

文章编号:1674-2974(2016)09-0036-07

应用正交法的锁死销减震效果影响因素研究*

张文学¹, 陈士通^{1,2†}, 杜修力¹, 张耀辉²

(1. 北京工业大学 建筑工程学院, 北京 100124;

2. 石家庄铁道大学 河北省交通应急保障工程技术研究中心, 河北 石家庄 050043)

摘要:为充分利用活动墩的抗震潜能提高连续梁桥的整体抗震性能,提出了加速度激活的锁死销减震装置.为明确影响连续梁桥锁死销减震效果的影响因素,结合某七跨等高连续梁桥,对激活阈值、锁死间隙、桥墩高度、场地类型和连接刚度5个影响因素进行研究,其中每个影响因素安排了5个水平,运用正交试验设计原理,进行了相关数值模拟试验,分析了锁死销的减震效果,并通过极差分析找到了影响减震效果的主要因素和次要因素,给出了锁死销应用的分析步骤.进一步研究了主要因素激活阈值的取值范围和连接刚度对减震效果的影响规律,研究表明,墩顶加速度与桥墩自振周期密切相关,根据桥墩自振周期即可确定激活阈值取值范围;锁死销连接刚度的改变对减震效果具有一定影响,连接刚度越大,连续梁桥应用锁死销减震效果越好.

关键词:连续梁桥;正交试验设计;极差分析;锁死销;减震装置;数值模拟

中图分类号:U442.5, U441.3

文献标识码:A

Influencing Factors on Damping Effect of Locking Dowel Using Orthogonal Experiment Design

ZHANG Wen-xue¹, CHEN Shi-tong^{1,2†}, DU Xiu-li¹, ZHANG Yao-hui²

(1. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing Univ of Technology, Beijing 100124, China;

2. Hebei Engineering Research Center for Traffic Emergency and Guarantee,

Shijiazhuang Tiedao Univ, Shijiazhuang, Hebei 050043, China)

Abstract: In order to fully use the seismic bearing capacity of sliding piers to improve the seismic performance of continuous bridges, the acceleration activating locking dowel was developed and installed between the piers and beams. To investigate the principal influencing factors on the damping effect of the locking dowel and optimize the damping performance of the locking dowel, taking a seven-span continuous bridge as an example, five test parameters including acceleration activating thresholds, locking clearance, pier height, site condition, and connection stiffness were studied. On the basis of the principle of the orthogonal experiment design, five levels for each factor and twenty-five text schemes were considered. The primary and secondary influencing factors on damping effect were obtained by the extreme difference analysis. Furthermore, the influences of the activating threshold range and connection stiffness on damping

* 收稿日期:2015-08-06

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51378034), National Natural Science Foundation of China(51378034); 北京市自然科学基金资助项目(8122007)

作者简介:张文学(1975-),男,吉林伊通人,北京工业大学副教授,博士

† 通讯联系人, E-mail: chst@stdu.edu.cn

effect were analyzed. The investigation results indicate that the acceleration of the pier top and the natural vibration period of the pier are closely related, and the acceleration activating thresholds can be determined from the natural vibration period of the pier. Moreover, the damping effect of the device is significantly influenced by the connection stiffness. When the connection stiffness increases, the damping effect is improved.

Key words: continuous bridge; orthogonal experimental design; extreme difference analysis; locking dowel; damping devices; numerical simulation

为满足温度荷载引起的变形需求,连续梁桥一般一联只设一个固定墩,致使地震作用下上部结构的纵向地震荷载绝大多数由固定墩承担.连续梁桥历次震害实例表明,梁体纵向地震位移响应较大,极易引发伸缩缝和支座的破坏,严重时可能会导致落梁等严重震害.基于连续梁桥的结构形式及地震响应特点,为充分发挥活动墩的抗震潜能以提高连续梁桥的整体抗震性能,本文提出了连续梁桥锁死销减震体系,即在连续梁桥梁体和活动墩间安装加速度激活的锁死销装置,该装置正常运营状态下不限制梁体与活动墩的相对位移,地震时活动墩墩顶加速度达到锁死销激活阈值后,锁死销将限制梁体和桥墩的相对位移,实现活动墩与固定墩共同承受纵向地震荷载的目的.

国内外相关研究表明,减隔震设计是提高桥梁抗震性能最为经济、有效的方法^[1-3],其一般做法是在梁体和桥墩之间安装具有减隔震功能的支座,如双曲面球型减隔震支座、铅销橡胶支座和黏滞阻尼器^[4-9]等.但上述减隔震支座并非所有条件下均能取得良好的减震效果,文献[4]探讨了场地类型、桥墩高度对 LRB 隔震桥梁减震效果的影响,分析表明地震动频谱特性、桥梁结构自身周期和强度是影响减隔震效果的主要因素.文献[5]对比分析具有速度脉冲特性的近断层地震动和无速度脉冲地震动的地震反应,发现减震桥梁在具有向前方向性效应和滑冲效应的近断层地震动作用下的反应明显大于无速度脉冲地震动作用下的反应.文献[6]基于某钢构连续梁桥工程实例,分析了高烈度区长联多跨刚构连续梁桥应用双曲面球型减隔震支座的可行性,研究了摩擦因数和球心距 2 个主要参数对减震效果的影响,研究表明参数取值对结构的减震效果影响明显,合理选取支座参数是取得最佳减震效果的前提.文献[7]通过研究发现,LRB 在低频脉冲地震激励下,不但不能充分发挥滞回耗能特性,反而使隔震后结构的地震响应显著放大,隔震效果较差.文献[8]对一座 LRB 隔震桥梁输入多条具有相同反应谱的地震波进行非线性时程分析,结果显示 LRB 隔震桥梁

