

地震作用下梁桥纵向阻挡型装置防落梁效果研究

高浩原¹, 王胜斌², 项敬辉³, 李建中¹, 齐新⁴

(1. 同济大学土木工程防灾减灾全国重点实验室, 上海 200092; 2. 安徽省交通控股集团有限公司, 安徽 合肥 230088;
3. 天津市政工程设计研究总院有限公司, 天津 300392; 4. 上海市政工程设计研究总院(集团)有限公司, 上海 200092)

摘要: 为防止地震中的落梁破坏, 国内外桥梁抗震规范均要求桥梁采用防落梁装置, 但对于防落梁装置的限位和防落梁效果却鲜有研究。本文以采用纵向阻挡型防落梁装置的梁桥为背景, 开展阻挡型防落梁装置的限位和防落梁效果研究。介绍了纵向阻挡型防落梁装置的工作原理。在此基础上, 针对一座五跨简支梁桥, 考虑混凝土挡块这一典型纵向阻挡型防落梁装置的非线性力学行为及其与下部结构的碰撞效应, 研究在不同的地震动强度下挡块的限位和防落效果, 分析、比较了挡块强度、间隙以及设置橡胶垫对于限位和防落梁效果的影响。研究表明: 纵向阻挡型装置的防落梁效果与其自身强度、初始间隙密切相关, 同时也受地震动强度的影响; 合理的装置强度和初始间隙有利于减小碰撞力或碰撞次数, 降低落梁风险, 并将桥墩损伤控制在理想范围内; 在防落梁装置和下部结构的碰撞接触面设置缓冲橡胶垫可有效减小碰撞力和桥墩损伤。

关键词: 桥梁工程; 纵向阻挡型; 防落梁; 碰撞

中图分类号: U442.5⁺5; U443.22 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2025)02-0321-10

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2025.02.011

Study on the effectiveness of longitudinal barrier-type unseating prevention restrainer for girder bridges during earthquakes

GAO Haoyuan¹, WANG Shengbin², XIANG Jinghui³, LI Jianzhong¹, QI Xin⁴

(1. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Anhui Transportation Holding Group Co., Ltd., Hefei 230088, China;

3. Tianjin Municipal Engineering Design and Research Institute Co., Ltd., Tianjin 300392, China;

4. Shanghai Municipal Engineering Design Institute (Group) Co., Ltd., Shanghai 200092, China)

Abstract: In order to prevent unseating during earthquakes, both domestic and foreign seismic codes for bridges require the use of unseating prevention devices. However, research on the effectiveness of these devices is limited. This article focuses on a bridge using a longitudinal barrier-type unseating prevention beam device, examining the limitations and effectiveness of such devices in preventing unseating. First, the working principle of the longitudinal barrier-type unseating prevention device is introduced. On this basis, a five-span simply supported beam bridge is studied, considering the nonlinear mechanical behavior of concrete blocks as a typical longitudinal barrier-type unseating prevention device. The study analyzes and compares the effects of block device strength, clearance, and the installation of rubber pads on the limiting and unseating prevention capabilities of the device. Research has shown that the effectiveness of the devices is closely related to its strength, initial clearance, and the intensity of seismic motion. Proper device strength and initial clearance can help reduce collision forces and frequencies, lower the risk of beam unseating, and control bridge pier damage within an ideal range. Furthermore, placing buffer rubber pads at the contact surfaces between the unseating prevention device and the substructure can effectively reduce pounding forces and minimize pier damage.

Keywords: bridge engineering; longitudinal barrier-type; girder unseating prevention; pounding

地震发生时, 桥梁作为抗震救灾的生命线工程, 其在震后应急救援中的功能显得尤为重要。中国中小跨径梁桥多采用板式橡胶支座, 且支座一般直接放置在墩梁之间, 在横桥向墩台两侧通常设置混

凝土挡块, 以限制梁体横向地震位移^[1]。由于板式橡胶支座与墩梁间在纵桥向一般没有采取连接措施, 遭受强震作用时, 梁体惯性力远超过支座接触面所能提供的最大临界摩擦力后, 墩梁间将发生较大幅

收稿日期: 2023-02-22; 修订日期: 2023-04-28

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(51838010); 天津市交通运输科技发展计划资助项目(2021-01)

度滑移,产生过大墩梁相对位移,甚至导致落梁震害。例如在2008年汶川地震、2021年青海玛多地震中,中小跨度梁式桥的震害以主梁移位、支座破坏为主,部分桥梁发生了严重的落梁震害^[2],导致全桥拆除重建,其危害远大于桥墩损伤。

为防止地震中的落梁破坏,国内外桥梁抗震规范^[3-5]均要求桥梁采用防落梁装置。现有纵向防落梁装置主要分为连梁装置和限位装置^[6]。连梁装置不能有效限制墩梁相对位移^[7],需要其有足够的强度,在主梁从墩台脱落后将梁体拉起,起到防落梁的作用。典型的限位装置包括拉索限位器、连接锚杆、阻挡型防落梁装置和阻尼限位装置等^[8]。其中缆索限位装置应用相对广泛,各国学者对拉索限位装置的设计方法、限位效果进行了大量研究,结果表明,缆索限位装置具有很好的限位和防落梁效果^[9],但要求其有足够的长度,才能具备充分的变形能力来发挥限位作用,这不但增加施工难度,也影响桥梁外观;阻尼限位装置存在较大震后残余变形^[10],构造相对复杂,不适用于量大面广的中小跨径梁桥。相比之下,以混凝土挡块、钢挡块为代表的阻挡型防落梁装置构造简单、施工便捷、经济适用,在梁式桥中具有良好的应用前景。作为阻挡型防落梁装置,阻挡

型挡块已广泛应用于横桥向防落梁,许多学者对于阻挡型挡块横向限位和防落梁的效果进行了研究^[11-12],相比之下,混凝土挡块在纵桥向的碰撞效应更加复杂,而且其限位和防落梁效果目前鲜有研究。

本文以采用纵向阻挡型防落梁装置的梁桥为研究对象,开展纵向阻挡型防落梁装置的限位和防落梁效果研究。在研究中,考虑混凝土挡块这一典型阻挡型防落梁装置的非线性力学行为及其与下部结构的碰撞效应,分析其在不同地震动强度下的限位和防落梁效果,并且分析、比较了挡块强度、间隙以及设置橡胶垫对于防落梁效果和桥墩损伤状态的影响。

1 纵向阻挡型装置工作原理与力学模型

1.1 工作原理

纵向阻挡型防落梁装置通过与下部结构的碰撞,将梁体惯性力传递给下部结构,限制墩梁相对位移,防止落梁,工作原理如图1所示。可通过在梁底纵桥向设置混凝土挡块或型钢挡块来达到上述目的。

