

磁浮钢箱梁日照作用对车桥耦合振动的影响*

李国强¹, 王琛奥¹, 王志鲁¹, 叶丰², 陈素文¹

(1. 同济大学土木工程学院 上海, 200092)

(2. 同济大学国家磁浮交通工程技术研究中心 上海, 201804)

摘要 磁浮轨道梁日照作用下的温度变形是轨道梁静力与动力设计需考虑的重要因素, 笔者根据传热学与有限元理论, 结合夏季气象参数与日照辐射半经验公式, 利用 ANSYS 建立磁浮线轨道钢箱梁日照温度场三维瞬态模型。首先, 分析磁浮轨道梁的最大竖向与横向温差发生时刻的温度梯度分布, 基于日照温度场分析结果, 计算不同支承形式钢轨道梁的温度变形; 然后, 将单跨简支、双跨连续形式轨道梁的温度变形作为初始不平顺组成部分, 进行车桥耦合动力响应分析。结果显示: 温度效应使车体加速度、悬浮气隙幅值增幅较大, 对电磁力有所增大, 对轨道梁加速度及位移的放大作用则不明显, 各动力响应值仍处于规范规定的安全范围内, 但安全度有所降低。

关键词 钢箱梁; 磁浮轨道梁; 日照温度效应; 车桥耦合振动

中图分类号 U237; TH113

引言

磁浮轨道交通作为运行最快的地面交通工具, 具有环保、经济、安全的优势。中国的磁浮轨道交通的商业化运营处于世界前列^[1], 目前上海高速磁浮线、长沙磁浮快线与北京磁浮 S1 线已经相继投入运营。国内的磁浮交通系统均采用常导电磁吸引式 (electromagnetic suspension, 简称 EMS), 此种磁浮列车对轨道梁变形及两者间间隙变化较为敏感。日间昼夜范围内相对较大的温差变幅、磁浮轨道截面不同位置之间温差使得轨道梁产生温度变形。温度变形作为轨道梁的不平顺将影响列车行驶的安全性与舒适性、轨道梁的振动响应。

磁浮轨道梁的温度场及温度效应主要通过现场实测与数值分析两种方式进行研究。现场实测方面, 德国慕尼黑联邦国防大学^[2]、国内的王俊^[3]对混凝土磁浮轨道梁进行长期分季节、日间短期的实测, 通过统计方法、变形等效原则得到指数形式的温度梯度分布公式。数值模拟方面, Kehlbeck^[4]、康为江^[5]、李国强等^[6]采用天文学、气象学方法确定日照环境边界条件, 利用传热学理论对箱型梁的温度分布、变形及应力进行理论与数值研究。虽然已有对于轨道结构温度场的研究, 但大多截面材料为混凝土、处于静力分析领域。

20 世纪 80 年代起, 磁浮钢轨道梁应用在德国埃姆斯兰地区的 TVE 试验线^[1]、上海磁浮商业运营线。由于钢材相比混凝土的导热系数更大, 温度变化速率更快、更易形成更大的温度梯度。磁浮车桥相互作用常通过弹簧阻尼法或悬浮控制法^[7]模拟。

笔者以磁浮钢箱梁为研究对象, 首先模拟日照环境下的边界条件, 利用有限元法求解轨道梁的日照温度场, 研究横向与竖向温度梯度大小及分布模式; 然后, 计算磁浮钢轨道梁在不同支承条件下的温度变形; 最后, 分析有、无温度变形的磁浮列车-轨道梁耦合动力响应, 从而进行温度效应对车桥耦合振动的影响评估。

1 日照温度分析

1.1 日照边界条件

暴露在日照环境下的轨道梁主要受到日照辐射、与流动空气间对流换热、与天空和地面的长波辐射等 3 种形式的传热量, 热边界条件方程为

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma} = Q_s(t) + Q_c(t) + Q_l(t) \quad (1)$$

其中: T 为轨道梁的温度; $Q_s(t)$ 为轨道梁接受的日照辐射强度; $Q_c(t)$ 为对流换热交换量; $Q_l(t)$ 为天空和地面长波辐射强度。

* “十三五”国家重点研发计划先进轨道交通重点专项资助项目(2016YFB1200601)

收稿日期: 2019-06-22; 修回日期: 2019-12-11

各种边界上能量输入具体计算方法分别如下。

1.1.1 日照辐射强度计算

日照辐射绝大部分为短波辐射,可分为太阳直射辐射 I_d 、天空散射辐射 I_s 和地面反射辐射 I_r 3部分。经验公式(2)可以计算一年内不同日序数地球大气层所接受的日照辐射强度 J ,由此根据式(3)推算不同角度的入射面所接受的太阳直射辐射强度 I_d ,上述公式均可参考文献[4]。

$$J = J_0 \left(1 + 0.033 \cos \frac{360^\circ N}{365} \right) \quad (2)$$

$$I_d = 0.90^{m T_L} \cdot J \cos \theta \quad (3)$$

其中: $J_0=1\ 367\ \text{W}/\text{m}^2$ 为太阳常数; N 为1月1日起的日序数; m 为光线路程; T_L 为林克氏浑浊度系数; θ 为太阳光线入射角,具体计算方法可参考文献[4~6]。

