

灌浆套筒连接装配式混凝土柱抗撞性能研究

赵武超¹, 叶继红¹, 周知²

(1. 江苏省土木工程环境灾变与结构可靠性重点实验室(中国矿业大学), 江苏 徐州 221116;

2. 武汉理工大学交通与物流工程学院, 湖北 武汉 430063)

摘要: 为研究撞击荷载下灌浆套筒连接装配式混凝土(Precast Concrete, PC)柱的力学性能和损伤机理, 采用数值仿真技术建立了PC柱精细有限元模型, 并完成了模拟方法的验证, 分析了PC柱的撞击响应特征与传统现浇混凝土(Cast-in-Place Concrete, CIPC)柱的差异, 讨论了撞击位置、轴压力、接缝强度和套筒连接强度等参数对PC柱抗撞性能的影响, 并从曲率分布的角度分析了PC柱的损伤特性。结果表明: 相同撞击条件下PC柱和CIPC柱的非线性力学行为比较接近, 但两者柱底的传力机制和破坏形态差异明显; 曲率分布能直观描述PC柱的损伤细节特征; 撞击位置的变化会改变PC柱的抗力机制, 而轴压比在一定程度上可提高PC柱抗撞能力; 由于撞击荷载的局部效应显著, 接缝强度和套筒连接强度主要影响接缝附近柱体的损伤机理。

关键词: 装配式混凝土柱; 撞击荷载; 灌浆套筒连接; 接缝; 曲率分布

中图分类号: TU375.3; O347.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2023)01-0225-10

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2023.01.024

引言

近年来, 车船、滚石等撞击工程结构事故频频发生, 严重威胁结构正常使用和人民生命财产安全, 此类问题引起国内外学者的高度关注并开展了相关研究^[1]。在大力发展装配式建筑的国家战略驱动下, 预制装配式结构得到广泛推广和应用。作为结构主要竖向承重构件, 柱构件在偶然撞击荷载下的力学性能亟待厘清。灌浆套筒连接是装配式结构最常采用的连接技术, 由于灌浆套筒和拼接缝的影响, 撞击荷载下PC构件将表现出与CIPC构件不同的力学性能。因此, 探究PC柱的抗撞性能并明晰其抗撞击工作机理, 对提升装配式结构抗灾变能力具有重要的科学意义和工程价值。

目前针对灌浆套筒连接PC柱的研究主要集中在其连接构造与抗震性能。由于灌浆套筒的刚度贡献和拼接缝的开裂, PC柱一般可达到同参数CIPC柱的承载水平, 但变形能力略差, 且施工缺陷或偏差会导致PC柱工作性能劣化^[2-5]。同时, 套筒预埋位置也会显著影响PC柱破坏形态与塑性铰形成机理, 而损伤主要集中在接缝处^[6]。然而, 与静载和地震作用不同, 撞击荷载具有局部效应显著和持时短

暂等特点。由于应变率效应、惯性力效应、应力波传播和剪切效应的共同影响, 撞击荷载下构件的力学行为与其静态力学行为差异显著^[7-11]。为此, 国内外学者^[12-17]对CIPC柱的抗撞性能开展了较多研究, 分析了撞击参数和结构参数对其响应特征的影响。结果表明, 当撞击位置接近柱底时, 柱越易发生剪切破坏; 当轴压比较小时, 轴力才对柱抗撞能力发挥积极作用; 柱局部响应主要体现在受撞区域的强非线性行为, 其中剪切响应尤为显著; 对于整体响应阶段, 柱整体刚度决定其动态响应行为。

利用落锤冲击试验, 闫秋实等^[18]发现撞击位置、拼接位置和撞击荷载共同影响灌浆套筒连接PC梁的破坏形态, 且当撞击位置接近接缝时, 接缝局部损伤严重。在此基础上, Li等^[19]采用有限元方法研究了PC梁的撞击响应行为及其影响因素, 并指出刚度分布的不均匀导致PC梁破坏模式与CIPC梁存在较大差异。然而, 对撞击荷载下灌浆套筒连接PC柱的动力性能研究还非常有限。

基于此, 本文采用数值仿真技术深入探讨撞击荷载下灌浆套筒连接PC柱的响应行为和损伤机理。首先利用现有PC构件撞击试验验证了数值模拟方法的合理性, 并建立了PC柱精细有限元模型; 随后, 分析了PC柱和CIPC柱在撞击响应和损伤模式方面的差异特性, 并揭示了撞击荷载下PC柱的

收稿日期: 2021-11-11; **修订日期:** 2021-12-16

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52108184); 中国博士后科学基金资助项目(2020M671643); 江苏省博士后科研资助计划(2020Z120); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(2020QN67)。

损伤演化规律;最后,探讨了撞击参数和结构参数对PC柱抗撞性能的影响,以期为PC结构构件的综合防护提供必要理论依据。

1 有限元分析模型

1.1 数值模拟方法验证

基于闫秋实等^[18]开展的混凝土梁落锤撞击试验,利用有限元软件LS-DYNA开展试件撞击响应仿真分析。试件尺寸为200 mm×400 mm×3300 mm,净跨为2900 mm,其中拼接区为500 mm混凝土后浇带。试件截面采用对称配筋,上下两侧各配置2根直径为16 mm的HRB400纵筋;箍筋采用直径6 mm的HRB400钢筋,间距为150 mm。落锤质量为253 kg,并以6.86 m/s速度撞击梁跨中位置。试件设计参数及材料力学性能详见文献^[18]。

以CIPC梁B1、拼接位置位于净跨1/2和1/4的PC梁B2和B4a为对象,建立精细有限元模型,如图1所示。其中,混凝土、落锤、支座及压梁均采用缩减积分六面体实体单元模拟,钢筋采用Hughes-Liu梁单元模拟。混凝土与钢筋单元通过共节点进行连接,不考虑两者间的相对滑移^[19-20]。选用连续盖帽模型(MAT_CSCM)^[21]模拟混凝土在低速冲击下的非线性演化,该模型可根据用户提供的单轴抗压强度和最大骨料粒径自动生成本构参数,其中最大骨料粒径取为20 mm,预制梁段与现浇拼接段的混凝土强度分别取为29和33.5 MPa。将应变率开关IRATE设置为1以考虑高应变率下混凝土的强度增大效应。为模拟撞击荷载下混凝土侵蚀失效,将IRATE定义为1.1。

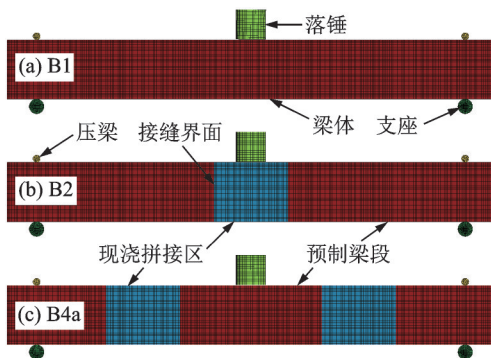


图1 落锤撞击试验有限元模型

Fig. 1 Finite element models of drop-weight impact test

由于落锤、支座和压梁在撞击过程中变形不明显,采用刚性材料(MAT_RIGID)模拟其力学性能。钢筋采用双线性弹塑性模型(MAT_PLASTIC_KINEMATIC)。纵筋和箍筋的屈服强度分别为