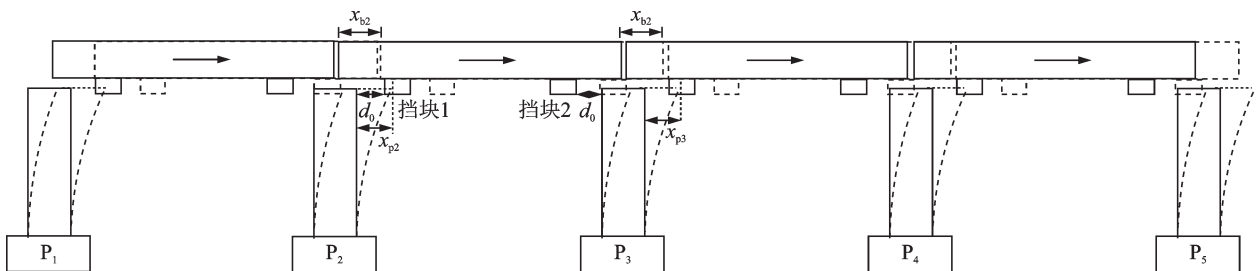


图1 阻挡型防落梁装置工作原理

Fig. 1 Working principle of longitudinal blocking restrainer

阻挡型防落梁装置的功能为:在正常使用和多遇地震下不发挥作用,在地震强度超过多遇地震后起到对纵向限位和防落梁的作用。为满足正常使用和多遇地震下的梁体变形,挡块与下部结构之间应留有一定的初始间隙,保证挡块不被激活;地震强度超过多遇地震后,一旦墩梁间的纵向相对位移超过初始间隙,挡块就会与下部结构接触,限制墩梁纵向相对位移,达到防止落梁的目的。

如图1所示,地震作用下,以整体向右运动为例,当 P_3 墩顶的墩梁相对位移 d_3 达到挡块与桥墩间预留初始间隙 d_0 后,挡块2与 P_3 墩发生碰撞,从而限制梁体在 P_2 墩顶的相对位移,即阻挡型防落梁装置是通过远端挡块(挡块2)处的碰撞作用来防止近端

梁体(挡块1)处的落梁。 P_2 墩顶的墩梁相对位移 d_2 的计算式为:

$$d_2 = x_{b2} - x_{p2} = d_0 + \delta + x_{p3} - x_{p2} \quad (1)$$

P_3 墩顶的墩梁相对位移 d_3 的计算式为:

$$d_3 = d_0 + \delta \quad (2)$$

式中, x_{b2} 为第二跨梁体位移; x_{p2} 为 P_2 墩顶的位移; x_{p3} 为 P_3 墩顶位移; d_0 为挡块的初始间隙; δ 为 P_3 墩顶的挡块变形。当 d_2 超过墩梁搭接长度时, P_2 墩顶不会发生落梁。上述阻挡型防落梁装置发挥纵向防落功能的前提是在梁体运动方向上,远端的桥墩 P_3 具有较大的纵向抗推刚度,将墩顶位移 x_{p3} 控制在一定范围内。如果远端桥墩 P_3 的高度较高,且桥墩 P_3 的动力特征与近端桥墩 P_2 的动力特征差异较大,则会导

致 P_2 、 P_3 的墩顶变形之差 ($x_{p3} - x_{p2}$) 较大, P_2 墩顶的墩梁相对位移 d_2 由 ($x_{p3} - x_{p2}$) 控制, 当 d_2 增大到一定程度, 不能满足对墩梁搭接长度的要求时, 阻挡型防落梁装置无法有效地发挥纵向限位和防落梁功能。

1.2 挡块力学模型

本文针对混凝土挡块这一典型阻挡型防落梁装置展开研究, 基本构造和配筋形式如图 2 所示, 与文献[13]中“内挡块”相同。文献[13]通过拟静力试验研究了挡块的破坏形态、失效模型与受力机制, 并通过理论分析给出了其简化力学模型, 与试验结果吻合较好。假设本文中的碰撞力的作用点位于挡块中部, 受力符合混凝土拉压杆机制(见图 3, 图中 h 为挡块高度), 在主斜裂缝方向类似斜向短柱受压, 挡块发生斜截面破坏, 考虑斜截面处钢筋的受拉作用, 骨架曲线如图 4 所示。

挡块单斜面破坏的极限力矩为:

$$M_m = \frac{D}{2} A_s f_m + \frac{h_0}{2} \left[\frac{h_0}{S_2} \right]^* A_s^g f_m^g \quad (3)$$

最大抗剪承载力为:

$$V_m = \frac{M_m}{h_0} = \frac{D}{2h_0} A_s f_m + \frac{1}{2} \left[\frac{h_0}{S_2} \right]^* A_s^g f_m^g \quad (4)$$

最大抗剪承载力对应的位移为:

$$\Delta_2 = S_1 \epsilon_m \quad (5)$$

其余各关键点计算公式如下:

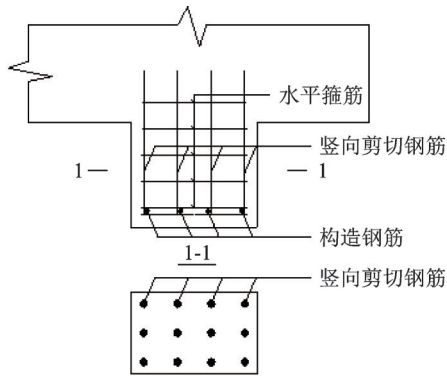


图 2 挡块配筋

Fig. 2 Reinforcement of shear key

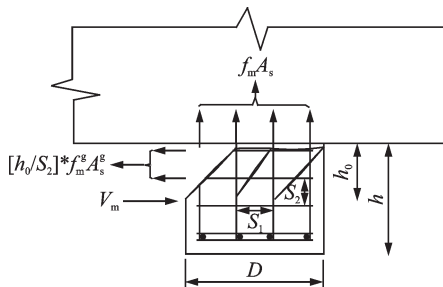


图 3 挡块受力机制

Fig. 3 Stress mechanism of shear key

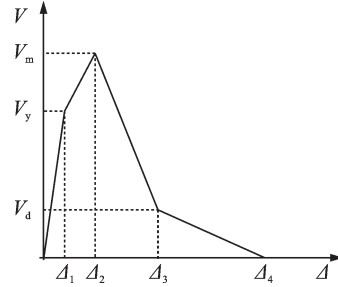


图 4 挡块骨架曲线

Fig. 4 Skeleton curve of shear key

$$V_y = \frac{D}{2h_0} A_s f_y + \frac{1}{2} \left[\frac{h_0}{S_2} \right]^* A_s^g f_y^g \quad (6)$$

$$V_d = A_s f_m \left(\frac{\sqrt{\epsilon_m^2 + 2\epsilon_m}}{1 + \epsilon_m} + \frac{\mu_2}{1 + \epsilon_m} \right) \quad (7)$$

$$V_f = 0 \quad (8)$$

$$\Delta_1 = 0.2\Delta_2 \quad (9)$$

$$\Delta_3 = \eta h_0 \sqrt{\epsilon_m^2 + 2\epsilon_m} \quad (10)$$

$$\Delta_4 = h_0 \sqrt{\epsilon_f^2 + 2\epsilon_f} \quad (11)$$

式中, V_y 和 Δ_1 分别为竖向剪切钢筋首次屈服时挡块的承载力和变形; V_d 和 Δ_3 分别为第一排竖向剪切钢筋断裂时挡块的承载力和变形; V_f 和 Δ_4 分别为挡块失效时的承载力和变形; μ_2 为混凝土表面滑动摩擦系数; f_y 为竖向剪切钢筋屈服强度; f_y^g 为钢筋屈服强度; D 为挡块顺桥向长度; h_0 为受力点高度; A_s 为竖向剪切钢筋总面积; f_m 为竖向剪切钢筋极限抗拉强度; A_s^g 为一层箍筋各肢的总面积; f_m^g 为箍筋极限抗拉强度; ϵ_m 为钢筋达到极限强度时的应变; ϵ_f 为钢筋断裂应变; S_1 为竖向剪切钢筋沿剪力方向间距; S_2 为水平箍筋在垂直剪力方向的间距; $[]^*$ 表示取整; 修正系数 $\eta = (1 - h_0/D)^2$ 。

