

改进纤维单元及在配筋墙体抗震研究中的应用

曾 森¹, 陈再现¹, 王兴叶¹, 王焕定¹, 陈少峰²

(1. 哈尔滨工业大学 土木工程学院, 哈尔滨 150090, Richard-Zen@163.com; 2 哈尔滨工业大学
交通科学与工程学院, 哈尔滨 150090)

摘 要: 为了研究配筋砌块砌体剪力墙的抗震性能, 在6个配筋砌块砌体剪力墙物理试验的基础上, 研究并提出了一种考虑弹塑性剪切变形的纤维模型. 通过按照试验条件所进行的滞回性能数值模拟与物理试验结果的对比, 表明应用所改进的纤维模型模拟计算能较好地反应配筋砌块砌体剪力墙滞回性能. 分析也表明, 在一定条件下普通的纤维模型对于配筋砌块砌体剪力墙滞回性能分析仍是适用的, 但应用本文所研究的纤维单元计算结果更好. 在此基础上, 利用均匀设计法安排数值试验, 回归给出了一字型配筋砌块短肢砌体剪力墙滞回性能特征参数的经验公式, 建议了此类配筋砌块砌体剪力墙结构弹塑性地震反应分析的滞回规律模型.

关键词: 纤维模型; 配筋砌块砌体剪力墙; 弹塑性剪切变形; 滞回曲线; 抗震性能

中图分类号: TU355; TU398 + 2 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367 - 6234(2010)08 - 1226 - 06

Improved fiber element model and its application in seismic performance research of reinforced concrete block shear wall

ZENG Sen¹, CHEN Zai-xian¹, WANG Xing-ye¹, WANG Huan-ding¹, CHEN Shao-feng²

(1. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China, Richard-Zen@163.com;
2. School of Science and Engineering on Communications, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China)

Abstract: In order to research the seismic performance of reinforced concrete block shear walls (RCBSW), this paper has developed a new fiber element model that considers the elastic-plastic shear deformation. The comparison between experimental results and simulation results of 6 RCBSW organized under the same conditions shows that this new fiber element can preferably simulate the hysteretic performance of RCBSW. Although the ordinary fiber element model is still suitable to simulate the hysteretic performance of RCBSW conditionally, it brings on better results for this new fiber element. Based on the above research, after some numerical simulation on uniform design experimentation method, a series of empirical formulas of characteristic parameter of a kind of RCBSW is induced and the hysteretic model for elastic-plastic seismic response analysis of this kind of RCBSW is proposed.

Key words: fiber element model; reinforced concrete block shear wall; elastic-plastic shear deformation; hysteretic curve; seismic performance

为了解决配筋砌块砌体剪力墙结构的弹塑性地震反应分析, 必须首先了解配筋砌块砌体剪力墙的滞回性能. 以往都是由试验获取滞回曲线, 然

后通过分析、总结给出滞回规律. 随着计算技术的发展, 目前已逐步发展为做少量的物理实验, 再配合以合理建模后的“计算试验”来获得滞回规律. 由于配筋砌块砌体剪力墙是由灌芯砌块和钢筋砌筑而成, 要解决其非线性抗震性能, 无疑纤维模型是一个很好的选择.

纤维模型已被许多学者应用于钢筋混凝

收稿日期: 2008 - 09 - 13.

基金项目: 国家自然科学基金重大研究计划资助项目(90715021).

作者简介: 曾 森(1983—), 男, 博士研究生;

王焕定(1942—), 男, 教授, 博士生导师.

土^[1-5]和钢管混凝土构件^[6-7]的数值模拟,取得了较好的结果,但都是针对细长杆件进行研究.然而,对配筋砌块砌体剪力墙来说,其高宽比很小剪切变形影响较大,基于平截面假设的普通纤维模型是否仍适用?这是需要谨慎对待的问题.