地震响应离散性较大,说明地震响应还受地震波反应谱以外的因素影响.文献[9-12]对采用减隔震支座的公路和铁路桥梁地震响应进行研究,分析支座参数和动力特性对隔震桥梁地震响应的影响,结果表明参数设置合理的减隔震支座可有效降低结构位移和内力响应,改善结构的抗震性能.文献[13-14]研究表明减隔震支座应用不当可能会引起严重后果.

既往研究多是应用减隔震技术对桥梁的减隔震效果进行分析评价,或是对特定桥梁进行减震优化分析.本文在既往研究基础上,以某七跨连续梁桥为例,旨在寻找影响连续梁桥锁死销减震效果的显著因素,同时研究各种显著因素对减震效果的影响规律,并给出了相应结论.

1 锁死销工作原理及分析模型

1.1 锁死销设计

构筑物的加速度信号可直接反映当地或建筑物单体的地震加速度运动情况,为此提出了加速度激活的锁死销减震装置,如图 1 所示,将锁死销安装于连续梁梁体和活动墩之间,构成连续梁桥锁死销减震体系.锁死销主要由锁死球、锁死球托架、上部套箱和下部卡座构成.正常运营状态下,锁死球位于锁死球托架弧面球槽内(调整托架弧面球槽曲线半径可设置不同的锁死销激活阈值),上部套箱和下部卡座间不设约束,以满足正常使用状态墩梁间变位需求.地震发生时,在墩顶加速度未达到锁死销激活阈值前,锁死球在弧面球槽内晃动,当墩顶加速度大于激活阈值时,锁死球从球槽内滚动、脱落于下部卡座球槽内,限制梁体和活动墩相对位移的发生,促使活动墩和固定墩协同抵抗纵向水平地震荷载.在上部套箱底部开孔位置及下部卡座球槽内衬橡胶垫,既可避免锁死球落入下部卡座球槽刚性碰撞的发生,又可通过橡胶垫的规格选取调整锁死销的连接刚度.为保证锁死球顺利进入下部卡座球槽,上部套箱开孔位置和卡座球槽处的预留半径略大于锁死球半径.

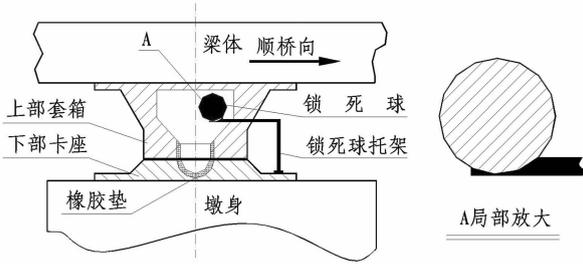


图1 锁死销结构
Fig. 1 Configuration of locking dowel

1.2 锁死销单元本构

根据锁死销的结构及工作原理,地震加速度激活的锁死销单元力学模型如图2所示.

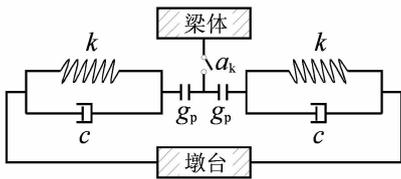


图2 力学模型
Fig. 2 Dynamical model

图中: a_k 为加速度激活阈值; k 为锁死销连接刚度; c 为单元阻尼系数; g_p 为锁死间隙.

当墩顶加速度首次达到加速度激活阈值 a_k 之前,锁死销没被激活,活动墩与梁体之间处于纵向自由滑动状态.当墩顶加速度首次达到加速度激活阈值时,锁死销被激活,锁死球卡入锁死销上部套箱和下部卡座的卡槽内;此时如果梁体与活动墩之间的相对位移小于锁死销的间隙 g_p ,则锁死销仍然没发挥作用;只有梁体与活动墩之间的相对位移欲大于锁死销的间隙 g_p 时,锁死球才会与上部套箱和下部卡座内衬橡胶垫发生碰撞,继而限制梁体和活动墩的相对位移.为表述方便,设

$$a(t^*) = a_k. \tag{1}$$

式中: $a(t^*)$ 为 t^* 时刻墩顶加速度; t^* 为墩顶加速度值首次达到加速度激活阈值 a_k 的时刻.