2 分析模型与地震动输入

2.1 分析桥例

以一座 5 跨简支梁桥为研究对象, 如图 5 所示。桥梁每跨跨度 30 m, 主梁采用预应力钢筋混凝土小箱梁, 梁宽 12 m, 高 1.6 m, 主梁间伸缩缝宽度为 12 cm, 下部结构为钢筋混凝土双柱式桥墩, 墩高 8 m, 直径为 1.8 m, 配筋率为 1.3%。每片小箱梁底布设 2 个 GYZ400×84 型号板式橡胶支座, 每侧梁底布置 2 个钢筋混凝土挡块。挡块尺寸为 $0.5 \times 0.3 \times 0.4 \text{ m}^3$ (长×宽×高), 竖向剪切钢筋间距 S_1 为 0.16 m, 水平箍筋间距 S_2 为 0.12 m, 箍筋直径为 8 mm, 通过改变竖向剪切钢筋的面积改变挡块强

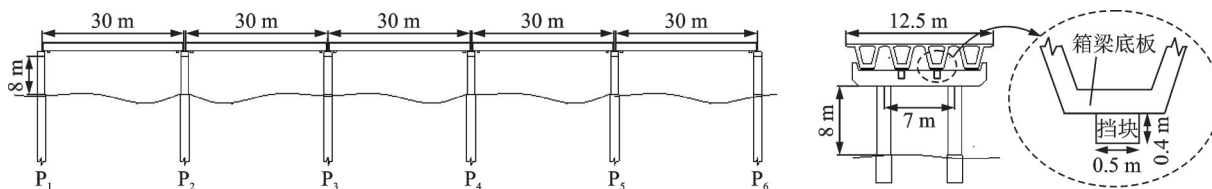


图5 桥型布置

Fig. 5 Layout of the bridge

度,结合图2中的构造配筋形式,可以确定 $\Delta_1=0.002\text{ m}$, $\Delta_2=0.008\text{ m}$, $\Delta_3=0.023\text{ m}$, $\Delta_4=0.092\text{ m}$ 。

2.2 有限元模型

2.2.1 板式橡胶支座模拟

板式橡胶支座是中国中小跨度桥梁上最常用的支座形式,一般直接放置在墩台垫石与梁底支承钢板之间,不做其他连接处理,所以在水平地震作用下,板式橡胶支座与梁体或墩台间存在滑移现象,这导致较大的墩梁相对位移和落梁风险。本文中板式橡胶支座的滑动摩擦效应采用理想弹塑性模型来模拟(见图6),支座滑动摩擦力 F_s 、初始刚度 K_b 分别为:

$$F_s = \mu N \quad (12)$$

$$K_b = \frac{GA}{\sum t} \quad (13)$$

式中, μ 为支座与钢板间的滑动摩擦系数,文献[14-16]对板式橡胶支座的力学行为展开了一系列研究,研究表明板式橡胶支座滑动摩擦系数 μ 和支座竖向压应力、滑动速度存在相关性,且略小于静摩擦系数,实验结果在0.3上下波动,所以本文中 μ 取0.3; N 为支座所承受的竖向反力; G 为支座剪切模量,取为 1200 kN/m^2 ; A 为支座的剪切面积; $\sum t$ 为支座橡胶层总厚度。

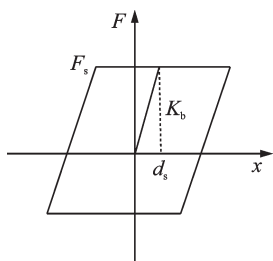


图6 考虑滑动摩擦效应的板式橡胶支座力学模型

Fig. 6 Mechanical model considering the sliding friction between laminated-rubber bearings and steel plate

支座和钢板间的临界滑动位移 d_s 为:

$$d_s = \frac{F_s}{K_b} = \frac{\mu N \sum t}{GA} \quad (14)$$

2.2.2 桥墩模拟与损伤指标评价

桥墩采用弹塑性纤维单元模拟,将桥墩截面离

散为保护层混凝土纤维、核心混凝土纤维以及钢筋纤维,采用基于柔度法的纤维梁柱单元^[17]以考虑屈服后的非线性行为。其中,采用Mander模型^[16]来定义保护层及约束混凝土纤维的应力-应变关系;采用Giuffrè-Menegotto-Pinto模型^[18]定义钢筋纤维的应力-应变关系。对桥墩进行纵向推覆分析,确定桥墩等效屈服强度 F_y 为 1310 kN 。

参考文献[17],采用位移延性需求系数 μ_d 定义桥墩损伤状态。表1中给出了桥墩损伤状态的划分准则。 μ_{cy} 为桥墩达到等效屈服位移时的延性系数; μ_{cy1} 为桥墩的纵筋首次屈服时的位移延性系数; μ_{cy2} 为核心混凝土压应变 ϵ_c 达到0.005时桥墩的位移延性系数; μ_{cmax} 为桥墩达到极限位移时的延性系数。本桥例中, $\mu_{cy1}=1$, $\mu_{cy}=2.023$, $\mu_{cy2}=3.256$, $\mu_{cmax}=7.674$ 。

表1 桥墩损伤状态划分

Tab. 1 Classification of pier damage status

损伤状态	损伤状态描述	判定准则
无损伤	无钢筋发生屈服,仅混凝土表面产生细微裂缝	$\mu_d < \mu_{cy1}$
轻微损伤	纵筋首次屈服,混凝土开裂	$\mu_{cy1} \leq \mu_d < \mu_{cy}$
中等损伤	塑性铰开始形成,保护层混凝土开始剥落	$\mu_{cy} \leq \mu_d < \mu_{cy2}$
严重损伤	塑性铰完全形成,形成较大宽度裂缝,混凝土严重剥落	$\mu_{cy2} \leq \mu_d < \mu_{cmax}$
完全破坏	纵向钢筋屈曲,箍筋断裂,核心混凝土压溃	$\mu_d \geq \mu_{cmax}$

