

U型 Twin-PBL 剪力键极限承载力的数值分析

李志勇¹, 王银辉^{2,3}, 张乾坤⁴, 王松林¹

(1.宁波市交通规划设计研究院有限公司, 浙江 宁波 315192; 2.浙大宁波理工学院, 浙江 宁波 315100; 3.重庆交通大学, 重庆市 400074; 4.浙江建投创新科技有限公司, 浙江 杭州 311100)

摘要: 根据端部承压混凝土可提高 Twin-PBL 剪力键承载能力的特点, 提出一种新型的可用于装配式钢混组合结构的间断式 U 型 Twin-PBL 剪力键。通过 3 组推出试验试件的非线性数值模拟分析, 研究了这种新型剪力键的极限承载特点和承载力。结果表明: U 型 Twin-PBL 剪力键极限承载能力较普通承压型 Twin-PBL 剪力键有显著提高, 且提高主要来源于端部混凝土承压面积增大, 所以混凝土强度的提高对该剪力键承载能力影响明显, 而孔中混凝土榫和贯穿钢筋两部分对承载力贡献无明显变化, 故而通过修正端承压混凝土面积得到了这种剪力键承载力计算公式。研究结果为装配式钢-混凝土组合梁桥的间断式剪力键提供了新的思路。

关键词: U 型 Twin-PBL 剪力键; 钢-混组合结构; 数值模拟; 极限承载力

中图分类号: U441

文献标志码: A

文章编号: 1009-7716(2024)01-0209-05

0 引言

近年来, 钢-混组合梁桥的发展逐步加快。组合结构桥梁具有结构高度小、自重轻、承载力高、刚度大、节省支模工序和模板、减少现场作业量、施工速度快、综合效益好等显著优点^[1], 其中剪力键对于组合梁的承载力和变形起着重要作用, 是关键受力构件。

PBL 剪力键承载力和刚度大, 抗疲劳性能好, 具有广阔的应用前景。目前, 宁波奉化江大桥、深圳南山大桥等钢-混组合梁桥均采用了 PBL 剪力键, 剪力键的优化成为实现钢-混组合梁桥预制装配的关键。

一些学者对于剪力键的不同形式做了很多探索, Li 等^[2]针对钢箱-砼组合拱桥, 对 PBH 剪力键其开孔加劲肋套箍剪力联结构造进行破坏模式、抗剪机理的研究。高燕梅等^[3-5]研究了连续刚构桥的 PCSS 剪力键, 通过推出试验分短构件、长构件研究装配式栓钉连接件荷载-滑移曲线、破坏过程、极限承载力, 并提出计算公式。Kim 等^[6]提出新型帽形剪力键, 并根据实验结果、有限元分析提出其承载力的预测公式, 主要用于替代混凝土-钢组合梁中常用的栓钉剪力连接件。

现阶段钢-混组合梁桥中 PBL 剪力键大多采用通长布置, 其构造形式限制了装配化的应用。杨勇等^[7-8]、张建东等^[9]开展了间断布置的考虑开孔钢板端部承压的 Twin-PBL 剪力键的承载能力研究, 为装配式钢-混组合梁桥中 PBL 剪力键的应用提供了重要思路。

本文在考虑钢板端部承压的 Twin-PBL 剪力键基础上, 提出间断布置的 U 型 Twin-PBL 剪力键, 采用 ABAQUS 有限元分析方法, 研究该剪力键的承载能力, 为进一步工程研究和应用提供参考。

1 U型 Twin-PBL 剪力键的提出

针对间断布置的 PBL 剪力键, 其端部混凝土承压, 张建东等^[9]进行了推出试验和已有公式对比, 结果表明承压剪力键比不承压剪力键承载力提升约 50%, 并提出了相应的计算公式。通过 Twin-PBL 端部承压的极限承载力 $P_{\max}^{[9]}$ 。

$$P_{\max} = 3.5 \times 10^{-3} HT f_{cu,k} + 3.2 \times 10^{-2} A_{sc} \sqrt{f_{cu,k}} + 5.2 \times 10^{-3} A_{tr} f_y \quad (1)$$

$$K_s = 1.3 \times 10^{-4} E_d d + 3.5 \times 10^{-5} GA_{sc} + 1.3 \times 10^{-3} E_c \sqrt{HT} \quad (2)$$

