

行波效应对高墩长联波形钢腹板 PC 刚构桥地震反应的影响

梅继洲, 徐林

(中交第二公路勘察设计研究院有限公司, 湖北 武汉 430056)

摘要: 采用动态时程分析方法, 利用有限元分析程序 MIDAS/Civil 建立动力分析模型, 分析高墩长联波形钢腹板 PC 刚构桥在顺桥向地震波作用下不同相位差行波效应, 给出了主墩纵桥向弯矩和剪力、主梁跨中剪力和竖向位移随视波速的变化曲线, 对其地震反应的一般影响规律进行分析对比。结果表明, 行波效应对高墩长联桥梁的影响具有一定的波动性, 结构内力和位移均有不同程度增长, 行波效应的影响与结构特性及地震波特性密切相关。

关键词: 桥梁; 行波效应; 波形钢腹板 PC 刚构桥; 高墩; 时程分析法

中图分类号: U442.5

文献标志码: A

文章编号: 1671-2668(2018)06-0095-04

目前一般采用地面运动的一致输入进行结构地震反应分析。地震的发生具有随机性, 地震波从震源传递到地表的运动随时间和空间变化, 地震输入采用一致输入时, 假定结构中各质点的地震加速度相同, 对于跨径不大的结构计算结果与实际相比误差并不大。但对于跨度大的桥梁, 特别是山区桥梁结构主跨高达 100 m, 且各支点位置地质情况不同造成地震波的频谱成分不同, 结构地震反应在时间和空间上具有明显变异性, 需考虑行波效应的影响。

黄小国等研究了四跨连续刚构桥在 El-Centro 波作用下的多点激励地震反应, 分析了各向振动不同相位差的行波效应, 并与三向地震波分量联合作用下的结构响应进行了对比。洪浩等研究了不同墩高和视波速时山区高墩桥梁在强震作用下的随机响应, 认为行波效应对结构的影响与结构自身特性和视波速有关。王波等认为考虑地震动的空间变异性时, 与一致激励比较, 结构的动力反应在某些区段、某些截面上可能加大也可能降低。陈彦江认为评估桥梁系统地震易损性时宜考虑行波效应, 否则可能高估其抗震性能; 与远场地震易损性相比, 近场地震易损性受行波效应影响显著; 与矮墩易损性相比, 高墩易损性对行波效应敏感。以上研究均针对预应力砼连续刚构桥。与预应力砼连续刚构桥相比, 波形钢腹板箱梁的截面刚度与重量发生了变化, 其动力特性也与 PC 连续刚构不同, 而国内目前对波形钢腹板 PC 箱梁连续刚构桥的地震反应研究甚少, 特别是对于高墩长联波形钢腹板 PC 箱梁连续刚构桥

的行波效应研究几乎未见。该文以跨径布置为 (68+5×120+68) m、最高墩 104 m 的高墩长联波形钢腹板连续刚构桥为工程背景, 采用时程分析法分析地震反应下其行波效应特性。

1 多点激励的运动方程

行波效应分析理论主要分频域和时域两类。时域方法基于时间历程分析, 是以地震动为确定过程的确定性分析方法, 以时间差和相位差表达地震动传递特性。目前, 大跨度桥梁考虑多点激励和行波效应多采用动态时程分析法。

根据达朗伯原理, 当仅在支承点位置对桥梁结构进行地震激励时, 在惯性参照系中建立结构动力微分方程如下:

$$\begin{bmatrix} M_{ss} & M_{sb} \\ M_{bs} & M_{bb} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{X}_s \\ \ddot{X}_b \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{ss} & C_{sb} \\ C_{bs} & C_{bb} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{X}_b \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{ss} & K_{sb} \\ K_{bs} & K_{bb} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X_s \\ X_b \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ F_b \end{Bmatrix} \quad (1)$$

式中: $\{X_b\}$ 、 $\{\dot{X}_b\}$ 、 $\{\ddot{X}_b\}$ 分别为地震激励下桥梁结构支承节点的绝对位移、速度和加速度向量; $\{X_s\}$ 、 $\{\dot{X}_s\}$ 、 $\{\ddot{X}_s\}$ 分别为桥梁结构非支承节点的绝对位移、速度和加速度向量; $\{F_b\}$ 为地震动作用于桥梁结构支承节点的力。

