

# 城市轨道交通浮置板轨道纵向联板的动力效应分析

杨新文<sup>1,2</sup>, 孙志昂<sup>1,2</sup>, 张 昭<sup>1,2</sup>, 张英杰<sup>1,2</sup>

(1. 同济大学轨道交通结构耐久与系统安全上海市重点实验室, 上海 201804;

2. 同济大学道路与交通工程教育部重点实验室, 上海 201804)

**摘要:**城市轨道交通浮置板轨道纵向联结处存在薄弱环节,轨道设计时对板与板纵向联结的动态效应考虑不足。通过引入等效密度及等效地基系数的方法对钢弹簧浮置板轨道系统板下基础进行合理的模型简化,建立了预制式和现浇式浮置板系统振动特性三维有限元分析模型,充分考虑了钢轨、剪力铰和板下基础对浮置板结构振动特性的影响,研究了浮置板轨道系统模态与谐响应特性,分析了浮置板纵向联结处的动力效应特性。结果表明:浮置板轨道在 1~200 Hz 低频段的模态振型变化主要表现为四种运动方式:刚体运动、弯曲、弯扭组合和扭转;对于预制板轨道系统,浮置板主导整个系统的振动特性表现的频段在系统模态分析和谐响应分析中表现出一致的规律;对于现浇板轨道系统,当频率为 32.6~57.8 Hz 时,浮置板对系统振动特性的主导作用弱化,表现为过渡频段;浮置板联板动力效应产生的低阶弯曲模态在预制板系统中表现为刚体运动模态;对于由  $N_s$  块板组成的浮置板系统,联板效应引起的单块板每阶弯曲模态频率附近的附加模态数为  $N_s/2-1$ 。

**关键词:** 浮置板轨道; 城市轨道交通; 模态分析; 有限元法; 联板效应

**中图分类号:** U231.2 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2024)05-0822-08

**DOI:** 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2024.05.010

## 引言

在分析浮置板轨道系统的振动特性时,主要关注系统本身的振动模态和在简谐荷载作用下的稳态响应。对于浮置板轨道由多层结构组成的系统而言,其振动模态不仅包括各组成结构的自由振动模态,还包括在系统中的约束振动模态。在实际工程中,受约束条件及各组成结构尺寸参数、材料参数等共同影响,约束振动模态对于浮置板轨道系统振动特性的表征及动力学模型计算结果的验证具有重要意义。因此,合理分析浮置板轨道系统的振动特性可以为轨道减振降噪设计提供基础理论支撑。

目前,国内外学者对浮置板轨道的动力特性和减振性能做了大量研究,对于浮置板轨道纵向联板效应大多采用剪力铰装置加以约束。吴磊<sup>[1]</sup>建立了车辆-浮置板轨道耦合动力学模型,研究分析了普通地铁车辆在钢弹簧浮置板轨道上运行时浮置板间的错动对轮轨力和扣件力的影响规律。马龙祥等<sup>[2]</sup>根据预制短型与现浇长型浮置板的结构特点,建立相关动应力计算模型,比较分析了两种浮置板在不同

频段的响应幅值。黄强等<sup>[3]</sup>根据浮置板的长度,将浮置板分别视为质量块、Euler 梁和短梁,利用振型叠加法得到了三种离散支承浮置板轨道模型的振动方程,并采用 Runger-Kutta 法求解其响应结果。但文献[2-3]均未考虑浮置板剪力铰的作用。高亮等<sup>[4]</sup>通过建立有限元模型,采用绑定相邻板-板端节点的垂向自由度的方法模拟剪力铰作用,采用谐响应法分析了谐振荷载作用下轨道系统在频域内的结构响应,定量分析了弯曲振动模态下浮置式轨道的振动放大效应。Hussein 等<sup>[5]</sup>采用 Euler-Bernoulli 梁来模拟浮置板,采用竖向剪切弹簧来模拟剪力铰,分析了移动简谐荷载作用下剪力铰竖向刚度变化对浮置板动力响应的影响。杨建近等<sup>[6]</sup>基于车辆-轨道耦合动力学理论,建立了考虑浮置板剪力铰连接作用下的列车-钢弹簧浮置板轨道空间耦合动力学模型。将浮置板视为弹性薄板,同时考虑剪力铰对浮置板的横向与垂向约束作用,分析了直线和曲线线路条件下剪力铰对列车-轨道耦合系统动力学行为的影响。但未考虑剪力铰抗弯作用对浮置板在接缝处弯曲变形的影响。蒋吉清等<sup>[7-8]</sup>和 Wei 等<sup>[9]</sup>考虑了剪力铰对相邻板端竖向位移及转角的约束作用,采

用抗弯与抗剪弹簧阻尼单元建立剪力铰模型,分析了抗弯与抗剪单元降低浮置板动力响应的具体形式,以及剪力铰不同参数时车轨的动力响应,但未进一步针对预制短板进行分析。朱志辉等<sup>[10]</sup>考虑了剪力铰在联板中的抗弯和抗剪作用,采用抗弯和抗剪弹簧元件模拟剪力铰,采用刚体动力学和有限元直接刚度法建立了车辆-轨道垂向耦合动力学模型,计算分析了剪力铰刚度、预制轨道板长度和钢弹簧刚度对车辆-浮置板轨道耦合系统动力响应的影响规律。李奇等<sup>[11]</sup>综合考虑现浇长板和预制短板两种浮置板轨道的优点,提出了一种采用高性能混凝土湿接缝将预制短板连接成长板的浮置板设计方案。陆晨旭等<sup>[12]</sup>研究发现,剪力铰受力状态在车辆移动加载过程不断发生变化,板端失效更易导致剪力铰发生疲劳破坏;在相同失效数量下,单侧失效比双侧失效对轨道动力性能更为不利。