式中: H, T 分别为开孔钢板高度和厚度; $f_{cu,k}$ 为混凝土抗压强度; A_{sc} 为开孔处参与抗剪的混凝土面积 $(D^2 - d^2)/4$; A_{tr} 为贯穿钢筋截面积; f_y 为贯穿钢筋屈服强度; E_d, E_c 分别为贯穿钢筋与混凝土弹性模量; d 为贯穿钢筋直径; G 为混凝土剪切模量。

收稿日期: 2023-02-03

基金项目: 宁波市交通运输局科技项目(202017)

作者简介: 李志勇(1980—), 男, 硕士, 正高级工程师, 从事大跨桥梁结构设计工作。

由式(1)第一项、式(2)第三项可知,HT 的乘积为开孔钢板端部承压面积,并且与极限承载力和初始刚度呈正相关,说明扩大开孔钢板端部的承压面积,可增大剪力键极限承载能力。

为此,本文提出了一种改进的 Twin-PBL 剪力键,在开孔钢板端部设置端承钢板,将平行的双开孔钢板优化为 U 形,利用端钢板增大承压面积,提升剪力键的初始刚度和极限承载力,称为 U 型 Twin-PBL 剪力键(见图 1)。

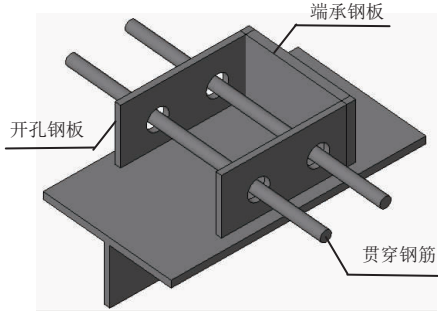


图 1 U 型 Twin-PBL 剪力键构造示意

本文将利用有限元数值模拟研究这种新型剪力键承载能力的提升效果。

2 剪力键推出试验的有限元模型

文献[9]系统开展了 Twin-PBL 剪力键静力推出试验和数值模拟研究,U 型 Twin-PBL 剪力键是在 Twin-PBL 剪力键基础上增设端承钢板形成的,为便于比较,本文以文献[9]的 Twin-PBL 剪力键静力推出试验试件的构造尺寸与材料参数为基础设置试件尺寸与材料。

2.1 试件构造尺寸与材料参数

本文开展研究的 U 型 Twin-PBL 剪力键试件基本尺寸见图 2,主要构造参数如下:开孔钢板厚度 16 mm,高度 160 mm,开孔孔径 D,孔间距 160 mm,板肋中心距 300 mm,混凝土体积 350 mm×500 mm×600 mm,箍筋采用 HRB335 直径 10 mm,贯穿钢筋采用 HRB335,直径 d,钢材泊松比 $\mu=0.3$,弹性模量 $E_s=2.06 \times 10^5$ MPa,其他钢材材料性能见表 1。

本文共设计如表 2 所示的 3 组对比试件模型,表中编号中“T”表示 Twin-PBL 剪力键,“U”表示 U 型 Twin-PBL 剪力键,“#”表示端部无承压,“40-60-28”三组数据分别表示混凝土强度、钢板开孔直径、贯穿钢筋直径。其中 A0 组(T45-60-28、T45-60-28#)为考虑端承压和不考虑端承压的普通 Twin-PBL 剪力键,与文献[9]的 C45-60-28 和 C45-60-28T 试件参数一致,主要用于有限元模型正确性