在晴朗无云天气下,表面倾角为 α 的入射面上的天空散射强度 I_s 按式(4)计算^[5]。

$$I_s = (0.271J - 0.294I_d) \sin \beta \frac{1 + \cos \alpha}{2} \quad (4)$$

表面倾角为 α 的地面反射辐射强度 I_r 按式(5)计算^[5]。

$$I_r = \frac{1 - \cos \alpha}{2} R_e (I_d \sin \beta + I_s) \quad (5)$$

轨道梁吸收的日照辐射强度如式(6)所示^[5-6]。

$$Q_{is} = n_s (I_d + I_s + I_r) \quad (6)$$

其中: β 为太阳高度角; R_e 为地表短波辐射率; n_s 为结构对太阳短波的辐射吸收率,具体计算方法可参考文献[4-6]。

1.1.2 对流换热量计算

流动的流体经过固体表面、与壁面间进行热量交换的过程称为对流换热。根据牛顿冷却定律、按式(7)引入对流换热系数 h_c 计算对流换热的热交换量 Q_c 。对于风速 $v \leq 5\ \text{m}/\text{s}$ 情况,对流换热系数近似按式(8)计算^[4,8],大气温度按照正弦函数方式如式(9)形式模拟^[5]。

$$Q_c = h_c [T_a(t) - T(t)] \quad (7)$$

$$h_c = 2.6 \left[\sqrt[4]{|T_a(t) - T(t)|} + 1.54v \right] \approx 6.0 + 4.2v \quad (8)$$

$$T_a(t) = \frac{T_{a\max} + T_{a\min}}{2} + \frac{T_{a\max} - T_{a\min}}{2} \sin \left[\frac{\pi}{12} (t - t_0) \right] \quad (9)$$

其中: $T_a(t)$ 为大气温度; $T(t)$ 为轨道梁结构温度,均为随时间变化的函数; $T_{a\max}$, $T_{a\min}$ 分别为实测日期的

最高、最低温度; v 为风速; t_0 与最高温度发生时间相关。轨道梁箱内气体温度可根据大气温度推算,具体公式参考文献[9]。

1.1.3 长波辐射强度计算

长波辐射是指轨道梁与周围环境的辐射换热。任何温度大于绝对零度的物体都在向外输出辐射热量,轨道梁吸收大气、地面以及自身散发热量分别如式(10)~(12)所示^[10]。

$$G_{a\beta} = \epsilon_a C_0 (273 + T_a)^4 \frac{1 + \cos \beta}{2} \quad (10)$$

$$U_{a\beta} = C_0 (273 + T_a)^4 \frac{1 - \cos \beta}{2} \quad (11)$$

$$W_\beta = \epsilon C_0 (273 + T)^4 \quad (12)$$

其中: ϵ_a 为大气辐射系数; ϵ ($0 < \epsilon < 1$)为结构表面长波发射率; $C_0=5.67 \times 10^{-8}\ \text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ 为 Stefan-Boltzmann 常数。

长波辐射总强度如式(13)所示^[4-6,10]。

$$Q_l = G_{a\beta} + U_{a\beta} - W_\beta \quad (13)$$

汇总太阳辐射、对流换热、辐射换热等边界条件的日照边界条件模型如图1所示,图中各参数均与公式(1)~(13)对应,计算参数具体取值如表1所示。上翼缘相对两侧腹板有外伸部分,故需考虑上翼缘外伸对腹板产生的遮蔽作用,图2所示范围即为由于上翼缘外伸导致腹板各时点无法接受太阳直射辐射的范围。例如,东侧图例中的E-1表示东侧腹板在上午6:00无法接受太阳直射辐射的范围。计算不同时刻各位置日照辐射作用范围及强度如图2,3所示^[10],西侧、东侧腹板日照辐射强度以12:30时刻为分界呈对称形式分布。

表1 计算模型基本参数

Tab.1 Parameters of numerical model

参 数	取值
日序数 N	195
纬度	31.22°N
钢材短波辐射吸收率 n_s	0.85
钢材长波发射率 ϵ	0.60
地表短波辐射率 R_e	0.3
大气辐射系数 ϵ_a	0.85
外表面对流换热系数 $h_{out}/[\text{W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)^{-1}]$	25
内表面对流换热系数 $h_{in}/[\text{W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)^{-1}]$	6
林克氏浑浊度系数 T_L	4.2
弹性模量/MPa	2.06×10^{-6}
泊松比	0.3
线膨胀系数/ K^{-1}	1.4×10^{-5}

