

文章编号: 10014632 (2023) 06-0067-13

引用格式: 牛留斌, 杨静静, 刘丙强, 等. 非对称轨枕空吊对钢轨力学行为影响规律研究 [J]. 中国铁道科学, 2023, 44 (6): 67-79.

Citation: NIU Liubin, YANG Jingjing, LIU Bingqiang, et al. Study on the Influence Law of Asymmetrically Unsupported Sleeper Rail Mechanical Behavior [J]. China Railway Science, 2023, 44 (6): 67-79.

非对称轨枕空吊对钢轨力学行为影响规律研究

牛留斌¹, 杨静静¹, 刘丙强², 杨飞¹, 张志川¹, 王琰¹

(1. 中国铁道科学研究院集团有限公司 基础设施检测研究所, 北京 100081;

2. 中国国家铁路集团有限公司 工电部, 北京 100084)

摘要: 为研究非对称轨枕空吊激励下的轮轨力学行为, 以我国典型有砟线路和服役车辆为参数建立轮轨动力学模型, 采用基于 Winker 弹性地基假设的钢轨挠曲位移解析解验证模型输出的可靠性, 并模拟分析车辆以运行速度 $200\text{ km}\cdot\text{h}^{-1}$ 通过 1~3 根非对称空吊的轨枕时轮轨垂向力及钢轨最大挠曲位移与空吊量之间的映射关系。结果表明: 各计算工况中均存在临界空吊量, 空吊量小于临界空吊量时钢轨最大挠曲位移随着空吊量的增大而增加, 增加的幅度与空吊轨枕的个数相关, 而大于临界空吊量时钢轨最大挠曲位移和轮轨垂向力趋于稳定; 非对称空吊因左右股轨下基础等效支承刚度差异而造成轮对增载或减载现象, 1~3 根单侧空吊时最大轮重减载率分别约为 9.54%, 20.3% 和 28.2%, 双侧空吊时轮重减载量减小, 但钢轨最大挠曲位移增大。研究结果可为轨枕空吊区轮轨力学行为及轨道不平顺动态差异分析和病害检测提供参考依据。

关键词: 轨枕空吊; 轮轨动力学; 钢轨挠曲位移; 轮轨垂向力; 轨道不平顺

中图分类号: U213.4 文献标识码: A

doi: 10.3969/j.issn.10014632.2023.06.07

轨枕和道砟是有砟线路重要组成部分, 轨枕通过道砟将列车动载荷依次传递给道床、路基, 道床吸收轮轨冲击能量起到缓冲作用, 有效保持轨道空间几何形位。但线路运营期间道砟捣固不密实、路基不均匀沉降、道砟粉化和雨水冲刷等情况, 道床在列车动载荷耦合作用下产生累积残余变形, 导致轨枕与道砟之间产生空隙, 即轨枕空吊。轨枕空吊改变轨下基础局部刚度, 加剧道砟物理性能劣化, 加速轨道状态恶化。空吊病害一直是工务养护维修领域的重点, Augustin 等^[1] 研究表明有砟线路上超过 50% 的轨枕处于部分支承甚至完全脱空状态, 其维修费用约占工务投入费用的 30%^[2]。

国内外学者采用现场实测、数值模拟、室内试验等方法对轨枕空吊发展机理、影响因素和演变规律展开了广泛研究。Hamarat 等^[3] 采用轮轨耦合动

力学模型分析不同车速条件下道岔区段在 1—3 根轨枕空吊时的受力特征, 指出了轨枕疲劳破坏可能发生位置, 为道床养护提供参考。Lundqvist 等^[4] 建立刚柔耦合动力学模型, 其中空吊区内 3 根轨枕采用柔性体模拟, 其余轨枕设置成刚性体单元, 研究不同车速通过空吊量 0.5 和 1 mm 的轨枕时轮轨接触力和轨底应力差异。Sadeghi 等^[5] 考虑轨枕预应力的影响, 定义线性罚函数模拟道砟与轨枕之间相互作用, 在实测验证基础上研究了多组速度和空吊量工况下轨枕道砟作用力、轨底应力和弯矩等分布特征, 分析了轨枕和钢轨伤损危险点分布规律。Zhu 等^[6] 建立轮轨耦合动力学模型研究了轨枕与道床由非接触到接触过程中的轮轨垂向冲击力及钢轨位移, 以及它们与车速、空吊轨枕数量、空吊量之间的映射关系。Zhu 等^[7] 采用缩尺模型试验验

基金项目：国家重点研发计划项目（2022YFB2602901）；中国国家铁路集团有限公司科技研究计划重大课题（P2021T013）；中国铁道科学研究院集团有限公司院基金课题（2021YJ014）