在地震力作用下,当橡胶垫将逐步压缩至其最

大压缩量 Δ 时,锁死销的连接刚度会相应发生变化.锁死销装置力-位移关系如图3所示.

根据锁死销工作原理得锁死销单元的本构方程如下,式中 d_i 为梁墩相对位移.

$$F(t) = \begin{cases} 0, & t < t^*; \\ 0, & t \geq t^*, |d_i| < g_p; \\ k_{s1} (|d_i| - g_p), & t \geq t^*, g_p + \Delta > |d_i| \geq g_p; \\ k_{s2} (|d_i| - g_p - \Delta), & t \geq t^*, |d_i| \geq g_p + \Delta. \end{cases} \tag{2}$$

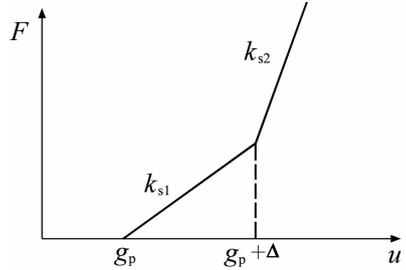


图3 锁死销装置力-位移关系
Fig. 3 The force-displacement relation of locking dowel

碰撞过程中的能量损失由阻尼器模拟,其阻尼的大小与碰撞过程中的恢复系数 e 有关^[15],式中 m_{pi} 和 m_{bi} 分别为锁死销安装位置桥墩和对应梁体的质量.

$$\xi = \frac{-\ln e}{\sqrt{\pi^2 + (\ln e)^2}}, c = 2\xi \cdot \sqrt{k \left(\frac{m_{bi} \cdot m_{pi}}{m_{bi} + m_{pi}} \right)}. \tag{3}$$

式中: ξ 为阵型阻尼比; c 为阻尼系数; k 为连接刚度.

2 锁死销减震效果影响因素分析

2.1 计算模型

为便于比较分析,本文结合某铁路桥主桥 62.5 m+5×96 m+62.5 m 七跨等高连续梁桥进行,如图4所示,主梁重为 36 300 t,桥墩高度为 20 m,其

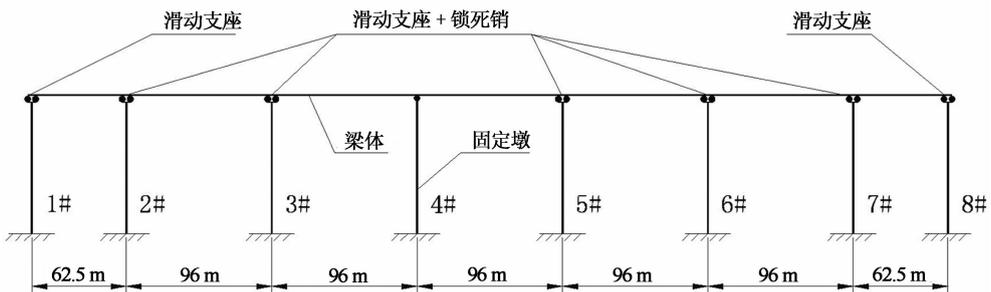


图4 某大跨连续梁桥计算简图
Fig. 4 Calculation diagram of large-span continuous bridge

纵向抗弯惯性矩为 30 m^4 , 截面面积为 15 m^2 , 混凝土的弹性模量取 $3.45 \times 10^{10} \text{ N/m}^2$. 采用 ANSYS 软件建立全桥有限元模型, 梁、墩采用梁单元模拟, 采用图 2 所示的锁死销单元考虑锁死销的非线性连接, 其实现方法为利用杆单元和弹簧单元组合模拟锁死销的连接, 通过 ANSYS APDL 中的循环和判断语句, 结合加速度激活阈值和锁死间隙来进行组合单元的“生死”控制, 决定锁死销是否发挥锁死作用. 假设分析过程中桥墩保持线弹性, 桥墩与地面固接处理, 原桥一阶阵型以顺桥向振动为主, 其自振周期约为 1.7 s .

计算采用 2 种工况: 工况①为原桥设计模型, 即 4 号桥墩与主梁铰接, 其他桥墩上梁体可沿桥纵向自由滑动; 工况②为设置加速度激活锁死销模型, 即 4 号桥墩与主梁铰接, 2 号, 3 号, 5 号~7 号梁墩间设加速度激活的锁死销. 分析过程中, 未考虑碰撞引起的能量损失, 即 $c=0$. 用减震率 λ 来表示连续梁桥锁死销减震体系的减震效果, 其定义为桥梁原设计模型和减震模型最大地震响应参数(墩底剪力、墩底弯矩和梁端位移)降低的百分比, 表示为:

$$\lambda = \frac{R_{\max} - R_{c,\max}}{R_{\max}} \times 100\% \quad (4)$$

式中: R_{\max} 为工况①分析所得结构最大地震响应; $R_{c,\max}$ 为工况②分析所得结构最大地震响应.

2.2 正交试验方案

正交试验法是多因素、多水平的研究方法, 其特点是根据正交性从全面试验中挑选部分有代表性的点进行试验, 这些代表点具有“均匀分散、齐整可比”的特点^[16].

