

# 非规则梁桥有挡块作用的横向地震力分配研究

张 辉

[上海市市政工程设计研究总院(集团)有限公司,上海市 200092]

**摘 要:** 基于已有提出的钢筋混凝土挡块本构关系简化分析模型,对某典型非规则梁桥,采用非线性时程分析法探讨了挡块对桥梁横向地震力分配的影响。结果表明:(1)非规则梁桥如果采用强度过大的挡块或横向固定支座,容易导致地震力向个别桥墩集中,增加设计难度;(2)挡块强度需要合理设计才能保证板式橡胶支座的抗震安全,同时不至于对各墩地震力分配产生过大的不利影响;(3)受桥台与主梁的影响,高墩分担的地震力不一定最小;(4)各墩处挡块所处性能状态不同,会导致桥梁刚度中心发生偏移,不仅改变地震力的分配,而且容易导致个别桥墩处挡块断裂,橡胶支座抗剪破坏。

**关键词:** 非规则梁桥;地震力分配;挡块;简化分析模型;墩底剪力;支座变形

**中图分类号:** U442.5\*5;TU997

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1009-7716(2025)11-0108-06

## Research on Distribution of Lateral Seismic Forces in Irregular Beam Bridges with Retaining Blocks

ZHANG Hui

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

**Abstract:** Based on the proposed simplified analysis model of the constitutive relationship of reinforced concrete retaining blocks, for a typical irregular beam bridge, the influence of retaining blocks on the lateral seismic force distribution of the bridge is discussed by using the nonlinear time-history analysis method. The results show that: (1) if the retaining blocks with higher strength or laterally fixed bearings are used in irregular beam bridges, the seismic force tends to concentrate on some particular piers, which adds great difficulties in the design; (2) the strength of the retaining blocks needs to be reasonably designed to ensure the seismic safety of the plate rubber bearings and avoid having an excessive adverse impact on the seismic force distribution of each pier; (3) affected by the bridge abutment and girder, the seismic force borne by high piers is not necessarily the smallest; and (4) the different performance states of the retaining blocks at each pier will cause the center of the bridge stiffness to shift, which not only alters the distribution of seismic force, but also easily cause the breakage of the retaining blocks at some bridge piers and the shear failure of the rubber bearings.

**Keywords:** irregular beam bridge; distribution of seismic force; retaining block; simplified analytical model; shear force at pier bottom; bearing deformation

## 0 引 言

对于非规则桥梁的定义不同的规范有不同的分类标准,根据《公路桥梁抗震设计规范》,采用简化方法无法准确把握其动力响应特性的桥梁都属于非规则桥梁<sup>[1]</sup>。对于一般的公路及城市高架桥梁,桥梁的非规则性主要是因为桥梁结构整体质量或刚度的不均匀分布,而导致地震力分布不均,个别墩柱因承担地震力过大而遭受破坏。以往震害表明非规则桥

是交通线上的一个薄弱环节。在 1971 年的美国 San Fernando 地震中,7 座严重破坏的桥梁均为存在刚度偏心的非规则桥梁<sup>[2]</sup>。在 2008 年汶川地震中,非规则梁桥的破坏非常严重,其中典型的桥梁如百花大桥、寿江大桥、彻底关大桥、一碗水桥等<sup>[3]</sup>。

一般中、小跨径梁桥采用板式橡胶支座比较普遍,板式橡胶支座不但可以延长结构的基本周期,使桥梁避开地震能量集中段,而且板式橡胶支座可以在正常使用情况和地震情况下在纵、横桥向使各墩共同分担运行作用力和主梁惯性力,使上部结构作用力的分配趋于均匀。地震作用在横桥向,板式橡胶支座通常与挡块联合使用,挡块的刚度一般高于

收稿日期: 2025-08-30

作者简介: 张辉(1982—),男,硕士,高级工程师,从事桥梁工程的设计与研究工作。

橡胶支座,有可能使桥梁横向刚度的分布再次趋于不均。对于在地震情况下挡块的作用,有众多学者从碰撞的角度研究了挡块的不利影响,包括 Maleki<sup>[4]</sup>、聂利英<sup>[5]</sup>、王军文<sup>[6]</sup>等,这些研究的最大不足是将挡块作为刚性的不坏构件,这显然与实际的震害情况不符<sup>[7]</sup>。Goel<sup>[8]</sup>根据 Megally 等<sup>[9]</sup>的试验结果建立了挡块抗震性能分析模型,以此研究跨断层桥梁的地震响应,国内的众多学者也曾利用该试验结果研究过挡块对规则梁桥横向地震响应的影响<sup>[10]</sup>。



