DOI：10.11883/bzycj-2026-0272

地铁隧道内爆炸荷载分布与管片衬砌动力行为*

吴昊[1]，杨海馨[1]，程月华[2]

（1. 同济大学土木工程学院，上海 200092；
2. 同济大学航空航天与力学学院，上海 200092）

摘 要：为探究地铁隧道内爆炸荷载分布规律以及管片衬砌的损伤破坏和动态响应，首先以南京地铁 S3 号线某区间段为工程原型，建立了考虑覆土、道床、管片、手孔、螺栓和内部配筋等的足尺地铁隧道管片衬砌内爆炸精细化有限元模型。然后，基于显式动力学分析软件 LS-DYNA 对已有隧道中爆炸波传播试验和足尺管片衬砌内爆炸试验开展数值模拟，通过对比隧道壁面反射超压时程和管片衬砌损伤破坏等，充分验证了所采用有限元分析方法的适用性。进一步设计并开展了 20 组不同 TNT 当量（10~100kg）和装药位置（偏心和中心爆炸）的原型隧道管片衬砌内爆炸工况的数值仿真，分析了爆炸波在隧道内部的传播特征，建立了隧道轴向中心和壁面爆炸波峰值超压的计算公式。管片衬砌的变形和损伤破坏模式表明：（1）对于偏心爆炸：近爆区道床表面和管片接缝处损伤最严重；TNT 当量小于 30kg 时，衬砌损伤以放射状裂纹为主；当量达到 30kg 时，近爆区管片接缝处混凝土开始碎裂；当量超过 60kg 后，衬砌破坏模式逐渐转变为近爆区管片接缝处混凝土碎裂、螺栓裸露和临近区域管片衬砌内外表面混凝土剥落；近爆区环向螺栓产生塑性拉伸变形且垫圈压碎，纵向螺栓在受拉的同时发生明显扭转；（2）对于中心爆炸：管片衬砌损伤破坏程度更轻且分布更均匀；TNT 当量达到 20kg 时，衬砌出现裂纹，环向与纵向螺栓主要受拉；（3）100kg 偏心和中心爆炸下隧道单侧衬砌环受损数量分别达到 8 和 9 个；（4）偏心和中心爆炸工况中，隧道管片衬砌最大径向峰值位移分别为 92.3mm 和 18.66mm。本文工作可为隧道内爆炸荷载计算与抗爆设计提供一定参考。

关键词：地铁隧道；管片衬砌；内爆炸；爆炸波；峰值超压

中图分类号：O383　　**国标学科代码：**13035　　**文献标识码：**A

Internal explosion load distribution and dynamic behaviors of segment lining in subway tunnels

WU Hao[1], YANG Haixin[1], CHENG Yuehua[2]

(1. *College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai* 200092, *China;* 2. *School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China*)

Abstract: Aimed to investigate the blast load distribution in a tunnel and the dynamic responses as well as damage and failure of the segmental lining, a refined full-scale finite element model of a subway tunnel was first established, taking a certain section of the Nanjing Metro Line S3 as the engineering prototype. The model incorporates overburden soil, track bed, segmental linings, handholes, bolts, and internal reinforcement. Subsequently, numerical simulations were conducted using the explicit dynamics analysis software LS-DYNA to reproduce existing blast wave propagation test in tunnels and prototype internal explosion tests in segmental linings. The applicability of the adopted finite element approach was thoroughly validated by comparing the reflected

*收稿日期：2026-08-18；　修回日期：2026-11-05；
基金项目：国家自然科学基金（12572418）
第一作者：吴　昊（1981－ ），男，博士，教授，wuhaocivil@tongji.edu.cn
通信作者：程月华（1994－ ），女，博士，助理教授，yhcheng@tongji.edu.cn

录用稿件，非最终出版稿

overpressure-time histories on the internal surface of the tunnel and the damage patterns of the segmental linings. Furthermore, a parametric numerical analysis was designed and performed for 20 internal explosion scenarios in the prototype tunnel, with TNT equivalent ranging from 10 kg to 100 kg and varying charge positions (eccentric and central detonations). The propagation characteristics of blast waves in the tunnel were revealed, and empirical formulae for predicting the peak overpressure at the tunnel axial center and on the internal surface of the tunnel were established. The deformation and damage of the segmental linings indicate that: (1) For eccentric explosions: The most severe damage occurs on the track bed surface and at the segment joints within the near-blast zone. When the TNT equivalent is less than 30 kg, the lining damage predominantly manifests as radial cracks. At an equivalent of 30 kg, concrete crushing initiates at the segment joints in the near-blast zone. When the equivalent exceeds 60 kg, the lining failure mode gradually transitions to concrete crushing at the segment joints in the near-blast zone, accompanied by exposed bolts, as well as concrete spalling on both the inner and outer surfaces of the segmental lining in adjacent areas. The circumferential bolts in the near-blast zone undergo plastic tensile deformation with crushed washers, while the longitudinal bolts experience notable torsion in addition to tensile loading. (2) For central explosions: The segmental lining sustains less severe damage with a more uniform distribution. Cracking appears in the lining when the TNT equivalent reaches 20 kg, and both the circumferential and longitudinal bolts are predominantly subjected to tension. (3) Under a 100 kg TNT equivalent, the numbers of damaged lining rings on a single side of the tunnel for eccentric and central explosions are 8 and 9, respectively. (4) In the eccentric and central explosion scenarios, the maximum peak radial displacements of the tunnel segmental lining are 92.3 mm and 18.66 mm, respectively. The findings of this work can serve as a useful reference for the calculation of internal blast loads and the blast-resistant design of tunnels.

Keywords: subway tunnels; segmental lining; internal explosion; blast wave; peak overpressure

城市地铁隧道具有人口密度高且环境封闭的主要特征，一旦发生内部爆炸，爆炸波在有限空间内传播并受到管片衬砌内壁面反射叠加导致隧道内部爆炸波超压峰值显著增大，从而导致重大人员伤亡和财产损失。如 2016 年布鲁塞尔[1]、2017 年圣彼得堡[2]以及 2017 年伦敦[3]等地铁隧道内恐怖爆炸事件。因此，开展地铁隧道内爆炸荷载分布和管片衬砌损伤破坏研究，可为地铁隧道的抗爆性能评估和安全运营提供重要参考。

受隧道截面尺寸和形状、炸药类型、爆炸位置以及覆土与结构动力相互作用的影响，内爆炸荷载作用下隧道内爆炸波的传播与分布，以及衬砌结构的动态响应与损伤破坏比较复杂。赵跃堂等[4-6]对两个足尺竖向拼装管片衬砌结构分别开展了 2~10kg 和 10~20kgTNT 的三次连续中心和偏心内爆炸试验，之后继续对上述两个结构分别进行了在管片中心和纵向接缝位置处的 10kgTNT 接触爆炸试验。得出：中心爆炸下结构无明显损伤，偏心爆炸下结构管片的损伤主要集中于距离炸药最近的管片接缝处；接触爆炸下装药位于管片纵向接缝时的结构损伤程度明显大于装药位于管片中心位置。同时基于数值仿真分析发现接触爆炸下管片的损伤程度与纵向接缝初始宽度有关，且管片角部接缝区域为最薄弱部位，进一步提出了在接头螺栓处设置弹性垫片减弱接缝处管片损伤的防护措施。Xu 等[7]开展了 15kgTNT 当量下 1/5 缩尺港珠澳大桥整体式海底沉管隧道内爆炸试验，以及汽车炸弹内爆炸作用下隧道内爆炸波传播特性和结构损伤破坏的数值仿真分析。得出：TNT 当量达到 41.8kg 时，隧道顶部混凝土保护层破坏从而影响结构承载能力；当起爆高度低于 1.25m 时，隧道顶部的变形和损坏程度显著降低。考虑土体与结构的相互作用，Liu 等[8]开展了 0.2~1.0kgTNT 当量下 1/10 缩尺汕头湾拼装式隧道的内爆炸试验，得出：随着 TNT 当量增加，隧道顶部管片损坏数量增多且管片接缝处损伤不断扩展，结构的破坏模式由局部损伤转变为上半部分整体坍塌，且土压力可显著增强隧道抗内爆炸能力。为探究隧道端部是否封闭对爆炸波传播规律的影响，Li 等[9]分别开展了 4kg 和 2kgTNT 爆炸作用下单端封闭和两端开口 1/5 缩尺整体式隧道的内爆炸试验和数值仿真分析。结果表明：封闭端产生的反射波会形成明显的二次峰值超压，且随着与封闭端距离的减小而增大，并进一步确定了隧道内入射波或封闭端反射波主导区域的分界点及其预测公式。Liu 等[10]开展了 1kg 和 2kgTNT 在拱顶、拱腰和中心

录用稿件，非最终出版稿

位置爆炸作用下 1/5.5 缩尺整体式落地拱形隧道的损伤破坏及其残余承载力试验，定量评估了隧道的损伤破坏等级。Luo 等[11]分别开展了 35kg 圆柱形和球形 TNT 在距离足尺整体式隧道入口 2.5m 和 5m 位置处的外爆炸试验与数值仿真，发现圆柱形装药产生的隧道内爆炸波峰值超压和正冲量均显著高于等质量球形装药，进一步通过考虑比例距离和炸药-隧道截面尺寸比值的影响提出了以球形装药爆炸波峰值超压为基准的圆柱形装药等效系数表达式。陈丹鹤等[12]开展了 1/5 缩尺汽车炸弹（3.4kg）偏心和箱包炸弹（0.227kg）接触爆炸作用下拼装式钢筋混凝土（reinforced concrete, RC）隧道的外爆炸试验，并基于简化手孔和螺栓的有限元模型对隧道结构的动力行为进行了数值仿真分析，发现随着炸药量增大，衬砌结构的主要破坏模式由衬砌的环向界面剪切破坏过渡到纵向界面开裂破坏。Su 等[13]针对 1/6 缩尺拼装式隧道开展了一系列不同 TNT 当量下的中心与偏心内爆炸试验，并建立相应的有限元模型分析了 TNT 当量、隧道直径、起爆位置及炸药形状对隧道内爆炸荷载分布的影响。得出：隧道壁面峰值超压随 TNT 当量增大而升高；隧道内峰值超压随着隧道直径的增大而降低；爆炸荷载在隧道衬砌横截面上的非均匀分布主要受起爆位置的影响。

由于隧道内爆炸试验成本高、耗时长且测量难度大，数值模拟成为隧道结构爆炸损伤破坏研究的高效手段。孔德森等[14, 15]针对南京地铁拼装式隧道建立了 1/4 对称简化有限元模型，开展了 10kgTNT 在距隧道衬砌底部 1.1m 处内爆炸作用下隧道内爆炸波传播规律与衬砌结构动态响应研究，结果表明：受壁面反射叠加效应影响，隧道内爆炸波的传播特性较自由场更为复杂；轴向超压时程在邻近爆源处呈单主峰形态，随传播距离增大逐渐演变为多峰递减形态，且超压在距爆心 0~4m 范围内衰减较快，6~8m 后趋于稳定；衬砌的速度与加速度响应均随爆心距增大而减弱，爆炸初始阶段衬砌受拉，随着轴向超压峰值衰减转为受压，并逐渐趋于稳定。单生彪等[16]针对合肥地铁拼装式隧道，采用等效时程荷载模型模拟爆炸荷载并建立了简化有限元模型，对比分析了整体刚度折减、局部刚度折减与不折减三种管片接头模型下管片的位移、振动速度、内力及地表变形。结果表明：爆炸荷载对管片结构影响显著，对地表变形影响相对较小；局部刚度折减模型下管片竖向位移与振动速度最大；刚度折减区内力显著增大，管片整体内力分布更不均匀。邬玉斌等[17]开展了某地铁拼装式隧道在距底部 1.1m 处 20kg 和 40kgTNT 内爆炸作用下管片接头的损伤破坏分析，结果表明：管片接头为衬砌结构的抗爆薄弱部位，近爆区管片环向接头张开、纵向接头错台，导致环向螺栓受拉断裂、纵向螺栓弯曲；提高螺栓的强度与延性可有效改善盾构隧道的抗爆性能。Zhao 等[18-20]采用连续面帽盖模型描述隧道管片混凝土的损伤破坏，分析了上部土体类型与埋置深度对内爆炸作用下隧道动力行为的影响，发现偏心爆炸下隧道的损伤和薄弱部位主要集中于近爆端和远爆端，且对于埋深较浅的软土地层，隧道抗爆性能显著降低。张小勇和龚顺风[21]建立了直墙圆拱马蹄形隧道的有限元模型，研究了 100~500kgTNT 在隧道轴向中心距底板 1m 处内爆炸作用下衬砌的动力响应与损伤机理，分析了 TNT 当量、衬砌配筋率和地质条件的影响。结果表明：衬砌结构振荡呈多峰特征，且沿纵向与径向的衰减规律存在差异；损伤主要集中于衬砌底板以及底板-侧帮、侧帮-拱肋的连接部位；提高衬砌配筋率、改善围岩质量均可增强隧道的抗爆性能。Huang 等[22]建立了足尺预制双线框架隧道的有限元模型，分析了 50~454kgTNT 在 1.4m（典型轿车）和 1.65m（越野车）高度爆炸作用下隧道的损伤演化和破坏模式，得出 TNT 当量大于 227kg 时，隧道内隔墙的位移显著增大。刘沐宇和卢志芳[23-25]通过将 RC 等效为均质材料，建立了足尺武汉长江隧道的简化有限元模型，分析了圆柱形 TNT 接触和非接触爆炸下衬砌结构和行车道板的损伤破坏，结果表明行车道板中部为最薄弱位置，接触爆炸造成的衬砌结构损伤更为严重。陈飞翔等[26]开展了两端开口 RC 直墙拱整体式隧道内 1~5kg 温压炸药爆炸波传播规律研究，发现当平面波形成后，爆炸波超压峰值衰减规律不受炸药当量影响，但爆炸波冲量随炸药当量的增加而增大，进一步拟合得到预测爆炸火团沿隧道轴向传播的最大距离表达式。田志敏等[27]分别对一端封闭和双向开口圆形截面整体式隧道内爆炸波的传播过程进行了数值模拟，分析了炸药形状和位置对爆炸超压荷载分布的影响，并拟合得出隧道壁面反射峰值超压计算公式。