为此,本文提出了一种考虑弹塑性剪切变形的改进纤维模型,并用这种模型对 6 个配筋砌块砌体剪力墙试验构件进行了滞回性能的数值模拟,在与试验结果对比获得满意结果的基础上,以砌体抗压强度、肢厚比、单孔钢筋面积、轴压比作为影响因素,利用均匀设计法安排数值试验并进行计算,最后回归给出了一字型配筋砌块短肢砌体剪力墙滞回性能特征参数的经验公式,建议了此类剪力墙结构弹塑性地震反应分析的滞回规律模型.

1 考虑弹塑性剪切变形的纤维模型

由于普通纤维模型是基于平截面假定的,为考虑弹塑性剪切变形对剪力墙的影响^[8],必须对其进行改进.

众所周知,材料的剪切模量 G 和切线模量 E 是由泊松比 μ 联系的,进入塑性阶段后泊松比是一个随应力应变历程变化的量.在缺乏可以直接应用的研究成果的情况下,为使改进的纤维模型可以考虑弹塑性剪切变形,本文假设进入塑性后材料的泊松比及材料 E, G, μ 关系不随变形历程改变.这显然是一种无可奈何的处理.

考虑剪切的梁理论有两种: Euler - Bernoulli 理论和 Timoshenko 理论.本文采用 Euler - Bernoulli 理论.

Euler - Bernoulli 理论将由剪切变形的截面挠度 v^s, w^s 进行 Lagrange 插值,类似于拉压杆,所得单元杆端 y 向剪力与单元结点 y 向剪切位移的关系,也就是 y 向剪切刚度方程

$$\frac{GA}{kL} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} v_1^s \\ v_2^s \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} Q_{y1} \\ Q_{y2} \end{Bmatrix}$$

式中: GA/kL 为杆件的抗剪切刚度, k 为剪应力不均匀系数. v_i^s 为由剪切变形引起结点位移, Q_{yi} 为杆端剪力. z 向剪切刚度方程与此相仿.

在本文假设前提下,按照普通纤维模型积分截面的抗拉压刚度的同时,可以获得截面的抗剪切刚度

$$GA = \int_A \frac{E(y,z)}{2(1+\mu)} dA \approx \sum_{i=1}^n A_i \frac{E_i}{2(1+\mu_i)} \quad (1)$$

式中: E_i 为截面网格代表点的切线模量, A_i 为网格面积.最后沿轴线积分得到单元的抗剪切刚度

GA/kL .

对于弯曲拉压变形,仍按普通纤维模型处理^[1,3],可得单元杆端力和单元结点位移的关系,也就是弯曲刚度方程为 $\mathbf{K}^b \mathbf{d}^b = \mathbf{F}$,其中 \mathbf{F} 是结点荷载列阵. \mathbf{K}^b 是一个 10 阶方阵(并未考虑截面扭转),为方便计将其表示为分块矩阵

$$\mathbf{K}^b = \begin{bmatrix} \mathbf{k}_{11}^b & \mathbf{k}_{12}^b \\ \mathbf{k}_{21}^b & \mathbf{k}_{22}^b \end{bmatrix}$$

里面每一个分块矩阵都是 5 阶方阵.

为将上述两方面合并考虑,从变形分析可知在杆端力作用下所产生的变形是弯曲和剪切的和.基于这个思路,将单元的 1 端固定,则这个悬臂梁的弯曲柔度矩阵为

$$\mathbf{f}^b = (\mathbf{k}_{22}^b)^{-1} = [f_{ij}^b]_{5 \times 5}$$

考虑剪切变形时,这个悬臂梁的总柔度矩阵为

$$\mathbf{f} = [f_{ij}^b]_{5 \times 5} \quad f_{ij} = \begin{cases} f_{ii}^b + \frac{kL}{GA}, & i = j = 2 \text{ or } 3; \\ f_{ij}^b, & i, j = \text{other.} \end{cases}$$

再对总柔度矩阵求逆,得悬臂梁同时考虑弯曲和剪切变形的刚度矩阵 $\mathbf{k}_{22} = \mathbf{f}^{-1}$.但这只是悬臂梁的刚度矩阵,还要通过悬臂梁梁端位移与单元结点位移的关系(如图 1)将悬臂梁刚度矩阵转换为单元的刚度矩阵:

$$\mathbf{K} = \mathbf{T}^T \mathbf{k}_{22} \mathbf{T}$$

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & -L & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & L & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

