

爆炸荷载作用下不锈钢管混凝土柱 抗爆性能试验与数值模拟*

宋天诣¹, 陈鑫¹, 闫秋实^{1,2}

(1.北京工业大学建筑工程学院, 北京 100124;

2.军事科学院国防工程研究院目标易损性评估全国重点实验室, 北京 100036)

摘要: 为研究爆炸荷载作用下不锈钢管混凝土 (concrete-filled stainless steel tubular, CFSST) 柱的损伤特征、残余轴向承载性能及爆炸后轴压破坏模式, 开展了 CFSST 柱野外爆炸试验、爆炸损伤试件轴压试验及无损试件轴压试验, 建立并验证了 LS-DYNA 有限元模型, 分析了不同爆炸工况下 CFSST 柱的破坏模式及不同初始损伤状态下试件的轴压破坏模式。研究表明, CFSST 柱的爆炸损伤主要集中于柱跨中迎爆区域, 不锈钢管出现局部凹陷和侧向鼓曲。有限元模型能够较好地复现 CFSST 柱的爆炸损伤形态、动力响应及爆后轴压承载性能。随着比例距离减小, CFSST 柱的破坏模式由整体弯曲破坏模式逐渐转变为局部凹陷、侧向鼓曲与整体弯曲共同作用的复合破坏模式。爆炸作用使试件跨中形成残余变形, 在后续轴压过程中由此产生附加弯矩。与此同时, 中部损伤区域的刚度下降, 不锈钢管与核心混凝土之间的共同受力能力受到削弱, 促使轴压变形逐步向柱中部集中, 最终使主要破坏部位由加载端转向跨中区域。随着初始损伤的减小, 损伤柱的轴压破坏模式由中部屈曲破坏逐渐转变为端部与中部共同屈曲破坏, 最终转变为无损柱的加载端屈曲破坏。

关键词: 不锈钢管混凝土柱; 爆炸试验; 破坏模式; 动力响应; 残余轴压承载性能

中图分类号: O383; TU398.9

国标学科代码: 1303520

文献标识码: A

Experimental and numerical investigation of the blast resistance of concrete-filled stainless steel tubular columns

SONG Tianyi¹, CHEN Xin¹, YAN Qiushi^{1,2}

(1. College of Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China;

2. State Key Laboratory of Target Vulnerability Assessment, Defense Engineering Institute, Academy of Military Sciences, PLA, Beijing 100036, China)

Abstract: To investigate the damage characteristics, residual axial load-carrying performance, and post-blast axial compression failure modes of concrete-filled stainless steel tubular (CFSST) columns subjected to blast loading, field blast tests, post-blast axial compression tests on blast-damaged specimens, and axial compression tests on intact specimens were conducted. Two full-scale square CFSST column specimens with a square cross-section having a side length of 250 mm, a total length of 3000 mm, and a stainless steel tube thickness of 3 mm were designed and fabricated. One specimen was subjected to a field blast test

*收稿日期: 2026-07-22; 修回日期: 2026-10-01;

基金项目: 国家自然科学基金 (52578544、52178445); 目标易损性评估全国重点实验室开放基金项目 (YSX2024KFYS002)

第一作者: 宋天诣 (1981—), 男, 博士, 教授. E-mail: songty666@qq.com

通信作者: 闫秋实 (1983—), 男, 博士, 教授. E-mail: yqs2011@bjut.edu.cn

followed by a static axial compression test, while the other intact specimen was directly subjected to static axial compression as a reference. In the blast test, a 6 kg trinitrotoluene (TNT) charge was detonated at a standoff distance of 300 mm from the mid-height blast-facing surface of the specimen, with an initial axial compression ratio of 0.2. A three-dimensional finite element model was then established in LS-DYNA. The air and explosive domains were modeled using the arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) method, whereas the CFSST column was modeled using Lagrangian solid elements. The numerical model was validated by comparing the simulated blast damage patterns, displacement and acceleration responses, and post-blast axial load-displacement responses with the experimental results. Based on the validated model, the failure modes of CFSST columns under different blast scenarios and the axial compression failure modes of specimens with different levels of initial blast damage were further investigated. The results show that the blast-induced damage of CFSST columns is mainly concentrated in the mid-height blast-facing region, where local indentation and lateral outward buckling occur in the stainless steel tube. The finite element model can reasonably reproduce the blast-induced damage patterns, dynamic responses, and post-blast axial load-carrying performance of CFSST columns. As the scaled distance decreases, the failure mode of the CFSST columns gradually changes from overall flexural failure to a combined failure mode involving local indentation, lateral outward buckling, and overall flexural deformation. Blast loading induces residual deformation at the mid-height of the specimen, resulting in additional bending moments during subsequent axial compression. Meanwhile, the stiffness of the damaged mid-height region decreases, and the composite action between the stainless steel tube and the core concrete is weakened, causing the axial deformation to progressively concentrate in the mid-height region and ultimately shifting the primary failure location from the loading end to the mid-height region. As the initial blast damage decreases, the axial compression failure mode gradually changes from mid-height buckling to combined loading-end and mid-height buckling, and finally to loading-end buckling in the intact column.

Keywords: concrete-filled stainless steel tubular columns; blast tests; failure modes; dynamic response; post-blast residual axial load-carrying performance

在土木工程结构服役过程中,偶然爆炸、恐怖袭击及军事打击等极端事件可能对基础设施安全造成严重威胁。柱作为结构中的关键竖向承重构件,在爆炸荷载作用下的损伤和承载能力退化可能引发结构局部破坏甚至连续倒塌^[1,2]。不锈钢管混凝土(concrete-filled stainless steel tubular, CFSST)柱是在传统钢管混凝土(concrete-filled steel tubular, CFST)柱基础上将普通钢管替换为不锈钢管形成的新型组合构件,兼具较高承载力、良好延性和优异耐久性^[3,4],在复杂服役环境下具有较好的工程应用潜力^[5,6]。因此,研究CFSST柱在爆炸荷载作用下的动力响应、损伤特征及爆后残余承载性能,可为该类构件的抗爆设计、灾后安全评估和加固修复提供参考,具有重要的工程意义。

针对CFSST柱的静力性能,国内外学者已开展了较为系统的研究。Young等^[7]和Ellobody等^[8]通过轴压试验与数值模拟,研究了冷弯CFSST短柱的破坏形态、荷载-变形关系及轴压承载性能,并分析了截面形式、钢管壁厚和混凝土强度等因素的影响。Lam等^[9]与Uy等^[10]进一步对圆形、方形CFSST短柱及长柱开展轴心和偏心受压研究,讨论了长细比、荷载偏心及材料性能对构件承载力和变形能力的影响,并评价了现有设计方法的适用性。Tao等^[11]、Chen等^[12]和Liao等^[13]分别从轴压数值分析、纯弯试验和循环荷载试验等方面研究了CFSST柱的受力性能,研究发现不锈钢管与核心混凝土具有较好的协同工作能力,可使构件获得良好的承载力、延性和耗能性能。

在冲击荷载方面,Bambach^[14]和Yousuf等^[15]采用试验、数值模拟及理论分析方法,对空心钢管、普通CFST柱和CFSST柱的横向冲击性能进行了研究,分析了材料类型、轴向约束和混凝土填充对冲击变形及吸能性能的影响,指出不锈钢的高延性以及核心混凝土对钢管局部屈曲的限制作用有利于改善构件的抗冲击性能。Yousuf等^[16]和Xu等^[17]进一步考虑了初始轴向压力、冲击位置、冲击能量、边界条件及核心混凝土类型等因素,分析了其对构件动力响应和破坏特征的影响。现有研究主要关注冲击过程中的瞬态响应、局部变形及能量耗散性能,对冲击损伤后构件剩余承载能力的研究

仍相对有限。

相比静力和冲击性能研究,针对 CFSST 柱爆炸性能的研究仍较为缺乏。谭清华等^[18]结合试验与数值模拟,对不同爆炸参数、截面形式及混凝土填充条件下 CFSST 构件的动力响应和破坏特征进行了研究,并进一步与传统 CFST 构件进行了对比。研究表明,在相同条件下,CFSST 构件在爆炸作用下具有较好的变形能力和耗能能力,且其抗爆性能优于相应的传统 CFST 构件。由于直接针对 CFSST 柱的爆炸研究较少,普通 CFST 柱的相关成果可为其提供参考。王宏伟等^[19]和 Wang 等^[20]通过足尺构件爆炸试验及爆后轴压试验,研究了 CFST 柱的爆炸损伤、侧向变形和残余轴向承载性能,结果表明爆炸损伤会削弱构件的后续承载能力,而增加钢管壁厚有利于减小构件的残余变形。孙珊珊等^[21]和赵均海等^[22]结合试验与数值模拟,分析了截面形式、材料强度及爆炸工况等因素对 CFST 柱动力响应和破坏特征的影响。针对不同类型钢管混凝土组合柱,相关研究还从试验、参数分析及预测等方面对爆后受力性能进行了探讨。Wang 和 Zhang^[23]通过近场爆炸试验及爆后轴压试验,分析了方形再生骨料钢管混凝土柱的爆炸损伤、轴力-位移响应及残余轴向承载性能。Li 等^[24]基于经试验验证的数值模型,研究了炸药质量、爆距、截面尺寸及轴压比等因素对双层钢管混凝土柱爆后残余承载力的影响,并提出了预测公式;Li 等^[25]则通过大样本数值分析和机器学习方法,对 CFST 柱爆后残余轴向承载力进行了预测。

