

悬挂式单轨轨道梁主焊缝设计与研究*

张 宁 李利军

(中铁宝桥集团有限公司, 陕西宝鸡 721006)

摘 要: 悬挂式单轨轨道梁采用下开口的薄壁箱型结构。作为下承式梁轨合一结构, 轨道梁翼缘板与腹板连接的主焊缝为结构传力关键焊缝。由于主焊缝受力状态复杂, 难以通过常规设计方法进行设计验算。因此在参考国外现有的悬挂式单轨轨道梁设计的基础上, 结合参建的中唐新能源空铁试验线项目, 采用有限元与理论计算相结合的方法对悬挂式轨道梁的主焊缝受力状态进行详细分析计算, 对轨道梁上下翼缘主焊缝传力规律、区域 I 位置处的主焊缝传力规律、沿梁长方向的主焊缝传力规律进行研究。通过对焊缝的传力计算, 依据 TB 10091—2017《铁路桥梁钢结构设计规范》进行轨道梁主焊缝设计, 并进行焊缝的强度和疲劳校核。该设计方法可对悬挂式轨道梁的主焊缝进行定量分析, 避免主焊缝设计过于保守, 降低投资成本。相关结论如下:

1) 对悬挂式单轨轨道梁主焊缝(腹板与上、下翼缘板的连接焊缝)的受力分析可知, 上、下翼缘板与腹板通过主焊缝和加劲肋连接, 下翼缘板同时作为车辆走行面, 受车轮局部荷载作用, 其连接焊缝受力情况最复杂。

2) 上、下翼缘与腹板连接的主焊缝均受剪力作用, 同一断面位置处大小基本相等、方向相反, 计算结果与简支梁主焊缝受剪作用一致; 两个加劲肋中间位置下翼缘主焊缝承受竖向力作用明显大于上翼缘主焊缝; 加劲肋位置下翼缘焊缝承受竖向力作用略大于上翼缘焊缝, 且两者均大于两个加劲肋中间位置下翼缘焊缝; 两个加劲肋中间位置下翼缘焊缝的力矩 M_x 作用明显大于其他位置。

3) 加劲肋位置的竖向力远大于其他位置, 纵向力 F_x 在加劲肋位置处迅速减小, 焊缝力矩 M_x 呈 V 形分布, 加劲肋处力矩最小, 向两侧逐步增大, M_y 呈 M 形分布。

4) 焊缝纵向剪力 F_x 由跨中向支座位置逐渐增大, 由于吊框承担部分轨道梁所受的剪力, 靠近吊框处 Q_1 位置的 F_x 减小。各肋中位置的焊缝纵向剪力 F_x 由跨中向支座位置逐渐增大, 竖向力 F_z 主要为车轮作用, 各位置基本相同。由跨中向支座位置, M_x 呈现先减小后增大的趋势, M_y 呈现逐渐增大的趋势。

关键词: 悬挂式单轨; 轨道梁; 焊缝; 有限元

悬挂式单轨交通系统作为一种新型的中、低运量的城市单轨交通系统, 具有占地面积小、兼容性强、投资成本低、建设周期短等优点, 可以选为中小城市主要发展的轨道交通形式, 也可以作为大型城市轨道交通系统的完善补充^[1-2]。

目前, 德国和日本已相继发展了悬挂式单轨, 并已成功运营多条线路^[3]。国内仅建设了几条试验线(均为厂内试验线), 尚未建设运营线路^[4-5]。对于轨道梁的主焊缝设计, 暂没有相关的深入研究。车辆荷载基本一致的情况下, 轨道梁主焊缝的设计差异较大, 造成主焊缝设计过于保守, 一定

程度上增加了项目投资成本, 不利于悬挂式单轨的推广。

参考德国 H-Bahn 空轨设计资料, 基于中唐新能源空铁试验线项目的工程经验, 采用有限元与理论计算相结合的方法对主焊缝进行研究, 分析轨道梁主焊缝的受力特点和规律, 提出主焊缝设计方法。

* 陕西省技术创新引导专项基金(2020QFY02-01)。

第一作者: 张宁, 男, 1979 年出生, 高级工程师。

Email: 43330196@qq.com

收稿日期: 2020-07-10

1 轨道梁结构形式

悬挂式单轨交通的车体悬挂于轨道梁下方,轨道梁采用下开口的薄壁箱型结构^[6]。轨道梁为下承式梁轨合一结构,作为各类荷载作用下的承载单元,其下翼缘板和腹板为车辆的走行轮、导向轮等的支承单元。

中唐新能源空铁试验线区间均为高架结构,轨道梁和桥墩均采用钢结构,如图 1 所示,轨道梁与桥墩通过销轴结构连接,成桥架设后为简支结构。直线段轨道梁采用 25 m 的跨度,曲线段轨道梁采用 12,20 m 的 2 种跨度,桥墩采用倒“L”形桥墩,轨道梁底板走行面距离地面高度在 4.3~12.0 m 范围内变化。