至此还没有解决所有的问题.因为在进行非线性分析时,需要在得到当前单元结点弯曲位移的前提下,通过弯曲应变矩阵 \mathbf{B} 获得单元截面的轴向应变和曲率,进而获得截面上各个纤维的应变.而由上述的单元刚度矩阵 \mathbf{K} 集成成结构总刚而求得的单元结点位移是弯曲位移与剪切位移之和,需要在结点位移中剔除剪切位移.

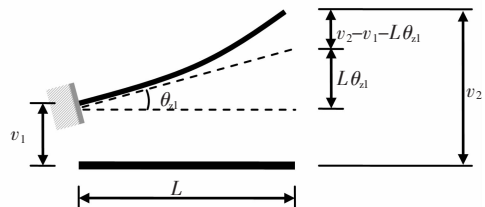


图 1 悬臂梁梁端位移与单元结点位移的关系

然而,从位移的角度出发上述想法是不能实现的,因为位移中含有刚体位移.需要从变形的角度出发.仍然将单元的 1 端固定,变成悬臂梁.将

单元结点位移和刚度矩阵 K 相乘获得 2 端 (悬臂梁自由端) 的剪力 Q_{y2} 、 Q_{z2} , 则自由端的剪切挠度为

$$v_2^s - v_1^s = Q_{y2} \frac{kL}{GA}, w_2^s - w_1^s = Q_{z2} \frac{kL}{GA}$$

注意, 直接把 2 端的杆端力 Q_{y2} 、 Q_{z2} 作为悬臂梁自由端荷载的前提是单元上无横向荷载, 否则悬臂梁自由端荷载需要作相应的改变, 即需要加上 2 端的等效结点荷载. 单元的弯曲变形为

$$v_2^b - v_1^b = v_2 - v_1 - (v_2^s - v_1^s), w_2^b - w_1^b = w_2 - w_1 - (w_2^s - w_1^s)$$

由于只能获得弯曲变形, 无法进一步获得杆端弯曲位移, 所以需要如下计算截面的曲率

$$(\varepsilon_0 \quad \kappa_z \quad \kappa_y)^T = \mathbf{B}(x) \mathbf{d}^{hb}, \mathbf{d}^{hb} = (u_1 \quad 0 \quad 0 \quad \theta_{z1} \quad \theta_{y1} \quad u_2 \quad v_2^b - v_1^b \quad w_2^b - w_1^b \quad \theta_{z2} \quad \theta_{y2})^T$$

至此, 已完整的建立了考虑弹塑性剪切变形影响的纤维模型. 在得到单元的刚度矩阵后, 就可以进行结构的整体分析解决结构计算问题.

2 配筋砌块砌体剪力墙滞回曲线及试验验证

为了研究改进纤维模型计算配筋砌块砌体剪力墙滞回曲线的适用性, 对 6 个配筋砌块砌体剪力墙试验构件^[9]进行了滞回性能的数值模拟. 墙片尺寸都是 1 800 mm × 1 400 mm × 190 mm. 采用强度等级为 MU20 的混凝土小型空心砌块和 M30 砂浆砌筑, 全部空洞采用高流动性 C40 混凝土灌芯.

由棱柱体抗压强度试验得知, 弯曲试件墙片的灌芯砌体抗压强度为 22.00 MPa. 本文取灌芯砌体的极限承载力对应压应变 ε_0 为 0.006 3^[10], 极限压应变为 0.009, 泊松比 $\mu = 0.4$. 各构件的纵向配筋和轴向压力情况见表 1. 各型号钢筋的试验屈服强度见表 2. 根据试验结果, 各型号钢筋的弹性模量均为 2.20×10^5 MPa, 泊松比 $\mu = 0.3$.

