

文章编号:1000-582X(2008)11-1277-08

木柱梁-土坯组合墙体非线性数值计算分析

阿肯江·托呼提,秦拥军,亓国庆

(新疆大学 建筑工程学院,新疆 乌鲁木齐 830091)

摘要:对 3 种不同厚度的素土坯墙体和 3 种不同厚度的木柱梁-土坯组合墙体进行了有限元弹塑性计算。通过计算分析了素土坯墙体和组合墙体抗侧承载力、裂缝形态、延性。在此基础上,提出了墙体的抗侧承载力的简化计算公式,为木柱梁-土坯组合墙体设计提供了依据。同时,对素土坯墙体和木柱梁-土坯组合墙体在不同烈度地震作用下(众遇烈度、基本烈度和罕遇烈度)的效应进行了评估。研究表明,传统的素土坯墙体通过木柱梁形成组合墙体,可以满足 9 度地区罕遇地震烈度下裂而不倒的设防准则,研究结果可作为新疆传统生土民居的改造及抗震加固的依据。

关键词:素土坯墙体;木柱梁-土坯组合墙体;抗侧承载力;有限元

中图分类号:TU398

文献标志码:A

Finite element nonlinear numerical analysis and shear resistance of timber column and beam-adobe composite wall

A-KEN-JIANG Tuo-hu-ti, QING Yong-jun, Qi Guo-qing

(College of Architectural Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830091, P. R. China)

Abstract: We calculated the elastic-plastic finite element method (FEM) of three adobe walls and three composite adobe walls of differing thicknesses, and analyzed their lateral resistance capacities, crack shapes and ductility. Based on the results, a simplified formula is put forward for calculating the lateral resistance capacities of composite adobe walls. The formula provides a basis for designing composite adobe walls. In addition, we estimated the seismic effects of earthquakes of varying degrees and frequency of intensity (basic and rare intensity) on composite adobe walls. The results indicate that traditional adobe walls with timber columns and beams can satisfy the criterion of rare earthquakes of seismic zone 9. The results provide a basis for the transformation and seismic reinforcement of traditional residential buildings in Xinjiang.

Key words: adobe wall; column and beam-adobe composite wall; lateral resistance capacity; finite element

新疆的土坯建筑有着悠久的历史,与当地地理气候环境及少数民族的文化、风俗习惯融合在一起。由于经济的原因,新疆广大的农村仍然广泛采用土坯砌块建造房屋。土坯墙体房屋有其独特的优势:蓄热性能好、冬暖夏凉、墙体拆除后可以作为农田肥料等特点,是一种绿色建筑。但由于土坯砌块的强度低^[1-2],抗震性能差,施工质量不高等缺点加上新

疆又是地震高发区,土坯建筑一旦遭受地震袭击,震害往往比较严重^[3-6]。

对于提高土坯墙体抗震性能,国内研究的焦点主要集中在提高土坯的力学性能^[7]以及用混凝土构造柱和梁与土坯形成组合墙体^[8],提高其抗震性能方面。但这无疑会提高土坯房屋的建筑造价,在新疆经济较为落后的地区大范围实施较为困难,也违

收稿日期:2008-06-21

基金项目:国家自然科学基金资助项目(50768010);新疆维吾尔自治区教育厅重点科研项目(060115)

作者简介:阿肯江·托呼提(1962-),男,新疆大学教授,博士,主要从事结构工程抗震性能及加固研究,

(E-mail) AKJT@china.com.cn。

欢迎访问重庆大学期刊网 <http://qks.cqu.edu.cn>

背了绿色建筑的设计理念。为此,笔者提出用当地木材结合土坯墙体形成木柱梁-土坯组合墙体的办法来提高土坯墙体的抗震性能。研究表明只要采取一定的措施,加强木柱与土坯的联接,木柱梁-土坯组合墙体可以满足小震不坏、中震可修、大震不倒的设计理念,为新疆传统民居的保护和发展起到积极的促进作用。

