

# 隧道开挖台车中心抗冲击参数优化与性能验证\*

丁颖楠<sup>1</sup>, 许维炳<sup>1</sup>, 沈铂坦<sup>1</sup>, 陈彦江<sup>1</sup>, 李世安<sup>2</sup>

(1.北京工业大学建筑工程学院 北京,100124)

(2.交通运输部公路科学研究院 北京,100088)

**摘要** 以某型隧道开挖台车为例,考虑其顶部几何中心受冲击荷载作用,基于数值分析方法对斜撑角度等参数对其中心抗冲击性能的影响进行了研究,获得了中心冲击荷载作用下该型台车的优化参数。设计制作了具有优化参数的台车缩尺试验模型,通过试验对优化模型的中心静力承载能力和中心抗冲击性能进行了验证。结果表明:中心冲击荷载作用下,门式结构斜撑角度越大,台车的抗冲击性能越强;材料屈服强度越高,台车在局部屈服后的抗冲击性能越强;边界条件对中心冲击荷载作用下台车的抗冲击性能影响不显著。优化缩尺试验模型能够满足施工静载和中心冲击荷载作用的需求。

**关键词** 隧道安全;隧道;隧道施工;数值分析;模型试验

**中图分类号** U458.3; TU312; TU317<sup>+</sup>.1

## 引言

隧道开挖台车(简称台车)是工人从事钻爆装药、安装钢拱架、喷射混凝土等工作的专用设备,是暗挖隧道施工过程中使用频率最高的设备之一。目前,台车在施工过程中仅作为工人施工的工作平台,而在其结构设计阶段通常仅考虑永久荷载与可变荷载的组合作用,未将设计基准期内可能出现的偶然荷载(塌方荷载)考虑在内。事实上,由于隧道冒顶、塌方,会造成施工人员的伤亡和工期的延误。因此,设计一种能够满足施工界面需求,兼具应急避难功能的台车具有工程实用价值,因而需要对台车在塌方荷载作用下的抗冲击性能进行优化。

国内外学者针对各类构件在冲击荷载作用下的动力响应已有系列研究。数值仿真分析方面,田力等<sup>[1]</sup>运用 LS-DYNA 软件,分析了钢筋混凝土柱在冲击荷载作用下的破坏模式。李安令等<sup>[2]</sup>运用 ABAQUS 软件,模拟了钢管混凝土桁架 T 形节点的冲击过程,总结了该类节点在冲击荷载作用下的破坏模式。王多智等<sup>[3]</sup>通过大量参数计算定义了网壳结构的 3 类失效模式,揭示了网壳结构在冲击荷载作用下的能量传递特点。针对构件的抗冲击性能成为现阶段的研究热点,但针对结构抗冲击性能的参数优化仍十分欠缺。利用数值仿真手段对构件或节

点的抗冲击性能进行分析,可以为受冲击构件或节点抗冲击性能的优化提供借鉴,但冲击荷载作用下材料本构参数的选取和接触关系的定义仍是结构数值仿真分析的关键点和难点。

为此,国内外学者通过试验手段对各类构件的抗冲击性能进行了验证和优化。文献[4-5]对 6 组钢筋混凝土简支梁进行了冲击与静力试验对比研究,分析了不同冲击能量作用下梁的破坏模式与动力响应,并与静力试验进行对比。Saatci 等<sup>[6]</sup>对 20 根钢筋混凝土简支梁进行落锤冲击试验,得出了冲击开始时剪切破坏起主要作用的结论。曲慧等<sup>[7]</sup>对 4 个 T 形管节点进行冲击试验,分析得到了冲击能量与管的长径比、管直径等参数的影响规律,并基于塑性绞线耗能理论提出了一种冲击力的简化评估方法。以上研究多以单一构件为试验对象,而忽略多构件之间的耦合作用,难以获得实际可用的优化参数;且受限于试验规模大小和试验测试仪器精度,结构抗冲击性能的全过程试验数据仍欠缺,相关优化参数的有效性还需要试验加以验证。

笔者以某型台车为例,考虑该型台车受中心冲击荷载作用工况(冲击荷载作用于台车顶部几何中心),首先,利用数值手段研究了斜撑角度、材料强度及基础边界条件等参数对台车抗冲击性能的影响规

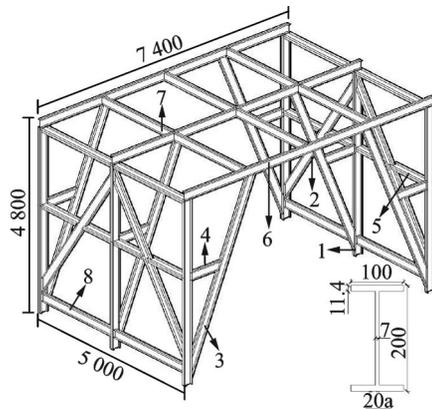
\* 国家自然科学基金资助项目(51908015,51978021);国家重点研发计划资助项目(2017YFC1500604);北京工业大学基础研究基金资助项目(004000546318524)