第一作者：牛留斌（1980—），男，河南鄢陵人，高级工程师。E-mail：nlb@rails.cn

通讯作者：杨 飞（1985—），男，山西太原人，副研究员。E-mail：13811807268@163.com

证轮轨动力学耦合模型准确性,研究轨枕加速度、位移等随车速及空吊轨枕数量的变化规律。

为充分发挥多刚体动力学和有限元方法联合分析优势,Bezin等^[8]建立刚柔耦合模型,采用铁木辛柯梁模拟轨道,非线性弹簧模拟轨枕空吊,研究了3种速度区间不同数量轨枕空吊引起的轮轨力响应,拟合了直线和曲线工况下车辆运行速度、钢轨支承刚度等与轮轨力、扣件力、轨枕弯矩之间的关系。Ishida等^[9]建立刚柔耦合动力学模型研究车速为20~130 km·h⁻¹时直线和曲线上1—3根轨枕对称空吊工况下的轮轨垂向力、钢轨位移等变化规律,结果表明空吊区钢轨应力增加,剩余寿命约减少至40%。为调查轨枕空吊与车辆运行品质之间的关系,Azizi等^[10-11]构建刚性车辆-柔性轨道模型研究1—5根轨枕连续空吊时轮轨力、车体加速度、轮重减载率等变化规律,结果表明车辆以110 km·h⁻¹通过4根及以上空吊时轮重减载率将会超过限值;Esmaeili等^[12-13]建立10自由度车辆刚柔模型,研究空吊量1.5 mm工况下车辆以100,150和200 km·h⁻¹速度通过时钢轨挠曲位移、最大弯矩等与道砟支承刚度、轴重之间关联特性,指出道砟支承刚度由50 MN·m⁻¹增加至200 MN·m⁻¹时钢轨挠曲位移减少43.3%,轴重由0.8 t增加至1.6 t时1根轨枕空吊的钢轨最大弯矩增加75%,2根轨枕空吊的钢轨最大弯矩增加100%。

除上述数值仿真研究外,Zakeri等^[14-15]建立动力学微分方程研究在1—9根轨枕空吊量0.8 mm时,空吊区轨枕跨距由500 cm增加到750 cm后钢轨挠曲位移变化规律,指出连续5根轨枕空吊时钢轨挠曲位移发生较大突变,邻近3根轨枕范围内钢轨均受影响;与正常状态对比,完全空吊与部分空吊时钢轨最大挠曲位移增幅分别约13%和5%~10%。Dai等^[16]采用移动单元法构建车辆-轨道-轨枕-道砟模型,推导车速200 km·h⁻¹时空吊轨枕的数量与轮轨动力学响应放大系数之间关联特性,并指出轮轨力峰值出现空吊轨枕与正常轨枕之间,略微靠近正常轨枕位置且受车辆运行速度的影响。Sysyn等^[17-18]基于文克尔弹性地基理论构建欧拉-伯努利梁模拟轨道、扣件和轨枕,不考虑道床、道砟等结构惯性特性,仿真计算车辆以100 km·h⁻¹速度通过3根轨枕的空吊量为3 mm时钢轨挠曲位移及振动加速度分布规律,讨论了轨下基础支承刚度对结果的影响。

综上所述,既有文献考虑了对称空吊对车辆或

轨道动态性能的影响,而对因道床弹性不良或者沉降不均匀、施工差异等因素造成的非对称空吊研究较少,且轨枕与道砟接触行为分为全部脱空^[2-3,5,7]和部分脱空^[4,6,19],空吊量设置范围为0.8~7 mm^[8-9,20]。线路铺设时轨枕中部与道砟保持疏松状态端部保持密实,空吊形成过程中随着轨枕端部空吊量的增加,轨枕中部与道砟接触状态将发生变化,既有文献较少考虑空吊区轨枕中部与道砟的相互作用。基于此,本文以时速200 km有砟线路及CRH2型服役动车组拖车参数为基础建立轮轨动力学模型,研究1—3根轨枕发生对称和非对称空吊时轮轨垂向力及钢轨挠曲位移分布规律,并讨论了空吊区长度、深度等参数影响特性,以期有砟线路空吊区轮轨力学行为及轨道动静态不平顺差异、轨枕空吊病害检测及整治等提供科学支撑。

1 轮轨动力学有限元模型

用于轨枕空吊区轮轨力学行为研究的有限元模型如图1所示。轮对动力学模型由1个转向架、2条轮对、轨枕、扣件、钢轨和有砟道床构成,钢轨底部设置1:40轨底坡。模型针对有砟线路直线区段,前轮对起始位置设为坐标系原点 o , ox 轴为车辆运行方向, oy 轴为轨道横向, oz 轴为车辆沉浮运动方向。空吊设置在轨道总长度约2/3处,即28号—30号轨枕下方。