构件的计算简图见图 2, 下端固定, 上端自由. 将构件划分为 4 个单元, 每个单元沿轴向划分为 5 个积分段. 单元截面的灌芯砌块划分为 112 个纤维, 每个网格尺寸为 50 mm × 47.5 mm. 由于没有针对灌芯砌块的反复加载本构模型, 所以灌芯砌块纤维的本构只能勉强选取朱伯龙混凝土反复加载模型^[11]. 截面上每根钢筋也作为一个纤维, 一共 4 根钢筋纤维, 钢筋本构选取退化双线性模型, 屈服后刚度为 0.

本文的非线性求解策略为强制迭代法, 并采用位移控制滞回, 构件顶点位移增量控制方案为:

前 5 mm 的位移增量为 1 mm; 以后的位移增量为 5 mm.

表 1 各构件的配筋情况和轴向压力

构件编号	纵向配筋	轴向压力/kN
BM-1	4Φ14@400	750
BM-5	4Φ16@400	500
BM-6	4Φ16@400	750
BM-7	4Φ16@400	900
BM-8	4Φ20@400	750
BM-9	Φ22 + 2 Φ8 + Φ22	750

表 2 各型号钢筋的试验屈服强度

钢筋型号	屈服强度/MPa	屈服应变
Φ8	358.20	1.63×10^{-3}
Φ14	405.00	1.84×10^{-3}
Φ16	386.20	1.76×10^{-3}
Φ20	406.30	1.85×10^{-3}
Φ22	343.80	1.56×10^{-3}

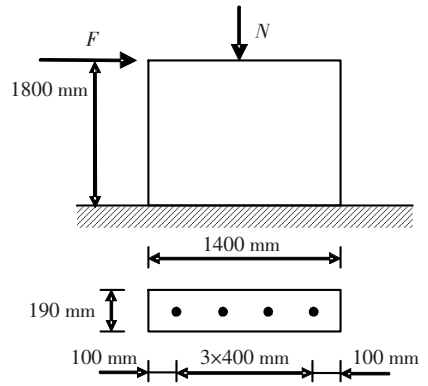


图 2 试验构件的计算简图

表 3 给出了各构件屈服承载力及对应位移的试验结果和数值模拟结果. 其中试验的屈服承载力是通过计算机监测纵向抗弯钢筋的屈服应变来确定的. 进行数值模拟时, 屈服承载力是程序监控构件最底端纤维截面的最外侧钢筋纤维拉应变来确定的. 表 4 给出了各构件极限承载力及对应位移的试验结果和数值模拟结果. 图 3 是 BM6 构件试验曲线和数值模拟曲线的对比. 从表 3、4 和图 3 可以看出, 数值模拟的结果和试验的结果规律一致、数值接近, 考虑剪切后位移的计算结果有所改进, 但从屈服荷载和极限荷载来看, 不考虑剪切变形的普通纤维模型分析结果也能满足工程精度.

从数值模拟结果也发现屈服位移偏小导致初始刚度偏大. 另外数值模拟曲线不如试验曲线饱满, 捏拢现象也不如试验. 究其原因可能是朱伯龙模型^[11]是针对混凝土提出的, 对于灌芯砌块的适

用性还需要进一步研究,这里用该模型是无奈之举.

维模型通过数值模拟可以基本反映构件的弹塑性性能,由数值试验来回归分析配筋砌块砌体剪力墙的骨架曲线特征参数是可行的.

然而,从数值模拟与实验的对比可见,应用纤

表 3 各构件的屈服承载力和对应位移

构件编号	试验结果		数值模拟			
	荷载/kN	位移/mm	考虑剪切		不考虑剪切	
			荷载/kN	位移/mm	荷载/kN	位移/mm
BM-1	309.6	7.3	269.3	3.7	269.5	2.8
BM-5	270.5	9.8	226.2	3.2	223.7	2.4
BM-6	298.4	8.6	278.9	3.7	278.9	2.7
BM-7	305.3	10.0	318.2	3.9	317.4	2.8
BM-8	306.1	6.8	318.0	4.0	317.6	2.9
BM-9	315.5	9.7	307.4	3.6	307.5	2.6