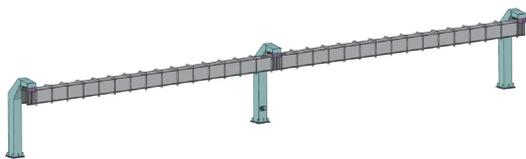
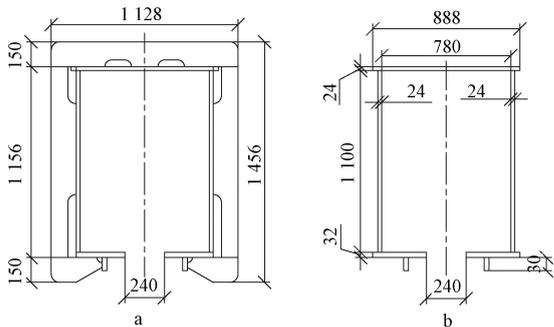


图 1 轨道梁柱结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of track beam and column

新能源悬挂式单轨以中小运量系统为主,轨道梁采用小断面结构,如图 2、图 3 所示,梁结构内轮廓尺寸为 780 mm(宽)×1 100 mm(高),底部开口宽度 240 mm,下翼缘板厚 32 mm,轨道梁材料为 Q345qD 钢材。轨道梁内部为车辆转向架走行空间,不设横隔板。轨道梁外部一般设置间距为 1.6 m 的横向加劲肋,根据受力情况该间距可适当减小。



a—轨道梁断面(含加劲肋); b—轨道梁横断面。

图 2 轨道梁截面示意

Fig. 2 Schematic diagram of the track beam

2 主要技术参数

运行速度为 60 km/h,设计轴重为 40 kN,列车编制为两编制,轴荷如图 4 所示。起动加速度为 1.0 m/s²;常用制动加速度为 1.0 m/s²;紧急制动加速度为 1.2 m/s²。

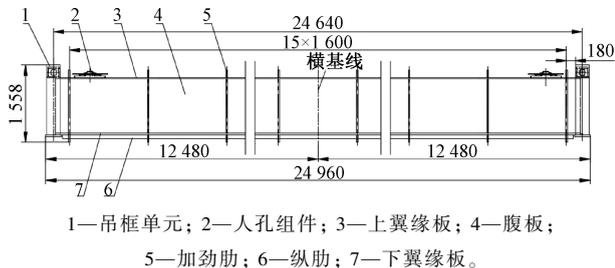


图 3 轨道梁细部构造

Fig. 3 Details of track beam

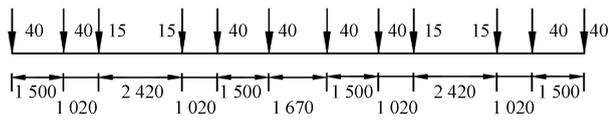


图 4 列车轴荷 kN

Fig. 4 Train axle load

3 主焊缝受力体系及有限元模型

3.1 主焊缝受力体系

悬挂式单轨交通轨道梁属于薄壁开口箱型结构,成桥架设后为简支结构。上翼缘呈受压状态,下翼缘呈受拉状态,腹板承受剪力作用^[7]。上、下翼缘板与腹板通过主焊缝与加劲肋连接,下翼缘板同时作为车辆走行面,受车轮局部荷载作用,其连接焊缝受力较大且情况复杂。

下翼缘主焊缝在承受轨道梁整体荷载作用的同时,又承受车轮局部荷载,受力状态复杂。为便于研究,对下翼缘主焊缝各个受力体系进行如下分解:

1) 简支梁体系。下翼缘板与腹板通过焊缝连接,顺轨道梁长度方向,轨道整体结构属于简支梁结构,焊缝在此受力体系下以承受剪力为主。

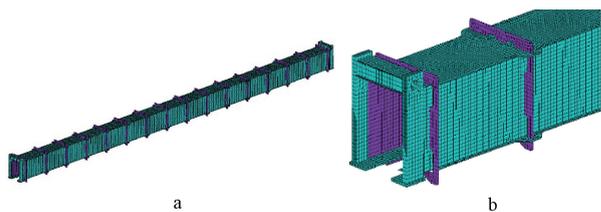
2) 连续梁体系。下翼缘板作为车辆走行面,在间距一定的横向加劲肋作用下,下翼缘板与腹板连接焊缝在隔板区域内可视为连续梁结构,焊缝在此受力体系下以承受拉力为主;焊缝在加劲肋区域受力大于中间区域。