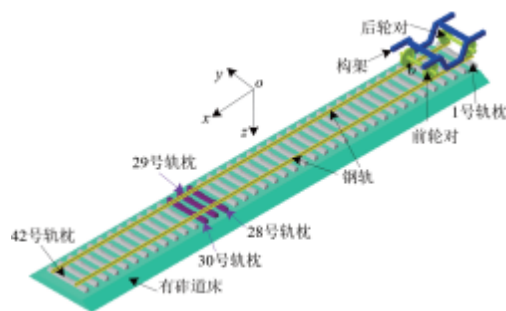


图1 轮轨动力学有限元模型

轮对、钢轨、轨枕和有砟道床按照实际尺寸建模。其中,车轮采用LM_A型踏面;钢轨采用CN60廓形,长度为27.3 m;轨枕采用Ⅲ型混凝土参数;模型中沿OX方向依次对42组轨枕进行编号。车体、构架、2系弹簧等以上部件简化为质量块 m_b 。车辆1系悬挂装置由刚度 k_1 、阻尼 c_1 的垂向、横向弹簧单元模拟,施加在轮对两侧端部。双线性强化模型模拟轮轨材料弹塑性本构方程。假定轮轨相互

作用面处于干燥条件下，接触面法线方向采用“面-面”硬接触算法计算轮轨法向接触力，接触面切线方向库伦摩擦系数设为 0.3^[21-22]。

空吊区设置在图 1 中紫色轨枕（28—30 号）底部，空吊区在 X 轴分布范围与轨枕底部等宽。既有文献中空吊区沿 Y 轴方向设置为矩形^[2-6, 18-20]，即整组轨枕在 Z 轴方向具有相同空吊量。图 1 轮轨动力学模型中假定空吊是由轨枕与道床长期相互作用引起的，在 Z 轴方向分布形状与轨枕挠曲变形一致。图 2 为轨枕空吊示意图， d_1 和 d_2 分别为左右股钢轨的下方的最大空吊量，其余位置的空吊量沿 Y 轴方向采用余弦函数模拟； L_{y1} 和 L_{y2} 分别为左、右侧空吊区沿 Y 轴分布的长度； L_c 为轨枕中部与道砟接触区段的长度。

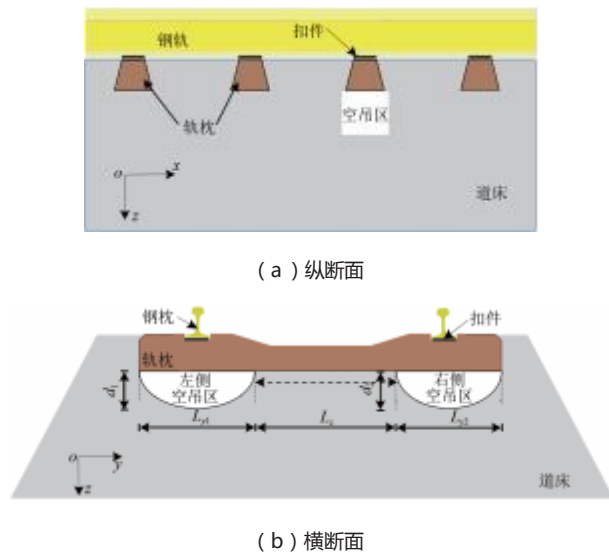


图2 轨枕空吊区示意图

为提高轮轨动力学模型计算效率，实体网格尺寸大小与其所在区域受关注程度有关：靠近轮轨接触区域的网格尺寸较小，最小单元为 2 mm 正六面体，道床、转向架、轮轴等远离轮轨接触区域部件的单元网格尺寸较大。

为了凸显空吊激励轮轨响应特征，不考虑初始轨道不平顺对仿真结果的影响。道床对轨枕、扣件对钢轨的支承作用分别由 55 根和 145 根弹簧-阻尼单元模拟，分别如图 3 所示。图 3 中， k_t 和 c_t 分别为扣件-钢轨弹簧阻尼单元总的刚度和阻尼， k_b 和 c_b 分别为道床-轨枕弹簧阻尼单元的总刚度和阻尼。扣件支承刚度与轨下垫板刚度、轮轨作用力大小及频率均有关^[23]，模型中扣件支承刚度取为轨下垫板静刚度的 1.5 倍^[24]。图 1 中第 23~31 组轨枕里程范围内钢轨顶部中心位置设立一系列监测点，用于

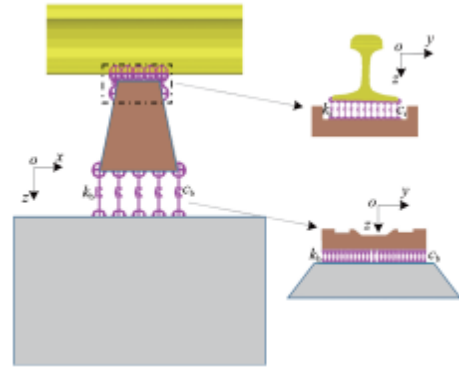


图3 轨枕及道床支承等效弹簧

监测轮轨垂向力及钢轨挠曲位移。

线路铺设时轨枕中部与道砟处于非接触或者疏松接触状态，但空吊区轨枕中部与道砟接触行为尚不清晰。图 1 模型中轨枕与道砟之间处于完全支承和部分支承状态^[25]，其接触行为分为以下 3 类，对应弹簧单元支承力-位移曲线如图 4 所示，图中位移以压缩为正。