可以看出，已有关于地铁隧道内爆炸荷载分布与管片衬砌损伤破坏的研究还存在以下不足：

录用稿件，非最终出版稿

（1）较多关注内爆炸荷载作用下整体式隧道衬砌的动力行为[7, 9-11, 21-27]，对地铁隧道拼装式管片衬砌研究相对较少，后者由于接缝和螺栓连接，刚度和承载力均低于整体式衬砌结构，其爆炸损伤破坏机理与失效模式尚不明晰；（2）由于拼装式管片衬砌结构复杂，已有数值模拟工作[4-6, 14-20]大多将钢筋、螺栓、手孔和道床结构等简化处理、忽略覆土影响且炸药当量较小（低于 50kg），未能揭示大当量炸药内爆炸作用下地铁隧道内爆炸波传播与超压分布特征以及管片衬砌结构的动态响应和损伤破坏模式。针对上述不足，本文以南京地铁 S3 号线某区间段为工程原型，首先建立了考虑覆土、道床、手孔、螺栓和内部配筋等的足尺地铁隧道管片衬砌内爆炸精细化有限元模型。然后，基于已有隧道内爆炸波传播试验[9, 11]和足尺拼装管片衬砌内爆炸试验[4, 5]，对材料本构模型和参数、接触和耦合算法，以及单元尺寸和失效阈值等有限元分析方法的可靠性进行对比验证。进一步，基于验证的有限元分析方法，通过考虑道床对爆炸波流场的影响，考察了不同 TNT 当量（10~100kg）和位置（偏心和中心）内爆炸作用下地铁隧道内爆炸波传播特征与荷载空间分布规律，以及管片衬砌的动力行为。研究成果可为地铁隧道恐怖爆炸袭击的抗爆防护设计、灾后应急处置与损伤评估提供理论依据和技术支撑。

1 足尺地铁隧道管片衬砌内爆炸有限元模型

本节参考南京地铁 S3 线某区间段，采用显式动力学分析软件 LS-DYNA 建立了足尺隧道管片衬砌内爆炸的精细化有限元模型。

1.1 有限元模型

该地铁隧道主体结构为典型的预制拼装式衬砌，即通过环向螺栓连接相邻管片形成衬砌环，以及纵向螺栓连接衬砌环拼装形成整体结构。图 1 给出了由 16 个衬砌环拼装形成的 19.2m 长的足尺隧道精细化有限元模型，隧道埋深为 8m，上部覆土为粉质粘土层。衬砌环内径 5.5m，宽度 1.2m，厚度 0.35m，由三种不同类型的管片组成，其中 K 块为楔形块，A1/A2/A3 为标准块，B1/B2 为邻接块。衬砌环内的管片通过 12 个环向接缝螺栓连接。相邻衬砌环通过 16 个按 22.5° 等间隔分布的纵向接缝螺栓错缝拼装。道床和管片分别采用 C35 和 C50 强度等级混凝土，保护层厚度均为 50mm。图 2 给出了 5.8 级 M30 螺栓的几何尺寸以及道床结构和管片的配筋。

对于网格划分，道床和管片均采用四面体单元（*SECTION_SOLID/ELFORM=10）进行网格划分，螺栓和土体均采用六面体单元（*SECTION_SOLID/ELFORM=1），钢筋采用梁单元（*SECTION_ BEAM/ELFORM=1）。为了兼顾计算精度和效率，基于网格收敛性分析将隧道近爆区的管片网格尺寸加密为 25mm，其他区域逐渐增大至 50mm；与隧道接触的土体网格尺寸为 100mm，随着与结构距离增大逐渐过渡至 200mm；螺栓网格尺寸为 10mm；钢筋和道床网格尺寸均为 50mm。空气域通过结构化任意拉格朗日-欧拉法（Structured Arbitrary Lagrangian-Eulerian，S-ALE）进行网格划分，并采用关键字*ALE_STRUCTURED_MESH 和 *ALE_STRUCTURED_MESH_CONTROL_POINTS 分别定义空气域范围、网格密度和控制点。采用关键字*INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY 和*INITIAL_DETONATION 分别进行炸药体积填充以及定义起爆位置和时刻。空气和炸药网格尺寸均为 30mm。对于接触方式，相邻管片之间以及管片和螺栓之间通过关键字*CONTACT_AUTOMATIC_ SINGLE_SURFACE 设置接触，管片接缝之间摩擦系数取 0.2。对于耦合算法，炸药、空气和结构之间采用关键字 *CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 耦合，钢筋与混凝土之间采用关键字 *CONSTRAINED_BEAM_IN_SOLID 耦合。对于边界条件，采用关键字*BOUNDARY_NON_ REFLECTING 设置空气域（19.2m×7.0m×7.0m）外表面和土体（19.2m×8.2m×15.2m）除地面外其余表面为无反射边界。采用关键字*DATABASE_TRACER 和*DATABASE_HISTORY_NODE 定义隧道内压力与位移测点。

为了准确复现管片衬砌的初始应力场，对螺栓施加 300kN 预紧力，并考虑土体与结构自重。螺栓预紧力的施加通过关键字*DATABASE_CROSS_SECTION_PLANE 和*DEFINE_CURVE 分别定义

录用稿件，非最终出版稿

轴向力作用的螺栓截面和轴向力加载曲线，结合关键字*INITIAL_CROSS_SECTION 将轴向力施加于螺栓截面。采用关键字*LOAD_BODY_Z 和*LOAD_BODY_PARTS 对土体和结构施加重力，并通过关键字*CONTROL_DYNAMIC_RELAXATION 进行动力松弛。

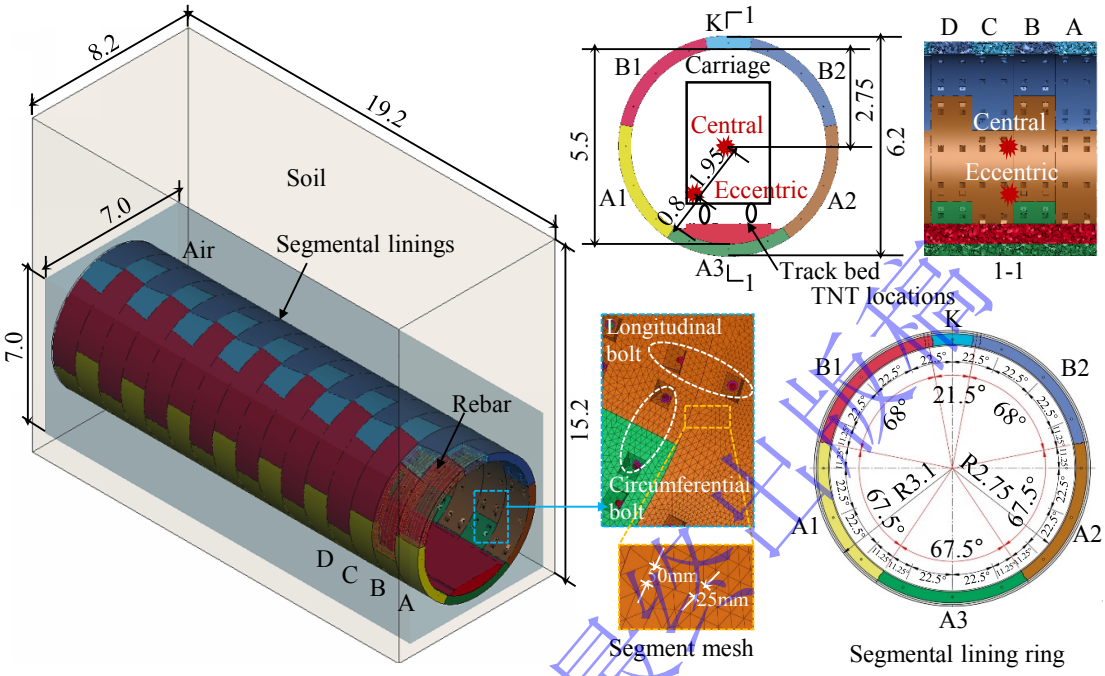
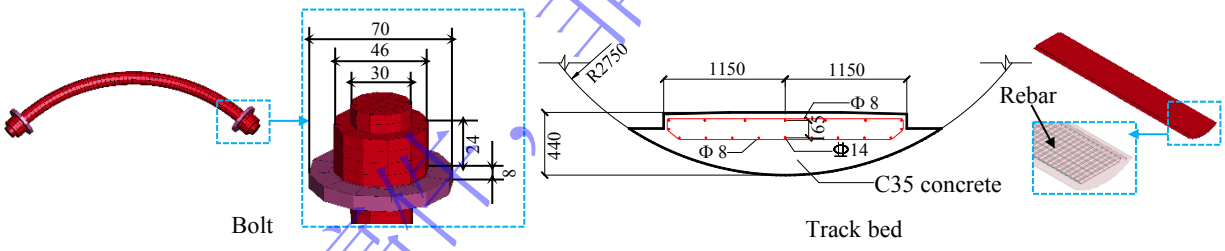
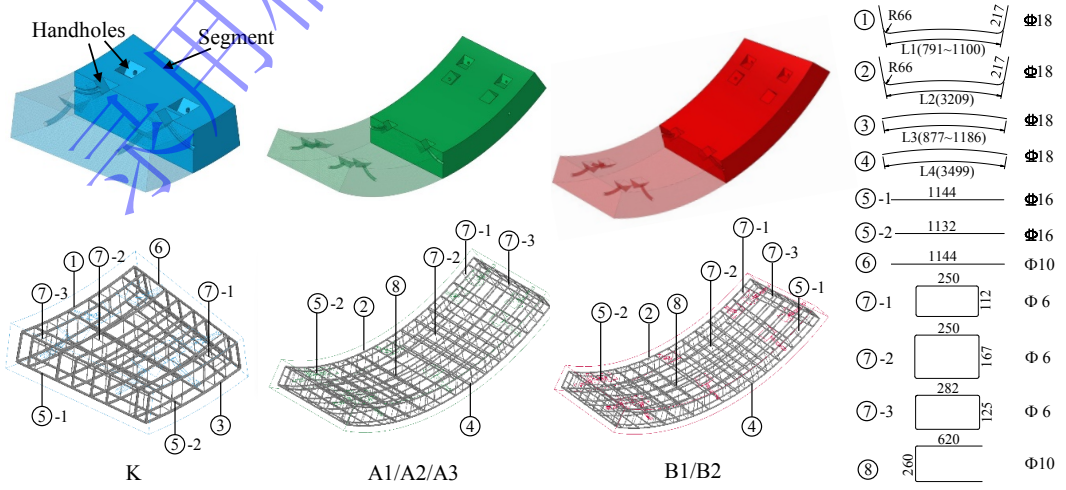


图 1 足尺隧道内爆炸有限元模型（单位：m）

Fig. 1 Finite element model of internal explosion in a prototype tunnel (unit: m)



(a) Bolt and track bed



(b) Segment

图 2 螺栓构造和隧道管片配筋（单位：mm）

录用稿件，非最终出版稿

Fig. 2 Bolt configuration and tunnel segment reinforcement (unit: mm)

为探究内爆炸下地铁隧道中爆炸波传播以及管片衬砌的动力行为，考虑地铁隧道的特殊性并参考美国联邦应急管理署[28]规定，选取 TNT 当量范围为 10~100kg，爆炸位置则依据车厢几何特征按照最不利原则[4]确定为图 1 所示的车厢内最靠近管片处，即距离 B 与 C 衬砌环 A1/A3 管片接头处 0.8m 位置。同时考虑地铁车厢遗留可疑爆炸物的潜在场景，设计相同炸药量的衬砌环中心爆炸工况作为对比。

1.2 材料模型及参数

管片和道床结构混凝土均采用*MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3 材料模型描述，该模型综合考虑了混凝土的应变率效应、塑性硬化以及峰后拉压应变软化等行为。为避免单元过度畸变导致计算提前中止，设置关键字*MAT_ADD_EROSION 并通过最大失效主应变准则控制单元删除。钢筋、螺栓和垫圈均采用*MAT_PLASTIC_KINEMATIC 材料模型描述，其应变率效应通过 Cowper-Symonds 模型[29]表征：

$$DIF = 1 + \left(\dot{\varepsilon} / C\right)^{1/P} \tag{1}$$

式中：DIF 为动力增大系数，是材料的动态与静态强度之比；$\dot{\varepsilon}$ 为钢材应变率；C 和 P 为应变率参数。土体采用*MAT_MOHR_COULOMB 材料模型，可有效描述土体在压剪状态下的屈服与破坏。上述三种材料模型的具体参数见表 1 所示。

空气采用*MAT_NULL 材料模型和*EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程描述，表达式为：

$$p_1 = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + \left(C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2\right)E_1 \tag{2}$$

式中：p_1 为空气压力，E_1 为空气单位体积初始内能，取 2.5×10^5J/m^3；C_0~C_6 为常数，其中 C_1=C_2=C_3=C_6=0，C_4=C_5=γ−1，γ 为绝热指数，取 1.4；μ=ρ/ρ_0-1，其中 ρ 和 ρ_0 分别为空气当前和初始密度。

炸药采用*MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型和*EOS_JWL 状态方程描述，表达式为：

$$p_2 = A(1-\frac{\omega}{R_1V})e^{-R_1V} + B(1-\frac{\omega}{R_2V})e^{-R_2V} + \frac{\omega E_2}{V} \tag{3}$$

式中：p_2 为炸药爆轰压力；V 为爆轰产物相对体积；E_2 为炸药单位体积初始内能，取 7×10^9J/m^3；A=3.712×10^5MPa、B=3231MPa、R_1=4.15、R_2=0.95 和 ω=0.3 是和炸药有关的常数。