总体而言,现有研究已较系统地揭示了 CFSST 柱在静力和冲击荷载作用下的承载性能、变形特征及耗能能力,为认识该类构件的基本受力性能奠定了基础。在爆炸荷载方面,相关研究仍主要集中在普通 CFST 柱。鉴于不锈钢具有良好的延性、耐腐蚀性和变形能力,CFSST 柱在抗爆防护中具有较好的应用潜力,但其爆炸损伤特征、爆后残余轴向承载性能及不同初始损伤状态下的轴压破坏模式仍缺乏系统研究。针对上述问题,本文围绕 CFSST 柱的爆炸损伤及爆后承载性能开展研究。通过野外爆炸试验,获取 CFSST 柱的动力响应和损伤形态;通过爆炸损伤柱与无损柱的轴压对比试验,分析爆炸损伤对 CFSST 柱残余轴向承载性能及后续轴压破坏模式的影响;通过验证后的 LS-DYNA 数值模型,分析不同爆炸工况下 CFSST 柱的破坏模式及不同初始损伤状态下的轴压破坏模式。本文旨在阐明爆炸荷载作用下 CFSST 柱的损伤破坏特征及爆炸损伤后轴压破坏模式,为该类构件的抗爆设计和爆后安全性能评估提供理论依据。

1 爆炸荷载下 CFSST 柱损伤破坏试验研究

1.1 试件设计

设计并制作了 2 根足尺方截面 CFSST 柱试件,分别编号为 S1 和 S2。其中,试件 S1 用于开展近场爆炸及爆炸后静力轴压试验;无损试件 S2 直接进行静力轴压试验。试件的具体几何构造如图 1 所示。两根试件的外截面尺寸均为 250 mm×250 mm,不锈钢管壁厚为 3 mm,试件总长为 3000 mm。试件外层钢管选用 S30408 奥氏体不锈钢。为获取准确的材料力学性能,在制备构件的同时,从同批次不锈钢管母材上截取了 4 个标准拉伸试样进行材性试验。实测得到该批不锈钢材的屈服强度平均值为 548.5 MPa,极限抗拉强度平均值为 1078.9 MPa。核心混凝土按 C30 强度等级配制。浇筑试件时同步制作 6 个边长为 150 mm 的立方体试块,并依据 GB/T 50081—2019^[26]进行养护和抗压测试,所得立方体抗压强度平均值为 36.35 MPa。

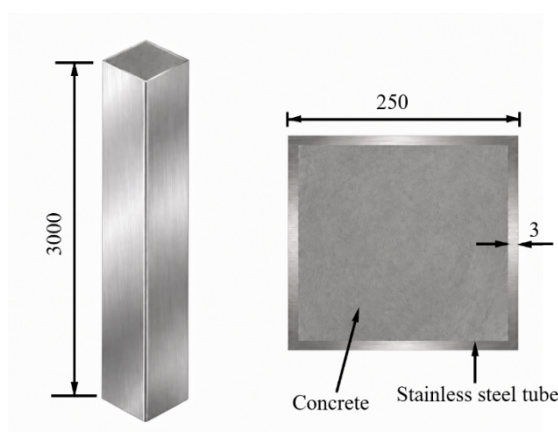


图 1 试件构造示意图 (单位: mm)

Fig.1 Schematic diagram of specimen configuration (unit: mm)

1.2 野外爆炸试验

野外爆炸试验在某野外爆炸试验场进行, 试验装置与测点布置如图 2 所示。试件两端通过夹具固定实现固支约束, 并在两侧紧密堆放沙袋以阻挡绕射冲击波损坏设备与线缆。为捕捉构件的瞬态动力响应, 在试件背爆面沿轴向每隔 500 mm 布置传感器, 并通过预埋角钢与螺栓固定位移传感器 D1 至 D3 以及加速度传感器 A1 至 A3。利用液压千斤顶施加初始轴力, 设置轴压比为 0.2。试验选用单块质量为 200 g 的标准三硝基甲苯 (trinitrotoluene, TNT) 药块, 总计 6 kg 炸药被紧密捆扎成集团装药, 由电雷管在装药中心点起爆。炸药中心至试件跨中迎爆面的垂直爆距设定为 300 mm, 对应的试验比例距离为 $0.165 \text{ m/kg}^{1/3}$ 。

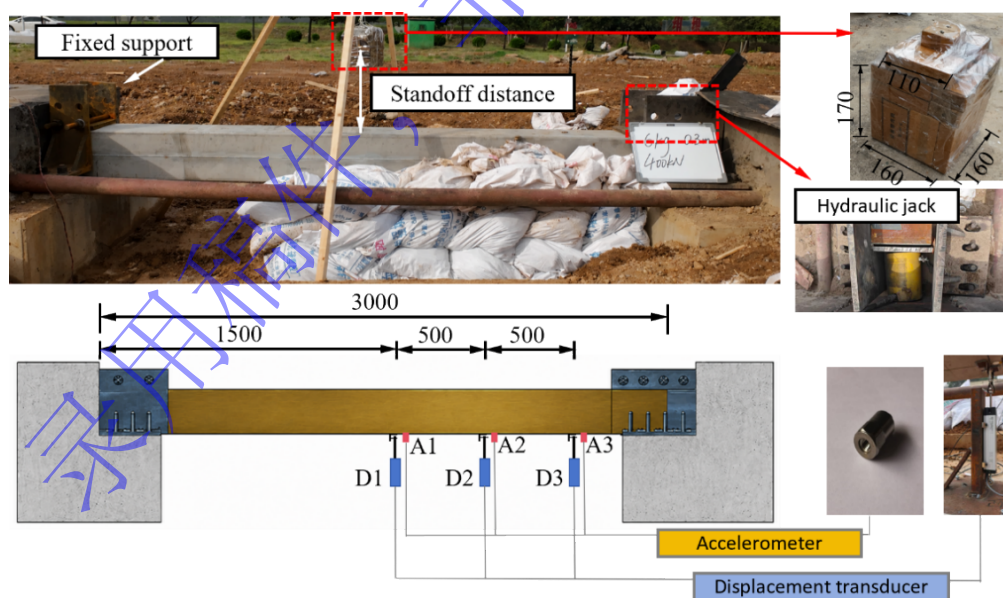


图 2 试验装置与传感器布置 (单位: mm)

Fig.2 Experimental setup and sensor arrangement (unit: mm)

1.3 静力轴压试验

静力轴压试验装置及测点布置如图 3 所示。为获取试件的轴向承载性能, 将爆炸后的损伤试件 S1 与无损对照试件 S2 分别在河南科技大学和北京工业大学开展静力轴压试验。两组试验均采用位移控制方式进行加载, 加载速率为 1 mm/min , 试件两端均采用固支约束。为监测加载过程中构件的变

形发展与破坏特征,在试件中部及其下方每隔 500 mm 间距共布置 3 个水平位移计,以测量不同高度处的侧向位移;同时在试件正面和背面底部各布置 1 个竖向位移计,用于实时记录轴向压缩位移。尽管 S1 与 S2 试件分别在不同试验机构开展轴压试验,但两组试验的加载方式、加载速率、端部约束及测试方法保持一致,因此试验结果具有较好的可比性。