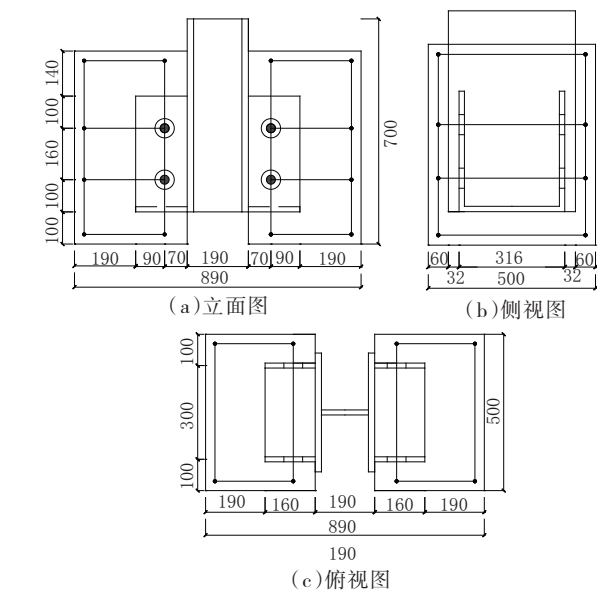


图 2 U 型 Twin-PBL 剪力键构造图(单位:mm)

表 1 钢材力学性能

材料	钢材型号	屈服强度 /MPa	极限强度 /MPa
工字钢	Q345	345	530
开孔钢板	Q345	345	530
贯穿钢筋	HRB335	335	510
箍筋	HRB335	335	510

的验证;A 对比组为 U 型 Twin-PBL 剪力键和普通 Twin-PBL 剪力键的对比组,B 组为不同混凝土强度的 U 型 Twin-PBL 剪力键对比组。

表 2 试件基本参数

组号	编号	混凝土强度 /MPa	钢板开孔直径 D/mm	贯穿钢筋直径 d/mm
A0	T45-60-28	C45	60	28
	T45-60-28#	C45	60	28
A	T40-60-28	C40	60	28
	T40-60-28#	C40	60	28
	U40-60-28	C40	60	28
	U40-60-28#	C40	60	28
B	U30-60-28	C30	60	28
	U35-60-28	C35	60	28
	U40-60-28	C40	60	28
	U50-60-28	C50	60	28

2.2 单元选取与网格划分

根据结构的对称性建立实际推出试验结构的 1/4 模型进行计算,见图 3。模型包含贯穿钢筋、开孔钢板、混凝土、箍筋、工字钢等。混凝土、工字钢、开孔钢板、贯穿钢筋、采用 8 节点缩减积分实体单元(C3D8R),箍筋采用 2 节点三维桁架单元(T3D2)。



图 3 试件的有限元模型(1/4)

2.3 接触与边界条件设置

接触设置:开孔钢板、工字钢采用拟合成整体,贯穿钢筋与混凝土采用 tie 约束模拟两者的连接;钢板与混凝土之间采用库伦摩擦接触,法线方向采用硬接触,考虑到推出实验采用竖向加载,切线方向仅钢与混凝土正向受压处采用摩擦系数为 0.904 罚函数,其余为 0.1 的摩擦系数的罚函数^[10];箍筋与混凝土采用 embedded region 约束。

边界条件:对工字钢顶面采用位移加载,混凝土底部约束所有平移自由度。

2.4 材料本构关系

混凝土本构关系采用文献[11]建议的单轴受压、受拉的应力应变曲线,采用混凝土塑性损伤模型,损伤因子基于能量法计算,泊松比取 0.2,膨胀角取 38°,偏心率取 0.1, f_{t0}/f_{c0} 取 1.16, k 取 0.666 7,黏性系数取 0.005。开孔钢板、工字钢、贯穿钢筋、箍筋采用有屈服台阶的三折线模型,包括弹性段、屈服段和强化段,弹性段模量为 E_s ,强化段模量为 $0.01E_s$ 。