表 1 隧道管片和覆土材料模型参数取值

Table 1 Material model parameter values for tunnel segments and overburden soil

管片 C50/道床 C35 混凝土(*MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3)					
密度/(kg·m^{-3})	弹性模量/GPa	泊松比	圆柱体单轴抗压强度/MPa		
2650/2450	32.5/31.5	0.2/0.2	40/28		
钢筋/螺栓/垫圈(*MAT_PLASTIC_KINEMATIC)					
密度/(kg·m^{-3})	弹性模量/GPa	泊松比	屈服应力/MPa	应变率参数 C/s^{-1}	应变率参数 P
7800	210	0.238	468/420/300	40	5
土体(*MAT_MOHR_COULOMB)					
密度/(kg·m^{-3})	剪切模量/GPa	泊松比	摩擦角/rad	内聚力/MPa	弹性模量/GPa
1900	0.012	0.32	0.21	0.03	0.03

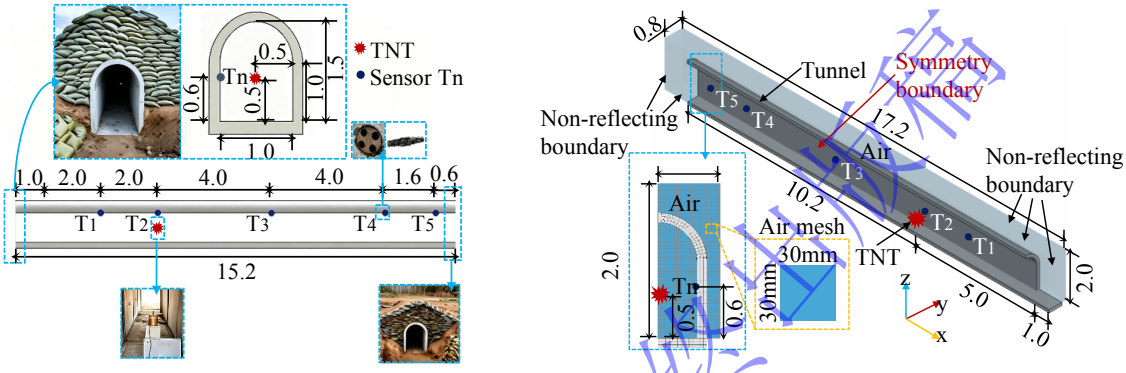
2 有限元分析方法的试验验证

录用稿件，非最终出版稿

本节基于隧道内爆炸波传播试验[9, 11]和足尺管片衬砌的偏心内爆炸试验[4]，通过全面对比隧道内空气入射和壁面反射爆炸波超压时程以及管片衬砌的损伤破坏，对上节有限元分析方法，包括材料本构模型和参数、接触和耦合算法、边界条件以及混凝土单元失效阈值等的可靠性进行充分验证。

2.1 两端开口 1/5 缩尺隧道内爆炸试验

Li 等[9]开展了 1/5 缩尺两端开口 RC 隧道内爆炸试验，如图 3（a）所示。隧道断面为直墙拱形，隧道宽度与侧墙高度均为 1m，拱顶半径为 0.5m，总长度为 15.2m。2kg 圆柱形炸药位于隧道内距离入口 5m 处的隧道横截面中心位置，起爆点为炸药顶面中心。沿隧道长度方向，在距离隧道底面 0.6m 高度处的壁面上共布置了 5 个反射超压传感器。图 3（b）给出了建立的 1/2 对称有限元模型。考虑到试验后隧道结构未出现明显损伤，采用刚体材料模型（*MAT_RIGID）表征隧道结构。

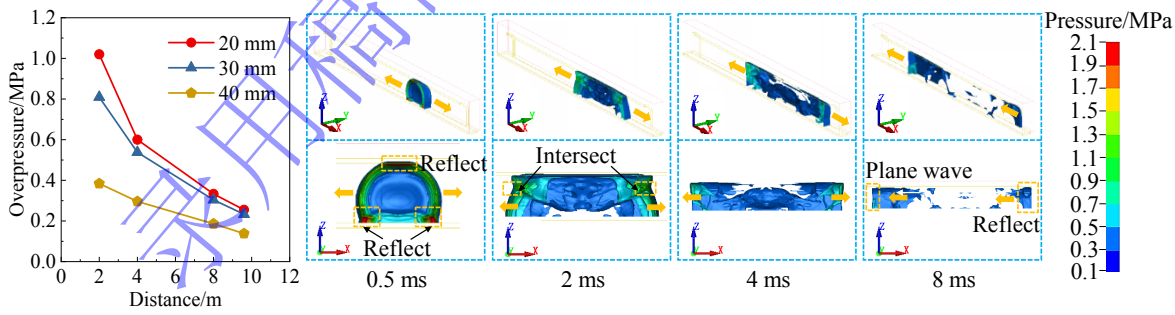


(a) Test setup[9] (b) Finite element model

图 3 两端开口缩尺隧道内爆炸试验和有限元模型（单位：m）

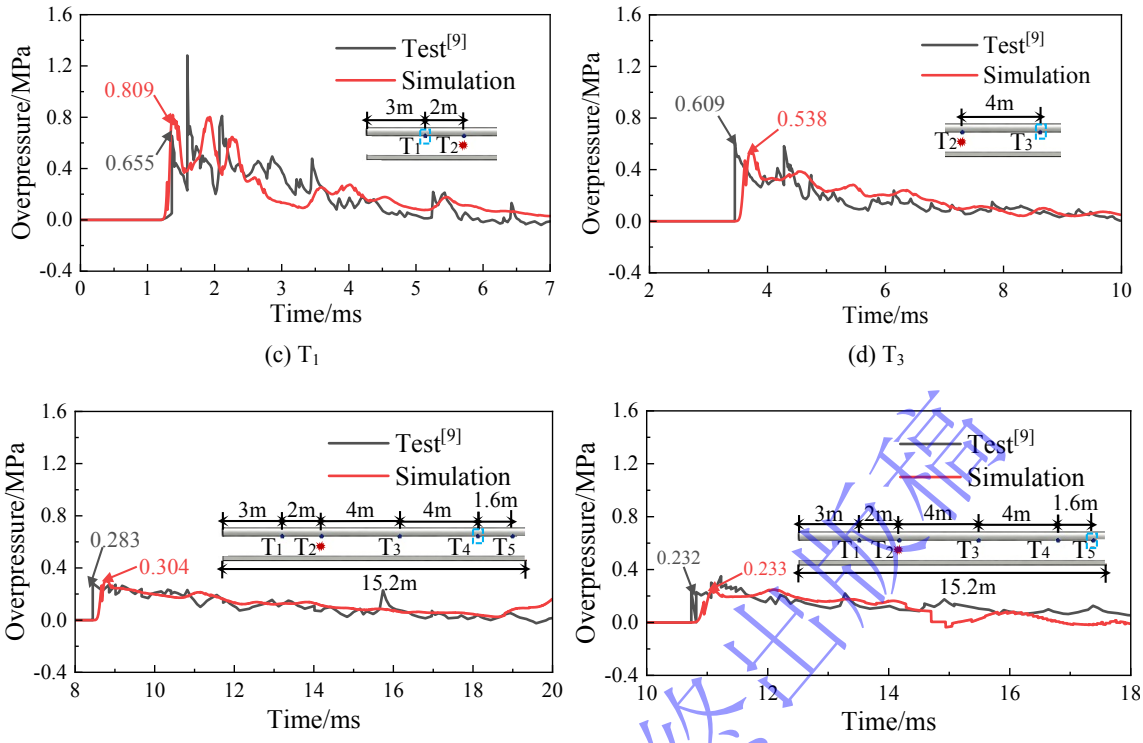
Fig. 3 Explosion test in an open-ended scaled tunnel and finite element model (unit: m)

图 4（a）给出了空气和炸药的网格收敛性分析结果。可以发现：当网格尺寸从 30mm 减小至 20mm 时，各测点模拟结果最大误差低于 20%。综合考虑计算效率，确定网格尺寸取 30mm。图 4（b）给出不同时刻的爆炸波传播压力云图，发现 8ms 时，爆炸波以平面波的形式沿隧道轴向传播。图 4（c）~（f）进一步对比了四个测点位置爆炸波超压时程的数值模拟与试验[9]结果。可以看出，各测点峰值超压、爆炸波作用时间和衰减规律的预测结果与试验吻合较好，四个测点的峰值超压相对误差分别为 23.5%、-11.7%、7.4%和 0.4%。



(a) Mesh sensitivity analysis (b) Pressure contours of blast wave

录用稿件，非最终出版稿



(c) T_1 (d) T_3

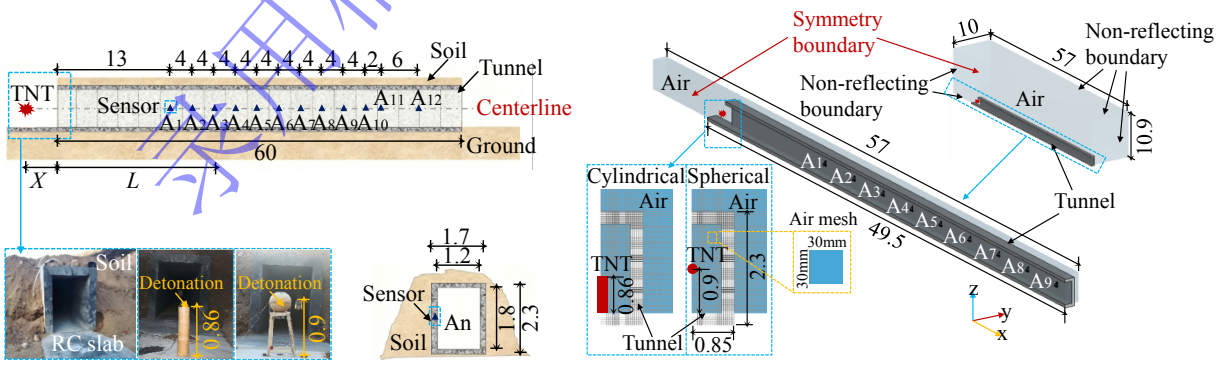
(e) T_4 (f) T_5

图 4 隧道内爆炸波传播压力云图和超压时程对比

Fig. 4 Pressure contours of blast wave in tunnel and comparisons of overpressure-time histories

2.2 足尺隧道口外爆炸试验

Luo 等[11]开展了 RC 隧道的口外爆炸试验，如图 5（a）所示。隧道宽 1.7m，高 2.3m，壁厚 0.25m，总长度 60m。共开展四发试验，采用了 35kg 圆柱形和球形 TNT 装药，与隧道入口距离 X 分别为 2.5m 和 5m，起爆位置分别为圆柱形装药顶面中心和球形装药几何中心，距离地面高度分别为 0.86m 和 0.9m。沿隧道内壁轴向布置了 12 个反射压力传感器，其与隧道入口的水平距离为 L（13~57m），与地面垂直距离均为 0.9m。图 5（b）给出了 1/2 对称有限元模型，其网格尺寸、本构模型和参数，以及耦合算法等均与 2.1 节保持一致。考虑计算成本，仅取 A_1~A_9 测点超压数据（隧道前 49.5m）进行对比和验证。



(a) Test setup[11] (b) Finite element model

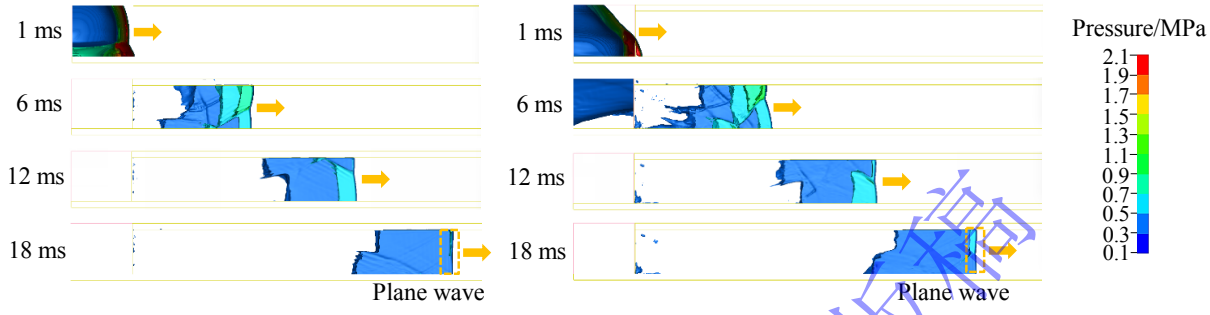
图 5 隧道口外爆炸试验和有限元模型（单位：m）

Fig. 5 Explosion tests outside the tunnel entrance and finite element model (unit: m)

图 6（a，b）分别给出球形和圆柱形 TNT 在 X=2.5m 爆炸工况中不同时刻的爆炸波传播压力云图，发现球形 TNT 爆炸形成近似球面波，而圆柱形 TNT 则因几何非对称性产生依赖于方位角的非均匀波

录用稿件，非最终出版稿

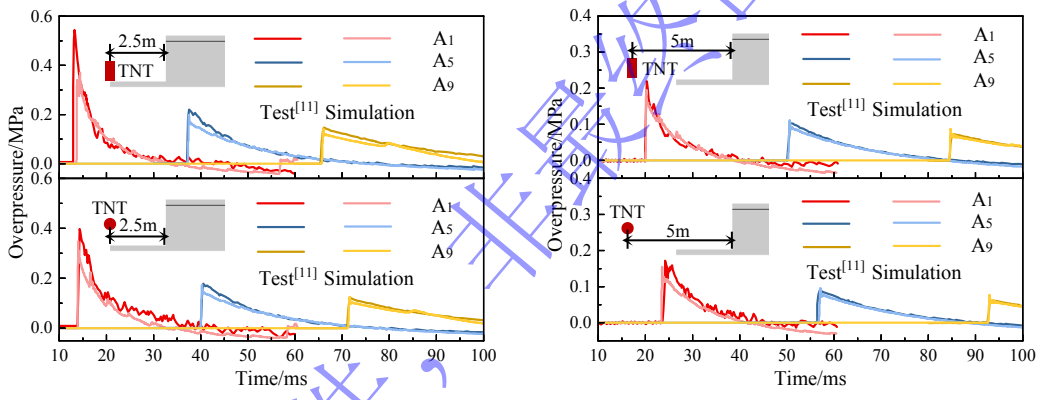
前。图 7（a，b）进一步分别对比了试验与数值模拟得到的四发试验中不同测点反射超压时程和峰值沿隧道轴线的分布，可以看出：除圆柱形装药距离隧道入口 2.5m 处爆炸工况中 A1 测点反射超压峰值相对误差较大外，其余测点峰值超压最大误差仅为 13.41%。此外，试验和数值仿真结果均表明在爆炸初始阶段，圆柱形装药产生的爆炸波比球形装药传播更快，且这种差异随与隧道入口距离的增加而增大。



