极限荷载 /kN	极限位移 /mm
试验值	14.00	4.80	42.00	29.20

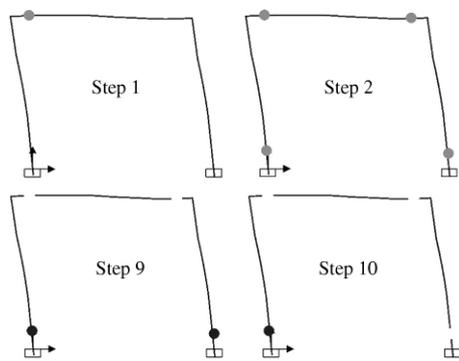


图2 KJ-1 Pushover 分析结果

Fig.2 The Pushover results of KJ-1

表2列出了 KJ-1 的有限元计算结果.由模拟结果与试验结果比较可知,软件模拟的塑性铰出现位置与试验结果基本相同,但塑性铰出现的顺序不同.试验显示塑性铰先出现在框架柱端,而后是梁端.计算模拟结果表现为梁端先出现塑性铰,

而后是柱端.分析原因:试验中作动器和框架梁之间由于拉杆的存在,其相当于对框架梁施加了预应力作用,从而导致试验过程中塑性铰先出现在框架柱,软件模拟分析时则先在梁端出现塑性铰,由此造成屈服荷载与屈服位移与实验值差别较大,但试验和模拟的最终极限状态基本相符.

表2 KJ-1 模拟结果

Tab.2 The simulate results of KJ-1

KJ-1	屈服荷载 /kN	屈服位移 /mm	极限荷载 /kN	极限位移 /mm
模拟值	20	2.77	33	27.19

1.3 多层多跨 RC 框架模型建立及 Pushover 分析

取某三层办公楼的钢筋混凝土框架,层高为 4.0 m,梁截面尺寸为 400 mm × 250 mm(中跨 250 mm × 250 mm),柱截面尺寸为 500 mm × 500 mm,按 9 度抗震设防烈度、二类场地设计框架截面和配筋,如图3所示.采用 KJ-1 建模方法,建立多层多跨 RC 框架的 SAP2000 分析模型—KJ-2.

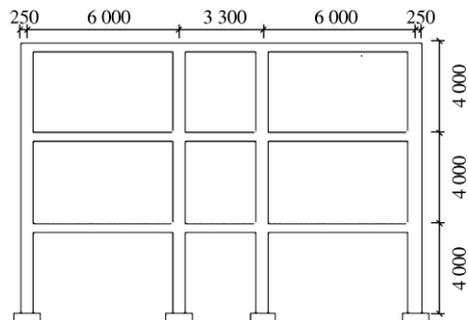


图3 框架模型图

Fig.3 The details of frame mode

图4为 KJ-2 的 Pushover 分析结果,显示了 KJ-2 的塑性铰形成与发展过程.从图4可以看出,在 Step1 阶段一层左跨梁和右跨梁左端先出现塑性铰,符合抗震设计“强柱弱梁”的基本要求;当达到 Step2 状态时塑性铰在一层和二层梁端迅速扩展,底层右中柱底端也有塑性铰出现;在 Step5 时大量塑性铰达到“立即使用”状态;在 Step9 梁端先后有塑性铰达到极限承载力,表明框架结构达到倒塌状态.梁端出现第一个塑性铰时,框架基底剪力为 498.49 kN,对应顶点位移为 37.09 mm.在 Step5 时基底剪力增加到 676.50 kN,而对应的顶点位移大幅增加,增加到 78.61 mm.在 Step7 到 Step10 的 3 个阶段基底剪力基本不变.

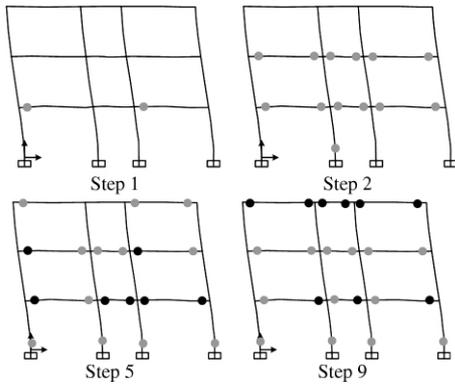


图 4 KJ-2 Pushover 分析结果

Fig. 4 The Pushover results of KJ-2

2 CFRP 布加固完好 RC 框架试验及 Pushover 分析

2.1 CFRP 加固完好单层单跨 RC 框架试验^[9]

对文献 [8] 所设计的 KJ-1 进行 CFRP 布加固 (RC 框架试件为未损伤框架). 加固用 CFRP 布为 FAW200 型, 厚度为 0.1 mm/层, 其抗拉强度为 3 200 MPa, 弹性模量为 290 GPa. 加固后框架试件编号为 KJ-1A, 其加固情况如图 5 所示. KJ-1A 的水平低周反复荷载试验结果如表 3 所示.

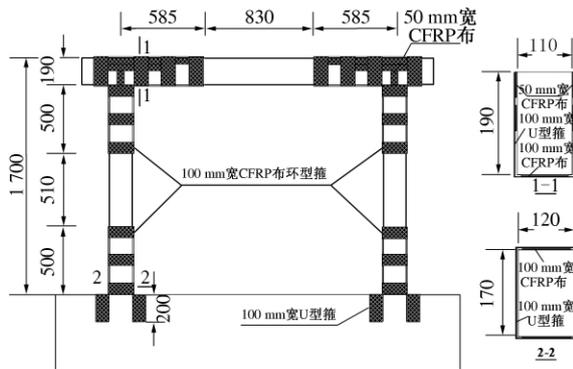


图 5 KJ-1A 详图

Fig. 5 The details of KJ-1A

表 3 KJ-1A 试验结果

Tab. 3 Test results of KJ-1A

KJ-1A	屈服荷载 /kN	屈服位移 /mm	极限荷载 /kN	极限位移 /mm
试验值	18	6.57	52	34.57

2.2 KJ-1A 模型建立及 Pushover 分析

在 1.2 建立模型的基础上, 建立 KJ-1A 分析模型, 其中假定 CFRP 布和混凝土间没有滑移.

图 6 为 KJ-1A 的 Pushover 分析结果, 其塑性铰形成与发展, 类似于 KJ-1. 首先在梁左端出现塑性铰, 在 Step3 时梁端和柱端均出现塑性铰, 至 Step5 后梁两端塑性铰达到

“生命安全”状态, Step8 时梁两端和右柱下端塑性铰达到极限状态, 表明 KJ-1A 即将倒塌.

表 4 列出了 KJ-1A 的模拟计算结果, 其分析结果与 KJ-1 类似, 模拟分析结果的屈服荷载和屈服位移与试验值有较大差别, 分析原因同 KJ-1.

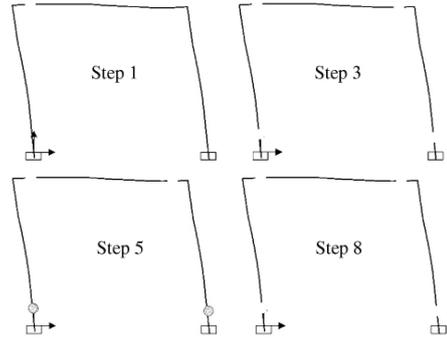


图 6 KJ-1A Pushover 分析结果

Fig. 6 The Pushover results of KJ-1A

表 4 KJ-1A 模拟结果

Tab. 4 The simulate results of KJ-1A

	屈服荷载 /kN	屈服位移 /mm	极限荷载 /kN	极限位移 /mm
KJ-1A	24	3.14	43	31.05

3 CFRP 加固损伤 RC 框架 Pushover 分析

上述分析结果表明, 利用 SAP2000 进行 RC 框架结果加固的抗震性能分析方法是可行的, 其模拟结果较为理想. 实际工程中, 需要加固的结构大部分处于不同损伤状态, 相关研究表明损伤程度对加固后框架的性能有明显影响, 因此, 笔者针对已损伤 RC 框架结果, 采用 SAP2000 对 CFRP 布加固 RC 框架进行 Pushover 分析, 以研究 CFRP 布加固损伤 RC 框架的抗震性能.

3.1 RC 框架结构损伤程度分析

将 RC 框架按照不同损伤程度, 分为轻度损伤、中度损伤和严重损伤 3 个阶段^[10]. 其中: 微度损伤定义为框架受力至截面开裂; 轻中度损伤定义为截面开裂至一个框架柱截面屈服形成塑性铰; 严重损伤定义为框架柱截面屈服至框架破坏.

文献 [9] 给出了中度损伤时相对刚度与相对荷载关系的公式

$$\Delta K_2 = -0.91\Delta F + 0.918, \quad (1)$$

式中: ΔK_2 为开裂到屈服阶段的相对刚度, 即绝对刚对与初始刚度之比; ΔF 为相对荷载, 定义当前荷载与屈服荷载之比.

在用 SAP2000 对框架进行 Pushover 分析时, 从出现塑性铰开始, 保存框架顶点位移和基底剪

力,并以此作为损伤加固状态,即中度损伤阶段末阶段.

3.2 CFRP 加固单层单跨损伤 RC 框架 Pushover 分析

在 KJ-1 的基础上,定义框架结构损伤,然后按 KJ-1A 处理方式,建立 CFRP 布加固损伤 RC 框架结构模型 KJ-1B,并进行 Pushover 分析.图 7 为 KJ-1B 的 Pushover 分析结果.

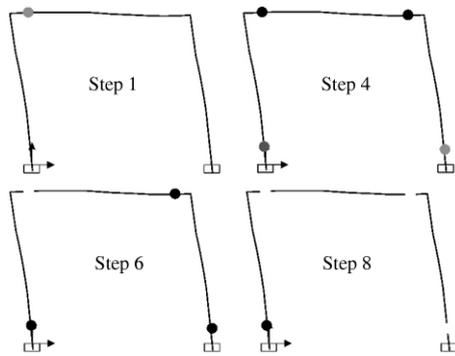


图 7 KJ-1B Pushover 分析结果

Fig. 7 The Pushover results of KJ-1B

从图 7 可以看出,与 KJ-1A 类似,塑性铰首先在梁左端出现,继而(Step4)梁端和柱端均出现塑性铰,框架形成机构体系;进入 Step6 后梁左端塑性铰达到“生命安全”状态,Step8 时梁两端塑性铰达到极限状态.

3.3 CFRP 加固损伤 RC 框架与加固完好框架结果比较分析

表 5 给出了 KJ-1 (未加固框架)、KJ-1A (CFRP 布加固完好 RC 框架)和 KJ-1B (CFRP 布加固损伤 RC 框架)的模拟计算结果.由表 5 可以看出,与 KJ-1 相比,KJ-1A 的屈服荷载和极限荷载均有所提高,这表明即使框架损伤,采用 CFRP 布加固后,其屈服荷载和极限荷载仍然可以提高,尤其是相应的位移增大较多,但延性系数基本相同,即延性未降低.对于加固前已损伤框架,再采用 CFRP 布加固,与 CFRP 布加固完好状态的框架结构相比,其屈服荷载基本相同,但对应的屈服位移增加(增大 82.48%);且极限荷载明显减小,极限位移稍有增大,延性系数大幅度降低.这表明,损伤程度既降低 CFRP 布加固混凝土框架结构的极限承载力,又降低其延性.

3.4 CFRP 布加固多层多跨损伤框架 Pushover 分析

假定 KJ-2 处于图 4 中 Step1 状态时(框架屈服状态)进行 CFRP 布加固,采用公式(1)计算出

损伤后的相对刚度(0.51),采取与 KJ-1B 相同方法,建立 KJ-2A 分析模型.

表 5 KJ-1、KJ-1A 和 KJ-1B 模拟结果

Tab. 5 The simulate results of KJ-1, KJ-1A and KJ-1B

	屈服荷载/ kN	屈服位移/ mm	极限荷载/ kN	极限位移/ mm	延性 系数
KJ-1	20	2.77	33	27.19	9.1
KJ-1A	24	3.14	43	31.05	9.9
KJ-1B	24	5.73	35	33.11	5.8

图 9 为 KJ-2A 的 Pushover 分析结果,其塑性铰形成与发展,类似于 KJ-2.在 Step1 阶段一层左跨梁和右跨梁左端先出现塑性铰,符合抗震设计“强柱弱梁”的基本要求;梁端出现第一个塑性铰时,框架基底剪力为 512.7 kN,对应顶点位移为 85.5 mm.在 Step7 时达到极限承载力,此时基底剪力为 758.6 kN,顶点位移为 260.9 mm.

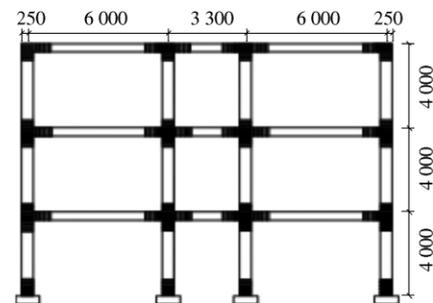


图 8 KJ-2A 详图

Fig. 8 The details of KJ-2A

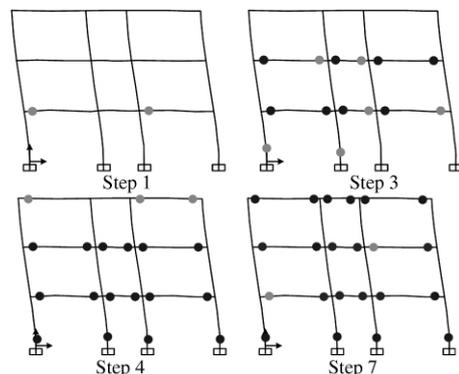


图 9 KJ-2A Pushover 分析结果

Fig. 9 The Pushover results of KJ-2A

表 6 列出了 KJ-2 和 KJ-2A 的模拟计算结果,其表明:加固后框架的极限承载力和位移分别约增加了 10% 和 30%,但是,由于损伤致使构件刚度降低,导致其延性明显降低,和单层单跨框架结果一致.

表 6 KJ-2 和 KJ-2A 模拟结果

Tab. 6 The simulate results of KJ-2 and KJ-2A

	屈服荷载 /kN	屈服位移 /mm	极限荷载 /kN	极限位移 /mm	延性 系数
KJ-2	498.5	37.1	699.5	206.6	5.56
KJ-2A	515.7	76.8	760.3	240.1	3.12

4 结论

采用 SAP2000 分别对 RC 框架、CFRP 布加固完好、损伤单层 RC 框架及 CFRP 布加固、角钢加固损伤多层多跨 RC 框架进行 Pushover 分析。

(1) Pushover 分析结果显示梁端先出现塑性铰,符合抗震“强柱弱梁”的基本要求;分析得到结构达到极限状态时的基底剪力和顶点位移与试验结果基本相符。

(2) 与加固完好 RC 框架结构相比,CFRP 布加固损伤 RC 框架结构的屈服荷载基本不变,对应的屈服位移增加较大;极限荷载减小,极限位移略有增大。

(3) 将损伤参数引入有限元分析中,计算结果表明:与未加固框架比,CFRP 布加固与角钢加固损伤 RC 框架的屈服荷载和极限荷载均有所增大,且其对应位移增大较多,但由于损伤使构件刚度减小,导致加固后结构延性有所降低。

参考文献:

[1] HOLLAWAY L C, HEAD P R. Advanced polymer composites and polymers in the civil infrastructure

[M]. Amsterdam, 2001.

- [2] ALECCI V, BATI S B, RANOCCHIAI G. Concrete columns confined with CFRP wraps [J]. *Materials and Structures*, 2014, 47(3): 397–410.
- [3] BINICI B, OZCEBE G, OZCELIK R. Analysis and design of FRP composites for seismic retrofit of infill walls in reinforced concrete frames [J]. *Composites: Part B: Engineering*, 2007, 38(5/6): 575–583.
- [4] QUIERTANT M, CLEMENT J L. Behavior of RC columns strengthened with different CFRP systems under eccentric loading [J]. *Construction and Building Materials*, 2011, 25(2): 452–460.
- [5] 张继文,岳丽婕,吕志涛,等. 混凝土梁侧面粘贴 CFRP 布的结构加固性能的试验研究 [J]. *东南大学学报*, 2002, 9(5): 760–765.
- [6] 王新玲,赵更岐,吕林,等. 碳纤维布加固震后严重损伤混凝土框架的抗震试验研究 [J]. *建筑结构*, 2010, 40(1): 50–53.
- [7] 王新玲,范建伟,姚章堂,等. 损伤程度对碳纤维布加固混凝土框架结构抗震性能影响的研究 [J]. *建筑结构*, 2011, 41(6): 94–97.
- [8] 吴波,王维俊. 碳纤维布加固钢筋混凝土框架节点的抗震性能试验研究 [J]. *土木工程学报*, 2005, 38(4): 60–66.
- [9] 王新玲,朱俊涛,吕林,等. 碳纤维布加固完好混凝土框架结构抗震性能试验研究 [J]. *郑州大学学报:工学版*, 2008, 29(4): 81–85.
- [10] 王新玲,张龙,白晓康. 钢筋混凝土框架结构屈服前阶段损伤程度模型分析 [J]. *土木工程学报*, 2013, 46(8): 11–18.

Pushover Analysis of RC Frame Structure Strengthened with CFRP Sheets Based on Damage Degree

SUN Li-ping¹, WANG Xin-ling², ZOU Xu-yan³, QIAN Hui²

(1. Henan Vocational and Technical College of Communications, Zhengzhou 450000, China; 2. School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 3. School of Engineering and Technology, Zhongzhou University, Zhengzhou 450044, China)

Abstract: Based on the previous work of the horizontal low cyclic test study on RC frame and RC frame reinforced with CFRP sheets, the Pushover analysis about these tests is carried out by using the FEA software SAP2000, and the analysis result shows a good consistency with the test result. On this basis, the FEA model of the damaged RC frame reinforced with CFRP sheets is established, where the damage degree of RC frame can be expressed by defining the material modulus. Then, the Pushover analysis is carried out to study the seismic performance of the RC frame strengthened with CFRP sheet. The results show that the ductility and bear capacity of the frame will decrease with the increment of the damage degree. The feasibility and the rationality of the proposed analysis method are verified in this paper.

Key words: CFRP sheets reinforcement; damage frame; Pushover analysis; seismic performance

文章编号: 1671-6833(2015)02-0062-05

正交异性桥面板横隔板圆弧过渡处剪切疲劳强度实验研究

吕彭民, 宋年波, 李大涛

(长安大学 道路施工技术与装备教育部重点实验室, 陕西 西安 710064)

摘要: 为了研究正交异性桥面板横隔板圆弧过渡处的疲劳特性, 本文以九江长江大桥实际结构为例制作了横隔板与 U 型肋局部构造细节疲劳试验试样, 实验结果发现 13 个试样中有 8 个试样疲劳裂纹发生在横隔板与 U 型肋焊缝处, 而有 5 个试样疲劳裂纹发生在横隔板母材圆弧过渡处, 说明横隔板圆弧过渡处为疲劳破坏的危险部位之一. 有限元分析与应力测试表明, 该处为压应力状态区域, 而剪切应力较大, 其疲劳失效形式为剪切疲劳破坏, 通过将实验数据与欧洲规范 Eurocode3 进行比较, 该部位满足容许剪切应力幅值为 100 MPa 的 $\Delta\tau-N$ 曲线方程. 该研究结果可为正交异性桥面构造细节强度设计和寿命评估提供参考.

关键词: 正交异性钢桥; 横隔板圆弧过渡处; 剪切疲劳破坏; 疲劳试验; 有限元分析; 应力测试

中图分类号: U443.3 **文献标志码:** A doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.014

0 引言

正交异性钢桥面板, 是用纵横向互相垂直的加劲肋(纵肋和横肋)连同桥面盖板所组成的共同承受车轮载荷的结构. 因其具有自重轻、承载能力大、节省钢材、施工方便等优点, 已成为大跨度现代钢桥通常采用的桥面结构形式^[1]. 迄今为止, 国内采用正交异性钢桥面板的桥梁已有近 30 余座^[2], 但因结构复杂、焊缝立体交叉等原因, 疲劳开裂已成为阻碍其进一步发展的关键技术问题. 国内外关于钢桥细部结构疲劳性能做了大量的研究^[3-8], 形成了各种设计规范, 如欧洲规范 Eurocode3^[9], 英国规范 BS5400^[10], 美国规范 AS-SHTO^[11], 国内的《铁路桥梁钢结构设计规范》^[12]等, 对各类构造细节的疲劳特性给出了详细规定. 由于正交异性桥面采用全焊结构, 人们对焊接部位的疲劳特性进行了深入研究, 而对母材处的剪切疲劳特性的研究较少. 正交异性桥面结构横隔板圆弧过渡处应力集中较大, 是疲劳破坏的薄弱部位之一, 由于该部位受压应力作用, 其疲劳破坏为剪切疲劳破坏. 为了研究该部位的疲劳特性, 本文以九江长江大桥正交异性桥面结构为例, 制作了横隔板与 U 型肋局部构造细节疲劳试样, 通过

疲劳试验和仿真计算, 研究横隔板圆弧过渡处(见图 1 圆弧 R34 处)的应力状态和疲劳特性.

1 横隔板圆弧过渡处疲劳试验

九江长江大桥横隔板与 U 肋细部构造如图 1 所示, 为了研究横隔板圆弧过渡处疲劳特性, 本文设计了试样如图 2 所示, 疲劳试验结果如表 1 所示.

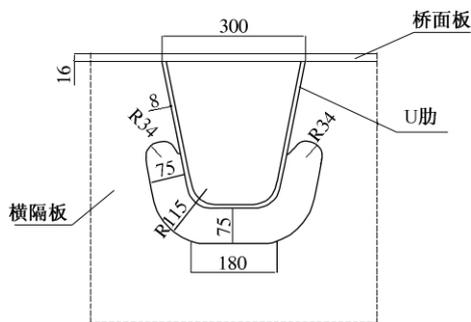


图 1 桥面横隔板与 U 肋细部构造图(单位: mm)

Fig. 1 The bridge deck transverse diaphragm with U rib local structural detail diagram

由表 1 可知, 横隔板与 U 肋细部结构疲劳危险部位为横隔板与 U 肋围焊处(见图 3)和横隔板圆弧过渡处(见图 4~图 5). 围焊处疲劳性能另有

收稿日期: 2014-10-21; 修订日期: 2014-12-18

基金项目: 江西省交通运输科技项目资助(2010C00003)

作者简介: 吕彭民(1957-), 男, 陕西渭南人, 长安大学教授, 博导, 博士后, 主要从事结构动力学、结构疲劳强度及优化设计, E-mail: lpmin@chd.edu.cn.

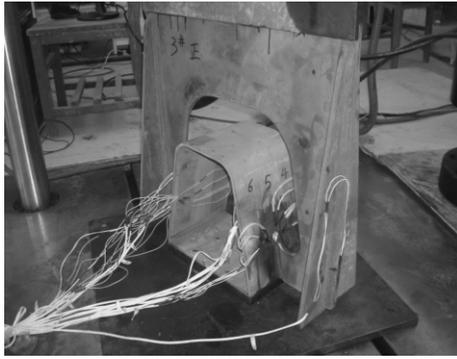


图 2 试样样件图

Fig.2 The sample diagram

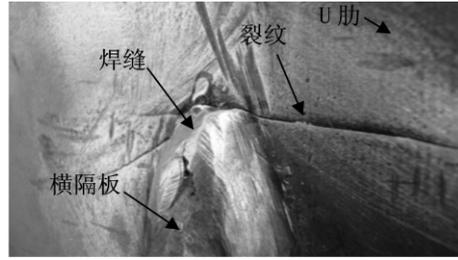


图 3 试样 SY-2 裂纹

Fig.3 Sample crack of SY-2

论文讨论, 笔者主要研究横隔板圆弧过渡处的疲劳特性.

表 1 试样疲劳试验结果汇总表

Tab.1 Summary table of specimen fatigue test results

试样编号	载荷幅 $\Delta P/kN$	裂纹长度 30 mm 对应		裂纹位置
		循环次数		
SY-1	120.00	1 409 107		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-2	230.00	—		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-3	180.00	1 059 280		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-4	150.00	736 535		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-5	180.00	435 607		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-6	200.00	169 466* ,409 925**		横隔板与 U 型肋围焊处、母材横隔板圆弧过渡处
SY-7	180.00	238 899		母材横隔板圆弧过渡处
SY-8	180.00	158 101		母材横隔板圆弧过渡处
SY-9	180.00	331 072		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-10	180.00	205 567		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-11	180.00	103 719		母材横隔板圆弧过渡处
SY-12	180.00	241 068		横隔板与 U 型肋围焊处
SY-13	270.00	310 00* ,82 632**		横隔板与 U 型肋围焊处、母材横隔板圆弧过渡处

注 “-”表示母材横隔板圆弧过渡处裂纹扩展到 30 mm 时没有检测循环次数 “*”表示母材横隔板圆弧过渡处裂纹扩展到 30 mm 时的循环次数 “**”表示横隔板与 U 型肋围焊处裂纹扩展到 30 mm 时的循环次数.

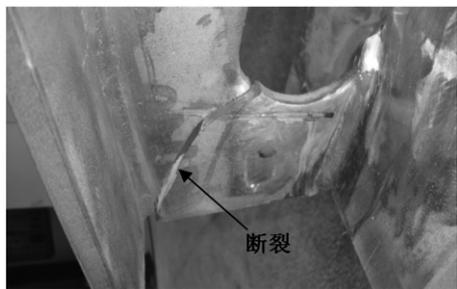


图 4 试样 SY-7 裂纹

Fig.4 Sample crack of SY-7

2 横隔板圆弧过渡处有限元分析

为了准确分析该疲劳试样横隔板圆弧过渡处的应力状态,有限元分析时采用实体单元 Solid45 建立了疲劳试样 1/2 有限元计算模型,在对称面上施加对称约束,共划分实体单元 132 388 个,接

触单元 4 140 个,节点 150 813 个,试样有限元模型见图 6. 图 7 为复合应力云图根据有限元对疲劳试样分析结果可知,由于有应力集中,横隔板圆弧过渡处复合应力很大,由分析可知,该处为压应力区,图 8 为试样第三主应力(压应力)云图,圆弧过渡处压应力很大.

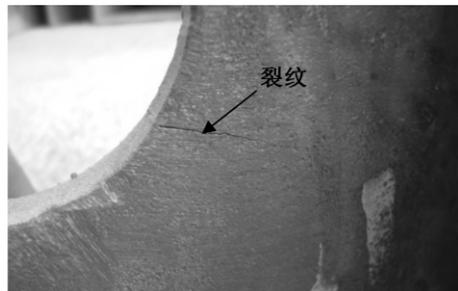


图 5 试样 SY-8 裂纹

Fig.5 Sample crack of SY-8

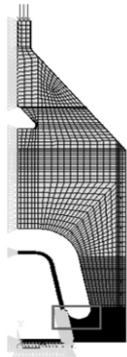
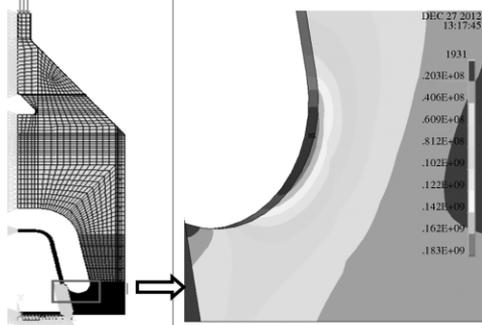


图6 试样有限元模型

Fig.6 Finite element model of sample



(a) 试样复合应力云图 (b) 试样圆弧过渡处局部复合应力云图

图7 试样复合应力云图

Fig.7 Composite stress cloud of sample

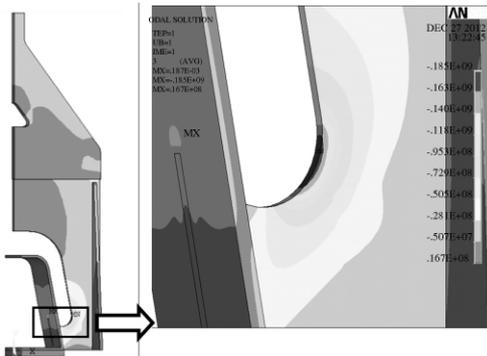
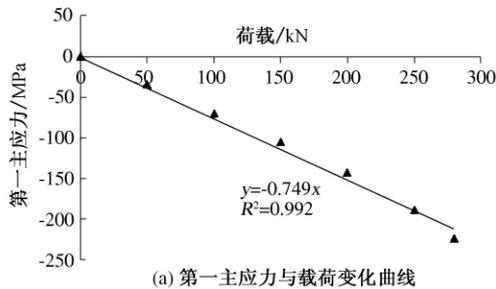


图8 试样第三主应力应力云图

Fig.8 Sample stress cloud of the third principal stress

3 横隔板圆弧过渡处应力状态测试

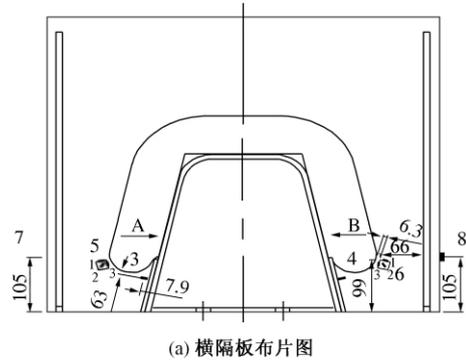
根据有限元计算结果,在试样上布置应变片. 试样布片图见图9,其中应变花5和6用来测圆



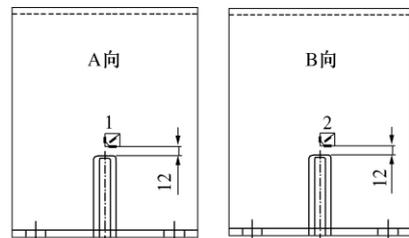
(a) 第一主应力与载荷变化曲线

弧过渡处应力. 应力测试按照 0、50、100、150、200、250、280 kN 逐级加载和 250、200、150、100、50、0 kN 逐级卸载进行,静载试验共完成 2 次加载、卸载,将 2 次所测值平均后求出测点的应力值,应变花 6 所测的主应力见图 10.

通过实测结果可知,试样圆弧过渡处同样为压应力,其第一主应力和第三主应力均为负值,从而验证了有限元分析的合理性. 根据最大剪切应力计算公式($\tau_{max} = (\sigma_1 - \sigma_3) / 2$, σ_1 为第一主应力, σ_3 为第三主应力) 可以求出此处最大剪切应力,图 11 为最大切应力-载荷变化曲线. 图 12 为有限元分析得到的圆弧过渡处第三主应力方向分布图,由图中可以看出圆弧过渡处第三主应力方向与圆弧切线大约成 $20^\circ \sim 30^\circ$ 角,由于最大切应力 τ_{max} 所在的截面与 σ_1 和 σ_3 主平面互成 45° 角,因此可以作出最大切应力 τ_{max} 的大致方向,如图 13 所示,由此可以看出最大切应力 τ_{max} 与裂纹扩展方向基本吻合,进一步说明该处的裂纹破坏是由剪切应力产生的疲劳破坏.



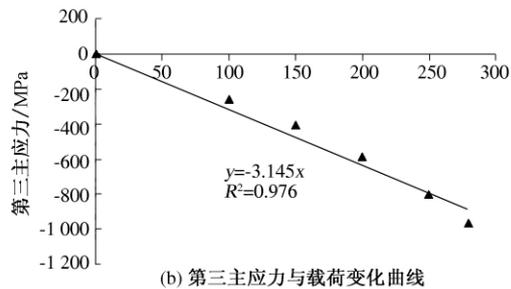
(a) 横隔板布片图



(b) A向U肋布片图 (c) B向U肋布片图

图9 试样圆弧过渡处布片图(单位:mm)

Fig.9 Cloth map at sample arc transition



(b) 第三主应力与载荷变化曲线

图10 应变花6测试结果

Fig.10 Test result of rosette 6

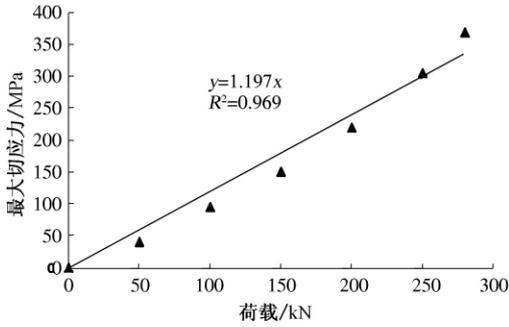


图 11 圆弧过渡处最大剪切应力 - 载荷曲线
Fig. 11 The maximum shear stress-load curve at arc transition

4 横隔板圆弧过渡处疲劳性能讨论

为研究该细部构造结构的疲劳失效状况, 共进行了 13 个试样的疲劳试验, 由表 1 可以看出试验中 5 个试样横隔板圆弧过渡处发生裂纹, 该处可用的疲劳试样数据见表 2. 其中剪切应力幅是通过图 11 中最大剪切应力 - 载荷曲线求得.

将表 2 中试验数据与欧洲规范 Eurocode3 中给出的两条 $\Delta\tau - N$ 疲劳曲线(200 万次对应容许应力幅分别为 100 MPa 和 80 MPa) 进行比较(如图 14). 可以看出, 试验数据满足 200 万次对应容

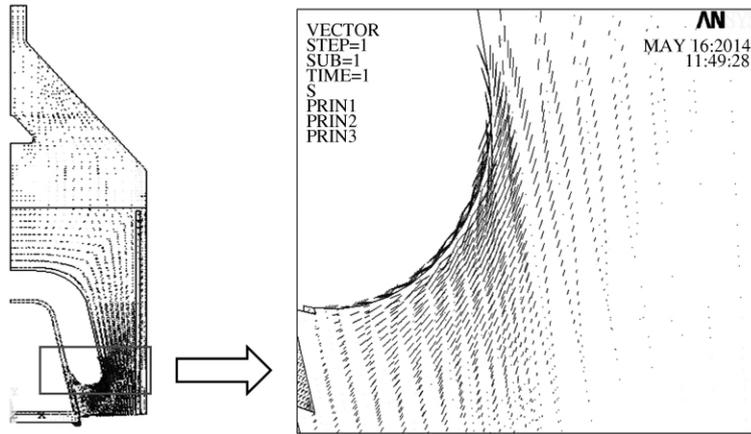


图 12 圆弧过渡处第三主应力方向
Fig. 12 The third principal stress directions at the arc transition

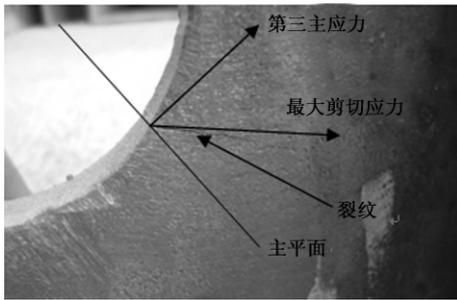


图 13 剪应力方向与裂纹实际方向对比
Fig. 13 Comparison of shear stress direction with practical direction of crack

表 2 试样各切应力幅与循环次数汇总
Tab.2 Summary of each sample shear stress amplitude and cycles

试样编号	载荷幅 $\Delta P / \text{kN}$	应力幅 $\Delta\tau / \text{MPa}$	循环次数 N
SY-6	200	239.4	169 466
SY-7	180	215.46	238 899
SY-8	180	215.46	158 101
SY-11	180	215.46	103 719
SY-13	270	323.19	31 000

许应力幅值为 100 MPa 的疲劳曲线要求. 因此, 对于正交异性桥面结构横隔板圆弧过渡处的疲劳强度计算与评估建议采用 Eurocode3 中容许应力幅值为 100 MPa 的 $\Delta\tau - N$ 曲线方程: $\log N = 16.301 - 5 \lg \Delta\sigma_R$.

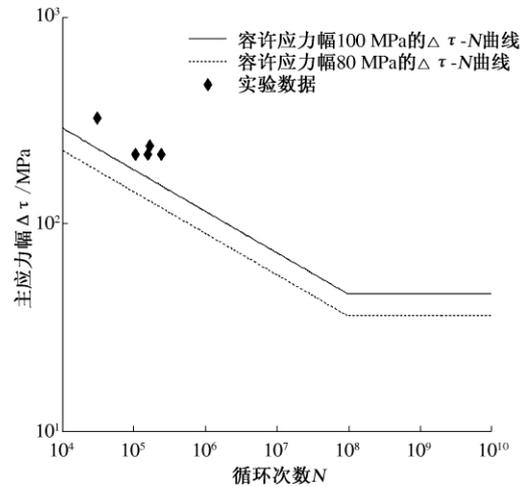


图 14 Eurocode3 中 $\Delta\tau - N$ 曲线和横隔板圆弧过渡处两种可靠度下的 $\Delta\tau - N$ 曲线
Fig. 14 $\Delta\tau - N$ curves in Eurocode3 and $\Delta\tau - N$ curves under two reliability arcs transitions at arcs transitions

5 结论

横隔板圆弧过渡处由于应力集中等原因,该处为正交异性桥面结构疲劳破坏的危险部位之一,在构造细节设计和强度评估时应加以关注;横隔板圆弧过渡处为压应力区域,其疲劳破坏一般为剪切疲劳破坏;正交异性桥面结构横隔板圆弧过渡处疲劳特性曲线建议采用 Eurocode3 中 200 万次对应剪切许用应力幅值为 100 MPa 的 $\Delta\tau - N$ 曲线方程: $\log N = 16.301 - 5\lg\Delta\sigma_R$.

参考文献:

- [1] 周建林. 苏通大桥主桥钢箱梁桥面板抗压与疲劳性能试验研究 [D]. 上海: 同济大学桥梁工程与隧道工程系, 2007.
- [2] 《中国大桥》编写组. 中国大桥 [M]. 北京: 人民交通出版社, 2003.
- [3] SIM H B, UANG C M, CHARLES S. Effects of fabrication procedures on fatigue resistance of welded joints in steel orthotropic decks [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2009, 14(5): 366 - 373.
- [4] ROBERT J C, JOHN W F. Consistent approach to calculating stresses for fatigue design of welded rib-to-web connections in steel orthotropic bridge decks [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2006, 11(5): 517 - 525.
- [5] TSAKOPOULOS P A, JOHN W F. Full-scale fatigue tests of steel orthotropic decks for the williamsburg bridge [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2003, 8(5): 323 - 333.
- [6] 陶晓燕. 大跨度钢桥关键构造细节研究 [D]. 北京: 中国铁道科学研究院, 2008.
- [7] 张玉玲, 潘际炎, 张建民, 等. 芜湖长江大桥钢梁细节疲劳强度的研究 [J]. *中国铁道科学*, 2001, 10(5): 15 - 21.
- [8] 余波, 邱洪兴, 王浩, 等. 正交异性钢桥面板构造细节疲劳性能及损伤演化研究 [J]. *公路交通科技*, 2009, 29(9): 64 - 69.
- [9] DDEVN 1993 - 1 - 1: 1992. Eurocode 3: Design of Composite Steel and Concrete [S]. Part 1. 9 Fatigue: 2003.
- [10] 英国标准学会. BS5400 钢桥, 混凝土桥及结合桥 (1978 - 821 版) [S]. 成都: 西南交通大学出版社, 1987.
- [11] 美国各州公路和运输工作者协会 (AASHTO)、美国公路桥梁设计规范 [M]. 北京: 人民交通出版社, 1998.
- [12] 铁道部大桥工程局勘测设计院. TB 10002. 2 - 2005. 铁路桥梁钢结构设计规范 [S]. 北京: 中国铁道出版社, 2005.

Experimental Study of Shear Fatigue Strength for the Orthotropic Deck Diaphragm Arc Transition

LV Peng-min, SONG Nian-bo, LI Da-tao

(Key Laboratory Road Construction Technology and Equipment, Ministry of Education, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

Abstract: In order to study the fatigue characteristics on the diaphragm arc transition for orthotropic bridge deck, Jiujiang Yangtze River bridge was taken as an example, and the fatigue test specimens of the diaphragm and U rib local structural detail were made. Experimental results showed that 8 samples fatigue crack occurred in the diaphragm with U rib welds in 13 samples, and 5 samples fatigue crack occurred in the diaphragm arc transitional area, which illustrated that the diaphragm arc transitional area is one of the dangerous places of the fatigue failure. Finite element analysis and stress tests all indicated that this region is in the compressive stress state, but the shear stress is very large, and the fatigue failure belongs to shear fatigue failure. Comparing the experimental data with European standard Eurocode3, we can find it meets the $\tau - N$ curve equation of the allowable shear stress amplitude for 100 MPa. The results of this study can provide reference for the strength design and life assessment on the orthotropic deck structure details.