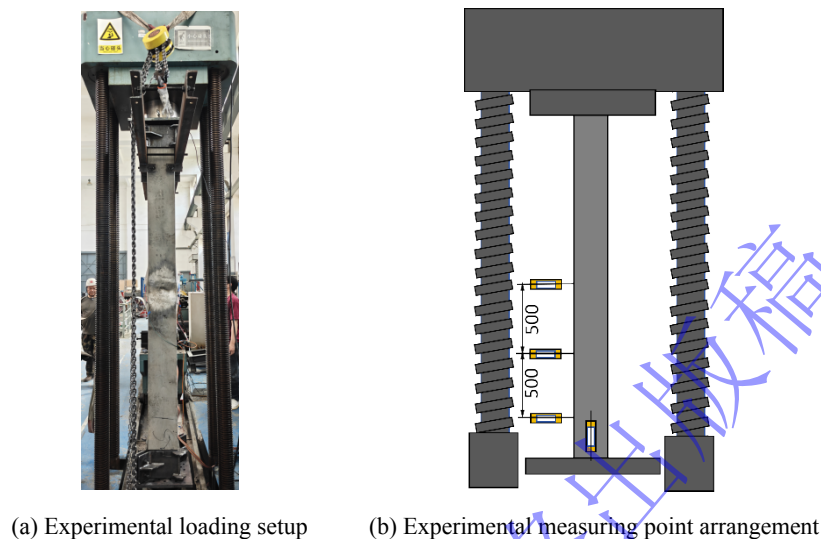


图 3 静力轴压试验 (单位: mm)

Fig.3 Static axial compression test (unit: mm)

1.4 试验结果分析

1.4.1 爆炸试验

图 4 为爆炸后试件 S1 的破坏形态。由图可见,爆炸作用后试件整体仍保持较好的完整性,但柱体沿爆炸作用方向产生了一定的整体弯曲变形。试件损伤主要集中在跨中迎爆面局部区域,迎爆面不锈钢管发生明显向内凹陷,凹陷轮廓较为清晰,最大凹陷深度为 37 mm,损伤区域范围约为 345 mm×380 mm。受迎爆面局部压陷及核心混凝土侧向膨胀作用影响,试件侧面不锈钢管出现一定程度的局部鼓曲,说明外包不锈钢管在爆炸冲击作用下通过局部变形参与耗能。凹陷区域附近钢管表面出现明显塑性变形,但未观察到撕裂或开裂现象。总体来看,在该爆炸工况下,试件破坏以迎爆面局部压陷和侧面局部鼓曲为主要特征,同时伴随一定的整体弯曲变形,柱体整体完整性未被破坏。

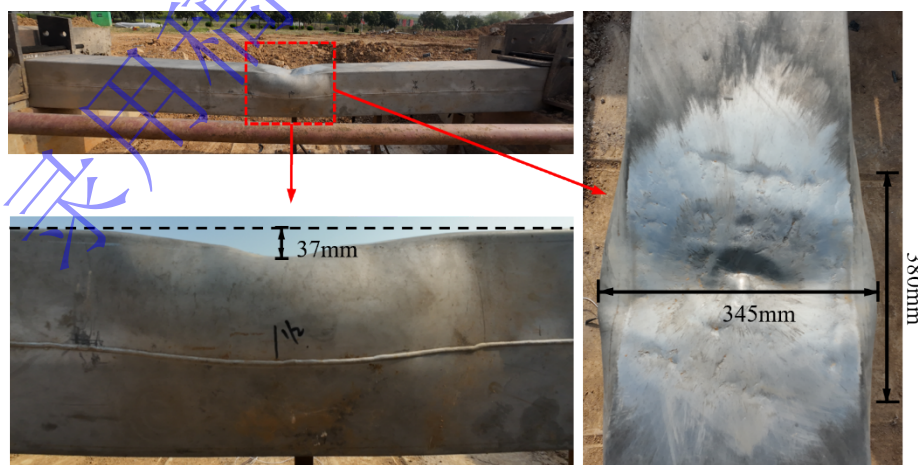


图 4 CFSST 柱爆炸破坏形态

Fig.4 Failure mode of CFSST column under blast loading

图 5 给出了爆炸荷载作用下试件 S1 的位移和加速度时程试验结果及数值模拟结果对比。本节主要对试验测试结果进行分析,数值模型验证见第 2.3 节。由于爆炸试验现场环境复杂,冲击荷载作用

时间短、强度高，部分测点受传感器连接状态、线路扰动及局部强振动等因素影响，测试数据有效性不足，因此本文选取信号较为完整且具有代表性的 D2 测点进行动力响应分析。由图 5 可知，爆炸冲击作用后，试件位移迅速增大并在短时间内达到峰值，随后发生往复振动并逐渐趋于稳定。D2 测点峰值位移为 45.5 mm，说明试件在近场爆炸作用下产生了明显的瞬态侧向变形；冲击作用结束后，试件仍存在残余位移，表明爆炸荷载使试件产生了不可恢复变形。由加速度时程曲线可知，冲击波到达后试件加速度迅速增大，峰值加速度达到 26375.5 g，随后加速度响应快速衰减并伴随一定振荡，表现出典型的瞬态冲击响应特征。

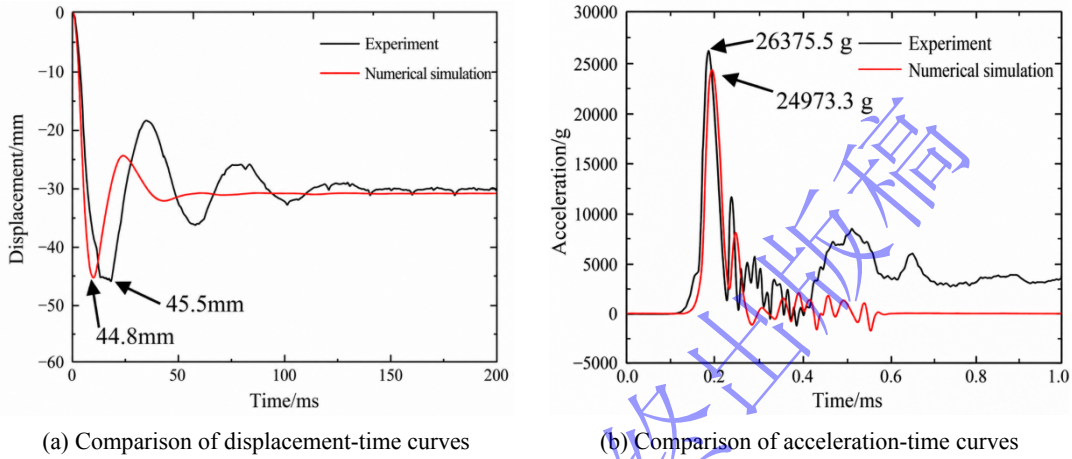


图 5 CFSST 柱动力响应试验与数值模拟对比

Fig.5 Comparison of experimental and numerical dynamic responses of CFSST column

1.4.2 静力轴压试验

图 6 为爆炸损伤试件 S1 和无损试件 S2 轴压试验后的破坏形态，图 7 给出了两试件轴力-位移曲线的试验结果与数值模拟结果对比。本节主要对轴压试验结果进行分析，数值模型验证见第 2.3 节。由图可知，在轴压加载初期，两根试件的轴力均随位移增加而增大，但其峰值承载力与破坏特征存在明显差异。无损试件 S2 的柱身整体完整，轴压加载后的破坏主要集中在端部附近，表现为端部局部屈曲，其在位移为 13.64 mm 时达到峰值轴力 3169 kN。爆炸损伤试件 S1 的初始损伤主要集中于试件中部爆炸损伤区域，随着轴压荷载增大，原爆炸损伤区域的局部变形持续发展，中部屈曲程度逐渐加剧，不锈钢管在跨中爆炸损伤区域出现局部开裂现象，最终形成试件中部屈曲的破坏模式。爆炸损伤试件 S1 在位移为 32.40 mm 时达到峰值轴力 1572.2 kN，承载力较无损试件降低了 50.4%，表明初始爆炸损伤对构件的轴压承载性能产生了严重影响。

从破坏位置来看，初始爆炸损伤显著改变了试件后续轴压破坏的发展过程。由于试件 S1 存在爆炸造成的局部凹陷和残余变形，在轴压加载过程中该区域极易发生应力集中和变形发展，并最终发展为以试件中部屈曲为主的破坏形态。相比之下，无初始损伤的 S2 破坏则主要局限于端部。这说明爆炸后形成的局部缺陷会改变构件轴压加载时的变形状态和受力特征，使中部爆炸损伤区域成为后续抗压承载的薄弱部位。