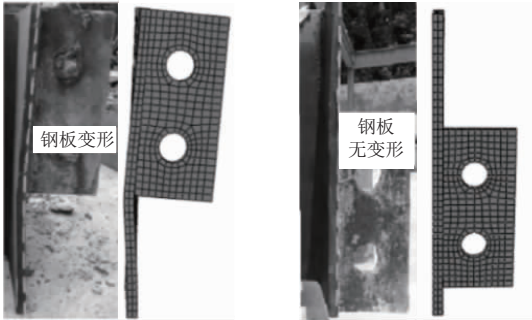
2.5 有限元模型验证

根据上述数值模拟方法进行 A0 组 T45-60-28、T45-60-28# 模型有限元分析,与文献[9]C45-60-28 和 C45-60-28T 试件的推出实验作对比,承载能力结果见表 3,可见,数值模拟与推出试验的承载能力结果吻合度较高。

表 3 Twin-PBL 剪力键承载力数值模拟与试验值 ^[9] 对比			
模型(试件)	文献实验值	本文模拟值	误差
T45-60-28(C45-60-28)	1 927	1 882	2.4%
T45-60-28#(C45-60-28T)	1 050	1 154	9.9%

由数值模拟得到的两种模型的破坏形态(见图 4),考虑端承压后,开孔钢板和连接工字钢板均产生弯曲变形,而无端承压的开孔钢板和连接工字钢未

发生明显变形,有限元模拟与推出试验^[9]得到的试件破坏时开孔钢板变形形状一致。经对比分析,本文建立的有限元分析模型具有可靠性,为后续研究结果的正确性和可靠性提供了基础。



(a)端承压 (b)无端承
图 4 文献[9]实验与本文数值模拟钢板变形

3 U 型 Twin-PBL 剪力键的极限承载力

3.1 极限承载能力对比

U 型 Twin-PBL 剪力键通过增设端钢板提高剪力键的端部承压面积,为了解与普通承压型 Twin-PBL 剪力键的承载能力提升对比,利用数值模拟分析对比了 A 组 T40-60-28、T40-60-28#、U40-60-28、U40-60-28# 四种剪力键的加载极限过程中的荷载-位移曲线,见图 5。

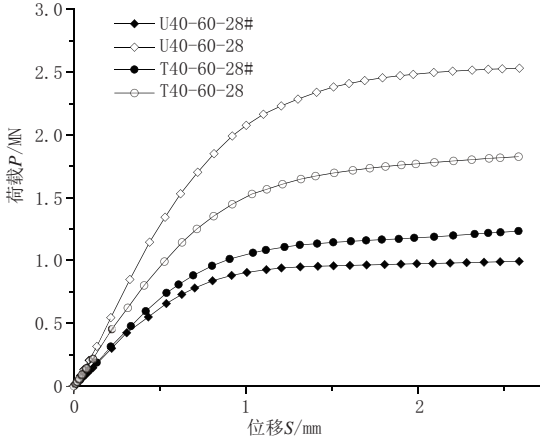


图 5 端部承压板对承载力的影响

由图 5 的荷载-位移曲线可见,当剪力键推出位移达到 2 mm 后,承载力虽然还能保持,但基本不再提升,故以此位移之前的承载力作为最大承载力,承载力及其增减比例(以普通承压型 Twin-PBL 为参考)见表 4。考虑端承压时,U 型 Twin-PBL 剪力键承载能力为 Twin-PBL 剪力键承载能力的 1.4 倍,不考虑端部承压时,U 型 Twin-PBL 剪力键承载能力与 Twin-PBL 剪力键承载力接近甚至更小,由此可见,设置端承压板的 U 型 Twin-PBL 剪力键的承载能力的提升主要来自于端部承压面积。

表 4 端承压板对 U 型 Twin-PBL 剪力键承载力影响

编号	承载力 /kN	增加比例
T40-60-28	1 781	1.0
T40-60-28#	1 189	0.668
U40-60-28	2 498	1.402
U40-60-28#	977	0.549

