

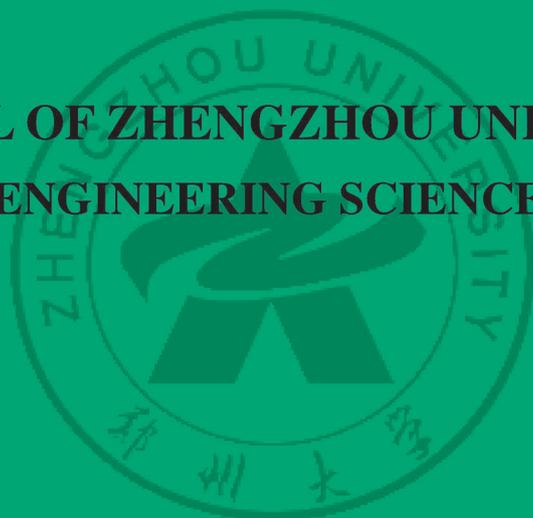
- 全国中文核心期刊
- 中国科技核心期刊
- RCCSE中国核心学术期刊

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

郑州大学学报

工 学 版

JOURNAL OF ZHENGZHOU UNIVERSITY
ENGINEERING SCIENCE



2020.2



第41卷 第2期
Vo1.41 No.2
2020年3月出版

郑州大学学报

工 学 版

JOURNAL OF ZHENGZHOU UNIVERSITY
ENGINEERING SCIENCE

编 委 会

特邀编委：

申长雨(中国科学院院士)

何季麟(中国工程院院士)

张孟杰(新西兰惠灵顿维多利亚大学)

刘炯天(中国工程院院士)

金耀初(英国萨里大学)

Kay Chen Tan (香港城市大学)

编委会主任：

邵国胜(郑州大学)

编委(按姓氏笔画为序)：

王 凌(清华大学)

王忠勇(郑州大学)

公茂果(西安电子科技大学)

叶国田(郑州大学)

刘国际(郑州大学)

关绍康(郑州大学)

麦立强(武汉理工大学)

李勇平(上海应用物理所)

张 冰(郑州大学)

张少军(郑州大学)

陈静波(郑州大学)

庞新厂(郑州大学)

赵明皞(郑州大学)

高丹盈(河南工程学院)

唐 珂(南方科技大学)

梁长浩(合肥物质科学院)

韩一帆(郑州大学)

潘复生(重庆大学)

王亚明(郑州大学)

王宗敏(中原工学院)

左其亭(郑州大学)

刘 波(中国科学院数学与系统科学研究院)

刘春太(郑州大学)

许 群(郑州大学)

李 杰(同济大学)

吴泽宁(郑州大学)

张 涛(北京航空航天大学)

陈伟能(华南理工大学)

陈德良(郑州大学)

单崇新(郑州大学)

贾 瑜(郑州大学)

郭院成(郑州大学)

梁 静(郑州大学)

董 林(郑州大学)

臧双全(郑州大学)

目 次

智能信息

- 基于反馈迭代算法的航空通信系统信道估计算法研究 张建康, 赵悠悠, 尚应博, 穆晓敏(1)
- 基于改进型 YOLO v3 的蔬菜识别算法 魏宏彬, 张端金, 杜广明, 肖文福(7)
- 超声波传感器特性分析与测试方法的研究 王 翥, 刘春龙, 罗清华(13)
- 基于 FPGA 的高分辨率视频图像实时增强去雾系统
..... 刘华军, 张瑞珏, 刘建锋, 王 盛, 夏巧桥(19)
- 基于改进滑模观测器的 BLDCM 无传感器控制 白国长, 姚记亮(25)

机械工程

- 升降平台运动构件焊缝疲劳寿命数值仿真 高祥林, 王建明, 汪 言, 李博志(32)
- 基于多晶体模型的 18CrNiMo7-6 合金钢本构参数确定 王 刚, 宋 建, 张建伟, 王冰冰(38)
- 超声滚压 18CrNiMo7-6 齿轮钢表面变质层性能分析
..... 刘治华, 张天增, 杨孟俭, 戴骐隆, 张银霞(44)
- 基于绝对节点坐标方法的柔顺机构动力学建模与仿真 张志刚, 周 翔, 房占鹏, 肖艳秋(50)
- 18CrNiMo7-6 钢渗碳仿真扩散系数模型的研究 秦盛伟, 张玉芳, 张 棒(56)

电气工程

- 计及 DR 的新能源配电网电压无功协调优化 章 健, 张玉晓, 熊壮壮, 朱永胜, 谢加新(61)
- 基于 ARIMA 模型的变压器油中溶解气体含量时间序列预测方法 贾茹宾, 高金峰(67)
- 基于深度优先搜索和灰狼算法的微电网重构 张青林, 辛小南, 程志平(73)

土木工程

- 钢筋混凝土剪力墙在竖向荷载作用下的稳定性分析 宋林润, 赵 军(80)
- 带翼缘板嵌入式连接件抗剪承载力试验研究
..... 张 哲, 史 锦, 李国强, 汤 意, 李斐然, 王 燕, 孙东生(86)
- 侧压系数及回填材料对双护盾 TBM 卡机控制的影响分析 温 森, 贾书耀, 高星璞(91)

CONTENTS

【Intelligent Information】

- Feedback-Iterative Channel Estimation Algorithm for Aeronautical Communication System
..... **ZHANG Jiankang , ZHAO Youyou , SHANG Yingbo , MU Xiaomin (1)**
- Vegetable Recognition Algorithm Based on Improved YOLOv3
..... **WEI Hongbin , ZHANG Duanjin , DU Guangming , XIAO Wenfu (7)**
- Research on Ultrasonic Sensors Characteristics and Testing Method
..... **WANG Zhu , LIU Chunlong , LUO Qinghua (13)**
- High Resolution Video Image Real-time Enhancement System Based on FPGA
..... **LIU Huajun , ZHANG Ruijie , LIU Jianfeng , WANG Sheng , XIA Qiaoqiao (19)**
- Sensorless Control of BLDCM Based on Improved Sliding Mode Observer
..... **BAI Guochang , YAO Jiliang (25)**

【Mechanical Engineering】

- Numerical Simulation of Weld Fatigue Life of Moving Components of Lifting Platform
..... **GAO Xianglin , WANG Jianming , WANG Yan , LI Bozhi (32)**
- Constitutive Parameters of 18CrNiMo7-6 Alloy Determined by a Polycrystalline Model
..... **WANG Gang , SONG Jian , ZHANG Jianwei , WANG Bingbing (38)**
- Performance Analysis of Surface Modification Layer of 18CrNiMo7-6 Gear Steel Treated by Ultrasonic Rolling
..... **LIU Zhihua , ZHANG Tianzeng , YANG Mengjian , DAI Qilong , ZHANG Yinxia (44)**
- Dynamics Modeling and Simulation of Compliant Mechanisms Using Absolute Nodal Coordinate Formulation
..... **ZHANG Zhigang , ZHOU Xiang , FANG Zhanpeng , XIAO Yanqiu (50)**
- Study on Diffusion Coefficient of Carburizing Process Simulation of 18CrNiMo7-6 Steel
..... **QIN Shengwei , ZHANG Yufang , ZHANG Bang (56)**

【Electrical Engineering】

- Voltage Reactive Power Coordination Optimization of Distributed New Energy Network Considering DR
..... **ZHANG Jian , ZHANG Yuxiao , XIONG Zhuangzhuang , ZHU Yongsheng , XIE Jiaxin (61)**
- Time Series Prediction Method of Dissolved Gas Content in Transformer Oil Based on ARIMA Model
..... **JIA Rubin , GAO Jinfeng (67)**
- Optimization Method Based on Depth-first Search and Grey Wolf Optimization Algorithm for Reconfiguration of Microgrid
..... **ZHANG Qinglin , XIN Xiaonan , CHENG Zhiping (73)**

【Civil Engineering】

- The Stability Analysis of Reinforced Concrete Shear Wall under Vertical Compression
..... **SONG Linjian , ZHAO Jun (80)**
- Experimental Study on Shear Bearing Capacity of Embedded Connector with Flange Plate
..... **ZHANG Zhe , SHI Jin , LI Guoqiang , TANG Yi , LI Feiran , WANG Yan , SUN Dongsheng (86)**
- Impact of Lateral Pressure Coefficient and Backfilling Material on Double Shield TBM Jamming Control
..... **WEN Sen , JIA Shuyao , GAO Xingpu (91)**

文章编号:1671-6833(2020)02-0001-06

基于反馈迭代算法的航空通信系统信道估计算法研究

张建康, 赵悠悠, 尚应博, 穆晓敏

(郑州大学 信息工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 航空通信系统的时变性和大时延, 导致传统信道估计算法存在信道参数估计不精确问题。为解决此问题, 在建立飞机巡航阶段两径莱斯信道模型的基础上, 提出一种反馈迭代信道估计算法。该算法核心思想为: 首先利用少量原始导频对信道进行粗略时域最小二乘(least-square, LS)估计, 并检测传输信号; 之后将检测信号经调制和卷积编码反馈至信道估计器, 并作为导频再次进行信道估计; 最后将以上过程经过两次迭代得到最终结果。仿真结果表明, 提出的算法相比无反馈的LS算法, 在信噪比小于20 dB情况下, 可获得约2 dB的均方误差增益, 从而验证了此迭代估计算法可以起到提高航空信道估计精确度的效果。

关键词: 航空通信; 导频; OFDM; 信道估计; 反馈迭代

中图分类号: TN929.531

文献标志码: A

doi:10.13705/j.issn.1671-6833.2019.03.004

0 引言

正交频分复用(orthogonal frequency division multiplexing, OFDM)技术具有良好的抗多径干扰能力和极高的频谱利用率, 可以灵活地和其他接入方式结合衍生出新的系统, 目前已广泛地应用在无线通信系统和L-band数字航空通信系统(L-band digital aeronautical communication system, LDACS)中^[1-3]。在实际航空通信中, 飞机的高速运动以及飞机间较大的通信距离会产生高多普勒频移和大传播时延, 这对OFDM技术在航空通信中的应用提出巨大挑战。多普勒频移破坏子载波间的正交性, 造成子载波间的功率泄漏, 从而产生子载波间干扰(inter-carrier interference, ICI); 大时延会产生符号间干扰, 因而时变信道背景下的信道估计和均衡技术成为航空通信系统中的一个关键技术问题^[4-5]。

近年来, 基于导频的信道估计算法在无线通信系统背景下得到广泛的研究。导频位置及导频疏密对于信道估计性能具有很大影响^[6], 时变信道下梳状导频可以更好地适应时变信道^[7-8]。航空场景下的高多普勒频移将导致信道的快速时变

性。笔者充分考虑航空通信信道的快速时变性, 在插入梳状导频前提下寻找满足信道估计的导频数量。传统估计算法中, 最小二乘(least-square, LS)估计算法具有计算量小、实现简单的特点, 但估计性能不理想。Edfors等^[9]提出的线性最小均方误差(linear minimum mean square error, LMMSE)估计算法, 虽然利用奇异值分解降低了复杂度, 但需要已知信道的二阶统计特性, 当信道二阶统计特性难以准确获得时, 信道估计性能显著恶化。文献[10-11]介绍了基于迭代反馈的算法, 迭代反馈算法是将经过信道估计之后的检测信号作为导频信息再次进行估计的算法。

传统的估计算法适合慢时变或时不变信道, 不能实时跟踪航空通信系统的快时变信道。通过增加导频数量提升信号估计将严重降低频率效率; 且导频数量的增加也将增加处理时延, 难以跟踪快速时变信道。笔者利用少量导频信号基于LS算法进行初始信道估计, 并充分利用信道译码器的及时纠错能力来提高信号检测的准确性, 之后将检测信号作为虚拟的导频信号反馈至信道估计器, 增加有效的导频数量, 从而显著提升信道估计的精确度。通过仿真表明, 在LS算法的基础上

收稿日期: 2019-07-19; 修订日期: 2019-10-12

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(NSFC61571401); 河南省高校科技创新人才资助项目(18HASTIT021); 河南省高等学校青年骨干教师资助项目(2015GGJS-154)

作者简介: 张建康(1982—), 男, 河南开封人, 郑州大学副教授, 博士, 博士生导师, 主要从事无线通信系统信号处理技术、大规模MIMO、航空通信, E-mail: iejkzhang@zzu.edu.cn。

加入反馈迭代可以显著提高信道估计的精确性,较其他传统信道算法在航空通信中可以达到更好的估计效果。

1 系统与信道模型

1.1 系统模型

以空对地(air-to-ground, ATG)航空通信为背景,研究航空通信系统信道估计算法。航空通信系统的信道可以建模为两径模型^[12],如图1所示,输入信息比特流经过星座映射、串并变换为 N 路并行比特流,插入导频之后经过逆傅里叶变换(inverse discrete fourier transform, IDFT) 得到等效基带 OFDM 信号:

$$x(n) = \frac{1}{N} \sum_{k=0}^{N-1} x(k) e^{j2\pi nk/N} \quad 0 \leq n \leq N-1, \quad (1)$$

式中: N 为总的子载波个数; k 为子载波序号; n 为第 n 个抽样时刻。

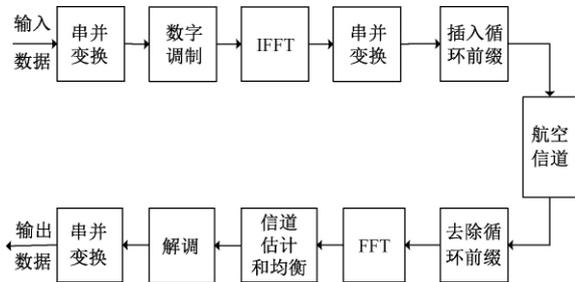


图1 基于 OFDM 的数字航空通信系统

Figure 1 Digital aeronautical communication system based on OFDM

为消除多径造成的 ICI,引入循环前缀(cyclic prefix, CP) 充当保护间隔,串并变换后进行信道传送。

1.2 信道模型

根据 Haas^[12] 研究,航空通信在不同飞行状态下具有不同信道特征,其中巡航阶段信道具有莱斯特性,即同时存在直射路径(line-of-sight, LOS)和散射路径。图2给出飞机处于巡航状态下信道示意图,飞机与地面基站之间存在直射路径和散射路径,此时航空信道可以建立为两径模型,信道的莱斯因子 K 取典型值 15 dB,信道服从莱斯分布。

根据广义平稳非相关散射信道模型^[13],建立两径模型信道表达式:

$$h(t, \tau) = a \cdot e^{j2\pi f_{D_{LOS}} \tau} \sigma(\tau - \tau_0) + c \cdot \sum_{p=1}^p e^{j\theta_p} e^{j2\pi f_{D_p} \tau} \sigma(\tau - \tau_1), \quad (2)$$

式中: p 表示散射多径信道总个数,文中多径总数

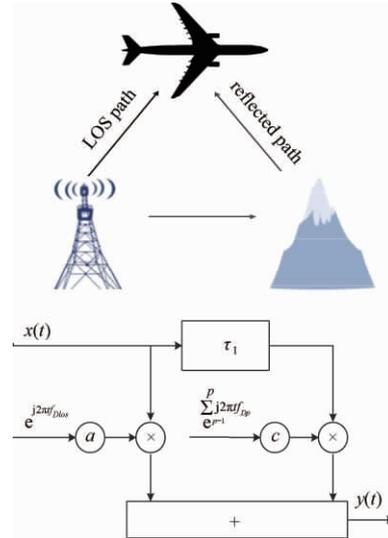


图2 航空信道两径模型

Figure 2 Two-ray Model of Aeronautical Channel

$p = 20$; θ_p 为第 p 条径的初始相位;根据定义莱斯因子 $K = a^2/c^2$,其中 $a = \sqrt{K/K+1}$, $c = \sqrt{1/K+1}$; $f_{D_{LOS}}$ 为直射路径的多普勒频移; f_{D_p} 为第 p 条散射径的多普勒频移; τ_0 和 τ_1 分别为直射路径时延值和散射路径时延值。

信号 $x(n)$ 通过具有加性高斯白噪声(additive white gaussian noise, AWGN) 的信道之后,接收信号可表达为:

$$y(n) = x(n) \otimes h(n) + w(n), \quad (3)$$

式中: \otimes 表示卷积; $w(n)$ 为均值为 0、协方差为 σ^2 的高斯白噪声; $h(n)$ 为时域信道冲激响应。

经过傅里叶变换(discrete fourier transform, DFT) 之后,接收信号的频域形式可以表达为:

$$Y[k] = X[k]H[k] + W[k] \quad 0 \leq k \leq N-1 \quad (4)$$

式中: k 为子载波序号; $H[k]$ 为第 k 个子载波的信道频域响应; $X[k]$ 表示发送信号; $W[k]$ 表示噪声频域响应。

2 信道估计准则

根据式(4),去除子载波序号 k ,我们可以进一步得

$$Y = XGh + W, \quad (5)$$

式中: $X = \text{diag}\{X(1), X(2), \dots, X(N_p-1)\}$ 为频域导频信号; $Y = [Y(1), Y(2), \dots, Y(N_p-1)]$ 为频域接收信号; $h = [h_0, h_1, h_2, \dots, h_L]$ 为时域信道冲激响应; 矩阵 G 是 $N_p \times L$ 的傅里叶矩阵,其中 L 是信道的有效长度。

$$G = e^{-j2\pi i_n l/N} \quad 0 \leq n \leq N_p-1 \quad 0 \leq l \leq L-1, \quad (6)$$

式中: $\{i_n \quad 0 \leq n \leq N_p-1\}$ 为导频符号插入位置。

2.1 最小二乘 (LS) 估计

最小二乘估计算法包括时域最小二乘和频域最小二乘。时域信道估计算法如下,在不考虑噪声的情况下由式(5)我们可以推出:

$$\hat{\mathbf{h}}_{\text{LS}} = (\mathbf{G}^H \mathbf{G})^{-1} \mathbf{G}^H \mathbf{X}^H \mathbf{Y}, \quad (7)$$

式中: \mathbf{G}^H 表示矩阵的共轭转置; 令 $\mathbf{V} = \mathbf{G}^H \mathbf{G}$ 为 $L \times L$ 矩阵, 则 \mathbf{V}^{-1} 为 \mathbf{V} 求逆运算。

信道频域响应可以展开为:

$$\hat{\mathbf{H}} = \mathbf{F} \hat{\mathbf{h}}_{\text{LS}}, \quad (8)$$

式中: $\mathbf{F} = e^{-j2\pi kn/N}$, $0 \leq n \leq N$, $0 \leq k \leq L-1$ 。

频域信道估计算法如下。为得到 $\hat{\mathbf{H}}$ 需要最小化代价函数:

$$J(\hat{\mathbf{H}}) = \|\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\mathbf{H}}\|^2 = (\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\mathbf{H}})^H (\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\mathbf{H}}). \quad (9)$$

令上述代价函数关于 $\hat{\mathbf{H}}$ 的偏导数等于 0, 可得

$$\frac{\partial J(\hat{\mathbf{H}})}{\partial \hat{\mathbf{H}}} = -2(\mathbf{X}^H \mathbf{Y})^* + 2(\mathbf{X}^H \mathbf{X} \hat{\mathbf{H}})^* = 0. \quad (10)$$

由式(10)可推出 $\mathbf{X}^H \mathbf{Y} = \mathbf{X}^H \mathbf{X} \hat{\mathbf{H}}$, 由此得到频域信道估计的解为:

$$\hat{\mathbf{H}}_{\text{LS}} = (\mathbf{X}^H \mathbf{X})^{-1} \mathbf{X}^H \mathbf{Y} = \mathbf{X}^{-1} \mathbf{Y}. \quad (11)$$

导频符号位置处的频域响应获得后, 可以通过线性插值得到全部的估计信道频域响应。

2.2 线性最小均方误差估计

线性最小均方误差估计算法是基于线性操作的低复杂度最小均方误差估计算法。该算法主要思路是利用信道的自相关矩阵, 由式(4)可以得到一个 OFDM 符号内基于 LS 估计准则的频域信道冲激响应:

$$\hat{\mathbf{H}}_{\text{LS}} = \mathbf{X}^{-1} \mathbf{Y} = \begin{bmatrix} Y(0) & Y(1) & \dots & Y(N-1) \\ X(0) & X(1) & \dots & X(N-1) \end{bmatrix}^{-1} \mathbf{Y}. \quad (12)$$

进而, 利用信道相关性和噪声协方差的统计特性, 可以进一步得到 LMMSE 估计信道响应:

$$\hat{\mathbf{H}}_{\text{LMMSE}} = \mathbf{R}_{\text{HH}} (\mathbf{R}_{\text{HH}} + \sigma_n^2 (\mathbf{X} \mathbf{X}^H)^{-1})^{-1} \hat{\mathbf{H}}_{\text{LS}}, \quad (13)$$

式中: $\mathbf{R}_{\text{HH}} = E\{\mathbf{H}_{\text{IS}} \mathbf{H}_{\text{IS}}^H\}$ 为信道冲激响应的自相关矩阵; σ_n^2 为加性高斯噪声方差。

当信号发生变化时, 矩阵 \mathbf{R}_{HH} 就会随之改变, 为了进一步降低算法的复杂度, 可以用期望值 $E\{(\mathbf{X} \mathbf{X}^H)^{-1}\}$ 代替 $(\mathbf{X} \mathbf{X}^H)^{-1}$ 。

2.3 反馈迭代估计算法

反馈迭代信道估计算法将基于估计的信道进行信号检测, 并将检测信号反馈至信道估计器作为导频符号再次进行信道估计, 直至收敛。相比

传统信道估计算法, 判决反馈信道估计可以充分利用数据信息, 在节约导频的基础上获得更好的估计效果。此外基于航空信道的快时变性, 笔者提出的基于编码的反馈估计方法充分利用信道解码器的纠错能力, 可以有效地避免传统反馈方法中由于判决错误带来的误差积累^[6]。具体而言, 通过导频进行初始信道估计之后, 可以采用反馈迭代算法来更新信道信息, 将所得的符号判决作为已知的训练序列进行迭代信道参数估计, 从而能有效地改善信道估计的性能并消除载波间干扰。笔者采用的反馈迭代估计算法原理结构如图 3 所示。

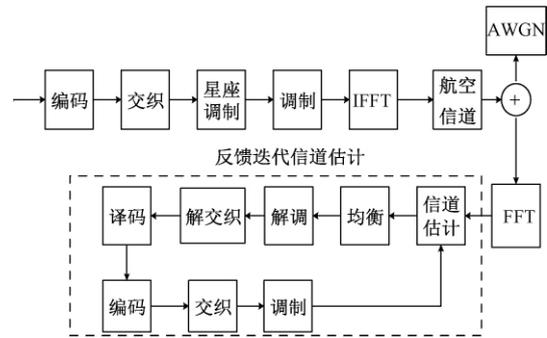


图 3 反馈信道估计

Figure 3 Feedback channel estimation

算法具体步骤为:

Step1 处理发送信号, 即将发送信号进行编码、交织、映射、调制及反傅里叶变换;

Step2 将处理过的发送信号送入飞机巡航状态下的两径莱斯信道;

Step3 将时域接收信号进行傅里叶变换为频域信号, 并以此得出初始的信道估计 $\hat{\mathbf{H}}_0$;

Step4 根据 $X^k = Y^k / H^k$ 做信号均衡;

Step5 $\hat{X}^k = f(X^k)$, 函数 f 是将均衡之后所得信号进行 Step1 的逆操作, 即解调、解交织及译码;

Step6 对解调信号再次进行编码、交织与调制。同时调制后的信号作为导频符号再次反馈到信道估计器, 再次重复 Step2 的信道估计;

Step7 如此迭代到该算法收敛为止。

3 信道估计性能分析及导频设计

根据导频图案的不同, 导频结构分为块状、梳状、格状 3 种, 文献 [13-14] 给出时变信道下的最佳导频插入位置和疏密度, 结合信道特点仿真采取等间隔插入梳状导频方案。插入间隔需满足:

$$S_t < \frac{1}{B_d}; \quad (14)$$

$$S_f < \frac{1}{\tau_{\max}}, \quad (15)$$

式中: S_t 、 S_f 分别表示时域和频域两个维度的导频间隔; B_d 为最大多普勒频移; τ_{\max} 为最大多径时延。

导频插入位置和疏密程度在信道估计中的影响直接体现在估计所得均方误差 MSE 的大小^[15]。最小均方误差和归一化均方误差分别为:

$$MSE(k) = E\{|\hat{\mathbf{H}}(k) - \mathbf{H}(k)|^2\}, \quad (16)$$

$$NMSE(k) = E\left\{\frac{|\hat{\mathbf{H}}(k) - \mathbf{H}(k)|^2}{\mathbf{H}(k)^H \mathbf{H}(k)}\right\}. \quad (17)$$

4 仿真结果

为了验证提出的反馈迭代信道估计算法的估计性能,笔者在建立航空通信系统模型的基础上,通过实际的 L-DACS1 系统^[1]进行仿真测试。表 1 给出了采用 L-DACS1 的具体系统参数。

表 1 L-DACS1 系统参数

Table 1 System parameter of L-DACS1

LDACS1 系统参数	数值
子载波总数	64
有效子载波数	50
OFDM 符号总带宽/kHz	625
有效带宽/kHz	498
载波间隔/kHz	9.77
OFDM 有效时长/ μs	102.4
OFDM 保护间隔时长/ μs	4.8
窗时长/ μs	12.8
OFDM 符号周期/ μs	120

图 4~7 比较了插入导频数量分别为 16 和 32 时的信道估计均方误差和信号检测误码率性能。笔者采用航空信道巡航阶段的一些经典测试数据^[1]: 飞机速度设定为 300 m/s, 载波频率为 1 GHz, 归一化多普勒为 0.12, 散射径时延取 33 μs 。莱斯因子为 15 dB。结果显示导频为 16 时, 采用最小二乘时域信道估计, 由于巡航阶段散射径时延较大, 此时导频数量不符合式 (15) 中导频间隔条件, 导致式 (17) 所得信道估计误差较大, 具体如图 5 所示。相比之下, LMSSE 和 LS 频域信道估计算法性能相仿, 较时域估计有所提升。导频数量增加至 32 时, 3 种方法均可以达到相近效果。相比之下, 在相同的情况下 LS 时域信道估计可以和 LMMSE 达到近似的估计效果, 但 LS 信道估计算法比 LMMSE 信道估计算法具有更低计算复杂度, 因此

笔者在反馈信道估计中采用 LS 信道估计算法和反馈迭代相结合来进一步优化估计性能。

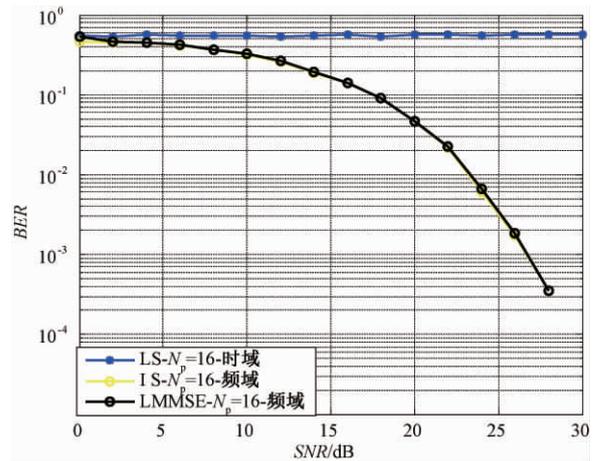


图 4 误码率性能比较(导频为 16)

Figure 4 Bit error rate performance comparison (number of pilot is 16)

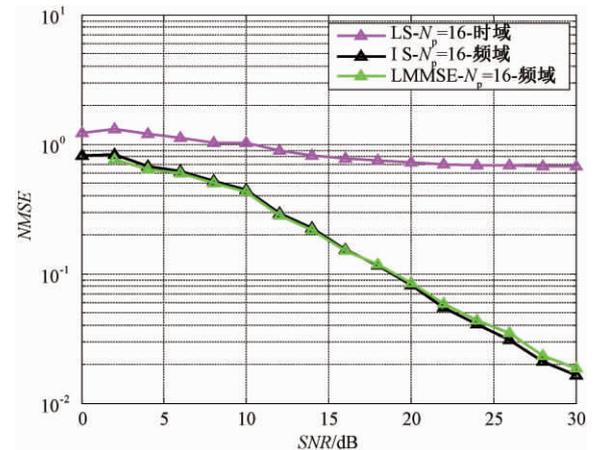


图 5 信道特性的归一化均方误差(导频为 16)

Figure 5 $NMSE$ of the channel characteristics (number of pilot is 16)

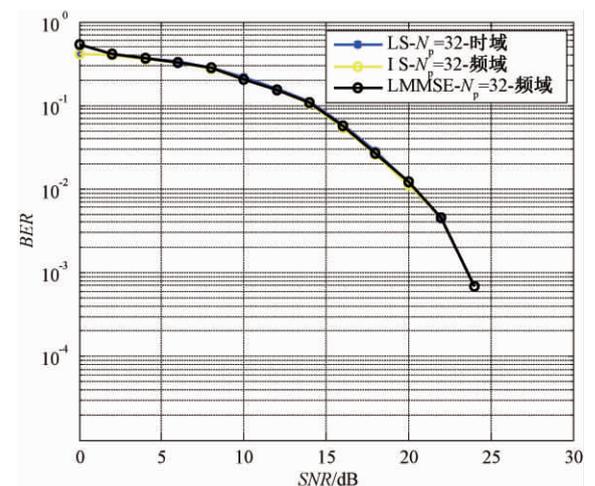


图 6 误码率性能比较(导频为 32)

Figure 6 Bit error rate performance comparison (number of pilot is 32)

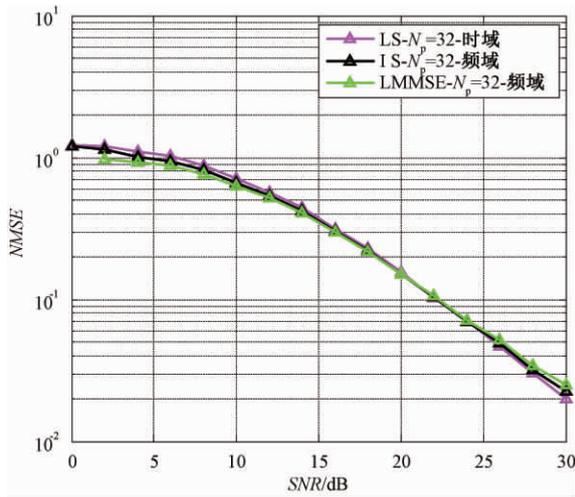


图 7 信道特性的归一化均方误差 (导频为 32)

Figure 7 NMSE of the channel characteristics (number of pilot is 32)

图 8 和图 9 给出了基于反馈迭代信道估计算法的性能仿真,其中编码采用编码速率 $r=1/2$ 的 $(2, 1, 3)$ 卷积码。结果表明,在经过两次迭代之后系统基本收敛。具体而言,当信噪比 SNR 小于 25 dB 时,笔者提出的反馈迭代信道估计的归一化均方误差相比于无反馈的传统方法,可获得大约 2 dB 的增益,误码率也较无反馈时有所降低。

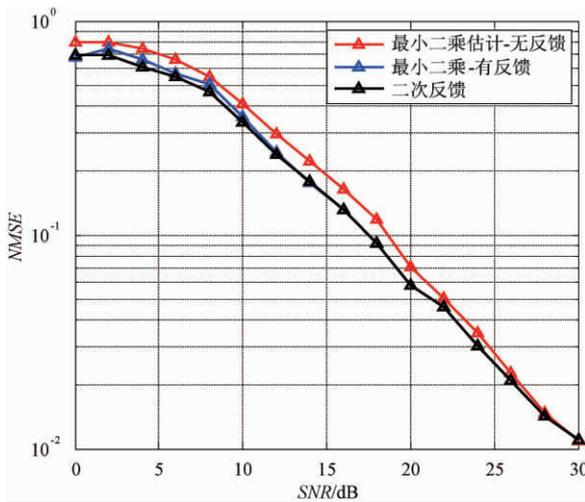


图 8 基于反馈迭代的信道特性的归一化均方误差

Figure 8 NMSE of the channel characteristics based on feedback iterative

5 结论

针对飞机通信中的高多普勒频移和大多径时延扩展特点,笔者提出一种反馈迭代的信道估计算法。该算法利用少量原始导频粗略估计信道信息进行信号检测,并将检测信号再次反馈至信道

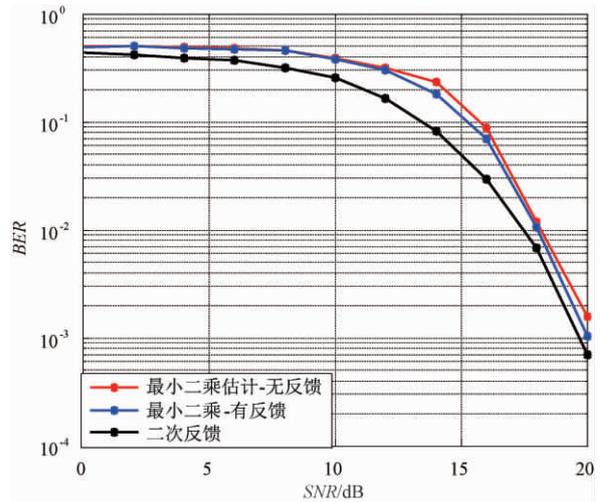


图 9 基于反馈迭代的误码率性能比较

Figure 9 Bit error rate performance comparison based on feedback iterative

估计器,进行信道估计。同时,利用信道解码器的纠错功能,防止误码扩散现象。将所提出的信道方案在实际 L-DACS1 航空系统针对巡航场景进行了仿真验证。结果表明,提出的反馈迭代信道估计算法可以显著地提高信道估计的性能,改善 L-DACS1 航空通信系统的检测性能。

参考文献:

- [1] BILZHAUSE A, BELGACEM B, MOSTAFA M, et al. Datalink security in the L-band digital aeronautical communications system (LDACS) for air traffic management [J]. IEEE aerospace & electronic systems magazine, 2017, 32(11): 22-33.
- [2] ZHANG J K, CHEN S, MAUNDER R G, et al. Adaptive coding and modulation for large-scale antenna array based aeronautical communications in the presence of co-channel interference [J]. IEEE transactions on wireless communications, 2018, 17(2): 1343-1357.
- [3] ZHANG J K, CHEN S, MAUNDER R G, et al. Regularized zero-forcing precoding aided adaptive coding and modulation for large-scale antenna array based air-to-air communications [J]. IEEE journal on selected areas in communications, 2018, 36(9): 2087-2103.
- [4] 陈恩庆, 肖素珍. 基于因子图的 MIMO-OFDM 时变信道估计 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2016, 37(1): 87-91.
- [5] DU Z, SONG X G, CHENG J L, et al. Maximum likelihood based channel estimation for macrocellular OFDM uplinks in dispersive time-varying channels [J]. IEEE transactions on wireless communications, 2011, 10(1): 176-187.
- [6] 张建康, 穆晓敏, 陈恩庆, 等. OFDM 系统基于导频

- 的信道估计算法分析[J]. 通信技术, 2009, 42(8): 91-94.
- [7] 赵俊义. MIMO-OFDM 无线通信系统信道估计算法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2009.
- [8] 穆晓敏, 刘越, 李双志, 等. 基于张量分解的 MIMO 多中继系统半盲信道估计方法[J]. 郑州大学学报(工学版), 2016, 37(6): 83-86.
- [9] EDFORS O, SANDELL M, VAN DE BEEK J J, et al. OFDM channel estimation by singular value decomposition[J]. IEEE transactions on communications, 1998, 46(7): 931-939.
- [10] 王刚, 李鸿林. 一种基于叠加导频的 OFDM 系统迭代信道估计算法[J]. 哈尔滨商业大学学报(自然科学版), 2012, 28(6): 686-688.
- [11] ZHANG J, MU X, CHEN E, et al. Decision-directed channel estimation based on iterative linear minimum mean square error for orthogonal frequency division multiplexing systems[J]. IET communications, 2009, 3(7): 1136-1143.
- [12] HAAS E. Aeronautical channel modeling[J]. IEEE transactions on vehicular technology, 2002, 51(2): 254-264.
- [13] HOEHER P. A statistical discrete-time model for the wssus multipath channel[J]. IEEE transactions on vehicular technology, 1992, 41(4): 461-468.
- [14] MORELLI M, MENGALI U. A comparison of pilot-aided channel estimation methods for OFDM systems[J]. IEEE transactions on signal processing, 2001, 49(12): 3065-3073.
- [15] LI Y. Simplified channel estimation for OFDM systems with multiple transmit antennas[J]. IEEE transactions on wireless communications, 2002, 1(1): 67-75.

Feedback-Iterative Channel Estimation Algorithm for Aeronautical Communication System

ZHANG Jiankang, ZHAO Youyou, SHANG Yingbo, MU Xiaomin

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

Abstract: The existing channel estimation algorithms have witnessed the disadvantages of high estimation error due to the fast time-varying channel and large propagation delay in the aeronautical communication system. This paper proposed an feedback iterative channel estimation algorithm based on the two-path Rice channel model for the en-route scenario. The proposed algorithm only used a small pilot overhead for rough least square (LS) channel estimation and signal detection, after being modulated and encoded, the obtained signals were fed back to the channel estimator used as pilot symbols again. Finally, the proposed scheme was capable of converging to a stable performance with two iterations. The simulation results demonstrate that the proposed channel estimation scheme was capable of achieving about 2 dB mean square error when the signal-to-noise ratio (SNR) was less than 20 dB, which verified that this algorithm could improve the accuracy of the aeronautical channel estimation.

Key words: aeronautic communication; pilot; OFDM; channel estimation; feedback iterative

文章编号:1671-6833(2020)02-0007-06

基于改进型 YOLO v3 的蔬菜识别算法

魏宏彬,张端金,杜广明,肖文福

(郑州大学 信息工程学院,河南 郑州 450001)

摘要:针对超市的散装蔬菜区排队称重问题(称重设备能够自动识别蔬菜种类将有效地提高超市的运行效率)提出一种基于改进型 YOLOv3 的蔬菜识别方法。首先,利用高清摄像头以及网络爬虫技术采集蔬菜图片;其次,通过 K-means 聚类分析得到 15 组适应于蔬菜数据集的先验框;再次,采用一种新的边界框回归损失函数 *DIoU* 来提高检测任务的精度;最后,因蔬菜数据集中的大目标较多,通过增强特征提取网络,获取 5 组不同尺度的特征构成特征金字塔从而实现蔬菜识别任务。改进型 YOLOv3 算法在测试集上的平均精度 *mAP* 达到 93.2%,识别速度是 $35 \text{ f}\cdot\text{s}^{-1}$ 。该方法在保证实时检测目标的同时提升了识别的平均精度。

关键词: 蔬菜识别; K-means; 卷积神经网络; 特征金字塔; YOLOv3

中图分类号: TP18 **文献标志码:** A **doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.002

0 引言

目前,目标检测主要包括传统目标检测技术和深度学习目标检测技术。传统的识别技术主要利用滑动窗口实现图片内目标的搜索,然后通过 HOG (histogram of oriented gradient) 或者 SIFT (scale-invariant feature transform) 手工设计特征输入到 SVM^[1] 内进行识别。多尺度形变部件模型 (DPM)^[2] 的提出实现了目标检测。但传统的检测方法不仅检测精度较低,而且鲁棒性较差。

Girshick 等^[3] 采用候选区域和卷积神经网络结合的目标检测方法取代了传统方法。目前,基于深度卷积神经网络经典的目标检测算法主要有两大类。一类是两阶段目标检测方法,例如 Faster RCNN^[4]、R-FCN^[5] 和 FPN^[6]。该类算法第一阶段对前景和背景进行分类以及边界框回归,第二阶段利用第一阶段的输出再进一步地分类和边界框回归。另一类是一阶段目标检测算法,例如 YOLO 系列算法^[7-9] 和 SSD 算法^[10]。与两阶段算法相比,该类算法利用深度卷积神经网络提取的特征直接对目标进行识别和定位,满足了实时性的要求,但识别精度较低。在实际应用中,目标检测既要保证精度又要满足实时性的要求,所以一

阶段目标检测算法使用范围较广。其中 YOLOv3 算法^[9] 在一阶段目标算法中检测效果最佳,在 COCO 数据集上 51 ms 内 *mAP* 为 57.9%。

为提高超市的运行效率,使称重设备能够自动检测蔬菜的种类,从而快速地为散装蔬菜称重打码,笔者采用高清摄像机和网络爬虫技术收集蔬菜数据,并对数据进行筛选和标注,制作成用于检测的蔬菜数据集。为保证能实时地检测蔬菜目标,笔者以 YOLOv3 算法为基础模型。由于 YOLOv3 算法是针对 COCO 数据集的优化,为适应新的数据集,笔者提出了改进型 YOLOv3 算法。首先,通过 K-means 算法^[11] 分析获得适应于蔬菜数据的 15 组先验框;其次,采用一种新的边界框回归损失函数 *DIoU* 来提高检测性能;最后,因蔬菜数据集中的大目标较多,因此通过增强特征提取网络,获取 5 组不同尺度的特征构成特征金字塔,从而实现蔬菜检测任务。经实验验证,改进型 YOLOv3 算法对蔬菜数据具有较好的检测性能。

1 YOLOv3 原理

1.1 Darknet-53 网络

YOLOv3 算法性能得到提升的主要原因为特征提取网络的增强。与 YOLOv2^[8] 的 DarkNet-19

收稿日期:2019-06-29; 修订日期:2019-09-21

基金项目:国家自然科学基金资助项目(61471323)

通信作者:张端金(1966—),男,湖北荆州人,郑州大学教授,博士,主要从事智能信号处理、故障检测与滤波,E-mail: djzhang@zzu.edu.cn。

网络相比, YOLOv3 借鉴了 ResNet^[12] 的残差结构, 构造出更深的 DarkNet-53 网络。DarkNet-53 特征提取网络由 3×3 和 1×1 卷积层构成, 采用 5 个步长为 2 的 3×3 卷积层替换最大池化层(max pooling) 实现下采样。该网络在 ImageNet 数据集测试, 网络性能比 ResNet 网络更加有效, 结果如表 1^[9]。表中 p_{Top-1} 和 p_{Top-5} 分别是模型进行图片识别时得到前 1 个结果和前 5 个结果中有 1 个是正确的概率; 计算量表示浮点运算的次数; 运算速度是每秒多少次浮点运算; 帧速率为每秒刷新图片的帧数。

表 1 特征提取网络

Table 1 Feature extraction network

Backbone	$p_{Top-1} / \%$	$p_{Top-5} / \%$	计算量/次	运算速度/(次·s ⁻¹)	帧速率/(f·s ⁻¹)
Darknet-19	74.1	91.8	7.29×10^9	1.246×10^{12}	171
ResNet-101	77.1	93.7	1.97×10^{10}	1.039×10^{12}	53
ResNet-152	77.6	93.8	2.94×10^{10}	1.090×10^{12}	37
Darknet-53	77.2	93.8	1.87×10^{10}	1.457×10^{12}	78

由表 1 可知, DarkNet-53 网络的速度约是 ResNet-101 网络的 1.5 倍, 并且与 ResNet-152 网络性能几乎一样; 同时, 帧速率提高至 $78 \text{ f} \cdot \text{s}^{-1}$ 。因此 DarkNet-53 在满足检测实时性的同时比 DarkNet-19 具有更高的准确率。

1.2 YOLOv3 设计思想

FPN 算法通过高低层特征融合的方式增强低层特征的语义信息, 从而提高小目标的检测准确率^[6]。YOLOv3 采用了类似的方法, 利用特征金字塔预测不同尺度的目标; 同时, YOLOv3 将 Softmax^[13] 替换为多个独立逻辑分类器, 使用二元交叉熵损失函数进行类别预测。因此, YOLOv3 与其他主流检测网络相比, 无论在速度还是检测准确率上, 均表现出优异的检测性能。

2 改进型 YOLOv3

相比于其他检测网络, YOLOv3 具有速度快、精确度高等优点。对于蔬菜数据集, 因数据之间的差异需重新设计特征提取网络。笔者受 DenseNet^[14] 启发, 将 DenseBlock 结构^[14] 添加到 DarkNet-53 网络中, 提高了检测大目标的性能。此外, 笔者还提出一种新的边界框回归损失函数 $DIoU$, $DIoU$ 与 YOLOv3 的边界框回归损失函数 MSE 相比, 定位精度更高。

2.1 特征提取网络

若在 YOLOv3 算法中输入的图片尺寸为

512×512 , 经过下采样 32 倍后输出特征图的尺寸是 16×16 。根据 FPN 可知, 原图片被下采样了 64 倍, 这对于提高大目标的检测精度起到一定的作用。针对 YOLOv3 算法存在的特征图尺寸偏大、感受野偏小、预测不准确等问题, 笔者在 DarkNet-53 的基础上加入 2 个 DenseBlock 来构造深度卷积神经网络以提高检测精度。单个 DenseBlock 结构如图 1 所示。

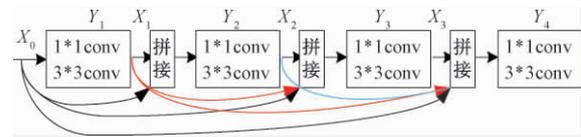


图 1 DenseBlock 结构

Figure 1 DenseBlock structure

图 1 中 X_0 是输入特征, 第 n 层的输入不但与第 $n-1$ 层的输出特征有关, 而且也与之前所有卷积层的输出有关, 其定义的公式如下:

$$X_n = Y_n([X_0, X_1, \dots, X_{n-1}]), \quad (1)$$

式中: $[\]$ 表示将第 0 层的输出 X_0 到第 $n-1$ 层输出 X_{n-1} 进行通道拼接后作为第 n 层的输入; 非线性变换 Y_n 表示将第 n 层输入经过批量归一化、ReLU 激活函数和卷积层之后得到输出特征 X_n 。DenseBlock 内每个卷积层由 1×1 和 3×3 卷积构成。 1×1 卷积主要是为了减少特征通道的数量、降低计算量以及融合特征各通道之间的信息。此外, 1×1 卷积核的数量是 $4 \times k$, k 表示 3×3 卷积核的数量, 称为增长率, 在文中设置 $k = 48$ 。

在 DarkNet-53 网络的后面添加 2 个 Dense-Block 结构达到加深网络的目的。而不使用残差单元的主要原因为: 残差单元相比于 DenseBlock 而言参数量较高。例如, 若输入的特征通道数是 2 048 个, 残差单元 1×1 和 3×3 的卷积核的数量分别是 1 024 个和 2 048 个; 而 DenseBlock 结构中 1×1 和 3×3 的卷积核的数量分别是 192 个和 48 个。此外, 根据 DSOD^[15] 网络结构可知, 在没有预训练的前提下 DenseBlock 结构更易于训练, 这主要源于该结构密集连接的方式。改进型 YOLOv3 特征提取网络详细结构如图 2 所示。

图 2 中每个 DenseBlock 采用 4 组 1×1 和 3×3 卷积构成, 每组的输入均由前面所有组的输出经过通道拼接获得。若输入图片是 512×512 像素, 则由残差单元和 DenseBlock 输出的且用于检测的特征图尺寸分别是 64×64 、 32×32 、 16×16 、 8×8 和 4×4 。为增强每个特征图的上下文语义信息, 提高特征的表达能力, 改进

Type	Filters	Size	Output	
Convolutional	32	3×3	512×512	
Convolutional	64	3×3/2	256×256	
Convolutional	32	1×1	256×256	×1
Convolutional	64	3×3		
Residual				
Convolutional	128	3×3/2	128×128	
Convolutional	64	1×1	128×128	×2
Convolutional	128	3×3		
Residual				
Convolutional	256	3×3/2	64×64	
Convolutional	128	1×1	64×64	×8
Convolutional	256	3×3		
Residual				
Convolutional	512	3×3/2	32×32	
Convolutional	256	1×1	32×32	×8
Convolutional	512	3×3		
Residual				
Convolutional	1024	3×3/2	16×16	
Convolutional	512	1×1	16×16	×4
Convolutional	1024	3×3		
Residual				
Convolutional	2048	3×3/2	8×8	
Concatenation			8×8	
Convolutional	192	1×1	8×8	×4
Convolutional	48	3×3		
Convolutional	2240	3×3/2	4×4	
Concatenation			4×4	
Convolutional	192	1×1	4×4	×4
Convolutional	48	3×3		

图 2 改进的特征提取网络结构

Figure 2 Improved feature extraction network structure

型 YOLOv3 利用以上 5 组特征通过最近邻插值法上采样来构造特征金字塔,从而共享高低层特征信息,进行目标检测。

2.2 DIoU 边界框回归损失函数

目标检测、目标跟踪以及图像分割都需要依靠精确的边界框回归,现有的网络大多采用 L_1 和 L_2 范数作为边界框回归损失函数,却忽略了真实框和预测框之间的交并比 IoU 在边界框回归中的重要性。 IoU 定义如下。

$$IoU = \frac{|P \cap G|}{|P \cup G|}, \quad (2)$$

式中: P 是目标的预测框; G 是目标的真实框; IoU 是真实框和预测框面积之间的交并比。

在目标检测中 IoU 是比较预测框与真实框之间最常用的度量标准,是评价网络性能的重要指标。通过证明可知,采用 L_1 和 L_2 范数作为边界框回归损失函数与改善 IoU 值没有较强的关联,如图 3 所示。图 3 中 L_2 范数均相等,但 IoU 值却不同,可以直观地感受到第 3 个预测框最好,因此采用 L_1 、 L_2 范数作为边界框回归损失函数并不能较好地优化网络。

针对以上问题,可以很自然地想到将 IoU 作为边界框回归损失函数对优化网络的性能十分重要。但将 IoU 直接作为边界框损失函数会存在一些问题。如图 4 所示,黑色框是预测框,红色虚线框是真实框。当预测框与真实框不重合时,则

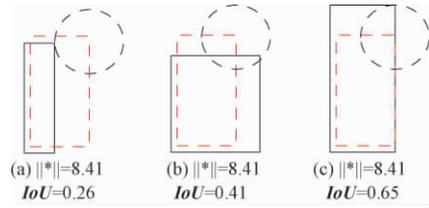


图 3 L_2 范数相同 IoU 不同

Figure 3 L_2 norm is the same and IoU is different

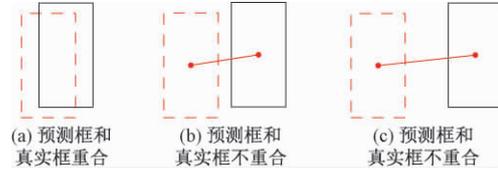


图 4 真实框与预测框之间关系

Figure 4 The relation between ground truth box and predicted box

IoU 的值为 0,导致无法优化网络,使得网络性能较差。

为了在边界框回归损失函数中利用 IoU ,如公式 (3) 所示,将 F_{IoU} 作为边界框回归损失函数,它表示预测框和真实框之间的偏差。

$$F_{IoU} = 1 - IoU, \quad (3)$$

式中: F_{IoU} 的取值范围 $(0, 1]$ 。当 $IoU=0$ 时, F_{IoU} 一直为 1,则无法反映预测框与真实框之间的距离关系,如图 4 中的 (b) 和 (c) 两种情况。

为了体现不相交两个框之间距离关系,受 YOLOv1^[7] 损失函数启发,笔者利用真实框和预测框之间中心点距离 D 解决此问题,如式 (4) 所示:

$$D = (x - x')^2 + (y - y')^2, \quad (4)$$

式中: (x, y) 是真实框的中心坐标; (x', y') 是预测框的中心坐标;其值均是相对整张图片的坐标位置,取值范围 $(0, 1)$ 。笔者提出最终的边界框回归损失函数 $DIoU$,如式 (5) 所示:

$$DIoU = \lambda D + F_{IoU}, \quad (5)$$

$DIoU$ 是由式 (3) 和式 (4) 的结合,式中 λ 是为了平衡两个损失函数值之间的差距,取 $\lambda = 10$ 。

3 实验结果与分析

3.1 蔬菜数据集

由于目前没有公开的蔬菜数据集,因此需要自己采集数据。蔬菜数据的来源主要是采用高清摄像机拍摄和爬虫技术获取。拍摄的数据占主要部分,爬虫技术获取的数据为次要部分。蔬菜数据集目前有 20 类,均为超市常见的蔬菜种类,总共 7 632 张图片,图片内的蔬菜类别为随机拍摄,如图 5 所示。



图5 蔬菜数据集

Figure 5 Vegetable dataset

数据集的类别分别是上海青、白菜、萝卜、黄瓜、西红柿、茄子、土豆、香菇、杏鲍菇、西葫芦、山药、洋葱、辣椒、西兰花、胡萝卜、莴笋、红薯、包菜、苦瓜和豆角等。笔者对蔬菜数据集内的目标进行统计分析得到总目标数是 22 493 个,表 2 是 VOC2007 数据集和蔬菜数据集分别在某个像素范围内的目标占总目标的比重。

表2 目标像素大小分布

Table 2 Object pixel size distribution

目标尺寸	占 VOC2007 总目标数的 比重/%	占蔬菜数据集 总目标数的 比重/%
(0 ,64×64]	30.8	0.6
(64×64 ,128×128]	25.2	13.9
(128×128 ,256×256]	27.7	22.2
(256×256 ,512×512]	16.3	49.8
大于 512×512	0.0	13.5

通过表 2 可知,蔬菜数据集的小目标相对较少,而大目标占据了较大的比重。因 YOLOv3 是针对 VOC 数据集和 COCO 数据集进行优化,对于蔬菜数据集无法获得较好的性能,因此笔者提出了改进型 YOLOv3 目标检测算法,使其适应于蔬菜数据集。

3.2 实验环境及参数

实验的蔬菜数据集共有 7 632 张图片,其中 1 232 张是测试集,6 400 张是训练集,在显卡 NVIDIA TITAN V 上运行。改进型 YOLOv3 算法输入图片像素尺寸设置为 512×512,对 5 组不同尺度的特征上采样构成特征金字塔,预测蔬菜目标的位置和种类。YOLOv3 的 9 组先验框是基于 COCO 数据集产生的,蔬菜数据集的目标尺度普遍偏大,因此原始的 9 组先验框已不适应蔬菜数据集。

为获得合适的先验框,笔者采用了 K-means 算法对蔬菜数据进行聚类分析,获取的 15 组先验框依次是(88 ,88)、(115 ,121)、(150 ,142)、(128 ,200)、(310 ,100)、(107 ,297)、(194 ,170)、(99 ,432)、(176 ,262)、(235 ,220)、(380 ,152)、(152 ,390)、(314 ,260)、(235 ,354)和(396 ,394)。再分

别将 15 组先验框均分到 5 组不同尺度的特征金字塔上。小尺寸的先验框在高分辨率特征图上用于检测小目标;大尺寸的先验框在低分辨率特征图上用于检测大目标。

训练时,改进型 YOLOv3 算法进行 50 000 次迭代,其中 momentum 与 weight decay 分别配置为 0.9 与 0.000 5,批 (batch size) 设置为 8,初始学习率为 0.000 1,迭代次数为 30 000 和 40 000 时,学习率分别降至 0.000 1、0.000 001。利用改进型 YOLOv3 算法对蔬菜数据进行目标检测的结果如图 6 所示。

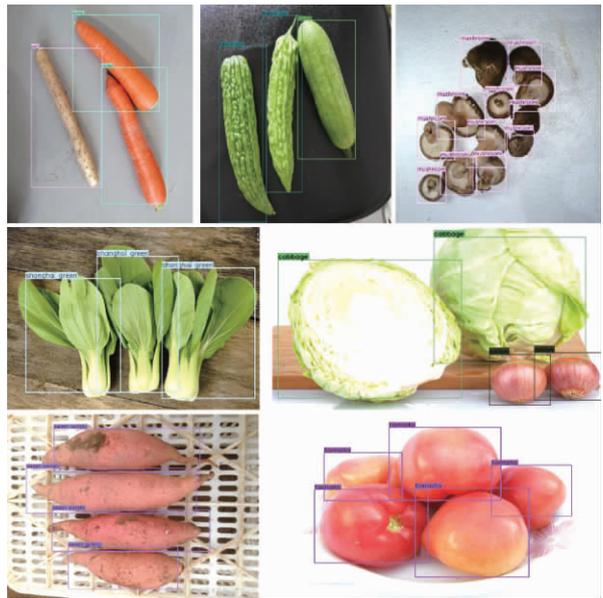


图6 检测结果

Figure 6 Detection results

3.3 DIoU 性能分析

在目标检测算法中,边界框回归损失函数作为衡量预测框与真实框之间的误差,其对目标定位效果起到重要作用。为验证 F_{IoU} 和 $DIoU$ 对 YOLOv3 算法的影响,笔者将 YOLOv3 的边界框回归损失函数 MSE 分别替换为式(3) 和式(5) 的 F_{IoU} 和 $DIoU$ 。3 种损失函数对 YOLOv3 算法影响如表 3 所示。

表3 边界框回归损失函数

Table 3 Bounding box regression loss function

损失函数	mAP /%
YOLOv3+ MSE	89.8
YOLOv3+ F_{IoU}	90.9
YOLOv3+ $DIoU$	91.3

由表 3 可知,采用边界框回归损失函数 F_{IoU} 训练 YOLOv3,与 MSE 相比 mAP 提升 1.1%,从而可知将 IoU 考虑进边界框回归损失函数对网络性

能的提升具有重要作用。此外, YOLOv3 采用 $DIoU$ 边界框回归损失函数与 F_{IoU} 相比, mAP 提升 0.4%, 因此在考虑 IoU 的同时, 引入预测框与真实框之间的中心点距离可以更好地优化 YOLOv3 算法。

图 7 是 YOLOv3 采用不同边界框回归损失函数训练时每轮的网络对测试集的检测结果。由此可知, 与另外两种损失函数相比, $DIoU$ 可以更快地提升网络的性能。不同边界框回归损失函数对蔬菜的检测效果如图 8 所示, 其中红色框是目标真实框。由图 8 可知, 以 IoU 为基础的 F_{IoU} 和 $DIoU$ 方法对目标的定位精度基本相同, 而 MSE 方法的定位精度稍差。

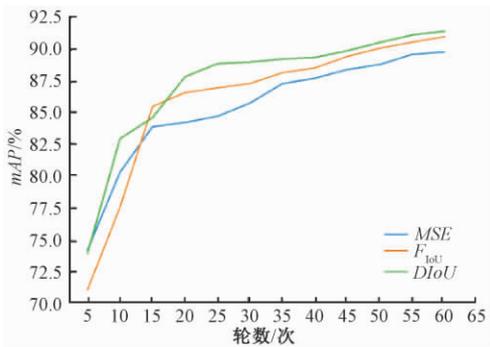


图 7 不同边界框回归损失函数对网络的影响

Figure 7 Effect of regression loss functions of different bounding box on network

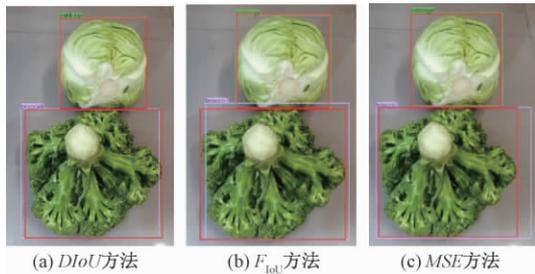


图 8 不同损失函数检测结果

Figure 8 Detection results of different loss functions

3.4 多尺度预测性能分析

原 YOLOv3 算法对蔬菜数据集的检测结果如图 9 所示。由图 9 可知, YOLOv3 在检测蔬菜时存在一些问题, 如图 9(a) 和 (c) 中山药和黄瓜出现漏检, 图 9(b) 中将香菇错误检测为土豆, 以及图 9(d) 中同一个目标被多个框标记。

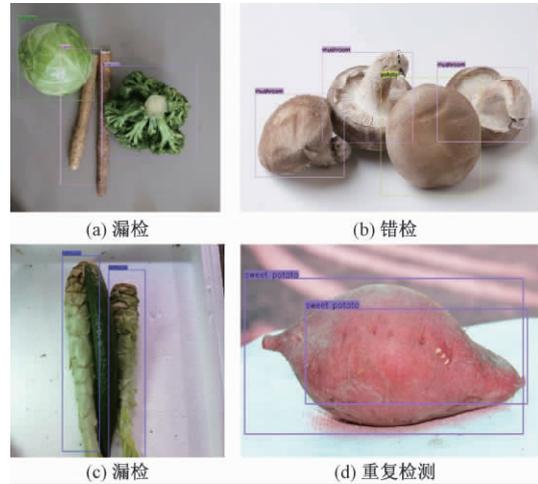


图 9 YOLOv3 检测结果

Figure 9 YOLOv3 detection results

改进型 YOLOv3 算法输入图片的像素尺寸设置为 512×512 , 从而获得 5 组特征图, 其像素尺寸分别是 64×64 , 32×32 , 16×16 , 8×8 和 4×4 , 再将 5 组特征图上采样构成特征金字塔进行目标检测。改进型 YOLOv3 算法采用多尺度特征金字塔之后在蔬菜数据集上的检测性能如表 4 所示。由 4 组、5 组特征构成特征金字塔的 YOLOv3-1、YOLOv3-2 的 mAP 依次是 92.6%、93.2%, 与 YOLOv3 算法相比分别提升 1.3% 和 1.9%。而 YOLOv3-2 算法提升较大的原因是新的先验框、图片尺寸的增大以及更深的网络。

虽然 YOLOv3-2 检测速度与 YOLOv3 相比有一定的下降, 但是 YOLOv3-2 算法利用 5 组不同尺度特征构成的特征金字塔进行目标检测时仍能满足实时性要求, 并且检测精度更高。改

表 4 改进型 YOLOv3 对蔬菜数据集的检测结果

Table 4 Detection results of improved YOLOv3 on vegetable dataset

方法	输入图片尺寸	特征金字塔	帧速率 / ($f \cdot s^{-1}$)	$mAP / \%$
YOLOv3	416×416	52×52, 26×26, 13×13	41	91.3
YOLOv3-1	512×512	64×64, 32×32, 16×16, 8×8	37	92.6
YOLOv3-2	512×512	64×64, 32×32, 16×16, 8×8, 4×4	35	93.2

改进型 YOLOv3 算法在蔬菜数据集上的检测结果如图 10 所示。从图 10 可以直观地看到, 增强特征提取网络可以较好地解决漏检、错检和重复检测等问题。

笔者使用蔬菜测试集分别在 Faster RCNN、SSD、YOLOv3 和改进型 YOLOv3 进行测试。由表 5 可知, 改进型 YOLOv3 比原 YOLOv3 的 mAP 提高了 3.4%, 虽然检测速度有所降低, 但仍能满足实时性

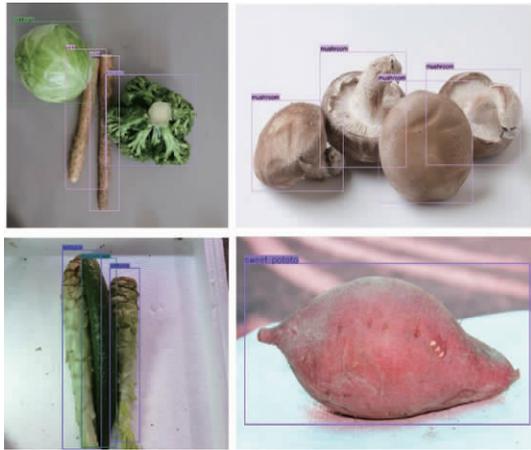


图 10 改进型 YOLOv3 检测结果

Figure 10 Improved YOLOv3 detection results

要求。同时,改进型 YOLOv3 算法的 mAP 比 SSD 和 Faster RCNN 分别高出 6.8% 和 5.4%,说明改进型 YOLOv3 算法对蔬菜数据更有效。

表 5 不同方法在蔬菜数据集上的性能对比

Table 5 Performance comparison of different methods on vegetable dataset

网络框架	主干网络	$mAP/\%$	帧速率/($f \cdot s^{-1}$)
Faster RCNN ^[4]	ResNet-50	87.8	9
SSD-300 ^[10]	VGG16	86.4	45
YOLOv3 ^[9]	Darknet-53	89.8	41
改进型 YOLOv3	Darknet-53	93.2	35

4 结论

笔者针对蔬菜数据集设计了改进型 YOLOv3 的特征提取网络,并且采用一种新的边界框回归损失函数 $DIoU$ 来提高精度。首先,改进型 YOLOv3 算法将 DenseBlock 和 DarkNet-53 相结合,获取具有更高语义信息的 5 组特征,进而构成特征金字塔,这在一定程度上解决了漏检、错检以及重复检测等问题。其次,通过 K-means 聚类分析得到适应于蔬菜数据集的先验框;同时, $DIoU$ 边界框回归损失函数增强了目标定位精度。改进型 YOLOv3 算法在蔬菜数据集上的 mAP 达到 93.2%,并获得 $35 f \cdot s^{-1}$ 的检测速度。在后续的工作中,将收集更多种类的蔬菜数据,并且利用改进型 YOLOv3 算法和硬件结合实现电子秤智能化,解决散装蔬菜称重问题,提高超市的运行效率。

参考文献:

- [1] BURGESS C J C. A tutorial on support vector machines for pattern recognition[J]. Data mining and knowledge discovery, 1998, 2(2): 121-167.
- [2] FELZENSZELB P F, GIRSHICK R B, MCALLESTER D, et al. Object detection with discriminatively trained part-based models[J]. IEEE transactions on pattern analysis and machine intelligence, 2010, 32(9): 1627-1645.
- [3] GIRSHICK R, DONAHUE J, DARRELL T, et al. Rich feature hierarchies for accurate object detection and semantic segmentation[C]//2014 IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition(CVPR). Columbus, OH, USA: IEEE, 2014: 580-587.
- [4] REN S Q, HE K M, GIRSHICK R, et al. Faster R-CNN: Towards real-time object detection with region proposal networks[J]. IEEE transactions on pattern analysis and machine intelligence, 2017, 39(6): 1137-1149.
- [5] DAI J F, LI Y, HE K M, et al. R-FCN: Object detection via region-based fully convolutional networks[C]//2016 30th Annual Conference on Neural Information Processing Systems(NIPS). Barcelona, Spain: NIPS, 2016: 379-387.
- [6] LIN T Y, DOLLAR P, GIRSHICK R, et al. Feature pyramid networks for object detection[C]//2017 IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition(CVPR). Honolulu, HI: IEEE, 2017: 936-944.
- [7] REDMON J, DIVVALA S, GIRSHICK R, et al. You only look once: unified, real-time object detection[C]//2016 IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition(CVPR). Las Vegas, NV, USA: IEEE, 2016: 779-788.
- [8] REDMON J, FARHADI A. YOLO9000: better, faster, stronger[C]//2017 IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition(CVPR). Honolulu, HI: IEEE, 2017: 6517-6525.
- [9] REDMON J, FARHADI A. YOLOv3: an incremental improvement[EB/OL]. (2018-4-8) [2019-6-29]. <https://arxiv.org/pdf/1804.02767.pdf>.
- [10] LIU W, ANGELOV D, ERHAN D, et al. SSD: Single shot multibox detector[C]//2016 European Conference on Computer Vision(ECCV). Amsterdam, Netherlands: Springer, 2016: 21-37.
- [11] 张素洁,赵怀慈.最优聚类个数和初始聚类中心点选取算法研究[J].计算机应用研究,2017,34(6): 1617-1620.
- [12] HE K M, ZHANG X Y, REN S Q, et al. Deep residual learning for image recognition[C]//2016 IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition(CVPR). Las Vegas, NV, USA: IEEE, 2016: 770-778.