展开式(1)的第一行可得:

$$\begin{aligned} & [M_{ss}] \{\ddot{X}_s\} + [C_{ss}] \{\dot{X}_s\} + [K_{ss}] \{X_s\} = \\ & - [M_{sb}] \{\ddot{X}_b\} - [C_{sb}] \{\dot{X}_b\} - \end{aligned}$$

$$[K_{sb}]\{X_b\} \quad (2)$$

相对于惯性参照系,桥梁结构非支承节点的绝对位移可分解成拟静位移和动力相对位移之和,即:

$$\begin{Bmatrix} X_s \\ X_b \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} Y_s \\ X_b \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} Y_d \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (3)$$

其中桥梁结构非支承节点的拟静位移 $\{Y_s\}$ 由下式求得:

$$\{Y_s\} = -[K_{ss}]^{-1}[K_{sb}]\{X_b\} \quad (4)$$

用 $\begin{Bmatrix} Y_d \\ 0 \end{Bmatrix}$ 代替式(1)中 $\begin{Bmatrix} \ddot{X}_s \\ \ddot{X}_b \end{Bmatrix}$,则式(2)变换为:

$$[M_{ss}]\{\ddot{Y}_d\} + [C_{ss}]\{\dot{Y}_d\} + [K_{ss}]\{Y_d\} = -[M_{ss}]\{\ddot{Y}_s\} - [M_{sb}]\{\ddot{X}_b\} \quad (5)$$

式(5)即为考虑多点不同步地震激励下桥梁结构的运动方程。对于大跨度桥梁,各支承点所受地震激励不同,在进行地震反应分析时,式(5)右端的各支承处的地震地面运动加速度向量 $\{\ddot{X}_b\}$ 按具有一定时间差(按地震波从一个支承点传递到另一个支承点所需的时间)的同一条地震波加速度记录进行取值。

2 工程概况

泾河特大桥位于陕西境旬邑至凤翔高速公路,跨径布置为 $(68+5\times 120+68)\text{ m}=736\text{ m}$,墩高78~104 m。箱梁采用C55砼,为单箱单室截面,顶板宽12.75 m,翼缘3.125 m,箱室宽6.5 m,设2%横坡。箱室顶板厚28 cm,底板厚度从跨中至中墩按二次抛物线由32 cm变至85 cm。中墩支点梁高7.5 m、高跨比1/16,边墩支点及跨中梁高3.5 m、高跨比1/34.3,梁高按二次抛物线变化。波形钢腹板采用1600型波形钢板,材料为Q345D钢材,钢腹板波形水平段长430 mm,斜段长430 mm,斜段水平方向长370 mm,波高220 mm,波形钢腹板厚度从跨中至中墩分别为14、18、22 mm。桥墩为双肢薄壁空心墩,采用C40砼,肢间净距4.0 m,单肢截面尺寸为6.5 m \times 2.5 m。主墩承台厚5 m,承台基桩采用桩径2.2 m的钻孔灌注桩。桥梁总体布置见图1,主梁横断面布置见图2。

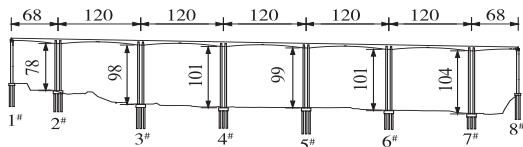


图1 刚构桥总体布置(单位:m)

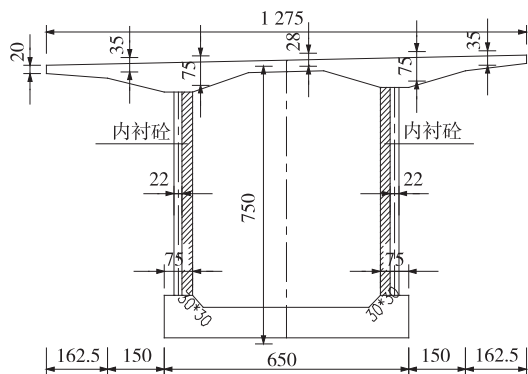


图2 主梁横断面布置(单位:cm)