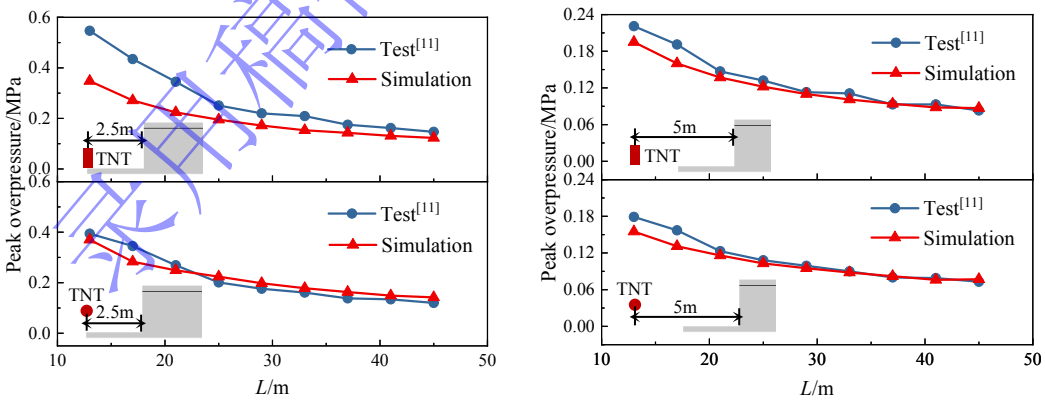
(a) Spherical TNT　　(b) Cylindrical TNT

图 6 爆炸波传播压力云图

Fig. 6 Pressure contours of blast wave



(a) Overpressure-time histories at measuring points



(b) Distributions of peak overpressure along tunnel axis

图 7 四个工况超压时程和峰值超压分布对比

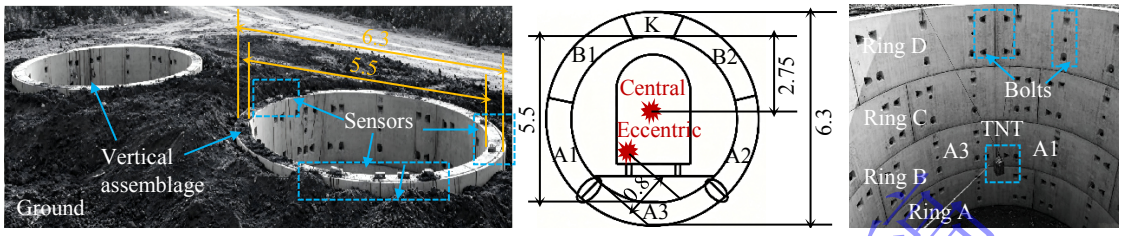
Fig. 7 Comparisons of overpressure-time histories and peak overpressure distributions under four scenarios

2.3 足尺管片衬砌内爆炸试验

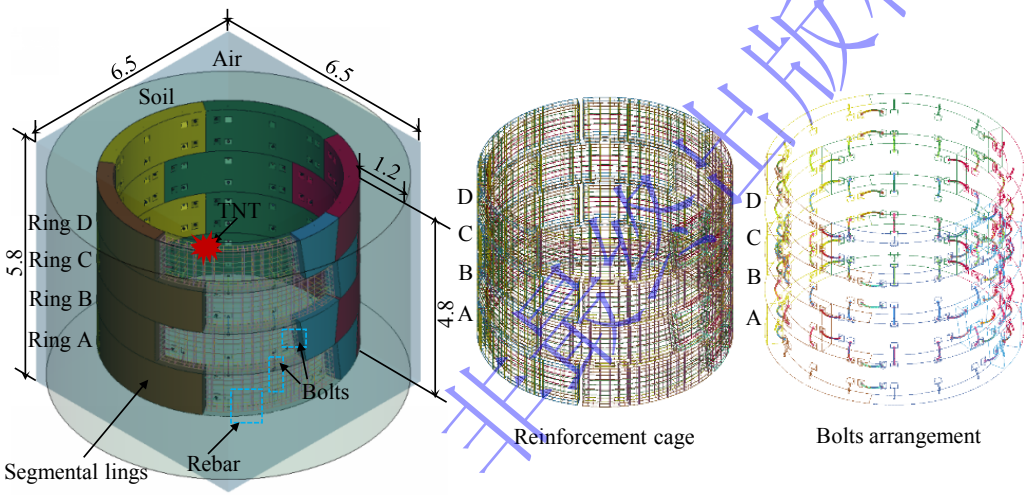
为了充分验证结构网格尺寸、材料本构模型和参数、接触和耦合算法以及混凝土单元失效阈值等的可靠性，对 Zhao 等[4]开展的足尺管片衬砌内爆炸试验进行数值模拟。图 8（a）给出了试验布置，

录用稿件，非最终出版稿

其中试验结构的管片组成、拼装方式、衬砌内径和宽度等均与第 1 节给出的足尺地铁隧道一致，仅管片厚度增加为 0.4m，相应的有限元模型如图 8（b）所示。该试验分别对两个结构开展了三发连续中心内爆炸和偏心内爆炸研究。中心爆炸工况下，炸药位于 B 环中心，炸药量分别为 2kg、5kg 和 10kgTNT；偏心爆炸工况下，炸药位于距离 B 环 A3 和 A1 管片接缝 0.8m 处，炸药量分别为 15kg、10kg 和 20kgTNT。



(a) Test setup[4]

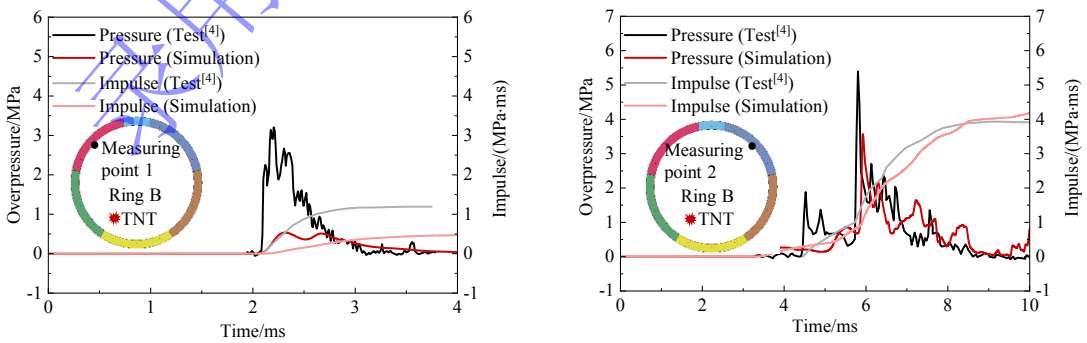


(b) Finite element model

图 8 足尺管片衬砌内爆炸试验和有限元模型（单位：m）

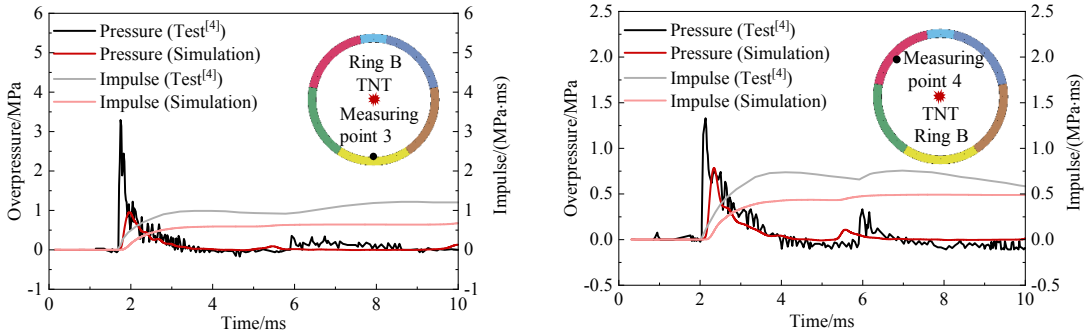
Fig. 8 Explosion tests in prototype segment linings and finite element model (unit: m)

图 9（a）~（d）对比了数值模拟与试验得到的爆炸波超压和冲量时程。可以看出，尽管由于计算成本的限制无法将炸药附近空气网格划分的足够细，导致数值模拟得到的爆炸波在传播过程中衰减相较于试验更显著，但是整体预测结果和试验吻合程度是可以接受的。



(a) Measuring point 1 under 15 kg TNT eccentric explosion (b) Measuring point 2 under 15 kg TNT eccentric explosion

录用稿件，非最终出版稿

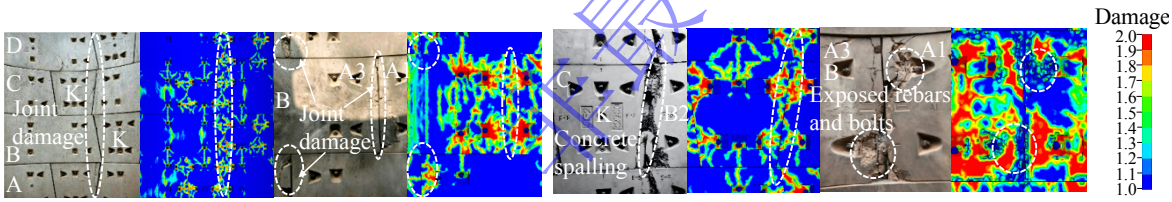


(c) Measuring point 3 under 10 kg TNT central explosion　　(d) Measuring point 4 under 10 kg TNT central explosion

图 9 超压及冲量时程对比

Fig. 9 Comparisons of overpressure- and impulse-time histories

中心爆炸工况中，试验和模拟结果均表明衬砌结构未出现明显损伤。图 10（a，b）分别给出了第一次 15kgTNT 偏心爆炸和三次连续偏心爆炸后的衬砌损伤对比。可以看出：当最大失效主应变阈值取 0.15 时，预测结果与试验吻合良好，即：第一次爆炸后，衬砌近爆区环向接缝处混凝土少量碎裂；三次连续爆炸后，近爆区混凝土发生严重碎裂和剥落，并沿环向接缝扩展形成贯穿裂缝，钢筋和环向螺栓部分裸露。试验中远爆区管片接缝处在三次连续爆炸后出现明显混凝土剥落，而模拟结果损伤程度较轻，其原因主要在于试验管片接缝处的初始建造缺陷，以及模拟中的理想化假设，如均质混凝土材料、无反射边界和无初始缺陷等。需要指出的是，上述远爆区管片接缝处损伤预测误差不会显著影响原型隧道的损伤范围和隧道内爆炸波峰值超压。



(a) After first explosion　　(b) After three consecutive explosions

图 10 偏心爆炸工况的管片损伤对比

Fig. 10 Comparisons of segment damage under eccentric explosion scenarios

综上，本节通过对已有两端开口缩尺隧道内爆炸试验[9]、足尺隧道内口外爆炸试验[11]和足尺管片衬砌内爆炸试验[4]开展数值仿真，通过全面对比爆炸波超压时程与空间分布以及管片衬砌的破坏模式，验证了所采用的有限元分析方法，包括材料本构模型和参数、接触和耦合算法、边界条件、单元网格尺寸以及混凝土单元失效阈值等，能较好预测地铁隧道内爆炸超压荷载传播与分布以及管片衬砌的动力行为，可用于下文足尺地铁隧道爆炸工况的数值仿真分析。

3 地铁隧道内爆炸超压荷载分布

基于上述验证的有限元分析方法，对第 1 节给出了足尺地铁隧道管片衬砌开展 10~100kgTNT 偏心和中心内爆炸分析，探究爆炸波在隧道内的传播与荷载分布，进一步提出偏心和中心爆炸工况下沿隧道轴向中心和壁面的荷载预测模型。

3.1 爆炸波传播

图 11（a）~（d）给出了 50kg 和 100kgTNT 偏心和中心内爆炸工况中爆炸波的传播云图。可以看出：当隧道内发生爆炸时，爆炸产生的高温高压气体以爆源为中心向四周扩散。如图 11（a，b）所示，偏心爆炸工况中爆炸波首先与隧道内壁及道床接触并发生反射，随后反射波沿隧道内壁向远爆区传播。之后，入射波与反射波在远爆区汇合，随后继续沿各自原有方向传播，发生与壁面的二次反

射。经过多次反射后，爆炸波能量迅速衰减。如图 11（c，d）所示，对于中心爆炸工况，初始阶段，爆炸波以近似球面波形式向外传播。随后，各方向的入射波均到达隧道壁面并发生反射，反射波由四周壁面向中心汇聚，并在道床上部交汇。此后，随着传播距离的增加，爆炸波波阵面逐渐转变为平面波。