文章编号:1671-6833(2020)02-0013-06

超声波传感器特性分析与测试方法的研究

王 翥,刘春龙,罗清华

(哈尔滨工业大学(威海) 信息科学与工程学院,山东 威海 264209)

摘 要:一对超声波传感器性能的一致性直接影响流量计量精确度。针对不同的超声波传感器性能一致性差的问题,从其特性入手分析几项关系密切的参数对它的影响,并为用于同一个流量计的一对传感器的选择提供理论依据。同时,采用传输线路法、替代法以及变频激励信号等方法实现对超声波传感器的测试,并给出了实现测试的具体电路设计方法。实验验证表明,提出的测试方法稳定、可靠,测试性能一致性好的一对超声波传感器可以保证流量计量精确度。

关键词:超声波传感器;性能匹配;谐振频率;反谐振频率;谐振阻抗;反谐振阻抗;静态电容

中图分类号:TP274+.53 文献标志码:A doi:10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.022

0 引言

超声波流量计具有始动流量小、量程比大、寿命长等优点,因而被广泛应用于流量计量。超声波传感器(以下简称传感器)是超声波流量计的核心部件之一^[1]。流量计量时,一只超声波流量计需要使用一对传感器,并共同使用一套信号收发电路。为保证获取的时间差准确,要求一对传感器转换效率及特性尽可能一致,而只有保证了谐振频率与反谐振频率、谐振阻抗与反谐振阻抗等参数的一致性,才有可能使得一对传感器的转换效率相互接近^[2]。

基于阻抗特性的导纳圆图法是有效的测试手段之一,该方法具有精度较高、操作简便等优点,但是需要人工来判断谐振频率数值,并且需要通过手工计算传感器其他参数,所以不适用于在线测量^[3]。针对传感器谐振频率等参数对结构和环境温度等变化比较敏感的问题,Ghasemi等^[4]采用型号分别为TMS320F28355与AD9833的数字信号仪与可编程信号发生器搭建了传感器谐振频率的测试装置,利用测试电压电流的方法间接计算其阻抗,进而确定谐振频率。Nečásek等^[5]设计了一款基于ARM阻抗分析仪,其原理是通过测试自动平衡电桥的同步电压和电流获得传感器的阻抗,具有速度快、分辨能力强等特点。频率分辨力为1 Hz,频率测量范围为50~5 000 Hz。

如上所述,国内外学者对超声波传感器的研究更多的是偏向于对传感器单一参数测试方法,而对于流量计量而言,还需要有一种测试装置来在线评价一对传感器主要参数的一致性,作为其是否适用于一只流量计的判断依据^[6]。

1 传感器特性与分析

1.1 谐振与反谐振特性分析

将超声波传感器串接到一个由激励信号源、采样电阻组成的测试回路中,当激励信号的频率变化时,采样电阻两端电压如图1所示。从图1的曲线可以看出,在频率变化范围内存在两个频率点 f_m 、 f_n ,且 $f_m < f_n$ 。当激励信号频率为 f_m 时电流最大,频率为 f_n 时电流最小。

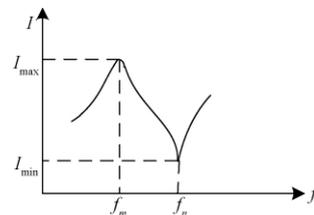


图1 电流随频率变化曲线示意图

Figure 1 The curve diagram of current varying with frequency

图2为等效阻抗随激励信号频率变化的曲线图。其中, f_m 称为最小阻抗频率,其附近会有超

收稿日期:2019-07-10; 修订日期:2019-12-12

基金项目:国家自然科学基金资助项目(61601142,61671174)

作者简介:王翥(1963—),男,辽宁丹东人,哈尔滨工业大学(威海)教授,博士,主要从事传感器检测、物联网研究,
E-mail: wangzhu@hit.edu.cn。

声波传感器的谐振频率 f_r ; f_n 称为最大阻抗频率,其附近会有反谐振频率 f_a ^[7]。

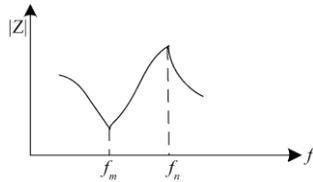


图2 阻抗随频率变化曲线示意图

Figure 2 The curve diagram of impedance varying with frequency

超声波传感器的机电等效电路如图3所示。其中 C_0 为传感器的静态电容; L_1 为传感器的等效电感; C_1 为传感器的等效电容; R_1 为传感器的等效电阻。由文献[8]可知,传感器的最小阻抗频率 f_m 和最大阻抗频率 f_n 分别为式(1)、(2)。

$$f_m = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1 C_1}}; \quad (1)$$

$$f_n = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1\left(\frac{C_0 C_1}{C_0 + C_1}\right)}}。 \quad (2)$$

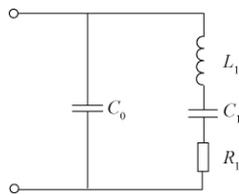


图3 超声波传感器的机电等效电路图

Figure 3 Electromechanical equivalent circuit of ultrasonic sensor

电路串联谐振现象产生于信号频率 f_s 等于 f_m 时, f_s 为串联谐振频率;电路并联谐振现象产生于信号频率 f_p 等于 f_n 时, f_p 为并联谐振频率。

当无机械损耗时:

$$f_m = f_s = f_r; \quad f_a = f_p = f_n。 \quad (3)$$

当有机械损耗时:

$$f_m < f_s < f_r; \quad f_a < f_p < f_n。 \quad (4)$$

1.2 主要参数对传感器压电效应的影响

压电式超声波传感器具有正压电效应与逆压电效应,无论是正压电效应还是逆压电效应,其转换效率高则说明转换过程中能量损耗小。流量计量过程中都期望正压电效应与逆压电效应转换效率尽可能高一些,即转换后信号幅值与转换前的信号幅值之比大,这样会更便于转换后小信号的识别,更能保证时间差的计算精确度。

(1) 谐振频率对压电效应影响的分析。如图3所示,在谐振频率点,传感器等效电路右侧分支

电路 L_1 、 C_1 、 R_1 等效于一只纯电阻,则传感器等效为 R_1 和 C_0 的并联,传感器转换效率最高;偏离谐振频率点较远时,右侧分支电路 L_1 、 C_1 、 R_1 中就会存在 L_1 与 C_1 ,就会因为 L_1 与 C_1 的存在而产生无功功率、减少有功功率。 $P = U^2/R$ 可知,若阻值不变,功率减少,则 R_1 压降就会减少,进而使传感器转换效率下降。

(2) 静态电容对转换效率的影响。根据电路理论可知,随着传感器的静态电容的增加,无功功率也将随之而增加,而激励信号产生的总功率 $P = P_{有} + P_{无}$ 是不变的,有功功率与无功功率是此消彼长的关系。由 $P = U^2/R$ 可知,传感器阻抗保持稳定时,有功功率的减少会导致输出电压降低,进而降低了传感器的转换效率。

1.3 声波收发特性分析

超声波传感器声波收发状态是动态的,振动特性和电信号的响应都是时间的函数,传感器的动态特性决定着传感器的转换效率。流量计量时,传感器是成对工作,互为发送/接收信号,同时信号处理电路也对称使用,要求传感器的特性具有一致性,接收与发送信号互为交换后,呈现的特性具有较高的相似性,否则将会出现阈值偏差、相位偏差等现象,进而会产生较大的计量误差。

2 传感器的测试方法及设计

2.1 测试项目及整体结构设计

为保证传感器的一致性,要针对谐振频率与反谐振频率、谐振阻抗与反谐振阻抗、输出幅值、静态电容、转换效率等进行测试,保证用于同一流量计的一对传感器主要特性的一致性。图4为设计装置结构框图。

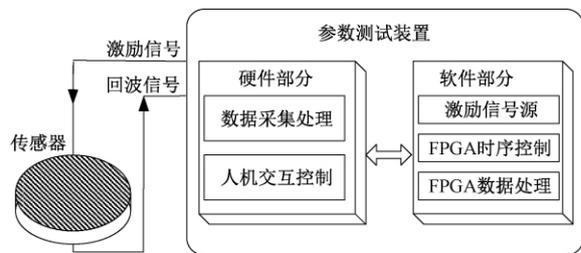


图4 参数测试装置整体结构框图

Figure 4 The overall structure diagram of parameter test device

针对谐振频率与反谐振频率的测试采用传输线路法,针对谐振阻抗与反谐振阻抗的测试采用替代法,针对传感器输出幅值的测试采用脉冲激励信号法,针对静态电容的测试采用交

流容抗法。

2.2 信号调理电路设计

图 5 是传感器测试装置硬件总体框图。

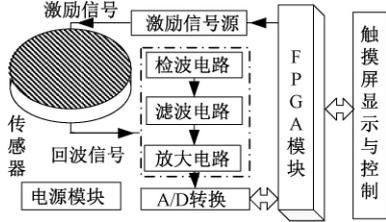


图 5 测试装置硬件总体框图

Figure 5 Electromechanical equivalent circuit of ultrasonic sensor

2.2.1 检波电路

因为传感器信号衰减很大且很微弱,同时接收到的电信号是含有被测量信息的调制信号,所以需要再次接收到的电信号进行检波、滤波、放大等信号调理。频率、阻抗和幅值测试选用图 6 所示的全波检波电路 1,静态电容测试选用图 7 所示的全波检波电路 2。

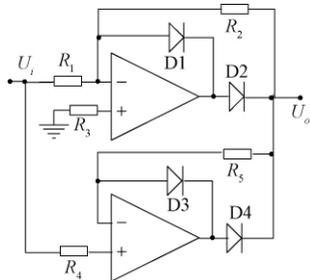


图 6 全波检波电路 1

Figure 6 Full wave detection circuit 1

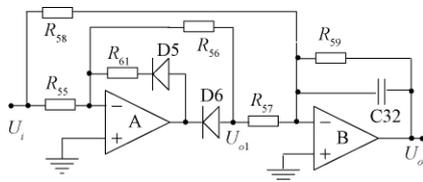


图 7 全波检波电路 2

Figure 7 Full wave detection circuit 2

要求装置产生频率在 100 kHz~4.5 MHz,图 6 的运算放大器 AD8063 和二极管 1N4148 均为高速型。

图 7 中,运放 A 与二极管 D5、D6 以及电阻 \$R_{55}\$ 和 \$R_{56}\$ 构成半波整流部分,运放 B 与电阻 \$R_{57}\$、\$R_{58}\$、\$R_{59}\$ 共同组成一个信号加法器的结构。

2.2.2 滤波电路

滤波的目的是滤出检波后信号存在的高频干扰,提取待测传感器输出信号的低频部分。图 8 为二阶压控电压源型低通滤波器。

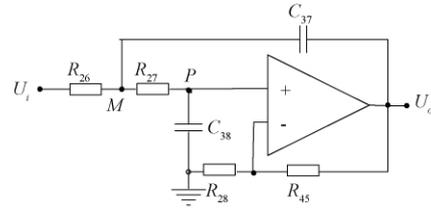


图 8 二阶压控电压源型低通滤波器

Figure 8 Second order VCVS type low pass filter

根据基尔霍夫电流定律可知, \$M\$ 点的电流方程为式 (5):

$$\frac{(U_i - U_M)}{R_{26}} = \frac{(U_M - U_o)}{1/(sC_{37})} + \frac{(U_M - U_P)}{R_{27}} \quad (5)$$

\$P\$ 点的电流方程为式 (6):

$$\frac{U_M - U_P}{R_{27}} = \frac{U_P}{sC_{38}} \quad (6)$$

联立公式 (5) 和 (6), 可求得 \$R_{27}\$ 和 \$R_{26}\$:

$$R_{27} = \frac{\alpha \pm \sqrt{\alpha^2 - 4\beta(1+k-A_{up})}}{2\beta(1+k-A_{up})\omega_0 C_{37}}; \quad (7)$$

$$R_{26} = \frac{\alpha \mp \sqrt{\alpha^2 - 4\beta(1+k-A_{up})}}{2\beta(1+k-A_{up})\omega_0 C_{37}} \quad (8)$$

电路中相关参数计算与选择结果如下: \$C_{37} = 1\text{pF}\$、\$C_{38} = 1\text{nF}\$、\$R_{26} = R_{27} = 1.2\text{ k}\Omega\$、\$R_{28} = 4.7\text{ k}\Omega\$、\$R_{45} = 16.3\text{ k}\Omega\$。

2.3 测试模块设计

2.3.1 频率测试模块

如图 9 所示,信号发生器给传感器输入幅值固定、频率可变的激励信号 \$U_i\$,采样电阻 \$R_2\$ 将传感器工作电流转换为电压信号,谐振频率点的传感器工作电流最大、等效阻抗最小,反谐振频率点的传感器工作电流最小、等效阻抗最大。所以,通过测试图 9 输出电压值 \$U_o\$,就可以求得传感器的谐振频率与反谐振频率。

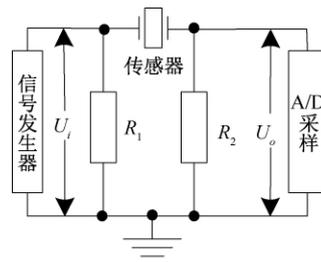


图 9 传感器频率测试原理

Figure 9 The frequency testing principle of sensor

2.3.2 阻抗测试模块

如图 10 所示,采用替代法,首先让传感器与电阻 \$R\$ 串联,利用固定幅值、固定频率的激励信号激励传感器并测试电阻 \$R\$ 两端电压 \$U\$,再让可调

电阻 R_x 与电阻 R 串联,调整可调电阻 R_x 阻值使电阻 R 上的电压等于 U ,此时可调电阻的阻值即为传感器的阻值。

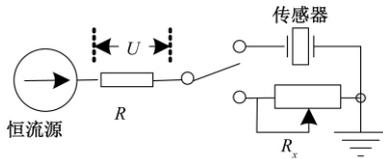


图 10 传感器阻抗测试原理

Figure 10 The impedance testing principle of sensor

2.3.3 输出幅值测试

图 11 是一个模拟工况环境设计的测试单个传感器示意图,由具有一定光洁度的反射底板、能够固定安装传感器的顶板组成。测试时,把传感器面朝下放置在位于顶板的圆孔上,传感器经过逆压电效应与压电效应的两次转换实现了电信号(传感器发出)—机械波(介质中传输、底板发射)—电信号(传感器接收)的两次转换。

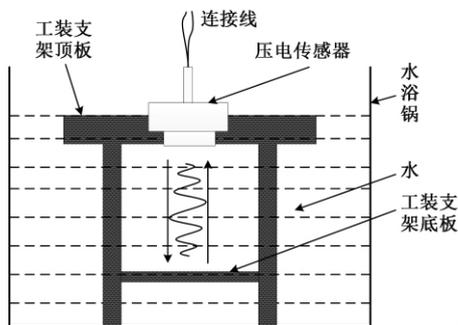


图 11 传感器幅值测试示意图

Figure 11 The amplitude testing schematic of sensor

2.3.4 静态电容测试

压电式超声波传感器不加激励信号时等效为电容,在此条件下测试得到的电容值即为传感器的静态电容 C_0 。给传感器加载低频激励信号,通过 C/U 转换电路把传感器静态电容值转换成与之成正比的电压值。

3 测试结果及分析

采用标准仪器与本设计的测试装置分别对传感器样品进行测试并对比分析。

(1) 谐振频率与反谐振频率:采用频率特性测试仪作为标准仪器,型号为 SA1005D;

(2) 谐振阻抗与反谐振阻抗:采用电阻箱、示波器、函数信号发生器作为标准仪器,型号分别为 ZX32D、TDS2012C、DG1022U;

(3) 幅值测试:采用示波器、水浴锅等作为标准仪器,示波器型号为 TDS2012C;

(4) 静态电容:采用 LCR 测试仪、标准电容盒作为标准仪器,型号分别为 TH2811C、ATCDB12。

3.1 谐振频率(阻抗)与反谐振频率(阻抗)

连续进行了 5 次测试实验,数据如表 1 所示。表中标准仪器测试数据记为 I,设计装置测试数据记为 II。由表 1 可知,设计装置与标准仪器测试结果中,谐振频率的最大偏差值是 3 kHz,出现在第 1、3、4 行数据中,最大相对误差为 0.3%;反谐振频率的最大偏差值也是 3 kHz,出现在第 5 行数据中,最大相对误差为 0.29%。对比可知,设计装置读数稳定,测试结果一致性好,满足设计要求。

表 1 谐振频率(阻抗)与反谐振频率(阻抗)实验数据

Table 1 The experimental data of resonant frequency (impedance) and anti-resonance frequency (impedance)

测试次数	频率/kHz			
	谐振 I	反谐振 I	谐振 II	反谐振 II
1	988	1 044	985	1 045
2	987	1 044	985	1 045
3	988	1 043	985	1 045
4	988	1 044	985	1 045
5	986	1 042	985	1 045

测试次数	阻抗/ Ω			
	谐振 I	反谐振 I	谐振 II	反谐振 II
1	40	1 480	39	1 480
2	39	1 478	39	1 480
3	40	1 485	39	1 480
4	38	1 480	39	1 480
5	41	1 482	38	1 480

由表 1 可知,设计装置与标准仪器测试结果中,谐振阻抗的最大偏差值是 3 Ω ,出现在第 5 行数据中,最大相对误差为 7.3%;反谐振阻抗的最大偏差值也是 3 kHz,出现在第 3 行数据中,最大相对误差为 0.34%。对比可知,设计装置输出值稳定,测试结果一致性好,满足设计要求。

3.2 静态电容

设计装置静态电容测试范围为 100~2 400 pF,用标准电容盒作为标定设备,每隔 100 pF 测试一次结果、重复测试 5 次,测试数据如表 2 所示,为简化表格,选取 100、500、1 500、2 000、2 400 pF 5 个点的数据。由表 2 可知,设计装置与标准仪器测试结果中,针对电容盒的 5 个电容值(100、500、1 000、1 500、2 400 pF),标准仪器实测电容的最大偏差值分别为 9、8、18、8、68 pF,最大相对误差为 9%,出现在第 1 列数据中;设计装置实测电容的最大偏差值分别为 5、5、10、0、0 pF,最大相对误差为 5%,也出现在第 1 列数据中。对比可

知,设计装置输出值稳定,测试结果一致性好,满足设计要求。

表 2 静态电容实验数据

Table 2 The experimental data of static capacitance

实测项目	可调电容盒标称值					
	100	500	1 000	1 500	2 400	
标准仪器	实测值 I-1	104	502	1 011	1 492	2 463
	实测值 I-2	108	501	1 014	1 495	2 467
	实测值 I-3	107	508	1 018	1 496	2 468
	实测值 I-4	109	502	1 017	1 495	2 467
	实测值 I-5	107	504	1 015	1 496	2 467
设计装置	实测值 II-1	105	495	1 010	1 500	2 440
	实测值 II-2	105	495	1 010	1 500	2 440
	实测值 II-3	105	495	1 010	1 500	2 440
	实测值 II-4	105	495	1 010	1 500	2 440
	实测值 II-5	105	495	1 010	1 500	2 440

3.3 发射幅值与回波幅值

表 3 为发射与接收幅值的 5 次测试数据。从表 3 可以看出,因为对输出信号做了必要的调整,所以无论是输出信号的幅值还是信号的一致性,设计装置都有了很大的改善。设计装置对传感器输出信号进行整流滤波放大之后进行读数,因此测试数据相对较大。

表 3 发射幅值与回波幅值实验数据

Table 3 The experimental data of the sending wave amplitude and the returned wave amplitude V

测试序号	发射幅值 I	回波幅值 I	发射幅值 II	回波幅值 II
1	0.34	0.26	2.50	1.86
2	0.34	0.25	2.50	1.85
3	0.34	0.24	2.51	1.86
4	0.28	0.22	2.48	1.91
5	0.36	0.26	2.50	1.90

3.4 配对实验

实验方案如图 11 所示,以 5 只传感器为例,测试条件: 1) 将样品放置在设定温度的水浴锅中加热 10 min,使两者温度达到一致; 2) 设定水浴锅在 30 °C ~ 90 °C 温度范围内可调,测试数据取样间隔温度为 10 °C; 3) 测试对应温度的传感器输出幅值。

自收自发条件下传感器输出幅值的测试数据如表 4 所示,图 12 为自收自发测试数据曲线图。

由表 4 与图 12 可知,1 号、2 号传感器特性接近,3 号、4 号传感器特性接近。根据一收一发测试数据选择传感器配对的有效性,将 1 号与 2 号、3 号与 4 号分别在工况条件下进行互为收发的配对实验,测试结果如表 5 所示。表中“1→2”表示

1 号传感器发送信号,2 号传感器接收信号,图 13 为一收一发配对数据曲线图。

表 4 自收自发传感器输出幅值测试结果

Table 4 The output amplitude test results of self-sending and self-receiving sensor V

编号	30 °C	40 °C	50 °C	60 °C	70 °C	80 °C	90 °C
1	1.83	1.81	1.8	1.8	1.78	1.71	1.63
2	1.77	1.75	1.73	1.72	1.69	1.61	1.54
3	1.66	1.63	1.61	1.58	1.53	1.48	1.44
4	1.58	1.56	1.53	1.51	1.48	1.42	1.33
5	1.56	1.54	1.49	1.4	1.36	1.24	1.15

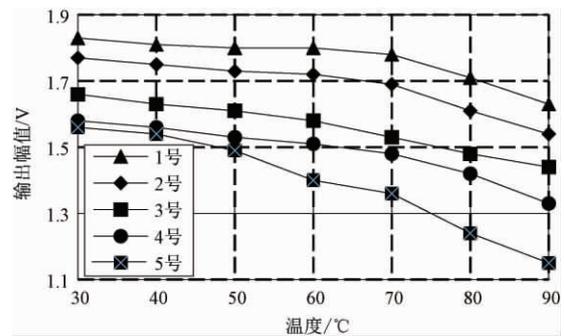


图 12 自收自发数据曲线图

Figure 12 The data graph of self-sending and self-receiving

表 5 一收一发传感器输出幅值测试结果

Table 5 The output amplitude test results of sensors with one sending and one receiving V

编号	30 °C	40 °C	50 °C	60 °C	70 °C	80 °C	90 °C
1→2	1.56	1.56	1.54	1.51	1.49	1.44	1.33
2→1	1.57	1.56	1.54	1.52	1.50	1.46	1.34
3→4	1.54	1.53	1.52	1.50	1.46	1.41	1.32
4→3	1.53	1.53	1.51	1.49	1.47	1.40	1.30

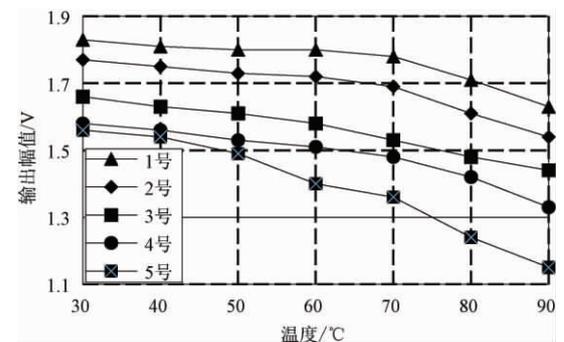


图 13 一收一发数据曲线图

Figure 13 The data graph of one sending and one receiving

由表 5 与图 13 数据分析可知,1 号、2 号传感器配对后收发特性接近,3 号、4 号传感器配对后收发特性接近,而特性接近的传感器转换效率也

接近,信号传输过程中衰减也接近,信号处理电路中信号的上升率与相位移也接近,这样就可以更好地保证流量计量精确度。

需要说明的是,流量计量的精确度主要取决于传感器,但是与基表管段以及其他工艺条件也有很大关系。所以,两只配对传感器特性相似度的量化值,需要在确定的生产工艺、参数比较稳定的环境下做标定,将标定值作为检测参数用于生产实践中。

4 结束语

针对目前超声波流量计生产过程中存在的因传感器性能一致性差而带来的超声波流量计精确度不高、产品合格率低等问题,通过理论分析及大量实验,提出了一种可以用于同一支超声波流量计上的一对超声波传感器的测试方法,并给出传感器配对选择的依据,以及给出具体测试的关键电路设计方法。实验数据分析证明了理论分析与具体设计的有效性,该装置已经应用于生产实践,生产效率与成品率都有很大提高。

参考文献:

- [1] 靳涛. 浅析能源计量在节能减排管理中的作用[J/OL]. 工程技术(全文版),2017(5):17 [2019-03-06]. <http://www.cqvip.com/QK/72150X/201701/epub1000000667751.html>.
- [2] 侯春雷. 超声波换能器性能测试仪的设计与实现[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2015.
- [3] RAJITA G, MANDAL N. Review on transit time ultrasonic flowmeter[C]//2016 2nd International Conference on Control, Instrumentation, Energy & Communication. Kolkata, India: IEEE, 2016: 88-92.
- [4] GHASEMI N, ABEDI N, MOKHTARI G. Real-time method for resonant frequency detection and excitation frequency tuning for piezoelectric ultrasonic transducers[C]//2016 Australasian Universities Power Engineering Conference (AUPEC). Queensland, Australia: IEEE, 2016: 1-5.
- [5] NECÁSEK J, VACLAVÍK J, MARTON P. Fast and portable precision impedance analyzer for application in vibration damping[C]//IEEE International Workshop of Electronics, Control, Measurement, Signals and their Application to Mechatronics. Liberec, Czech: IEEE, 2015: 1-5.
- [6] 王翥, 崔晓志, 侯春雷. 超声波传感器接收信号强度非对称性分析与对策[J]. 传感技术学报, 2015, 28(1): 81-85.
- [7] AMRI K, WIRANATA L F, SUPRIJANTO, et al. Fluid flow velocity measurement using dual-ultrasonic transducer by means of simultaneously transit time method[C]//International Conference on Instrumentation, Communications, Information Technology and Biomedical Engineering. Bandung, India: IEEE, 2015: 113-116.
- [8] 刘春龙. 压电式超声波换能器测试方法的研究与设计[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2017.

Research on Ultrasonic Sensors Characteristics and Testing Method

WANG Zhu, LIU Chunlong, LUO Qinghua

(School of Information Science and Engineering, Harbin Institute of Technology at Weihai, Weihai 264209, China)

Abstract: The accuracy of flow measurement could be affected by the consistency of the pair of ultrasonic sensors. In view of the problem of poor consistency of different ultrasonic sensors, this paper aimed to analyze the influence of several closely related parameters, and provide theoretical basis for the selection of the pair of sensors used in the same flowmeter. At the same time, the transmission line method, alternative method and variable frequency excitation signal were used to realize the test of ultrasonic sensors, and the specific circuit design method to realize the test was given. The experimental results showed that the proposed method was stable and reliable, and a pair of ultrasonic sensors with good test performance consistency could ensure the flow measurement accuracy.

Key words: ultrasonic sensor; performance matching; resonance frequency; anti-resonance frequency; resonance impedance; anti-resonance impedance; static capacitance

文章编号:1671-6833(2020)02-0019-06

基于 FPGA 的高分辨率视频图像实时增强去雾系统

刘华军¹, 张瑞珏², 刘建锋², 王 盛², 夏巧桥¹

(1. 华中师范大学 物理科学与技术学院, 湖北 武汉 430079; 2. 上海航天电子技术研究所, 上海 201109)

摘要: 传统去雾系统大多针对单幅图像进行处理, 其稳定性和实时性不足, 不仅算法复杂度较高, 还存在亮光区域直方图过曝的缺陷, 难以应用于实时视频图像修复中。针对该问题, 设计了一种基于 FPGA 的 1080P 全高清视频图像实时增强去雾系统。首先, 在 RGB 颜色空间采用分块分通道进行直方图统计; 其次, 通过预设阈值对多通道合并后的直方图进行削减, 限制对比度过度放大, 而后进行双线性插值计算; 最后, 对改进后的限制对比度自适应直方图均衡算法 (contrast limited adaptive histogram equalization, CLAHE) 进行仿真验证, 并对系统进行有雾视频、图像以及户外场景的去雾测试。实验结果表明: 本系统能实时处理帧速率为 30 f/s、分辨率为 1 920×1 080 的图像, 比传统方法去雾效果更好、更稳定, 系统功耗低于 5 W, 可应用于低功耗领域。

关键词: 图像去雾; 视频图像; FPGA; 实时; 低功耗

中图分类号: TP391.41 文献标志码: A doi:10.13705/j.issn.1671-6833.2019.03.014

0 引言

由于大气散射使得图像质量严重退化、对比度下降、层次不丰富^[1], 雾天图像去雾处理成为了国内外的研究热点。根据不同的图像处理方式, 将去雾算法分为基于物理模型方法和基于非物理模型方法^[2]。睢丹等^[3]提出了基于混沌性的加权滤波算法, 有效地降低了雾化、减少了浓雾噪点。郭伟^[4]提出了基于多种先验知识的单幅雾天图像复原算法; 何凯明等^[5]提出了“基于暗通道优先的单幅图像去雾”方法, 两种方法主要针对单幅图像, 去雾效果明显, 但算法的时间和空间复杂度较高。何凯明等^[6]进一步提出导向滤波算法, 以提高暗通道优先算法的处理速度, 但其计算复杂度仍较高。魏先民^[7]提出了自适应直方图均衡算法 (adaptive histogram equalization, AHE), 该算法自适应好、鲁棒性强, 但是其存在过度放大均匀区域噪声的缺陷。基于此, Zuiderveld^[8]提出了限制对比度自适应直方图均衡 (contrast limited adaptive histogram equalization, CLAHE) 算法, 提升了图像的局部对比度并突出图像细节。由于 CLAHE 算法有优异的去雾效果, 计算简单且易于

并行化实现, 因此得到研究者青睐。杨光等^[9]重点研究了 CLAHE 算法框架及其 FPGA 实现, 实验表明该算法具有良好的去雾效果。周卫星等^[10]提出的方法改善了图像的整体视觉效果。文献 [11-12] 以 FPGA 为硬件平台实现了 CLAHE 算法, 系统满足实时性且图像对比度明显增强。孔壮等^[13]利用 CLAHE 算法设计基于高分辨率的视频图像去雾系统, 但是图像分辨率仅为 1 004×1 004。周晓波等^[14]利用 FPGA 设计了支持多种分辨率的图像高速实时去雾系统, 但其算法复杂度以及系统实时性仍有改善的空间。虽然现有去雾系统取得了不错的去雾效果, 但大多数系统针对单幅图像进行处理, 稳定性和实时性不足, 且存在亮光区域过曝的缺陷。针对这些问题, 笔者设计并构建了一种基于 FPGA 的 1080P 全高清视频图像实时增强去雾系统。测试结果表明: 系统对分辨率为 1080P 视频图像去雾效果明显、图像层次感强, 同时具有较强的实时性和稳定性, 系统功耗小于 5 W。

1 系统硬件设计

图 1 为系统硬件框图。高速相机输出图像分辨率为 1 920×1 080, 帧频为 30 f/s。相机通过

收稿日期: 2019-03-21; 修订日期: 2019-06-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (61501334); 中央高校基本科研业务费 (CCNU16A05028)

通信作者: 夏巧桥 (1987—), 男, 湖北咸宁人, 华中师范大学讲师, 博士, 主要从事高速实时数据处理平台、LDPC 等方向的研究, E-mail: xqq2947759@163.com。

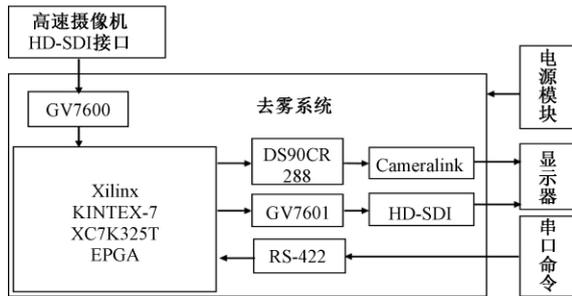


图1 系统框图

Figure 1 System architecture

HD-SDI 接口传输至去雾系统,接口芯片为 GV7600,用于视频图像配置,系统可实现图像自检、镜像、电子变倍以及电十字叠加等功能,并完成图像增强去雾。通过 RS-422 串口命令对系统功能进行控制,其经过 FPGA 软核解析并转发给逻辑实现控制 FPGA 内部功能。图 2 为 FPGA 内部功能图,图 3 为系统实物图,其尺寸为 103 mm×60 mm,质量小于 100 g。

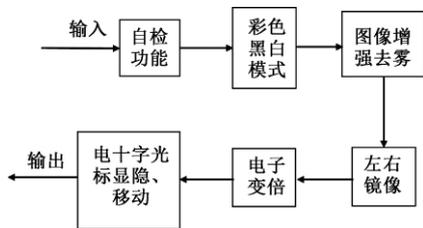


图2 FPGA 功能模块

Figure 2 The functional modules of FPGA



图3 系统实物图

Figure 3 The photo of the system

2 CLAHE 算法原理

CLAHE 算法将图像进行分块,对每个子块采用对比度限幅操作来克服 AHE 算法过度放大噪声的缺陷。CLAHE 算法步骤如下。

步骤 1 将图像划分为 4×4 个大小相同的子块(非重叠图像, $1 \leq i, j \leq 4$),分别对子块进行直方图统计,即统计各灰度级的像素数。

步骤 2 利用截断阈值 β 对直方图进行削峰填谷操作,截断阈值 β 的计算如式(1):

$$\beta = \frac{N}{M} \left(1 + \frac{\alpha}{100} (s - 1) \right), \quad (1)$$

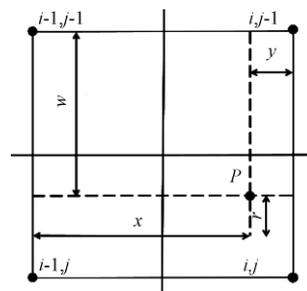
式中: N 为每个子块的总像素数; M 为像素灰度级数 $[0, 255]$; 参数 s 为控制指定像素值周边的对比度放大程度,取值范围为 $1 \sim 4$ 的整数; α 为截断系数,取值范围为 $[0, 100]$ 。当 $\alpha = 100$ 时 β 取最大值 $\frac{N}{M} s$, 此时的增强效果达到最大。

步骤 3 对削减后的直方图进行均衡,将多出的像素数分配到像素数小于 β 的灰度级中,以 1 作为像素分配步长,通过迭代的方法进行像素重分配,直至像素分配完毕,得到均衡后的结果。

步骤 4 根据直方图均衡结果可得到每个子块直方图映射 f 以及其中心像素点的灰度值,其他点的像素通过与其邻近的 4 个子块的直方图映射 f 采用双线性插值算法获取。图 4 为图像第 $j-1$ 行至第 j 行、第 $i-1$ 列至第 i 列的局部示意图 ($i, j \geq 2$),其中 P 为待增强像素点, x, y, w, r 数值关系确定 P 点和参考点的位置关系,根据其处于角落、内部、边界来确定各相邻子块的权重关系,加权计算得到最终的像素值,如式(2)所示:

$$P_{\text{new}} = \frac{r}{r+w} \left(\frac{y}{x+y} f_{i-1, j-1} P_{\text{old}} + \frac{x}{x+y} f_{i, j-1} P_{\text{old}} \right) + \frac{w}{r+w} \left(\frac{y}{x+y} f_{i-1, j} P_{\text{old}} + \frac{x}{x+y} f_{i, j} P_{\text{old}} \right), \quad (2)$$

式中: P_{old} 为原始像素点的灰度值; P_{new} 为增强去雾后新灰度值。

图4 第 (i, j) 子块中像素 P 及其相邻的 4 个子块Figure 4 The four adjacent blocks of the sub-block (i, j)

3 改进 CLAHE 算法的 FPGA 实现

3.1 FPGA 实现框架

图 5 为改进 CLAHE 算法的 FPGA 实现流程图。整个系统划分成 6 个模块,分别为输入模块、直方图统计模块、直方图均衡模块、灰度值映射模块、双线性插值模块以及输出模块。其中,直方图统计模块采用分块分通道统计,将多通道直方图合并于一个直方图中,用于后面的

削峰填谷;针对直方图均衡模块,原 CLAHE 算法以 1 作为分配步长,该过程需要多次的迭代,像素重分配操作需要进行多次迭代,使得图像处理延时较大。而笔者将该过程利用映射算法进行计算,将多出的像素灰度值个数均匀的分配给 256 个灰度级,且仅需要进行一次削峰填谷操作,提高了算法的效率。各个模块均采用标准 axi_stream 接口进行互联。

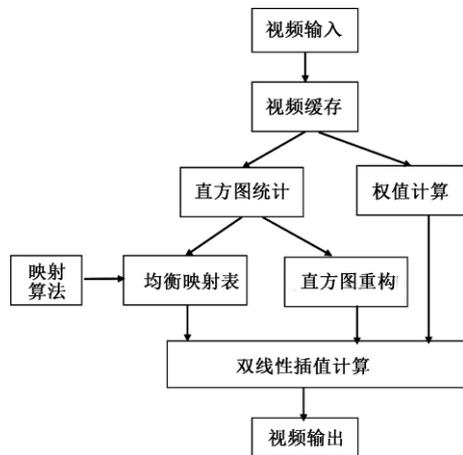


图 5 FPGA 实现流程图

Figure 5 The FPGA program block diagram

3.2 各模块原理以及实现

输入模块: 输入模块通过 SDI 接口采集相机输出的高速图像数据,将图像数据从 YUV 颜色空间转换为 RGB 颜色空间,并将数据流转换为标准的 axi_stream 接口,方便与后续模块互联。

直方图统计模块: 本系统将视频图像划分为多个非重叠子块,对每个子块分 RGB 通道进行直方图统计,并将多通道直方图进行合并,合并后的直方图数据存入乒乓 RAM 中。如图 6 为子块 1 的直方图统计,分 RGB 通道统计各分块的灰度直方图信息,采用边输入边计算的方法,将每个通道灰度值对于像素数存入对应的 RAM1_R、RAM1_G、RAM1_B 存储器中。当该子块所有像素输入完成之后,读出该子块每个通道像素值并将其进行叠加统计,最后将整合的直方图写入乒乓 RAM1_RGB 中。截断阈值 β 可以由上位机通过 RS-422 设置。当某个灰度值的个数 M' 大于或者等于 β 时,由 β 代替该像素的个数 M' 存入到 RAM_RGB 中,并将超过门限值的像素点个数 $M' - \beta$ 累计到对应子块的寄存器 REG_cnt 中,用于后续的直方图均衡操作。

直方图均衡模块: 直方图统计完成后,通过削峰填谷对其进行均衡操作,如图 7 所示。 β 为输入阈值,由于实际环境的多变性,单一阈值无法对

所有情况都达到良好的去雾效果,因此本系统提供了多个可供选择的 β 值。

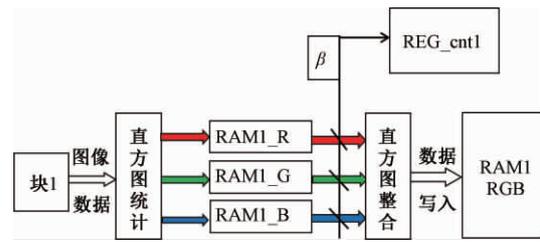


图 6 子块 1 的直方图统计

Figure 6 The histogram statistics

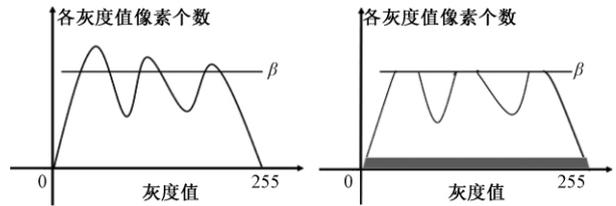


图 7 直方图均衡

Figure 7 The histogram equalization

均衡算法步骤如下:

步骤 1 初始化参数。 计算分配步长 $L = REG_cnt / 256$, 设置截断阈值 β , 初始化当前灰度级 $i = 0$ 的像素个数 M' , 均衡后的灰度级个数 $K = 0$ 以及灰度级范围 $i \in [0, 255]$ 。

步骤 2 计算均衡后的灰度级像素个数 $K = L + M'[i]$ 。

步骤 3 若 $K > \beta$, 则当前灰度级像素个数 $M'[i]$ 为 β ; 否则灰度级像素个数 $M'[i] = M'[i] + L$ 。

步骤 4 更新灰度级 $i = i + 1$ 。

步骤 5 停止准则, 判断 i 是否达到最大灰度级 255。若满足则输出均衡后各灰度级的像素数; 否则转步骤 2。

原始 CLAHE 算法像素重分配操作需要进行多次迭代,使得图像处理延时较大,将变量 REG_cnt 与灰度级的个数作商,将多出的像素灰度值个数一次性均匀地分给各个未饱和灰度级,提高了实时性的同时节约了系统资源。

灰度值映射模块: 利用映射算法,通过原始图像灰度值映射出增强后的灰度值。

映射算法步骤如下:

步骤 1 初始化每个子块的总像素数 N 、灰度级 $i = 0$ 以及其对应的原始灰度级像素值 $Y_{i=0}$ 。

步骤 2 计算中间过度值 $Y'_i = \sum_{i=0}^i Y_i$ 。

步骤 3 计算增强后的灰度级像素值 $Y_{i_NEW} =$

$256 \times Y_i / N$ 。

步骤4 更新灰度级 $i = i + 1$ 。

步骤5 判断停止条件,判断 i 是否达到最大灰度级 255。若满足则输出增强后各灰度级的数值;否则转步骤2。

将均衡后的灰度值直方图数据采用乒乓的方式按奇偶帧存入 RAM 中。

双线性插值模块:图8为双线性插值模块功能框图。双线性插值模块包括数据选取、权值计算以及插值计算。从 RAM 中读取像素数据时,同时计算权值因子,需对像素时钟做一定的延时来保证两者的同步性。位于角落、内部、边界位置的像素对应不同的插值计算。最后,利用视频图像相邻两帧直方图的高度相似性,以前一帧直方图均衡后的映射灰度值作为当前帧图像处理的数据,可避免缓存一帧的数据,避免了大容量外部存储器的使用,节约了资源,提高了实时性。

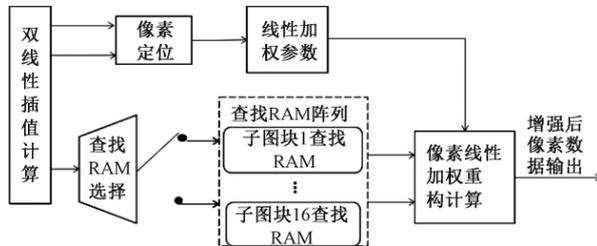


图8 插值计算模块

Figure 8 The interpolation calculation

像素点在图像中的位置由像素时钟和行同步信号(LVAL)计数获得,即确定其所属子块中的位置。

输出模块:输出数据通过芯片GV7600/DS90CR288解析,通过SDI/Cameralink接口传送给显示端。

4 系统测试结果

为验证本文算法的有效性,将本文算法与原始CLAHE算法进行对比。图9为两种去雾算法效果图。仅对原始CLAHE算法中Y方向分量做均衡使得图片的整体亮度有一定的增强,但其色彩暗淡,对比度较低;而本文算法处理效果明显,图片色彩均匀,图片的层次感较强。

采用Xilinx Vivado软件对FPGA程序进行布局布线,FPGA资源消耗如表1所示。其中,共消耗了53 064个查找表(LUT),占总查找表的26.04%;消耗103个块存储单元(BRAM),占总BRAM的23.15%;消耗了60个DSP资源,占总DSP的7.14%。



(a) 原始图像



(b) CLAHE Y分量均衡算法



(c) 本文算法

图9 两种算法去雾效果对比

Figure 9 The fogging effect of the two algorithms

表1 FPGA资源消耗

Table 1 The resource consumption of FPGA

项目	资源占用资源/个	可用资源/个	所占百分比/%
LUT	53 064	203 800	26.04
LUTRAM	3 924	64 000	6.15
FF	50 077	407 600	12.29
BRAM	103	445	23.15
DSP	60	840	7.14
IO	138	400	34.50
BUFG	12	32	37.50
MCM	3	10	30.00
PLL	1	10	10.00

图10为直方图统计模块MODELSIM仿真的结果图。将像素灰度值按一定的时序写进RAM中,图中:rgb_vld为数据有效标志(高有效);rgb_data为灰度值(如0x71、0x72等);ram_wr_cnt为灰度值个数(如0x4 100(16进制))。

图 11 为双线性插值模块的 MODELSIM 仿真结果图。按一定的时序从 RAM 中读取直方图均衡后的灰度值,通过读取原始像素值查找新映射表来索引增强后的像素值。以读取 B 通道数据为例,其中: ram1_en_pi_b 为读 B 值使能(高有

效) ram1_addr_pi_b 为 B 的数据地址(如 0x85、0x84) ram1_din_pi_b 为 B 的数据值(如 0x92), pipe1_row_cnt 与 pipe1_line_cnt 为子块 1 的行列计数(如 0x20、0x3f),以确定该值所在子块 1 中位置。

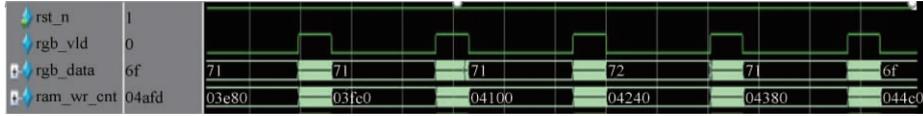


图 10 直方图统计仿真结果

Figure 10 The simulation of histogram statistics

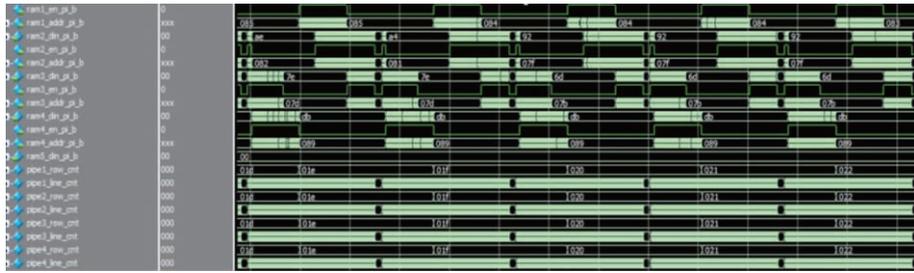


图 11 双线性插值仿真图

Figure 11 The simulation of bilinear interpolation

图 12 为本文算法 MATLAB 实现和 FPGA 实现效果图。FPGA 与 MATLAB 实现结果图对位置像素点的 RGB 值一致,说明了 FPGA 实现的正确性。

图 13 为系统外场测试结果。可以看出,原始有雾图像图片不清晰,对比度较低,很难识别图中的目标(图中房屋轮廓);而去雾图像对比度增强,突出细节、层次感增强。结果表明,该系统具有较强的实时性和稳定性,系统功耗测试仅为 4.848 W,可应用于低功耗领域。



图 12 MATLAB 和 FPGA 实现效果图
Figure 12 The fogging effect of this algorithm in MATLAB and FPGA



图 13 系统去雾效果图
Figure 13 The fogging effect of this system

5 结论

以 FPGA 为硬件平台,设计并构建了一种基于 1080P 高分辨率视频图像实时增强去雾系统,对

CLAHE 算法进行一定的改进,完成了改进后的 CLAHE 算法各个模块的设计和硬件实现。系统测试结果表明,系统具有极好的稳定性和实时性,图像的对比度明显增强,图像内容清晰,层次感强,能够达到很好的去雾效果,同时还具有低功耗特性。

参考文献:

- [1] 王欣威,李颖,董慧颖,等.基于大气模型的天气退化图像复原方法及应用[J].沈阳理工大学学报,2005,24(1):32-35.
- [2] 郭璠,蔡自兴,谢斌,等.图像去雾技术研究综述与展望[J].计算机应用,2010,30(9):2417-2421.
- [3] 睢丹,张亚利,杨杰.雾霾污染下基于混沌性的图像去雾算法改进[J].郑州大学学报(工学版),2016,37(4):91-96.
- [4] 郭伟.基于多种先验的单幅雾天图像复原算法研究[D].厦门:厦门大学,2014:58-61.
- [5] HE K M, SUN J, TANG X O. Single image haze removal using dark channel prior[J]. IEEE transactions on pattern analysis & machine intelligence, 2011, 33(12):2341-2353.
- [6] HE K M, SUN J, TANG X O. Guided image filtering[J]. IEEE transactions on pattern analysis & machine intelligence, 2013, 35(6):1397-1409.
- [7] 魏先民.自适应直方图均衡方法研究与应用[J].信息技术与信息化,2005(4):124-125.
- [8] ZUIDERVELD K. Contrast limited adaptive histogram equalization[M].San Diego, CA, USA: Academic Press Professional Inc. 1994:474-485.
- [9] 杨光,李晶,吴钟建,等.基于FPGA的实时视频增强[J].电视技术,2013,37(19):19-23.
- [10] 周卫星,廖欢.基于高频强调滤波和CLAHE的雾天图像增强算法[J].电视技术,2010,34(7):38-40.
- [11] KENTARO K, MARUYAMA T. Real-time processing of contrast limited adaptive histogram equalization on FPGA[C]//International Conference on Field Programmable Logic & Applications. Milano, Italy: IEEE, 2010:155-158.
- [12] FERGUSON P D, ARSLAN T, ERDOGAN A T, et al. Evaluation of contrast limited adaptive histogram equalization (CLAHE) enhancement on a FPGA[C]//2008 IEEE International SOC Conference. Newport Beach, CA, USA: IEEE, 2008:119-122.
- [13] 孔壮,何衡湘,代俊,等.高分辨率视频图像实时增强系统的设计[J].电视技术,2015,39(20):115-118.
- [14] 周晓波,何魁华,周聪.基于FPGA的图像高速去雾实时系统设计实现[J].电视技术,2018,42(4):67-72.

High Resolution Video Image Real-time Enhancement System Based on FPGA

LIU Huajun¹, ZHANG Ruijue², LIU Jianfeng², WANG Sheng², XIA Qiaoqiao¹

(1.School of Physical Science and Technology, Central China Normal University, Wuhan 430079, China; 2.Shanghai Institute of Space Electronics Technology, Shanghai 201109, China)

Abstract: Most defogging systems mainly focused on single image, lacking in stability and real-time performance. Besides, the traditional image haze removal algorithm had high complexity and the histogram of bright area was overexposed, it was difficult to be applied to real-time video image restoration. Facing this problems, a 1080P full-hd video image real-time enhanced defogging system based on FPGA was designed and constructed. At first, the histogram statistics was conducted in RGB color space by using blocks and dividing the channels. And then, the combined histogram of multi-channel was clips at a predetermined value, thereby limiting the contrast amplification. Finally, the bilinear interpolation is performed between the new histogram. We simulated the improved CLAHE algorithm, and tested the system for foggy video, image and outdoor scenes. Experimental results showed that the system can real-time process 30 frames per second 1920×1080 resolution images, compared with the mainstream methods, the defogging effect was better and more stable. The system power was less than 5 watts, so it could be applied to low power consumption.