根据地质勘察报告,所在地区地震动峰值加速度为0.1 g,地震动加速度反应谱特征周期为0.45 s,地震烈度为Ⅶ度。

3 计算与分析

3.1 有限元模型

采用MIDAS/Civil建立三维有限元模型(见图3)对该桥进行抗震性能分析。主梁及桥墩采用空间梁单元模拟,桥墩在墩顶与主梁采用刚臂连接,主梁在过渡墩处的单向活动支座及固定支座按实际支座刚度采用弹性支承模拟,桥面二期恒载程序以集中质量附加于主梁单元,顶、底板预应力钢束及体外预应力钢束均按实际输入。由于地质条件较好,忽略地基的弹簧作用,承台底按固结考虑,约束其6个自由度,未进行桩—土效应计算。模型共建立553个单元、634个节点。地震响应分析采用非线性动态时程分析法,积分采用直接积分法,分析步长取0.01 s,持续时间为50 s。阻尼矩阵采用Rayleigh阻尼。



图3 刚构桥有限元模型

由于缺乏桥址区实际地震记录和地震安全性评价分析报告,采用El-Centro波进行激励,并对地震波的峰值加速度进行调整。一般来说,当视波速增加时,尤其当其增大到超过2 000~3 000 m/s时,由行波效应带来的结构地震响应变化将减小。因此,计算中假定传播方向与结构纵向轴线的夹角为零且从左向右传播,分别取视波速为120、240、400、600、800、1 200、2 000 m/s,即地震波沿纵向自左向右到达相邻支点的时间差分别为1、0.5、0.3、0.2、

0.1、0.06 s。实际地震波也可能从右向左传播,限于篇幅,只给出一种传播方式下的结果。

3.2 结构动力特性

大跨度桥梁结构动力计算时,模拟结构的刚度、质量和边界条件应与实际情况相符,这 3 个要素直接影响结构的动力特性,而结构的地震反应分析是基于正确的动力特性计算。因此,依据上述有限元模型,运用子空间迭代法,取前 150 阶振型,总振型参与质量系数达 90% 以上,进行该桥自振特性计算,结果见表 1。

表 1 前 10 阶自振频率与振型

阶次	频率/Hz	周期/s	振型
1	0.239	4.171	纵飘
2	0.260	3.842	主梁 1 阶对称横弯
3	0.282	3.546	主梁 1 阶反对称横弯
4	0.392	2.546	主梁 2 阶对称横弯
5	0.579	1.727	主梁 2 阶反对称横弯
6	0.827	1.208	主梁 3 阶对称横弯
7	0.868	1.150	主梁 1 阶对称竖弯
8	0.907	1.102	主梁 1 阶反对称竖弯
9	0.958	1.044	主梁 2 阶反对称竖弯
10	0.963	1.038	主梁 2 阶对称竖弯

由表 1 可知:结构前 5 阶振型的频率较低,且频率密集,结构为典型的长周期大跨度桥梁。第 1 阶振型表现为桥墩纵向振动,比主梁的横弯振动先出现,说明桥梁由于墩高较大,双肢空心薄壁墩纵向弯曲刚度较小。