478.7 MPa和414.5 MPa,失效应变为0.20;为考虑材料应变率效应,采用Cowper-Symonds模型计算不同应变率下钢筋屈服强度 σ_y^d :

$$\sigma_y^d = [1 + (\dot{\epsilon}/C)^{1/q}] \sigma_y^s \quad (1)$$

式中 σ_y^s 为钢筋静态屈服强度; $\dot{\epsilon}$ 为应变率; C, q 均为应变率参数,分别取234375和7^[17]。

灌浆套筒连接材料组分多、受力复杂,且撞击试验结果表明灌浆套筒连接性能良好。基于此,其力学性能采用等截面均匀材料模拟^[2,19]。根据力平衡原则将灌浆料、钢筋和套筒均一化等效,得到灌浆套筒连接的等效刚度 E_m 和等效强度 f_m :

$$E_m = \frac{E_{gc} A_{gc} + E_{ls} A_{ls} + E_{ss} A_{ss}}{A_{gc} + A_{ls} + A_{ss}} \quad (2)$$

$$f_m = \frac{f_{gc} A_{gc} + f_{ls} A_{ls} + f_{ss} A_{ss}}{A_{gc} + A_{ls} + A_{ss}} \quad (3)$$

式中 E_{gc}, E_{ls} 和 E_{ss} 为灌浆料、钢筋和套筒的弹性模量; A_{gc}, A_{ls} 和 A_{ss} 为三者的横截面积; f_{gc}, f_{ls} 和 f_{ss} 为三者的抗拉强度。与钢筋类似,采用梁单元和双线性弹塑性模型描述灌浆套筒连接的力学行为,其中失效应变取为0.2^[22]。

装配式构件接缝界面往往存在变形协调问题,在外部作用下易形成薄弱部位^[23]。已有研究^[22, 24-25]表明,内聚力模型能较好模拟装配式混凝土界面的粘结、滑移、剥离及断裂等行为。LS-DYNA程序提供了一种带失效的绑定接触类型(*CONTACT_TIEBREAK_SURFACE_TO_SURFACE),该算法假定接触面两侧单元在界面失效前粘结为一体,且满足变形协调关系;当界面失效后,接触面相互分离或滑移,而绑定接触退化为自动面面接触(*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE)。为模拟界面的接触失效,其失效准则定义为:

$$\left(\frac{|\sigma_n|}{NFLS} \right)^2 + \left(\frac{|\sigma_s|}{SFLS} \right)^2 \geq 1 \quad (4)$$

式中 σ_n 和 σ_s 为界面法向拉应力和剪应力;NFLS和SFLS为界面法向抗拉强度和切向抗剪强度。

接缝界面抗剪强度SFLS可根据欧洲规范^[26]推荐公式和叶果^[27]提出的经验公式计算:

$$SFLS = \tau_c + \mu \sigma_c \quad (5)$$

$$\tau_c = 1.2661e^{0.0164f_c} \quad (6)$$

式中 τ_c 为混凝土粘结抗剪强度; μ 为界面粗糙度系数,取为0.7; σ_c 为界面法向压应力; f_c 为界面两侧低强度混凝土的抗压强度。基于此,SFLS取为2.16 MPa;NFLS取为界面两侧低强度混凝土的抗拉强度^[23],3.31 MPa。当界面粘结失效后,自动面面接触算法中的摩擦系数定义为0.6^[28]。

基于网格敏感性分析结果,将混凝土和钢筋单

元尺寸取为 10 mm。落锤-混凝土以及支座-混凝土界面采用自动面面接触算法,动、静摩擦系数均取为 0.3。为模拟试验构件的边界情况,对下部支座和压梁施加固定约束。为避免较大的初始穿透,将落锤与梁体的初始间距设置为 1 mm,并通过关键字 INITIAL_VELOCITY_GENERATION 定义落锤初速度。根据 Li 等^[19]的研究结果,采用试错法调整落锤撞击倾角,使得撞击荷载的模拟值和试验值比较接近。针对 B1, B2 和 B4a 三种工况,调整后的撞击倾角分别为 2.3°, 2.0° 和 1.9°。

图 2 给出了三类试件损伤模式的有限元模拟结果与试验结果对比。可以看出:对于 CIPC 梁 B1,有限元模型能重现梁体跨中通长弯曲裂缝、撞击点与剪跨区之间的斜裂缝,以及剪跨区域的弯曲损伤;对于 PC 梁 B2,有限元模拟得到的梁体损伤主要集中在接缝界面并形成贯穿裂缝,且接缝界面两侧钢筋处混凝土严重破坏;对于 PC 梁 B4a,模拟结果显示梁跨中出现通长弯曲裂缝,且剪跨区域损伤主要出现在接缝附近。整体来看,试件损伤形态的模拟结果和试验结果吻合良好。

图 3 对比了各试件撞击响应的模拟结果与试验

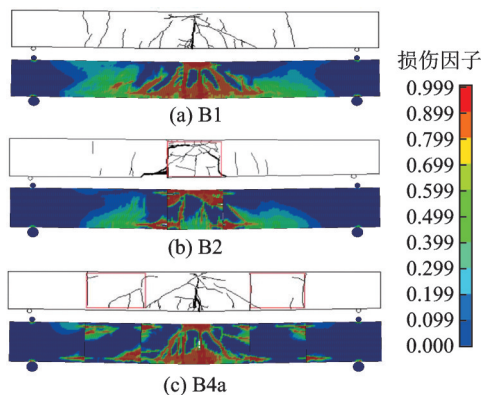


图 2 损伤模式的模拟与试验结果对比

Fig. 2 Comparison of simulated and tested damage patterns

结果。可以看出:撞击力峰值的模拟值分别为 1156, 1222 和 1388 kN,这与试验值 1246, 1343 和 1398 kN 比较接近;试件跨中最大挠度的模拟值与试验值相对误差分别为 2.6%, 8.4% 和 3.9%,且残余位移的模拟结果与试验结果吻合良好。综上所述,所采用的数值模拟方法和参数设置能够有效预测撞击荷载下 PC 构件的动态响应和破坏形态,故可用于后续的 PC 柱抗撞击性能研究。