虽然上述研究均表明通过剪力铰装置对浮置板轨道板端动力效应有一定的约束效果,但针对浮置板纵向联板的动力学作用机理还不清晰,相关工作还不完善。因此,本文针对城市轨道交通浮置板轨道的联板动力效应问题,建立了预制式与现浇式钢弹簧浮置板系统有限元模型,对系统进行约束振动模态分析与垂向简谐荷载作用下的浮置板轨道稳态响应分析,将1~200 Hz频段内的浮置板轨道振动模态与谐响应分析结果进行对比,研究分析浮置板轨道的联板动力效应特性,为地铁浮置板轨道的设计与铺设提供理论基础。

## 1 钢弹簧浮置板轨道系统

本文研究对象为城市轨道交通区间隧道内浮置板系统的振动特性,满足特殊减振线路条件,但不受环境因素的影响。区间隧道形式主要为单线盾构隧道,取直径为5.5 m的盾构隧道对应的内置式钢弹簧浮置板区段为研究主体,轨道高度取840 mm,对应的钢弹簧浮置板横断面如图1所示。除钢轨和扣件结构与其他轨道结构相同外,其特有结构部件包括浮置板道床、钢弹簧隔振器(如图2所示)、剪力铰

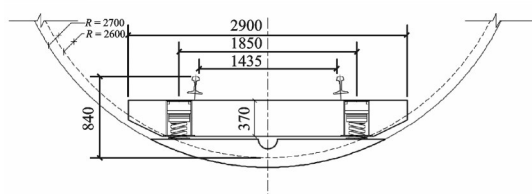


图1 钢弹簧浮置板横断面图(单位:mm)

Fig. 1 Cross-section profile of steel-spring floating slab(Unit: mm)

装置(如图3所示)。

### 1.1 浮置板结构

浮置板道床属于道床隔振装置,按照轨下弹性元件分为钢弹簧浮置板、橡胶减振垫浮置板和聚氨酯减振垫浮置板。上部通过扣件与钢轨连接,下部通过弹性元件与基底连接。根据施工方式不同,分为现场浇筑(简称现浇板)和工厂预制(简称预制板)两种,对于现浇板,其常见长度为25和12.5 m;对于预制板,其常见长度有3.6,4.8和6 m三种。

### 1.2 隔振器形式

图2所示为一款较为典型的钢弹簧隔振器,该隔振器主要由外部套筒、内部钢弹簧以及套筒内部分淹没钢弹簧的阻尼液等组成。该隔振器中的钢弹簧提供浮置板的刚度,阻尼液提供浮置板的阻尼。

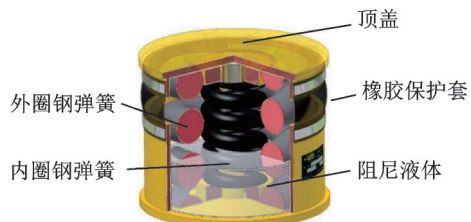


图2 某型钢弹簧隔振器内筒的典型结构<sup>[13]</sup>

Fig. 2 Typical structure of a steel spring vibration isolator inner cylinder<sup>[13]</sup>

### 1.3 剪力铰装置

浮置板轨道剪力铰是纵向联结装置,如图3所示,目的是为了消除两块浮置板在轮载作用下的垂向位移差。预制板和现浇板轨道结构的剪力铰略有差异,但原理与结构形式都是相近的。

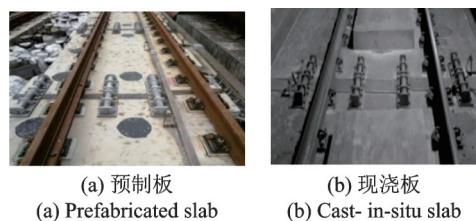


图3 浮置板轨道剪力铰结构

Fig. 3 The shear hinge of Floating Slab Track (FST)

## 2 浮置板轨道有限元模型

利用ANSYS有限元软件建立浮置板轨道振动特性分析模型,如图4所示。分析浮置板轨道低频振动特性时,根据对称性原理,可建立一半轨道模型以节省计算时间。模型中约束条件设置为:①钢轨:两端沿钢轨方向对称约束;②浮置板及仰拱:纵断面

设置对称约束;③等效地基弹簧:下部节点全约束;  
④剪力铰为上置式,预制板板缝设置为0.03 m,现浇板板缝设置为0.05 m,被视为无阻尼的弹簧单元。

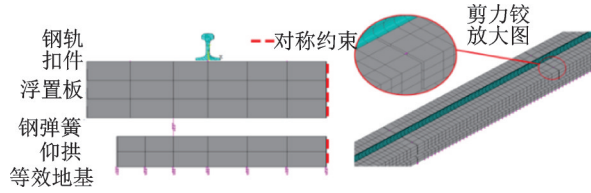


图4 浮置板轨道系统有限元模型

Fig. 4 The finite element model of FST system

## 2.1 钢轨及扣件参数

在城市轨道交通正线中,钢轨类型主要为CHN60型。扣件选取DT VI-2型,预制板扣件间距为0.6 m,现浇板为0.625 m,轨下弹性垫板采用氯丁橡胶,其对应的垂向静刚度范围为25~70 kN/mm,本文取40 kN/mm,其对应的阻尼损耗因子范围为0.15~0.3,本文取0.25。在有限元分析中,将扣件垫板简化为三个方向的一维弹簧阻尼器,本文主要分析频段为1~200 Hz,此频段内包含钢轨-扣件系统的一阶垂向刚体运动,如图5所示。