3) 悬臂体系。下翼缘板作为车辆走行面,沿轨道横向构成悬臂结构,由横向加劲肋和下翼缘板与腹板的连接焊缝共同承担悬臂结构的弯矩。

由于有限元计算焊缝时存在应力集中,且无法参照 TB 10091—2017《铁路桥梁钢结构设计规范》的名义应力设计值,为准确计算焊缝的受力状态,采用有限元建模,对焊缝位置进行单位长度内节点连接,提取焊缝连接区域的力和力矩,进行焊缝名义应力计算(本文采用有限元计算焊缝的受力大小,根据 TB 10091—2017 中焊缝计算方法进行名义应力校核)。

3.2 轨道梁有限元模型

通过三维软件 SDIDWORKS 建立直线 25 m 轨道梁足尺模型,采用 ANSYS 有限元软件对轨道梁主焊缝的传力进行计算。分析中,轨道梁薄壁箱体结构部分采用 Shell 181 单元,两端吊框采用 Solid 186 六面体实体单元进行网格划分,单元数量 52 329 个,节点数量 73 555,网格平均质量 0.91。采用线弹性材料本构模型,密度 $7\ 850\text{ kg/m}^3$,弹性模量 206 GPa,泊松比 0.3。有限元模型如图 5 所示。



a—轨道梁有限元模型;b—轨道梁模型细部。

图 5 有限元模型

Fig. 5 Finite element model

轨道梁两端支座约束模拟销轴连接,采用简支模式,考虑固定端与墩柱连接的竖向扭转刚度。为研究焊缝传力在轨道梁上的分布规律,在轨道梁的

跨中、1/4、1/8 区域等不同位置处的加劲肋和两加劲肋之间设置焊缝节点连接,采用 Conta 174 单元,各节点连接区域长度 200 mm。后处理对各节点连接区域的荷载进行提取,并对焊缝的强度进行计算和疲劳校核。

轨道梁下翼缘板为悬臂结构,悬挂式轨道梁列车走行轮对焊缝受力影响较大。为准确模拟列车荷载对焊缝的影响,将列车荷载转化为移动荷载,可计算出列车荷载移动过程中焊缝的传力变化规律。轨道梁荷载(自重、二期恒载、风载、温度荷载等)通过体荷载、面荷载施加,与列车移动荷载同时作用,实现主力(恒载+活载)+附加力的荷载组合计算^[8]。

4 焊缝区域荷载分析

根据轨道梁及焊缝的受力体系分析,将轨道梁对称中心线一侧划分为 5 个区域进行研究。区域 1 位于跨中位置,设置 9 个节点连接单元(A~I),区域 2~区域 5 沿梁长方向分布,均设置 2 个节点连接单元(加劲肋位置和肋中位置),上、下主焊缝节点连接单元分别用脚标 2、1 表示,如图 6 所示。

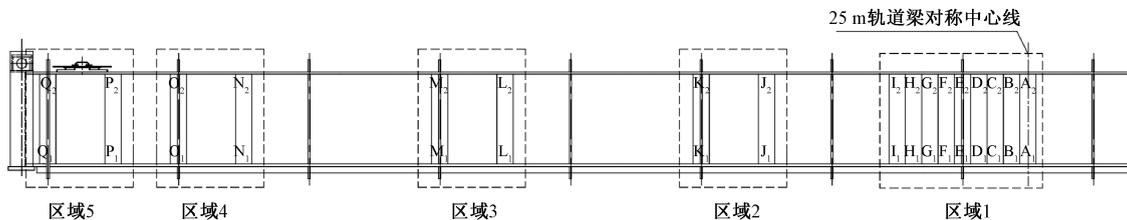


图 6 焊缝计算区域布置

Fig. 6 Layout of weld calculation area

轨道梁上、下翼缘板与腹板的连接焊缝承受恒载、二期恒载、列车荷载、附加力等作用力,其中列车活载作用影响最大。计算考虑的荷载组合主要有:列车静活载作用;主力+附加力(自重+二期恒载+列车竖向静活载+动力作用+列车横向摇摆力/离心力+风载);疲劳组合(列车竖向静活载+动力作用+列车横向摇摆力/离心力)。

为了探明主焊缝传力规律,将列车静活载按移动荷载的方式进行加载,计算列车移动过程中主焊缝的传力变化规律。即主要研究上、下翼缘主焊缝传力关系、主焊缝传力沿梁长方向的分布。

4.1 上、下翼缘主焊缝传力关系

取跨中区域 1 的 A、E 节点单元进行研究,A 节点单元位于两加劲肋中间,E 节点单元位于加劲肋位置,下翼缘连接焊缝标记为 A_1 、 E_1 ,上翼缘连接焊

缝标记为 A_2 、 E_2 。在轨道梁走形面上施加列车静活载,并采用移动荷载加载,提取各位置的焊缝节点连接单元的荷载,明确主焊缝传力规律。

由图 7 和图 8 可以看出:列车静活载作用下,两加劲肋中间 A 节点断面处、加劲肋位置 E 节点断面处的连接焊缝 A_2 和 A_1 、 E_2 和 E_1 受力情况如下:

1) A 和 E 两个位置的主焊缝均受顺梁长方向的 F_x 剪力作用,大小均约 5 kN,方向相反,与普通箱型轨道梁主焊缝受剪力作用一致;

2) A_2 和 A_1 、 E_2 和 E_1 受到的横向作用力 F_y 均较小(小于 0.9 kN),主焊缝受车轮作用的波形与车辆轴荷图(图 4)的轴距分布一致;

3) 作用在 A_1 上的 F_z 最大值约 7 kN,作用在 A_2 上的 F_z 最大值约 0.1 kN,即 A_2 处竖向作用力较小。 E_1 处的 F_z 最大值约 33 kN, E_2 处的 F_z 最大值

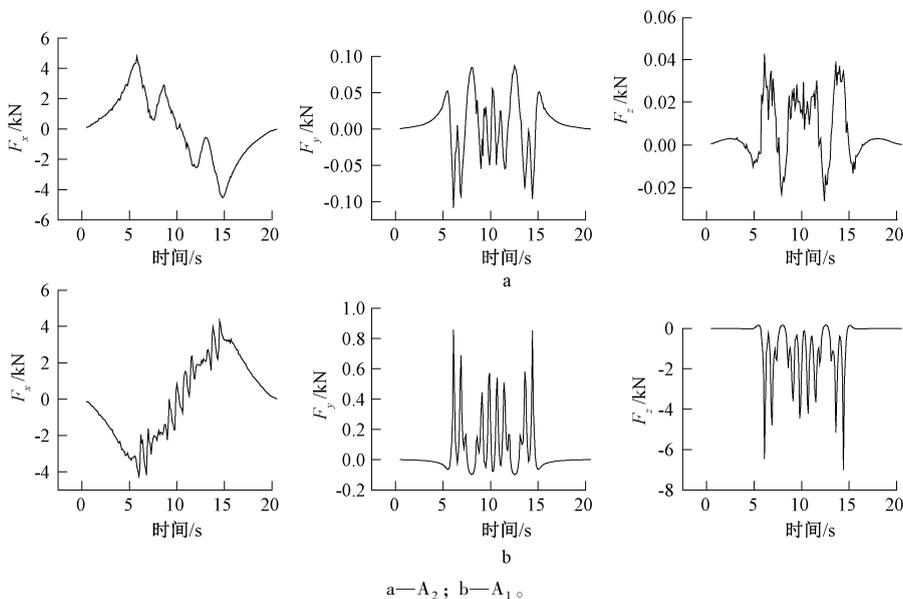


图 7 A 节点位置主焊缝传力情况
Fig. 7 The transferring force of main weld in A joint

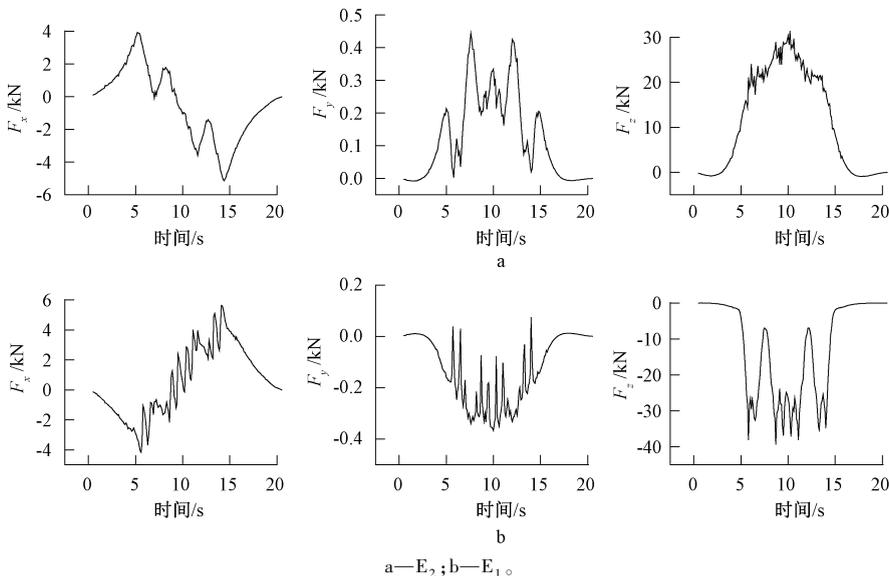


图 8 E 节点位置主焊缝传力情况
Fig. 8 The transferring force of main weld in E joint

约 40 kN,下翼缘主焊缝受车轮作用波形与车辆轴荷图(图 4)的轴距分布一致。

图 9 为 A 节点位置焊缝力矩图,因 E 节点位置的曲线规律相似,故文中未给出。由图 9 可知:列车

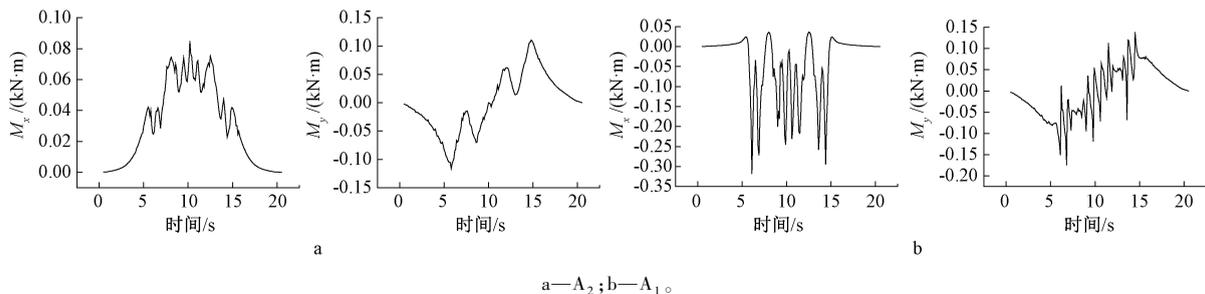


图 9 A 节点位置焊缝力矩
Fig. 9 The weld torque of A joint

静活载作用下,两加劲肋中间 A 节点位置处、加劲肋 E 节点位置处焊缝所受 M_x 、 M_y 力矩作用均小于 $0.3 \text{ kN}\cdot\text{m}$,故对焊缝的结构受力影响较小。

根据对主焊缝 A_2 和 A_1 、 E_2 和 E_1 受力情况分析,可以得出以下结论:

1) 上、下翼缘与腹板连接的主焊缝均受剪力作用,同一断面位置处大小基本相等、方向相反;计算结果与简支梁体系的主焊缝受剪力的作用一致;

2) 两加劲肋中间位置下翼缘主焊缝承受竖向力作用明显大于上翼缘主焊缝;

3) 加劲肋位置下翼缘焊缝承受竖向力作用略大于上翼缘焊缝,二者均大于两加劲肋中间位置下翼缘焊缝受力;

4) 两加劲肋中间位置下翼缘焊缝的 M_x 力矩作用明显大于其他位置。

4.2 主焊缝沿梁长方向的传力关系

根据 4.1 节的分析结果可以看出,下翼缘连接主焊缝受力较上翼缘连接焊缝更大且复杂,故本节选取下翼缘连接主焊缝的传力数据进行列举说明。

取跨中区域 1 的 9 个焊缝节点连接单元进行研究,下翼缘连接焊缝标记为 A_1 、 B_1 、 C_1 、 \dots 、 I_1 。各连接区域焊缝受力如图 10 所示。可以看出:加劲肋位置的竖向力 F_z 约为 40 kN ,远大于其他位置;加劲肋处的 F_x 在加劲肋的作用下减小。

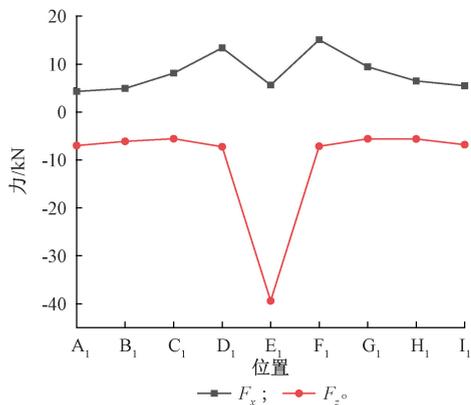


图 10 区域 1 各焊缝受力

Fig. 10 The force of weld seam in zone 1

由图 11 可以看出:焊缝力矩 M_x 在区域 1 中呈 V 形分布,最大力矩约 $0.3 \text{ kN}\cdot\text{m}$,加劲肋处力矩最小,向两侧逐步增大; M_y 呈 M 形分布,加劲肋左右两侧相邻位置力矩值最大约 $0.6 \text{ kN}\cdot\text{m}$ 。

由图 12 可以看出:焊缝纵向剪力 F_x 由跨中向支座位置逐渐增大,由于吊框承担轨道梁剪力作用,靠近吊框处 Q_1 位置的 F_x 减小;竖向力 F_z 主要为车轮作用,且各位置基本相同,最大点位于 M_1 处,吊