影响锁死销装置减震效果的因素较多, 各种因素对减震效果的影响大小又不尽相同. 为了较全面地明确锁死销的减震效果, 基于锁死销的本构关系, 结合图 4 所示连续梁桥, 鉴于阻尼系数对减隔震支座减震性能影响较小, 本文分析时未进行阻尼模拟, 仅选取激活阈值、锁死间隙、桥墩高度、场地类型和连接刚度 5 个较为重要的因素进行分析, 其中场地类型以表 1 所示地震波作为激励源进行考虑. 为了便于比较分析各条地震波分别作为激励源时锁死销参数对桥梁结构地震响应的影响, 将各地震波加速度峰值统一调整为 0.4 g . 由于场地条件分为 4 类, 选取 II 类场地作为虚拟水平, 以每类场地 3 种地震波作用下减震率均值代表相应的场地类型, 其他 4 类因素各选取 5 个水平, 见表 2. 确定因素和其对应水平后, 关键是正交表的选取, 其不仅用来安排试验过程, 对试验结果的处理也至关重要. 为寻求影响连续

梁桥锁死销减震体系减震效果的显著性影响因素, 对于本文的 5 因素 5 水平正交试验, 选取 $L_{25}(5^6)$ 正交表进行正交试验设计, 其中“25”为正交表行数, 即将原本需要大量计算工作的数值模拟分析降至 25 次(考虑每类场地 3 种地震波, 共计 75 次); “6”为正交表列数, 即试验可以安排的最大因素数量(本试验包括 1 个空因素); “5”表示各因素对应的水平数.

表 1 四类场地地震波
Tab. 1 The seismic wave on the four class site

| 场地类型 | 编号 | 地震名称 | PGA /g | 调幅系数 |
|------|-------|---------------------------|---------|---------|
| I | I-1 | GUANGZHOU2 | 0.106 9 | 3.741 7 |
| | I-2 | QIAnANSN | 0.135 0 | 2.962 7 |
| | I-3 | SUPERSTITION MOUNTAIN_45 | 0.110 3 | 3.625 3 |
| II | II-1 | EL-CENTRO | 0.348 5 | 1.147 9 |
| | II-2 | TANGShANEW | 0.058 5 | 6.842 1 |
| | II-3 | TAR_TARZANA_90_nor | 1.779 0 | 0.224 8 |
| III | III-1 | LANZHOU2 | 0.173 1 | 2.311 4 |
| | III-2 | PEL_HOLLYWOOD STORAGE_90 | 0.211 1 | 1.894 9 |
| | III-3 | CPC_TOPANGA CANYON_16_nor | 0.388 5 | 1.029 6 |
| IV | IV-1 | TIANJINSN | 0.148 7 | 2.690 2 |
| | IV-2 | TRI_TREASURE ISLAND_90 | 0.158 9 | 2.516 8 |
| | IV-3 | SHANGHAI-RENGONGBO | 0.127 7 | 3.132 4 |

表 2 试验因素及其水平表
Tab. 2 Factors of the orthogonal table and their levels

| 影响因素 | 因素代号 | 水平 1 | 水平 2 | 水平 3 | 水平 4 | 水平 5 |
|---|------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|
| 激活阈值 a_k /($\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$) | A | 0.1 | 0.3 | 0.6 | 1.0 | 1.5 |
| 锁死间隙 g_0 /m | B | 0.004 | 0.005 | 0.007 5 | 0.009 | 0.010 |
| 桥墩高度 H /m | C | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 |
| 场地类型 | D | I | II | III | IV | II |
| 连接刚度 k /($\text{kN} \cdot \text{m}^{-1}$) | E | 1×10^5 | 1×10^6 | 1×10^7 | 1×10^8 | 1×10^9 |

2.3 正交试验分析

根据 $L_{25}(5^6)$ 正交表, 按照表 2 所确定的参数进行连续梁桥锁死销减震体系减震率仿真分析, 各因素正交计算结果见表 3, 表中减震率为固定墩内力与梁端位移减震率均值.

由表 3 可知, 1) 在 25 次仿真分析中, 有 11 次所得减震率大于 30%, 比例接近 50%, 说明利用锁死销进行连续梁桥减震可取得较好的减震效果; 2) 在试验号为 1 和 21 时, 减震率为负值, 说明锁死销应用不当, 锁死销将梁体和活动墩连接后, 桥梁顺桥向整体刚度变大, 继而引发更大的地震响应, 尽管活动墩和固定墩协同抗震, 但增加的地震响应过大, 导致各墩所承担的地震响应大于原有设计; 3) 在试验号为 18 和 22 时, 连续梁桥的减震率为 0, 即锁死销未