1 有限元弹塑性计算分析

1.1 有限元计算构件相关尺寸

素土坯墙按照墙厚分为 3 组,为 $6\text{ m} \times 3.3\text{ m} \times 0.5\text{ m}$; $6\text{ m} \times 3.3\text{ m} \times 0.6\text{ m}$; $6\text{ m} \times 3.3\text{ m} \times 0.7\text{ m}$ (见图 1)。木框架两侧木柱直径 0.20 m ,高 3.3 m (见图 2、3),中间木柱的直径为 0.20 m ,高 3.15 m (见图 3)。木梁截面尺寸为 $0.20\text{ m} \times 0.15\text{ m}$,长为 5.5 m (见图 2、3)。3 种不同厚度的土坯墙体与上述两种木框架形成木柱梁-土坯组合墙体(以下均简称“组合墙体”)(见图 4)。

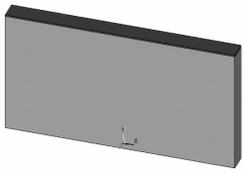


图 1 土坯墙体模型



图 2 木框架(2 根柱)模型



图 3 木框架(3 根柱)模型

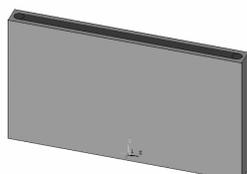


图 4 组合墙模型

1.2 有限元计算模型的建立

土坯墙采用连续体模型,即将由砌块与泥浆组成的墙体看成是连续的介质^[9-10],用一种单元类型来模拟。考虑到需要模拟材质的非线性与各向异性开裂和压碎的功能,采用 SOLID65 单元来模拟土坯墙。木材和垫块均采用具有模拟各向异性功能的 SOLID45 单元。其中,考虑垫块是为了防止应力集中,其计算模型见图 1-图 4。

1.3 材料性质及相关参数

压顶垫块采用各向同性的线弹性材料,为了使作用在墙体上表面的水平力更加均匀化,理论上将该弹性模量为无限大,计算中取为 $1 \times 10^9\text{ MPa}$,泊松比(PR)取为 0.2。土坯墙密度为 $2\ 200\text{ kg/m}^3$,弹性模量为 1.44×10^8 ,泊松比(PR)为 0.3。土坯墙所采用的本构模型及相关参数如图 5 和表 1 所示。

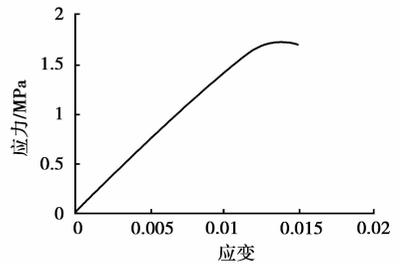


图 5 试块的单轴受压应力应变关系曲线

表 1 中剪应力传递系数是描述由于开裂后荷载引起沿裂缝面的滑移(剪切)所产生的剪切强度降低比率^[11]。标准的剪应力传递系数介于 0~1.0 之间。0 代表光滑开裂(完全丧失剪应力传递能力),1.0 代表粗糙开裂(无剪应力在传递时丢失)。剪应力传递系数对于开裂后闭合的裂缝和开裂后未闭合的裂缝都应当指定。一般认为当裂缝产生后,该裂缝面上不可再传递剪力,但由于颗粒咬合等因素的存在,传递的剪力不会降为零。在计算中,考虑到素土坯墙在单元开裂后,能传递的剪应力较小,经过多次试算,开裂后未闭合裂缝剪应力传递系数取为 0.075,闭合裂缝剪应力传递系数取为 0.5。

表 1 有限元计算土坯墙采用的本构模型及相关参数

单元类型	本构模型	相关参数
	Mises+WW	
SOLID65	Mises	选择随动硬化模型(如图 5 所示)
	WW	裂缝张开剪应力传递系数 0.075
	WW	裂缝闭合剪应力传递系数 0.5
		单轴抗拉强度/MPa 0.089 3