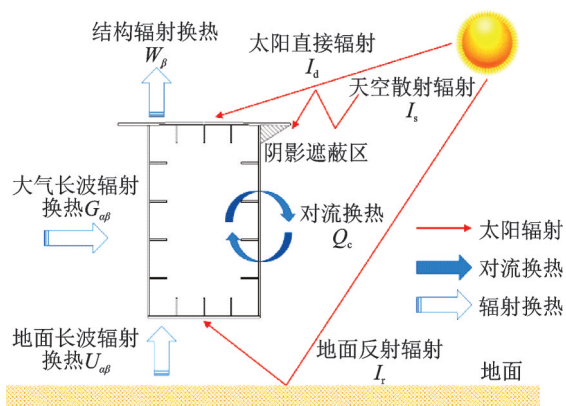


图1 磁浮钢箱梁的日照环境示意

Fig.1 Heat exchange of steel box girder for maglev

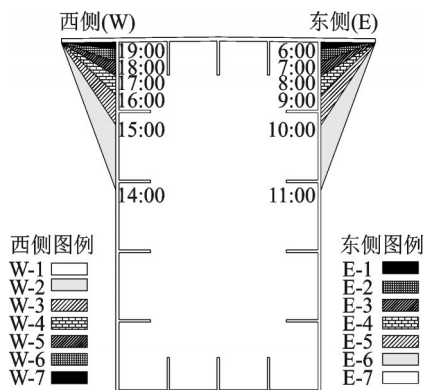


图2 磁浮钢箱梁腹板遮蔽效应示意

Fig.2 Shadowing effect of steel box girder for maglev

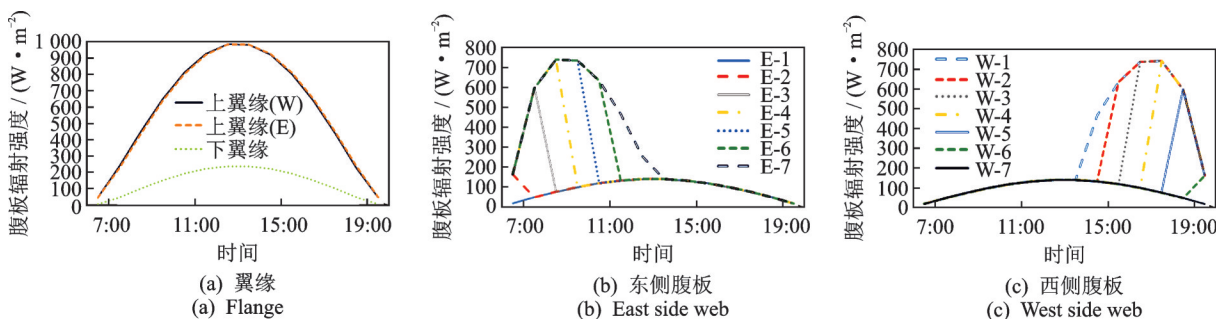


图3 磁浮钢箱梁日照辐射强度

Fig.3 Solar radiation density of steel box girder for maglev

1.2 传热方程

考虑以上3种边界条件,以热流密度形式作用在轨道梁边界上。钢材均质各向同性假定下有导热系数 $\lambda = \lambda_x = \lambda_y = \lambda_z$,在瞬态温度场 $T=f(x,y,z,t)$,内部无热源($Q=0$)情况下利用式(14)求解3维导热方程得到日照温度场分布。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (14)$$

其中: ρ 为材料密度,kg/m³;c为材料比热容,J/(kg·K); λ 为导热系数,W/(m·K)。

1.3 温度场及温度效应分析

使用有限元软件ANSYS在6:00~20:00期间的14h内共计840个时间步进行温度场瞬态热分析,按照1.1所述方法计算的辐射强度施加至对应位置,使用8节点实体单元SOLID70和表面单元SURF152建立图2所示截面形式的单跨筒支梁与双跨连续梁。温度场计算结果显示:同一时刻最大温度的发生位置先发生在东侧,随后移动至顶部,最后发生在西侧。截面最大竖向、横向温度梯度先后

发生在14:00,18:00,此两种不利工况分别定义为竖向工况、横向工况,腹板竖向、下翼缘横向温度梯度分布如图4,5所示,最大温差均超过18℃,分布形态近似呈自然指数型。

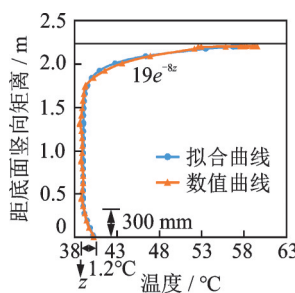


图4 14:00竖向温度梯度及拟合

Fig.4 Vertical temperature gradient and fitting curve at 14:00

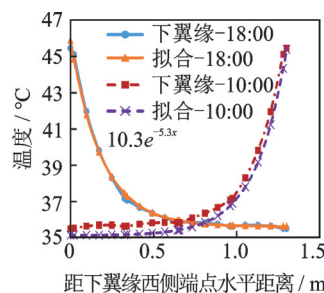


图5 18:00横向温度梯度及拟合

Fig.5 Lateral temperature gradient and fitting curve at 18:00

温度效应的热-力耦合分析实体单元与表面单元分别转换为SOLID185和SURF154单元。结构支承形式选择单跨筒支、双跨连续,单跨跨径为24.768m。由于轨道梁两侧功能件沿轨道纵向间断分布,故温度变形计算未计入功能件刚度。

温度效应分析显示:竖(或横)向最大日照温度变形发生在对应方向最大温差的不利工况,竖向上拱最大变形发生在14:00的竖向工况,侧向最大变形发生在18:00的横向工况。单跨简支与双跨连续梁上翼缘东、西侧的变形较大位置及不利工况的变形如图6,7所示,以图6(a)为例,“UZ-W-UP”三项字母分别表示竖向位移、西侧、上翼缘,体现不利变形方向及变形较大位置,以此类推。相同支承形式的竖向与横向的最大变形相近,单跨简支梁温度变形超过7 mm,双跨连续梁温度变形超过2 mm。双跨连续梁的竖向(或横向)变形较相同跨径单跨简支形式对应方向的变形下降幅度超过60%。