收稿日期:2020-04-13;修回日期:2020-08-25

律,获得了中心冲击荷载作用下该型台车的优化参数;其次,设计和制作了具有优化参数的台车缩尺试验模型,利用静力加载试验和中心冲击性能试验对其承载能力和中心抗冲击性能进行验证。

## 1 工程概况

本研究选取的隧道开挖台车主要由立柱、横梁、纵梁、门式结构斜撑及立柱斜撑等构件组成,如图1所示,其长×宽×高分别为7.4 m×5.0 m×4.8 m,总质量约为7 500 kg。各梁、柱、斜撑等构件间均采用螺栓连接,可实现标准化生产,以改善现有隧道开挖台车对隧道断面大小适应能力差、无法实现资源可持续利用等缺点。台车主体结构截面均采用20a工字钢,材料均采用Q235钢。



1-立柱; 2-立柱斜撑; 3-门式结构斜撑; 4-中纵梁; 5-中横梁; 6-顶纵梁; 7-顶横梁; 8-底横梁

图1 隧道开挖台车结构示意图(单位:mm)

Fig.1 Schematic diagram of tunnel excavation trolley structure (unit:mm)

## 2 数值模型及数值优化参数

### 2.1 基本模型建立

采用通用有限元软件 ABAQUS 对中心冲击荷载作用下台车的抗冲击性能及参数影响规律进行分析。为提升模型计算效率,尽量避免节点附近网格出现畸变,且尽可能模拟冲击质量块与台车之间的接触关系。笔者采用多尺度模型对中心冲击荷载作用下的台车进行模拟,依据台车的设计参数,受冲击位置的横梁、纵梁采用 S4R 四节点壳单元进行模拟,其余台车承重构件采用 B31 两节点空间线性梁单元进行模拟。有限元分析模型示意图如图 2 所示。

金属材料的强度受加载应变率和温度影响显

著。本研究对象台车在落石冲击荷载作用下的应变率较高(能够达到  $5 \times 10^4 \mu\text{e/s}$  以上),传统的多线性随动强化模型已不能满足此类问题的分析需要。因此,笔者采用文献[8]提出的一种能够描述金属应变率强化效应和温度软化效应的经验型本构模型,其关系表达式为

$$\sigma_{\text{eq}} = (A + B\epsilon_{\text{eq}}^n) \left(1 + C \ln \dot{\epsilon}_{\text{eq}}^*\right) (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

其中: $A, B, n, C$ 和 $m$ 为模型参数; $\sigma_{\text{eq}}$ 为等效应力; $\epsilon_{\text{eq}}$ 为等效应变; $\dot{\epsilon}_{\text{eq}}^*$ 为无量纲化等效塑性应变率; $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率; $T^*$ 为无量纲化温度。

依据文献[9]进行的光滑圆棒拉伸试验,有限元模型 Q235 钢的 J-C 本构参数选取如表 1 所示,经修正后的 Q235 钢等效应力-等效应变关系如图 2(b) 所示。

表1 J-C本构参数取值

Tab.1 J-C constitutive parameter value

参数	数值
$A/\text{MPa}$	244.8
$B/\text{MPa}$	400
$n$	0.36
$C$	0.039 1
$m$	0.757
$T^*$	0.006 67
$\dot{\epsilon}_{\text{eq}}^*$	120 048

由于台车的设计原则为“强节点、弱构件”,实际中不允许螺栓连接节点先于其他构件破坏,因此数值模型将螺栓连接的两构件端部节点耦合。模拟重物的长×宽×高分别为0.76 m×0.76 m×0.50 m(依据实际工程中可能出现的落石荷载确定),重物采用 R3D4 离散刚性单元进行模拟。重物底部中心点耦合有质量单元,质量大小为 300 kg。质量单元的初始位置位于主体结构上表面,通过设定质量单元的初始速度来模拟质量单元从不同高度下落对台车的冲击作用。

质量块与台车之间的接触关系是数值计算的重点。首先,通过在受冲击位置横梁、纵梁壳单元的两端分别建立参考点,并将参考点与相同位置的壳单元表面进行耦合;其次,在参考点与相同位置处的梁单元节点间建立多点约束(multi-point constraints,简称 MPC)连接,以保证连接处弯矩传递的有效性。对于重物下表面节点与台车壳单元节点间的接触关系,选用法向“硬”接触<sup>[10]</sup>,忽略二者间的切向摩擦作用。有限元整体分析模型如图 2(c) 所示。