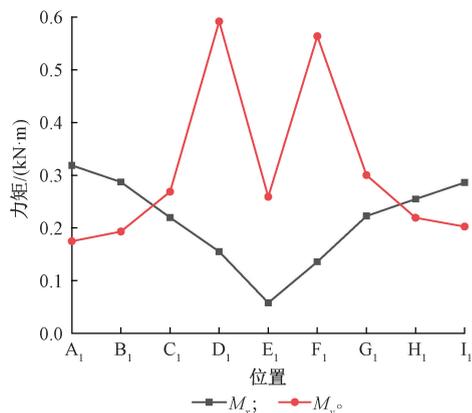


图 11 区域 1 各焊缝力矩

Fig. 11 The torque of weld seam in zone 1

框处 Q_1 位置的 F_z 最小; M_x 由跨中向支座位置逐渐增大,支座位置约 $0.55 \text{ kN}\cdot\text{m}$; M_y 由跨中向支座位置逐渐增大,由于吊框处作用,靠近吊框处 Q_1 位置的 M_y 减小。

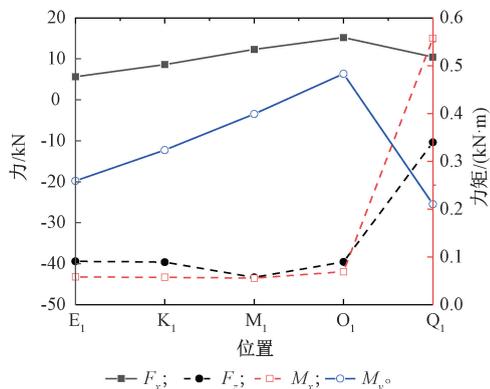


图 12 各加劲肋位置下翼缘焊缝受力

Fig. 12 The bearing force of weld seam in the lower flange of each stiffener position

由图 13 可以看出:各加劲肋中间的焊缝纵向剪力 F_x 由跨中向支座位置逐渐增大;竖向力 F_z 主要为车轮作用,各位置基本相同;由跨中向支座位置,

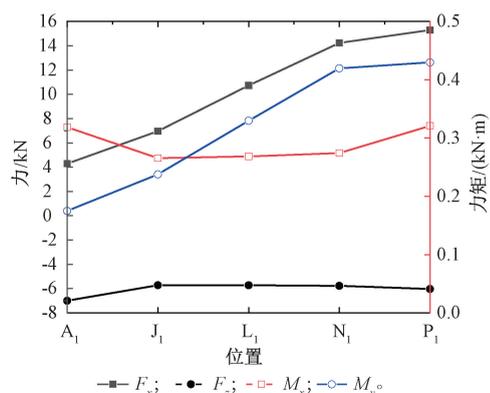


图 13 相邻加劲肋中间位置焊缝受力

Fig. 13 The bearing force of weld seam at the center of each stiffener position

M_x 呈现先减小后增大的趋势, M_y 呈现逐渐增大的趋势。

4.3 荷载组合下的焊缝传力情况

由 4.1、4.2 节的分析可知, O 节点区域的焊缝

受力情况最为严峻。对比各区域焊缝受力情况, 选 O 节点区域焊缝进行分析计算, 荷载组合下主焊缝的受力如表 1 所示。

表 1 O 节点位置主焊缝荷载值

Table 1 The load value of main weld in O joint

位置	焊缝	荷载组合	F_x/kN	F_z/kN	$M_x/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$M_y/(\text{kN}\cdot\text{m})$
O 节点	O ₁	主力+附加力(最不利)	31.8	47.8	0.15	0.87
	O ₂		22.0	31.8	0.13	0.44
	O ₁	疲劳组合	18.4	43.1	0.10	0.58
	O ₂		15.5	20.6	0.07	0.34

5 主焊缝的设计与计算

5.1 焊缝结构设计

根据 GB 50017—2017《钢结构设计标准》中 11.3 节的焊缝连接构造要求, 腹板厚度小于 25 mm 时, 主焊缝可不开坡口。焊脚尺寸根据主焊缝的强度荷载和疲劳荷载进行设计, 并满足 TB 10091—2017 的最小焊脚尺寸 12 mm 的要求。

德国 H-Bahn 空轨轴重 35 kN, 双编组运行。图 14 为德国 H-Bahn 空轨的 25 m 直线轨道梁主焊缝设计, 上翼缘连接焊缝采用有效焊高 5 mm 的双面角焊缝, 下翼缘连接焊缝采用有效焊高 6 mm 的双面角焊缝, 加劲肋 400 mm 宽度区域的有效焊高根据受力大小进行变化, 焊缝设计与本文第 4 节研究结果规律相符。根据前文计算结果, 参考德国 H-Bahn 空轨焊缝和 TB 10091—2017 的要求, 进行轨道梁主焊缝设计: 下翼缘焊脚尺寸采用 14 mm 的双面角焊缝, 上翼缘焊脚尺寸采用 12 mm 的双面角焊缝。