2.2.3 主梁在伸缩缝处碰撞模拟

地震作用下,相邻跨主梁在伸缩缝处会发生碰撞。本节采用Kelvin碰撞模型来模拟接触面的碰撞,碰撞力的计算式为:

$$F_c = \begin{cases} k_b(x_{b1} - x_{b2} - d_0) + C_b(v_{b1} - v_{b2}), & x_{b1} - x_{b2} > d_b \\ 0, & x_{b1} - x_{b2} \leq d_b \end{cases} \quad (15)$$

式中, $C_b = 2\xi \sqrt{k_b \frac{m_{b1} m_{b2}}{m_{b1} + m_{b2}}}$, $\xi = -\frac{\ln e}{\sqrt{\pi^2 + (\ln e)^2}}$, k_b

为相邻梁体的接触刚度,取梁体轴向刚度^[19],

m_{b1} 、 m_{b2} 为相邻梁体质量; d_0 为伸缩缝宽度; x_{b1} 、 x_{b2} 为相邻梁体位移; v_{b1} 、 v_{b2} 为相邻梁体速度; C_b 为阻尼系数,阻尼代表碰撞过程中的能量损失,与碰撞过程的恢复系数 e 有关,对于混凝土材料 e 取为0.65。

2.2.4 阻挡型挡块与盖梁纵向碰撞模拟

地震作用下,挡块与盖梁发生碰撞,从而限制墩梁相对位移。本节采用线性接触单元与1.2节中的挡块非线性单元串联(见图7),来模拟挡块与盖梁的接触,其中接触单元模型的计算式为:

$$F_k = \begin{cases} k_k(x_{b1} - x_{p1} - d_0), & x_{b1} - x_{p1} - d_0 > 0 \\ 0, & x_{b1} - x_{p1} - d_0 \leq 0 \end{cases} \quad (16)$$

式中, k_k 为挡块与盖梁的接触刚度,参考文献[11]取大值,本文取为 10^6 kN/m; x_{p1} 为墩柱的墩顶位移。

结合上述力学模型,模拟支座、桥墩非线性力学行为和碰撞效应,使用非线性地震分析软件OpenS-

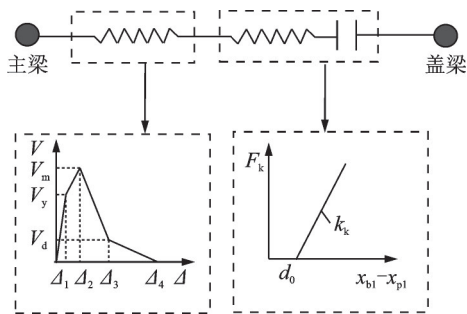


图7 挡块碰撞单元

Fig. 7 Pounding element of shear key

ees建立桥梁空间有限元模型,如图8所示。图中还给出了板式橡胶支座、挡块、挡块-盖梁碰撞、主梁-主梁碰撞的力学模型。主梁和盖梁采用线弹性梁单元模拟;桥墩采用上述弹塑性纤维单元模拟;基础部分采用固定约束。将挡块单元与碰撞单元串联,来模拟挡块和下部结构的接触行为。

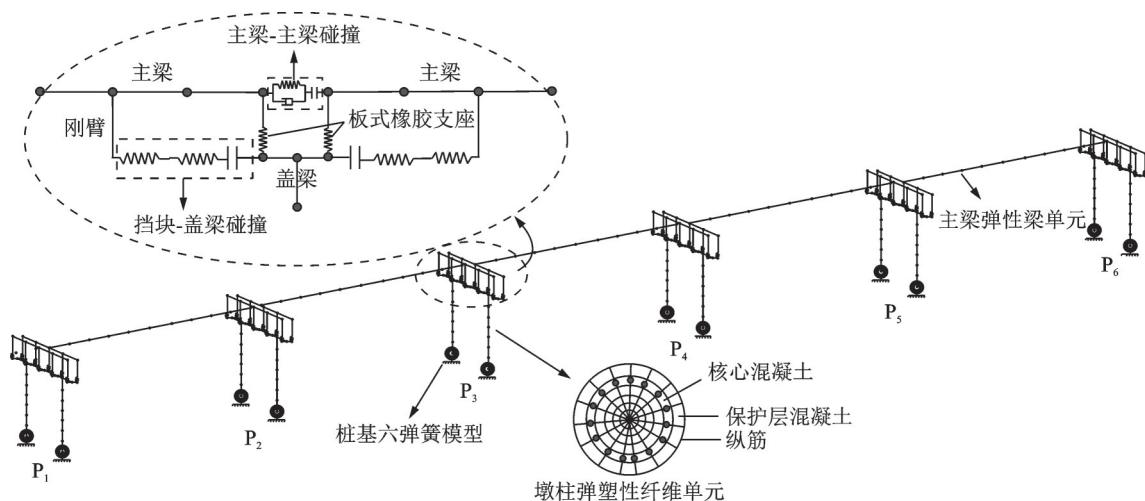


图8 有限元模型

Fig. 8 Finite element model

2.3 地震动输入

近断层地震动具有脉冲周期长、峰值大的特点,对桥梁结构、特别是量大面广的中小跨度梁式桥具有较强的破坏性。本文选取10条地震中实际记录的地震动进行结构地震响应分析,其基本参数见表2。图9中绘制了10条地震动作用下5%阻尼比线弹性单自由度体系的加速度反应谱曲线。根据《公路桥梁抗震设计规范》^[5],计算结果取10条地震动的平均值。10条地震动的速度脉冲周期 T_p 介于5.4~10.3 s之间,将峰值加速度(PGA)调幅至0.4g~1.0g,沿着桥梁纵桥向输入,以此探究在不同地震动强度下纵向阻挡型防落梁装置的防落效果和桥梁地震响应规律。

表2 地震波基本参数

Tab. 2 Basic parameters of the ground motions

序号	地震	台站和方向	PGA/ (cm·s ⁻²)	断层距/ km
1	Chi-Chi	TCU075-E	332.0	3.38
2	Chi-Chi	TCU065-E	789.8	2.49
3	Chi-Chi	TCU051-E	166.0	6.95
4	Chi-Chi	TCU054-E	146.0	4.64
5	Chi-Chi	TCU102-E	303.9	1.19
6	Chi-Chi	TCU039-E	200.0	19.90
7	Chi-Chi	TCU046-E	140.3	16.70
8	Northridge	NWH-090	580.0	5.92
9	Northridge	SYL-090	601.0	5.30
10	Kobe	TAZ-000	700.0	0.27

