

DOI:10.11918/202405018

定/变轴力下墩柱剪切模型评估及抗震性能分析

李翠华^{1,2}, 陈锋威¹, 孟珂¹

(1. 浙江工业大学 土木工程学院, 杭州 310014; 2. 浙江省建设投资集团股份有限公司, 杭州 310013)

摘要: 近断层强竖向地震作用下, 桥梁墩柱中产生的显著变轴力可能会削弱墩柱的抗剪性能, 甚至导致墩柱发生剪切脆性破坏。然而, 目前国内外常基于纤维模型研究竖向地震动对 RC 墩柱抗震性能的影响, 忽略了墩柱的剪切退化性能; 或基于定轴力假设得出的剪切模型研究强竖向地震下复杂变轴力对墩柱抗震性能的影响, 导致采用不同剪切模型得出的结论差别较大。为此, 基于已有定轴力和变轴力墩柱拟静力试验结果, 评估 3 种代表性剪切模型的有效性并给出建议, 包括基于强度的剪切失效模型和两种基于变形的剪切失效模型。另外, 设计一组定/变轴力作用下墩柱拟静力对比模拟工况, 分析变轴力对 RC 墩柱抗震性能的影响。结果表明: 采用不同的剪切模型研究墩柱的抗震性能将产生较大区别, 变轴力作用下这一差别更加明显; 变轴力对墩柱抗震性能的影响主要表现为墩柱更早地发生剪切失效, 且发生更严重的抗剪性能退化。本文为变轴力作用下墩柱剪切性能模拟提供了合理建议, 为近断层 RC 墩柱的抗震性能评估及设计提供理论依据。

关键词: 变轴力; RC 墩柱; 剪切失效模型; 拟静力; 抗震性能分析

中图分类号: TU375.3

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)06-0051-11

Evaluation of shear models and seismic performance of RC columns under the constant/variable axial loads

LI Cuihua^{1,2}, CHEN Fengwei¹, MENG Ke¹

(1. College of Civil Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310014, China;

2. Zhejiang Construction Investment Group Co., Ltd., Hangzhou 310013, China)

Abstract: Under strong vertical earthquakes near-fault lines, significant variable axial forces generated in bridge RC columns may weaken the shear resistance of RC column and even lead to shear failure. However, current research both domestically and internationally typically focuses the influence of vertical ground motion on seismic performance of RC columns based on fiber models, neglecting the shear degradation performance of the columns. Alternatively, studies based on shear models derived from fixed axial force assumptions investigate the effects of complex variable axial forces on the seismic performance of columns under strong vertical seismic actions. This leads to substantial differences in conclusions drawn from various shear models. In this context, based on quasi-static cyclic loading column model tests under constant and variable axial load, the accuracy of three representative shear models is evaluated, including one strength-based model and two deformation-based failure models, and a suggested model was provided. Moreover, a new numerical quasi-static loading test under constant and variable axial load is designed to study the effect of variable axial load on the seismic performance of RC column. Results indicate that the seismic performance of columns obtained by using different shear failure models show great disparity, especially for the case of variable axial load. The influence of variable axial loads focuses on the seismic performance of RC column mainly manifests in earlier initiation of shear failure and severer shear degradation. This paper provides valuable insights for simulating the shear performance of columns under variable axial loads, offering a theoretical basis for the seismic evaluation and design of RC columns located in the near-fault region.

Keywords: variable axial load; reinforced concrete column; shear failure model; quasi-static loading; seismic performance analysis

随着全球范围地震灾害的频发, 墩柱作为结构的主要承力构件其抗震性能备受关注。近年来的地

震震害调查发现, 近断层地震动往往引起工程结构更严重的破坏^[1-2], 其水平和竖向分量分别会引起

收稿日期: 2024-05-09; 录用日期: 2024-06-18; 网络首发日期: 2024-10-08

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20240930.1530.002>

基金项目: 国家自然科学基金(52278539); 浙江省自然科学基金(LY21E080017); 浙江省博士后科研项目择优资助(ZJ2023022)

作者简介: 李翠华(1990—), 女, 博士, 副教授

通信作者: 李翠华, cuih_li@hotmail.com

墩柱中产生剪切力及变轴力,且墩柱中的显著变轴力会对其抗震性能产生不利影响,出现延性降低及受剪承载力下降等现象^[3-4]。现行规范尚未合理地考虑变轴力的影响,这可能导致墩柱在近断层强竖向地震作用下遭受严重破坏,甚至引发倒塌^[5]。因此,为保障近断层强竖向地震下结构的抗震安全,亟待开展变轴力对墩柱抗震性能影响的研究。

目前,学者们针对墩柱抗震性能的研究^[6-13]主要集中于结构模型试验和数值模拟。其中变轴力试验结果表明,强烈变化的轴向荷载会引起墩柱延性降低^[5]以及墩柱抗剪承载力下降^[4],并出现剪切能力退化现象^[6],导致本发生弯曲破坏的 RC 墩柱呈现出弯剪甚至剪切的脆性破坏模式^[14-16]。此外,基于纤维单元的数值模拟研究同样指出变轴力会对墩柱产生不利影响^[17-18],主要包括墩柱的延性和耗能能力下降^[19-20]。然而,上述研究大都基于纤维模型开展数值模拟,忽略了显著变轴力对剪切性能的影响,可能导致误判墩柱的破坏模式。

由于显著变轴力可能会引起墩柱发生剪切失效,出现剪切能力退化等现象^[21],利用简化数值模型研究变轴力对墩柱抗震性能影响时必然要求模型可以考虑剪切失效起始点及剪切退化行为。目前,考虑剪切失效及剪切退化的模型主要分为两大类,即基于强度的失效模型和基于变形的失效模型^[22]。不同模型之间采用了不同的抗剪损伤量化指标^[23]

作为剪切失效点的识别限值,前者基于剪切强度阈值判别剪切失效的临界点,后者同时还考虑了墩柱水平变形共同识别剪切失效点。采用不同剪切失效模型评估强变轴力对墩柱抗震性能的影响有时会得出不同的结论^[24]。此外,将基于定轴力试验校正的模型用于变轴力研究会产生较大误差,难以准确揭示变轴力对墩柱抗震性能的影响。因此,为了开展强变轴力对墩柱抗震性能的影响,需首先评估不同剪切失效模型的有效性。

本文旨在评估定轴力和变轴力作用下不同剪切失效模型的准确性,并基于合理选取的剪切失效模型研究变轴力对 RC 墩柱抗震性能的影响。首先,介绍 3 种典型剪切模型的失效行为,然后,分别基于已有定轴力和变轴力拟静力模型试验,评估 3 种典型剪切失效模型在模拟墩柱抗剪性能方面的有效性。最后,设计一组定/变轴力拟静力加载工况,基于本文评估的最优模型分析变轴力对 RC 墩柱抗剪性能的影响。

1 墩柱剪切失效模型

基于 OpenSees 平台介绍了 4 种数值模型,如图 1 所示,分别为基准纤维模型(不考虑剪切变形)和 3 种典型剪切失效模型。墩柱模型底部固结,顶部约束可视情况而定,图 1 中为旋转约束。采用 $P-\Delta$ 效应作为模型的二阶效应^[25]。