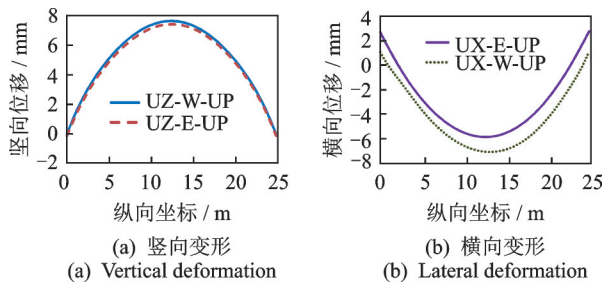


图6 单跨简支梁14:00变形

Fig.6 Deformation of simply supported girder at 14:00

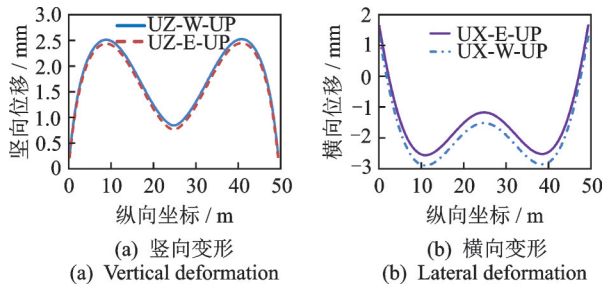


图7 双跨连续梁18:00变形

Fig.7 Deformation of 2span continuous beam at 18:00

2 车桥耦合振动理论

2.1 分析假定

1) 车体与轨道动力学模型参数选取如表2所示;

2) 轨道梁为连续排列的6段单跨简支梁或双跨连续梁,轨道梁计算模型为Euler-Bernoulli梁,沿梁长方向具有均匀的质量与刚度;

3) 磁浮列车以恒定速度通过轨道梁,行驶时速为300 km/h;

4) 振动模型考虑东、西两侧轨道与磁浮列车的相互作用,选取东、西侧腹板与翼缘交界点的温度变形,竖向以向上为正、水平向以向西为正;

表2 动力模型基本参数

Tab.2 Parameters of numerical model

参 数	取 值
车厢质量/kg	3.90×10^4
车厢侧滚转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	6.46×10^4
车厢点头转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	1.75×10^6
车厢摇头转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	1.76×10^6
悬浮架质量/kg	1.32×10^3
悬浮架侧滚转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	5.8×10^2
悬浮架点头转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	2.2×10^2
悬浮架摇头转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	1.1×10^3
摇枕质量/kg	80
摇枕侧滚转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	10
悬浮电磁铁质量/kg	603
悬浮电磁铁点头转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	434
导向电磁铁质量/kg	387
导向电磁铁摇头转动惯量/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	187
竖向弹簧-阻尼单元刚度系数/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	4×10^{10}
横向弹簧-阻尼单元刚度系数/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	1.25×10^{10}
竖向弹簧-阻尼单元阻尼系数/($\text{N} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-1}$)	1.2×10^5
横向弹簧-阻尼单元阻尼系数/($\text{N} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-1}$)	6×10^4
轨道梁体密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	1654.16
轨道梁弹性模量/($\text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$)	2.06×10^5
轨道梁阻尼比	1.4×10^{-5}

5) 鉴于列车在每跨梁上行驶时间仅2~3 s,故每段梁的温度变形均视为同一时刻下的变形;

6) 梁体初始时刻为静止状态,初始位移为适用于磁浮线路轨道的7参数功率谱密度PSD函数^[11]的轨道不平顺与日照温度变形的叠加。

2.2 车桥耦合振动程序实现

利用Matlab求解磁浮列车及钢轨道梁系统的动力响应,程序实现如图8所示。通过输入组集的车体质量、刚度及阻尼矩阵、轨道梁自振特性以及轨道初始不平顺,从而求解轨道梁、车体动力响应及电磁相互作用力。不同模块的计算原理如下:

1) 轨道梁动力响应模块。轨道梁动力计算采用振型叠加法,首先计算简支、连续轨道梁各模态的自振频率、振型及广义质量,然后选取适当的模态数量、利用中心差分法计算不同位置的耦合电磁力,进而求解下一时刻的轨道梁的加速度、速度及位移。

2) 耦合电磁作用力模块。电磁作用力模块具有输入车体的电磁极处电磁作用大小及位置判断功能,电磁作用力采用式(15)的弹簧阻尼法模拟。

$$f(x, t) = F_0 + c_e(\dot{y}_{ci} - \dot{y}_{bi}) + k_e(y_{ci} - y_{bi}) \quad (15)$$