图1 San Fernando地震中破坏桥梁



图2 汶川地震中破坏的百花大桥

以上多个研究的特点是基本都围绕简支梁桥或规则梁桥,而对于非规则梁桥横向地震力的分配问题,除了文献<sup>[11]</sup>从碰撞的角度进行过探讨以外,也有学者刘津成等<sup>[12]</sup>通过研究挡块强度对桥梁横向地震影响提出挡块的设置要求,除此外目前其他文献还不多。本文利用钢筋混凝土挡块的简化滞回分析模型<sup>[13]</sup>,来讨论挡块对非规则梁桥横向地震力的分配影响问题,成果可为非规则梁桥抗震设计和加固提供参考。

1 桥例及分析模型

1.1 桥梁概况

本文以汶川地震中遭受严重破坏的百花大桥<sup>[3]</sup>为原型,对其跨径和墩高进行调整来体现非规则梁桥的典型特征,以此桥型布置作为分析案例。百花大桥是一座多跨预应力T梁桥,桥宽9.0 m。主墩为矩形实心墩,截面尺寸为2.4 m×4 m,墩高范围为15.5~59.8 m。图3为调整后的跨径及墩高布置,主梁

与桥墩的截面尺寸保持不变,支座采用板式橡胶支座,梁端为GJZ300×450×85 mm;跨中为GJZ450×450×114 mm。盖梁高2.0 m,宽2.6 m,长8.0 m,两侧各设置一个尺寸为2.6 m×0.35 m×0.5 m的钢筋混凝土挡块。基础为4根直径1.5 m的钻孔灌注桩。

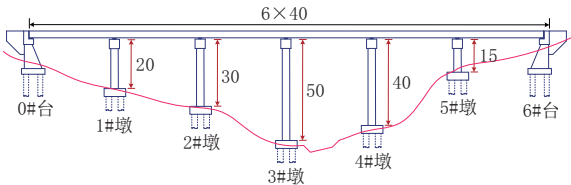


图3 桥梁立面图(单位:m)

1.2 挡块非线性本构模型

根据国内已经开展的试验研究<sup>[13]</sup>,对于如图4(a)所示的典型挡块形式,可采用两分项非线性弹簧分解挡块在地震作用下的力-变形关系包络曲线,如图4(b)。

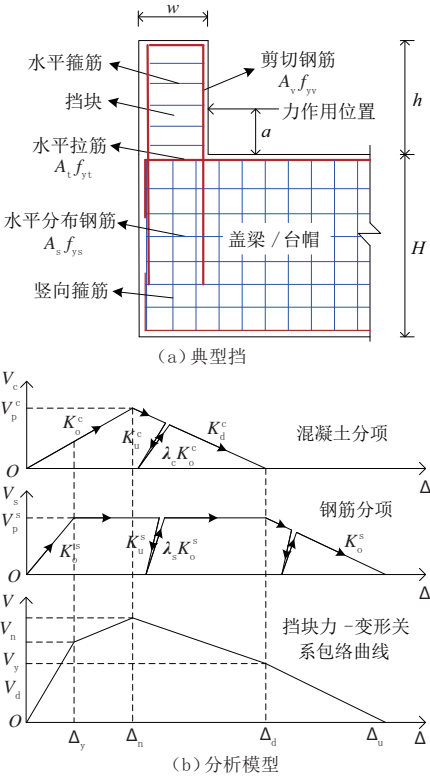


图4 挡块的典型构造及试验结果<sup>[11]</sup>

如图4(b),在混凝土分项中,剪力 $V_c$ 随着裂缝的发展而逐渐增大,直至裂缝完全贯通。此时,裂缝内的剪切传递面积达到最大值,剪力 $V_c$ 也相应出现峰值 $V_{cp}$ 。此后,裂缝宽度不断变大,裂缝面上的摩擦效应和混凝土骨料的咬合作用逐渐被削弱,剪力 $V_c$ 开始下降直至完全消失。因此,剪力 $V_c$ 与挡块变形 $\Delta$ 的关系可描述为:

$$\begin{cases} V^c = K_0^c \Delta & \Delta \leq \Delta_n \\ V^c = V_p^c - K_d^c (\Delta - \Delta_n) & \Delta_n < \Delta \leq \Delta_d \\ V^c = 0 & \Delta > \Delta_d \end{cases} \quad (1)$$