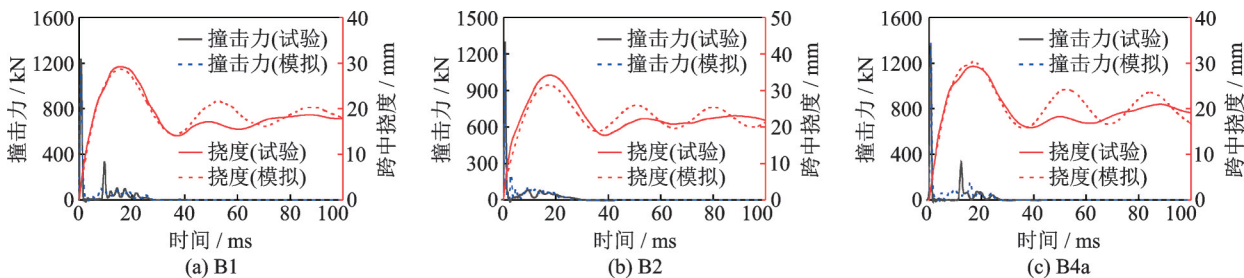


图 3 撞击响应的模拟与试验结果对比

Fig. 3 Comparison of simulated and tested impact responses

1.2 PC 柱有限元模型

根据装配式混凝土结构技术规程,设计了建筑结构中常规 PC 柱。柱截面尺寸为 0.4 m×0.4 m,净高为 3.6 m,柱脚与柱头高度为 0.4 m。混凝土抗压强度为 35 MPa,保护层厚度为 30 mm;纵筋选用 8 根 20 mm 直径的 HRB400 钢筋,配筋率为 1.57%;箍筋选用 10 mm 直径的 HRB400 钢筋,间距为 150 mm。拼接区采用 GTQ4J-20 灌浆套筒,长度为 360 mm,内外径分别为 32 mm 和 40 mm。柱身与柱头之间设置接缝,且该处纵筋通长布置。参照混凝土梁模型的建模方法,建立侧向撞击下 PC 柱有限元模型,如图 4 所示。约束柱头侧面节点的水平位移,并约束柱脚外侧节点的竖向位移,从而实现柱底固接及柱顶仅可竖向变形的边界条件。根据预先设定的轴压比,在柱头顶面施加均匀面荷载。撞击体冲头为 200 mm 直径的半圆柱体,并约束其沿撞击方向之外

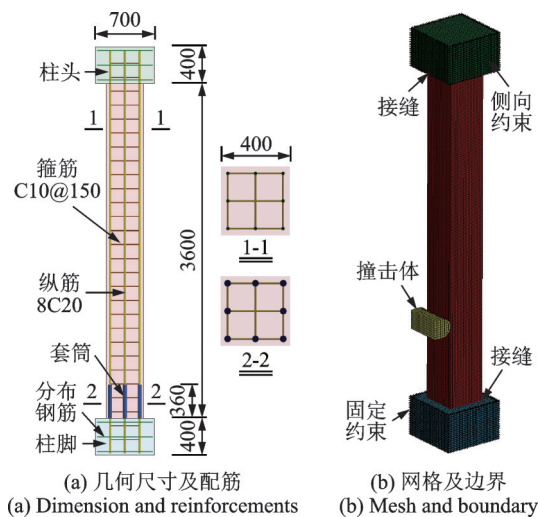


图 4 PC 柱有限元模型(单位:mm)

Fig. 4 Finite element model of PC column(Unit:mm)

的自由度。在撞击分析之前,轴力和重力荷载均采用动力松弛方法完成预加载并达到稳定状态。

2 两类柱撞击响应差异分析

以典型撞击工况(撞击质量 $m=1.5\text{ t}$, 撞击速度 $v=10.0\text{ m/s}$, 撞击高度 $h=0.9\text{ m}$, 轴压比 $n=0.3$)为对象, 对比 PC 柱和 CIPC 柱在动态响应、能量耗散和损伤模式方面的差异。

2.1 动态响应

图 5 给出了两类柱的撞击力、支座反力、侧向挠度和截面内力分布。撞击过程可分为四个阶段: 1) 脉冲阶段: 撞击力在极短时间内达到峰值并迅速衰减; 支反力滞后于撞击力; 位移响应较小, 惯性效应显著。2) 缓冲阶段: 撞击力和支反力趋于稳定, 柱挠度持续增加, 且下部支反力大于上部支反力。3) 衰

减阶段: 撞击力和支反力减少到 0, 柱侧向挠度也随之减小。4) 自由振动阶段: 支反力和柱挠度趋于稳定。与 CIPC 柱相比, PC 柱动态响应差异体现在: 撞击力峰值偏小、挠度峰值偏大、残余挠度偏小。由于撞击位置距接缝较远, 两者动态响应差异不明显, 这与闫秋实等^[18]获得的撞击试验现象吻合。

当 $t=2\text{ ms}$ 时, 剪力在撞击位置处发生突变并达到峰值, 且沿柱高出现三个零点; 弯矩沿柱高出现三个反弯点, 表明此时撞击荷载局部效应显著。PC 柱底部弯矩和剪力均小于 CIPC 柱, 但其在高度 1.1 m 处的剪力略大于 CIPC 柱。当 $t=3\text{ ms}$ 时, 撞击位置上方的剪力和弯矩峰值随塑性铰移动而上移, 底部剪力增大而弯矩略有减小; 两类柱的弯矩与剪力在柱顶附近差异增大。当 $t>9\text{ ms}$ 时, 两类柱的弯矩和剪力逐渐减小, 其分布特征接近于静载情况。综上可知, 相同撞击条件下两类柱的内力分布规律基本一致, 其数值差异主要体现在柱端接缝附近。

2.2 各材料组分耗能

图 6 给出了撞击过程中两类柱各材料组分耗能及初始撞击能量比率的变化规律。CIPC 柱和 PC 柱最大耗能比率分别为 83.51% 和 89.14%, 表明后者总体损伤相对严重。当撞击力达到峰值后, 混凝土耗能迅速增加, 其中 PC 柱混凝土对整体耗能的贡献大于 CIPC 柱。进入缓冲阶段后, 混凝土耗能增速减慢, 而钢筋耗能随构件变形而快速增加。最终与 CIPC 柱相比, PC 柱的混凝土和纵筋耗能偏大, 而箍筋耗能偏小。这表明接缝和灌浆套筒会影响