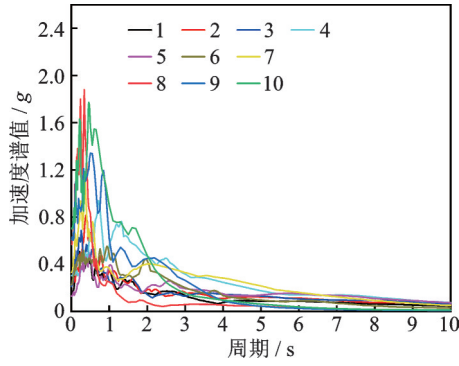


图9 所选地震波加速度反应谱

Fig.9 Acceleration response spectrum of selected seismic waves

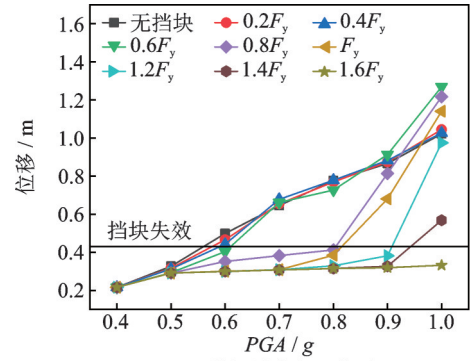
3 防落梁效果参数分析

3.1 挡块强度的影响

假设挡块的变形能力不变,研究挡块强度对桥梁结构响应的规律。以单个墩柱等效屈服强度 F_y 为基准,对挡块的最大抗剪承载力 V_m 进行归一化调整,分别取 V_m/F_y 的比值为 0、0.2、0.4、0.6、0.8、1.0、1.2、1.4 和 1.6,挡块的初始间隙 d_0 取支座和钢板间临界滑动位移 d_s 的 5 倍,其中 d_s 可由公式(14)计算为 6.8 cm,为伸缩缝宽度的 0.63 倍。由于算例中桥梁各跨设计参数相同,所以对 P_3 墩顶墩梁相对位移、 P_4 墩顶位移、 P_4 墩顶挡块碰撞力展开讨论,需要指出的是,由于本文的目的主要是研究阻挡型挡块对限制墩、梁相对位移的影响,因此,在研究时,假设搭接长度足够长,不发生落梁破坏。在不同地震动强度下,墩梁最大相对位移、墩柱位移延性系数、挡块最大碰撞力计算结果如图 10 所示,图 11 给出了 1 号波在 $PGA=0.8g$ 时挡块的力-位移曲线。

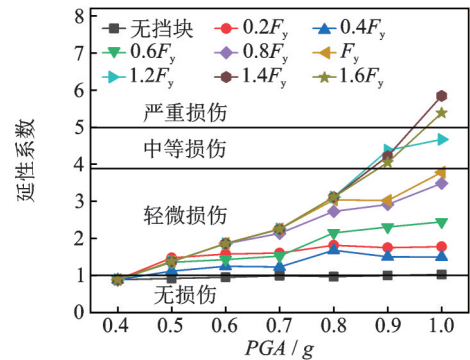
整体而言,当挡块强度低于 F_y 时,随着 PGA 的增大,挡块过早地达到极限状态并失效,墩梁最大相对位移与无挡块的情况相差不大,说明挡块强度较低时无法起到明显的限位和防落的作用。当挡块的强度等于或大于 F_y 时,挡块可以有效发挥限位和防落功能。挡块的强度越高,碰撞力也就越大,且随着 PGA 的增大,挡块碰撞力的增幅明显。需要指出的是,当 PGA 达到 $1.0g$ 时,挡块强度为 $0.4F_y$ 、 $0.6F_y$ 、 $0.8F_y$ 、 $1.0F_y$ 和 $1.2F_y$ 时,墩梁相对位移超过无挡块工况,主要原因是在个别地震波工况下,虽然挡块失效,但其改变了主梁运动状态,相邻主梁的碰撞增大了相邻主梁一致运动的趋势,导致运动方向前端的主梁墩梁相对位移增大。

结合图 10 和 11 可见,在 $PGA=0.8g$,当挡块强度为 $0.6F_y$ 时,挡块较早失效,失去限位效果,墩梁最大相对位移达到 0.72 m;当挡块强度为 F_y 时,挡块



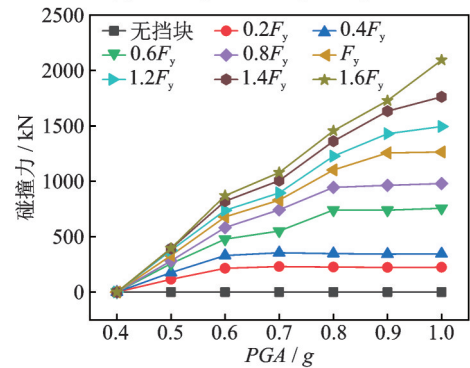
(a) 墩梁最大相对位移

(a) Maximum relative displacement between pier and beam



(b) 墩柱位移延性系数

(b) Ductility factor of pier displacement



(c) 挡块最大碰撞力

(c) Maximum pounding force of shear key

图 10 挡块强度的影响

Fig. 10 Influence of the shear key strength

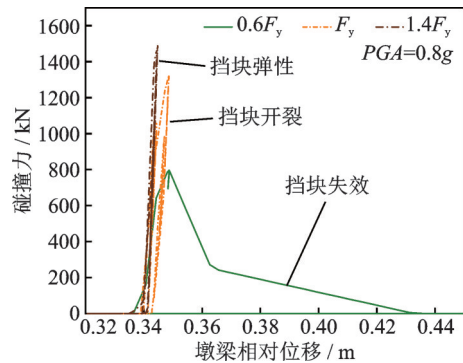


图 11 挡块力-位移曲线

Fig. 11 Force-displacement curve of shear keys

几乎保持弹性状态,墩梁最大相对位移降至 0.312 m;当挡块强度为 $1.4F_y$ 时,墩梁最大相对位移仅为 0.308 m。将挡块强度从 F_y 增大至 $1.4F_y$ 时,限位和

防落梁效果相差不大,但挡块碰撞力增大了 312 kN。

在地震作用下,阻挡型挡块可以控制墩梁之间的纵向相对位移,但同时会向下部结构传递一定的地震力,故而桥墩的损伤程度也和挡块的强度密切相关。当挡块强度低于 $0.8F_y$ 时,传递给桥墩的碰撞力较小,随着 PGA 的增大,桥墩的损伤程度变化不大。而当挡块强度超过 $0.8F_y$ 时,随着 PGA 的增大,逐渐增大的碰撞力会明显加剧桥墩的损伤。

经分析,对本例桥梁而言,挡块强度取桥墩等效屈服强度 F_y 是相对合理的,随着地震动强度的增大,可以发挥有效的防落梁功能,同时不会明显加剧桥墩损伤。

3.2 初始间隙的影响

挡块初始间隙不但影响挡块自身受力,还影响相邻主梁的碰撞效应和运动状态,进而影响挡块的限位效果。主梁之间伸缩缝的大小对纵向挡块与盖梁之间间隙的设置是有影响的,当盖梁两侧挡块初始间隙与变形值之和小于伸缩缝宽度时,主梁不会发生碰撞。为研究挡块初始间隙对防落梁效果的影响,将挡块的初始间隙 d_0 和板式橡胶支座和钢板间的临界滑动位移 d_s 的比值取为 1、2、3、4、5 和 6,分别考虑挡块强度为 F_y 和 $1.4F_y$ 两种情况,进行非线性时程分析,计算结果如图 12 所示。