剪力键承载力由端承混凝土、贯穿钢筋和开孔内混凝土榫三部分组成，下面通过对比混凝土损伤因子和钢筋、钢板应变云图，分析设置端承钢板对承载力的作用。

3.2 剪力键混凝土损伤因子对比

现对比 T40-60-28、U40-60-28 两种剪力键的混凝土损伤因子(DAMAGEC),图 6 分别为加载到最终的混凝土损伤因子。

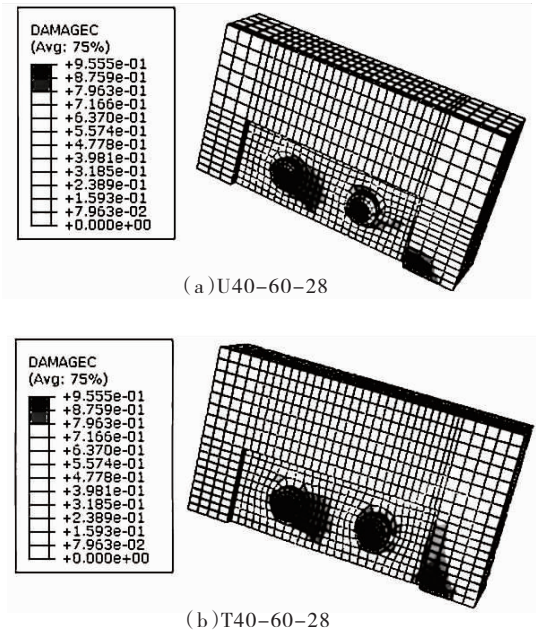


图 6 剪力键混凝土损伤因子

由图 6 可见，两种剪力键的开孔内混凝土榫及其附近混凝土损伤达到破坏（损伤因子接近或超过 0.9），同时端承混凝土破坏区域也较大，但 U40-60-28 剪力键的端承压混凝土损伤因子较大区域明显低于 T40-60-28，表明端部承压混凝土面积扩大后，受压程度得到有效扩散，表明设置端承压板后端承混凝土集中受力程度得到改善，为剪力键提供了更大的承载能力。

3.3 贯穿钢筋应力云图

图 7 为 U40-60-28#、U40-60-28 两种剪力键的最终的贯穿钢筋 Mises 应力云图。

由图 7 可见，在混凝土榫承担剪力的同时，贯穿钢筋也参与承受部分剪力，在 U40-60-28#、U40-60-

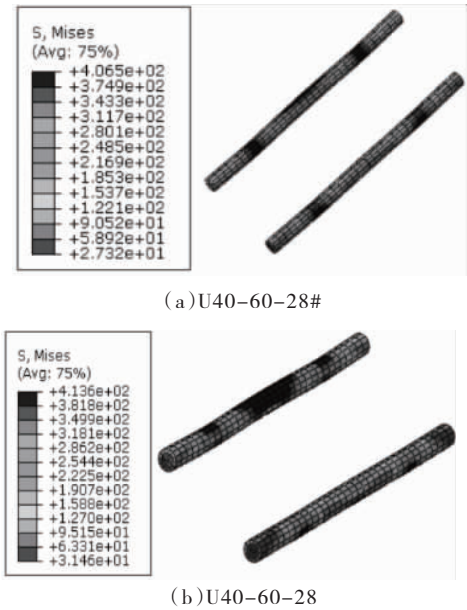


图 7 贯穿钢筋应力云图(单位:MPa)

28 两种无端承和有端承的剪力键中，贯穿钢筋应力基本一致，在开孔钢板与贯穿钢筋交界面处沿受力方向出现最大应力，沿受力方向第一根贯穿钢筋(图中左上侧)承受剪力明显大于第二根贯穿钢筋。由此说明，贯穿钢筋受力与是否有端承混凝土受压关系不大。

3.4 开孔钢板和端承钢板应力云图

对比 T40-60-28、U40-60-28 两种剪力键的开孔钢板和端承钢板 Mises 应力云图，见图 8。可见，考虑端部混凝土承压后，剪力键的连接型钢翼缘板前端均出现向上弯曲变形，加载到最后，两种剪力键的开孔钢板应力分布接近，但 U 型 Twin-PBL 剪力键端承钢板下部 1/2 高度区域应力较大，说明端承钢板下部区域在承受剪力时发挥了较大作用，结合图 6(a)混凝土损伤因子分布可见，端承钢板发挥端部承压作用主要是其下部 1/2 以下区域，可见，将 U 型 Twin-PBL 端承钢板高度减小，见图 9，即可以发挥端部承压作用，所以端承钢板高度可以进一步优化。