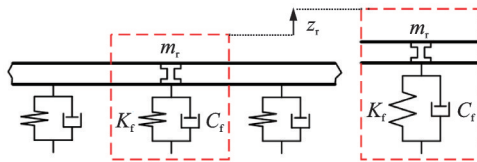


图5 钢轨系统简化模型

Fig. 5 The simplification model of rail system

由图5可知,钢轨-扣件系统可以简化为弹簧-振子系统,对于单自由度系统,扣件弹簧阻尼器的临界阻尼系数可表示为:

$$C_{f0} = 2\sqrt{K_f m_r} \quad (1)$$

式中  $K_f$  为扣件垂向静刚度;  $m_r$  为一个扣件间距内钢轨的质量。

材料阻尼损耗因子  $\xi$  和阻尼比  $\eta$  之间关系如下:

$$\xi_f = 2\eta_f = 2\frac{C_f}{C_{f0}} \quad (2)$$

对于预制板,扣件弹簧阻尼器的阻尼系数  $C_f$  为9525.8,由式(1)和(2)可求得。对于现浇板,扣件弹簧阻尼器的阻尼系数  $C_f$  为9746.7。由于本文主要关注浮置板系统垂向振动,因此扣件的横向及纵向刚度按照文献[14]取值,横向阻尼系数与纵向阻尼系数如表1所示。采用有限元法进行振动特性分析时,钢轨和扣件参数见表1。

表1 钢轨和扣件参数

Tab. 1 The parameters of rail and fastener

结构	单元类型	参数	取值	
			预制板	现浇板
CHN60	Solid45	弹性模量/Pa	2.059×10 <sup>11</sup>	
		泊松比	0.3	
		密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	7850	
		损耗因子	0.01	
DT VI-2 型扣件	Combin14	垂向刚度/(N·m <sup>-1</sup> )	4×10 <sup>7</sup>	
		垂向阻尼系数/(N·s·m <sup>-1</sup> )	9525.8	9746.7
		横向刚度/(N·m <sup>-1</sup> )	2×10 <sup>7</sup>	
		横向阻尼系数/(N·s·m <sup>-1</sup> )	9525.8	9746.7
		纵向刚度/(N·m <sup>-1</sup> )	2×10 <sup>7</sup>	
		纵向阻尼系数/(N·s·m <sup>-1</sup> )	9525.8	9746.7

## 2.2 浮置板和仰拱

为了简化模型,浮置板与仰拱横断面设置为矩形。对于内置式钢弹簧浮置板,由于钢弹簧隔振器外套筒占据一部分浮置板的体积,因此所建立的浮置板模型质量较实际浮置板更大。根据模态分析原理,浮置板质量对系统振动特性起主导作用,为探究上述质量差对于浮置板轨道系统振动特性的影响,需要先确定钢弹簧隔振器的平面布置方式。在不考虑研究对象位于普通整体道床与钢弹簧浮置板道床过渡区域的前提下,钢弹簧浮置板区段隔振器的布置以板端两组扣件中心为起点,以2倍扣件间距进行阵列布置。对于现浇板,1块板由40个隔振器支承;对于预制板,本文取长6 m的预制板为研究主体,则1块板由10个隔振器支承。按照图纸尺寸及模型尺寸对相应的浮置板质量进行计算,结果见表2。

表2 浮置板质量计算结果对比

Tab. 2 Comparison of floating slab mass calculation results

浮置板类型	模型质量/kg	实际质量/kg	偏差/%
预制板	16015	14635	9.42
现浇板	66928	61252	9.27

进行模态分析时,由于系统弹性参数可以准确获取,模态分析结果主要受质量参数影响。采用有限元法计算时,当单元划分得足够小,系统高阶模态可以看作单元刚体运动的组合,则每个单元的模态频率可按下式计算:

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_0}{m_0}} \quad (3)$$

式中  $K_0$  与材料弹性参数及弹簧刚度有关;  $m_0$  在单元足够小的前提下可以等效为材料密度。当理论模态频率在10~100 Hz范围内变化时,由于模型与实际工程的质量偏差所导致的模态频率误差如图6所

示。模态频率误差比为4.3%~4.4%,在工程设计可接受的范围内,由于主要研究浮置板轨道系统低频振动特性,当分析频率大于115 Hz时,计算频率误差达5 Hz以上,不利于目标减振频段的确定,因此需要对该部分质量差导致的模型与实际工程的误差进行等效化处理。

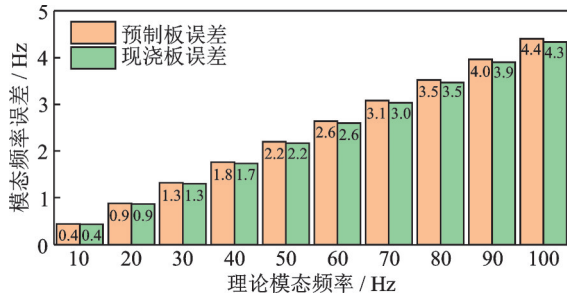


图6 质量偏差导致的模态频率误差

Fig. 6 Modal frequency error caused by mass deviation

采取密度等效的方式实现模型与实际工程的等效化处理,即考虑模型为均质材料,将实际工程与模型的质量比转化为密度比,并以获得的等效密度进行后续计算分析。针对浮置板轨道系统低频振动问题,采用上述方式可以有效解决质量差导致的计算频率误差过大问题,但由于模型与实际结构仍存在较大差异,无法准确反映系统的中高频振动特性。计算采用的浮置板等效密度如表3所示。