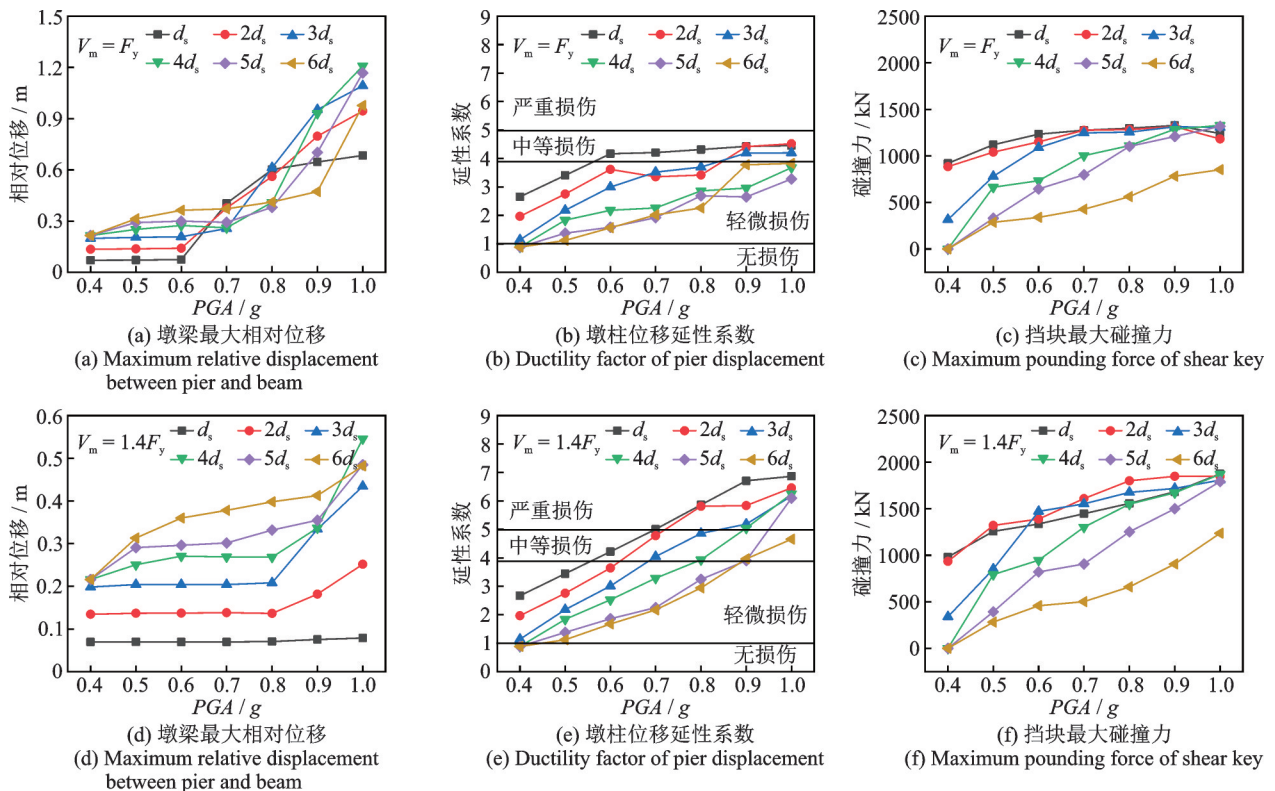


图 12 初始间隙对桥梁地震响应的影响

Fig. 12 Effect of initial clearance on seismic response of bridge

从结果来看,挡块自身受力、墩梁相对位移和桥墩损伤状态均与初始间隙存在密切的关系,挡块的强度不同,初始间隙对上述指标的影响规律也存在显著差异。

在挡块强度为 F_y 的情况下,当 $PGA < 0.6g$ 时,由于梁体惯性力相对较小,无论间隙大小,挡块的碰撞力均未达到最大承载力,可有效限制墩梁相对位移;随着 PGA 的增大,梁体惯性力逐渐增大,如果 $d_0 < 3d_s$,较大的碰撞力使挡块成为牺牲构件,无法发挥限位作用,而适当增大间隙可在一定程度上减小挡块的碰撞力和损伤,进而提高限位效果;在 $PGA \leq 0.8g$ 的范围内,初始间隙达到 $4d_s$ 及以上时,

挡块碰撞力和损伤可得到控制,起到有效的限位和防落梁的作用。

在挡块强度为 $1.4F_y$ 的情况下,由于挡块的强度相对较高,在 $PGA < 0.9g$ 时,挡块所承受的碰撞力小于挡块的最大承载力,墩梁相对位移会随着间隙的增加呈线性增大的趋势。

初始间隙对桥墩的损伤状态也有显著影响。当初始间隙较小时,挡块和下部结构的碰撞力较大,这将加剧桥墩的损伤;适当增大初始间隙,可减小桥墩损伤,例如挡块强度为 F_y 的情况下,当初始间隙达到 $4d_s$ 及以上,在各工况中,桥墩均处于轻微损伤状态。

图13更直观地给出了初始间隙对挡块受力的影响规律。以 $PGA=0.8g$ 的工况为例,从时程曲线来看,挡块初始间隙越小,碰撞次数越多,碰撞力峰值也越大。从滞回曲线来看,在地震动脉冲作用下,当初始间隙为 d_s 和 $3d_s$ 时,挡块在碰撞中失效,当间隙达到 $5d_s$,碰撞力降至1026 kN,挡块处于线弹性状态,可有效发挥限位和防落梁的作用。由此可见,在满足墩梁搭接长度的前提下,适当增大挡块初始间隙,不但可以减小碰撞次数,也可以减小挡块的碰撞力和破坏程度,进而提高挡块限位和防落梁效果。

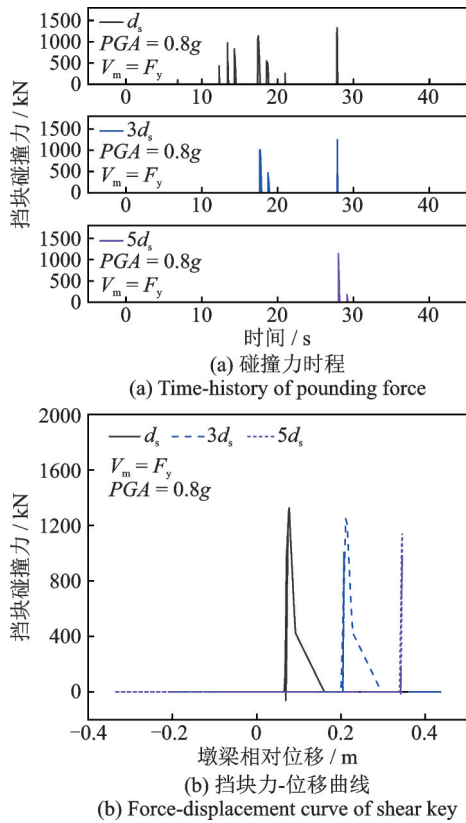


图13 不同初始间隙下挡块的地震响应

Fig. 13 Seismic response of shear keys with different initial clearances

经分析,在地震动强度较大时,适当增大挡块初始间隙可提高防落梁效果,对本例桥梁而言,挡块初始间隙取支座与钢板间临界滑动位移的4倍及以上时,可以有效降低挡块碰撞力和碰撞次数,同时减轻桥墩损伤。