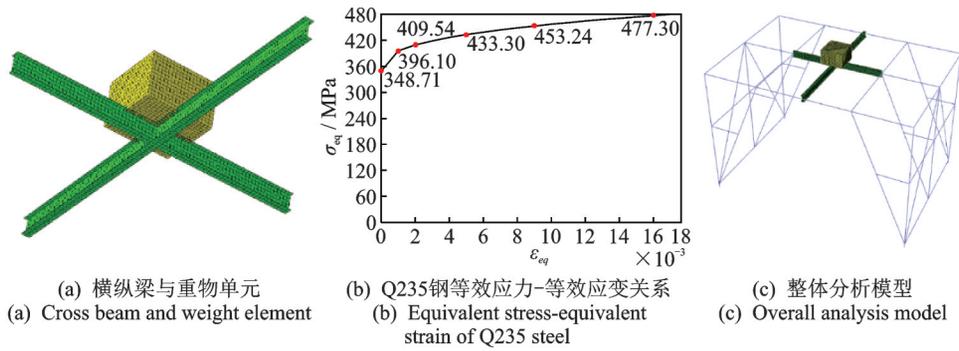


图 2 有限元分析模型示意图

Fig.2 Schematic diagram of finite element model

### 2.2 荷载工况与优化目标

采用显式动力学分析,为降低运算时间,分析总时长选定为 0.02 s。以实际工程可能出现的冲击荷载大小为依据,数值分析模型中设定了 5 种工况,分别考虑重物从 0.35, 0.70, 2.00, 3.50 和 5.70 m 这 5 个不同高度(重物底部至台车顶部的铅直距离)处自由落下。计算重物从上述高度下落至台车顶面时的末速度,作为数值模型中设定重物的初速度。鉴于台车的应力及塑性发展状态均可由台车冲击点处的变形直观地体现,数值优化指标为重物-台车冲击点回弹前的挠度值,优化目标是挠度值最小。

### 2.3 数值优化参数

为满足隧道开挖台车对隧道断面大小的适应能力,台车的优化原则是保持台车主体结构总长度、总宽度及总高度不变。为此,分别选定可用范围内的门式结构斜撑角度、结构材料强度以及可能出现的边界条件等参数进行数值优化分析。数值模型优化参数见表 2,材料为 Q235 钢。

表 2 数值优化参数

Tab.2 Numerical optimization parameter

模型编号	门式结构斜撑倾斜角度/(°)	门式结构斜撑长度/mm	边界条件
SJ <sub>1</sub>	—	—	固定边柱
SJ <sub>2</sub>	13	4 672	固定边柱
SJ <sub>3</sub>	18	4 786	固定边柱
SJ <sub>4</sub>	23	4 958	固定边柱
SJ <sub>5</sub>	23	4 958	固定边柱
SJ <sub>6</sub>	23	4 958	固定中柱、一侧边柱
SJ <sub>7</sub>	23	4 958	固定中柱、两侧边柱

## 3 数值结果分析

### 3.1 门式结构斜撑角度

依据第 2 节确定的数值分析模型和优化参数,图 3 给出了不同门式结构斜撑角度条件下优化设计指标(重物-台车冲击点回弹前的挠度值)随冲击高度变化曲线。图 4 给出了数值模型 SJ<sub>4</sub> 在重物-台车冲击点回弹前的挠度-时间曲线。中心冲击荷载作用下,考虑材料、边界条件影响的模型 SJ<sub>5</sub>~SJ<sub>7</sub> 的计算结果与模型 SJ<sub>4</sub> 的计算结果差别不大。

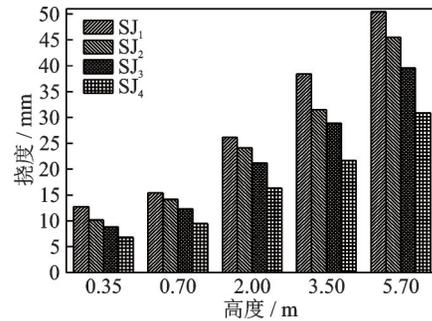


图 3 优化设计指标随冲击高度变化曲线图

Fig.3 Curves diagram of optimum design indicators with height variation

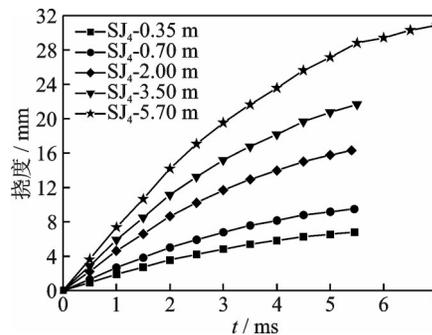


图 4 模型 SJ<sub>4</sub> 冲击点回弹前的挠度-时间曲线

Fig.4 Displacement-time curves of model SJ<sub>4</sub> before impact point rebound