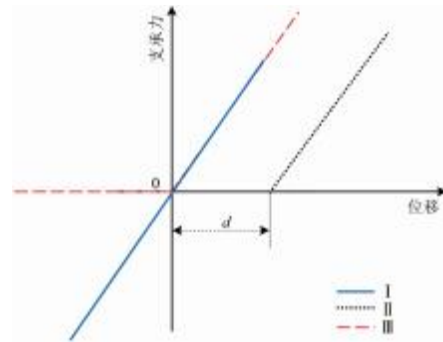


图4 道床-轨枕弹簧单元支承力-位移曲线

(1) 非空吊区轨枕端部 (L_{y1} 和 L_{y2} 对应区域)，道床对轨枕支承作用由斜率为 k_b 的线性弹簧模拟，支承特性如图 4 中曲线 I 所示。

(2) 空吊区轨枕端部 (L_{y1} 和 L_{y2} 对应区域)，道床对轨枕支承作用由斜率为 k_b 的非线性弹簧模拟，支承特性如图 4 中曲线 II 所示，该弹簧收缩量大于空吊量 d 时产生支承力。

(3) 所有轨枕中部 (L_c 对应区域)，道床对轨枕支承作用由斜率为 k_b 的非线性弹簧单元模拟，支承特性如图 4 中曲线 III 所示，该弹簧收缩时产生支承力，拉伸时支承力为 0。

为减少轮对行进中轮轨摩擦力对运行速度的影响，在前轮轮轴上施加牵引扭矩 M 以使轮对近似匀速运行在轨道上。牵引扭矩 M 取值由转动定理^[26]得到

$$M = F_x R + J \varepsilon \quad (1)$$

式中： F_x 为轮轨作用力 F 沿 x 方向上的分量，kN； R 为轮对滚动圆半径，取430 mm； J 为轮对转动惯量， $\text{kg} \cdot \text{m}^2$ ； ε 为轮对角加速度， s^{-2} ，轮对近似匀速行驶时 ε 近似为0。

直线工况下轮对横向运动较小， F_x 可由下式计算

$$F_x = F\mu \quad (2)$$

式中： μ 为牵引系数，取0.03^[27]。

ABAQUS 软件显式模块采用中心差分法^[28]显式求解轮轨实时运动状态和接触力，每个时间增量步结束时刻的状态完全由该增量步初始时刻位移、速度、加速度计算得到。最大积分时间步长

Δt 由限模型固有频率 $\omega_{\max}$ 决定，满足下式⁽³⁾

$$\Delta t \leq \frac{1}{\omega_{\max}} \left(\frac{1}{1 + \zeta^2} \right)^{\frac{1}{2}} = \min \left(\frac{L_e}{c_d} \right) \quad (3)$$

其中，

$$c_d = \frac{E}{\rho}$$

式中： ζ 为轮轨系统的临界阻尼比； L_e 为模型网格单元尺寸，mm； c_d 为与轮轨材料特性相关的波速， $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ； E 为轮轨材料弹性模量，GPa； ρ 为轮轨材料密度， $\text{mg} \cdot \text{mm}^{-3}$ 。

轮轨动力学模型中最小网格单元尺寸为2 mm，由式(4)可知模型最大积分时间步长 Δt 约为 10^{-7} s ，能够模拟空吊区轮轨力学行为。

2 模型参数及验证

2.1 模型参数

轮轨动力学模型参数来源于我国时速200 km有砟线路、CRH2型服役动车组。除了特别标出外，模型主要参数见表1。

2.2 模型验证

模型轮轨垂向力输出结果的验证部分参考文献[29]。钢轨挠曲位移输出结果可靠性沿着通过对比钢轨挠曲位移理论解进行。根据文克尔弹性地基理论^[30-31]，钢轨在单个轮轨垂向力 F 作用下挠曲位移 z_{x_0} 的解析式^[32]为

$$z_{x_0} = \frac{\beta F}{2k} e^{-\beta(x-x_0)} [\cos\beta(x-x_0) + \sin\beta(x-x_0)] \quad (4)$$

其中

$$\beta = 4 \sqrt{\frac{k}{4E_s J_s}}$$

表 1 轮轨动力学模型主要参数

参数		取值
轮轨	泊松比	0.3
	密度	$7.85\text{ mg}\cdot\text{mm}^{-3}$
	弹性模量	210.0 GPa
	切线模量	21.0 GPa
	屈服强度	562.0 MPa
混凝土轨枕	泊松比	0.22
	密度	$2.6\text{ mg}\cdot\text{mm}^{-3}$
	弹性模量	35.0 GPa
静轮重 P_0		70.3 kN
轮轨间摩擦系数		0.30
车轮滚动圆半径		430 mm
轨枕间距 L_r		650.0 mm
1 系悬挂弹簧 (垂向)	刚度	$1.03\text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$
	阻尼	$40.0\text{ N}\cdot\text{s}\cdot\text{mm}^{-1}$
1 系悬挂弹簧 (横向)	刚度	$0.4\text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$
	阻尼	$60.0\text{ N}\cdot\text{s}\cdot\text{mm}^{-1}$
扣件支承弹簧	刚度	$22.0\text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$
	阻尼	$80\text{ N}\cdot\text{s}\cdot\text{mm}^{-1}$
道砟等效弹簧	刚度	$75.0\text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$
	阻尼	$80\text{ N}\cdot\text{s}\cdot\text{mm}^{-1}$
每米钢轨质量 m_r		$60.43\text{ kg}\cdot\text{m}^{-1}$
质量块 m_0 (含车体+构架)		$23.2\times10^3\text{ kg}$
轮对轴距		2.5 m
轮对空心轴半径		30 mm