Key words: image dehazing; video image; FPGA; real-time; low-power dissipation

文章编号:1671-6833(2020)02-0025-07

基于改进滑模观测器的 BLDCM 无传感器控制

白国长,姚记亮

(郑州大学 机械与动力工程学院,河南 郑州 450001)

摘要:传统滑模观测器用于无刷直流电机(BLDCM)反电动势观测时,由于系统抖振过大需外加低通滤波器,但滤波器造成的相位延迟无法准确补偿,导致换相不准确。提出将 sigmoid 函数应用于滑模观测器,利用其光滑连续的特点来减小抖振,并根据 Lyapunov 定理推导出一种可变滑模增益进一步削弱了系统抖振,获得了可直接判断出换相信号的线反电动势观测值。仿真和实验结果表明:改进滑模观测器在 400 r/min 和 3 000 r/min 下线反电动势观测误差峰值分别降低了 70%和 54.8%,获得了更加准确的换相信号,提高了无刷直流电机无位置控制系统的性能。

关键词:无刷直流电机;无传感器控制;改进滑模观测器;系统抖振;sigmoid 函数;可变滑模增益

中图分类号:TM351

文献标志码:A

doi:10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.014

0 引言

无刷直流电机(brushless dc motor)因其依靠电子换相,同时又具备直流电机带载能力强、动静特性好等优点,被广泛应用于各种控制系统中^[1]。由于传统无刷直流电机的换相所依靠的位置传感器不易准确安装、易受环境干扰等缺点限制了电机在很多场合的使用,因此文献[2]提出用无位置控制技术来判断转子位置成为当今研究热点。目前国内外学者针对无位置控制技术的研究提出过很多方法,按照检测原理的不同可分为反电动势法、磁链法、续流二极管法、电感法和状态观测器法等。文献[3-4]通过捕获反电动势过零点来指导电机换相,但在静止或低速状态下反电动势为零或很小,无法找到准确换相点,故低速状态下并不适用。文献[5]利用磁链法检测转子位置,适用于整个速度范围,但低速状态下由于电流积分导致累积误差较大且计算结果易受电机参数变化的影响。文献[6]通过检测悬空相二极管有无电流流过来指导电机换相,但该方法电机转矩脉动较大,同时二极管的换相干扰不好滤除。文献[7-8]通过多次检测绕组电感来获取换相点,但不适用于负载变化的情况。文献[9-10]利

用状态观测器法将电机的转速、电压、电流等变量作为状态观测量,根据数学模型建立状态观测器来估算转子位置,在电机控制系统中取得了很好的效果。

滑模观测器结构简单、抗干扰性能强,相较于其他观测器更适用于电机控制,但传统滑模观测器由于符号函数的高频切换使观测到的波形存在剧烈的抖振现象,对此文献[11]提出用饱和函数作为系统切换函数,但对抖振的削弱并不明显,仍需对系统滤波补偿。笔者将 sigmoid 函数应用于滑模观测器,并根据 Lyapunov 定理推导出可随转速变化的滑模增益,使系统抖振得到很好的削弱,实现了较宽范围内的反电动势估计。根据线反电动势的特性,得到电机的换相信号和速度估计值应用于电机闭环控制系统中。仿真和实验结果验证了该观测器的有效性。

1 BLDCM 数学模型

图1为无刷直流电机主电路原理图,假设电机处于理想状态下。

由于相电压无法准确得到,笔者通过线反电动势指导电机换相,可得到线电压模型:

收稿日期:2019-11-08;修订日期:2020-01-15

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51775515)

作者简介:白国长(1968—),男,河南许昌人,郑州大学副教授,博士,主要从事机电一体化、无刷直流电机控制技术的研究,E-mail: bai_guochang@126.com。

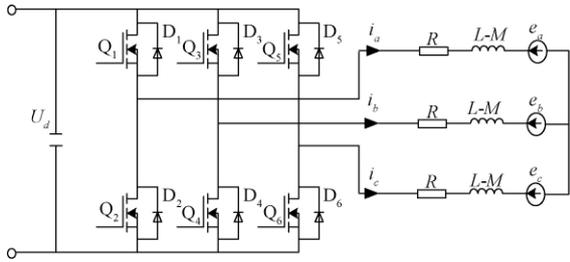


图1 无刷直流电机主电路原理图

Figure 1 Main circuit schematic diagram of brushless dc motor

$$\begin{cases} u_{ab} = Ri_{ab} + (L - M) \frac{di_{ab}}{dt} + e_{ab}; \\ u_{bc} = Ri_{bc} + (L - M) \frac{di_{bc}}{dt} + e_{bc}; \\ u_{ca} = Ri_{ca} + (L - M) \frac{di_{ca}}{dt} + e_{ca} \end{cases} \quad (1)$$

式中: u_{ab} 、 u_{bc} 、 u_{ca} 为绕组线电压, V; i_{ab} 、 i_{bc} 、 i_{ca} 为相电流差, A; e_{ab} 、 e_{bc} 、 e_{ca} 为线反电势, V; L 和 M 为绕组自感和互感, H; R 为相电阻, Ω 。

2 BLDCM 无位置控制系统设计

2.1 改进滑模观测器的设计

线反电势 e_{ab} 、 e_{bc} 、 e_{ca} 之和为 0, 所以只需观测 e_{ab} 、 e_{bc} , 且可以认为在每个采样期间其导数为 0。结合方程式(1), 可得传统的滑模观测器^[9]:

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{i}} \\ \dot{\hat{e}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i} \\ \hat{e} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} u + \begin{bmatrix} K \\ -KL \end{bmatrix} \text{sgn}(\hat{i} - i) \quad (2)$$

式中: $i = [i_{ab} \ i_{bc}]^T$; $e = [e_{ab} \ e_{bc}]^T$; $u = [u_{ab} \ u_{bc}]^T$; $A = -RI/L_1$; $B = -I/L_1$; $C = I/L_1$; $L_1 = L - M$; $I = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$; $K = \begin{bmatrix} k_1 & 0 \\ 0 & k_2 \end{bmatrix}$; $L = \begin{bmatrix} l_1 & 0 \\ 0 & l_2 \end{bmatrix}$;

k_1 、 k_2 、 l_1 、 l_2 为滑模增益; $\hat{i} = [\hat{i}_{ab} \ \hat{i}_{bc}]^T$ 、 $\hat{e} = [\hat{e}_{ab} \ \hat{e}_{bc}]^T$ 为相电流差和反电势的观测值; sgn 为符号函数。

当观测器观测的两相电流之差与实际相电流差不同时, 为了使滑模观测器运行在滑模面上, 此时的 $K \text{sgn}(\hat{i} - i)$ 项相当于反馈控制系统中的负反馈, 使两相电流之差尽快逼近实际值^[12]。由于符号函数在 0 处的突变, 使其观测的反电势存在剧烈的抖振现象, 笔者利用 sigmoid 函数的连续光滑特性来削弱抖振, sigmoid 函数如下式所示:

$$f(t) = \frac{2}{1 + e^{-at}} - 1 \quad (3)$$

式中: $f(t)$ 为 sigmoid 函数, 函数曲线示意图如图 2 所示; 参数 a 决定了曲线的斜率, 用于不同速度环节。增大 a 可以加快滑模趋近速度, 但加剧了系统抖振, 为了削弱系统抖振, 取 $a = 1$ 。

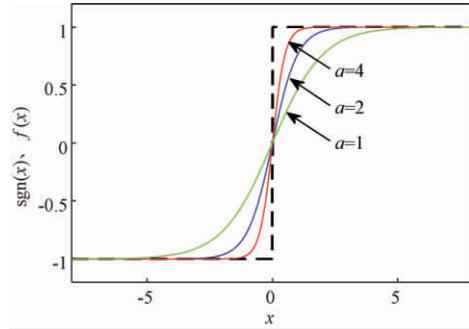


图2 符号函数、sigmoid 函数

Figure 2 Symbol function sigmoid function

应用 sigmoid 函数得到的改进滑模观测器为:

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{i}} \\ \dot{\hat{e}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i} \\ \hat{e} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} u + \begin{bmatrix} K \\ -KL \end{bmatrix} f(\hat{i} - i) \quad (4)$$

将式(4)减去电机状态方程, 可得^[12]:

$$\begin{bmatrix} \dot{E}_i \\ \dot{E}_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_i \\ E_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K \\ -KL \end{bmatrix} f(E_i) \quad (5)$$

式中: $E_i = \hat{i} - i$ 、 $E_e = \hat{e} - e$ 分别为相电流差和反电势的观测误差。

2.2 改进滑模观测器的增益选取

根据滑动模态存在性要求, 观测器在有限时间内进入滑动模态的条件为 $S^T \dot{S} < 0$, 定义 Lyapunov 方程为:

$$V_i = \frac{1}{2} S^T S = \frac{1}{2} E_i^T E_i \quad (6)$$

对 V_i 求导, 并将式(5) 和 $E_i = \hat{i} - i$ 代入, 可得

$\dot{V}_i \leq 0$ 的充分条件为:

$$\begin{cases} k_1 < -\frac{1}{L_1} |\hat{e}_{ab} - e_{ab}|; \\ k_2 < -\frac{1}{L_1} |\hat{e}_{bc} - e_{bc}| \end{cases} \quad (7)$$

系统进入滑动模态后, 有 $E_i = \dot{E}_i = 0$, 代入式(5) 得

$$\begin{cases} \mathbf{0} = B E_e + K f(E_i); \\ \dot{E}_e = -KL f(E_i) \end{cases} \quad (8)$$

根据 Lyapunov 稳定性判定定理, 取:

$$V_e = \frac{1}{2} E_e^T E_e \quad (9)$$

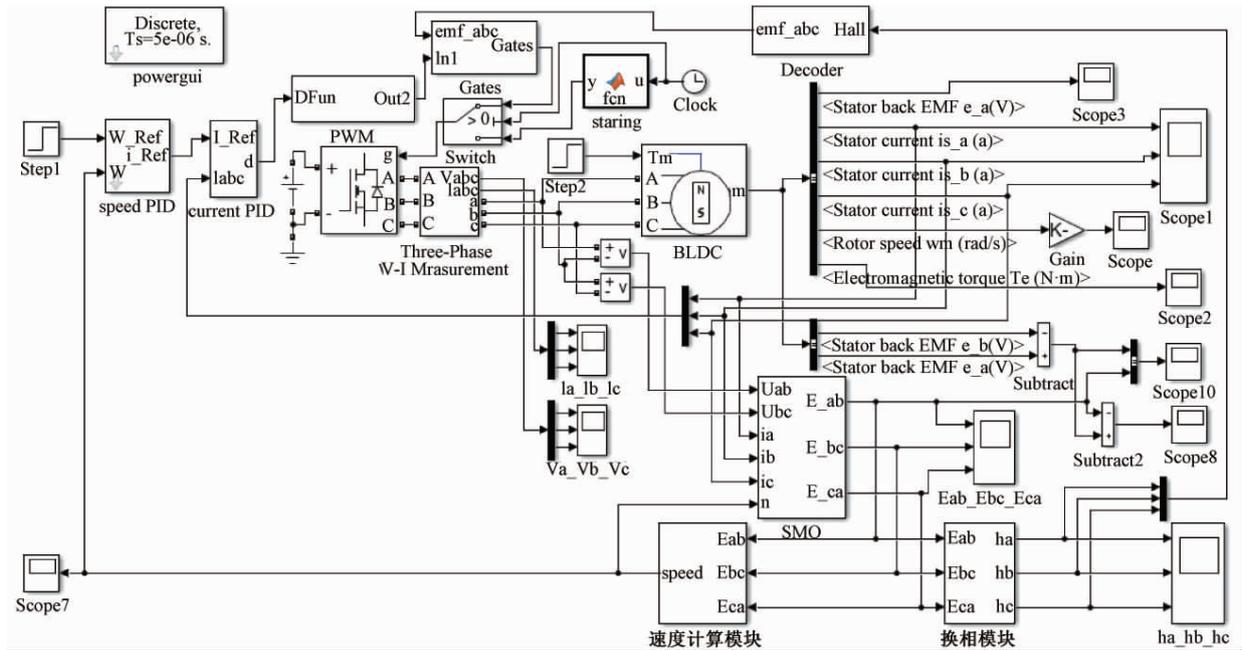


图5 无刷直流电机 simulink 仿真模型

Figure 5 The simulink simulation model of brushless dc motor

表2 仿真实验选用电机参数

Table 2 Motor parameters selected in this paper

参数	参数值
额定电压/V	24
额定功率/W	26
额定转速/($r \cdot \text{min}^{-1}$)	3 000
极对数	4
线电阻/ Ω	1.8
线电感/mH	0.54

准确的线反电动势观测值。得到线反电动势观测值之后,将线反电动势真实值与线反电动势观测值做差,得到线反电动势观测误差值,图8、9分别为转速在400 r/min、3 000 r/min时两种滑模观测器的线反电动势观测误差曲线。结合图8、9可知,转速为400 r/min、3 000 r/min时,传统滑模观测器线反电动势观测误差最大值分别为 ± 0.23 V、 ± 1.15 V,改进滑模观测器线反电动势观测误差最大值分别为 ± 0.07 V、 ± 0.52 V,与传统滑模观测器观测误差最大值相比,改进滑模观测器在转速为400 r/min、3 000 r/min时,线反电动势观测误差最大值分别降低了70%、54.8%,有效地提高了线反电动势观测精度。图10为转速在400 r/min时两种观测器线反电动势得到的换相信号估计值与实际值对比。由于滤波的影响,使得传统滑模观测器换相信号估计值滞后于实际换相信号一定角度,易造成电机换相失败;而改进滑模观测器获得的换相信号接近重合于真实换相信号,满足电机换相要求。

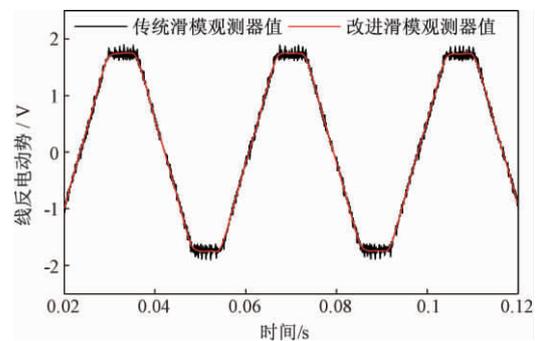


图6 转速为400 r/min时线反电动势观测值

Figure 6 The measured value of line back-EMF at 400 r/min

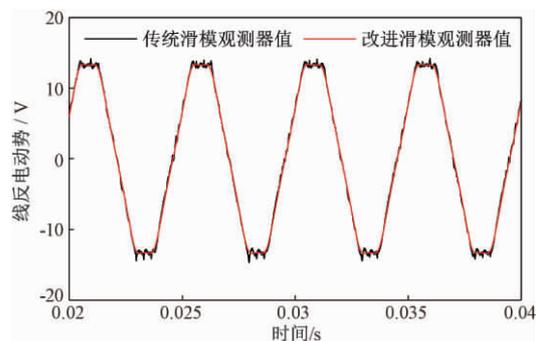


图7 转速为3 000 r/min时线反电动势观测值

Figure 7 The measured value of line back-EMF at 3 000 r/min

图11是在负载转矩 $T=T_N$ 条件下,改进滑模观测器在电机给定转速突变前后的观测结果。由图可见,改进滑模观测器在转速为400 r/min和3 000 r/min时均可得到平滑准确的反电动势观测值,给定转速突变后,改进滑模观测器的估算转

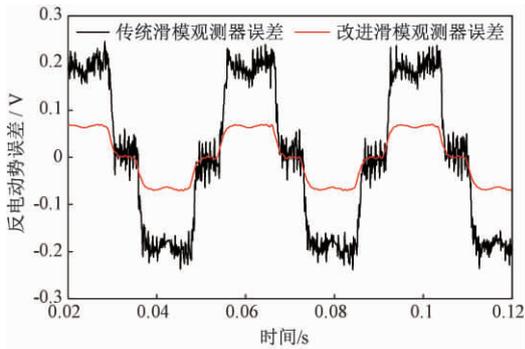


图 8 转速为 400 r/min 时两种观测器线反电动势观测误差曲线

Figure 8 The line back-EMF error observation curves of two kinds of observer at 400 r/min

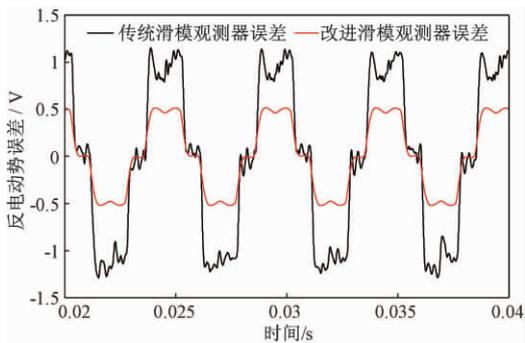


图 9 转速为 3000 r/min 时两种观测器线反电动势观测误差曲线

Figure 9 The line back-EMF error observation curves of two kinds of observer at 3000 r/min

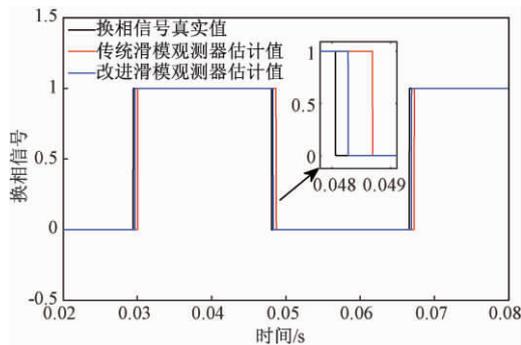


图 10 转速为 400 r/min 时换相信号估计值与实际值
Figure 10 Commutation signal estimate value and actual value at 400 r/min

速能够快速无静差地跟踪实际转速,提高了控制系统的鲁棒性。

4 实验验证

现以一台 4 对极的无刷直流电机来估算其线反电动势,电机供电选用输出为 24 V 的直流电压源,控制电路板用 DC-DC 电源供电,控制芯片为 DSP-TMS320F28335。电流电压采集模块采集模拟量送入 DSP 的 AD 接口用于控制器估算反电动

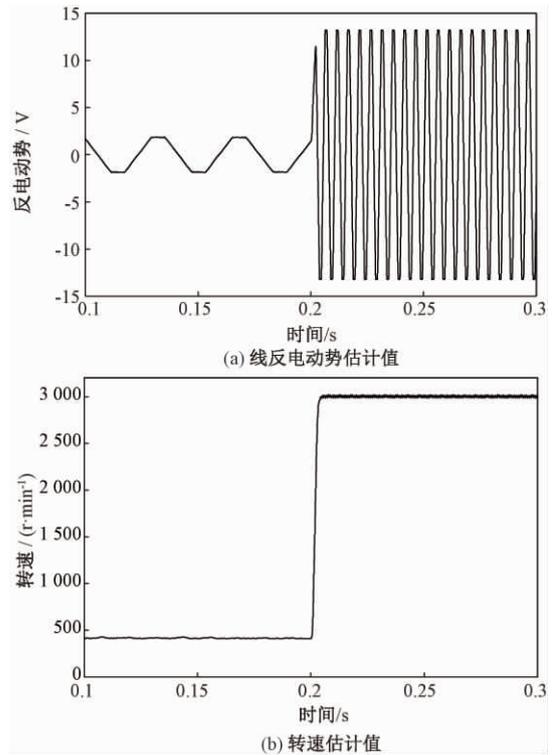


图 11 转速突变时改进滑模观测器的观测波形

Figure 11 The observation waveform of improved sliding-mode observer when the speed changes suddenly

势,控制器根据估算出的线反电动势判断出换相信号控制电机换相。为了验证估算换相信号的准确性,实验中给电机内部的霍尔传感器供电,采集霍尔信号与换相信号估计值进行对比。在转速为 400 r/min、3000 r/min 条件下,采用两种观测器的线反电动势观测值如图 12、13 所示。通过对比发现,传统滑模观测器由于符号函数的高频切换带来剧烈的抖振现象,且低速状态下抖振尤为剧烈,与仿真一致;而改进滑模观测器依靠 sigmoid 函数的连续光滑特性和可变滑模增益,在不同转速状态下均可将系统抖振削弱至可接受范围内,

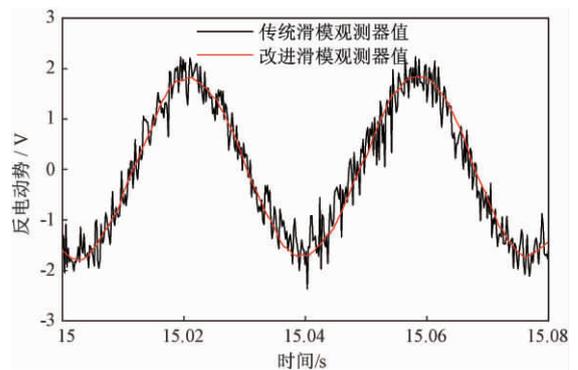


图 12 转速为 400 r/min 时线反电动势观测值
Figure 12 The measured value of line back-EMF at 400 r/min

得到的线反电动势更加平滑,更加接近真实值。图14为电机转速在3000 r/min条件下,通过两种观测器的线反电动势得到的换相信号。传统滑模观测器由于抖振的影响,在换相点处出现了干扰脉冲,容易导致电机换相错误;改进滑模观测器由于抖振被有效地削弱,换相信号消除了干扰脉冲,且几乎与换相信号真实值重合,无相位延迟现象,因此显著提高了无刷直流电机无位置控制系统的性能。

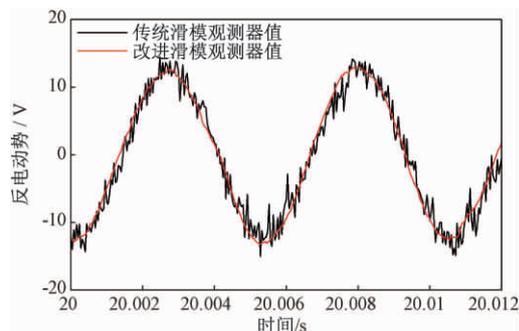


图13 转速为3000 r/min时线反电动势观测值
Figure 13 The measured value of line back-EMF at 3000 r/min

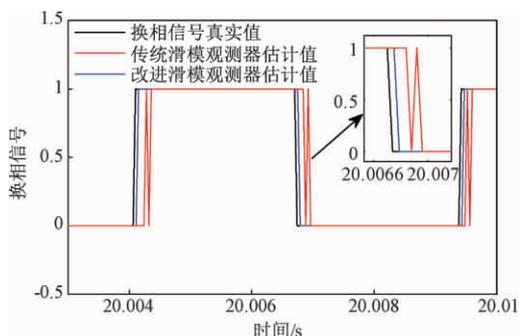


图14 转速为3000 r/min时两种滑模观测器换相信号估计值与真实值对比

Figure 14 Commutation signal estimate value and actual value of improved sliding mode observer at 3000 r/min

5 结论

为了克服剧烈抖振现象对传统滑模观测器的影响,提出将sigmoid函数应用在观测器中,并基于Lyapunov稳定性判据,推导出可随转速变化的滑模增益。基于线反电动势的特性,根据其符号变化和幅值得到电机换相信号和速度估计值并用于电机闭环控制。simulink仿真和实验结果表明:改进的滑模观测器削弱了系统抖振,在较宽转速范围内均可获得更加平滑的线反电动势观测值,减小了线反电动势观测误差,得到更加准确的换

相信号和速度估计值;所提方法能够快速响应电机转速变化,能够无静差地跟踪给定转速,提高了无刷直流电机无位置控制系统的性能。

参考文献:

- [1] 夏长亮.无刷直流电机控制系统[M].北京:科学出版社,2009:1-20.
- [2] LONG B, CAO B G, JIANG H, et al. Position tracking controlling system of position sensorless BLDCM by using SMC [C]//Proceedings of the 2nd IEEE/ASME international conference on mechatronic and embedded systems and application. Beijing, China: IEEE, 2006: 1-5.
- [3] LAI Y S, LIN Y K. Novel back-EMF detection technique of brushless DC motor drives for wide range control without using current and position sensors [J]. IEEE transaction on power electronics, 2008, 23(2): 934-940.
- [4] 郑路,倪忠进,倪益华,等.基于反电动势法无刷直流电机换相新方法[J].微电机,2019,52(3):69-74.
- [5] 白国长,张宇昕.钻井力矩电机新型无位置传感器控制方法[J].郑州大学学报(工学版),2017,38(3):68-72.
- [6] 官二勇,宋平岗,余晓毓.基于续流二极管检测法的无刷直流电动机[J].防爆电机,2005,40(1):24-28.
- [7] LAI Y S, SHYU F S, TSENG S S. New initial position detection technique for three-phase brushless DC motor without position and current sensors [J]. IEEE transactions on industry applications, 2003, 39(2): 485-491.
- [8] 黄科元,陈忠强,黄守道.一种基于电感饱和效应的电流差值检测永磁同步电机转子初始位置的方法[J].电工技术学报,2018,33(7):1508-1515.
- [9] 史婷娜,肖竹欣,肖有文,等.基于改进型滑模观测器的无刷直流电机无位置传感器控制[J].中国电机工程学报,2015,35(8):2043-2051.
- [10] 张震,沈学珂,程欣.永磁同步电机全速范围内无位置传感器控制[J].郑州大学学报(工学版),2019,40(2):35-40.
- [11] 杨奔,刘景林,卫丽超.基于优化的滑模观测器永磁同步电机无位置传感器控制研究[J].微电机,2015,48(11):52-57.
- [12] 郭鸿浩,周波,左广杰,等.无刷直流电机反电势自适应滑模观测[J].中国电机工程学报,2011,31(21):142-149.

Sensorless Control of BLDCM Based on Improved Sliding Mode Observer

BAI Guochang , YAO Jiliang

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

Abstract: When the traditional sliding mode observer was used to observe the line back electromotive force (line back-EMF) of brushless dc motor (BLDCM) , a low-pass filter was required because of the excessive chattering of the system. However , the phase delay caused by the filter could not be accurately compensated , resulting in inaccurate commutation. This paper proposed to apply the sigmoid function to the sliding mode observer , and used its smooth and continuous characteristics to reduce chattering. At the same time , a variable sliding mode gain was deduced to further weaken the chattering of the system based on the Lyapunov theorem. Through these measures , the line back-EMF observations observed could directly determine the commutation signal. The simulation and experimental results showed that the improved sliding mode observer reduced the peak value of line back-EMF observation errors at 400 r/min and 3 000 r/min by 70% and 54. 8% respectively , obtained more accurate commutation signals , and improved the brushless dc motor positionless control system performance.

Key words: brushless dc motor; sensorless control; improved sliding mode observer; the system chattering; the sigmoid function; variable sliding mode gain

(上接第 12 页)

[13] LIU Y T , LIU Q S. Convolutional neural networks with large-margin softmax loss function for cognitive load recognition [C]//2017 36th Chinese Control Conference (CCC) . Dalian , China: IEEE , 2017: 4045 -4049.

[14] HUANG G , LIU Z , VAN DER MAATEN L , et al. Densely connected convolutional networks [C]//2017

IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition(CVPR) . Honolulu , HI: IEEE , 2017: 2261 -2269.

[15] SHEN Z Q , LIU Z , LI J G , et al. DSOD: Learning deeply supervised object detectors from scratch [C]// 2017 16th IEEE International Conference on Computer Vision (ICCV) . Venice , Italy: IEEE , 2017: 1937 -1945.

Vegetable Recognition Algorithm Based on Improved YOLOv3

WEI Hongbin , ZHANG Duanjin , DU Guangming , XIAO Wenfu

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

Abstract: The queuing and weighing problem was common in bulk vegetable area of supermarket. If weighing equipment could automatically recognize vegetable , it would effectively improve the operational efficiency of supermarket. Therefore , a vegetable recognition method based on improved YOLOv3 was proposed. Firstly , vegetable pictures were collected by using high-definition camera and web crawler technology. Secondly , 15 groups of anchors suitable for vegetable datasets were obtained by K-means clustering analysis. Thirdly , a new bounding box regression loss function DIOU was proposed to improve the precision of detection task. Finally , as there were many large objects in vegetable datasets , 5 groups of feature pyramids with different scales were obtained by enhancing feature extraction network to realize vegetable detection task. The mAP of the improved YOLOv3 algorithm on the test dataset was 93. 2% , and the recognition rate was 35 fps. This method improved the recognition of mAP while guaranteeing real-time object detection.

Key words: vegetable recognition; K-means; convolutional neural networks; feature pyramid; YOLOv3

文章编号:1671-6833(2020)02-0032-06

升降平台运动构件焊缝疲劳寿命数值仿真

高祥林,王建明,汪言,李博志

(山东大学机械工程学院,山东 济南 250061)

摘要:针对剪叉式升降平台运动构件焊缝疲劳寿命预测,提出了一种基于BS7608标准的大范围运动构件焊缝疲劳寿命仿真方法。该方法首先通过升降平台整机多体动力学仿真分析获得运动构件铰链处的时变载荷,并将该载荷通过坐标变换映射到待分析构件的连体随动坐标系中,随后在待分析构件的连体随动坐标系中建立该构件包括焊缝的疲劳寿命预测有限元模型,其建模过程涉及合理选择铰链、定义静定位移约束、部分铰链施加连体随动坐标系下的铰链时变载荷等核心建模问题。依据BS标准提供的S-N曲线预测构件母材和焊缝的疲劳寿命分布,通过整机疲劳试验结果验证该方法的正确性和有效性,为包含大范围刚体运动的构件焊缝疲劳寿命预测提供一种有效的数值分析方法。

关键词:升降平台;运动构件;焊缝;疲劳寿命;BS标准

中图分类号: TG405 **文献标志码:** A **doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.018

0 引言

剪叉式升降工作平台是一种用于高处作业的专用大型机械设备,其主要举升构件称为叉臂,由矩管和钢板焊接而成。由于升降平台具有作业面高、受动载荷作用、焊接接头形式复杂、载荷循环次数高等工作特点,对设备的耐久性和安全性提出极高要求,国标要求设备的可靠工作载荷循环次数达10万次以上^[1]。升降平台一旦发生疲劳失效,会严重威胁高空作业人员的人身安全。为保证升降平台的使用寿命及安全运行,在设计阶段有必要对升降平台进行疲劳寿命仿真预测。

近年来,针对工程焊接结构的疲劳寿命分析,国内外诸多学者进行了研究。Ye等^[2]利用钢桥面板开肋焊接接头,基于主S-N曲线对钢桥进行疲劳寿命评估。Pang等^[3]计算获得了四点弯曲切削焊接钢管疲劳寿命,并与BS标准下的结果进行了对比。潘权等^[4]提取剪叉臂在服役中的应力集中区域,通过名义应力法对剪叉臂疲劳寿命进行预测。徐杰^[5]依据焊缝S-N曲线和天线梁疲劳寿命模型,获得了随机振动激励下天线梁的疲劳寿命分布。李向伟^[6]以装甲钢T型焊接接头为研究对象进行仿真计算与疲劳试验,以获

得重载货车的疲劳寿命。刘治华等^[7]采用有限元分析理论并结合ncode疲劳分析软件,对飞碟游乐设备驱动轴进行了疲劳仿真研究。

升降平台在进行举升作业时,剪叉臂的位置、角度时刻都在变化,载荷环境非常复杂,焊缝多且易发生疲劳失效。在对这种含大范围刚体运动的焊接构件进行疲劳寿命分析时,上述文献研究均进行了某种程度的简化处理,包括:1)不建立焊缝的有限元模型,焊接强度取实际焊缝位置的应力作为焊缝应力;2)选取某些特定位置固定运动构件,或对焊接接头构件进行疲劳分析。显然,现有方法未能准确模拟运动焊接构件的实际承载状态。对此笔者提出一种新的疲劳分析方法,该方法在待分析构件的连体随动坐标系中建立该构件包括焊缝的有限元模型,将整机多体动力学仿真分析获得的铰链时变载荷映射到构件连体坐标系中作为疲劳载荷谱。通过上述构件连体坐标系的引入及载荷处理,可有效避免由于构件的大范围刚体运动给有限元建模及分析带来的困难。依据BS标准提供的S-N试验数据进行疲劳仿真获得其疲劳寿命分布,为包含大范围刚体运动的焊接构件疲劳寿命预测提供一种有效的数值分析方法。

收稿日期:2019-11-22; 修订日期:2020-01-18

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51375267)

作者简介:王建明(1962—),男,山东济南人,山东大学教授,博士,主要从事计算力学方面的研究,E-mail: wangjianming@sdu.edu.cn。

1 焊缝疲劳寿命预测基本原理

相对于金属材料, 焊接接头的疲劳有其特殊性。由于焊接接头有应力集中、残余应力、焊接缺陷的存在, 焊缝疲劳裂纹更易产生, 大大缩短了焊接构件服役的时间。由于焊接接头微观结构的不均匀性, 其疲劳寿命表现出统计特性^[8], 其研究理论是基于大量疲劳试验数据建立的^[9-10]。

英国 BS7608 标准在基于名义应力的疲劳设计中最有代表性, 它给出了不同等级、不同存活率下焊缝的 $S-N$ 曲线数据。该数据可适用于屈服强度 200~960 MPa 的焊接材料, 且考虑了焊接接头应力集中以及焊接残余应力的影响^[10]。BS 标准认为小应力循环对疲劳也有贡献, 其 $S-N$ 曲线是一条双斜率曲线, 没有水平拐点。考虑到工程问题的复杂性, 低于疲劳极限的小应力循环损伤的 $S-N$ 曲线更加保守安全。按照焊接接头上焊缝的几何位置以及载荷与焊缝的相互关系, 可确定其对应的焊缝级别。对于任意级别的焊接接头, 其应力范围 S 与达到疲劳极限时的循环次数 N 之间的关系为:

$$S^m N = C, \quad (1)$$

式中: m 为材料特性; C 为常数, 对于不同级别的焊缝两者的取值不同, 其数值由试验确定。

式(1)两边取对数可得:

$$\lg N = \lg C - m \lg S. \quad (2)$$

标准 $S-N$ 曲线存活率为 50%, 即仅有一半试验品能达到预期疲劳寿命。出于安全性的考虑, 通常向下取两个标准差^[11], 上式变为:

$$\lg N = \lg C - m \lg S - 2\sigma, \quad (3)$$

式中: σ 为疲劳寿命的标准差, 对应置信度 $P=97.5\%$ 。

BS 标准基于 miner 线性损伤累积理论计算时变载荷引起的损伤。应力循环引起的疲劳损伤定义如下:

$$\begin{cases} \frac{n}{N} = \frac{n}{10^7} \left(\frac{S_i}{S_0} \right)^m, & S_i > S_0; \\ \frac{n}{N} = \frac{n}{10^7} \left(\frac{S_i}{S_0} \right)^{m+2}, & S_i \leq S_0, \end{cases} \quad (4)$$

式中: N 为应力水平下 S_i 的应力循环数; S_0 为 $N=10^7$ 时的应力幅值; l 是应力水平级数。

如果 $\sum_{i=1}^l \frac{n_i}{N_i} = 1$, 则认为发生破坏。

2 升降平台构件虚拟疲劳试验

叉臂是升降平台的主要承力部件, 各叉臂的运动状态与受力状态极为相似。为验证方法的可行性, 可取一典型叉臂计算其疲劳寿命, 其他叉臂可通过相同的方法进行计算。从工程应用反馈来看, 油缸下叉臂处疲劳寿命较低, 且焊缝形式较复杂, 取该叉臂进行疲劳寿命计算更具代表性, 具体流程见图 1。

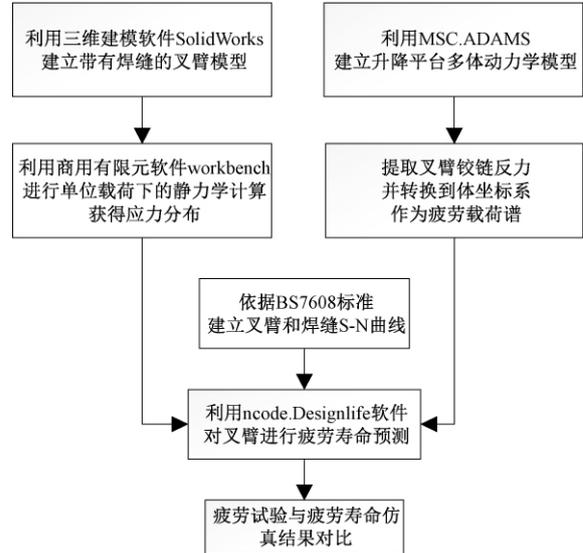


图 1 疲劳寿命计算流程图

Figure 1 Flow chart of fatigue life calculation

2.1 有限元模型的建立

叉臂受力状态如图 2(a) 所示。ncode 软件对每一通道载荷数据独立编谱, 需要多个单一载荷下的应力分布。由于运动构件只有支反力, 没有固定边界条件, 有限元刚度矩阵奇异, 有限元结果不能求解。依据图 2(b) 所示原理对叉臂的边界条件进行转化, 其核心是利用静定边界条件的支

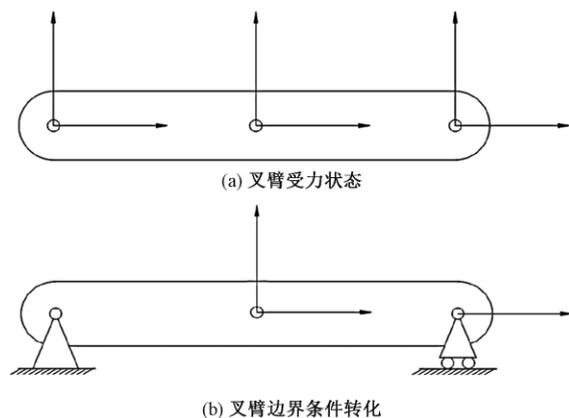


图 2 叉臂受力状态及边界条件转化

Figure 2 Scissors rods' stress state and boundary conditions conversion

反力代替构件的铰链载荷,既不影响构件的变形和应力结果,又消除了分析构件的刚体运动。

基于 SolidWorks 平台建立带有焊缝的叉臂三维几何模型,主要焊缝位置如图 3 所示。焊缝宽度为 $\sqrt{2}t$ (t 为板厚),焊缝角度为 45° 。将三维几何模型导入 Workbench 中,采用实体单元对叉臂及焊缝分别进行单元划分^[12]。其中母材单元尺寸为 $0.5t$,对焊缝单元尺寸分别用 $0.5t$ 、 $0.2t$ 、 $0.1t$ 、 $0.05t$ 进行单元划分,分别加载求解,进行网格收敛性分析。提取 4 号焊缝焊趾处的应力,见图 4。从图中可以看出,单元尺寸小于等于 $0.1t$ 时,焊趾处的应力分布几乎不再发生变化,故取焊趾处单元尺寸为 $0.1t$ 。在 Workbench 中定义 5 个载荷步,在每个载荷步中分别施加静定边界条件和不同位置方向的单位载荷,如图 5 所示进行求解,获得 5 个单一载荷下的应力分布。

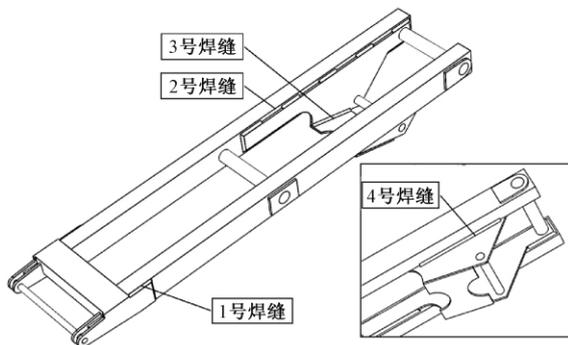


图 3 叉臂焊缝编号

Figure 3 Scissors rod weld numbering

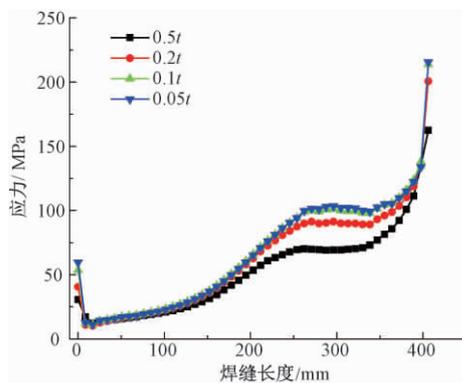


图 4 叉臂焊趾处应力图

Figure 4 Stress diagram at welding toe of scissor rod

2.2 时变载荷谱的获得

基于多体动力学软件 MSC.ADAMS 建立了剪叉式升降平台整机多刚体动力学系统模型,以获得叉臂疲劳载荷谱。模型中包括底盘、叉臂、油缸、平台等 14 个相对运动部件。升降平台的实际工作状态存在过约束现象。如按实际施加约束,

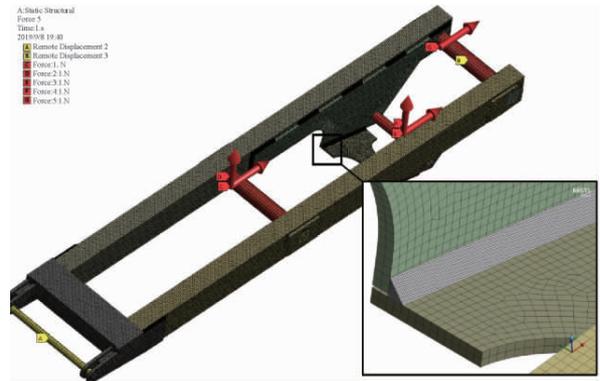


图 5 叉臂有限元模型

Figure 5 Finite element model of scissor rod

ADMAS 会随机去除冗余约束使运动状态得以求解,但铰链反力仿真结果存在不确定性。在分析升降平台的运动状态以及各约束作用后,对铰链进行了精简和替换,使其部件自由度和约束自由度相统一,模型约束施加情况如表 1 所示。整机共约束 83 个自由度,连同在油缸处施加的 1 个位移驱动约束,约束自由度总数为 84,使系统总体自由度为 0,分析类型为运动学分析。

表 1 升降平台约束副汇总

Table 1 Summary of lifting platform constraints

约束副	约束自由度	数量	约束总自由度
Revolute	5	5	25
Translation	5	3	15
Cylindrical	4	4	16
Spherical	3	7	21
Fixed	6	1	6

GB 25849—2010 标准规定升降平台从收藏位置开始举升,举升到最高工作位置回缩,再回到收藏位置为一个疲劳循环周期^[1]。为油缸施加正弦位移驱动,周期为 60 s。测量升降平台上平台的速度、加速度如图 6、图 7 所示。从图中可以

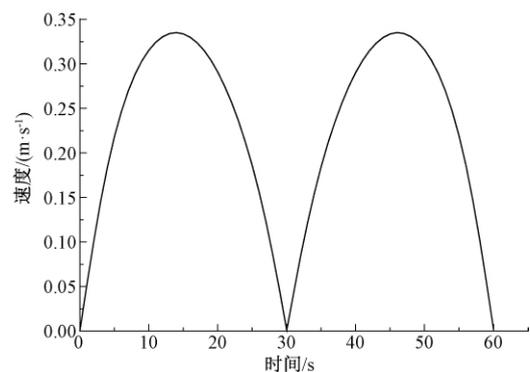


图 6 升降平台举升速度

Figure 6 Lifting speed of lifting platform

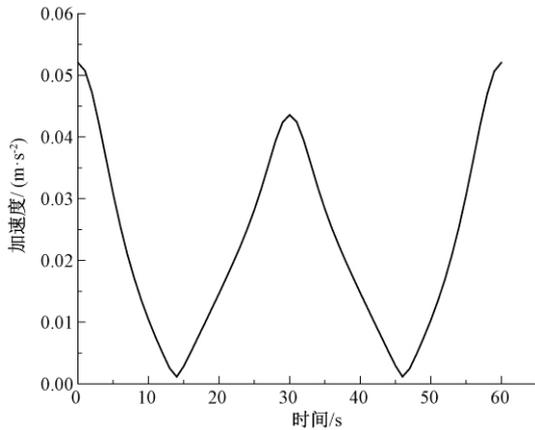


图 7 升降平台举升加速度

Figure 7 Lifting acceleration of lifting platform

看出,最大举升速度 0.34 m/s,最大加速度 0.052 m/s² 均符合国标对疲劳校核的要求。

提取叉臂各约束副时变铰链反力。应该注意的是 MSC.ADAMS 的约束反力是基于 GCS(全局坐标系)获得,相对 GCS 各部件存在大范围刚体位移,不能直接作为部件的疲劳载荷谱。依据图 8 所示原理,测量叉臂 LCS(部件连体坐标系)与 GCS 的角度 α 将部件的约束反力从 GCS 映射到 LCS 中。3.1 节中叉架的有限元模型正是基于其自身的部件连体坐标系建立,可视为该叉架的空间位置固定,以消除部件的刚体运动对有限元建模的不利影响。映射到该叉架臂连体坐标系 LCS 后的单一方向时变铰链载荷谱如图 9 所示,其中纵坐标数值表示该方向铰链载荷的大小。5 个通道的载荷谱分别与 5 个单位力作用下的有限元应力结果相乘并线性叠加即可得到 5 通道载荷谱共同作用下的时变应力场。

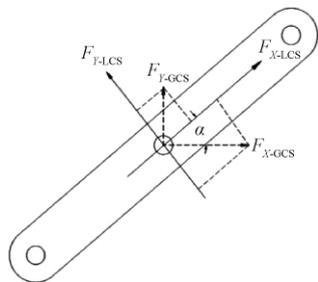


图 8 坐标系映射原理

Figure 8 Principle of coordinate system mapping

2.3 虚拟疲劳试验

将叉臂应力分布结果和疲劳载荷谱导入 ncode.Designlife 软件中进行虚拟疲劳试验。叉臂材料为 Q345,其 $S-N$ 曲线按照经验公式施加;根据焊接接头类型和受力方向,焊缝 $S-N$ 曲线应用式(2),取 BS 标准中的 G 级曲线数据,并向下取

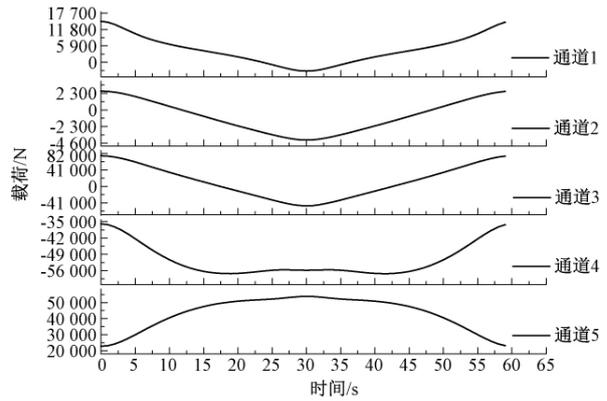


图 9 叉臂铰链载荷谱

Figure 9 Load spectrum of scissors rod hinge

两个标准差,焊缝 $S-N$ 曲线参数如表 2 所示^[10]。

表 2 BS 标准 G 级 $S-N$ 曲线数据

Table 2 Class G $S-N$ curve data of BS standard

$N \leq 10^7$		$N \geq 10^7$		$\ln \sigma$
C_1	m_1	C_2	m_2	
0.566×10^{12}	3	0.25×10^{12}	5	0.412 9

由于 BS 标准的 $S-N$ 曲线已经考虑了焊缝本身的应力集中及残余应力,因此在疲劳仿真中不再重复计算。Q345 材料和焊缝的 $S-N$ 曲线分别如图 10、图 11 所示。

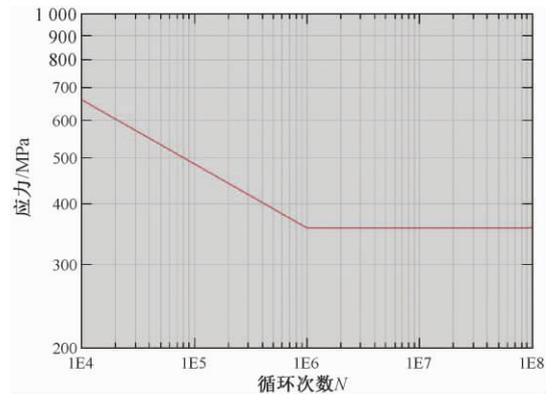


图 10 Q345 材料 $S-N$ 曲线

Figure 10 $S-N$ curve of Q345

图 12 为叉臂的疲劳寿命分布云图。从图中可以看出,母材疲劳寿命均大于 8.72×10^{13} ,可认为具有无限疲劳寿命;焊缝处的疲劳寿命相对较低,疲劳寿命最低点位于 4 号焊缝起始位置,其节点编号为 4783,疲劳循环次数为 28 050。

3 升降平台疲劳试验

为验证疲劳仿真方法及结果的正确性,建立了该型号升降平台的试验样机,将其调整至正常工作状态后,在试验现场进行疲劳试验。由于疲劳试验持续时间较长,为使试验能够长期稳定进

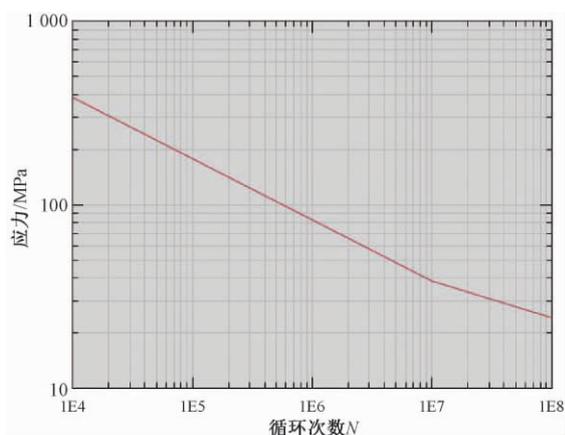


图 11 BS7608 标准 G 级焊缝 S-N 曲线

Figure 11 Class G weld S-N curve of BS7608 standard

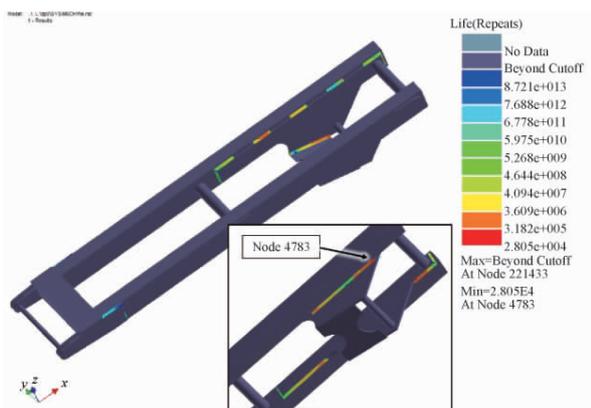


图 12 叉臂疲劳寿命分布云图

Figure 12 Fatigue life distribution cloud of scissors rod

行,使用外接液压泵站作为动力源。对样机平台施加额定载荷,载荷位置依照标准施加。升降平台从起升到升至最大高度,再下降至原来的位置为一个载荷循环。每个载荷循环时长为 1 min,每次载荷循环结束后间隔 20 s 进行下次循环,记录载荷循环次数。载荷循环每进行 5 000 次,停机检查样机是否有零部件损坏及疲劳开裂现象,允许对样机进行简单维修以保证试验正常进行,如发现疲劳开裂即停止疲劳试验。试验现场如图 13 所示。

该疲劳试验进行到 45 000 次停机检查时,在油缸下叉臂矩管与油缸贴板焊缝处发现疲劳开裂,说明该叉臂至少能承受 40 000 次的额定载荷循环而不发生疲劳破坏。裂纹位置如图 14 所示。

对比疲劳试验与疲劳仿真结果,疲劳试验裂纹产生位置与仿真焊缝疲劳寿命较低的 4 号焊缝位置相吻合,但循环次数有 30% 的差异。二者结果存在一定差异的原因可从两方面分析:原因一是构件的试验疲劳寿命值可视为一个服从概率分布的随机量;原因二是该仿真疲劳寿命值考虑了



图 13 升降平台疲劳试验现场

Figure 13 Fatigue test site of lifting platform



图 14 疲劳试验开裂位置

Figure 14 Fatigue test crack location

疲劳寿命分布方差,是在存活率 97.5% 条件下得到的构件疲劳寿命,即保证在该试验条件下,97.5% 的构件疲劳试验循环次数会大于 28 050 次。高存活率的疲劳仿真寿命可确保疲劳仿真结果在工程应用中的安全性。故利用该疲劳仿真方法可有效获得构件疲劳寿命分布趋势及最小疲劳寿命发生部位,且所得仿真疲劳寿命值具有一定预测意义。

4 结论

通过疲劳仿真及疲劳试验可以看出,提出的疲劳仿真流程可较为准确地预测剪叉式升降平台焊接结构疲劳开裂起始位置以及疲劳寿命。该方法可有效对含刚体运动构件焊缝疲劳寿命进行预测,为运动构件焊接结构的疲劳寿命计算及抗疲劳设计提供了一种新的建模及分析方法。

参考文献:

- [1] 中国国家标准化管理委员会. 移动式升降工作平台-设计计算、安全要求和测试方法: GB 25849—2010 [S].北京:中国标准出版社,2011.
- [2] YE X W, SU Y H, JIN T, et al. Master S-N Curve-based fatigue life assessment of steel bridges using

- finite element model and field monitoring data [J]. International journal of structural stability and dynamics, 2019, 19(1): 1940013.
- [3] PANG J H L, HOH H J, TSANG K S, et al. Fatigue crack propagation analysis for multiple weld toe cracks in cut-out fatigue test specimens from a girth welded pipe [J]. International journal of fatigue, 2017, 94: 158–165.
- [4] 潘权, 张哲, 贺尚红, 等. 剪叉式高空作业平台剪叉臂疲劳寿命分析及预测 [J]. 食品与机械, 2017, 33(5): 119–124.
- [5] 徐杰. 动车组转向架悬挂件随机振动疲劳寿命预测 [D]. 成都: 西南交通大学, 2015: 42–49.
- [6] 李向伟. 基于 ESS 法的重载货车焊缝疲劳仿真 [J]. 大连交通大学学报, 2013, 34(5): 85–88.
- [7] 刘治华, 刘博见, 许伟超, 等. 飞碟游乐设备驱动轴疲劳失效分析 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2017, 38(5): 91–96.
- [8] 胡毓仁, 李典庆, 陈伯真. 船舶与海洋工程结构疲劳可靠性分析 [M]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2010: 87–89.
- [9] 日本标准协会. 铁路车辆-转向架-转向架构件通则: JIS E 4207: 2004 [S]. 东京: JARI/JSA, 2004.
- [10] British Standard Institute. Guide to fatigue design and assessment of steel structures: BS7608: 2014+A1: 2015 [S]. London: BSI Standards Limited, 2015.
- [11] 兆文忠, 李向伟, 董平沙. 焊接结构抗疲劳设计理论与方法 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2017.
- [12] 李冬林, 王强. 基于有限元的角焊缝建模的探讨 [J]. 湖北工业大学学报, 2009, 24(2): 76–77.

Numerical Simulation of Weld Fatigue Life of Moving Components of Lifting Platform

GAO Xianglin, WANG Jianming, WANG Yan, LI Bozhi

(School of Mechanical Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China)

Abstract: Aiming at the prediction of weld fatigue life of moving components of scissors lifting platform, a simulation method of weld fatigue life of moving components based on BS7608 standard was proposed. Firstly, the time-varying load at the hinge of the moving component is obtained by multi-body dynamics simulation analysis. And the load was mapped to the local coordinate system of the component to be analyzed by coordinate transformation. Then, the FEM model of the fatigue life prediction was established in the local coordinate system of the component to be analyzed. The modeling process involved the key problems such as reasonable selection of hinges to define the static constraints of displacement, and the application of time-varying loads on the hinges in the local coordinate system. According to the *S-N* curve provided by BS standard, the fatigue life distribution of base metal and weld was predicted. The correctness and validity of this method were verified by the fatigue test results. It shed new lights on the fatigue life prediction of weld of components with wide range of rigid body motion.