Key words: orthotropic steel bridge; diaphragm arc transition; shear fatigue failure; fatigue test; finite element analysis, stress test

文章编号: 1671-6833(2015)02-0067-04

某高速铁路车站路基沉降处治

陈远洪

(中铁第四勘察设计院集团有限公司,湖北 武汉 430063)

摘要: 高速铁路对变形要求严格,针对某高速铁路车站路基沉降异常,通过设计及施工质量核查、区域构造引起的路基沉降、地下水开采引起的路基沉降及周边建筑物基坑抽水引起的路基沉降分析,准确查明站前广场基坑工程降水是引起本段发生路基地面沉降的原因,分析并确定基坑抽水影响范围.据此采取针对性的处理措施,通过对线路纵断面拟合调整满足轨道的平顺性,随即停止站前广场基坑降水,控制和限制基坑后续施工抽水,监测显示路基沉降得到快速控制,保障了高速铁路的安全平稳运营.

关键词: 高速铁路;路基;基坑抽水;沉降;影响范围

中图分类号: TU441.6 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.015

0 引言

2012年5月2日进行例行的某高速铁路车站路基沉降观测时发现沉降值出现异常,施工单位立即组织人员对该段水准点及CPⅢ、轨道几何状态进行复测,发现水准点及CPⅢ高程、轨面高程均发生不同程度的沉降,轨面最大沉降量在K793+891处为27.7 mm.2012年5月3~6日,设计单位对该段水准点及CPⅢ进行了复测,确认在站内有一个明显的沉降区域.

高速铁路车站设十线三站台,其中两条正线及相邻的到发线均采用无砟轨道,线路已铺轨,本段分布于厚度超过300 m的第四系松散层,深厚土层易于压缩变形,而无砟轨道对变形极为敏感^[1-2],要求路基工后沉降控制在15 mm以内,调整轨面高程后的竖曲线半径符合相关要求且沉降均匀地段为30 mm,过渡段的差异沉降不应大于5 mm,不均匀沉降造成的折角不应大于1/1 000^[3-5].为确保即将进行的联调联试和高速铁路开通后的安全运营,必须迅速准确查明引发车站路基沉降的原因,并采取针对性的处理措施.

1 沉降原因分析

1.1 设计及施工质量核查

未出现沉降异常前本段路基已铺轨稳定近一

年,沉降评估表明地基处理施工满足设计要求.沉降观测资料显示,本段路基结构物与地面同时沉降,沉降趋势和规律一致,表明路基沉降异常由地面沉降引起,路基填料变形已稳定,填料施工合格.通过开展设计质量和施工质量核查,未发现设计、施工质量问题,符合规范和验收要求.

1.2 区域构造引起的路基沉降

研究区段铁路位于黄淮冲积平原区,属周口坳陷缓慢下降区,根据区域地质研究及水准测量成果,地壳下降速率在-3~-1 mm/a之间,表现为区域整体均匀下降^[6],对工程影响不大.

1.3 地下水开采引起的路基沉降

本车站位于高速公路东侧新城区内,无大规模的地下抽采水,与老城区距离8 km以上,老城区由于常年抽水引发的地面沉降对车站路基基本没有影响.

1.4 周边建筑物基坑抽水引起的路基沉降

1.4.1 车站附近建筑物调查

经过对车站周围在建建筑物调查,距车站2 km以内的建筑物共有5处.其中车站航站楼、空港新城小区、广电大厦、抗旱指挥中心等4处建筑物距车站0.5 km以上,基坑工程采用井点降水,基坑施工在2011年6月以前均已施工完成,根据同期间车站路基沉降观测结果,沉降基本稳定,可见该4处建筑物基坑降水与施工对车站路基沉降

收稿日期: 2014-11-06; 修订日期: 2015-01-17

基金项目: 京广铁路客运专线河南有限责任公司专项资助项目(京广合2013115)

作者简介: 陈远洪(1975-),男,湖北洪湖人,中铁第四勘察设计院集团有限公司高级工程师,硕士,主要从事铁路岩土工程勘察设计与研究,E-mail: 823318864@qq.com.

基本无影响. 车站站前广场距线路中心约 70 m, 2011 年 10 月进场, 2012 年 2 月开始基坑降水与开挖, 采用大口径管井降水, 与本段路基 2012 年 2 月发生沉降的时间吻合.

1.4.2 站前广场施工情况调查

车站站前广场市政配套工程于 2011 年 10 月进场, 2012 年 2 月开始市政配套工程地下广场基坑施工. 基坑长 310 m, 宽 131 m, 紧临车站站房, 与站房为无障碍连接, 基坑开挖深度约 8 m, 采用大口径管井进行井点降水, 共布设了 24 口井, 井深 25 m, 每口井设置一个抽水量 8 m³/h 的水泵, 均匀分布在站前广场坑壁四周, 站房侧井点距离车站正线路基的横向最近距离约 70 m, 抽出的地下水排入市政雨水管道. 至 2012 年 5 月 2 日, 车站站前广场市政配套的基坑工程已完成外侧施工, 还剩余紧邻车站站房宽 25 m、长 110 m 范围尚未开挖. 由于抽水效果明显, 整个基坑保持干燥状态, 在施工过程中基坑临时边坡采用短锚杆喷素砼支护, 坡率约 1:0.5, 对基坑变形无相应的变形监测措施.

1.4.3 车站站前广场基坑抽水对地面沉降的影响

①地下水变化及沉降原因分析

2008 年 4 月本车站勘察期间测得地下水埋深约为 1.8 ~ 3 m. 当前站前广场管井地下水埋深均达 17 m、个别达 19 m. 铁路施工单位于 2010 年 11 月在 K793 + 990 右侧距车站路基坡脚 15 m 处设有一水井测得的地下水埋深约为 2.5 m, 2012 年 5 月 13 日测得抽水后该井的地下水埋深已降至地面以下 15 m. 2012 年 5 月 9 日铁路施工单位在路基两侧坡脚(离开坡脚约 3 ~ 5 m) 紧急设置 13 口水位观测井, 并于 2012 年 5 月 12 日测得地下水埋深约为 4 ~ 13.4 m, 路基两侧地下水下降约 2 ~ 10 m, 其中远离基坑的路基左侧坡脚观测井地下水位普遍下降 2 ~ 2.5 m, 靠近基坑的路基右侧坡脚观测井地下水位普遍下降 3 ~ 10 m, 地下水下降最大的位置位于基坑中部路基右侧. 前述分析与基坑抽水导致的地下水变化相对应, 本段控制水准点、CPⅢ 及轨面均显示发生不同程度的沉降, 表明站前广场基坑抽水是导致车站地面沉降的原因.

②基坑抽水影响范围分析

本段地层主要为粉土, 夹有粉质黏土, 考虑地层不均匀性及结合既有现场经验, 渗透系数取偏大值 1 m/d, 基坑长 310 m, 宽 131 m, 深 8 m, 最大

降深 15 m, 按潜水含水层公式^[7-8] 计算影响半径 $R = 2S \sqrt{HK}$ (式中: R 为影响半径, m; S 为降深, m; H 为含水层厚度, m; K 为渗透系数, m/d), 估算抽水影响范围最大仅约 250 m. 水位观测井显示距离基坑中心 640 m 处水位仍有少量下降, 沉降观测数据也显示距离漏斗中心约 700 m 处地面仍有约 5 mm 的沉降, 表明车站粉质土地区抽水影响半径不能简单按理论公式计算, 而应以实测水位及沉降变化为主进行确定, 本站基坑抽水影响范围应以不小于 700 m 控制.

③基坑抽水引起的地面沉降分析

基坑工程大面积降水后, 孔隙水压力降低, 根据太沙基有效应力原理, 地基土体有效应力增加^[9], 促使地基发生沉降, 同时降水引起的水位降深差异, 造成了路基侧向变形增加, 也引起了地基的部分沉降变形. 计算时下降每米应力按 10 kPa 考虑, 车站路基因降水引起沉降按分层总和法计算: $\Delta s = \sum_{i=1}^n \Psi_i H_i \frac{\gamma_w S}{E_{si}}$ (式中: Δs 为沉降量, mm; Ψ_i 为沉降计算经验系数; H_i 为压缩土层分层厚度, m; E_{si} 为土层压缩模量, MPa; γ_w 为水体容重, kN/m³; S 为降深, m), 如表 1 所示.

表 1 地下水不同降深引起的地面预测沉降量

Tab. 1 Predicting ground settlement caused by different drawdown of groundwater mm

断面	地下水位下降深度/m			
	1.0	3.0	7.0	10.0
K792 + 925	4.7	23.3	65.3	93.3
K793 + 150	4.7	27.5	79.9	114.1
K793 + 360	4.7	25.3	72.1	103.1
K793 + 775	4.7	25.3	72.1	103.1
K794 + 200	2.8	13.8	38.5	55.1
K794 + 625	4.7	21.6	59.1	84.5

由上表可知, 在地下水随季节正常变化范围约 1 m 左右波动时, 地下水对地面沉降影响甚微, 小于 5 mm. 当抽排水引致地下水位大幅下降时, 地面存在显著沉降的风险. 车站路基在降深 2 m 时、预测沉降为 6.4 ~ 11.5 mm; 降深 3 m 时、预测沉降为 13.8 ~ 27.5 mm; 降深 4 m 时、预测沉降为 18.4 ~ 36.6 mm; 降深 7 m 时、预测沉降为 38.5 ~ 79.9 mm; 在降深 10 m 时、预测沉降为 55.1 ~ 114.1 mm. 根据地下水位动态监测, 本车站正线路基附近地下水平均下降 3 m 左右, 其实测最大沉降量约为 27.7 mm, 和表 1 中预测结果值较为接近, 从而也证实了基坑工程降水是引起本段发

生地面沉降的原因.

2 应对路基沉降的处理措施

2.1 线路纵断面拟合调整

根据实测轨面高程进行了线路纵断面拟合设计,并按照纵断面拟合设计结果再次进行轨道精调(无砟轨道段轨道调整量均在 10 mm 以内),保证联调联试前轨道和接触网的平顺性满足相关验标要求,如图 1.

2.2 停止基坑抽水

2012 年 5 月 18 日敦促相关部门组织有关专家对车站站前广场基坑抽水对路基的影响进行了分析讨论并形成专家意见,会议确认基坑抽水对高铁的不利影响并随即停止了站前广场基坑降水.

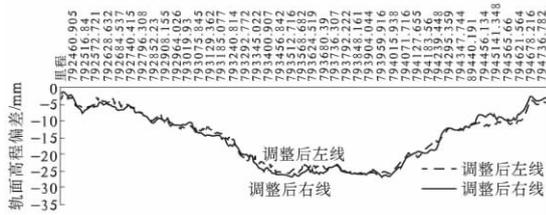


图 1 车站线路拟合调整后轨面高程曲线

Fig.1 The track surface altitude curve after the station linear has been fitted and adjusted

2.3 基坑后续施工措施

站前广场后期还要继续开挖的区块,在开挖之前委托相关设计单位进行专线设计,控制基坑抽水和土方开挖施工对高速铁路的影响,控制每次土方开挖的区块大小和深度,根据工程需要,尽量减少降水深度,增加止水帷幕,预留适当的回灌孔^[10-11].严密监控站前广场施工单位按照专家意见立即停止降水,对后续开挖的基坑要采用经专家参与认可防沉降措施的开挖方案;督促站前广场施工单位在基坑施工过程中按照规范要求对基坑、周边环境及结构物进行监测,并对基坑至路基横断面设置观测桩进行位移及沉降观测.

3 效果评价

3.1 水位变化情况

站前广场基坑停止抽水,线路左侧地下水位与前期相比有少量下降,线路右侧地下水位有较大的回升,效果明显,线路两侧的水位变化情况见表 2.

3.2 沉降变化情况

2013 年 5 月至 2013 年 10 月间 CPⅢ 点及水准基点高程测量显示,数据变化不明显,沉降已趋

于稳定.

表 2 线路两侧的水位变化

Tab.2 The change of water level on both sides of the line

井点编号	位置	日期		
		5月13日	5月19日	6月29日
J01	K793 + 250 左侧	4.50	4.65	5.20
J03	K793 + 650 左侧	3.70	3.65	4.22
J04	K793 + 890 左侧	4.00	4.00	4.58
J05	K794 + 143 左侧	4.50	4.45	5.00
J06	K794 + 350 左侧	4.20	4.25	4.78
J07	K793 + 240 右侧	5.30	5.30	5.55
J08	K793 + 485 右侧	6.00	6.10	6.10
J09	K793 + 710 右侧	9.00	9.20	7.80
J10	K793 + 990 右侧	13.10	11.40	8.95
J11	K794 + 143 右侧	8.10	8.10	7.67
J12	K794 + 280 右侧	8.00	7.20	7.38
J13	K793 + 890 挡墙坡脚右侧 70 m	12.10	11.60	8.20

3.3 线路平顺性及轨道调整情况

自联调联试以来,主要结合轨道检测车来控制轨道平顺性^[12-13],联调联试后本段无一级及以上偏差,无轨向、水平逆向复合不平顺,无车辆动力学超限;无砟轨道 TQI 平均值 2.53,远小于该等级线路管理值,有逐步下降的趋势.利用 CRH2-150C 和 CRH380A-001 动检波形进行对比分析轨道平顺性,通过对联调联试以来波形对比,车站路基段波形基本吻合,轨道平顺性较好,线路轨道质量状态优良且稳定.

4 结论

(1) 站前广场基坑降水停止后,CPⅢ 点及水准基点沉降已趋于稳定,高速铁路车站路基沉降得到有效控制,站前广场基坑工程降水是引起本段发生路基地面沉降的原因.

(2) 沉降观测数据显示距离漏斗中心约 700 m 处地面仍有约 5 mm 的沉降,理论公式估算抽水影响范围最大仅约 250 m,深厚粉质土地区抽水影响半径不能简单按理论公式计算,而应以实测水位及沉降变化为主进行确定,本车站基坑抽水影响范围应以不小于 700 m 控制.

(3) 通过停止基坑降水稳定地面沉降,拟和调整轨面高程满足平顺性要求,保证了联调联试的顺利进行和高速铁路安全平稳运营,通

车近两年来运营状况良好.

参考文献:

- [1] 铁道第三勘察设计院集团有限公司, 中铁第四勘察设计院集团有限公司, 中国铁道科学研究院. TB 10621—2009 高速铁路设计规范(试行) [S]. 北京: 中国铁道出版社, 2010.
- [2] 闵永智, 康飞, 党建武, 等. 无砟轨道沉降监测系统光斑中心定位技术研究 [J]. 铁道学报, 2014, 36(2): 81—85.
- [3] 铁道科学研究院. 客运专线铁路无砟轨道铺设条件评估技术指南 [M]. 北京: 中国铁道出版社, 2006.
- [4] 王长丹, 周顺华, 王炳龙, 等. 高速铁路桩承式结构路基地基沉降计算方法 [J]. 同济大学学报: 自然科学版, 2013, 41(8): 1231—1236.
- [5] 陈善雄, 宋剑, 周全能, 等. 高速铁路沉降变形观测评估理论与实践 [M]. 北京: 中国铁道出版社, 2010.
- [6] 邓帅, 马涛. 华北平原区域沉降分析及对高速铁路的影响 [J]. 铁道勘察, 2013(2): 39—42.
- [7] 中国建筑科学研究院. JGJ 120—2012 建筑基坑支护技术规程 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [8] 冯虎, 高丹盈, 刘国彬, 等. 软土超深基坑失稳破坏的离心模型试验研究 [J]. 郑州大学学报: 工学版, 2013, 34(5): 1—6.
- [9] 黄文熙. 土的工程性质 [M]. 北京: 水利电力出版社, 1983.
- [10] ABIDIN H Z, DJAJA R, DARMAWAN D, et al. Land subsidence of jakarta (indonesia) and its geodetic monitoring system [J]. Natural Hazards, 2001, 23 (2) : 365—387.
- [11] 王金龙, 张家发, 崔浩东, 等. 南水北调中线典型渠段施工期降水措施研究 [J]. 郑州大学学报: 工学版, 2012, 32(5): 82—86.
- [12] 中铁十二局集团有限公司. TB 10751—2010 高速铁路路基工程施工质量验收标准 [S]. 北京: 中国铁道出版社, 2011.
- [13] 中国铁道科学研究院. TB 10761—2013 高速铁路工程动态验收技术规范 [S]. 北京: 中国铁道出版社, 2013.

Treatment of the Subgrade Settlement on One High-speed Railway Station

CHEN Yuan-hong

(China Railway Fourth Survey and Design Institute Group CO. , LTD, Wuhan 430063, China)

Abstract: High speed railway is strict with the requirements for deformation, for the subgrade abnormal settlement on one high-speed railway station, through the verification of design and construction quality and the analysis of subgrade settlement caused by the regional structure and the exploitation of groundwater, and the foundation pit dewatering of surrounding buildings, it has been found out that the reason which has caused the the subgrade foundation settlement is the foundation pit dewatering of station square, the influence scope of foundation pit pumping has been analyzed and determined. Therefore, the efficient solution has been adopted, The smoothness of track has been satisfied by fitting and adjusting the vertical section of railway line, the foundation pit dewatering of station square has been immediately called off, the foundation pit dewatering of subsequent construction has been controlled and limited, monitoring has shown that the subgrade settlement of has been controlled rapidly and effectively, it has been ensured that high speed railway operates safely and stably.

Key words: high-speed railway; subgrade; foundation pit dewatering; settlement; influence scope

文章编号: 1671-6833(2015)02-0071-04

郑州大学嵩阳书院总体规划设计分析

李蔚英

(郑州大学 基建处, 河南 郑州 450001)

摘要: 对地方性综合大学利用区域优秀历史文化资源, 建设以国学教育为目的的现代书院校园设计理念进行了系统的思考和探索. 形成了“现代书院”规划设计风格要与“历史书院”的历史文化对话, “现代书院”规划设计风格要与历史形成的“书院精神”自然融合的理念, 评析了郑州大学嵩阳书院的设计理念, 指出了这一规划设计案例对实施类似文化传承项目的积极影响.

关键词: 嵩阳书院; 国学; 书院文化; 校园规划

中图分类号: U443.3 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.016

0 引言

河南登封嵩阳书院是中国古代四大书院之一, 在中国教育史上占有非常重要的地位. 嵩阳书院始于北魏兴于北宋, 基于北宋文化盛世, 嵩阳书院为书院文化、书院精神的形成奠定了基础. 以弘扬国学, 培养国学人才为主旨的郑州大学嵩阳书院选址在崇福宫附近, “两座书院”咫尺之间, 规划设计者在设计中如何考虑和协调这些因素, 是本文所探讨的主要问题.

1 郑州大学嵩阳书院项目概况

国学是中华文明的主要载体, 是中华民族精神的集中体现, 是国家软实力的重要组成部分. 建设社会主义核心价值观体系, 要求传统文化研究要起到引领风尚、服务社会、推动发展的作用.

根据河南省委《郑州大学嵩阳书院筹备建设工作会议纪要》精神和《郑州大学嵩阳书院建设规划》, 结合河南省文化产业振兴规划及自身优势, 郑州大学嵩阳书院(以下简称郑大书院)功能定位为: 四个基地(国学人才培养基地, 学术研究机构, 文化产业政策制定和咨询基地, 大学生素质教育基地); 两个中心(国际性的汉学和国学研究、传播、交流中心, 文化产业战略发展创意中心); 一个平台(开放性的全国学术研究、人才培养与文化交流共享平台).

郑大书院位于河南省登封市北侧, 嵩山南麓. 建设用地约 $1 \times 10^5 \text{m}^2$. 在校本科生 250 人, 大学

生国学教育基地 1 000 人, 硕士研究生 300 人, 博士研究生 200 人, 留学生 300 人. 总体规划与单体由中国建筑西北设计院中国工程院院士、全国设计大师张锦秋院士主笔设计. 以“源远流长, 一脉相承”为理念的“新中式宋代风格”规划设计方案被广泛认可, 如图 1 所示.



图 1 总平面图

Fig. 1 General layout

2 寻找书院文化基因, 两座书院“自然过渡, 一脉相承”^[1]

2.1 嵩阳书院建筑群是中国书院式建筑的“中原标本”

嵩阳书院基本保持了清代建筑布局, 传承了宋代建筑风格. 书院南北长 128 m, 东西宽 78 m. 中轴建筑共分五进院落, 由南向北, 依次为大门, 先圣殿, 讲堂, 道统祠和藏书楼, 中轴线两侧配房相连, 共有古建筑 106 间, 多为硬山滚脊灰筒瓦房, 古朴大方, 雅致不俗, 与中原地区众多的红墙

收稿日期: 2014-10-21; 修订日期: 2014-12-18

作者简介: 李蔚英(1965-), 女, 河南尉氏人, 郑州大学高级工程师, 主要从事土木工程研究.

绿瓦,雕梁画栋的寺庙建筑截然不同,具有浓厚的地方“学堂”建筑特色,不少学者认为这就是“始于唐末,兴于宋明”的中国书院建筑在中原地区的一个活标本。

2.2 书院文化与书院精神的精髓是“清雅”

书院是集藏书、教学与研究于一体的高等教育机构,是中国封建社会特有的教育组织形式。书院是在官学系统之外,传统私学发展的基础之上,由社会集资创建的一种新的教育体制。她上补官学之不足,为官学弊端纠错,形成“讲学、藏书、研修”的基本规制和学规、学田、学舍等基本制度。书院的学生以居学为重,自学为主,读书与修身兼顾,师生共处,言传身教,情感融洽,为官学和一般的私学所不及。书院一般都会在名师的指导下,学子不以科举为目的,潜心学问,教学与研究相结合,是一种超脱世俗的教学模式^[2]。

中国古代文人被称为“士阶层”,他们一方面继承道统,尊经典,崇贤圣,法古制,同时又超凡脱俗,修心养性,淡泊清居,寄情山水,潜心学问。历史上的书院周围环境与建筑风格,大多以融合、迎合这种士文化“清雅思绪”为要。

2.3 两座书院要做到“形似、神通、心随”

作为国学教育主阵地的郑大书院和已经成为著名人文景观的嵩阳书院,也就是“两座庭院”,随着前者的落成,在公众的视野里将再难分开,必被“相提并论”和“品头论足”,因此,在环境营造和建筑风格上首先不能给观者以“突兀感”,它们之间要在规制和建筑风格上具有一致性,此所谓必须“形似”。

寻找中国书院文化优秀基因,尤其是中原书院的庭院规划、建筑风格基因,也就是“充分利用史存嵩阳书院这个书院建筑标本,对传统建筑进行提炼抽象,注重其内在的精神含义,经过借鉴形成具有传统空间意境的现代建筑”,此所谓必须“神通”。

大学理念是“大学的思想、精神和灵魂”。大学校园是学校精神、文化和学术的物质载体,校园建设是学校总体建设的重要组成部分。郑大书院承载着“赓续文脉,弘扬国学”的历史责任。潜心学问、清雅脱俗、修养心性,修史通鉴,为师生营造滋养了中国书院文化、书院精神,可以寄情的山水校园,景所致,心必随之,为造就一批又一批饱学之士,提高中华文化传播力提供坚实的环境基础,此所谓“心随”。

3 规划设计的理念

沿着文明的源头,探寻文化的历程,感悟传承的力量,提炼传统的形态,融入现代的功能,创造情景的场所,打造文化型校园、现代化校园、人性化校园、绿色型校园、精品型校园,张锦秋方案就是营造有浓郁传统书院特色的现代化校园。

3.1 文雅优先——与历史文化对话

中国传统文化归纳起来就是天人合一,重人贵生,务实致用,贵和尚中^[3-4]。

中原文化是中华文化的源头和核心组成部分,在中国历史上长期处于正统和主流地位,是最正统的中国传统文化。嵩阳书院最兴盛的北宋时期,是一个文雅的时代。受程朱理学“存天理,去人欲”思想的影响,宋代整个民族的心态走向内敛和宁静,在物质层面上不求宏大,在精神象征意义上确是追求深广的意蕴。

作为研习中国传统文化的重要场所和历史文化对话,尤其是和盛于中原的宋代“文雅文化”对话是郑大书院的规划设计风格避不开的话题。宋代整个建筑风格也一改唐代的雄浑,变得清雅秀逸,曲线柔和,富于变化。

建筑主体以暖灰色面砖,教室间的隔墙以本色的水泥砖块叠砌,配上素色铝材、钢材以及玻璃,表现出学校建筑应有的沉淀自省、内敛与朴实无华的精神。

“方案”无论从建筑的造型到做法,就地取材,力求切合实用,简洁朴实,较少奢华雕饰,都反应了中国传统文化“善美同源”^[4]的思想;无论在建筑意境的创造上,还是在景观的设计上,均力求清新典雅的“雅宋”斯文格调,命名题额、楹联碑刻,无不出自经典,寓意深刻,凸现了中国传统建筑美学“情景交融”^[4]的至高境界;在庭院绿化上尤为用心,银杏、松柏、荷、梅兰竹菊,均为宋以来被赋予雅、正、清文化内涵的植物,再加上校园里的传统石板铺地,会有一种在历史中行走的厚重感,如图2所示。

3.2 斯文气息——与书院文化对话

书院作为我国古代一种重要的办学机构,是悠久传统教育发展变革的历史产物。其博大精神的文化内涵,在建筑中呈现出一派斯文气息。既不同于官学所表现出来的官式建筑的神圣、威严,也有别于民间祠堂、庙宇之类建筑的繁琐、神秘,而是显示了朴实、典雅、清幽的格调。因此,书院环境的选择力求风景名胜之地,并使自然与人文景观

有机结合,体现“天人合一”的理念。



图2 景观营造

Fig. 2 Landscape construction

在“方案”中,力求秉承书院建筑的文化精神,营造依山傍水的优美环境,构成有机性、聚合性的立体空间,彰显登封浓郁的人文特色。

特色之一. 三面围合. “方案”试图通过一种整体设计的方法,变一般规划前后线性衔接的设计方式为三者整合为一(环境生态、校园生活、建筑与景观)的新规划思路,从规划设计之初即注重环境生态和校园生活的研究,从整体校园环境的营造入手,将建筑与景观相结合,最大限度地发挥景观、环境与地形条件对校园空间形态的影响,以回归书院场所精神,演绎人文校园经典. 建筑环境的整体营造,采用中心主轴线,创造一个“中心场”的生成,如同磁场、水波、光的传播产生的“场”的效应,这便是场所精神的价值所在,产生自身中心性的同时,各场相互作用,形成了更大的整体性结构. 院落是传统建筑的基本单元,“方案”体现了学校领域感的宁静和中国传统文化内敛含蓄的特征。

特色之二. 建筑风格. “方案”通过对现存嵩阳书院和登封传统建筑进行提炼抽象,发现并解读了“内凹外凸、圆环(半圆)、单坡(多坡)、围合、U型”等传统建筑型体的精神含义,经过借鉴,创造性的采用了“敞,半敞,围”、“虚,半虚,实”、“外,半外,内”、“透,半透,闭”、“连,半连,断”等设计手法,使建筑群体开合有致、抑扬有度、空灵穿越的“现代书院感”. 正是对历史建筑的提炼抽象,运用其精神内涵,形成了郑大书院的建筑风格。

特色之三. 单体造型. 对坡屋顶单独进行抽象凝练,根据建筑的动能采用单坡、双坡、四坡的屋顶形式,采用内凹、外凸屋顶变化来丰富建筑的整体形态,如图3所示。

特色之四. 院落组合. “方案”主张建筑采用组团式布局,并以院落和广场空间为主题,每个建

筑组团有鲜明的整体感和向心力,以教学组团内广场为核心形成南北和东西两条轴线,形成层次丰富、完整有序的校园空间规划框架,如图4所示。



图3 单体形态

Fig. 3 The monomer form

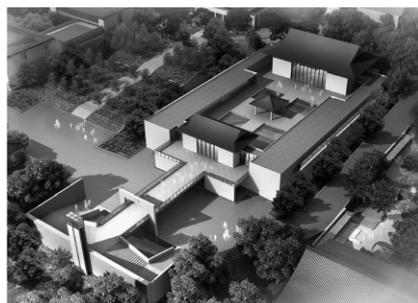


图4 群体组合

Fig. 4 Group combination

特色之五. 材料质感. “方案”主张采用毛石、原木、钢构、玻璃等,体现自然朴素、简单真实的建筑美感。

3.3 实用至上——与时代文化对话

校园规划的核心价值就在于确定一个良好的环境结构. 它必须是综合了功能、交通、景观、文化等多方面因素之后的行动方案。

在这座“新中式宋代风格”的校园里,“方案”从步行体系到车行体系再到照明系统均作出了符合校园特点和建筑风格的规划. 生活区到教学区距离最短,景观最多,从这层意义上来讲,学院依然是一座饱含着现代理念的人文校园。

3.4 融入地域——与用地环境对话

顺应自然地形走势,减少土方量,利用毛石挡土墙对用地进行整修,局部不规则的地方用廊桥、缓坡链接,局部陡峭地段作为景观环境营造。

根据书院现状条件结合校园整体布局,将建筑组群的布局与山体走势相结合,并通过数条绿化走廊向四周渗透延伸,建构多层次景观生态绿网,形成气韵生动、疏密有致的校园空间. 建筑与环境交织渗透,相映生辉。

4 结论

建筑大师梁思成的建筑理念是“为中国创造新建筑”,这句话也可以这样理解为“创造有中国风格的新建筑”。

郑大书院是传统的,也是现代的,其精髓就是超越了普通意义上的“仿古”,符合“中国新建筑”的理念。大学学习的形式和场所不局限于课堂,教室外的庭院以及一切活动场所中情景交融、师生交流、同学激辩都是获取知识和陶冶情操的重要途径。

置身于充满着中国传统文化符号的校园里,必然会强化国学自身的感染力,我们期待郑大书

院早日落成。

参考文献:

- [1] 褚冬竹. 退让的力量——成都水井坊博物馆观察暨建筑师刘家琨访谈[J]. 建筑学报, 2014(3): 20-23.
- [2] 李贞涛, 解辉. 中国古代书院文化[J]. 中国成人教育, 2006(9): 26.
- [3] 李兴钢, 张音玄, 张哲, 邢迪. 留树作庭随遇而安 折顶拟山会心不远[J]. 建筑学报, 2014(2): 40-45.
- [4] 商亚楠. 书院文化与中国高校校园建设[D]. 西安建筑科技大学建筑学院, 2012.

The Analysis of Planning and Design of Songyang Academy

LI Wei-ying

(Construction Department, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Based on the systematic study of the planning concept of modern academy campus which combined the native historic cultural resources and the purpose of Guoxue education, this paper proposes the concept that planning and design style of “modern academy” should reflect the age of “traditional academy” and embody the historic “academy spirit” naturally. This paper evaluated the planning concept of Songyang Academy, Zhengzhou University and indicated the positive influence of this case on the similar projects about history and culture.

Key words: Songyang Academy; Guoxue; academy culture; planning of camps

文章编号: 1671-6833(2015)02-0075-05

一种改进的机载双基雷达多普勒频移算法

赵军^{1,2}, 沈明威³, 朱岱寅¹, 赵建洋⁴

(1. 南京航空航天大学 电子信息工程学院, 江苏 南京 210016; 2. 空军第一航空学院, 河南 信阳 464000;
3. 河海大学 计算机与信息学院, 江苏 南京 211000; 4. 淮阴工学院 计算机工程学院, 江苏 淮安 223003)

摘要: 机载双基雷达由于载机之间的相对运动, 造成其杂波分布随距离变化而变化, 直接导致杂波协方差矩阵估计不准确, 进而使得空时自适应处理技术的杂波抑制和动目标检测性能下降. 提出一种杂波非均匀补偿技术, 该方法先采用多普勒频移预处理, 使得主波束方向上的杂波谱重合, 然后通过对多个空间角方向上的归一化多普勒频率进行补偿, 使各距离单元的杂波谱保持一致. 仿真结果表明该方法能有效改善机载双基雷达的杂波非均匀情况, 性能明显优于原有算法.

关键词: 机载双基雷达; 多普勒频移; 杂波抑制; 空时自适应处理

中图分类号: TN951 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.017

0 引言

机载双基地雷达将发射系统和接收系统分别置于相隔一定距离的两个独立载机平台上, 一般采用“远发近收”的工作模式, 将发射机布置在远离战场的后方区域, 保证发射机的安全, 而将处于静默状态的接收机安装在无人机上并部署于前线空域或密切关注区域, 与单基雷达相比, 不仅提高了雷达自身的生存能力, 而且对隐身目标的探测具有独特优势, 因此, 对机载双基雷达的研究受到了广泛的重视^[1-2]. 双基雷达系统最大的难题是如何对付比单基情况下更加复杂、严重的地面杂波干扰, 进而检测出“淹没”在其中的低速运动目标. 空时自适应处理技术(Space Time Adaptive Processing, STAP)同时联合时域和空域进行二维自适应滤波, 可以有效滤除地面杂波干扰, 提高机载雷达对地面动目标的检测能力^[3-4]. STAP技术要求杂波是广义平稳(均匀)的, 否则将导致杂波协方差矩阵估计不准确, 影响系统的杂波抑制性能和动目标检测能力, 因此, 将STAP技术引入机载双基雷达的杂波抑制, 关键要解决机载双基雷达杂波在距离向分布的非均匀问题.

针对机载雷达杂波分布在距离向非均匀问题, 国内外的研究成果主要有四类. ①局域处理

类. 如三通道联合自适应处理(3DT)法, 局域联合处理法(JDL)等^[5-6], 该方法通过降维处理减小处理器的维数, 从而达到减少训练样本数据的目的, 但训练样本数目减少与杂波协方差矩阵精确的矛盾导致这类方法性能较差. ②杂波补偿类算法. 如多普勒频移(DW)法^[7], 角度-多普勒补偿(ADC)法^[8], 该类技术通过平移, 使训练单元和待检测单元的杂波谱在某一点重合, 通过提高杂波谱的“相似性”以减少非均匀程度. 但杂波非均匀是在整个空时平面内的, 尽管在某一点重合, 在其余方向上的杂波非均匀依然存在. ③内插变换类方法. 主要包括空时内插法和联合空时内插(STINT)法^[9-10], 该类方法把各训练单元的杂波数据变换到待检测单元的杂波子空间, 从而达到消除杂波分布非均匀的目的, 该方法计算变换矩阵的运算量与杂波自由度成正比, 所需的运算量巨大. (4) 权值扩展类算法. 主要包括基于导数更新(DBU)法及其改进算法^[11-12], 该类方法的假设前提是权矢量为距离单元数的线性函数, 通过对样本数据进行扩展, 降低杂波非均匀的程度, 但该方法所需训练样本数目需增加一倍.

笔者研究了机载双基雷达杂波抑制和动目标检测问题, 提出了一种改进的杂波非均匀补偿技术, 该方法先通过多普勒频移预处理, 使各距离单

收稿日期: 2014-10-09; 修订日期: 2014-12-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61201459; 61301210); 江苏省自然科学基金资助项目(BK2012408; BK20130815)

作者简介: 赵军(1974-), 男, 河南新蔡人, 南京航空航天大学博士后, 研究方向为空时自适应信号处理.

元的杂波在波束指向中心重合,消除在主波束方向的非均匀,然后采用多空间角补偿的方法,使得训练样本和待检测样本的杂波在多个方向上一致,减小在旁瓣方向的杂波非均匀.仿真结果表明了该算法的有效性.

1 机载双基雷达杂波特性

机载双基雷达几何配置如图1所示,以接收机在地面的投影为空间直角坐标系中心,建立空间坐标系.图中 H_T, H_R 分别表示发射平台 T_X 和接收平台 R_X 的载机飞行高度; v_T, v_R 分别表示发射、接收平台的飞行速度; L 为双基地的基线长度; α_T, α_R 分别表示发射、接收平台载机飞行方向相对于基线的方位角; φ_T 和 φ_R 分别表示地面杂波散射单元 P 相对于发射、接收平台仰俯角; ψ_T, ψ_R 分别表示地面杂波射单元相对于发射、接收平台载机飞行方向的空间锥角; θ_T 和 θ_R 分别表示发射、接受天线波束指向相对于基线方向的方位角; R_T 和 R_R 分别表示发射、接收平台到杂波散射单元的距离,收发距离之和即为双基探测距离 R_S ,空间中所有到发射平台 T_X 和接收平台 R_X 距离之和相等的点的集合构成一等距离椭球体.

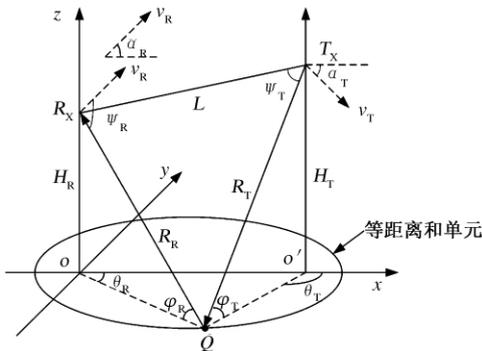


图1 机载双基雷达几何配置关系图

Fig.1 Geometry of airborne bistatic radar

接收回波信号的多普勒频率为

$$f_d = \frac{v_R}{\lambda} \cos \psi_R + \frac{v_T}{\lambda} \cos \psi_T, \quad (1)$$

式中: λ 为雷达工作波长;接收锥角和发射锥角的余弦满足

$$\begin{cases} \cos \psi_R = \cos \varphi_R \cos (\theta_R - \alpha_R) \\ \cos \psi_T = \cos \varphi_T \cos (\theta_T - \alpha_T) \end{cases} \quad (2)$$

根据图1所示的几何关系,经整理可以得到

$$f_d = \frac{v_R}{\lambda} \cos \varphi_R \cos (\theta_R - \alpha_R) + \frac{v_T}{\lambda} \cos \varphi_T \cos (\theta_T - \alpha_T), \quad (3)$$

由式(3)可以看出,其它参数确定条件下,可将多

普勒频率 f_d 表示成关于空间锥角 $\cos \psi_R$ 的函数,进而建立归一化多普勒频率 $2f_d/f_r$ 与 $\cos \psi_R$ 的对应关系.笔者选取6种典型几何配置进行仿真,如图2所示.图中左边为接收载机,右边为发射载机,且飞行方向与基线夹角均为 45° 的整倍数.分别取双基距离和分别为153 km, 253 km和353 km,得到6种典型几何配置条件下,杂波谱在 $2f_d/f_r \sim \cos \psi_R$ 平面内的空时分布如图3所示.



图2 机载双基雷达典型几何配置结构图

Fig.2 Typical cases of airborne bistatic radar geometry

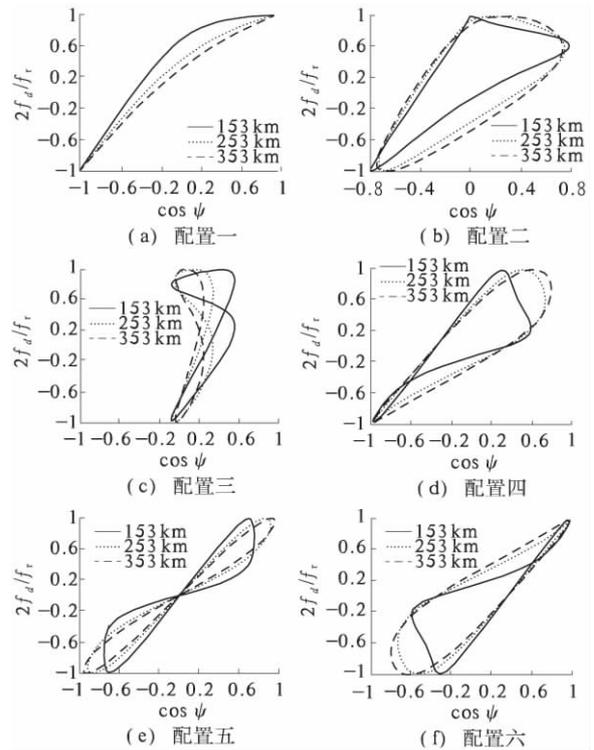


图3 不同距离和条件下机载双基雷达杂波谱分布

Fig.3 Angle-Doppler traces comparison of airborne bistatic radar

由图3可以看出,不同几何配置条件下,双基机载雷达杂波谱的空时分布都随距离和的变化而变化,不同距离单元杂波谱的空时分布不同,即杂波在距离向是非均匀的.单基地正侧视配置条件下,由于杂波在距离向是均匀的,因此可以用距离平均代替统计平均.双基雷达杂波不满足独立同分布条件,直接平均将导致杂波谱在空时二维平面上严重扩散,直接影响杂波协方差矩阵估计的

准确性,为确保估计的有效性,在进行统计平均之前,需要采用必要的补偿技术.

2 多普勒频移预处理

假定待检测单元为第 0 单元,它对应的仰俯角为 $\varphi_{R,0}$,从待检测单元两侧各取 L 个距离单元的回波数据作为训练样本,各单元对应的仰俯角分别为 $\varphi_{R,l}, l = -L, \dots, -1, 1, \dots, L$.

定义归一化的多普勒频率

$$\bar{f}_d = 2f_d/f_r. \quad (4)$$

固定接收天线主波束指向的空间锥角为 $\cos \psi_R$,根据公式(3)得到第 l 个训练单元与第 0 个参考单元的归一化多普勒频率之差

$$\Delta \bar{f}_{d,l} = \bar{f}_{d,l} - \bar{f}_{d,0}, \quad (5)$$

第 l 训练单元 DW 法的补偿因子

$$\mathbf{T}_{DW,l} = \mathbf{T}_{l,l} \otimes \mathbf{I}_N, \quad (6)$$

其中

$$\mathbf{T}_{l,l} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & e^{j2\pi\Delta\bar{f}_{d,l}} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & e^{j2\pi(K-1)\Delta\bar{f}_{d,l}} \end{bmatrix}, \quad (7)$$

\mathbf{I}_N 是 $N \times N$ 阶单位矩阵.