4 剪力键承载能力计算

根据前述分析，U 型 Twin-PBL 剪力键承载能力提升主要来自于端承混凝土的承压能力，贯穿钢筋和开孔内混凝土榫两部分承载能力与普通 Twin-PBL 剪力键发挥承载作用相同，利用 B 组试件数值模拟计算结果，结合式(1)，可分析端承混凝土承载能力的折减面积，得到 U 型 Twin-PBL 剪力键的承载能力计算式。B 组 U 型 Twin-PBL 剪力键的混

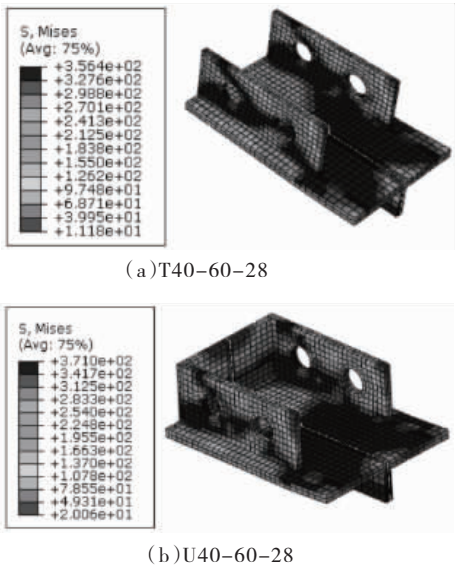


图 8 开孔钢板和端承钢板应力云图(单位:MPa)

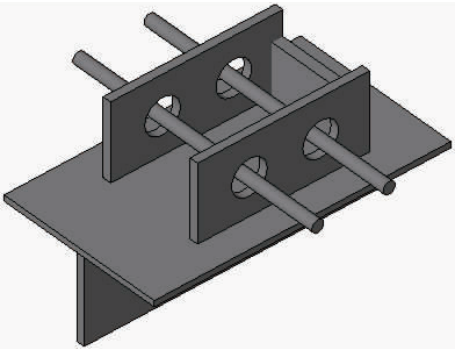


图 9 改进 U 型 Twin-PBL 剪力键示意图

混凝土强度分别为 C30、C35、C40、C50,其他因素保持不变。

B 组各试件数值计算承载力,根据式(1)得到的开孔内混凝土樁和贯穿钢筋两部分承载力之和列于表 5。由数值计算的承载力①在减去式(1)的第 2、3 项(即开孔内混凝土樁和贯穿钢筋)两部分计算值③后,与式(1)第 1 项根据端钢板全部承压面积计算结果②的比值在 0.26~0.32 之间,结果可见,端部有效承压面积为全部端承钢板面积的 30%左右,这与混凝土损伤因子和端承钢板应力云图分布的分析基本一致。

表 5 U 型 Twin-PBL 剪力键承载力影

编号	数值计算承载力/kN	式(1)计算/kN		(①-③)/②
		第 1 项	第 2、3 项之和	
		①	②	③
U30-60-28	2 195	2 285	1 461	0.321
U35-60-28	2 341	2 666	1 492	0.319
U40-60-28	2 498	3 046	1 521	0.321
U50-60-28	2 586	3 808	1 573	0.266

所以,针对本文提出的 U 型 Twin-PBL 剪力键的承载力可以按照下式计算:

$$P_{\max}=3.5\times10^{-3}\alpha Af_{\text{cu,k}}+3.2\times10^{-2}A_{\text{sc}}\sqrt{f_{\text{cu,k}}}+5.2\times10^{-3}A_{\text{tr}}f_y\tag{3}$$

式中:αA 为端承钢板的有效承压面积;A 为端承钢板面积,针对本文研究的这种剪力键,取 0.3 左右。

当然,本文分析的前提在于相关研究表明贯穿钢筋和开孔内混凝土樁先于端承混凝土发挥承载作用,且全过程未完全失效,所以在文献[9]提出的承载能力公式的基础上,仅需改变第 1 项端承混凝土的有效承压面积,即可得到 U 型 Twin-PBL 剪力键的承载能力。