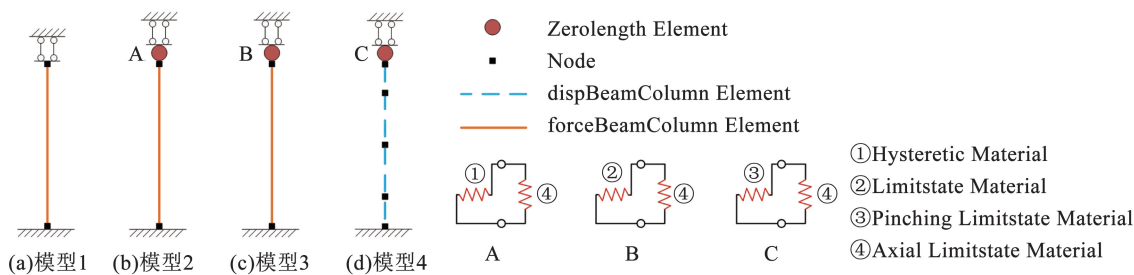


图 1 模型 1~4 示意

Fig. 1 Schematic plot of model 1-4

1.1 模型 1

模型 1 如图 1(a)所示,采用常规纤维梁柱单元模拟墩柱响应。梁柱单元采用考虑塑性的 forceBeamColumn Element (FBE),采用 5 个 Gauss-Lobotto 积分点以考虑柱端塑性旋转。梁柱单元截面被划分为核心混凝土、保护层混凝土和钢筋部分。钢筋采用可以考虑屈服的 Steel02 本构模型,保护层混凝土采用考虑了混凝土的拉伸性能及卸载刚度退化的 Concrete02 本构模型,核心混凝土采用增大强度及延性的方法,以考虑箍筋的套箍作用^[26]。

1.2 模型 2

模型 2 为 Pincheira^[27] 和 Shirai 等^[28]提出的基于强度的失效模型,模型简图如图 1(b)所示。此模型由纤维梁柱单元、剪切弹簧和轴向弹簧串联,其中纤维梁柱单元模拟墩柱弯曲变形产生的水平位移,剪切弹簧模拟墩柱剪切失效后产生的剪切水平位移,以共同模拟墩柱响应。剪切弹簧模拟墩柱的平均剪切行为时,由预定义的受剪承载力阈值来识别剪切失效点(即剪切退化起始点^[29])。如图 2 所示,当实际剪力达到估算的受剪承载力 V_u 时(图 2 实线所示),剪切弹簧开始进入退化阶段,墩柱剪切性能

随之退化;反之,若剪力始终未达到受剪承载力 V_u (图 2 虚线所示),则剪切弹簧将不会进入退化阶段。

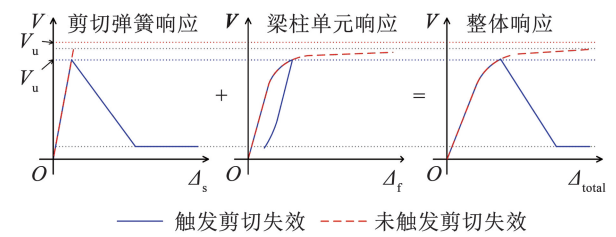


图 2 基于强度的失效模型示意

Fig. 2 Strength capacity failure model

剪切弹簧本构采用 Hysteretic Material 非线性材料,采用规范 ACI 318-11 计算剪切弹簧的受剪承载力,并引入负刚度模拟墩柱剪切失效时的剪切退化行为。其中,受剪承载力计算如下:

$$V_u = V_s + V_c \tag{1}$$

式中: V_u 为墩柱受剪承载力, V_c 为混凝土对受剪承载力的贡献, V_s 为钢筋对受剪承载力的贡献。

轴向弹簧本构采用 Axial Limitstate Material,由于墩柱一旦丧失全部剪切承载力后会引起轴向失效,通过轴向弹簧来模拟模型中可能发生的轴向失效,其定义方式见文献[29]。模型 2 的梁柱单元设置与模型 1 相同。

1.3 模型 3

模型 3 为 Elwood^[24] 提出的基于变形的失效模型 (Limitstate Material),由纤维梁柱单元、极限材料剪切弹簧及轴向弹簧共同模拟墩柱响应,模型简图如图 1(c) 所示。该模型首次定义了 RC 墩柱的剪切极限曲线,如图 3 所示,当整体响应未触到极限曲线前,剪切弹簧沿着预定义的骨架曲线反应;当整体响应触到极限曲线后,弹簧的骨架曲线将被重新定义,在剪切失效点处引入负刚度以模拟剪切退化的行为。其中,极限曲线计算如下:

$$\frac{\Delta_s}{L} = \frac{3}{100} + 4\rho - \frac{1}{500} \frac{v}{\sqrt{f_c}} - \frac{1}{40} \frac{P}{A_g f_c} \tag{2}$$

式中: Δ_s 为剪切失效点对应的柱顶水平位移, L 为柱长, ρ 为配箍率, v 为峰值剪切应力, f_c 为混凝土抗压强度, P 为轴向荷载, A_g 为混凝土面积。

剪切弹簧本构采用 Limitstate Material 非线性材料,如图 4 所示。由于墩柱在发生剪切失效前剪切响应可忽略不计,定义剪切失效前的骨架曲线时,应设置足够大的初始刚度^[29]。剪切失效后骨架曲线由剪切退化刚度 K_{deg} 和残余承载力 V_r 确定。滞回规则^[29]中定义了卸载刚度损伤参数 (M_u 、beta) 和重加载点位移及强度捏缩 (Pinch X&Y)。模型 3 的梁柱单元设置与模型 1 相同,轴向弹簧设置与模型 2 相同。

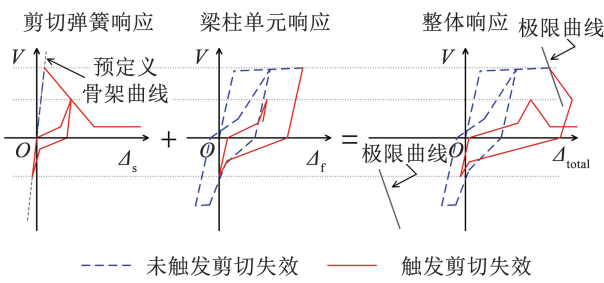


图 3 Limitstate Material 模型示意

Fig. 3 Limitstate Material model

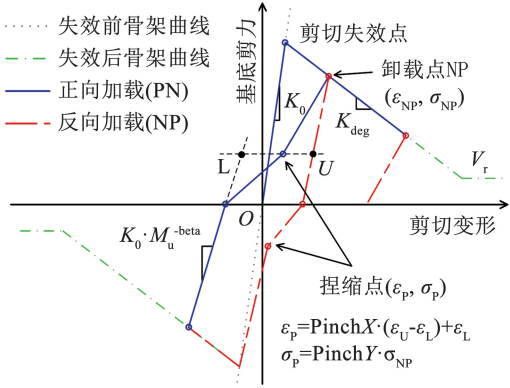


图 4 Limitstate Material 本构

Fig. 4 Constitutive of Limitstate Material

1.4 模型 4

模型 4 为 Leborgne 和 Ghannoum^[29] 提出的一种基于变形的失效模型 (Pinching Limitstate Material),也是由纤维梁柱单元、剪切弹簧及轴向弹簧共同模拟墩柱响应,如图 1(d) 所示。该模型定义了 RC 墩柱的极限受剪承载力 V_u 和极限塑性转角 θ_f ,一旦梁柱单元中的剪力或柱端梁柱单元的塑性转角超过指定的 V_u 或 θ_f 时,剪切弹簧将会触发剪切失效,引起剪切退化行为。其中,极限塑性转角计算如下:

$$\theta_f = 0.027 - 0.033 \times \frac{P}{A_g f_c} - 0.01 \frac{s}{d} \tag{3}$$

式中: θ_f 为极限塑性旋转能力; s 为箍筋间距; d 为截面有效高度,即受拉纵筋合力点到截面受压边缘的距离。

由于模型 4 需监测柱端塑性旋转,梁柱单元采用 Leborgne 建议的 dispBeamColumn Element (DBE),通过 4 个 DBE 单元串联以提高模拟弯曲响应的精度,柱端的 DBE 长度设置为水平加载方向上的截面长度以更好地捕捉塑性铰的塑性旋转^[9]。

剪切弹簧本构采用 Pinching Limitstate Material 材料,其滞回本构如图 5 所示,通过设置初始刚度 K_e 定义剪切失效前的骨架曲线。剪切失效后的骨架曲线由剪切退化刚度 K_{deg} 与残余剪切承载力 V_r 确定。滞回规则^[29]中定义了卸载点捏缩 (unloading pinching)、重加载位移与强度捏缩 (reloading pinching X&Y)、重加载刚度损伤 (reloading stiffness damage) 和强度损伤 (strength damage)。轴向弹簧设置与模型 2 相同。