将补偿因子作用于第 l 个单元的样本数据 \mathbf{X}_l ,得到经 DW 法补偿后的训练样本

$$\mathbf{X}_{DW,l} = \mathbf{T}_{DW,l}^H \mathbf{X}_l, \quad (8)$$

DW 算法的原理如图 4 所示.

经过多普勒补偿预处理后,训练单元杂波谱和待检测单元的杂波谱在主波束方向一致,减小了杂波分布的离散程度.由图 3 可以看出,机载双基雷达的杂波非均匀是全方位的,多普勒补偿预处理消除了主波束方向的杂波非均匀,但在旁瓣方向的杂波非均匀依旧存在,为此,提出一种改进的多普勒频移法.

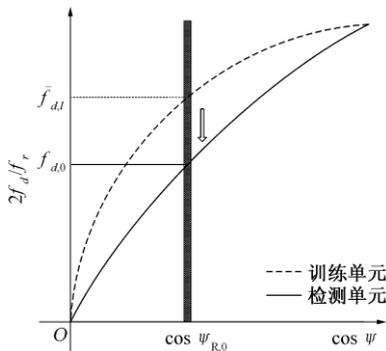


图 4 DW 算法原理图

Fig. 4 Principle of DW method

3 改进的多普勒频移法

将经过多普勒补偿处理后的样本数据 $\mathbf{X}_{DW,l}$ 重排为一 $N \times K$ 维矩阵,并沿矩阵各行做 FFT,得变换后的样本矩阵 $\mathbf{X}'_{DW,l}$.在主波束方向两侧各取 P 个空间角方向,假定第 p 个方向的空间锥角余弦为 $\cos \psi_{R,p}$,根据公式(3)得到与之对应的归一化多普勒频率 $\bar{f}_{d,lp}, p = -P, \dots, -1, 0, 1, \dots, P$.

对第 l 个单元进行补偿时,第 p 个空间锥角方向,第 l 个单元与第 0 个单元的归一化多普勒频率之差

$$\Delta \bar{f}_{d,lp} = \bar{f}_{d,lp} - \bar{f}_{d,l,0}, \quad (9)$$

对于所有 P 个空间角方向,第 l 个单元的补偿因子

$$\mathbf{T}_{MDW,l} = \begin{bmatrix} 1 & e^{j\pi\Delta\bar{f}_{d,l,1}} & \dots & e^{j\pi(K-1)\Delta\bar{f}_{d,l,1}} \\ 1 & e^{j\pi\Delta\bar{f}_{d,l,2}} & \dots & e^{j\pi(K-1)\Delta\bar{f}_{d,l,2}} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & e^{j\pi\Delta\bar{f}_{d,l,P}} & \dots & e^{j\pi(K-1)\Delta\bar{f}_{d,l,P}} \end{bmatrix}. \quad (10)$$

经多空间角方向补偿后的样本矩阵

$$\mathbf{X}'_{MDW,l} = \mathbf{T}_{MDW,l} \odot \mathbf{X}'_{DW,l}, \quad (11)$$

式中“ \odot ”表示 Hadamard 内积.

对矩阵 $\mathbf{X}'_{MDW,l}$ 各行向量做 IFFT,并将其还原为 $NK \times 1$ 维样本数据 $\mathbf{X}_{MDW,l}$,对 $\mathbf{X}_{MDW,l}$ 用常规 STAP 技术进行处理就可实现对杂波和干扰的抑制,把这种先进行 DW 预处理,然后通过二次补偿来减小杂波非均匀程度的方法称为改进的多普勒频移法 (Modified DW, MDW),其原理如图 5 所示.

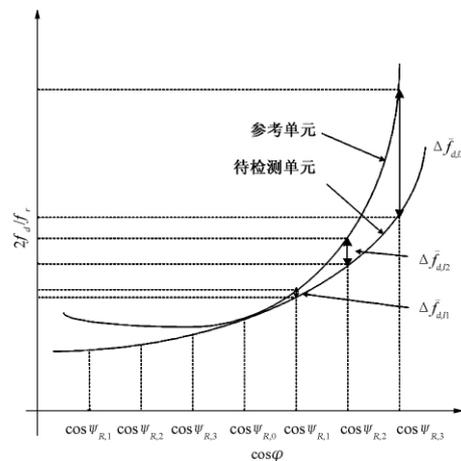


图 5 MDW 法原理图

Fig. 5 Principle of MDW method

4 仿真研究

假定机载双基雷达天线阵元数 $N = 8$, 相干处理脉冲数 $K = 8$, 基线距离 $L = 100$ km, 双基距离和 $R_s = 253$ km, 发射载机和接收载机平台高度分别为 8 km 和 6 km, 发射、接收载机飞行速度均为 140 m/s, 雷达工作波长 $\lambda = 0.23$ m, 阵元间距为波长的二分之一, 脉冲重复频率 $f_r = 2\ 234$ Hz, 单元输入杂噪比为 50 dB, 不考虑距离模糊问题. MDW 法中, 补偿通道数 $P = 8$. 为减小训练样本数目, 对各算法补偿或扩展后的杂波协方差矩阵用 3DT 法进行降维处理, 其中 DW 法、ADC 法、STINT 法训练样本数为 48, DBU 和 EDBU 法训练样本数为 96, 得到机载双基雷达距离依赖性补偿算法的改善因子和杂波谱比较如图 6 和 7 所示, OPT 代表假定杂波协方差矩阵已知, SMI 表示各距离单元杂波数据直接进行统计平均, 未经任何补偿处理.

由于机载双基雷达的各距离单元杂波谱空时分布不重合, 3DT 法未经任何补偿处理, 直接进行统计平均将导致杂波谱展宽严重. 经 DW 法补偿处理后, 各距离单元杂波在主波束方向重合, 在该方向的杂波非均匀程度得到明显改善, 杂波谱变“窄”, 而且其它方向上, 杂波谱改善不明显, 如图 7(e). MDW 法由于在多个空间角方向上对杂波谱的非均匀进行了补偿, 各方向杂波谱的离散程度都得到明显改善, 因此在整个空时平面内, 杂波谱都明显变窄, 其改善因子无论在主波束方向, 还是旁瓣方向都比 3DT 有明显提高, 也优于 DW 法, 如图 7(b), 其平均改善因子比 DW 法好约 4.42 dB, 也优于 DBU 法、STINT 等其它典型补偿类算法, 见图 6.

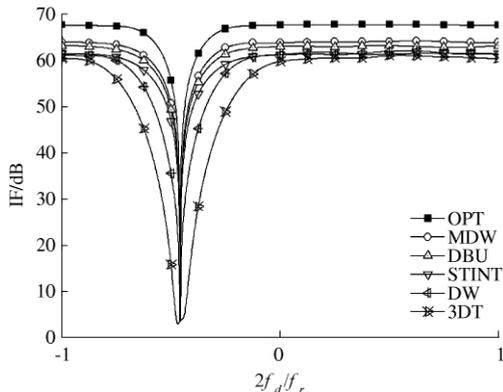


图 6 机载双基雷达补偿类算法改善因子

Fig. 6 IF comparison of compensation methods for airborne bistatic radar

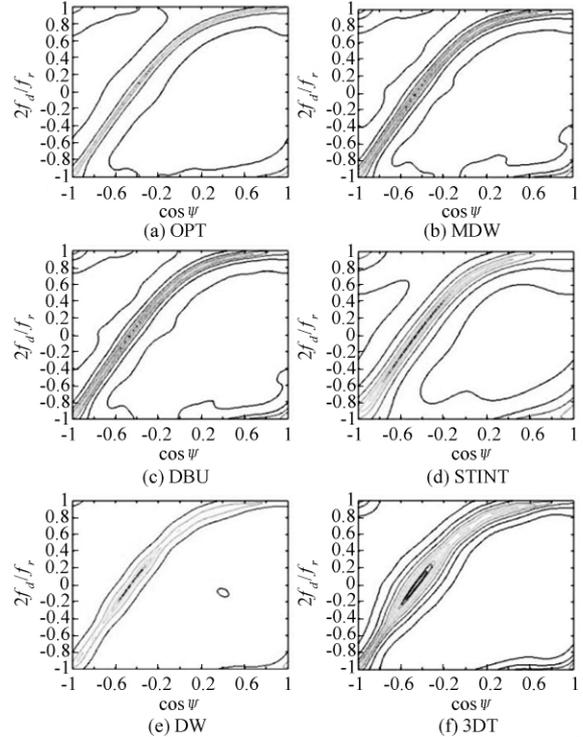


图 7 机载双基雷达补偿类算法杂波谱

Fig. 7 MVDR spectra comparison of compensation methods for airborne bistatic radar

5 结论

笔者研究了机载双基雷达的杂波抑制问题, 提出了一种改进的多普勒频移方法以改善双基雷达杂波的非均匀程度, 与原有方法相比, 该方法在多个空间角方向上使训练单元和待检测单元的杂波谱保持一致, 性能有明显优于传统的补偿类方法, 具有工程应用价值.

参考文献:

- [1] 陈国海. 下一代预警机雷达技术 [J]. 现代雷达, 2010, 32(3): 1-4.
- [2] 杨振起, 张永顺, 骆永军. 双(多)基地雷达系统 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1998.
- [3] MELVIN W L. A STAP overview [J]. IEEE AES Magazine, 2004, 19(1): 19-35.
- [4] LAPIERRE F D, VERLY J G. Framework and taxonomy for Radar space-time adaptive processing (STAP) methods [J]. IEEE Trans on AES, 2007, 43(3): 1084-1099.
- [5] 保铮, 廖桂生, 吴仁彪, 等. 相控阵机载雷达杂波抑制的时空二维自适应滤波 [J]. 电子学报, 1993, 21(9): 1-7.
- [6] WANG Hong, CAI Lu-jing. On adaptive spatial-temporal processing for airborne surveillance radar systems

- [J]. IEEE Trans. on AES, 1994,30(3):660-670.
- [7] BORSARI G K. Mitigating effects on STAP processing caused by an inclined array [C]//Proc. of the IEEE National Radar Conf, Dallas, TX, 1998: 135-140.
- [8] HIMED B, ZHANG Y, HAIJARI, et al. STAP with angle-Doppler compensation for bistatic airborne radars [C]//Proc. of 2002 IEEE Radar Conf, Long Beach, CA, 2002: 22-25.
- [9] VARDARAJAN V, KROLIK J L. Joint space-time interpolation for distorted linear and bistatic array geometries [J]. IEEE Trans. On SP, 2006, 56(3): 848-860.
- [10] 彭晓瑞, 谢文冲, 王永良. 一种基于空时内插的双基地机载雷达杂波抑制方法 [J]. 电子与信息学报, 2010, 32(7): 1697-1702.
- [11] ZATMAN M. Circular array STAP [C]//Proc. of the IEEE National Radar Conf., Boston, April 1999: 108-113.
- [12] KOGON S M, ZATMAN M A. Bistatic STAP for airborne radar systems [C]//ASAP Workshop MIT Lincoln Laboratory, Lexington, 2001.

An Improved Doppler Warping for Airborne Bistatic Radar

ZHAO Jun^{1,2}, SHEN Ming-wei³, ZHU Dai-yin¹, ZHAO Jian-yang⁴

(1. College of Electronic and Information Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China; 2. The First Aeronautical Institute of Air force, Xinyang 464000, China; 3. College of Computer & Information, Hohai University, Nanjing 211100, China; 4. College of Computer, Huaiyin Institute of Technology, Huaian 223003, China)

Abstract: The clutter distribution of airborne bistatic radar varies with ranges due to the relative motion between the transmitter and the receiver and the covariance matrix estimation is no longer accurate, so that the statistical STAP methods degrade. In this paper, a new clutter compensation algorithm for airborne bistatic radar is proposed. This method involves first a pre-processing with Doppler warping method to bring the clutter spectra together in the direction of main beam and subsequently Doppler compensation of different range gates in the direction of multiple space angles. Simulation results show the proposed method can reduce the clutter nonhomogeneity of bistatic radar effectively and is superior to the traditional compensation methods.

Key words: airborne bistatic radar; doppler warping; clutter suppression; space time adaptive processing

文章编号: 1671-6833(2015)02-0080-05

基于形态学特征的颗粒图像分割和计数

王忠勇¹, 贾萌¹, 侯中新², 陈在旭²

(1. 郑州大学 信息工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 河南高远公路养护设备股份有限公司, 河南 新乡 453000)

摘要: 针对黏连严重、分辨率和清晰度较低的颗粒图像分割和计数问题, 提出了一种基于分水岭和形态学特征的新方法. 首先使用分水岭算法分割图像, 得到过分割的结果, 接着通过本文定义的区域形态学特征, 再根据加权马氏距离和区域连接图(Region Adjacency Graph)进行区域合并. 采用实际图像进行的实验表明, 该算法效果良好, 对原始图像的灰度、对比度和噪声变化具有不变性, 在准确率-查全率(Precision-recall)曲线的表现上优于现有方法.

关键词: 颗粒分割计数; 分水岭算法; 形态学特征; 区域连接图

中图分类号: TP391 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.018

0 引言

基于图像分割的物体计数有很多实际应用, 例如谷物颗粒计数, 微生物和细胞计数, 基于截面图像的棒材计数等^[1]. 大部分是依靠分水岭对计数目标进行分割. 例如结合分水岭算法和欧拉数的计数方法^[2], 基于距离变换^[3]和分水岭算法分割二值化的黏连颗粒^[4]是目前应用最广泛的方法.

实际工程中的成像条件往往十分复杂, 在同步碎石封层的公路施工中, 常常需要检测石子撒布覆盖率, 目前仅能依靠人工计数样本方格内的石子数目, 效率十分低下. 笔者针对清晰度差, 分辨率不足的图像, 提出了一种鲁棒性较强的分割和计数方法.

由于分水岭算法能够响应非常微弱的边缘, 形成的边缘连续且闭合, 因此该算法针对成像质量差的图像有效. 基于不同的实现思想, 分水岭算法可分为模拟涨水法^[5]、模拟降雨法^[6]和模拟洪水消退法^[7]. 分水岭分割算法也存在过分割问题, 抑制过分割的方法一是预处理, 采用滤波抑制原始图像中的伪极小值, 同时保护边缘^[8]; 二是基于标记抑制过分割^[9], 只有标记之间最强的分水线会被返回, 三是后处理, 即先得到过分割的结果, 再进行区域合并^[8].

本方法是一种后处理的技术. 笔者充分发挥了分水岭算法将图像看作三维地形的思想, 定义了若干形态学的特征来描述区域, 并提出了根据特征合并区域的方法, 以及停止规则.

1 算法流程概述

本算法的流程如图1所示. 首先对原始的颗粒图像进行高斯平滑预处理, 这是为了减轻过分割的程度(而不是消除过分割), 以减小区域合并的运算量.

其次采用分水岭算法对其负图像进行分割. 图像分割操作可以看作对像素分配标签, 因此, 称分水岭分割的结果为label图, 它的尺寸与原始图像img相同, 存储着对相应像素分配的标签(即区域标号). 区域标号从1开始, 每次发现新的局部极小值, 就把标号加1, 赋给该极小值像素, 涨水过程中, 对属于同一集水盆地的像素分配号码 n , 并称该区域为区域 n . 当涨水造成两个区域将要相连时, 对此处的像素标签赋值0, 以标志该像素是边缘. 初始化形态学特征和区域连接图的工作可以在涨水过程中同步地完成, 以减少运算量.

最后进行区域合并. 以分割结果、形态学特征和区域连接图为输入数据, 循环执行, 每一次循环可完成一对相邻区域的合并, 直至算法认定所有错误区域合并殆尽.

收稿日期: 2014-11-25; 修订日期: 2015-01-03

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61172086)

作者简介: 王忠勇(1965-), 男, 河南郑州人, 郑州大学教授, 研究方向为无线通信技术, 数字信号处理.

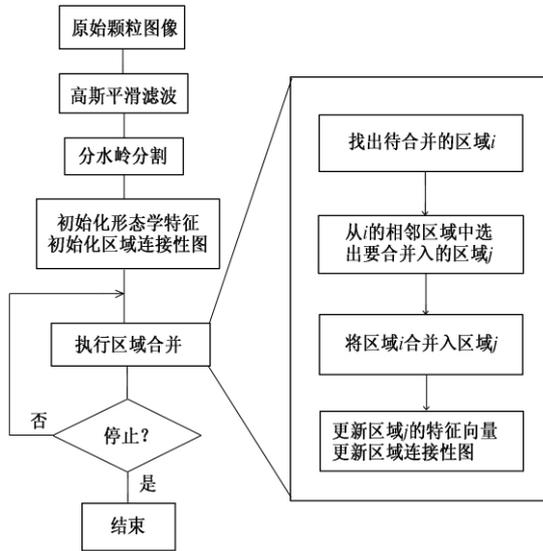


图 1 算法流程

Fig. 1 Flowchart of the proposed algorithm

2 形态学特征和区域连接性图

过分割会将图像分为大量细小的区域, 如果一个区域里包括且仅包含一个颗粒, 笔者定义其为正确分割的区域. 如果一个区域不包括颗粒或仅仅是颗粒的一部分, 笔者定义其为过分割的错误区域. 图 2 为上述两种情形的例子, 图 2 (a) 表现了第一类不包括颗粒错误区域, 图 2 (b) 表现了第二类仅仅是颗粒的一部分. 颗粒稀疏时倾向于发生第一类错误, 颗粒密集时发生第二类.

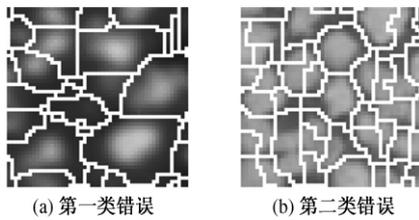


图 2 过分割的情形

Fig. 2 Situation of over-segmentation

本方法引入深度、面积和容量的几何概念, 定义了 6 种形态学特征描述区域, 并且在区域链接性图中使用区域之间分水岭的绝对高度衡量两区域的连接强度, 以指导区域合并.

2.1 区域形态学特征

如图 3 所示, 该地形图的截面上有两个局部极小值, 高度分别是 h_i 和 h_j , 因此初始的分割将在这里产生区域 i 和区域 j . 点 A 和点 B 分别是区域 i 边缘上的最高点和最低点, 记为 $h_{\max}(i)$ 和 $h_{\min}(i)$, 区域 j 可类推.

定义 1 定义在涨水过程中, 水面上升至 h_{\min}

时的面积为盆地面积, 单位为平方像素, 记为 S_{basin} (如图 3 (a) 中穿过 B 点的水平线所示),

$$s_{\text{basin}}(i) \triangleq \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \delta [\text{label}(x, y) - i] \text{Sgn} [h_{\min}(i) - \text{img}(x, y)], \quad (1)$$

式中: δ 和 Sgn 分别是狄拉克函数和符号函数.

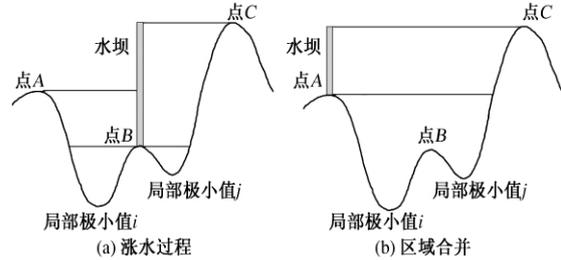


图 3 涨水与合并

Fig. 3 Flooding and merging

定义 2 定义涨水至 h_{\max} 时, 水面面积为区域面积, 记为 S_{region} (如图 3 (a) 中穿过 A 点和 C 点的水平线所示),

$$S_{\text{region}}(i) \triangleq \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \delta [\text{label}(x, y) - i]. \quad (2)$$

定义 3 定义涨水至 h_{\min} 时, 水池的深度为盆地深度, 单位为像素, 记为 H_{basin} (即水面面积为 S_{basin} 时的深度),

$$H_{\text{basin}}(i) \triangleq h_{\min}(i) - h_i. \quad (3)$$

定义 4 定义涨水至 h_{\max} 时, 水池的深度为区域深度, 记为 H_{region} (即水面面积为 S_{region} 时的深度),

$$H_{\text{region}}(i) \triangleq h_{\text{region}}(i) - h_i. \quad (4)$$

定义 5 定义涨水至 h_{\min} 时, 蓄水的体积为区域盆地蓄水量, 单位为立方像素, 记为 V_{basin} (即 S_{basin} 以下的体积),

$$V_{\text{basin}}(i) \triangleq \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \delta [\text{label}(x, y) - i] \cdot \text{Sgn} [h_{\min} - \text{img}(x, y)] \cdot [h_{\min} - \text{img}(x, y)]. \quad (5)$$

定义 6 定义涨水至 h_{\max} 时, 蓄水的体积为区域蓄水量, 记为 V_{region} (S_{region} 以下的体积),

$$V_{\text{region}}(i) \triangleq \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \delta [\text{label}(x, y) - i] \cdot \text{Sgn} [h_{\max} - \text{img}(x, y)] \cdot [h_{\max} - \text{img}(x, y)]. \quad (6)$$

2.2 区域连接图

区域连接图^[8,10]用于记录区域之间的连接关系和连接强度. 它是一个无向图, 记为 $G = (N, E)$. 其中 $N = \{1, 2, \dots, K\}$, 是节点的集合, 代表区域, K 是初始分割得到区域的数目, $E \in \mathbf{R}^{K \times K}$ 是节点间连接的集合, 代表区域间的边缘.

图 4 为一个区域连接图的例子, 其中 (a) 模拟了一个包括 6 个子区域的分割; (b) 用节点和

连接的形式将它们表示出来; (c) 是用于保存区域连接图的矩阵 E , 它的元素是布尔值, 表示边缘, 元素在矩阵中的位置表示所连接的节点.

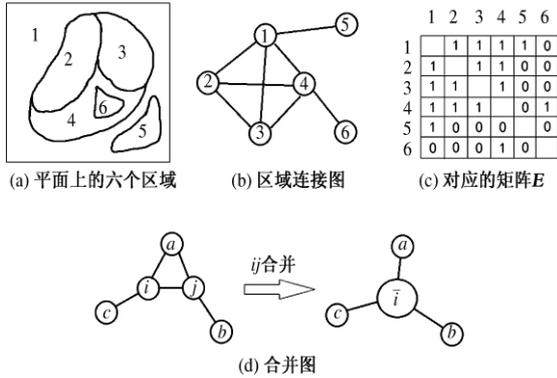


图4 区域连接图

Fig. 4 Region adjacency graph

除此之外, 合并过程中还需要一个 $K \times 1$ 的矩阵 **Validity**, 元素也是布尔值. 在区域合并过程中, 矩阵 E 的尺寸不会随着合并而动态改变, 如果一个区域被合并而消失掉了, 它会在 **Validity** 中被标记为无效, E 中的对应行列也同样失效.

Strength 是与 E 同尺寸的矩阵, 其元素代表 E 中对应连接的连接强度. 笔者采用分水岭的高度衡量 2 个区域之间的连接强度, 分水岭的高度就是 2 个区域之间的边缘平均高度,

$$\text{Strength}(i, j) = \frac{\sum_{(x,y) \in E(i,j)} 255 - \text{img}(x, y)}{\sum_{(x,y) \in E(i,j)} \delta[\text{label}(x, y) \neq 1]} \quad (7)$$

区域连接图节点的合并如图 4(d) 所示, 所有与区域 a 和区域 b 有连接的区域, 在合并后都将与新区域有连接. 以 $A_{\bar{i}}$ 表示与区域 i 连接的区域集合

$$A_{\bar{i}} = A_i \cup A_j \quad (8)$$

3 合并算法

合并过程是循环执行的, 每次循环使 2 个区域的合并, 每次循环中需要完成: ①搜索出一个错误区域 i ; ②从与 i 相连的区域中选出连接强度最大的区域 j ; ③执行 i 与 j 的合并; ④更新区域特征和区域连接图; ⑤检测停止规则.

3.1 基于加权马氏距离搜索错误区域

如前所述, 错误区域的面积、深度和蓄水量较小, 因此首先统计所有区域形态学特征的均值向量 M , 然后找出距离均值最远(在负方向上)的一个样本, 即为待合并的区域 i .

显然, 笔者定义的 6 种形态学特征不但量纲和数值变化范围不同, 而且不同的形态学特征在

描述区域时的重要性也不同. 采用马氏距离可以消除量纲的影响, 但不能反应重要性差别; 加权欧氏距离没有考虑特征之间的相关性和量纲, 因此, 一种直观的想法是对马氏距离进行加权.

马氏距离的计数公式为

$$d(x, y) = \sqrt{(x - y)^T \Sigma^{-1} (x - y)} \quad (9)$$

式中: Σ 是样本协方差矩阵. 而所谓的加权马氏距离^[11]计算公式为

$$d(x, y) = \sqrt{(x - y)^T w^T \Sigma^{-1} w (x - y)} \quad (10)$$

式中: $w = \text{diag}(\sqrt{\omega_1}, \dots, \sqrt{\omega_n})$ 是加权矩阵, $\omega_1, \dots, \omega_n$ 是特征对应的权值.

式(10)所示的加权马氏距离满足距离定义三条基本公理, 且对一切非奇异线性变换具有不变性(说明可以排除量纲影响), 但是加权马氏距离不能严格地反映特征之间的相关性.

如果样本在 xy 平面上呈现二维高斯分布, 欧氏距离的等距离曲线如图 5(a) 所示, 欧氏空间中到某点等距离的点集是圆(高维时, 为球面或超球面). 加权欧氏距离的等距离曲线如图 5(b)、(c) 所示, 它们是以均值为中心的椭圆簇. 图 5(d) 中显示与样本数据的分布有关的马氏距离的等距离曲线. 图 5(e)、(f) 是加权马氏距离的等距离曲线, 这些曲线长轴的方向与样本分布有关, 同时也受到加权的影响.

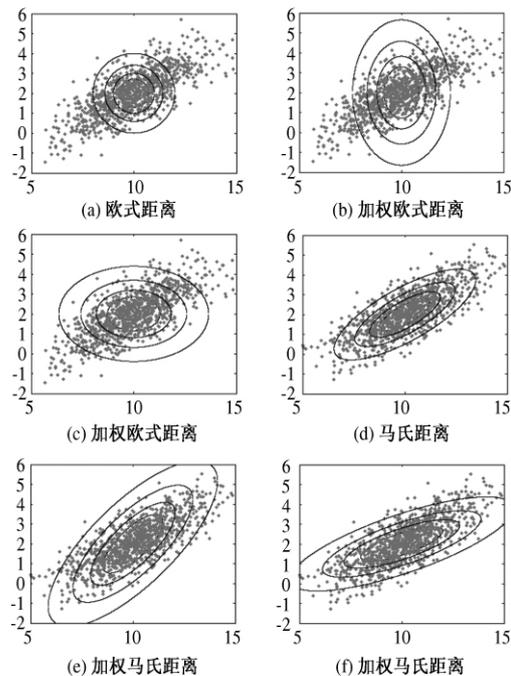


图5 欧氏距离、加权欧氏距离和马氏距离的等距离曲线
Fig. 5 Equidistant curves of euclidean distance, weighted euclidean distance and weighed mahalanobis distance

加权马氏距离是对马氏距离等距离曲线进行拉伸

或压缩,可以看作是加权距离和马氏距离的结合. 笔者采用线性搜索的方法优化权值.

3.2 基于近邻函数确定合并入的区域

搜索得到要合并的区域 i 之后,需要从区域 i 的相邻区域中找到一个区域 j ,使区域 i 与区域 j 合并. 确定区域 j 的依据是区域连接图的连接强度(式 7),采用近邻函数的方法.

间隔分水岭越低的区域连接强度越大,合并后的损失越小. 对于相连的任意 2 个区域 i 和 j ,如果 i 是 j 的第 l 个近邻的区域,则定义区域 i 对区域 j 的近邻系数为 l ,记为 $d(i, j) = l$. 于是区域 i 和区域 j 之间的近邻函数值

$$D_{ij} = d(i, j) + d(j, i) - 2. \quad (11)$$

逐个检查与区域 i 相连的区域的近邻函数,找出最小值(最近邻),然后使其与区域 i 合并.

3.3 停止规则

如果算法的任务仅仅是对颗粒图像进行分割,停止规则可选取为:平均区域大小、区域数目、区域形状因子等等,其参数可以根据分割的目的进行设置. 如果算法的任务是自动地统计颗粒的数目,则需要选择一种客观的衡量标准.

在颗粒图像中,局部的颗粒分布大致是均匀的,据此,笔者采用了区域面积方差的停止规则. 方差可以度量数据和其均值的偏离程度,初始的过分割区域杂乱无章,大小不一,其方差较大,随着区域合并的进行,区域逐渐正确地与颗粒相一致,这时区域的面积差异应该最小.

由于合并过程中,区域面积的均值不断变化,为了使不同合并进程中的方差具有可比性,采取如下方式标准化数据,

$$S_{\text{标准化}}(i) = \frac{S_{\text{region}}(i)}{\bar{S}_{\text{region}}}. \quad (12)$$

式中: \bar{S}_{region} 表示区域面积的均值.

4 实验结果

图 6 是采用实际的同步碎石封层施工形成的石子图像实验的结果,可见本算法在实施区域合并中,能够在减少错误区域的同时避免将两颗相邻石子合并入同一区域,因而能对石子进行计数.

为了与一些现有方法^[2,4]对比,人工标记出 Groundtruth 图像,用色点标示出了颗粒的位置. 如果一个区域里包含色点,则该区域是一个正确分割,否则为错误分割,进而可以画出准确率(Precision)随返回区域数目(Recall)变化的曲线,如图 7(a)所示. 直接分水岭算法^[2]仅通过预处理控制过分割,而基于距离变换方法^[4]的准确性依赖于图像二值化的结果,在图像模糊、分辨率较低的数

据上实验,它们的性能相对较差.

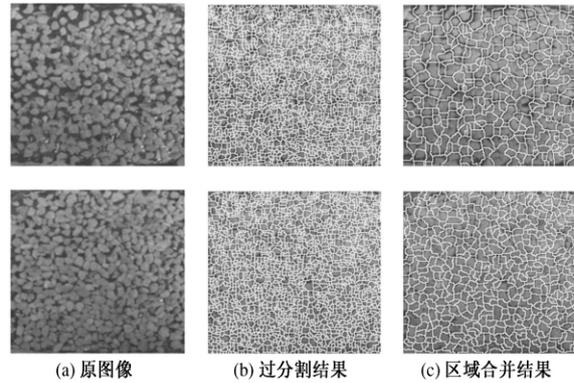


图 6 实验结果

Fig. 6 Experimental results

为了证明该分割方法对灰度、对比度和噪声变化的鲁棒性,以及计数方法的不变性,分别使原始图像经历 Gamma 变换、图像平滑、图像增强和加白噪声,再应用本算法,结果如表 1 所示.

表 1 变换对算法的影响

Tab. 1 Performance of the algorithm influenced by different transforms

标号	所经历变换	变换参数	颗粒计数值	分割准确率/%
1	Gamma 变换 1	1.2	383	94.1
2	Gamma 变换 2	0.8	386	94.6
3	高斯低通 1	1.0	377	95.2
4	高斯低通 2	0.5	382	94.6
5	Laplace 增强 1	0.3	368	93.8
6	Laplace 增强 2	0.6	378	94.4
7	加白噪声 1	5.0	360	94.0
8	加白噪声 2	10.0	363	95.1

对于不同的变换,表 1 第二列的参数意义不同:对图像平滑,是高斯模板的标准差;对 Gamma 变换,是 γ 值;对拉普拉斯模板图像增强,其为增强系数;对加白噪声,其为标准差.

进一步将表 1 中 8 个实验的准确率-查全率曲线绘制出来,如图 7(b)所示,该结果说明本方法对图像降质具有很强的鲁棒性.

5 结论

提出了采用分水岭算法辅以形态学特征和区域连接强度为指导的区域合并方法. 该方法能够最大限度地发挥分水岭算法对微弱边缘的检测能力,基于形态学特征的区域合并算法则能够有效消除过分割. 实验结果证明,在成像质量不高的场合,该算法较现有方法优越.

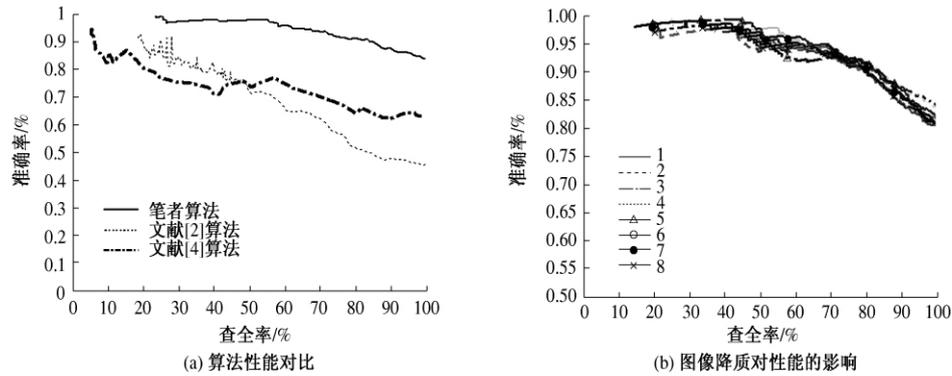


图7 算法性能

Fig.7 Performance of the algorithm

参考文献:

- [1] 徐蔚钦. 基于分水岭分割的粘连颗粒图像分析技术研究[D]. 长沙: 中南大学信息科学与工程学院, 2011.
- [2] 林小竹, 王彦敏, 杜天苍, 等. 基于分水岭变换的目标图像的分割与计数方法[J]. 计算机工程, 2006, 32(15): 181-183.
- [3] BORGEFORS G. Distance transformations in digital images[J]. Computer Vision, Graphics, And Image Processing, 1986, 34(3): 344-371.
- [4] LIN H, TSAI M, CHEN C, et al. Cell segmentation and NC ratio analysis of third harmonic generation virtual biopsy images based on marker-controlled gradient watershed algorithm[C]//Seoul, Korea (South): 2012 IEEE International Symposium on Circuits and Systems (ISCAS). 2012: 101-104.
- [5] VINCENT L, SOILLE P. Watersheds in digital spaces: an efficient algorithm based on immersion simulations[J]. IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence, 1991, 13(6): 583-598.
- [6] SMET P D, PIRES R L, VLEESCHAUWER D, et al. Implementation and analysis of an optimized rain falling watershed algorithm[C]// Proceedings of SPIE. San Diego, USA: The International Society for Optical Engineering, 2000: 759-766.
- [7] 张立东, 毕笃彦. 一种基于洪水消退模型快速分水岭算法[J]. 模式识别与人工智能, 2006, 19(3): 349-360.
- [8] HARIS H, EFSTRATIADIS S, MAGLAVERAS N, et al. Hybrid image segmentation using watersheds and fast region merging[J]. IEEE Transactions on Image Processing, 1998, 7(12): 1684-1699.
- [9] XU Lu-lu, LU Hua-xiang. Automatic morphological measurement of the quantum dots based on marker-controlled watershed algorithm[J]. IEEE Transactions on Nanotechnology, 2013, 12(1): 51-56.
- [10] BALLAED D, BROWN C. Computer vision[M]. Upper Saddle River, New Jersey, USA: Prentice Hall, 1982: 247-158.
- [11] 赵琳, 罗汉, 刘京. 加权马氏距离判别分析方法及其权值确定[J]. 经济数学, 2007, 24(2): 185-188.

Segmentation and Counting of Granular Objects Based on Morphological Features

WANG Zhong-yong¹, JIA Meng¹, HOU Zhong-xin², CHEN Zai-xu²

(1. School of Information Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. Henan Gao-Yuan road maintenance equipment Corp., Xinxiang 453000, China)

Abstract: For the task of segmentation and counting of granular objects with low quality images, a new method which based on watershed and morphology is presented. First, an oversegmented result is gotten by conducting the watershed algorithm to the smoothed image. Then the region merge stage, which is directed by using the morphological features defined in this article, as well as weighted Mahalanobis distance and region adjacency graph (RAG), takes place. Experiments with real images demonstrate the validity of the method, that it is invariant under translation of gray scale, contrast and noise. And it performs better than any present method, in terms of precision-recall criterion.

Key words: segmentation and counting; watershed algorithm; morphological features; RAG

文章编号: 1671-6833(2015)02-0085-04

基于 Q 学习的无线传感网分簇拓扑控制算法

阎新芳, 王晓晓, 冯 岩, 严晶晶

(郑州大学 信息工程学院, 河南 郑州 450001)

摘 要: 为了延长大规模无线传感器网络的生命周期, 在 ETBG 算法的基础上提出基于 Q 学习的分簇拓扑控制算法. 该算法利用有序加权平均 (OWA) 算子多属性决策的方法确定节点的权值, 利用 Q 学习算法对节点进行周期性的学习训练, 按照每条路径的 Q 值进行最优路径的选择, 然后就可以实现网络的拓扑控制. 仿真分析表明, 基于 Q 学习算法形成的簇树机制解决了 ETBG 算法在生成簇树过程中未能寻找到最佳路径而造成数据传输时能量损耗过多的问题, 从而达到延长网络生命周期的目的.

关键词: 无线传感器网络; OWA; Q 学习

中图分类号: TP393

文献标志码: A

doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.019

0 引言

无线传感器网络 (Wireless Sensor Networks, WSNs) 针对不同的检测环境, 随机部署大量的传感器节点并在该区域内组成多跳网络 WSNs, 主要用来感知周围环境的各种信息^[1]. 在环境监测和预报方面, 无线传感器网络可用于监视农作物灌溉情况、土壤空气情况、家畜和家禽的环境和迁移状况、无线土壤生态学、大面积的地表监测、行星探测、气象和地理研究、洪水监测等. 基于无线传感器网络, 可以通过数种传感器来监测降雨量、河水水位和土壤水分, 并依此预测山洪爆发, 描述生态多样性, 进行动物栖息地生态监测. 无线传感器网络的特点有: 节点硬件资源有限 (能量、计算和存储能力)、能量效率要求高、节点数量众多且分布密集、自组织、多跳路由、动态拓扑. 由于无线传感网络节点的能量限制问题, 尤其是整个网络节点在一次性随机播撒后, 节点能量不可再生, 所以延长网络生存期、降低网络能量消耗成为传感网路由协议的首要设计任务^[2-3].

基于分簇的层次路由算法由于其能量高效和易于维护扩展等特点被广泛研究和应用^[4-7]. 其中, 基于梯度的分簇拓扑控制算法^[5] (Energy-Aware Topology Protocol Based on Gradient, ETBG) 参考定向扩散协议中梯度的思想, 根据节点的通

信半径把网络建成一个梯度场, 对同梯度等级的节点结合图论的概念进行分簇, 然后在不同的梯度等级中结合极大权独立集的概念生成簇树. 但 ETBG 算法中生成簇树的过程仅考虑单个簇头节点的权值, 并没有综合考虑各方面的因素, 未能找到最优成树路径. 为解决这个问题, 笔者在 ETBG 算法的基础上, 用 Q 学习的方法生成簇树, 综合考虑整条路径上的最终 Q 值, 来选择最优路由路径.

1 相关工作

1.1 OWA 多属性决策

多属性决策是决策信息通过对一组现有方案进行排序并选择最优方式的决策方法. 主要包括决策信息的获取, 排序和选择最优信息的方法. 美国著名学者 Yager 教授^[8] 提出了有序加权平均算子 (Ordered Weighted Average operator, OWA), 把各种信息按照从大到小重新排序, 并通过数据或证据的位置进行加权汇总, 可以消除不合理的情况. OWA 算子是一种较好的属性融合方法, 所以笔者采用基于最大熵的 OWA 多属性决策方法来对影响权值的各种因素进行集合处理, 这样可以让决策者的主观喜好带来的影响相对减小.

1.2 Q 学习

Q 学习属于强化学习中的一种常用算法. 而

收稿日期: 2014-10-30; 修订日期: 2014-12-27

基金项目: 郑州市科技攻关基金资助项目 (20120555)

作者简介: 阎新芳 (1958-), 女, 河南嵩县人, 郑州大学教授, 博士, 主要从事无线传感网等方面研究, E-mail: iexfyang@zzu.edu.cn.

强化学习^[9]是指对环境状况进行映射的学习,为了从环境中获得系统行为累积奖励值的最大值,强化学习系统的输出行为动作 a 是根据内部的推理机制,在环境状态输入 s 作用下所得到的. 然后环境改变到一个新的状态 s' , 同时得到从环境反馈的瞬时回报值 r , 强化学习系统的目标是使环境中的智能体学习一个行为策略 $\pi: S \rightarrow A$. Q 学习是强化学习中的一种常用算法,使系统中的智能体所选择的下一步的动作能够获得 Q 值累计值最大.