由图3可知,同一中心冲击荷载工况下,冲击点回弹前的挠度幅值随斜撑角度的增大而减小。在实际可用范围内斜撑角度越大,台车的抗冲击性能越好。由图4可知,当斜撑角度相同时,随着冲击高度的增加,冲击点回弹前的挠度值增大,且中心冲击荷载作用下冲击点位置处的挠度-时间关系曲线的非线性程度越来越显著。当斜撑角度为18°时,台车冲击点附近横梁、纵梁的跨度基本相同,横梁、纵梁所承受的荷载水平也基本相同;而斜撑角度进一步增大(大于23°),虽然可以提升台车的抗冲击性能,但会压缩台车下方的避难空间,且会增加立柱与斜撑之间纵梁的跨度,进而增加上述位置纵梁与横梁之间台车顶板的防护要求(避免落石)。因此,台车的斜撑角度不宜过大。

### 3.2 材料强度

依据第2节确定的数值分析模型和优化门式结构斜撑角度,以冲击高度5.70 m为例,图5给出了不同材料屈服强度条件下重物-台车冲击点回弹前的挠度-时间曲线。

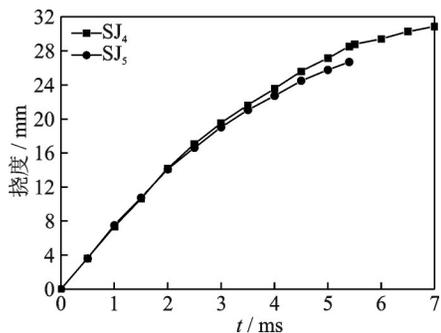
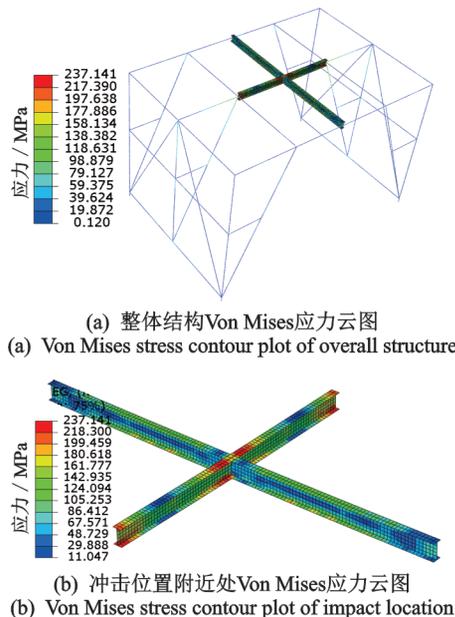


图5 不同材料强度下冲击点回弹前挠度-时间曲线  
Fig.5 Displacement-time curves of impact point before rebound under different material strength

由图5可知,中心冲击荷载作用下,台车材料强度对台车的挠度-时间曲线有一定的影响。材料强度对台车抗冲击性能的影响具有明显的时间依存性。中心冲击荷载作用初期(0.002 s前),材料强度对台车冲击点回弹前的挠度影响不显著,此时台车冲击点附近的构件尚未屈服;中心冲击荷载作用后期(0.002 s后),台车冲击点附近位置开始出现屈服,如图6所示,材料屈服强度越高,冲击点回弹前产生的挠度值越小。材料屈服强度主要影响台车局部屈服后的抗冲击性能。综合极限冲击荷载发生的可能性、台车的经济适用性及材料强度对其抗冲击性能的影响程度,在实际应用时仍宜采用Q235钢

作为台车的材料。



(a) 整体结构 Von Mises 应力云图  
(a) Von Mises stress contour plot of overall structure  
(b) 冲击位置附近处 Von Mises 应力云图  
(b) Von Mises stress contour plot of impact location

图6 0.002 s时台车模型 Von Mises 应力云图

Fig.6 Von Mises stress contour plot of trolley at 0.002 s

### 3.3 边界条件

依据第2节确定的数值分析模型和优化门式结构斜撑角度,以冲击高度5.70 m为例,图7给出了不同边界条件下重物-台车冲击点回弹前的挠度-时间曲线。

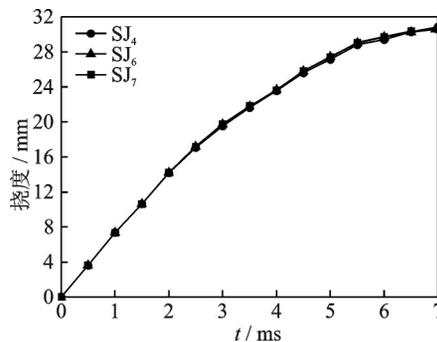


图7 不同边界条件下冲击点回弹前挠度-时间曲线  
Fig.7 Displacement-time curves of impact point before rebound under different boundary conditions