在钢筋分项中,剪力 $V^s$ 随着剪切钢筋的屈服而进入一个峰值平台 $V_p^s$ 。此后,剪力 $V^s$ 随着剪切钢筋的逐根断裂而逐渐下降。因此,剪力 $V^s$ 与挡块变形 $\Delta$ 的关系可描述为:

$$\begin{cases} V^s = K_0^s \Delta & \Delta \leq \Delta_y \\ V^s = V_p^s & \Delta_y < \Delta \leq \Delta_d \\ V^s = V_p^s - K_d^s (\Delta - \Delta_d) & \Delta_d < \Delta \leq \Delta_u \\ V^s = 0 & \Delta > \Delta_u \end{cases} \quad (2)$$

式中: $K_0^c$ 、 $K_0^s$ 分别为混凝土与钢筋分项弹簧的初始刚度,N/mm; $K_d^c$ 、 $K_d^s$ 分别为混凝土与钢筋分项弹簧的退化刚度,N/mm; $K_u^c$ 、 $K_u^s$ 分别为混凝土与钢筋分项弹簧的卸载刚度,N/mm; $\lambda_c K_0^c$ 、 $\lambda_s K_0^s$ 分别为混凝土与钢筋分项弹簧的再加载刚度,N/mm; $\Delta_y$ 、 $\Delta_n$ 、 $\Delta_d$ 、 $\Delta_u$ 分别为挡块的屈服变形、名义变形、退化变形和极限变形,mm。上述参数的计算方法可详见文献<sup>[11]</sup>。

1.3 全桥分析模型

根据图 5(a)所示的典型断面构造特征,采用有限元计算软件建立有限元模型,如图 5(b)所示。其中,主梁采用线弹性梁单元模拟;墩柱采用三维弹塑性纤维单元模拟;桥台本身近似按固结处理,支座和挡块则与桥墩处的模拟方法一致;桩-土作用根据《公路桥涵地基与基础设计规范》要求采用集中土弹簧模拟<sup>[14]</sup>;板式橡胶支座采用 4 个解耦的弹簧单元模拟,分别代表纵桥向、横桥向、竖向以及沿纵桥向转动的 4 个刚度,其中纵、横桥向的弹簧采用理想双线性模式,用以考虑板式橡胶支座的屈服(如图 5(b));挡块的本构关系采用图 4(b)所示的简化分析模型,按照无间隙的只受压单元模拟,即不考虑碰撞效应,挡块的名义强度 $V_n$ 根据同一盖梁上所有支座的恒载反力之和来确定。本文比较了挡块名义强度 $V_n$ 值分别按等于各桥墩上支座恒载反力之和的 10%、20%、30%(下文简称挡块强度 10%、挡块强度 20%、挡块强度 30%)设置;混凝土结构的阻尼比取 5%,采用 Rayleigh 阻尼模型。

1.4 地震动输入

表 1 为本文所选用的地震波,这 7 条波的 PGV/PGA 值分布范围为 0.063~0.128,覆盖范围较大,具有较好的代表性<sup>[15]</sup>。将每条波的 PGA 都调整至 0.25g,调幅系数见表 1,沿横桥向输入,不考虑纵向和竖向地震的影响。