其中 Q 值得更新公式如式(1)所示

$$Q(i)^{t+1}(s^t, a^t) = r(i)(s^t, a^t, s^{t+1}) + \gamma \max_{j \in \text{Neighbor}(i)} Q(j)^t(s^{t+1}, a), \quad (1)$$

式中: γ 为折扣因子,在本算法中令 $\gamma = 1$ 以加快学习速度; $r(i)$ 是回报函数.

2 基于 Q 学习的分簇算法

基于 Q 学习的分簇拓扑控制(CTQL)算法首先以基站为中心,以节点的通信半径为半径将整个网络划分为同等大小的梯度,然后利用图论中独立集的概念对同一梯度内的簇头节点进行分簇,最后运行 Q 学习算法使整个网络成簇树.

2.1 综合权值的确定

在该算法开始时,基站依次以 nR ($n = 1, 2, \dots, D/R, D/R$ 为整数) 为通信半径发送梯度信息,各个节点确定自己的梯度值. 然后各个节点以 R 为功率半径向其邻居节点广播当前状态消息,其中包括节点 ID、梯度 L 、当前剩余能量 $node(i). E_r$ 、状态 $status$. 每个节点将得到的邻居信息保存在自己的邻居集中,并计算本节点的邻居节点数目. 节点根据自己邻居集中的信息,运用 OWA 多属性决策方法确定自己的权值,其中综合权值定义如下,

$$W = w_1 H_1 + w_2 H_2 + w_3 H_3, \quad (2)$$

式中: H_1 为节点的剩余能量因素; H_2 为节点到基站的距离因素; H_3 为节点的邻居节点的数目因素; $\{w_1, w_2, w_3\}$ 是各个属性的权重集合.

各个属性的归一化表达式如下所示,

$$H_1 = \frac{node(i). E_r}{node(i). E_{\max}}, \quad (3)$$

$$H_2 = \frac{node(i). dist(BS) - dtoBSmin}{dtoBSmax - dtoBSmin}, \quad (4)$$

$$H_3 = \frac{node(i). number - nodenumbermin}{nodenumbermax - nodenumbermin}, \quad (5)$$

式中: $node(i). E_{\max}$ 是任意节点 i 初始的最大能量值; $node(i). E_r$ 是任意节点 i 当前的剩余能量;

$node(i). dist(BS)$ 是任意节点 i 到基站的距离; $dtoBSmax$ 是整个网络中的节点与基站最远的距离; $dtoBSmin$ 是整个网络中的节点与基站最近的距离; $node(i). number$ 是任意节点 i 的邻居节点的数目; $nodenumbermax$ 是所有节点中邻居节点数的最大值, $nodenumbermin$ 是所有节点中邻居节点数目最小值.

针对各个属性的权重集合 $\{w_1, w_2, w_3\}$, 采用基于最大熵的 OWA 决策方法^[10] 决定权重系数,其中在该算法中把决策者的乐观系数 α 定义为 0.5, 通过这样的决策方法可以把各种因素归一化到一个权值上,而且集结了决策者的主观偏好以减少决策中不合理因素,定性和定量地分析表达了各个因素对簇头选举所占的比重.

2.2 节点成簇

在各个节点确定自己的综合权值后,与其同梯度等级的邻居节点相比较,如果其权值最大,则宣布自己成为簇头节点,网络中的其它节点按照 ETBG 中的方法加入不同的簇,从而完成网络的分簇.

2.3 建立簇树

2.3.1 改进回报函数

在生成簇树之前,首先确定 Q 学习的回报函数 $r(i)$. 传统的应用于无线传感器网络的 Q 学习算法的回报函数只考虑单一因素影响,如两节点间的跳数最少或距离最短,这样就会忽略了节点的剩余能量以及节点间通信路径上能量消耗的影响. 笔者为了更加节省和均衡网络的能量消耗,定义回报函数

$$r(i) = \frac{node(i). w}{node(j). w} \cdot \frac{1}{node(i). cost(j)}, \quad (6)$$

式中: $node(i). w$ 是收到学习消息的任意节点 i 的权值; $node(j). w$ 是发送学习消息的节点 j 的权值; $node(j). cost(i)$ 是发送学习消息的节点 j 到收到消息的节点 i 的路径能量消耗. 综合考虑节点的能量、距离、邻居节点数目以及两节点间的链路通信耗能.

2.3.2 算法描述

当网络中的节点均确定分簇状态后,进入生成簇树的算法. 算法开始时,基站周期性地向其邻居节点发送学习消息,学习消息中包含节点 Q 值、 r 、 E_r 、 w , 各个节点的初始 Q 值为 0, 以启动路径建立. 收到学习消息的节点继续向其邻居节点发送学习消息直到网络中所有簇头节点均进行学习训练. 收到学习消息的节点只有距离大于发送

消息的节点时才进行学习训练按照规则 1、2 处理,并建立 Q 表储存学习消息中的信息,否则直接抛弃该消息.

规则 1 收到学习消息节点根据公式 (6) 来计算节点的回报函数,根据公式 (1) 来更新节点的 Q 值,并储存在自己的 Q 表中,继续转发学习消息.簇头节点在两跳范围内转发.非簇头节点在一跳范围内转发,在转发学习消息的同时转发节点的 Q 表,这样可以让其邻居节点在此基础上计算 Q 值从而减少计算量.

规则 2 等待到达该节点的所有路径的 Q 值逐步迭代出来后,选出该节点 Q 表中 Q 最大值所对应的节点作为自己的父亲节点,并向该父亲节点发送一个 *father* 消息.收到 *father* 消息的节点如果是簇头节点则将发送给它学习消息的节点置为网关节点,如果收到消息的节点是簇成员节点,则声明自己为网关节点.

整个网络的簇头节点都遍历后,算法结束.这样就可以得到各个节点到基站进行数据传输的最优路径.在该算法中,每一次节点间的通信路径选择都考虑节点的跳数、节点间的通信能力、剩余能量等因素,因此选择的路径可以平衡网络能量消耗,延长网络的生命周期,具有一定的实用价值和现实意义.

2.4 特例分析

特例:在一个 $200 \times 200 \text{ m}^2$ 的的树林区域内随机抛洒 50 个传感器节点,用来监测树林的湿度以防范火灾.采用文献 [4] 所示的能量模型,各个参数的设定如下:网络中所有节点初始能量 0.5 J,每接受一位消息消耗能量 50 nJ/bit,每发送一位消息传输一米距离的能量消耗为 0.1 nJ/bit · m²,消息包固定长度 128 bits,通信半径 $R = 50 \text{ m}$, $n = 4$,基站的 $Q = 50$.假定节点位置不变,节点间通信正常.不考虑消息发送过程中的冲突的重传且节点间不存在单向链路.

图 1 所示为运行该算法后的簇树图,可以看出基站 BS1 发送一个学习消息,其邻居节点进行转发,其中簇头节点 35 继续向其邻居节点发送学习消息,其邻居节点中的节点按照规则 (1)、(2) 进行更新;基站 BS1 的邻居节点中的非簇头节点也转发学习消息,如果作为网关节点连接簇树,则退出其所属的簇,直接与基站通信.其中,例如节点的 24 的通信路径 24→35→BS1 的叠加的 Q 值为 58.12.

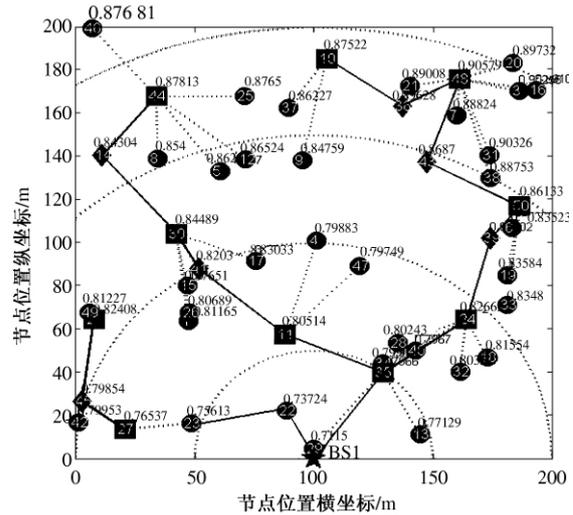


图 1 算法运行后生成的簇树图

Fig. 1 the cluster tree after running the algorithm

3 算法性能分析

为了对算法的性能进行评估,把该算法和 ETBG 算法进行比较.定义网络生命周期为从算法开始运行到第一个节点死亡之间的时间,以数据采集总轮数来表示.在仿真参数为 $200 \times 200 \text{ m}^2$ 的树林里随机抛洒 200 个传感器节点,监测整个网络的生命周期.在 20 次不同的场景下进行仿真,然后取其平均值,可得不同通信半径下两种算法的生存期对比图,如图 2 所示.

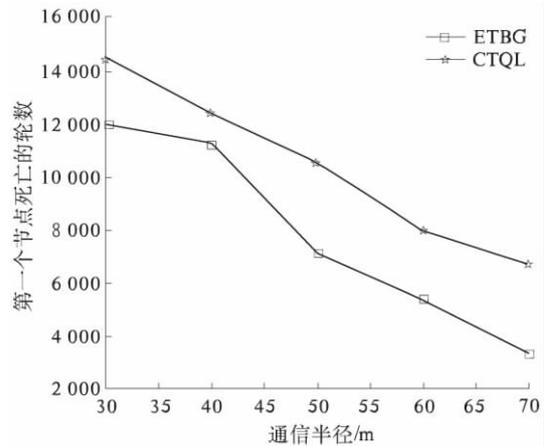


图 2 不同通信半径下的生存期对比图

Fig. 2 Comparison of lifetime under different communication radius

可以看到,CTQL 算法的生存期较 ETBG 算法更平稳且网络的生命周期更长,传感器节点的可监测时间也 longer,当 $R = 40$ 时,两者差距最小.总体上,随着节点通信半径的增加,在网络的生存周期内,数据传输的轮数在减小.这是因为随着通信

半径 R 增大,形成簇数减少而成员数增加,同时簇头之间的距离增大,信息交互所消耗的能量也越大,从而数据传输的轮数就会减少。

4 结论

通过研究 EBTG 算法中存在的网络能量不均衡,生成簇树的路径没有优化的问题,提出了 CTQL 算法.该算法和 ETBG 算法相比,主要利用了基于极大熵的 OWA 多属性决策的方法来将决定综合权值,更加全面的反映了节点在竞选簇头时的能力.利用 Q 学习算法生成簇树,综合考虑节点的剩余能量,路径通信耗能因素优化了数据传输时的路径选择,节省了整个网络的能量消耗.通过在树林环境中仿真结果表明,该算法与 ETBG 算法相比较有效地延长了网络的生命周期。

参考文献:

- [1] TUBAISHAT M, MADRIA. SENSOR S. Networks: an Overview [J]. IEEE Potentials, 2003, 22 (2): 20 - 23.
- [2] HEINZELMAN W B, CHANDRAKASAN A P, BALAKRISHNAN H. An application-specific protocol architecture for wireless microsensor network [J]. Wireless Communications, 2002, 1(4): 660 - 670.
- [3] MANJESHWAR A, AGRAWAL D P. TEEN: a routing protocol for enhanced efficiency in wireless sensor networks [C]//IEEE. International Proceedings of 15th Parallel and Distributed Processing Symposium. IEEE Conference Proceedings, 2001: 2009 - 2015.
- [4] AN Na, YAN Xin-fang, ZHU Yu-ang. A virtual backbone network algorithm based on the multilevel cluster tree with gateway for wireless sensor networks [C]//Proceedings of CCWMSN2007Shanghai, China: 2007. 12 The IET International Communication Conference on Wireless Mobile and Sensor Networks. Shanghai, 2007: 462 - 465.
- [5] 阎新芳, 段磊, 李腾. 无线传感网中基于梯度的拓扑控制算法 [J]. 计算机工程与应用, 2011, 47(2): 95 - 98.
- [6] 阎新芳, 王志龙, 闫新生. WSN 中基于梯度场拓扑控制算法的维护更新 [J]. 传感器与微系统, 2011, 30(8): 56 - 58.
- [7] YAN Xin-fang, ZHANG Yong-kun, TANG Hai-liang. An ETBG optimization algorithm based on analytic hierarchy process in WSS [C]//Proceedings of ICCSEE 2013: 2013. 3 The 2nd International Conference on Computer Science and Electronics Engineering. China, 2013: 1687 - 1690.
- [8] YAGER R R. Weighted maximum entropy OWA aggregation with applications to decision making under risk [J]. IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics-Part A: Systems and Humans, 2009, 39 (3): 183 - 189.
- [9] MEHTA N, NATARAJAN S, TADEPALLI P, et al. Transfer in variable-reward hierarchical reinforcement learning [J]. Machine Learning, 2008 (3): 156 - 172.
- [10] YAGER R R. "Centered OWA operators" Soft Comput [J]. soft Computing, 2007, 11(7): 631 - 639.

A Clustering Topology Algorithm Based on Q - learning in WSN

YAN Xin-fang, WANG Xiao-xiao, FENG Yan, YAN Jing-jing

(School of Information Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: To prolong the lifetime of wireless sensor network, a Clustering Topology Algorithm Based on Q-learning in WSN (CTQL) is proposed on the basis of classical clustering algorithms such as ETBG. The Ordered Weighted Average (OWA) operator multi-attribute decision making method is used to determine the weight of the nodes, and Q learning algorithm is used to periodically train the cluster heads. So the Q value of the optimal path is selected of this algorithm and the topology control is realized. Through simulation study shows that the use of Q-learning algorithm to resolve the problem that much energy consumption of ETBG algorithm fails to find the best path and CTQL effectively extend the network lifetime.

Key words: wireless sensor network; Ordered Weighted Average(OWA) operator; Q-learning

文章编号: 1671-6833(2015)02-0089-05

影响特高压直流输电线路表面电场的因素及分析

马力, 王珍雪, 叶会英, 朱君瑶

(郑州大学 信息工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 导线表面电场是特高压直流(UHVDC)输电线路无线电干扰、可听噪声以及电晕损失的决定因素, 为此准确计算导线表面电场强度显得尤为重要. 国内外对表面电场的影响因素分析较少, 本文以模拟电荷法为基础, 以每个子导线内部设置12个模拟电荷为例, 针对线路的分裂导线数、子导线分裂间距、子导线横截面积、导线对地高度及极导线间距等影响因素进行分析. 运用MATLAB语言编写程序, 对模型进行计算仿真, 得出每个变量对表面电场的定量影响, 为工程架设中选择导线结构参数提供重要的理论依据.

关键词: UHVDC; 表面电场; 模拟电荷法; 因素分析

中图分类号: TM726 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.020

0 引言

特高压直流是指 ± 800 kV及以上电压等级的直流输电. 由于输电线路电压高、分裂导线多, 导致导线表面电场强度升高. 随之出现的电晕现象和强电场效应对人体和生态环境产生危害^[1-2], 所以研究导线表面的电场强度至关重要. 目前输电线路导线规格的选择、导线对地距离的确定等, 已不完全是根据工作电流或绝缘要求设定, 而是由电晕特性及对地面场强的限制来决定的^[3]. 分裂导线表面的最大电场强度, 不仅是特高压直流线路导线选择的重要依据, 也是多项电磁环境参数计算分析的基础^[3-5]. 因此笔者对特高压直流输电线路表面电场影响因素进行分析, 对线路的架设实施和环境的电磁检测具有重要的工程实用价值.

1 表面电场

1.1 电晕产生

特高压直流线路发生电晕后, 由于导线电压极性固定^[6-9], 正极性导线电离出的离子, 由于斥力的作用, 将背离导线, 沿着电力线向四周运动. 那么正极性导线周围将充满着正离子; 而负极性导线周围会充满负离子, 如图1所示.

直流输电线路所带来的一切电磁环境问题都与导线的电晕现象有关, 而导线表面起晕与否, 主要是看导线表面的最大电场强度是否大于导线的起晕场强^[10].

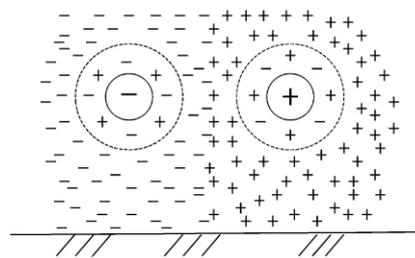


图1 电晕产生过程

Fig. 1 Corona generating process

1.2 线路模型

特高压直流输电工程一般都用于远距离输电, 因此线路所经过的区域必然有较为复杂的地形. 为了计算方便, 基于以下几点考虑建立通用的数学计算模型.

①忽略干扰的存在, 将计算转化为求取静态场的问题.

②将地面视为无穷大的、导电性能良好的导体平面, 并设地面电位为零.

③将导线视为一条无限长平行的直线, 取与此直线垂直的平面作为计算平面, 并取线路最低

收稿日期: 2014-11-11; 修订日期: 2014-12-25

基金项目: 河南省科技攻关资助项目(142102210497)

作者简介: 马力(1980-), 女, 河北黄骅人, 郑州大学讲师, 博士, 主要从事电磁环境预测、电磁场与电磁波方面的研究, E-mail: iemaili@zzu.edu.cn.

点的高度作为导线的对地高度,如图2所示.

④将分裂导线中每根子导线简化为半径 r 相同的光滑圆柱形导体. 子导线横截面积为 $S = \pi \times r^2$; 子导线之间的距离为横截面的圆心之间的距离(每级中子导线之间的距离相等)用 S_c 表示; 在束导线中过每根子导线横截面圆心的圆, 其中心为束导线的圆心, 两级束导线圆心之间的距离为极导线间距, 用 L 表示; 束导线圆心到地面的高度, 为导线对地高度, 用 H 表示. 以四分裂导线为例, 如图3所示^[11].

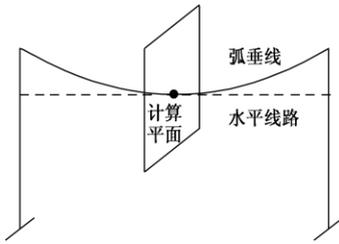


图2 计算平面设置示意图

Fig.2 Line simplified model

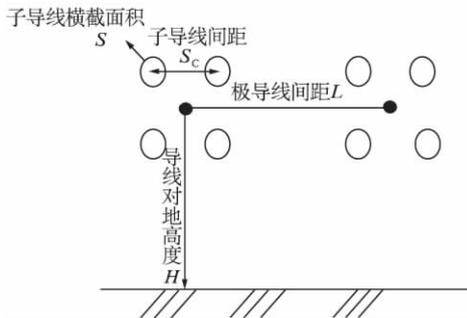


图3 计算模型示意图

Fig.3 Calculation model

2 模拟电荷法

模拟电荷法的本质是广义的镜像法. 该方法的优点是考虑全面且计算准确^[13]. 模拟电荷法是计算 UHVDC 线路的基础, 笔者以单极四分裂导线为例, 说明模拟电荷法计算导线表面电场的步骤.

① 设置模拟电荷

每根子导线的内部设置 12 个模拟电荷. 子导线半径为 r , 模拟电荷均匀分布在半径为 $r_0 = 0.6r$ 的同轴圆柱面上, 如图4所示. 全部模拟电荷构成矩阵

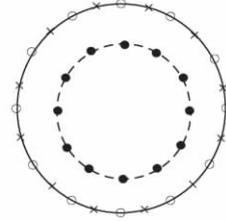
$$[q] = [q_1 \ q_2 \ \dots \ q_N]^T,$$

式中: N 是导线模拟线电荷的总数.

② 设置匹配点

在子导线表面设置匹配点, 数量等于模拟电

荷数量. 匹配点位于导线表面正对模拟电荷的位置, 如图4所示. 各匹配点的电位分别等于所在导线的对地电压, 构成矩阵



• 模拟电荷 o 匹配点 x 校验点

图4 模拟电荷分布示意图

Fig.4 Distribution of the simulation charge

$$[u] = [u_1 \ u_2 \ \dots \ u_N]^T.$$

③ 列电位方程, 求解电位系数矩阵 $[P]$

$$\begin{cases} u_1 = p_{1,1}q_1 + p_{1,2}q_2 + \dots + p_{1,N}q_N \\ u_2 = p_{2,1}q_1 + p_{2,2}q_2 + \dots + p_{2,N}q_N \\ \dots \\ u_N = p_{N,1}q_1 + p_{N,2}q_2 + \dots + p_{N,N}q_N \end{cases}, \quad (1)$$

写成矩阵形式为^[1,11]

$$[u] = [p][q], \quad (2)$$

式中: $p_{i,j}$ 表示第 j 个模拟电荷在第 i 个匹配点上产生电位的电位系数, 计算公式为

$$p_{i,j} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{r'_{i,j}}{r_{i,j}}, \quad p_{j,i} = p_{i,j}, \quad (3)$$

式中: ϵ_0 是真空中介电常数; $r_{i,j}$ 和 $r'_{i,j}$ 分别是第 j 个模拟电荷及其镜像电荷与第 i 个匹配点的距离.

④ 求解线性方程组式(2), 得出模拟电荷 $[q]$.

⑤ 在导线表面异于匹配点的位置另取一些校验点, 对计算结果进行校验. 校验点一般选择在与匹配点等间距的位置, 如图4所示. 第 i 个校验点的电位

$$v_i = \sum_{j=1}^N \frac{q_j}{2\pi\epsilon_0} \ln \frac{r'_{i,j}}{r_{i,j}}, \quad (4)$$

式中: $r_{i,j}$ 与 $r'_{i,j}$ 分别是第 j 个模拟电荷及其镜像电荷与第 i 个校验点间的距离. 设第 i 个校验点所在导线的实际电位是 u_0 , 则电位相对误差为^[11-12]

$$\delta = \left| \frac{v_i - u_0}{u_0} \right| \times 100\%. \quad (5)$$

当设置的模拟电荷满足精度要求时, 可求出导线表面任意一点的场强与电位, 继而可得导线表面最大电场强度. 导线表面任意一点 p 的场强 E_p 为

$$E_p = \sum_{j=1}^N \frac{q_j}{2\pi\epsilon_0} \left(\frac{r_{p,j}}{r_{p,j}^2} - \frac{r'_{p,j}}{r'_{p,j}^2} \right), \quad (6)$$

式中: $r_{p,j}$ 和 $r'_{p,j}$ 分别是第 j 个模拟线电荷及其镜像电荷到点 p 的距离.

导线表面最大电场强度 E_{pmax} 为

$$E_{pmax} = \max(E_p). \quad (7)$$

3 因素分析

在特高压直流输电线路的研究中,分析地面合成电场和离子流密度的影响因素较多,但是对导线表面电场的影响因素分析较少.由于导线表面最大电场强度与地面合成场强的计算息息相关,且它是研究导线电磁环境的基础,所以笔者对于导线表面电场的因素分析是十分必要的.

由于两极导线相距较远,极间距离远远大于极导线的等效半径,所以在计算导线表面场强时,将双极导线中的极导线作单级导线处理,即认为一极导线不影响另一极导线的表面场强.在计算过程中,导线电压为 ± 800 kV 的直流输电.子导线组成的导线束为同心圆.当子导线数 n 为奇数时,第一根子导线分布在该同心圆的正上方,即 $\theta = \pi/2$ 处,当子导线 n 为偶数时,第一根子导线分布 $\theta = 2 \times \pi/n$ 处,其余子导线分布圆周上,且每根子导线等间距分布.如无特殊说明,本文中子导线的分布按照如上排列.以五分裂和六分裂导线为例,如图 5 所示.

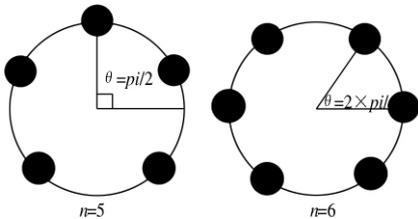


图 5 子导线的排列

Fig. 5 Arrangement of sub-conductor

3.1 导线分裂数的影响

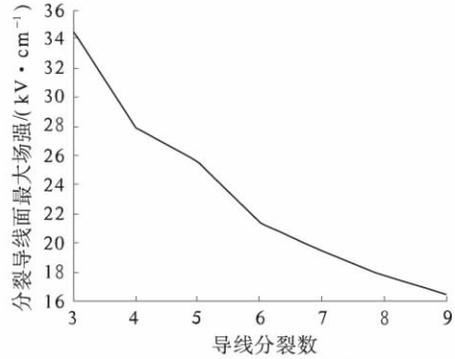
笔者计算了分裂导线 $n = 3 \sim 9$ 时导线表面最大电场强度.其中,导线对地高度 $H = 29$ m,极导线间距 $L = 22$ m,子导线分裂间距 $S_c = 0.45$ m,子导线横截面积 $S = 1\,000$ mm².影响规律如图 6(a).

由图 6(a) 可知,随着分裂导线数增多,导线表面最大场强非常明显地减小,减小幅度逐渐降低.此外在导线架构过程中,分裂数的增加会极大消耗投资支出.结合表面电场的大小和投资效益分析,导线分裂数宜选取 $4 \sim 6$ 之间.所以在分析以下各因素时,如无特殊说明,都是选取四分裂导

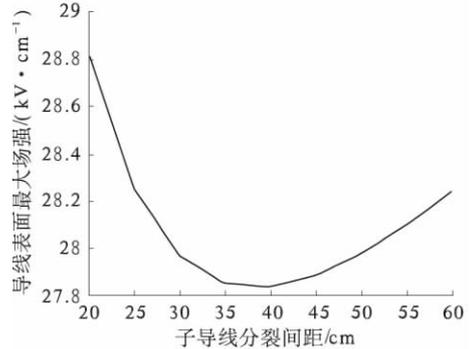
线进行探讨.

3.2 子导线分裂间距的影响

笔者计算了子导线间距 $S_c = 20 \sim 60$ cm 时的变化,其余各参数按 3.1 节中保持不变.导线表面最大电场强度的变化规律见图 6(b).



(a) 导线分裂数的影响



(b) 分裂间距的影响

图 6 导线分裂数和子导线分裂间距的影响

Fig. 6 Influence of number of conductor and split spacing

由图 6(b) 可以看出,随着分裂间距变化,导线表面最大电场强度呈 V 型变化,存在最小值.所以在特高压输电线路的实际设计架设中,考虑到导线电压过大而产生档距震荡现象,子导线的分裂间距有一个相对优化的变化范围,图 6(b) 可看出,子分裂导线间距取 $35 \sim 50$ cm 较为合适.

3.3 子导线横截面积的影响

计算了横截面积 $S = 600 \sim 1\,000$ mm² 时的变化,其余各参数按 3.1 节中保持不变.导线表面最大电场强度的变化规律见图 7(a).

由图 7(a) 可以看出,子导线横截面积越大,导线表面的最大电场强度越小,且变化显著,但继续增加子导线的横截面积,实际应用中会使导线变重,增加安全风险,且投资成本变高,所以子导线的横截面积最大不要超过 $1\,000$ mm².

3.4 导线对地高度的影响

笔者计算了高度 $H = 18 \sim 26$ m 时的变化,其余各参数按 3.1 节中保持不变.导线表面最大电场强度的变化规律见图 7(b).

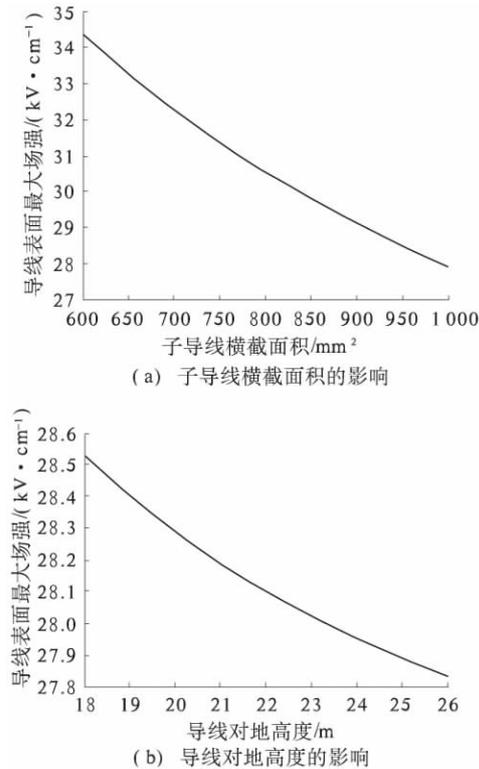


图7 子导线横截面积和导线对地高度的影响

Fig.7 Influence of bundle cross-section and height of lines

由图7(b)可知,随着导线高度增加,导线表面的最大电场强度值减小,但相对变化量并不显著.导线对地高度对于表面电场的影响不大.在特高压输电线路的实际架设过程中,可根据线路附近电磁环境敏感点的分布情况,有选择地设置导线高度.

3.5 极导线间距的影响

笔者取极导线间距 $L = 22 \sim 30$ m,其余各参数按3.1节中保持不变.导线表面最大电场强度的变化规律见图8.由图8可知,极导线间距和导线表面最大电场强度的变化也成反比关系.即随着极导线间距增大,导线表面最大场强值减小,其影响效果并不明显,这和第三节中设定的将

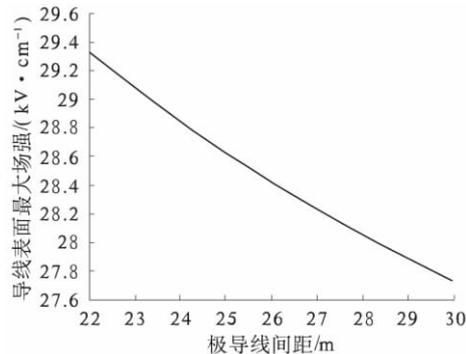


图8 极导线间距的影响

Fig.8 Influence of pole spacing

双极导线当作单极导线处理的假设完全符合.

4 结论

分裂导线数、子导线横截面积、导线对地高度和极导线间距这4种影响因素均与导线表面的最大电场呈反比关系.其中,导线分裂数对表面电场的影响较大,但当分裂导线超过6时,影响效果会减小;其次子导线横截面积的影响较明显,然而考虑施工要求,当超过1000 mm²时,会增加施工难度;导线对地高度和极导线间距的影响相对来说比较小,可根据实际工程的要求适当调整.

子导线间距变化为V型,因此在特高压直流线路的实际架设过程中,可以从子导线间距的最优值范围中选择合适的数值,从而使线路导线表面的最大电场强度达到更小.

参考文献:

- [1] 赵晓君. 高压直流输电工程技术 [M]. 北京: 中国电力出版社, 2009: 14 - 53.
- [2] 曾南超. 高压直流输电在我国电网发展中的作用 [J]. 高电压技术, 2004, 30(11): 11 - 12.
- [3] 张文亮, 于永清, 李光范, 等. 特高压直流技术研究 [J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(22): 1 - 7.
- [4] 王小凤, 周浩. ± 800 kV 特高压直流输电线路电磁环境研究 [J]. 高压电器, 2007, 43(2): 109 - 112, 121.
- [5] 陈习文. 单极直流输电线路分裂导线表面电场强度和地面标称电场强度的计算 [J]. 电气应用, 2012, 31(8): 70 - 73.
- [6] 甘运良, 卢铁兵. ± 800 kV 直流输电线路分裂导线表面电场强度计算 [J]. 南方电网技术, 2009, 3(6): 44 - 46.
- [7] 孙才华, 宗伟. 一种较准确的分裂导线表面场强的计算方法 [J]. 电网技术, 2006, 30(4): 92 - 96.
- [8] 赵桂峰, 张猛, 李杰, 等. 高压输电导线非线性振动分析 [J]. 郑州大学学报: 工学版, 2013, 34(3): 72 - 75.
- [9] HU Qin, SHU Li-chun. Analysis of conductors' surface electric field of UHVDC transmission lines based on optimized charge simulation method [J]. High Voltage Engineering, 2008, 34(12): 2547 - 2551.
- [10] 彭迎, 阮江军. 模拟电荷法计算特高压架空线路3维工频电场 [J]. 高电压技术, 2006, 32(12): 69 - 77.
- [11] 司雯. 高压直流及交直流并行输电线路电磁环境研究 [D]. 山东: 山东大学信息工程学院, 2011.
- [12] 杨勇, 陆家榆, 雷银照. 极导线垂直排列直流线路地面合成电场的一种计算方法 [J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(21): 13 - 18.

[13] 杨文翰,吕英华.用模拟电荷法求解高压输电线附

近电磁场[J].电网技术,2008,32(2):47-50,55.

Factors and Analysis on Surface Electric Field of UHVDC Transmission Line

MA Li, WANG Zhen-xue, YE Hui-ying, ZHU Jun-yao

(Department of Information Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Conductor surface electric field strength is the determining factor for radio interference, audible noise and corona loss of ultra-high voltage direct current(UHVDC) transmission line, so it is particularly important to accurately calculate the conductor surface electric field strength. The study of factors on the surface electric field at home and abroad is more less. Therefore the investigation is carried out on the influence of sub-conductor number, sub-conductor cross section, split spacing and conductor height on the conductor surface maximum field strength, which used charge simulation method by set 12 charge simulation in each sub-conductor. The program is written in MATLAB language to calculate and simulate, and each variable affecting on surface electric field strength is resulted quantitatively, which provides an important theoretical basis for engineering construction how to select the structural parameters of conductor.

Key words: UHVDC; surface electric field; charge simulation method; Factor analysis

(上接第51页)

[15] 王俊,赵静超,刘立新.预应力对梁徐变系数与徐变挠度系数数值关系影响[J].郑州大学学报:工学版,2013,34(5):26~30.

[16] 王俊,刘立新.折线先张预应力混凝土梁徐变试验研究[J].建筑科学,2010,26(9):7~10.

Calculation Model for Long-term Deflection of Prestressed Concrete Beam with Pretensioned Bent-up Tendons

WANG Jun^{1,2} KONG Ya-mei¹ LIU Li-xin²

(1. Department of Civil Engineering, Xuchang University, Xuchang 461000, China; 2. College of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Precisely predicting the long term deflection is one of the most important advantages of prestressed concrete beam with pretensioned bent-up tendons. By loading three prestressed concrete beams with pretensioned bent-up tendons in a long term, the mid-span deflection and section creep strain were studied. Together with the numerical relationship expression between creep coefficient and creep deflection coefficient which was established earlier, the numerical relationships among creep coefficient, long-term deflection coefficient, and creep deflection coefficient were further studied. The results show that: The value of the long-term deflection coefficient is 1.1 times that of the creep coefficient. Finally, a practical expression was derived for calculating the long-term deflection of prestressed concrete beam with pretensioned bent-up tendons, which took a number of influencing factors into consideration, such as concrete shrinkage, concrete creep, partially prestressed ratios, the axial compression and the moment value due to prestressing, component equivalent sectional area and the section modulus of bending, etc..

Key words: prestressed concrete beam with pretensioned bent-up tendons; long-term deflection; creep coefficient; creep deflection coefficient; calculation model

文章编号: 1671-6833(2015)02-0094-05

线性判别分析特征提取稀疏表示人脸识别方法

张勇, 党兰学*

(河南大学 图像处理与模式识别研究所, 河南 开封 475004)

摘要: 针对稀疏表示分类(SRC)算法采取随机脸法提取的数据特征判别力较弱问题, 提出一种线性判别分析特征提取稀疏表示人脸识别方法. 该方法首先采用线性判别分析算法求解最优判别投影子空间, 然后把训练样本投影到该子空间以提取相应的数据特征, 并用训练样本的数据特征做字典来表示测试样本数据特征. 更进一步来说就是, 通过提取出测试样本稀疏特征的向量, 和测试样本的数据特征进行对比找出其联系和差别并表示出对比后的残差. 最后根据构造的残差找出样本的类别来实现其识别目的. 通过在 Extend Yale B 和 CMU PIE 人脸数据库上一系列的测试, 证明该方法具有很好的识别效果.

关键词: LDA; 稀疏表示; 特征提取; 人脸识别

中图分类号: TP391

文献标志码: A

doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.021

0 引言

稀疏表示是在给定的字典里可以用少数的原子让一个信号表示为线性组合. 目前国内外学者对稀疏表示给予了很大的关注. 一系列的研究也表明, 人类视觉系统的原理和稀疏表示模型有很大程度上的一致性^[1]. 因此稀疏表示在图像去噪^[2]、图像恢复^[3-4]、图像理解^[5]等方面的应用很多. 2009年稀疏表示被 John Wright 等人应用到了人脸识别领域, 然后提出基于稀疏表示分类器(SRC)的人脸识别方法^[6]. 该方法在人脸识别领域取得了较好的识别效果. 然而, SRC 采取随机脸法提取的训练样本数据特征判别力较弱, 从而降低了 SRC 的性能^[7].

为了解决这一问题, 笔者提出一种基于线性判别分析(LDA)特征提取的稀疏表示分类人脸识别方法. 由于 LDA 可以寻找一组将高维样本投影到低维空间的最佳的判别投影向量, 并能使投影后的样本类内离散度最小, 类间离散度最大^[8-9]. 因此, 样本数据投影到该向量空间后, 可以使其数据特征的判别力更强, 进而提高 SRC 的识别性能.

1 线性判别分析和稀疏表示分类器概述

1.1 线性判别分析概述

现在假设训练样本的种类为 k 个, 然后再假设每个训练样本的像素点为 y , 用 $d_{ij} \in \mathbb{R}^{d \times 1}$ 表示第 i 类第 j 个训练样本图像, 用 $D_i = [d_{i1}, d_{i2}, \dots, d_{in_i}] \in \mathbb{R}^{d \times n_i}$ 表示第 i 类训练样本, 则训练样本全部可表示为 $D = [D_1, D_2, \dots, D_k] \in \mathbb{R}^{d \times n}$, 其中 $n = \sum_{i=1}^k n_i$. 那么训练样本的不同类之间距离 S_b 和同一类之间的类内距离 S_w 可以定义为

$$S_b = \sum_{i=1}^k p_i (\mu_i - \mu) (\mu_i - \mu)^T, \quad (1)$$

$$S_w = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_i} (d_{ij} - \mu_i) (d_{ij} - \mu_i)^T, \quad (2)$$

式中: $p_i = \frac{n_i}{n}$ 为被定义训练样本每一类的先验概率, μ 为所有训练样本的平均数值, $\mu = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_i} d_{ij}$, μ_i 为训练样本中第 i 类的平均值, $\mu_i = \frac{1}{n_i} \sum_{j=1}^{n_i} d_{ij}$.

LDA 寻找一个最佳判别投影向量, 使投影后的样本类内离散度最小, 类间离散度最大. 其目标

收稿日期: 2014-12-10; 修订日期: 2015-02-01

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61374134)

作者简介: 张勇(1979-), 男, 河南大学工程师, 硕士, 研究领域为图像处理与模式识别, E-mail: henuzy@126.com.

通信作者: 党兰学(1980-), 男, 河南大学讲师, 博士, 研究方向为智能算法设计及应用, E-mail: danglx@foxmail.com.

函数为

$$J = \operatorname{argmax}_W \frac{|W^T S_b W|}{|W^T S_w W|}. \quad (3)$$

求解特征值问题

$$S_b W = S_w W \Lambda, \quad (4)$$

可得最优投影矩阵 W .

由于 S_b 和 S_w 为对称半正定阵,如果 S_w 是非奇异,则对 $(S_w)^{-1} S_b$ 进行特征值分解,从而得到式(4)对应的特征向量和特征值.求解线性判别分析投影矩阵的算法如算法1所示.

算法1 求解 LDA 投影矩阵 W 算法.

- ① 输入: 训练样本矩阵 $D \in \mathbb{R}^{d \times n}$;
- ② 由式(1)和(2)计算出类间离散度矩阵 S_b 和类内离散度矩阵 S_w ;
- ③ 通过式(4)求出其特征以及它所对应的特征向量;
- ④ 求出投影矩阵 W 即前 d 个特征值所对应的特征向量.

1.2 稀疏表示分类

假设训练样本共有 k 类,第 i 类 ($i = 1, 2, \dots, k$) 训练样本矩阵为 $D_i = [d_{i1}, d_{i2}, \dots, d_{in_i}] \in \mathbb{R}^{d \times n_i}$,同时,第 i 类训练样本的个数为 n_i .那么全部的训练样本则可用 $D = [D_1, D_2, \dots, D_k] \in \mathbb{R}^{d \times n}$ 表示, n 为所有训练样本的总数,即 $n = \sum_i n_i$.用训练样本矩阵 D 看做一个大集合,则测试样本 y 可以用集合中的原子表示为线性组合即 $y = Dx$.同时,与测试样本同类的可以完全线性表示测试样本 y .也就是说,只要训练样本的量足够大, y 在集合 D 中的表示很明显就是稀疏的.与此同时,如果 y 的稀疏表示系数向量 x 越是稀疏,那么对测试样本的分类或者区分会越明显.

同时若想求解 $y = Dx$ 的最稀疏解可以通过 l_1 范数最优化问题求解,即

$$\hat{x}_1 = \operatorname{argmin} \|x\|_1 \text{ s.t. } y = D_p x. \quad (5)$$

到目前为止,众多学者提出了许多关于 l_1 范数最优化问题的算法.最被常用的算法的有 GPSR^[10]、Homotopy^[11]、FIST^[12]、和 l_1 -ls^[13] 等.