对于仰拱-隧道基础,仰拱横截面按照矩形设置,宽度取值和图1中仰拱底边弧长一致,取

表3 浮置板等效密度  
Tab. 3 Floating slab equivalent density

	密度/(kg·m <sup>-3</sup> )
钢筋混凝土	2500
预制板	2284.7
现浇板	2287.9

2.535 m,厚度取0.2 m,按照上述方法进行质量等效后,等效密度为2293.7,有限元网格划分时,单元长度取为0.2 m,根据浮置板长度确定仰拱-隧道基础的有限元模型长度。本文按照文献[15]将其简化为弹性地基上的仰拱实体模型,隧道等效地基系数取1200 MPa/m,仰拱下等效弹簧刚度为:

$$K_t = \frac{K_{30} L W_{iv}}{N_{ts}} \quad (4)$$

式中  $L$ 为模型沿钢轨方向的计算长度; $W_{iv}$ 为仰拱宽度; $N_{ts}$ 为隧道等效地基弹簧的数量; $K_{30}$ 为隧道等效地基系数。

钢弹簧隔振器的垂向刚度取6 kN/mm,阻尼比取0.1<sup>[13]</sup>,按照式(1)和(2)计算得预制板和现浇板下钢弹簧隔振器对应的阻尼系数分别为19200.8和19218.2。隔振器的横向及纵向刚度按照文献[14]取值。相邻浮置板间采用4个剪力铰相连,总抗剪刚度取1159 kN/mm<sup>[6]</sup>。

采用有限元法进行振动特性分析时,浮置板系统和隧道基础的模型参数如表4所示。

表4 浮置板系统及隧道基础的模型参数

Tab. 4 The model parameters of floating slab system and tunnels

结构	单元类型	参数	取值	
			预制板	现浇板
浮置板	Solid45	尺寸(宽×厚)/(m·m)	2.9×0.37	
		弹性模量/Pa	3.45×10 <sup>10</sup>	3.25×10 <sup>10</sup>
		泊松比	0.2	
		密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	2284.7	2287.9
		损耗因子	0.05	
钢弹簧隔振器	Combin14	垂向刚度/(kN·mm <sup>-1</sup> )	6	
		垂向阻尼系数/(N·s·m <sup>-1</sup> )	19200.8	19218.2
		横向刚度/(kN·mm <sup>-1</sup> )	10	
		横向阻尼系数/(N·s·m <sup>-1</sup> )	19200.8	19218.2
		纵向刚度/(kN·mm <sup>-1</sup> )	10	
纵向阻尼系数/(N·s·m <sup>-1</sup> )	19200.8	19218.2		
剪力铰	Combin14	剪切刚度/(kN·mm <sup>-1</sup> )	1159	
仰拱	Solid45	尺寸(宽×厚)/(m·m)	2.535×0.2	
		弹性模量/Pa	3.25×10 <sup>10</sup>	
		泊松比	0.2	
隧道等效地基弹簧	Combin14	等效地基系数/(MPa·m <sup>-1</sup> )	1200	

### 3 分析与讨论

#### 3.1 浮置板系统模态分析

为了消除边界效应的影响,建立了6联板预制

式浮置板系统振动特性分析模型和3联板现浇式浮置板系统振动特性分析模型。对建立的模型进行无外力作用下的系统模态分析,分析频率范围为1~200 Hz,提取其中与系统垂向振动相关的模态振型及模态频率,按照浮置板的模态振型进行分类,对系

统不同模态频率的主导结构进行汇总,得到预制式和现浇式浮置板系统模态振型频率分布如图7和8所示。浮置板轨道在低频段(1~200 Hz)的模态振型变化主要分为四个阶段:刚体运动、弯曲、弯扭组合和扭转。以模型中央模态振型为基准截面,当该截面模态振型对应的系统模态位移接近0时,假设该截面模态受系统各结构的影响相同;当该截面模态振型对应的系统模态位移非0时,按照系统模态频率和模态振型的显示结果来确定主导系统模态结果的主体结构。

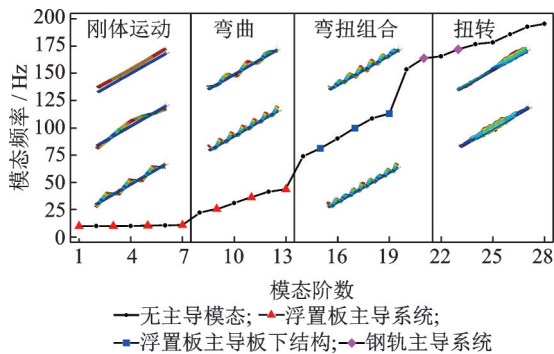


图7 预制式钢弹簧浮置板系统模态振型频率分布

Fig. 7 Mode shape frequency distribution of prefabricated steel spring floating slab system