3.3 地震波纵向振动相位差作用

分别计算该桥在各视波速下的内力响应,控制截面分别为主梁各跨跨中截面、墩顶截面、墩底截面。各主墩的内力响应见图 4~7,主梁的内力响应及位移响应见图 8~9。

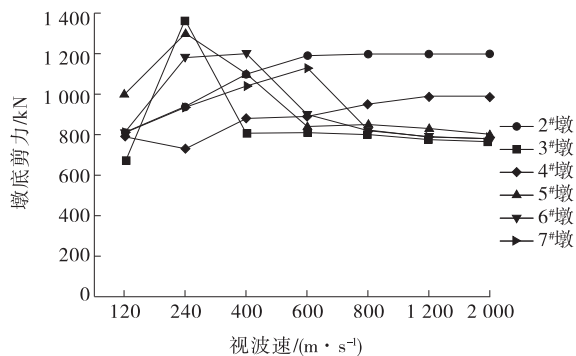


图 4 视波速对墩底剪力的影响

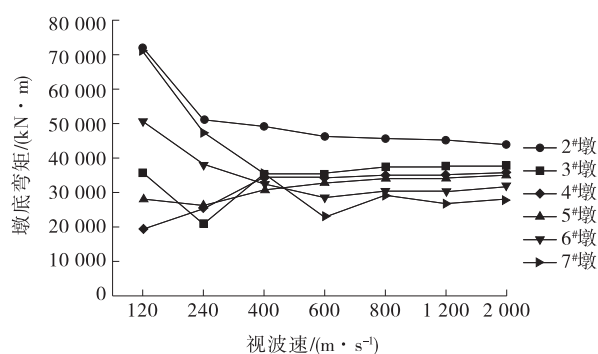


图 5 视波速对墩底弯矩的影响

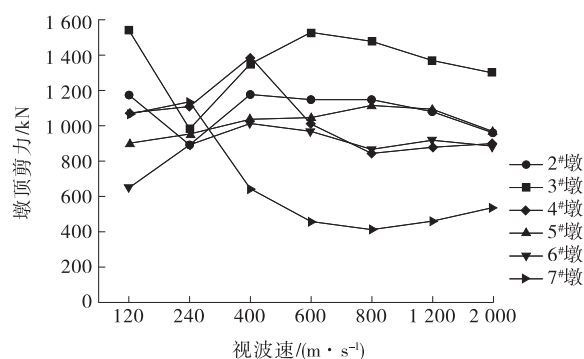


图 6 视波速对墩顶剪力的影响

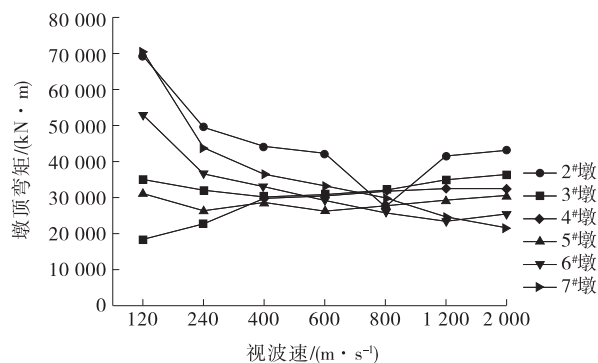


图 7 视波速对墩顶弯矩的影响

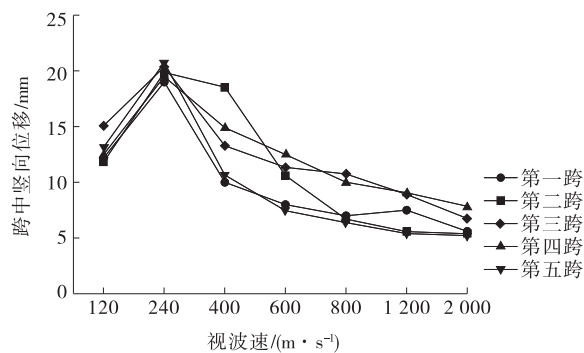


图 8 视波速对跨中竖向位移的影响

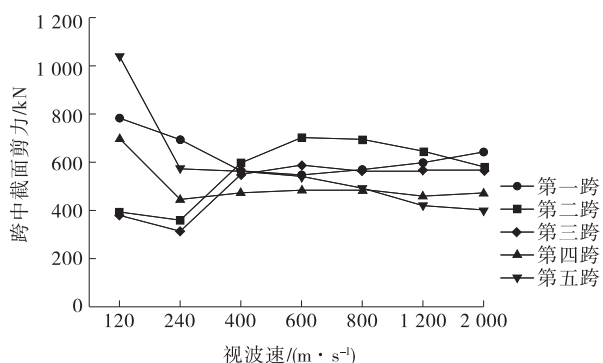


图9 视波速对跨中截面剪力的影响

由图4~7可知:El-Centro波作用下,视波速对结构地震响应的影响较大,结构响应峰值并不随着视波速的增加而单调地增大或减小。1)随着视波速的增大,2[#]边主墩的墩底剪力持续增大,而7[#]边主墩的墩底剪力在视波速为800 m/s时达到峰值,然后逐渐减小,趋于定值。3[#]~6[#]主墩墩底剪力在低视波速段振荡变化,在某一视波速下达到峰值,在视波速大于1200 m/s后趋于平缓并逐步逼近一致,并且近似看作不断逼近于某个固定值。而对于墩顶剪力,各墩在800 m/s以下的视波速段均出现振荡变化,但各墩剪力峰值均比近似一致激励时大。2)低视波速段,随着相位差的增加,主墩墩底、墩顶弯矩增大明显,7[#]墩比一致激励时增大2.4倍,2[#]墩比一致激励时增大1.6倍,行波效应对长联刚构边主墩的影响较大。其他各主墩的墩底、墩顶变化规律为120 m/s视波速时最大,总体先增大再减小,弯矩最大值出现在2[#]墩,原因为2[#]墩高度相对较低,纵向刚度大,在趋于一致激励(反对称荷载)的视波速地震作用下,边主墩处响应最大。