发挥锁死作用,说明活动墩顶加速度受地震波频谱特性和结构周期影响,锁死销激活阈值的设定需结合场地条件和桥梁具体结构进行。

表3 正交试验计算结果

Tab.3 Results based on orthogonal experiment

| 试验号 | 因素 | | | | | 减震率 λ /% |
|-----|------------------------|----------------------|-----|-----|-------------------------|------------------|
| | A/(m·s ⁻²) | B/10 ⁻³ m | C/m | D | E/(kN·m ⁻¹) | |
| 1 | 0.1 | 4.0 | 15 | I | 1×10 ⁵ | -7.09 |
| 2 | 0.1 | 5.0 | 20 | II | 1×10 ⁶ | 53.96 |
| 3 | 0.1 | 7.5 | 25 | III | 1×10 ⁷ | 62.86 |
| 4 | 0.1 | 9.0 | 30 | IV | 1×10 ⁸ | 18.60 |
| 5 | 0.1 | 10.0 | 35 | II | 1×10 ⁹ | 23.68 |
| 6 | 0.3 | 4.0 | 20 | III | 1×10 ⁸ | 63.69 |
| 7 | 0.3 | 5.0 | 25 | IV | 1×10 ⁹ | 56.85 |
| 8 | 0.3 | 7.5 | 30 | II | 1×10 ⁵ | 28.09 |
| 9 | 0.3 | 9.0 | 35 | I | 1×10 ⁶ | 53.20 |
| 10 | 0.3 | 10.0 | 15 | II | 1×10 ⁷ | 32.45 |
| 11 | 0.6 | 4.0 | 25 | II | 1×10 ⁶ | 54.48 |
| 12 | 0.6 | 5.0 | 30 | I | 1×10 ⁷ | 61.66 |
| 13 | 0.6 | 7.5 | 35 | II | 1×10 ⁸ | 22.60 |
| 14 | 0.6 | 9.0 | 15 | III | 1×10 ⁹ | 33.37 |
| 15 | 0.6 | 10.0 | 20 | IV | 1×10 ⁵ | 27.76 |
| 16 | 1.0 | 4.0 | 30 | II | 1×10 ⁹ | 43.64 |
| 17 | 1.0 | 5.0 | 35 | III | 1×10 ⁵ | 9.66 |
| 18 | 1.0 | 7.5 | 15 | IV | 1×10 ⁶ | 0.00 |
| 19 | 1.0 | 9.0 | 20 | II | 1×10 ⁷ | 26.26 |
| 20 | 1.0 | 10.0 | 25 | I | 1×10 ⁸ | 20.81 |
| 21 | 1.5 | 4.0 | 35 | IV | 1×10 ⁷ | -0.18 |
| 22 | 1.5 | 5.0 | 15 | II | 1×10 ⁸ | 0.00 |
| 23 | 1.5 | 7.5 | 20 | I | 1×10 ⁹ | 9.24 |
| 24 | 1.5 | 9.0 | 25 | II | 1×10 ⁵ | 8.55 |
| 25 | 1.5 | 10.0 | 30 | III | 1×10 ⁶ | 39.34 |

2.4 极差分析

极差 R 是指一组数据中的最大数据与最小数据的差.它反映了一组数据的离散程度,可作为评价因素显著性的参数,其大小表明该因素的水平改变对试验结果的影响程度,极差越大,说明该因素的水平改变对试验结果影响也越大,极差最大的因素也就是最主要的因素.极差分析结果见表4。

由表4可知,1)锁死间隙(因素B)对减震率影响最小,因为预留锁死间隙是为了锁死球能够进入球槽,故锁死间隙的设置以满足锁死球顺利进入为主;2)激活阈值(因素A)对减震率的影响最为显著,其关系到锁死球能否被激活发挥锁死作用,需仔细研究其合理取值范围;3)桥墩高度、连接刚度和场地类型对减震率的影响依次递减,其中桥墩高度和连接刚度对减震率影响的显著性相近。

由于桥梁结构和桥址均由设计需求决定,故综合分析表4可知锁死销用于连续梁桥减震的分析步骤:1)明确场地条件;2)结合地质条件和桥梁结构,研究地震波与墩顶加速度关系,确定锁死销激活阈值取值范围;3)结合地质条件和桥梁结构具体形式,

探求连接刚度对减震率的影响规律,以便于确定锁死销连接刚度的设定原则。

表4 减震率极差分析

Tab.4 Extreme different analysis of seismic ration

| 指标 | 减震率 | | | | |
|-----------------------|-----------|-------|-------|-------|-------|
| | 因素 A | 因素 B | 因素 C | 因素 D | 因素 E |
| $\sum k_1$ | 1.520 | 1.545 | 0.587 | 1.378 | 0.670 |
| $\sum k_2$ | 2.343 | 1.821 | 1.809 | 2.937 | 2.010 |
| $\sum k_3$ | 1.999 | 1.228 | 2.036 | 2.089 | 1.831 |
| $\sum k_4$ | 1.004 | 1.400 | 1.913 | 1.030 | 1.257 |
| $\sum k_5$ | 0.570 | 1.440 | 1.090 | — | 1.668 |
| $\overline{\sum k_1}$ | 0.304 | 0.309 | 0.117 | 0.276 | 0.134 |
| $\overline{\sum k_2}$ | 0.469 | 0.364 | 0.362 | 0.294 | 0.402 |
| $\overline{\sum k_3}$ | 0.400 | 0.246 | 0.407 | 0.418 | 0.366 |
| $\overline{\sum k_4}$ | 0.201 | 0.280 | 0.383 | 0.206 | 0.251 |
| $\overline{\sum k_5}$ | 0.114 | 0.288 | 0.218 | — | 0.334 |
| R | 0.355 | 0.119 | 0.290 | 0.212 | 0.268 |
| 显著性 | A>C>E>D>B | | | | |