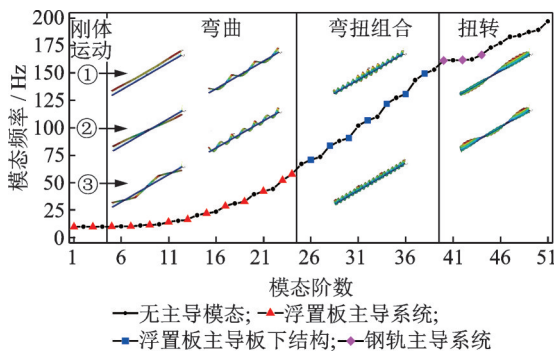


图8 现浇式钢弹簧浮置板系统模态振型频率分布

Fig. 8 Mode shape frequency distribution of cast-in-situ steel spring floating slab system

根据上述判定标准,由图7和8可知,当浮置板系统模态振型处于刚体运动和弯曲阶段,浮置板主导整个系统的模态特性,对于预制式浮置板系统,该现象发生在1~43.8 Hz频段,对于现浇式浮置板系统,该现象发生在1~57.8 Hz频段。当浮置板系统模态振型处于弯扭组合阶段,浮置板主导板下结构的模态特性,对钢轨影响较小,对于预制式浮置板系统,该现象发生在43.8~163.9 Hz频段,对于现浇式浮置板系统,该现象发生在57.8~161.4 Hz频段。当浮置板系统模态振型处于扭转阶段,钢轨主导整个系统的模态特性,此阶段内,浮置板系统仍存在自身的模态特性,但无法在系统中体现,对于预制式浮置板系统和现浇式浮置板系统,该现象分别发生在

163.9 Hz以上频段和161.4 Hz以上频段。

钢弹簧浮置板区段在实际线路运营中产生的车致振动问题主要位于100 Hz以下频段,因此后续分析中要重点关注浮置板主导的振动特性频段。

### 3.2 谐响应分析

在多联板浮置板轨道振动特性分析模型中央的钢轨轨顶中心施加垂直向下的单位力,对1~200 Hz的频段进行步长为0.1 Hz的谐响应分析,提取了荷载断面处钢轨、浮置板和仰拱相关3个部位的谐响应分析结果,并做平均处理,结果如图9和10。

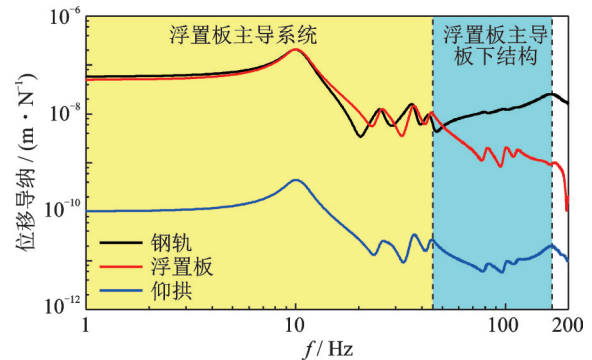


图9 预制式浮置板系统位移导纳

Fig. 9 Receptance of prefabricated floating slab system

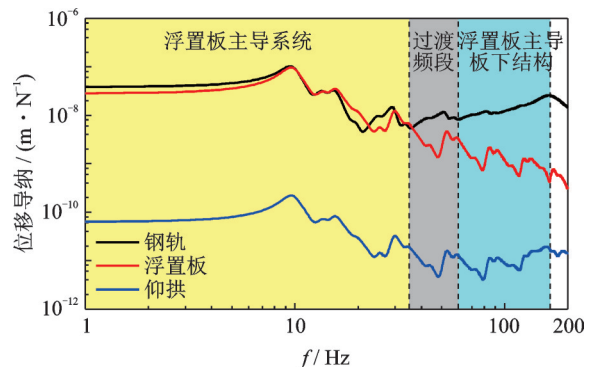


图10 现浇式浮置板系统位移导纳

Fig. 10 Receptance of cast-in-situ floating slab system

结合模态分析结果,由图9和10可知:(1)对于预制板系统,浮置板主导整个系统的振动特性及主导板下结构振动特性现象发生的频段在系统模态分析和谐响应分析中基本一致,即在1~43.8 Hz频段,浮置板主导整个系统的振动特性;在43.8~163.9 Hz频段,浮置板主导板下结构的振动特性。(2)对于现浇板系统,系统谐响应分析的结果与系统模态分析的结论产生一些偏差,由图10可知,当频率为32.6~57.8 Hz时,系统谐响应分析得出的结论为浮置板对钢轨振动特性的主导作用弱化,但仍有一定影响,其主要表现出对板下结构振动特性的主导作用,本文定义该频段为过渡频段,即浮置板在该频段内对系统振动特性的主导作用弱化,但仍不可忽视。

浮置板系统的位移导纳分布在多个频段存在多

峰值特性,例如预制式浮置板系统的22.2~43.8 Hz, 73.8~112.8 Hz频段,现浇式浮置板系统的10.9~14.2 Hz,20.2~28.6 Hz和44.2~57.8 Hz等频段。

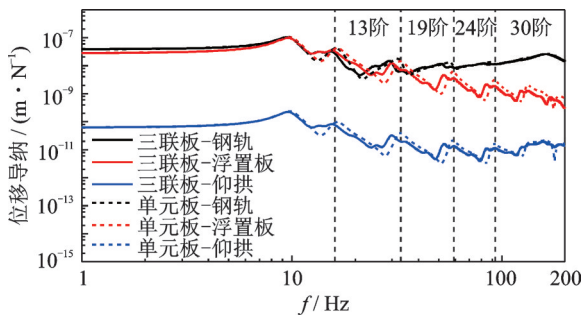


图11 现浇板单板与三联板系统位移导纳对比

Fig. 11 Comparison of receptance of cast-in-situ single slab and three-linked slab system