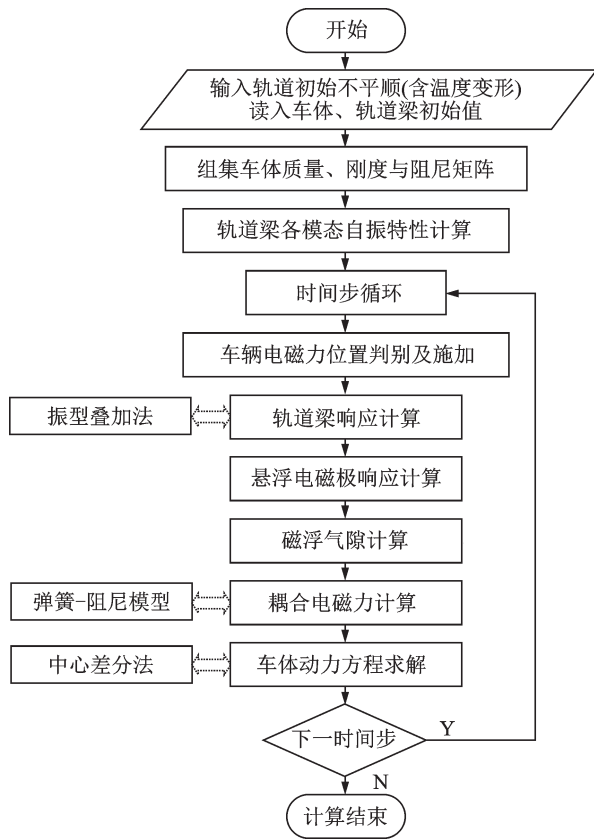


图 8 程序流程图示意

Fig.8 Schematic flow chart of program

其中: F_0 为车体自重; c_e 为等效阻尼; k_e 为等效刚度; y_{ci}, y_{bi} 分别为车体、轨道梁竖向位移; $\dot{y}_{ci}, \dot{y}_{bi}$ 分别为车

体、轨道梁竖向速度。

3) 磁浮列车动力响应模块。将磁浮列车按车体、转向架、摇摆杆、电磁极等简化 109 个自由度(首末车为 101)^[12], 利用 mathematics 软件计算得到车体系统质量矩阵、刚度矩阵以及阻尼矩阵, 输入至车体动力方程(15)中。

$$M\ddot{x}_t + C\dot{x}_t + Kx_t = F_t \quad (16)$$

其中: M, C, K 为磁浮列车的总质量、阻尼、刚度矩阵; x_t, F_t 为车体各自由度对应方向的位移与相互作用力列阵。

以磁浮列车上一时间步的加速度、速度及位移计算结果为基础, 采用中心差分法计算 t 时刻的速度 \dot{x}_t 和加速度 \ddot{x}_t , 并代入式(16), 计算外部等效耦合电磁作用力 F_t , 再代入动力方程以计算下一段时间步的列车动力位移 $x_{t+\Delta t}$ 。

3 磁浮钢箱梁动力响应分析

3.1 钢轨道梁动力响应

以第 2 跨轨道梁为分析对象, 进行有无温度作用双跨连续梁的加速度、位移动力响应对比分析, 分析结果如图 9~12 所示。第 2 跨轨道梁跨中位置竖向与横向加速度对比如图 9, 10 所示, 竖向与横向位移对比如图 11, 12 所示, 轨道梁不利工况动力响应峰值如表 3 所示。

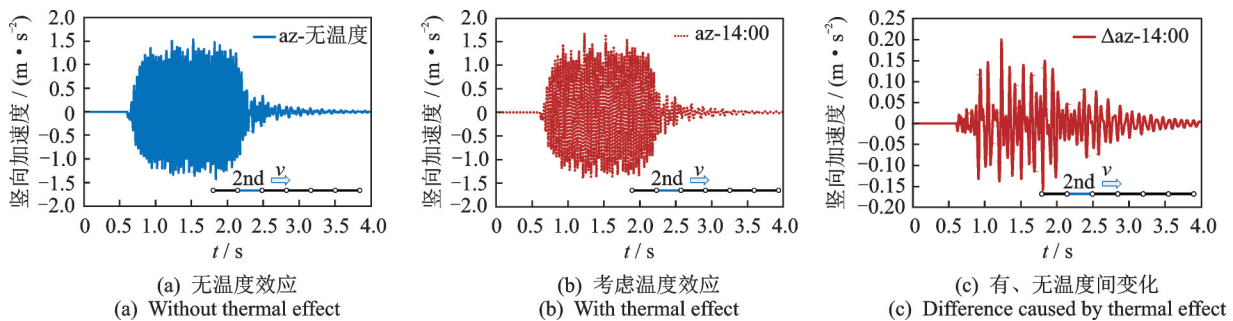


图 9 有、无温度作用的双跨连续梁第 2 跨跨中竖向加速度对比

Fig.9 Comparison of 2nd span vertical acceleration for continuous beam between with and without thermal effect

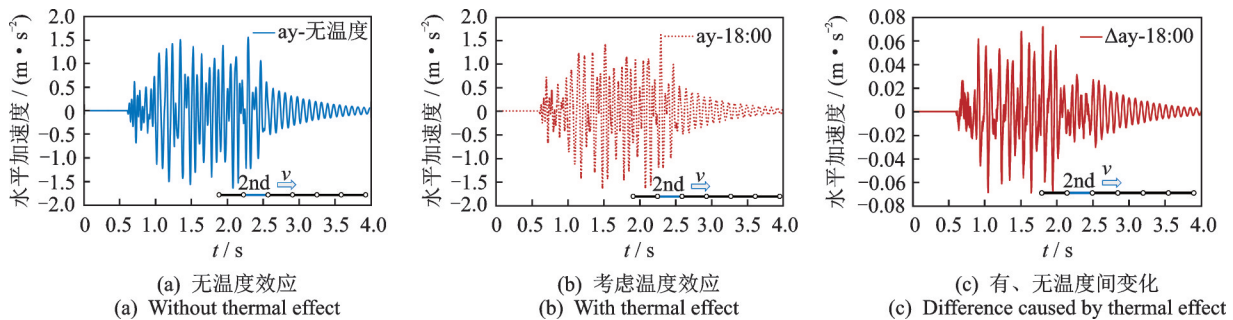


图 10 有、无温度作用的双跨连续梁第 2 跨跨中横向加速度对比

Fig.10 Comparison of 2nd span lateral acceleration for continuous beam between with and without thermal effect