注:表中 $\sum k_i$ 为所在列因素 i 水平下的统计参数, $\overline{\sum k_i}$ 为 $\sum k_i$ 的平均值。

3 锁死销减震效果显著性因素分析

3.1 激活阈值取值范围分析

确定锁死销激活阈值的前提是确定桥梁结构所处位置场地条件,然后探求地震波与墩顶加速度的关系,最终确定锁死销激活阈值取值范围.本文利用图4所示连续梁桥3#活动墩为计算模型,以表1中II类和IV类场地所列地震波为激励源,选取5种不同高度对桥墩进行时程分析(墩身截面保持不变),得到了激励波与墩顶加速度极值的关系曲线,如图5所示。

分析图5可知,1)桥墩高度为15m时,2类场地地震波激励作用下,墩顶加速度极值小于1m/s²,当锁死销激活阈值大于墩顶加速度极值时,会导致锁死销无法激活,也印证了表3中试验号18和22时减震率为0的原因.2)桥墩高度越高,其自振周期越长,激励波传递至墩顶的加速度极值越大.3)桥墩高度越矮,自振周期越短,不同地震波间频谱特性对墩顶加速度极值的影响越小,如墩高15m时,两类场地地震波激励作用下,墩顶加速度极值在0.4~0.8m/s²间;当墩高35m时,墩顶加速度极值之差最大约5.6m/s²,且II类场地地震波引发的墩顶加速度发散性大于IV类场地。

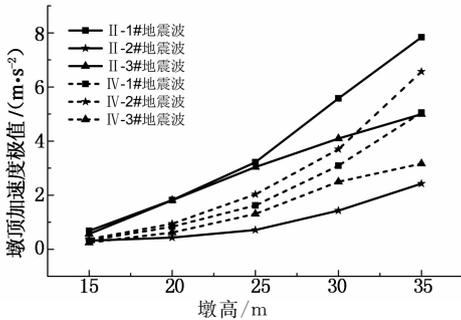


图 5 墩身截面不变时墩高对墩顶加速度极值的影响
Fig. 5 The influence of pier height on the extreme acceleration value of pier top (pier section size unchanged)

为进一步揭示墩顶加速度与墩高或桥墩自振周期的关系,以图 4 所示连续梁桥 3# 活动墩墩高 25 m 时桥墩一阶自振周期为标准,对 15, 20, 30 和 35 m 墩高截面参数进行调整,使得上述 4 种墩高的桥墩一阶自振周期与墩高 25 m 时相同,同样利用 II 类和 IV 类场地所列地震波为激励源进行时程分析,得到了不同高度下墩顶加速度极值,如图 6 所示。

由图 6 可知,当桥墩高度变化时,墩顶加速度极值基本呈水平状态,即在不同高度桥墩一阶自振周期相同的情况下,墩顶加速度极值不再随墩高的改变而发生大幅度变化,说明在场地条件明确的前提下,墩顶加速度极值的大小主要与桥墩一阶自振周期有关。未来锁死销工程应用时,只需预先设定一阶自振周期与墩顶加速度极值关系曲线,即可根据具体桥梁活动墩自振周期大致确定锁死销激活阈值最大值,即锁死销激活阈值取值范围。

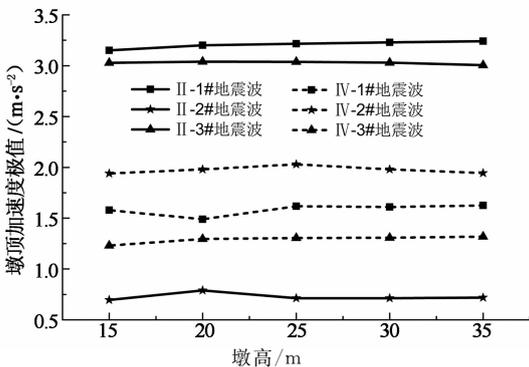


图 6 一阶自振周期不变时墩高对墩顶加速度极值的影响
Fig. 6 The influence of pier height on the extreme acceleration of pier top first order self vibration period unchanged

3.2 连接刚度对减震效果的影响分析

为了探求连接刚度对减震效果的影响,利用图 4 所示连续梁桥为计算模型,以 II-1# 地震波为激励源进行非线性时程分析,锁死销发生作用后,加速度激活阈值 $a_k = 0.1 \text{ m/s}^2$,锁死间隙 $\Delta = 0.005 \text{ m}$ 。求得了不同桥墩高度情况下连接刚度变化对减震率