由图8~9可知:视波速对主跨跨中竖向位移的影响非常大,视波速为240 m/s时,主跨跨中竖向位置达到最大值,随着视波速的增加,均表现为单调减小,位移峰值比近似一致激励时的稳定值高2倍左右。低视波速时,跨中截面的竖向剪力大于稳定值1倍以上,但在静力计算最不利组合设计荷载作用下,跨中截面波形钢腹板Q345的容许剪应力为124.5 MPa,容许最大剪力为3709 kN;局部屈曲、整体屈曲及合成屈曲对应的容许最大剪力均远小于地震作用下的竖向剪力,说明波形钢腹板的强度及稳定性满足要求,不同视波速作用下主梁的竖向剪力虽然增长较大,但静力计算结果控制波形钢腹板的厚度设计。

4 结论

(1)通过分析高墩长联波形钢腹板PC刚构桥在不同视波速下主墩墩顶、墩底剪力和弯矩及跨中截面剪力和竖向位移的变化趋势,得到按视波速无穷大(接近一致激励)进行桥梁结构抗震设计偏不安全,在低视波速作用下结构内力都显著增大。

(2)随着视波速的增大,结构内力的地震响应并不会单调增大或减小,但结构的最终地震响应会趋于稳定,最终接近于一个定值。

(3)低视波速下刚构桥的内力响应随视波速的变化出现一定振荡现象,长联桥梁结构中必须考虑行波效应,选取特定的一种视波速进行行波效应抗震分析并不合适。地震波的特性对行波效应的影响较大,建立有限元模型后,不但需保证质量、刚度、边界条件正确,还需选取适合场地特性的地震波。

(4)对于纵向刚度较小的高墩长联波形钢腹板PC刚构桥,不论是否考虑行波效应,主梁的竖向剪力均小于静力计算下的最不利组合工况,行波效应并不会控制波形钢腹板的厚度设计。

参考文献:

- [1] 何庆祥,沈祖炎.结构地震行波效应分析综述[J].地震工程与工程振动,2009,29(1).
- [2] 黄小国,胡大琳,张后举.行波效应对大跨度连续刚构桥地震反应的影响[J].长安大学学报:自然科学版,2008,28(1).
- [3] 洪浩,郑史雄,贾宏宇,等.考虑行波效应的高墩大跨刚构桥随机地震动响应研究[J].世界地震工程,2013,29(2).
- [4] 王波,张海龙,武修雄,等.基于大质量法的高墩大跨连续刚构桥地震时程反应分析[J].桥梁建设,2006(5).
- [5] 陈彦江,郝朝伟,闫维明.考虑行波效应的高墩刚构桥地震易损性分析[J].世界地震工程,2016,32(3).
- [6] 张长青,安永日,安里鹏.波形钢腹板连续刚构桥的地震响应分析[J].桥梁建设,2011(3).
- [7] Clough R W, Penzien J. Dynamics of structures[M]. New York: McGraw-Hill, 1993.
- [8] Xu Yan, George C Lee. Traveling wave effect on the seismic response of a steel arch bridge subjected to near fault ground motions[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2007, 6(3).
- [9] 李杰,陈淮,王艳.双薄壁高墩曲线连续刚构桥地震响应分析[J].世界地震工程,2012,28(4).

(下转第149页)

和路面噪声的峰值频率为 800~1 200 Hz,这个频率刚好是温拌阻燃沥青路面吸声系数较大的频率,4 种沥青路面能有效吸收车辆与道路交互作用产生的噪音。加入 Sasobit 和高效阻燃剂对路面的降噪性能没有影响,主要原因是沥青路面的吸声系数与空隙率有关,加载过程中路面逐渐被压缩,空隙率变小,吸声系数也变小。2) 对比 4 种沥青路面结构的平均吸声系数和峰值吸声系数,在加载初期,半刚性基层上沥青混合料的平均吸声系数和峰值吸声系数均略大于刚性基层上的沥青混合料,但加载后期试验结果相差不大。说明在加载初期,半刚性基层上沥青混合料的吸声系数下降幅度比刚性基层缓慢,这是因为路面在加载初期被再次压密的过程中,半刚性基层上沥青面层的应力水平弱于刚性基层上的沥青面层,其空隙率降低速率相对较小。