5 结 论

基于端承混凝土在承压型 Twin-PBL 剪力键承载能力的作用,本文提出了一种新型的 U 型 Twin-PBL 剪力键。通过有限元数值模拟分析,得到这种新型剪力键承载能力的以下结论。

(1)与普通承压型 Twin-PBL 剪力键相比,U 型 Twin-PBL 剪力键的贯穿钢筋和开孔钢板内混凝土发挥的承载效应基本相同,但端部承压混凝土面积增大,所以承载能力有较大幅度提升,混凝土强度提高对 U 型 Twin-PBL 剪力键的承载力影响显著。

(2)综合混凝土损伤云图、端承钢板应力云图,端承钢板并非全面积发挥承压作用,主要在钢板的下部,根据本文设定的 U 型 Twin-PBL 剪力键尺寸,端承钢板有效面积为开孔钢板高度的 50%左右,这为进一步优化端承钢板合理高度提供了依据。

(3)在文献[9]提出的 Twin-PBL 剪力键承载能力公式的基础上,通过改变第 1 项端承混凝土有效承压面积,得到了 U 型 Twin-PBL 剪力键的承载能力计算公式。

U 型 Twin-PBL 剪力键推出试验试件的承载力进行了数值模拟分析,后续还需要大量不同尺寸、不同材料试件的对比优化,并开展推出试验验证。本文研究尚处于初步阶段,后续尚需开展系统研究,并针对实际桥梁结构中剪力键的真实受力状态开展承载能力研究,但本文研究表明这种新型剪力键为装配式钢混组合结构的间断式剪力键提供了新方案。

参考文献:

[1] 贺立新,宋雷.钢桥、钢—混结合梁桥的发展及其应用实例[J].西南公路,2014(1):2-10.
[2] Li X, Hu Z, Fan L, et al. Experimental investigation of perfobond hoop

移约束的线性位移变化与支撑力综合优化液压伺服智能控制模式,能较好地实施扰动位移的全过程有效控制,在确保安全基础上充分发挥液压系统的效能,防范系统过载失控风险。

(2)采用高精度激光测距仪和液压同步监测反馈控制方法,可以有效实现多元数据时间序列的高精度同步采集、传输和实时反馈控制。

(3)基于形函数的监测数据时序分布最小二乘回归处理,更加有效地解决随机误差带来的反馈控制差错和风险,极大地提高了伺服智能控制系统的可靠性及其抗环境干扰的性能。

参考文献:

- [1] 顾国明,耿进柱.上海嘉里中心基坑变形液压伺服控制技术[J/OL].建筑机械化,2011,32(10):79-80[2023-03-31].<https://navi.cnki.net/knavi/journals/JZJH/detail?uniplatform=NZKPT&index=1>.
- [2] 顾国明.基坑钢支撑轴力自适应液压伺服系统:中国,CN101799023A[P/OL].(2010-08-11)[2023-03-31]https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=SDjqx_HoHgvo38r-Rk91uVdiBRlCH1ooHtzjxDxm0SoDu0QIO472r0nQ1czPqOvoTWfu2Dk8sDI9V17HGednAzui1A7KE_J_OgU3Nwr4LI-c-Nu0sf3HbnGHiXgteWHh8&uniplatform=NZKPT&flag=copy.
- [3] 张秀川,郑彬,闫磊,等.伺服系统钢支撑同步施工技术在临近地铁狭长深基坑中的应用[J].施工技术,2016,45(19):23-26.
- [4] 黄彪.伺服钢支撑支护结构的控制算法及受力变形特性研究[D/OL].上海交通大学,2019[2023-03-31].https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=SDjqx_HoHgv74ZMYdeorP62oDH8uxOZU0b4iW1pKgFyLKLtcWwN3keGVg6WC8ywDev5qaA_p7eFled-hkrZ_zCxAYDwZ7cbguzMZiaIg_C10nagh_6rXkraapELiUJ4oizb5jivgZZw=&uniplatform=NZKPT&flag=copy.
- [5] 李明广,黄彪,陈锦剑,等.以最大位移为控制目标的伺服钢支撑系统轴力确定方法:中国,CN10805-2782A[P/OL].(2018-05-18)[2023-03-31].https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=SDjqx_HoHgs3FR1Xj_C2B9a7ffCoG_-UZvDuFO0VzEj8N4M293oylWHaSu7lTQy0zLLal8bLkZ5YvsTFgmLIQVJlWSSsDzaRRfz3-BKog6DaGkK7mYdoXQ24BsQ1drq&uniplatform=NZKPT&flag=copy.
- [6] 金勇,张友杰,颜峻生,等.新型钢支撑轴力伺服系统在邻地铁深基坑中的应用[J/OL].建筑施工,2021,43(10):2040-2042.[2023-03-31].https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=SDjqx_HoHgvBOKy9s8Iom0G0C8rT4tsspOjSOZF1bw-LVbk1yrTdl2i_sC3sgZGOiJmhZVQW5qixwpruww9KjT-yHdh7S_GajWeWqrXM_L7rk2bQu9_QwbyPpK5_0hJ0lHfk-PdVE=&uniplatform=NZKPT&flag=copy.
- [7] 庄筱凤.一种一体式双自锁智能信息化钢支撑:中国,CN203781745U[P/OL].(2014-08-20)[2023-03-31].https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=SDjqx_HoHgsqgSymjeASjIyJt9TRtvHDASmMEHw5rGsE-JXw2ti7mlhOG9-MCZmGV0R7dIkDFyeYbCustalR4bp_nAMs5bwszXPk8x2pa0f1ub5BhXYZbE1lwgn2t5r&uniplatform=NZKPT&flag=copy.
- [8] 贾坚,王如路,谢小林,等.一种采用钢支撑轴力伺服系统控制深基坑变形的的设计方法:中国,[P/OL].(2012-07-04)[2023-03-31].https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=SDjqx_HoHgvQtjSu_9GaAbgr_yQ6Aw36zHRkojMMSPCT-iyuSjM0g21HI7bpNtpxCtbY_i2hWUMAobe6RjZBG0npGwmHJ2ZNhTy-rKo7Lr0Ce0Z9jbWmZD2_YE7Y0AJOj&uniplatform=NZKPT&flag=copy.
- shear connector's bearing capacity and slip[J].Engineering Structures, 2019,198:109461.1-109461.8.
- [3] 曾德子,杨未蓬,高燕梅,等.全装配式钢-混凝土组合构件抗剪性能试验研究[J].重庆交通大学学报(自然科学版),2019,38(12):45-50.
- [4] 宋小明.装配式钢——混凝土组合构件的剪力联结受力性能试验研究[D].重庆:重庆交通大学,2017.
- [5] 杨未蓬,李成君,宋小明,等.装配式栓钉剪力连接件抗剪承载力试验研究[J].铁道建筑,2019,59(6):38-42.
- [6] Kim Y H,Choi H, Lee S, et al.Experimental and analytical investigations on the hat shaped shear connector in the steel-concrete composite flexural member[J].International Journal of Steel Structures, 2011,11(1):99-107.
- [7] 杨勇,陈阳,蔡军伟.开孔钢板剪力连接件静力性能试验[J].中国公路学报,2017,30(3):255-263.
- [8] 杨勇,陈阳.PBL剪力连接件抗剪承载力试验研究[J].工程力学,2018,35(9):89-96.
- [9] 张建东,顾建成,邓文琴,等.装配式组合梁桥开孔钢板连接件抗剪性能[J].中国公路学报,2018,31(12):75-84.
- [10] 苏庆田,杜霄,李晨翔,等.钢与混凝土界面的基本物理参数测试[J].同济大学学报(自然科学版),2016(44):499-506.
- [11] GB 50010—2010,混凝土结构设计规范[S].

(上接第213页)