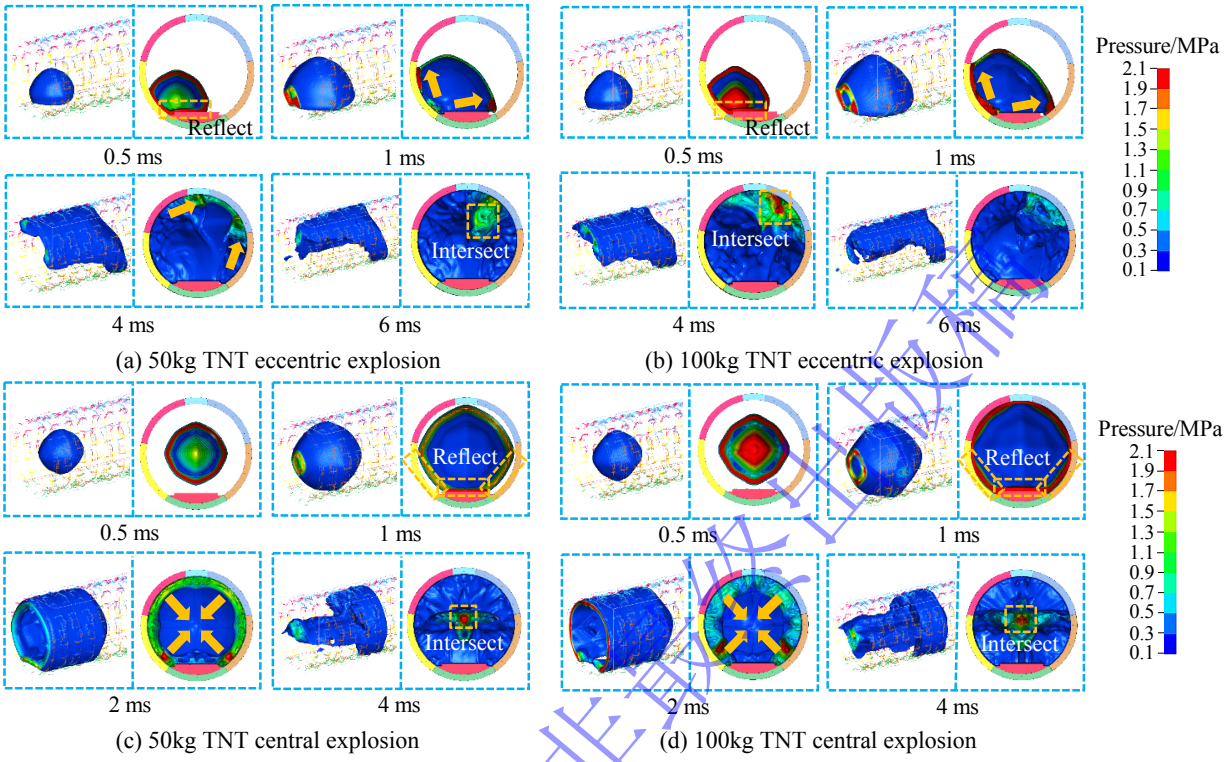


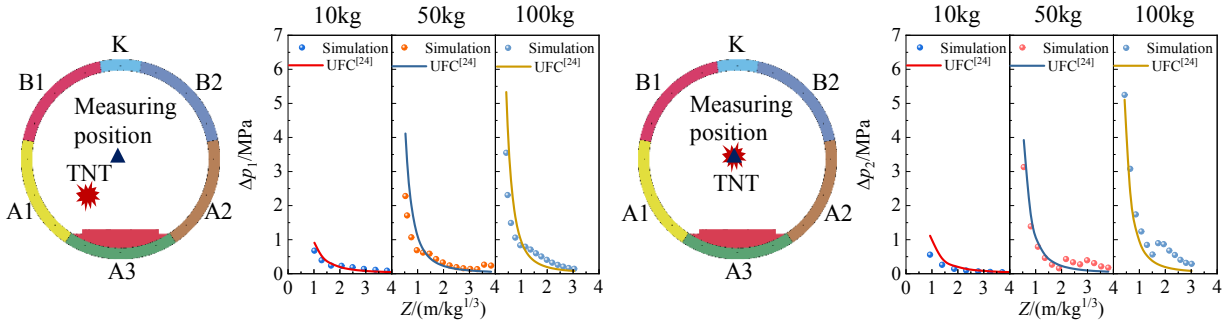
图 11 典型工况爆炸波传播云图

Fig. 11 Propagation contours of blast wave under typical scenarios

3.2 隧道轴向爆炸荷载空间分布

内爆炸荷载作用下，爆炸波在隧道内发生复杂的反射、叠加和汇聚，且随传播距离增大而逐渐衰减，本节对沿隧道轴向中心的荷载以及壁面的反射荷载分布开展研究。

图 12（a，b）分别给出了 10kg、50kg 和 100kgTNT 偏心和中心爆炸工况下隧道轴向中心峰值超压Δp_1和Δp_2随比例距离 Z（$Z=R/W^{1/3}$，R 为炸药中心到测点的距离，W 为等效 TNT 当量）的变化曲线，并与 UFC 规范[30]计算结果进行对比。可以看出：对于偏心爆炸，当 Z>1m/kg$^{1/3}$ 时，预测结果大于 UFC 规范计算值，并随 Z 的增大趋于稳定。其原因在于 UFC 规范是基于自由场空中爆炸工况提出，未考虑隧道壁面约束导致的爆炸波多次反射叠加效应。此外，与偏心爆炸不同，中心爆炸工况下，随着 Z 增大，入射峰值超压分布出现二次峰值，表明该工况下爆炸波叠加效应更加显著。图 12（c，d）给出了偏心和中心爆炸下隧道壁面反射峰值超压Δp_3和Δp_4随 Z 的变化曲线。可以看出，与偏心爆炸相比，中心爆炸下的壁面峰值超压随 Z 的增大衰减更慢。



录用稿件，非最终出版稿

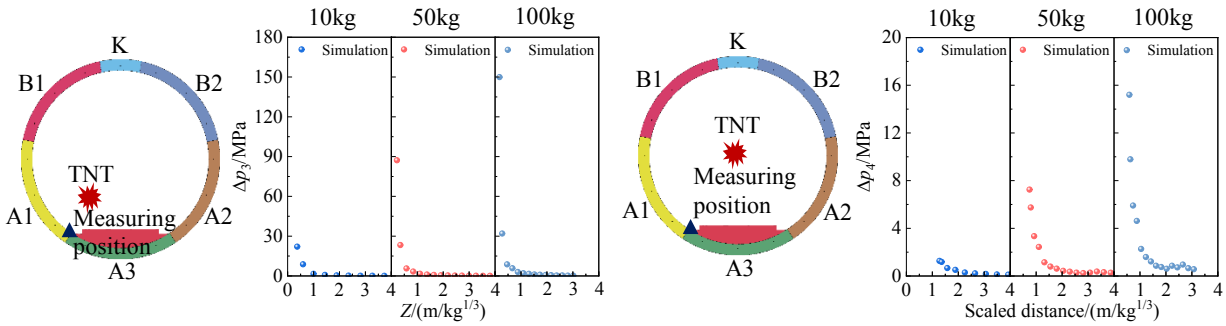


图 12 内爆炸工况下爆炸波峰值超压的轴向分布

Fig. 12 Axial distributions of blast peak overpressure under internal explosion scenarios

3.3 隧道轴向爆炸荷载预测模型

基于上节得到的 10~100kgTNT 偏心和中心爆炸工况中沿隧道轴向中心和壁面爆炸波的峰值超压，可以拟合得到其随比例距离 Z 的表达式（4），如图 13 所示。

偏心爆炸下沿隧道轴向中心的爆炸波峰值超压Δp_1：

$$\Delta p_1 = \frac{0.6195}{Z} - \frac{0.0948}{Z^2} + \frac{0.1843}{Z^3} \quad (0.472 \le Z \le 6.101,\ R^2=0.9794) \tag{4a}$$

中心爆炸下沿隧道轴向中心的爆炸波峰值超压Δp_2：

$$\Delta p_2 = \frac{0.7853}{Z} + \frac{0.3780}{Z^2} - \frac{0.0332}{Z^3} \quad (0.215 \le Z \le 6.034,\ R^2=0.9327) \tag{4b}$$

偏心爆炸下沿隧道轴向壁面爆炸波峰值超压Δp_3：

$$\Delta p_3 = \frac{0.5574}{Z} + \frac{0.6402}{Z^2} + \frac{0.6673}{Z^3} \quad (0.172 \le Z \le 6.046,\ R^2=0.9953) \tag{4c}$$

中心爆炸下沿隧道轴向壁面爆炸波峰值超压Δp_4：

$$\Delta p_4 = \frac{1.6939}{Z} - \frac{3.3683}{Z^2} + \frac{4.3618}{Z^3} \quad (0.592 \le Z \le 6.168,\ R^2=0.9829) \tag{4d}$$

上式适用范围为圆形断面隧道、TNT 当量范围为 10~100kg，中心和 1.95m 偏心内爆炸工况。

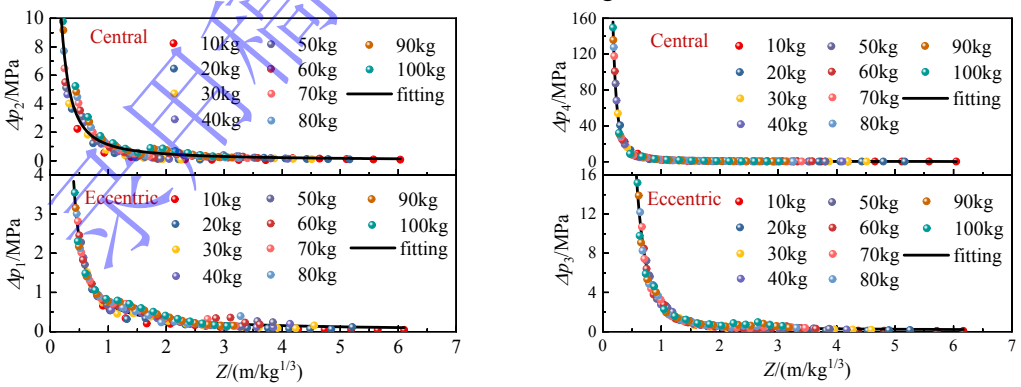


图 13 隧道轴向爆炸波峰值超压拟合曲线

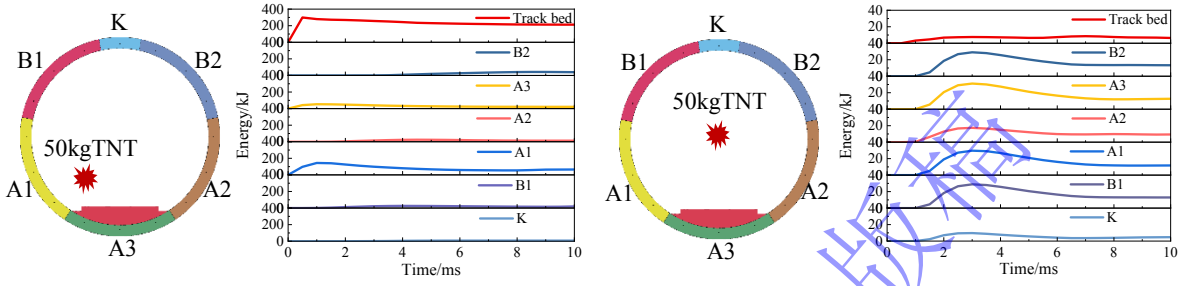
Fig. 13 Fitted curves of axial peak overpressure of blast waves in tunnel

4 地铁隧道管片衬砌内爆炸损伤破坏

录用稿件，非最终出版稿

4.1 管片衬砌损伤破坏

图 14（a，b）分别给出了 50kgTNT 偏心和中心爆炸工况下管片和道床的能量时程，包括动能和内能。可以看出：（1）各部件的能量曲线均先迅速增加再缓慢降低至稳定，这是由于在爆炸初始阶段，隧道主要依靠局部变形来快速吸收能量，表现为壁面混凝土开裂、剥落，接缝处螺栓变形；局部损伤形成后，结构响应由局部变形逐渐过渡至整体振动，并通过振动缓慢耗散能量直至稳定；（2）对于偏心爆炸，道床、A1 和 A3 管片为主要吸能部件，其中道床的能量约为 A1 管片的两倍，占总能量的 50%以上；对于中心爆炸，各部件能量分配相较于偏心爆炸更均匀。

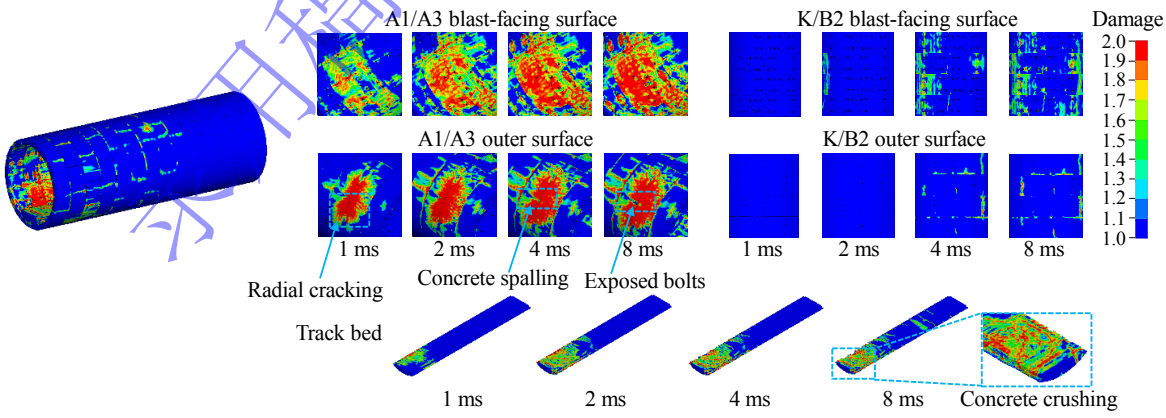


(a) 50kg TNT eccentric explosion　　(b) 50kg TNT central explosion

图 14 典型爆炸工况下隧道管片和道床的能量时程

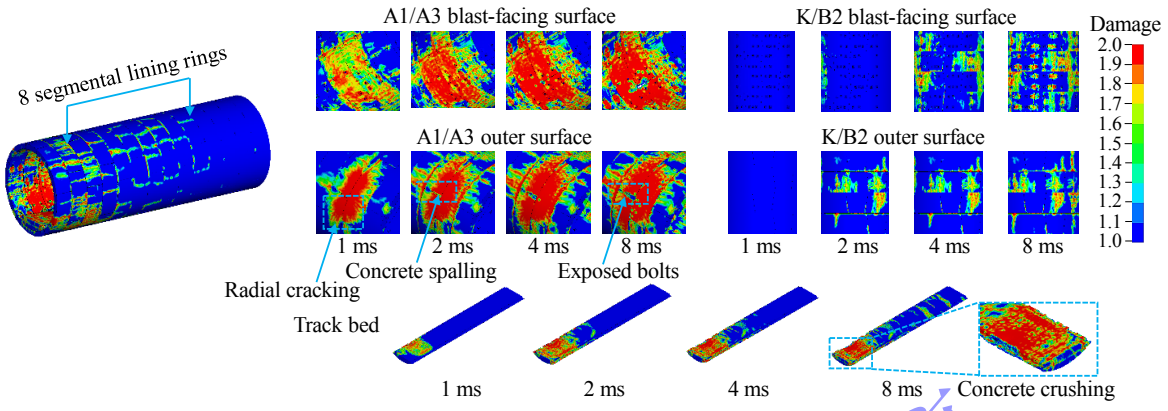
Fig. 14 Energy-time histories of segmental linings and track bed under typical explosion scenarios