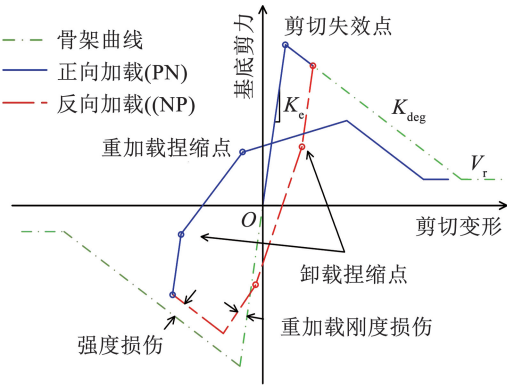


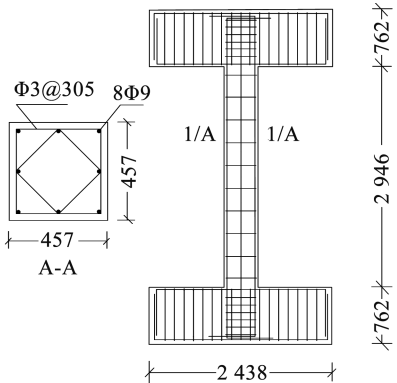
图 5 Pinching Limitstate Material 本构
Fig. 5 Constitutive of Pinching Limitstate Material

2 基于定轴力试验的剪切模型评估

分析 4 种模型对已有定轴力拟静力试验的模拟情况,评估定轴力作用下不同剪切失效模型的准确性。

2.1 定轴力拟静力试验

选取了发生剪切失效的 Sezen-1 试验^[13]作为检验 4 种模型的依据。试样详情如图 6 所示,墩柱底部固结,顶部约束旋转,其中,纵向钢筋、箍筋及混凝土的屈服强度分别为 438、476、21.1 MPa。试样在 667 kN 的恒定轴力下进行拟静力加载(轴压比为 0.15),水平加载路径为 $\Delta_y/4$ 、 $\Delta_y/2$ 、 Δ_y 、 $2\Delta_y$ 、 $3\Delta_y$ 、 $4\Delta_y$,每个峰值水平位移下循环 3 个周期,最后的峰值位移 $4\Delta_y$ 循环一圈,其中, Δ_y 为墩柱发生屈服时的水平位移。根据 Sezen 试验^[13]中使用的材料参数,利用 OpenSees 平台使用 4 种模型分别对 Sezen-1 试样进行有限元建模。其中,Steel02 的弹性模量为 200 GPa, Concrete02 参数如表 1 所示, Limitstate Material 剪切弹簧参数如表 2 所示,各参数的具体含义可在 OpenSees 官网查看,此处不再赘述。Pinching Limitstate Material 剪切弹簧采用 Calibrated Model 的命令方式,按试验墩柱参数输入,剪切退化刚度 K_{deg} 按自动计算的方式记“0”。



注: Φ仅代表箍筋直径。
单位: mm

图 6 Sezen-1 试样详图

Fig. 6 Specimen details of Sezen-1

表 1 Sezen 试验 Concrete02 材料参数 MPa					
Tab. 1 Concrete02 material parameters in Sezen test					
单元截面	f_{pc}	f_{psc0}	f_{pcu}	f_{psu}	f_t
核心	23.1	0.002 3	4.62	0.007	0.84
保护层	20.7	0.002 0	4.22	0.006	0.84

表 2 Sezen 试验 Limitstate Material 剪切弹簧关键参数			
Tab. 2 Key parameters of Limitstate Material shear spring in Sezen test			
ρ	$f_{sw}/kips$	$K_{deg}/(kips \cdot inch^{-1})$	$f_{res}/kips$
0.001 6	12.8	10.4	15.0

注:表中单位按官网模型要求以 inch、kips 计量,1 inch = 25.4 mm, 1 kips ≈ 4.45 kN。

2.2 定轴力试验模拟结果

4 种数值模型对 Sezen-1 试验的模拟结果如图 7 所示。剪切失效点定义为抗剪承载力开始退化的点^[13]。试验中 Sezen-1 试样在柱顶水平位移首次达到 28.70、-33.02 mm 时发生剪切失效,对应承载力分别为 271.34、-178.82 kN。

图 7(a)中,模型 1-FBE 组与模型 1-DBE 组滞回曲线几乎重合,可以排除不同单元类型对 Sezen 试验模拟结果的影响;模型 1 有效模拟了墩柱的初始刚度和剪切失效前的承载力,但模型 1 呈现出纯弯曲响应,不能识别剪切失效点。图 7(b)中,模型 2 在承载力首次达到 310.49 kN 时识别到剪切失效点,对应的柱顶水平位移分别为 60.96、-61.21 mm,相较于试验,发生失效时水平位移相差 112.39%,与试验结果存在较大差异。图 7(c)中,模型 3 在柱顶水平位移首次达到 30.23、-28.96 mm 时识别到剪切失效点,对应的承载力为 293.14、-292.69 kN。图 7(d)中,模型 4 在柱顶水平位移首次达到 28.96、-36.07 mm 时识别到剪切失效点,对应的承载力为 289.13、-205.06 kN。模型 3 与模型 4 较早地发生剪切失效,并且出现严重剪切退化行为,滞回曲线与试验结果较为吻合。

为进一步研究不同失效模型对墩柱抗剪性能的影响,需对柱顶水平位移进行解耦分离。柱顶水平位移分别由纤维单元的弯曲变形及剪切弹簧的剪切变形共同组成。通过解耦分离柱顶水平位移得到模型 2 ~ 模型 4 的剪切响应,如图 8 所示。图 8(a)中,模型 2 在正反向加载时的最大剪切变形分别为 12.19、-11.43 mm,对应承载力分别为 262.45、-265.56 kN。图 8(b)中,模型 3 在正反向加载时的最大剪切变形分别为 70.10、-69.09 mm,对应承载力分别为 10.50、-10.36 kN。图 8(c)中,模型 4 在正反向加载时的最大剪切变形分别为 67.82、-68.83 mm,对应的承载力分别为 37.23、-28.74 kN。