以现浇式浮置板系统为例,本文将单元板模型(不考虑剪力铰作用)与三联板模型的轨道结构位移导纳计算结果进行对比(如图11所示),可知在剪力铰作用下,由于多联板系统既能体现单元板本身的振动特性,又能体现联板系统特有的振动特性,所以出现同频段多峰值的现象,本文将这一特性定义为浮置板系统的联板效应。通过对比图11所示两种模型的位移导纳结果,可以发现其位移导纳峰值频率在多频段有重合,提取前4组重合峰值频率对应的系统模态结果,分别对应第13阶、19阶、24阶和30阶模态,相应的模态振型如图12所示。

由图12可知,对于现浇式浮置板系统,单元板模型和三联板模型对应的位移导纳重合峰值频率相应的模态振型均对应单块板的弯曲模态或弯扭组合模态,由此可以得出结论:①浮置板系统的联板效应会使得系统在低于单块板高阶弯曲模态频率的临近频段内产生多个联板模态,具体表现为系统位移导纳峰值频率的增多;②对于预制板系统,单块板1阶弯曲模态频率为浮置板主导系统振动特性与浮置板主导板下结构振动特性现象相应2个频段的边界频率;③对于现浇板系统,单块板3阶弯曲模态频率为过渡频段的频率下限,单块板4阶弯曲模态频率为过渡频段的频率上限。

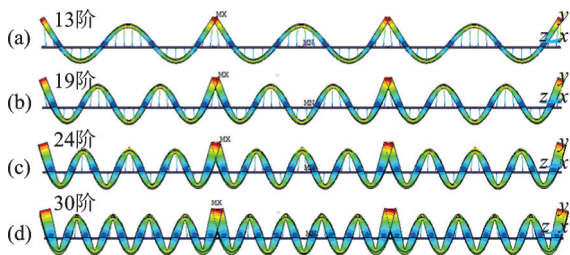


图12 系统位移导纳峰值频率对应模态振型(以现浇式浮置板系统为例)

Fig. 12 Mode shape corresponding to peak frequency of system receptance (cast-in-situ floating slab system)

由于预制板长度较现浇板短,在同样长度的钢弹簧浮置板设计区段内,需要布置的预制板数量远大于现浇板,因此预制板联板效应对浮置板系统振动特性的影响较现浇板更大,需进一步探究预制板系统联板效应的特性。

对预制式浮置板系统振动特性分析模型的联板效应首个作用区(单块板1阶弯曲模态频率附近,对于预制板为22.2~43.8 Hz频段)的振动特性进行模态提取及系统位移导纳的计算,结果如图13所示。

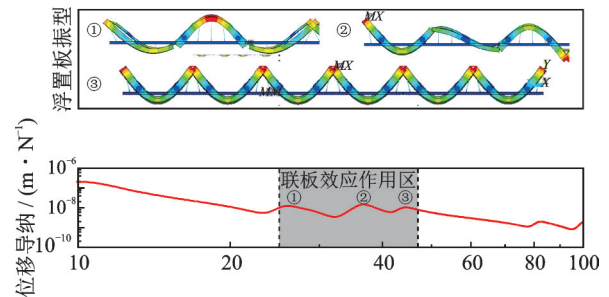


图13 预制式浮置板的联板效应

Fig. 13 Effect of connecting slab of prefabricated floating slab track

由图13可知,联板效应作用下的系统位移导纳峰值频率对应的系统模态振型关于模型中央横截面对称,且具有周期性。由于剪力铰对板间垂向及横向错动位移的限制有限,因此联板效应体现出的系统模态振型连续性较差。为了进一步探究预制板系统联板效应特性,本文对其对应的模态振型进行理想化假设:①模态位移归一化处理;②考虑联板为连续体;③模态振型等效为余弦函数。由此可得考虑联板效应的预制板系统理想模态振型表达式为:

$$Z(x) = \cos(\omega x),$$

$$\omega = \frac{2\pi}{L} (N_s - n) \quad (5)$$

式中  $L$  为振动特性分析模型长度;  $N_s$  为模型中预制板的数量;  $n$  为联板效应产生的位移导纳峰值序号,序号随频率减小而增大,取整数,  $n=0$  表示单块板弯曲模态。当  $n=N_s/2$  时,考虑联板效应的预制板系统理想模态振型如图14所示。将图14与13对比,可知考虑联板效应的预制板系统理想模态振型能有效地反映浮置板系统的振动特性。

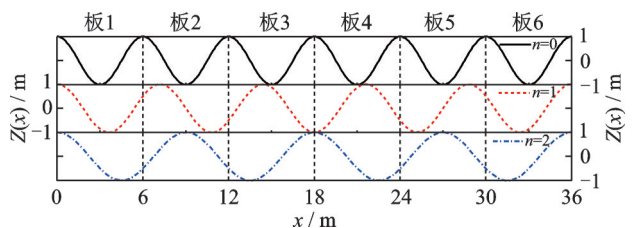


图14 考虑联板效应的预制板系统理想模态振型

Fig. 14 Ideal mode shape of prefabricated slab system considering the connecting slab effect

当  $N_s/2 \leq n < N_s$  时,考虑联板效应的预制板系统模态振型对应系统刚体运动,此时联板效应对系统振动特性无显著影响。综上,可以得出结论:①联板效应产生的低阶弯曲模态在预制板系统中以刚体运动模式的形式表现;②对于由  $N_s$  块板组成的浮置板系统,联板效应引起的单块板每阶弯曲模态频率附近的附加模态数为  $N_s/2 - 1$ 。