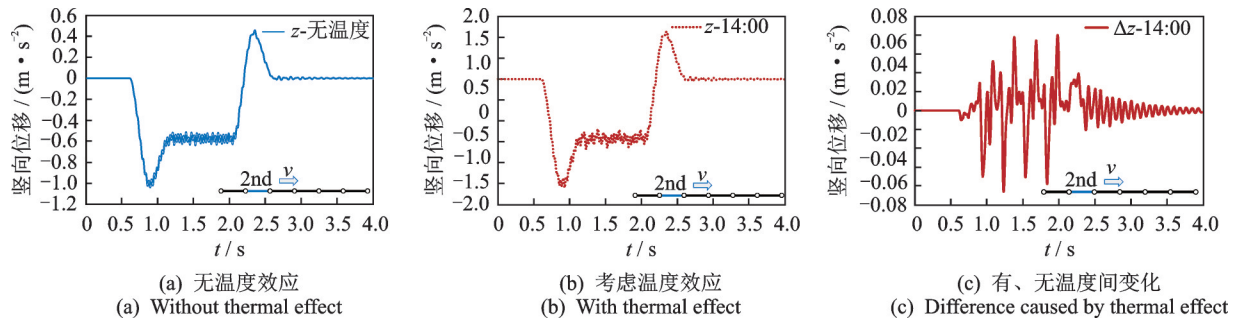


图 11 有、无温度作用的双跨连续梁第 2 跨跨中竖向位移对比

Fig.11 Comparison of 2nd span vertical displacement for continuous beam between with and without thermal effect

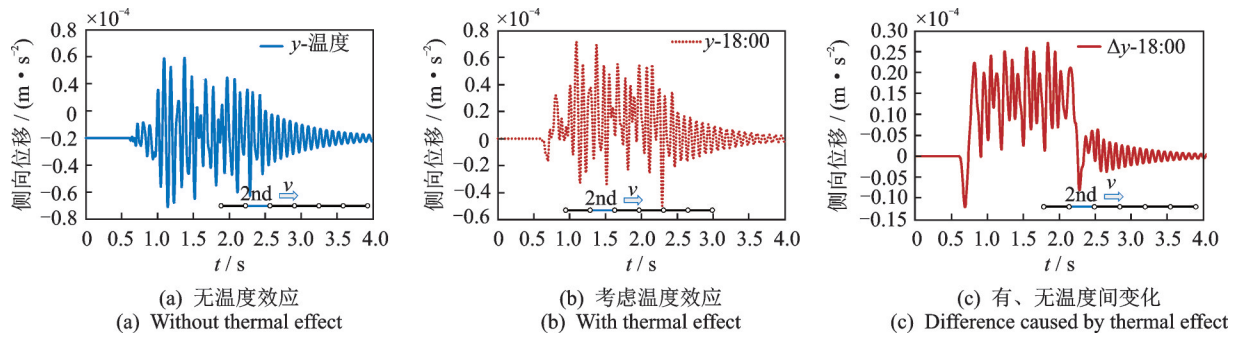


图 12 有、无温度作用的双跨连续梁第 2 跨跨中横向位移对比

Fig.12 Comparison of 2nd span lateral displacement for continuous beam between with and without thermal effect

表 3 不利工况轨道梁动力响应峰值

Tab.3 Peak dynamic response of beams under unfavorable conditions

支承形式	响应	方向	无温度	14:00	18:00
单跨简支	加速度/ ($m \cdot s^{-2}$)	竖向	-2.124	-2.486	-2.247
		横向	0.833	0.826	0.750
	位移/mm	竖向	-1.507	-1.568	-1.508
		横向	0.069	0.067	0.219
双跨连续	加速度/ ($m \cdot s^{-2}$)	竖向	1.530	1.672	1.568
		横向	-0.411	-0.409	-0.393
	位移/mm	竖向	-1.050	-1.055	-1.051
		横向	-0.071	-0.071	-0.066

由于东、西侧的温度变形差异较小,因此竖向、横向工况的温度变形分别等效为轨道梁的高低不平顺、方向不平顺。功率谱密度 PSD 函数构造的初始不平顺主要体现为短波特性,温度变形主要表现为波长等于跨径长度 ($L=24.768\text{ m}$) 的中波不平顺。轨道梁结构的动力响应受短波成分影响更大,温度作用对竖向加速度影响绝对值仅在 $-0.2 \sim 0.2\text{ m/s}^2$ 内变化,横向加速度绝对值变化范围在 $-0.08 \sim 0.08\text{ m/s}^2$, 相对变化低于 20%, 故加速度最值的放大作用不显著。有、无温度效应

的轨道梁位移时程呈现基本相同的形态、变化幅值接近,因此温度效应对轨道梁动力响应有一定影响,但竖向加速度均小于文献[13]规定的 0.35 g 限值。

3.2 车体动力响应

车体分析采用 TR08 列车系统的五节编组,选取第 2 列车体的第 5 个电磁铁处的磁浮气隙进行分析,对应位置磁浮气隙变化如图 13 所示,不利工况磁浮气隙幅值对比如表 4 所示。相同轨道梁支承形式下,考虑温度作用的磁浮间隙变化幅值明显高于未考虑温度作用情况,但最大幅值均小于 2 mm 的安全限值。