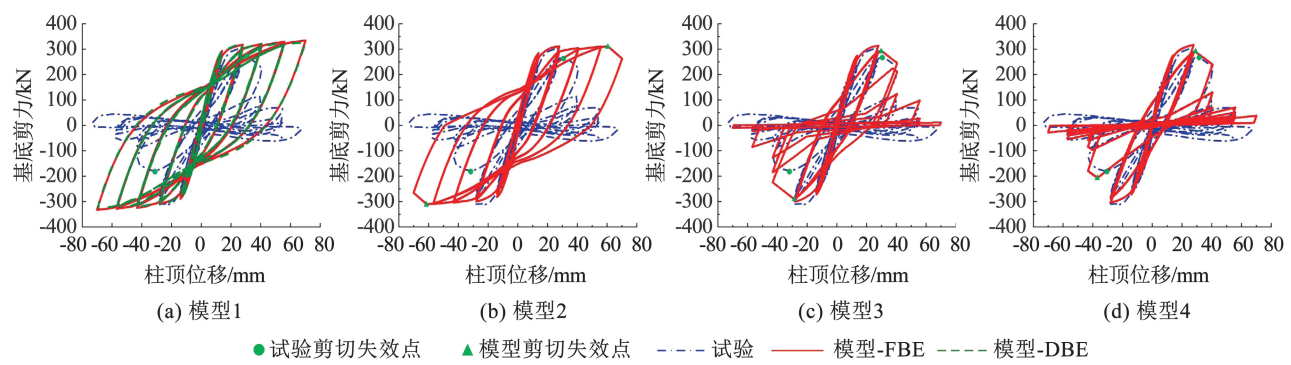


图7 定轴力拟静力试验数值模拟结果

Fig.7 Simulation result of constant axial force quasi-static test

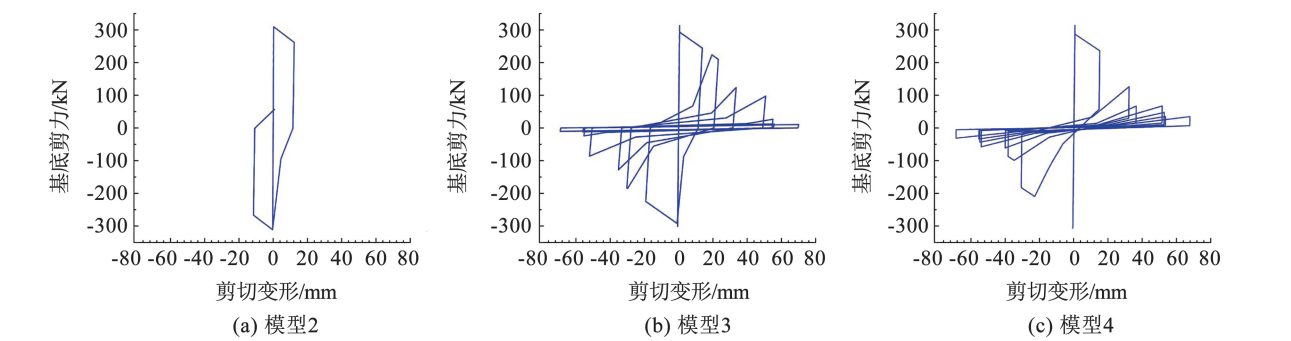


图8 定轴力试验剪切响应数值模拟结果

Fig.8 Simulation results of shear response of constant axial force quasi-static test

上述模拟结果可知,定轴力下 4 种模型在模拟发生剪切失效的墩柱抗剪性能时,模拟结果之间存在较大差异。为探明差异出现的原因,仍需对模拟结果进行深入分析。

2.3 定轴力剪切模型影响分析

基于模型内在特性对 4 种模型的模拟结果进行进一步评估,深入研究定轴力下基于强度与基于变形的剪切失效模型呈现出不同结果的内在原因。

模型 1 由于无法模拟剪切变形,在模拟结果中未出现剪切响应也无法识别剪切失效点,导致模拟结果中呈现出远高于试验结果的延性及承载力。

模型 2 相较于试验,剪切失效点的承载力差异较小,但水平位移需求存在较大差异。这是由于墩柱在屈服后进入强化阶段时,由水平位移变化引起的承载力变化较小,当模型 2 基于承载力识别剪切失效时,因计算抗剪承载力时存在的较小误差 (Δ_F),会引起失效时水平位移的较大误差 (Δ_D),如图 9 所示。因此,模型 2 直至最后一次循环才达到预设定的抗剪承载力发生剪切失效,其滞回曲线仍呈现出较大的延性,与试验结果不符。

模型 3 正向加载时,其剪切失效点与试验有较好的吻合度;反向加载时,模型 3 相较于试验,剪切失效点的水平位移差异较小,但承载力显著高于试验。值得注意的是,PEER 大量试验结果表明,墩柱

在经历剪切能力损失后,会在重加载时(B 点)产生低于卸载时(A 点)的剪切能力(即 $|y_{B_i}| < |y_{A_i}|$),如图 10(a)所示(以 Sezen-1 为例)。但模型 3 出现与上述现象不符的结果,图 10(b)中模型 3 剪切失效后的第 1 次卸载(A_1 点)和第 3 次卸载(A_3 点),均出现了重加载剪切能力大于卸载能力的现象(即 $|y_{B_i}| > |y_{A_i}|$)。这是由于模型 3 遵循 Clough 滞回规则,重加载时将瞄准该加载方向历史最高点进行加载。图 11(a)中,模型 3 中 A_1 点卸载时的承载力为 244.43 kN,但由于此时第 3 象限尚未触发剪切失效,由 A_1 点开始卸载并重新加载时,将瞄准承载力为 -301.41 kN 的历史最高点 B_1 进行重加载,导致重加载点 B_1 的承载力高于卸载点 A_1 的承载力。另外,模型 2 和模型 3 使用的滞回规则相同,均存在上述现象。

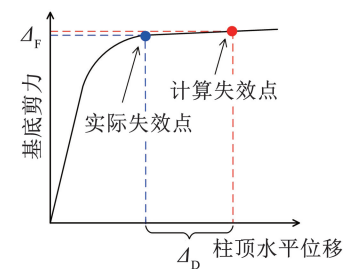


图9 基于强度的失效模型误差

Fig.9 Error of strength capacity failure model

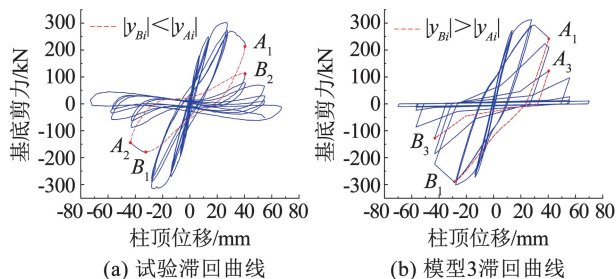


图 10 试验和模型 3 滞回曲线

Fig. 10 Hysteresis loops of test specimen and model 3

模型 4 识别了剪切失效点,其结果与试验吻合度较好。不同于模型 3,模型 4 的滞回规则在重加载时会瞄准卸载点的镜像点进行加载。如图 11(b)所示, A_1 点卸载时的承载力为 238.78 kN,由 A_1 点卸载并重加载时,将会瞄准 A_1 的镜像点 A_{1T} 进行重加载,因此,重加载后的剪力需求始终等于或低于卸载时的剪力需求。模型 4 由于设置了重加载刚度损伤,在重加载时沿着更小的重加载刚度达到骨架曲线上的重加载点 B_1 。

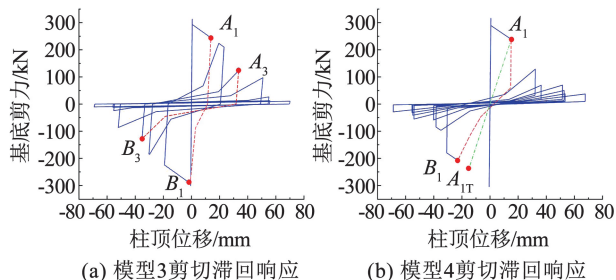


图 11 模型 3 和模型 4 剪切响应分析

Fig. 11 Shear response of model 3 and 4

综上,定轴力作用下,模型 1 由于无法模拟剪切变形,不适用于出现显著剪切变形的墩柱。模型 2 基于强度的失效模型在识别剪切失效点时容易产生较大误差,导致错误估计墩柱的抗剪性能;模型 3 和模型 4 这类基于变形的失效模型可以比较准确地识别墩柱的剪切失效点,与试验有较好的吻合度。模型 3 在分析过程中虽存在与 PEER 试验结果不符的现象,但在定轴力下这一现象并不显著,模型 3 仍能较准确地模拟墩柱的抗剪性能。

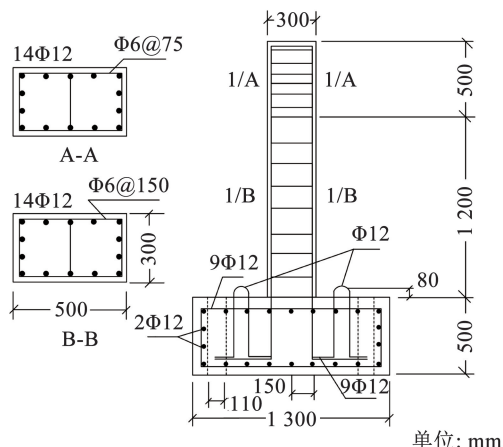
3 基于变轴力试验的剪切模型评估

分析 4 种模型对已有变轴力拟静力试验的模拟情况,评估变轴力作用下不同剪切失效模型的准确性。

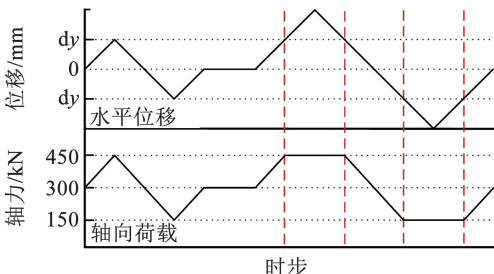
3.1 变轴力拟静力试验

选取了具有代表性的 Rodrigues-PC01-N19 试验^[30]作为检验 4 种模型的依据。试样详情如图 12 所示,墩柱底部固结,顶部为悬臂端。其中,纵向钢筋、箍筋和混凝土的屈服强度分别为 575.6、575.6、