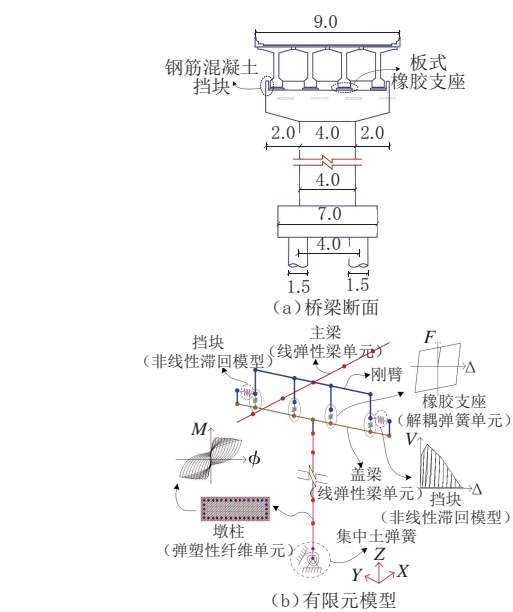


图 5 全桥分析模型

表 1 地震动时程波

| 序号   | 地震记录                | 震级  | PGA    | PGV/PGA | 卓越周期   | 调幅系数  |
|------|---------------------|-----|--------|---------|--------|-------|
| No.1 | Superposition Hills | 6.7 | 0.125g | 0.063 s | 0.32 s | 2.000 |
| No.2 | Landers             | 7.3 | 0.167g | 0.121 s | 0.36 s | 1.497 |
| No.3 | Whittier            | 6.0 | 0.299g | 0.128 s | 0.34 s | 0.836 |
| No.4 | El Centro           | 7.0 | 0.313g | 0.097 s | 0.46 s | 0.799 |
| No.5 | Loma Prieta         | 6.9 | 0.370g | 0.075 s | 0.12 s | 0.676 |
| No.6 | Northridge          | 6.7 | 0.422g | 0.114 s | 0.32 s | 0.592 |
| No.7 | Kobe                | 6.9 | 0.503g | 0.074 s | 0.44 s | 0.497 |

2 分析结果

为了进行对比,除上文提及的挡块强度 10%、挡块强度 20%、挡块强度 30% 三个工况外,本文还对横向不设置挡块(下文简称“横向无挡块”)和横向设置无限刚性挡块(下文简称“横向固结”)两个工况进行了分析。限于篇幅,下文对地震波 No.2 和 No.4 的结果进行具体阐述。

若墩柱近似按悬臂梁考虑,其抗推刚度可表达为 $k_p = 3EI/H^3$ ,其中, $H$ 为墩柱的高度。桥墩-橡胶支座的组合刚度 $k_{com}^1$ 为:

$$k_{com}^1 = \frac{k_p \cdot k_b}{k_p + k_b} \quad (3)$$

式中: $k_b$ 为支座的抗剪刚度。当 $k_p \gg k_b$ 时, $k_{com}^1 \approx k_b$ 。

考虑挡块的弹性刚度 $k_{re}$ 以后,桥墩-橡胶支座-挡块的组合刚度 $k_{com}^2$ 为:

$$k_{com}^2 = \frac{k_p \cdot (k_b + k_{re})}{k_p + k_b + k_{re}} \quad (4)$$

结合表 2 和图 6 可知,当横向不设挡块时,尽管各墩抗推刚度相差较大,但由于板式橡胶支座的柔



性,由公式(3)可知各墩-支座组合后的刚度比较接近,因此各墩墩底剪力相差不大。在 No.2 作用下,1#~5#墩墩底剪力分别为 1 891.74 kN、1 660.70 kN、1 815.80 kN、1 399.86 kN、1 657.62 kN,均值为 1 685.14 kN,均方差为 188.74 kN,最大值/最小值为 1.35;在 No.4 作用下,1#~5#墩墩底剪力分别为 1 969.64 kN、2 150.09 kN、2 047.83 kN、1 769.46 kN、1 583.24 kN,均值为 1 904.05 kN,均方差为 227.24 kN,最大值/最小值为 1.36。值得注意的是,墩-支座组合刚度最小的 3#高墩所分担的剪力并非最小,这是由于两侧桥台刚度远大于桥墩,以及主梁的连接作用引起的,后文会有进一步探讨。