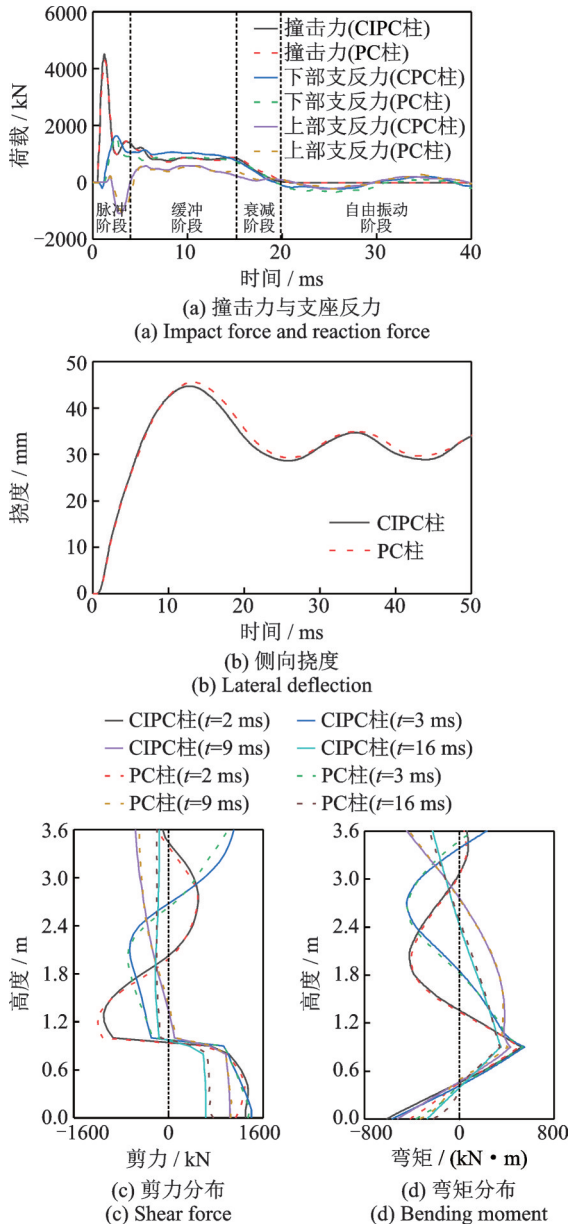


图 5 两类柱的撞击响应
Fig. 5 Impact responses of these two columns

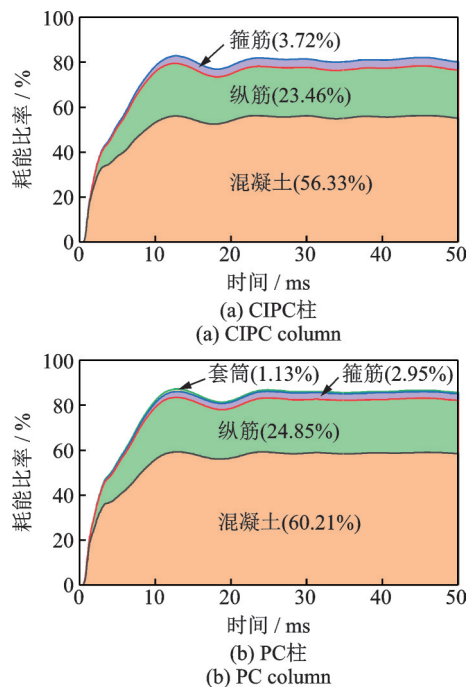


图 6 两类柱各材料组分耗能
Fig. 6 Material energy dissipation of these two columns

响PC柱的耗能机制。

2.3 损伤模式

图7给出了不同撞击时刻下两类柱的损伤情况。可以看出,撞击力峰值时刻两类柱的损伤情况类似,以撞击位置处的局部损伤为主;当 $t=3$ ms时,由于存在较大负弯矩,两类柱在撞击位置上方迎撞面均出现弯曲损伤,而PC柱底部混凝土损伤轻于CIPC柱。当 $t=9$ ms时,CIPC柱在撞击位置与柱底之间出现了两条剪切斜裂缝,拱-桁架传力机制基本形成;对于PC柱,由于灌浆套筒破坏了拱-桁架传力机制,撞击荷载通过剪切机制传递至套筒顶部,再由灌浆套筒拼接区的压杆机制传递至下部支座。当 $t>16$ ms时,CIPC柱在撞击位置与柱底之间的斜裂缝基本出齐;由于灌浆套筒引起了刚度突变,PC柱仅在撞击位置与套筒顶部之间形成主斜裂缝。这表明接缝张开造成了柱底截面应力重分布,而灌浆套筒的局部增强改变了撞击位置下方柱体抗力机制。

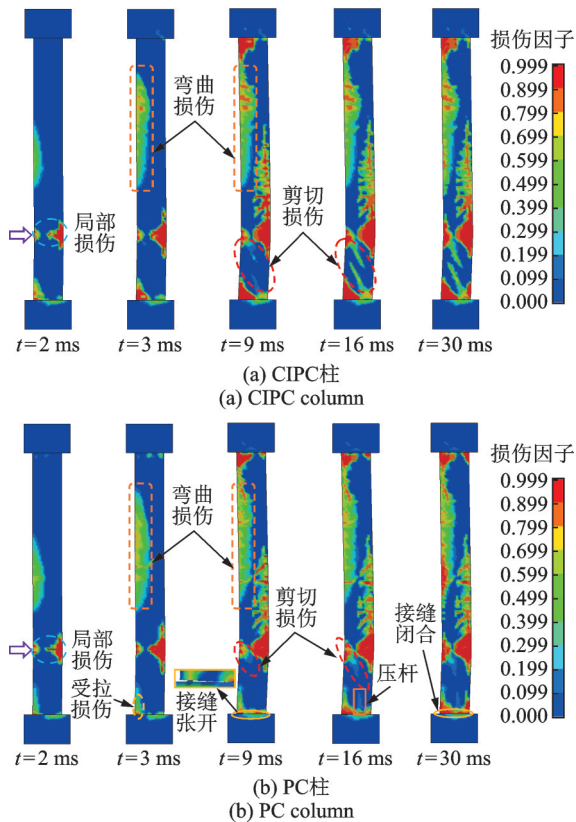


图7 两类柱的损伤演化

Fig. 7 Damage evolution of these two columns

撞击荷载下混凝土构件的高频响应显著,作为典型累加量的位移难以准确描述构件损伤分布情况。已有研究^[29]表明,曲率对构件局部损伤十分敏感。当构件局部受损时,曲率往往在该处发生突变。同时,曲率变化率也会反映剪切响应的大小。因此,损伤位置可根据突变点进行定位,而损伤程度可由

突变幅值及其变化率判定。为此,根据微分几何知识,沿柱高度布置多个测点,其中测点 i 的平均曲率 $\phi_i(t)$ 可由中心差分法获得:

$$\phi_i(t) = \frac{y_{i+1}(t) + y_{i-1}(t) - 2y_i(t)}{\Delta h^2} \quad (7)$$

式中 $y_{i+1}(t)$, $y_{i-1}(t)$ 和 $y_i(t)$ 分别为测点 $i+1$, $i-1$ 和 i 在 t 时刻的侧向挠度; Δh 为各测点间距。

图8给出了不同时刻下两类柱沿高度的曲率分布。可以看出,撞击初期柱底和撞击位置处曲率发生突变并达到较大数值,两类柱曲率分布基本一致。随撞击能量的持续输入,柱端与撞击位置处曲率快速增加。与CIPC柱相比,PC柱底部曲率增加更快而顶部曲率增长较慢。CIPC柱曲率在高度0.3 m处发生突变,而PC柱在此处的曲率变化较平缓。撞击结束后,两类柱端部曲率数值均显著减小,但撞击位置处曲率变化不大,表明混凝土柱在撞击点处更易出现不可逆的塑性损伤。结合图7可知,柱体剪切损伤区的曲率往往出现变号。可见,与挠度相比,曲率更能描述PC柱的损伤细节特征。

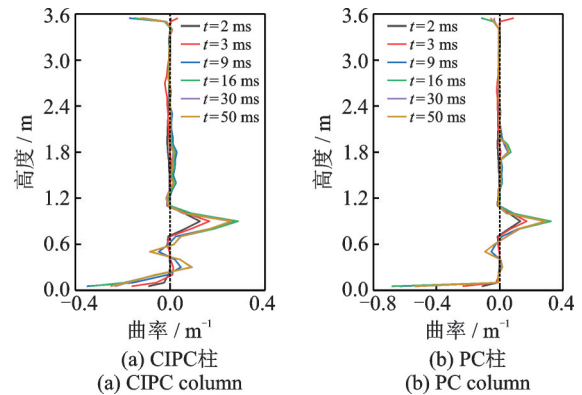


图8 两类柱的曲率分布

Fig. 8 Curvature distribution of these two columns

3 参数分析

3.1 撞击位置

当 $m=1.5$ t, $v=10$ m/s, $n=0.3$ 时,撞击位置对PC柱动态响应的影响如图9所示。由图9(a)和(b)可以看出,撞击位置基本不会影响撞击力峰值,表明撞击力峰值主要与柱局部刚度有关。柱整体刚度将影响撞击力发展,且持时随撞击位置的升高而增大。三种工况下柱挠度峰值分别为38, 43和75 mm,而残余挠度分别是32, 30和58 mm。这表明撞击位置越接近柱底接缝,PC柱越易出现不可逆的塑性损伤,且损伤程度也愈严重。