当我们求出 \hat{x}_1 后,定义 $\delta_i(\hat{x}_1)$ 第 i 类位置数值保留而其他位置类元素值为零的向量.采用 $\delta_i(\hat{x}_1)$,可以得到与第 i 类关联的重建测试样本 $\hat{y}_i = D\delta_i(\hat{x}_1)$.更进一步,可得到 y 与 \hat{y}_i 的类关联重建误差

$$r_i(y) = \|y - D\delta_i(\hat{x}_1)\|_2, i = 1, 2, \dots, k \quad (6)$$

基于重建误差, SRC 给出分类规则如下:

$$\operatorname{label}(y) = \operatorname{argmin}_i r_i(y), \quad (7)$$

式中: $\operatorname{label}(y)$ 表示测试样本 y 的类别标签.稀疏表示分类算法具体步骤如算法2所示.

算法2: 稀疏表示分类算法

1. 输入: 训练样本矩阵 $D \in \mathbb{R}^{d \times n}$, 测试样本 $y \in \mathbb{R}^d$;
2. 对训练样本 D 采用随机脸法特征提取,并进行归一化;
3. 求解 l_1 最优化问题

$$\hat{x}_1 = \operatorname{argmin} \|x\|_1 \text{ s.t. } y = D_p x;$$
4. 计算类关联重建误差

$$r_i(y) = \|y - D\delta_i(\hat{x}_1)\|_2, i = 1, 2, \dots, k;$$
5. 输出: 测试样本 y 的类别标签:

$$\operatorname{label}(y) = \operatorname{argmin}_i r_i(y).$$

2 基于线性判别分析特征提取的稀疏表示分类算法

虽然 SRC 算法采取随机脸法提取样本数据特征能够取得较好的识别效果,然而本研究发现,在 SRC 算法字典设计的过程中,采用 LDA 进行特征提取可以使样本数据特征的判别力更强,从而提高 SRC 的性能.

假设 $D = [D_1, D_2, \dots, D_k] \in \mathbb{R}^{d \times n}$ 为训练样本集,其中 $D_i = [d_{i1}, d_{i2}, \dots, d_{in_i}] \in \mathbb{R}^{d \times n_i}$ 为第 i 类训练样本构成的矩阵, d_{ij} 表示第 i 类第 j 个训练样本.首先用 LDA 算法求取投影矩阵 W ,然后采用该投影矩阵对训练样本进行特征提取,得到相对应的数据特征矩阵

$$D_p = W^T D. \quad (8)$$

与原始数据 D 相比,数据 D_p 的类内间距变得更小,而类间距离变得相对更大.同样,给定任一测试样本 y ,用投影矩阵 W 可提取其数据特征 $y_p = W^T y$.用 D_p 作字典稀疏表示测试样本数据特征 y_p ,其目标函数为

$$\hat{x}_1 = \operatorname{argmin} \|x\|_1 \text{ s.t. } y_p = D_p x. \quad (9)$$

笔者采取 l_1 -ls 算法^[13]对式(9)进行求解.当我们计算得到最优解即 \hat{x}_1 后,令 $\delta_i(\hat{x}_1)$ 为与 \hat{x}_1 为相同维度的向量,同时只保留 \hat{x}_1 中与第 i 类对应的元素将其他元素设置为零.通过 $\delta_i(\hat{x}_1)$,能够得到与第 i 类相关的重建测试样本的数据特征: $\hat{y}_{pi} = D\delta_i(\hat{x}_1)$.然后,可得到 y_p 与 \hat{y}_{pi} 的类之间的残差

$$r_i(y_p) = \|y_p - D_p\delta_i(\hat{x}_1)\|_2, i = 1, 2, \dots, k. \quad (10)$$

基于重建误差,给出分类规则

$$\text{label}(\mathbf{y}) = \arg \min_i r_i(\mathbf{y}_p), \quad (11)$$

式中: $\text{label}(\mathbf{y})$ 表示测试样本 \mathbf{y} 的类别标签. 基于 LDA 特征提取的 SRC 算法如算法 3 所示.

算法 3: 基于 LDA 特征提取的 SRC 算法

①输入: 训练样本矩阵 $\mathbf{D} \in \mathbb{R}^{d \times n}$, 测试样本 $\mathbf{y} \in \mathbb{R}^d$;

②采用 LDA 算法求取投影矩阵 \mathbf{W} ;

③采用投影矩阵 \mathbf{W} 对训练样本和测试样本进行特征提取

$$\mathbf{D}_p = \mathbf{W}^T \mathbf{D}, \mathbf{y}_p = \mathbf{W}^T \mathbf{y};$$

④把 \mathbf{D}_p 作为字典最稀疏表示 \mathbf{y}_p

$$\hat{\mathbf{x}}_1 = \arg \min \|\mathbf{x}\|_1 \text{ s. t. } \mathbf{y}_p = \mathbf{D}_p \mathbf{x};$$

⑤计算 \mathbf{y}_p 类关联重建误差

$$r_i(\mathbf{y}_p) = \|\mathbf{y}_p - \mathbf{D}_p \delta_i(\hat{\mathbf{x}}_1)\|_2, i = 1, 2, \dots, k;$$

⑥输出: 测试样本 \mathbf{y} 的类别标签

$$\text{label}(\mathbf{y}) = \arg \min_i r_i(\mathbf{y}_p).$$

3 人脸识别实验

为了验证本方法的有效性,笔者在 Extend Yale B 和 CMU PIE 两个人脸数据库上,分别采用随机脸法特征提取 SRC(随机脸 + SRC)、PCA 特征提取 SRC(PCA + SRC) 和 LDA 特征提取 SRC(LDA + SRC) 进行人脸识别实验. 实验时,笔者随机从每人的所有人脸图像中抽取 k 幅图像构成训练样本集,剩余图像构成测试样本集. 为了得到更为精确的实验效果,对每个训练样本数 k 都同样进行 5 次独立实验,最终结果为 5 次实验的平均值. 需要说明的是,在本文里的 3 种方法都采用 l_1 方法求解 l_1 范数的最优化问题.

3.1 Extend Yale B 数据库上实验效果

在 YaleB 数据库^[14]中共有 38 个人的 2 414 张图像. 同时,每张图像的灰度级为 256,其中分辨率为 243×320 . 这个数据库中的人脸图像因为表情、光照、以及拍摄角度的不同存在很多不同变化. 我们在实验前,会对 YaleB 数据库中的图像进行以眼睛为中心点的剪切和对齐处理,并将其大小缩放为 32×32 像素.

在 YaleB 数据库上,测试样本为从图库中随机抽出的,分别为 8 张、12 张和 16 张,其余的为训练样本. 在图 1 给出了 3 种 SRC 算法在 YaleB 数据库上随特征维数变化的识别率曲线比较. 同时表 1 给出了 3 种 SRC 算法在 YaleB 数据库上的最高识别率还有其对应特征维数的比较.

从图 1 可以看出, LDA + SRC 方法的识别率曲线总是高于其他两种方法,这说明在 Extended Yale B 数据库上,不同抽样情况下和维度下, LDA + SRC 总优于其他两种方法. 同时,从表 1 可以看出, LDA + SRC 方法的最高识别率在不同抽样情况下总是高于其他两种方法.

表 1 YaleB 数据库上三种算法最高人脸识别率比较

算法	8 张	12 张	16 张
随机脸 + SRC	84.34(200)	90.87(200)	92.75(200)
PCA + SRC	86.86(200)	92.13(200)	93.72(200)
LDA + SRC	87.61(200)	92.45(200)	93.95(200)

注: 括号中的数字代表该识别率所对应的特征维数.

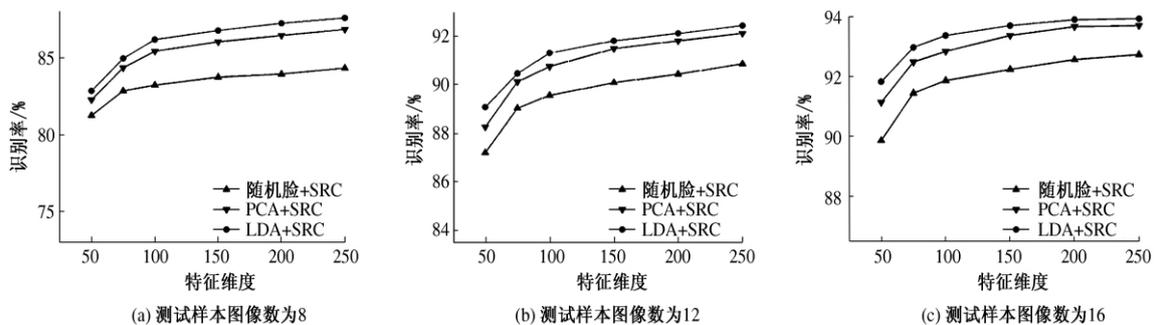


图 1 YaleB 数据库上 3 种方法的识别率曲线

Fig. 1 Recognition rate curve of three methods on YaleB database

3.2 CMU PIE 数据库上的实验效果

在 CMU PIE 数据库^[15]中有 68 个人的 13 种姿态,43 种光照变化和 4 种表情的共 41 368 张图像. 而我们的人脸识别实验选择的是在姿态 C27 子集上进行. CMP PIE C27 子集中有 68 个人的

3 329 张图像同时每人大约 49 张图像. 在实验前将图像以眼睛为中心缩放为 64×64 像素.

在 CMU PIE C27 子集上,构造 3 个训练样本,即从每个人的图像中抽取 8 张、10 张和 12 张,与此同时剩下的则为测试样本用来进行人脸

识别的实验.图2给出了3种SRC算法在CMU PIE C27子集上随特征维数变化的识别率曲线的比较.表2给出了3种SRC算法在CMU PIE C27子集上的最高识别率还有其相对应特征维数的比较.

从图2可以看出,LDA+SRC方法的识别率曲线仍然高于其他两种方法,这说明在CMU PIE数据库上,不同抽样情况下和维度下,LDA+SRC总优于其他两种方法.另外,从表2可以看出,LDA+SRC方法的最高识别率在不同抽样情况下

同样高于其他两种方法.

表2 CMU PIE数据库上三种算法
最高人脸识别率比较

Tab.2 Human face recognition rate of three algorithms on CMU PIE database %

算法	8张	10张	12张
随机脸+SRC	89.98(300)	91.79(300)	93.58(300)
PCA+SRC	90.36(300)	92.03(300)	93.73(300)
LDA+SRC	90.74(300)	92.35(300)	93.95(300)

注:括号中的数字代表该识别率所对应的特征维数.

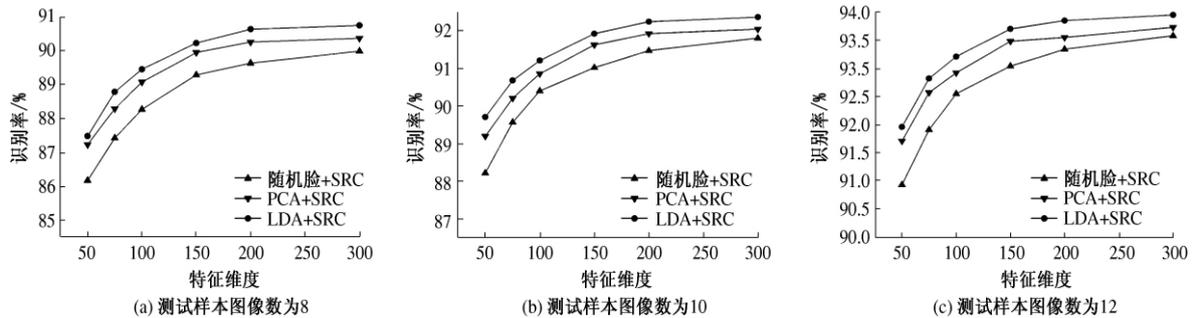


图2 CMU PIE数据库上3种方法随特征维数变化的识别率曲线

Fig.2 Recognition rate curve of three methods on CMU PIE database

4 结论

提出一种基于线性判别分析特征提取稀疏表示人脸识别方法.首先采用线性判别分析特征方法提取人脸图像中的判别特征,然后采用稀疏表示分类进行人脸识别.与随机脸+SRC和PCA+SRC相比,笔者提出的人脸识别方法具有更高的识别率,究其原因在于:①线性判别分析方法提取的样本数据特征类内距离最小,类间距离最大,即提取的样本数据特征判别力更强;②采用训练样本的线性判别分析数据特征作字典能更好地表示测试样本数据特征,从而使得SRC的识别性能更佳.在YaleB和CMU PIE人脸数据库上的实验结果表明,笔者提出的人脸识别方法是有效的.

参考文献:

- [1] VINJE W E, GALLANT J L. Sparse coding and decorrelation in primary visual cortex during natural vision [J]. *Science*, 2000, 287(5456): 1273-1276.
- [2] ELAD M, AHARON M. Image denoising via sparse and redundant representations over learned dictionaries [J]. *IEEE Trans. Image Processing*, 2006, 15(12): 3369-3745.
- [3] MAIRAL J, ELAD M, SAPIRO G. Sparse representation for color image restoration [J]. *IEEE Trans. Im-*

age Processing, 2008, 17(1): 53-69.

- [4] MAIRAL J, BACH F, PONCE J, et al. Nonlocal sparse models for image restoration [C]//Proc. IC-CV, 2009: 2272-2279.
- [5] WANG C, YAN S, ZHANG L, et al. Multi-Label Sparse coding for automatic image annotation [C]//Proc. IEEE Conf. CVPR, 2009: 1643-1650.
- [6] WRIGHT J, YANG A Y, GANESH A, et al. Robust face recognition via sparse representation [J]. *IEEE Trans. Pattern Anal. Mach. Intel.*, 2009, 31(2): 210-227.
- [7] 杜海顺,张旭东,金勇,等.基于Gabor低秩恢复稀疏表示分类的人脸识别方法[J]. *电子学报*, 2014, 42(12): 2386-2393.
- [8] TURK M A, PENTLAND A P. Face recognition using eigenfaces [J]. *Computer Vision and Pattern Recognition*, 1991, 3(1): 71-86.
- [9] 左哲民,张阿妞,李芬兰.基于优化的LDA算法人脸识别研究[J]. *电子与信息学报*, 2007, 29(9): 2047-2049.
- [10] FIGUEIREDO M, NOWAK R, WRIGHT S. Gradient projection for sparse reconstruction: Application to compressed sensing and other inverse problems [J]. *IEEE Journal of Selected Topics in Signal Processing*, 2007, 1(4): 586-597.
- [11] MALIOUTOY D, CETIN M, WILLSKY. Homotopy continuation for sparse signal representation [C]//

- Proc. ICASSP, 2005.
- [12] BECK A, TEBoulLE M. A fast iterative shrinkage – thresholding algorithm for linear in–verse problems [J]. SIAM Journal on Imaging Sciences, 2009(2) : 183 – 202.
- [13] KIM S J, KOH K, LUSTIG M, et al. A method for large–scale ℓ_1 –regularized least squares [J]. IEEE Journal on Selected Topics in Signal Processing, 2007, 1 (4) : 606 – 617.
- [14] GEORGHIADES A S, BELHUMEUR N, KRIEGMAN D J, et al. From few to many: illumination cone models for face recognition under variable lighting and pose [J]. IEEE Trans. Pattern Anal. Mach. Intelligence, 2001, 23(6) : 643 – 660.
- [15] SIM T, BAKER S, BSAT M. The CMU pose, illumination, and expression database [J]. IEEE Trans. Pattern Anal. Mach. Intell. , 2003, 25 (12) : 1615 – 1618.

Sparse Representation–based Face Recognition Method by LDA Feature Extraction

ZHANG Yong, DANG Lan–xue*

(Institute of Image Processing and Pattern Recognition, Henan University, Kaifeng 475004, China)

Abstract: To solve the problem that the features extracted by randomfaces method have weak discriminative ability in sparse representation–based classification (SRC) , a sparse representation – based face recognition method by linear discriminant analysis (LDA) feature extraction was proposed. Firstly, LDA is used to solve the optimal discriminative projective subspace, and then the training samples are projected onto the subspace to extract the features of the training samples. Using the features of the trainings samples as the dictionary, the features of the test sample can be sparsely represent as linear combination of the atoms of the dictionary. Furthermore, using the sparse coefficients associated with the special class, this method approximates the features of the test sample and calculates the reconstruction error between the features of the test sample with its approximation associated with the special class. Based on the reconstruction error associated with special class, the test sample can be classified accurately. Experimental results on Extend Yale B and CMU PIE face databases show that face recognition method proposed in this paper has a good performance.

Key words: LDA; sparse representation; feature extraction; face recognition

文章编号: 1671-6833(2015)02-0099-06

基于嵌入式 Linux 的液压静力压桩机吊装过载安全监控

廖平, 余卫星, 刘纯亮, 李玉, 郑友娟

(中南大学机电工程学院高性能复杂国家重点实验室, 湖南长沙 410083)

摘要: 针对实现液压静力压桩机吊装部分智能化的需求, 提出了一套基于 S5PV210 处理器和嵌入式 Linux 操作系统的安全监控系统设计方法. 通过多传感器对静力压桩机吊装部分的各种工况进行实时监控, 以判断其工作状态并实现图文和声光报警提示; 并通过 Linux 操作系统记录保存吊装部分运行状态及操作信息, 实现类似黑匣子功能以便于事故记录查询. 试验实践结果表明, 该套系统能够有效地防止静力压桩机吊装部分出现过载问题, 实现了安全监控保护功能.

关键词: 液压静力压桩机; 安全监控; S5PV210; 嵌入式 Linux

中图分类号: TP277

文献标志码: A

doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.022

0 引言

液压静力压桩机具有施工速度快、工效高、无噪声污染、无剧烈振动、无废气污染、无泥浆污染等特点, 目前已经广泛应用于房屋建筑、桥梁基础、基础路基、有轨和无轨路基的预制桩基础施工^[1]. 在文献[2]中, 作者采用了一套基于凸轮机构控制比例溢流阀的溢流压力来实现控制系统压力以达到系统过载保护功能的系统. 但该系统对凸轮机构的安装要求较高, 而凸轮磨损对系统性能影响较大, 导致整套系统在实时性、可靠性上很有限. 笔者在此基础上, 利用三星 S5PV210 微处理器, 设计了一套基于 Linux + QT4.5 的嵌入式系统. 系统通过倾角传感器实时检测吊臂变幅倾角 α , 并根据 α 值实时改变对应角度状态下比例溢流阀的上限卸荷压力, 从而保证系统最大压力不会超过过载极限压力; 压力变送器实时检测出系统压力值通过转换计算得到实时工作下的实际吊重, 并与该角度对应下的额定吊重进行比较判断, 过载则立即通过溢流阀锁定吊臂, 并给以声光报警以示提醒, 实现吊装过载保护功能^[3-4]. 利用嵌入式 Linux 系统进行吊装运行工况状态记录, 实现黑匣子功能, 以便事故时查询.

1 系统原理和总体设计

本系统采用的是三星基于 ARM Cortex-A8 内核的 S5PV210 微处理器, 系统运行嵌入式 ARM

Linux 系统, 利用 QT4.5 设计、实现人机交互界面. 系统通过压力变送器实时检测油缸大腔压力 P_1 和系统压力 P_2 , 通过倾角传感器检测得到吊臂倾角 α (图 1), 然后根据数学模型计算出吊机在该吊臂倾角 α 下的实时吊重 m , 将 m 与当前吊臂倾角 α 所对应的额定吊重 M_c 进行比较, 若 $m > \delta M_c$ (δ 为安全系数), 则可以判定系统处于过载状态, 此时通过先导式比例溢流阀对系统压力进行控制, 从而起到过载保护作用. 另外系统根据信息及时给出声光报警信号, 并在界面上给操作人员以提示信息, 引导操作人员正确操作.

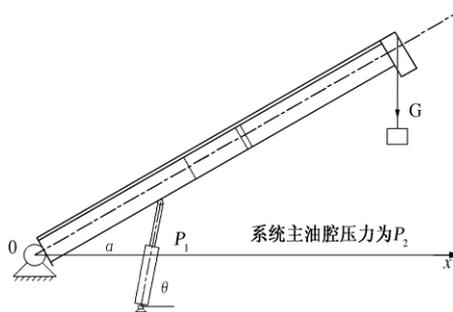


图 1 液压静力压桩机吊装吊臂工作示意图

Fig.1 Crane cooking schematic of hydraulic static pile driver

2 系统检测数学原理模型

系统通过检测到的吊臂倾角 α , 可以计算出油缸仰角 θ , 根据油缸仰角是否大于 90° , 可以分为两种情况进行转换, 再根据系统吊臂工作数学模型得

收稿日期: 2014-06-03; 修订日期: 2014-09-06

作者简介: 廖平(1964-), 男, 江西樟树人, 中南大学教授, 博士, 主要研究方向: 机电一体化和计算机测控技术.

到系统工作实时检测的吊重大小。(1)油缸仰角小于等于90°时(图2),即 $c \cdot \cos \alpha \geq (a + b)$ 时

$$\theta = \tan^{-1} \frac{c \cdot \sin \alpha + h}{c \cdot \cos \alpha - (a + b)} \quad (1)$$

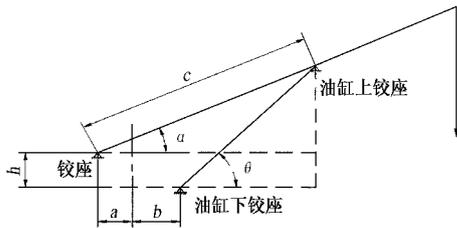


图2 油缸仰角小于90°时的关系模型

Fig.2 Relational model when the elevation angle is less than 90°

(2)油缸仰角大于等于90°时(图3),即 $c \cdot \cos \alpha \leq (a + b)$ 时

$$\theta = \pi - \tan^{-1} \left(\frac{c \cdot \sin \alpha + h}{a + b - c \cdot \cos \alpha} \right) \quad (2)$$

式中: α 为吊臂铰座到回转中心的距离; b 为油缸下铰座到回转中心距离; c 为吊臂铰座到油缸上铰座距离; α 为吊臂倾角; θ 为油缸仰角。

根据 θ 、 α 等值可以得到吊机的实时吊重为

$$m = \frac{P \cdot c \cdot \sin(\theta - \alpha) \times \pi d^2 - 2.2 M_{q0} \cos \alpha}{22\,540 \times L \cos \alpha} - m_{hl} \quad (3)$$

式中: m 为实时吊重; P 为油缸大腔压力; c 为吊臂铰座到油缸上铰座距离; α 为吊臂倾角; θ 为油缸仰角; d 为油缸大腔直径; L 为吊臂长度; M_{q0} 为自重重力矩; m_{hl} 为滑轮组质量。

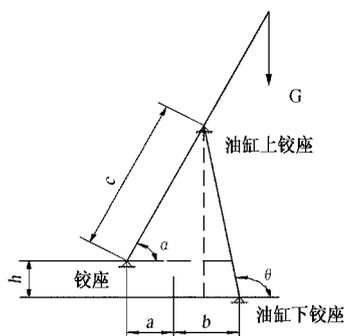


图3 油缸仰角大于90°时的关系模型图

Fig.3 Relational model when the elevation angle is greater than 90°

3 系统硬件平台设计

系统硬件主要分为两大模块,1为微处理器模块主板,2为数据信号处理模块板。主板上带有UART串口、USB接口电路,以实现开发阶段与

PC机交互作用;有显示屏幕接口、SD卡、时钟电路,用以显示时间和记录。主板实现系统软硬件资源管理功能,主要进行人机交互功能。信号处理模块主要为主机提供外接传感器的数据处理,实现模拟信号采集、处理、转换,开关量信号采集、处理,开关量信号输出等功能。系统整体硬件框图如图4所示^[6]。

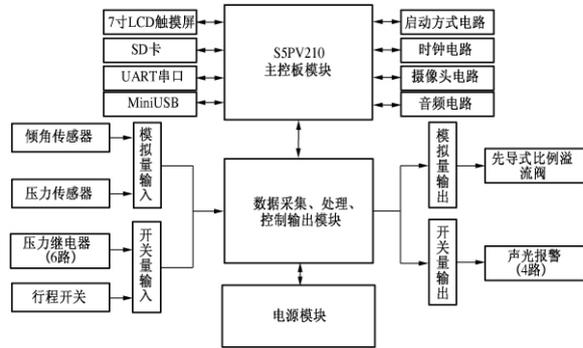


图4 系统硬件模块结构

Fig.4 Module diagram of system hardware

3.1 微处理器主控模块

主控模块采用的是天嵌科技公司的主控核心板TQ210_COREB核心板,该核心板处理器采用的是三星S5PV210微处理器,主频可达1GHz,处理器内部为64/32位总线结构,2/32kB一级缓存,512kB二级缓存。核心板配置1G的DDR2内存,1G的SLC Flash。运行Linux系统,有效地管理系统资源,主控模块主板为核心板设计了连接接口、SD卡电路(黑匣子功能)、RS232串口电路、7寸触摸屏、摄像头、音频、USB下载电路、时钟电路等。该处理器能提供很高的数据处理能力,主频可达到1GHz,使系统可以满足更高的实时性要求。Linux系统具有非常好的软硬件资源管理能力使系统可以简便地利用文本文件进行多机型初始化配置,实现一套系统多机型适用;并且能够保存机子运行状态信息,方便事故原因的调查和分析,为往后的系统程序开发升级维护提供便利。

3.2 信号处理模块

信号处理模块可以分为4个部分,分别为模拟信号输入、输出模块,数字量开关信号量输入、输出模块。

3.2.1 模拟输入

主要是对传感器输入信号进行调理转换,模拟信号处理总流程如图5所示。本系统共安装了2个压力变送器、1个倾角传感器共3个传感器,考虑到信号需要长距离传输,所选用的传感器均为4~20mA电流型输出传感器。在对传感器输

出电流信号转电压信号过程中,采用了高精度电流环接收器 RCV420 芯片,该芯片内部集成了高精度的灵敏电阻,能够保证较高的转换精度.为了消除工业供电上的工频干扰,进一步提高 AD 转换精度,对转换的电压信号进行了工频 50 Hz 的陷波处理.工频陷波采用双 T 型带阻滤波电路,陷波电路如图 6 所示, Multisim 仿真结果如图 7 所示.陷波处理之后进一步进行低通滤波,消除噪声干扰,提高可靠性.最后进入 AD 转换之前加上了电压跟随器,进行阻抗匹配.本系统 AD 转换采用的 AD7928 芯片,该芯片支持 8 个模拟输入通道(以备升级使用),具有 12 位转换精度,转换速率可以达到 1MSPS,完全满足系统精度和实时性要求.



图 5 模拟信号处理流程

Fig. 5 Flow diagram of analog signal processing

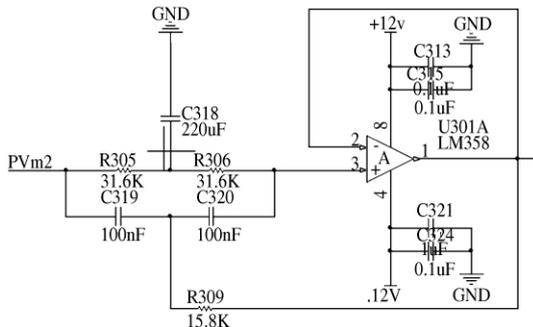


图 6 50 Hz 工频陷波电路

Fig. 6 50 Hz power frequency trap circuit

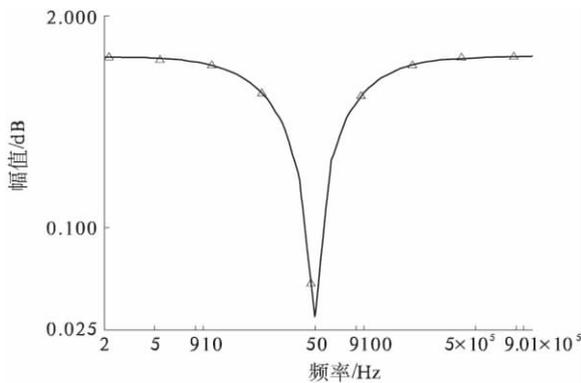


图 7 50 Hz 工频陷波电路仿真结果

Fig. 7 50 Hz power frequency trap circuit simulation results

3.2.2 模拟输出

系统比例溢流阀的控制通过电压控制配套使

用的放大器板实现.放大器所要求的输入信号为 0~10 V 的电压信号.本系统利用 DA 转换电路以输出电压信号,所采用的 DA 芯片的型号为 AD5328 芯片,该芯片具有 12 位转换精度,输出 0~5 V 电压信号,通过对 0~5V 输出进行 2 倍线性放大处理,得到 0~10 V 电压信号的输出.在最终输出前加以光耦隔离,以提高系统抗干扰能力,如图 8 所示.光耦电路中的 VR400 为可调电阻,用以精确调整光耦两端的电压,以保证输出电压与输入电压大小相等.在对系统模拟输出进行电压测试时,将 0~10 V 电压进行 20 等分,分别利用放大器控制比例溢流阀得到比例溢流阀的卸荷压力,利用 Matlab 对实验测试数据进行校准拟合,得到的比例溢流阀的二次拟合曲线如图 9 所示.

3.2.3 开关量信号输入

系统本部分电路主要是利用接近开关识别吊机运行状态,分为油缸举升、油缸下放、卷扬抬升、卷扬下放等工况,通过对不同的工况的识别可以对不同工况下的吊机过载情况进行不同的处理,并在显示器上显示不同工况下的系统运行信息,在系统过载情况下,给以相应的过载报警信息和正确的处理操作,以防止客户在系统过载后进一步错误操作.

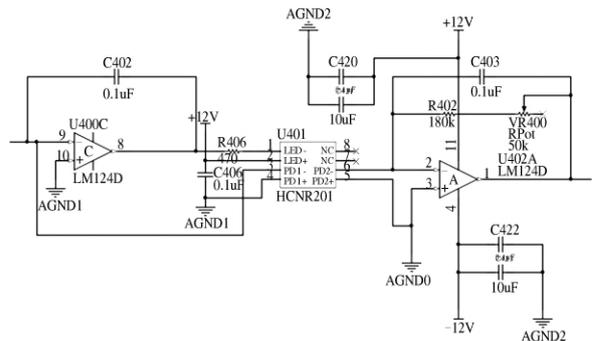


图 8 光耦隔离电路

Fig. 8 Optocoupler isolation circuit

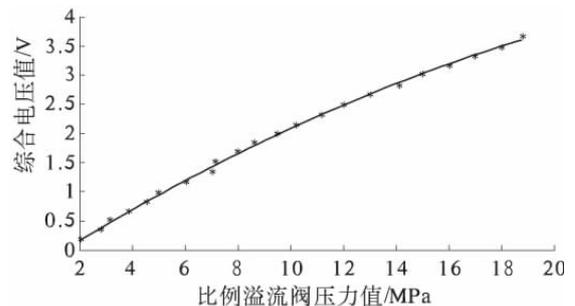


图 9 比例溢流阀校准曲线

Fig. 9 The calibration curve of proportional relief valve

3.2.4 开关量信号输出

开关量信号输出主要是实现声光报警功能,提示客户以报警信息,避免进一步的错误操作.具体的报警控制策略如图 10 所示.信号输出主要是利用 ULN2003A 芯片以控制 24 V 继电器的输出,并加以线性光耦隔离实现抗干扰能力.

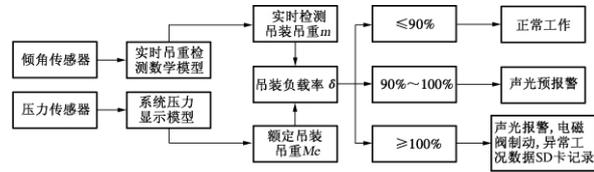


图 10 液压静力压桩机吊装起重机安全监控报警控制
Fig. 10 The alarm policy of the safety monitoring system

4 系统驱动软件设计

Linux 操作系统下的设备驱动程序主要扮演系统应用与系统硬件直接实际操作映射的作用,主要有 3 类设备:块设备、字符设备和网络设备.本系统采用的硬件均是通过 SPI 接口以流字节的形式进行数据交换,固以字符型设备来设计驱动程序^[7].如图 11 所示,系统应用程序是利用系统调用实现与运行于系统内核层中的驱动程序进行交互,并通过驱动接口,实现对具体底层硬件进行数据交互和控制^[8-9].

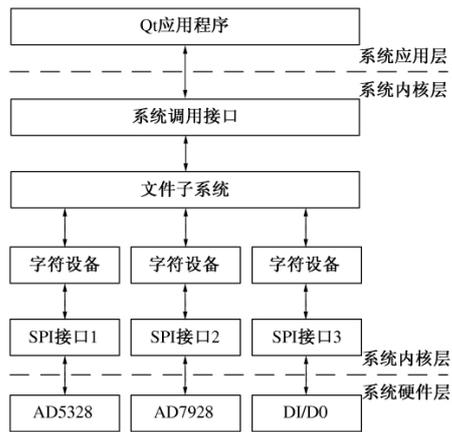


图 11 系统驱动结构图
Fig. 11 The architecture diagram of system driver software

5 系统控制软件设计

系统主控制逻辑由面向对象编程软件 Qt4.5 实现,并通过开机运行脚本,设置系统开机后进入主监控程序中,然后循环监测运行. Qt 是基于面向对象的 C++ 语言,是跨平台的图形用户界面应用程序开发框架,Qt 所独有的信号与槽通信机制使得系统在事件设计处理中很方便,Qt 也提供了

简便的国际化支持和语言字符翻译.为了运行嵌入式系统 Qt 应用,首先要进行环境配置,在 ubuntu 系统中进行 Qt 源码的交叉编译,得到嵌入式系统环境下的 Qt 运行库,将相应库文件移植进嵌入式系统设备中,配置好系统环境,实现 Qt 应用程序的运行^[10].

系统主监测控制程序主要实现吊机运行状态的界面显示:①显示系统压力、回油压力、实时吊重、变幅倾角、吊臂重物下放时的极限角度、系统工作状态、信息提醒以及系统运行时间的相关信息;②实现吊机机型等参数显示;③实现吊机运行状态的信息记录保存,包括报警记录信息的记录和查阅,实现系统相关的帮助功能介绍及查阅;④实现出厂化进行特定机型的选择,并设置用户密码登录界面以防止客户对机型参数数据的误操作.主要实现功能框图如图 12 所示.

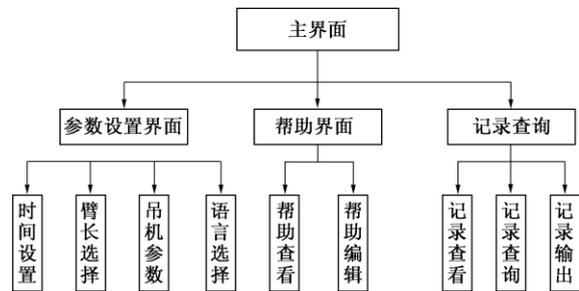


图 12 系统主要界面结构图
Fig. 12 Diagram of main system interface

系统进入主控制程序后,首先读取 SD 卡中配置好的吊机参数、吊机额定吊重、程序显示语言、时钟等信息;随即进入吊机实时数据的检测扫描,得到吊机实时运行的相关信息,并进入主控制逻辑,图 13 为系统控制主流程,对应不同的工况条件,程序跳转至不同的判断逻辑中,并在主界面上进行对应的操作显示状态和报警状态^[11-14].

6 试验结果及结论

利用一台 120 t 液压静力压桩机进行上机调试试验,为了方便试验过载情况,进行修改吊机额定起重参数,变幅倾角小于 18°的额定起重参数全修改为 0.9 t,18°以上的额定起重按比例进行缩小.表 1 中数据为液压静力压桩机起吊 1.4 t 重重物的测试数据,表中测试数据为吊臂举升重物所测得的实时吊重检测数据,吊臂下降时进行试验测试数据可以发现,吊臂下放重物所测得的实时吊重检测数据,最大误差可以达到 27.20%.从表中可以看出,重物在抬升过程中,系统所测得数

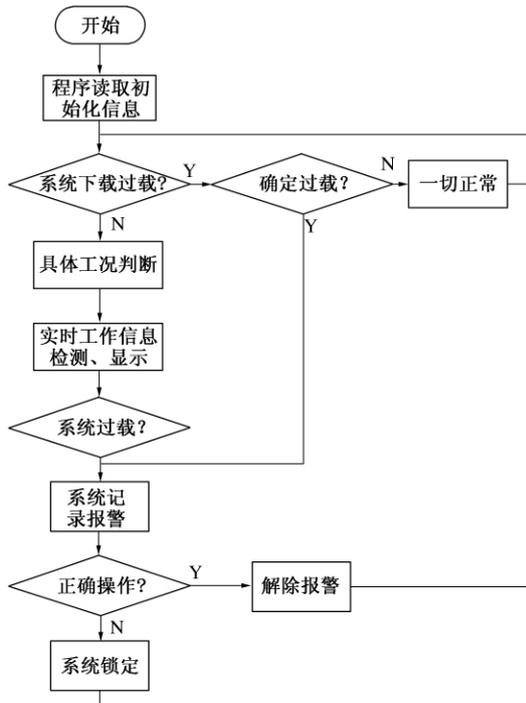


图 13 系统控制流程图

Fig. 13 Diagram of system control flow

表 1 液压静力压桩机吊机过载保护系统实时检测数据

Tab. 1 Real time test data of crome overload protection system

实验次数	变幅倾角 $\theta / (^\circ)$	油缸压力 P_1 / MPa	实际吊重 m / t	误差度 $\%$
1	18.3	7.2	1.523	8.78
2	23.0	6.2	1.308	6.57
3	25.0	6.2	1.336	4.57
4	27.6	6.1	1.365	2.50
5	29.8	6.0	1.381	1.36
6	31.6	5.8	1.373	1.93
7	33.6	5.7	1.384	1.14
8	35.8	5.5	1.371	2.07
9	37.5	5.4	1.380	1.43
10	39.2	5.4	1.417	1.21
11	41.4	5.2	1.429	2.07
12	43.5	5.1	1.407	0.50
13	45.2	5.0	1.418	1.28
14	47.6	4.8	1.409	0.64
15	49.2	4.8	1.450	3.57
16	52.9	4.3	1.450	3.57
17	54.8	4.3	1.450	3.57
18	53.0	4.4	1.420	1.43
19	57.2	4.2	1.495	6.78

据比较准确,除了小角度下的误差在 8% 左右外,其他数据误差均比较小,但重物在下放过程中系统测试数据误差普遍比较大,且基本上是大于与

抬升过程对应角度的数据,这是因为系统下放重物时,油缸无杆腔有较大压力对油缸有杆腔检测的油压影响有关. 所以系统在显示实时吊重检测数据时,应该采用抬升重物所测得的实时重物重量. 在吊机模拟系统过载情况时,系统能够准确迅速的检测出过载情况并立即停止吊臂的继续危险操作,然后给出声光报警,在界面上给以用户正确操作提醒. 试验表明,高达 1 GHz 的 32 位处理器能够完成高性能、高速率的数据处理任务,加上 linux 系统并行任务的处理,该系统能够满足液压静力压桩机吊机系统实时性准确性要求,能够较好的解决液压静力压桩机吊机施工过程中出现的过载情况.

7 结论

通过现场吊装系统模拟过载试验可知: 在吊装系统过载情况时,系统能够准确迅速的检测出过载情况并立即停止切断系统,防止吊臂的继续危险操作,然后声光报警,并在界面上给以正确操作提示. 并且能有效记录系统运行信息,实现了黑匣子可查功能. 另外,试验结果表明,高达 1GHz 的 32 位处理器能够完成高性能、高速率的数据处理任务,加上 linux 系统并行任务的处理,该系统能够满足液压静力压桩机吊机系统实时性准确性要求,能够较好的解决液压静力压桩机吊机施工过程中出现的过载情况.

参考文献:

- [1] 杨薛亮,陶阳. 浅谈我国起起重机安全装置的现状 & 发展 [J]. 建筑机械化, 2011(11): 83 - 86.
- [2] 胡均平,刘兴农,朱桂华. 液压静力压桩机吊机过载保护系统研究设计 [J]. 工程机械, 2005(5): 21 - 23.
- [3] WANG An-min, HE Zhao-min, ZHANG Xue-qiang. Crane lifting moment limiter based on AT89C52 single-chip microcomputer [J]. Instrument Technique and Sensor, 2008(6): 475 - 490.
- [4] 赵福令,赵海涛,王欣,等. 基于 ARM 的履带起重力矩限制器系统设计 [J]. 工程机械, 2010, 41(2): 49 - 54.
- [5] 计三有,张伟健,仇艳丽. 基于 ARM-Linux 的门座起重机作业监控系统的实现 [J]. 工程机械, 2013, 44(6): 6 - 11.
- [6] KARL A RAYNAT, GARY R S. Intelligent positioning of mobile cranes for steel erection [J]. Computer - Aided Civil and Infrastructure Engineering, 1993, 8(1): 67 - 74.