当横向设置挡块以后,其刚度和强度对支座柔

性的发挥有所阻碍。根据公式(4),各墩-支座-挡块的组合刚度是否接近与挡块的刚度密切相关。当然在非线性分析中,支座是否屈服与挡块是否破坏也对主梁横向惯性力的分配有重要影响。由表 2 可知,与无挡块时相比,设置强度较小的挡块对非规则梁桥横向地震力的分配不会造成不利的影响,但随着挡块强度的提高,各墩所分担的剪力不仅在数值上都增大了,而且差距也明显增大,这对墩柱的抗剪设计非常不利。如在 No.2 作用下,当挡块强度由 10% 提高至 30%,各墩剪力的均值由 1 513.64 kN 增大到 2 517.87 kN,增幅 66.35%;均方差由 118.51 kN 增至 587.03 kN;最大剪力/最小剪力值由 1.18 增至 1.64。

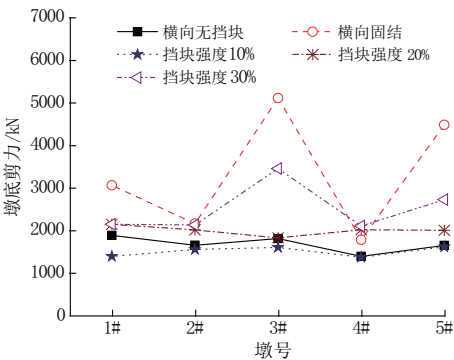
表 2 各分析工况墩底剪力统计

| 分析工况     | No.2     |          |       | No.4     |        |       |
|----------|----------|----------|-------|----------|--------|-------|
|          | 均值/kN    | 均方差/kN   | 最大/最小 | 均值/kN    | 均方差/kN | 最大/最小 |
| 横向无挡块    | 1 685.14 | 188.74   | 1.35  | 1 904.05 | 227.24 | 1.36  |
| 横向固结     | 3 325.61 | 1 443.95 | 2.86  | 2 412.59 | 809.32 | 2.62  |
| 挡块强度 10% | 1 513.64 | 118.51   | 1.18  | 1 758.41 | 154.75 | 1.24  |
| 挡块强度 20% | 2 008.18 | 113.86   | 1.17  | 1 860.74 | 197.49 | 1.29  |
| 挡块强度 30% | 2 517.87 | 587.03   | 1.64  | 2 096.65 | 516.33 | 1.78  |

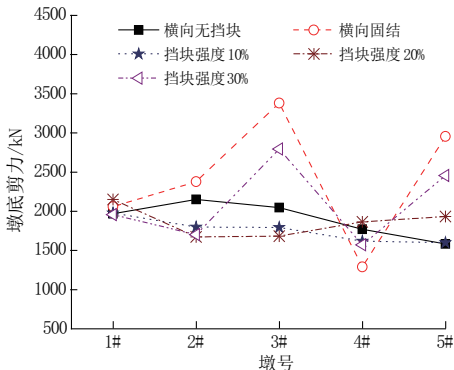
如果在横桥向设置无限刚性的挡块(或采用横向固定支座),这对非规则梁桥的地震力分配非常不利。由图 4 和表 2 可见,此时在 No.2 作用下,1#~5#墩墩底剪力分别为 3 067.58 kN、2 167.74 kN、5 117.11 kN、1 786.37 kN、4 489.24 kN,均值达 3 325.61 kN,相比无挡块时增大 97.35%;均方差高达 1 443.95 kN;最大值/最小值达 2.86。在其他地震波作用下,可以得到相近的结果。

设置挡块的目的主要是限制板式橡胶支座的横向剪切变形。按照《公路桥梁抗震设计规范(JTG/T 2231-01—2020)》<sup>[1]</sup>的规定,板式橡胶支座的剪切变形  $X_0$  应满足:  $X_0 \leq \tan \gamma \sum t$ ,其中,  $\sum t$  为橡胶层的总厚度;  $\tan \gamma$  为橡胶片剪切角正切值,取  $\tan \gamma = 1.0$ 。因此,各个墩上 GJZ450×450×114 mm 支座的最大容许变形为 82 mm。

如图 7,在没有设置挡块或者挡块的强度过低时,板式橡胶支座会发生剪断破坏。在所分析的 4 个工况中,只有当挡块的强度比达到 30% 时,墩台各处的板式橡胶支座才能免于地震破坏,这个结论对所有地震波都适用。比较有意思的是,在各地震波作用下,都是 5#最矮墩处的支座剪切变形最大。这是由于挡块的存在改变了全桥结构刚度中心的位