由图9(c)可以看出,当 $h=0.6$ m时,套筒顶部混凝土剥落失效,撞击荷载由套筒顶部截面中部通

过压杆机制传递至柱底。当 $h=0.9$ m时,PC柱的抗力机制由撞击点与套筒顶部之间的剪切机制和套筒连接区域的压杆机制组成。当 $h=1.8$ m时,PC柱以塑性铰破坏机制为主,而柱底混凝土损伤轻于柱顶。可见,撞击位置将显著影响PC柱的抗力机制。图9(d)给出了挠度峰值时刻柱曲率分布情况。可以看出,损伤严重区段柱曲率较大且有突变。

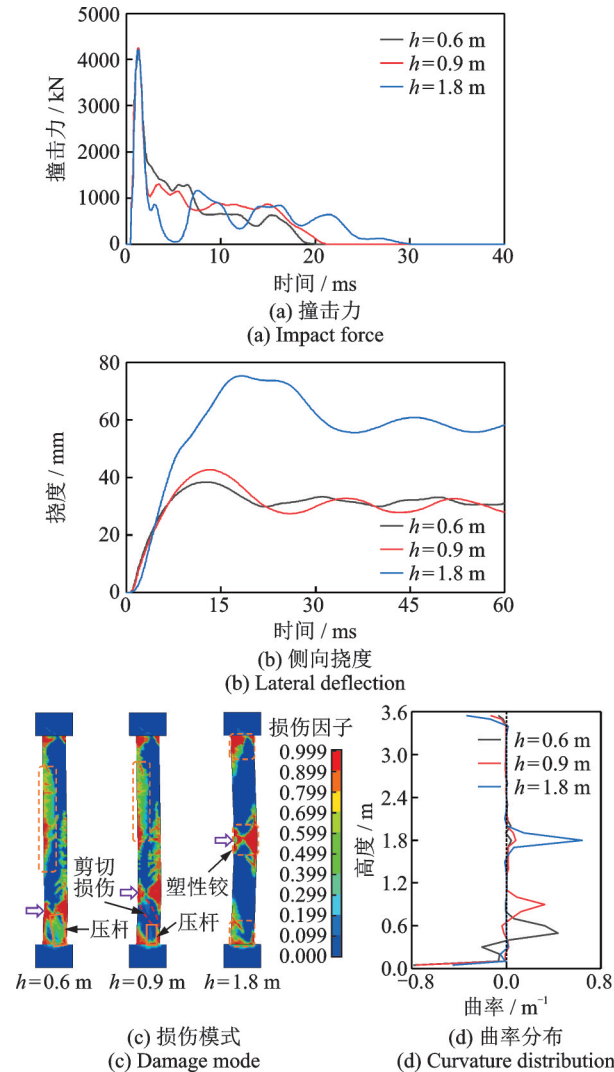


图9 撞击位置不同时PC柱动态响应
Fig. 9 Dynamic responses of PC columns with different impact positions

3.2 轴压比

图10给出了 $m=1.0$ t, $v=10$ m/s和 $h=0.9$ m时,PC柱侧向挠度、损伤模式和曲率分布随轴压比的变化规律。可以看出,当轴压比从0.1增加到0.5时,挠度峰值分别为35,30和29 mm,而残余挠度分别为22,19和17 mm。可见,增加轴压比可在一定程度上减小PC柱侧向挠度。当 $n=0.7$ 时,柱体处于小偏压状态,撞击位置处混凝土达到极限状态,侧向挠度增大;随后,由于二阶效应显著,柱体侧向挠

度不收敛,不可逆损伤加重。

由图10(b)可以看出,当 $n=0.1$ 时,柱底迎撞面出现一定的受拉损伤,撞击位置上方柱体也存在明显弯曲损伤。当轴压比增加到0.5时,柱体损伤较为集中,底部损伤减轻,且1.8 m高度附近出现一条斜裂缝。当 $n=0.7$ 时,撞击位置处混凝土在双向受压作用下破碎,钢筋压屈,且在1.8 m高度处出现贯穿裂缝。总体来说,随轴压比的增加,PC柱损伤分布更加集中,脆性破坏效应显著。图10(c)给出了轴压比为0.1,0.3和0.5时PC柱曲率分布。撞击位置处柱曲率分别为0.28,0.19和0.17 m^{-1} ,而柱底曲率从0.44减小到0.35 m^{-1} 。可见,增加轴压比能延缓接缝破坏,但超过一定数值后将削弱柱抗撞能力。

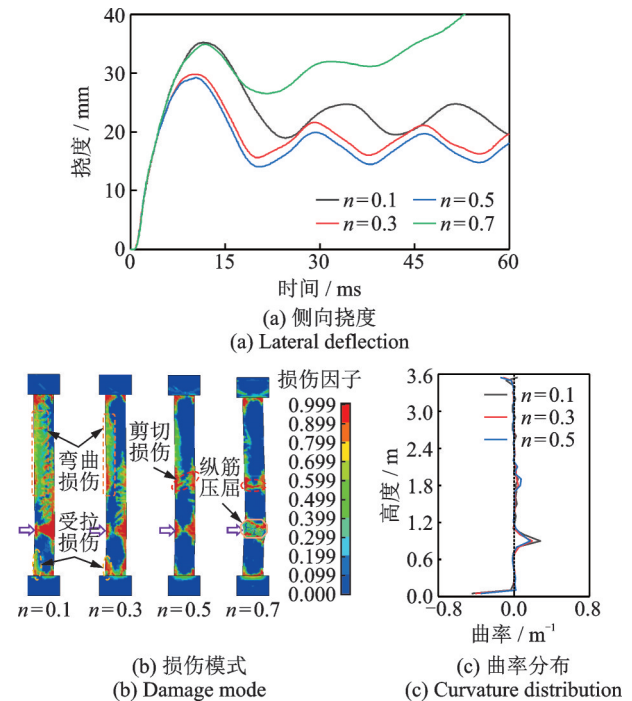


图10 轴压比不同时PC柱动态响应
Fig. 10 Dynamic responses of PC columns with different axial force ratios

3.3 接缝强度

为考察接缝强度对PC柱撞击响应的影响规律,将接缝界面的法向抗拉强度NFLS以及切向抗剪强度中的混凝土粘结抗剪强度 τ_c 均取为标准算例的0.5,1.0和2.0倍,分别简记为 $ISR=0.5, 1.0, 2.0$ 。图11给出了 $m=1.0$ t, $v=12$ m/s, $h=0.9$ m和 $n=0.3$ 时,PC柱侧向挠度与损伤模式随接缝强度的变化规律。其中, $ISR=0.5, 1.0, 2.0$ 时所对应的柱挠度峰值均为41 mm,而残余挠度分别为24,25和28 mm。可见,随接缝强度的提高,挠度峰值基本不变,而残余挠度增加。由图11(b)可以发现,随接缝强度的提高,柱底损伤分布范围增大。主要原因在

于接缝强度较小时,界面粘结失效导致接缝处纵筋承担更多的荷载,从而造成接缝上部混凝土损伤相对较轻。因此,接缝强度会改变其附近柱体的损伤机理,且 PC 柱损伤程度随接缝强度的提高而加重。