由图7可知,中心冲击荷载作用下,边界条件对台车的抗冲击性能基本无影响。受约束的自由度数量越多,结构刚度越大,静力承载能力越大。因此,台车在实际使用过程中宜将柱脚与钢轨进行固定。

利用数值分析方法得到的台车优化参数如下:门式结构斜撑角度为23°,材料为Q235钢,柱脚边界条件为固接。

## 4 缩尺模型及试验方案

### 4.1 缩尺模型

依据相似原理<sup>[11]</sup>,结合试验条件及原型结构尺寸,确定本试验模型的几何缩尺比例为1:2。缩尺模型的长×宽×高分别为3.7 m×2.5 m×2.4 m,优化参数依据第3节选取。模型相似关系如表3所示。

### 4.2 试验方案

隧道塌方大致可简化为两个阶段:①塌方过程中,塌方落石对台车的冲击作用;②塌方结束后,塌方落石对台车的静力作用。针对上述2种不同工况,依据优化参数及模型相似系数分别制作了2个完全相同的缩尺试件,分别进行静力试验和冲击试验,以对其承载能力和抗冲击性能进行验证。

表3 模型相似关系

Tab.3 Similarity relation of the scaled model

参数	物理量	相似系数	数值
几何尺寸	线尺寸 $L$	$S_L$	0.500
	面积 $S$	$S_L^2$	0.250
材料特性	截面模量 $W$	$S_L^3$	0.125
	弹性模量 $E$	$S_E$	1.000
动力指标	集中力 $F$	$S_F = S_L^2$	0.250
	动量 $p$	$S_p = S_L^3$	0.125
	挠度 $x$	$S_L$	0.500

#### 4.2.1 冲击试验

1) 测点布置。依据前期有限元数值分析结果,在试验过程中主要对门式结构斜撑、立柱、冲击点附近纵、横梁等10个位置处的动态应变进行采样观测。试验采用JM5938A动态信号测试分析系统进行试验数据自动采集,并在试验过程中对各应变片所处位置的应变变化进行全过程监测,采样频率为1 kHz<sup>[12]</sup>。为避免ICP传感器、激光位移计等动力响应设备的损坏,试验后期并未设置上述传感器。笔者仅以动应变数据进行分析。试件典型应变测点布置如图8所示。

2) 加载方案。实际塌方过程中落石对台车的冲击作用大致相当于300 kg重物从2 m高处自由落体至台车顶面时所产生的冲量。依据表3的相似关系,试验模型的冲击荷载相当于100 kg质量块从0.28 m高处自由落体的冲击作用,试验过程中通过吊车梁与脱钩器间的协调配合以实现质量块在指定位置自由下落,如图9所示。

基于上述相似计算理论并结合前期有限元数值

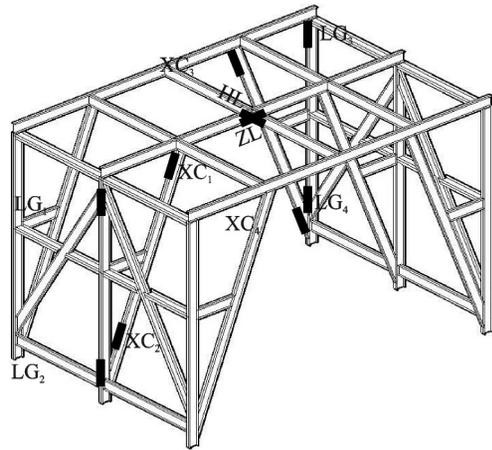


图8 典型应变测点布置图

Fig.8 Layout of typical strain measurement



图9 冲击试验加载装置图

Fig.9 Loading device for impact test

仿真计算,确定了一组质量块悬挂高度(质量块底部至台车顶部的铅直距离)。在试验中逐次逐级增加质量块的悬挂高度,冲击试验工况如表4所示。

表4 冲击试验工况

Tab.4 Impact test cases

荷载级别	质量块悬挂高度/m	质量块末速度/(m·s <sup>-1</sup> )	动量/(kg·m)·s <sup>-1</sup>
1	0.10	1.41	141
2	0.20	2.00	200
3	0.30	2.45	245
4	0.40	2.83	283
5	0.50	3.16	316

#### 4.2.2 静力试验

1) 测点布置。静力试验的应变片测点布置与冲击试验完全相同。为了获得台车在静力荷载作用下的荷载-挠度关系,除应变测点外,本次试验在台车ZL(纵梁)测点下方设置了一套拉线位移计,用以测量该点处挠度。试验采用EASTCOMM静态数据采集系统进行试验数据自动采集,并在试验过程中对各应变片、位移计的动态变化进行全过程监测。