(a) 地震波 No.2



(b) 地震波 No.4

图 6 各墩墩底剪力分布

置,使其朝 0#台方向偏移,导致 5#墩处主梁的横向位移较大,而 5#墩高度最小,抗推刚度最大,墩柱本身的变形很小,支座的变形因此很大。后文有进一步说明。

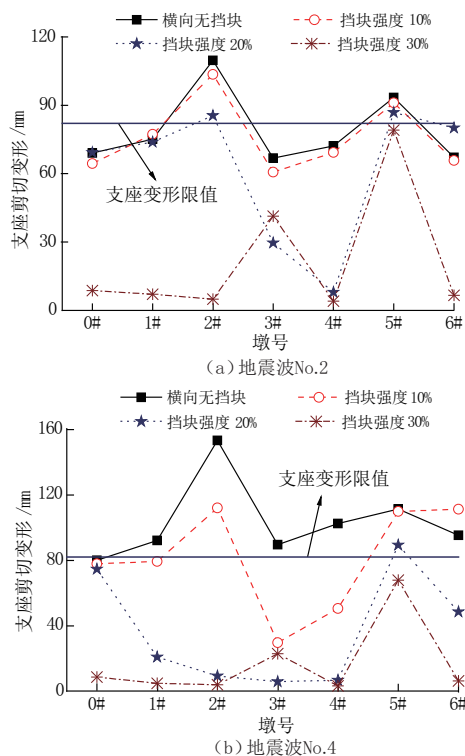


图7 各墩支座变形

根据非线性数值模拟计算分析得到的结果如图8所示,由于两侧桥台的横向抗推刚度远大于桥墩,因此主梁的横向变形呈现单波峰形状。3#墩处主梁的位移最大,这也解释了图6中的剪力分布规律,即尽管3#墩高度最大,抗推刚度最小,但其墩底剪力却不一定最小。随着挡块强度的提高,主梁的横向位移得到不同程度的下降,在No.4作用下,主梁位移下降的尤其明显。此外,值得注意的是,在没有挡块以及设置无穷刚性挡块的情况下,主梁的横向位移大致关于3#墩左右对称;但随着挡块强度的提高,主梁右侧(6#台方向)的位移明显大于左侧(0#台方向),说明桥梁的刚度中心发生了偏移,这也是导致5#墩处的支座变形始终很大的原因。

根据计算结果图9为1#~5#墩处挡块在No.2作用下的力-变形反应。可见,各墩处的挡块均处于不同的性能状态,1#墩处挡块刚刚屈服,进入强度硬化阶段;2#和4#墩处挡块均处于弹性阶段;3#墩处挡块处于强度退化阶段,即将发生破坏;5#墩处挡块已完全破坏。左侧(0#台方向)的1#和2#处挡块完好无损;而右侧(6#台方向)的5#墩处挡块已完全破坏,所以全桥的刚度中心往0#台方向偏移,导致主梁的横向位移左右不对称。此外,由于5#墩处挡块完全破坏,因此5#墩处的支座剪切变形很大。

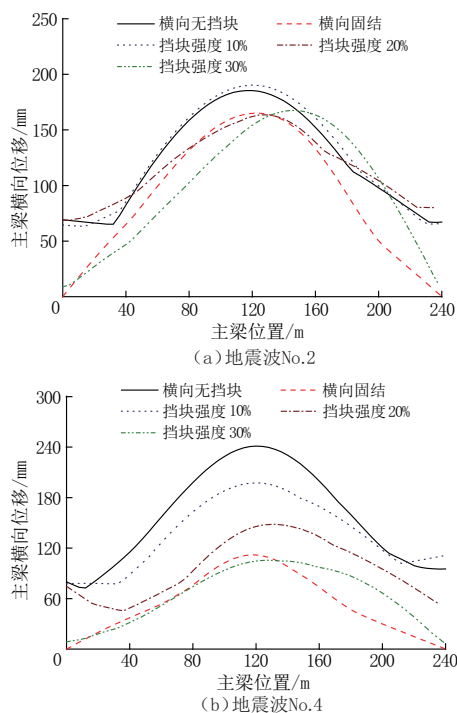


图8 主梁横向位移

### 3 结论

本文利用钢筋混凝土挡块的非线性本构分析模型,针对某典型非规则梁桥,探讨了挡块对横向惯性力分配的影响,研究表明:

(1)非规则梁桥如果挡块刚度/强度过大或采用横向固定支座,各墩所承担的地震力不仅在数值上大幅增加,而且地震力容易向个别墩柱集中,大大增加抗震设计难度。以本文的桥例来说,没有挡块时,各墩柱最大与最小的剪力比平均仅为1.35;如果采用横向固定支座,那么该比值平均高达2.74。

(2)挡块的强度不宜过高,随着挡块强度的提高,各墩所分担的地震力不断增大,离散性也逐渐增强;但挡块强度也不宜过低,否则无法保证板式橡胶支座的抗剪安全。以本文的桥例来说,挡块强度比取30%最合理,既能完全确保各支座的抗震安全,又不至于对各墩地震力的分配产生过大的不利影响。

(3)由于桥台和主梁的作用,高度最大的桥墩所分担的地震力不一定是最小的,这与通常的定性认识不同,值得引起重视。

(4)各墩处挡块所处的性能状态相差可能很大,会改变桥梁的整体刚度中心,使得主桥位移响应向刚度削弱的一侧偏移,不仅改变横向地震力的分配,而且会导致个别桥墩处挡块断裂,橡胶支座抗剪破坏。因此,在非规则梁桥中,各墩是否需要设置不同

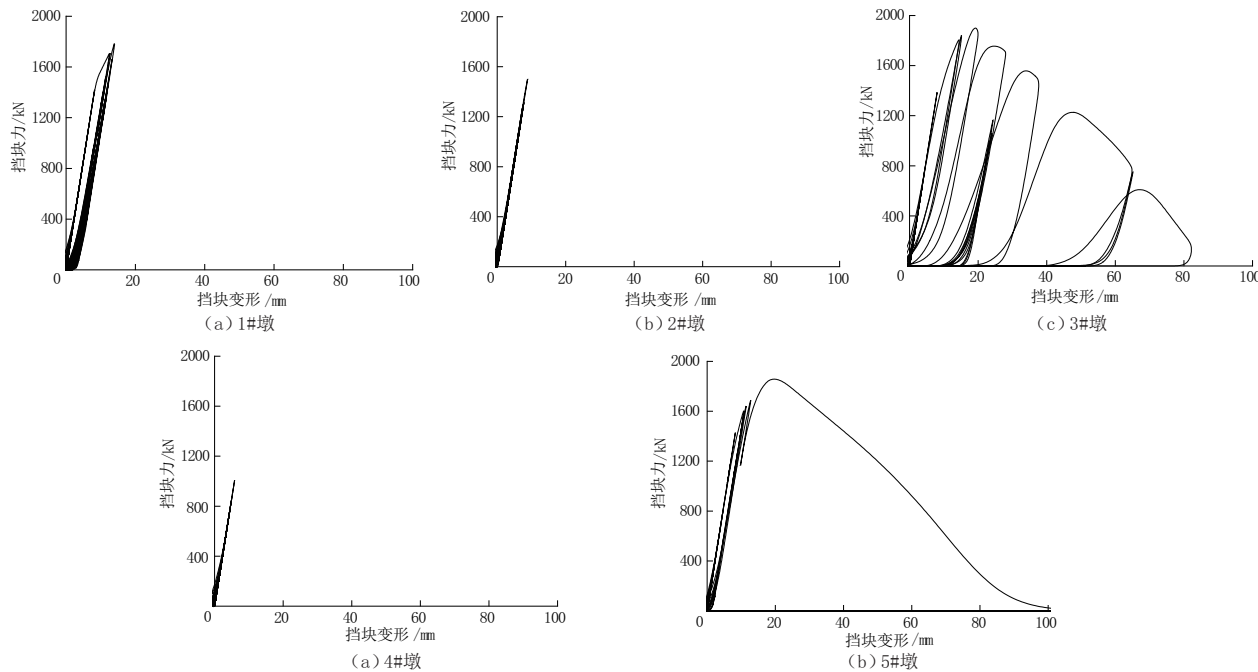


图9 各墩处挡块的力-变形反应(No. 2, 挡块强度 30%)