式中： x_0 为轮轨接触位置的坐标，mm； k 为轨下基础刚度， $\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$ ； β 为刚比系数； E_s 为钢轨材料弹性模量，GPa； J_s 为钢轨截面惯性矩， mm^4 。

多组轮对作用下钢轨挠曲位移 z_s 通过叠加式（4）单轮结果的方式得到，即

$$z_s = \frac{\beta}{2k} \left\{ \sum_{i=1}^n F_i e^{-\beta(x-x_i)} \left[\cos\beta(x-x_i) + \sin\beta(x-x_i) \right] \ddot{u}_y \right. \quad (5)$$

$\left. \begin{matrix} p \\ b \end{matrix} \right\}$

式中： n 是参与钢轨挠曲位移计算的轮对个数； F_i 第 i 个轮对产生的轮轨力； x_i 为第 i 个轮对的轮轨接触位置的坐标。

由式（4）可知，钢轨挠曲位移随着轮轨作用点与该位置距离 $x-x_0$ 的增加呈现指数衰减，当二者距离大于 5 m 时单个轮轨作用力对钢轨挠曲位移的影响已非常小。本文模型中同一转向架轮轴间距小于 3 m，因此式（5）中参与钢轨挠曲位移计算的轮对个数 n 取 2。

多组移动轮对动载荷作用下钢轨挠曲位移 z_d 通过修正式（5）中的 z_s 得到

$$z_d = z_s (1 + \alpha_v) \quad (6)$$

式中： α_v 是速度放大系数，本文主要讨论运行速度 $200 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 时轨枕空吊激励的轮轨力学行为，在车辆运行速度 $v=200 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 时 α_v 取值 $0.6^{[26]}$ 。

轮轨动力学模型输出频率为 10 kHz ，而钢轨挠曲位移响应频段较低^[33-34]，因此先对模型输出结果进行 2 kHz 低通滤波预处理。选取 29 号轨枕上方钢轨顶面中点 A 为监测点，在未设置轨枕空吊且车辆以 $200 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 通过 29 号轨枕时，A 点挠曲位移时程曲线如图 5 所示。

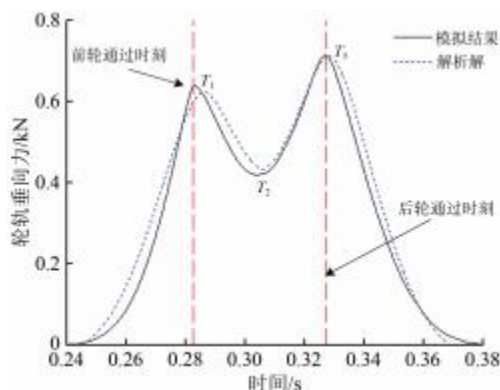


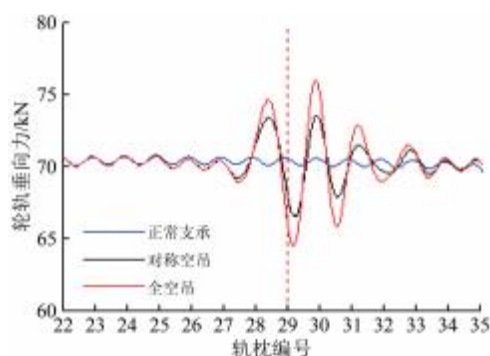
图5 A点挠曲位移时程曲线

由图 5 可知：钢轨挠曲位移是由前后轮对轮轨垂向力引起挠曲位移叠加而成，随着前轮对接近 A 点，前、后轮轨垂向力在 A 点引起钢轨挠曲位移分量均逐渐增大；前轮对在 T_1 时刻到达 A 点，其挠曲位移为 0.634 mm ； T_1 时刻后前轮对在 A 点引起的挠曲位移逐步减少，而后轮对在 A 点引起的挠曲位移继续增加，A 点挠曲位移在 T_2 时刻达到局部极小值 0.428 mm ，而后逐渐增大；后轮对在 T_3 时刻到达 A 点，其挠曲位移达到最大值为 0.703 mm ，此后前后轮在 A 点挠曲位移分量均迅速减少为 0；A 点挠曲位移时程曲线模拟结果和解析解在峰值上接近，波形变化特性一致，特征趋势吻合良好，说明本文轮轨动力学模型结果可靠。