表 4 各构件的极限承载力和对应位移

构件编号	试验结果		数值模拟			
	荷载/kN	位移/mm	考虑剪切		不考虑剪切	
			荷载/kN	位移/mm	荷载/kN	位移/mm
BM-1	388.3	33.2	354.8	29.2	356.4	25.0
BM-5	319.9	37.4	298.7	42.3	298.9	39.9
BM-6	372.7	29.9	374.4	27.1	375.7	24.9
BM-7	402.3	28.0	414.2	21.8	415.6	20.0
BM-8	427.3	20.0	435.9	24.9	436.5	21.8
BM-9	410.5	32.3	386.0	29.9	386.9	26.7

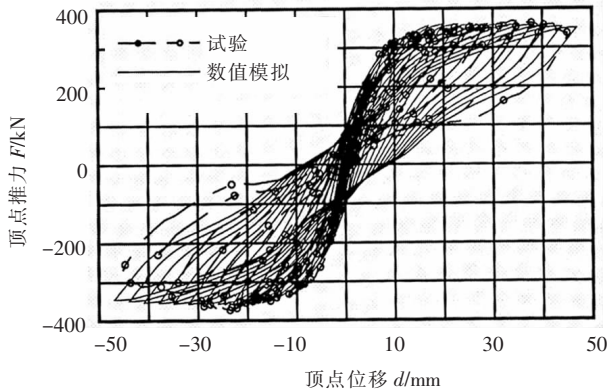


图 3 BM6 构件试验曲线与数值模拟曲线

3 一字型配筋砌块短肢砌体剪力墙恢复力模型的建立

3.1 数值模拟试验方案的建立

均匀设计^[12]能让人们通过有限试验次数来获得让人满意的试验结果.根据以往试验及理论分析,影响一字型配筋砌块短肢砌体剪力墙构件恢复力模型的主要因素选为砌体抗压强度 f_c 、肢厚比 h_0 、单孔钢筋面积 A 、轴压比 μ .各因素水平选择见表 5.由因素水平数知,需构造混合均匀设计表,满足要求的有 $U_{12}(12^{10})$ 和 $U_{24}(24^9)$,

表 5 构件各因素水平表

砌体材料组合	$f_c / (\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$	h_0	μ	A / mm^2	钢筋型号
MU10, M10, C20	5.44	5	0.25	113.1	Φ12
MU15, M7.5, C25	6.89	6	0.30	153.9	Φ14
MU15, M10, C25	7.30	7	0.35	201.1	Φ16
MU15, M15, C30	8.56	8	0.40	226.0	2Φ12
MU20, M10, C30	8.90		0.45	254.9	Φ18
MU20, M15, C35	10.29		0.50	314.2	Φ20

按照均匀设计表的建议,选择中心化 L2 作为度量均匀性的准则,对满足要求的混合设计表偏差计

算见表 6,从表中可以看出 $6 \times 4 \times 6 \times 6$ ($U_{24}(24^4)$)偏差值最小,故本文选择其作为计

算试验的安排,并进行滞回数值试验计算.

3.2 恢复力模型建立

构件恢复力模型包括骨架曲线和滞回规律两部分. 根据上述安排的数值模拟试验方案进行计算,得到各试验构件的滞回曲线,由此可以回归总结出该类构件的简化骨架曲线和滞回规律.

3.2.1 骨架曲线

由计算得到的数值模拟试验构件的滞回曲线,本文考虑将骨架曲线简化成由弹性段、强化段、下降段 3 段组成的常见的三折线骨架曲线,简化后构件参数见表 7.