14:00 的竖向工况对磁浮气隙幅值的增大作用较明显。总的来讲,温度作用对双跨连续支承形式的磁浮气隙幅值放大作用小于单跨简支形式。但在竖向最大温度效应时刻,即 14:00 单跨简支梁东侧磁浮气隙幅值提升 185%,而双跨连续梁的气隙幅值仅提升 12%。

电磁作用力根据电磁铁偏离平衡位置的幅值计算,根据式(15)进行计算,有无温度作用的电磁作用力对比如图 14 所示。考虑温度作用的单跨简支、双

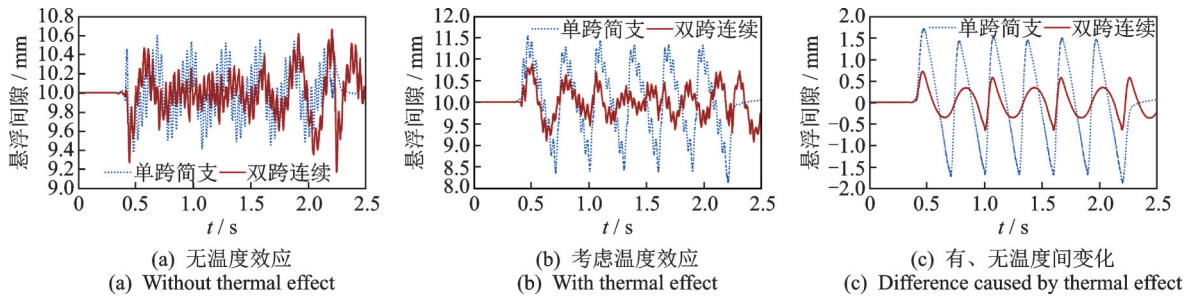


图 13 有、无温度作用的磁浮间隙对比

Fig.13 Comparison of magnetic air gap between with and without thermal effect

表 4 不利工况磁浮气隙幅值对比

Tab.4 Comparison of maximum amplitude for magnetic air gap under unfavorable conditions

		mm			
方向	工况	单跨简支		双跨连续	
西侧	无温度	0.548	-0.649	0.664	-0.834
	14:00	1.563	-1.902	0.744	-0.745
	18:00	1.047	-1.090	0.550	-0.562
东侧	无温度	0.600	-0.629	0.837	-1.117
	14:00	1.543	-1.883	0.887	-0.940
	18:00	0.694	-0.896	0.788	-1.032

跨连续形式梁所受电磁作用力最值较无温度作用分别提升 9%,4%,温度作用对电磁力的提升作用小于磁浮气隙幅值。

选择第 2 节车体的横向与竖向加速度作为其平稳性与舒适性评判指标,不利工况的车体竖向与横向加速度时程曲线分别如图 15,16 所示,加速度峰值如表 5 所示。单跨简支、双跨连续的温度作用属于中波不平顺,对车体加速度具有明显的放大作用。双跨连续梁的温度变形对车体加速度提升幅度显著低于简支情形。

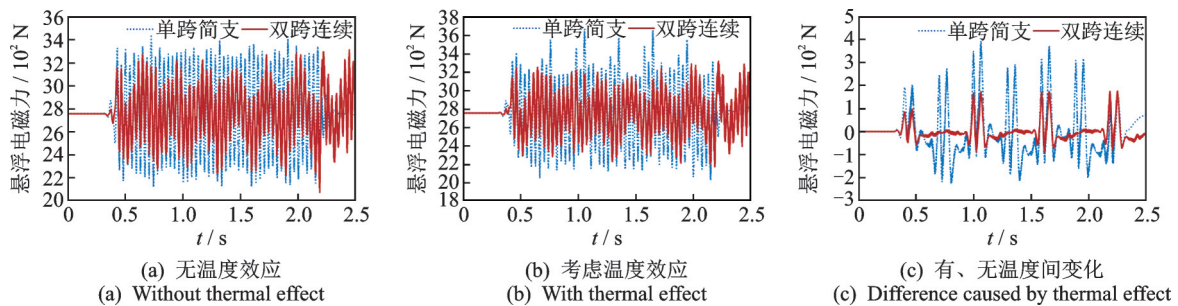


图 14 有、无温度作用的电磁作用力对比

Fig.14 Comparison of magnetic levitation between with and without thermal effect

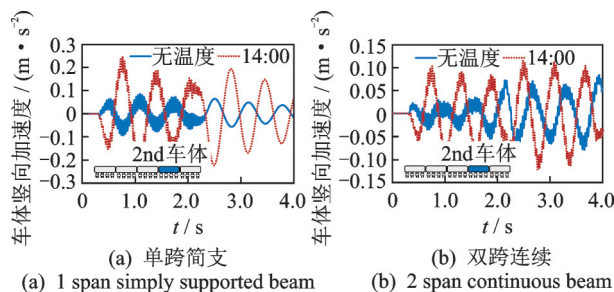


图 15 有、无温度作用的车体竖向加速度对比

Fig.15 Comparison of vertical acceleration of vehicle body at 14:00 with and without thermal effect