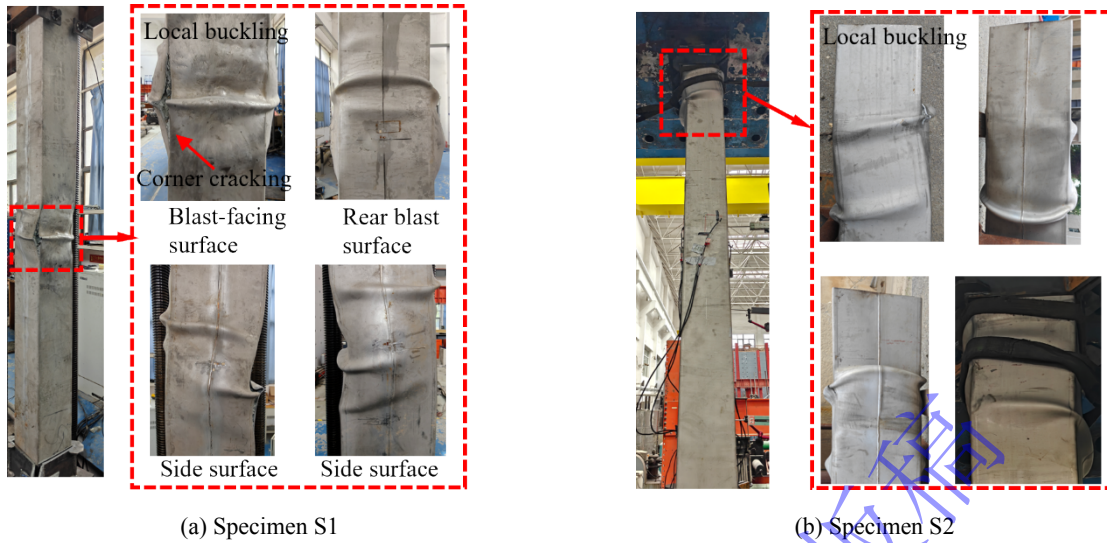


图 6 轴压试验损伤形态

Fig.6 Damage patterns observed in the axial compression tests

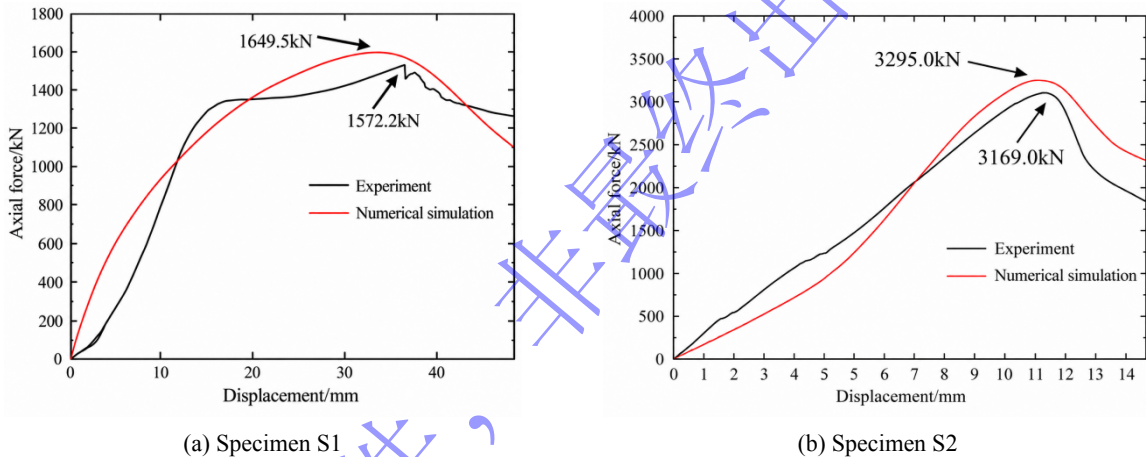


图 7 CFSST 柱轴力-位移曲线试验与数值模拟对比

Fig.7 Comparison of experimental and numerical axial load-displacement curves of CFSST columns

2 爆炸荷载下 CFSST 柱损伤破坏数值分析

2.1 数值模型概况

以试验 CFSST 柱为原型, 在 LS-DYNA 中建立 CFSST 柱三维有限元模型。如图 8 所示, 计算模型包括空气域、TNT 装药、不锈钢管、核心混凝土及端部加载板。空气和炸药采用任意拉格朗日-欧拉 (arbitrary Lagrangian-Eulerian, ALE) 单元描述, CFSST 柱各组成部分采用 Lagrange 实体单元, 端部加载板定义为刚体。空气域通过结构化 ALE 方法划分, 炸药位置利用 *INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY 关键字进行设定, 冲击波与结构之间的耦合作用由 *CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 实现。不锈钢管与核心混凝土采用共节点连接, 以保持二者变形协调。该处理假定不锈钢管与核心混凝土界面完全黏结, 未考虑二者之间可能发生的相对滑移及局部分离。已有研究表明, 对于以整体受力响应为主要研究对象的 CFST 构件, 完全黏结模型能够较好地预测试验结果^[27]。鉴于本文主要关注 CFSST 柱的整体动力响应、破坏模式及爆后轴压性能, 因此采用上述简化处理。为分析网格尺寸对计算结果的影响, 选取 25 mm、20 mm 和 15 mm 三种网格尺寸进行敏感性分析, 结果见表 1。当网格尺寸为 20 mm 时, 峰值位移和残余位移与试验结果的误差分别为 1.5% 和 1.0%

，计算结果已具有较高精度。综合考虑计算精度和计算效率，最终将空气域及 CFSST 柱网格尺寸均取为 20 mm。空气域尺寸设置为 800 mm×1400 mm×3400 mm，并在外边界施加非反射条件。试件两端按照试验情况设置为固支。计算过程依次包括初始轴压、爆炸响应和爆后轴压三个阶段：先通过动力松弛施加轴压比为 0.2 的初始荷载，再进行爆炸动力分析，最后采用重启动方法保留爆后损伤状态，并通过轴向位移加载获得轴力-位移曲线。

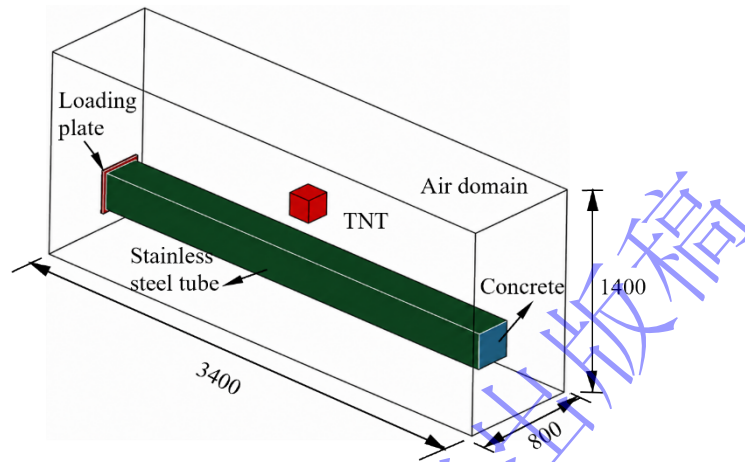


图 8 有限元模型 (单位: mm)
Fig.8 Finite element model (unit: mm)

表 1 不同网格尺寸下数值计算结果对比

Table 1 Comparison of numerical results with different mesh sizes

网格尺寸/mm	峰值位移/mm	与试验结果对比误差	残余位移/mm	与试验结果对比误差
25	43.4	4.6%	28.6	5.0%
20	44.8	1.5%	29.8	1.0%
15	45.2	0.7%	30.0	0.3%

2.2 材料本构模型

2.2.1 混凝土

混凝土采用 LS-DYNA 中的 **Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT)** 本构模型进行模拟。该模型适用于描述混凝土、岩石等脆性材料在爆炸冲击荷载作用下的动态力学行为，能够考虑材料的高压压碎、拉伸开裂、应变率效应以及损伤软化等特征，因此常用于混凝土结构抗爆数值模拟。RHT 模型通过弹性极限面、失效面和残余强度面描述混凝土材料由弹性阶段进入损伤破坏阶段的全过程。在爆炸荷载作用下，核心混凝土会受到瞬时高压压缩和反射拉伸作用，模型能够较好地反映混凝土压碎、开裂及损伤扩展过程。此外，RHT 模型中的损伤变量可用于表征混凝土的破坏程度，损伤变量越大，说明材料损伤越严重。在后处理中，可通过 History variable #4 查看核心混凝土的损伤分布，用于分析爆炸荷载作用下混凝土的损伤发展规律。RHT 模型中，基准抗压强度 f_c 取本文材料试验实测值 36.35 MPa，其余强度面、状态方程及损伤相关参数参考相关研究^[28]。其中，损伤参数 D_1 、 D_2 和 EPM 分别取 0.04、1.00 和 0.01，具体参数见表 2。

表 2 RHT 混凝土本构模型参数

Table 2 Parameters of RHT constitutive model for concrete

$\rho_0 / (\text{kg/m}^3)$	$f_c / (\text{N/m}^2)$	N	A	B	$\underline{Q}_0$
2.32×10^3	3.635×10^7	0.60	1.60	0.0105	0.6805
B_0	B_1	$T_1 / (\text{N/m}^2)$	T_2	f_t	f_s
1.22	1.22	3.528×10^{10}	0	0.10	0.18
$G / (\text{N/m}^2)$	D_1	D_2	EPM		
1.67×10^{10}	0.04	1.00	0.01		