的影响,如图 7 所示,减震率取固定墩内力与梁端位移减震率均值。

分析图 7 可知:1)在图示 5 种高度下,随着锁死销连接刚度的增加,减震率呈现总体上升趋势,说明实际应用时适当增加锁死销连接刚度会取得更好的减震效果。2)当连接刚度增大到一定数量级后,如 $k = 1 \times 10^6 \sim 1 \times 10^9 \text{ kN/m}$ 时,随着连接刚度的增加,减震率几乎保持不变,表明连接刚度的取值范围比较宽,易于工程应用。3)在墩高 15 m 和墩高 35 m 时,当 $k = 1 \times 10^5 \text{ kN/m}$ 时,减震率为负值,说明桥墩过高或过低时,若连接刚度取值较小则不能提高桥梁抗震性能,具体应用时需结合具体桥梁结构分析其减震性能。

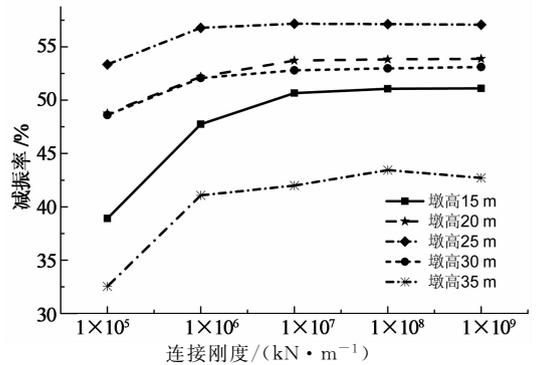


图 7 不同墩高情况下减震率与连接刚度关系曲线
Fig. 7 Relation curves between seismic ration and connection stiffness with different pier height

加速度激活阈值的取值决定着锁死销的激活时机,为了明确加速度激活阈值是否对连接刚度与减震效果之间规律有所影响,设定图 4 所示连续梁桥墩高 20 m 不变,以 II-1# 地震波为激励源进行非线性时程分析,锁死销发生作用后,锁死间隙 $\Delta = 0.005 \text{ m}$,分析了不同加速度激活阈值情况下连接刚度变化对减震率的影响,如图 8 所示。

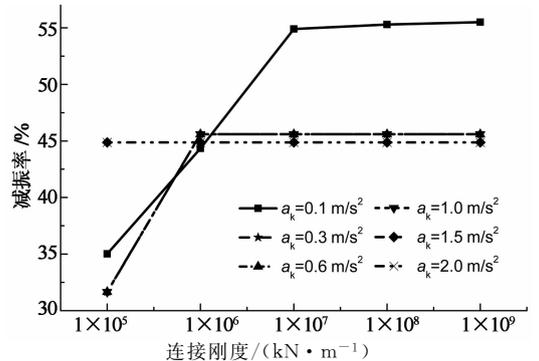


图 8 不同激活阈值情况下减震率与连接刚度关系曲线
Fig. 8 Relation curves between seismic ration and connection stiffness with different acceleration activating thresholds

分析图 8 可知:1)在激活阈值 $a_k = 0.1 \sim 1.0$

m/s^2 时,减震率随着锁死销连接刚度的增加呈现先上升后稳定不变的趋势,即当连接刚度增加到一定程度后,减震率不再变化. 2)在激活阈值 $a_k = 1.5 m/s^2$ 和 $a_k = 2.0 m/s^2$ 时,连接刚度的变化对减震率没有影响. 总体上可以说明针对不同的加速度激活阈值,连接刚度取值越大减震效果越理想.

4 结 论

1)连续梁桥利用锁死销减震可以取得理想效果,通过正交试验极差理论分析可知,连续梁桥锁死销减震效果影响因素的显著性排序为:加速度激活阈值 > 桥墩高度 > 连接刚度 > 场地条件 > 锁死间隙.

2)地震波激励作用下,墩顶加速度的大小主要与桥墩自振周期有关,预先分析具有不同一阶自振周期的桥墩墩顶加速度与激励波的关系,即可在连续梁桥锁死销减震应用时,快速确定锁死销加速度激活阈值取值范围.

3)在场地条件和桥梁结构确定的前提下,锁死销连接刚度的变化对连续梁桥减震效果有一定影响,连接刚度越大,其减震率越高. 具体工程应用时,锁死销的连接刚度尽量取大值.

4)地震作用下,锁死球从托架上脱落至进入下部底座球槽的运动轨迹决定着锁死销发挥锁死作用的具体时间. 锁死球运动轨迹对减震效果的影响是进一步研究的方向.

参 考 文 献

[1] 宋子威,蔡小培. 黏滞性阻尼器在高速铁路长联大跨连续梁中的应用[J]. 清华大学学报:自然科学版,2012,52(8):1102-1105.
SONG Zi-wei, CAI Xiao-pei. Application of viscous damper devices in the seismic design of long span and long unit continuous girder bridges on high speed railway[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 2012, 52(8): 1102-1105. (In Chinese)

[2] KELLY T E. Base isolation of structures-design guidelines [R]. Wellington: Holmes Consulting Group Ltd, 2001: 48-53.