- [7] XU Wei, HU Zhi-zhong, XIAO Qian-gui. Implementation of SPI and driver for AD7714 based on embedded Linux [J]. *Instrument Techniques and Sensor*, 2011, 62(4): 42-44.
- [8] Implementation of SPI and driver for AD7490 and AT91RM9200 [J]. *Computer Measurement & Control*, 2009, 17(10): 2089-2091.
- [9] 仇洁婷, 陈儒军, 何展翔, 等. Linux2.6 内核下同步串行通信驱动的开发与应用 [J]. *计算机应用*, 2012, 30(3): 850-853.
- [10] The Research of Qt_Embedded and Embedded Linux application in the intelligent monitoring system control [C]//2010 2nd International Conference on Advanced Computer Control (ICACC 2010), 83-86.
- [11] 程荣龙, 乔爱民, 罗少轩. 汽车起重机电力矩限制器软件系统的抗干扰设计 [J]. *安徽科技学院学报*, 2010, 24(5): 9-13.
- [12] 张甜甜, 王文军, 陈辉. 线性光耦 HCNR201 在模拟电压测量中的应用 [J]. *可编程控制器与工厂自动化*, 2009(9): 94-97.
- [13] 任洪林, 陈玥名. 消除电网工频信号干扰的陷波电路设计 [J]. *佳木斯大学学报: 自然科学版*, 2007, 25(1): 5-6.
- [14] 张文华. 基于 DSP 的塔式起重机安全监控系统研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学机电工程学院, 2010.

An Overload Safety Monitoring System of Lifting in Hydraulic Static Pile Driver Based on Embedded Linux

LIAO Ping, YU Wei-xing, LIU Chun-liang, LI Yu, ZHENG You-juan

(State Key Laboratory of High Performance Complex Manufacturing, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: For the realization of intelligent demand of the lifting part of the hydraulic static pile driver, a design about a set of safety monitoring system based on S5PV210 processor and embedded Linux operating system is proposed in the paper. To achieve the function of graphics, sound and light alarm, the system monitors the real-time status of various conditions by multi-sensor installed on the static pile driver lifting parts. We record the running and lifting operation information via the Linux operating system, which is similar to the black box. The experiment results demonstrate that the system can effectively prevent the overload problem and achieve the monitor protection function.

Key words: hydraulic static pile driver; safety monitoring system; S5PV210; embedded Linux

文章编号: 1671-6833(2015)02-0105-05

一种改进的群搜索优化算法

安晓伟, 苏宏升

(兰州交通大学 自动化与电气工程学院, 甘肃 兰州 730070)

摘要: 群搜索优化算法是建立在群居动物觅食行为基础上的新型启发式算法, 具有算法简单、易于实现的特点. 标准群搜索优化算法(GSO)基于发现-追随的寻优策略, 由于追随者搜索模式过于单一, 从而容易陷入局部最优. 为了提高标准 GSO 算法的收敛速度与收敛精度, 提出一种改进群搜索优化算法(IGSO). 在该算法中, 发现者保持原有的寻优方式, 追随者执行鱼群算法的寻优模式, 通过引入鱼群算法的觅食、追尾、聚群与随机行为, 使搜索方式多样化, 可以同时考虑种群的个体最优与群体最优, 从而有效避免陷入局部最优. 通过 6 个基准测试函数对两种算法进行比较, 实验结果表明, 改进的群搜索优化算法优于标准群搜索优化算法.

关键词: 群搜索优化算法; 函数优化; 人工鱼群算法

中图分类号: TM301.6 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.023

0 引言

启发式算法由于其运行方式受到自然运行规律启发而得到应用, 其特点是通过模拟动物组织的群体行为进行寻优, 如蜂群、鸟群等. 群搜索优化算法(GSO)是一种常见的启发式算法.

GSO 是基于一般动物群体的觅食模式的原理, 即发现-搜寻(PS)模式^[1-2], 将种群个体分为发现者, 追随者与游荡者. 目前群搜索优化算法已在解决实际问题的应用中得到实现. Wu 等人提出了一种多发现者的群搜索优化算法(GSOMP), 该方法在柔性交流输电系统的多目标优化问题中得到应用^[3]. He 和 Li 利用经过 GSO 算法训练的人工神经网络进行机器设备的在线状态监测^[4]. Yan 和 Shi 提出结合了 PSO 和 GSO 优点的混合算法(GSPSO)^[5].

传统 GSO 算法的搜索方式是种群中的最优个体(发现者)进行随机搜索, 并将最优食物位置信息传递给种群中的其余个体. 然而, 该方法依赖于追随者的搜索速度与精度, 从而容易陷入局部最优解. 笔者提出一种改进的群搜索优化算法(IGSO), 将鱼群算法的行为策略融入追随者的搜寻行为, 在该算法中, 发现者保持标准 GSO 算法搜索程序, 而追随者将执行鱼群算法的寻优程序.

该算法特点在于不仅考虑种群的先前信息, 而且通过引入鱼群算法的拥挤度因子与视觉参数来评估当前种群的个体情况, 从而改变了追随者以往随机搜索的方式, 增加了搜索方式的多样性, 从而使优化算法的收敛速度和精度提高.

1 标准群搜索优化算法

GSO 算法是一种融合了动物觅食搜索行为与群居理论的仿生算法, 该算法采用发现-追随模式作为算法的基本框架, 以群居动物的社会觅食策略作为算法寻优的基本策略. 将群体中的个体按照觅食行为中的角色分为发现者、追随者与游荡者.

在一个 n 维搜索空间中, 第 i 个成员在第 k 次迭代的坐标为 $X_i^k \in R^n$, 方向角为 $\varphi_i^k = (\varphi_{i1}^k, \dots, \varphi_{i(n-1)}^k) \in R^n$, 该成员的方向坐标 $D_i^k(\varphi_i^k) = (d_{i1}^k, \dots, d_{in}^k) \in R^n$ 可以通过式(1)计算而来.

$$\begin{cases} d_{i1}^k = \prod_{p=1}^{n-1} \cos(\varphi_{ip}^k) \\ d_{ij}^k = \sin(\varphi_{i(j-1)}^k) \cdot \prod_{p=i}^{n-1} \cos(\varphi_{ip}^k) \\ d_{in}^k = \sin(\varphi_{i(n-1)}^k) \end{cases} \quad (1)$$

在 GSO 算法的迭代过程中, 选取每一次迭代中具有最佳个体适应度值的个体作为发现者, 其

收稿日期: 2014-10-12; 修订日期: 2014-12-03

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61263004); 甘肃省自然科学基金资助项目(1212RJZA071)

作者简介: 安晓伟(1987-), 男, 新疆乌鲁木齐人, 硕士研究生, 主要从事人工智能算法在电力系统中的应用相关研究, E-mail: neuqauto@126.com.

余的个体作为追随者与游荡者.发现者从 0° 开始,然后随机搜索3个方向(分别为初始点的前方,右方和左方),若搜索到适应度值更佳的位置,则发现者前进至该位置;反之,发现者停留在当前位置,并转换搜索角度,继续搜寻.若发现者历经多次迭代无法找到比当前适应度值更优的位置,则返回初始点.

发现者位置迭代公式为

前方区域

$$X_z = X_p^k + r_1 l_{\max} D_p^k(\varphi^k); \quad (2)$$

右侧区域

$$X_r = X_p^k + r_1 l_{\max} D_p^k(\varphi^k + r_2 \theta_{\max/2}); \quad (3)$$

左侧区域

$$X_l = X_p^k + r_1 l_{\max} D_p^k(\varphi^k - r_2 \theta_{\max/2}). \quad (4)$$

表示发现者从 0° 处开始搜索,并分别搜索 0° 的前、右、左3个方向.

转向角度

$$\varphi^{k+1} = \varphi^k + r_2 \alpha_{\max}, \quad (5)$$

式中: r_1 是均值为0,方差为1的正态分布的随机数; r_2 为 $[0,1]$ 间均匀分布的随机数; l_{\max} 与 α_{\max} 是最大搜索距离与最大转向角.

除发现者外,在种群中随机选择一部分个体作为追随者,追随者沿着发现者的路径进行追寻搜索.并在适当时机与发现者相互转换,转换公式为

$$X_i^{k+1} = X_i^k + r_3(X_p^k - X_i^k),$$

式中: r_3 为 $[0,1]$ 间均匀分布的随机数.

此外,种群中的剩余成员被选为游荡者,游荡者在搜索区域随机搜索如式(6)所示

$$\phi^{k+1} = \phi^k + r_2 \alpha_{\max}, \quad (6)$$

式中: α_{\max} 是最大转向角; r_2 为 $[0,1]$ 间均匀分布的随机数.

在追随者和游荡者的寻优过程中,若找到某位置比当前发现者及其剩余个体的位置更优,则在下次迭代时该个体将转换为发现者.

2 人工鱼群算法

人工鱼群算法是一种基于鱼群群体智能的仿生算法^[6-7].其模型建立在鱼群觅食过程中会向着食物浓度高的区域进行游动这一行为.搜索过程是通过构建鱼群中个体的底层行为,以局部寻优来实现全局最优.不同于传统优化算法,其同时考虑了个体最优和群体最优,不仅考虑每只鱼的当前状态而且考虑种群中相邻鱼的状态.

算法可以表述为在一个 n 维的目标搜索空间

中存在由 N 条人工鱼组成的一个群体.第 i 条人工鱼的状态可表示为向量 $X_i = (x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{in})$,其中 $i = 1, 2, \dots, N$.目标函数的适应度值 $Y = f(X)$,将 X_i 带入其中求得 Y_i .相邻两条鱼的距离可以表示为

$$D_{ij} = \sqrt{\sum_{q=1}^n (x_{iq} - x_{jq})^2}.$$

在人工鱼群算法中,人工鱼群中的个体具有彼此不同的移动方向.根据鱼群个体的当前状态将行为分为四类.

(1) 觅食行为

觅食行为反映了鱼具有向食物富集区域移动的能力.设人工鱼当前处于状态为 X_i ,适应值为 Y_i ,在其视野范围内随机选择一个状态 X_j ,并计算 Y_j ,若 $Y_j < Y_i$ (极小值问题),则按式(7)向状态 X_j 方向前进一步;否则,按式(8)重新随机选择状态 X_j ,重复该过程,直到达到最大试探次数 *trynumber*.函数 *rand()* 表示返回(0,1)区间中的一个任意数.视觉参数 *Visual* 定义了鱼的感知范围,通过视觉参数 *Visual* 来决定鱼的移动方向.步长参数 *step* 定义了每次迭代中每只鱼的移动距离.

$$\text{Prey}(X_i) = X_i + \text{rand}() \cdot \text{step} \frac{X_j - X_i}{\|X_j - X_i\|}, \quad (7)$$

$$X_j = X_i + \text{Visual} \cdot \text{rand}(). \quad (8)$$

试探 *trynumber* 次后,如果仍不能找到更好的食物聚集位置,则执行随机行为

$$\text{Leap}(X_i) = X_i + \text{rand}() \cdot \text{step}. \quad (9)$$

(2) 追尾行为

设第 i 条人工鱼的当前状态为 X_i ,其适应值为 Y_i .探索当前邻域内($D_{ij} < \text{Visual}$),若存在发现最佳食物浓度位置的个体状态为 X_p ,其适应值为 Y_p .如果 $Y_p \geq Y_i$,则执行觅食行为;否则以 X_p 为中心搜索其视野内的人工鱼,其数目为 n_f ,拥挤度因子 σ 代表某个位置附近的拥挤程度.若满足

$$Y_p < Y_i, n_f \cdot Y_p < \sigma \cdot Y_i, \sigma > 1, \quad (9)$$

则按式(10)向 X_p 移动一步,否则执行觅食行为,

$$\text{Follow}(X_i) = X_i + \text{rand}() \cdot \text{step} \frac{X_p - X_i}{\|X_p - X_i\|}. \quad (10)$$

(3) 聚群行为

聚群行为反映了鱼的个体在避免过分拥挤的条件下向邻近的伙伴中心靠近的行为.设第 i 条人工鱼当前状态为 X_i ,适应值为 Y_i ,以自身为中心向周围区域探索,搜索到邻域的伙伴数目为 n_f ,形成集合 S_i ,

$S_i = \{ X_j \mid \| X_j - X_i \| \leq Visual, j = 1, 2, \dots, i-1, i+1, \dots, N \}$.

如果 S_i 非空,则该集合中心位置为

$$X_{\text{centre}} = \frac{\sum_{j=1}^{n_f} X_j}{n_f},$$

计算该中心适应度值,如果满足

$$Y_{\text{centre}} < Y_i, n_f \cdot Y_{\text{centre}} < \sigma \cdot Y_i, \sigma > 1, \quad (11)$$

则表明伙伴中心有较多的食物并且不太拥挤,则按式(12)向中心位置前进一步,否则执行觅食行为.

$$\text{Swarm}(X_i) = X_i + \text{rand}() \cdot \text{step} \frac{X_{\text{centre}} - X_i}{\| X_{\text{centre}} - X_i \|}. \quad (12)$$

(4) 随机行为

指鱼的个体执行随机移动的行为,可表示为

$$\text{Leap}(X_i) = X_i + \text{rand}() \cdot \text{step}.$$

3 改进的群搜索优化算法

通过采用人工鱼群算法的搜索模式改变了标准 GSO 算法中追随者的搜索过程.在此算法中,发现者-追随者模型仍然被沿用,追随者执行人工鱼群算法的寻优策略,分为觅食、追尾、聚群与随机行为.

追随者的行为选择方式为先进行各种行为试探,如追尾、聚群等行为,选择向最优方向前进最快的行为,然后选择执行操作后状态较优的行为来实际执行,缺省的行为为觅食行为.也就是选择各行为中使得人工鱼的下一个状态最优的行为,若无最优行为,则采取随机行为.

追尾行为被应用于追随者追寻发现者的寻优过程中,其位置变换公式如式(13)所示. r_1 是均值为 0,方差为 1 正态分布的随机数.函数 $\text{rand}()$ 表示返回(0,1)区间中的一个任意数,

$$X_i^{k+1} = X_i^k + \text{rand}() \cdot r_1 \cdot \text{step} \frac{X_p - X_i^k}{\| X_p - X_i^k \|}. \quad (13)$$

采用聚群行为对追随者寻优方式进行优化,此方式利用鱼群中的个体靠近邻近伙伴中心的特点,使追随者充分获得种群中其他个体的位置信息,提高了种群间的信息交流,从而综合考虑了群体最优与个体最优,使寻优方式得以优化.其位置更新公式如式(14)所示,

$$X_i^{k+1} = X_i^k + \text{rand}() \cdot r_1 \cdot \text{step} \frac{X_{\text{centre}} - X_i^k}{\| X_{\text{centre}} - X_i^k \|}. \quad (14)$$

对于觅食行为,追随者在自己可见的区域去寻找一个更好的位置.如果经过最大试探次数

trynumber 获得成功,追随者会执行公式(15)进行位置更新,

$$X_i^{k+1} = X_i^k + \text{rand}() \cdot r_1 \cdot \text{step} \frac{X_j - X_i^k}{\| X_j - X_i^k \|}. \quad (15)$$

如果追随者经过最大试探次数 trynumber 仍然无法找到更好的个体适应值,追随者将随机移动见公式(16). r_1 是均值为 0,方差为 1 正态分布的随机数.函数 $\text{rand}()$ 表示返回(0,1)区间中的一个任意数,

$$X_i^{k+1} = X_i^k + \text{rand}() \cdot r_1 \cdot \text{step}. \quad (16)$$

发现者和游荡者的搜索方式与标准 GSO 算法相同.

综上所述,改进的群搜索优化算法步骤如下:

① 确定种群数量,进行初始化操作;② 求出所有成员的个体适应度值,选取适应度值最优的个体成为发现者;③ 根据式(2)~式(5)更新发现者的寻优行为;④ 选剩余成员的 80% 成为追随者,按式(13)~式(16)更新追随者的行为;⑤ 根据式(6)更新游荡者的行为;⑥ 若满足终止条件,则输出当前发现者的适应度值,否则,返回步骤(2).

4 实验与仿真分析

为了验证该算法的性能,笔者将 IGSO 算法与标准 GSO 算法作比较.验证过程是在 MATLAB7.6 的环境下进行的.算法的性能由以下 6 个测试函数所衡量,参数见表 1.

表 1 测试函数基本参数

Tab. 1 basic parameters of test functions

测试函数	变量个数	变量可行域	函数最小值
f_1	30	$[-100, 100]$	0
f_2	30	$[-30, 30]$	0
f_3	30	$[-500, 500]$	-12 569.5
f_4	30	$[-5.12, 5.12]$	0
f_5	30	$[-32, 32]$	0
f_6	30	$[-600, 600]$	0

球体模型

$$f_1(x) = \sum_{i=1}^n x_i^2.$$

广义 Rosenbrock 函数

$$f_2(x) = \sum_{i=1}^n [100(x_{i+1} - x_i^2)^2 + (x_i - 1)^2].$$

广义 Schwefel 函数

$$f_3(x) = - \sum_{i=1}^n [x_i \sin(\sqrt{|x_i|})].$$

广义 Rastrigin 函数

$$f_4(x) = \sum_{i=1}^n (x_i^2 - 10\cos(2\pi x_i) + 10)^2.$$

Ackley 函数

$$f_5(x) = -20\exp(-0.2\sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^n x_i^2}) - \exp(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^n \cos(2\pi x_i)) + 20 + e.$$

广义 Griewank 函数

$$f_6(x) = \frac{1}{4000}\sum_{i=1}^n (x_i - 100)^2 - \prod_{i=1}^n \cos(\frac{x_i}{\sqrt{i}}) + 1.$$

为了便于比较,IGSO 中的参数设定与文献 [1] 中的一致,即初始搜索角度 φ_0 为 $\pi/4$,常数 a

在 $\sqrt{n+1}$ 附近取值. 其中 n 为变量个数,最大搜索角 θ_{\max} 为 π/a^2 ,最大转换角度 ω_{\max} 为 $\pi/2a^2$,最大搜索距离 l_{\max} 为: $l_{\max} = \|U - L\|$

$\sqrt{\sum_{i=1}^n (U_i - L_i)^2}$. 其中 U_i 与 L_i 是 i 维空间的上下界,游荡者取占群体成员的 20%,在 IGSO 中,种群规模设置为 45. GSO 算法的初始种群规模为 45. 所有算法在每个测试函数中最大迭代次数均为 3 000 次. 每种算法在每个测试函数中连续运行 50 次. 仿真结果为标准群搜索优化算法和改进的群搜索优化算法寻优过程中适应度值与迭代次数的曲线对比,如图 1 所示. 对 50 次测试优化结果的平均值进行比较,结果如表 2 所示.

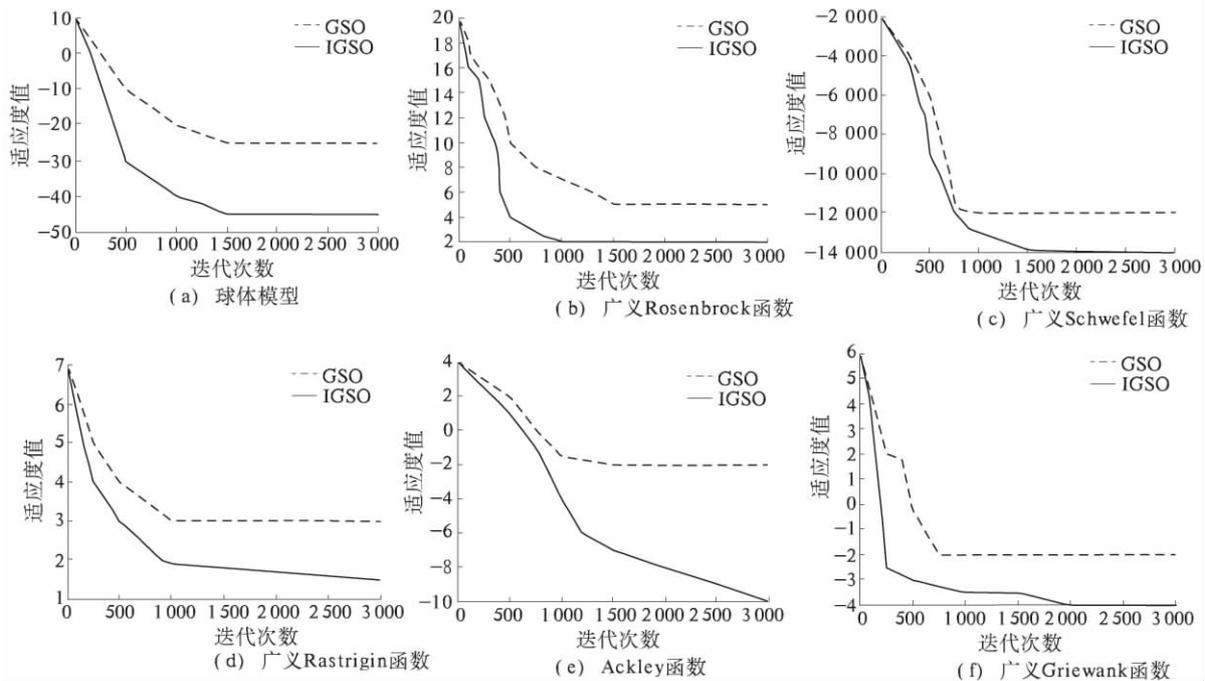


图 1 两种算法下各测试函数的函数值变化趋势

Fig.1 change trend of each test function value for two algorithms

从图 1(a) 中可以看出,标准 GSO 出现了不收敛的情况,而 IGSO 在 1 500 次迭代之后就开始稳定的收敛,逐渐趋近于全局最优值. 由图(b)和(c)可以看出,标准 GSO 迭代初期有较大的斜率,表明该算法有持续的快速收敛能力,但在搜索进行过程中陷入局部极值,此时人工鱼群搜索策略的引入使得改进群搜索优化算法快速跳出局部极值,开始分组寻优,继续向全局最优解的方向搜索,虽耗时略长,但是收敛值明显优于标准 GSO 算法,显示出较高的精度. 从(d)图中可以看出标准 GSO 收敛较快,迭代次数较少,但是水平部分的线段表明搜索过早进入停滞阶段,易陷入早熟,

寻优精度不如引入改进后的群搜索优化算法. 从图(e)、(f)的优化曲线可以看出,改进的群搜索优化算法在搜索后期表现出较强的优势,而标准 GSO 算法则陷入局部最优.

表 2 两种算法优化结果均值

Tab.2 average value of optimization results for two algorithms

测试函数	IGSO	GSO
f_1	9.1202×10^{-9}	37.9109
f_2	49.1093	1387.0214
f_3	-12569.4848	-12296.4843
f_4	2.6736	38.7142
f_5	2.4871×10^{-5}	2.6070
f_6	2.5030×10^{-2}	1.3301

从表2中所知:改进的群搜索优化算法(IGSO)的测试平均值的优化结果优于标准GSO算法。

5 结论

对标准GSO算法进行改进,将人工鱼群算法中人工鱼个体的聚群、追尾、觅食行为引入追随者的搜索策略之中,从而较大程度地提高算法的收敛速度。而在文献^[8-10]中,针对发现者的行为作出一些改进,并且是算法的收敛速度得到一定程度的提升。接下来的进一步的研究工作是尝试将本文针对追随者的改进方法与上述文献中针对发现者的改进方法进行有机结合,进一步提高算法的效率。

参考文献:

- [1] 张雯雯,滕少华,李丽娟.改进的群搜索优化算法[J].计算机工程与应用,2009,45(4):48-52.
- [2] HE S, WU Q H, SUNDEERS J R. Group search optimizer: an optimization algorithm inspired by animal searching behavior [J]. Evolutionary Computation, 2009, 13(5): 973-990.
- [3] KANG Q, LAN T, YAN Y, et al. Group search optimizer based optimal location and capacity of distributed generations [J]. Neuro Computing, 2012, 78(1): 55-63.
- [4] CHEN Y, ZHU Q, XU H. Finding rough set reducts with fish swarm algorithm [J]. Knowledge Based Systems, 2015(2): 74-77.
- [5] XIE H B, LIU F, LI L J, et al. Research on topology optimization of truss structures based on the improved group search optimizer [J]. Neuro Computing, 2013, 12(11): 707-712.
- [6] 刘宪林,乔云飞.基于人工鱼群算法的电力系统稳定器参数优化研究[J].郑州大学学报:工学版,2013,34(5):68-72.
- [7] 刘锋,覃广,李丽娟.快速被动群搜索优化算法及其在空间结构中的应用[J].工程设计学报,2010,17(6):420-425.
- [8] 李鹏.基于群搜索优化算法的配电网重构[J].电网技术,2012,6(28):43-47.
- [9] 房娟艳.混合群搜索优化算法及其应用研究[D].太原:太原科技大学机电学院,2010.
- [10] 姚健.群搜索算法与二次插值法的混合算法及其应用研究[D].太原:太原科技大学机电学院,2010.

An Improved Group Search Optimization Algorithm

AN Xiao-wei¹, SU Hong-sheng²

(1. School of Automation and Electrical Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China; 2. School of Automation and Electrical Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China)

Abstract: Group Search Optimization (GSO) is a swarm intelligence approach inspired by animal searching behavior and group living theory. It is simple and efficient, and easy to implement. The searching mode of the scrounger is oversimplified, so it falls into local optimum easily. In order to enhance its convergence speed and precision, the improved Group Search Optimization (IGSO) is proposed. Inheriting the strategy of producer-scrounger of GSO, IGSO introduces the strategy of the Artificial Fish Swarm (AFS) algorithm to the behavior of the scrounger. By introducing prey, fellow, swarm and leap of the AFS algorithm, searching forms is diversified, as well as the best individuals of group and best groups of population can be considered, IGSO can effectively avoid the local optimum. Six benchmark functions are used to evaluate the performance of two algorithms. Experimental results show that IGSO is able to achieve better results than standard GSO.

Key words: group searching optimization; function optimization; artificial fish swarm algorithm

文章编号: 1671-6833(2015)02-0110-05

大失准角传递对准杆臂效应影响研究

丁国强¹, 马军霞², 熊明¹, 乔相伟³

(1. 郑州轻工业学院 电气信息工程学院, 河南 郑州 450002; 2. 郑州轻工业学院 软件学院, 河南 郑州 450002; 3. 西安航天精密机电研究所 系统工程事业部, 陕西 西安 710100)

摘要: 从舰船舰载机惯导系统传递对准实际需要出发, 针对刚性舰船载体分析杆臂效应对子惯导系统速度、加速度(比力)影响, 在大角度失准角情形下引入标称失准角和计算失准角概念构建传递对准速度姿态匹配非线性误差模型, 对系统误差模型展开状态参数估计研究, 通过比较研究杆臂矢量对子惯导系统失准角估计误差及其对准精度的影响以及不同初始杆臂矢量对标称失准角估计误差及其精度影响情况, 验证本模型在舰船舰载机惯导系统海上对准有效性及其对准精度。

关键词: 传递对准; 杆臂效应误差; 标称失准角; 速度姿态匹配; 误差补偿

中图分类号: U666.12; V249.32⁺2 **文献标志码:** A doi: 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.024

0 引言

传递对准是舰载机子惯导系统在舰船运动情况下初始对准主要方法, 它利用高精度舰载主惯导系统导航参数与机载子惯导系统导航参数进行匹配计算, 通过滤波技术估计出子惯导系统失准误差角, 进而实现对子惯导系统导航参数初始化。由于主、子惯导间存在距离, 载体做角运动会造成主、子系统惯性器件敏感到比力误差及由此计算的导航速度误差, 造成主子、系统传递对准中的杆臂效应误差。将导致子惯导导航参数估计精度下降, 降低惯导系统导航性能。

目前针对机载子惯导系统在舰船载体运动情形中传递对准问题, 国内外学者对小角度失准角情形从建模方法、滤波技术和各种误差因素对传递对准精度影响等方面展开研究^[1-2], 取得较好研究成果; 实际情况中舰载机可能会停靠在舰船甲板任意位置, 舰载机指向任意, 导致主、子惯导间初始失准角较大, 主、子系统间也可能存在较大杆臂矢量。

笔者根据舰载机惯导系统传递对准要求, 以大初始失准角情形下传递对准为研究对象, 采用速度姿态匹配方法得到适用于任意大小初始失准角情形传递对准模型, 着重研究主、子惯导系统传

递对准中存在的杆臂效应误差影响, 采用扩维法把杆臂矢量 r^m 作为系统状态量进行估计, 因此本模型算法可以在杆臂效应误差没有补偿或者补偿不完全情况下使用。

1 杆臂效应误差影响分析

假设舰船重心固定, 并且主惯导安装位置 M 点与摇摆中心重合。通常情况下子惯导安装位置与 M 点不重合, 以杆臂矢量 r^m 表示主、子系统相对位置矢量, 实际情况中主惯导系统存在着安装位置误差矢量, 定义机载子惯导系统相对于舰船摇摆中心为名义杆臂矢量。笔者仅考虑舰船刚性情形, 认为主惯导系统建立高精度基准系统, 不存在其它误差源, 子系统惯性器件也不存在其它误差源, 理论上分析主、子系统传递对准中杆臂矢量对机载子惯导系统的速度、加速度和姿态等计算数值影响。根据图 1 所示, 假设主、子系统都是点测量组件, 主惯导系统的质心和舰船中心重合, 即 $r_s^e = r^m, R_0^e = R_m^e$ 。

1.1 杆臂效应对子惯导系统速度影响

主子系统在地球系 e 中矢量 R_m^e 和 R_s^e 有关系

$$R_s^e = R_m^e + C_m^e r^m,$$

式中: C_m^e 表示 m 系到 e 系的方向余弦矩阵。按照文献 [3-5] 对传递对准中杆臂效应分析, 对其两

收稿日期: 2014-09-01; 修订日期: 2014-12-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(U1204603)

作者简介: 丁国强(1975-), 男, 郑州轻工业学院副教授, 博士, 主要从事非线性最优估计理论与算法与导航自动化技术研究, E-mail: dinglyit@163.com.

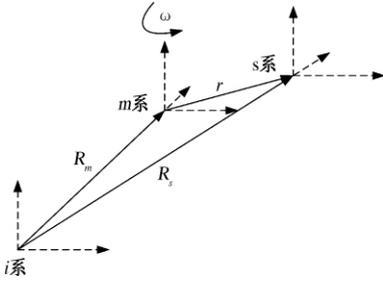


图1 主、子惯导系统之间杆臂效应原理图

Fig. 1 The principle diagram of lever-arm effects between master and slave inertial navigation system

边求导得到杆臂效应影响的速度矢量式

$$\dot{R}_s^e = \dot{R}_m^e + \dot{r}^m + \omega_{em} \times r^m,$$

令杆臂速度 $V_r^e = \dot{R}_s^e - \dot{R}_m^e$, 进一步整理得

$$V_r^e = \dot{r}^m + C_m^e (\omega_{em}^m \times r^m),$$

式中: ω_{em}^m 为舰船相对 e 系转动角速度矢量; $\dot{\omega}_{em}^m$ 为转动角加速度矢量; C_m^e 可从主惯导系统姿态矩阵中提取. 假设初始时刻主子系统间杆臂位移固定不变, 即 $\dot{r}^m = 0$, 杆臂速度可简化为

$$V_r^e = C_m^e (\omega_{em}^m \times r^m).$$

将其两边同时乘 C_e^n (即 e 系到 n 系的方向余弦矩阵), 得到 n 系中杆臂速度

$$V_r^n = C_m^n (\omega_{em}^m \times r^m). \quad (1)$$

1.2 杆臂效应对子惯导系统加速度的影响

把图1中基准坐标系由 e 系变为惯性系 (i), 相应位置矢量 R_m^e 、 R_s^e 和 R_o^e 变为 R_m^i 、 R_s^i 和 R_o^i , 在 i 系中推导杆臂效应影响下加速度(比力)表达式, 在 i 系中 R_m^i 和 R_s^i 关系式^[6]

$$R_s^i = R_m^i + C_m^i r^m,$$

式中: C_m^i 表示主惯导系统由 m 系到 i 系的方向余弦矩阵. 对其两边同时求导可得到

$$\dot{R}_s^i = \dot{R}_m^i + C_m^i (\omega_{im}^m \times r^m), \quad (2)$$

式中: ω_{im}^m 表示主惯导系统相对于系 i 的旋转角速度. 再次对式(2)两边求导

$$\dot{R}_s^i = \dot{R}_m^i + C_m^i (\dot{\omega}_{im}^m \times r^m + \omega_{im}^m \times (\omega_{im}^m \times r^m)), \quad (3)$$

考虑到

$$\begin{cases} \dot{R}_m^i = f_m^i + g_m^i + \omega_{ie}^i \times (\omega_{ie}^i \times R_m^i) \\ \dot{R}_s^i = f_s^i + g_s^i + \omega_{ie}^i \times (\omega_{ie}^i \times R_s^i), \end{cases}$$

式中: f_m^i 和 f_s^i 分别表示主子惯导加速度计敏感的比力在 i 系中的投影; g_m^i 和 g_s^i 分别表示主子惯导加速度计敏感的重力加速度; $g_m^i + \omega_{ie}^i \times (\omega_{ie}^i \times R_m^i)$ 和 $g_s^i + \omega_{ie}^i \times (\omega_{ie}^i \times R_s^i)$ 分别是主子惯导加速度计敏感的万有引力分量. 假设 $g_m^i = g_s^i$ 对式(3)整理可得到加速度计敏感比力表达式

$$f_s^i = f_m^i + C_m^i (\omega_{im}^m \times \omega_{im}^m \times r^m + \dot{\omega}_{im}^m \times r^m).$$

对其两边同时乘以 C_i^m , 并整理得到

$$C_m^s f_s^s = f_m^m + \dot{\omega}_{im}^m \times r^m + \omega_{im}^m \times \omega_{im}^m \times r^m, \quad (4)$$

定义式(4)中的 $\dot{\omega}_{im}^m \times r^m + \omega_{im}^m \times \omega_{im}^m \times r^m$ 项为杆臂加速度(比力)

$$f_r^s = \dot{\omega}_{im}^m \times r^m + \omega_{im}^m \times \omega_{im}^m \times r^m. \quad (5)$$

在已知杆臂矢量情况下可以根据式(1)和式(5)计算杆臂速度和杆臂加速度(比力), 进而在 n 系中对子惯导系统的速度输出和加速度计输出进行补偿.

2 速度姿态匹配传递对准模型

速度姿态匹配传递对准中存在两种误差角, 一种是子惯导计算载体坐标系 s^* 与主惯导载体 m 系间计算误差角 ϕ_m ; 另一种是子惯导 s 系与主惯导 m 系间的标称误差角 ϕ_a . 传递对准中把舰船主惯导作为基准系统, 认为传递对准过程中主、子惯导系统相对静止, ϕ_a 保持不变; 若子惯导系统本身存在误差, ϕ_m 会随时间发生变化, ϕ_a 和 ϕ_m 的方向余弦矩阵分别定义为

$$C_m^s = \begin{bmatrix} c_{ay}c_{az} - s_{ay}s_{ax}s_{az} & c_{ay}s_{az} + s_{ay}s_{ax}c_{ay} & -s_{ay}c_{ax} \\ -c_{ax}s_{az} & c_{ax}c_{az} & s_{ax} \\ s_{ay}c_{az} + c_{ay}s_{ax}s_{az} & s_{ay}s_{az} - c_{ay}s_{ax}c_{ay} & c_{ay}c_{ax} \end{bmatrix};$$

$$C_m^{s^*} = \begin{bmatrix} c_{my}c_{mz} - s_{my}s_{mx}s_{mz} & c_{my}s_{mz} + s_{my}s_{mx}c_{my} & -s_{my}c_{mx} \\ -c_{mx}s_{mz} & c_{mx}c_{mz} & s_{mx} \\ s_{my}c_{mz} + c_{my}s_{mx}s_{mz} & s_{my}s_{mz} - c_{my}s_{mx}c_{my} & c_{my}c_{mx} \end{bmatrix},$$

式中: $c_{ij} = \cos \phi_{ij}$; $s_{ij} = \sin \phi_{ij}$, $i \in \{a, m\}$, $j \in \{x, y, z\}$.

2.1 标称误差角 ϕ_a 微分方程

在子惯导系统初始对准中, 把 ϕ_a 当作常数, 其微分方程为

$$\dot{\phi}_a = 0. \quad (6)$$

2.2 计算误差角 ϕ_m 微分方程

主惯导姿态矩阵和子惯导系统解算姿态矩阵微分方程分别为 $\dot{C}_m^n = C_m^n (\omega_{nm}^m \times)$, $\dot{C}_{s^*}^n = C_{s^*}^n [(\omega_{ns}^s + \epsilon_s^s) \times]$, 式中: ω_{nm}^m 是主惯导 m 系相对 n 系的转动角速度, 假设主、子惯导系统之间不存在相对转动, 存在 $\omega_{ns}^s = C_m^s \omega_{nm}^m$, 分解子惯导系统解算姿态矩阵为

$$C_{s^*}^n = C_m^n C_{s^*}^m. \quad (7)$$

对式(7)两边求导, 并连同主惯导系统和机载子惯导系统姿态微分方程一起整理获得

$$\dot{C}_{s^*}^m = C_{s^*}^m (\omega_{ns}^s \times) - (\omega_{nm}^m \times) C_{s^*}^m + C_{s^*}^m (\epsilon_s^s \times), \quad (8)$$

又由于 $\dot{C}_{s^*}^m = C_{s^*}^m (\omega_{ms^*}^{s^*} \times)$, 其中 $\omega_{ms^*}^{s^*}$ 表示 s^* 系相

对 m 系旋转角速度,考虑

$$\begin{aligned} C_m^{s^*} (\omega_{nm}^m \times) C_m^{s^*} &= C_m^{s^*} (\omega_{nm}^m \times), \text{化简式(8)得到} \\ (\omega_{ms^*}^s \times) &= (\omega_{ns}^s \times) - (C_m^{s^*} (\omega_{nm}^m \times)) + (\epsilon_s^s \times), \end{aligned} \quad (9)$$

把式(9)改写成向量形式

$$\omega_{ms^*}^s = \omega_{ns}^s - C_m^{s^*} \omega_{nm}^m + \epsilon_s^s, \quad (10)$$

把 ω_{ns}^s 表达式代入式(10)中得到

$$\omega_{ms^*}^s = (C_m^s - C_m^{s^*}) \omega_{nm}^m + \epsilon_s^s,$$

由于 $\omega_{ms^*}^s = \dot{\phi}_m$, 则其可进一步写成

$$\dot{\phi}_m = (C_m^s - C_m^{s^*}) \omega_{nm}^m + \epsilon_s^s, \quad (11)$$

式(11)对于大角度误差角 ϕ_m 和 ϕ_a 是非线性微分方程; 如果 ϕ_a 和 ϕ_m 是小角度时, 可应用 $\sin \phi_{ij} \approx \phi_{ij}, \cos \phi_{ij} \approx 1$ 对 C_m^s 和 $C_m^{s^*}$ 线性化处理, 把式(11)简化为线性微分方程

$$\dot{\phi}_m = (\phi_m - \phi_a) \omega_{nm}^m + \epsilon_s^s. \quad (12)$$

2.3 速度误差微分方程

主、子惯导速度微分方程为

$$\begin{cases} \dot{V}_m^n = C_m^n f_m^n - (2 \omega_{ie}^n + \omega_{en}^n) \times V_m^n + g_m^n, \\ \dot{V}_{s^*}^n = C_{s^*}^n (f_s^n + \nabla_s^n) - (2 \omega_{ie}^n + \omega_{en}^n) \times V_{s^*}^n + g_s^n, \end{cases}$$

式中: V_m^n 是主惯导在 n 系的速度; $V_{s^*}^n$ 是机载子惯导解算速度. 定义主子惯导系统的速度误差

$$\delta V = V_{s^*}^n - V_m^n - V_r^n,$$

式中: 子惯导速度解算输出值减去了杆臂速度实现对杆臂速度误差补偿. 对其求导得到主、子惯导系统加速度误差

$$\delta \dot{V} = \dot{V}_{s^*}^n - \dot{V}_m^n - \dot{V}_r^n. \quad (13)$$

将式(1)和主、子惯导速度微分方程代入式(13)中整理获得

$$\begin{aligned} \delta \dot{V} &= C_{s^*}^n (I - C_m^{s^*} C_m^n) f_s^n - (2 \omega_{ie}^n + \omega_{en}^n) \times \delta V - \\ &\quad \omega_{ie}^n \times (\omega_{em}^m + \omega_{en}^n) \times r^n + C_{s^*}^n \nabla_s^n. \end{aligned} \quad (14)$$

2.4 大失准角快速传递对准系统方程

文献[7-9]给出了小角度误差角传递对准系统线性化模型; 当误差角 ϕ_a 和 ϕ_m 为大角度时快速传递对准系统成为非线性系统, 即有

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x) + v, \\ z = Hx + \tau, \end{cases} \quad (15)$$

式中: x 和 z 分别为系统状态向量和量测向量; v 和 τ 分别为系统过程噪声和量测噪声.