表 6 混合设计表的中心化 L2 偏差计算

混合设计表	中心化 L2 偏差值	
	$U *_{12}(12^4)$	$U *_{24}(24^4)$
4 × 6 × 6 × 6	0.169 7	0.140 4
6 × 4 × 6 × 6	0.169 5	0.136 7
6 × 6 × 4 × 6	0.174 5	0.137 5
6 × 6 × 6 × 4	0.171 7	0.138 0

表 7 模拟计算结果

编号	δ_1	P_1	δ_2	编号	δ_1	P_1	δ_2
1	0.17	0.59	3.87	13	0.12	0.69	2.49
2	0.25	0.58	2.34	14	0.15	0.52	1.99
3	0.08	0.16	2.47	15	0.16	0.54	2.41
4	0.20	0.37	2.10	16	0.13	0.65	2.49
5	0.10	0.70	2.40	17	0.15	0.52	2.51
6	0.19	0.49	1.79	18	0.18	0.53	1.95
7	0.12	0.38	3.74	19	0.13	0.57	3.43
8	0.18	0.55	2.90	20	0.17	0.38	2.18
9	0.16	0.54	2.68	21	0.10	0.70	2.25
10	0.16	0.53	2.49	22	0.14	0.62	3.72
11	0.17	0.54	3.86	23	0.13	0.50	2.37
12	0.07	0.15	2.67	24	0.16	0.53	2.44

注: δ_1 为屈服位移与极限位移之比值; δ_2 为破坏位移与极限位移之比值; P_1 为屈服承载力与极限承载力之比值

以砌体抗压强度平均值,肢长,钢筋截面积,轴压比 4 个参数作为本文选取的自变量,以极限承载力,极限承载力对应的位移,归一化屈服承载力 P_1 ,归一化屈服位移 δ_1 ,归一化破坏位移 δ_2 五个参数分别作为需要回归得到的因变量,进行三折线骨架曲线多元回归分析.

定义变量名如下: qd 为砌体平均抗压强度, zc 为墙片的肢长, gj 为墙体的单孔钢筋面积, zyb 为轴压比, $qfwy$ 为墙片的归一化屈服位移, qfl 为墙片的归一化屈服承载力, $jxwy$ 为墙片的极限位移, jxl 为墙片的极限承载力, $zzyw$ 为墙片的归一化破坏位移. 回归后的结果见表 8.

表 8 特征参数回归结果

特征参数	回归方程	R	$\sigma / \%$
极限承载力	$jxl = 0.874zc + 17.569qd + 0.980gj + 617.226zyb - 1366.318$	0.976	99
极限位移	$jxwy = -0.033zc - 77.714zyb - 0.056gj + 117.014$	0.831	98
屈服承载力	$qfl = -0.937zyb + 0.000358zc + 0.00993qd + 1.141$	0.848	95
屈服位移	$qfwy = 0.0004gj + 0.065$	0.657	99
破坏位移	$zzyw = 4.028 - 3.681zyb$	0.520	99

注: R 为相关系数; σ 为置信概率

3.2.2 滞回规律

根据计算得到的 24 个数值模拟构件的滞回曲线,以及上面总结回归的该类构件的骨架曲线,总结出简化的该类构件的滞回规律如图 5 所示. 为描述滞回规律中下降段卸载的规律,需给出骨

架曲线下下降段的卸载刚度,此处回归的原则为:卸载刚度包围的面积与原滞回曲线包围的面积相等.

设 k_a 为骨架曲线下下降段的卸载刚度,骨架曲线下下降段卸载时沿卸载刚度与 x 轴交于点 d_0 ,由

24个构件的归一化滞回曲线回归分析,得到

$$d_0 = (0.000538gj - 0.354zyb - 0.00683qd + 0.551) \times 0.6(\Delta - \Delta_u)/\Delta_u.$$

下降段当最大位移为 Δ 时,对应骨架曲线上的点为 $(\Delta/\Delta_u, 1 + k_3(\Delta - \Delta_u)/\Delta_u)$.从而得到骨架曲线下下降段的卸载刚度 k_a 的值为

$$k_a = \frac{1 + k_3 \cdot (\Delta - \Delta_u)/\Delta_u}{\Delta/\Delta_u - d_0} = \frac{\Delta_u + k_3 \cdot (\Delta - \Delta_u)}{\Delta - d_0\Delta_u}.$$