4 碰撞缓冲措施

上述分析表明,过大的碰撞力不但容易导致阻挡型防落梁装置失效,也会加剧桥墩的损伤。为了减小碰撞带来的不利效应,本文在阻挡型挡块接触面设置橡胶垫层来降低接触面刚度,研究设置橡胶

垫的缓冲效应。在阻挡型挡块接触面设置橡胶垫层后,可以采用图14所示的接触单元模型模拟碰撞效应,即在图7的挡块碰撞单元的基础上串联一个弹簧单元来模拟橡胶垫的缓冲作用。

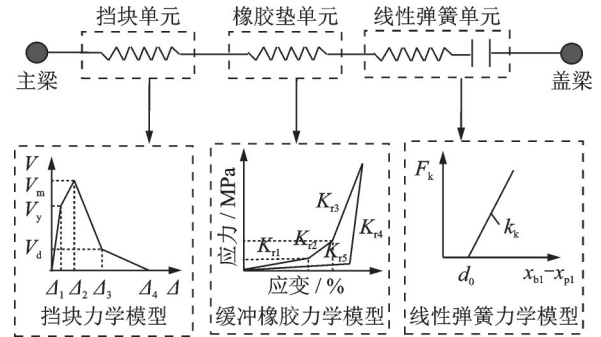


图14 考虑缓冲橡胶垫的接触单元

Fig. 14 Contact element considering cushion rubber pad

图14中给出了缓冲橡胶的力学模型,参考文献[20],加载刚度 K_r^L 和卸载刚度 K_r^{UL} 分别为:

$$K_r^L = \begin{cases} K_{r1}, & 0 \leq \epsilon \leq 0.6 \\ K_{r2} = 12K_{r1}, & 0.6 \leq \epsilon < 0.8 \\ K_{r3} = 24K_{r1}, & 0.8 \leq \epsilon \leq 1 \end{cases} \quad (17)$$

$$K_r^{UL} = \begin{cases} K_{r4} = 48K_{r1}, & \sigma \neq 0 \\ K_{r5} = 0, & \sigma = 0 \end{cases} \quad (18)$$

式中, ϵ 、 σ 分别为橡胶的应变和应力; K_{r1} 、 K_{r2} 、 K_{r3} 、 K_{r4} 、 K_{r5} 分别为图14中橡胶垫力学模型各阶段的刚度。

以 $PGA=0.8g$ 的工况为例,针对挡块强度为 F_y ,挡块初始间隙为 $5d_s$ 的情况,改变橡胶垫面积和厚度,设置6个分析工况,见表3。其中 R_0 为无橡胶垫工况,通过工况 R_1 、 R_2 、 R_3 对比分析橡胶垫厚度的影响,通过工况 R_2 、 R_4 、 R_5 对比分析橡胶垫截面面积的影响。

表3 各工况下橡胶垫尺寸

Tab. 3 Size of rubber pad under each working condition

工况	长×宽/cm ²	厚度/cm
R ₀	0	0
R ₁	15×15	4
R ₂	15×15	6
R ₃	15×15	8
R ₄	10×10	6
R ₅	10×15	6

图15为橡胶垫的缓冲效果,从结果来看,橡胶垫可有效减小挡块碰撞力,减轻桥墩损伤,其中 R_4 工况减震效果最好,挡块碰撞力降低了20.8%,墩柱位移减小了16.2%。对比工况 R_1 、 R_2 、 R_3 发现,在截面相同的情况下,橡胶垫厚度变化对挡块碰撞力和

墩柱位移的影响并不是单调的。在一定范围内,随着厚度增大,橡胶垫的变形能力增大,刚度有所减小,缓冲效果更好。但是随着橡胶垫厚度的增大,挡块和盖梁接触的初始间隙将会减小,所以当厚度为8 cm时,橡胶垫的缓冲效果并不理想。对比工况 R_2 、 R_4 、 R_5 发现,从减小挡块碰撞力和墩柱位移的角度出发,橡胶垫截面面积越小,刚度越小,减震效果越好。

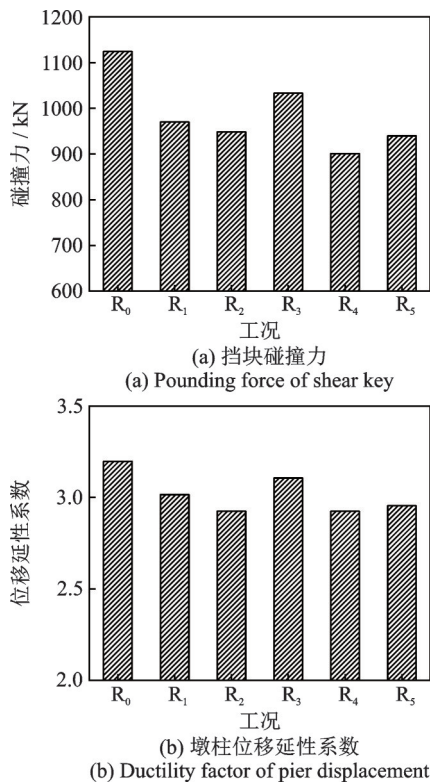


图15 橡胶垫缓冲效果

Fig. 15 Cushioning effect of rubber pad

图16为 $PGA=0.8g$,挡块强度为 F_y ,初始间隙为 $5d_s$ 时,工况 R_0 和 R_5 的挡块碰撞力时程曲线对比,采用 $10 \times 10 \times 6 \text{ cm}^3$ 尺寸挡块时,挡块碰撞力峰值从1325 kN减小至976 kN,采用橡胶垫后,挡块处于弹性状态。

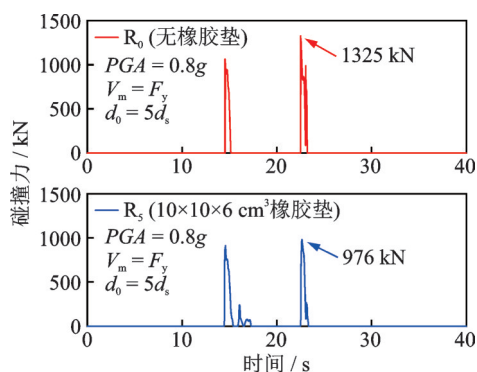


图16 挡块碰撞力时程(1号波)

Fig. 16 Time-history of shear key pounding force (wave No. 1)

经分析,在阻挡型防落梁装置的接触面设置橡胶垫可减小碰撞刚度,进而减小碰撞力和桥墩的损伤,碰撞缓冲效果受橡胶垫截面尺寸和厚度的影响显著。

5 结论

(1)纵向阻挡型防落梁装置不但具有纵向限位和防落梁的功能,而且是上部梁体向下部结构传递纵向惯性力的传力机制之一。挡块防落梁的效果与其自身强度、初始间隙密切相关,同时也受地震动强度的影响。