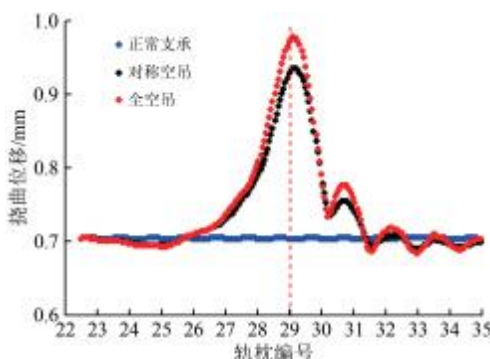
3 模型计算结果

运行速度、轮对轴重、空吊轨枕数量、空吊区长度和深度等因素均影响轮轨之间力学行为，而轨枕空吊量和空吊区长度均具有随机性特征^[15]。轮对以 $200 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 通过道床不同支承状态时的轮轨垂向力与钢轨最大挠曲位移如图 6 所示，图中正常支承工况无空吊区；对称空吊工况 L_{y1} 和 L_{y2} 均为轨枕长度的 25%，轨枕中部与道砟接触；全空吊工况

轨枕底部全部脱空，轨枕中部与道砟不接触，此时 L_{y1} 和 L_{y2} 均为轨枕长度的 50%， L_c 取值为 0 mm 。对称空吊和全空吊 2 种工况中，空吊区设置在 29 号轨枕下方，空吊量 d_1 和 d_2 均为 2.0 mm 。图中的横坐标为运行距离，以轨枕编号的形式表示。



(a) 轮轨垂向力



(b) 钢轨最大挠曲位移

图6 $200 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 时不同工况下的轮轨垂向力和钢轨最大挠曲位移

由图 6 可知：在 3 种工况下，在 25 号—32 号轨枕覆盖区域的轮轨垂向力及挠曲位移受轨枕空吊影响较大。其余区段上轮轨垂向力及钢轨最大挠曲位移分别在静轮重和 0.703 mm 附近周期性波动，幅度分别约为 0.4 kN 和 0.005 mm ，空间周期等于轨枕间距，是由轨枕扣件系统对钢轨的不连续支承作用引起的。

相较于正常支承，空吊工况的轮轨垂向力波动明显且钢轨最大挠曲位移较大，影响范围覆盖 28 号—32 号轨枕区域，且还与空吊区沿 Y 轴长度 L_{y1} 和 L_{y2} 有关；对称空吊和全空吊时钢轨最大挠曲位移分别为 0.934 和 0.976 mm ，轮轨垂向力最大值分别为 73.5 和 76.0 kN ，轮轨垂向力峰值出现位置与文献^[16]相符。钢轨本身抗弯刚度较大，全空吊时钢轨最大挠曲位移仍小于预设空吊量 d_1 和 d_2 ，而对称空吊工况还考虑了道床对轨枕中部的支承作用，钢轨最大挠曲位移进一步减小。

轮对以 $250 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 通过时, 轮轨垂向力与钢轨最大挠曲位移如图7所示。

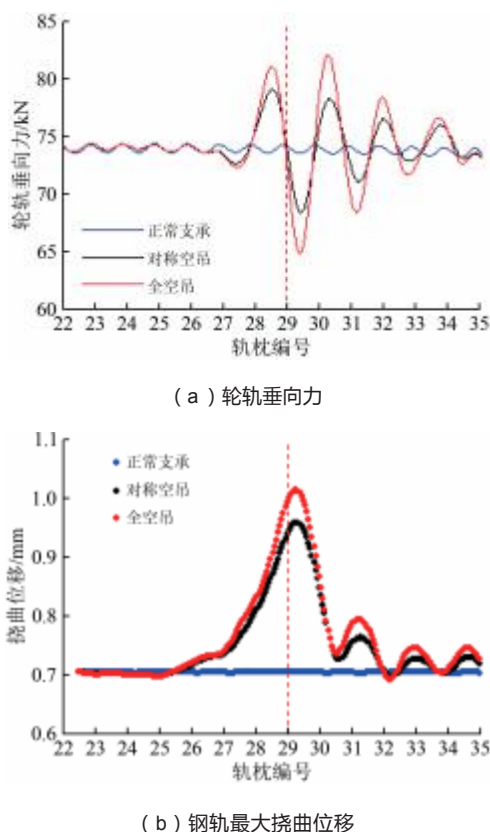
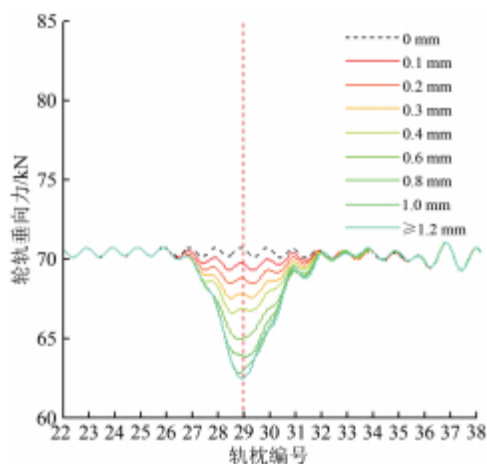


图7 $250 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 时不同工况下的轮轨垂向力和钢轨最大挠曲位移