2.2.2 不锈钢

不锈钢管采用 LS-DYNA 中的双线性塑性材料模型进行模拟。该模型能够描述钢材在爆炸冲击作用下的弹塑性变形特征，并可通过 Cowper-Symonds 模型考虑应变率效应对材料强度的影响。其动态强度提高系数可表示为：

$$K_d = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{1/P} \quad (1)$$

式中， K_d 为钢材动态强度提高系数； $\dot{\epsilon}$ 为钢材应变率； C 和 P 为 Cowper-Symonds 模型中的材料参数。本文不锈钢屈服强度采用材料拉伸试验实测值 548.5 MPa，其余材料模型参数主要参考相关 CFSST 构件爆炸数值模拟研究^[18]，其中 Cowper-Symonds 模型参数 C 和 P 的取值参考 S30408 奥氏体不锈钢动态力学性能试验研究^[3]。不锈钢材料模型具体参数如表 3 所示。

表 3 不锈钢本构模型参数

Table 3 Parameters of the constitutive model for stainless steel

$\rho_0 / (\text{kg/m}^3)$	$E / (\text{N/m}^2)$	PR	SIGY / (N/m^2)	ETAN / (N/m^2)
7.90×10^3	1.93×10^{11}	0.30	5.485×10^8	2.12×10^{10}
BETA	C	P	FS	VP
0	996.10	3.46	0.50	0

2.2.3 空气与炸药

空气介质采用 *MAT_NULL 材料模型，其压力变化通过线性多项式状态方程计算。该状态方程可表示为：

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E_0 \quad (2)$$

$$\mu = \frac{1}{V} - 1 \quad (3)$$

式中， p 为空气压力， $C_0 \sim C_6$ 为状态方程系数， μ 为空气密度变化参数， V 为相对体积， E_0 为初始单位体积内能。具体参数列于表 4。

表 4 空气材料模型参数

Table 4 Parameters of air material model

$\rho_0 / (\text{kg/m}^3)$	$C_0 \sim C_3$	C_4	C_5	C_6	V_0	$E_0 / (\text{J/m}^3)$
1.23	0	0.40	0.40	0	1.00	2.50×10^5

TNT 采用*MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型, 爆轰产物的压力、体积和内能关系由琼斯-威尔金斯-李 (Jones-Wilkins-Lee, JWL) 状态方程描述。其表达式为:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (4)$$

式中, p 为爆轰产物压力, V 为相对体积, E_0 为单位体积初始内能, A 、 B 、 R_1 、 R_2 和 ω 为 JWL 状态方程参数。具体取值见表 5。

表 5 炸药材料模型参数

Table 5 Parameters of explosive material model

A / Pa	B / Pa	R_1	R_2	ω	$E_0 / (\text{J} / \text{m}^3)$	V_0
3.71×10^{11}	3.21×10^9	4.15	0.95	0.30	7.00×10^9	1.00

2.3 数值模型验证

图 9 给出了 CFSST 试件在爆炸荷载作用下破坏形态的试验与数值模拟对比。由图可知, 数值模型较好地再现了试件的整体受弯变形及跨中局部损伤特征。试验与模拟均显示试件迎爆面跨中出现了局部凹陷, 试验测得的最大凹陷深度为 37 mm, 模拟结果为 34 mm。同时, 数值模型准确反映了侧面不锈钢管的局部鼓曲现象, 试验测得鼓曲区域的长宽分别为 380 mm 和 345 mm, 模拟得到的长宽分别为 364 mm 和 327 mm, 两者误差较小。综合来看, 数值模拟得到的试件破坏形态及关键变形尺寸与试验结果吻合较好, 验证了所建模型的有效性与准确性。

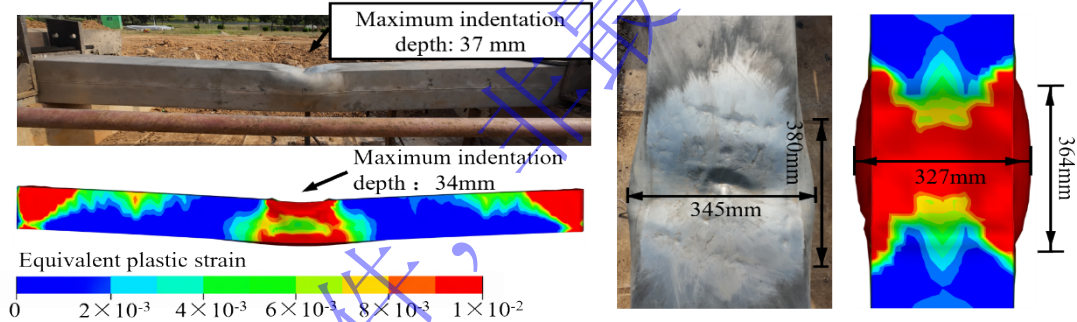


图 9 试验观测与数值模拟的爆炸损伤形态对比

Fig.9 Comparison of blast damage patterns obtained from experiments and numerical simulations

如图 10 所示, 数值模拟与轴压试验所得破坏特征具有较好的一致性。S1 试件的变形主要集中于试件中部, 数值模拟结果能够较好地复现其中部弯曲和塑性变形; S2 试件的塑性变形主要发生在加载端附近, 数值模拟得到的损伤集中区域与试验观测位置基本对应。总体而言, 有限元模型能够合理反映试件的主要损伤部位及破坏模式, 说明所采用的建模方法和材料参数具有较好的适用性, 可用于后续试件爆炸后轴压性能分析。需要说明的是, 本文数值模型未单独引入试件初始几何缺陷。轴压试验中, 无损试件 S2 未出现明显的整体侧向弯曲, 破坏主要表现为加载端局部屈曲, 表明该试件初始几何缺陷总体较小。同时, 数值模拟所得破坏位置及变形特征与试验结果基本一致。因此, 结合本文试件的实际破坏特征及数值模拟结果, 初始几何缺陷对本文试件主要轴压破坏特征的影响相对较小, 故数值模型中未对其进行单独考虑。

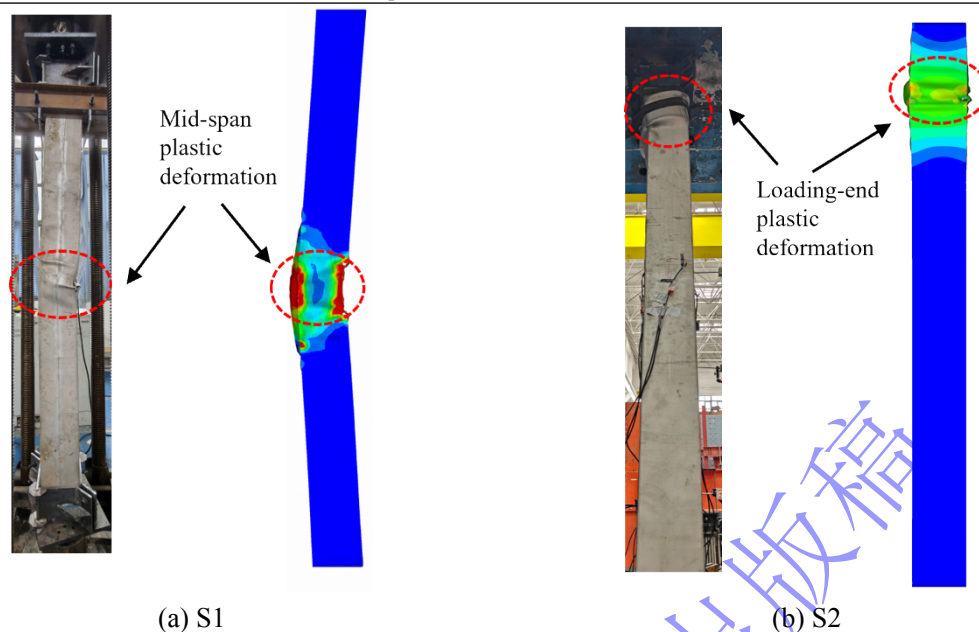


图 10 试验观测与数值模拟的轴压破坏形态对比

Fig.10 Comparison of axial-compression failure patterns obtained from experiments and numerical simulations