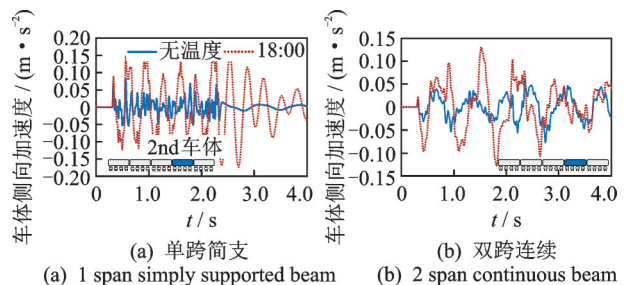


图 16 有、无温度作用的车体横向加速度对比

Fig.16 Comparison of lateral acceleration of vehicle body at 18:00 with and without thermal effect

根据《铁道车辆动力学性能评定和试验鉴定规范》(GB5599-1985)附录 B 对车体横向与竖向加速度的规定: $v=300 \text{ km/h}$ 时,车体运行平稳等级为优的竖

向加速度限值为 $[a_v]=1.04 \text{ m/s}^2$ 、横向加速度限值为 $[a_h]=0.89 \text{ m/s}^2$,考虑温度效应的单跨简支、双跨连续轨道梁条件下车体运行平稳性均满足规范要求。

表5 不利工况车体加速度对比

Tab.5 Comparison of vehicle body acceleration under unfavorable conditions m/s^2

动力响应	单跨简支		双跨连续	
	峰值	升幅/%	峰值	升幅/%
竖向加速度	0.247	186.84	0.116	37.17
	-0.223	137.92	-0.123	53.33
横向加速度	0.174	111.30	0.131	123.30
	-0.173	219.80	-0.129	65.46

4 结 论

1) 竖向工况与横向工况的温度效应对车体、轨道梁及之间相互作用的响应影响最大,竖向工况为发生竖向最大温度变形时刻的14:00,横向工况为发生横向最大温度变形时刻的18:00。

2) 温度效应使车体加速度、悬浮气隙幅值较大幅度增大,对电磁力有一定的幅度提升,对轨道梁加速度及位移放大作用不明显,各动力响应值仍处于规范规程的安全范围内。

3) 磁浮列车匀速通过简支轨道梁时,相同温度变形对车体、轨道梁动力响应及电磁力的增大幅度显著高于相同跨径的双跨连续梁,说明双跨连续梁在减小温度效应的振动响应上具有更为优良的性能。

4) 温度效应会降低列车的安全性与平稳性,建议在磁浮轨道结构设计中应对温度效应影响予以考虑。

参 考 文 献

- [1] 吴祥明. 磁浮列车[M]. 上海:上海科学技术出版社, 2003.
- [2] MANGERIG I. Transrapid Shanghai temperaturunterschiede des hybrid-Einfeldtragers [R]. München: Universität der Bundeswehr München, 2001.
- [3] 王俊. 混凝土结构日照温度场和温度效应研究[D]. 上海: 同济大学, 2004.
- [4] KEHLBECK F. Einfluss der sonnenstrahlung bei brückenbauwerken [M]. Dusseldorf: Werner-Verlag, Technische Universität Hannover, 1975.
- [5] 康为江. 钢筋混凝土箱梁日照温度效应研究[D]. 长

沙:湖南大学, 2000.

- [6] 李国强,王琛奥,叶丰,等. 磁浮轨道钢箱梁日照温度场及变形研究[J]. 土木工程学报, 2019, 52(11): 45-55.
LI Guoqiang, WANG Chen'ao, YE Feng, et al. Research on temperature field and thermal deformation of steel box maglev guideway caused by solar radiation[J]. China Civil Engineering Journal, 2019, 52(11): 45-55. (in Chinese)
- [7] 梁鑫,马卫华. 2种磁轨关系的磁浮车桥相互作用比较分析[J]. 铁道科学与工程学报, 2017, 14(4): 845-851.
LIANG Xin, MA Weihua. Comparative analysis of two kinds of magnet-track relationship of maglev vehicle and guideway interaction [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2017, 14(4): 845-851. (in Chinese)
- [8] 张智升. 大跨度空间结构温度效应研究[D]. 天津: 天津大学, 2015
- [9] 葛耀君,翟东,张国泉. 混凝土斜拉桥温度场的试验研究[J]. 中国公路学报, 1996, 9(2): 76-83.
GE Yaojun, ZHAI Dong, ZHANG Guoquan. Temperature gradient test and research of RC cable-stayed bridges [J]. China Journal of Highway and Transport, 1996, 9(2): 76-83. (in Chinese)
- [10] 孙奇. 温度效应对高速铁路简支梁走行安全性研究影响[D]. 北京: 北京交通大学, 2013.
- [11] SHI J, FANG W S, WANG Y J, et al. Measurements and analysis of track irregularities on high speed maglev lines [J]. Journal of Zhejiang University-Science A (Applied Physics & Engineering), 2014, 15(6): 385-394.
- [12] Wang Z L, Xu Y L, Li G Q, et al. Modeling and validation of coupled high-speed maglev train-and-viaduct systems considering support flexibility [J]. Vehicle System Dynamics, 2019, 57(2): 161-191.
- [13] 中华人民共和国铁道部. GB 5599—1985 铁道车辆动力学性能评定和试验鉴定规范 [S]. 北京: 国家标准局, 1985.



第一作者简介: 李国强, 男, 1963年2月生, 博士、教授。主要研究方向为钢结构抗震、钢结构抗火。曾发表《磁浮轨道钢箱梁日照温度场及变形研究》(《土木工程学报》2019年第52卷第11期)等论文。
E-mail: gqli@tongji.edu.cn