27.92 MPa。试样在 (300 ± 150) kN 的变轴力下进行拟静力加载(轴压比为 0.072 ± 0.036),水平加载路径为 ± 3 、 ± 5 、 ± 10 、 ± 15 、 ± 20 、 ± 25 、 ± 30 、 ± 45 、 ± 40 、 ± 45 、 ± 50 、 ± 55 、 ± 60 、 ± 65 、 ± 70 、 ± 75 、 ± 80 mm,每个峰值位移下循环 3 次。变轴力频率与水平位移频率相同,当柱顶水平位移超过屈服位移后,轴向荷载保持不变。根据 Rodrigues 试验^[30]中使用的材料参数,采用 4 种模型对 Rodrigues-PC01-N19 试样进行有限元建模及分析。其中,Steel02 的弹性模量为 196 GPa,Concrete02 参数如表 3 所示,Limitstate Material 剪切弹簧参数如表 4 所示,Pinching Limitstate Material 剪切弹簧建模方式同 2.1 节。



(a) Rodrigues-PC01-N19 试样



(b) 加载路径

图 12 Rodrigues 试样详情及加载路径

Fig. 12 Specimen details of Rodrigues test and loading history

表 3 Rodrigues 试验 Concrete02 材料参数 MPa

Tab. 3 Concrete02 material parameters in Rodrigues test

单元截面	\$f_{pc}\$	\$\epsilon_{pc0}\$	\$f_{pcu}\$	\$\epsilon_{psU}\$	\$f_t\$
核心	31.7	0.002 3	6.34	0.008	0.84
保护层	27.9	0.002 0	5.58	0.007	0.84

表 4 Rodrigues 试验 Limitstate Material 剪切弹簧关键参数

Tab. 4 Key parameters of Limitstate Material shear spring in Rodrigues tests

\$\rho\$	\$F_{sw}/kips\$	\$K_{deg}/(kips \cdot inch^{-1})\$	\$F_{res}/kips\$
0.002 4	23.6	5.6	13.0

注:表中单位按官网模型要求以 inch、kips 计量,1 inch = 25.4 mm, 1 kips ≈ 4.45 kN。

3.2 变轴力试验模拟结果

4 种模型对 Rodrigues-PC01-N19 试验的模拟结果如图 13 所示。试验中 Rodrigues-PC01-N19 试样在柱顶位移角首次达到 2.20% 和 -2.05% 时发生剪切失效,对应承载力分别为 164.14、-121.44 kN,滞回曲线在正反向加载过程中呈现出不对称特性。

图 13(a)中,剪切失效前,模型 1 有效模拟变轴力作用下墩柱的初始刚度及承载力,与试验呈现出相似的不对称性;剪切失效后,模型 1 承载力未出现下降,严重高估了墩柱的承载力及延性。图 13(b)

中,正向加载时,模型 2 未识别到剪切失效的发生,在第一象限中呈现纯弯曲响应;反向加载时,模型 2 在承载力首次达到 -129.80 kN 时发生剪切失效,对应的层间位移角为 -2.49%。图 13(c)中,正向加载时,模型 3 在柱顶层间位移角首次达到 2.32% 时识别到剪切失效点,对应承载力为 160.58 kN;反向加载时,模型 3 未识别到剪切失效的发生,在第 3 象限中只呈现纯弯响应。图 13(d)中,模型 4 在层间位移角分别达到 1.82% 和 -1.75% 时识别到剪切失效点,对应的承载力为 156.13、-125.88 kN。

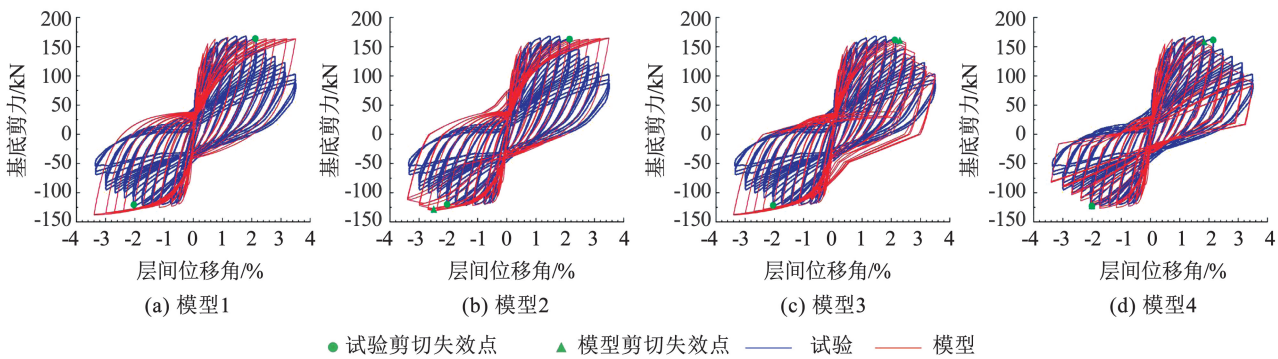


图 13 变轴力拟静力试验数值模拟结果

Fig. 13 Simulation results of variable axial force quasi-static test

通过解耦分离柱顶水平位移,得到模型 2~4 的剪切响应如图 14 所示。图 14(a)中,模型 2 在正向加载时,未出现剪切退化现象,其承载力保持在 164.58 kN 左右;反向加载时,出现剪切退化行为,最大剪切变形为 -60.45 mm,对应承载力为 -108.80 kN。图 14(b)中,模型 3 在正向加载时,

出现了剪切退化行为,产生的最大剪切变形为 93.22 mm,对应承载力为 97.51 kN;反向加载时,未出现剪切退化现象,其承载力保持在 -133.45 kN 左右。图 14(c)中,模型 4 在正反向加载时最大剪切变形分别为 92.20、-82.30 mm,对应的承载力分别为 83.40、-80.56 kN。

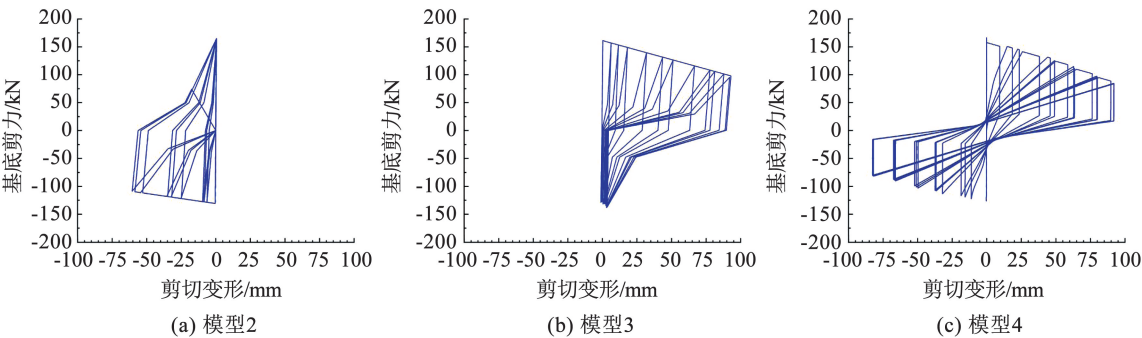


图 14 变轴力试验剪切响应数值模拟结果

Fig. 14 Simulation results of shear response of variable axial force quasi-static test