图 15 给出了典型爆炸工况下隧道衬砌的损伤云图。如图 15（a，b）所示，对于偏心爆炸，隧道近爆区呈现明显的局部损伤。爆炸波最先作用于 A1/A3 管片接缝和道床处，较为薄弱的管片接缝处混凝土被压碎，同时道床表面近爆区混凝土碎裂；随着爆炸波进一步传播，接缝处的混凝土大面积剥落并形成径向贯穿裂缝，螺栓裸露；当爆炸产生的应力波传播至管片背爆面时，形成的反射拉伸波造成管片内部微裂纹迅速扩展并向四周延伸，在背爆面形成放射状裂纹；如图 15（c，d）所示，对于中心爆炸，由于爆心与四周壁面的距离较远且基本相同，因而隧道损伤程度更轻且分布更均匀；隧道底部的管片由于道床的隔挡并未受到爆炸波的直接作用，损伤程度最轻。此外，尽管中心爆炸下单环损伤程度较轻，但由于爆炸波沿轴向分布更均匀，达到损伤阈值的衬砌环数量略多于偏心爆炸。如 100kg 偏心和中心爆炸工况下隧道单侧受损衬砌环个数分别达到 8 和 9；图 15（e）进一步给出了无道床隧道在 50kgTNT 偏心爆炸下的损伤破坏云图，可以看出该工况下结构损伤仍集中于近爆区管片接缝处，和相同 TNT 当量偏心爆炸有道床工况下的结构损伤分布相似，但损伤程度更严重。

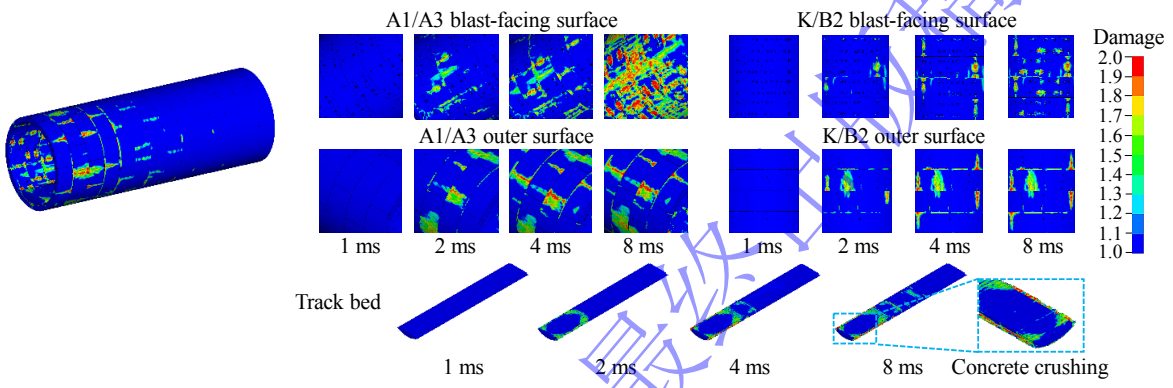


(a) 50kg TNT eccentric explosion

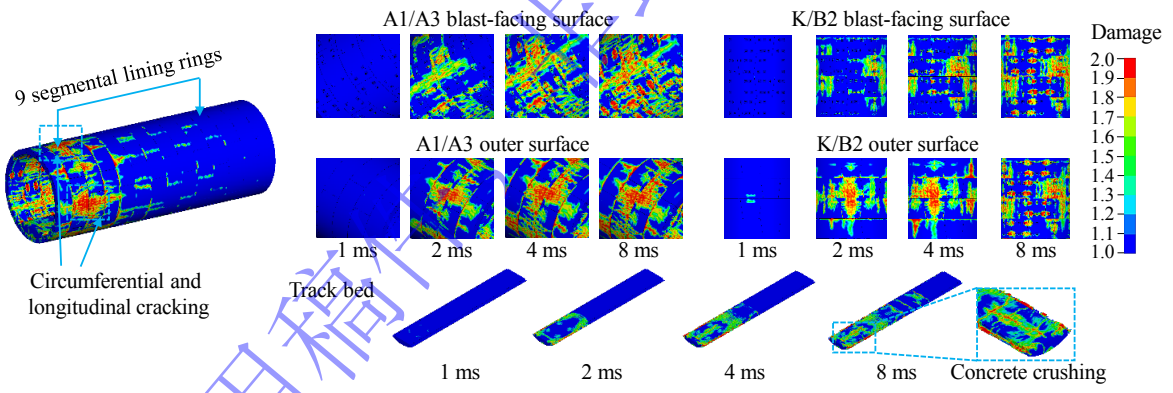
录用稿件，非最终出版稿



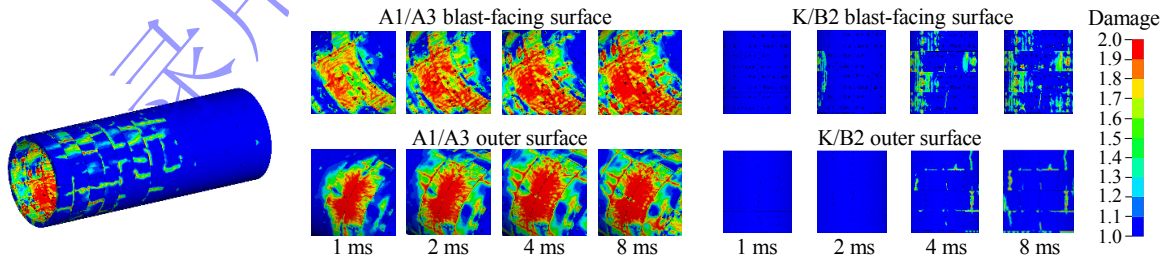
(b) 100kg TNT eccentric explosion



(c) 50kg TNT central explosion



(d) 100kg TNT central explosion



(e) 50kg TNT eccentric explosion (without track bed)

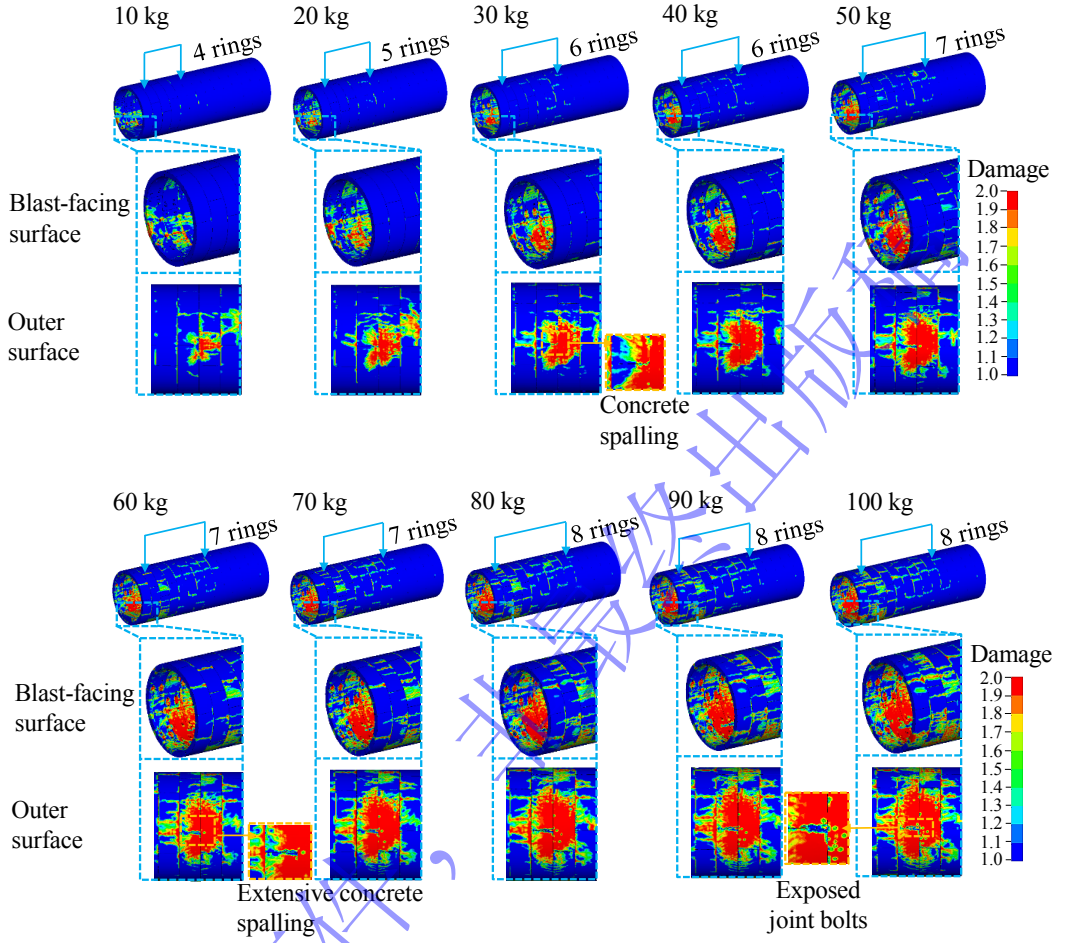
图 15 典型爆炸工况下隧道损伤云图

Fig. 15 Damage evolution contours of tunnel under typical explosion scenarios

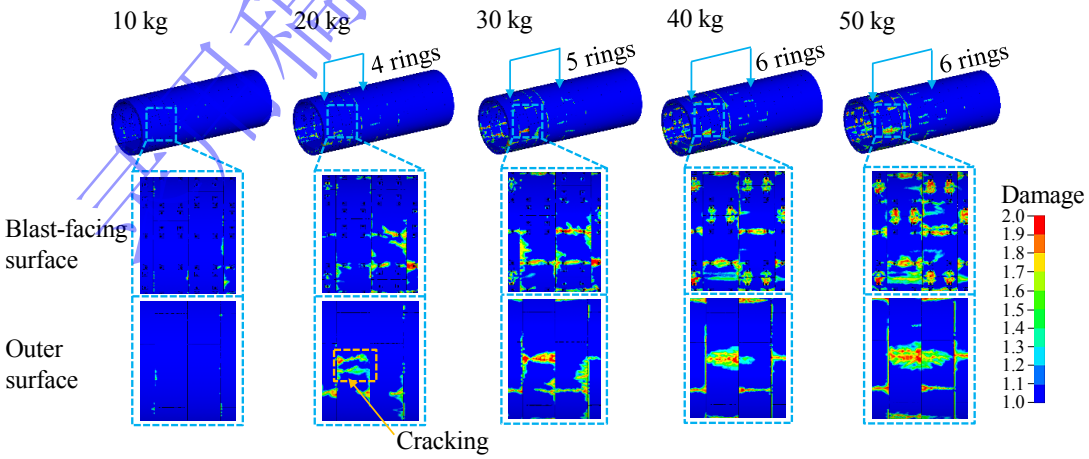
图 16（a，b）分别给出了 10~100kgTNT 偏心和中心爆炸下结构的损伤云图。图 16（a）可以看出：偏心爆炸工况中，炸药附近的衬砌环 A1/A3 管片接缝处损伤最严重。当 TNT 当量小于 30kg 时，衬砌损伤以放射状裂纹为主，自环向接缝沿隧道轴向扩展，背爆面未出现明显的混凝土剥落；当量达

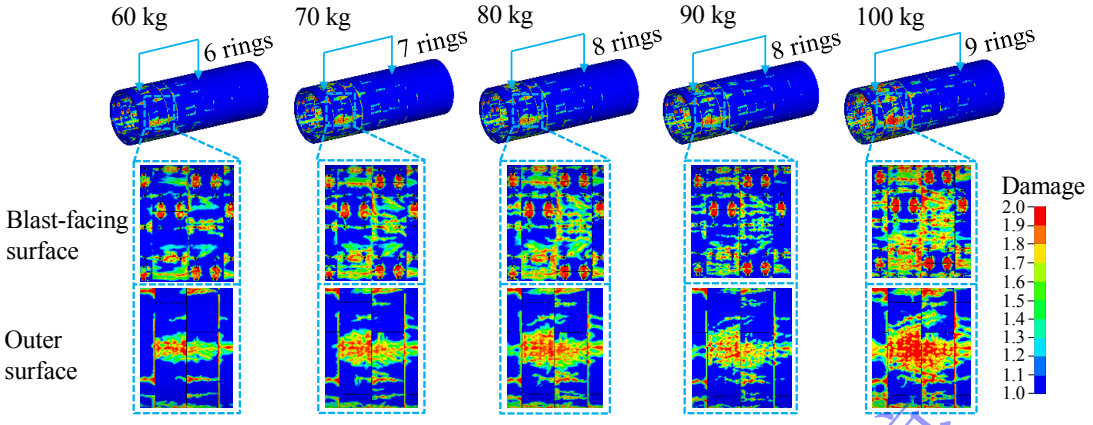
录用稿件，非最终出版稿

到 30kg 时，衬砌接缝处开始出现混凝土碎裂；当量超过 60kg 时，衬砌损伤模式逐渐变为接缝处混凝土碎裂、螺栓逐渐裸露以及临近区域迎/背爆面混凝土剥落；对于图 16（b）中心爆炸工况，炸药附近衬砌环损伤分布较均匀。当 TNT 当量达到 20kg 时，衬砌出现裂纹并随 TNT 当量的增大不断扩展。