Key words: lifting platform; moving component; weld; fatigue life; BS standard

文章编号:1671-6833(2020)02-0038-06

基于多晶体模型的 18CrNiMo7-6合金钢本构参数确定

王刚^{1,2}, 宋建^{1,2}, 张建伟³, 王冰冰³

(1. 郑州大学 机械与动力工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 郑州大学 抗疲劳制造技术河南省工程实验室, 河南 郑州 450001; 3. 郑州大学 力学与工程科学学院, 河南 郑州 450001)

摘要:近年来考虑材料微结构不均匀性的晶粒几何模型和晶体塑性有限元方法备受关注。为了获得 18CrNiMo7-6 合金钢的本构参数, 基于晶体塑性有限元方法对材料的晶体塑性参数进行了研究, 采用晶体率相关硬化模型, 基于多晶体有限元方法对晶体的塑性参数进行了敏感性分析, 确定了参数变化的范围, 并给出了一个代价函数, 对有限元仿真结果进行处理, 确定了一组最优的塑性参数组合。利用拉伸试验对计算结果进行了校准, 结果表明模拟得到的应力-应变曲线和试验曲线吻合得较好, 可为后续微结构引起的不均匀应力集中分析提供必要的材料参数, 具有重要的实际意义。

关键词: 18CrNiMo7-6 合金钢; 晶体塑性; 有限元分析; 应力-应变曲线; 材料参数

中图分类号: TB115.1 文献标志码: A doi: 10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.005

0 引言

在长期的研究工作中, 人们逐渐认识到材料的性能以及一些关键构件的疲劳失效及断裂不仅与材料的化学成分有关, 还在很大程度上取决于材料的微结构。Huang 等^[1]通过表面轧制处理, 在 AISI 316 L 不锈钢中生成了梯度纳米层结构, 在对其疲劳性能的研究中发现, 疲劳裂纹在表面下 500 μm 深处萌生, 并向表面和内部扩展, 最终导致试样瞬间断裂。大多数金属材料通常是晶体的集合体, 即多晶体, 在宏观上表现为各向同性; 而在微观上, 晶粒的形状、大小、晶体取向都不相同, 表现为各向异性。可见建立具有微观组织结构的多晶体模型对于模拟材料性能和疲劳性能也变得越来越重要。

将晶体塑性有限元方法与随机的晶粒结构、晶体取向等结合起来, 是目前在晶粒尺寸水平上研究微结构局部变形、应力变化的主要手段。微结构有限元模型的建立通常采用 Voronoi 图原理的方法, 或者采用 EBSD 技术进行微结构的重构。获取单晶体的材料参数最直接的方法就是通过制备单晶试样进行各种材料试验来确定^[2-3]。考虑到这种方法既耗时耗力, 成本又太高, 因此大多数

采用 Materials Studio 模拟软件^[4], 通过建立晶体原子结构模型计算得出。晶体塑性本构模型的塑性参数通常通过拟合试样的应力-应变曲线来获得。

通过晶体塑性有限元方法来模拟多晶体有限元模型的应力-应变曲线^[5], 通过误差函数确定与实验得到的拉伸曲线吻合最好的应力-应变曲线, 最终确定了 18CrNiMo7-6 合金钢晶体本构模型的最优塑性参数, 为后续的有限元模拟提供材料参数。

1 力学性能试验与有限元模型

1.1 18CrNiMo7-6 合金钢的拉伸实验

研究的材料为 18CrNiMo7-6 合金钢, 为出厂状态(锻造处理) 材料成分如表 1 所示。为了确定 18CrNiMo7-6 合金钢晶体本构模型的塑性参数, 首先需要对该材料进行拉伸实验, 获得应力-应变曲线。拉伸试样采用圆棒试样, 试样规格采用国家标准 GB 228—2002 标准规定的尺寸, 如图 1 所示。拉伸实验在 MTS(370.25) 试验机上进行, 按照应变加载的方式进行加载, 加载应变率为 0.001/s, 拉伸过程中采用引伸计对应变进行测量, 试样的应力-应变曲线如图 2 所示。

收稿日期: 2019-09-23; 修订日期: 2019-10-29

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51801187); 国家自然科学基金联合基金重点项目(U1804254); 河南省高等学校重点科研项目资助计划(17A460026)

作者简介: 王刚(1984—) 男, 河南南阳人, 郑州大学副教授, 博士, 主要从事抗疲劳制造研究, E-mail: wanggang@zzu.edu.cn。

表 1 18CrNiMo7-6 合金钢的化学成分的质量分数

Table 1 The mass fraction of chemical composition of 18CrNiMo7-6 alloy

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
0.15~0.21	0.40	0.50~0.90	0.025	≤0.035	1.50~1.80	0.25~0.35	1.40~1.70

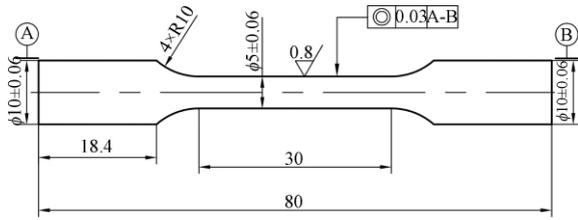


图 1 拉伸试样的尺寸图

Figure 1 Dimensions of the tensile specimen

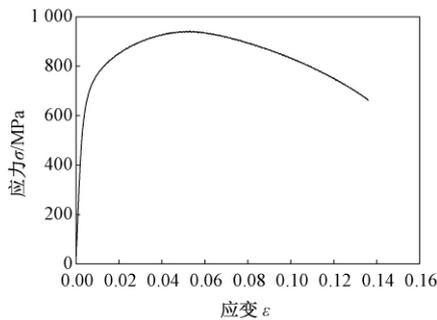


图 2 18CrNiMo7-6 合金钢试样的应力-应变曲线

Figure 2 Stress-strain curve of 18CrNiMo7-6 alloy specimen

对应力-应变曲线进行数据拟合等一系列处理之后,得到 18CrNiMo7-6 合金钢原材料的材料参数,如表 2 所示。

表 2 18CrNiMo7-6 合金钢的材料参数

Table 2 Material parameters of 18CrNiMo7-6 alloy

试样材料	弹性模量/GPa	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa
18CrNiMo7-6	201.36	670	941

1.2 多晶体有限元模型

多晶体的几何模型采用 Voronoi 图的原理生成, Voronoi 图原理是由俄国数学家 Georgy Fedosievych Voronoy 于 1908 年定义并命名的^[6], 其是由一组连接两邻点直线的垂直平分线构成的连续多边形组成(如图 3 所示)。其实质是按照

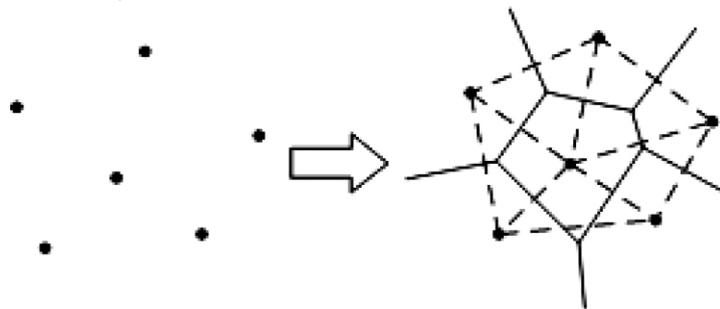


图 3 二维 voronoi 图生成原理

Figure 3 Formation principle of 2D voronoi diagram

临近原则对空间的一种剖分形式,由剖分后所形成的多边形(体)集合构成^[7]。Voronoi 图原理被广泛运用于生物细胞结构、城市规划、地理学、气象学、结晶学、图像处理和微结构模拟等复杂问题中^[8]。

利用 MATLAB 自带的 Voronoi 函数,在一定的范围内随机撒种子点,生成多晶体二维几何模型,并提取几何模型的顶点信息,按一定的顺序存放在记事本文件中。采用 Python 语言脚本在 ABAQUS 中调用记事本文件中的顶点数据,经过处理后在 Part 模块中生成多晶体的微结构模型。考虑计算效率问题,本文中所建立的晶粒尺寸模型要比实际的晶体尺寸略大,因此本文内容建立了一个包含 16 个晶粒的多晶体微结构模型,如图 4 所示。

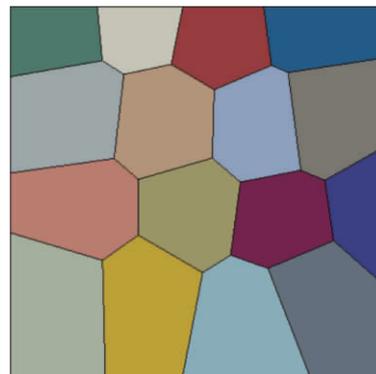


图 4 带有 16 个晶粒的微结构模型

Figure 4 Microstructure model with 16 grains

1.3 边界条件和网格划分

建立的几何模型长和宽为 1 mm,由 16 个随机大小和形状的晶粒组成,每个晶粒的晶体取向随机分布。网格划分采用全局种子点控制,网格尺寸 0.01 mm,网格单元数量为 10 647 个,单元

类型为平面应力四节点完全积分单元。模型左端固定,采用位移边界条件,约束 $U1$ 和 $U2$ 方向(即 $U1=0, U2=0$)。在模型右端外部的中间位置建立一个参考点,该参考点与模型右端耦合,通过参考点施加位移边界条件进行拉伸模拟,如图 5 所示。在分析中,模型被嵌入到一个更大的主体中。为了便于与试验对比,拉伸位移设置为 0.05 mm。提取参考点的支反力及位移与拉伸试验的前半段进行拟合。

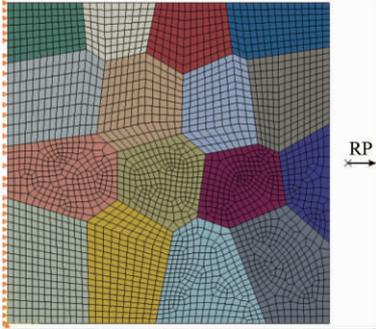


图 5 有限元模型的边界条件和网格划分

Figure 5 Boundary conditions and meshing of the finite element model

1.4 率相关晶体硬化模型

基于施密特定律,在对单晶硬化率相关黏塑性理论研究的基础之上,Perice 等^[9]认为率相关晶体的第 α 个滑移系上的滑移率 $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ 可以由其相应的分解剪切应力 $\tau^{(\alpha)}$ 来确定:

$$\dot{\gamma}^{(\alpha)} = a^{(\alpha)} f^{(\alpha)} (\tau^{(\alpha)} / g^{(\alpha)}), \quad (1)$$

式中:常数 $a^{(\alpha)}$ 是第 α 个滑移系上的参考应变率; $g^{(\alpha)}$ 是描述第 α 个滑移系上当前强度的一个变量;无量纲函数 $f^{(\alpha)}$ 是一个描述应变率对应力依赖关系的通用函数。

Hutchinson^[10] 用一个简单的幂分布形式来描述多晶体的蠕变:

$$f^{(\alpha)}(x) = x |x|^{n-1}, \quad (2)$$

式中: n 是率敏感指数,当 n 趋向于无穷时,这个幂分布形式接近于一个率无关材料。

应变硬化通过增量关系强度 $g^{(\alpha)}$ 的演化来描述:

$$\dot{g}^{(\alpha)} = \sum_{\beta} h_{\alpha\beta} \dot{\gamma}^{(\beta)}, \quad (3)$$

式中: $h_{\alpha\beta}$ 是滑移硬化模量,该式表示对所有激活的滑移系统进行求和; $h_{\alpha\alpha}$ (no sum) 称为自硬化模量; $h_{\alpha\beta}$ ($\alpha \neq \beta$) 称为潜硬化模量。Perice 等^[11] 和 Asaro^[12-13] 用一个简单的形式来描述自硬化模量:

$$h_{\alpha\alpha} = h(\gamma) = h_0 \operatorname{sech}^2 \left| \frac{h_0 \gamma}{\tau_s - \tau_0} \right| \quad (\text{no sum on } \alpha), \quad (4)$$

式中: h_0 是初始硬化模量; τ_0 是初始屈服应力,它等于当前强度 $g^{(\alpha)}(0)$ 时的初始值; τ_s 是阶段 I 的应力或者说是大塑性流动开始时的突破应力; γ 是所有滑移系统上的泰勒累积剪切应变。

$$\gamma = \sum_{\alpha} \int_0^t |\dot{\gamma}^{(\alpha)}| dt. \quad (5)$$

潜硬化模量用下式来表示:

$$h_{\alpha\beta} = q h(\gamma), \quad \alpha \neq \beta, \quad (6)$$

式中: q 是一个常数。这些硬化模量的表达式忽略了晶体中的包辛格效应。

笔者采用 Huang^[14] 单晶体模型的 UMAT,由于该种率相关硬化模型只需要确定晶体的 3 个塑性参数,即初始屈服应力 τ_0 、阶段 I 的应力 τ_s 、初始硬化模量 h_0 ,其他参数从文献中获得。

2 本构模型参数的确定及讨论

2.1 弹性参数

根据文献[15]可知,少量的合金元素并不会显著地改变晶粒的弹性刚度,所以用体心立方晶体 α -Fe 的弹性常数作为 18CrNiMo7-6 合金的单晶材料常数^[16],即 $C_{11} = 230$ GPa, $C_{12} = 135$ GPa, $C_{44} = 117$ GPa,齐纳(Zener)^[17] 各向异性系数

$$A^Z = \frac{2C_{44}}{C_{11} - C_{12}} = \frac{2 \times 117 \text{ GPa}}{230 \text{ GPa} - 135 \text{ GPa}} = 2.46 > 1, \quad (7)$$

符合各向异性。

2.2 塑性参数

进行拉伸模拟的材料参数参考文献[5]中相似的材料,初步设置为初始屈服应力 $\tau_0 = 200$ MPa,第 I 阶段的应力 $\tau_s = 30$ MPa,初始硬化模量 $h_0 = 100$ MPa,体心立方晶体的 3 个滑移系包括一个主滑移系 $\{110\} \langle 111 \rangle$,两个次滑移系 $\{112\} \langle 111 \rangle$ 和 $\{123\} \langle 111 \rangle$ 。由于体心立方晶体滑移系的启动比较复杂,在低温条件下, $\{110\} \langle 111 \rangle$ 滑移系往往会开动,在室温或高温时 $\{112\} \langle 111 \rangle$ 和 $\{123\} \langle 111 \rangle$ 滑移系有可能会开动^[18]。Kothari 和 Anand 等^[19] 采用基于位错滑移的晶体塑性本构模型对 BCC 晶体钽的变形行为进行了模拟,发现在常温下 BCC 晶体塑性变形中滑移系开动的个数为 24 个。利用有限元模拟,依次设置只有 1、2、3 组滑移系开动,结果如图 6 所示。应变率敏感指数 $n = 50$,参考剪切应变率 $\dot{\alpha}^{(\alpha)} = 0.001 \text{ s}^{-1}$,硬化因子 $q = 1$ 等从文献

[20]中获得。

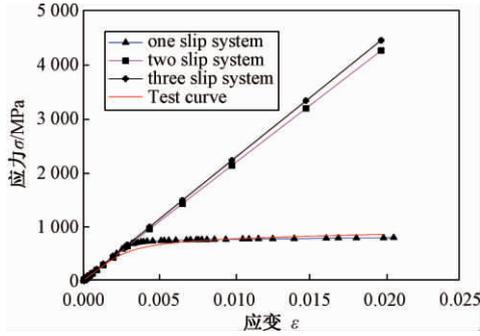


图 6 不同滑移系组数对应的应力-应变曲线与试验曲线的对比图

Figure 6 Comparison of stress-strain curve corresponding to the number of different slip system groups and the test curve

从图 6 可以看出,当只有一个滑移系开动时,即主滑移系{110} <111>开动,多晶体的宏观应力-应变曲线有明显的拐点,即进入屈服阶段,与试验曲线比较吻合。当有 2 组或者 3 组滑移系开动时,多晶体的宏观应力-应变曲线只有弹性变形,与试验曲线相差较大。因此采用晶体塑性有限元方法的仿真均只采用一个主滑移系开动。下面对晶体的 3 个塑性参数进行研究,评价这些参数对多晶体宏观应力-应变曲线的敏感性影响。

固定晶体塑性中第 I 阶段的应力 τ_s 和初始硬化模量 h_0 两个参数,只改变初始屈服应力 τ_0 。通过 ABAQUS 进行有限元仿真,将结果与试验曲线进行对比分析表明,参数初始屈服应力 τ_0 的改变对多晶体的屈服点产生了影响,多晶体的屈服应力随着 τ_0 的增大而逐渐增大,如图 7 所示。

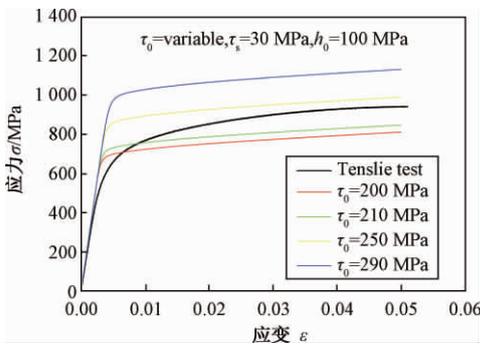


图 7 初始屈服应力 τ_0 对宏观应力-应变曲线的影响

Figure 7 Influence of initial yield stress τ_0 on macroscopic stress-strain curve

固定晶体塑性中的初始屈服应力 τ_0 和初始硬化模量 h_0 两个参数,只改变第 I 阶段的应力 τ_s 这个参数,通过 ABAQUS 进行有限元仿真,将结

果与试验曲线进行对比,见图 8。可见参数第 I 阶段的应力 τ_s 的变化对屈服点几乎没有影响,但对屈服点以后的应力-应变曲线产生了影响,当接近 τ_0 时几乎与 x 轴平行。随着 τ_s 的增加后半段的斜率也逐渐增加,当增大到一定程度后几乎不再变化。参数 τ_s 不能等于 τ_0 ,否则它将在方程 (4) 中产生奇异性。

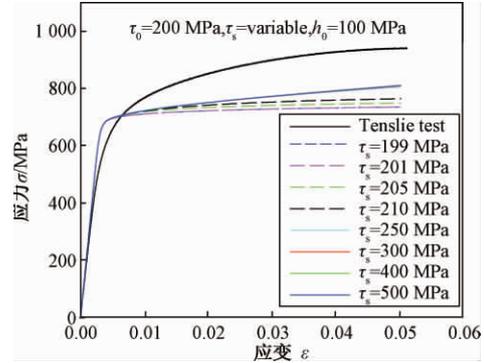


图 8 第 I 阶段应力 τ_s 对宏观应力-应变曲线的影响

Figure 8 Influence of stage I stress τ_s on macroscopic stress-strain curve

固定晶体塑性中的初始屈服应力 τ_0 和第 I 阶段的应力 τ_s 两个参数,只改变初始硬化模量 h_0 这个参数,通过 ABAQUS 进行有限元仿真,将结果与试验曲线进行对比分析,见图 9。可见参数初始硬化模量 h_0 的变化对屈服点也几乎没有影响,但对屈服点附近的曲线斜率产生了较大的影响,斜率随着 h_0 的增大而逐渐增大。

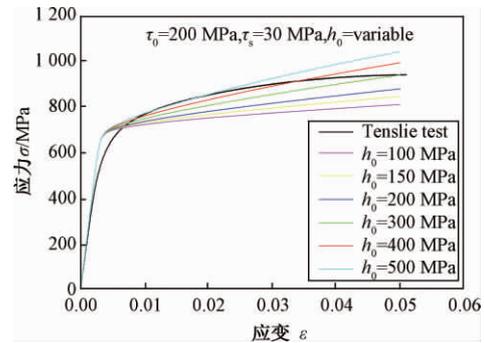


图 9 初始硬化模量 h_0 对宏观应力-应变曲线的影响

Figure 9 Influence of initial hardening modulus h_0 on macroscopic stress-strain curve

通过考察晶体的 3 个塑性参数(初始屈服应力 τ_0 、第 I 阶段的应力 τ_s 、初始硬化模量 h_0)对多晶体宏观上应力-应变曲线的敏感性分析,初步确定了它们的变化趋势和大致的变化范围,据此初步估算有限元的计算次数,估计计算所需要的时间成本。 τ_0 在 180~240 MPa 范围内变化,每次变化 10 MPa; $\tau_0 = 200$ MPa 时, τ_s 在 200~300 MPa

范围内变化,每次变化 10 MPa; h_0 在 50~600 MPa 范围内变化,每次变化 50 MPa。由于第 I 阶段的应力 τ_s 大于初始屈服应力 τ_0 且不相等,而初始屈服应力不受影响,所以 τ_0 每增加一次计算, τ_s 的计算次数便减少一次。为了提高计算的准确度, τ_s 初始值比 τ_0 大 1 MPa,之后 τ_s 取整数,则计算次数如表 3 所示。

表 3 有限元模拟所需的计算次数

塑性参数	$\tau_0 = 180 \sim 240$ MPa	$\tau_s = 200 \sim 300$ MPa	$h_0 = 50 \sim 600$ MPa
计算次数	7, 8, 9, 10, 11, 12, 13		12
计算总次数	840		

参考 Moussa 等^[21] 给出的代价函数来判断参数拟合的优劣程度。代价函数的值越小,说明模型拟合的程度越好,此时对应的塑性参数即为所求的最优结果。选择在线性回归中最常用的代价函数形式中的均方差模型,其形式如下:

$$J = \frac{1}{2m} \sum_{i=1}^m (\sigma_{\text{exp}}^i - \sigma_{\text{num}}^i)^2, \quad (8)$$

式中: $m = \varepsilon_{\text{max}} / \varepsilon_{\text{min}}$ 是最大应变,在本文中 $\varepsilon_{\text{max}} = 0.05$, ε 是选取的应变小区间; m 则是应变点的总数; i 是第 i 个应变点 ($0, 1, 2, \dots, m$); σ_{exp}^i 是拉伸实验中第 i 个应变点处对应的应力值; σ_{num}^i 有限元仿真中第 i 个应力点处对应的应力值。

对 840 组仿真结果中提取出的数据进行 Python 编程处理,并与试验得到的应力-应变曲线进行对比分析,通过代价函数比对选择,选出了一条最优的拟合曲线(如图 10 所示,其中只给出了具有代表性的几组拟合曲线)。输出该曲线的参数组合,最终得到的最优晶体塑性参数组合如表 4 所示。最优的参数组合为 $\tau_0 = 200$ MPa, $\tau_s = 270$ MPa, $h_0 = 500$ MPa。得出的最优拟合曲线与实验

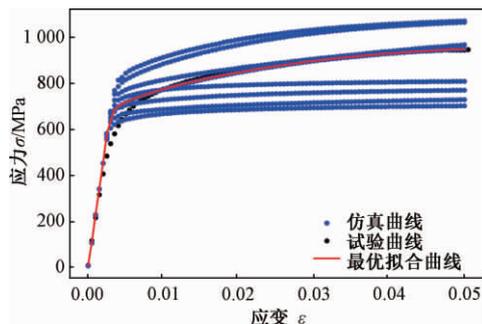


图 10 840 组拟合曲线与试验曲线的对比示意图

Figure 10 Comparison of the 840 sets of fitted curves and test curves (Schematic diagram)

曲线如图 11 所示,从中可以清楚地看出两条曲线吻合较好,其相对误差范围在 0~10.4%。

表 4 有限元拟合的最优材料参数

初始屈服应力 τ_0 /MPa	第 I 阶段的应力 τ_s /MPa	初始硬化模量 h_0 /MPa
200	270	500

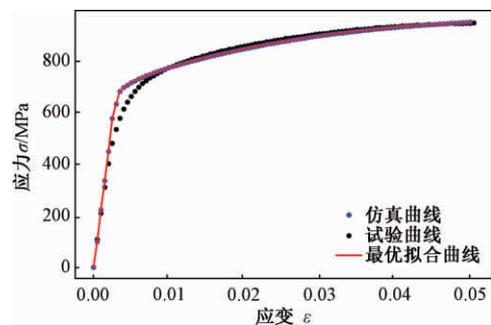


图 11 最优拟合曲线与试验曲线

Figure 11 Best fit curve and test curve

3 结论

笔者采用晶体塑性有限元的方法,通过建立有限元模型模拟了应力-应变曲线,并与实验得到的应力-应变曲线进行了比较。利用建立的误差函数进行分析,有限元分析的结果和实验获得的应力-应变曲线吻合较好。最终确定了 18CrNiMo7-6 合金钢的 3 个主要单晶塑性参数为 $\tau_0 = 200$ MPa, $\tau_s = 270$ MPa, $h_0 = 500$ MPa。

参考文献:

- [1] HUANG H W, WANG Z B, LU J, et al. Fatigue behaviors of AISI 316L stainless steel with a gradient nanostructured surface layer [J]. Acta materialia, 2015(87): 150-160.
- [2] 郭运强,张克实,耿小亮,等. 晶体塑性模型在单晶铜低周疲劳行为中的应用[J]. 机械强度, 2009, 31(2): 276-281.
- [3] 张克实,耿小亮,李金山,等. 铜单晶试样在滑移变形机制下的拉伸颈缩[J]. 中国科学 E 辑, 2007, 37(7): 866-874.
- [4] 李东营. 基于晶体塑性理论的超薄带材轧制数值模拟[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2017.
- [5] SIMONOVSKI I, NILSSON K F, CIZELJ L. Material properties calibration for 316 L steel using polycrystalline model [C]//Abstracts of the 13th International Conference on Nuclear Engineering. Beijing, China: CNS, 2005: 111.

- [6] AURENHAMMER F. Voronoi diagrams: a survey of a fundamental geometric data structure [J]. *ACM computing surveys*, 1991, 23(3): 345-405.
- [7] 方伟, 梅希薇. 基于 Voronoi 盲区的三维无线传感器网络覆盖优化算法 [J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2017, 38(4): 73-78.
- [8] 司良英, 邓关宇, 吕程, 等. 基于 Voronoi 图的晶体塑性有限元多晶几何建模 [J]. *材料与冶金学报*, 2009, 8(3): 193-197.
- [9] PEIRCE D, ASARO R J, NEEDLEMAN A. Material rate dependence and localized deformation in crystalline solids [J]. *Acta metallurgica*, 1983, 31(12): 1951-1976.
- [10] HUTCHINSON J W. Bounds and self-consistent estimates for creep of polycrystalline materials [J]. *Proceedings of the royal society A: mathematical, physical and engineering sciences*, 1976, 348(1652): 101-127.
- [11] PEIRCE D, ASARO R J, NEEDLEMAN A. An analysis of nonuniform and localized deformation in ductile single crystals [J]. *Acta metallurgica*, 1982, 30(6): 1087-1119.
- [12] ASARO R J. Crystal plasticity [J]. *Journal of applied mechanics*, 1983, 50(4b): 921-934.
- [13] ASARO R J. Micromechanics of crystals and polycrystals [J]. *Advances in applied mechanics*, 1983, 23(8): 1-115.
- [14] HUANG Y. A user-material subroutine incorporating single crystal plasticity in the ABAQUS finite element program, MECH-178 [R]. Cambridge, MA: Harvard University, 1991.
- [15] ATKINS A G. Deformation-mechanism maps (the plasticity and creep of metals and ceramics) [J]. *Journal of mechanical working technology*, 1984, 9(2): 224-225.
- [16] GRIMVALL G. Thermophysical properties of materials [M]. Amsterdam: North-Holland, 1999.
- [17] ZENER C. Elasticity and anelasticity of metals [M]. Chicago: The University of Chicago Press, 1948.
- [18] 杨梅. 基于晶体塑性理论的板材塑性及损伤行为研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2009.
- [19] KOTHARI M, ANAND L. Elasto-viscoplastic constitutive equations for polycrystalline metals: Application to tantalum [J]. *Journal of the mechanics and physics of solids*, 1998, 46(1): 51-83.
- [20] KOVAČ M, CIZELJ L. Modeling elasto-plastic behavior of polycrystalline grain structure of steels at mesoscopic level [J]. *Nuclear engineering and design*, 2005, 235(17/18/19): 1939-1950.
- [21] MOUSSA C, BARTIER O, MAUVOISIN G, et al. Characterization of homogenous and plastically graded materials with spherical indentation and inverse analysis [J]. *Journal of materials research*, 2012, 27(1): 20-27.

Constitutive Parameters of 18CrNiMo7-6 Alloy Determined by a Polycrystalline Model

WANG Gang^{1,2}, SONG Jian^{1,2}, ZHANG Jianwei³, WANG Bingbing³

(1. School of Mechanical and Power Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. Henan Province Engineering Laboratory for Anti-fatigue Manufacturing Technology, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 3. School of Mechanics and Engineering Science, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Grain geometry models with inhomogeneity of microstructures and crystal plastic finite element methods (FEMs) have attracted more attention over recent years. To obtain constitutive parameters, anisotropy elastic and plastic constants of 18CrNiMo7-6 alloy steel were studied by using a crystal plastic FEM with software ABAQUS. Further, based on a polycrystalline FEM, sensitivity analysis of plastic parameters was carried out with a crystal ratio-dependent hardening model. In line with numerical calculations and tensile tests, a cost function was proposed and applied to determine a set of optimal plastic parameters. The results provided necessary material parameters for analysis of uneven stress concentration induced by microstructures.

Key words: 18CrNiMo7-6 alloy steel; crystal plasticity; finite element analysis; stress-strain curve; material parameters

文章编号:1671-6833(2020)02-0044-06

超声滚压 18CrNiMo7-6 齿轮钢表面变质层性能分析

刘治华, 张天增, 杨孟俭, 戴骐隆, 张银霞

(郑州大学 机械与动力工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 研究了 18CrNiMo7-6 齿轮钢超声滚压后表面变质层的性能和加工工艺。分别运用三维表面形貌测量系统、显微硬度计、超景深三维显微系统和高速大功率 X 射线残余应力分析仪等工具观察试样加工前后的表面变质层变化, 并采用单因素试验分析试验数据, 研究超声滚压工艺参数对试样表面变质层的影响。结果表明: 经过超声滚压加工, 表面粗糙度由未经超声滚压处理的 $3.003\ \mu\text{m}$ 减少到 $0.468\ \mu\text{m}$, 显著的加工硬化在该材料表面形成, 表面显微硬度从最开始的 $360.9\ \text{HV}$ 升高到 $442.9\ \text{HV}$, 升高了 22.7%, 高硬度层达到了 $300\ \mu\text{m}$; 平整的表面在超声滚压加工后出现; 在距离表面 $40\ \mu\text{m}$ 处残余压应力形成峰值, 其值约为 $-790.97\ \text{MPa}$ 。超声滚压技术显著提高了材料的变质层性能。

关键词: 超声滚压加工; 18CrNiMo7-6; 表面粗糙度; 硬度; 残余应力

中图分类号: TG306 **文献标志码:** A **doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.016

0 引言

材料的表面质量是决定其使用寿命的重要因素^[1]。基于材料塑性流动的无屑塑性变形问题正日益受到人们的关注, 提高表面的完整性逐渐成为研究的热点^[2-3]。

机械表面强化技术, 如喷丸强化、激光冲击强化、球抛光、深冷轧等, 在零件表面引起了塑性变形, 形成残余压应力、加工硬化和表面形貌变化^[4]。超声振动辅助加工可降低滚压力, 延长工具寿命。超声滚压在加工难加工金属合金方面有很大的优势^[5-7]。

杨健坤等^[8]对超声滚压过程中的颤振对表面质量的影响进行了研究, 发现超声滚压可以提高被加工件的硬度、降低表面粗糙度。王婷等^[9]通过对 40Cr 材料进行研究, 发现经过超声滚压过后的 40Cr 在表面形成了纳米层, 产生了残余压应力层, 降低了表面粗糙度。任学冲等^[10]对车轴材料进行了超声滚压加工, 研究发现滚压后材料的疲劳性能提高, 表面质量得到了显著提高。Wu 等^[11]对中碳钢 S45C 进行了超声滚压加工, 研究发现加工后的试样表面形成了纳米层, 其对表面性能有重要影响。Ye

等^[12]对 304 中碳不锈钢进行超声滚压加工, 研究发现加工后试样的综合性能得到了提高、组织结构发生了变化。在现代机械工业中, 18CrNiMo7-6 齿轮钢因其良好的机械性能和力学特性, 在齿轮及齿轮轴等重载工件中被大量使用, 目前对 18CrNiMo7-6 齿轮钢进行表面强化主要以表层渗碳热处理为主, 笔者对经过锻压后的材料进行超声滚压初步研究。

超声滚压加工主要有主轴转速 r 、进给量 f 、静压力 P_s 、滚压次数 n 、振幅 A 等工艺参数, 不同的工艺参数会产生不同的加工效果, 它们相互影响, 相互制约^[13]。因此采用合理的工艺参数提高其表面质量显得至关重要^[14]。笔者采用超声滚压技术对 18CrNiMo7-6 齿轮钢表面进行超声滚压加工处理, 并分析不同工艺参数下工件的表面质量, 以得到合理的工艺参数, 为实际生产应用提供依据。

1 试验装置和试验方法

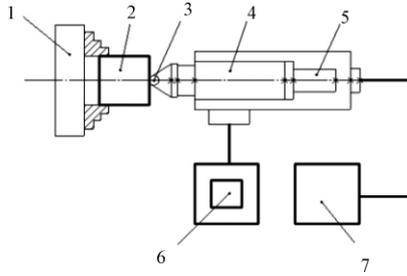
1.1 试验装置

试验装置安装在 CAK4085 数控机床上, 其中超声滚压加工工具被夹持固定在车床刀架上, 超声滚压装置如图 1 所示。

收稿日期:2019-11-05; 修订日期:2020-02-03

基金项目:河南省重点科技攻关项目(152102210045)

作者简介:刘治华(1971—),男,河北石家庄人,郑州大学副教授,博士,主要研究方向为抗疲劳制造, E-mail: liuzhihua@zzu.edu.cn。



1-车床卡盘、2-工件、3-滚压头、4-变幅杆、
5-换能器、6-刀架、7-超声波发生器

图 1 超声滚压装置示意图

Figure 1 Diagrammatic sketch of ultrasonic rolling device

1.2 试验材料

本试验采用 18CrNiMo7-6 优质齿轮钢棒料, 材料预处理为锻压但不进行热处理。经车削后, 棒料端面的原始表面性能如下: R_a 为 $3.003 \mu\text{m}$, R_t 为 $12 \mu\text{m}$, 硬度为 360.9HV 。

1.3 试验方法

超声滚压试验之前, 采用相同的加工参数对材料的端面进行精车加工, 超声滚压完成后采用 DK7732 型线切割机床将试样切割为 5mm 厚。

采用 NPFLEX 型三维表面形貌测量系统测量表面粗糙度。在显微硬度计上测量滚压前后试样的显微硬度^[15-16]。残余应力则采用 Proto 高速大功率 X 射线残余应力分析仪测量。在 VHX-2000 超景深显微镜上观察表面二维形貌, 放大倍数为 500 倍。

2 结果与分析

2.1 工艺参数对表面粗糙度的影响

2.1.1 表面粗糙度解析模型

由文献 [17] 得到表面粗糙度的解析公式为:

$$R_t = R_{ti} - \delta + h \quad \delta < h, \quad (1)$$

$$R_t = h \quad \delta \geq h, \quad (2)$$

$$h = \frac{125f^2}{R_1}, \quad (3)$$

式中: R_t 为工件的表面粗糙度; R_{ti} 为超声滚压前试样的表面粗糙度; δ 为压入深度。

$$\delta = \sqrt[3]{\frac{9P_t^2}{16R^*E^*}}. \quad (4)$$

P_t 为总作用力, 可用下式得出:

$$P_t = P_s + P_d, \quad (5)$$

式中: P_s 为静压力; P_d 为动态力, 其值可以表示为:

$$P_d = -\frac{16}{3}\rho\pi^3R^3Af\sin(2\pi ft), \quad (6)$$

式中: A 为振幅; f 为冲击频率; t 为时间; ρ 为滚压球的密度。

R^* 为相对曲率半径, 可用下式得出:

$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}, \quad (7)$$

式中: R_1 为滚压球的相对主曲率半径; R_2 为工件的相对主曲率半径。在滚压端面的情况下 R_2 为无穷大。

E^* 为等效弹性模量, 可用下式得出:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-v_1^2}{E_1} + \frac{1-v_2^2}{E_2}. \quad (8)$$

对超声滚压后试样表面进行测量发现 R_t 与 R_a 值呈一定的关系:

$$R_a = 0.5924R_t - 0.0531R_t^2 + 0.0017R_t^3 - 1.4429, \quad (9)$$

式 (8) 中: 滚压头、工件的泊松比 ν_1 、 ν_2 分别为 0.21、0.35, 弹性模量 E_1 、 E_2 分别为 $710\,000 \text{MPa}$ 、 $200\,000 \text{MPa}$ 。

2.1.2 表面粗糙度值受主轴转速和进给量的影响

选择工艺参数 $P_s = 100 \text{N}$, $A = 6 \mu\text{m}$, $n = 3$, $r = 200, 320, 500 \text{r/min}$, $f = 0.07, 0.15, 0.22 \text{mm/r}$ 时, 分析主轴转速 r 以及进给量 f 对表面粗糙度的影响, 如图 2 所示。

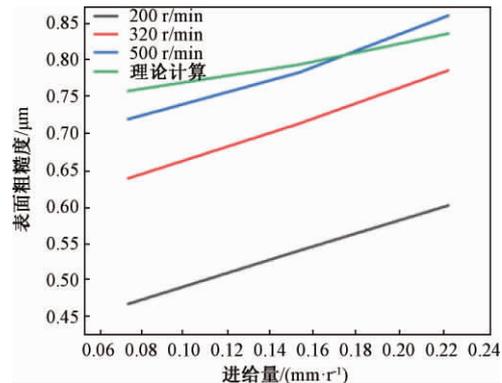


图 2 表面粗糙度受主轴转速和进给量的影响曲线
Figure 2 Effect curves of spindle speed and feed on surface roughness

由图 2 可以得到, 当其他加工参数不变, 得到较低粗糙度值的转速和进给量分别是: $r = 200 \text{r/min}$, $f = 0.07 \text{mm/r}$; 理论计算表面粗糙度数值随进给量变化趋势和试验相一致, 由于理论计算没有考虑转速的影响, 因此表面粗糙度理论计算数值曲线只与转速 $r = 500 \text{r/min}$ 时相一致。当进给量较小或 r 值较小时, 被加工面单位时间内受到动态冲击次数增多, 相应粗糙度值较低。

2.1.3 表面粗糙度值受静压力的影响

选择工艺参数 $r=320$ r/min, $f=0.15$ mm/r, $n=3$, $A=6$ μm , $P_s=30, 40, 50, 150, 200, 250, 300, 350, 450$ N, 考察表面粗糙度受 P_s 的影响, 试验结果如图3所示。

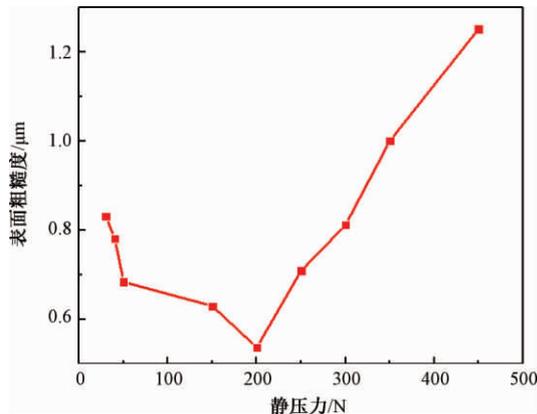


图3 表面粗糙度受静压力影响的曲线

Figure 3 Effect curves of static pressure on surface roughness

由图3可以得到,随着静压力从30 N到450 N变化,表面粗糙度值先减小后增大。在该加工条件下,表面粗糙度值较小的最佳静态滚压力为200 N。这是由于超声滚压振动能够对表面产生加工硬化的效果,然而当静压力过大时,过度的塑性变形出现在试样表面,影响试样的表面质量;另一方面,过大的静压力会增加整个装置的负载,加工过程的稳定性变差,进而影响整体的加工效果。

2.1.4 表面粗糙度受滚压次数的影响

选择工艺参数 $r=320$ r/min, $f=0.15$ mm/r, $P_s=100$ N, $A=6$ μm , $n=2, 4, 6, 8, 10$ 次时,分析滚压次数对表面粗糙度的影响,如图4所示。

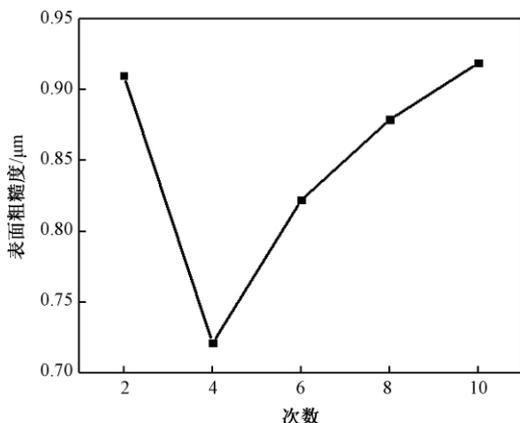


图4 表面粗糙度受滚压次数影响的曲线

Figure 4 Effect curves of rolling times on surface roughness

图4中表明:在 r, f, P_s 以及 A 都保持不变时,随着滚压次数的增加,表面粗糙度值先降低后增大。当滚压次数在2~10加工时,表面粗糙度值较小的最佳滚压次数 $n=4$ 次。因为在 $n \leq 4$ 时,适当的增加滚压的次数,在试样表面会发生进一步的加工硬化,试样表面的缺陷因此变少,但是在 $n > 4$ 后滚压会破坏已加工好的表面。

2.1.5 表面粗糙度受振幅的影响

选择工艺参数 $r=320$ r/min, $f=0.15$ mm/r, $P_s=100$ N, $n=3$, 振幅分别为4、6、10 μm 时,振幅对表面粗糙度的影响如图5所示。

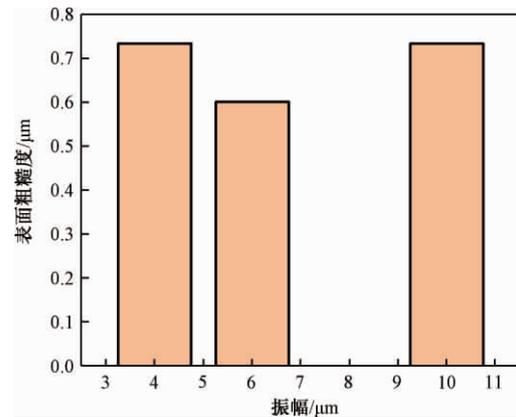


图5 表面粗糙度受振幅影响

Figure 5 Effects of vibration amplitude on surface roughness

由图5能够看出,在主轴转速、进给量、静压力以及滚压次数都保持不变时,当振幅 $A=4$ μm 时,表面粗糙度有了较大程度改善;当振幅 $A=6$ μm 时,滚压加工后试样表面的粗糙度值达到了最小值,滚压效果最好;当振幅 $A=10$ μm 时,表面粗糙度值不降反升。因此可以得出结论:振幅 A 的适当增加可以使表面粗糙度值有效下降,但是振幅过大时,滚压试样的表面受到的冲击过大,对试样表面构成损伤,反而会增加值试样表面的粗糙度值。

2.2 工艺参数对表面硬度的影响

2.2.1 表面硬度受主轴转速和进给量的影响

选择工艺参数 $P_s=100$ N, $A=6$ μm , $n=3$, 考察 r 和 f 对表面硬度的影响,试验结果如图6所示。

由图6可知,在 P_s, n 以及 A 都保持不变,当 r 相同时,随着 f 的增加,试样表面硬度单调减小;当 f 相同时,随着 r 的增加,试样表面硬度单调递增。在其他条件不变, $r=500$ r/min, $f=0.07$ mm/r时,滚压后18CrNiMo7-6钢将会达最大的表面硬度,其值为442.9 HV。这是因为在超声滚压加工

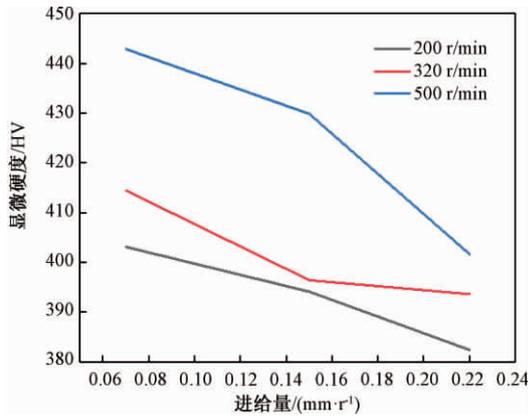


图 6 表面硬度受主轴转速和进给量的影响

Figure 6 Effect curves of spindle speed and feed on surface hardness

的过程中,当 f 变大或 r 减小时,会降低试样表面超声滚压加工的覆盖率,从而降低表层金属的塑性变形程度,进而造成表面硬度下降。

2.2.2 表面硬度受静压力的影响

选择工艺参数 $r = 320 \text{ r/min}$, $f = 0.15 \text{ mm/r}$, $n = 3$, $A = 6 \text{ }\mu\text{m}$, $P_s = 50, 150, 200, 250, 300, 350, 450 \text{ N}$, P_s 对表面硬度的影响试验结果如图 7 所示。

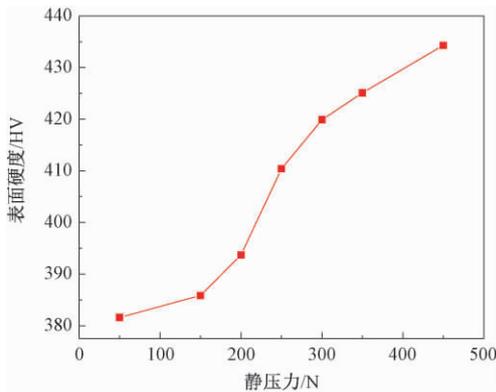


图 7 表面硬度受静压力的影响曲线

Figure 7 Effect curves of static pressure on surface hardness

由图 7 可知,在 P_s 数值增大后,滚压加工后的 18CrNiMo7-6 齿轮钢表面硬度也随之提高。这是由于加工过程中静压力的增大,引起加工硬化程度加剧,进而使得工件表面硬度值有所提高。

2.2.3 表面硬度受滚压次数的影响

选择工艺参数 $r = 320 \text{ r/min}$, $f = 0.15 \text{ mm/r}$, $P_s = 100 \text{ N}$, $A = 6 \text{ }\mu\text{m}$, $n = 2, 4, 6, 8, 10$ 时, n 对表面硬度的影响如图 8 所示。

由图 8 可知,当滚压次数 n 增加时,表面硬度单调递增。这是因为滚压次数增加时,加工硬化的效果也在累加,虽然增加滚压次数可以增加其

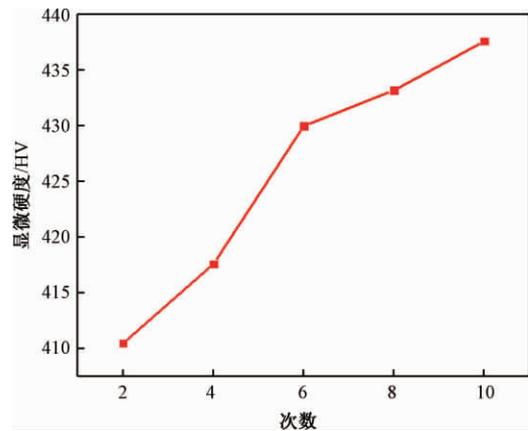


图 8 表面硬度受滚压次数的影响曲线

Figure 8 Effect curves of rolling times on surface hardness

硬度,但是试样的整体质量会有所下降。

2.2.4 表面硬度受振幅的影响

选择工艺参数 $r = 320 \text{ r/min}$, $f = 0.15 \text{ mm/r}$, $P_s = 100 \text{ N}$, $n = 3$, 振幅为 4、6、10 μm 时,振幅对表面硬度的影响如图 9 所示。

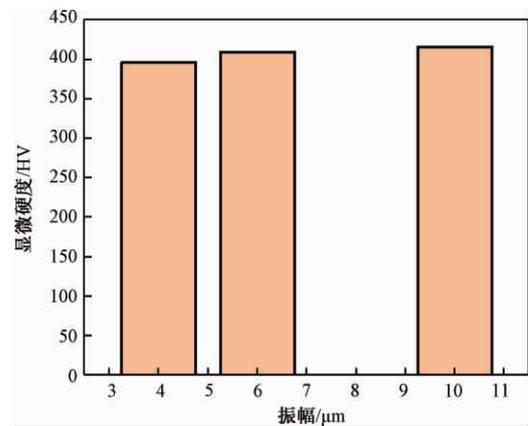


图 9 表面硬度受振幅的影响

Figure 9 Effects of amplitude on surface hardness

由图 9 可知,随着 A 增加,试样的表面硬度单调递增。其原因是当选用较小振幅,试样表面滚压区域受到的冲击较小,冲击效果较差。随着 A 的增大,试样受到的冲击开始增大,冲击效果改善,在金属试样的表层和近表层发生更多塑性变形,形成更加致密的组织,达到细化晶粒、提高表面硬度的效果。

2.3 表层显微硬度

2.3.1 表层显微硬度受静压力的影响

选择工艺参数 $r = 320 \text{ r/min}$, $f = 0.15 \text{ mm/r}$, $n = 3$, $A = 6 \text{ }\mu\text{m}$ 。图 10 为表层显微硬度受静压力变化影响的曲线。

由图 10 能够得出,未经超声滚压的试样表面硬度大约是 360.6 HV,加工后,表层硬度在

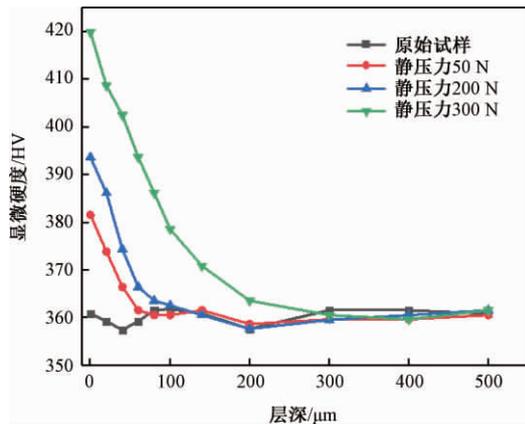


图10 表层显微硬度受静压力的影响曲线
Figure 10 Effect curves of static pressure on surface microhardness

一定程度上获得了提高,并且试样表面硬度最高,当 $P_s = 300$ N时,表面硬度的最大值约为419.9 HV,随着深度的增加,硬度值逐渐下降并最终稳定下来。当静压力采用50、200、300 N时高硬度层分别为60、140、300 μm ,在深度大于这些数值后硬化效应不再显著。表明超声滚压处理,会在工件表面形成变质层,增加 P_s 能显著提高工件表面变质层深度。这是因为在进行超声滚压加工时, P_s 的提升会导致试样表层金属发生塑性变形的区域增大,进而导致位错密度的增加,晶粒更加细化,表面变质层深度增加。

2.3.2 表层显微硬度受滚压次数的影响

选择加工工艺参数 $r = 320$ r/min, $f = 0.15$ mm/r, $P_s = 100$ N, $A = 6$ μm 。图11为 n 对表层显微硬度的影响曲线。

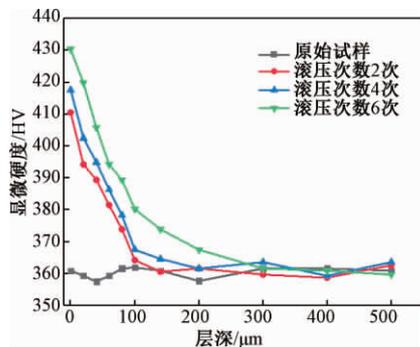


图11 表层显微硬度受滚压次数的影响曲线
Figure 11 Effect curves of rolling times on surface microhardness

从图11中可以看出,经超声滚压加工的试样表层硬度有了较大程度提高,并且试样表面硬度最高,当 $n = 6$ 次时,表面的硬度值为最大值,约为430.4 HV,随着深度的增加,硬度值下降并在一

定深度处稳定下来。随着 n 从2次增至4次再增至6次,硬度趋于稳定的深度也从100 μm 增至200 μm ,最终增至300 μm 。综合上述, n 对加工效果有较大影响,随着 n 的增加,表面硬度和变质层的深度也随之增加。这是由于随着 n 增加,表层晶粒更加细化。

2.4 残余应力

2.4.1 残余应力受静压力的影响

选择的加工工艺参数 $r = 320$ r/min, $f = 0.15$ mm/r, $n = 3$, $A = 6$ μm 。图12为 P_s 对表层残余应力的影响曲线。

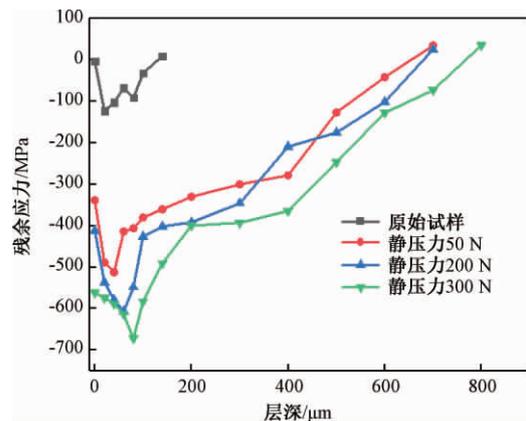


图12 表层残余应力受静压力的影响曲线
Figure 12 Effect curves of static pressure on surface residual stress

从图12中可以看出,原始试样表面的残余应力约为-3.10 MPa,在160 μm 深度处,试样的残余应力值大于0。随着 P_s 从50 N变为200 N再变为300 N,残余应力最大值从-512.40 MPa增大到-606.76 MPa,最终增至-672.04 MPa,残余应力的层深也从700 μm 最终深至800 μm 。残余应力值由负变正。从以上可以得出,最大残余应力随着 P_s 的增加,峰值与深度也在增加。

2.4.2 残余应力受滚压次数的影响

选择工艺参数 $r = 320$ r/min, $f = 0.15$ mm/r, $P_s = 100$ N, $A = 6$ μm 。图13为 n 对表层残余应力的影响曲线。从图13可以看出,随着滚压次数从2次增加到4次再增加到6次,残余应力最大值从-584.56 MPa增大至-753.16 MPa,最终增至-790.97 MPa,残余应力的层深也从500 μm 加深至700 μm ,最终加深至800 μm 。

3 结论

(1) 通过研究超声滚压加工的各个工艺参数对18CrNiMo7-6钢的表面粗糙度的影响规律发

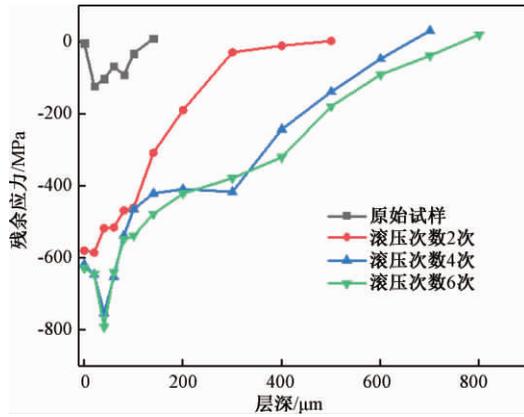


图 13 表层残余应力受滚压次数的影响曲线

Figure 13 Effect curves of rolling times on surface residual stress

现: 在合理的工艺参数条件下, 表面粗糙度可以从原始试样的 $3.003 \mu\text{m}$ 降低至 $0.468 \mu\text{m}$ 。

(2) 通过研究超声滚压加工的各个工艺参数对 18CrNiMo7-6 钢的表面硬度的影响规律发现: 在合理的工艺参数条件下, 表面硬度可以由原来的 360.9HV 提高至 442.9HV , 表面硬度提高了 22.7% 。硬度值从工件表面至工件心部递减, 最后趋于稳定, 高硬度层深度达到了 $300 \mu\text{m}$ 。

(3) 通过研究超声滚压加工的各个工艺参数对 18CrNiMo7-6 钢的残余应力的影响规律发现: 在合理的工艺参数条件下, 最大残余压应力出现在距离表面 $40 \mu\text{m}$ 处, 其值为 -790.97MPa , 残余压应力层深度达到了 $800 \mu\text{m}$ 。

参考文献:

- [1] BOUZID W, TSOUMAREV O, SAÏ K. An investigation of surface roughness of burnished AISI 1042 steel [J]. International journal of advanced manufacturing technology, 2004, 24(1/2): 120-125.
- [2] LIU Y, ZHAO X H, WANG D P. Determination of the plastic properties of materials treated by ultrasonic surface rolling process through instrumented indentation [J]. Materials science and engineering: A, 2014, 600: 21-31.
- [3] WEI S L, ZHAO H, JING J T. Investigation on three-dimensional surface roughness evaluation of engineering ceramic for rotary ultrasonic grinding machining [J]. Applied surface science, 2015, 357: 139-146.
- [4] TOLGA BOZDANA A, GINDY N N Z, LI H. Deep cold rolling with ultrasonic vibrations: a new mechanical surface enhancement technique [J]. International journal of machine tools and manufacture, 2005, 45(6): 713-718.
- [5] HUUKI J, LAAKSO S V. Integrity of surfaces finished with ultrasonic burnishing [J]. Proceedings of the institution of mechanical engineers, part B: journal of engineering manufacture, 2013, 227(1): 45-53.
- [6] WANG H B, SONG G L, TANG G Y. Enhanced surface properties of austenitic stainless steel by electro-pulsing-assisted ultrasonic surface rolling process [J]. Surface and coatings technology, 2015, 282: 149-154.
- [7] GOMEZ-GRAS G, TRAVIESO-RODRIGUEZ J A, JEREZ-MESA R, et al. Experimental study of lateral pass width in conventional and vibrations-assisted ball burnishing [J]. The international journal of advanced manufacturing technology, 2016, 87(1/2/3/4): 363-371.
- [8] 杨健坤, 孟繁萃, 赵洪博, 等. 超声滚压中颤振对零件表面质量的影响 [J]. 机械与电子, 2018, 36(9): 11-15.
- [9] 王婷, 王东坡, 沈煜, 等. 超声表面滚压加工参数对 40Cr 表面粗糙度的影响 [J]. 天津大学学报, 2009, 42(2): 168-172.
- [10] 任学冲, 陈利钦, 刘鑫贵, 等. 表面超声滚压处理对高速列车车轴钢疲劳性能的影响 [J]. 材料工程, 2015, 43(12): 1-5.
- [11] WU B, ZHANG J X, ZHANG L J, et al. Effect of ultrasonic nanocrystal surface modification on surface and fatigue properties of quenching and tempering S45C steel [J]. Applied surface science, 2014, 321: 318-330.
- [12] YE C, TELANG A, GILL A S, et al. Gradient nano-structure and residual stresses induced by ultrasonic nano-crystal surface modification in 304 austenitic stainless steel for high strength and high ductility [J]. Materials science and engineering: A, 2014, 613: 274-288.
- [13] 宋锦春, 贾志强, 张敏鑫. 超声滚压光整加工参数对 45# 钢表面粗糙度和硬度的影响 [J]. 制造技术与机床, 2016(11): 85-89.
- [14] REVANKAR G D, SHETTY R, RAO S S, et al. Wear resistance enhancement of titanium alloy (Ti-6Al-4V) by ball burnishing process [J]. Journal of materials research and technology, 2017, 6(1): 13-32.
- [15] 王栋, 刘昱范, 陈鑫. 18CrNiMo7-6 高速磨削条件下表面质量的试验研究 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2017, 38(3): 78-81, 86.
- [16] 张天增. 超声滚压装置及其工艺试验的研究 [D]. 郑州: 郑州大学, 2019.
- [17] MAGALHÃES F C, ABRÃO A M, DENKENA B, et al. Analytical modeling of surface roughness, hardness and residual stress induced by deep rolling [J]. Journal of materials engineering and performance, 2017, 26(2): 876-884.