实际工程设计与环境影响评价主要关注钢弹簧浮置板系统的  $1/3$  倍频程分频振级和  $Z$  振级的幅值,现场测试主要以分析车致轨道结构振动加速度和环境振动加速度的  $1/3$  倍频程分频振级为基础来获取浮置板系统的振动特性及减振特性。在考虑实际工程设计的前提下进行浮置板系统振动特性理论分析,将全频段的轨道结构位移导纳分析结果与本文关注的  $40 \sim 100$  Hz 内的  $1/3$  倍频程对应的频段相结合,得到如图 15 所示结果。

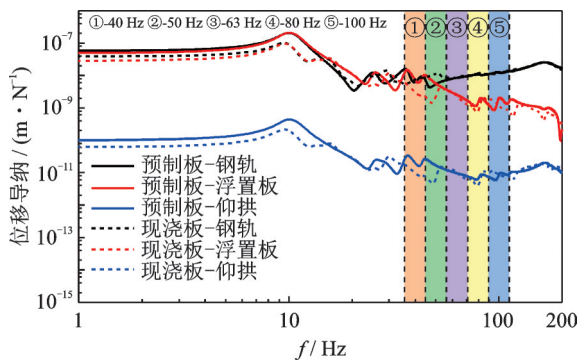


图 15 预制板与现浇板系统位移导纳(考虑  $1/3$  倍频程)

Fig. 15 The receptance of prefabricated and cast-in-situ floating slab system (considering  $1/3$  octave)

由图 15 可知,对于预制板系统,考虑联板效应的预制板 1 阶弯曲模态 ( $36.4 \sim 43.8$  Hz) 主要影响  $1/3$  倍频程分析中 40 和 50 Hz 的振动响应结果,其 2 阶弯曲模态 ( $81 \sim 112.8$  Hz) 主要影响  $1/3$  倍频程分析中 80 和 100 Hz 的振动响应结果;对于现浇板系统,考虑联板效应的现浇板 4 阶弯曲模态 ( $52.2 \sim 57.8$  Hz) 主要影响  $1/3$  倍频程分析中 50 和 63 Hz 的振动响应结果,其 5 阶弯曲模态 ( $83.5 \sim 90.7$  Hz) 主要影响  $1/3$  倍频程分析中 80 和 100 Hz 的振动响应结果。因此,浮置板系统在 50 Hz 附近的车致环境振动峰值产生的主要原因是预制板 1 阶弯曲模态或现浇板 4 阶弯曲模态被激发。

## 4 结 论

(1) 浮置板低频段 ( $1 \sim 200$  Hz) 模态振型变化主要分为四个阶段:刚体运动、弯曲、弯扭组合和扭转。预制式和现浇式浮置板主导整个系统的模态特性的现象分别发生在  $1 \sim 43.8$  Hz 和  $1 \sim 57.8$  Hz 频段;浮

置板主导板下结构的模态特性的现象分别发生在  $43.8 \sim 163.9$  Hz 和  $57.8 \sim 161.4$  Hz 频段;钢轨主导整个系统的模态特性的现象分别发生在  $163.9$  Hz 以上和  $161.4$  Hz 以上频段。

(2) 对于预制板轨道系统,谐响应分析和模态分析结论基本一致,浮置板主导整个系统的振动特性的现象发生在  $1 \sim 13.8$  Hz,浮置板主导板下结构振动特性的现象发生在  $43.8 \sim 163.9$  Hz;对于现浇板轨道系统,当频率为  $32.6 \sim 57.8$  Hz 时,浮置板对系统振动特性的主导作用弱化,表现为过渡频段。

(3) 联板效应产生的低阶弯曲模态在预制板系统中以刚体运动模式的形式表现;对于由  $N_s$  块板组成的浮置板系统,联板效应引起的单块板每阶弯曲模态频率附近的附加模态数为  $N_s - 1$ 。

(4) 浮置板系统在 50 Hz 附近的车致环境振动峰值产生的主要原因是预制板 1 阶弯曲模态 ( $36.4 \sim 43.8$  Hz) 或现浇板 4 阶弯曲模态 ( $52.2 \sim 57.8$  Hz) 被激发。

## 参考文献:

- [1] 吴磊. 地铁车辆-钢弹簧浮置板轨道耦合动态行为的研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2012.  
Wu Lei. Study on the coupling dynamic behavior of metro vehicles and track of steel spring floating slab [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2012.
- [2] 马龙祥, 刘维宁, 姜博龙. 预制短型与现浇长型浮置板轨道动力特性及服役性能比较研究[J]. 土木工程学报, 2016, 49(9): 117-122.  
Ma Longxiang, Liu Weining, Jiang Bolong. Comparative study on dynamic characteristics and service performances of prefabricated short and cast-in-place long floating slab tracks[J]. China Civil Engineering Journal, 2016, 49(9): 117-122.
- [3] 黄强, 黄宏伟, 张冬梅. 移动荷载作用下离散支承浮置板轨道振动响应研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(19): 190-197.  
Huang Qiang, Huang Hongwei, Zhang Dongmei. Vibration response of discretely supported floating slab track under a moving load[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(19): 190-197.
- [4] 高亮, 钟阳龙, 梁淑娟, 等. 浮置式轨道在垂向弯曲振动模态下的振动放大效应研究[J]. 铁道学报, 2017, 39(8): 114-121.  
Gao Liang, Zhong Yanglong, Liang Shujuan, et al. Analysis of vibration magnification effect of floating slab track under vertical bending vibration mode[J]. Journal of the China Railway Society, 2017, 39(8): 114-121.
- [5] Hussein M F M, Costa P A. The effect of end bearings on the dynamic behaviour of floating-slab tracks with discrete slab units [J]. International Journal of Rail