(a) Eccentric explosion scenarios





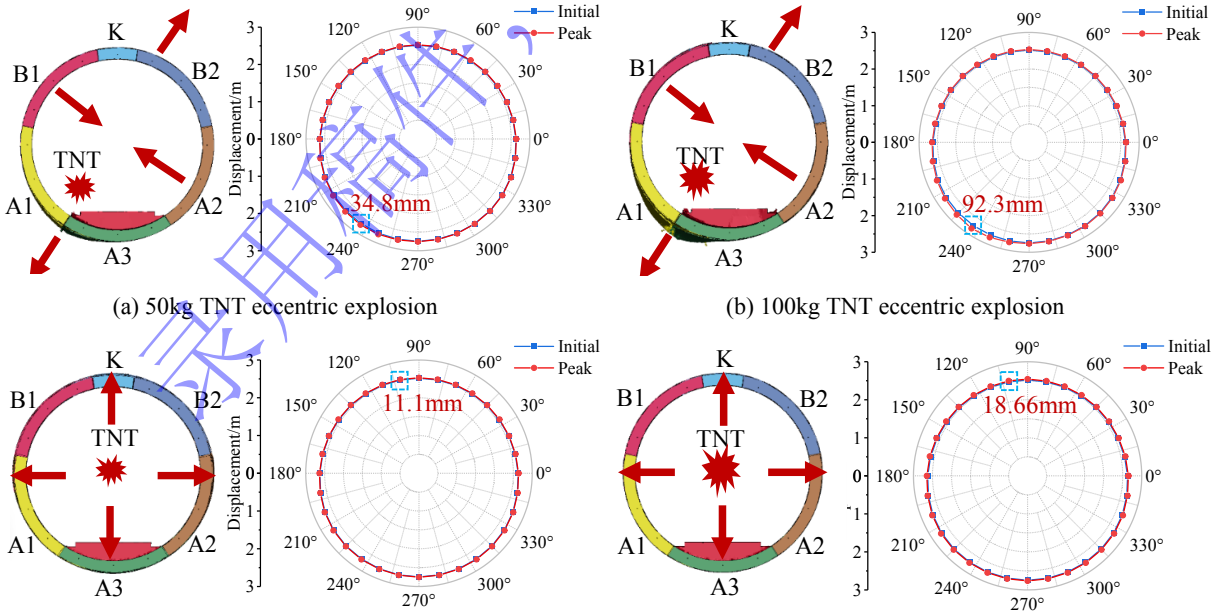
(b) Center explosion scenarios

图 16 内爆炸作用下管片衬砌的损伤云图

Fig. 16 Damage contours of segmental linings under internal explosions

4.2 管片衬砌变形

图 17（a）~（d）给出了典型爆炸工况下炸药所在衬砌环的径向初始和峰值位移。可以看出：对于偏心爆炸，衬砌环近爆区，即 A1/A3 管片接缝处径向峰值位移最大，隧道呈椭圆形变形扩张；对于中心爆炸，衬砌环 K/B1 管片接缝处径向峰值位移最大，隧道呈近似圆形均匀扩张。图 18 进一步给出了 10~100kgTNT 爆炸工况下炸药所在衬砌环的径向峰值位移和径向峰值位移比（径向峰值位移/隧道外半径）随 TNT 当量的变化曲线。结果表明：随着 TNT 当量的增加，衬砌环向外扩张趋于显著；偏心爆炸下衬砌环的峰值位移明显大于中心爆炸，二者的差值随着 TNT 当量的增加而增大。如：当 TNT 当量为 10kg 时，偏心和中心爆炸下衬砌环的峰值位移分别为 6.32mm 和 3.4mm，增幅为 85.88%；当 TNT 当量增大至 100kg 时，偏心和中心爆炸下衬砌环的峰值位移分别达到 92.3mm 和 18.66mm，增幅为 394.6%。此外，当 TNT 当量为 100kg 时，偏心和中心爆炸下炸药所在衬砌环的最大径向峰值位移比分别为 2.98%和 0.6%。



(a) 50kg TNT eccentric explosion

(b) 100kg TNT eccentric explosion

(c) 50kg TNT central explosion

(d) 100kg TNT central explosion

图 17 典型爆炸工况下衬砌环的径向初始和峰值位移（放大系数为 5 倍）

Fig. 17 Radial initial and peak displacement of lining ring under typical explosive scenarios (amplification factor is 5)

录用稿件，非最终出版稿

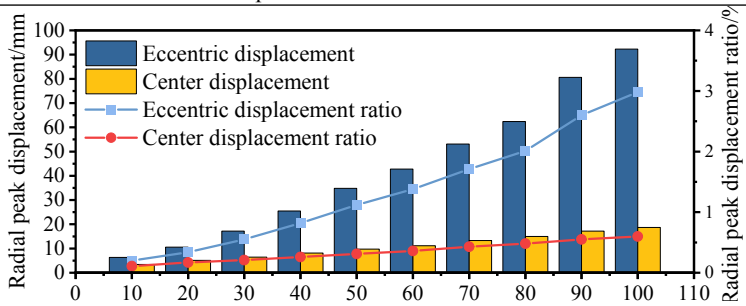
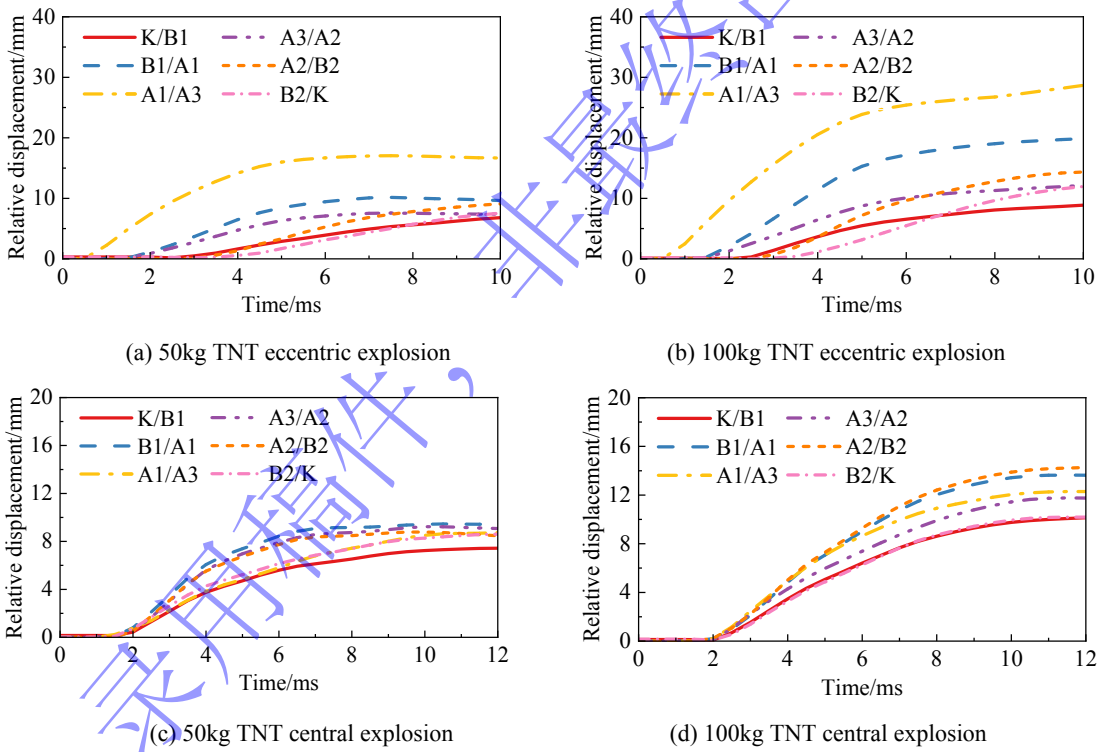


图 18 隧道管片衬砌环的径向峰值位移和峰值位移比

Fig. 18 Radial peak displacement and corresponding ratio of lining ring

图 19（a）~（d）分别给出典型爆炸工况下隧道衬砌各管片接缝处相对位移的时程曲线。可以发现：各管片接缝处相对位移随着 TNT 当量的增大而增加；对于偏心爆炸工况，当 TNT 当量为 100kg 时，A1/A3 管片接缝处相对位移最大，为 28.67mm；对于中心爆炸工况，A2/B2 管片接缝处相对位移最大，为 14.27mm。此外，中心爆炸工况下各管片接缝处相对位移的差异与偏心爆炸相比略有减小，其中 A1/A2/A3 管片接缝处的相对位移较 K/B1/B2 管片更大。其原因可由图 17 解释，在上部覆土和重力的共同作用下，K/B1/B2 管片接缝处的初始位移相较于 A1/A2/A3 管片更显著，前者接缝处的摩擦力增大，刚度得到一定提升，因而爆炸荷载作用引起的位移更小。



(a) 50kg TNT eccentric explosion

(b) 100kg TNT eccentric explosion

(c) 50kg TNT central explosion

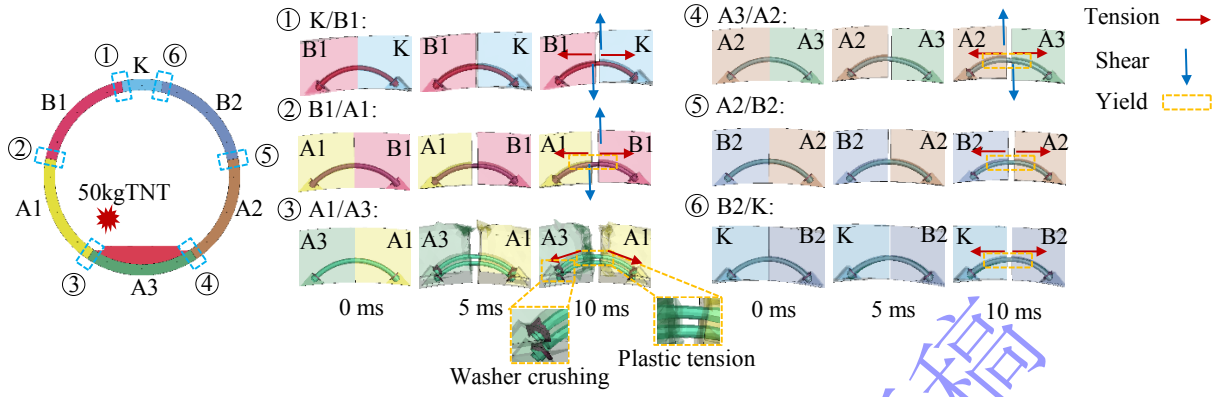
(d) 100kg TNT central explosion

图 19 典型爆炸工况下炸药所在衬砌环接缝处相对位移时程

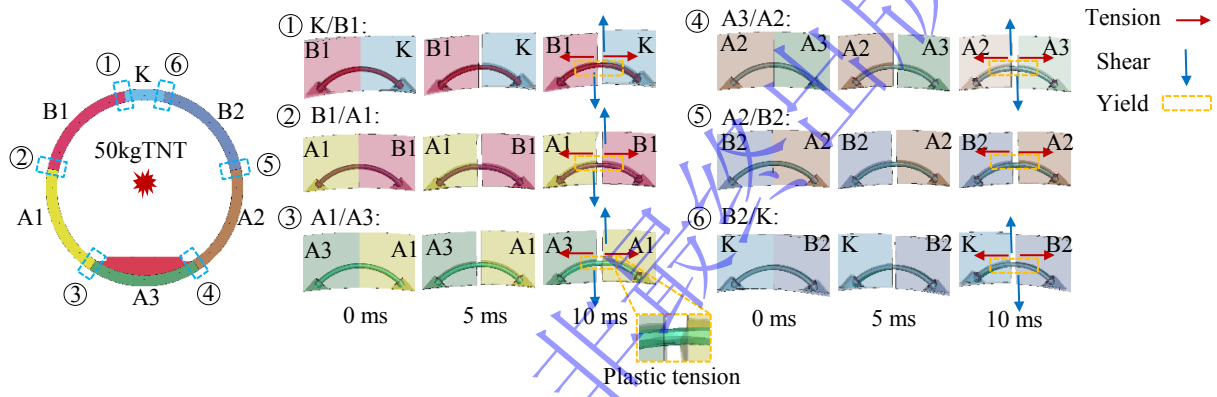
Fig. 19 Relative displacement-time histories at the joint of lining ring under typical explosion scenarios

图 20（a，b）分别给出 50kgTNT 偏心和中心爆炸下炸药所在衬砌环各管片接缝处不同时刻的变形情况。可以看出：（1）对于偏心爆炸工况，距炸药最近的 A1/A3 管片接缝张开，环向螺栓因此受拉屈服，垫圈被压碎；距炸药较远的 A1/B1、B1/K 和 A3/A2 管片接缝张开并伴随一定的剪切滑移，使得环向螺栓在受拉的同时出现扭转；距离炸药最远的 K/B2 和 B2/A2 管片接缝张开，但环向螺栓受拉变形程度最轻微；（2）对于中心爆炸工况，各接缝整体表现为张开并伴随较小的剪切滑移，使得环向螺栓主要受拉。此外，相邻衬砌环之间通过纵向螺栓进行连接，其接缝受力机理与单个衬砌环各管片接缝不同。由图 20（c）可知，对于偏心爆炸，近爆区相邻衬砌环接缝张开并产生剪切滑移，使

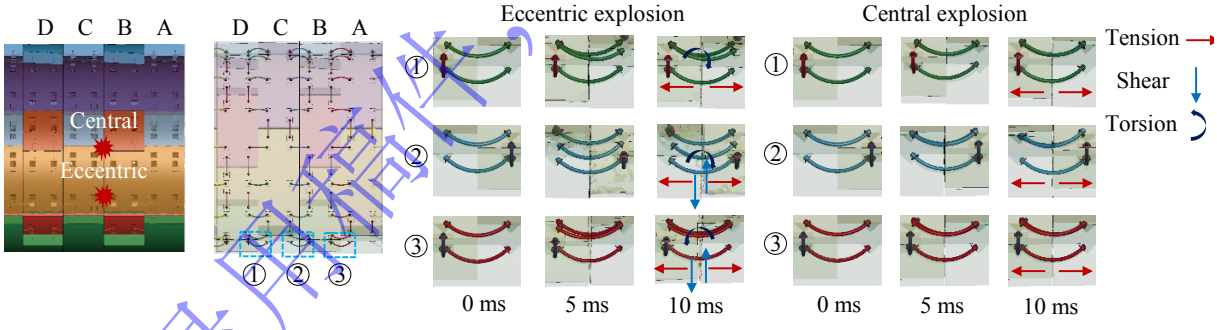
得纵向螺栓在受拉的同时发生明显扭转；对于中心爆炸，近爆区相邻衬砌环接缝仅张开，使得纵向螺栓受拉。