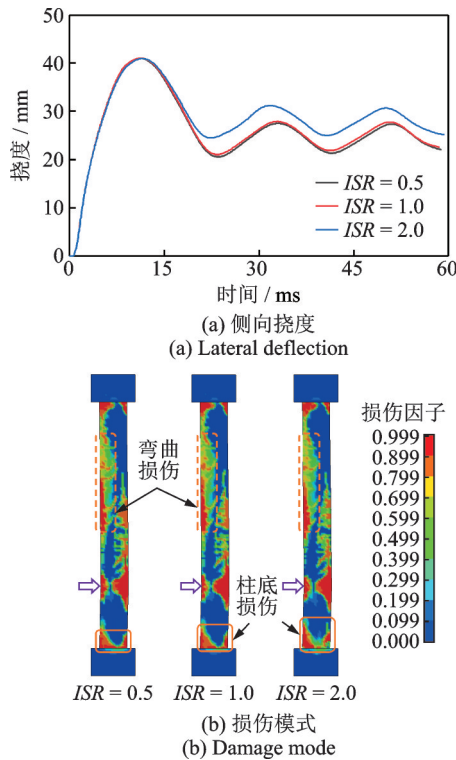


图 11 接缝强度不同时 PC 柱的侧向挠度和损伤模式
Fig. 11 Deflection and damage patterns of PC columns with different joint strengths

图 12 给出了挠度峰值时刻和撞击结束时刻 PC 柱弯曲率分布随接缝强度的变化规律。可以看出,接缝强度一般仅会影响其附近柱体的曲率大小。当 $ISR=0.5, 1.0, 2.0$ 时,挠度峰值时刻柱底曲率分别为 $0.65, 0.63$ 和 0.60 m^{-1} ,而撞击结束时刻柱底曲率分别减小到 $0.36, 0.39$ 和 0.41 m^{-1} 。可见,随着接缝

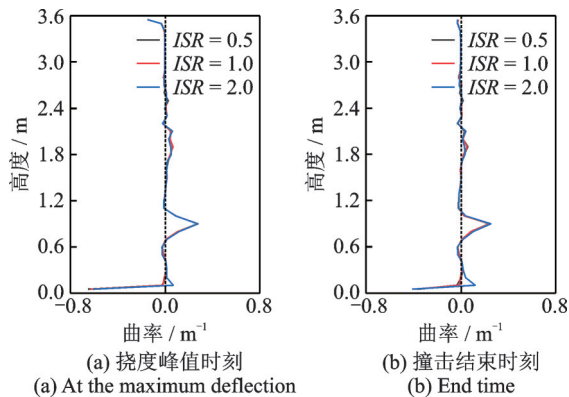


图 12 接缝强度不同时 PC 柱的曲率分布
Fig. 12 Curvature distribution of PC columns with different joint strengths

强度的提高,柱底接缝张开程度减小,此处混凝土损伤加重,从而造成残余变形增大。

3.4 套筒连接强度

通过减小套筒连接强度来分析灌浆缺陷对 PC 柱抗撞性能的影响。分别将灌浆套筒连接强度取为标准算例的 0.2, 0.6 和 1.0 倍,简记为 $GSR=0.2, 0.6, 1.0$ 。图 13 给出了初始动能为 64 kJ 时 PC 柱撞击力峰值、挠度峰值和残余挠度随灌浆套筒连接强度的变化规律。可以看出,当撞击质量和速度一定时,随套筒连接强度的提高,撞击力峰值基本保持不变,挠度峰值小幅度降低,而残余挠度略有增加。然而,在相同撞击能量和套筒连接强度下,撞击质量和速度的不同组合会显著影响 PC 柱的撞击力和挠度响应:随撞击速度的增加,撞击力峰值显著增大,而挠度峰值和残余值均减小。可见,与灌浆套筒连接强度相比,撞击质量和撞击速度对 PC 柱动态响应的影响更显著。

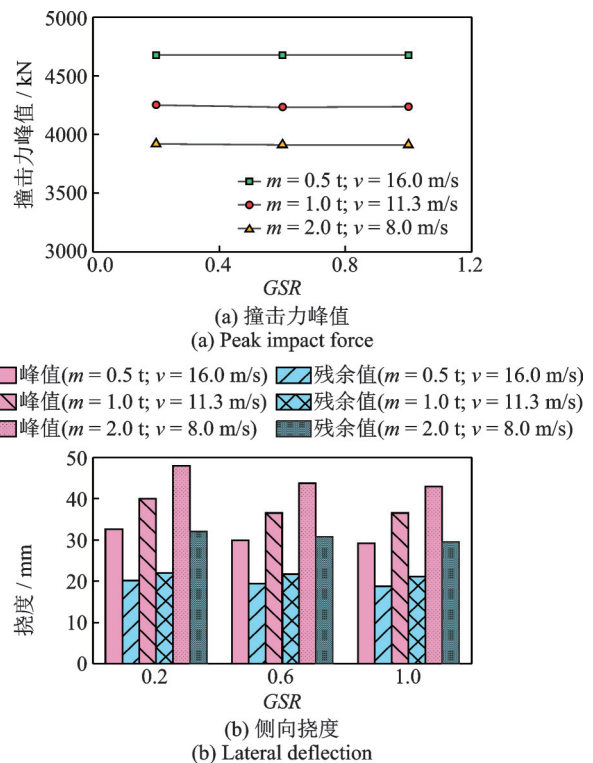


图 13 套筒连接强度不同时 PC 柱的撞击力和挠度
Fig. 13 Impact force and deflection of PC columns with different strengths of grout sleeve connection

图 14 给出了撞击质量和速度不同组合下套筒连接强度对 PC 柱损伤模式的影响。可以看出,撞击能量恒定时,随撞击质量的增加,撞击位置上方柱体损伤减轻,而柱底损伤加重。尤其是当 $m=0.5 \text{ t}$ 和 $v=16.0 \text{ m/s}$ 时,由于压缩波在自由表面反射形成拉伸

波,柱体背撞面混凝土保护层剥落。当 $m=2.0\text{ t}$ 和 $v=8.0\text{ m/s}$ 时,撞击位置下方柱体剪切效应显著。撞击质量和速度恒定时,随套筒连接强度的提高,柱体损伤仅在其底部存在较大差异。这表明套筒连接强度对撞击位置上方柱体损伤影响较小,但会改变柱底的抗力机制和损伤机理。当 $GSR=0.2$ 时,套筒连接强度小于纵筋抗拉强度,钢筋灌浆套筒连接失效,

接缝上方混凝土损伤集中。随套筒连接强度的提高,柱底混凝土损伤分布范围更大;当 $GSR>0.6$ 时,套筒连接强度的提高对柱底混凝土损伤的影响减弱。因此,可以认为套筒灌浆缺陷在一定程度上能减轻接缝附近柱身损伤,但也增大了灌浆套筒连接的失效概率,从而可能造成PC柱的失效模式由预制柱身破坏转变为接缝处纵筋连接失效。