文章编号:1671-6833(2020)02-0050-06

基于绝对节点坐标方法的柔顺机构动力学建模与仿真

张志刚,周翔,房占鹏,肖艳秋

(郑州轻工业大学 河南省机械装备智能制造重点实验室 河南 郑州 450002)

摘要:采用绝对节点坐标方法系统地研究了大变形柔顺杆的建模问题,建立了柔顺机构刚柔耦合动力学方程。在充分考虑柔顺杆与外部连接处变形特征基础上,提出了含端部变形约束的绝对节点坐标梁单元。应用闭锁问题缓解方法,考察了绝对节点坐标梁单元闭锁现象对柔顺机构动力学仿真的影响。最后通过数值算例检验了绝对节点坐标方法对于柔顺机构动力学问题的精确性和有效性。

关键词:柔顺机构;绝对节点坐标方法;大变形;刚柔耦合;动力学仿真

中图分类号:TH113 文献标志码:A doi:10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.013

0 引言

柔顺机构是一类依靠柔性构件的弹性变形进行运动、力和能量传递的新型机构形式^[1],具有减少构件数量和装配时间、无摩擦磨损和传动间隙、精度及可靠性高、可实现微型化等优点,在轻型、微型化工程领域有着广泛的应用前景^[2]。

柔顺机构的工作原理决定了在运行中柔顺杆件必然经历大变形过程,这给精确建模带来了极大困难。为了简化大变形柔顺杆的建模所提出的伪刚体模型方法^[3],采用具有等效力-杆端位移关系的刚体构件模拟柔性杆件的变形,成功地架起了刚性和柔性机构设计理论之间的桥梁。由于该模型含有一个转动副,因此被称为1R伪刚体模型^[4-5]。虽然在一定范围内1R伪刚体模型也能给出一定精度的杆端运动轨迹,但其对大变形柔顺杆的近似精度不高。为了提高模型精度,通过增加模型中转动副个数或考虑轴向变形影响,改进的2R、3R以及PR伪刚体模型相继被提出^[6-8]。

随着应用范围的拓广,工程中对柔顺机构的性能及运动精度都提出了更高要求。系统动力学特性不仅影响运动精度,还直接关系到既定功能的实现。为此,一些学者将伪刚体模型方法推广到柔顺机构动力学研究^[9-11]。但伪刚体模型缺乏

对柔顺杆大变形进行精确描述的能力,从而限制了其在柔顺机构精确动力学仿真分析中的应用。

柔顺杆件属于大变形柔性梁,基于刚性截面假设的建模方法需处理梁截面的大转动问题。为了避开大转动引起的数值困难,Shabana^[12]提出的绝对节点坐标方法(absolute nodal coordinate formulation, ANCF)选取整体坐标系下节点的绝对位置矢量和梯度矢量作为单元参数,构造了一种描述单元任意刚体运动的单元变形场。ANCF梁单元节点力可依据连续介质力学理论计算,并具有常质量矩阵、系统方程不含惯性力和科氏力项等优点。因此该方法一经提出便引起普遍关注,已发展出包含梁、板壳及一般实体等ANCF单元族,并被应用于车辆、航天、仿生等实际工程^[13-15]。最近李鹏飞等^[16-17]采用ANCF方法研究了平面固定-导向柔顺机构和柔顺双稳态机构的变形与驱动力变化规律,并进行了数值仿真和实验研究。疲劳破坏是机械系统设计过程中所要考虑的重要问题^[18]。由于工作过程中柔顺杆件处于循环往复的大变形状态,因此精确应力应变分析对于柔顺机构设计及疲劳寿命分析极为重要,而上述研究未曾涉及这一问题。

应用ANCF梁单元研究了大变形柔顺杆的动力学建模问题,并精确计算了柔顺杆件的动态应变分布;考虑柔顺杆端部铰接处对局部变形的影

收稿日期:2019-10-01;修订日期:2020-01-16

基金项目:国家自然科学基金资助项目(11602228,51805491);河南省科技攻关项目(202102210285);郑州轻工业大学博士科研基金资助项目(2016BSJJ016)

作者简介:张志刚(1984—),男,河南开封人,郑州轻工业大学讲师,博士,主要从事多体系统动力学与控制、机械系统动力学等相关研究,E-mail:zhigangzhang@foxmail.com。

响,提出了一种含端部变形约束的平面 ANCF 梁单元;采用最新提出的应变分解法(strain split method,SSM)^[19]考察了 ANCF 梁单元闭锁问题对柔顺机构动力学特性的影响。

1 绝对节点坐标梁单元

1.1 单元形函数

平面 ANCF 梁单元内任意一点的位置矢量可以表示为 $\mathbf{r}(x) = \mathbf{S}(x) \mathbf{e}$,其中 $\mathbf{x} = [x, y]^T$ 为单元物质坐标,单元形函数矩阵 \mathbf{S} 和单元参数列阵 \mathbf{e} 分别为^[20]

$$\begin{cases} \mathbf{S} = [s_1 \mathbf{I} & s_2 \mathbf{I} & s_3 \mathbf{I} & s_4 \mathbf{I} & s_5 \mathbf{I} & s_6 \mathbf{I}]; \\ \mathbf{e} = [\mathbf{r}_x^{1T} & \mathbf{r}_x^{1T} & \mathbf{r}_y^{1T} & \mathbf{r}_x^{2T} & \mathbf{r}_x^{2T} & \mathbf{r}_y^{2T}]^T. \end{cases} \quad (1)$$

平面 ANCF 梁单元的变形梯度表示为 $\mathbf{J} = \partial \mathbf{r} / \partial \mathbf{x} = [\mathbf{r}_x \quad \mathbf{r}_y]$,其中 $\mathbf{r}_x = \mathbf{S}_x \mathbf{e}$, $\mathbf{r}_y = \mathbf{S}_y \mathbf{e}$ 。根据连续介质力学理论(general continuum mechanics, GCM),Green-Lagrangian 应变为

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\mathbf{J}^T \mathbf{J} - \mathbf{I}) = \begin{bmatrix} \mathbf{r}_x^T \mathbf{r}_x - 1 & \mathbf{r}_x^T \mathbf{r}_y \\ \mathbf{r}_y^T \mathbf{r}_x & \mathbf{r}_y^T \mathbf{r}_y - 1 \end{bmatrix}. \quad (2)$$

利用 Green-Lagrangian 应变矩阵 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 的对称性,定义 Green-Lagrangian 应变列阵 $\boldsymbol{\varepsilon}_v = (\boldsymbol{\varepsilon}_{11} \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{22} \quad 2\boldsymbol{\varepsilon}_{12})^T$ 。与 Green-Lagrangian 应变 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 功共轭的第二类 Piola-Kirchhoff 应力 $\boldsymbol{\sigma}$ 也可以定义列阵形式 $\boldsymbol{\sigma}_v = (\boldsymbol{\sigma}_{11} \quad \boldsymbol{\sigma}_{22} \quad \boldsymbol{\sigma}_{12})^T$ 。对于线弹性材料,本构方程为 $\boldsymbol{\sigma}_v = \mathbf{E} \boldsymbol{\varepsilon}_v$,其中弹性矩阵 \mathbf{E} 为

$$\mathbf{E} = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \mu & 0 \\ \mu & \lambda + 2\mu & 0 \\ 0 & 0 & \mu \end{bmatrix}, \quad (3)$$

式中:拉梅常数 $\lambda = (Ev) / ((1+v)(1-2v))$; $\mu = E / (2(1+v))$,其中 E 为弹性模量 ν 为泊松比。

1.2 平面 ANCF 梁单元的控制方程

平面 ANCF 梁单元内力虚功率可以表示为: $\delta P_s = \int_V \boldsymbol{\sigma}_v^T \delta \boldsymbol{\varepsilon}_v dV = \mathbf{Q}_s^T \delta \dot{\mathbf{e}}$,其中单元节点力列阵 \mathbf{Q}_s 为

$$\mathbf{Q}_s = \int_V (\partial \boldsymbol{\varepsilon}_v / \partial \mathbf{e})^T \mathbf{E} \boldsymbol{\varepsilon}_v dV, \quad (4)$$

式中: V 代表梁单元的体积域。

平面 ANCF 梁单元的惯性力虚功率可以表示为 $\delta P_i = \int_V \rho \ddot{\mathbf{r}}^T \delta \dot{\mathbf{r}} dV = (\mathbf{M} \ddot{\mathbf{e}})^T \delta \dot{\mathbf{e}}$,其中 ρ 为材料密度,梁单元质量矩阵为

$$\mathbf{M} = \int_V \rho \mathbf{S}^T \mathbf{S} dV. \quad (5)$$

由上式可知,ANCF 梁单元的质量矩阵 \mathbf{M} 为常数阵。

不失一般性,假设单元上 p 点作用有集中力 \mathbf{F}_p ,包含重力在内的体力密度为 \mathbf{f}_e ,则单元外力虚功率为: $\delta P_e = \mathbf{F}_p^T \delta \dot{\mathbf{r}}_p + \int_V \mathbf{f}_e^T \delta \dot{\mathbf{r}} dV = \mathbf{Q}_e^T \delta \dot{\mathbf{e}}$,其中单元外力列阵 \mathbf{Q}_e 为

$$\mathbf{Q}_e = \mathbf{S}_p^T \mathbf{F}_p + \int_V \mathbf{S}^T \mathbf{f}_e dV, \quad (6)$$

式中: \mathbf{S}_p 为 p 点物质坐标 \mathbf{x}_p 对应的形函数矩阵 $\mathbf{S}_p = \mathbf{S}(\mathbf{x}_p)$ 。

利用虚功率原理,平面 ANCF 梁单元的虚功率方程为

$$(\mathbf{M} \ddot{\mathbf{e}} + \mathbf{F})^T \delta \dot{\mathbf{e}} = 0, \quad (7)$$

式中:单元广义节点力列阵为 $\mathbf{F} = \mathbf{Q}_s - \mathbf{Q}_e$ 。根据单元参数速率虚变分 $\delta \dot{\mathbf{e}}$ 的独立性可以得平面 ANCF 梁单元的控制方程为

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{e}} + \mathbf{F} = \mathbf{0}. \quad (8)$$

2 含端部变形约束的 ANCF 梁单元

2.1 铰接节点处的运动学关系

ANCF 梁单元节点力的推导过程基于大变形理论,对单元变形量没有任何限制,适用于大变形柔顺杆的建模。由于放松了刚性截面假设,一般情况下节点处的梯度矢量 $\mathbf{r}_x^i, \mathbf{r}_y^i$ 不能满足单位正交关系。在柔顺机构中,柔顺杆与其他杆件或基座最常见的连接方式为固接与铰接,通常连接处有刚度加强处理措施,局部变形也将会受到约束作用。为了模拟这种约束,采用 ANCF 梁单元建模时假设端部为刚性截面,该节点处的梯度矢量保持为单位正交矢量。

不失一般性,设定节点 1 为变形受约束节点,如图 1 所示。根据假设:节点 1 处的梯度矢量 \mathbf{r}_x^1 和 \mathbf{r}_y^1 为单位正交矢量,因此存在转角 α^1 可将梯度矢量表示为

$$\mathbf{r}_x^1 = [\cos \alpha^1 \quad \sin \alpha^1]^T, \quad \mathbf{r}_y^1 = [-\sin \alpha^1 \quad \cos \alpha^1]^T. \quad (9)$$

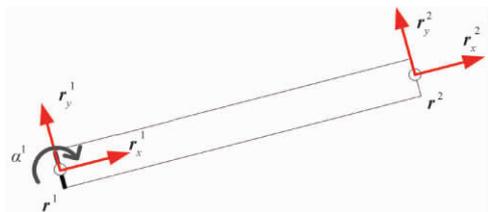


图 1 含端部变形约束的 ANCF 梁单元

Figure 1 ANCF beam element with one nodal constrain

对上式求时间 t 的导数可以得到速度方程

$$\dot{\mathbf{r}}_x^1 = \mathbf{r}_y^1 \dot{\alpha}^1, \quad \dot{\mathbf{r}}_y^1 = -\mathbf{r}_x^1 \dot{\alpha}^1. \quad (10)$$

因此在节点 1 处就定义了两组节点参数 \mathbf{e}^1

和 p^1 , 其中 $e^1 = [r^{1T} \ r_x^{1T} \ r_y^{1T}]^T$ 为传统平面 ANCF 梁单元节点参数, $p^1 = [r^{1T} \ \alpha^1]^T$ 为将不独立梯度矢量参数 r_x^1 和 r_y^1 替换为独立转角参数 α^1 所组集形成的新的节点参数。根据式(10) 这两组节点参数的时间变化率 \dot{e}^1 和 \dot{p}^1 存在如下变换关系:

$$\dot{e}^1 = B^1 \dot{p}^1, \quad (11)$$

式中: 节点速度变换矩阵 B^1 为

$$B^1 = \begin{bmatrix} I & 0 \\ 0 & r_y^1 \\ 0 & -r_x^1 \end{bmatrix}. \quad (12)$$

2.2 含端部变形约束 ANCF 梁单元的有限元列式

对于含端部变形约束 ANCF 梁单元, 约束端节点 1 选取包含转角的独立节点参数 $p^1 = [r^{1T} \ \alpha^1]^T$, 非约束端节点 2 仍选取节点参数 $e^2 = [r^{2T} \ r_x^{2T} \ r_y^{2T}]^T$, 则新的单元参数列阵为 $\underline{e} = [p^{1T} \ e^{2T}]^T$ 。根据节点速度变换关系式(11), 有如下单元参数速率变换关系:

$$\dot{\underline{e}} = \begin{pmatrix} \dot{e}^1 \\ \dot{e}^2 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} B^1 & \\ & I_{6 \times 6} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \dot{p}^1 \\ \dot{e}^2 \end{pmatrix} = D \dot{\underline{e}}. \quad (13)$$

含端部变形约束 ANCF 梁单元控制方程只需将原 ANCF 梁单元虚功率方程式(7) 中的单元速度参数 \dot{e} 和加速度参数 \ddot{e} 替换为新的单元独立参数 $\dot{\underline{e}}$ 和 $\ddot{\underline{e}}$ 便可以得到

$$[M(D\ddot{\underline{e}} + \dot{D}\dot{\underline{e}}) + F]^T D \delta \dot{\underline{e}} = (M\ddot{\underline{e}} + F)^T \delta \dot{\underline{e}} = 0, \quad (14)$$

式中: 含端部变形约束 ANCF 梁单元的质量阵 \underline{M} 和广义力列阵 \underline{F} 分别为

$$\underline{M} = D^T M D, \quad \underline{F} = D^T M \dot{D} \dot{\underline{e}} + D^T F. \quad (15)$$

3 ANCF 梁单元的闭锁问题

同传统有限元法一样, ANCF 单元也存在诸如剪切闭锁、泊松闭锁、体积闭锁等现象。ANCF 梁单元闭锁现象源于单元位移插值函数沿轴向与截面内方向的阶次不同, 使梁的弯曲变形耦合有过多剪切, 表现为弯曲刚度过大、弯曲挠度变小。将最新提出的 ANCF 闭锁缓解技术 SSM 方法^[19] 应用于柔顺机构仿真分析, 以考察 ANCF 梁单元闭锁问题对柔顺机构动力学特性的影响。

根据 SSM 方法, 单元内任意点的位置矢量 r

可以分解为 $r = r^c + yr_y$, 其中 r^c 为梁截面形心处的位置矢量, 梯度矢量可以表示为 $r_x = r_x^c + yr_{yx}$, $r_y = r_y$ 。相应的变形梯度也可以分解为两部分, 即 $J = [r_x^c \ r_y] + [yr_{yx} \ 0] = J^c + J^k$ 。将其代入 Green-Lagrangian 应变表达式就可以得到

$$\varepsilon = \frac{1}{2}(J^T J - I) = \varepsilon^c + \varepsilon^k, \quad (16)$$

式中: $\varepsilon^c = (1/2)(J^{cT} J^c - I)$ 为与梁形心线变形相关的应变变量; $\varepsilon^k = (1/2)(J^{kT} J^k + J^{kT} J^c + J^{cT} J^k)$ 为与截面变形、弯曲及曲率相关的高阶量。

将分解得到的这两个应变 ε^c 和 ε^k 分别表示为列阵形式即: $\varepsilon_v^c = (\varepsilon_{11}^c \ \varepsilon_{22}^c \ 2\varepsilon_{12}^c)^T$, $\varepsilon_v^k = (\varepsilon_{11}^k \ \varepsilon_{22}^k \ 2\varepsilon_{12}^k)^T$; 相应的第二类 Piola-Kirchhoff 应力列阵可以表示为

$$\sigma_v = E^c \varepsilon_v^c + E^k \varepsilon_v^k, \quad (17)$$

式中: 材料弹性矩阵 E^c 和 E^k 分别为

$$E^c = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & 0 \\ 0 & 0 & \mu k_s \end{bmatrix}, \quad E^k = \begin{bmatrix} E & 0 & 0 \\ 0 & E & 0 \\ 0 & 0 & \mu k_s \end{bmatrix}, \quad (18)$$

式中: 剪切修正系数 $k_s = 10(1 + \nu)/(12 + 11\nu)$ 。

将修正后的 Green-Lagrangian 应变表达式和本构方程代入平面 ANCF 梁单元内力虚功率, 可以得到采用 SSM 方法计算的 ANCF 梁单元节点力为

$$Q_i = \int_V ((\partial \varepsilon_v^c / \partial \varepsilon) + (\partial \varepsilon_v^k / \partial \varepsilon))^T (E^c \varepsilon_v^c + E^k \varepsilon_v^k) dV. \quad (19)$$

4 数值算例

不考虑 ANCF 梁单元闭锁, 直接基于连续介质力学方法(GCM) 计算单元节点力对应的仿真结果记作 ANCF/GCM; 采用缓解 ANCF 单元闭锁的 SSM 方法计算单元节点力对应的仿真结果记为 ANCF/SSM。作为参照, 在 ADAMS 中采用大变形梁类部件模块 FE_Part 搭建相应仿真模型, 仿真结果记作 ADAMS。

4.1 柔性单摆

柔性摆长度为 $L = 1 \text{ m}$, 截面面积为 $A = 0.1 \times 0.1 \text{ m}^2$, 材料弹性模量为 $E = 2.1 \times 10^6 \text{ Pa}$, 材料密度为 $\rho = 7800 \text{ kg/m}^3$, 泊松比为 $\nu = 0.27$, 在沿-Y 方向重力作用下由图 2 所示水平位置自由下落, 重力加速度为 $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ 。



图 2 柔性单摆

Figure 2 Flexible pendulum

本算例选取较小的材料弹性模量,自由下落过程中单摆产生较大变形。采用 ANCF 梁单元离散,左端旋转铰所在节点处采用含端部变形约束 ANCF 梁单元建模。最终形成的单摆系统刚柔耦合动力学方程采用 MATLAB 刚性方程求解器 ode15s 仿真求解,设定仿真时间为 1 s。仿真求解时,柔性单摆均被等分为 5 个单元,图 3~4 给出了单摆末端节点位置坐标的时间变化曲线。

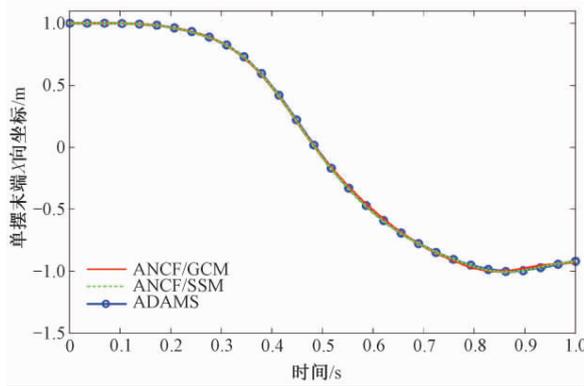


图 3 柔性单摆末端节点 X 方向位置坐标

Figure 3 Position coordinate component in X direction of end point in flexible pendulum

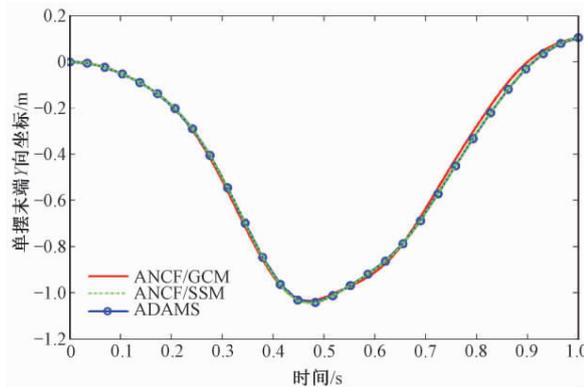


图 4 柔性单摆末端节点 Y 方向位置坐标

Figure 4 Position coordinate component in Y direction of end point in flexible pendulum

由图 3~4 首先可以看出,采用 ANCF 梁单元得到的单摆算例仿真结果能够与商业软件 ADAMS 结果很好地吻合。这初步表明了笔者所提出的含端部变形约束 ANCF 梁单元的可行性与正确性。因为采用 SSM 方法修正单元节点力有效缓解了 ANCF 梁单元闭锁,因此得到了比直接基于 GCM 方法更好的数值结果。

ANCF 梁单元基于连续介质力学基本理论,可以更方便更精确地计算单元内应力应变分布情况。图 5 给出了不同时刻柔性单摆的变形及正应变云图。

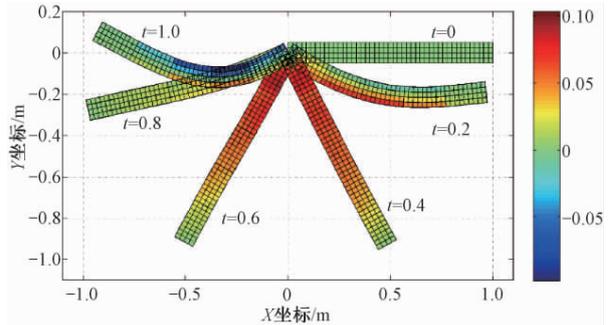


图 5 柔性单摆的正应变云图

Figure 5 Distribution of normal strain of the flexible pendulum

4.2 柔顺四连杆机构

柔顺四连杆机构中刚性杆 AB、刚性杆 BC 和柔顺杆 CD 的长度分别为 $L_{AB} = (1 - \sqrt{2}/2)$ m, $L_{BC} = L_{CD} = 1.0$ m。刚性杆 AB 和刚性杆 BC 的密度为 $\rho_{AB} = \rho_{BC} = 7800$ kg/m³, 截面面积为 $A_{AB} = A_{BC} = 0.1 \times 0.1$ m²; 柔顺杆 CD 的材料密度为 $\rho_{CD} = 2000$ kg/m³, 截面面积为 $A_{CD} = 0.04 \times 0.04$ m², 材料弹性模量为 $E = 300 \times 10^6$ Pa, 泊松比为 $\nu = 0.27$ 。柔顺四连杆机构受到作用在旋转铰 A 处的驱动扭矩 $M = 50\sin(\pi t)$ N·m 及沿 -X 方向重力 $g = 9.81$ m/s² 作用,其初始状态如图 6 所示。

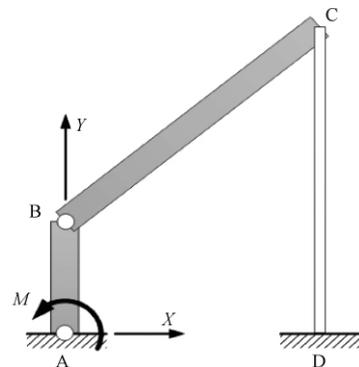


图 6 柔顺四连杆机构

Figure 6 Compliant four-bar linkage

在这个算例中,刚性杆 AB 和 BC 采用刚体建模;柔顺杆 CD 均匀划分为 5 个梁单元,分别采用基于 GCM 和 SSM 的 ANCF 梁单元进行建模。对于包含柔顺杆端部节点 C 和节点 D 的单元仍采用含端部变形约束 ANCF 梁单元建模。图 7~8 给出了采用上述 3 种方法得到的仿真时间为 1 s 的柔顺杆顶端 C 点位置坐标的时间变化曲线。

从图 7~8 可以看出,采用 ANCF 梁单元所得

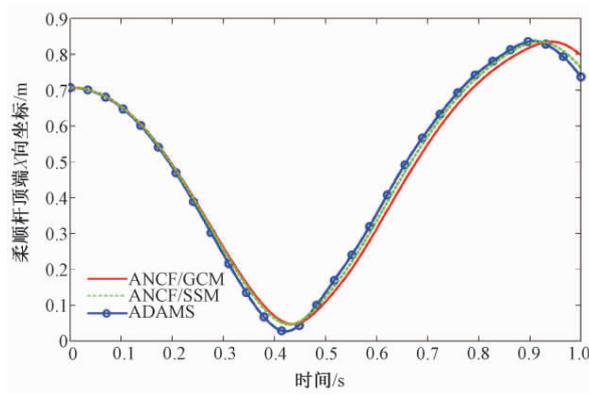


图7 柔顺杆顶端 C 点 X 方向位置坐标

Figure 7 Position coordinate component in X direction of point C in the compliant rod

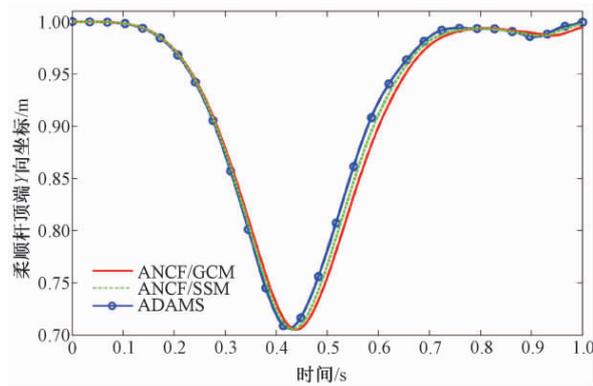


图8 柔顺杆顶端 C 点 Y 方向位置坐标

Figure 8 Position coordinate component in Y direction of point C in the compliant rod

数值结果与商业软件 ADAMS 相吻合。这也表明了 ANCF 梁单元适用于柔顺机构建模和动力学分析。从图中还可以看出, ANCF 梁单元闭锁问题使得当单元发生较大变形时, 单元表现为过于刚硬。因此, 采用 SSM 闭锁缓解方法的数值结果 (ANCF/SSM) 好于不考虑闭锁问题所对应的数值结果 (ANCF/GCM)。

柔顺四连杆机构在运行中必然会伴随柔顺杆件的往复变形。因此在设计和分析柔顺机构时, 对工作过程中柔顺杆所受应力应变进行分析具有重要意义。图 9 给出了柔顺四连杆机构在不同时刻的运动变形情况及柔顺杆的正应变云图。

由应变分布云图可知, 在柔顺机构运行过程中柔顺杆的最大正应变出现在柔顺杆两端。因此在进行柔顺四连杆设计和疲劳寿命分析时都需要将柔顺杆两端看作危险截面给予重点核算。

5 结论

基于绝对节点坐标方法系统地研究了柔顺机构动力学建模问题, 得到的结论如下:

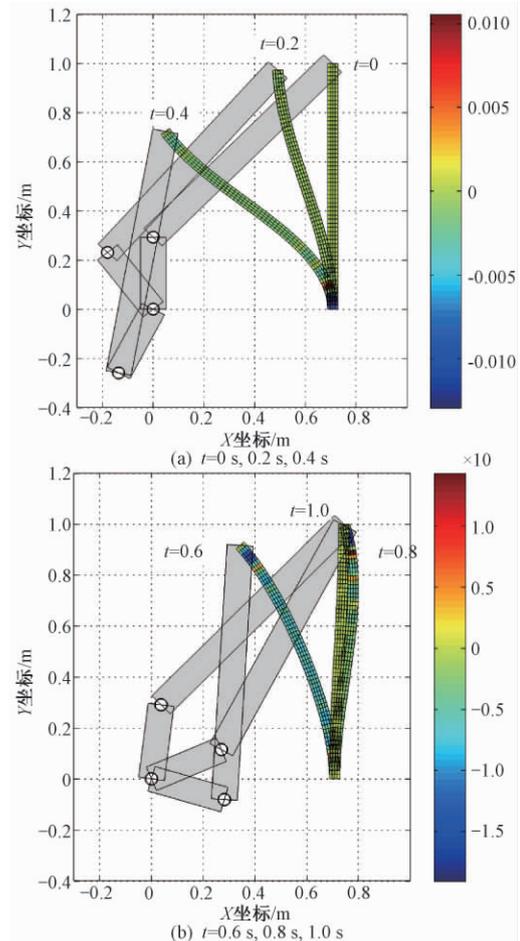


图9 柔顺四连杆机构正应变分布

Figure 9 Distribution of normal strain of the compliant four-bar linkage

(1) 采用平面 ANCF 梁单元建立了大变形柔顺四连杆机构的动力学模型;

(2) 在充分考虑柔顺杆铰链连接处变形特征基础上, 提出了含端部变形约束的平面 ANCF 梁单元;

(3) 基于连续介质力学理论, 精确计算了包含动力学效应的柔顺杆应变分布, 为柔顺机构疲劳分析奠定了基础。

参考文献:

- [1] HOWELL L L. Compliant mechanisms [M]. New York: John Wiley and Sons, 2001.
- [2] 高峰. 机构学研究现状与发展趋势的思考[J]. 机械工程学报, 2005, 41(8): 3-17.
- [3] HOWELL L L, MIDHA A, NORTON T W. Evaluation of equivalent spring stiffness for use in a pseudo-rigid-body model of large-deflection compliant mechanisms [J]. Journal of mechanical design, 1996, 118(1): 126-131.
- [4] 于靖军, 毕树生, 宗光华, 等. 基于伪刚体模型法的全柔性机构位置分析[J]. 机械工程学报, 2002, 38(2): 75-78.

- [5] 李海燕, 张宪民, 彭惠青. 大变形柔顺机构的驱动特性研究 [J]. 机械科学与技术, 2004, 23(9): 1040-1043.
- [6] SU H J. A pseudorigid-body 3R model for determining large deflection of cantilever beams subject to tip loads [J]. Journal of mechanisms and robotics, 2009, 1(2): 021008.
- [7] 冯忠磊, 余跃庆, 王雯静. 柔顺机构中大变形柔性梁的 2 自由度伪刚体模型 [J]. 机械设计与研究, 2010, 26(3): 41-43.
- [8] 余跃庆, 周鹏. 柔顺机构 PR 伪刚体模型 [J]. 北京工业大学学报, 2013, 39(5): 641-647.
- [9] 李茜, 余跃庆, 常星. 基于 2R 伪刚体模型的柔顺机构动力学建模及特性分析 [J]. 机械工程学报, 2012, 48(13): 40-48.
- [10] 余跃庆, 徐齐平. 柔顺机构 PR 伪刚体动力学建模与特性分析 [J]. 农业机械学报, 2013, 44(3): 225-229.
- [11] 余跃庆, 张娜. 含拐点的柔顺机构动力学建模及分析 [J]. 北京工业大学学报, 2018, 44(4): 489-496.
- [12] SHABANA A A. An absolute nodal coordinate formulation for the large rotation and deformation analysis of flexible bodies. Technical report MBS96-1-UIC [R]. Department of mechanical engineering, University of Illinois at Chicago, 1996.
- [13] PATEL M, ORZECOWSKI G, TIAN Q, et al. A new multibody system approach for tire modeling using ANCF finite elements [J]. Proceedings of the institution of mechanical engineers, part K: journal of multi-body dynamics, 2016, 230(1): 69-84.
- [14] KŁODOWSKI A, RANTALAINEN T, MIKKOLA A, et al. Flexible multibody approach in forward dynamic simulation of locomotive strains in human skeleton with flexible lower body bones [J]. Multibody system dynamics, 2011, 25(4): 395-409.
- [15] 刘昊, 魏承, 田健, 等. 空间充气展开绳网捕获系统动力学建模与分析 [J]. 机械工程学报, 2018, 54(22): 145-152.
- [16] 李鹏飞, 曹博宇, 汪振宇, 等. 含非线性大变形构件的柔顺机构建模与分析 [J]. 振动与冲击, 2019, 38(11): 110-115.
- [17] 李鹏飞, 曹博宇, 汪振宇, 等. 一种外 LET 柔顺半铰的动力学建模与分析 [J]. 中国机械工程, 2019, 30(14): 1727-1733.
- [18] 刘治华, 刘博见, 许伟超, 等. 飞碟游乐设备驱动轴疲劳失效分析 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2017, 38(5): 91-96.
- [19] PATEL M, SHABANA A A. Locking alleviation in the large displacement analysis of beam elements: the strain split method [J]. Acta mechanica, 2018, 229(7): 2923-2946.
- [20] OMAR M A, SHABANA A A. A two-dimensional shear deformable beam for large rotation and deformation problems [J]. Journal of sound and vibration, 2001, 243(3): 565-576.

Dynamics Modeling and Simulation of Compliant Mechanisms Using Absolute Nodal Coordinate Formulation

ZHANG Zhigang, ZHOU Xiang, FANG Zhanpeng, XIAO Yanqiu

(Henan Key Laboratory of Intelligent Manufacturing of Mechanical Equipment, Zhengzhou University of Light Industry, Zhengzhou 450002, China)

Abstract: The modeling method for the compliant rod with large deformation was studied by using absolute nodal coordinate method, and the rigid-flexible coupling dynamic equations of the compliant mechanism were established. Considering the deformation characteristics of the compliant rod at the external connection, the new ANCF beam element with end deformation constraints was proposed. Based on the locking alleviation technique, the effect of the locking phenomenon of the absolute nodal coordinate beam element on the dynamic simulation of compliant mechanism was investigated. Finally, numerical examples were given to verify the accuracy and effectiveness of the absolute nodal coordinate method for the dynamic problems of compliant mechanisms.

Key words: compliant mechanism; absolute nodal coordinate formulation; large deformation; rigid-flexible coupling; dynamic simulation

文章编号:1671-6833(2020)02-0056-05

18CrNiMo7-6钢渗碳仿真扩散系数模型的研究

秦盛伟, 张玉芳, 张 棒

(郑州大学 抗疲劳制造技术河南工程实验室, 河南 郑州 450001)

摘 要: 基于 DEFORM-HT 软件, 对 18CrNiMo7-6 钢的气体渗碳工艺进行数值模拟; 研究了两种不同的扩散系数模型对合金钢渗碳过程的影响, 即考虑温度、碳原子的模型 $D(T, C)$ 和考虑温度、合金元素、碳原子的模型 $D(T, M, C)$; 并对 3 种不同渗碳层深度的渗碳工艺进行数值仿真以及试验验证。用机械剥层法测量 3 种渗碳工艺的碳含量沿深度的分布, 并与仿真结果进行对比, 发现采用 $D(T, M, C)$ 模型的仿真精确度更高; 但当渗层深度达到 4 mm 时, 表层碳含量的试验结果与模拟相差较大, 这是由于 Cr、Mo 等元素在长时间渗碳过程中与碳原子结合形成大量的碳化物, 进而降低了碳原子的扩散系数, 同时也导致试样的表层碳含量达到 1.0%, 高于渗碳工艺最后一段的环境碳势 0.8%。

关键词: DEFORM-HT 软件; 18CrNiMo7-6 钢; 渗碳仿真; 扩散系数; 合金元素; 碳化物

中图分类号: TG156.8+1

文献标志码: A

doi:10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.006

0 引言

在工业 4.0 技术和智能制造引领制造业的背景下, 随着计算机数值计算方法的引入和快速发展, 热处理的数值模拟大大地提高了人们对热处理过程的控制能力和理解水平^[1-2]。国内外陆续开发出能够进行热处理模拟的有限元软件, 比如专用热处理模拟软件 DEFORM-HT^[3]、COSMAP、SYSWELD-HT 等; 另外通过在大型通用有限元软件 ABAQUS^[4]、ANSYS、MARC 等添加用户自定义程序, 实现热处理过程的理论数学模型, 也成为了重要的热处理模拟方法。渗碳工艺是现代工业生产中普遍运用的一种表面硬化工艺, 例如轴类零件和齿轮等工件的硬化^[5]。笔者采用 DEFORM 软件对 18CrNiMo7-6 的渗碳工艺进行数值模拟。

扩散系数和传递系数是控制渗碳过程的两大关键因素, 其数学模型的选择直接决定着渗碳工艺数值模拟的精确度。多数学者对传递系数大多采用与温度有关的函数模型, 并给出了不同的经验公式^[6-7]。扩散系数反映物体内部碳原子扩散速度的快慢, 其影响因素有温度、晶体结构、碳浓度、合金元素等, 学者们基于不同影响因素提出了各自的数学模型。最早的经典理论认为扩散系数

是温度的函数 $D(T)$, A. G. Guy 和 J. J. Hren^[8] 在“物理冶金学原理”中给出了模型中的扩散激活能等参数。但经典的扩散理论是建立在稀“溶液”的基础上的, 而实际的渗碳过程中, 碳的质量分数是达到甚至超过饱和值的, 所以在第二届国际热处理大会上, C. Borgianni^[9] 对扩散理论进行了修正, 提出了与温度和碳含量均有关的扩散系数模型 $D(T, C)$, 并指出碳的扩散系数随含碳量的增大而增大。随着研究的深入, 多数学者提出了基于此模型的经验公式。王顺兴^[10] 设计了一组渗碳工艺, 根据一维气体渗碳数学模型, 由误差最小原则对比实验碳梯度和模拟值结果, 计算和确定了扩散系数和传递系数模型的参数。张星^[11] 以界限含碳量为判断标准, 比较了两种扩散数学模型 $D(T)$ 和 $D(T, C)$ 对一种渗碳工艺的模拟精度, 得出后者的吻合度更高。然而在严格意义上, 与温度和含碳量有关的扩散系数模型只适用于碳钢, 因为合金元素会影响碳原子的传递和扩散过程^[12]。Rowan 等^[13] 研究了 4 种不同化学成分合金钢在相同的渗碳工艺下的碳梯度, 发现碳化物元素 Cr、Mo 等会降低碳的扩散系数, 增大环境碳势与工件表面的传递速度, 而使奥氏体稳定的元素 Mn、Ni 等会增大扩散系数, 降低传递

收稿日期: 2019-08-23; 修订日期: 2019-10-29

基金项目: 国家自然科学基金联合基金重点项目(U1804254); 河南省科技攻关项目(192102210012)

作者简介: 秦盛伟(1990—), 男, 河南周口人, 郑州大学讲师, 博士, 主要从事先进高强钢以及热处理研究, E-mail: 1241169452@qq.com。

系数。Lee 等^[14-15]将前人的扩散模型进行了总结对比,采用一个判断实验数据与经验公式结果吻合程度的评判参数,提出了考虑微量元素 M 的扩散模型 $D(T, M, C)$ 。

笔者采用 2 种扩散系数模型 $D(T, C)$ 和 $D(T, M, C)$ 对 3 种不同渗碳工艺(渗层深度分别为 1、2、4 mm)进行数值模拟。重点考虑合金元素对渗碳过程中扩散系数以及渗层中碳浓度分布的影响。采用机械剥层法测得分别经过 3 种渗碳工艺的试样据表面不同深度的碳含量分布,并与仿真结果对比以进行试验验证。

1 试验材料与方法

1.1 试验材料

试验材料为 18CrNiMo7-6 钢是一种常用的渗碳齿轮钢。经 DF-100 型光电直读光谱仪测得其化学成分如表 1 所示,化学成分符合标准。材料的原始组织为调质态,经调质预处理的材料具有良好的综合力学性能,且组织均匀稳定。

表 1 18CrNiMo7-6 的化学成分的质量分数

Table 1 Chemical composition of 18CrNiMo7-6 steel %

C	Si	Mn	S	Al	Cr	Ni	Mo	Fe
0.21	0.34	0.72	0.004	0.04	1.58	1.4	0.26	Bal.

1.2 渗碳工艺的基本理论

渗碳工艺是一个随时间变化的过程,常选用菲克第二定律作为其扩散方程:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial C}{\partial x} \right), \quad (1)$$

式中: C 为含碳量,%; t 为扩散时间, s; x 为沿扩散方向的距离, mm; D 为碳原子在奥氏体中的扩散系数, mm^2/s 。

初始条件:

$$C|_{t=0} = C_0, \quad (2)$$

式中: C_0 为初始时刻工件的碳浓度分布, %。本研究中 18CrNiMo7-6 的初始碳含量为 0.21%。

外边界条件:

$$-D \left(\frac{\partial C}{\partial x} \right)_{x=0} = \beta (C_\infty - C_s), \quad (3)$$

式中: C_∞ 为环境碳势,%; C_s 为工件表面的含碳量,%; β 为碳从气相流入固相的传递系数, mm/s , 反映为工件表面碳原子的传递速度,常选为与温度有关的函数:

$$\beta = \beta_0 \cdot \exp\left(-\frac{E}{RT}\right), \quad (4)$$

式中: β_0 为常值; E 为激活能, kJ/mol ; T 为温度, K。根据文献 [7], 分别取 $\beta_0 = 0.00347 \text{ mm}/\text{s}$, $E = 34 \text{ kJ}/\text{mol}$; R 为 $8.314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$ 。

1.3 渗碳扩散系数的数学模型

模型 1 考虑温度和碳原子的扩散系数模型 $D(T, C)$ ^[16-17]:

$$D(T, C) = D_{0.4} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \exp(-B_c(0.4 - C)), \quad (5)$$

式中: Q 为碳原子的扩散激活能, $Q = 141 \text{ kJ}/\text{mol}$; $D_{0.4}$ 为碳的质量分数为 0.4% 时的扩散常数, 决定了渗碳层碳浓度的大小和分布, $D_{0.4} = 25.5 \text{ mm}^2/\text{s}$; B_c 为反映碳原子对碳浓度分布规律影响大小的常数, 主要对含碳量沿深度分布的斜率产生影响, $B_c = 0.8$ 。

模型 2 考虑温度、碳原子和合金元素的扩散系数模型 $D(T, M, C)$ ^[14]:

$$D(T, M, C) = (0.146 - 0.036 C(1 - 1.075 Cr) + \sum k_1 M) \cdot \exp\left(-\frac{144.3 - 15.0C + 0.37C^2 + \sum k_2 M}{RT}\right), \quad (6)$$

式中: M 为合金元素的质量分数, %; k_1 、 k_2 为合金元素的合金参数, 其取值如表 2 所示。

表 2 扩散系数模型的合金元素及其合金参数

Table 2 Alloying parameters for the diffusivity coefficient and the activation energy of carbon in austenite

合金参数	Mn	Si	Ni	Cr	Mo	Al
k_1	-0.0315	0.0509	-0.0085	0.0*	0.3031	-0.0520
k_2	-4.3663	4.0507	-1.2407	7.7260	12.1266	-6.7886

* 在前面的指数部分已考虑。

与模型 1 相比,模型 2 增加了合金元素对碳原子扩散的影响。假定渗碳温度为 $915 \text{ }^\circ\text{C}$, 两个模型在不同碳含量处的扩散系数分布如图 1 所示。可以看出,相同碳含量下,模型 2 明显低于模型 1 的扩散系数。

2 仿真分析

2.1 仿真模型的建立

采用 DEFORM-HT 软件模拟圆棒试样的渗碳工艺。圆棒为轴对称几何图形,因此建立二维模型,如图 2 所示。以 AB 为对称轴,建立半径为 8.36 mm 、长为 2 mm 的二维无限长的几何模型。采用均匀的四边形网格,网格数为 7000 (已达收敛性要求),在 CD 边施加温度和渗碳

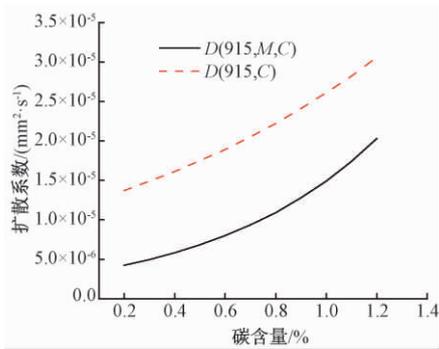


图1 两种扩散模型的扩散系数对比

Figure 1 Comparison of diffusion coefficients between the two diffusion models

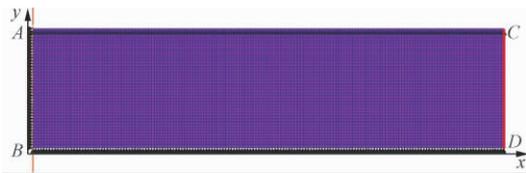


图2 圆棒试样的几何模型

Figure 2 Finite element model of cylindrical specimen

表3 3种渗层深度的渗碳工艺

Table 3 Carburizing process of three kinds of carburized layers

段号	L=1 mm			L=2 mm			L=4 mm		
	段时间/s	温度/℃	碳势/%	段时间/s	温度/℃	碳势/%	段时间/s	温度/℃	碳势/%
1	300	915	0.6	3 600	850	0.6	7 200	860	0.6
2	1 800	915	0.6	300	920	1.15	61 200	925	1.2
3	600	915	1.1	21 000	920	1.15	25 200	925	1.1
4	9 600	915	1.1	300	900	0.95	36 000	925	0.8
5	300	890	0.9	10 800	900	0.95	7 200	830	0.8
6	4 200	890	0.9	300	840	0.8	—	—	—
7	300	830	0.8	2 400	840	0.8	—	—	—
8	3 000	830	0.8	—	—	—	—	—	—

3 实验与仿真结果及其分析

3.1 实验结果

为了测量碳含量沿深度的分布,用 NJFY-CS100 A 碳硫分析仪测量渗碳试样距表面不同深度的含碳量。每个参数测量 3 次取平均值,3 种渗碳工艺的测量结果如图 3 所示。碳硫分析仪是以化学燃烧法为原理,要求试样的质量在 0.1 g 至 0.4 g 之间,取 3 次测量结果的平均值作为不同深度的碳含量。由于渗碳油淬处理后的试样硬度较高,为了降低硬度,改善切削加工性,故对试样进行完全退火处理。采用机械剥层方法制备不同深度处的材料。用车床使用 0.1 mm 的进给量切削并收集铁屑,由于去除的铁屑质量较小,为了便于收集,可把磁铁放置在车刀附近,进而把切削下来的铁屑吸附在磁铁上。

如图 3 中的实验结果所示,18CrNiMo7-6 圆棒

碳势的边界条件,在 AB 边施加 x 方向的力边界条件 AC 和 BD 边施加 y 方向的力边界条件(灰色三角形)。

2.2 仿真的工艺参数

笔者使用气体渗碳法对试样进行渗碳处理。采用氮-甲醇气氛,在 AICHELIN(爱协林)4/1 型箱式多用炉生产线进行渗碳。富化气为丙烷,渗碳过程由电脑程序全自动控制,控制系统为可视化多功操作系统 TP-1200,碳势测量和控制系统采用程序化的 MTK-1000,控温精度 $\leq 1^\circ\text{C}$,碳势均匀度 $\leq \pm 0.05\%$,碳势控制精度 $\pm 0.05\%$ 。

为了研究合金元素对扩散系数以及碳浓度梯度的影响规律,对渗碳层深度 $L=1, 2, 4\text{ mm}$ 的渗碳工艺进行数值模拟和试验验证,且分别称为工艺 1、工艺 2 和工艺 3。渗碳试样在工厂中随炉渗碳处理,其渗碳工艺参数如表 3 所示。

试样在经过 3 种渗碳工艺后,均在圆棒表层一段距离内形成渗碳层,碳含量从表面的最高值逐渐降低,直至心部的基体碳含量;经过工艺 1 以及工艺 2 后,圆棒的最高碳含量达到 0.8%,渗碳层深度分别为 1 mm 和 2 mm;而经过工艺 3 处理后的圆棒,渗碳层深度达到 4 mm,表层最高碳含量达到 1.0%,明显高于工艺 1 与工艺 2。

3.2 仿真与实验结果的对比与分析

对上述 3 种渗碳工艺分别采用上文 1.3 中的模型 1 和模型 2 进行仿真,将其结果与实验结果对比,如图 3 所示。可以看出,对于 3 种渗碳工艺而言,模型 2 的仿真结果与实验结果的吻合度明显比模型 1 高;特别对于渗碳工艺 1 以及工艺 2,碳梯度的仿真结果与实测结果近乎完全吻合。距表面相同距离处,采用模型 1 模拟的含碳量均显著高于模型 2 的仿真结果。这说明合金元素会影响碳原子的扩散过程。碳原子在扩散过程中,一

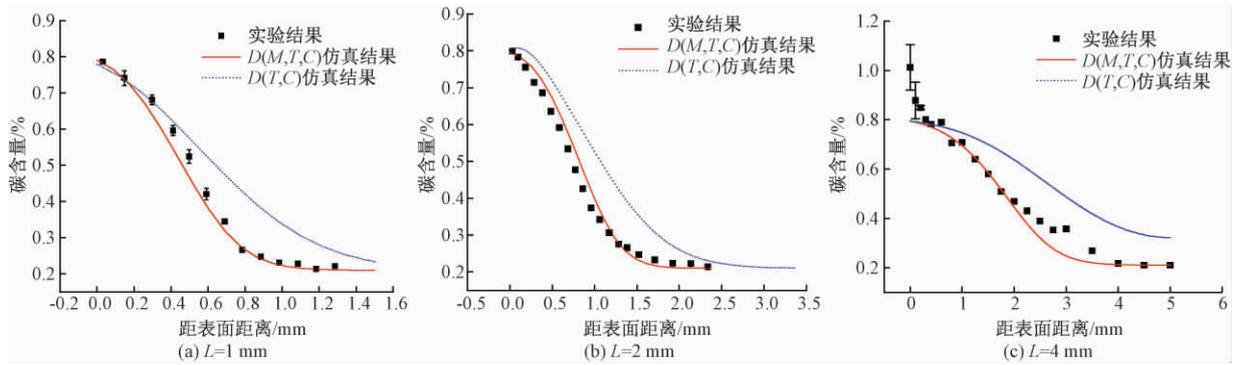


图 3 3种渗层深度的碳含量实验和模拟结果对比

Figure 3 Comparison between experimental and simulated results of carbon content of three kinds of carburized layers

部分以原子状态进入固溶体中,另一部分则与碳化物元素 Cr、M 等形成置换式合金渗碳体,如 $(Fe, Cr)_2C_6$ 、 $(Fe, Cr, Mo)_3C$ 和 $(Fe, Cr)_7C_3$ 等,进而阻碍碳原子的扩散^[18]。另外,对于非碳化物形成元素 Co、Ni 等,一般以原子状态存在于奥氏体而造成晶格畸变,反而会提高碳原子在奥氏体中的扩散速度^[19]。因此,对于扩散系数的数学模型的选择,钢中的合金元素必须作为影响因素考虑进去^[20]。

如图 3(c) 所示,采用模型 2 时,深度大于 0.7 mm 部分的碳含量仿真结果与实验测量值较吻合,而渗层深度小于 0.7 mm 部分相差较远。采用模型 2 的仿真结果显示,碳含量最高点位于样品表层处且碳浓度为 0.8%,远小于实验值 1.0%。这是由于 DEFORM-HT 软件无法识别并形成碳化物,而 4 mm 渗碳工艺的最后一阶段环境碳势为 0.8%,直接导致模拟过程中碳原子从表层一直向内扩散而不形成碳化物。但通过样品的 SEM 研究发现,表层高碳含量处生成了大量碳化物,如 $(Fe, Cr)_7C_3$ 、 $(Fe, Cr)_3C$ 甚至 Fe_3C 等,如图 4 所示。因为 4 mm 渗层的渗碳工艺的前两段环境碳势分别达到了 1.2%、1.1%,时长分别为 17 h、7 h,这远远高于工艺 1 及工艺 2 中的渗碳时间,长时间的高碳势渗碳使材料表面的碳含量超过了 18CrNiMo7-6 钢在该温度下的饱和碳浓度。并且由于碳化物元素 Cr、Mo 等合金元素的存在,在渗碳过程中阻碍了碳原子的扩散,使试样表层形成大量的碳化物,造成了样品表层碳浓度的实验结果显著高于仿真结果。而对于工艺 1 与工艺 2,由于渗碳时间不够长,大大减少了样品表层形成的碳化物,使实验结果与仿真结果较吻合。

可以发现采用模型 1 得到的碳浓度梯度均高于实测值,如图 3 所示。这说明在不考虑合金元素对碳扩散影响的情况下,碳原子扩散得更快,从

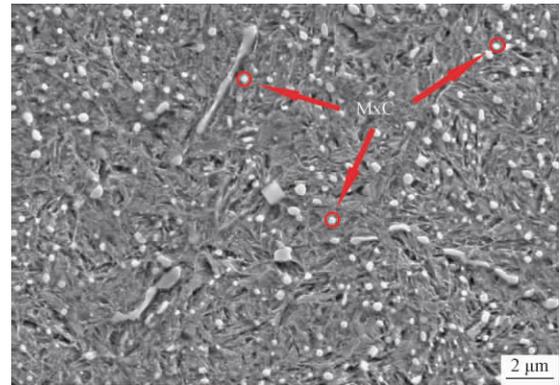


图 4 4 mm 渗层的表层碳化物分布

Figure 4 The surface carbide distribution of 4 mm carburized layer

而使位于渗层相同深度处的碳浓度显著升高。但实际上,合金元素会对渗碳过程中碳原子的扩散产生影响,这种影响既包含了 Cr、Mo 等元素对碳原子扩散的阻碍作用,又有 Mn、Ni 等对碳原子扩散的促进作用,而合金元素的阻碍作用是高于促进作用的,这正好符合上文 1.3 中 $D(T, M, C)$ 扩散系数模型中合金参数的正负取值,如表 2 所示。可见,相较于模型 1,模型 2 更加适合 18CrNiMo7-6 合金钢的渗碳过程仿真。当渗碳工艺达到一定条件时,如高碳势且长时间渗碳(如工艺 3)时,合金元素对碳原子的阻碍作用将更加明显,即大量的碳化物在渗碳层表面形成。由于碳化物的含碳量远高于 0.8%,使得渗层表面的碳含量明显上升,如图 3(c) 所示。可见,对于综合考虑了合金元素、碳含量、温度等影响因素的扩散系数模型 $D(T, M, C)$,其并非适用于合金钢的所有渗碳工艺仿真,在实际工程使用时仍要注意。

4 结论

(1) 与碳钢不同,对合金钢渗碳工艺的仿真必须考虑合金元素对碳原子扩散的影响。相比于模型 $D(T, C)$,采用考虑合金元素的扩散系数模

型 $D(T, M, C)$, 使渗碳仿真结果与实验结果吻合度较高。但模型 $D(T, M, C)$ 并非适用于合金钢的所有渗碳工艺仿真, 其使用仍有一定的局限性。

(2) 对于在高碳势下的长时间渗碳工艺而言, 碳化物元素与碳原子形成稳定存在的碳化物, 一方面阻碍碳原子的扩散, 另一方面造成样品表层碳含量的升高。

参考文献:

- [1] 赵振业. 中国热处理与表层改性技术路线图[J]. 金属热处理, 2014, 39(4): 156-160.
- [2] 赵振业. 发展热处理和表面改性技术, 提升国家核心竞争力[J]. 金属热处理, 2013, 38(1): 1-3.
- [3] 王栋, 张晓晴. 基于虚拟现实技术的十字轴锻造过程仿真[J]. 郑州大学学报(工学版), 2016, 37(3): 74-77.
- [4] 李斌, 方宏远, 王复明. 脱空排水管道高聚物修复前后力学特性分析[J]. 郑州大学学报(工学版), 2019, 40(1): 62-66.
- [5] 王栋, 刘昱范, 陈鑫. 18CrNiMo7-6 高速磨削条件下表面质量的试验研究[J]. 郑州大学学报(工学版), 2017, 38(3): 78-81.
- [6] 刘博勋, 张幸, 顾剑锋. 基于钢箔渗碳的碳传递系数的精确测定[J]. 金属热处理, 2016, 41(1): 211-216.
- [7] 陈卫, 刘勇, 王顺兴. 碳的扩散系数和传递系数的一种计算方法[J]. 河南科技大学学报(自然科学版), 2003, 24(3): 11-13.
- [8] GUY A G, HREIV J J. 物理冶金学原理[M]. 徐纪楠, 译. 北京: 机械工业出版社, 1981.
- [9] BORGIANI. 渗碳过程动力学及数学模型的研究[C]//中国机械工程学会热处理学会. 第二届国际材料热处理大会论文集. 北京: 中国机械工程学会热处理学会编, 1983: 316-323.
- [10] 王顺兴, 刘勇. 实用热处理模拟技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2002.
- [11] 张星, 唐进元. 17CrNiMo6 钢内齿圈渗碳仿真关键技术研究[J]. 金属热处理, 2015, 40(3): 185-189.
- [12] BABU S S, BHADSHIA H K. Diffusion of carbon in substitutionally alloyed austenite [J]. Journal of materials science letters, 1995, 14(5): 314-316.
- [13] ROWAN O K, SISSON R D. Effect of alloy composition on carburizing performance of steel [J]. Journal of phase equilibria and diffusion, 2009, 30(3): 235-241.
- [14] LEE S J, MATLOCK D K, VANTYNE C J. An empirical model for carbon diffusion in austenite incorporating alloying element effects [J]. ISIJ International, 2011, 51(11): 1903-1911.
- [15] LEE S, MATLOCK D K. Carbon diffusivity multi-component austenite [J]. Scripta materialia, 2011, 64(9): 805-808.
- [16] 王顺兴, 刘勇, 魏世忠. 气体渗碳数学模型及物理参数的计算[J]. 金属热处理, 2002(1): 36-39.
- [17] ZHANG X, TANG J. An optimized hardness model for carburizing-quenching of low carbon alloy steel [J]. Journal of central south university, 2017, 24(1): 9-16.
- [18] 胡赓祥, 蔡珣. 材料科学基础[M]. 上海: 上海交通大学出版社, 2000.
- [19] 叶健松, 邱春城, 戚正风. 高合金钢固体渗碳及渗层扩散的计算机模拟[J]. 金属热处理, 2001, 26(7): 22-24.
- [20] KIM D W, CHO Y G, CHO H H, et al. A numerical model for vacuum carburization of an automotive gear ring [J]. Metals and materials international, 2011, 17(6): 885-890.

Study on Diffusion Coefficient of Carburizing Process Simulation of 18CrNiMo7-6 Steel

QIN Shengwei, ZHANG Yufang, ZHANG Bang

(Henan Engineering Laboratory of Anti-fatigue Manufacturing Technology, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: The gas carburizing process of 18CrNiMo7-6 steel was simulated based on DEFORM-HT software. Two different carbon diffusion coefficient models, the $D(T, C)$ model considering the effect of temperature and carbon atoms as well as the $D(T, M, C)$ model considering the combined effect of temperature alloy and carbon atoms, were compared in this study. Moreover, numerical simulation and experimental verification of three carburizing processes with different depth of carburized layer were carried out in this study. The mechanical strip-ping method was used to measure the distribution of carbon content along the depth under different carburizing processes, and the comparison with simulation results showed that simulation accuracy with $D(T, M, C)$ theory was higher. However, when the case depth reaches 4mm, a big difference was appeared between the experiment and simulation results of the surface carbon content. The diffusion coefficient of carbon atoms was reduced, due to the Cr and Mo elements could easily combine with carbon atoms to form carbides in the case of long time carburizing. Meanwhile, the formation of carbides led to the high surface carbon content of 1.0%, which was higher than the ambient carbon potential (0.8%) in the last stage of carburizing process.