2) 加载方案。为模拟均布荷载作用(塌方后土石方均布堆积作用),通过设置刚性梁将加载装置的荷载均匀分配到台车模型的纵、横梁上,试验装置如图10所示。试验中采用多次分级加载,前2次以10 kN/级的增速递增,后提升至20 kN/级,直至模型破坏。在荷载增加的过程中,对所有测量点的持续测量时间不少于10 s,以实现较稳定的试验数据。



图10 静力试验加载装置图  
Fig.10 Loading device for static test

## 5 试验结果

### 5.1 中心冲击试验结果分析

限于篇幅,仅对试验模型台车典型位置处的冲击应变数据进行了分析。图11(a)~(c)分别给出了0.3 m工况下ZL和HL(冲击点附近纵梁、横梁)测点、LG<sub>1</sub>和LG<sub>3</sub>(中、边立柱顶部)测点、XC<sub>1</sub>和XC<sub>3</sub>(中、边斜撑顶部)测点的冲击应变时程曲线。

由图11(a)~(c)可知,0.3 m工况下,所有测点均未发生屈服,说明中心冲击荷载作用下优化缩尺试验模型的抗冲击性能能够满足台车正上方塌方荷载的要求;中心冲击荷载作用初期(冲击点发生第1次回弹前),ZL和HL测点的应变水平显著高于XC和LG测点,说明此阶段冲击点附近构件所受到的冲击作用显著大于相邻构件;中心冲击荷载作用后期(冲击点发生第1次回弹后),ZL和HL测点的应变水平逐步降低,而XC和LG测点的应变水平则出现上升趋势,说明此阶段冲击能量已由冲击点附近构件传递至与其相邻的其他构件。以上结果表明,与数值分析结果类似,冲击荷载对台车模型的冲击作用具有明显的随时间和空间变化特性。

对比图11(a)和(c)可知,XC<sub>1</sub>测点的峰值应变与ZL测点相当,说明优化后的门式结构斜撑传力有效,能够提升中心冲击荷载作用下台车的抗冲击性能;对比图11(b)和(c)可知,XC<sub>1</sub>测点的应变水平明