[3] AASHTO. Guide specifications for seismic isolation design [M]. 2nd ed. Washington, DC: American Association of State Highway and Transportation Officials, 2010: 9-15.

[4] 王丽,阎贵平,孙立. LRB隔震桥梁减震效果分析[J]. 工程力学,2003,20(5):124-129.
WANG Li, YAN Gui-ping, SUN Li. Analysis of seismic response of isolated bridges with LRB[J]. Engineering Mechanics, 2003, 20(5): 124-129. (In Chinese)

[5] 石岩,王东升,孙治国. 近断层地震动下减隔震桥梁地震反应分析[J]. 桥梁建设,2014,44(3):19-24.
SHI Yan, WANG Dong-sheng, SUN Zhi-guo. Analysis of

seismic response of seismically mitigated and isolated bridge subjected to near-fault ground motion[J]. Bridge Construction, 2014, 44(3): 19-24. (In Chinese)

[6] 刘俊,王合希. 双曲面球型减隔震支座在刚构连续梁桥中的应用[J]. 铁道科学与工程学报,2012,9(3):117-123.
LIU Jun, WANG He-xi. Application of double spherical seismic isolation bearing in a rigid frame-continuous girder bridge [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2012, 9(3): 117-123. (In Chinese)

[7] 陈水生,马涌泉. SRB与LRB隔震连续梁桥地震响应对比研究[J]. 北京理工大学学报,2012,32(4):358-363.
CHEN Shui-sheng, MA Yong-quan. A comparative study on seismic response of isolated continuous girder bridges with SRB and LRB[J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2012, 32(4): 358-363. (In Chinese)

[8] 朱东生,劳远昌,沈大元,等. LRB隔震桥梁的地震反应特点[J]. 工程力学,2000,18(1):119-125.
ZHU Dong-sheng, LAO Yuan-chang, SHEN Da-yuan, et al. The seismic response features of isolated bridge with LRB[J]. Engineering Mechanics, 2000, 18(1): 119-125. (In Chinese)

[9] 周亚栋,胡兆同,邵旭东,等. 桥梁铅橡胶支座减震效果的影响因素研究[J]. 湖南大学学报:自然科学版,2008,35(5):16-20.
ZHOU Ya-dong, HU Zhao-tong, SHAO Xu-dong, et al. Research on the influential factors of the aseismic effect of lead rubber bearing used in bridge[J]. Journal of Hunan University: Natural Sciences, 2008, 35(5): 16-20. (In Chinese)

[10] JONSSON M H, BESSASON B, HAFLIDASON E. Earthquake response of a bas-isolated bridge subjected to strong near-fault ground motion[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2010, 30(6): 447-455.

[11] 陈士通,张文学,杜修力,等. 锁死销对连续梁桥地震响应的影响[J]. 桥梁建设,2015,45(3):37-43.
CHEN Shi-tong, ZHANG Wen-xue, DU Xiu-li, et al. Impact of locking dowels on seismic response of continuous girder bridge [J]. Bridge Construction, 2015, 45(3): 37-43. (In Chinese)

[12] 李立峰,吴文朋,黄佳梅,等. 板式橡胶支座地震易损性分析[J]. 湖南大学学报:自然科学版,2011,38(11):1-6.
LI Li-feng, WU Wen-peng, HUANG Jia-mei, et al. Research on the seismic vulnerability analysis of laminated rubber bearing [J]. Journal of Hunan University: Natural Sciences, 2011, 38(11): 1-6. (In Chinese)

[13] BOUSSIS P C, CONSTANTINOU M C, ERDIK M, et al. Assessment of performance of isolation system of Bolu viaduct [J]. Journal of Bridge Engineering, ASCE, 2003, 8(4): 182-190.

[14] 陈永祁,王静,刘林. 国外减隔震桥梁的失效分析[J]. 工程抗震与加固改造,2008,30(5):41-47.
CHEN Yong-qi, WANG Jing, LIU Lin. Failure analysis of overseas seismic isolated bridges [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2008, 30(5): 41-47. (In Chinese)

[15] 王东升,王国新,冯启民. 桥梁结构地震响应邻梁碰撞分析等效刚度模型[J]. 工程力学,2004,21(4):81-85.
WANG Dong-sheng, WANG Guo-xin, FENG Qi-min. Equivalent rigid body compact model of pounding between adjacent bridge girders during earthquakes [J]. Engineering Mechanics, 2004, 21(4): 81-85. (In Chinese)

[16] 唐启义,冯明光. 实用统计分析及其DPS数据处理系统[M]. 北京:科学出版社,2002:100-105.
TANG Qi-yi, FENG Ming-guang. DPS data processing system for practical statistics [M]. Beijing: Science Press, 2002: 100-105. (In Chinese)