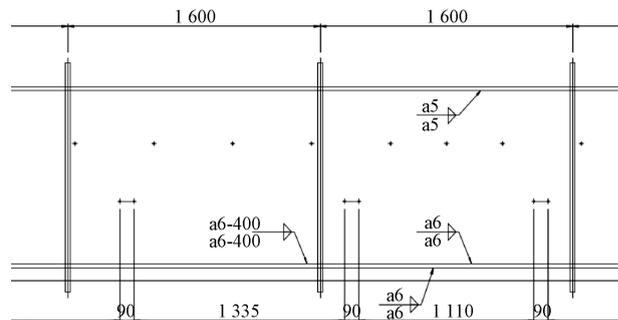


图 14 德国 H-Bahn 空轨直线 25 m 轨道梁主焊缝设计

Fig. 14 The design drawing of the main welding seam of the 25 m straight track beam of the German H-Bahn empty rail

5.2 焊缝强度计算

取 O 节点区域的焊缝为研究对象进行分析。O 节点区域下翼缘连接焊缝 O₁ 长度为 200 mm, 焊脚 h_f 取 14 mm, 上翼缘连接焊缝 O₂ 长度为 200 mm, 焊

脚 h_f 取 12 mm。

下翼缘连接焊缝 O₁ 强度校核: 焊缝有效面积 A_w 为 $0.7 \times 14 \times 200 \times 2 = 3\,920 \text{ mm}^2$; 焊缝对 x 轴的惯性矩 I_x 为 $0.7 \times 14 \times 200 \times 16.9^2 \times 2 = 11.196 \times 10^2 \text{ mm}^4$; 焊缝对 y 轴的惯性矩 I_y 为 $0.7 \times 14 \times 200^3 / (12 \times 2) = 13.067 \times 10^3 \text{ mm}^4$; 焊缝最外边缘的截面模量 W_x 为 $I_x / 21.8 = 51.357 \times 10^3 \text{ mm}^3$; W_y 为 $I_y / 100 = 130.667 \times 10^3 \text{ mm}^3$; 在剪力 F_x 作用下角焊缝剪应力 τ_x 为 9.9 MPa; 在拉力 F_z 作用下角焊缝应力 σ_z 为 14.9 MPa; 在弯矩 M_x 作用下角焊缝应力 σ_{Mx} 为 $M_x / W_x = 2.9 \text{ MPa}$; 在弯矩 M_y 作用下角焊缝应力 σ_{My} 为 $M_y / W_y = 6.7 \text{ MPa}$; 在剪力、拉力、弯矩共同作用下, 最大应力 $\sigma_{\max} = \sqrt{(\sigma_z + \sigma_{Mx} + \sigma_{My})^2 + (\tau_x)^2} = 26.4 \text{ MPa} \leq [\sigma] = 210 \text{ MPa}$, 满足设计标准要求。

上翼缘连接焊缝 O₂ 强度校核过程与上述计算过程相同, 分析得到焊缝最大应力为 21.8 MPa, 满足设计标准。

5.3 焊缝疲劳计算

轨道梁主焊缝受列车的车轮荷载影响较大, 从图 8f 可以看出, 一列车通过轨道梁后, 焊缝的应力循环 3 次。按 TB 10091—2017 进行疲劳验算, 应力循环次数按 3 min 发车间隔, 疲劳循环次数 n_0 计算约 2 628 万次。

疲劳允许应力幅类别按第 V 类考虑。根据 TB 10091—2017 中提供的疲劳抗力方程:

$$\lg N + 3.5 \lg \Delta \sigma_i = 13.45 \quad (1)$$

式中: N 为疲劳循环次数; $\Delta \sigma_i$ 为疲劳容许应力幅。

将 n_0 代入上式, 计算可得疲劳容许应力幅 $[\Delta \sigma] = 52.8 \text{ MPa}$ 。

根据 4.3 节疲劳荷载组合下的焊缝传力计算, 轨道梁上、下翼缘主焊缝的最大计算应力幅分别为

11.7, 23.6 MPa, 满足 TB 10091—2017 疲劳限值 52.8 MPa 的要求。

6 结束语

参考国外现有的悬挂式单轨轨道梁设计, 结合本公司参建的中唐新能源空铁试验线项目, 采用有限元与理论计算相结合的方法对悬挂式轨道梁的主焊缝受力进行计算。轨道梁主焊缝采用角焊缝形式, 下翼缘为焊脚尺寸 14 mm 的双面角焊缝, 上翼缘为焊脚尺寸 12 mm 的双面角焊缝。车辆轴重 40 kN, 在主力+附加力的最不利工况下, 轨道梁下翼缘的焊缝应力大于上翼缘焊缝的, 加劲肋位置主焊缝应力大于其他区域; 在剪力、拉力以及弯矩共同作用下, 下翼缘焊缝最大应力为 26.4 MPa, 疲劳应力幅为 23.6 MPa, 满足 TB 10091—2017 的要求。