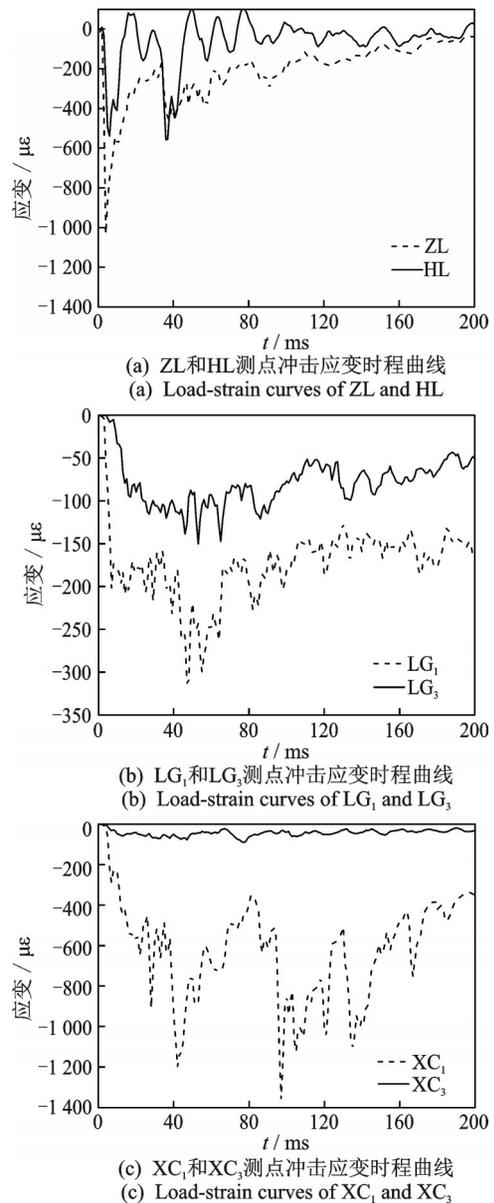


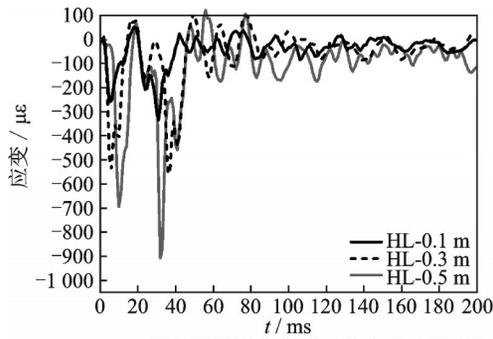
图11 0.3 m工况下各测点的冲击应变时程曲线

Fig.11 Load-strain curves corresponding to 0.3 m test case

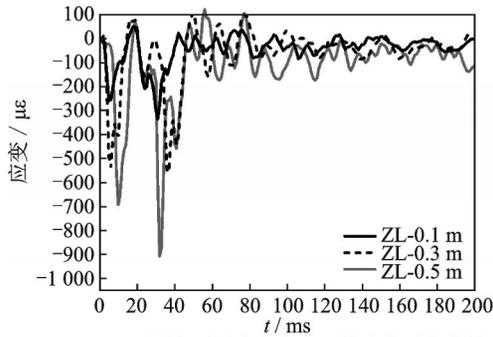
显高于LG<sub>1</sub>测点,说明中斜撑对中心荷载作用下台车抗冲击性能的影响更显著;而XC<sub>3</sub>和LG<sub>3</sub>测点的应力水平基本相同,说明边斜撑、边立柱对中心冲击荷载作用下台车的抗冲击性能影响较小。台车中心冲击荷载主要沿中斜撑、中立柱方向传递,XC<sub>3</sub>测点的应变变化较为平缓。此外,图12(a)~(b)分别给出了HL和ZL测点在0.1,0.3,0.5 m试验工况下的应变时程曲线。

由图12可知,HL和ZL测点的应变峰值均随重物冲击高度的增加而增加,与有限元仿真分析结果一致。冲击试验进行过程中螺栓完好,整体结构未发生明显损坏。

为避免传感器损坏,试验过程中并未在试件上



(a) HL测点不同冲击高度下的应变时程曲线  
(a) Load-strain curves of HL with different impact heights



(b) ZL测点不同冲击高度下的应变时程曲线  
(b) Load-strain curves of ZL with different impact heights

图12 HL和ZL测点不同冲击高度下的应变时程曲线  
Fig.12 Load-strain curves of HL and ZL with different impact heights

布置高精度位移传感器,而应变测点的随机性和局部有效性也制约了通过局部应变响应反映材料应变率强化的可能性。由图11和图12可知,本试验过程中冲击荷载对台车加载的应变速率能够达到 $6 \times 10^4 \mu\epsilon/s$ 。因此,加载应变速率造成的金属材料强化效应应予考虑。

## 5.2 中心静力试验结果分析

限于篇幅,本节仅对试验模型台车典型位置处的静态应变数据进行了分析。图13为台车最终的破坏形式;图14为台车ZL, XC<sub>1</sub>和LG<sub>1</sub>测点的荷载-应变曲线;图15为台车ZL测点的荷载-挠度曲线。



图13 台车最终破坏形式

Fig.13 Ultimate failure mode of the model

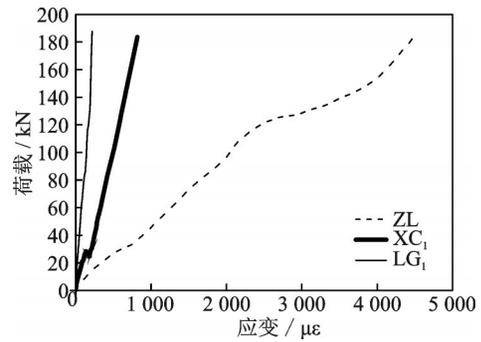


图14 ZL, XC<sub>1</sub>和LG<sub>1</sub>测点的荷载-应变曲线

Fig.14 Load-strain curves of ZL, XC<sub>1</sub> and LG<sub>1</sub>

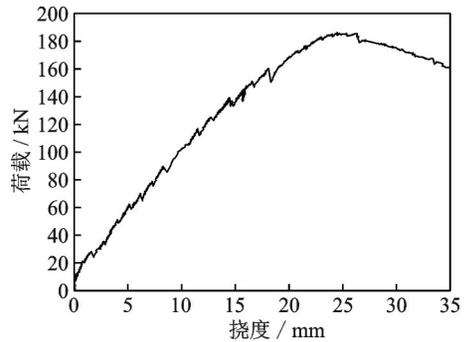


图15 ZL测点的荷载-挠度曲线

Fig.15 Load-displacement curves of ZL

当加载至70 kN时,台车立柱-顶纵梁连接处的螺栓开始出现剪切破坏,在此后的加载过程中,门式结构斜撑-顶纵梁、中纵梁-立柱连接处的螺栓开始陆续出现剪切破坏;当加载至150 kN时,台车的门式结构斜撑开始出现较为明显的平面外弯曲;当加载至180 kN时,试验由于台车门式结构斜撑发生平面外失稳,无法继续承担荷载而中止。由图14可知,试验模型加载过程中台车顶部ZL测点位置附近钢材已进入硬化阶段,而XC<sub>1</sub>和LG<sub>1</sub>测点位置附近钢材尚未屈服,其荷载-应变曲线仍呈线性增长状态,说明优化缩尺后的试验模型满足“强柱弱梁”的结构设计原则,能够避免结构柱早期破坏发生倾覆。