- Transportation, 2017, 5(1): 38-46.
- [6] 杨建近, 朱胜阳, 翟婉明. 浮置板剪力铰对列车-轨道耦合系统动力学行为的影响[J]. 振动与冲击, 2019, 38(11): 1-8.  
Yang Jianjin, Zhu Shengyang, Zhai Wanming. Effects of shear hinges of floating slab on dynamic behavior of a train-track coupled system[J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(11): 1-8.
- [7] 蒋吉清, 王永安, 魏纲, 等. 基于剪力铰的浮置板轨道减振性能优化分析[J]. 中国铁道科学, 2017, 38(4): 15-23.  
Jiang Jiqing, Wang Yong'an, Wei Gang, et al. Optimum analysis of vibration reduction performance for floating slab track based on shear hinge[J]. China Railway Science, 2017, 38(4): 15-23.
- [8] 蒋吉清, 张佳斌, 董北北, 等. 剪力铰对地铁列车劣化浮置板轨道振动的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(10): 2978-2987.  
Jiang Jiqing, Zhang Jiabin, Dong Beibei, et al. Effects of dowel joints on vibrations of metro train-deteriorated floating slab track system[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2020, 51(10): 2978-2987.
- [9] Wei Gang, Wang Yong'an, Jiang Jiqing, et al. Effect of dowel joints on dynamic behavior of train-discrete floating slab track system[J]. Advances in Mechanical Engineering, 2018, 10(3): 1-12.
- [10] 朱志辉, 黄宇佳, 黄承志, 等. 考虑剪力铰作用的预制短型钢弹簧浮置板轨道动力响应研究[J]. 振动工程学报, 2021, 34(4): 799-808.  
Zhu Zhihui, Huang Yujia, Huang Chengzhi, et al. Dynamic response of prefabricated short steel spring floating slab tracks considering shearing hinge[J]. Journal of Vibration Engineering, 2021, 34(4): 799-808.
- [11] 李奇, 李兴, 吴迪, 等. 高性能湿接装配式长型浮置板静动力性能研究[J]. 铁道工程学报, 2021, 38(1): 32-36.  
Li Qi, Li Xing, Wu Di, et al. Static and dynamic characteristic of assembled long floating slab with high performance concrete wet joint[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2021, 38(1): 32-36.
- [12] 陆晨旭, 时瑾, 郭中光. 钢弹簧失效组合对浮置板轨道动力性能的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2021, 52(12): 4503-4513.  
Lu Chenxu, Shi Jin, Guo Zhongguang. Influence of steel spring failure combination on dynamic performance of floating slab track[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2021, 52(12): 4503-4513.
- [13] 练松良, 尹学军. 浮置板轨道理论与实践[M]. 北京: 中国铁道出版社, 2021.
- [14] 盛曦. 轨道结构振动传递特性及控制措施研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2019.  
Sheng Xi. Study on transmission characteristics and control measure of railway track vibration[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2019.
- [15] 刘学毅, 赵坪锐, 杨荣山, 等. 客运专线无砟轨道设计理论与方法[M]. 成都: 西南交通大学出版社, 2010.

## Dynamic effect analysis of longitudinal connecting slab of floating slab track in urban rail transit

YANG Xin-wen<sup>1,2</sup>, SUN Zhi-ang<sup>1,2</sup>, ZHANG Zhao<sup>1,2</sup>, ZHANG Ying-jie<sup>1,2</sup>

(1.Shanghai Key Laboratory of Rail Infrastructure Durability and System Safety, Tongji University, Shanghai 201804, China;

2.Key Laboratory of Road and Traffic Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 201804, China)

**Abstract:** The longitudinal linkage of the floating slab track (FST) has weakness due to the dynamic effects of FST longitudinal linkage, which are not adequately considered in the track design. By introducing the method of equivalent density and equivalent foundation coefficient to simplify the model of the base of a steel-spring-FST system, a three-dimensional finite element model of vibration characteristics analysis of prefabricated short and cast-in-situ FST system is established. In the proposed model, the influence of the rail, shear hinge, and foundation under the slab on the vibration characteristics of the floating slab structure is fully considered. The modal analysis and harmonic response analysis are analyzed with a focus on the dynamic effect characteristics of the longitudinal connecting slab of the FST system. The results show that: The modal shape of the FST in the low frequency band of 1~200 Hz mainly shows four types of motion: rigid body motion, bending, bending-torsion combination and torsion; For the prefabricated slab track system, the frequency band in which the floating slab dominates the vibration characteristics of the system conforms the system modal analysis and harmonious response analysis; For the cast-in-situ slab track system, when the frequency is within 32.6~57.8 Hz, the frequency band is the transition band, where the dominant role of the FST in the vibration characteristics of the system is weakened; The lower-order bending modes generated by the coupled slab dynamic effect are expressed as rigid body motion modes in the prefabricated slab system; for the FST composed of  $N_s$  slabs, the number of additional modes around each order of bending mode frequency of a single slab caused by the coupled slab effect is  $N_s/2-1$ .

**Key words:** floating slab track; urban rail transit; modal analysis; finite element method; connecting slab effect

**作者简介:** 杨新文(1973—),男,博士,教授。电话:(021)69589880; E-mail: yangxinwen0603@163.com。