本文的设计方法和理念可为悬挂式轨道交通技术创新和发展提供一些启示, 对于提高悬挂式单轨

交通和其他制式轨道交通系统的技术创新和发展具有一定的推进意义。

参考文献

- [1] 余浩伟, 徐银光, 李涛, 等. 悬挂式单轨交通在国内的适应性研究[J]. 铁道工程学报, 2019(4): 70-74.
- [2] 孙穆阳. 跨座式单轨与悬挂式单轨比较分析及应用展望[J]. 城市道桥与防洪, 2018(5): 307-310.
- [3] 康兴东, 徐崇, 张国栋, 等. 日本悬挂式单轨系统的应用与发展[J]. 国外铁道车辆, 2019(5): 1-7.
- [4] 胡步毛, 潘妍, 鲁昭, 等. 我国首条悬挂式单轨试验线建设实践[J]. 都市快轨交通, 2019, 32(1): 38-42.
- [5] 王洪波, 龚象山. 悬挂式单轨交通轨道梁制作工艺研究[J]. 工程技术研究, 2018(14): 15-16.
- [6] 谢倩. 悬挂式单轨系统轨道梁结构优化设计研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2016.
- [7] 杨平, 鲍玉龙, 曾永平, 等. 悬挂式单轨交通系统桥梁结构的选型设计[J]. 铁道工程学报, 2016(7): 30-35.
- [8] 肖云霞. 基于 ABAQUS 的悬挂式单轨系统轨道梁结构优化设计研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2016.

Design and Research of Main Weld of Track Beam of Suspension Monorail

Ning Zhang Lijun Li

(China Railway Baoji Bridge Group Co., Ltd., Baoji 721006, China)

Abstract:

The track beam of suspension monorail is a combination of beam and rail structured by a thin-walled box with an opening at lower location and deck layout lower than the load-bearing structure. The main weld of flange and web on track beam is critical weld with force transferred by structure. The main weld has a complex load-carrying status which is difficult to design and check by conventional design method. Therefore, on the basis of the existing international design of track beam of suspension monorail and with reference to the Zhong Tang New Resource Sky Train Test Line Project participated by our company, the method combining finite element and theoretical calculation was used to analyze and calculated the load-carrying status of the main weld of track beam of suspension monorail. The transferring force rule of main weld seam of top/bottom flange of the track beam, main weld seam in region 1 and main weld seam along the beam length direction were studied. By the transferring force calculation of weld seam, track beam the main weld seam design of was carried out, in accordance with the Code for Design on Steel Structure of Railway Bridge (TB 10091—2017), and the weld seam strength and fatigue have been checkup. By this design method, the main weld of track beam of suspension monorail could be analyzed quantitatively, so as to avoid the main weld from being designed with overlarge size or exceed the actual need to reduce investment cost. The relevant conclusions were as follows:

1) A stress analysis for the main weld (connecting web and top/bottom flange) of the track beam of suspension monorail was completed. The top/bottom flange and web were connected by main welds and stiffeners. The bottom flange, as the vehicle travelling surface, was subjected to the local load effect given by the wheel, thus its weld seam bore the most stress.

2) The main weld seam connecting the top/bottom flange and web were subjected to the shear effect, with the basically same shear force magnitude and the opposite shear force direction on the same section, with the calculation results concurring with the simply supported beam main weld seam capability of shear force; main weld seam of the bottom flange in the middle of the two stiffeners showed a definitely better capability of bearing vertical stress compared to the main weld seam of the top flange; bottom flange weld seam at stiffeners presented a slightly better capability of bearing vertical stress compared with top flange weld seam at stiffeners, with both of which better than the bottom flange weld in the middle of the two stiffeners in terms of bearing vertical stress; M_x moment of

force of bottom flange weld seam in the middle of two stiffeners was significantly larger than any other positions.

3) The vertical force in the stiffener was much larger than any other positions; the closer the longitudinal F_x to the stiffener, the quickly the F_x at stiffeners reduced under the effect of the stiffener; M_x distributed as a “V” shape, in which the least moment of force at stiffener, and it gradually increased to both sides. M_y distributed as a “M” shape.

4) The transferring force rule of F_x gradually grew from the middle of the span to the support position, F_x in Q_1 position close to hanging suspension frame position reduced because the hanging suspension frame bore the shear force exerted by the track beam. F_x in the middle of each stiffener gradually grew from the middle of the span to the support position. The vertical force F_z was mainly caused by vehicle wheel, with the basically same magnitude at each location. From the middle of the span to support location, M_x reduced at first and then increased, M_y increased gradually.

Key words: suspension monorail; track beam; weld seam; finite element