基于上述模拟结果可知,变轴力加载下 3 种剪切失效模型在模拟墩柱剪切性能时存在较大差异,为探明差异出现的具体原因,仍需对模拟结果进行深入分析。

3.3 变轴力剪切模型影响分析

基于模型内在特性,对变轴力加载下 4 种模型的模拟结果进行进一步评估,深入研究变轴力下不

同剪切模型呈现出不同结果的内在原因。
模型 1 有效地模拟了墩柱剪切失效前的弯曲响应,但剪切失效后呈现出远高于试验结果的延性及承载力,其原因已在 2.3 节中讨论,此处不再赘述。
模型 2 正向加载时,未识别剪切失效点;反向加载时,相较于试验也较晚识别到剪切失效的发生。其原因已在 2.3 节中讨论,此处不再赘述。

模型 3 在正向加载时识别了剪切失效点,与试验有较好的吻合度;但反向加载时,模型 3 未识别到剪切失效的发生。由于模型 3 是基于力-位移组合响应是否达到极限曲线来判断剪切失效发生与否,由式(2)可知轴力会对极限曲线产生很大影响。变轴力作用下,模型 3 正向加载时的轴向荷载较高,极限曲线更靠近原点,滞回曲线更容易触发极限曲线,从而更易发生剪切失效。反之,反向加载时轴向荷载较低,极限曲线背离原点向外偏移,使得剪切失效难以触发,甚至不被触发,如图 15 所示。

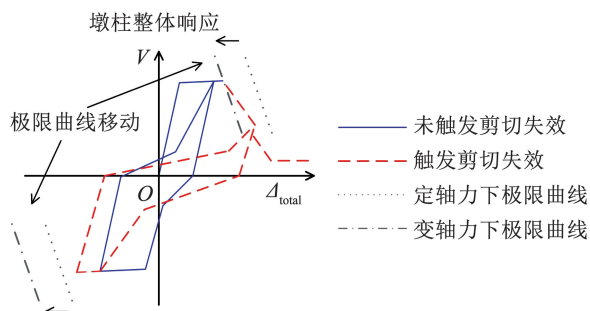


图 15 模型 3 极限曲线滑移

Fig. 15 Model 3 limit curve slip

基于上述原因,图 14(b)中模型 3 正向剪切失效后,反向加载的承载力仍保持在退化前较高的水平,由第一象限卸载并重加载时将始终瞄准承载力为 133.45 kN 的历史最高点进行反向加载。在图 16 中可以更直观地发现,剪切失效后(虚线)卸载时(A_i)的剪力低于重加载后(B_i)的剪力。这意味着墩柱发生剪切失效并退化后,在相同柱顶水平位移加载的情况下,反向重加载后的剪切能力高于卸载点的剪切能力($|y_{A_i}| < |y_{B_i}|$),导致模型 3 在反向加载时严重高估了墩柱的抗剪能力,故始终未触发剪切失效。模型 3 在定轴力下虽同样存在该问题,但由于其反向加载时剪切失效也能被触发,仅在失效后的半圈循环中高估墩柱的剪切承载力,仍与试验有较好的吻合。在变轴力下,由于反向加载时无法识别到剪切失效的发生,可以更明显地观察到此误差。

与试验相比,模型 4 正反向加载时均识别了剪切失效点。由于较早地识别了剪切失效点,模型 4 正向加载时低估了约 7.32% 的承载力,但模型 4 的模拟结果与试验仍有较好的吻合度。尤其值得注意的是,模型 4 在反向加载时同样可以准确地模拟剪切退化行为,通过图 16 可以看出,剪切失效后,反向加载时模型 3 的承载力未出现退化现象,而随着循环的进行,模型 4 承载力逐步降低。

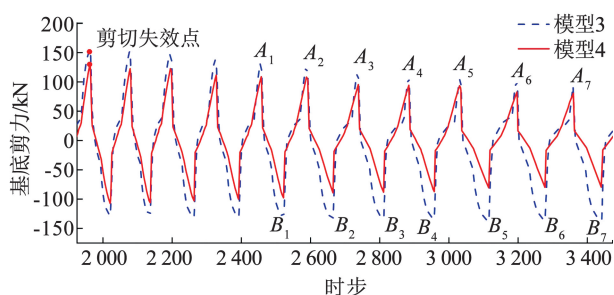


图 16 模型 3 与模型 4 剪切时程曲线对比

Fig. 16 Comparison of shear responsetime history of model 3 and model 4

综上,变轴力作用下,模型 1 可以有效模拟墩柱的弯曲响应,但不适用于出现显著剪切变形的墩柱;模型 2 基于强度识别剪切失效时存在的误差因变轴力进一步被放大,在分析过程中无法准确识别剪切失效点,导致模型高估了墩柱的抗剪性能;模型 3 计算极限曲线时,实现了轴力自适应,会随着轴力的变化而变化。但由于正反向加载的两条极限曲线相互独立,在变轴力作用下,会出现仅单向失效的现象;模型 4 相比试验较早识别了剪切失效点,但整体响应与试验吻合较好,并且在反向加载时,模型 4 能准确模拟剪切退化行为,对 Rodrigues 试验中的变轴力墩柱有较好的模拟结果。基于本节研究结果,在考虑 RC 结构离散性时,模型 1~3 由于内在特性限制,在模拟其他变轴力下的墩柱时仍会出现上述问题,导致模拟结果出现偏差;模型 4 的内在特性对变轴力存在自适应性,但其在变轴力下的普适性有待深入研究。

4 定/变轴力下墩柱抗剪性能影响分析

为深入研究定/变轴力下墩柱抗剪性能的差异,需对比分析同一墩柱在定轴力与变轴力作用下的抗震性能。基于上述两节的分析结果,变轴力可能引起墩柱延性降低,在选取墩柱开展变轴力分析时,应选取定轴力下延性较好的墩柱,以更好地观测模拟结果。由于第 2 节中墩柱在定轴力加载下已呈现出严重剪切破坏,而第 3 节中墩柱在变轴力下只出现轻微剪切损伤。根据两组试验中墩柱的参数另设计一组加载工况,即对 Sezen^[13] 试验墩柱进行箍筋加密,采用模型 4 分析在定轴力和变轴力拟静力加载下墩柱的抗剪性能。

4.1 墩柱模型及加载工况设计

墩柱尺寸和水平加载路径与 Sezen 试验^[13]一致,仅对箍筋间距作出调整,参考 Sezen-1 试验中,箍筋间距为 305 mm,配箍率为 0.001 6,箍筋间距过大导致墩柱过早地发生脆性破坏;Rodrigues 试验

中,墩柱加密区配箍率为 0.005,在变轴力下出现了剪切破坏。因此,将 Sezen 试验中的墩柱箍筋间距调整至 102 mm,即配箍率为 0.004 8,以增加墩柱延性,如图 17 所示。设计了如下 3 种加载工况,定轴力组为 667 kN 恒定轴力加载(轴压比 0.15);变轴力组为(667±334) kN 变轴力加载(轴压比 0.15±0.075);变轴力组为(667±667) kN 变轴力加载(轴压比 0.15±0.15),轴向荷载变化频率与水平加载频率相同。基于第 2 节及第 3 节的评估结果,选择变轴力下模拟性能更优的模型 4 对墩柱进行数值模拟。