图 5 和图 7 分别给出了试件 D2 测点位移、加速度时程曲线以及 S1、S2 试件轴力-位移曲线的试验与数值模拟结果对比。位移时程方面，数值模型能够较好地反映试件的瞬态变形、回弹振动及残余变形过程，试验与模拟的峰值位移分别为 45.5 mm 和 44.8 mm，误差为 1.5%；残余位移分别为 30.1 mm 和 29.8 mm，误差为 1.0%。加速度曲线的峰值及到达时刻基本一致，试验与模拟峰值分别为 26375.5 g 和 24973.3 g，误差为 5.3%，试验曲线后期的波动主要受现场测试环境及传感器高频噪声影响。对于爆炸损伤试件 S1，模拟曲线与试验曲线在上升段、峰值点及峰后下降段均具有较好的一致性，试验与模拟的峰值承载力分别为 1572.2 kN 和 1649.5 kN，误差为 5.0%。对于无损试件 S2，模拟结果与试验结果的整体变化规律基本一致，较好地再现了试件承载力随轴向位移增加而发展，并在达到峰值后逐渐下降的过程，S2 试件的试验与模拟峰值承载力分别为 3169.0 kN 和 3295 kN，误差约为 4.0%。综合来看，所建立的有限元模型能够较合理地反映 CFSST 柱的爆炸动力响应及不同初始损伤状态下的轴压承载特征。

3 CFSST 柱爆炸响应与爆后轴压性能分析

3.1 爆炸荷载下 CFSST 柱动力响应与破坏模式分析

为分析比例距离对 CFSST 柱爆炸响应及破坏模式的影响，在经试验验证的数值模型基础上开展不同比例距离工况计算。根据各工况下构件响应及损伤程度的差异，选取 0.2 m/kg^{1/3}、0.4 m/kg^{1/3}、0.6 m/kg^{1/3}和 0.8 m/kg^{1/3}作为代表性比例距离进行对比分析。为定量表征不同工况下的爆炸荷载及结构响应，提取 CFSST 柱迎爆面跨中位置的超压时程曲线及柱中部位移时程曲线，如图 11 所示。相应的峰值超压、正相冲量、峰值位移及残余位移列于表 6。

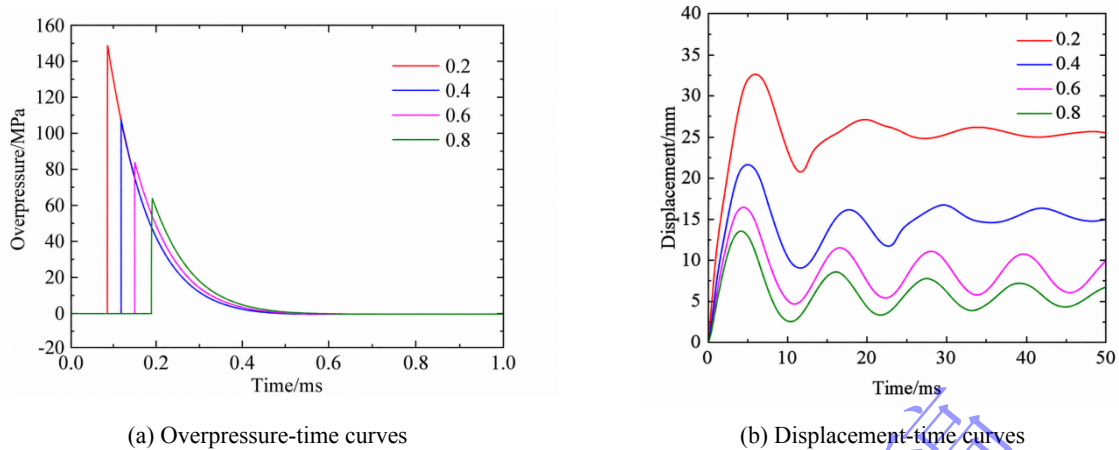


图 11 不同比例距离下 CFSST 柱迎爆面跨中超压与位移时程曲线

Fig.11 Overpressure at the mid-span blast-facing surface and displacement time-history curves of CFSST columns at different scaled distances

表 6 不同比例距离下 CFSST 柱爆炸荷载与位移响应参数

Table 6 Blast loading and displacement response parameters of CFSST columns at different scaled distances

比例距离/($\text{m}/\text{kg}^{1/3}$)	峰值超压/MPa	正相冲量/($\text{MPa}\cdot\text{ms}$)	峰值位移/mm	残余位移/mm
0.2	148.52	12.45	32.65	25.35
0.4	108.16	8.77	21.63	15.44
0.6	83.31	6.82	16.48	8.08
0.8	62.68	5.30	13.58	5.53

由图 11(a)和表 6 可知,随着比例距离增大,CFSST 柱迎爆面跨中位置的峰值超压和正相冲量均明显减小。当比例距离由 $0.2 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 增大至 $0.8 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 时,峰值超压由 148.52 MPa 降低至 62.68 MPa,降低 57.8%;正相冲量由 12.45 $\text{MPa}\cdot\text{ms}$ 降低至 5.30 $\text{MPa}\cdot\text{ms}$,降低 57.4%,表明随着比例距离增大,作用于 CFSST 柱上的爆炸荷载强度显著减弱。由图 11(b)和表 6 可知,CFSST 柱的峰值位移和残余位移均随比例距离增大而减小。当比例距离由 $0.2 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 增大至 $0.4 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 时,峰值位移由 32.65 mm 减小至 21.63 mm,残余位移由 25.35 mm 减小至 15.44 mm,分别降低 33.8%和 39.1%;当比例距离进一步增大至 $0.8 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 时,峰值位移和残余位移分别减小至 13.58 mm 和 5.53 mm,较 $0.2 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 工况分别降低 58.4%和 78.2%,说明随着爆炸荷载强度降低,CFSST 柱的瞬态侧向变形和爆后残余变形均明显减小。

在上述爆炸荷载与位移响应定量分析的基础上,进一步对不同比例距离下 CFSST 柱的损伤分布及破坏形态进行比较。图 12 给出了不同比例距离下 CFSST 柱的等效塑性应变分布。由图可知,随着比例距离增大,CFSST 柱跨中区域的塑性应变和整体变形逐渐减小。当比例距离为 $0.2 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 时,爆炸冲击作用较强,CFSST 柱损伤主要集中于跨中区域,迎爆面出现明显的局部凹陷,侧面不锈钢管发生向外鼓曲,同时柱产生显著的整体弯曲变形,CFSST 柱表现为局部凹陷、侧向鼓曲与整体弯曲共同作用的复合破坏模式。当比例距离增大至 $0.4 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 和 $0.6 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 时,CFSST 柱跨中局部损伤明显减弱,塑性应变主要分布于柱中部,CFSST 柱以沿爆炸作用方向的整体弯曲变形为主,表现为整体弯曲破坏。其中,比例距离为 $0.4 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 时的塑性应变集中程度和整体弯曲变形均大于 $0.6 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 工况。当比例距离进一步增大至 $0.8 \text{ m}/\text{kg}^{1/3}$ 时,柱身仅出现较小的局部应变和整体变形,柱身整体变形较小,塑性应变水平较低。

总体而言,随着比例距离减小、爆炸作用增强,CFSST 柱的塑性损伤逐渐向柱身跨中区域集中,柱破坏模式由弹性变形逐渐转变为整体弯曲破坏,最终发展为局部凹陷、侧向鼓曲与整体弯曲共同

作用的复合破坏模式。

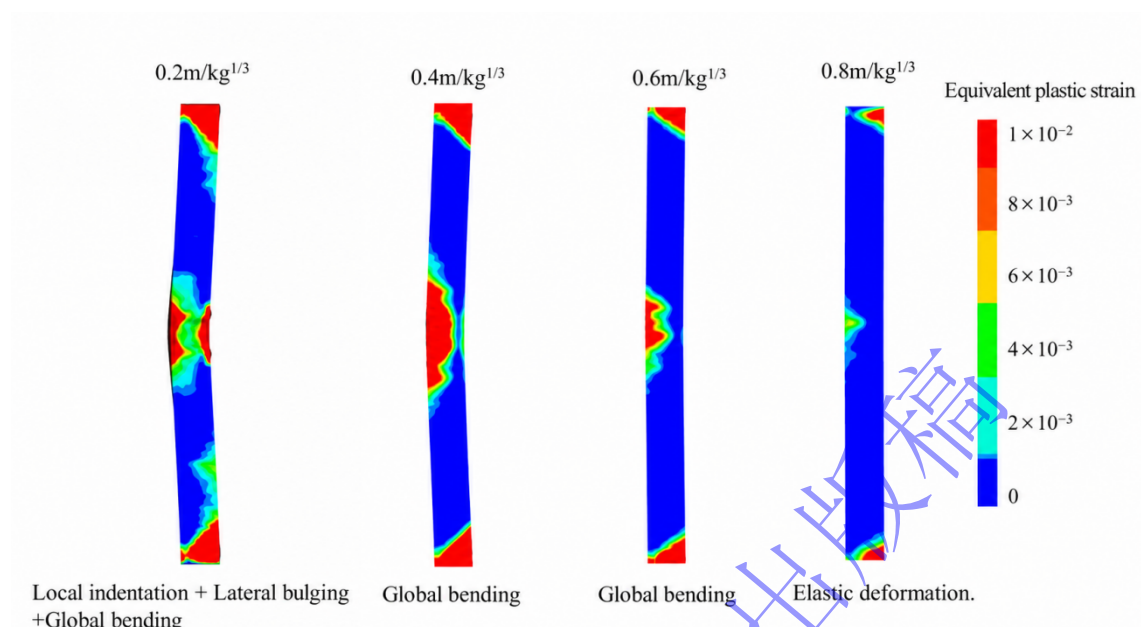


图 12 不同比例距离下 CFSST 柱等效塑性应变分布

Fig.12 Equivalent plastic strain distributions of CFSST columns at different scaled distances