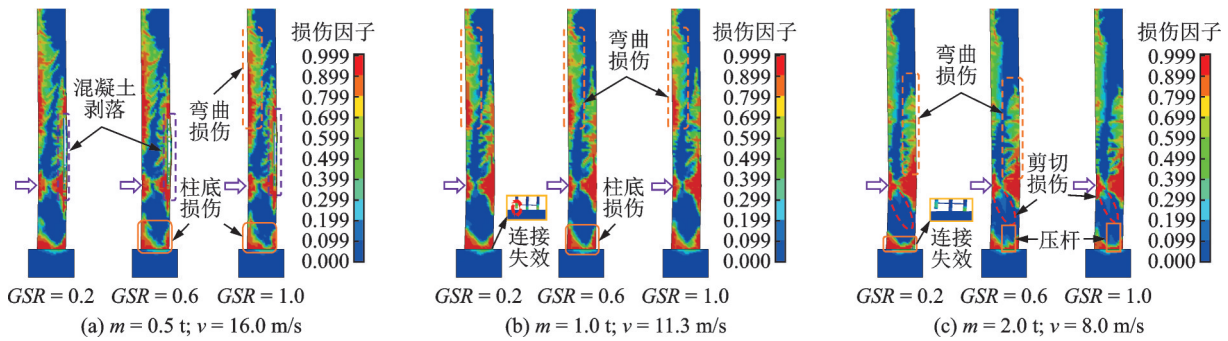


图14 套筒连接强度不同时PC柱的损伤模式

Fig. 14 Damage patterns of PC columns with different strengths of grout sleeve connection

图15描述了64 kJ初始动能撞击工况下套筒连接强度对PC柱曲率分布的影响规律。可以看出,撞击质量和速度恒定时,柱底曲率随套筒连接强度的提高而增大。主要是因为当套筒连接强度高于纵筋抗拉强度时,接缝处纵筋应变集中,接缝处曲率增大。此外,当 $m=0.5\text{ t}$ 和 $v=16.0\text{ m/s}$ 时,撞击位置

附近曲率由正值转变为负值,这说明该处剪切效应较显著。随撞击质量的增加,柱底和撞击位置处曲率有所增加。尤其是,当 $m=2.0\text{ t}$ 和 $v=8.0\text{ m/s}$ 时,灌浆套筒顶部附近曲率发生突变,而1.1 m高度以上柱体曲率均很小,与图14所示柱损伤分布较吻合。

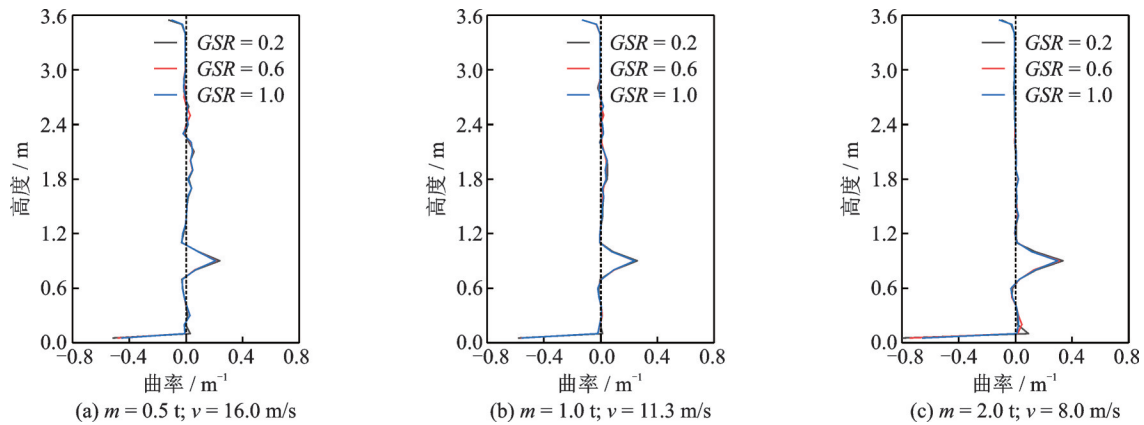


图15 套筒连接强度不同时PC柱的曲率分布

Fig. 15 Curvature distribution of PC columns with different strengths of grout sleeve connection

4 结论

(1) 相同撞击条件下,PC柱往往表现出与同参数CIPC柱类似的非线性力学响应,而动态响应差异主要集中在柱端接缝附近。接缝薄弱环节和灌浆套筒局部增强作用将改变PC柱底部的传力机制和耗能机理,与CIPC柱的拱-桁架传力机制不同,PC柱通过剪切机制将撞击荷载传递至套筒顶部,再由

灌浆套筒拼接区的压杆机制传递至下部支座。

(2) 与典型累加量的位移相比,曲率更适合描述撞击荷载下PC构件的损伤细节特征,尤其是能直观识别局部剪切损伤部位以及接缝张开程度。

(3) 随撞击位置与柱端距离的减小,PC柱的抗力机制由塑性铰破坏机制逐渐转变为压杆机制。增加轴压比不仅能增强接缝的抗剪强度,还能在一定程度上提高PC柱体的抗撞能力。然而,随轴压比的增加,PC柱损伤愈加集中且更易发生脆性破坏。

(4) 撞击质量和速度的不同组合显著影响着 PC 柱非线性力学行为,而接缝强度和套筒连接强度往往仅改变拼接区附近柱体的损伤分布。随接缝强度的提高,柱身损伤加重,接缝张开程度减小。套筒灌浆缺陷能在一定程度减轻接缝处柱身损伤,但也增加了纵筋套筒连接的失效概率,从而可能造成 PC 柱的失效模式由预制柱身破坏转变为接缝处纵筋连接失效。

参考文献:

- [1] Zhang C W, Gholipour G, Mousavi A A. State-of-the-art review on responses of RC structures subjected to lateral impact loads[J]. Archives of Computational Methods in Engineering, 2020, 28: 2477-2507.
- [2] Han Q, Li X, Xu K, et al. Shear strength and cracking mechanism of precast bridge columns with grouted sleeve connections[J]. Engineering Structures, 2021, 230: 111616.
- [3] Liu Y, Li X, Zheng X, et al. Experimental study on seismic response of precast bridge piers with double-grouted sleeve connections[J]. Engineering Structures, 2020, 221: 111023.
- [4] 徐文靖, 马彪, 黄虹, 等. 套筒连接的预制拼装桥墩抗震性能研究[J]. 工程力学, 2020, 37(10): 93-104.
Xu Wenjing, Ma Biao, Huang Hong, et al. The seismic performance of precast bridge piers with grouted sleeves [J]. Engineering Mechanics, 2020, 37(10): 93-104.
- [5] 郑清林, 王霓, 陶里, 等. 套筒灌浆缺陷对装配式混凝土柱抗震性能影响的试验研究[J]. 土木工程学报, 2018, 51(5): 75-83.
Zheng Qinglin, Wang Ni, Tao Li, et al. Experimental study on effects of grout defects on seismic performance of assembled concrete columns [J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(5): 75-83.
- [6] Haber Z B, Mackie K R, Al-Jelawy H M. Testing and analysis of precast columns with grouted sleeve connections and shifted plastic hinging [J]. Journal of Bridge Engineering, 2017, 22(10): 04017078.
- [7] Do T V, Pham T M, Hao H. Dynamic responses and failure modes of bridge columns under vehicle collision [J]. Engineering Structures, 2018, 156: 243-259.
- [8] Zhao D B, Yi W J, Kunnath S K. Numerical simulation and shear resistance of reinforced concrete beams under impact[J]. Engineering Structures, 2018, 166: 387-401.
- [9] 师燕超, 李忠献. 爆炸荷载作用下建筑结构连续倒塌分析与防连续倒塌设计研究进展[J]. 中国科学:物理学 力学 天文学, 2020, 50(2): 024603.
Shi Yanchao, Li Zhongxian. Research progress on progressive collapse resistant analysis and design of building structures under blast loading[J]. SCIENTIA SINICA Physica, Mechanica & Astronomica, 2020, 50(2): 024603.
- [10] 张于晔, 潘睿阳, 蒋冬启. 车辆撞击作用下泡沫铝防撞桥墩的动态响应特性[J]. 振动工程学报, 2021, 34(1): 89-98.
Zhang Yuye, Pan Ruiyang, Jiang Dongqi. Dynamic response characteristics of the bridge piers with aluminum foam anti-collision devices under vehicle impact [J]. Journal of Vibration Engineering, 2021, 34(1): 89-98.
- [11] Liu L, Ma Z J, Zong Z, et al. Blast response and damage mechanism of prefabricated segmental RC bridge piers[J]. Journal of Bridge Engineering, 2021, 26(4): 04021012.
- [12] Demartino C, Wu J G, Xiao Y. Response of shear-deficient reinforced circular RC columns under lateral impact loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 109: 196-213.
- [13] 罗征, 王银辉. 滚石撞击桥墩动力响应试验[J]. 中国公路学报, 2017, 30(9): 78-85.
Luo Zheng, Wang Yinhui. Experiment on dynamic response of piers subjected to rolling stone impacting [J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(9): 78-85.
- [14] Cai J, Ye J, Chen Q, et al. Dynamic behaviour of axially-loaded RC columns under horizontal impact loading [J]. Engineering Structures, 2018, 168: 684-697.
- [15] Zhao W C, Qian J. Resistance mechanism and reliability analysis of reinforced concrete columns subjected to lateral impact[J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 136: 103413.
- [16] Gurbuz T, Ilki A, Thambiratnam D P, et al. Low-elevation impact tests of axially loaded reinforced concrete columns [J]. ACI Structural Journal, 2019, 116(1): 117-128.
- [17] 刘飞, 罗旗帜, 严波, 等. RC 柱侧向冲击破坏模式的数值模拟研究 [J]. 振动与冲击, 2017, 36(16): 122-127.
Liu Fei, Luo Qizhi, Yan Bo, et al. Numerical study on the failure mode of RC column subjected to lateral impact [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(16): 122-127.
- [18] 闫秋实, 邵慧芳, 李亮. 冲击荷载作用下装配式钢筋混凝土梁力学性能研究[J]. 工程力学, 2017, 34(4): 196-205.
Yan Qiushi, Shao Huifang, Li Liang. Study on the behavior of precast reinforced concrete beams under impact loading [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(4): 196-205.
- [19] Li H W, Chen W S, Hao H. Dynamic response of precast concrete beam with wet connection subjected to impact loads [J]. Engineering Structures, 2019, 191: 247-263.

- [20] Wu M, Jin L, Du X. Numerical investigation of precast RC beam with unbonded prestressing tendon under impact loads[J]. *Structure and Infrastructure Engineering*, 2021, 115: 1951777.
- [21] Murray Y D. Users manual for LS-DYNA concrete material model 159: FHWA-HRT-05-062[R]. McLean, VA, USA: Federal Highway Administration, 2007.
- [22] 杜永峰, 靳振飞. 灌浆套筒连接装配式剪力墙爆炸响应及参数分析[J]. *世界地震工程*, 2020, 36(4): 64-72.
Du Yongfeng, Jin Zhenfei. Explosive response and parameters analysis of prefabricated shear wall connected by grouting sleeve[J]. *World Earthquake Engineering*, 2020, 36(4): 64-72.
- [23] 夏晋, 甘润立, 方言, 等. 装配式结构套筒灌浆连接的混凝土结合界面直剪性能试验研究[J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2020, 54(3): 491-498.
Xia Jin, Gan Runli, Fang Yan, et al. Experimental study on direct shear performance of concrete-concrete interface of prefabricated structure sleeve grouting connection[J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2020, 54(3): 491-498.
- [24] 廖显东, 胡翔, 张士前, 等. 后张预应力预制混凝土框架中节点的数值模拟[J]. *西南交通大学学报*, 2020, 55(6): 159-168.
Liao Xiandong, Hu Xiang, Zhang Shiqian, et al. Numerical simulation of interior connections of precast concrete frame with post-tensioned tendons[J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2020, 55(6): 159-168.
- [25] Wu M, Liu X, Liu H, et al. Seismic performance of precast short-leg shear wall using a grouting sleeve connection[J]. *Engineering Structures*, 2020, 208: 110338.
- [26] Fib model code for concrete structures: model code 2010[S]. Switzerland: International Federation for Structural Concrete, 2010.
- [27] 叶果. 新老混凝土界面抗剪性能研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2011.
Ye Guo. Study on the anti-shear behavior of bond-interface between new and old concrete[D]. Chongqing: Chongqing University, 2011.
- [28] Building code requirements of structural concrete and commentary: ACI318-11[S]. Farmington Hills: American Concrete Institute, 2011.
- [29] 李永梅, 周锡元, 高向宇, 等. 柔度曲率法对梁结构的损伤诊断[J]. *北京工业大学学报*, 2008, 34(11): 1173-1178.
Li Yongmei, Zhou Xiyuan, Gao Xiangyu, et al. Damage diagnosis of beam structures by flexibility curvature method[J]. *Journal of Beijing University of Technology*, 2008, 34(11): 1173-1178.

Impact performance of precast concrete columns with grouted sleeve connection

ZHAO Wu-chao¹, YE Ji-hong¹, ZHOU Zhi²

(1. Jiangsu Key Laboratory Environmental Impact & Structural Safety in Engineering
(China University of Mining and Technology), Xuzhou 221116, China;

2. School of Transportation and Logistics Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430063, China)

Abstract: To numerically investigate the mechanical properties and damage mechanism of precast concrete (PC) columns with grouted sleeve connection subjected to impact loadings, the refined finite element model of PC column under lateral impact was established and verified against previous impact test results. The differences between the impact response characteristics of PC columns and cast-in-place concrete (CIPC) columns were studied. The influence of impact position, axial load ratio, strengths of joint and grout sleeve connection on the impact performance of PC columns was examined, and the damage characteristics of PC columns were analyzed from the perspective of curvature distribution. The results show that PC column and CIPC column exhibit similar nonlinear mechanical behaviors under the same impact conditions. However, the force transfer mechanism and failure patterns of the columns below the impact point are quite different. In addition, the curvature distribution could be utilized to describe the damage concentrations of the impacted columns. The change of impact position will vary the resistance mechanism of PC columns, and the axial load ratio can improve the anti-impact capacity of PC columns to a certain extent. Due to the significant local effect of impact loadings, the strengths of joint and grout sleeve connection mainly affect the damage mechanism of the column near the joint.

Key words: precast concrete column; impact loadings; grouted sleeve connection; joint; curvature distribution

作者简介: 赵武超(1992—),男,博士,副教授。电话:(0516)83590666;E-mail:wuchaozhao@cumt.edu.cn。

通讯作者: 周知(1990—),男,博士,讲师。电话:(027)86551180;E-mail:zhizhou@whut.edu.cn。