4 结论

(1) 温拌剂和阻燃剂加入沥青砼后不会影响路面的抗滑性能,且温拌阻燃沥青路面的抗滑性能在加载循环周期内都可满足规范要求。温拌阻燃沥青砼路面与热拌沥青砼路面的抗滑性能差异不大。

(2) 温拌阻燃沥青砼路面具有较好的降噪性能。4 种沥青路面表面层材料在吸声频率 600~1 000 Hz 时的吸声系数较高,和汽车与路面噪声峰值频率范围一致,沥青路面能有效吸收汽车行驶与路面相互作用产生的噪音。

(3) 基层类型不会影响沥青路面的抗滑性能,但对降噪性能的衰变有一定影响。由于半刚性基层刚度弱于刚性基层,半刚性沥青路面中应力水平弱于刚性基层沥青路面,其面层压密速度相对较慢,加载初期半刚性基层路面的降噪性能稍优于刚性基层沥青路面。

参考文献:

- [1] Lu S Y, Hamerton I. Recent developments in the chemistry of halogen-free flame retardant polymers[J]. Progress in Polymer Science, 2002, 27(8).
- [2] Laoutid F, Bonnaud L, Alexandre M, et al. New prospects in flame retardant polymer materials: from fundamentals to nanocomposites[J]. Materials Science and Engineering R: Reports, 2009, 63(3).
- [3] Hajj E Y, Souliman M I, Cortez E M. Influence of warm mix additive on mechanistic, economical, and environmental attributes of a polymer-modified asphalt mixture[J]. Advances in Civil Engineering Materials, 2014, 3(1).
- [4] Cong P, Yu J, Wu S, et al. Laboratory investigation of the properties of asphalt and its mixtures modified with flame retardant[J]. Construction and Building Materials, 2008, 22(6).
- [5] 魏建国, 谢成, 付其林. 阻燃剂对沥青与沥青混合料性能的影响[J]. 中国公路学报, 2013, 26(6).
- [6] 贺海, 王朝辉, 刘志胜, 等. 新型无机阻燃改性沥青的制备与路用性能研究[J]. 公路交通科技, 2014, 31(7).
- [7] 黄志义, 武斌, 康诚, 等. 复合氢氧化物改性沥青阻燃和路用性能[J]. 浙江大学学报: 工学版, 2016, 50(1).
- [8] 李雪连, 周志刚, 陈宇亮, 等. Sasobit 对 SBS 改性沥青性能的影响研究[J]. 实验力学, 2015, 30(3).
- [9] 周志刚, 邓晓, 劳家荣, 等. 阻燃温拌 SBS 改性沥青技术性能分析[J]. 公路工程, 2017, 42(2).
- [10] 高启聚, 赵武, 沈菊男. 温拌阻燃 SMA 沥青混合料性能与工程实践[J]. 公路工程, 2017, 42(4).
- [11] 吴喜荣, 李素贤. 温拌阻燃降噪沥青混合料在隧道路面的应用技术[J]. 水利与建筑工程学报, 2014, 12(6).
- [12] 王朝辉, 蒋婷婷, 贺海, 等. 温拌阻燃 OGFC 沥青混合料功能研究[J]. 材料导报, 2015, 29(4).
- [13] JTG E20—2011, 公路工程沥青及沥青混合料试验规程[S].
- [14] 徐赞. 阻燃温拌沥青路面结构加速加载试验研究[D]. 长沙: 长沙理工大学, 2016.
- [15] 杨志峰. 长隧道温拌 SBS 改性沥青路面技术研究[D]. 长沙: 长沙理工大学, 2015.
- [16] 熊奎元. 长隧道温拌、阻燃温拌沥青路面施工变异性分析与质量控制[D]. 长沙: 长沙理工大学, 2015.
- [17] JTG F40—2004, 公路沥青路面施工技术规范[S].
- [10] Mohamed Elgaaly, Anand Seshadri, Roert W Hamilton. Bending strength of steel beams with corrugated webs[J]. Journal of Structural Engineering, 1997, 123(6).
- [11] 陈宜言, 王用中. 波形钢腹板预应力砼桥设计与施工[M]. 北京: 人民交通出版社, 2009.
- [12] JTG D60—2015, 公路桥涵设计通用规范[S].

收稿日期: 2018-05-09

收稿日期: 2018-02-01