3.2 爆炸初始损伤对 CFSST 柱轴压性能及破坏模式的影响分析

为进一步评价爆炸初始损伤对 CFSST 柱爆后轴压性能的影响，表 7 列出了无损柱及不同比例距离工况下的残余轴压承载力。随着比例距离减小，CFSST 柱的残余轴压承载力呈明显下降趋势。当比例距离分别为 $0.8 \text{ m/kg}^{1/3}$ 、 $0.6 \text{ m/kg}^{1/3}$ 、 $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 和 $0.2 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时，残余轴压承载力分别为 2735 kN、2339 kN、1986 kN 和 1752 kN，较无损柱分别降低 17.0%、29.0%、39.7% 和 46.8%。由此可见，爆炸初始损伤程度的增加会显著削弱 CFSST 柱的轴压承载能力。同时，爆炸作用产生的残余弯曲、局部截面变形及塑性损伤会降低柱中部损伤区域的有效截面刚度，从而导致 CFSST 柱爆后轴向刚度发生明显退化。

表 7 不同比例距离下 CFSST 柱残余轴压承载力

Table 7 Residual axial load-carrying capacities of CFSST columns at different scaled distances

	比例距离/($\text{m/kg}^{1/3}$)	残余轴压承载力/kN	承载力降低率/%
无损柱	/	3295	/
爆炸损伤柱	0.8	2735	17.0
	0.6	2339	29.0
	0.4	1986	39.7
	0.2	1752	46.8

图 13 给出了无损 CFSST 柱及不同比例距离下爆炸损伤 CFSST 柱在轴压破坏时的等效塑性应变分布。由图可知，无损 CFSST 柱在轴压加载过程中，塑性变形主要集中于加载端附近，不锈钢管发生局部屈曲，表现为加载端屈曲破坏。当比例距离为 $0.8 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时，爆炸造成的 CFSST 柱初始损伤较小，轴压加载后塑性变形仍主要集中于加载端，柱中部发生轻微屈曲。比例距离减小至 $0.6 \text{ m/kg}^{1/3}$ 和 $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时，柱中部形成不同程度的残余弯曲和局部塑性损伤，轴压加载过程中加载端与中部爆炸损伤区域的变形均持续发展，CFSST 柱最终表现为加载端与中部共同屈曲。其中， $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 工况下中部区域的塑性应变集中程度和变形程度更加明显。当比例距离进一步减小至 0.2

$\text{m/kg}^{1/3}$ 时, 柱身中部的局部凹陷、侧向鼓曲、残余弯曲及塑性损伤显著加剧。轴压加载后, 变形和塑性应变主要集中于跨中爆炸损伤区域, 随着局部塑性变形进一步发展, 部分单元达到失效条件并发生删除, 原有局部变形持续发展, CFSST 柱最终表现为中部屈曲破坏。

不同初始损伤状态下 CFSST 柱轴压破坏模式的变化, 主要与爆炸后形成的残余弯曲、局部截面变形及塑性损伤有关。爆炸作用使轴向压力作用线偏离柱体形心轴, 并在跨中区域产生附加弯矩。随着爆炸损伤程度增大, 中部区域的截面刚度逐渐降低, 不锈钢管与核心混凝土的协同工作能力受到削弱, 使轴压破坏的控制位置由加载端逐渐向柱身中部转移。

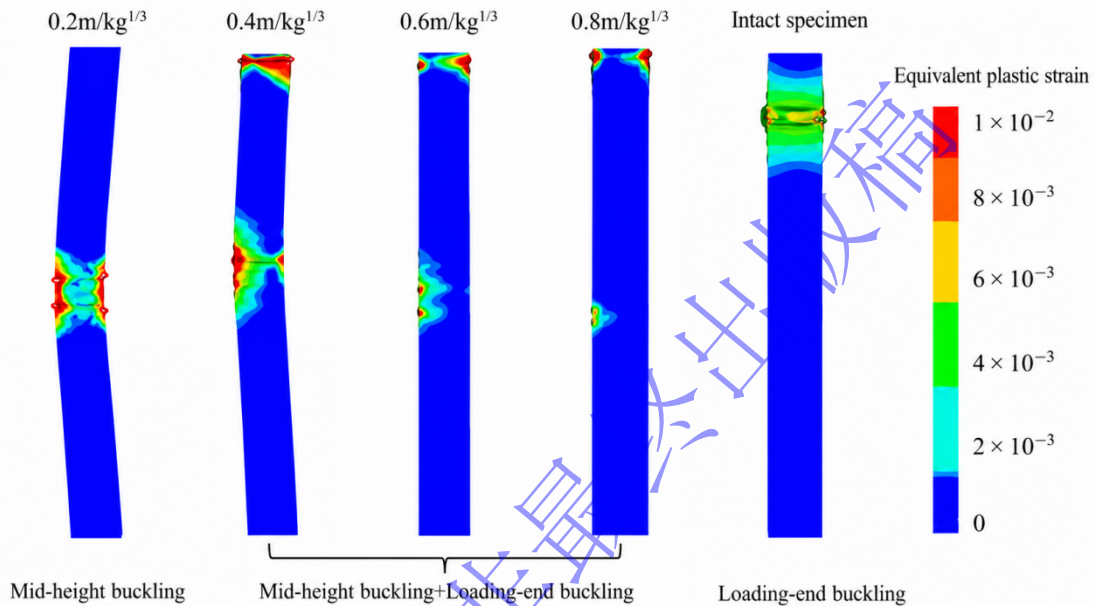


图 13 无损试件与不同爆炸损伤状态下 CFSST 柱轴压破坏时等效塑性应变分布

Fig. 13 Equivalent plastic strain distributions of CFSST columns with different blast damage states at axial compression failure

综上, CFSST 柱的爆后轴压破坏模式随爆炸初始损伤程度的不同而变化, 依次表现为端部屈曲、端部与中部共同屈曲以及中部屈曲, 表明爆炸损伤不仅改变了 CFSST 柱的初始变形状态, 还会改变其后续轴压破坏的控制位置, 使柱身中部爆炸损伤区域逐渐成为影响爆炸后承载性能的关键薄弱部位。

4 结论

本文通过 CFSST 柱野外爆炸试验、轴压试验及数值模拟, 研究了爆炸荷载作用下 CFSST 柱的损伤破坏特征、动力响应及不同初始损伤状态下的轴压破坏模式, 主要结论如下:

(1) 野外爆炸试验结果表明, CFSST 柱在爆炸荷载作用后整体完整性较好, 损伤主要集中于柱跨中迎爆区域, 表现为不锈钢管局部凹陷和侧向鼓曲变形。爆后轴压试验表明, 爆炸损伤会显著削弱 CFSST 柱的轴向承载性能, 并使破坏位置由无损柱的端部区域转移至柱身中部的爆炸损伤区域。

(2) 建立的有限元模型能够较好地复现 CFSST 柱的爆炸损伤形态、动力响应及轴压承载特征。当比例距离为 $0.8 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, CFSST 柱的塑性应变和整体变形较小, 基本处于弹性变形状态; 比例距离减小至 $0.6 \text{ m/kg}^{1/3}$ 和 $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 跨中塑性损伤逐渐增大, 主要表现为整体弯曲破坏; 比例距离进一步减小至 $0.2 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 跨中局部损伤明显加剧, 表现为局部凹陷、侧向鼓曲与整体弯曲