式中: Δ 为当前滞回循环中所达到的最大位移点, Δ_u 为该构件极限承载力对应的位移。

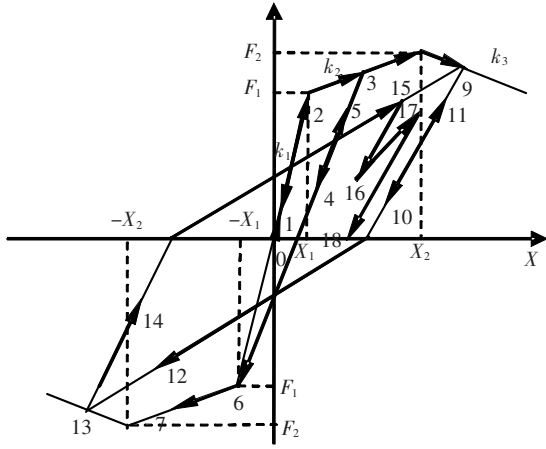


图4 一字形配筋砌块短肢砌体剪力墙滞回规律

4 结 论

在介绍考虑剪切变形纤维改进模型的基础上,对6个配筋砌块砌体剪力墙试验构件进行了滞回性能的数值模拟,与已有的试验结果进行对比表明这种模型能获得工程意义上满意的结果,证实了采用剪切纤维模型用于短肢剪力墙弹塑性分析是可行的。

在此基础上,将改进的纤维模型应用到一字形配筋砌块短肢砌体剪力墙构件中,利用均匀设计理论确定数值模拟试验方案,总结回归出该类构件的恢复力模型,且为配筋砌块短肢砌体剪力墙结构进行弹塑性地震分析奠定了基础。

值得提出注意的是,混凝土反复加载本构模型对灌芯砌块材料不是太合适,需要研究一种适

合灌芯砌块材料的反复加载本构模型,以更好地进行数值模拟。同样,材料进入塑性以后,泊松比取值变化和材料 E 、 G 、 μ 关系随变形历程的变化也需要进一步研究。

参考文献:

- [1] 聂利英,李建中,范立础. 弹塑性纤维梁柱单元及其单元参数分析[J]. 工程力学,2004,21(3):15-20.
- [2] ZHU Zhenyu, IFTEKHAR A, AMIR M. Fiber element modeling for seismic performance of bridge columns made of concrete-filled FRP tubes [J]. Engineering Structures, 2006, 28: 2023-2035.
- [3] TAE H L, KHALID M M. Probabilistic fiber element modeling of reinforced concrete structures [J]. Computers and Structures, 2004, 82: 2285-2299.
- [4] 秦从律,张爱晖. 基于截面纤维模型的弹塑性时程分析方法[J]. 浙江大学学报,2005,39(7):1003-1008.
- [5] 汪训流,陆新征,叶列平. 往复荷载下钢筋混凝土柱受力性能的数值模拟[J]. 工程力学,2007,24(12):76-81.
- [6] 周勇,张峰,李术才,等. 基于纤维模型的钢管混凝土拱非线性失稳分析[J]. 山东大学学报,2007,37(6):106-110.
- [7] 张素梅,刘界鹏,王玉银,等. 双向压弯方钢管高强混凝土构件滞回性能试验与分析[J]. 建筑结构学报,2005,26(3):9-18.
- [8] 吕西林,卢文生. 纤维墙元模型在剪力墙结构非线性分析中的应用[J]. 力学季刊,2005,26(1):72-80.
- [9] 姜洪斌,唐岱新,张洪涛. 配筋混凝土小砌块砌体剪力墙承载力试验研究[J]. 哈尔滨建筑大学学报,2001,34(3):30-34.
- [10] 施楚贤. 砌体结构[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2003:34-36.
- [11] 朱伯龙,吴明舜,张琨联. 在周期荷载作用下,钢筋混凝土构件滞回曲线考虑裂面接触效应的研究[J]. 同济大学学报,1980(1):63-75.
- [12] 方开泰. 均匀设计与均匀设计表[M]. 北京:科学出版社,1994.

(编辑 赵丽莹)