对比图6与图7可知: 运行速度增加, 轮轨垂向力和钢轨最大挠曲位移也随之增大, 运行速度从 $200 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 增加到 $250 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$, 对称空吊工况下轮轨垂向力最大值由 73.5 kN 增至 78.9 kN , 钢轨最大挠曲位移由 0.934 mm 增至 0.956 mm , 全空吊工况下轮轨垂向力最大值由 76.0 kN 增至 83.4 kN , 钢轨最大挠曲位移由 0.976 mm 增至 1.020 mm 。



(a) 左轨(1根)

由以上分析可知空吊激励轮轨垂向力及钢轨最大挠曲位移与空吊形状、运行速度等参数有关。本文主要研究 $200 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 线路上1—3根轨枕非对称空吊时轮轨响应特性, 空吊设置在28号—30号轨枕下方, 空吊量设置范围为 $0.1 \sim 3.0 \text{ mm}$ 。图1模型在各计算工况中, 前后轮对仿真结果存在差异较小, 下文以前轮对仿真结果进行规律分析, 工况设置如下。

1) 单侧空吊

空吊位于左侧轨枕底部, L_{y1} 为轨枕全长25%, L_{y2} 为0, d_2 取值为0。1根轨枕空吊时空吊区设置在29号轨枕下方, 2根轨枕空吊时设置在28号和29号轨枕下方, 3根轨枕空吊时设置在28号—30号轨枕下方。

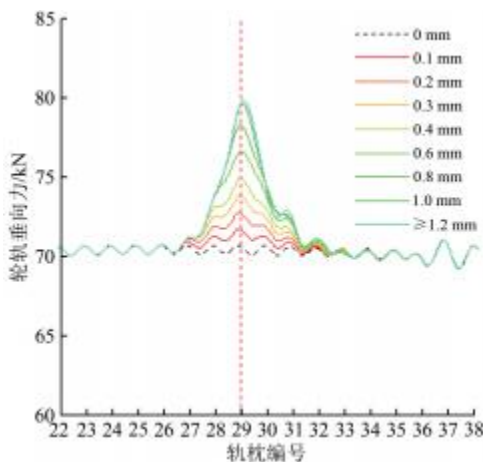
2) 双侧空吊

空吊位于轨枕底部两侧, L_{y1} 和 L_{y2} 均为轨枕全长25%。 d_1 与 d_2 取值相同时为对称空吊, d_1 与 d_2 取值不同时为非对称空吊, 在非对称空吊时 d_2 预设为 1.0 mm 。双侧轨枕空吊设置区域与单侧空吊相同。

3.1 单侧空吊

d_1 由 0.1 mm 增加至 3.0 mm 时, 轮轨垂向力和钢轨最大挠曲位移分别如图8和图9所示, 其中钢轨挠曲位移向下为正。

由图8和图9可知: 单侧空吊时, 空吊区前后 1.3 m (约2根轨枕) 范围内轮轨垂向力及钢轨挠曲位移变化显著, 左侧轨枕空吊造成轨下基础对钢轨等效支承刚度小于右侧, 左、右侧轮轨垂向力分别呈现出减载和增载特征; 空吊区轨枕个数和空吊量对轮轨垂向力和钢轨挠曲位移均有影响, d_1 为 1.2 mm 且1—3根轨枕空吊时左侧轮轨垂向力减载



(b) 右轨(1根)