Keywords: DEFORM-HT software; 18CrNiMo7-6 steel; carburizing simulation; diffusion coefficient; alloying element; carbide

文章编号:1671-6833(2020)02-0061-06

计及 DR 的新能源配电网电压无功协调优化

章 健¹, 张玉晓¹, 熊壮壮², 朱永胜³, 谢加新¹

(1. 郑州大学 电气工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 国网山西省电力公司晋城供电公司, 山西 晋城 048000; 3. 中原工学院 电子信息学院, 河南 郑州 450007)

摘要: 针对分布式电源的高渗透率对配电网的稳定运行带来的影响, 提出通过加入需求响应来分析需求侧对电压无功协调优化的方法。根据可中断可转移负荷等模型建立了计及需求响应的配电网电压无功协调优化模型; 并采用二阶锥方法将原始混合整数非线性模型线性化, 建立混合整数二阶锥规划模型; 分析需求响应前后对电压无功及电网络稳定的作用。结果表明: 建立的模型可有效消纳分布式能源, 提高能源利用率, 降低系统运行成本并对电压有明显的改善作用。

关键词: 分布式电源; 需求响应; 可中断可转移负荷; 电压无功协调优化; 混合整数二阶锥规划模型

中图分类号: TM 72 **文献标志码:** A **doi:** 10. 13705/j. issn. 1671-6833. 2020. 03. 021

0 引言

随着经济水平的提高, 分布式电源 (distributed generation, DG) 接入配电网技术应运而生^[1]。但分布式电源并网引起的电压变化等一系列问题, 使配电网系统中电压无功控制的难度加大^[2]。然而, 需求响应 (demand response, DR) 对配电网可调节资源的利用可充分发挥电力系统各个部分多元协调调度的作用^[3]。

DR 对改善负荷分布, 优化资源配置等具有明显的优势。根据响应特性和运行方式, DR 可分为可中断负荷 (interruptible load, IL) 和可转移负荷^[4] (transferable load, TL)。此外, 随着泛在电力物联网技术的发展, DR 对 DG 资源优化配置的影响过程已经被提上日程。国内外学者对 DR 参与下的新能源配电网中电压无功优化的早期研究, 集中于对 DR 的单一规划进行分析探究, 文献 [5] 通过 DG 和 DR 的协同作用的规划探究, 研究了 DR 对 DG 投资进程的影响。文献 [6] 对 DR 的建模分析, 研究需求侧 DR 项目的水平对 DG 渗透率和电网稳定运行的影响。文献 [7] 建立含 DG 参与下的配电网中储能系统和 DR 之间协同优化规划模型, 与现有方法制定的运行方式相比, 论证了所提方案的合理性。以上文献虽考虑了需

求侧的影响, 但是建模比较简单, 仅有一个优化变量参与系统优化, 鉴于需求侧模型的复杂性, 需对其进行精细化建模, 为应对 DR 的多样性, 应多角度建立不同模型以符合实际情况。

另外, 目前对模型的求解一般采用粒子群算法、遗传优化算法、模拟退火算法等^[8-11] 智能优化方法或传统非线性规划、二次规划等传统算法。智能算法易陷入局部最优解, 传统算法求解速度慢, 以二阶锥规划为代表的凸优化在电压无功优化得到了广泛的应用。文献 [12-14] 建立电压无功协同优化模型, 将所建立的配电网网络模型转化成锥优化模型, 从而使模型大大简化, 易于求解。

针对上述研究背景, 建立了 IL 和 TL 模型, 以网络运行成本最小为目标函数, 以电容器组 (capacitors banks, CB) 和电抗器组 (reactor banks, RB)、微型燃气轮机 (micro-turbine generator, MTG)、静止无功补偿器 (static var compensator, SVC)、储能装置 (energy storage system, ESS) 和可中断可转移负荷等为控制变量, 对电网电压无功协同优化。通过变量替换, 将原始混合整数非线性模型线性化, 建立混合整数二阶锥规划模型, 最后通过 IEEE33 节点配电系统测试的结果检验所提模型的正确性。

收稿日期: 2019-10-10; 修订日期: 2020-01-07

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (61873292)

作者简介: 章健 (1963—), 男, 河南郑州人, 郑州大学教授, 博士, 主要从事电力系统运行与分析 and 电力系统辨识等方面的研究, E-mail: zhangjian63@zzu.edu.cn。

1 主动配网优化模型

1.1 目标函数

综合考虑配电网和各可控资源等调度主体的利益,现建立优化目标函数如下:

$$C = \sum_{t=1}^T \left(\sum_{i \in N_{sub}} c_{i,trans}^t P_{i,sub}^t + \sum_{ij \in N^n} c_{i,loss}^t r_{ij} (I_{ij}^t)^2 + \sum_{i \in N^{PVG}} c_{i,PVG}^t \Delta P_{i,PVG}^t + \sum_{i \in N^{WTG}} c_{i,WTG}^t \Delta P_{i,WTG}^t + \sum_{i \in N^{cut}} c_{i,cut}^t P_{i,cut}^t + \sum_{i \in N^{TL}} c_{i,TL}^t P_{i,TL,put}^t + \sum_{i \in N^{MTG}} c_{i,MTG}^t P_{i,MTG}^t + \sum_{i \in N^{ESS}} [c_{i,eh}^t P_{i,eh}^t + c_{i,dch}^t P_{i,dch}^t] \Delta t \right), \quad (1)$$

式中: t 表示时段; T 表示周期; Δt 表示调度周期时间间隔; ij 表示支路; N 表示数量; c 代表相对应的成本; $P_{i,sub}^t$ 、 $\Delta P_{i,PVG}^t$ 、 $\Delta P_{i,WTG}^t$ 、 $P_{i,cut}^t$ 、 $P_{i,TL,put}^t$ 、 $P_{i,eh}^t$ 、 $P_{i,dch}^t$ 、 $P_{i,MTG}^t$ 分别为主网购电量、PVG弃电量、WTG弃电量、可中断负荷的负荷中断量、可转移负荷的负荷转移量、储能装置的充电量、储能装置的放电量、MTG的燃气量; r_{ij} 表示支路电阻; I_{ij}^t 表示支路电流。

1.2 运行约束

1.2.1 支路潮流约束

$$\begin{cases} P_{j,sub}^t + P_{j,DG}^t + P_{j,MTG}^t + P_{j,dch}^t - P_{j,eh}^t - P_{j,DR}^t - \\ P_{j,d}^t = \sum_{i \in \alpha(j)} (P_{ij}^t - r_{ij} (I_{ij}^t)^2) - \sum_{k \in \beta(j)} P_{jk}^t; \\ Q_{j,sub}^t + Q_{j,DG}^t + Q_{j,MTG}^t + Q_{j,SVC}^t - Q_{j,CB}^t - Q_{j,RB}^t - \\ Q_{j,DR}^t - Q_{j,d}^t = \sum_{i \in \alpha(j)} (Q_{ij}^t - x_{ij} (I_{ij}^t)^2) - \sum_{k \in \beta(j)} Q_{jk}^t, \end{cases} \quad (2)$$

$$(V_j^t)^2 = (V_i^t)^2 - 2(r_{ij} P_{ij}^t + x_{ij} Q_{ij}^t) + (r_{ij}^2 + x_{ij}^2) (I_{ij}^t)^2; \quad (3)$$

$$(I_{ij}^t)^2 (V_i^t)^2 = (P_{ij}^t)^2 + (Q_{ij}^t)^2, \quad (4)$$

式中: x_{ij} 为支路 ij 的电抗; $\alpha(j)$ 、 $\beta(j)$ 分别为以 j 为首(末)端节点的支路首(末)端节点集合; V_j^t 为电压幅值; P_j^t 、 Q_j^t 和 P_{ij}^t 、 Q_{ij}^t 分别为节点和支路上的有功功率、无功功率; $P_{j,DG}^t$ 、 $Q_{j,DR}^t$ 、 $P_{j,d}^t$ 为 DG 注入有功功率、加入需求响应后的有功功率、电力负荷有功功率; $Q_{j,sub}^t$ 、 $Q_{j,DG}^t$ 、 $Q_{j,MTG}^t$ 、 $Q_{j,SVC}^t$ 、 $Q_{j,CB}^t$ 、 $Q_{j,RB}^t$ 、 $Q_{j,DR}^t$ 、 $Q_{j,d}^t$ 分别为变电关口、DG、MTG、SVC、CB、RB、DR 和电力负荷的无功功率。

1.2.2 安全约束

$$\begin{cases} V_j^{\min} \leq V_j^t \leq V_j^{\max}; \\ 0 \leq I_{ij}^t \leq I_{ij}^{\max}, \end{cases} \quad (5)$$

式中: V_j^{\max} 、 V_j^{\min} 、 I_{ij}^{\max} 分别为节点电压幅值上下

限和电流幅值限值。

1.2.3 变压器关口功率约束

$$\begin{cases} P_{i,sub}^{\min} \leq P_{i,sub}^t \leq P_{i,sub}^{\max}; \\ Q_{i,sub}^{\min} \leq Q_{i,sub}^t \leq Q_{i,sub}^{\max}, \end{cases} \quad (6)$$

式中: $P_{i,sub}^{\max}$ 、 $P_{i,sub}^{\min}$ 为变压器有功功率上下限值;

$Q_{i,sub}^{\max}$ 、 $Q_{i,sub}^{\min}$ 为变压器无功功率上下限值。

1.2.4 CB 与 RB 的运行约束

$$\begin{cases} Q_{i,CB}^t = N_{i,CB}^t Q_{i,CB}^{t,step}; \\ N_{i,CB}^t \leq N_{i,CB}^{\max}, N_{i,CB}^t \in \text{int}; \\ \sum_{t=1}^{T-1} B_{i,CB}^t \leq B_{i,CB}^{\lim}, B_{i,CB}^t \in \{0,1\}; \\ |N_{i,CB}^{t+1} - N_{i,CB}^t| \leq B_{i,CB}^t N_{i,CB}^{\max}, \end{cases} \quad (7)$$

式中: $Q_{i,CB}^{t,step}$ 为 CB 的每组电容器的无功功率; $N_{i,CB}^t$ 为 CB 的投运组数; $N_{i,CB}^{\max}$ 为 CB 最大投运组数; $B_{i,CB}^{\lim}$ 为 CB 最大投切次数; $B_{i,CB}^t$ 为 0-1 变量表示 CB 的投切组数的变化情况,取 1 时改变,取 0 时不变,其中 RB 模型类似,同时对 RB 的各参数进行限制约束。

1.2.5 储能装置运行约束

$$0 \leq P_{i,eh}^t \leq U_{ch}^t P_{i,eh}^{\max}, U_{ch}^t \in \{0,1\}; \quad (8)$$

$$0 \leq P_{i,dch}^t \leq (1 - U_{ch}^t) P_{i,dch}^{\max}; \quad (9)$$

$$E_{i,ESS}^{t+1} = E_{i,ESS}^t + \eta_{i,eh} P_{i,eh}^t \Delta t - P_{i,dch}^t / \eta_{i,dch} \Delta t; \quad (10)$$

$$E_{i,ESS}^{\min} \leq E_{i,ESS}^t \leq E_{i,ESS}^{\max}, \quad (11)$$

式中: $P_{i,eh}^{\max}$ 、 $P_{i,dch}^{\max}$ 分别为 ESS 充放电功率上限; $\eta_{i,eh}$ 、 $\eta_{i,dch}$ 为充放电效率系数; U_{ch}^t 为状态变量,为 1 时充电,为 0 时放电; $E_{i,ESS}^t$ 为 t 时刻第 i 节点的电量; $E_{i,ESS}^{\max}$ 、 $E_{i,ESS}^{\min}$ 为考虑 ESS 寿命等因素后电量上下限值。

1.2.6 燃气轮机运行约束

$$\begin{cases} P_g^{\min} \leq P_{i,MTG}^t \leq P_g^{\max}; \\ Q_g^{\min} \leq Q_{i,MTG}^t \leq Q_g^{\max}; \\ -\lambda_d \Delta t \leq P_{i,MTG}^t - P_{i,MTG}^{t-1} \leq \lambda_u \Delta t, \end{cases} \quad (12)$$

式中: P_g^{\min} 、 P_g^{\max} 为燃气轮机的有功功率的最小值最大值; Q_g^{\min} 、 Q_g^{\max} 为无功功率的最小值最大值; λ_d 为微型燃气轮机的爬坡速率; λ_u 微型燃气轮机的滑坡速率。

1.2.7 分布式电源出力约束

$$\begin{cases} 0 \leq P_{i,DG}^t \leq P_{i,DG}^{\max}; \\ Q_{i,DG}^t = P_{i,DG}^t \times \tan \phi, \end{cases} \quad (13)$$

式中: $P_{i,DG}^{\max}$ 为 DG 在 t 时刻的最大有功出力; ϕ 为功率因数。

1.2.8 静止无功补偿器运行约束

$$Q_{i,SVC}^{\min} \leq Q_{i,SVC}^t \leq Q_{i,SVC}^{\max}, \quad (14)$$

式中: $Q_{i, SVC}^{\max}$ 和 $Q_{i, SVC}^{\min}$ 分别为 SVC 的无功功率的上下限值。

1.3 需求响应模型

现考虑需求侧可中断可转移负荷来实现对系统的灵活性调节。

1.3.1 可中断负荷

可中断负荷约束主要包含中断量、中断次数、中断持续时间、中断时间间隔的约束。

$$0 \leq P_{i, \text{cut}}^t \leq P_{\text{cut, max}} L_{i, \text{cut}}^t; \quad (15)$$

$$\sum_{t=1}^T L_{i, \text{cut}}^t \leq N_{\text{cut}}; \quad (16)$$

$$\sum_{n=t}^{t+T_{\text{cut}}} L_{i, \text{cut}}^n \leq T_{\text{cut}} \quad t = 1, \dots, T - T_{\text{cut}}; \quad (17)$$

$$\begin{cases} \sum_{n=t}^{t+T_{\text{cut}}-1} (1 - L_{i, \text{cut}}^n) \geq t_{\text{cut}} (L_{i, \text{cut}}^{t-1} - L_{i, \text{cut}}^t), \\ t = 1, \dots, T - t_{\text{cut}} + 1; \\ \sum_{n=t}^T \{(1 - L_{i, \text{cut}}^n) - (L_{i, \text{cut}}^{n-1} - L_{i, \text{cut}}^n)\} \geq 0, \\ t = T - t_{\text{cut}} + 2, \dots, T, \end{cases} \quad (18)$$

式中: $P_{\text{cut, max}}$ 为可中断负荷最大中断量; N_{cut} 为可中断负荷最大中断次数; T_{cut} 为可中断负荷最大中断持续时间; t_{cut} 为可中断负荷最大中断时间间隔; $L_{i, \text{cut}}^t$ 为可中断负荷 i 的状态变量, 当为 0 时表示不中断, 为 1 时表示中断。

1.3.2 可转移负荷约束

$$0 \leq P_{i, \text{tr, in}}^t \leq P_{\text{tr, in, max}} L_{i, \text{tr}}^t; \quad (19)$$

$$0 \leq P_{i, \text{tr, out}}^t \leq P_{\text{tr, out, max}} (1 - L_{i, \text{tr}}^t); \quad (20)$$

$$\sum_{t=1}^T P_{i, \text{tr, in}}^t = \sum_{t=1}^T P_{i, \text{tr, out}}^t, \quad (21)$$

式中: $P_{\text{tr, in, max}}$ 、 $P_{\text{tr, out, max}}$ 为可转移负荷可转入转出的最大功率; $L_{i, \text{tr}}^t$ 为可转移负荷 i 的状态变量, 当为 0 时表示无功功率转入, 为 1 时表示有功功率转入。

需求响应参与调度后的总负荷为

$$P_{j, \text{DR}}^t = P_{i, \text{tr, in}}^t - P_{i, \text{tr, out}}^t - P_{i, \text{cut}}^t; \quad (22)$$

$$Q_{j, \text{DR}}^t = P_{j, \text{DR}}^t \tan \phi. \quad (23)$$

2 优化模型的锥化

二阶锥规划将难于求解的优化模型转化成易于求解的二阶锥模型, 使复杂变量用特殊形式的锥集表示, 简化了原来的模型, 具有收敛快, 求解方便的特点。其中二阶锥规划的标准形式为

$$\begin{cases} \min f(x); \\ \text{s.t. } Ax = b, x \in K, \end{cases} \quad (24)$$

式中: $f(x)$ 为目标函数; $Ax = b$ 为线性约束函数; $x \in \mathbf{R}^N$ 、 $A \in \mathbf{R}^{M \times N}$ 、 $b \in \mathbf{R}^M$; K 为锥约束函数。一般

形式:

$$K = \{x_i \in \mathbf{R}^N \mid y^2 \geq \sum_{i=1}^n x_i^2, y \geq 0\}. \quad (25)$$

根据二阶锥的特点, 对非线性目标函数和约束条件通过引入变量替换的线性转换后, 将配电网一般模型转换为二阶锥规划模型, 即将混合整数非线性规划 (MINLP) 问题转化为混合整数二阶锥规划 (MISOCP) 问题, 令

$$\begin{cases} \tilde{I}_{ij}^t = (I_{ij}^t)^2; \\ \tilde{V}_i^t = (V_i^t)^2, \end{cases} \quad (26)$$

将上式替换目标函数和约束条件中对应的电流和电压项, 可得功率平衡约束:

$$\begin{cases} P_{j, \text{sub}}^t + P_{j, \text{DG}}^t + P_{j, \text{MTG}}^t + P_{j, \text{dch}}^t - P_{j, \text{ch}}^t - P_{j, \text{DR}}^t - \\ P_{j, \text{d}}^t = \sum_{i \in \alpha(j)} (P_{ij}^t - r_{ij} \tilde{I}_{ij}^t) - \sum_{k \in \beta(j)} P_{jk}^t; \\ Q_{j, \text{sub}}^t + Q_{j, \text{DG}}^t + Q_{j, \text{MTG}}^t + Q_{j, \text{SVC}}^t - Q_{j, \text{CB}}^t - Q_{j, \text{RB}}^t - \\ Q_{j, \text{DR}}^t - Q_{j, \text{d}}^t = \sum_{i \in \alpha(j)} (Q_{ij}^t - x_{ij} \tilde{I}_{ij}^t) - \sum_{k \in \beta(j)} Q_{jk}^t, \end{cases} \quad (27)$$

$$\tilde{V}_j^t = \tilde{V}_i^t - 2(r_{ij} P_{ij}^t + x_{ij} Q_{ij}^t) + (r_{ij}^2 + x_{ij}^2) \tilde{I}_{ij}^t, \quad (28)$$

$$\tilde{I}_{ij}^t \tilde{V}_i^t = (P_{ij}^t)^2 + (Q_{ij}^t)^2, \quad (29)$$

进一步等价变形转化为如下二阶锥形式

$$\left\| \begin{array}{c} 2P_{ij}^t \\ 2Q_{ij}^t \\ \tilde{I}_{ij}^t - \tilde{V}_j^t \end{array} \right\|_2 \leq \tilde{I}_{ij}^t + \tilde{V}_j^t, \quad (30)$$

安全约束变为

$$\begin{cases} (V_j^{\min})^2 \leq \tilde{V}_j^t \leq (V_j^{\max})^2; \\ 0 \leq \tilde{I}_{ij}^t \leq (I_j^{\max})^2. \end{cases} \quad (31)$$

3 算例分析

3.1 基础数据

为验证本文模型的合理性, 在 Yalmip 上建模, 在 Matlab R2016b 环境下基于 CPLEX12.7 算法包进行程序计算, 采用修改的 IEEE 33 节点算例进行求解分析。接入光伏机组单位容量为 400 kW, 其接入节点为 10、13、24、27; 接入风电机组单位容量为 1 000 kW, 其接入节点为 7、31。系统的日风光负荷曲线见图 1, 其中数据为以峰值为基值的标幺化结果。节点 5、13 接入 CB (CB5, CB13), 节点 6、27 接入 RB (RB6, RB27); 二者最大投切次数均为 5 次, 安装组数均为 6 组, 每组补偿功率为 0.05 Mvar; 节点 5、25 接入 SVC (SVC5, SVC25), 其可调范围 ± 1 Mvar; 节点 17、29 接入 ESS (ESS17,

ESS29) 参数见表1,节点4接入MTG,参数见表2。

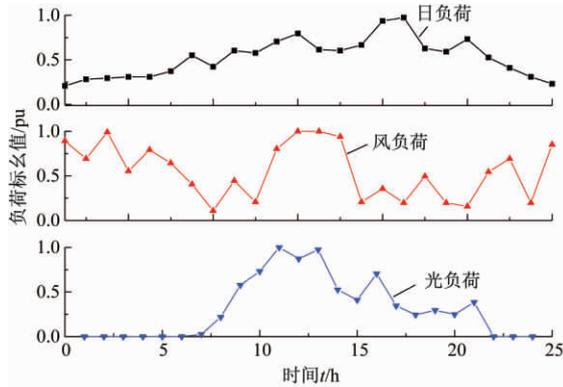


图1 日风光负荷曲线

Figure 1 Daily wind load normalization curve

表1 储能装置参数

Table 1 Energy storage device parameters

参数	充放电效率	最大充放电功率/kW	容量/kW	充电成本/元	放电成本/元
数值	0.938	1	200	0.6	0.4

表2 燃气轮机参数

Table 2 Gas turbine parameters

参数	有功最小值/kvar	有功最大值/kvar	爬坡/滑坡速率	发电成本/元
数值	0	400	200	0.69

由于可控负荷具有多样性的特点,现假设有2种可中断负荷和3种可转移负荷:中断负荷接入节点类型一为8、32,类型二为24、30;可转移负荷接入节点7、14、25,其具体参数如表3、4所示。现选取弃风弃光成本为1元/(kW·h),网损成本为0.4元/(kW·h),主网购电分时电价00:00~9:00为0.25元/(kW·h)、15:00~18:00为0.45元/(kW·h),其他为0.65元/(kW·h)。

表3 可中断负荷参数

Table 3 Interruptible load parameters

类型	最大中断持续时间/h	最小调度时间间隔/h	最大中断次数	调度成本/元	最大中断容量/kW
类型1	3	1	4	0.5	120
类型2	4	2	5	0.4	150

3.2 优化结果及分析

3.2.1 电压无功优化结果分析

现取所建模型与一般主动配电网优化模型对比分析,图2给出了优化前后23:00全网的电压分布,可见通过协调电网中的DR与无功补偿设备优化后,电压偏差明显减小,平稳性明显提升,

表4 可转移负荷参数

Table 4 Transferable load parameters

参数	最大转入容量/kW	最大转出容量/kW	调度成本/元
类型1	150	100	0.30
类型2	100	60	0.25
类型3	350	200	0.35

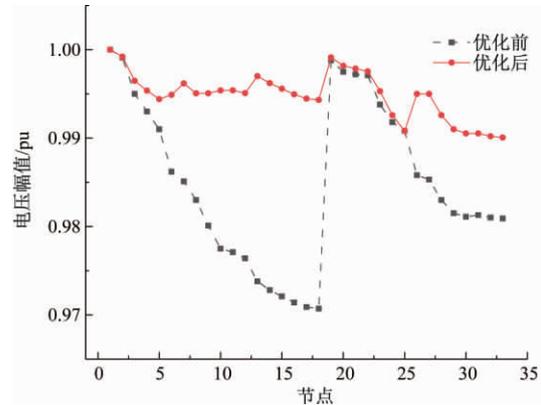


图2 23:00优化前后系统电压分布

Figure 2 Voltage distribution after optimization at 23:00

且所有节点电压均符合安全运行要求。由图2可以看出,末端节点电压偏移情况较为严重,现取节点18的电压变化曲线来进一步验证模型的优化性,如图3所示。直观可见,节点18电压幅值曲线整体向上移动,接近额定电压幅值,电压偏差显著减小。故优化后的模型对电压波动具有改善作用,提高了系统的稳定性。

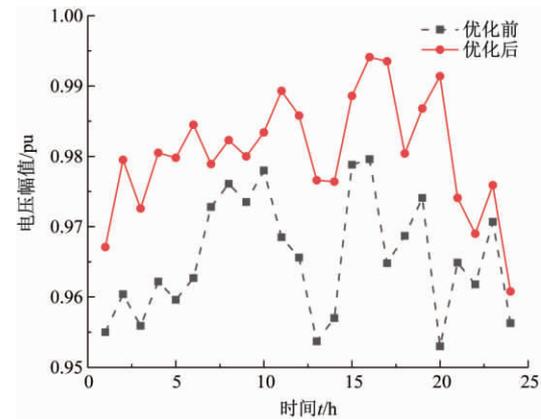


图3 优化前后节点18日电压波动曲线

Figure 3 Node18 voltage curve before and after optimization

表5给出节点18优化前后电压偏差对比,其最大日电压偏差和平均电压值都显著降低,电压平稳性提高,由此论证模型对电压优化的合理性和正确性。

3.2.2 补偿装置运行策略分析

如图4所示随着ESS的充放电,总电量表现

表 5 节点 18 优化前后电压偏差对比

Table 5 Comparison of voltage deviation before and after optimization of node 18

指标	优化前	优化后
最大日电压偏差 / pu	0.026 6	0.025 8
平均电压值 / pu	0.034 4	0.017 4

出相应的变化幅度,结合日风光负荷曲线来看, DG 出力增加时 ESS 储存电量增加,当负荷值达到顶峰时,ESS 储存的电量开始逐步减少,实现了 ESS 稳定电网电压、降低线路损耗的作用,使充放电处于动态平衡状态。如图 4 由于 SVC5 距离根节点相对较近,其日运行策略在滞相与进相之间来回变换;又由于接入 DG 的容量不大,且为保证电压质量, SVC25 大多时候滞相运行,整体上 SVC 的运行策略主要为容性补偿。现取 CB13 和 RB27,可以看出,在 DG 接入的配电网中,当 CB13 投运次数增加时,相对应的 RB27 的投运组数降低,反之亦然,二者达到一种动态平衡状态。所以 CB 和 RB 之间的相互协调有效地保证了电网电压的质量,提高了系统的稳定性。

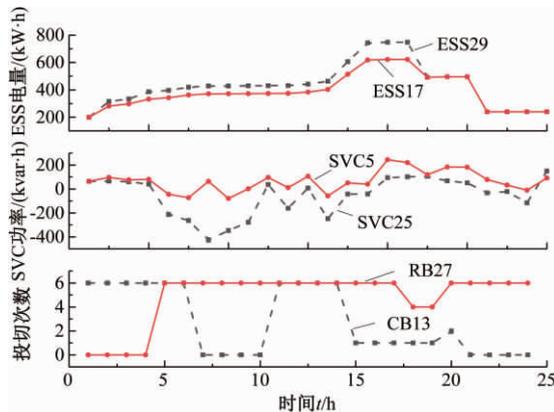


图 4 补偿装置运行策略

Figure 4 Compensation device operation strategy

3.2.3 需求响应对网络优化的作用分析

为有效分析 DR 对系统电压无功优化作用,现提出两种方案:方案 1:考虑 DR;方案 2:不考虑 DR。图 5 给出 23:00 时两种方案的系统电压分布,对比图 3 得,采用方案 2 与优化前的电压比较,由于储能等一些有功无功补偿装置的作用,电压偏差发生一定变化,但变化幅度不大。方案 1 中节点 24 和节点 25 由于可控负荷的影响,相比于其他节点出现一定程度的电压波动,整体来看,节点电压平稳,网络电压得到改善,稳定性进一步加强。可见,通过对 DR 的控制,一定程度可有效改善全网潮流分布,提高电压质量。

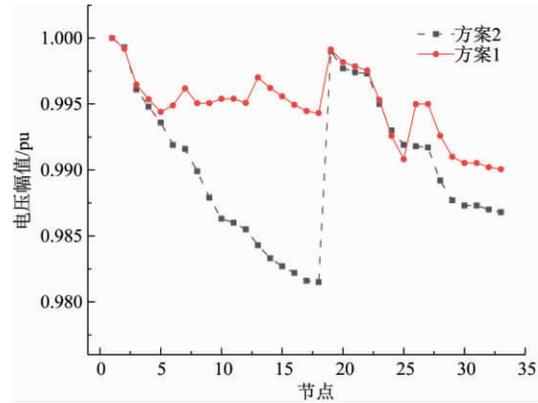


图 5 23:00 两种方案的电压分布

Figure 5 Voltage distribution of two schemes at 23:00

方案 1 中购电、网损、总运行成本为 12 743、7 930、23 232 元,相应成本在方案 2 中分别为 13 152、8 463、23 913 元。对比发现,方案 1 总运行成本小于方案 2 总运行成本,方案 1 中增加 DR 调度,在不同时刻增加或切除部分可调度负荷,购电成本、网损成本都有所降低。从结果来看,方案 1 中可中断负荷和可转移负荷成本为 86 元和 340 元,相比于允许可中断和可转移最大容量,成本不大,即需求响应在电网运行中参与度不大,部分可参与 DR 的负荷没被利用,因此可根据电网和 DG 发电成本制定合理的价格补偿策略,增加更多可控负荷参与电网调度中,以适应未来配电网的发展。总之,计及 DR 时,可有效降低网络损耗和改善电网电压。

3.2.4 算法验证

为验证 MISOCP 的可行性,现将其与 MINLP 进行对比分析,对 MINLP 运用粒子群智能算法求解。如表 6 可见,直接求解 MINLP 耗时长,而转化为 MISOCP 后,求解速度大大提高。

表 6 不同算法下的求解信息对比

Table 6 Comparison for solution information under different algorithms

模型类型	求解算法	时间/s
MISOCP	CPLEX	4.59
MINLP	粒子群算法	29.48

4 结论

(1) 在主动配电网中,由 ESS、SVC、CB、RB 等无功补偿装置及 DR 的协调作用,在保证电压质量的前提下可有效消纳分布式能源,提高了能源的利用率。

(2) 计及需求响应后,配电网运行成本降低,网损下降,电压得到改善。因此,有效地将需求响

应纳入配电网的优化调度中,可提高电网的安全性、经济性。

参考文献:

- [1] 范明天,张祖平,徐丙垠,等. 2017年第24届国际供电会议综述[J]. 供用电,2017,34(11): 28-36.
- [2] 沈鑫,曹敏. 分布式电源并网对于配电网的影响研究[J]. 电工技术学报,2015,30(S1): 346-351.
- [3] 梁俊文,林舜江,刘明波,等. 主动配电网分布式鲁棒优化调度方法[J]. 电网技术,2019,43(4): 1336-1344.
- [4] 刘小聪. 基于需求响应的大规模风电消纳调度策略研究[D]. 南京:东南大学,2015: 1-111.
- [5] 谭心怡,吕林,高红均,等. 考虑DG功率非线性特性和综合负荷建模的DG和DR协同规划[J]. 电网技术,2018,42(9): 2958-2966.
- [6] 于娜,李伟蒙,黄大为,等. 计及可转移负荷的含风电场日前调度模型[J]. 电力系统保护与控制,2018,46(17): 61-67.
- [7] 李秀磊,耿光飞,季玉琦,等. 主动配电网中储能和需求侧响应的联合优化规划[J]. 电网技术,2016,40(12): 3803-3810.
- [8] 薛金花,王德顺,郁正纲,等. 基于风电可调节不确定代价的风光柴储联合优化调度[J]. 郑州大学学报(工学版),2019,40(5): 73-79.
- [9] 陈兰芝,王克文. 基于粒子群算法的24小时综合无功协调优化[J]. 电测与仪表,2016,53(12): 107-110.
- [10] 马晖军. 分布式光伏接入配电网的电压稳定性研究[D]. 北京:华北电力大学,2017.
- [11] 杨胡萍,李威仁,左士伟,等. 基于改进遗传算法的电力系统无功优化[J]. 郑州大学学报(工学版),2015,36(6): 66-69.
- [12] 章健,熊壮壮,王明东,等. 基于二阶锥规划的主动配电网动态无功优化[J]. 郑州大学学报(工学版),2019,40(1): 32-37.
- [13] 刘一兵,吴文传,张伯明,等. 基于混合整数二阶锥规划的主动配电网有功-无功协调多时段优化运行[J]. 中国电机工程学报,2014,34(16): 2575-2583.
- [14] 郭清元,吴杰康,莫超,等. 基于混合整数二阶锥规划的新能源配电网电压无功协同优化模型[J]. 中国电机工程学报,2018,38(5): 1385-1396.

Voltage Reactive Power Coordination Optimization of Distributed New Energy Network Considering DR

ZHANG Jian¹, ZHANG Yuxiao¹, XIONG Zhuangzhuang², ZHU Yongsheng³, XIE Jiabin¹

(1.School of Electrical Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2.State Grid Shanxi Electric Power Company Jincheng Power Supply Company, Jincheng, Shanxi 048000, China; 3.School of Electronic and Information Engineering, Zhongyuan University of Technology, Zhengzhou 450007, China)

Abstract: Aiming at the influence that the high penetration rate of distributed power sources brings to the stable operation of the distribution network, a method was proposed to analyze the coordination and optimization of voltage and reactive power on the demand side by adding demand response. Based on the models of interruptible and translatable loads, etc., a voltage and reactive power coordination and optimization model for distribution networks was established. The second-order cone method was used to linearize the original mixed-integer nonlinear model, and a mixed-integer second-order cone programming model was established. The effects of voltage and reactive power and the stability of the electrical network before and after the demand response were analyzed. The results showed that the model could effectively absorb distributed energy, improve energy efficiency, reduce system operating costs, and significantly improve voltage.

Key words: distributed power supply; demand response; interruptible and translatable loads; voltage reactive power coordination optimization; mixed integer second-order cone programming mode

文章编号:1671-6833(2020)02-0067-06

基于 ARIMA 模型的变压器油中溶解气体含量 时间序列预测方法

贾茹宾, 高金峰

(郑州大学 电气工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 变压器油中溶解气体含量是衡量变压器运行状态的重要指标。运用差分自回归移动平均模型(ARIMA)对变压器油中气体含量进行预测,该方法通过python编程以气体含量值对应的时间为索引输入预测模型,在建模中首先对时间序列平稳性进行单位根检验,采用差分处理的方法将原始不平稳时间序列转换为平稳时间序列,而后利用自相关函数和偏自相关函数参数选择原则得出若干组模型,在对若干组模型进行优选的过程中分别使用赤池信息、贝叶斯信息、汉南-奎因3种准则得出一组最优模型,最后通过相关检验方法对优选模型进行残差检验,并利用满足残差要求的模型对气体含量预测。实验表明,提出的预测方法有较高的预测精度,可以为合理安排变压器的状态检修提供有价值的参考。

关键词: 变压器油; 气体含量; 时间序列; ARIMA 模型; 预测

中图分类号: TM411 **文献标志码:** A **doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.010

0 引言

变压器是电力系统的关键设备,运行使用过程中,由于老化、电、热故障等原因会产生少量气体溶解于绝缘油中,各种气体成分含量及不同组分间的比例关系与变压器的健康状况密切相关^[1-2],因此预测变压器油中溶解气体含量是诊断故障的前提条件。

目前常用的变压器油中气体含量预测方法主要有灰色理论、网络分析法、极端学习机、支持向量机与组合预测方法等。有许多学者对预测方法给予研究,在预测变压器油中气体含量方向均取得较好的效果。刘航等^[3]采用考虑多因素的灰色关联分析法;代杰杰等^[4]运用深度信念网络模型;刘亚南等^[5]在短期负荷预测领域使用极端学习机的方法,预测效果良好,但其容易产生过拟合现象,并且极端学习的权值是随机给定的,使得该算法的稳定性不能得到保证;司马莉萍等^[6]对支持向量机算法进行优化并取得较好的预测效果;肖燕彩等^[7]采用灰色模型预测油中气体的未来趋势,灰色预测模型

适用于随时间按指数规律单调增长趋势的预测,如果预测量是按指数规律变化,则预测精度较高,但变压器油中溶解气体含量并不一定按指数规律增长变化,因此预测结果存在偏差。

ARIMA模型已在气象、医学、交通、农林等研究领域得到广泛应用,并取得很好的效果,将该模型应用到变压器油中溶解气体含量预测中,并对此模型进行以下两点优化:

(1) 结合自相关函数(ACF)和偏自相关函数(PACF)参数选择原则得到若干组模型,然后利用3种准则对模型进行优选;

(2) 利用相关的残差检验方法对优选模型进行残差检验并对残差检验结果分析。

ARIMA模型可以根据系统输出的有限长度数据建立比较精确的、反应系统动态依存关系的数学模型,考虑了序列的依存性和随机波动的干扰性。优化后的ARIMA模型克服了已有预测方法的过拟合现象以及对预测输入量类型有限制等问题,并且使原有预测模型的精准度更高。

收稿日期:2019-10-11; 修订日期:2020-01-17

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51807180)

通信作者:高金峰(1963—),男,河南郑州人,郑州大学教授,博士,博士生导师,主要从事非线性系统理论及应用研究等,Email:jfgao@zzu.edu.cn。

1 ARIMA 模型的时间序列预测方法

ARIMA(p, d, q) 模型实则为 AR(p) 模型和 MA(q) 模型的组合。ARIMA 中的“1”意味着对不平稳时间序列进行差分处理,通过差分法可确定 ARIMA(p, d, q) 模型中的参数 d 。

AR(p) 是自回归模型,该模型是变量在时刻 t 的响应 x_t 与时刻 $t-1, t-2, \dots$ 的响应 x_{t-1}, x_{t-2}, \dots 及 t 时刻进入系统的扰动的关系,而与前期的扰动无直接关系。

自回归模型必须满足平稳性要求。 p 阶自回归过程的公式如式(1)所示:

$$x_t = \mu + \sum_{i=1}^p \gamma_i x_{t-i} + \xi_t, \quad (1)$$

式中: x_t 是当前值; μ 是常数项; p 是阶数; γ_i 是自相关系数; ξ_t 是误差。

MA(q) 模型是移动平均模型,该模型是指变量在时刻 t 的响应 x_t 与时刻 $t-1, t-2, \dots$ 的响应 x_{t-1}, x_{t-2}, \dots 无直接关系,而与时刻 $t-1, t-2, \dots$ 进入系统的扰动存在一定的关系。移动平均法能有效地消除预测中的随机波动,是自回归模型中误差项的累加。 q 阶自回归过程的公式如式(2)所示:

$$x_t = \mu + \xi_t + \sum_{i=1}^q \theta_i \xi_{t-i}, \quad (2)$$

式中: q 是阶数; ξ_t 是误差; θ_i 是消除随机波动的参数。

ARMA(p, q) 是自回归移动平均模型,该模型为自回归与移动平均的结合^[8-9],是指变量在时刻 t 的响应 x_t 不仅与时刻 $t-1, t-2, t-3, \dots$ 的响应 x_{t-1}, x_{t-2}, \dots 存在直接关系,而且与时刻 $t-1, t-2, \dots$ 进入系统的扰动存在一定的关系。公式如式(3)所示:

$$x_t = \mu + \sum_{i=1}^p \gamma_i x_{t-i} + \xi_t + \sum_{i=1}^q \theta_i \xi_{t-i}. \quad (3)$$

综上所述,建立 ARIMA 模型的条件:序列的取值依赖时间的变化但不一定是时间的严格函数;每时刻的取值具有一定的随机性;序列应满足平稳性或差分处理后满足平稳性的要求。

变压器油中气体含量值会根据变压器运行状况的变化发生变化,通过时间的变化体现,因此满足建立模型的条件。

2 预测方法介绍

2.1 预测方法概述

对一个不满足平稳性条件的序列,通过若干次差分确定差分阶数 d 值,将非平稳时间序列转化为平稳时间序列,此时 ARIMA 模型转换为 AR-

MA 模型,再对平稳时间序列通过自相关函数(ACF)和偏自相关函数(PACF)定阶,得到若干组 p 和 q 值。因此对应若干组模型,通过赤池信息准则(AIC)、贝叶斯信息准则(BIC)、汉南-奎因准则(HQC)对多组模型进行优选,利用4种残差图呈现残差检验结果,对优选模型的残差检验结果分析,残差满足要求后,利用最佳模型对时间序列预测。

2.2 预测步骤分解及示例

实验数据来自2013年6月至8月某500KV变压器A相DGA监测数据,共采集86例数据,其中61例用于训练,25例用于测试。

样本数据反映气体含量值随时间变化的过程。以变压器过热故障为例,变压器在运行中由于过载、开关接触不良、引线夹件螺丝松动或接头焊接不良、涡流引起铜过热、铁芯漏磁、局部短路等原因导致变压器过热,而此类原因会使油中溶解气体含量值发生变化。ARIMA 模型将气体含量值的累积性以及外界干扰的变化过程记录到训练过程中,在短时间内的变化均可预测到,由于篇幅原因,以 H_2 含量的预测为例。

2.2.1 ADF 单位根检验平稳性

样本序列经 ADF 检验显示不满足平稳性的要求,对样本数据差分处理,每进行一次差分处理后都要经 ADF 检验,直到满足平稳性为止。针对样本数据,一次差分处理就满足了平稳性的要求,因此 ARIMA(p, d, q) 模型中参数 d 为 1。 H_2 含量随时间变化曲线如图 1 所示。

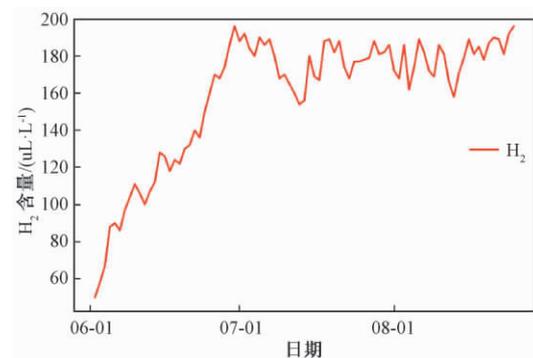


图1 H_2 含量随时间波动趋势图

Figure 1 The trend chart of H_2 content fluctuation with time

ADF 单位根检验过程:首先假设需要进行 ADF 检验的序列存在单位根,为非平稳序列,如果待检验的序列经程序计算得到的统计量 Augmented Dickey-Fuller Test Statistic 的值显著小于 3 个置信度 Critical Value(1%, 5%, 10%) 的临界

值时;同时 p -value 接近于 0,说明原假设不成立,判定正在接受检验的序列为平稳时间序列,否则继续进行差分运算^[10-11]。

一阶差分图如图 2 所示,差分检验结果如表 1 所示,可判定经过差分处理的数据序列为平稳序列,满足定阶要求。

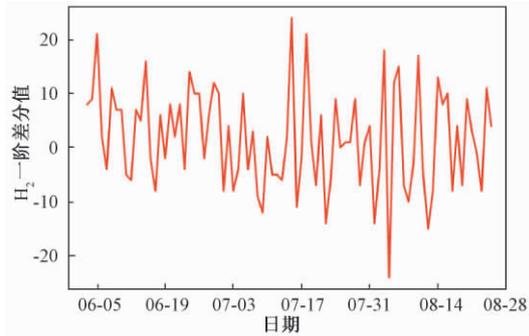


图 2 H₂ 一阶差分图

Figure 2 H₂ first-order difference diagram

表 1 ADF 检验结果

Table 1 ADF test results

指标	结果
Augmented Dickey-Fuller Test Statistic	-8.378 296 e+00
p-value	2.550 610 e-13
#Lags Used	1.000 000 e+00
Number of Observations Used	8.200 000 e+01
Critical Value (10%)	-2.897 490 e+00
Critical Value (5%)	-2.585 949 e+00
Critical Value (1%)	-3.512 738 e+00

2.2.2 ACF 和 PACF 定阶

自相关函数 ACF 的 k 阶相关系数为

$$\rho_k = \frac{\text{cov}(x_t, x_{t-k})}{\text{var}(x_t)}, \quad (4)$$

其中 ρ_k 的取值范围为 $[-1, 1]$ 。

对平稳 $AR(p)$ 模型,求滞后 k 阶自相关系数 ρ_k 时,ACF 得到的不仅仅是 x_t 与 x_{t-k} 之间的相关关系,同时还受到中间 $k-1$ 个变量 $x_{t-1}, x_{t-2}, \dots, x_{t-k+1}$ 的影响,且 $k-1$ 个变量又都与 x_{t-k} 具有相关关系,因此自相关系数 ρ_k 也受到 $k-1$ 个变量的影响。偏自相关函数 PACF 有效删除了中间 $k-1$ 个变量 $x_{t-1}, x_{t-2}, \dots, x_{t-k+1}$ 的影响,仅是 x_{t-k} 对 x_t 的相关关系。

$AR(p)$ 模型的参数值 p ,可由偏自相关函数的相关系数 $PACF(\rho_k)$ 得到,同理 $MA(q)$ 模型的参数 q ,可由自相关函数的相关系数 $ACF(\rho_k)$ 确定,因此 $ARMA(p, q)$ 模型的参数 p 和 q 要根据自相关函数 ACF 和偏自相关函数 $PACF$ ^[12] 确定。图 3 和图 4 为样本数据经差分处理后的自相关函

数图和偏自相关函数图。在对模型的阶数选择时依据原则如表 2 所示。

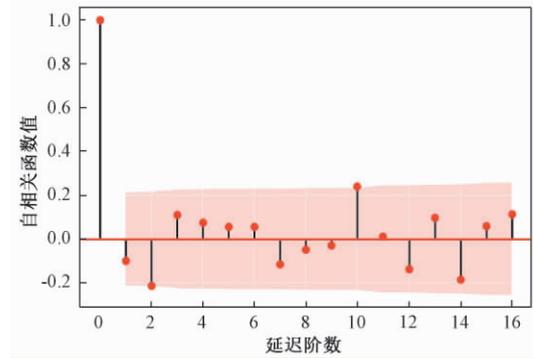


图 3 自相关函数图

Figure 3 Autocorrelation function diagram

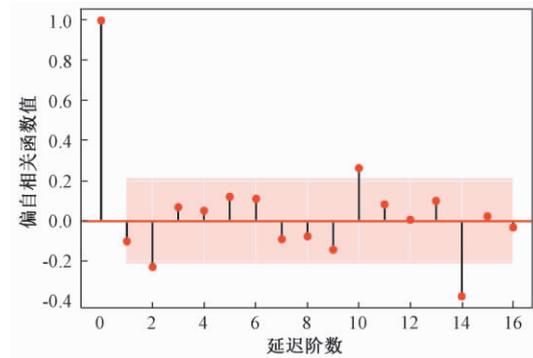


图 4 偏自相关函数图

Figure 4 Partial autocorrelation function diagram

表 2 阶数选择原则

Table 2 Order selection principle

模型	ACF	PACF
$AR(p)$	衰减趋于零	p 阶后截尾
$MA(q)$	q 阶后截尾	衰减趋于零
$ARMA(p, q)$	p 阶后衰减趋于零	p 阶后衰减趋于零

2.2.3 模型优选

通过以上步骤得到 9 组 $ARMA(p, q)$ 模型,为选出最优模型,利用 AIC、BIC、HQC 3 种准则判断^[13],依据准则计算的结果如表 3 所示,用 Y 表示结果,则

$$Y_{AIC} = 2m - \ln(L); \quad (5)$$

$$Y_{BIC} = m \ln(n) - 2 \ln(L); \quad (6)$$

$$Y_{HQC} = m \ln(\ln(n)) - 2 \ln(L), \quad (7)$$

式中: m 是模型参数的数量; n 是样本数量; L 是似然函数。

AIC、BIC、HQC 准则对应的计算结果越小,则分别对应数据拟合的优良程度越高、模型的复杂度越低、模型的预测精度越高。

通过比较发现,3 个准则中 AIC 和 HQC 的结果最小值对应的模型均为 $ARMA(2, 2)$,而 BIC

表3 模型对应的3种准则计算结果

Table 3 Calculation results of three criteria corresponding to the model

模型	AIC	BIC	HQC
ARMA(0,0)	616.129 977 668	620.991 611 266	618.084 313 453
ARMA(0,1)	616.713 923 055	624.006 373 452	619.645 426 732
ARMA(1,0)	617.287 849 302	624.580 299 699	620.219 352 979
ARMA(1,1)	619.565 819 477	629.289 086 673	623.474 491 046
ARMA(1,2)	617.420 318 781	629.574 402 776	622.306 158 242
ARMA(2,1)	616.618 160 310	628.772 244 305	621.503 999 771
ARMA(2,0)	614.861 352 414	624.584 619 610	618.770 023 983
ARMA(0,2)	616.099 303 415	625.822 570 611	620.007 974 984
ARMA(2,2)	611.166 068 854	625.750 969 648	617.029 076 207

准则对应的结果最小值为 ARMA(0,0), 由于 ARIMA 模型复杂程度本身不高, 结合参数 d 为 1, 可确定 ARMA(2,1,2) 为最优模型。

2.2.4 残差检验

为确保模型的预测效果, 对优选模型进行残差检验。残差是实际值与估计值的差, 预测效果较好的模型的残差要体现出随机性和不可预测性。残差是正态分布说明残差是随机的, 对随机误差有比较好的拟合^[14]。

图 5 中大约有 95% 的标准化残差值在 (-2, 2) 之间, 服从正态分布; 图 6 更直观地反映出残差服从正态分布; 图 7 中大多数的点都落在符合规定的区间内, 满足正态分布, 残差满足要求; 图 8 是一种散点图, 图上的点近似地在一条直线附近, 说明是正态分布, 残差满足要求。

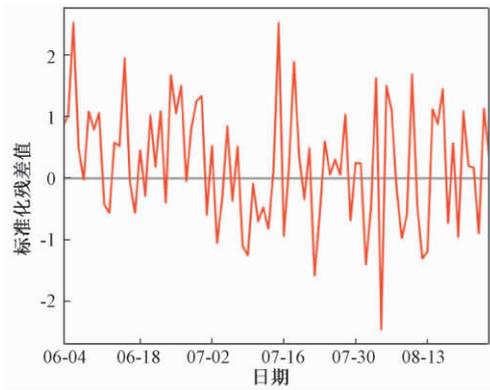


图5 标准化残差图

Figure 5 Standardized residual diagram

各图的横纵坐标没有量纲, 因此以上针对各图的实际意义进行解释说明。

使用优选模型对测试数据进行预测, 并与真实数据对比, 结果如图 9 所示。从图 9 可以看出, 预测数据与实际数据高度接近, 能够反映变压器油中气体含量的变化趋势和数量关系。

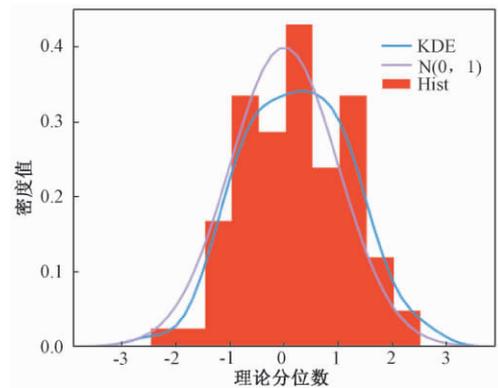


图6 残差的直方加密度估计图

Figure 6 Histogram density estimation of residuals

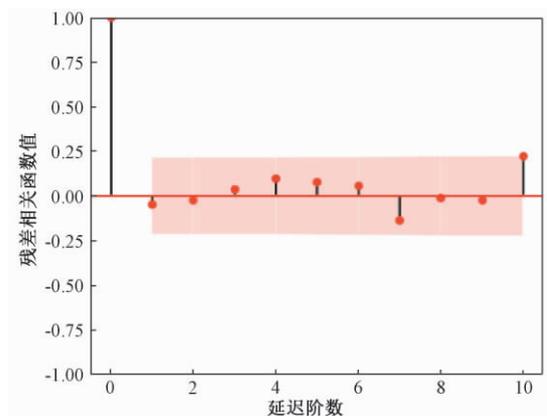


图7 残差的相关图

Figure 7 Correlation diagram of residuals

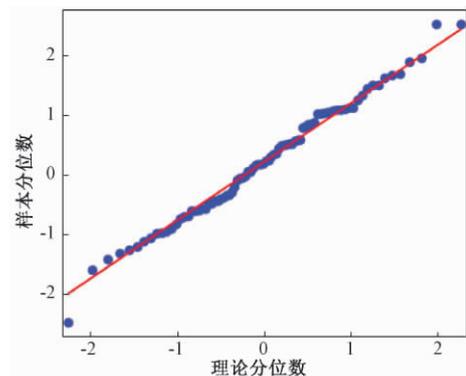


图8 残差的QQ图

Figure 8 QQ diagram of residuals

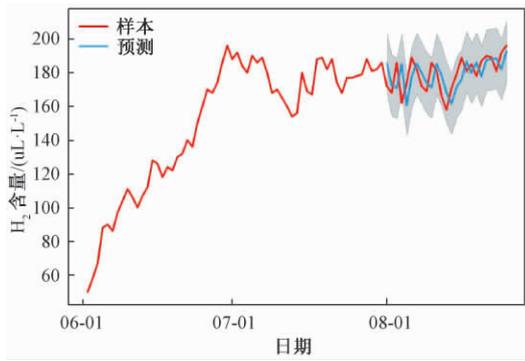


图 9 预测趋势

Figure 9 Forecasting trends

3 预测方法对比与结果分析

为验证预测方法 ARIMA 模型的有效性,对同一组样本数据分别使用灰色预测模型 GM、支持向量机预测模型 SVM 进行预测,预测结果如图 10 所示。

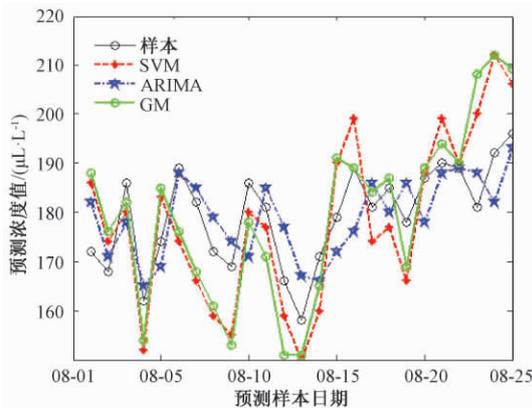


图 10 模型预测值比较

Figure 10 Model prediction comparison

表 4 从 3 个维度讨论: ①使用同一种长度的样本训练,预测相同的长度进行性能比较; ②以预测结果的误差范围小于 5% 和 10% 的个数进行纵、横向比较; ③使用 3 种长度的样本训练,预测不同的长度,对其性能优劣性比较。

表 4 预测精度对比

Table 4 Prediction accuracy comparison

训练 样本 数量	预测 数据 个数	相对误差小于 5% 和 个数占比 / %			相对误差小于 10% 的个数占比 / %		
		GM	SVM	ARIMA	GM	SVM	ARIMA
61	25	32.0	40.0	64.0	52.0	64.0	76.0
100	35	42.9	51.4	74.3	51.4	62.9	85.7
160	60	36.7	48.3	83.3	53.3	63.3	90.0

从维度 1 来看,3 种方法预测的准确度均以 ARIMA 模型的预测效果最好;从维度 2 来看,无论是误差小于 5% 还是小于 10% 的个数均以 ARIMA

模型最多;从维度 3 来看,当使用的训练样本数增加,预测长度也增加时,GM 和 SVM 预测的准确度增加不够明显,例如当训练样本从 61 个增加到 100 个,预测长度从 25 个增加到 35 个时,预测准确度增加,但当训练样本增加到 160 个,预测长度增加到 60 个时,GM 和 SVM 预测准确度几乎不变,ARIMA 模型预测准确度会增加。

预测结果表明,ARIMA 模型具有较好的性能,可用于变压器油中气体含量的预测。若每 24 h 采集一次数据,对表 4 中第一行数据而言,可以使用 61 d 的历史数据,预测未来 25 d 气体含量的变化趋势和数量关系,而第 3 行数据则显示,利用此前 160 d 的数据,可以预测此后 60 d 可能的结果。

4 结论

以变压器油中溶解的气体 H₂ 含量为对象建立模型,由于预测精度较高,其余气体含量均能较好地预测,总结 ARIMA 模型预测方法得到如下结论:

(1) 用于对呈现对数、线性或随机性较强但趋势性较弱特性的数据序列预测,克服其他预测方法易存在的过拟合现象,预测误差较小,准确度高。

(2) 具有训练样本长度越长、预测准确度越高的特性。

(3) 只需导入数据,即可自动完成变压器油中溶解气体含量的预测,在此过程中不需要人为判断。

参考文献:

- [1] 李振杰,卞朝晖,陈学民,等. 变压器油色谱在线监测数据有效性评估 [J]. 高压电器, 2018, 54 (6): 158-163, 169.
- [2] 杨志越,牛华宁. 基于 DGA 的变压器状态监测与故障诊断技术研究 [J]. 河北电力技术, 2018, 37(3): 11-14.
- [3] 刘航,王有元,梁玄鸿,等. 基于多因素的变压器油中溶解气体体积分数预测方法 [J]. 高电压技术, 2018, 44(4): 1114-1121.
- [4] 代杰杰,宋辉,杨祎,等. 基于深度信念网络的变压器油中溶解气体浓度预测方法 [J]. 电网技术, 2017, 41(8): 2737-2742.
- [5] 刘亚南,范立新,徐钢,等. 基于非负矩阵分解与改进极端学习机的变压器油中溶解气体浓度预测模型 [J]. 高压电器, 2016, 52(1): 162-169.

- [6] 司马莉萍,舒乃秋,左婧,等.基于灰关联和模糊支持向量机的变压器油中溶解气体浓度的预测[J].电力系统保护与控制,2012,40(19):41-46.
- [7] 肖燕彩,朱衡君,陈秀海.用灰色多变量模型预测变压器油中溶解的气体浓度[J].电力系统自动化,2006,30(13):64-67.
- [8] PENG Y, YU B, WANG P, et al. Application of seasonal auto-regressive integrated moving average model in forecasting the incidence of hand-foot-mouth disease in Wuhan, China[J]. J Huazhong Univ Sci Technolog (Med Sci). 2017, 37(6): 842-848.
- [9] 杨高飞,徐睿,秦鸣,等.基于ARMA和卡尔曼滤波的短时交通预测[J].郑州大学学报(工学版),2017,38(2):36-40.
- [10] 严宙宁,牟敬锋,赵星,等.基于ARIMA模型的深圳市大气PM_{2.5}浓度时间序列预测分析[J].现代预防医学,2018,45(2):220-223,242.
- [11] MAHMUDAH U. Autoregressive integrated moving average model to predict graduate unemployment in Indonesia[J]. Practice and theory in systems of education, 2017, 12(1): 43-50.
- [12] 岳继光,杨臻明,孙强,等.区间时间序列的混合预测模型[J].控制与决策,2013,28(12):1915-1920.
- [13] 孙轶轩,邵春福,计寻,等.基于ARIMA与信息粒化SVR组合模型的交通事序预测[J].清华大学学报(自然科学版),2014,54(3):348-353,359.
- [14] 滕志军,郭力文,吕金玲,等.基于时序信息分析的WSN贝叶斯信誉评价模型[J].郑州大学学报(工学版),2019,40(1):38-43.

Time Series Prediction Method of Dissolved Gas Content in Transformer Oil Based on ARIMA Model

JIA Rubin, GAO Jinfeng

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

Abstract: The dissolved gas content in transformer oil was an important index to measure the operating state of transformer. Prediction method of gas content in transformer oil was explored by using differential autoregressive moving average model. In this method, the time corresponding to the gas content value was used as the index input model to predict the time series by python programming. In the process of modeling, the unit root test of the stationary time series was carried out by augmented dickey-fuller test statistic. The original non-stationary time series was transformed into stationary time series by differential processing. Then, by using the principle of parameter selection of auto correlation function and partial auto correlation function, several groups of models were obtained, and the akaike information criterion, bayesian information criterion, hannan-quinn criterion, were used in the process of selecting several groups of models. Finally, the residual error of the optimal selection model was tested by the correlation test method, and the gas content was predicted by the model which meets the residual requirements. The experimental results showed that the proposed prediction method has high prediction accuracy and could provide valuable reference for the reasonable arrangement of transformer condition maintenance.