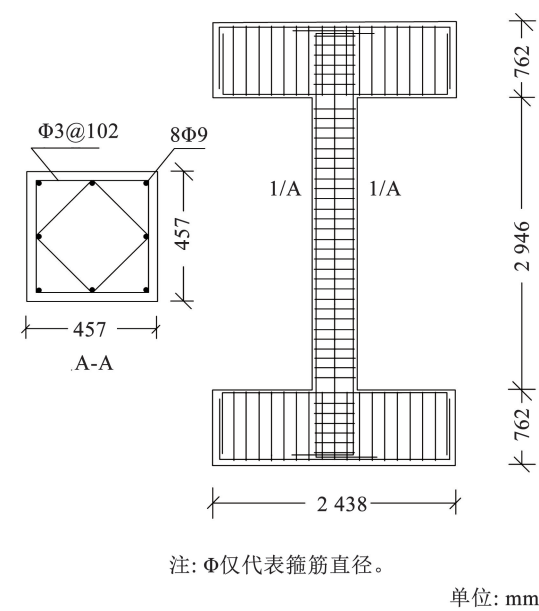


图 17 墩柱详图及加载路径

Fig. 17 Details of column and loading history

4.2 计算结果及分析

在相同水平加载路径下,定/变轴力组的墩柱滞回曲线和剪切滞回曲线对比如图 18 所示。对比图 18(a)中定轴力组与图 7(d)滞回曲线可以看出,数值算例在经过箍筋加密后仍发生了明显剪切退化,其剪切失效时的层间位移角有较明显的提高。这是由于模型 4 可以自动识别 RC 墩柱的剪切破坏,随着水平位移加载的不断增加,当墩柱达到极限塑性旋转能力这一损伤指标的限值时,进而识别到墩柱的剪切失效。

由图 18(a)可知,正向加载时,定轴力组与变轴力组的墩柱抗剪承载力相近;反向加载时,变轴力组的抗剪承载力相较于定轴力组有所下降。两组变轴力加载下的墩柱相较于定轴力组均更早地出现了剪切失效;变轴力 0.15±0.075 组相较于变轴力 0.15±0.15 组具有更饱满的滞回曲线。

图 18(b)可以更清楚地观察到,在达到相同剪切变形时变轴力加载下的墩柱产生了更严重的剪切

承载力退化,这是由于模型 4 中的重加载损伤参数是轴力相关函数,更大的轴力会引起重加载点的强度及位移发生更严重的损伤,以考虑轴力对剪切退化行为的影响。这一特性使两组变轴力加载下的墩柱相较于定轴力组在更小的水平位移下损失了更多剪切抗力,产生更大的剪切变形;且变轴力 0.15±0.15 组相较于变轴力 0.15±0.075 组发生了更严重的剪切退化。

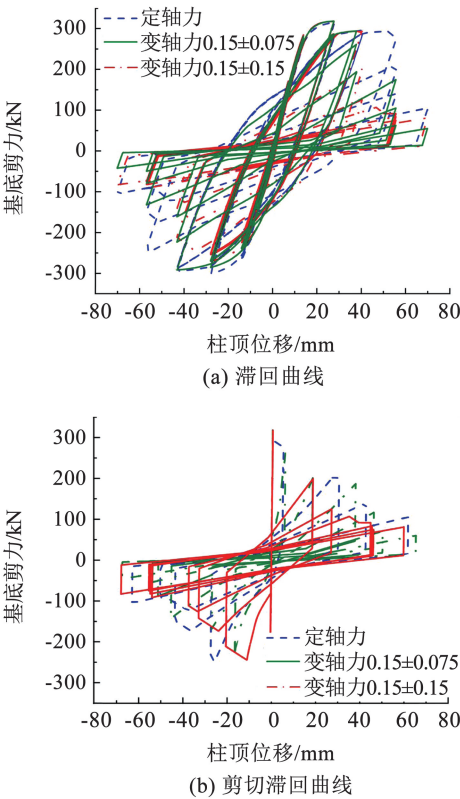


图 18 定轴力及变轴力模拟结果对比

Fig. 18 Comparison of simulation result of constant/variable axial force group

基于上述数值模拟结果可以看出,变轴力会对墩柱的抗剪性能产生影响,主要表现为更早地发生剪切失效及更严重的剪切退化两方面。剪切失效点方面,变轴力的高轴压会导致墩柱正向加载时更早地发生剪切失效,墩柱的一侧开始出现剪切能力损伤的现象。当墩柱进行变轴力低轴压部分的反向加载时,加载的轴力小于定轴力加载时的轴力,该轴力水平下的墩柱本不会发生剪切失效,但由于正向加载时,墩柱已经经历了剪切能力损失,使得反向加载时墩柱在低轴力状态下也更容易发生剪切失效。因此,在与水平加载路径同频加载的变轴力作用下,墩柱会呈现出两侧都更早地出现剪切失效现象。剪切退化方面,变轴力会引起墩柱发生更严重的剪切退化行为,使墩柱加载相同水平位移时损伤更多的承载力,墩柱会在更小的水平位移需求下损失所有抗

剪能力,产生更大的剪切变形。

在此仅探讨了水平位移与轴力同频变化加载下的墩柱剪切失效结果,考虑到轴力不同变化模式下墩柱剪切失效的发生可能具有更大的不确定性,引入参数敏感性分析^[31],进一步探讨变轴力对墩柱抗剪性能的影响。

5 结 论

基于已有定/变轴力拟静力试验结果,评估了墩柱剪切失效模型的准确性,并进行了详细的原因分析;设计了一组定/变轴力拟静力加载工况,研究了变轴力对墩柱抗剪性能的影响,得出以下结论:

1) 基于强度的剪切失效模型在识别剪切失效起始点时产生较大误差,难以准确模拟失效后的墩柱剪切行为。此外,这类模型需要预先指定受剪承载力来预定义骨架曲线,不能实现轴力的自适应性,导致难以准确模拟变轴力作用下墩柱的响应。

2) 极限材料(Limitstate Material)模型定义的极限曲线实现了轴力自适应,但由于识别正反向加载的剪切失效点时相互独立,容易在变轴力作用下出现仅单向识别剪切失效的情况,导致高估墩柱另一方向的承载力。

3) 捏缩极限材料(Pinching Limitstate Material)模型重加载时会瞄准卸载点的镜像点进行加载,该滞回规则能有效模拟变轴力作用下墩柱的剪切退化行为,与试验有较好的吻合度。此外,该模型的极限曲线及部分损伤参数实现了轴力自适应,具备变轴力墩柱的抗震性能分析的可能,但变轴力下的普适性仍有待深入研究。

4) 本文模型的模拟结果显示,在与水平加载路径同频加载的变轴力作用下,墩柱会更早地发生剪切失效,发生更严重的剪切退化。在剪切失效起始点方面,主要表现为墩柱屈服后的强化阶段缩短,相较于定轴力而言,正反向加载均更早地发生了剪切失效;在剪切退化方面,墩柱在变轴力下会出现更严重的剪切退化行为,导致墩柱在较小的水平位移需求下损失所有抗剪能力,产生更大的剪切脆性变形。

参考文献

- [1] WEN Weiping, ZHAI Changhai, LI Shuang, et al. Constant damage inelastic displacement ratios for the near-fault pulse-like ground motions[J]. Engineering Structures, 2014(59): 599. DOI: 10.1016/j.engstruct.2013.11.011
- [2] LI Cuihua, KUNNATH S K, ZUO Zhanxuan, et al. Effects of early-arriving pulse-like ground motions on seismic demands in RC frame structures[J]. Soil Dynamic and Earthquake Engineering, 2020, 130(1): 105997. DOI:10.1016/j.soildyn.2019.105997
- [3] KIM S J, HOLUB C J, ELNASHAI A S. Experimental investigation