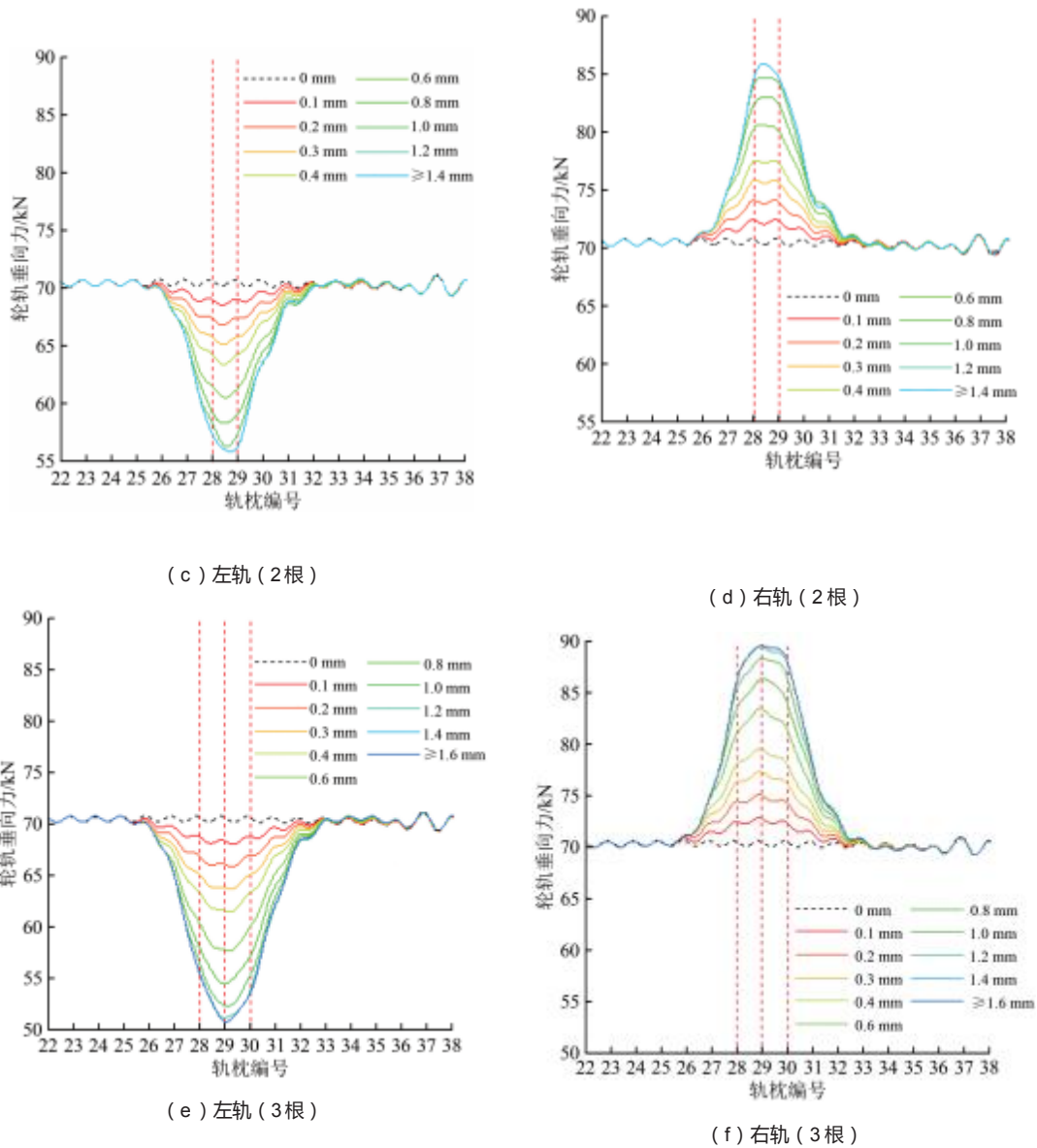
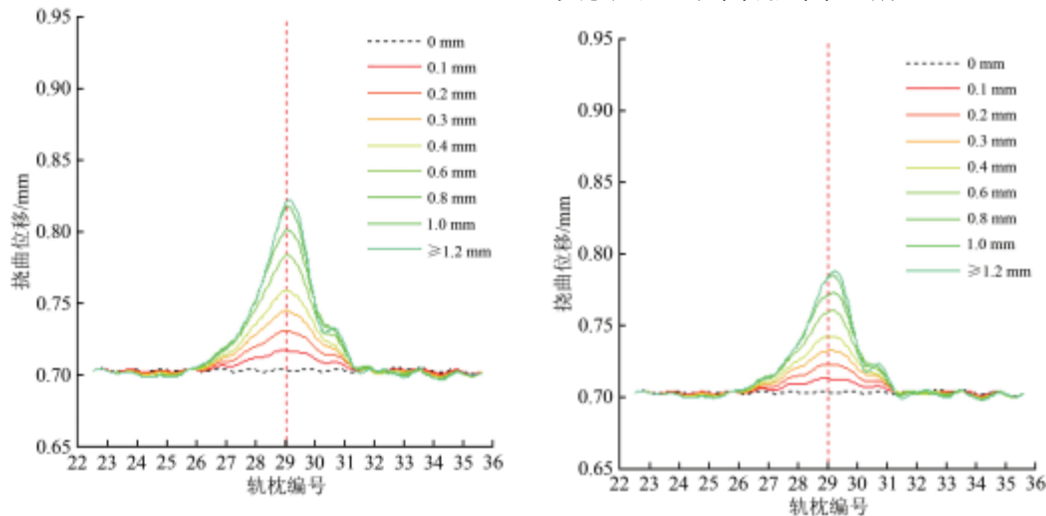


图8 不同空吊量工况下的轮轨垂向力

量为 6.7 , 14.3 和 19.8 kN , 左轨最大挠曲位移为 0.12 , 0.19 和 0.26 mm ; 3 根轨枕空吊 d_1 分别为 0.1 , 0.4 , 0.8 和 1.2 mm 时 , 左侧轮轨垂向力减载量约 2.5 , 9.3 , 16.1 和 19.8 kN , 左轨最大挠曲

位移为 0.03 , 0.12 , 0.20 和 0.25 mm , 轮轨垂向力与钢轨最大挠曲位移增幅均随着 d_1 增大而减小。图 9a) 计算工况中 , 道床对 29 号轨枕左侧的等效支承应力时程曲线如图 10 所示。



(a) 左轨 (1 根)

(b) 右轨 (1 根)

以上内容仅为本文档的试下载部分，为可阅读页数的一半内容。如要下载或阅读全文，请访问：<https://d.book118.com/175042004042011200>