考虑惯性元件误差和杆臂矢量, 系统状态向量 x 定义为 $x = [\delta V^T \ \phi_m^T \ \phi_a^T \ \nabla_s^{sT} \ \epsilon_s^{sT} \ r^{mT}]^T$, 假设传递对准中子惯导的陀螺漂移和加速度计偏差为常值, 有陀螺漂移误差微分方程

$$\dot{\epsilon}_s^s = 0, \quad (16)$$

和加速度计偏差微分方程

$$\dot{\nabla}_s^s = 0, \quad (17)$$

取主惯导和子惯导系统速度差值和 ϕ_m 作为量测量 z

$$z = \begin{bmatrix} z_v \\ z_\phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \delta V + (\omega_{em}^n \times) C_m^n r^m \\ \phi_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{V}_{s^*}^n - \hat{V}_m^n \\ g(\hat{C}_n^{s^*} \hat{C}_m^n) \end{bmatrix}. \quad (18)$$

式中: \hat{V}_m^n 和 $\hat{V}_{s^*}^n$ 分别表示主、子惯导系统的速度; $\hat{C}_n^{s^*}$ 和 \hat{C}_m^n 分别表示子惯导计算姿态矩阵转置和主惯导的姿态矩阵; $g(\cdot)$ 表示从方向余弦矩阵得到 Euler 角的函数, 也可写成 $\hat{\phi}_m = g(\hat{C}_n^{s^*} \hat{C}_m^n) = g(\hat{C}_m^{s^*})$. 系统量测矩阵 H 为 $\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & (\omega_{em}^n \times) C_m^n \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$.

3 仿真研究

3.1 仿真条件

笔者主要研究舰载机停驻在舰船甲板上进行的海上对准方式. 海上对准仿真中采用舰船三轴摇摆运动模型^[10]. 仿真参数 λ_0 和 φ_0 分别是舰船所在位置的初始经度和纬度值, 机载子惯导系统采用中等精度陀螺^[11], 随机漂移取为 $N(0, (0.1 \text{ deg/h})^2)$ 的高斯白噪声; 不考虑垂向加速度计, 机载子惯导系统的加速度计随机偏差取为 $N(0, (10^{-5} g)^2)$ 的高斯白噪声; 机载子惯导系统的初始 ϕ_{a0} 数值比较大. 模型仿真中, 杆臂矢量初始值设三组 $r_{0i}^m = [r_{0ix}^m \ r_{0iy}^m \ r_{0iz}^m]^T (i=1, 2, 3)$. 根据文献[12~16], 按照文献[17]方法选用 UKF 滤波器进行滤波估计计算.

仿真研究取初始水平速度误差为 $\delta V_0 = [\delta V_{0x} \ \delta V_{0y}]^T$ 情况下比较杆臂估计对标称误差角估计影响, 有杆臂估计时取初始杆臂矢量为 r_{02}^m 获得仿真图 2; 仿真研究取初始姿态误差 $\delta \phi_0 = [\delta \phi x_0 \ \delta \phi y_0]^T$ 情况下杆臂估计对机载子惯导系统导航坐标系相对标称导航坐标系的对准误差 $\delta \phi_s$, 有杆臂估计时取初始杆臂矢量为 r_{01}^m , 得到仿真图 3 和 $\delta \phi_s$ 数据表 2; 分别取定杆臂矢量初始值为 $r_{01}^m = [2 \ 20]^T$ 、 $r_{02}^m = [10 \text{m} \ 10 \text{m} \ 10 \text{m}]^T$ 和 $r_{03}^m = [20 \text{m} \ 20 \text{m} \ 20 \text{m}]^T$ 3 种情况, 对比杆臂误差对 ϕ_a 估计误差影响的仿真图 4.

3.2 仿真数据分析

从仿真图 2 看出, 有荷杆臂估计传递对准算法中, 初始速度误差取为定值情况下 ϕ_a 估计误差是稳态误差, 且其不受杆臂估计影响, 因为在系统方程的杆臂相关项 $-\omega_{ie}^n \times (\omega_{em}^m + \omega_{en}^n) \times (C_m^n r^m)$

和 $\omega_{em}^n \times (C_m^n r^m)$, 中杆臂系数与舰船运动有关; 另外仿真中取常值速度误差 55 m/s, 不能反映到杆臂效应中去, 有杆臂效应系统模型算法不能抵消系统速度误差的影响。

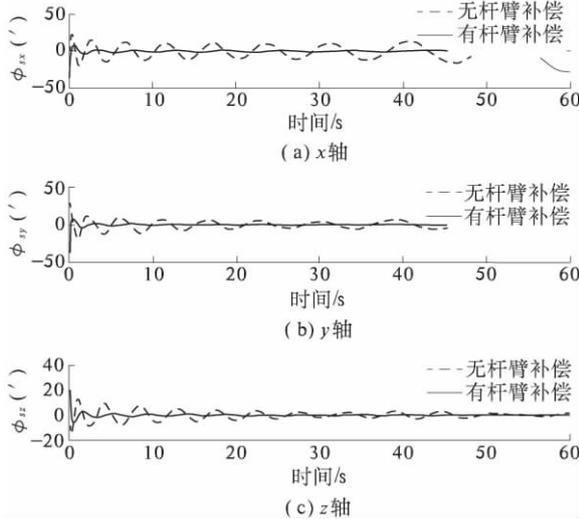


图 2 计算失准角补偿对比曲线
Fig. 2 The comparison curve of calculations misalignment angle compensation

图 3 中取定姿态误差如表 1 中数据比较杆臂矢量对于惯导 $\delta\phi_s$ 影响, 有杆臂估计时 $\delta\phi_s$ 得到明显降低, 对准精度得到提高; 尤其是方位误差角的计算误差显著减小。

表 1 $\delta\phi_s$ 仿真误差数据表

Tab. 1 The simulation error data about variable $\delta\phi_s$

参数名	$\delta\phi_{sx}$	$\delta\phi_{sy}$	$\delta\phi_{sz}$
有杆臂估计 估计值	0.050°	0.015°	0.061 5°
无杆臂估计 估计值	0.150°	-0.027°	0.341 1°

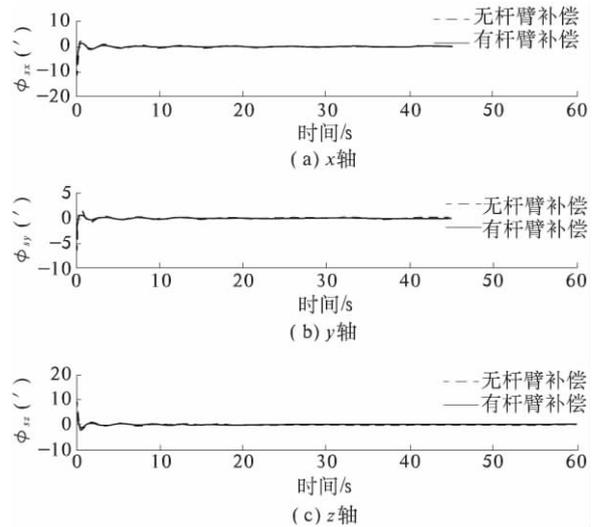
图 4 针对不同的杆臂矢量初始值仿真出它们对 ϕ_e 估计误差影响较大。

表 2 仿真误差数据表

Tab. 2 The simulation error data about variable ϕ_a

参数名	ϕ_{ax}	ϕ_{ay}	ϕ_{az}
估计值 1	0°	0°	0°
估计值 2	2.51°	8.12°	-20.11°
估计值 3	-1.07°	2.52°	-60.13°

当杆臂矢量初始值为(0 0 0)时, 失准角 3 个分量的估计误差趋于零值; 杆臂矢量初始值达到 (30 15 2) m 时, 失准角 3 个分量的估计误差分别增加了 2.5°、8°和 20°; 当其达到(50 45 20) m 时, 失准角 3 个分量的估计误差分别增加 1°、2.5°和 60°。可见初始杆臂矢量越大, 失准角 3 个分量的估计误差就越大, 尤其对方位失准角估计误差的



影响特别大。
图 3 计算姿态失准角估计误差比较曲线
Fig. 3 The comparison curve of calculate attitude misalignment angle estimation error

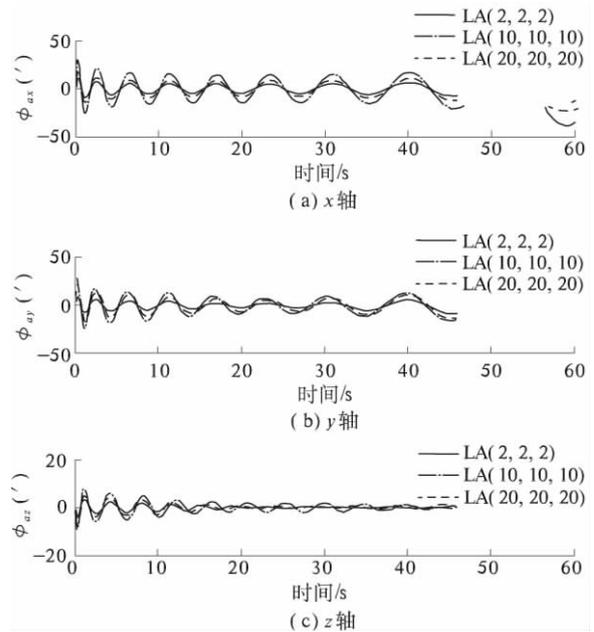


图 4 标称失准角在三种初始杆臂矢量情况下的估计曲线
Fig. 4 The comparison curve of normal attitude misalignment angle estimation error under the three kinds of initial lever arm vectors

4 结论

从舰船舰载机惯导系统初始对准的实际需求出发, 考虑杆臂效应误差存在情况, 建立主、子惯导系统快速传递对准模型, 模型适用于任意角度初始失准角情形, 而且提高了模型的计算精度和准确性. 该快速对准模型包含杆臂矢量的估计, 可以在杆臂误差没有补偿或者补偿不完全的情况下使用. 仿真研究结果验证了模型在舰载机惯导系

统海上大角度失准角传递对准过程中的有效性以及模型算法准确性和较高的对准精度。

参考文献:

- [1] 王勇军. 舰载机惯导对准技术研究 [D]. 西安: 西北工业大学航海学院, 2007.
- [2] 高伟, 张亚, 孙骞, 等. 传递对准中杆臂效应的误差分析与补偿 [J]. 仪器仪表学报, 2013, 34(3): 559-564.
- [3] 刘锡祥, 徐晓苏. 大杆臂条件下传递对准算法的设计与仿真 [J]. 系统仿真学报, 2011, 23(5): 1051-1058.
- [4] 刘锡祥, 徐晓苏. 传递对准中杆臂长度误差的估计与可观测度分析 [J]. 机械工程学报, 2009, 45(12): 247-251.
- [5] 丁国强. 惯性导航系统传递对准技术关键问题研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学自动化学院, 2010.
- [6] PAUL D G. Optimising the transfer alignment of weapon INS [J]. Journal of Navigation, 2003(56): 323-335.
- [7] CHAUDHURI S K, NANDI P K. Transfer alignment for space vehicles launched from a moving base [J]. Defence Science Journal, 2005, 55(3): 245-252.
- [8] 孙伟, 孙枫. 基于 SINS 的杆臂效应误差补偿方法研究 [J]. 控制与决策, 2012, 27(6): 891-903.
- [9] JAMES R H, VICTOR K HUDDLE J R, CHUEH VK. U S US7206694 B2. Transfer alignment of navigation system [P]. 2007-4-17.
- [10] 万德钧, 房建成. 惯导系统初始对准 [M]. 南京: 东南大学出版社, 1998: 124.
- [11] TITTERTON D H, WESTON J L. Strapdown inertial navigation technology [M]. London: Lavenham Press Ltd, 1997: 193-185.
- [12] 李鹏飞, 奔粤阳, 张亚, 等. 基于捷联惯导系统的杆臂效应误差分析 [J]. 传感器与微系统, 2012, 31(3): 53-55.
- [13] LEE T H, RA W S, YOON T S, et al. Robust Kalman via Krein space estimation [J]. IEEE Proc. Control Theory Appl. 2004, 151(1): 59-63.
- [14] ZHU X, SOH C Y, XIE L. Design and Analysis of Discrete-time Robust Kalman Filters [J]. Automatica, 2002, 38(6): 1069-1077.
- [15] BABAK H, ALI H S, KAILATH T. Linear estimation in Krein spaces-part I: theory [J]. IEEE Transactions on Automatic Control, 1996, 41(1): 18-33.
- [16] DIMITRIYEV S P, STIPANOV O A, SHEPEL S V. Nonlinear filtering methods application in INS alignment [J]. IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, 1997, 33(1): 17-272.
- [17] 程向红, 仲小丽, 冉昌艳, 等. 箭载 SINS 杆臂效应频域处理方法 [J]. 中国惯性技术学报, 2013, 21(1): 61-79.

The Lever-arm Error Effect Research in Transfer Alignment Model with Large Initial Misalignment Angles

DING Guo-qiang¹, MA Jun-xia², XIONG Ming¹, Qiao Xiang-wei³

(1. College of Electrical & Information Engineering, Zhengzhou University of Light Industry, Zhengzhou 450002, China; 2. Software Engineering College, Zhengzhou University of Light Industry, Zhengzhou 450002, China; 3. Xi'an Aerospace Precision Electromechanical Institute, Xi'an 710100, China)

Abstract: Proceeding from actual technological needs of the inertial navigation system's initial alignment technology of warship shipboards, specific to rigidity shipboards, this paper analyzed the affect expressions of Lever-arm effect of transfer alignment process in strap-down inertial navigation system's velocity and acceleration (ecificforce) with the effect of lever-arm error vector, and in the situation of large initial misalignment angles, and with the conceptions of the nominal misalignment angle and calculated angle developed the velocity and attitudes matching transfer alignment model algorithm with large misalignment attitudes of SINS' other than traditional models, and carried out the system states and parameters estimation performance research. The simulated results indicate that the model algorithm performance, with comparison studying inhering lever-arm vector error's influence on SINS misalignment attitudes' estimation error and its alignment accuracy, and with different initial lever-arm vectors their effects on misalignment attitudes' estimation error and its accuracy, and verified the model algorithm's validity and its superior alignment accuracy, and the research results are of great theory and application value in design of SINS.

Key words: transfer alignment; lever-arm effect error; nominal misalignment angle; velocity and attitude matching; error compensation

文章编号: 1671-6833(2015)02-0115-05

基于频率自适应滤波器的单相锁相环

陈红兵, 闵晶妍

(湖北文理学院 物理与电子工程学院, 湖北 襄阳 441053)

摘要: 单相电网的锁相自由度不足和电网频率变化导致相位检测存在稳态误差, 针对上述问题, 研究了一种基于频率自适应滤波器的锁相环. 首先分析了滤波器的特性及其频率自适应机制, 然后阐述了锁相环控制系统的关键参数整定方法, 最后对所提的锁相环进行了仿真研究. 研究表明: 基于频率自适应滤波器的单相锁相环能够精确检测电网的相位和频率, 并能有效消除因电网频率变化而导致的相位检测误差. 电网含谐波电压和频率变化时的仿真结果均证明了所研究锁相环的可行性和有效性.

关键词: 频率自适应滤波器; 单相锁相环; 频率特性; 稳态精度; 截止频率

中图分类号: TN713 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.025

0 引言

快速精确检测电网相位是并网设备的关键技术之一, 锁相技术被广泛应用于检测电网的相位. 目前研究得较多和比较成熟的是三相电网的锁相技术. 单相电网仅有一相电压而缺少锁相自由度故研究得较少. 目前单相电网锁相技术的研究热点是如何根据已有电压信号构造一个与之正交的电压信号^[1], 如: 延时已有电压信号(移相 90°), 对电压信号进行微分获得正交电压信号等常用方法. 此外, 其它先进方法如基于逆 Park 变换的 PLL^[2]、基于 Hilbert 变换的 PLL^[3]、增强性 PLL 和基于二阶通用积分器的 PLL^[4] 均致力于构造精确的正交电压信号^[1], 但是当输入信号频率变化时, 上述方法都无法保证构造信号与原信号具备精确的正交关系, 从而相位检测存在较大稳态误差^[5]. 针对上述研究现状, 笔者研究了基于频率自适应滤波器的锁相环, 在单相电网频率和电网电压畸变时, 用频率自适应滤波器能获得精确的正交电压信号, 确保了相位检测具备较高的稳态精度.

1 频率自适应滤波器的特性分析

笔者研究的频率自适应滤波器如图 1 所示, 它由二阶滤波器和频率自适应单元两部分组

成^[6], 本节重点分析滤波器的自适应特性.

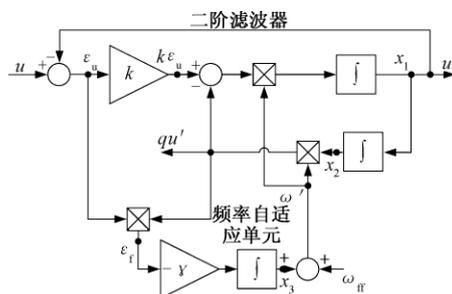


图 1 频率自适应滤波器

Fig. 1 Self-adaptive frequency filter(SFF)

用图 1 所示的滤波器处理单相电压, 若谐振频率 ω 随着输入电压的频率自适应地变化, 则在滤波器的输出端总能得到一对精确的正交电压信号 (u', qu') ^[6].

按图 1 中所示的状态变量, 二阶滤波器的状态方程为

$$\dot{x} = \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -k\omega' & -\omega'^2 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k\omega' \\ 0 \end{bmatrix} u, \quad (1)$$

$$y = \begin{bmatrix} u' \\ qu' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & \omega' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}, \quad (2)$$

式中: x_1 和 x_2 为滤波器的状态变量; u 为控制变量; y 为输出量.

频率自适应单元的动态方程为

收稿日期: 2014-08-25; 修订日期: 2014-11-03

基金项目: 湖北省科学技术研究资助项目(B20122506)

作者简介: 陈红兵(1975-), 男, 湖北文理学院副教授, 博士, 主要从事柔性输电与电力电子技术方面的研究, E-mail: chb962620@sina.com.

$$\dot{\omega}' = -\gamma x_2 \omega' (u - x_1). \quad (3)$$

分析式(2)可知电网电压的幅值、频率和参数 γ 决定了频率自适应单元的动态特性^[7]. 当频率自适应滤波器处于稳态时,式(1)可简化为

$$\begin{bmatrix} \dot{\bar{x}}_1 \\ \dot{\bar{x}}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega'^2 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{x}_1 \\ \bar{x}_2 \end{bmatrix}, \quad (4)$$

式中: \bar{x}_1 和 \bar{x}_2 表示状态变量的平均态值.

假设输入信号的频率为 ω ($\omega \neq \omega'$), 由式(4)可得式(5), 由图1可得式(6), 将式(5)代入式(6)可得式(7), 式(7)给出了频率估计误差, 该误差可作为频率自适应单元的控制信号.

$$\dot{\bar{x}}_1 = -\omega'^2 \bar{x}_2, \quad (5)$$

$$\bar{\varepsilon}_u = (u - \bar{x}_1) = \frac{1}{k\omega'} (\dot{\bar{x}}_1 + \omega'^2 \bar{x}_2), \quad (6)$$

$$\bar{\varepsilon}_f = \omega' \bar{x}_2 \cdot \bar{\varepsilon}_u = \frac{\bar{x}_2^2}{k} (\omega'^2 - \omega^2). \quad (7)$$

当 ω 趋近于电网额定频率 ω' , 并且在 ω' 的邻域内运动时, $\omega^2 - \omega'^2$ 近似等于 $2(\omega' - \omega)\omega'$ ^[8], 于是有

$$\omega = -\gamma \cdot \bar{\varepsilon}_f \approx -2 \frac{\gamma}{k} \bar{x}_2^2 (\omega' - \omega) \omega'. \quad (8)$$

若频率估计误差为 $\sigma = \omega' - \omega$, 则频率误差的微分为 $\dot{\sigma} = \dot{\omega}'$, 当输入信号的频率 ω 一定时, 式(9)成立,

$$\dot{\sigma} \sigma = -2 \frac{\gamma}{k} \bar{x}_2^2 \sigma^2 \omega' \leq 0. \quad (9)$$

式(9)表明: 频率自适应机制是局部渐进稳定的, 可以用该机制自适应调整滤波器的谐振频率.

2 单相锁相环

将单相电压延时四分之一周期, 得到一对正交电压信号, 再对正交电压信号进行 Park 变换(如式(10)所示), 然后用检测电网的相位和频率, 单相锁相环的框图如图2所示.

$$\begin{bmatrix} u_d(t) \\ u_q(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \hat{\theta} & \sin \hat{\theta} \\ -\sin \hat{\theta} & \cos \hat{\theta} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u'(t) \\ qu'(t) \end{bmatrix}. \quad (10)$$

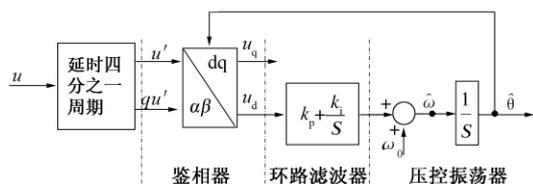


图2 单相锁相环框图

Fig. 2 The block diagram of single phase phase-locked loop

当单相锁相环处于准锁相状态时, 锁相误差 $\theta_e = \omega t - \hat{\theta}$ 接近于0, 正弦函数 $\sin(\omega t - \hat{\theta})$ 的值近似等于 $\omega t - \hat{\theta}$ ^[9], 从而式(11)中的 $u_q(t)$ 近似为

$$u_q(t) = U_m \sin(\omega t - \hat{\theta}) \approx U_m (\omega t - \hat{\theta}). \quad (11)$$

式(11)表明: q 轴分量为相位误差信息, 控制 q 轴分量, 锁相环能锁定单相电网的相位.

3 频率自适应滤波器的单相锁相环分析

将频率自适应滤波器应用于单相电网锁相, 得到频率自适应滤波器的单相锁相环, 如图3所示.

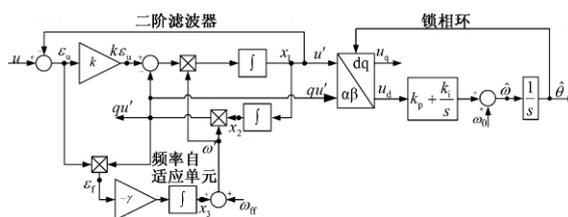


图3 频率自适应滤波器的单相锁相环

Fig. 3 The PLL base on a self-adaptive frequency filter

文献[10]从理论上证明了频率自适应滤波器经过 Park 变换后, 与一阶低通滤波器是等效的, 因此频率自适应滤波器的单相锁相环控制框图如图4所示. 为了提高锁相环的暂态响应速度, 将中心角频率 ω_0 前馈. 单相电网中的谐波电压经 Park 变换后, 主要有 $6\omega_0, 8\omega_0 \dots$ 等频率的谐波电压作用在锁相环上(如图4所示).

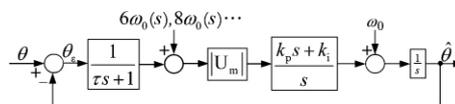


图4 锁相环控制系统框图

Fig. 4 The block diagram of a PLL control system

根据图4, 锁相环控制系统的开环传递函数为

$$G_{ol}(s) = \frac{|U_m| k_p \omega_p (s + \omega_z)}{s^2 (s + \omega_p)}, \quad (12)$$

式中: $\omega_z = k_i/k_p$; $\omega_p = \frac{1}{\tau}$. 若令 $|G_{ol}(s)| = 0$, 则可算出截止频率 ω_c , 即

$$\omega_c = |U_m| \cdot k_p \cdot \frac{\cos(\varphi_p)}{\sin(\varphi_z)}. \quad (13)$$

根据式(12), 锁相环控制系统的相角裕度为 $PM = \tan^{-1}(\frac{\omega_c}{\omega_z}) - \tan^{-1}(\frac{\omega_c}{\omega_p})$. (14)

对式(14)微分, 然后令 $\partial PM / \partial \omega_c = 0$, 可得到最大相角裕度所对应的截止频率 ω_c , 如式(15)

所示

$$\omega_c = \sqrt{\omega_p \cdot \omega_z}, \quad (15)$$

$$\omega_c = |U_m| k_p, \quad (16)$$

将式(14)和式(15)代入式(13)得式(16), 令 $\omega_p = \rho^2 \omega_z$ (ρ 为常数), 则比例系数 k_p 、零点 ω_z 和极点 ω_p 可分别用 ω_c 表示,

$$\omega_c = |U_m| k_p, \quad (16)$$

$$\begin{cases} k_p = \frac{\omega_c}{|U_m|} \\ \omega_z = \frac{\omega_c}{\rho} \\ \omega_p = \rho \omega_c \end{cases} \quad (17)$$

将式(17)代入式(14), 整理后相角裕度为参数 ρ 的函数, 并且相角裕度 PM 的取值范围一般为 $30^\circ \sim 60^\circ$ ^[11], 本文中 PM 取 45° , 算得 $\rho \approx 2.414$.

将式(17)代入式(12), 整理得式(18), 该式表示的图 4 所示的锁相环为 II 型系统^[11], 因此, 当相位和频率分别阶跃变化时, 锁相环均能无静差地跟踪相位和频率的阶跃变化,

$$G_{ol}(s) = \frac{\rho \omega_c^2 s + \omega_c^3}{s^2 (s + \rho \omega_c)}. \quad (18)$$

若令常数 $\rho = 2\zeta + 1$, 则式(18)所对应的闭环传递函数为式(19), 并且根据图 4 可推导出扰动传递函数,

$$G_c(s) = \frac{s^2 (s + (2\zeta + 1) \omega_c)}{(s + \omega_c) (s^2 + 2\zeta \omega_c s + \omega_c^2)}, \quad (19)$$

$$G_d(s) = \frac{\omega_c (s + \frac{\omega_c}{\rho}) (s + \rho \omega_c)}{(s + \omega_c) (s^2 + (\rho - 1) \omega_c s + \omega_c^2)}. \quad (20)$$

当截止频率 ω_c 为 21 Hz 时, 闭环传递函数(式(19))和扰动误差传递函数(式(20))的波特图如图 5 所示, 它们对 300 Hz ($6\omega_0$) 的高频扰动信号衰减到 -55 dB, 因此, 截止频率 ω_c 取 21 Hz 是合理的.

当相位阶跃变化时, 不同阻尼比对应的相位误差如图 6 所示; 当频率发生阶跃变化时, 不同阻尼比对应的相位误差如图 7 所示. 比较两组相位误差图可知: 阻尼比 ζ 取 0.707, 两种阶跃变化导致的相位误差均能在最短时间内收敛为 0, 并且 $\zeta = 0.707$ (此时 $\rho = 2.4142$), 锁相环的相角裕度为 45° . 分析表明阻尼比 ζ 取 0.707 兼顾锁相环的暂态响应特性和抗扰性, 因此笔者取 $\zeta = 0.707$, 然后根据式(17)算出锁相环的各个关键参数.

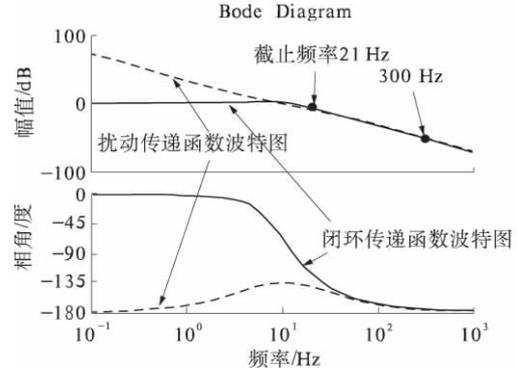


图 5 闭环传递函数的波特图和扰动传递函数的波特图
Fig. 5 The bode figure of the close loop transfer function and the bode figure of the disturbance transfer function

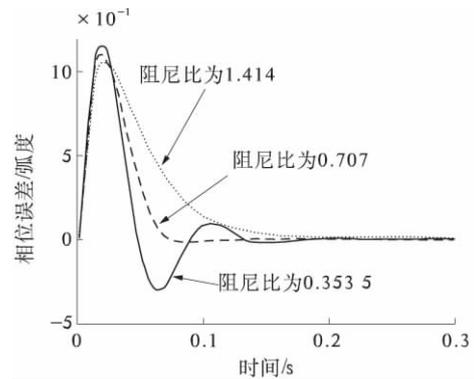


图 6 相位阶跃变化时, 阻尼比 ζ 对相位误差的影响
Fig. 6 The damping ratio affecting on phase error when the grid's phase step changing

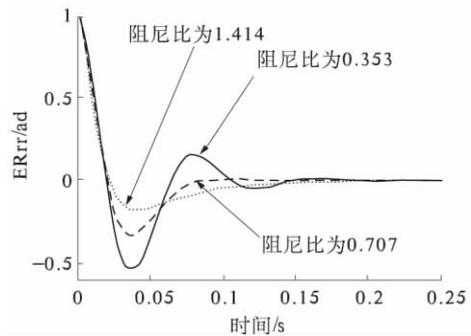


图 7 频率阶跃变化时, 阻尼比 ζ 对相位误差的影响
Fig. 7 The damping ratio affecting on phase error when the grid's frequency step changing

4 仿真研究

在上述理论分析的基础上, 用所研究的锁相环检测了 2 类单相电网的相位和频率.

①频率变化的单相电网. 在第 3 s 时, 电网频率阶跃变为 51 Hz. 基于频率自适应滤波器的锁相环检测的电网频率和相位如图 8 所示. 频率检

测的暂态时间大约为2个基波周期,频率检测误差约为1%,相位检测误差约为1%。针对这种单相电网,采用频率非自适应的锁相环检测的频率和相位如图9所示,所检测的频率是脉动的,检测误差为5.2%,对比两种锁相环检测的结果,基于频率自适应滤波器的锁相环检测相位的精度高。

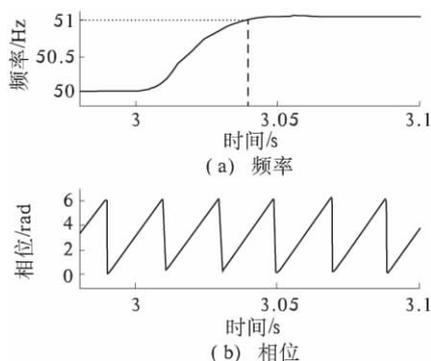


图8 锁相环检测的相位和频率
(基于频率自适应滤波器的锁相环)

Fig. 8 Detecting the phase and the frequency by the proposed PLL (single phase phase-locked loop based on self-adaptive filter)

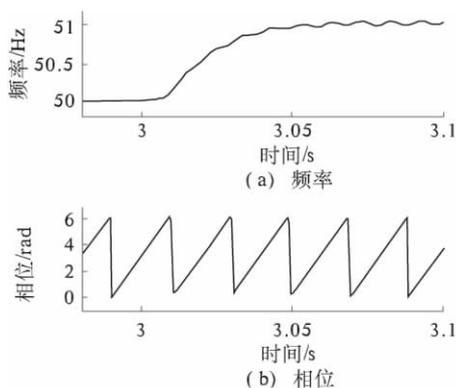


图9 锁相环检测的相位和频率(基于频率非自适应滤波器的锁相环)

Fig. 9 Detecting the phase and the frequency (single phase phase-locked loop based on non-adaptive filter)

②针对含有5次谐波的单相电网.检测的电网频率如图10(a)所示.检测结果表明:虽然电网中含有5次谐波电压,但是锁相环仍然能正确检测电网的频率和相位;锁相环检测的电网频率虽然是波动的,但是检测频率仍在误差允许范围内($\pm 1\%$)波动,检测的电网相位如图10(b)所示。

研究结果证明基于频率自适应滤波器的锁相环不仅能正确检测单相电网的相位和频率,而且其检测精度比频率非自适应滤波器的锁相环的检测精度高。

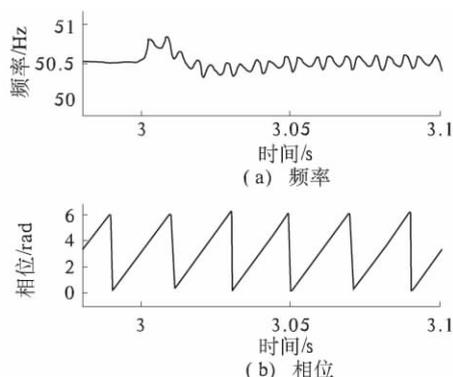


图10 锁相环检测的相位和频率(畸变电网)

Fig. 10 Single phase phase-locked loop based on self-adaptive filter detecting the phase and the frequency (the distorted grid)

5 结论

笔者研究了一种基于频率自适应滤波器的单相锁相环,这种锁相环的特点为:用频率自适应滤波器处理单相电网电压,有效解决了单相电网缺少锁相自由度的问题和克服了因电网频率变化而导致锁相精度低的问题.笔者对滤波器的特性、频率自适应机制和锁相环关键参数的整定方法进行了分析和研究,研究了频率突变及电压谐波对相位、频率检测结果的影响.研究结果表明,频率自适应滤波器有效提高了相位、频率的检测精度。

参考文献:

- [1] MASOUD K G. A unifying approach to single-phase synchronous reference frame plls [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28 (10): 4550 - 4556.
- [2] 陶兴华,李永东,孙敏,等.一种基于同步旋转坐标变换的单相锁相环新方法[J]. 电工技术学报, 2012, 27(6): 147 - 152.
- [3] 庞浩,昝云霄,李东霞,等.基于 Hilbert 移相滤波的全数字锁相环[J]. 电网技术, 2003, 27(11): 55 - 59.
- [4] SAEED G, MOHAMMAD M, FRANCISO D, et al. Design and tuning of a modified power-based PLL for single-phase grid-connected power conditioning systems [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(8): 3639 - 3650.
- [5] 周福林,李群湛,解绍峰,等.无锁相环单相无功谐波电流实时检测方法[J]. 电工技术学报, 2010, 25(1): 178 - 182.
- [6] 范守婷,王政.风力发电并网变流器同步技术研究[J]. 电力系统保护与控制, 2012, 40(24): 100

- 106.
- [7] AHLEM B Y, SEJIR K E, ILHEM S, et al. State observer-based sensor fault detection and isolation, and fault tolerant control of a single-phase PWM rectifier for Electric railway traction [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28(12): 5842 - 5853.
- [8] SAEED G, MOHAMMAD M, FRANCISO D. F, et al. Dynamics assessment of advanced single-phase PLL structures [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 60(6): 2167 - 2177, .
- [9] 邵振华, 陈冲, 林瑞全. 复杂工况下三相电流基波正序有功分量检测的新方法研究 [J]. 电力系统保护与控制, 2012, 40(5): 10 - 15.
- [10] ABHIJIT K, VINOD J. Analysis of bandwidth-unit-vector-distortion tradeoff in pll during abnormal grid conditions [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60(12): 5820 - 5829.
- [11] 卢京潮. 自动控制原理 [M]. 2版. 西安: 西北工业大学出版社, 2009.

Single Phase Phase-locked Loop Based on Self-adaptive Frequency Filter

CHEN Hong-bing, MIN Jing-yan

(School of Physics and Electronic Engineering, Hubei University of Arts and Sciences, Xiangyang 441053, China)

Abstract: There were detecting errors by a grid frequency's varying and not enough to lock phase free degree for a single phase grid. In view of the above mentioned difficulties, the single phase phase-locked loop (SP-PLL) based on a self-adaptive frequency filter (SFF) was researched. Firstly, performances and self-adaptive law of the SFF were analyzed, and then the key parameters of the phase-locked loop were tuned to get the optimum performance. Finally, the researched phase-locked loop was simulated and investigated. Research results have proved the single phase phase-locked loop base on a SFF can precisely detect the phase and the frequency of a single phase grid, and the error of detecting phase brought by the frequency varying has been eliminated. The correctness and the feasibility of the proposed phase-locked loop were verified through the simulate results in the distorted grid and the frequency varying grid.

Key words: self-adaptive frequency filter; single phase phase-locked-loop; frequency performance; steady-state precision; cut frequency

文章编号: 1671-6833(2015)02-0120-05

响应面法优化混合活化剂制备脱硅稻壳基活性炭

陈俊英¹, 冯向应^{1,2}, 史召霞^{1,3}, 方书起¹, 韩秀丽¹, 王 铎⁴

(1. 郑州大学 化工与能源学院, 河南 郑州 450001; 2. 山东新华医药化工设计公司, 山东 淄博 255086;
3. 山东洁晶集团股份公司, 山东 日照 276826; 4. 车用燃料技术国家重点实验室, 河南 南阳 473000)

摘 要: 对以脱硅稻壳为原料、NaOH 和 Na₂CO₃ 为混合活化剂制备活性炭的工艺进行了 4 因素(活化温度、活化时间、活化剂混合比、浸渍液质量分数) 3 水平的响应面优化研究. 结果显示: 活化温度和浸渍液质量分数对活性炭的碘吸附值有显著地影响. 在活化温度 635 °C, 活化时间 35 min, 混合比 4:1, 浸渍液质量分数 40% 时碘吸附值出现极值, 验证实验的碘平均值为 1 383.5 mg/g, 与预测值基本吻合. 另外对所制活性炭进行了性能表征, 采用 SEM 表征了活性炭的形貌, BET 法计算了活性炭的比表面积, BJH 方程计算出活性炭的孔径分布. 得到其比表面积为 1 566.1 m²/g, 平均孔径为 2.05 nm, 总孔容为 0.80 cm³/g.

关键词: 响应面; 混合碱活化; 脱硅稻壳; 活性炭; 表征

中图分类号: TQ424 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.026

0 引言

活性炭比表面积大, 孔隙结构发达, 具有良好的吸附性能, 可作为催化剂的载体, 已成功应用于电容、催化以及水和气体的净化^[1-4]. 稻壳是农业副产物, 来源丰富, 用稻壳制备活性炭的方法较多^[5-7], 用得较多的主要有 NaOH^[8]、KOH^[9] 和磷酸^[10-11] 等单活化剂方法, 也有采用 KOH 和 K₂CO₃^[12-13] 混合活化剂来生产的.

笔者采用提取白炭黑后的固体残渣为原料, 利用混合活化剂来生产活性炭, 目的在于减少白炭黑生产中的废物排放, 解决固体残渣所造成的环境污染, 提高废弃物的利用价值.

前期通过试验^[14] 确定了最佳物料比为 1:3, 考察了 5 种混合活化的配比方案, 所用混合活化剂为 NaOH 和 Na₂CO₃, KOH 和 K₂CO₃, 实验结果表明在混合活化剂配比为 5:1 时碘吸附值、亚甲基蓝吸附值分别达到最高, 说明加入辅助活化剂能有效提高稻壳基活性炭的吸附性能. 在试验中, 发现 KOH 和 K₂CO₃ 效果稍好, 但由于白炭黑是利用碳酸钠进行生产的, 为减少引入金属离子的种类, 在本研究中混合活化剂的金属离子以钠离子为主. NaOH 和 Na₂CO₃ 为同一种金属的两种碱进

行混合, 两者活化后的产物相同, 便于回收, 更易实现清洁生产.

1 实验部分

1.1 原料与试剂

脱硅稻壳原料为郑州凯乐生物能有限公司生产白炭黑的固体残渣.

稻壳产自湖北洪湖, 以 20 °C/min 的加热速率升温, 控制温度在 600 °C 下进行干馏, 干馏后质量百分比为: 固定炭 54.23%, 灰分 38.73%, 挥发分 7.04%. 提取白炭黑后, 固体残渣中灰分含量降为 6.57%. 将脱硅稻壳原料中残留的碱洗去, 烘干, 研磨过 0.425 mm 筛孔后装装备用.

实验所用 NaOH、Na₂CO₃、碘及碘化钾均为分析纯; 实验用水为自制去离子水.

1.2 活性炭的制备

(1) 活化. 称取 5.0 g 经过清洗的脱硅稻壳原料, 加入一定量活化剂溶液, 每隔 4 h 搅拌一次, 浸渍 24 h. 将浸渍后的样品放入马弗炉中, 90 °C 时预活化 1 h, 然后以 5 °C/min 速率升温至活化温度, 保持一定时间, 活化结束.

(2) 洗涤. 将活化后的样品用去离子水进行多次洗涤, 基本洗至中性.

收稿日期: 2014-11-22; 修订日期: 2014-12-27

基金项目: 车用燃料技术国家重点实验室开放课题(2013007); 河南省高等学校青年骨干教师资助计划

作者简介: 陈俊英(1972-), 女, 河南开封人, 郑州大学副教授, 博士, 主要从事生化设备强化及生物质资源化利用方面的研究, E-mail: chenjy@zzu.edu.cn.

(3) 研磨. 将洗后样品烘干, 研磨至0.075 0 mm 以下, 装袋, 得到稻壳基活性炭成品.

1.3 活性炭性能表征

(1) 碘吸附值的测定

活性炭碘吸附值的测定按照国标《木质活性炭的标准试验方法》中规定的方法进行.