- of the behavior of RC bridge piers subjected to horizontal and vertical earthquake motion[J]. Engineering Structures, 2011, 33(7): 2221. DOI:10.1016/j.engstruct.2011.03.013
- [4] LIU Yang, GONG Maosheng, ZUO Zhanxuan. The influence of axial compression ratio on the seismic behavior of RC frame column[J]. Science Discovery, 2021, 9(4): 178. DOI: 10.11648/j.sd.20210904.18
 - [5] LI Chenxi, JI Duofa, ZHAI Changhai, et al. Vertical ground motion model for the NGA-West2 database using deep learning method[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2023, 165: 107713. DOI:10.1016/j.soildyn.2022.107713
 - [6] 王军文, 丁世广, 白维刚, 等. 装配式预应力桥墩地震损伤评估及影响参数分析[J]. 中国公路学报, 2018, 31(12): 258
WANG Junwen, DING Shiguang, BAI Weigang, et al. Seismic damage assessment and influence parameter analysis of precast segmental prestressed piers[J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(12): 258. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2018.12.026
 - [7] 薛俊青, LAVORATO D, 聂尚杰, 等. 带小直径纵筋并外包 CFRP 的 RC 圆墩抗震性能研究[J]. 中国公路学报, 2022, 35(2): 124
XUE Junqing, LAVORATO D, NIE Shangjie, et al. Research on seismic behaviors of RC circular pier with longitudinal rebar of reduced diameter and CFRP wrap[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(2): 124. DOI:10.19721/j.cnki.1001-7372.2022.02.011
 - [8] 方庆贺, 李素超, 郭安薪, 等. 近海 T 形梁桥上部结构极端波浪作用试验[J]. 中国公路学报, 2023, 36(1): 114
FANG Qinghe, LI Suchao, GUO Anxin, et al. Experimental study on extreme wave loads acting on T-Girder type superstructure of coastal bridges[J]. China Journal of Highway and Transport, 2023, 36(1): 114. DOI:10.19721/j.cnki.1001-7372.2023.01.010
 - [9] 王东升, 司炳君, 孙治国, 等. 地震作用下钢筋混凝土桥墩塑性铰区抗剪强度试验[J]. 中国公路学报, 2011, 24(2): 34
WANG Dongsheng, SI Bingjun, SUN Zhiguo, et al. Experiment on shear strength of reinforced concrete bridge column in plastic hinge zone under seismic effect[J]. China Journal of Highway and Transport, 2011, 24(2): 34. DOI:10.19721/j.cnki.1001-7372.2011.02.007
 - [10] 贾俊峰, 赵建瑜, 郭扬, 等. 三维隔震连续梁桥模型结构地震模拟振动台试验[J]. 中国公路学报, 2017, 30(12): 290
JIA Junfeng, ZHAO Jianyu, GUO Yang, et al. Shaking table tests on seismic simulation of three-dimensional isolated continuous girder bridge[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(12): 290. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2017.12.031
 - [11] 司炳君. 普通及高强钢筋混凝土桥墩地震抗剪强度研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2008
SI Bingjun. Research on shear strength of normal and high-strength reinforced concrete bridge columns[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2008
 - [12] XU Guoshan, WU Bin, JIA Dedeng, et al. Quasi-static tests of RC columns under variable axial forces and rotations[J]. Engineering Structures, 2018, 162(6): 60. DOI:10.1016/j.engstruct.2018.02.004
 - [13] SEZEN H, MOEHLE J P. Seismic tests of concrete columns with light transverse reinforcement[J]. ACI Structural Journal, 2006, 103(6): 842. DOI:10.14359/18236
 - [14] BRODERICK B M, ELNASHAI A S. Analysis of the failure of

Interstate 10 freeway ramp during the Northridge earthquake of 17 January 1994 [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1995, 242(2): 189. DOI: 10.1002/eqe.4290240205

[15] KIM S J, HOLUB C J, ELNASHAI A S. Analytical assessment of the effect of vertical earthquake motion on RC bridge piers [J]. Journal of Structural Engineering, 2011, 137(2): 252. DOI:10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000306

[16] KIM S J, HOLUB C J, ELNASHAI A S. Experimental investigation of the behavior of RC bridge piers subjected to horizontal and vertical earthquake motion [J]. Engineering Structures, 2011, 33(7): 2221. DOI:10.1016/j.engstruct.2011.03.013

[17] SHIRMOHAMMADI F, ESMAEILI A. Performance of reinforced concrete columns under bi-axial lateral force/displacement and axial load [J]. Engineering Structures, 2015(99): 63. DOI:10.1016/j.engstruct.2015.04.042

[18] 易建伟, 王维一. 近场区竖向地震动对 RC 框架结构抗震性能的影响 [J]. 土木工程学报, 2012(10): 81
YI Jianwei, WANG Weiyi. Effect of vertical ground motion on seismic behavior of RC frame in near-fault region [J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 45(10): 81. DOI: 10.15951/j.tmgxb.2012.10.014

[19] WU Bingyan, SUN Guangjun, LI Hongjing, et al. Effect of variable axial load on seismic behaviour of reinforced concrete columns [J]. Engineering Structures, 2022, 250: 113388. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.113388

[20] 汪训流, 陆新征, 叶列平. 变轴力下钢筋混凝土柱的抗震性能分析 [J]. 工业建筑, 2007, 37(12): 71
WANG Xunliu, LU Xinzhen, YE Lieping. Analysis of earthquake-resistant behaviors of RC columns under variable axial loads [J]. Industrial Construction, 2007, 37(12): 71

[21] KURAMOTO H, KABEYASAWA T, SHEN Fanhao. Influence of axial deformation on ductility of high-strength reinforced concrete columns under varying triaxial forces [J]. ACI Structural Journal, 1995, 92(5): 610. DOI:10.14359/910

[22] LEBORGNE M R. Modeling the post shear failure behavior of reinforced concrete columns [D]. Austin: The University of Texas at Austin, 2012

[23] 胡章亮, 魏标, 蒋丽忠, 等. 高速铁路桥墩损伤量化研究 [J]. 土木工程学报, 2023, 56(5): 60
HU Zhangliang, WEI Biao, JIANG Lizhong, et al. Research on damage quantification of high-speed railway bridge piers [J]. China Civil Engineering Journal, 2023, 56(5): 60. DOI:10.15951/j.tmgxb.21121285

[24] ELWOOD K J. Modelling failures in existing reinforced concrete columns [J]. Canadian Journal of Civil Engineering, 2004, 31(5): 846. DOI:10.1139/104-040

[25] 梁仁杰, 吴京, 王春林, 等. 考虑 $P-\Delta$ 效应的结构地震倒塌及影响因素分析 [J]. 建筑结构学报, 2013(2): 69
LIANG Renjie, WU Jing, WANG Chunlin, et al. Research on collapse of structure under earthquakes with consideration of $P-\Delta$ effect and its influence factors [J]. Journal of Building Structure, 2013, 34(2): 69. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2013.02.013

[26] 齐虎, 李贵云, 吕西林. 箍筋约束混凝土的单轴力学性能研究 [J]. 建筑结构, 2011, 41(1): 79
QI Hu, LI Yungui, LV Xilin. Study of uniaxial mechanical behavior of concrete confined with hoops [J]. Building Structure, 2011, 41(1): 79. DOI:10.19701/j.jzjg.2011.01.020

[27] PINCHEIRA J A, DOTIWALA F S, D' SOUZA J T. Seismic analysis of older reinforced concrete columns [J]. Earthquake Spectra, 1999, 15(2): 245. DOI:10.1193/1.1586040

[28] SHIRAI N, MORIIZUMI K, TERASAWA K. Cyclic analysis of reinforced concrete columns; macro-element approach modeling of inelastic behaviour of RC structures under seismic load [J]. American Society of Civil Engineers, 2001(12): 435

[29] LEBORGNE M R, GHANNOUM W M. Analytical element for simulating lateral-strength degradation in reinforced concrete columns and other frame members [J]. Journal of Structural Engineering, 2014, 140(7): 04014038. DOI:10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000925

[30] RODRIGUES H, FURTADO A, AREDE A. Behaviour of rectangular reinforced-concrete columns under biaxial cyclic loading and variable axial loads [J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142(1): 04015085. DOI:10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001345

[31] 胡章亮, 魏标, 蒋丽忠, 等. 高速铁路梁桥建模参数敏感性分析 [J]. 铁道科学与工程学报, 2023, 20(2): 393
HU Zhangliang, WEI Biao, JIANG Lizhong, et al. Sensitivity analysis of modeling parameters of high-speed railway girder bridges [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2023, 20(2): 393. DOI:10.19713/j.cnki.43-1423/u.t20220316

(编辑 刘 彤)