强度的挡块值得进一步探讨。

参考文献:

[1] JTG/T 2231-01—2020,公路桥梁抗震设计规范[S].  
[2] Priestley M.J.N., Seible F. and Calvi G.M. Seismic design and retrofit of bridges[M]. New York: Wiley Interscience, 1995.  
[3] 陈乐生,庄卫林,赵河清,等.汶川地震公路震害调查:桥梁[M].北京:人民交通出版社,2012.  
[4] Maleki S. Effect of side retainers on seismic response of bridges with elastomeric bearings[J]. Journal of Bridge Engineering, 2004, 9(1): 95-100.  
[5] 聂利英,范立础.地震作用下城市立交抗震挡防撞措施分析[J].中国公路学报,2006,19(3):49-53.  
[6] 王军文,李建中,范立础.非规则梁桥横桥向地震碰撞反应分析[J].振动与冲击,2010,29(6):25-30.  
[7] 宋飞,李建中,管仲国.汶川地震百花大桥震害分析[J].振动与冲击,2015,34(9):121-128.  
[8] Goel R K, Chopra A K. Role of shear keys in seismic behavior of

bridges crossing fault-rupture zones [J]. Journal of Bridge Engineering, 2008, 13(4): 398-408.  
[9] Megally S H, Silva P F, Seible F. Seismic response of sacrificial shear keys in bridge abutments [R]. Structural Systems Research Report SSRP-2001/23, Department of Structural Engineering, University of California, San Diego, La Jolla, California, 2001.  
[10] 徐略勤,李建中.挡块对规则连续梁桥横向地震反应的影响[J].公路交通科技,2013,30(4):53-59.  
[11] 徐略勤,李建中,吴陶晶.碰撞效应对非规则梁桥横向地震反应的影响[J].振动与冲击,2011,30(4):95-99;123.  
[12] 刘津成,徐略勤,李建中,等.挡块强度对不规则连续梁桥横向地震响应的影响[J].工程抗震与加固改造,2015,37(6):86-92.  
[13] 徐略勤,李建中.基于转动刚体模型的钢筋混凝土挡块抗震强度预测[J].工程力学,2014,31(10):143-150.  
[14] JTG 3363—2019,公路桥涵地基与基础设计规范[S].  
[15] Kramer S. L. Geotechnical earthquake engineering[M]. New Jersey: Prentice Hall, 1996.

(上接第 107 页)

键时,在单侧架梁偏载工况下两片盖梁间传力比例与整体浇筑盖梁接近,证明该连接方式传力性能较好。

故本文提出的新型顺向分片预制盖梁技术具有可行性和合理性,且外形规则、模板简单,在保证盖梁整体性和耐久性的前提下能大幅减轻预制盖梁运输、吊装重量,在吊装架设过程中无需另设临时支架,施工快速便捷,同时兼备施工过程中的稳定性,具有广阔的应用前景。

参考文献:

[1] 葛继平,梅德磊,闫兴非,等.预制拼装盖梁施工方式对比分析[J].

应用技术学报,2018,18(3):56-62.  
[2] 卓卫东,李长春,孙作轩,等.分段预制拼装预应力混凝土盖梁静力性能试验[J].同济大学学报(自然科学版),2022,50(12):1752-1760.  
[3] 朱俭锋.桥梁下部结构预制拼装技术应用综述[J].城市道桥与防洪,2019(4):191-194.  
[4] 王鹏,唐达昆,张旭东,等.利用钢筋混凝土薄壁作永久性模板的巨型盖梁施工方法:CN102767141A[P].2012-11-07.  
[5] 叶萌,姚志立.全预制轻型UHPC盖梁设计方案及模型试验[J].公路工程,2021,46(4):84-90.  
[6] 胡方健.UHPC薄壁盖梁设计、结构试验及施工技术研究[J].城市道桥与防洪,2022(6):163-166,192.  
[7] 周文骏.钢盖梁在市政高架桥梁中的应用分析[J].城市道桥与防洪,2021(6):313-317.