Key words: transformer oil; gas content; time series; ARIMA model; prediction

文章编号:1671-6833(2020)02-0073-07

基于深度优先搜索和灰狼算法的微电网重构

张青林,辛小南,程志平

(郑州大学 电气工程学院,河南 郑州 450001)

摘要:针对主网发生非计划故障和微电网并网转孤岛时,微电网对负荷持续供电和系统稳定运行的问题,为了从全局高度对电力网络内设备协调控制,建立了微电网重构模型,提出了一种深度优先搜索和灰狼优化算法相混合的重构方法。该方法以开关状态和可调设备的功率为优化变量,针对重构优化过程中的非辐射状网架结构问题,用深度优先搜索对网架结构进行识别、分析和处理,用前推回代法计算网络潮流分布,以灰狼优化算法为框架,获得重构方案。仿真结果表明,所提出的混合重构方法,其全局搜索能力更强,其重构结果可行并且较优,而且重构策略以开关状态和功率的组合为优化变量,比仅有开关状态或仅有功率的变量,对系统优化调整更具有优势。

关键词:微电网;重构;深度优先搜索;灰狼优化算法;网架结构;辐射状结构

中图分类号: TM732 **文献标志码:** A **doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.003

0 引言

电网重构是一种通过改变配电系统线路的分段开关和联络开关,甚至调节微源以及负荷的功率,进而调整系统网架结构和潮流分布的手段。在组建电网准则和系统安全运行的条件下,通过重构使某些指标最优。所以,微电网重构具有改善供电电能质量^[1]、平衡负荷^[2]、提高系统的经济性、支援大电网恢复等的的能力。

目前,电力系统重构的相关研究已有不少成果,其中对重构方法的研究较多。Shariatzadeh等^[3]采用遗传算法(genetic algorithm,GA)解决微电网故障重构问题,验证了实时重构的可行性。Chen等^[4]为解决灾后微电网由局部到整体的重构问题,采用多代理系统的重构策略,通过自主通信实现恢复供电。Zhao等^[5]提出了基于拉格朗日技术和动态规划的重构策略,解决了主网非计划故障时微电网孤岛重构问题。李咸善等^[6]提出了分级优化的重构方法,将不涉及潮流计算的寻优过程作为第一级先行处理,将涉及潮流计算的寻优过程作为第二级后续优化处理,提高了计算效率。Gazijahani等^[7]为解决微电网中的不确定性提出了鲁棒框架法,并采用灰狼优化算法

(grey wolf optimization,GWO)解决重构优化问题。

电网重构多采用群体智能优化算法,如GA、粒子群算法(particle swarm optimization,PSO)或GWO。其中,GWO比GA原理简单,比PSO求解精度高、稳定性好,但是具有种群多样性差和易陷入局部最优的缺点^[8]。另外,在电网重构中群体智能算法的解分为环路解、含孤立支路的解和辐射状解,其中辐射状解是可行解,环路解和含孤立支路的解是无效解。这些无效解既不符合微电网开环运行的特点,也不便于系统网络的潮流计算。一般会筛掉无效解^[9],而直接筛掉无效解会缩小搜索空间范围,影响求解效果。

针对以上问题,提出一种深度优先搜索(deep first search,DFS)和GWO相结合的重构方法,以GWO为框架,每次迭代后用DFS处理解集,将其中的无效解转化为可行解。GWO与DFS结合后,既可解决无效解造成的求解问题,又可增加GWO的种群多样性。

1 微电网重构模型

微电网是中低压自治配电系统,典型设备有分布式电源、储能装置、负荷和配电线路等。以IEEE33节点测试系统作为微电网测试系统^[10],见

收稿日期:2019-06-07;修订日期:2019-11-20

基金项目:河南省重点科研项目(19A120012)

通信作者:辛小南(1963—),女,河南郑州人,郑州大学副教授,从事微电网控制技术与优化运行的研究,E-mail: xinxiaonan@163.com。

图1。图1中网架结构主要由节点和支路构成,其中节点由母线、变电站、配电柜、负荷等效而成,支路由配电线路及其上的分段开关和联络开关等效而成。该系统网架结构共有33个节点,32个分段开关,5个联络开关和5个环路。

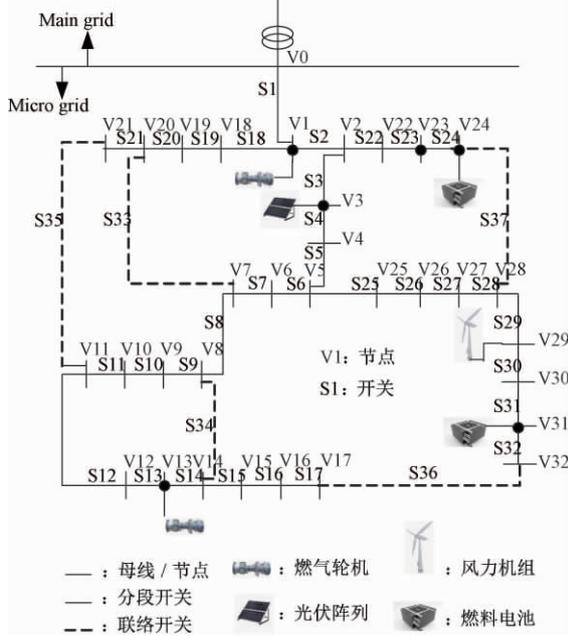


图1 IEEE33节点微电网测试系统

Figure 1 33 nodes IEEE Test System of Microgrid

为保证重构方案正常运行所需的电气约束条件和组网准则,建立的微电网重构模型有重构目标、发用电设备模型和配电系统网络模型3部分。电网优化问题往往离不开功率调节^[11],所以重构模型中的控制变量包括开关和可调功率。

1.1 重构目标

以保留供电负荷最大和电压偏移最小为重构指标,则重构目标表示为

$$\min \left(\omega_1 \frac{S_B}{U_B^2} \sum_m (U_m^N - U_m)^2 - \omega_2 \sum_m P_m^{LD} \right), \quad (1)$$

式中: ω_1 、 ω_2 为两个指标的权重系数; U_B^2 、 S_B 分别为系统的基准电压和基准功率; m 为节点 m ; U_m 为节点 m 的电压; U_m^N 为节点 m 的电压额定值; P_m^{LD} 为节点 m 上的负荷。

1.2 发用电设备模型

将储能装置和分布式电源作为微源,包括燃气轮机、光伏阵列、风力机组、燃料电池。微电网孤岛重构时,燃气轮机作为支撑型微源,稳定系统电压和支撑系统频率;风力机组作为不可调微源,因为其功率不能及时响应负荷变化;非支撑型燃气轮机、光伏阵列和燃料电池作为可调微源。负荷可以分为可调负荷和不可调负荷。如果给定功率因数,则这些设备的无功功率由其有功功率决

定。因此将这些设备的有功功率作为控制变量中的可调功率变量。

微源可调功率约束条件:

$$\underline{P}_m^G x_m^G \leq P_m^G \leq \overline{P}_m^G x_m^G; \quad (2)$$

$$\underline{Q}_m^G x_m^G \leq Q_m^G \leq \overline{Q}_m^G x_m^G, \quad (3)$$

式中: x_m^G 为节点 m 上微源的工作状态,其值是0或1,0表示不工作,1表示正常工作; P_m^G 、 \overline{P}_m^G 、 \underline{P}_m^G 、 Q_m^G 、 \overline{Q}_m^G 、 \underline{Q}_m^G 分别表示节点 m 上微源的有功功率及其上下限与无功功率及其上下限。储能装置充电时,其输出功率取为负值,仍受式(2)、(3)约束。

负荷可调功率约束条件:

$$\underline{P}_m^{LD} y_m^{LD} \leq P_m^{LD} \leq \overline{P}_m^{LD} y_m^{LD}; \quad (4)$$

$$\underline{Q}_m^{LD} y_m^{LD} \leq Q_m^{LD} \leq \overline{Q}_m^{LD} y_m^{LD}, \quad (5)$$

式中: y_m^{LD} 为节点 m 上负荷的工作状态,其值是0或1; P_m^{LD} 、 \overline{P}_m^{LD} 、 \underline{P}_m^{LD} 和 Q_m^{LD} 、 \overline{Q}_m^{LD} 、 \underline{Q}_m^{LD} 分别表示节点 m 上负荷的有功功率及其上下限与无功功率及其上下限。其中不可调负荷的功率由日负荷预测曲线得到。

1.3 配电网网络模型

网架结构主要由节点和支路构成,相关的状态变量有节点注入电流、节点电压、支路电流和损耗功率、网架结构等,故配电网网络模型^[10]如下:

$$P_m^{\text{Injec}} = P_m^{LD} - P_m^G; \quad (6)$$

$$Q_m^{\text{Injec}} = Q_m^{LD} - Q_m^G; \quad (7)$$

$$(\mathbf{I}_m^{\text{Injec}})^* = \left(\frac{P_m^{\text{Injec}} + jQ_m^{\text{Injec}}}{U_m} \right); \quad (8)$$

$$\mathbf{I}_{lm}^L = \mathbf{I}_m^{\text{Injec}} + \sum_{k \in C_m} \mathbf{I}_{mk}^L; \quad (9)$$

$$0 \leq I_{lm}^L \leq \overline{I}_{lm}^L; \quad (10)$$

$$P_{lm}^{\text{Loss}} + jQ_{lm}^{\text{Loss}} = (r_{lm} + jx_{lm}) (\mathbf{I}_{lm}^L)^2; \quad (11)$$

$$U_m = U_l - \mathbf{I}_{lm}^L (r_{lm} + jx_{lm}); \quad (12)$$

$$\underline{U}_m \leq U_m \leq \overline{U}_m; \quad (13)$$

$$\sum_m P_m^{LD} + \sum_m P_{lm}^{\text{Loss}} = \sum_m P_m^G; \quad (14)$$

$$\sum_m Q_m^{LD} + \sum_m Q_{lm}^{\text{Loss}} = \sum_m Q_m^G; \quad (15)$$

$$r \in \Omega^{\text{Radia}}, \quad (16)$$

式中: P_m^{Injec} 、 Q_m^{Injec} 分别为节点 m 上的注入有功功率和无功功率; $(\mathbf{I}_m^{\text{Injec}})^*$ 为节点 m 上注入电流相量的复数共轭; U_m 为节点 m 的电压相量; k 为节

点 m 下游邻节点; C_m 为节点 m 的所有下游邻节点构成的集合; r_{lm} 、 x_{lm} 分别为支路 lm 的电阻和电抗; I_{lm}^L 为流过支路 lm 的电流相量; $\overline{I_{lm}^L}$ 、 $\overline{I_{lm}^L}$ 为流过支路 lm 的电流幅值及其上限; P_{lm}^{Loss} 、 Q_{lm}^{Loss} 为支路 lm 损耗的有功功率和无功功率; U_m 、 $\overline{U_m}$ 、 $\underline{U_m}$ 分别表示节点 m 上的电压幅值及其上下限; r 为一种网架结构; Ω^{Radia} 为所有辐射状网架结构构成的集合。

2 模型处理

2.1 适应度函数

根据式 (6) ~ (9)、(11)、(12) 采用前推回代法^[12], 计算出网架结构的潮流。根据式 (2) ~ (5) 检查功率变量是否越界, 如果越界, 则限制在邻近的边界上。根据重构模型的式 (10)、(13) ~ (15) 将系统功率平衡状况和状态变量是否超过安全域表示如下:

$$G_m^L = \begin{cases} cS_B, & I_{lm}^L > \overline{I_{lm}^L}; \\ 0, & I_{lm}^L \leq \overline{I_{lm}^L}, \end{cases} \quad (17)$$

$$G_m^V = \begin{cases} cS_B, & U_m < \underline{U_m} \text{ 或 } U_m > \overline{U_m}; \\ 0, & \underline{U_m} < U_m < \overline{U_m}, \end{cases} \quad (18)$$

$$W_1 = \left| \sum_m P_m^{\text{LD}} + \sum_m r_{lm} (I_{lm}^L)^2 - \sum_m P_m^G \right|; \quad (19)$$

$$W_2 = \left| \sum_m Q_m^{\text{LD}} + \sum_m x_{lm} (I_{lm}^L)^2 - \sum_m Q_m^G \right|, \quad (20)$$

式中: c 为一个比较大的常数, 以保证当系统运行状态超出安全域时 G_m^L 和 G_m^V 的值非常大。

根据式 (1)、(17) ~ (20), 得到综合适应度函数如下:

$$F = \omega_1 \frac{S_B}{U_B^2} \sum_m (U_m^N - U_m)^2 - \omega_2 \sum_m P_m^{\text{LD}} + \omega_3 \left(\sum_m G_m^L + \sum_m G_m^V \right) + \omega_4 W_1 + \omega_5 W_2, \quad (21)$$

式中: $\omega_1 + \omega_2 + \omega_3 + \omega_4 + \omega_5 = 1$, 显然, 适应度值越小, 重构方案越优秀, 其单位为 VA。

2.2 DFS

重构模型的解由开关状态的组合序列和可调功率构成, 其中不同的开关组合表示不同的网架结构, 如公式 (16) 可由 DFS 程序进行处理。DFS 的功能为: 1) 识别网架结构中开关的状态, 是打开还是闭合; 2) 判断网架结构的类型, 是环路解、含孤立支路解, 还是辐射状解; 3) 保留辐射状解, 打开环路解中的环路, 新产生随机辐射状解取代

含孤立支路的解。

3 重构方法

3.1 GWO

假设灰狼群体数量为 N , 由适应度大小将群体分为 4 个小狼群, 最优 α 狼群、次优 β 狼群、第 3 最优 δ 狼群和普通 ω 狼群。第 t 代狼群的位置向量为 X^t , 第 $t+1$ 代灰狼群的更新位置向量 X^{t+1} , 那么由第 t 代到第 $t+1$ 代的灰狼数学模型^[13] 如下:

$$a = 2 - 2 \cdot \left(\frac{t}{t_{\max}} \right); \quad (22)$$

$$A = 2a \cdot r_1 - a; \quad (23)$$

$$C = 2r_2; \quad (24)$$

$$D_\alpha = |X_{P_\alpha}^t \cdot C_1 - X^t|; \quad (25)$$

$$D_\beta = |X_{P_\beta}^t \cdot C_2 - X^t|; \quad (26)$$

$$D_\delta = |X_{P_\delta}^t \cdot C_3 - X^t|, \quad (27)$$

式中: a 为迭代因子; A 为灰狼对猎物的包围圈; C 为灰狼围绕猎物的扰动因子; t 为迭代次数; t_{\max} 为最大迭代次数; a 随着 t 由 2 线性减小到 0; r_1 、 r_2 为 $[0, 1]$ 的随机数; 显然 A 的范围为 $[-1, 1]$; $X_{P_\alpha}^t$ 、 $X_{P_\beta}^t$ 、 $X_{P_\delta}^t$ 分别是在第 t 次迭代中各等级灰狼的最佳位置。

第 t 次迭代, 经各等级小灰狼群指导后, 狼群更新的位置向量, 表示为

$$X_1^t = X_{P_\alpha}^t - A_1 \cdot D_\alpha; \quad (28)$$

$$X_2^t = X_{P_\beta}^t - A_2 \cdot D_\beta; \quad (29)$$

$$X_3^t = X_{P_\delta}^t - A_3 \cdot D_\delta, \quad (30)$$

综合式 (28)、(29)、(30), 最终获得第 $t+1$ 代全体灰狼的位置向量, 表示为

$$X^{t+1} = (X_1^t + X_2^t + X_3^t) / 3, \quad (31)$$

3.2 与 DFS 结合的 GWO 重构算法步骤

(1) 初始化程序中微电网的基本信息。

(2) 获取微电网运行的实时信息。

(3) 设置算法的参数。

(4) 初始化个体信息, 主要是包含网架结构和可调功率的控制变量。

(5) 采用 DFS 对个体的网架结构进行识别、分析和处理, 保证所有个体的网架结构均为辐射状结构。

(6) 计算个体网架结构的节点注入功率, 用前推回代法计算各个体网架结构的节点电压分布。

(7) 根据式 (21), 计算个体的适应度, 根据适应度的大小将群体分为 α 、 β 、 δ 、 ω 4 个等级,

并在不同等级最优个体的指导下,用公式(22)~(31)对个体的控制变量进行更新,获得新一代个体。

(8) 判断是否达到最大迭代次数。没有达到,返回步骤(5);否则,输出最佳重构方案。

4 仿真分析

IEEE33节点微电网测试系统的电压等级为12.66 kV,正常运行时电压范围为11.39~

12.66 kV。初始网架结构为5个联络开关处于断开状态,其他分段开关处于闭合状态。某一时刻的系统网架信息和各节点注入功率数据见文献[14]。离网重构时节点1处的燃气轮机组作为平衡微源,微源和可调负荷的参数见表1和表2。计算时,额定电压为12.03 kV,功率基准值为1 000 kVA,电压基准值为12.66 kV,编程软件为MATLAB2014a。

表1 微源参数

Table 1 Characteristic of generating equipments in microgrid

参数	燃气轮机组	燃气轮机组	光伏阵列	风力机组	燃料电池	燃料电池
有功功率/MW	1.000~3.000	0.600~1.000	0.000~2.000	0.000~1.500	0.050~0.200	0.050~0.200
功率因数	—	0.85	1.00	0.80	1.00	1.00
节点	1	13	3	29	24	31

表2 可调负荷参数

Table 2 Characteristic of adjustable loads in microgrid

参数	负荷1	负荷2	负荷3	负荷4	负荷5	负荷6	负荷7
有功功率/MW	0.000~0.200	0.000~0.200	0.200~0.420	0.200~0.420	0.000~0.200	0.000~0.150	0.100~0.210
功率因数	0.90	0.90	0.90	0.90	1.00	0.90	0.90
节点	6	7	23	24	29	30	31

4.1 控制变量对系统运行状态的影响

当仅以开关状态为控制变量时,节点13、24、29、31处的微源和可调负荷均以最大功率运行。分别以开关状态、可调功率、开关状态与可调功率的组合为控制变量,随机生成500组数据。对这3种情况,利用前推回代法分别计算系统的节点电压,结果见图2~图4。

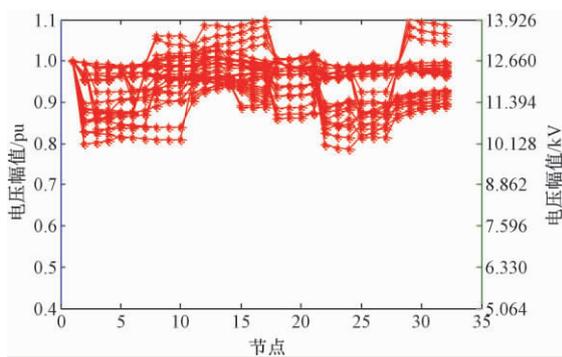


图2 以开关状态为控制变量时电压分布曲线
Figure 2 Voltage distribution curve with switch as control variable

由图2可知,当仅以开关状态为控制变量时,系统电压幅值的调整范围比较大,甚至部分方案的调整范围超出了 $\pm 5\%$,并且曲线之间存在较大的调整盲区,不能做到电压幅值的平滑调节。由图3可知,当仅以可调功率为控制变量时,系统电

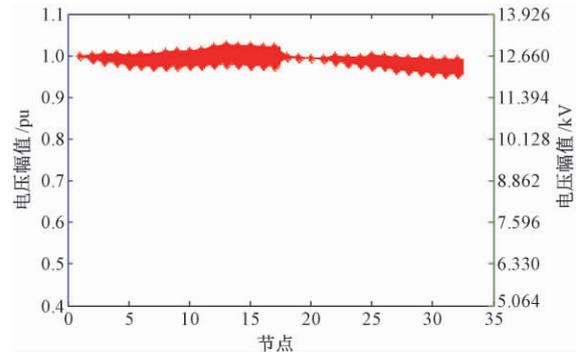


图3 以功率为控制变量时电压分布曲线
Figure 3 Voltage distribution curve with power as control variable

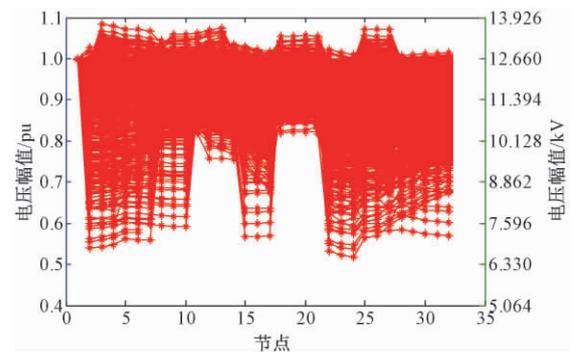


图4 以开关状态和功率为控制变量时电压分布曲线
Figure 4 Voltage distribution curve with switch and power as control variable

压幅值调整的特点与仅以开关状态为控制变量时相反,电压幅值调整能够做到平滑调节,并且调整范围比较小。由图 4 可知,当以开关状态和可调功率的组合作为控制变量时,具有明显优势,系统电压幅值既能平滑调整,调整范围又更大。

4.2 应用结合 DFS 的 GWO 算法进行重构

假设光伏阵列功率可以达到最大值、风力机组功率的预测值为 800 kW 和燃料电池均放电。适应度函数的系数 $c = 1\ 000$,权重系数 $\omega_1 = 0.469\ 5$ $\omega_2 = 0.046\ 9$ $\omega_3 = 0.469\ 5$ $\omega_4 = 0.009\ 4$, $\omega_5 = 0.004\ 7$ 。重构算法的每代个体数为 50 个,最大迭代次数为 100 代。

由结合 DFS 的 GWO 算法得到最佳重构方案,操作的开关组合为闭合 S35、S36 和 S37,打开 S3、S11 和 S18,微源最佳输出功率和可调负荷最佳保留功率分别见表 3 和表 4,而节点电压分布曲线见图 5。

表 3 最佳重构方案中微源输出功率

Table 3 Output power of generating equipments in the optimal reconfiguration scheme

微源	燃气轮机	燃气轮机	光伏阵列	风力机组	燃料电池	燃料电池
有功功率/MW	1.904	0.873	0.864	0.800	0.094	0.066
节点	1	13	3	29	24	31

表 4 最佳重构方案中可调负荷保留功率

Table 4 Reserve power of adjustable loads in the optimal reconfiguration scheme

参数	负荷 1	负荷 2	负荷 3	负荷 4	负荷 5	负荷 6	负荷 7
有功功率/MW	0.200	0.200	0.420	0.420	0.200	0.150	0.210
节点	6	7	23	24	29	30	31

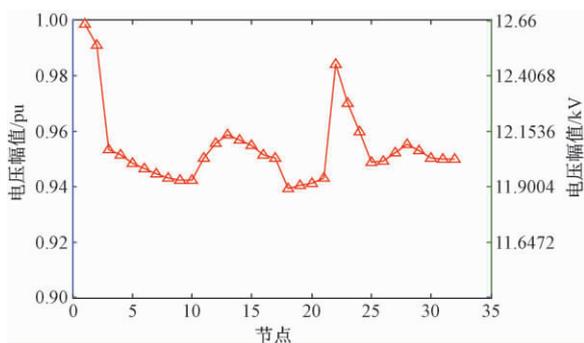


图 5 最佳重构方案的节点电压分布曲线

Figure 5 Voltage distribution curve of the optimal reconfiguration scheme

在图 1 中按照重构方案对开关进行操作后,供电网络形似一个 Y 结构,4 个主要微源分别位

于 Y 结构的中心和 3 条供电路径中部,两处燃气轮机组和光伏阵列分布在 Y 结构的 3 条供电路径中部,风力机组在 Y 结构的中心,形成比较均衡的供电结构。

从图 5 可知,12.03 kV 额定电压下,节点为 1 和节点为 18 的电压偏差是最大的,并且所有节点的电压偏移范围在 -1.13% ~ 4.86%。因此,各节点电压幅值均在正常范围内。

从表 3 可知,微电网中出力的主要微源是支撑型燃气轮机组,次要微源是非支撑型燃气轮机组、风力机组和光伏阵列,其中非支撑型燃气轮机组和光伏阵列输出功率并未达到最大值。2 个燃料电池还有足够的可调功率裕度。从表 4 可知,所有可调负荷都能得到最大程度地供电。

整体上,重构方案比较理想,具有可行性。

4.3 比较 3 种重构方法

结合 DFS 的 PSO、普通 GWO、结合 DFS 的 GWO 3 种重构方法中,微电网系统信息相同,综合适应度函数的参数设置相同。结合 DFS 的 PSO 的参数:两个学习因子分别为 1.2、2.2,惯性权重为 0.6。普通 GWO 采用邻接矩阵的性质判断网架结构类型。分别采用 3 种重构方法,各执行重构 20 次,获得 20 组最佳重构结果,比较其适应度和优化时间。为方便重构方法之间的横向对比,将每种重构方法的 20 组最佳重构结果的适应度和优化时间分别按降序和升序排序,并绘制如图 6 和图 7 所示。在普通 GWO 求解过程中,记录每代解中无效解的比重,见图 8。

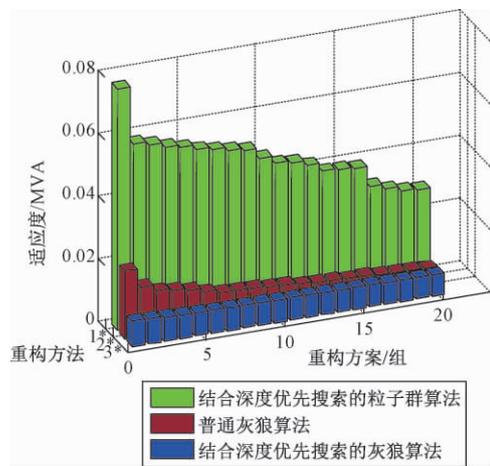


图 6 3 种重构方法的适应度

Figure 6 Fitness of three reconstruction methods

由图 6 可知,与 DFS 结合的 PSO、普通 GWO 都比与 DFS 结合的 GWO 的适应度值小。因为适应度小说明重构方案越优秀,所以图 6 验证了与 DFS 结合的 GWO 的求解精度更高。

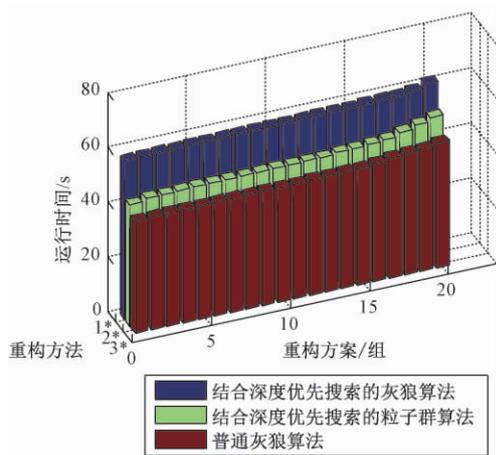


图7 3种重构方法的运行时间

Figure 7 Runtime of three reconfiguration methods

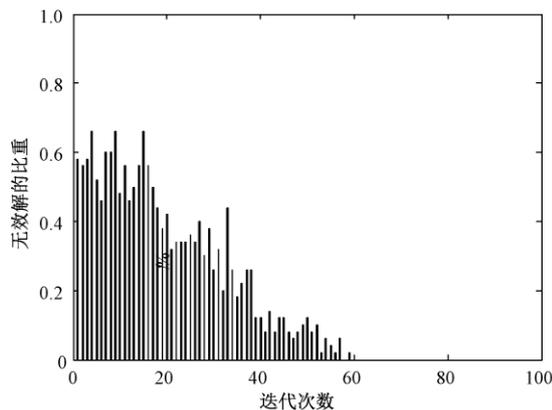


图8 普通GWO每代解中无效解比重

Figure 8 Proportion of invalid solutions in solution set of each iteration by ordinary GWO

由图7可知,从运行时间看,普通GWO最快,结合DFS的PSO次之,结合DFS的GWO最慢。但是从优化运行角度,结合DFS的GWO的运行时间仍可以接受。

图8表示在普通GWO的前期和中期,每代解集中无效解的占比。这些无效解不仅影响搜索范围,还不能为更新和产生下一代解贡献作用。与DFS结合的GWO解决了无效解的问题,提高了算法的搜索范围,所以与DFS结合的GWO在全局搜索能力和求解精度方面存在优势。

5 结论

(1) 建立了微电网重构模型,并分成3部分进行处理,即拓扑识别、潮流计算和优化算法的适应度函数,提出了结合DFS的GWO重构方法。

(2) 研究了控制变量对微电网系统运行状态的影响,控制变量兼有网络开关状态和可调功率,能够扩大电压幅值的调整范围以及达到电压幅值

平滑调整的效果。

参考文献:

- [1] 瞿合祚,李晓明,杨玲君,等.考虑负荷和分布式电源时变性的配电网多目标动态重构和DG调度[J].高电压技术,2019,45(3):873-881.
- [2] 陈新岗,余兵,陈小青,等.基于PAM时段划分的配电网动态重构[J].电力系统保护与控制,2019,47(7):99-105.
- [3] SHARIATZADEH F,VELLAITHURAI C B,BISWAS S S, et al. Real-time implementation of intelligent reconfiguration algorithm for microgrid [J]. IEEE transactions on sustainable energy, 2014, 5(2): 598-607.
- [4] CHEN C, WANG J H, QIU F, et al. Resilient distribution system by microgrids formation after natural disasters [J]. IEEE transactions on smart grid, 2016, 7(2): 958-966.
- [5] ZHAO B Y, DONG X D, BORNEMANN J. Service restoration for a renewable-powered microgrid in unscheduled island mode [J]. IEEE transactions on smart grid, 2015, 6(3): 1128-1136.
- [6] 李咸善,徐浩,邹芳,等.微电网分级优化故障重构[J].中国电机工程学报,2015,35(24):6378-6386.
- [7] GAZIJAHANI F S, SALEHI J. Robust design of microgrids with reconfigurable topology under severe uncertainty [J]. IEEE transactions on sustainable energy, 2018, 9(2): 559-569.
- [8] 张晓凤,王秀英.灰狼优化算法研究综述[J].计算机科学,2019,46(3):30-38.
- [9] 辛文成,向铁元,詹昕,等.邻接矩阵和粒子群优化算法应用于微电网重构[J].电力系统及其自动化学报,2014,26(11):37-41.
- [10] KAVOUSI-FARD A, ZARE A, KHODAEI A. Effective dynamic scheduling of reconfigurable microgrids [J]. IEEE transactions on power systems, 2018, 33(5): 5519-5530.
- [11] 王克文,刘凯,刘艳红.计及功率预测误差的主动配电网运行方式优化[J].郑州大学学报(工学版),2020,41(1):75-82.
- [12] 王佳佳,吕林,刘俊勇,等.基于改进分层前推回代法的含分布式发电单元的配电网重构[J].电网技术,2010,34(9):60-64.
- [13] MIRJALILI S, MIRJALILI S M, LEWIS A. Grey wolf optimizer [J]. Advances in engineering software, 2014, 69: 46-61.
- [14] 黄训诚,张秀阁,任晔.智能配电网调度建模理论与分析[M].北京:中国电力出版社,2014:111-114.

Optimization Method Based on Depth-first Search and Grey Wolf Optimization Algorithm for Reconfiguration of Microgrid

ZHANG Qinglin , XIN Xiaonan , CHENG Zhiping

(School of electrical engineering , Zhengzhou University , Zhengzhou 450001 , China)

Abstract: In order to solve the problem of continuous load supply and stable operation of the system when the main network with unplanned faults and the microgrid shifted from grid-connected to the island mode , from a global perspective of coordinating and controlling the equipment in the power network , a microgrid reconfiguration model was established and a reconfiguration method combining depth first search and gray wolf optimization algorithm was proposed. This method took the switch state and the power of the adjustable equipment as the optimization variables. Aiming at the problem of nonradiative grid structure in the process of reconstruction and optimization , the method used depth first search to identify , analyze and process the grid structure. The method used forward and backward method to calculate the network power flow distribution , and took gray wolf optimization algorithm to obtain the reconstruction scheme. The simulation results showed that the proposed hybrid reconfiguration method had stronger global search ability , and its reconfiguration results were feasible and better. Moreover , it was more advantageous than the only switch state or power variables for system optimization and adjustment that the reconfiguration strategy took the combination of switch state and power as the optimization variables.

Key words: microgrid; reconfiguration; depth-first search; grey wolf optimization algorithm; network structure; radial structure

(上接第 49 页)

Performance Analysis of Surface Modification Layer of 18CrNiMo7-6 Gear Steel Treated by Ultrasonic Rolling

LIU Zhihua , ZHANG Tianzeng , YANG Mengjian , DAI Qilong , ZHANG Yinxia

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

Abstract: The performance and processing technology of surface modification layer of 18CrNiMo7-6 gear steel after ultrasonic rolling were studied. The measurement instructions , such as 3D surface topography measurement system , microhardness instrument , super depth of field 3D microscopy system and high power X-ray diffractometer were used respectively , to observe the variation of surface modification layer of the sample. The effects of ultrasonic rolling process parameters on surface modification layer were studied by single factor test. The results showed that after ultrasonic rolling , the surface roughness of the specimen is decreased from the untreated $3.003\mu\text{m}$ to $0.468\mu\text{m}$. Significant work hardening formed on the surface of the material after ultrasonic rolling. Surface microhardness increased by 22.7% from 360.9 HV to 442.9 HV , and the high hardness layer reached $300\mu\text{m}$. Flat surface appeared after ultrasonic rolling. The maximum residual compressive stress occurred at a distance of $40\mu\text{m}$ from the surface , which was about -790.97MPa . Ultrasonic rolling technology significantly improved the properties of the modification layer.

Key words: ultrasonic rolling processing; 18CrNiMo7-6; surface roughness; hardness; residual stress

文章编号:1671-6833(2020)02-0080-06

钢筋混凝土剪力墙在竖向荷载作用下的稳定性分析

宋林润, 赵军

(郑州大学 力学与安全工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要: 钢筋混凝土剪力墙在竖向荷载的作用下可能会发生因稳定性不足所引起的屈曲破坏,使剪力墙不能有效发挥其优异的承载能力和抗震性能。根据钢筋混凝土剪力墙在实际工程结构中的受力特点,对其边界条件进行分析和合理简化,建立了对边简支对边自由的正交各向异性板理论分析模型,采用位能驻值原理,推导出了竖向荷载下剪力墙发生平面外失稳破坏时对应的临界应力表达式。根据所得临界应力计算公式,研究了剪力墙的高度和厚度、纵向钢筋直径和间距等因素对钢筋混凝土剪力墙临界应力的影响规律,并进一步探讨了改善竖向荷载下钢筋混凝土剪力墙稳定性的有效方法。

关键词: 钢筋混凝土; 剪力墙; 稳定性; 正交各向异性; 位能驻值原理

中图分类号: TU312 **文献标志码:** A **doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.007

0 引言

钢筋混凝土剪力墙在高层建筑结构体系中是主要的抗侧力构件,因其具有较大的抗侧移刚度,能够有效地限制结构的水平位移,往往在高层建筑设计中作为主要的抗震构件。在实际结构中,钢筋混凝土剪力墙主要承受水平和竖向荷载的作用,即承受墙体平面内的作用力,但是,垂直平面方向的刚度较小可能会引起墙体产生垂直于墙面的平面外变形,在长期竖向荷载作用下,该变形会逐渐增大^[1],剪力墙便可能发生失稳破坏。

目前,对于剪力墙在结构中的稳定性问题,国内外在这方面的研究还没有形成比较完善的理论,文献[2]给出了在不同楼板约束形式下高层剪力墙的临界荷载并分析了相应的失稳破坏形态;文献[3]采用特征值屈曲分析法通过ABAQUS软件给出了当墙体为四边支撑时的屈曲模态;文献[4]通过有限元软件分析了在横肋和竖肋互相作用时钢板剪力墙的屈曲临界系数的求解方法;文献[5]给出了不同截面形式的空心剪力墙临界应力的求解公式,并分析了空心截面孔径设计对稳定性的影响;文献[6]采用有限元方法研究了钢板剪力墙在侧边具有不同形式配筋时的屈曲失稳问题。由此可见,关于剪力墙稳定性

问题的研究大多基于有限元理论,没有进行完整的推导与计算,从而得到墙体发生失稳时的承载力求解公式,并且所得结论存在一定的差别。

鉴于目前对于剪力墙稳定性研究中存在的各种问题,防止剪力墙因稳定性不足而破坏,根据工程结构中剪力墙的内力分布,将墙体视为正交各向异性薄板,对竖向荷载作用下墙体出现失稳破坏时的临界应力进行理论解析。胡拜尔^[7]提出了基于正交各向异性材料的构件主刚度的计算公式,以此为依据,进一步推导得到适用于剪力墙的失稳临界应力求解公式。进而对钢筋混凝土剪力墙进行分析和计算,建议了提高竖向荷载下墙体稳定性的措施。

1 剪力墙的理论分析模型

在实际工程结构中,通常剪力墙厚度 t 与墙中面最小尺寸 b (墙宽)之比小于 $1/5$,因而能够把墙体等效为薄板。对于钢筋混凝土剪力墙,虽然混凝土可以视为均匀分布,但是墙内配置的竖向和水平钢筋不同,造成墙体的各向异性性质,因而可以按照均质正交各向异性板建立计算模型^[8]。横向箍筋和竖向纵筋的对称分布在墙体内部产生3个相互垂直的弹性对称面,将 x 、 y 、 z 轴置于弹性主向上。同时,考虑到剪力墙自身重力和

收稿日期:2019-11-15; 修订日期:2019-12-17

基金项目:国家重点研发计划(2016YFE0125600); 教育部创新团队发展计划(IRT_16R67)

通信作者:赵军(1971—)男,河南漯河人,郑州大学教授,博士,博士生导师,主要从事混凝土结构抗震性能研究,
E-mail: zhaoj@zzu.edu.cn。

其受到的顶部竖向荷载所产生的面力都与墙面平行,沿墙体厚度方向没有外力作用,并且面力大小沿厚度方向保持不变,可以作为正交各向异性薄板在平面内的稳定性问题求解。

以图 1 所示钢筋混凝土框架—剪力墙结构为例^[9],每层剪力墙高 2.8 m,墙宽 1.2 m,墙厚 0.2 m,墙底部与钢筋混凝土基础固定连接。因而,建立的剪力墙模型如图 2 所示。

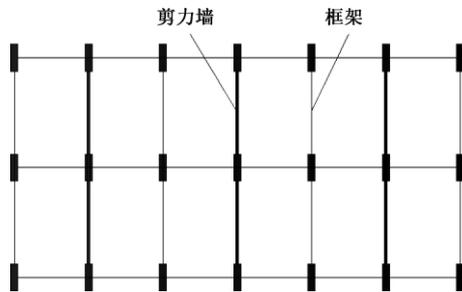


图 1 某框架剪力墙结构平面图

Figure 1 Plane plan of a frame shear wall structure

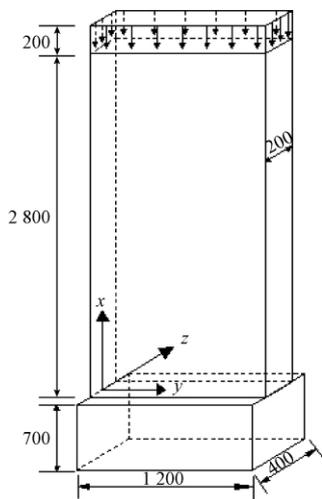


图 2 剪力墙计算模型

Figure 2 Calculation model of the shear wall

接下来,对剪力墙边界进行简化,以便得到墙体上、下端处合理的边界条件。剪力墙上端梁的横截面为边长 $c=0.2\text{ m}$ 的正方形,计算其抗弯

刚度为 $EI_z = \frac{1}{12}Ec^4 = 1.33 \times 10^{-4}E$,其中 E 表示混凝土弹性模量。在剪力墙丧失稳定之前,顶端梁的抗扭刚度^[10] 可以按照弹性阶段计算为 $GI_n = G\beta c^4 = 0.9 \times 10^{-4}E$,其中取混凝土剪切弹性模量

$G = \frac{E}{2.5}$ ^[11],矩形截面扭转梁的抗扭系数由表

[12]给出,正方形截面梁取 β 为 0.141。上述计算结果表明,顶端梁能够较大程度地限制墙体上边界的弯曲和扭转,但考虑到实际结构中剪力墙

受到水平荷载的作用,其上部边界会产生沿水平方向的运动,所以顶端梁并不完全约束墙体上部边界的水平位移,所以其对墙体边界属于定向约束^[13]。而且,墙体下边界一般固定于基础中,应将墙体下边界作为固定端约束。

在剪力墙结构设计中,剪力墙两侧大多设置轻质墙体,不考虑其承担的作用力,在结构设计中不参与内力计算,因而可以忽略剪力墙两侧的约束,将墙体两侧视为自由边,在两侧边界上不存在支反力和分布弯矩。剪力墙在竖向荷载的作用下,位于底部的梁会对墙体下边界产生平行于墙面、竖直向上的均布荷载作用。因此,剪力墙在顶部竖向荷载作用下的稳定性问题就可以近似为其在上述边界约束条件下两对边受均布荷载的稳定性问题。当墙体上下边界截面只承受竖向荷载作用时,这两个边界截面上都不出现弯矩,可以进一步认为是简支约束。

由此可见,在竖向荷载下对钢筋混凝土剪力墙进行稳定性计算时,可以建立边界条件为两对边自由、两对边简支的正交各向异性板计算模型。

2 临界应力的理论解

如前所述,建立对边简支、对边自由的正交各向异性矩形薄板的剪力墙理论计算模型见图 3。墙高为 a ,墙宽为 b ,单位宽度上的竖向荷载应力集度用 p_x 表示,图中虚线表示墙体上、下边界简化后的简支约束。

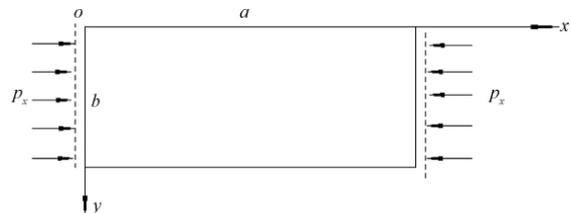


图 3 剪力墙理论计算模型

Figure 3 Theoretical calculation model of shear wall

在工程结构设计中,通常习惯用 E_1, E_2 和 μ_1, μ_2 表示正交各向异性材料沿 x, y 两个弹性主向的弹性模量和泊松比,用 G 表示 τ_{xy} 相对应的剪切模量。根据刚性薄板弯曲理论的基本假定,板的纵向截面在板变形前后始终垂直于板中面,只是绕板中面的中心轴线旋转了特定角度,因而可以忽略板厚度方向(即 z 轴方向)的位移,如图 3 所示,认为 $\varepsilon_z = 0$ 并且有 $\gamma_{zx} = \gamma_{yz} = 0$,同时考虑到 $\sigma_z \ll \sigma_y, \sigma_x$,从而能够认为 $\sigma_z \approx 0$ 。进一步地,可以将应变和应力分量按照弹性弯曲理论用薄板的平面

外位移项 w 表示为式(1)和式(2),其中 $\frac{\mu_1}{E_1} =$

$$\frac{\mu_2}{E_2}。$$

$$\begin{cases} \varepsilon_x = -z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}; \\ \varepsilon_y = -z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}; \\ \gamma_{xy} = -2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}, \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \sigma_x = -\frac{z}{1-\mu_1\mu_2} \left(E_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu_1 E_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right); \\ \sigma_y = -\frac{z}{1-\mu_1\mu_2} \left(E_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right); \\ \tau_{xy} = -2Gz \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}. \end{cases} \quad (2)$$

接下来采用位能驻值原理,通过推导板总位能的极值,得到图3中剪力墙简化计算模型的失稳临界应力。

将正交各向异性板整体视作三维弹性体 Ω ,式(3)给出其应变能 V 的计算式。将式(1)和式(2)代入式(3),便能够将正交各向异性板的应变能 V 用位移表示。

$$V = \frac{1}{2} \iiint_{\Omega} (\sigma_x \varepsilon_x + \sigma_y \varepsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy}) dx dy dz. \quad (3)$$

图3所示的均布力对板做的功^[14]:

$$W = \frac{1}{2} \iint (-p_x) \left[\left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] dx dy. \quad (4)$$

进而力函数 U 可以表示为

$$U = \frac{p_x}{2} \int_0^a \int_0^b \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx dy. \quad (5)$$

应变能 V 与力函数 U 作差,得到板的总位能 Π :

$$\Pi = V - U. \quad (6)$$

根据位能驻值原理,总位能 Π 取极值时板处于稳定的平衡态,那么有:

$$\delta \Pi = 0. \quad (7)$$

通过将图3约束条件下正交各向异性板的边界条件用板的内力表示出来,便可以采用瑞利-李兹法^[15]分析式(7)。

依据弹性理论,从板内取出一个体积为 $dx \times dy \times t$ 的微元体,分别计算微元体各面上的应力,然后进行积分可得板的内力为:

$$M_x = -\frac{t^3}{12(1-\mu_1\mu_2)} \left(E_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu_1 E_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right); \quad (8)$$

$$M_y = -\frac{t^3}{12(1-\mu_1\mu_2)} \left(E_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right); \quad (9)$$

$$M_{xy} = M_{yx} = -\frac{t^3}{6} G \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}, \quad (10)$$

$$F_{Sx} = -\left[\frac{t^3}{12(1-\mu_1\mu_2)} \left(E_1 \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} + \mu_1 E_2 \frac{\partial^3 w}{\partial y^2 \partial x} \right) + \frac{t^3}{6} G \frac{\partial^3 w}{\partial y^2 \partial x} \right]; \quad (11)$$

$$F_{Sy} = -\left[\frac{t^3}{12(1-\mu_1\mu_2)} \left(E_2 \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} \right) + \frac{t^3}{6} G \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} \right], \quad (12)$$

根据前文墙体顶部和底部边界约束简化后的结果,图3中正交各向异性板在 $x=0$ 和 $x=a$ 两个边界上视为简支约束,这两条边上的边界条件为:

$$\begin{cases} (w)_{x=0} = 0, (M_x)_{x=0} = 0; \\ (w)_{x=a} = 0, (M_x)_{x=a} = 0. \end{cases} \quad (13)$$

由于剪力墙存在自由边界 $y=0$ 和 $y=b$,而在自由边界上的内力弯矩 M_y 、剪力 F_{Sy} 和扭矩 M_{xy} 都将为0,此时利用文献[16]建议的广义剪力的计算方法,可将边界上3个内力为0的条件转化为2个自由边上的边界条件:

$$\begin{cases} (M_y)_{y=0} = 0, \left(F_{Sy} + \frac{\partial M_{yx}}{\partial x} \right)_{y=0} = 0; \\ (M_y)_{y=b} = 0, \left(F_{Sy} + \frac{\partial M_{yx}}{\partial x} \right)_{y=b} = 0. \end{cases} \quad (14)$$

将式(8)代入式(13)中的 M_x 项,则 $x=0$ 和 $x=a$ 处的边界条件便能够由位移给出:

$$\begin{cases} (w)_{x=0} = 0, \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)_{x=0} = 0; \\ (w)_{x=a} = 0, \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)_{x=a} = 0. \end{cases} \quad (15)$$

将式(9)、(10)、(11)、(12)代入式(14)中的对应项,则 $y=0$ 和 $y=b$ 处的边界条件亦可由位移给出,如式(16)。

图3中,正交各向异性板受力失稳时,在边界 $x=0$ 和 $x=a$ 上的位移为零,而在边界 $y=0$ 和 $y=b$ 上会产生垂直于板面的位移。考虑到板的对称性,两条自由边上的失稳位移必须完全同步,并且失稳波形应具有周期性正弦曲面的失稳形状。可见,与自由边平行的截面在失稳发生时垂直于板面的位移始终相同,即失稳

位移与 y 的取值无关。

$$\begin{cases} \left(E_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)_{y=0} = 0, \\ \left(\frac{1}{12(1-\mu_1\mu_2)} \left(E_2 \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} \right) + \frac{G}{3} \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} \right)_{y=0} = 0; \\ \left(E_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)_{y=b} = 0, \\ \left(\frac{1}{12(1-\mu_1\mu_2)} \left(E_2 \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} \right) + \frac{G}{3} \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} \right)_{y=b} = 0. \end{cases} \quad (16)$$

因而可以用式(17)所示的单三角级数来表达失稳挠曲面:

$$w(x, y) = \sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin \frac{\pi x}{a}, \quad (17)$$

其中, A_m 是待定系数, 当 m 取 1 时, 板达到临界应力, 此时的失稳挠曲面为:

$$w(x, y) = A \sin \frac{\pi x}{a}. \quad (18)$$

式(18)完全满足式(15)所表示的简支约束条件。将式(18)代入式(16)可以看到, 广义剪力为零的条件可以满足, 但弯矩为零的条件却无法实现, 也即式(18)能够使得所有位移边界条件得到满足, 却不能使得自由边界上力的边界条件完全符合假设, 但文献[14]和[17]举例说明了利用类似的基函数仍可以得到与真实结果较吻合的近似解。因为在实际结构中, 剪力墙顶部梁和底部基座梁通常一体浇筑, 当墙体出现墙面外的位移时, 两侧边端点处会受到来自上、下边界的作用力, 一定范围内会存在较小的分布弯矩, 不属于完全意义上的自由边, 所以可以将式(18)认为是剪力墙压曲失稳挠曲面的近似表达式。

最后, 联立式(6)、式(7)和式(18), 并考虑到 Π 对 A 的一阶偏导数为零, 求得系数 A , 从而得到图 3 中计算模型单位宽度上的临界应力为

$$P_x = \frac{\pi^2 E_1 t^3}{12a^2(1-\mu_1\mu_2)}, \quad (19)$$

式(19)为剪力墙发生失稳时对应的临界应力计算公式。

3 分析与讨论

3.1 弹性模量和泊松比的转换关系

正交各向异性材料沿 x, y 方向的弹性模量 E_1, E_2 、泊松比 μ_1, μ_2 与其主刚度之间存在一定的关系, 将其与胡拜尔对正交各向异性板的主刚度的近似推导相比较^[18], 可以得到剪力墙沿 x, y 方向的弹性模量 E_1, E_2 、剪切模量 G 和泊松比 μ_1, μ_2 与钢筋混凝土构件的混凝土弹性模量 E_c 、钢筋弹性模量 E_s 和泊松比 μ 之间存在转换关系式(20):

$$\begin{cases} E_1 = \frac{12E_c}{t^3} [I_{cx} + (n-1)I_{sx}] \\ E_2 = \frac{12E_c}{t^3} [I_{cy} + (n-1)I_{sy}] \\ G = \frac{6E_c}{t^3(1+\mu)} \cdot \sqrt{[I_{cx} + (n-1)I_{sx}][I_{cy} + (n-1)I_{sy}]} \\ \mu_1 = \mu \sqrt{\frac{I_{cx} + (n-1)I_{sx}}{I_{cy} + (n-1)I_{sy}}} \\ \mu_2 = \mu \sqrt{\frac{I_{cy} + (n-1)I_{sy}}{I_{cx} + (n-1)I_{sx}}} \end{cases} \quad (20)$$

式中: $n = \frac{E_s}{E_c}$; I_{cx}, I_{sx} 表示全薄板截面、钢筋截面对 x 为常量的中性轴的惯性矩; I_{cy}, I_{sy} 表示全薄板截面、钢筋截面对 y 为常量的中性轴的惯性矩。然后可将式(20)代入式(19)得到临界应力计算公式(21):

$$P_x = \frac{\pi^2 E_c}{a^2(1-\mu^2)} [I_{cx} + (n-1)I_{sx}]. \quad (21)$$

3.2 提高剪力墙稳定性的有效措施

采用式(21)可以计算出钢筋等间距分布的剪力墙截面的临界应力表达式(22), 该剪力墙截面配筋图如图 4 所示。

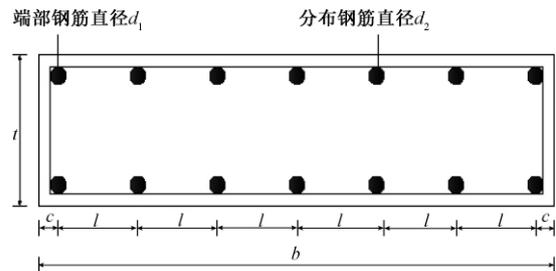


图 4 钢筋等间距分布的剪力墙截面配筋图

Figure 4 Distribution reinforcement layout of shear wall

$$p_x = \frac{\pi^2 E_c}{a^2(1-\mu^2)} \left\{ \frac{t^3}{12} + \left(\frac{E_s}{E_c} - 1 \right) \cdot \left[\frac{\pi}{16} (d_1^4 - d_2^4) + \frac{\pi}{32l} d_2^4 + \pi \left(\frac{t}{2} - c \right)^2 \left[d_1^2 + \frac{d_2^2}{2} \left(\frac{1}{l} - 2 \right) \right] \right] \right\}, \quad (22)$$

式中: d_1 表示端部钢筋直径; d_2 表示分布钢筋直径; l 表示钢筋间距; c 表示混凝土保护层厚度。记式(22)中后面一项为 B :

$$B = \frac{\pi^2 E_c}{a^2(1-\mu^2)} \left(\frac{E_s}{E_c} - 1 \right) \cdot \left\{ \frac{\pi}{16} (d_1^4 - d_2^4) + \frac{\pi}{32l} d_2^4 + \pi \left(\frac{t}{2} - c \right)^2 \left[d_1^2 + \frac{d_2^2}{2} \left(\frac{1}{l} - 2 \right) \right] \right\}, \quad (23)$$

可以发现, 式(23)反映出钢筋对剪力墙稳定性的贡献。

对于剪力墙不同钢筋间距的配筋截面计算表明, 当竖向钢筋间距为 100~200 mm, 钢筋直径从 10 mm 增大到 20 mm 时, 竖向钢筋配筋率增加了 4 倍, 而钢筋对临界应力的影响占临界应力的比值从 2.9% 提高到 19.3%, 钢筋对稳定性的影响增大了近 7 倍; 当竖向钢筋直径为 10~20 mm, 竖向钢筋间距从 100 mm 提高到 200 mm 时, 竖向钢筋配筋率降低了 50%, 钢筋对临界应力的影响所占的比例最大从 19.3% 减小为 10.7%, 钢筋对稳定性的影响降低了 50%。由此可以认为, 提高竖向钢筋配筋率可以明显提高墙体的稳定性^[19]。

采用式(21)可以计算出设置边缘约束构件的剪力墙截面的临界应力表达式(24), 其配筋图如图 5 所示。

$$p_x = \frac{\pi^2 E_c}{a^2(1-\mu^2)} \left\{ \frac{t^3}{12} + \left(\frac{E_s}{E_c} - 1 \right) \left[\frac{\pi}{8} d_1^4 + \frac{\pi}{32} d_2^4 \cdot \left(\frac{b-2l_1}{l_2} \right) + \pi \left(\frac{t}{2} - c \right)^2 \left[2d_1^2 + \frac{d_2^2}{2} \left(\frac{b-2l_1}{l_2} \right) \right] \right] \right\}, \quad (24)$$

对设置边缘构件的不同配筋形式的截面计算表明, 纵向钢筋间距不变, 而钢筋直径在 10~20 mm 变化时, 钢筋对剪力墙临界应力的影响占临界应力的比例从 4.4% 提高为 11.6%; 若只是在 10~20 mm 变化钢筋直径, 发现钢筋对临界应力的影响比例为 2% 以内。所以, 边缘构件中纵向钢筋配筋率对剪力墙的稳定性的影响较大, 而分布钢筋配筋率的影响较小。所以, 对于设置边缘构件的剪力墙可以通过增加纵筋配筋率来改善其稳定性^[19]。

由式(22)和式(24)进一步地计算表明, 对于

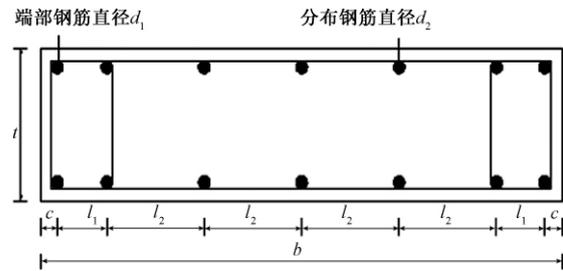


图 5 设置边缘构件的剪力墙截面配筋图

Figure 5 Reinforcement layout of shear wall with boundary columns

特定配筋形式的剪力墙横截面, 当墙体厚度由 120 mm 变化至 370 mm 时, 钢筋对稳定性的影响占整个临界应力的比例可由 12.3% 降至 3.9%, 可见, 随着墙体厚度的增大, 虽然剪力墙的临界应力显著增加, 但钢筋对临界应力的贡献却减小。因此, 对于厚度较薄的剪力墙增大钢筋配筋率能改善其稳定性, 而对于墙体厚度较大的剪力墙, 增大钢筋配筋率对其稳定性影响较小^[19]。

4 结论

(1) 在进行钢筋混凝土剪力墙的稳定性的分析时, 可以建立对边简支、对边自由的正交各向异性矩形薄板理论模型来分析计算。

(2) 分析时采用位能驻值原理, 能够得出钢筋混凝土剪力墙合理的临界应力计算公式。

(3) 降低剪力墙的高厚比、增加纵向钢筋配筋率都能改善墙体的稳定性。当墙体较薄时, 可采用提高纵向钢筋配筋率的方法保证剪力墙的稳定性的。

参考文献:

- [1] 贺芳. 剪力墙结构设计常见问题及注意事项[J]. 工程技术研究, 2017(2): 202-207.
- [2] 万子华. 高层住宅混凝土剪力墙稳定性分析[D]. 南昌: 南昌大学, 2014.
- [3] 陈柯, 郝建磊, 杨健兵, 等. 某工程无楼板支承的楼梯间剪力墙稳定性分析[J]. 结构工程师, 2018, 34(4): 37-43.
- [4] 高逸. 考虑横肋和竖肋相互作用的加劲钢板剪力墙的弹性稳定性[D]. 杭州: 浙江大学, 2018.
- [5] 武敏刚, 冯瑞玉, 李守恒, 等. 轴向压力作用下空心剪力墙的稳定性的分析[J]. 西安建筑科技大学学报(自然科学版), 2002, 34(4): 358-361.
- [6] 马欣伯, 张素梅, 郭兰慧. 侧边加劲肋对两边连接钢板剪力墙弹性屈曲的影响[C]//庆祝刘锡良教授八十华诞暨第八届全国现代结构工程学术研讨会论文集. 北京: 全国现代结构工程学术研讨会学

- 术委员会, 2008: 1251-1256.
- [7] 王耀先. 复合材料结构设计[M]. 北京: 化学工业出版社, 2001: 10-25, 71-94.
- [8] HACIYEV V C, SOFIYEV A H, KURUOGLU N. Free bending vibration analysis of thin bidirectionally exponentially graded orthotropic rectangular plates resting on two-parameter elastic foundations [J]. *Composite structures*, 2018, 184: 372-377.
- [9] 张香成, 陈娜, 罗芳, 等. 铅-磁流变阻尼器在减震结构中的位置优化[J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2018, 39(2): 44-49.
- [10] 王仲秋. 矩形截面钢筋混凝土构件的抗扭刚度[J]. *哈尔滨建筑工程学院学报*, 1983(3): 27-37.
- [11] 王娟, 王会娟, 许耀群, 等. 单轴荷载作用下混凝土强度代表体尺寸定量研究[J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2018, 39(1): 12-17, 28.
- [12] 杨在林. 工程力学[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2010: 147-148.
- [13] 龙驭球, 包世华, 袁驷. 结构力学 I [M]. 北京: 高等教育出版社, 2012: 2-10.
- [14] GORMAN D J. Free vibration analysis of rectangular plates [M]. New York: McGraw-Hill, 1982: 2-29.
- [15] RAHBAR-RANJI A, SHAHBAZTABAR A. Free vibration analysis of non-homogeneous orthotropic plates resting on Pasternak elastic foundation by Rayleigh-Ritz method [J]. *Journal of central south university*, 2016, 23(2): 413-420.
- [16] 李璐. 正交各向异性矩形薄板的弯曲、振动和屈曲[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2007.
- [17] 盖秉政. 弹性力学(下册) [M]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2008: 727-734.
- [18] 徐芝纶. 弹性力学(下册) [M]. 北京: 高等教育社, 2016: 135-156.
- [19] 宋林涧. 钢筋混凝土剪力墙稳定性和弹塑性分析[D]. 郑州: 郑州大学, 2019.