注:其中 Mises 代表米则斯屈服准则;WW 代表 William-Warnke 五参数破坏准则;DP 代表 Drucker Prager 屈服准则。

木材采用 SOLID45 单元和广义 Hill 屈服准则,其相关参数见表 2、表 3^[12-13]。

表 2 木材模型线弹性相关参数

E_x/MPa	E_y/MPa	E_z/MPa	PR_{xy}	PR_{yz}	PR_{zx}	G_{xy}/MPa	G_{yz}/MPa	G_{zx}/MPa
1 220	12 200	610	0.2	0.47	0.43	915	732	219.6

表 3 木材模型弹塑性相关参数

方向	X	Y	Z
受压屈服应力	4.21	14.84	4.617 7
E_{ic}	0	2 064.9	0
受拉屈服应力	4.2	29.96	4
E_{it}	0	2 064.9	0
剪切屈服应力	5	5	5
G_t	0	0	0

土坯砌块与木柱梁的联结采用固结处理,其优点如下:1)组合墙体模型变得比较简单,计算时间较少,易收敛;2)因为在设置土坯砌块的本构模型时考虑了裂缝的处理,并规定了裂缝张开和裂缝闭合时的剪力传递系数,所以固结处理不仅可以真实地模拟土坯砌块与木框架之间在出现裂缝前的三维应力状况,还可以模拟二者在出现裂缝后法向只受压不受拉和切向存在法向只受压不受拉和切向存在摩擦力的受力特点^[14-15]。

1.4 有限元计算荷载的施加方式

为防止应力集中,将竖向荷载以均布荷载的形式布置在压顶梁的顶面,水平位移布置在压顶梁的侧面上。计算分为两步来模拟墙体受力,第一步施加竖向荷载 318 000 Pa(按带阁楼的木屋盖瓦屋面房屋的实际荷载计算得到),并做竖向加载有限元分析,一次性加载;在此基础上,第二步采用位移控制加载方式施加水平,分级、逐步加载,水平位移按每级 1 mm 加载。

1.5 素土坯墙和组合墙体的裂缝形态

图 6、7、8 分别为 700 mm 厚的素土坯墙、2 根柱组合墙和 3 根柱组合墙在达到极限荷载时的变形及裂缝分布图。由图 6 可知,当土坯墙达到极限承载力时,主要呈现出一条大的裂缝带。由图 7、8 可知,木柱梁-土坯组合墙体达到极限承载力时,裂缝充分发展以致布满整个墙体,这说明组合墙体比土坯墙体能够消耗更高的地震能量。

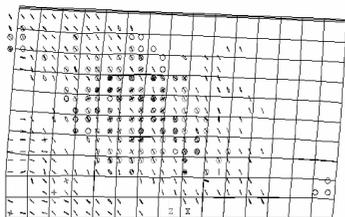


图 6 700 mm 厚素土坯墙极限承载力时变形及裂缝图

1.6 荷载位移曲线

若出现以下两种情况之一,则认为此时水平荷载达到极限承载力:1)程序默认迭代次数下仍不收敛

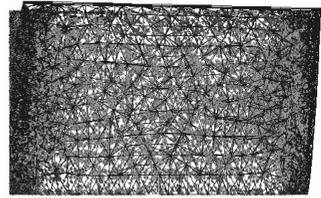


图 7 700 mm 厚组合墙(2 根柱)极限承载力时变形及裂缝图

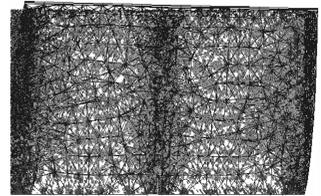


图 8 700 mm 厚组合墙(3 根柱)极限承载力时变形及裂缝图

敛时,认为已经产生了很大的塑性变形而达到破坏极限状态;2)计算所得的荷载-位移曲线在上升过程中出现水平段,认为拐点处对应的荷载为极限抗侧承载力^[15-16]。限于篇幅,仅给出 700 厚的素土坯墙、2 根柱组合墙体和 3 根柱组合墙体的荷载位移关系曲线(如图 9、10、11 所示)。从图中可以看出,荷载计算已达到了极限状态。