(2) 比表面积和孔径分布

利用美国康塔公司 NOVA4200e 型比表面积及孔隙分析仪进行吸附等温线的测定. 采用 BET 法计算比表面积; 总孔容由相对压力为 0.95 时的氮气吸附量折算成液氮体积得到; 孔径分布由 BJH 法得到.

(3) 活性炭表观形貌

先将样品喷金处理, 再利用日本株式会社 JSM-7500F 型冷场发射扫描电子显微镜观察样品的形貌.

(4) XRD 分析

荷兰飞利浦公司 Philips X'Pert PRO 光衍射仪, Cu 靶 $k\alpha$ 射线, 管电压 40 kV, 入射波长为 0.154 nm, 测试衍射角度范围为 $5^\circ \sim 80^\circ$.

(5) 红外检测

采用 KBr 压片法, 利用 Thermo Nicolet 公司的 IR300 型红外光谱仪, 在 $4\ 000\ \text{cm}^{-1} \sim 400\ \text{cm}^{-1}$ 范围内进行测试.

1.4 响应面法对活性炭吸附性能的优化

本实验采用连续升温的方式, 活化时间为达到设定温度后的保温时间. 其混合比是指在脱硅稻壳与活化剂质量之比为 1:3 不变的情况下, 活化剂中 NaOH 与 Na_2CO_3 的质量比. 为了得到最佳工艺条件, 采用响应面法 (RSM) 的中心组合 (BBD) 设计进行实验. 以碘吸附值为响应目标, 选取混合比、活化温度、活化时间和浸渍液质量分数 4 个响应因素, 进行了 4 因素 3 水平的响应面分析设计, 对混合活化剂制备稻壳基活性炭的工艺进行了优化, 实验因素及水平如表 1 所示.

表 1 响应面分析的因素水平表

Tab.1 Factors and levels of response surface analysis

	X_1	X_2	X_3	X_4
水平	活化温度 /°C	活化时间 /min	混合比	浸渍液质量 分数/%
-1	500	20	3	20
0	600	40	4	35
1	700	60	5	50

2 结果与讨论

2.1 响应面模型的建立

以活性炭的碘吸附值 (Y) 为响应值, 根据实

验因素与水平的设计得到 29 个试验点, 其中 24 个为析因子, 5 个为零点. 零点试验进行 5 次, 以估计误差. 根据响应面的实验结果, 得到 4 个主要因素对活性炭碘吸附值交互影响情况的三维曲线图和等高线图, 如图 1 和图 2 所示.

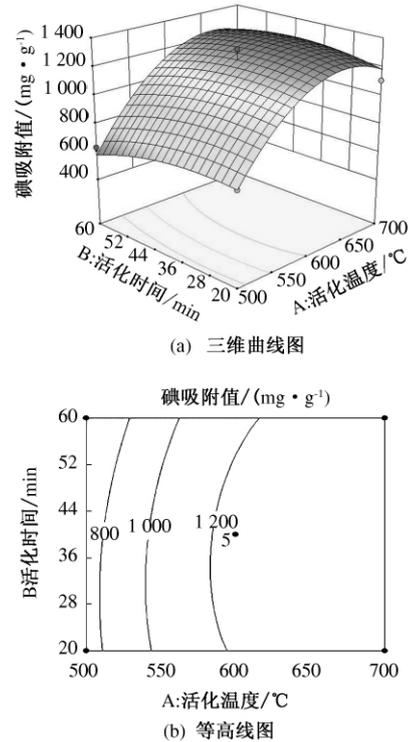


图 1 活化温度与活化时间对碘吸附值的三维响应曲面和等高线图

Fig.1 Three dimensional surface and contour plots for activation temperature, time and the iodine adsorption value

活化温度与活化时间对碘吸附值的关系如图 1 所示, 图 1 中并未出现完整的等高线, 表明活化温度和活化时间的交互影响不显著. 当活化时间固定时, 碘吸附值随着活化温度的升高先上升后下降, 在 $650\ ^\circ\text{C}$ 左右达到极值. 这说明活化剂在高温下能有效地与物料中的碳进行反应, 使物料内部不断发生开孔和扩孔, 形成具有发达孔隙结构的活性炭. 温度过高时, 活化反应基本进行完, 但活性炭上的炭骨架遭到过度刻蚀, 微孔向中孔和大孔转变, 使微孔数目减少, 碘吸附值呈下降趋势. 当反应温度固定时, 碘吸附值随着活化时间的延长有先增大后减小的趋势, 但影响的程度不大. 活化时间越长, 烧失率越大, 产品的质量下降越多, 当其内部孔隙结构发展到一定程度后, 由原来孔的加深变为孔的拓宽, 使一部分微孔转化成中孔, 形成中孔发达的活性炭.

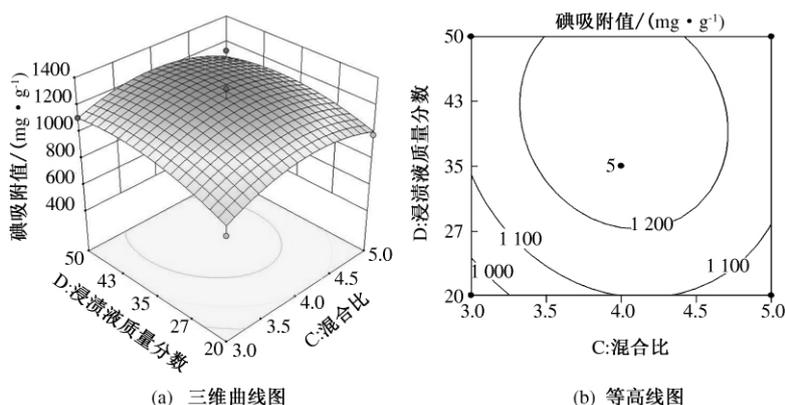


图2 混合比与浸渍液质量分数对碘吸附值的三维响应曲面图和等高线图

Fig. 2 Three dimensional surface and contour plots for mixed ratio, the mass fraction and the iodine adsorption value

图2表示混合比与浸渍液质量分数对碘吸附值的关系,由图2可知,随着 Na_2CO_3 质量在总活化剂中的增加,碘吸附值有极值出现.原因在于 Na_2CO_3 高温下分解产生的 CO_2 能促进微孔的生成,两种活化剂产生协同作用;但由于 Na_2CO_3 的活化性能远低于 NaOH ,加入的量过多又会降低活化的整体效果,导致碘吸附值降低.当混合比确定时,浸渍液质量分数在40%左右出现极值.可能浓度过低时会导致进入物料内部的溶质质量减少,造成活化过程中稻壳表面活化剂的分布密度较小,活化效果不佳;浓度过高时,浸渍液中水分含量就会相对减小,可能造成浸渍不充分而导致碘吸附值下降.

2.2 响应面结果分析

利用 Design Expert 8.0 软件对实验数据进行回归拟合,得碘吸附值与各因素之间的关系式

$$Y = 1\,249.88 + 274.73X_1 - 28.85X_2 + 14.10X_3 + 63.55X_4 + 42.55X_1X_2 + 5.03X_1X_3 + 20.50X_1X_4 + 6.20X_2X_3 - 14.32X_2X_4 - 25.90X_3X_4 - 261.20X_{12} - 64.04X_{22} - 129.62X_{32} - 85.26X_{42}$$

该模型的 F 值为 20.06,复相关系数 $R^2 = 0.952\,5$,校正相关系数 $\text{Adj } R^2 = 0.905\,0$,则数据

相关性高、与实际情况拟合得较好.

2.3 验证实验

按照响应面优化实验得到的工艺条件:活化温度 $635\text{ }^\circ\text{C}$,活化时间 35 min,混合比 4:1,浸渍液质量分数 40%,进行了三组平行实验,结果显示所制活性炭的平均碘吸附值为 $1\,383.5\text{ mg/g}$,与预测值 $1\,327.6\text{ mg/g}$ 相吻合,活化温度和浸渍液质量分数影响显著.

2.4 活性炭样品的表征

对利用最优工艺条件制成的稻壳基活性炭进行性能表征,测定其比表面积与孔径分布等.

2.4.1 活性炭表观形貌

图3为分别利用扫描电镜(SEM)观察到的原料和成品活性炭的表观形貌图.由图3(a)可见,脱硅稻壳结构较完整、边界清楚、壁面较厚、孔少且小、形态较规则.而图3(b)稻壳基活性炭形貌较脱硅稻壳原料有非常明显的变化,其孔壁变薄、表面孔多、呈现蜂窝状、凹凸不平,可以明显观察到在大孔壁上形成小孔,开孔率高,表面孔结构分布有序,孔与孔之间相互连通.所有这些孔都有利于吸附,不仅可以吸附大分子,同时能使小分子物质进入到内部的孔洞中,提高了活性炭的利用率.

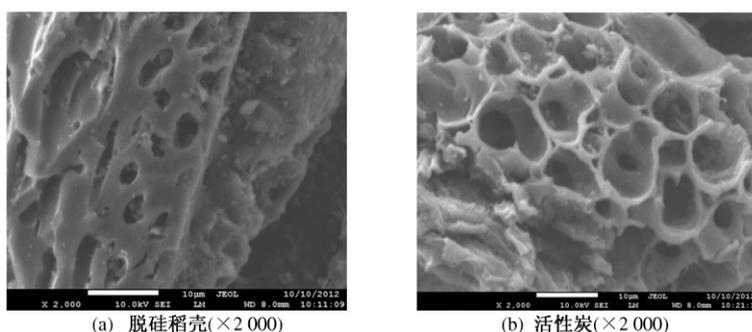


图3 脱硅稻壳(a)和活性炭(b)电镜照片

Fig. 3 SEM images of the desilicon rice husk ash (a) and AC (b)

2.4.2 比表面积和孔径分布

活性炭的 N_2 吸附等温线和孔径分布如图 4 (a) 和 (b) 所示, 根据 IUPAC 的分类, 图 4 (a) 所示吸附等温线属于典型的 IV 型吸附等温线, 具有滞留回环, 属于典型的介孔材料吸附, 存在单分子层饱和吸附. 吸附曲线形状呈反 S 型, 在吸附的前半段发生了类 I 型微孔结构吸附, 而在吸附的后半段出现了多分子层吸附, 说明该活性炭同时有微孔和中孔结构. 根据滞留回环形状推测, 活性炭内部可能存在瓶状孔结构. 根据 BET 法计算可知其比表面积为 $1\ 566.1\ m^2/g$, BJH 法计算平均孔径为 $2.05\ nm$, 总孔容为 $0.80\ cm^3/g$. 结合图 4 (b) 的孔径分布可知, 该活性炭为中孔集中性活性炭, 兼具微孔和大孔.

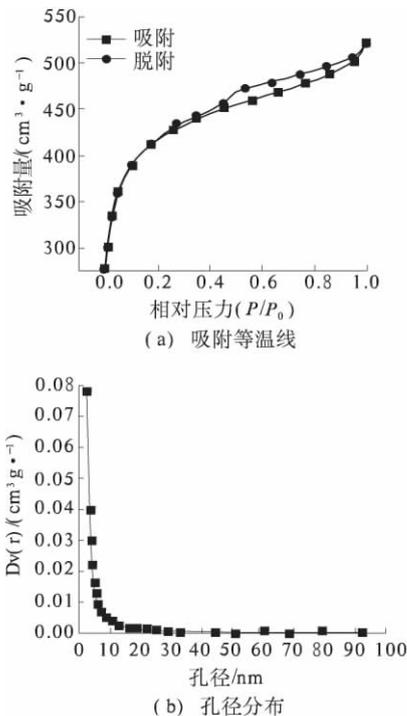


图 4 活性炭的 N_2 吸附等温线 (a) 和孔径分布 (b)
Fig. 4 N_2 adsorption isotherm (a)
and pore size distribution of AC (b)

2.4.3 红外光谱分析

脱硅稻壳基活性炭的红外光谱如图 5 所示, 从图 5 中可以看出脱硅稻壳与活性炭具有类似的吸收光谱, 表明二者官能团结构基本相同.

2.4.4 XRD 分析

脱硅稻壳基活性炭的 X 射线衍射关系如图 6 所示, 两条谱线在 $2\theta = 24^\circ$ 附近均出现了衍射宽峰, 该峰属于碳 (002) 晶面衍射峰; 在 $2\theta = 43^\circ$ 处活性炭比脱硅稻壳出现较明显的衍射峰, 该峰属于碳 (100) 晶面衍射峰.

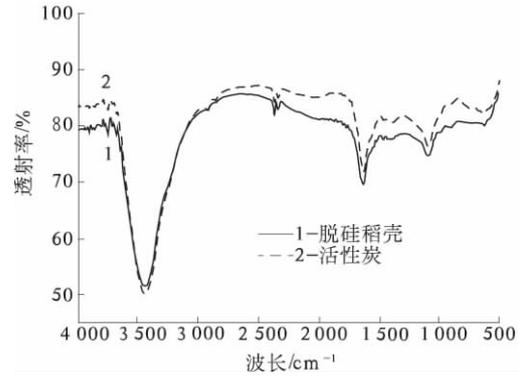


图 5 脱硅稻壳与活性炭的红外光谱图
Fig. 5 The FTIR of the material and AC

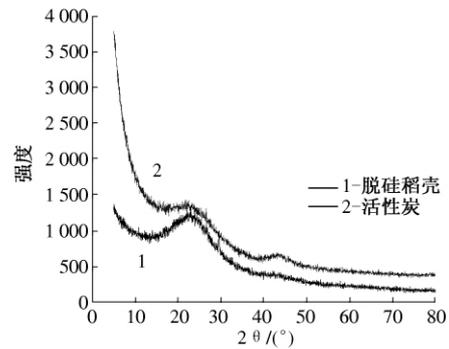


图 6 脱硅稻壳与活性炭的 X 射线衍射图
Fig. 6 The XRD of the desilicified rice husk ash and AC

据方程可知其晶层宽度变大, 表明稻壳基活性炭石墨微晶乱层程度增加, 类石墨微晶尺寸较小, 表面原子的活泼性增强, 碳结构出现无序化, 能形成较发达的孔隙结构, 增强吸附能力.

3 结论

在混合活化剂单因素实验基础上, 以碘吸附值作为响应目标, 在最佳物料比确定的情况下, 选取混合比、活化温度、活化时间及浸渍液质量分数这 4 个响应因素, 进行了 4 因素 3 水平的响应面分析法优化试验. 结果显示: 在活化温度 $635\ ^\circ C$, 活化时间为 $35\ min$, 混合比 4:1, 浸渍液质量分数为 40% 时碘吸附值出现极值; 然后进行了三组平行实验进行验证, 所得平均碘吸附值为 $1\ 383.5\ mg/g$; 通过试验表明, 活化温度和浸渍液质量分数对活性炭的碘吸附值影响显著.

对所制取的活性炭, 分别采用扫描电子显微镜 (SEM)、低温 N_2 吸附、红外光谱 (IR) 及 X 射线衍射 (XRD) 对其表面形貌、孔隙结构、表面官能团以及微晶结构等进行了表征. 根据 BET 法计算可知其比表面积为 $1\ 566.1\ m^2/g$, BJH 法计算其平均孔径为 $2.05\ nm$, 属于中孔集中性活性炭, 另外还含有部分微孔和大孔.

参考文献:

- [1] 李大伟,朱锡锋. 富含中、微孔稻壳活性炭的表征及液相吸附性能[J]. 中国环境科学, 2010, 30(12): 1597~1601.
- [2] 康东娟,唐晓龙,易红宏,等. 超级活性炭的制备和性能研究及应用现状[J]. 环境科学与技术, 2011, 34(7): 110~117.
- [3] WANG Mei-xian, WANG Cheng-yang, CHEN Ming-ming, et al. Preparation of high-performance activated carbons for electric double layer capacitors by KOH activation of mesophase pitches [J]. 新型炭材料, 2010, 25(4): 285~290.
- [4] KURATANI K, OKUNO K, IWAKI T, et al. Converting rice husk activated carbon into active material for capacitor using three-dimensional porous current collector [J]. Journal of Power Sources, 2011, 196(24): 10788~10790.
- [5] 魏善彪,谢四才. 氯化锌法活化脱硅稻壳制备活性炭的实验研究[J]. 西部资源, 2012(2): 62~63.
- [6] 孙建,石庆朝,黄琼. 微波法稻壳制备活性炭研究[J]. 再生资源与循环经济, 2011, 4(9): 42~44.
- [7] 胡志杰,郑鹏,叶明清. 利用水蒸气活化稻壳生产活性炭的研究[J]. 中国野生植物资源, 2012, 31(3): 67~70.
- [8] 荆汝壹,白阳,刘微,等. NaOH 活化法制备高比表面积稻壳活性炭[J]. 材料导报, 2010, 24(16): 466~468.
- [9] 陈景华,侯贵华. KOH 作用下稻壳制备高比表面积活性炭的研究[J]. 材料导报, 2009, 23(10): 90~92.
- [10] 厉悦,李湘洲,刘敏. 磷酸法稻壳基活性炭制备及表征[J]. 江苏农业科学, 2012, 40(8): 280~282.
- [11] BASTA A H, FIERRO V, SAIED H, et al. Effect of deashing rice straws on their derived activated carbons produced by phosphoric acid activation [J]. Biomass & Bioenergy, 2011, 35(5): 1954~1959.
- [12] FOO K Y, HAMEED B H. Utilization of rice husks as a feedstock for preparation of activated carbon by microwave induced KOH and K_2CO_3 activation [J]. Bioresource Technology, 2011, 102(20): 9814~9817.
- [13] 廖钦洪,刘庆业,蒙冕武,等. 稻壳基活性炭的制备及其对亚甲基蓝吸附的研究[J]. 环境工程学报, 2011, 5(11): 2447~2452.
- [14] 陈俊英,冯向应,史召霞. 混合活化制备稻壳基活性炭研究[J]. 功能材料, 2012, 43(23): 3278~3281.
- [15] 王新征,李梦青,李居荫,等. 制备方法对活性炭孔结构的影响[J]. 炭素技术, 2002(6): 25~30.

Optimization of Activated Carbon Preparation from Desilicon Rice Husk via Compound Agents by Response Surface Methodology

CHEN Jun-ying¹, FENG Xiang-ying^{1,2}, SHI Zhao-xia^{1,3}, FANG Shu-qi¹, HAN Xiu-li¹, WANG Duo⁴

(1. School Of Chemical Engineering and Energy, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. Shandong Xinhua Pharmaceutical Chemical Engineering Design Co. Ltd., Zibo 255086, China; 3. Shandong Jiejing Group Co. Ltd., Rizhao 276826, China; 4. State Key Laboratory of Motor Vehicle Biofuel Technology, Nanyang 473000, China)

Abstract: The activated carbon was prepared from desilicon rice husk by compound activating agents (NaOH and Na_2CO_3). The influence of four factors (activation temperature, activation time, mixed ratio, mass concentration of the impregnating solution) and three levels was investigated. The process was optimized by response surface methodology. The results showed that activation temperature and concentration of the impregnating solution were important factors on iodine adsorption value of activated carbon. The best conditions of preparing activated carbon the activation temperature of 635°C, activation time of 35 min, the mixing ratio of 4:1, mass concentration of the impregnating solution of 40%. The iodine adsorption value was 1383.5 mg/g, which was consistent with the predicted values. The structure and morphology of samples characterized by SEM. The specific surface area and pore-size distribution calculated by the methods of BET and BJH, respectively. The activated rice husk carbon exhibit a high specific surface area of 1566.1 m²/g, average pore diameter of 2.05 nm, total pore volume of 0.80 cm³/g.

Key words: response surface method; compound activating agent; desilicon rice husk; activated carbon; characterization

文章编号: 1671-6833(2015)02-0125-04

考虑运输的退化工件在线排序问题研究

刘其佳¹, 张利齐², 冯琪³

(1. 郑州大学 数学与统计学院, 河南 郑州 450001; 2. 河南农业大学 信息与管理科学学院, 河南 郑州 450003; 3. 中原工学院 理学院, 河南 郑州 450007)

摘要: 本文研究了单台机器上工件具有退化效应并且需要考虑工件运输的在线排序问题. 目标函数是最小化最大运输完工时间. 对于这个在线排序问题, 主要是设计一个有效的在线算法. 首先采用对手法找到问题的下界, 即设计一个坏实例, 使得算法得到的目标值与离线最优目标值的比尽可能的大, 之后依据下界设计给出一个在线算法. 通过对手法的应用, 给出问题的下界, 并设计了一个竞争比为2的在线算法.

关键词: 排序; 退化工件; 运输

中图分类号: O223 **文献标志码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1671-6833.2015.02.027

0 引言

排序问题是一类重要的优化问题. 在经典的排序问题中, 所有工件在机器上的加工时间为一个常数. 然而在实际问题中, 许多工件的加工时间依赖于工件的开工时间. 例如: 在钢铁企业的生产过程中, 工件的加工是有着严格的温度要求的. 如果工件在加工前有等待时间, 将会引起工件温度下降. 这样, 必须重新加温到规定的温度才能加工工件, 从而导致加工时间变长. 再比如, 机器长时间加工出现老化现象同时工人的长时间工作会出现疲劳操作, 这些都会导致开工晚的工件所需要的加工时间变长. 文献[1]和[2]分别独立提出了具有退化效应的排序问题. 文献[3]对单机上工件的加工时间是开工时间的简单线性函数的排序问题进行研究. 但是在实际问题中, 决策者并不能在决策时刻知道工件的完整信息. 因此线排序问题受到越来越多人的关注. 文献[4]研究了3个工件具有退化效应的在线排序问题, 目标函数分别为最小化最大运输完工时间、完工时间和以及最大时间表长. 对于这3个问题, 作者给出了最好可能的在线算法. 文献[5]中工件的加工时间是关于开工时间的简单线性函数, 目标函数是最小化完工时间和. 对于这个问题, 文献[5]给出问题

的下界并设计出达到下界的最好可能的在线算法.

近些年, 整合生产和运输的在线排序问题也得到了广泛的研究. 文献[6]较早的研究了单机上考虑工件运输的在线排序问题, 并给出最好可能的在线算法. 文献[7]是在批处理机上研究带工件运输的在线排序问题. 当批处理机的数目为2和3时, 分别给出了竞争比为2的在线算法. 当批处理机的数目大于4时, 给出竞争比为1.5的在线算法. 文献[8]是研究单机上工件需要分批运输的在线排序问题. 对于不同的模型, 分别给出了在线算法. 文献[9]研究了两阶段供应链的半在线排序问题, 并给出了有效的算法. 在此之前的文献分别研究了退化工件的排序问题以及工件具有运输时间的排序问题, 但是并没有很好的将二者结合起来. 笔者研究了运输车辆的容量有限制的退化工件的在线排序问题, 不仅将二者有效的结合在一起, 而且更符合实际生产生活要求.

1 问题的描述

假定工件 J_1, J_2, \dots, J_n 按时间在线到达, 即只有工件 J_j 到达了, 才能知道它的到达时间 r_j 及退化率 a_j . 而且工件的数目 n 也是事先不知道的. 我们研究的模型中, 工件的退化效应是指 $p_j = a_j t$,

收稿日期: 2014-08-30; 修订日期: 2014-11-25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(11401604; 11401605); 河南省基础与前沿技术研究计划资助(132300410392)

作者简介: 刘其佳(1987-), 女, 河南尉氏人, 郑州大学博士生, 主要研究方向: 图论与组合最优化, E-mail: liuqijia39@163.com.

其中 t 是该工件的开工时刻. 工件的加工时间依赖于工件的开工时间, 通常假定所有的工件是在某个时刻及之后到达的, 假定所有工件是在 t_0 时刻及之后到达的. 这些工件先在一台机器上加工, 然后完工的工件再由一台容量有限的车辆运送给下了订单的顾客. 目标函数是最小化最大运输完工时间. 令 T 是车辆在机器和顾客之间运送一个来回所花费的时间. 由于事先并不会知道谁会下订单, 因而假定当第一个工件到达的时刻, 才会知道 T 的大小. 我们用 D_j 表示 J_j 的运输完工时间, 即车辆将 J_j 由加工地运送给顾客并再次返回到加工地的时刻. 这个在线排序问题用三参数表示为

$$1 \rightarrow D \mid \text{online}, r_j \geq t_0, p_j = a_j t, v = 1, c \mid D_{\max},$$

式中: $1 \rightarrow D$ 表示工件先在一台机器上加工, 完工的工件再被车辆运送给顾客; $\text{online}, r_j \geq t_0$ 表示这个排序问题中的工件按时间在线到达; $p_j = a_j t$ 表示工件的加工时间依赖于工件的开工时间; $v = 1$, c 表示有一台容量限制为 c 的车辆参与运输, 即车辆每次运送的工件数最多为 c 个; $D_{\max} = \max\{D_j, 1 \leq j \leq n\}$ 是目标函数, 最大运输完工时间.

在线排序中, 决策者是在不知道未来工件信息的情况下设计在线算法的, 因此大部分的问题都找不到最优的在线算法. 通常我们用竞争比衡量在线算法的好坏, 对于最小化目标函数的问题, 我们说在线算法 A 是 ρ 竞争的, 如果对任意实例 I 有 $A(I) \leq \rho \cdot \text{opt}(I)$, 其中 $A(I)$ 是在线算法 A 的目标函数值, $\text{opt}(I)$ 是最优离线算法生成的目标函数值. 研究在线排序问题时, 首先要找到问题的下界, 通常是用对手法. 所谓对手法是指设计一个坏实例, 使得任意的在线算法应用到该实例上时得到的目标值与离线最优目标值的比值尽可能大. 然后再设计在线算法, 而设计算法的竞争比要尽可能的与问题的下界接近, 而一旦算法的竞争比与问题的下界吻合, 我们称这样的算法为最好的在线算法, 这样在线问题就得到彻底的解决.

在我们研究的排序问题中, 车辆的运输容量是有限制的, 这也和实际问题一致. 我们将放在车辆上同时运输的工件集合称为一个运输批. 令 B_1, \dots, B_q 是某个排序中按此标号运输的运输批.

$U(t)$: 时刻 t 已经到达但尚未加工的工件集合; $A(s)$: 时刻 s 已经完工但尚未被运输的工件集合; $\rho(B_i)$: 运输批 B_i 的准备时间, 即集合 B_i 里工件的最大完工时刻; $\delta(B_i)$: B_i 开始被运送的时

刻, 显然在一个可行排序中, 始终有 $\delta(B_i) \geq \rho(B_i)$; 如果 $\delta(B_{i-1}) + T < \delta(B_i)$, 我们说车辆在紧挨着时刻 $\delta(B_i)$ 之前是空闲的; 反之, 如果 $\delta(B_{i-1}) + T = \delta(B_i)$, 我们说车辆在紧挨着时刻 $\delta(B_i)$ 之前是忙碌的; $D(B_i)$: 运输批 B_i 的运输完工时刻, 即 $D(B_i) = \delta(B_i) + T$.

2 问题的下界

用对手法来建立问题的下界. 令 $\alpha = (\sqrt{5} + 1) / 2$. 显然有 $\alpha \cdot (1 + \alpha) = 1$.

定理 1 对于排序问题

$$1 \rightarrow D \mid \text{online}, r_j \geq t_0, p_j = a_j t, v = 1, c \mid D_{\max},$$

不存在竞争比小于 $1 + \alpha$ 的在线算法.

证明: 给定一个在线算法 H , 令 $T = Nt_0$, 其中 N 是一个的正整数 ($N \geq 5$). 再令 D_{\max}^H 和 D_{\max}^* 分别是在由在线算法 H 和离线最优算法得到的目标函数值. 通过对手法给出下面这个实例: 在 t_0 时刻, 工件 J_1 到达且它的退化率为 $a_1 = (k - 1) T / (1 + \alpha) t_0$. 假定算法 H 是在 t 时刻开始加工工件 J_1 的.

如果 $t \geq (1 + \alpha) t_0 + \alpha T / (1 + a_1)$, 则不再有新的工件到达. 那么有 $D_{\max}^H = t + a_1 t + T$. 而最优离线算法会在 t_0 时刻开始加工 J_1 并在其完工时立刻运输, 因此有 $D_{\max}^* = t_0 + a_1 t_0 + T$.

进而当 $k \rightarrow +\infty$ 时, 得到

$$\frac{D_{\max}^H}{D_{\max}^*} = \frac{t + a_1 t + T}{t_0 + a_1 t_0 + T} \geq \frac{t_0(1 + \alpha)(1 + a_1) + (1 + \alpha)T}{t_0(1 + a_1) + T} = 1 + (\alpha t_0(1 + a_1) + \alpha T) / (t_0(1 + a_1) + T) = 1 + \alpha.$$

如果 $t < (1 + \alpha) t_0 + \alpha T / (1 + a_1)$, 显然有 $t \geq t_0$, 则在 $t + \varepsilon$ 时刻有 $(k - 1)c$ 个工件 $J_2, J_3, \dots, J_{(k-1)c+1}$ 到达且它们的退化率均为 $(k-1)^c \sqrt[1+\varepsilon]{1+\varepsilon} - 1$. 在线算法 H 在 t 时刻加工工件 J_1 , 之后依次加工工件 $J_2, J_3, \dots, J_{(k-1)c+1}$, 有 $D_{\max}^H = t + a_1 t + kT$. 由于 $a_i, 2 \leq i \leq (k - 1)c$, 都是趋近于 0 的, 最优的离线算法会在 $t + \varepsilon$ 时刻依次加工工件 $J_2, J_3, \dots, J_{(k-1)c+1}, J_1$, 而在运输时, 第一次运送工件 J_2 , 接下来每次运送 c 个工件. 而当 $\varepsilon \rightarrow 0$ 时, 工件 J_2 的加工时间等于 $(t + \varepsilon) a_2 \rightarrow t$, 并且工件 $J_{(k-1)c+1}$ 的完工时刻也是趋于 t 的. 已知 $t < (1 + \alpha) t_0 + \alpha T / (1 + a_1) \leq T$ 的, 因此得到 $D_{\max}^* = (t + \varepsilon)(1 + a_2) + kT$.

当 $k \rightarrow +\infty$ 且 $\varepsilon \rightarrow 0$ 时, 有

$$\frac{D_{\max}^H}{D_{\max}^*} = \frac{t + a_1 t + kT}{(t + \varepsilon)(1 + a_2) + kT} \rightarrow \frac{t + a_1 t + kT}{t + kT} = 1 + a_1 t / (t + kT) \geq 1 + (\alpha(k - 1)T) / (t + kT)$$

→1 + α. 此定理得证.

3 设计在线算法及竞争比分析

在本节中,将给出排序问题 $1 \rightarrow D \mid \text{online}, r_j \geq t_0, p_j = a_j t, v = 1, c \mid D_{\max}$ 的一个竞争比为 2 的在线算法. 首先给出在线算法的具体描述.

3.1 算法 D^c

加工阶段. 在时刻 t , 如果机器是空闲的且有 $U(t) \neq \emptyset$ 时, 从 $U(t)$ 中选择退化率最小的工件在 t 时刻加工. 否则, 只需等待.

运输阶段.

步骤 1 在 s 时刻, 如果车辆是空闲的, $s \geq \alpha T$ 且 $A(s) \neq \emptyset$, 确定集合 $A(s)$ 中工件的数目为 $|A(s)|$.

步骤 2 如果 $|A(s)| \geq c$, 把集合 $A(s)$ 中最早完工的 c 个工件放在一个运输批, 并在时刻 s 运送这个运输批.

步骤 3 如果 $0 < A(s) < c$, 那么

①如果机器在时刻 s 是空闲的且 $U(s) = \emptyset$, 把集合 $A(s)$ 中的工件放在一个运输批并在时刻 s 运送这个运输批.

②如果机器在时刻 s 是忙碌的或者 $U(s) \neq \emptyset$, 需要等待到机器是空闲的且 $U(s') = \emptyset$ 的时刻($s' > s$) 或者等待到有新的工件到达的时刻.

步骤 4 回到步骤 1.

事实上算法 D^c 的加工阶段是一个相对独立的算法, 只要是有已经到达尚未加工的工件, 机器就会一直忙碌. 而算法 D^c 的运输阶段则是要依赖于是否有一定数目的已经完工尚未被运送的工件. 运输阶段中机器是空闲的说明此刻没有工件正在加工, 而 $U(s) = \emptyset$ 说明此刻没有已经到达但尚未加工的工件. 当需要运输的工件的数目不超过 c 个时, 必须同时满足以上两个条件, 车辆才有可能开始运送工件.

令 μ 和 π 分别是由算法 D^c 和离线最优算法得到的排序. D_{\max}^{μ} 和 D_{\max}^{π} 分别是由排序 μ 和 π 中得到的目标函数值. 而 C_{\max}^{μ} 和 C_{\max}^{π} 分别是排序 μ 和 π 中的最大时间表长(即机器上最后一个工件的完工时刻). 令 C_{\max}^* 是排序问题 $1 \rightarrow D \mid \text{online}, r_j \geq t_0, p_j = a_j t \mid C_{\max}$ 的离线最优目标值.

引理 1^[4] 对于排序问题 $1 \rightarrow D \mid \text{online}, r_j \geq t_0, p_j = a_j t \mid C_{\max}$, 贪婪算法可以给出最优的排序.

引理 2 $C_{\max}^{\mu} = C_{\max}^*$.

证明: 引理 1. 中的贪婪算法是指在存在已经到达且尚未加工的工件时, 算法可以按照任意的顺序将工件安排在机器上的加工. 由此算法 D^c 的

运输阶段就是一个贪婪算法, 依据引理 1 知道 μ 是排序问题

$$1 \rightarrow D \mid \text{online}, r_j \geq t_0, p_j = a_j t \mid C_{\max}$$

的一个最优排序, 从而得到 $C_{\max}^{\mu} = C_{\max}^*$, 此引理得证.

假定在研究的排序问题中有 n 个工件. 由于车辆的运输容量是有限的, 即每次运输最多能运 c 个工件, 在任意一个可行排序中, 最少需要 $k^* = \lceil n/c \rceil$ 个运输批. 而一个运输批被称为满的, 是指这个运输批中恰好运送了 c 个工件. 否则, 我们称一个运输批为非满的. 很容易可以得到以下这个引理.

引理 3 $D_{\max}^{\mu} \geq \{C_{\max}^{\mu} + T, t_0 + k^* T\}$.

假定 B_1, \dots, B_k 是排序 μ 中按标号顺序运送的运输批并且令 $n_B = |\{B_1, \dots, B_k\}|$. 同时假定工件的最后一个到达时刻为 r_i . 而依据算法 D^c 运输阶段的执行规则, 可以得到下面的引理.

引理 4 (1). $\delta(B_i) \geq \alpha T$, 对 $1 \leq i \leq k$.

(2). 如果车辆在紧挨着时刻 $\delta(B_i)$ 之前是空闲的, 那么有 $\delta(B_i) = \rho(B_i)$.

证明: (1). 由算法 D^c 运输阶段(步骤 1) 的执行规则, 显然有 $\delta(B_i) \geq \alpha T$, 对 $1 \leq i \leq k$.

(2). 已知在任意一个可行的排序中始终有 $\delta(B_i) \geq \rho(B_i)$. 因为车辆在紧挨着时刻 $\delta(B_i)$ 之前是空闲的, 有 $\delta(B_{i-1}) + T < \delta(B_i)$, 说明在 $\delta(B_i)$ 时刻之前运输批 B_i 中还有没有完工的工件, 因而有 $\delta(B_i) = \rho(B_i)$.

现在我们来分析算法 D^c 的竞争比为 2.

引理 5 如果有 $n_B = 1$, 我们 $D_{\max}^{\mu} \leq 2D_{\max}^{\pi}$.

证明: $n_B = 1$ 说明有 $D_{\max}^{\mu} = \delta(B_k) + T$. 而依据引理 1. 和引理 3., 此引理得证.

引理 6 如果 $n_B \geq 2$, 我们有 $D_{\max}^{\mu} \leq 2D_{\max}^{\pi}$.

证明: 已知 $n_B \geq 2$, 令 B_t 是满足 B_t, \dots, B_k 是连续运输的最早运输批. 显然 $t \neq k$. 因此有 $D_{\max}^{\mu} = \delta(B_t) + (k - t + 1) T$. 分以下两种情形讨论.

情形 1 B_t, \dots, B_{k-1} 中有非满的运输批. 令 B_i 是 B_t, \dots, B_{k-1} 中标号最大的非满的运输批. 因为 B_i 是非满的运输批, 依据算法 D^c 的运输阶段的执行规则, 那么在时刻 $\delta(B_i)$ 机器是空闲的且 $U(\delta(B_i)) = \emptyset$. 进而知道运输批 B_{i+1}, \dots, B_k 中的工件是在时刻 $\delta(B_i)$ 之后才到达的, 并且这些工件至少需要 $k - i$ 个运输批. 因此有 $D_{\max}^{\pi} \geq \delta(B_i) + (k - i) T$. 另一方面, 有 $D_{\max}^{\mu} = \delta(B_t) + (k - t + 1) T = \delta(B_i) + (k - i + 1) T$ 进而得到了 $D_{\max}^{\mu} - D_{\max}^{\pi} \leq T \leq D_{\max}^{\pi}$, 得证.

情形 2 B_t, \dots, B_{k-1} 均是满的运输批. 显然有 $k^* \geq k - t + 1$. 如果 $\delta(B_t) = \alpha T$, 有 $B_t = B_1$. 从而有 $D_{\max}^\mu = \delta(B_t) + (k - t + 1)T = \alpha T + (k - t + 1)T \leq \alpha T + k^* T \leq 2D_{\max}^\mu$, 此情形得证. 如果 $\delta(B_t) > \alpha T$, 因为 B_t 是满足 B_t, \dots, B_k 是连续运输的最早运输批, 所以车辆在紧挨在时刻 $\delta(B_t)$ 之前是空闲的, 依据引理 4(2), 有 $\delta(B_t) = \rho(B_t) < C_{\max}^\mu$. 进而得到 $D_{\max}^\mu = \delta(B_t) + (k - t + 1)T \leq 2D_{\max}^\mu$, 得证.

由引理 5 和引理 6, 可以得到下面的定理.

定理 2 对于排序问题是

$$1 \rightarrow D \mid \text{online}, r_j \geq t_0, p_j = a_j t, v = 1, c \mid D_{\max},$$

算法 D^c 是一个竞争比为 2 的在线算法.

4 结论

研究了工件具有退化效应且有一台容量有限的车辆参与运输的在线排序问题. 用对手法找到一个坏例子来说明了任意一个在线算法它的竞争比不会小于 $1 + \alpha$. 然后设计了一个竞争比为 2 的在线算法. 对于该问题的下界是否能够增大, 又或者能否找到竞争比小于 2 的在线算法是进一步的研究课题.

参考文献:

- [1] GUPTA J N D, GUPTA S K. Single facility scheduling with nonlinear processing times [J]. Computer and Industrial Engineering, 1988, 14(4): 387-393.
- [2] BROWNE S, YECHIALI U. Scheduling deteriorating jobs on a single processor [J]. Operations Research, 1990, 38(3): 495-498.
- [3] MOSHEIOV G. Scheduling jobs under simple linear deteriorating [J]. Computer and Operations Research, 1994, 21(6): 653-659.
- [4] LIU Ming, ZHENG Fei-feng, WANG Shi-jin, et al. Optimal algorithms for online single machines with deteriorating jobs [J]. Theoretical Computer Science, 2012, 445: 75-81.
- [5] YU Sheng, PRODENCE W. H. WONG. Online scheduling of simple linear deteriorating jobs to minimize the total general completion time [J]. Theoretical Computer Science, 2013, 487: 95-102.
- [6] HOOGEVEEN J A, VESTJEN A P A. A best possible Deterministic online algorithm for minimizing maximum delivery time on a single machine [J]. SIAM Journal on Discrete Mathematics, 2000, 13(1): 56-63.
- [7] FANG Yang, LU Xi-wen, LIU Pei-hai. Online batch scheduling on parallel machines with delivery times [J]. Theoretical Computer Science, 2011, 412(39): 5333-5339.
- [8] NG C T, LU Ling-fa. On-line integrated production and outbound distribution scheduling to minimize the maximum delivery completion time [J]. Journal of Scheduling, 2012, 15(3): 391-398.
- [9] IGOR A, MEHMET B. Semi-online two-level supply chain scheduling problems [J]. Journal of Scheduling, 2012, 15(3): 381-390.

Research on Online Scheduling with Deteriorating Jobs and Delivery Times

LIU Qi-jia¹, ZHANG Li-qi², FENG Qi³

(1. School of Mathematics and Statistics, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. College of Information and Management Science, Henan Agricultural University, Zhengzhou 450003, China; 3. College of Science, Zhongyuan University of Technology, Zhengzhou 450007, China)

Abstract: In this paper, we study the online scheduling on a single machine with deteriorating jobs and delivery times. The objective function is to minimize the maximum delivery completion time of these jobs. For this online scheduling problem, the objective is to design an effective online algorithm. We establish a lower bound by adversary strategy, i. e., design a bad instance to make the ratio of the objective by online algorithm and offline objective as big as possible, then we present an online algorithm by this lower bound. Thus we get a lower bound by adversary strategy and an online algorithm with the competitive ratio of 2.

Key words: scheduling; deteriorating jobs; delivery