The Stability Analysis of Reinforced Concrete Shear Wall under Vertical Compression

SONG Linjian, ZHAO Jun

(School of Mechanics and Safety Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: With vertical load, buckling failure of reinforced concrete shear walls might occur because of its insufficient stability. The excellent load capacity and seismic performance of shear wall could not take effect. The boundary conditions were analyzed to be simplified reasonably based on the loading features of reinforced concrete shear wall in practical engineering. An analytical model of orthotropic slab with two simply supported boundaries and two free boundaries was built. The critical stress formula of shear wall at out-of-plane buckling failure under vertical load was obtained using the principle of stationary potential energy. According to the critical stress formula obtained, the influences of the height and thickness, diameter and space of longitudinal reinforcement of shear wall on the critical stress were discussed. The further research about the effective measures to improve the stability of shear wall under vertical load was completed.

Key words: reinforced concrete; shear wall; stability; orthotropic; principle of stationary potential energy

文章编号:1671-6833(2020)02-0086-05

带翼缘板嵌入式连接件抗剪承载力试验研究

张哲¹ 史锦¹ 李国强² 汤意³ 李斐然³ 王燕³ 孙东生³

(1. 郑州大学 土木工程学院 河南 郑州 450001; 2. 同济大学 土木工程学院 上海 200092; 3. 河南省交通规划设计研究院股份有限公司 河南 郑州 450001)

摘要: 在嵌入式连接件的基础上,提出一种带翼缘板嵌入式连接件,依据实际工程,进行8个试件的推出试验,分析其不同阶段的荷载-滑移曲线关系,研究抗剪承载力的影响因素及破坏模式。结果表明:在钢翼缘板宽厚比满足一定条件时,混凝土板厚处裂缝为直线,板宽处裂缝为波纹线;当钢翼缘板宽厚比未满足条件时,翼缘板发生失稳现象,混凝土裂缝未充分发展,加载因翼缘板失稳无法继续,试验提前结束。翼缘板未失稳试件抗剪承载力约为现有嵌入式连接件承载力理论计算值的1.5倍,证明较嵌入式连接件,翼缘板明显提高了该新型连接件的抗剪承载力。

关键词: 组合结构; 嵌入式连接件; 翼缘板; 推出试验; 荷载-滑移曲线; 极限承载力

中图分类号: U441; TU398

文献标志码: A

doi: 10.13705/j.issn.1671-6833.2020.03.008

0 引言

波纹钢腹板预应力混凝土桥(简称“波纹钢腹板PC桥”)源于法国^[1],它是由混凝土顶底板、体外预应力筋和波纹钢腹板三者构成的组合结构,是对传统的混凝土桥梁的一种改进^[2],它有效地发挥了混凝土和波纹钢板的特性,提高了它们的使用效率^[3-4]。在波纹钢腹板PC桥中,有一种重要的结构,即抗剪连接件,它用于抵抗混凝土板与钢腹板间的纵向剪力,使二者之间不能相对滑移^[5-8]。

波纹钢腹板PC桥可用的连接件形式很多,例如栓钉连接件、型钢连接件、PBL(perfobond-leiste)连接件以及嵌入式连接件^[9-10]。嵌入式连接件没有翼缘板,在施工中支模浇筑极为麻烦,不利于现场施工进度。为解决这一问题,以嵌入式连接件为基础,在其两侧焊接两块钢板形成翼缘板(图1),笔者称为带翼缘板嵌入式连接件。这种连接件抵抗水平剪力由嵌入段斜板处混凝土块、接合钢筋、横桥向的贯穿钢筋以及混凝土销轴共同承担^[11]。钢筋混凝土销轴还起到了抵抗拉拔力的作用^[12]。

以往并未有学者研究该种新型连接件,笔者

提出这种连接件形式仅把翼缘板作为混凝土浇筑模板来设计,而翼缘板对于连接件性能的影响需要试验研究确定。可以参考在形式上较为类似的连接件的研究成果包括:

(1) 万水教授提出的开孔波折板连接件^[13],这种连接件嵌入段为波纹钢板,但腹板为平板且与嵌入段不连续。承载力可用式(1)得出^[14]:

$$P_u = 49.2 \times 10^3 + \alpha \left(1 + \beta \sqrt{\frac{d_w}{h_w}} \right) (\phi^2 - \phi_s^2) f_{cu} + \gamma \phi_s^2 f_y + \lambda h_w d_w f_{cu} \quad (1)$$

式中: f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度; f_y 为贯穿钢筋屈服强度; ϕ 为开孔波折板开孔直径; ϕ_s 为贯穿钢筋直径; h_w 为开孔波折板高度; d_w 为开孔波折板的波高; $\alpha = 1.327$; β 为波折板对混凝土榫增强系数, $\beta = -0.145$,当开孔板为直钢板时 β 取0; γ 为贯穿钢筋抗剪系数, $\gamma = 1.245$; λ 为波折板所围成混凝土齿板抗剪系数, $\lambda = 1.219$,当开孔板为直钢板时 λ 取0。

(2) CJJT 272—2017《波形钢腹板组合梁桥技术标准》^[15]指出,嵌入式连接件应分别满足混凝土齿键和混凝土剪力销的受剪承载力要求。

混凝土齿键的受剪承载力可通过式(2)得出:

$$V_u = f_{cd} A_1 + \mu f_{sd} A_s \quad (2)$$

收稿日期:2019-09-25; 修订日期:2020-01-15

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51478437); 郑州市重大科技专项计划(152PZDZX033)

作者简介:张哲(1977—),男,河南南阳人,郑州大学副教授,博士,主要从事钢结构设计与原理研究,E-mail:zzhe@zzu.edu.cn。

式中: f_{cd} 为混凝土抗压强度设计值; A_1 为波纹钢腹板斜幅段在横桥向的投影面积; μ 为系数, 取 1.0; f_{sd} 为接合钢筋抗拉强度设计值; A_s 为接合钢筋截面积。

混凝土剪力销受剪承载力可通过式 (3) 得出:

$$V_u = n [1.38(d_p^2 - d_s^2)f_{cd} + 1.24d_s^2f_{sd}] \quad (3)$$

式中: d_p 为开孔钢板孔径; d_s 为贯穿钢筋直径; f_{cd} 为混凝土抗压强度设计值; f_{sd} 为贯穿钢筋抗拉强度设计值; n 为系数, 当开孔钢板间距大于其高度的 1.5 倍时取 2。

以 CJJT 272—2017《波形钢腹板组合梁桥技术标准》^[15] 中嵌入式连接件的承载力计算公式为基础, 以实际工程为背景, 通过试验研究该公式的适用性, 以及该种连接件的性能。

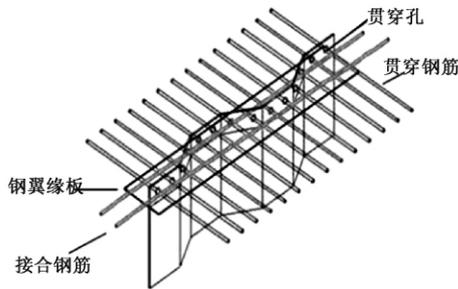


图 1 带翼缘板嵌入式连接件

Figure 1 Embedded connector with flange plate

1 试验方案

1.1 试件设计

依托机西高速二期贾鲁河大桥工程, 试件根据实际图纸选用 1:1 尺寸制作。试验所用构件参数图如图 2 所示。为了确保试件的加载端不会局部损坏, 加强设计试件的加载端。试件使用 Q345D 型钢材, 波纹钢板的波形为 1600 型(图 3)。横向贯穿钢筋型号为 HRB335, 直径为 16 mm 和 22 mm, 接合钢筋型号为 HRB335, 直径为 22 mm(图 2), 试件参数为混凝土强度, 贯穿钢筋直径以及翼缘板厚度。钢筋与钢板的力学性能如表 1 所示。试件采用 C40 和 C55 混凝土制作, 混凝土的力学性能如表 2 所示。试件设计参数见表 3。

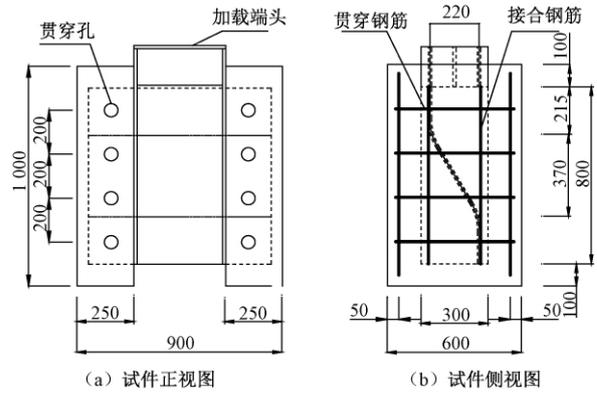
1.2 量测方案

本次试验主要量测数据为: 压力传感器读数, 位移传感器读数。

试验共布置 6 个位移计, 布置位置如图 4 所示, 用于测量钢材与混凝土间的相对滑移。

1.3 加载方案

本次试验采用 500 t 万能压力机, 试验装置布



(a) 试件正视图 (b) 试件侧视图

图 2 试件几何尺寸

Figure 2 Geometrical dimension of test specimen

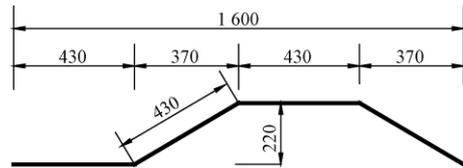


图 3 1600 型波形图

Figure 3 Geometrical properties of the 1600-type corrugated steel plate

表 1 钢筋与钢板力学性能

Table 1 Mechanical properties of steel bar and steel

参数	HRB335 钢筋		钢板
	φ16	φ22	Q345D
屈服强度 f_y /MPa	445.2	470.6	384.4
极限强度 f_u /MPa	615.3	635.4	517.1
弹性模量 E_s /GPa	200	200	206

表 2 混凝土力学性能

Table 2 Mechanical properties of concrete

强度等级	C40	C55
立方体抗压强度 f_{cu} /MPa	46.4	57.5
弹性模量 E_c /MPa	3.25×10^4	3.55×10^4

表 3 试件参数表

Table 3 Parameter list of test specimen

编号	混凝土等级	混凝土板厚 / mm	钢翼缘板板厚 / mm	波纹腹板板厚 / mm	贯穿钢筋直径 / mm	接合钢筋直径 / mm
bw-A1	C55	250	8	14	22	22
bw-A2	C40	250	8	14	22	22
bw-A3	C55	250	10	14	22	22
bw-A4	C55	250	10	14	16	22
bw-A5	C40	250	12	14	22	22
bw-A6	C55	250	14	14	22	22
bw-A7	C55	250	14	14	16	22
bw-A8	C55	250	20	14	22	22

置简图如图 5 所示。

在正式加载前进行预加载, 参考欧洲规范

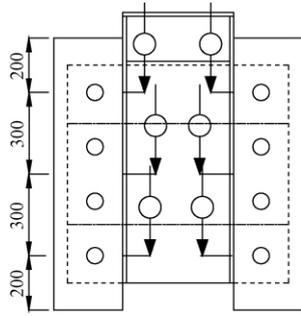


图4 位移传感器

Figure 4 Displacement sensors

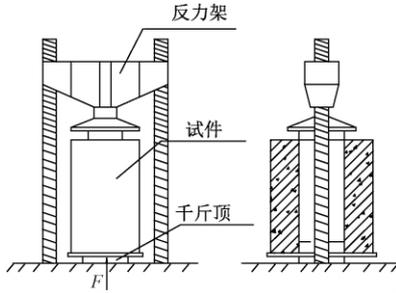


图5 加载装置

Figure 5 Loading device

4^[16] 预加载 400 kN ,持续 2 min ,待测量仪器读数稳定后 ,卸载到预估极限荷载的 5% ,循环 5 次。正式加载采用分级加载制度 ,每级加载 200 kN ,持荷 5 min ,待测量仪器读数稳定后记录数据。当加载至 0.8 倍的预估极限荷载后 ,选择每级加载 100 kN 直至试验结束。试验前在试件与压力机的接触面铺少量细沙 ,以保证试件均匀受力。

2 试验结果及分析

2.1 破坏模式

最终的试验现象显示 ,所有试件呈现两种破坏形态 ,它们之间存在着两种明显的区别: ①混凝土破坏程度; ②钢翼缘板是否发生失稳。

(1) 试件 bw-A1 ~ bw-A5 的破坏形态为混凝土仅局部破坏 ,钢翼缘板发生失稳。表现为: 混凝土裂缝未充分发展 ,翼缘板在宽厚比较大处发生局部失稳。以试件 bw-A4 为例 ,试验现象如图 6 所示。

(2) 试件 bw-A6 ~ bw-A8 的破坏形态为混凝土完全破坏 ,钢翼缘板未发生失稳。表现为: 混凝土裂缝在厚度与宽度位置呈现直线与波纹线的形状。以试件 bw-A8 为例 ,试验现象如图 7 所示。

2.2 荷载滑移关系

图 8 为翼缘失稳试件的荷载-滑移曲线 ,图 9 为翼缘未失稳试件的荷载-滑移曲线 ,图 10 为两



图6 翼缘失稳试件典型破坏现象(试件 bw-A4)

Figure 6 Typical failure phenomenon of local buckling test specimens (specimen bw-A4)

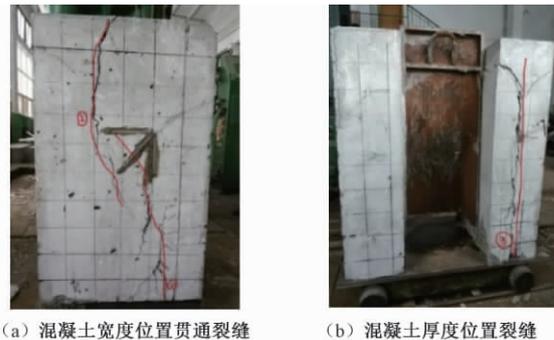


图7 翼缘未失稳试件典型破坏现象(试件 bw-A8)

Figure 7 Typical failure phenomena of unstable flange plate test specimens (specimen bw-A8)

种破坏模式曲线对比。(其中荷载值为试验加载值的一半 ,即分析单侧连接件性能 ,滑移量取 6 个位移计读数平均值)。并将各试件试验结果对比绘制成表 4。

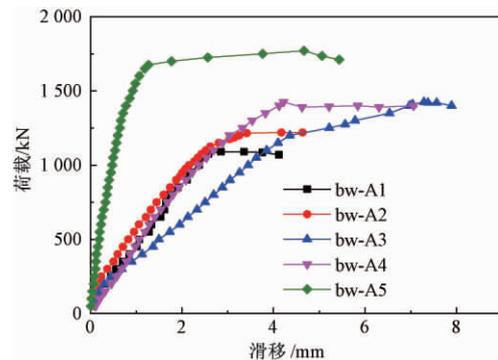


图8 翼缘失稳试件荷载-滑移曲线

Figure 8 Load-slip curve of local buckling test specimens

从图 8 可看出 ,在加载初期 ,连接件与混凝土间滑移量较小 ,均不大于 1 mm。随着荷载不断增大 ,滑移量逐渐增大。当翼缘板向内鼓起接近失稳时 ,位移计读数明显增加 ,滑移量迅速增大。

从图 9 可看出 ,在加载初期 ,连接件与混凝土间滑移量较小 ,均不大于 0.7 mm ,随着加载的进行 ,荷载-滑移曲线斜率逐渐变小 ,不再线形增长 ,此时裂缝开始出现。随着加载的继续 ,滑移迅速

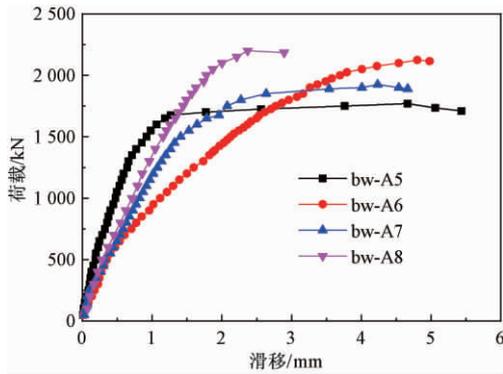


图 9 混凝土破坏试件荷载-滑移曲线
Figure 9 Load-slip curve of concrete failure test specimens

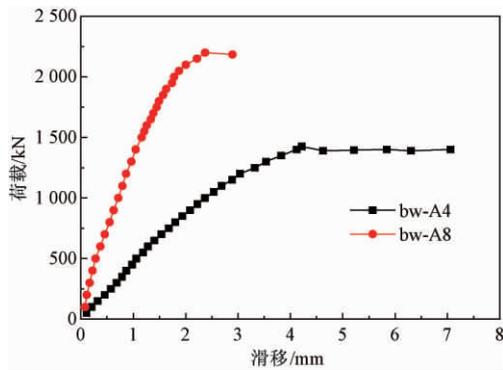


图 10 两种破坏模式荷载-滑移曲线对比
Figure 10 Comparison of load-slip curves between two failure modes

增长 直到破坏 最终各试件的最大滑移量均不超过 5 mm。

从图 8 和图 9 可看出,试件 bw-A5 的曲线的发展规律与其余 4 个试件的曲线发展规律不尽相同,却与翼缘板未失稳试件的发展规律类似,但 bw-A5 的破坏形态为翼缘板发生失稳,因此可认为该试件处于两种破坏模式的临界状态。

从图 10 可看出,所有试件在加载开始时都保持了良好的弹性变形,荷载-滑移曲线的斜率随着试验加载值的不断增加而减小。两种破坏模式试件曲线差异表现在:(1)上部位移计因翼缘板失稳读数较大,导致曲线斜率较小;(2)翼缘板失稳无法继续传递荷载导致这些试件提前破坏,因此其极限承载力均低于翼缘板未发生失稳试件的极限承载力。

3 抗剪承载力分析

通过表 4 可发现,试件 bw-A7 极限承载力较试件 bw-A6 极限承载力提高了 10.4%,这说明在其他参数一样的条件下,当贯穿钢筋直径由 16 mm 增加至 22 mm 时,连接件的极限承载力也随之提高。

通过分析试验结果并按照参考文献中算式计算承载力可以发现:

表 4 试件试验结果

Table 4 Test results of test specimens

编号	滑移量/mm	破坏模式	T_1 /kN	T_2 /kN	Q_1 /kN	Q_1/T_2	Q_2 /kN	Q_2/T_2	Q_3 /kN	Q_3/T_2
bw-A1	4.12	翼缘失稳	400	1 090	1 385.07	1.27	529.69	0.49	2 561.59	2.35
bw-A2	4.63	翼缘失稳	420	1 220	1 212.22	0.99	481.60	0.39	2 186.07	1.79
bw-A3	7.89	翼缘失稳	480	1 420	1 385.07	0.98	529.69	0.37	2 561.59	1.80
bw-A4	7.06	翼缘失稳	460	1 425	1 385.07	0.98	406.67	0.29	2 307.74	1.62
bw-A5	5.44	翼缘失稳	650	1 710	1 212.22	0.71	481.60	0.28	2 186.07	1.28
bw-A6	4.98	混凝土劈裂	570	2 125	1 385.07	0.65	529.69	0.25	2 561.59	1.21
bw-A7	4.67	混凝土劈裂	550	1 925	1 385.07	0.72	406.67	0.21	2 307.74	1.20
bw-A8	2.89	混凝土劈裂	600	2 200	1 385.07	0.63	529.69	0.24	2 561.59	1.16

注: T_1 为试件单侧弹性承载力; T_2 为试件单侧极限承载力; Q_1 为式(2)所得理论值; Q_2 为式(3)所得理论值; Q_3 为式(1)所得理论值。

(1) 对比 T_2 和 Q_1 ,除试件 bw-A5 外,其余 4 个翼缘板失稳试件试验值比 Q_1 小,原因是位移计因上部翼缘板失稳而无法继续记录数据,试验提前结束,此时混凝土仅局部破坏;对于翼缘板未失稳试件,试验值则大约为计算值的 1.5 倍,可知翼缘板存在,使得连接件的纵向刚度明显提高,改变了波纹板嵌入段的边界条件,进而斜板段混凝土抗剪齿键充分受压,提高了连接件的承载力。

(2) 对比 T_2 和 Q_2 可发现,所有试件试验值均大于混凝土销的受剪承载力理论值,因此该连

接件的混凝土销受剪承载力满足规范^[13]要求,试验中也未发现混凝土销破坏的现象。

(3) 对比 T_2 和 Q_3 可发现,翼缘板未发生失稳的试件 T_2 与 Q_3 较为接近,但均比 Q_3 约小 20%,原因是两种连接件的结构形式不同,受力机制也有所不同,因此对于笔者所提出的连接件仅具有一定的理论参考意义。

因此,对于笔者研究的连接件,如果翼缘板未发生失稳现象,式(2)的计算结果偏于保守。可借鉴嵌入式连接件承载力计算公式,加强混凝土

影响系数,并参考开孔波折板计算公式进行修正。

4 结论

笔者针对带翼缘板嵌入式连接件,通过推出试验对其抗剪承载力、滑移、破坏模式等几个方面进行了研究和分析,得出以下结论:

(1) 此种连接件的翼缘板起到提高波纹板纵向刚度的作用。试件破坏模式分为两类,翼缘板失稳破坏与混凝土劈裂破坏。

(2) 翼缘板失稳试件的翼缘板宽厚比较大并失稳,试验提前结束,最终混凝土仅发生局部破坏。

(3) 翼缘板未发生失稳试件的混凝土板裂缝发展完全,裂缝处混凝土存在压碎的情况。最终混凝土板板厚处裂缝形状为从下到上直线贯穿,板宽处的裂缝形状为波纹形。

(4) 未失稳试件试验值比现有嵌入式连接件理论值大,除现有算式偏于保守这个原因外,还因为翼缘板的存在,提高了波纹板的纵向刚度,使得斜板处的混凝土充分受压,进而提高了连接件的承载力。

(5) 建议设计中采取构造要求如控制翼缘宽厚比,防止翼缘板发生局部失稳现象。

参考文献:

- [1] 李现辉,李国强. 腹板嵌入式组合梁中抗剪连接件推出试验[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(4): 78-84.
- [2] 刘保东,任红伟,李鹏飞. 考虑波纹钢腹板箱梁特点的挠度分析[J]. 中国铁道科学, 2011, 32(3): 21-26.
- [3] 武海鹏,李杰,陈淮. 变截面波纹钢腹板组合箱梁剪应力及剪力传递效率分析[J]. 郑州大学学报(工学版), 2017, 38(2): 83-87.

- [4] 王东炜,张奇伟,王用中. 基于模态分析的鄄城黄河公路大桥优化设计[J]. 郑州大学学报(工学版), 2010, 31(6): 1-5.
- [5] 陈直言. 波形钢腹板预应力混凝土桥设计与施工[M]. 北京: 人民交通出版社, 2009.
- [6] 陈宝春,黄卿维. 波形钢腹板PC箱梁桥应用综述[J]. 公路, 2005, 50(7): 45-53.
- [7] 陈建斌,万水,尤元宝. 开孔波折板连接件破坏机理及承载力试验研究[J]. 建筑结构, 2013, 43(12): 74-80.
- [8] MUTASHAR R, SARGAND S, AL RIKABI F T, et al. Response of a composite-adjacent box beam bridge with skewed beams under static and quasi-static loads[J]. Journal of performance of constructed facilities, 2019, 33(3): 04019022.
- [9] 聂建国. 钢-混凝土组合梁结构: 试验、理论与应用[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
- [10] 吴继峰,汤意,吴萍. 卫河大桥波形钢腹板箱梁的设计[J]. 公路, 2010, (1): 57-61.
- [11] 胡建华,叶梅新,黄琼. PBL剪力连接件承载力试验[J]. 中国公路学报, 2006, 19(6): 65-72.
- [12] 程宸,江越胜,蔡建中,等. 嵌入式双排孔抗剪连接件极限承载力[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2016, 46(2): 341-346.
- [13] 万水. 一种翼缘型抗剪连接件: 中国 CN201053146[P]. 2008-04-30.
- [14] 李淑琴,万水. 钢-混组合结构开孔波折板剪力件静载推出试验[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2015, 35(2): 75-82.
- [15] 深圳市市政设计研究院有限公司. 波形钢腹板组合梁桥技术标准: CJJT 272—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.
- [16] European committee for standardization. Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures: BS EN 1994-1-1: 2004. [S]. London: British standards institution 2005.

Experimental Study on Shear Bearing Capacity of Embedded Connector with Flange Plate

ZHANG Zhe¹, SHI Jin¹, LI Guoqiang², TANG Yi³, LI Feiran³, WANG Yan³, SUN Dongsheng³

(1. School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. School of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. Henan Provincial Communications Planning & Design Institute Co., Ltd, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: An embedded connector with flange plate was proposed. According to the actual project, eight specimens were fabricated and tested and their relationships of load-slip curve in different stages were analyzed. The influence factors of the shear bearing capacity and failure modes of the connector were studied. The results showed that when the width-to-thickness ratio of the steel flange plate satisfied certain conditions, the shape of the crack in the thickness direction of the slab was a straight line and the shape of the crack in width of the concrete slab was corrugated. Otherwise, the buckling of the flange plate was occurred and concrete cracks were not fully developed. The loading could not be implemented due to the buckling of flange plate and the tests were finished prematurely. The shear capacity of the specimens that the flange didn't buckle in advance was about 1.5 times of the theoretical value of the current theory on embedded connector, which proved that the flange plate significantly improved the shear capacity of the innovative connector.

Key words: composite structure; embedded connector; flange plate; push-out test; load-slip curve; ultimate bearing capacity

文章编号:1671-6833(2020)02-0091-06

侧压系数及回填材料对双护盾 TBM 卡机控制的影响分析

温 森, 贾书耀, 高星璞

(河南大学 岩土与轨道交通工程研究所, 河南 开封 475004)

摘 要: 为研究深部挤压地层侧压系数 λ 、回填材料弹性模量 E 、软填充长度 L_r 对双护盾 TBM 卡机控制的影响, 采用 3DEC 建立了 TBM 与围岩相互作用模型。数值计算中采用了改进的 Burgers(CVISC) 黏弹性蠕变本构 模拟了 TBM 动态分步开挖, 结果表明: (1) λ 越大, 对 TBM 卡机控制越不利; 当 $\lambda \leq 1$ 时, 其影响程度较小; 当 $1 < \lambda \leq 1.2$ 时, 其影响程度逐渐增大; 当 $\lambda \geq 1.2$ 时, TBM 的总阻力急剧上升, 对卡机控制极为不利; (2) 回填材料 E 越大, TBM 的总接触压力和总阻力越小, 对 TBM 卡机控制越有利; (3) L_r 越大 TBM 总阻力越大, TBM 的卡机概率也越大; TBM 掘进中, 为了降低卡机概率应尽量缩短软填充阶段的长度。

关键词: 双护盾 TBM; 卡机控制; 侧压系数; 回填材料弹性模量; 软填充长度

中图分类号: TU 文献标志码: A doi:10.13705/j.issn.1671-6833.2019.03.013

0 引言

近年来全断面岩石掘进机 TBM 在深埋长大隧道及超千米深部巷道掘进施工中, 得到越来越广泛的应用。双护盾 TBM 在深部挤压性地层施工时极易因围岩挤压大变形而出现卡机事故^[1-2]。Ramoni 和 Anagnostou^[3] 对挤压地层中 3 种类型 TBM 掘进性能的控制性影响因素进行了探讨, 并提出了相应的对策。两位学者在 2011 年研究了均质挤压地层中护盾、围岩、支护之间的相互作用^[4]。Zhao 等^[5] 在考虑护盾与围岩不均匀间隙的基础上建立了三维数值模型, 研究了 TBM、衬砌与围岩之间的相互作用。刘泉声等^[1] 采用 FLAC3D 研究了挤压性地层卡机机理, 并提出 TBM 卡机判据。温森等^[6] 在考虑围岩流变效应的基础上, 建立了停机和连续掘进两种工况下的卡机状态判断模型, 并初步研究了卡机控制措施。Hasanpour 等^[7-8] 运用 FLAC3D 对双护盾 TBM 与围岩的相互作用机理进行了研究, 详细探讨了施工速度、扩挖间隙等对卡机控制的影响。程建龙等^[9] 运用 FLAC3D 研究了扩挖量、护盾锥度、护盾长度、侧压系数等对双护盾 TBM 与围岩相互作用的影响。黄兴等^[10] 针对引大济湟工程 TBM 掘进围岩挤压大变形和卡机事故进

行计算分析。

以上研究成果主要集中在双护盾 TBM 卡机机理及扩挖量、护盾长度等因素对卡机控制的影响等方面。研究表明^[11-13], 侧压系数(水平应力与自重应力的比值)是影响围岩变形、应力分布等重要因素; 同时, 衬砌与围岩之间的回填层参数对隧道整体稳定性的影响也不容忽略。目前开展侧压系数与回填层材料参数对双护盾 TBM 卡机控制影响的研究仍较少。基于此, 笔者采用 3DEC 探讨侧压系数与回填层材料参数对双护盾 TBM 卡机控制的影响。

1 模型的建立及卡机状态判断

1.1 参数的选取

选取里昂-都灵隧道作为研究背景。该隧道埋深 600 m, 自重应力 15.9 MPa, 岩体弹性模量、泊松比、黏聚力、内摩擦角、剪胀角分别为 942 MPa、0.25、0.61 MPa、28°、8°^[14]。

1.2 模型建立与模拟步骤

根据完整模型的轴对称特点, 计算模型选取完整模型的一半, 尺寸为 75 m×100 m×150 m, 如图 1 所示。根据 Hasanpour 等^[7] 的研究结果, 为避免模型边界效应造成的误差, 软弱围岩的开挖

收稿日期:2018-10-11; 修订日期:2019-06-10

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51608174); 河南省科技发展计划项目(162102310603)

作者简介:温森(1981—)男, 河南息县人, 河南大学副教授, 博士, 主要从事地下工程方面的研究, E-mail: wsen919@126.com。

深度应大于4倍隧道断面直径,故本文模型中隧道沿轴线方向开挖深度为50m。

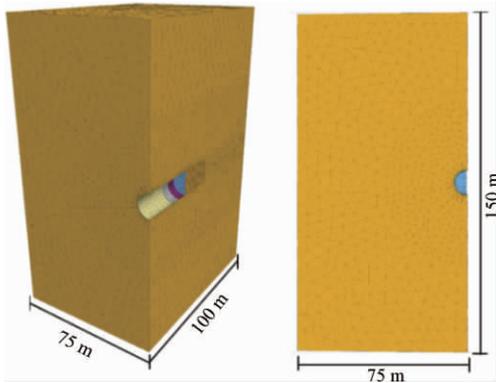


图1 模型的几何尺寸

Figure 1 Geometric dimensions of models

图2为双护盾TBM纵向剖面图,图中反映出TBM的几何构造、各部件尺寸以及护盾的锥度(即阶梯状减小的护盾直径)。双护盾TBM主要组成的几何尺寸如表1所示。图中软填充阶段是指回填层靠近TBM后盾尾部附近的新浇筑阶段,其硬化时间较短因而强度也较低;而硬填充阶段则指回填层硬化时间较长,强度也较高的阶段。

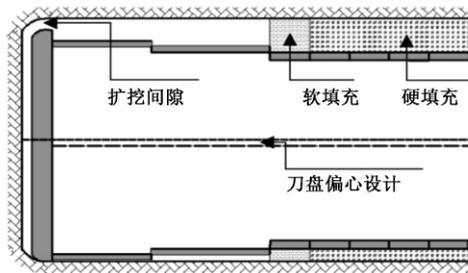


图2 双护盾TBM纵向剖面图

Figure 2 The longitudinal profile of the DS-TBM

表1 双护盾TBM的主要构件几何尺寸

Table 1 Geometric dimensions for main DS-TBM components

DS-TBM 组件	数值	DS-TBM 组件	数值
刀盘直径/m	12.2	前盾长度/m	5
前盾直径/m	12.13	后盾长度/m	6
后盾直径/m	12.07	护盾厚度/m	0.03
管片直径/m	11.17	管片宽度/m	2
刀盘长度/m	0.75	管片厚度/m	0.45

选取3DEC内置改进的burgers蠕变模型(CVISC)模拟岩体的黏弹塑性特性。模型中蠕变参数^[14]详见表2。

建模时考虑到TBM自重,将其除以模型中各部件的体积换算出各部件的等效密度^[9]。TBM刀盘及前后盾的材料为钢,预制衬砌管片为混凝土材料,回填材料为豆砾石灌浆。材料的物理力

表2 岩体蠕变本构参数

Table 2 Creep constitutive parameters of rock mass

参数	数值
Maxwell 剪切模量 G^M /MPa	0.566
Maxwell 黏度系数 η^M / (MPa·a)	27.98
Kelvin 剪切模量 G^K /MPa	498.1
Kelvin 黏度系数 η^K / (MPa·a)	4.26
抗拉强度 σ_1 /MPa	0.0085

学参数详见表3^[7]。

表3 主要部件及衬砌物理力学参数

Table 3 Physical and mechanical properties of main components and lining

部件名称	体积模量 / GPa	剪切模量 / GPa	密度 / (kg·m ⁻³)
刀盘	167	76.9	7600
前、后盾	167	76.9	7600
管片	20	15	3000
软填充	0.417	0.192	2400
硬填充	0.833	0.385	2400

由于刀盘直径为12.2m,4倍隧道断面直径接近50m,计算中每个开挖步的步长设置为1m,选取50个开挖步。详细模拟步骤如图3所示。

1.3 卡机状态判断

若TBM总阻力大于额定推力 F_1 ,TBM则被卡住,卡机状态可用式(1)判断。

$$R_p(t) + R_w + F_r > F_1, \quad (1)$$

式中: $R_p(t)$ 为TBM上围岩压力产生的阻力; R_w 为TBM自重产生的阻力; F_r 为TBM保持正常连续掘进所需的推力。

$R_p(t)$ 可以通过式(2)计算得到。

$$R_p(t) = R_s(t) \cdot \mu \cdot \beta, \quad (2)$$

式中: $R_s(t)$ 为TBM上的围岩压力; μ 为TBM与围岩间的摩擦系数; β 为有效折减系数。

$R_s(t)$ 可通过编写FISH语言从数值模拟的TBM刀盘、前后盾与围岩的接触单元中提取。 μ 的取值范围为0.15~0.30^[8],本文取 $\mu = 0.30$ 。 β 为刀盘半径或前盾半径或后盾半径 r 与隧道半径 R 的比值^[7],分别为0.988、0.983与0.978。

R_w 可以通过式(3)计算得到。

$$R_w = \mu W, \quad (3)$$

式中: W 为TBM自重。

2 侧压系数及回填材料的影响分析

2.1 侧压系数对TBM卡机控制的影响

大量的地质调查结果和地应力实测统计资料表明, λ 大多数处于0.8~1.5。为了探讨不同 λ

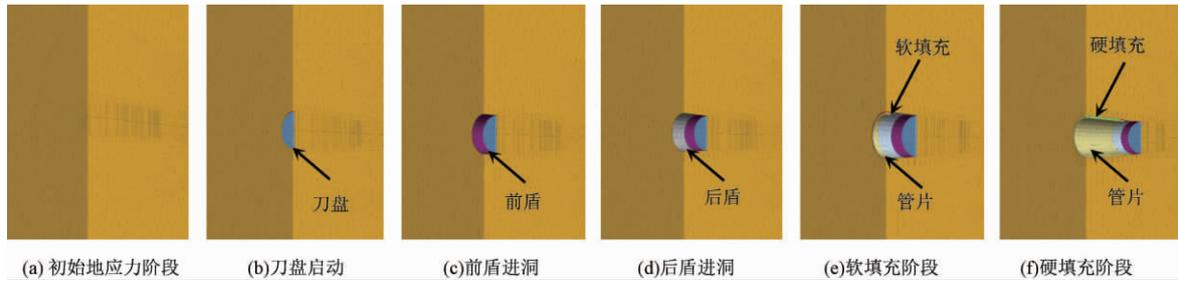


图 3 双护盾 TBM 掘进模拟步骤

Figure 3 The modelling steps of DS-TBM Tunneling

对双护盾 TBM 施工的影响,分别计算 $\lambda = 0.6$ 、 0.8 、 1.0 、 1.2 、 1.4 和 1.6 时的情况,探讨不同 λ 对 TBM 接触压力和总阻力的变化规律。参考已有研究,模拟中设定施工速度分别为 $AR = 12$ 、 24 m/d,扩挖间隙 Δr 依次为 10 、 18 cm。

图 4 是 TBM 接触压力和 λ 的关系图。图 4 显示,随着 λ 的增大,TBM 接触压力不断增大。且随着 λ 的增加接触压力递增趋势逐渐变大,即 λ 越大对 TBM 掘进越不利。

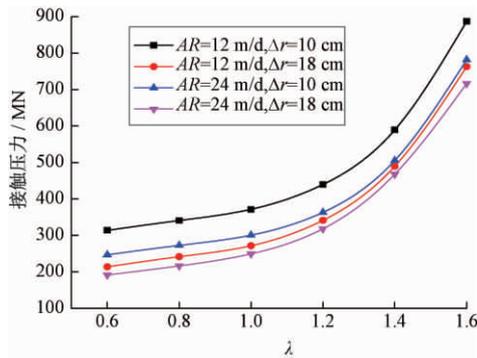


图 4 λ 对 TBM 接触压力的影响

Figure 4 The impact of λ on the contact force

根据由式 (1) ~ (3) 计算不同 λ 的 TBM 总阻力,绘制图 5。图 5 显示,随着 λ 的增大,TBM 的总阻力不断增大。表 4 给出了 5 个不同范围 λ (每个范围 λ 变化均为 0.2) 下的 TBM 总阻力的增长比例。

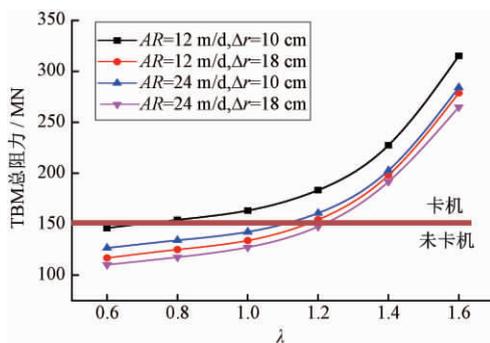


图 5 λ 对 TBM 总阻力的影响

Figure 5 The impact of λ on the total resistance

由图 5 与表 4 可得,当 $\lambda \leq 1$ 时,总阻力的曲线趋势较为平缓,其增长比例也相对较小;当 $1 < \lambda \leq 1.2$ 时,TBM 总阻力增长比例约为 $\lambda \leq 1$ 时的 2 倍;当 $\lambda > 1.2$ 时,TBM 总阻力急剧增长,其增长比例约为 $\lambda \leq 1$ 的 3~4 倍,此时 λ 的增大对 TBM 总阻力影响较大。

由此说明 λ 的增大对 TBM 的卡机控制产生了不利的影响。图 5 中给出了卡机状态分界线,不同的掘进速度和扩挖间隙卡机临界状态时的侧压系数并不相同。但是不管掘进速度和扩挖间隙多大 λ 的增加对 TBM 施工越来越不利。

表 4 不同范围 λ 下的 TBM 总阻力增长比例

Table 4 The extended rate of the total resistance among different internals of λ

AR/ (m·d ⁻¹)	Δr / cm	总阻力增加比例/%				
		$\lambda=0.6$	$\lambda=0.8$	$\lambda=1.0$	$\lambda=1.2$	$\lambda=1.4$
12	10	~0.8	~1.0	~1.2	~1.4	~1.6
	18	5.2	5.5	10.9	19.4	27.8
24	10	5.7	5.8	11.4	20.6	28.7
	18	6.3	7.6	13.7	23	27.7

2.2 回填材料变形参数对 TBM 卡机控制的影响

假定管片衬砌支护体系处于弹性工作状态,以下针对回填材料的弹性模量 E 和泊松比 μ 对 TBM 掘进的影响进行探讨。假设回填材料的 E 大小处于围岩与预制管片之间;根据一般回填层材料性质确定其 μ 、 ρ 值,如表 5 所示。

表 5 围岩、回填层与预制管片的物理力学参数

Table 5 The physical and mechanical parameters of surrounding rock, backfill layer and segment

项目	E /GPa	μ	ρ /(kg·m ⁻³)
围岩	0.942	0.25	2 650
回填层	[1, 36]	0.2, 0.25, 0.3	2 400
预制管片	36	0.2	3 000

图 6 和图 7 是在 $AR = 12$ m/d, $\Delta r = 10$ cm 的掘进条件下,回填层 $E = 1$ 、 12 、 24 GPa 时 TBM 总接

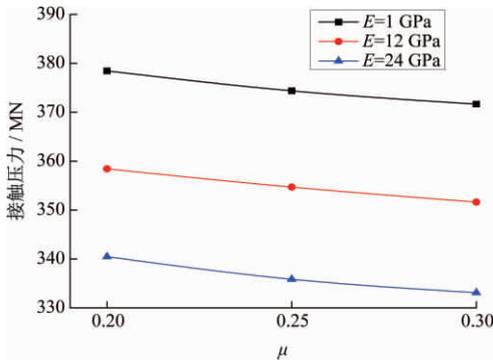


图6 TBM总接触压力、与μ关系图

Figure 6 The relationship of contact force and μ

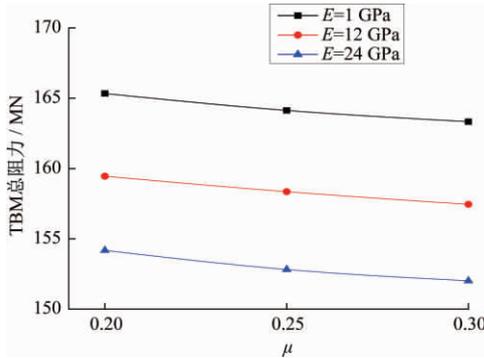


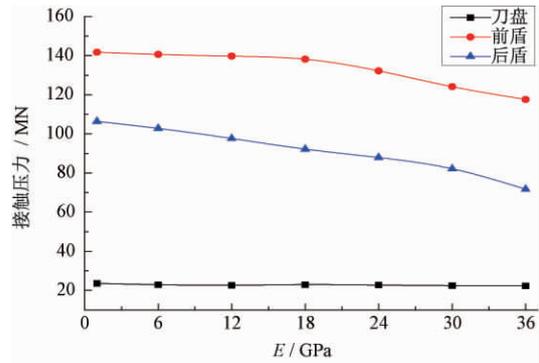
图7 TBM总阻力与μ关系图

Figure 7 The relationship of the total resistance and μ

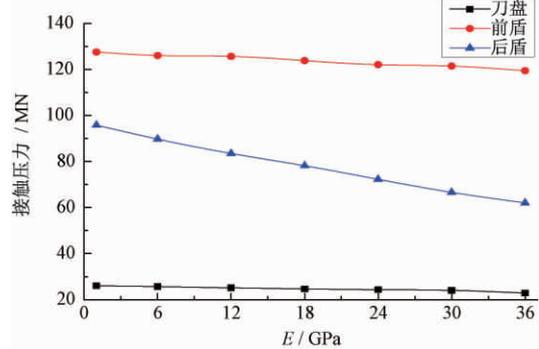
触压力、总阻力与μ的关系曲线。图中显示,TBM总接触压力与TBM总阻力均随回填材料μ的增大而减小,但其降低比例很小,例如μ从0.2增加至0.3时,TBM总接触压力最大降低了3.1%,TBM总阻力最大降低了1.2%。由此可见μ的改变对TBM总阻力影响很小。因此,后续研究假定μ为定值0.3,只考虑E值变化对TBM掘进的影响。

讨论回填材料E的影响时,设定AR=12 m/d、24 m/d和扩挖间隙分别为Δr=10 cm、18 cm。计算中E取值为:E=1、6、12、18、24、30和36 GPa。

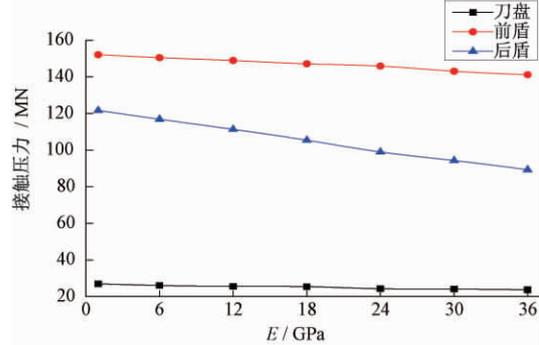
图8为不同掘进条件下,回填材料E与TBM刀盘、护盾的接触压力关系曲线。从图中可见4种不同的TBM掘进条件下,E的改变均对TBM各部件产生了不同程度的影响。其中刀盘上的接触压力受到的影响最小,这是因为刀盘距掌子面较近,受掌子面效应的影响最大,且刀盘距离回填衬砌段又相对较远;对于前盾和后盾而言,随着E的增加前后盾上的接触压力均呈减小趋势。同时受到前盾、后盾与围岩间隙阶梯型降低的影响,在各个掘进条件下均呈现出前盾接触压力大于后盾的规律。由于回填部位紧邻后盾尾部,随着E的增大,后盾的接触压力降低趋势最为明显。



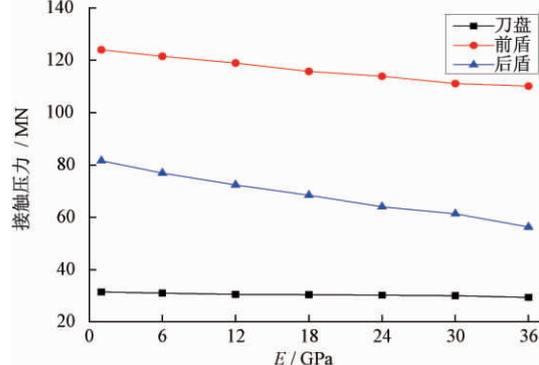
(a)AR=12m/d, Δr=18cm



(b)AR=24m/d, Δr=18cm



(c)AR=12m/d, Δr=10cm



(d)AR=24m/d, Δr=10cm

图8 不同回填材料E与TBM的接触压力关系图

Figure 8 The relationship of E and the contact pressure

图9为各掘进条件下的不同回填材料E与TBM总阻力的关系图,为清晰反映各掘进条件下的TBM总阻力降低情况,计算不同回填材料E下的TBM总阻力增长比例,如表6所示。图9和表6均显示出在4种不同的掘进条件下,随着

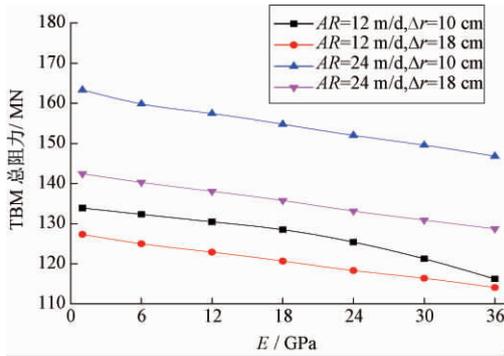


图 9 不同回填材料 E 与 TBM 总阻力关系图

Figure 9 The relationship of E and the total resistance

表 6 不同 E 下的 TBM 总阻力降低比例

Table 6 The extended rate of the total resistance by increasing E

AR/ (m·d ⁻¹)	Δr/ cm	总阻力降低比例/%		
		$E=1\sim 12$ GPa	$E=12\sim 24$ GPa	$E=24\sim 36$ GPa
24	10	3.1	3.6	3.3
	18	3.5	3.7	3.6
12	10	3.6	3.5	3.4
	18	2.6	3.9	7.3

注: 1~12 表示 E 从 1 GPa 增加至 12 GPa。

E 的不断增大, TBM 的总阻力呈现降低趋势。

由图 8 和图 9 可知, 回填材料的 E 越大其力学传递性能越好, 对围岩的稳定性也越好, 对 TBM 卡机控制产生有利影响。因此在 TBM 施工中可据此规律选择弹性模量较大的回填材料, 更好的发挥回填层对围岩的稳定作用, 同时降低 TBM 卡机概率。

2.3 软填充长度对 TBM 卡机控制的影响

图 10 为回填层软、硬填充阶段的局部示意图。众多研究中^[5-8, 14]常将软填充阶段的长度假定为 2 m, 其弹性模量为硬填充阶段的一半, 但工程中软填充长度取决于 TBM 施工速度和回填浆液的硬化速度。目前未见对回填层软填充长度 L_r 讨论的文献。

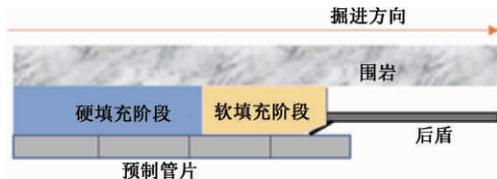


图 10 回填层软、硬填充阶段的局部示意图

Figure 10 The local schematic diagram of soft and hard filling stage

研究中, 分别计算 L_r 为 2、5、8、10、12 m 的情况。回填材料的 E 分别取 6、12、18 GPa, 施工速度和扩挖间隙分别取 12 m/d 和 10 cm。

图 11 为不同 E 时 L_r 与 TBM 总阻力关系图。图中显示, 不论 E 多大, L_r 的增加均造成 TBM 总阻力不断增大。 E 分别为 6、12、18 GPa 时, 当 L_r 从 2 m 增加至 12 m, TBM 总阻力分别增长了 13.3%、13.7%、14.1%。由此可见, L_r 的增加, 显著增加了 TBM 卡机的概率。

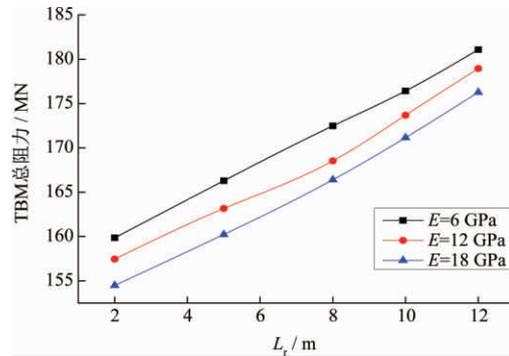


图 11 L_r 与 TBM 总阻力关系图

Figure 11 The relationship of L_r and the total resistance

在同一施工速度和扩挖间隙下, 较长的 L_r 代表着回填灌浆物的硬化时间长、早期强度低, 对 TBM 掘进不利。为了对 TBM 施工更有利, 合理控制回填浆液的硬化速度很有必要。此外, TBM 施工中回填需要大量的输送设备, 而 TBM 内部的操作空间又相对比较狭小, 常会出现因施工工序不协调, 施工组织管理不完善而造成回填灌浆严重滞后的现象。由上可知, 滞后的回填层施工将对卡机控制带来不利影响。为了避免或降低 TBM 掘进过程中卡机概率, 因此, 回填施工过程中, 可选择合理的添加剂, 达到回填浆液早强和快硬的目的; 也可通过制定合理的施工组织方案等措施, 避免回填层施工严重滞后于 TBM 掘进。

3 结论

(1) λ 越大, 对 TBM 卡机控制越不利。当 $\lambda < 1$ 时, 其对 TBM 接触压力和总阻力的影响较小; 当 $\lambda \geq 1$ 时, 增加 λ 对 TBM 接触压力和总阻力的影响较为明显, 而当 $\lambda \geq 1.2$ 时, TBM 接触压力和总阻力随 λ 的增加而急剧增大, 对 TBM 卡机控制极为不利。

(2) 回填材料 E 越大, TBM 的总接触压力和总阻力越小。选择弹性模量较大的回填材料更有利于 TBM 的卡机控制。

(3) 其他条件一定时, L_r 越大, TBM 掘进总阻力越大。

参考文献:

- [1] 刘泉声,黄兴,时凯,等. 超千米深部全断面岩石掘进机卡机机理[J].煤炭学报,2013,38(1):78-84.
- [2] 张银霞,江志强,段留洋,等. TBM 盘形滚刀破岩过程的数值研究[J].郑州大学学报(工学版),2016,37(1):75-78.
- [3] RAMONI M, ANAGNOSTOU G. Tunnel boring machines under squeezing conditions [J]. Tunneling and underground space technology,2010,25(2):139-157.
- [4] RAMONI M, ANAGNOSTOU G. The interaction between shield ground and tunnel support in TBM tunneling through squeezing ground [J]. Rock mechanics & rock engineering,2011,44(1):37-61.
- [5] ZHAO K, JANUTOLO M, BARLA G. A completely 3D model for the simulation of mechanized tunnel excavation [J]. Rock mechanics and rock engineering,2012,45(4):475-497.
- [6] 温森,杨圣奇,董正方,等. 深埋隧道 TBM 卡机机理及控制措施研究[J].岩土工程学报,2015,37(7):1271-1277.
- [7] HASANPOUR R, ROSTAMI J, BARLA G. Impact of advance rate on entrapment risk of a double-shielded TBM in squeezing ground [J]. Rock mechanics and rock engineering,2015,48(3):1115-1130.
- [8] HASANPOUR R, ROSTAMI J, ÖZÇELİK Y. Impact of overcut on interaction between shield and ground in the tunneling with a double-shield TBM [J]. Rock mechanics and rock engineering,2016,49(5):2015-2022.
- [9] 程建龙,杨圣奇,李兴华,等. 挤压地层双护盾 TBM 与围岩相互作用影响因素分析[J].采矿与安全工程学报,2016,33(4):713-720.
- [10] 黄兴,刘泉声,彭星新,等. 引大济湟工程 TBM 挤压大变形卡机计算分析与综合防控[J].岩土力学,2017,38(10):2962-2972.
- [11] BROWN E T, HOEK E. Trends in relationships between measured in-situ stress and depth [J]. International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts,1978,15(4):211-215.
- [12] 景锋,边智华,陈昊,等. 不同岩性侧压系数分布规律的统计分析[J].长江科学院院报,2008,25(4):48-52.
- [13] 钱舟. 不同围岩级别下隧道回填材料合理工程参数分析[D].重庆:重庆交通大学,2016.
- [14] BARLA G, BONINI M, DEBERNARDI D. Time dependent deformations in squeezing tunnels [J]. International journal of geoenvironment case histories,2010,2(1):40-65.

Impact of Lateral Pressure Coefficient and Backfilling Material on Double Shield TBM Jamming Control

WEN Sen, JIA Shuyao, GAO Xingpu

(Institute of Geotechnical and Rail Transport Engineering, Henan University, Kaifeng 475004, China)

Abstract: In order to study the impact of lateral pressure coefficient (λ), elastic modulus of backfilling material (E) and length of soft backfilling (L_r) on TBM jamming control in deep squeezing ground, models were established by 3DEC to explore the interaction between DS-TBM and surrounding rock mass. The Modified Burgers (CVISC) model was adopted to simulate different excavation stages of TBM in the numerical calculation and the main conclusions were drawn as follows: (1) the greater the λ was, the more disadvantageous to TBM jamming control: when $\lambda \leq 1$, its influence on jamming control was small; when $1 < \lambda \leq 1.2$, its influence was increasing gradually; when $\lambda \geq 1.2$, the total resistance of TBM increased sharply and it's very adverse for TBM jamming control; (2) The greater the E was, the less the total contact force and total resistance of TBM were and the more favorable to TBM jamming control; (3) the longer the L_r was, the greater the total resistance and probability of TBM jamming were; In TBM driving, the length of L_r should be shortened as far as possible in order to reduce the probability of TBM jamming.

Key words: DS-TBM; TBM jamming control; lateral pressure coefficient; elastic modulus of backfilling material; length of soft backfilling

本刊被下列数据库及文摘收录:

- 美国《化学文摘》(CA)
- 俄罗斯《文摘杂志》(AJ)
- 英国《科学文摘》(SA)
- 美国《数学评论》(MR)
- 美国《剑桥科学文摘》(CSA)
- 波兰《哥白尼索引》(IC)
- 《中国学术期刊(网络版)》(CAJ-N)
- 《中国学术期刊(光盘版)》(CAJ-CD)
- 《中国科技论文统计源》
- 《中文科技期刊数据库》(CSTJ)
- 《中国期刊网》
- 《中国学术期刊网络出版总库》(CAJD)
- 《中国科技论文与引文数据库》(CSTPCD)
- 《万方数据系统》
- 《中国学术期刊综合评价数据库》
- 《中国学术期刊文摘》
- 《中国机械工程文摘》
- 《中国数学文摘》
- 《中国化学化工文摘》
- 《中国力学文摘》
- 《中国物理文摘》
- 《电子科技文摘》
- 《国家科技期刊开放平台》
- 《超星期刊域出版平台》

郑州大学学报(工学版)

Zhengzhou Daxue Xuebao (Gongxueban)

双月刊 (1980年创刊)

第41卷 第2期 总第170期 2020年3月10日

Journal of Zhengzhou University

(Engineering Science)

Bimonthly (Started in 1980)

Vol.41 No.2 Sum No.170 Mar.10,2020

主管单位 河南省教育厅
主办单位 郑州大学
出版单位 《郑州大学学报》编辑部
电子信箱 gxb@zzu.edu.cn
地 址 河南省郑州市科学大道100号(450001)
电 话 (0371)67781276 67781277
主 编 李燕燕
副 主 编 向 颀
印刷单位 山西同方知网印刷有限公司
发行范围 国内外公开发行人
征 订 处 全国各地邮政局
发行单位 河南省邮政发行局

Administrated by The Education Department
of Henan Province
Sponsored by Zhengzhou University
Edited & Published by Editorial Board of Journal of
Zhengzhou University
E-mail gxb@zzu.edu.cn
Address No.100 Science Avenue, Zhengzhou 450001,China
Telephone (0371)67781276 67781277
Chief Editor LI Yanyan
Executive Chief Editor XIANG Sa
Printed by Shanxi Tongfang Knowledge Network Printing Co.,Ltd
Distributed by Publishing Trading Corporation,
P.O.B.782,Beijing 100011,China

中国标准刊号: ISSN 1671-6833
CN 41-1339/T

定价: 20.00元

邮发代号: 36-232