共同作用的复合破坏模式。

(3) 爆炸初始损伤程度会改变 CFSST 柱后续轴压破坏的控制位置和破坏模式。无损柱表现为加载端屈曲；比例距离为 $0.8 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时，破坏模式以加载端屈曲为主，并伴随轻微的中部屈曲；比例距离为 $0.6 \text{ m/kg}^{1/3}$ 和 $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时，加载端与柱身中部爆炸损伤区域的变形共同发展，表现为加载端与中部共同屈曲；比例距离减小至 $0.2 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时，轴压变形主要集中于跨中爆炸损伤区域，最终表现为中部屈曲。爆炸作用形成的残余弯曲和局部塑性损伤降低了 CFSST 柱中部的截面刚度，并削弱了不锈钢管与核心混凝土的协同工作能力，使轴压变形逐渐向中部损伤区域集中，最终导致轴压破坏控制位置由加载端转移至柱身中部。

需要说明的是，本文有限元模型主要基于爆炸试验及轴压试验结果进行了验证，后续不同比例距离工况均在保持试件几何尺寸、钢管厚度、材料参数、边界条件及爆炸位置等条件不变的基础上开展。因此，本文所得规律主要适用于与试验试件具有相同结构形式、材料条件、边界约束及爆炸位置的工况。钢管厚度、截面形式及炸药位置等因素的变化可能对 CFSST 柱的爆炸响应及爆后承载性能产生影响，对于其他结构形式及爆炸条件，相关结论的适用性仍需进一步验证。

参考文献

- [1] HAN L H, LI W, BJORHOVDE R. Developments and advanced applications of concrete-filled steel tubular (CFST) structures: members[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2014, 100: 211-228. DOI: 10.1016/j.jcsr.2014.04.016.
- [2] 韩林海, 杨有福, 杨华, 等. 基于全寿命周期的钢管混凝土结构分析理论及其应用[J]. *科学通报*, 2020, 65(28-29): 3173-3184. DOI: 10.1360/TB-2020-0618.
HAN L H, YANG Y F, YANG H, et al. Life-cycle based analytical theory of concrete-filled steel tubular structures and its applications[J]. *Chinese Science Bulletin*, 2020, 65(28-29): 3173-3184. DOI: 10.1360/TB-2020-0618.
- [3] JIA S, TAN Q, YE J, et al. Experiments on dynamic mechanical properties of austenitic stainless steel S30408 and S31608[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2021, 179: 106556. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106556.
- [4] 武明雨, 胡凯, 李运刚. Cr-Ni 奥氏体不锈钢的研究进展[J]. *铸造技术*, 2016, 37(6): 1079-1084. DOI: 10.16410/j.issn1000-8365.2016.06.001.
WU M Y, HU K, LI Y G. Research progress of Cr-Ni austenitic stainless steel [J]. *Foundry Technology*, 2016, 37(6): 1079-1084. DOI: 10.16410/j.issn1000-8365.2016.06.001.
- [5] GARDNER L. Stability and design of stainless steel structures – review and outlook[J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 141: 208-216. DOI: 10.1016/j.tws.2019.04.019.
- [6] HAN L H, XU C Y, TAO Z. Performance of concrete filled stainless steel tubular (CFSST) columns and joints: summary of recent research[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 152: 117-131. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.02.038.
- [7] YOUNG B, ELLOBODY E. Experimental investigation of concrete-filled cold-formed high strength stainless steel tube columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2006, 62(5): 484-492. DOI: 10.1016/j.jcsr.2005.08.004.
- [8] ELLOBODY E, YOUNG B. Design and behaviour of concrete-filled cold-formed stainless steel tube columns [J]. *Engineering Structures*, 2006, 28(5): 716-728. DOI: 10.1016/j.engstruct.2005.09.023.
- [9] LAM D, GARDNER L. Structural design of stainless steel concrete filled columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2008, 64(11): 1275-1282. DOI: 10.1016/j.jcsr.2008.04.012.
- [10] UY B, TAO Z, HAN L H. Behaviour of short and slender concrete-filled stainless steel tubular columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2011, 67(3): 360-378. DOI: 10.1016/j.jcsr.2010.10.004.
- [11] TAO Z, UY B, LIAO F Y, et al. Nonlinear analysis of concrete-filled square stainless steel stub columns under axial compression [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2011, 67(11): 1719-1732. DOI: 10.1016/j.jcsr.2011.04.012.
- [12] CHEN Y, FENG R, WANG L P. Flexural behaviour of concrete-filled stainless steel SHS and RHS tubes [J]. *Engineering Structures*, 2017, 134: 159-171. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.12.035.

- [13] LIAO F Y, HAN L H, TAO Z, et al. Experimental behavior of concrete-filled stainless steel tubular columns under cyclic lateral loading [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2017, 143(4): 04016219. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001705.
- [14] BAMBACH M R. Design of hollow and concrete filled steel and stainless steel tubular columns for transverse impact loads [J]. *Thin-Walled Structures*, 2011, 49(10): 1251-1260. DOI: 10.1016/j.tws.2011.05.009.
- [15] YOUSUF M, UY B, TAO Z, et al. Transverse impact resistance of hollow and concrete filled stainless steel columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 82: 177-189. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.01.005.
- [16] YOUSUF M, UY B, TAO Z, et al. Impact behaviour of pre-compressed hollow and concrete filled mild and stainless steel columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2014, 96: 54-68. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.12.009.
- [17] XU C Y, HAN L H. Behaviour of recycled aggregate concrete-filled stainless steel tubular columns subjected to laterally low-velocity impact [J]. *Thin-Walled Structures*, 2025, 216: 113755. DOI: 10.1016/j.tws.2025.113755.
- [18] 谭清华, 韩林海, 贾少刚, 等. 爆炸荷载作用下不锈钢管混凝土构件工作机理研究 [J]. *土木工程学报*, 2024, 57(6): 74-91. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2024.05.1226.
- TAN Q H, HAN L H, JIA S G, et al. Working mechanism of concrete-filled stainless steel tubular members subjected to blast loading [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2024, 57(6): 74-91. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2024.05.1226.
- [19] 王宏伟, 吴成清, 杨立燥, 等. 足尺钢管混凝土柱爆炸作用后残余承载力试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2016, 37(5): 155-160. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2016.05.017.
- WANG H W, WU C Q, YANG L Z, et al. Experimental research on residual bearing capacity of full-scale concrete-filled steel tubular columns after explosion [J]. *Journal of Building Structures*, 2016, 37(5): 155-160. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2016.05.017.
- [20] WANG H, WU C, ZHANG F, et al. Experimental study of large-sized concrete filled steel tube columns under blast load [J]. *Construction and Building Materials*, 2017, 134: 131-141. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.12.096.
- [21] 孙珊珊, 赵均海, 贺拴海, 等. 爆炸荷载下钢管混凝土墩柱的动力响应研究 [J]. *工程力学*, 2018, 35(5): 27-35, 74. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.03.0246.
- SUN S S, ZHAO J H, HE S H, et al. Dynamic response of concrete-filled steel tube piers under blast loadings [J]. *Engineering Mechanics*, 2018, 35(5): 27-35, 74. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.03.0246.
- [22] 赵均海, 孙珊珊, 党会学, 等. 钢管混凝土柱抗爆性能数值模拟与实验验证 [J]. *应用数学和力学*, 2020, 41(9): 943-955. DOI: 10.21656/1000-0887.400207.
- ZHAO J H, SUN S S, DANG H X, et al. Numerical simulation and test validation for concrete-filled steel tube columns under blast loading [J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2020, 41(9): 943-955. DOI: 10.21656/1000-0887.400207.
- [23] WANG X Y, ZHANG Z Q. Residual axial capacity of square recycled aggregate concrete-filled steel tube columns after blast loads [J]. *Journal of Building Engineering*, 2022, 47: 103865. DOI: 10.1016/j.job.2021.103865.
- [24] LI M H, XIA M T, ZONG Z H, et al. Residual axial capacity of concrete-filled double-skin steel tube columns under close-in blast loading [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2023, 201: 107697. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107697.
- [25] LI J, PANG Y F, MU Q P, et al. Post-blast capacity evaluation of concrete-filled steel tubular (CFST) column based on machine learning technique [J]. *Advances in Structural Engineering*, 2023, 26(11): 1953-1972. DOI: 10.1177/13694332231179268.
- [26] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土物理力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2019 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2019.
- [27] NGUYEN D H, HONG W K, KO H J, et al. Finite element model for the interface between steel and concrete of CFST (concrete-filled steel tube) [J]. *Engineering Structures*, 2019, 185: 141-158. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.01.068.
- [28] ABEBE S, MOHAMMED T A. Performance assessment of reinforced concrete frame under close-in blast loading [J]. *Advances in Civil Engineering*, 2022, 2022: 3979195. DOI: 10.1155/2022/3979195.

录用稿件，
非最终出版稿