由图15可知,中心静载作用下,试验模型的最大竖向承载力为180 kN。根据表3的相似系数,优化后原型台车的最大竖向承载力为720 kN,具有较高的静力承载能力。

## 6 结论

1) 中心冲击荷载作用下,门式结构斜撑角度是影响该型台车抗冲击性能的关键参数。在实际可用范围内斜撑角度越大,台车的抗冲击性能越优。材料强度对台车抗冲击性能的影响具有明显的时间依

存性,材料屈服强度越高,台车在局部屈服后的抗冲击性能越优。边界条件对中心冲击荷载作用下台车的抗冲击性能影响不显著。

2) 中心冲击荷载对台车模型的冲击作用具有明显的随时间和空间变化特性,冲击荷载可在短时间内由冲击点扩散至其他受力构件。优化后的门式结构斜撑可以显著改善中心冲击荷载作用下台车的抗冲击性能。

3) 经试验验证,优化后的隧道开挖台车结构设计合理,且承载能力与抗冲击性能可以满足中心冲击荷载作用的需求,将其兼作应急避难场所具有可行性。

### 参 考 文 献

- [1] 田力,朱聪,王浩,等.碰撞冲击荷载作用下钢筋混凝土柱的动态响应及破坏模式[J].工程力学,2013,30(2):150-155.  
TIAN Li, ZHU Cong, WANG Hao, et al. Dynamic response and failure modes of RC columns under impact [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30 (2) :150-155. (in Chinese)
- [2] 李安令,曲慧,黄文金.冲击荷载作用下钢管混凝土桁架T形节点破坏模式有限元分析[J].建筑结构学报,2013,34(S1):134-139.  
LI Anling, QU Hui, HUANG Wenjin. Failure modes study on T-joints of concrete-filled steel tubular truss under impact loads [J]. Journal of Building Structures, 2013,34(S1):134-139. (in Chinese)
- [3] 王多智,范峰,支旭东,等.冲击荷载下网壳结构的失效模式及其动力响应特性[J].工程力学,2014,31(5):180-189.  
WANG Duozhi, FAN Feng, ZHI Xudong, et al. Failure modes and characteristics of dynamic response for reticulated shells under impact [J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(5) : 180-189. (in Chinese)
- [4] 许斌,曾翔.冲击荷载作用下钢筋混凝土梁性能试验研究[J].土木工程学报,2014,47(2):41-51,61.  
XU Bin, ZENG Xiang. Experimental study on the behaviors of reinforced concrete beams under impact loadings [J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(2) : 41-51,61. (in Chinese)
- [5] 曾翔,许斌.无腹筋钢筋混凝土梁抗冲击行为试验研究[J].土木工程学报,2012,45(9):63-73.  
ZENG Xiang, XU Bin. Experimental study on the impact-resistant behavior of RC beams without shear-resistant rebar [J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 45(9) :63-73. (in Chinese)
- [6] SAATCI S, VECCHIO F J. Effects of shear mechanisms on impact behavior of reinforced concrete beams [J]. Aci Structural Journal, 2009, 106 (1) : 78-86.
- [7] 曲慧,霍静思,许超.T形管节点落锤动态抗冲击性能试验研究[J].建筑结构学报,2013,34(4):65-73.  
QU Hui, HUO Jingsi, XU Chao. Experimental study on tubular T-joints under drop hammer impact loads [J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(4) :65-73. (in Chinese)
- [8] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1983,21:541-548.
- [9] 林莉,支旭东,范峰,等.Q235B钢Johnson-Cook模型参数的确定[J].振动与冲击,2014,33(9):153-158,172.  
LIN Li, ZHI Xudong, FAN Feng, et al. Determination of parameters of Johnson-Cook models of Q235B steel [J]. Journal of Vibration & Impact, 2014, 33(9) : 153-158,172. (in Chinese)
- [10] 刘烨,王蕊,李志刚.CFRP-混凝土-钢管组合结构在低速侧向撞击下的动力响应[J].爆炸与冲击,2018,38(4):759-767.  
LIU Ye, WANG Rui, LI Zhigang. Finite element analysis of CFRP-concrete-steel composite structure under low velocity lateral impact loading [J]. Explosion and Impact Waves, 2018, 38(4) : 759-767. (in Chinese)
- [11] 胡聿贤.地震工程学[M].2版.北京:地震出版社,2006:233-302.
- [12] 李萍.基于冲击荷载激励的桥梁损伤识别技术研究[D].广州:广州大学,2018.



**第一作者简介:**丁颖楠,男,1995年3月生,硕士生。主要研究方向为结构抗震与减震控制。

E-mail:dingyingnan@126.com

**通信作者简介:**许维炳,男,1986年11生,博士、副教授。主要研究方向为结构抗震与减震控制。

E-mail: weibingx@bjut.edu.cn