(a) Circumferential joints under eccentric explosion



(b) Circumferential joints under central explosion



(c) Longitudinal joints

图 20 50kg TNT 爆炸下管片接缝处螺栓的变形过程（放大系数为 10 倍）

Fig. 20 Deformation process of segment joints under 50 kg TNT explosions (amplification factor is 10)

5 结论

本文以南京地铁 S3 号线某区间段为工程背景，建立了考虑覆土、道床、管片、手孔、螺栓和内部配筋等的足尺地铁隧道管片衬砌内爆炸精细化有限元模型。进一步基于已有试验验证的有限元分析方法，对隧道内爆炸波传播特性、爆炸荷载分布规律以及管片衬砌的损伤破坏和动态响应开展了数值仿真分析，主要结论有：

（1）给出了 10~100kgTNT 偏心和中心爆炸工况下隧道轴向中心和壁面爆炸波峰值超压分布的预

录用稿件，非最终出版稿

测公式。该预测公式可用于给定设防威胁等级下爆炸荷载的快速确定，为隧道抗爆防护设计提供荷载输入。也可用于爆炸事件发生后快速划定隧道内危险区范围，为人员疏散距离确定和应急救援决策提供定量依据。

（2）对于管片衬砌的损伤破坏，偏心爆炸下：近爆区道床表面和 A1/A3 管片接缝处损伤最严重，TNT 当量小于 30kg 时，衬砌损伤以放射状裂纹为主。TNT 当量为 30kg 时，近爆区管片接缝处混凝土开始碎裂。TNT 当量超过 60kg 时，衬砌损伤模式逐渐转变为近爆区管片接缝处混凝土碎裂、螺栓裸露及临近区域迎/背爆面混凝土大面积剥落。近爆区环向螺栓发生塑性拉伸且垫圈被压碎，纵向螺栓在受拉的同时发生明显扭转；中心爆炸下：衬砌损伤较轻且分布较均匀，当 TNT 当量为 20kg 时，衬砌出现裂纹并随着炸药当量的增大进一步扩展，环向螺栓和纵向螺栓主要受拉；100kg 偏心和中心爆炸下隧道单侧衬砌环受损数量分别达到 8 和 9 个。管片衬砌损伤破坏模式与当量的对应关系可支撑灾后快速划定重点检测与修复区段、预估管片更换数量以及薄弱环节加固设计。

（3）对于管片衬砌的动态响应，偏心爆炸下：TNT 当量为 100kg 时，衬砌环径向峰值位移为 92.3mm，相应的径向峰值位移比为 2.98%。近爆区 A1/A3 管片接缝处相对位移最大，为 28.67mm；中心爆炸下：TNT 当量为 100kg 时，衬砌环径向峰值位移为 18.66mm，相应的径向峰值位移比为 0.6%。A2/B2 管片接缝处相对位移最大，为 14.27mm。管片衬砌的位移响应支撑灾后隧道结构安全性快速评估，以及抢通决策和修复方案制定。

参考文献

[1] 王晓郡，吴昌荣. 布鲁塞尔机场地铁连环爆炸 已致 21 人死亡[N]. 黑龙江日报, 2016-03-22. http://epaper.hljnews.cn/hljrb/20160323/186023.html.

WANG X J, WU C R. Multiple explosions at Brussels Airport and metro station kill 21 people [N]. Heilongjiang Daily, 2016-03-22. http://epaper.hljnews.cn/hljrb/20160323/186023.html.

[2] 高杨. 俄罗斯圣彼得堡地铁发生爆炸 俄官方定性为恐怖袭击[N]. 央广网, 2017-04-04. https://china.cnr.cn/qqhygbw/20170404/t20170404_523691641.shtml.

GAO Y. Explosion hits St. Petersburg metro, Russia officially defines as terrorist attack [N]. CNR News, 2017-04-04. https://china.cnr.cn /qqhygbw/20170404/t20170404_523691641.shtml.

[3] 王笑蕾. 伦敦地铁发生起火爆炸事件 警方已定性为恐怖袭击[N]. 央广网, 2017-09-15. https: //china.cnr.cn/NewsFeeds/20170915/t20170915_523951437.shtml.

WANG X L. Fire and explosion on London Underground, police classify as terrorist attack [N]. CNR News, 2017-09-15. https://china.cnr.cn/NewsFeeds/20170915/t20170915_523951437.shtml.

[4] 赵跃堂，易义君，储程. 一种提高管片隧道衬砌结构抗内爆炸性能的工程措施研究[J]. 振动与冲击, 2017, 36(08): 41-47+54. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2017.08.007.

ZHAO Y T, YI Y J, CHU C. A method to improve internal explosion resistance performance of segmental lining structures. [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(08): 41-47+54. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2017.08.007.

[5] ZHAO Y T, CHU C, YI Y J. Study on an engineering measure to improve internal explosion resistance capacity of segmental tunnel lining structures[J]. Journal of Vibroengineering, 2016, 18(5): 2997-3009. **DOI:** 10.21595/jve.2016.16730.

[6] 赵跃堂，寇伟晓，储程，等. 管片衬砌结构在接触爆炸荷载作用下的毁伤特性分析[J]. 振动与冲击, 2018, 37(11): 95-100. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2018.11.014.

ZHAO Y T, KOU W X, CHU C, et al. Damage characteristics analysis for segment lining structures under contact detonation [J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(11): 95-100. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2018.11.014.

[7] XU L F, CHEN L, FANG Q, et al. Blast resistance of a folded arch cross-section immersed tunnel subjected to internal explosion[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2022, 125: 104521. **DOI:** 10.1016/j.tust.2022.104521.

录用稿件，非最终出版稿

[8] LIU C, ZHAO G H, LIU Y J, et al. Experimental investigation on damage development and failure mechanism of shield tunnel lining under internal blast considering stratum-structure interaction[J]. Underground Space, 2025, 21: 81-99. **DOI:** 10.1016/j.undsp.2024.07.004.

[9] LI J Q, WANG Y X, HUANG J, et al. Blast wave propagation and overpressure prediction in a tunnel with one closed end[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2026, 170: 107370. **DOI:** 10.1016/j.tust.2025.107370.

[10] LIU Z C, WU J, CAO C, et al. Dynamic performance and damage assessment of a shallow buried tunnel under internal explosion[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2023, 133: 104918. **DOI:** 10.1016/j.tust.2022.104918.

[11] LUO D, HU J S, WANG A B, et al. Experimental and numerical study on external explosions of cylindrical versus spherical charges at tunnel entrance[J]. Defence Technology, 2025, 46(04): 227-243. **DOI:** 10.1016/j.dt.2024.11.003.

[12] 陈丹鹤，李永波,卢浩，等. 内爆炸作用下盾构隧道的动力响应数值模拟[J]. 现代隧道技术, 2025, 62(S1): 600-611. **DOI:** 10.13807/j.cnki.mtt.2025.S1.063.

CHEN D H, LI Y B, LU H, et al. Numerical simulation on dynamic response of shield tunnels under internal explosions [J]. Modern Tunnelling Technology, 2025, 62(S1): 600-611. **DOI:** 10.13807/j.cnki.mtt.2025.S1.063.

[13] SU L F, XU Y J, YAN Q X, et al. Study on the distribution characteristics and the regional classification of blast waves on shield tunnel under internal blast [J]. Structures, 2025, 80109784-109784. **DOI:** 10.1016/J.ISTRUC.2025.109784.

[14] 孔德森，孟庆辉，史明臣，等. 爆炸冲击波在地铁隧道内的传播规律研究[J]. 地下空间与工程学报, 2012, 8(1): 48-55+64.

KONG D S, MENG Q H, SHI M C, et al. The dissemination rule of blasting shock-wave in subway tunnel [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2012, 8(1): 48-55+64.

[15] 孔德森，孟庆辉，张伟伟，等. 爆炸荷载作用下地铁隧道的冲击反应研究[J]. 振动与冲击, 2012, 31(12): 68-72. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2012.12.003.

KONG D S, MENG Q H, ZHANG W W, et al. Shock responses of a metro tunnel subjected to explosive loads [J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(12): 68-72. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2012.12.003.

[16] 单生彪，汪亦显，郭盼盼，等. 爆炸冲击下盾构隧道衬砌结构的动力响应特性[J]. 解放军理工大学学报(自然科学版), 2016, 17(4): 315-321. **DOI:** 10.12018/j.issn.1009-3443.20160519003.

SHAN S B, WANG Y X, GUO P P, et al. Dynamic response characteristics of shield tunnel lining structure subjected to blasting shock [J]. Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2016, 17(4): 315-321. **DOI:** 10.12018/j.issn.1009-3443.20160519003.

[17] 邬玉斌，刘如山，田志敏. 盾构隧道管片接头在内爆炸作用下的动力反应[J]. 武汉理工大学学报, 2011, 33(7): 107-111+142.

WU Y B, LIU R S, TIAN Z M. Analysis on dynamic response of a shield tunnel under internal explosion loading [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2011, 33(7): 107-111+142.

[18] 赵德博，储程，苏栋. 内爆炸作用下隧道衬砌结构动力响应数值分析[J]. 土木工程学报, 2020, 53(S1): 265-271. **DOI:** 10.15951/j.tmgcxb.2020.s1.042.

ZHAO D B, CHU C, SU D. Dynamic responses of tunnel lining structure under internal blasts [J]. China civil engineering journal, 2020, 53(S1): 265-271. **DOI:** 10.15951/j.tmgcxb.2020.s1.042.

[19] ZHAO D B, HUANG Y T, CHEN X S, et al. Numerical investigations on dynamic responses of subway segmental tunnel lining structures under internal blasts[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2023, 135: 105058. **DOI:** 10.1016/j.tust.2023.105058.

[20] JAVAID O, ZHAO D B, BAO X H, et al. Simplified approach for predicting the dynamic responses of tunnel segmental lining under internal blast loading[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2026, 168(P2): 107186. **DOI:** 10.1016/j.tust.2025.107186.

录用稿件，非最终出版稿

[21] 张小勇, 龚顺风. 隧道内爆炸作用下衬砌结构损伤机理及抗爆性能研究[J]. 振动与冲击, 2013, 32(22): 193-199. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2013.22.031.
ZHANG X Y, GONG S F. Damage mechanism and anti-explosion behavior of tunnel lining structures under internal blast loading [J]. Journal of Vibration and Shock, 2013, 32(22): 193-199. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2013.22.031.

[22] HUANG Z, QIN M J, MA S K, et al. Mechanical response and blast resistance evaluation of prefabricated frame tunnels with steel box joints under internal explosion[J]. Engineering Science and Technology, 2024, 55: 101752. **DOI:** 10.1016/j.jestch.2024.101752.

[23] 刘沐宇, 卢志芳. 接触爆炸荷载下长江隧道的动力响应分析[J]. 武汉理工大学学报, 2007, (01): 113-117.
LIU M Y, LU Z F. Analysis of dynamic response of Yangtze river tunnel subjected to contact explosion loading [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2007, (01): 113-117.

[24] 卢志芳, 刘沐宇. 不同爆炸荷载下长江隧道的动力响应和损伤分析[J]. 爆破, 2013, 30(03): 5-9+74. **DOI:** 10.3963/j.issn.1001-487X.2013.03.002.
LU Z F, LIU M Y. Analysis of dynamic response and structure damage of Yangtze river tunnel subjected to different explosion loading [J]. Blasting, 2013, 30(03): 5-9+74. **DOI:** 10.3963/j.issn.1001-487X.2013.03.002.

[25] 卢志芳. 爆炸荷载作用下长江隧道的动力响应和损伤分析[D]. 武汉理工大学, 2006.
LU Z F. Dynamic response and structure damage of the Yangtze river tunnel subjected to explosion loading [D]. Wuhan University of Technology, 2006.

[26] 陈飞翔, 张国凯, 何勇, 等. 温压炸药隧道内爆炸结构约束对冲击波及爆炸火团的影响规律[J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(12): 56-71. **DOI:** 10.11883/bzycj-2024-0486.
CHEN F X, ZHANG G K, HE Y, et al. Influence of tunnel structural confinement on shock wave and fireball generated by explosion of a thermobaric explosive in a tunnel [J]. Explosion and Shock Waves, 2025, 45(12): 56-71. **DOI:** 10.11883/bzycj-2024-0486.

[27] 田志敏, 邬玉斌, 罗奇峰. 隧道内爆炸冲击波传播特性及爆炸荷载分布规律研究[J]. 振动与冲击, 2011, 30(01): 21-26. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2011.01.001.
TIAN Z M, WU Y B, LUO Q F. Characteristics of in-tunnel explosion-induced air shock wave and distribution law of reflected shock wave load [J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(01): 21-26. **DOI:** 10.13465/j.cnki.jvs.2011.01.001.

[28] FEMA. Risk management series: Incremental protection for existing commercial buildings from terrorist attack: FEMA 459 [R]. Washington, DC: FEMA, 2008.

[29] YE Z H, ZHOU Y W, ZHAO D B. Numerical simulations and simplified design approaches for large-rupture-strain FRP-strengthened reinforced concrete beams under impact [J]. Journal of Composites for Construction, 2023, 27(5): 04023037. **DOI:** 10.1061/JCCOF2.CCENG-4055.

[30] U.S. Department of Defense. UFC 3-340-02 Structures to resist the effects of accidental explosions [S]. USA: U.S. Department of Defense, 2008.

录用稿件，非最终出版稿