(2)合理的防落梁装置强度和初始间隙有利于减小挡块的碰撞力或碰撞次数,降低落梁风险,并将桥墩损伤控制在理想范围内。在近场脉冲型地震动作用下,建议装置强度取其对应位置墩柱等效屈服强度,初始间隙取支座与钢板间临界滑动位移的4倍。

(3)在阻挡型防落梁装置的碰撞接触面设置橡胶垫可有效减小碰撞力和桥墩的损伤,橡胶垫截面尺寸和厚度影响其刚度和变形能力,进而影响碰撞缓冲效果。

参考文献:

- [1] 项乃亮,李建中. 中小跨度梁桥混凝土挡块合理设计参数研究[J]. 桥梁建设, 2016, 46(5): 41-46.
XIANG Nailiang, LI Jianzhong. Research of proper design parameters of concrete shear keys for short and medium span beam bridges[J]. Bridge Construction, 2016, 46(5): 41-46.
- [2] 管仲国,黄勇,张昊宇,等. 青海玛多7.4级地震桥梁工程震害特性分析[J]. 世界地震工程, 2021, 37(3): 38-45.
GUAN Zhongguo, HUANG Yong, ZHANG Haoyu, et al. Damage characteristics and analysis of bridge engineering in M7.4 Qinghai Maduo earthquake[J]. World Earthquake Engineering, 2021, 37(3): 38-45.
- [3] AASHTO. Guide specifications for LRFD seismic bridge design: 978-56051-521-0[S]. Washington D.C.: American Association of State Highway and Transportation Officials, 2011.
- [4] 日本道路协会. 道路桥示方书·同解说V耐震设计篇[S]. 东京: 日本道路协会, 2017.
- [5] 中华人民共和国交通运输部. 公路桥梁抗震设计规范: JTG/T 2231-01—2020[S]. 北京: 人民交通出版社, 2020.
Ministry of Transport of the People's Republic of China. Specification for seismic design of highway bridges:

- JTG/T 2231-01—2020[S]. Beijing: China Communications Press, 2020.
- [6] 张煜敏, 刘健新, 赵国辉. 公路桥梁拉索式连梁装置设计参数化研究[J]. 振动与冲击, 2011, 30(3): 195-198.
ZHANG Yumin, LIU Jianxin, ZHAO Guohui. Parametric design of unseating devices for highway bridges[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(3): 195-198.
- [7] 黄小国, 李建中, 张哲. 连续梁桥纵桥向防落梁装置结构模式对比研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2009, 37(9): 1146-1152.
HUANG Xiaoguo, LI Jianzhong, ZHANG Zhe. Comparative research of longitudinal unseating prevention system for continuous bridge[J]. Journal of Tongji University(Natural Science), 2009, 37(9): 1146-1152.
- [8] 张钦宇, 闫聚考, 许宏伟, 等. 地震作用下桥梁防碰撞及防落梁措施研究综述[J]. 地震工程与工程振动, 2017, 37(2): 132-141.
ZHANG Qinyu, YAN Jukao, XU Hongwei, et al. A review of measures for preventing bridges from pounding and unseating damages[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2017, 37(2): 132-141.
- [9] XIANG N, GOTO Y, OBATA M, et al. Passive seismic unseating prevention strategies implemented in highway bridges: a state-of-the-art review[J]. Engineering Structures, 2019, 194: 77-93.
- [10] 沈星, 倪晓博, 叶爱君. 桥梁新型横向金属阻尼器研究[J]. 振动与冲击, 2014, 33(21): 96-101.
SHEN Xing, NI Xiaobo, YE Aijun. A new type of metallic damper for bridges' aseismic performance in transverse direction[J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(21): 96-101.
- [11] 项乃亮, 李建中. 不同挡块形式对中小跨径梁桥横向抗震性能的影响[J]. 工程力学, 2016, 33(3): 188-195.
XIANG Nailiang, LI Jianzhong. Effect of different types of retainers on transverse seismic performance of small and mid-span girder bridges[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(3): 188-195.
- [12] 徐秀丽, 张勇, 潘安, 等. 考虑碰撞效应的混凝土连续梁桥纵向挡块参数分析研究[J]. 公路工程, 2019, 44(1): 92-98.
XU Xiuli, ZHANG Yong, PAN An, et al. Research and parameter of the longitudinal shear key of concrete continuous girder bridge considering collision effect[J]. Highway Engineering, 2019, 44(1): 92-98.
- [13] HAN Q, HU M H, WEN J N. Seismic capacity evaluation of interior shear keys for highway bridges[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2020, 24(6): 972-987.
- [14] XIANG N, LI J. Experimental and numerical study on seismic sliding mechanism of laminated-rubber bearings[J]. Engineering Structures, 2017, 141: 159-174.
- [15] FILIPOV E T, FAHNESTOCK L A, STEELMAN J S, et al. Evaluation of quasi-isolated seismic bridge behavior using nonlinear bearing models[J]. Engineering Structures, 2013, 49: 168-181.
- [16] STEELMAN J S, FAHNESTOCK L A, FILIPOV E T. Shear and friction response of nonseismic laminated elastomeric bridge bearings subject to seismic demands[J]. Journal of Bridge Engineering, 2012, 18(7): 612-623.
- [17] 汤虎, 李建中, 邵长宇. 中小跨径板式橡胶支座梁桥横向抗震性能[J]. 中国公路学报, 2016, 29(3): 55-65.
TANG Hu, LI Jianzhong, SHAO Changyu. Seismic performance of small and medium span girder bridges with plate type elastomeric pad bearings in the transverse direction[J]. Chinese Journal of Highway and Transport, 2016, 29(3): 55-65.
- [18] 周文峰, 黄宗明, 白绍良. 约束混凝土几种有代表性应力-应变模型及其比较[J]. 重庆建筑大学学报, 2003, 25(4): 121-127.
ZHOU Wenfeng, HUANG Zongming, BAI Shaoliang. Introduction and comparison of several representative confinement models for concrete[J]. Journal of Chongqing Jianzhu University, 2003, 25(4): 121-127.
- [19] 邓育林, 雷凡, 何雄君. 纵向地震作用下大跨三塔悬索桥伸缩缝处双边碰撞效应研究[J]. 振动与冲击, 2013, 32(12): 126-130.
DENG Yulin, LEI Fan, HE Xiongjun. Effect of double-side pounding at expansion joints on seismic response of a long-span triple-pylon suspension bridge[J]. Journal of Vibration and Shock, 2013, 32(12): 126-130.
- [20] BIPIN S, HAO H, BI K M. Effectiveness of using rubber bumper and restrainer on mitigating pounding and unseating damage of bridge structures subjected to spatially varying ground motions[J]. Engineering Structures, 2014, 79: 195-210.

第一作者: 高浩原(1995—),男,博士研究生。

E-mail:2011516@tongji.edu.cn

通信作者: 李建中(1963—),男,博士,教授。

E-mail:lijianzh@tongji.edu.cn