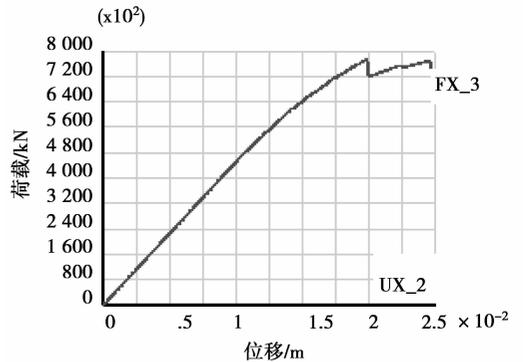


图 9 700 mm 厚素土坯墙荷载位移曲线

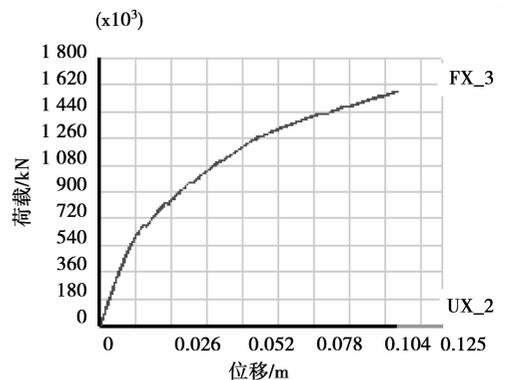


图 10 700 mm 厚组合墙(2 根柱)荷载位移曲线

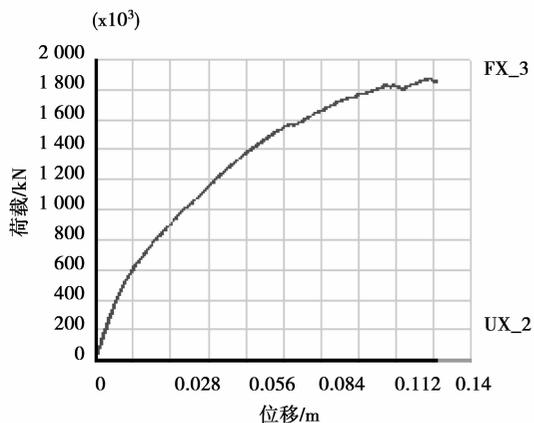


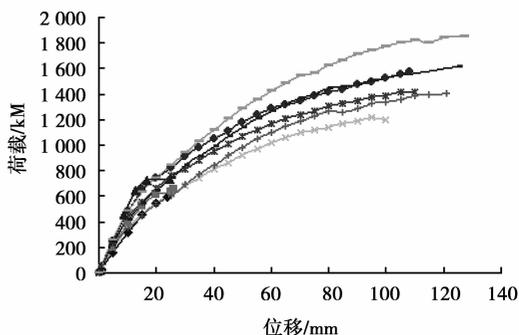
图 11 700 mm 厚组合墙(3 根柱)荷载位移曲线

计算得出的 9 种墙体的荷载位移曲线如图 12 所示。由图可知,通过加木框架对提高抗侧承载力和增加极限位移有显著作用,其中抗侧承载力和极限位移最大的是 700 mm 厚的 3 根柱组合墙。

1.7 墙体的延性及侧移角

延性及侧移角是反映结构弹塑性变形能力的

重要参数,计算模型的开裂荷载、极限荷载和相应的开裂位移、极限位移及延性比、侧移角见表 4,极限荷载的提高程度见表 5。



- ◆ 500 mm厚素土坯墙
- 600 mm厚素土坯墙
- × 500 mm厚组合墙(2根柱)
- ✱ 600 mm厚组合墙(2根柱)
- + 500 mm厚组合墙(3根柱)
- 600 mm厚组合墙(3根柱)
- ▲ 700 mm厚素土坯墙
- 700 mm厚组合墙(2根柱)
- 700 mm厚组合墙(3根柱)

图 12 9 种墙体荷载位移关系对比图

表 4 6 种墙体开裂荷载和开裂位移

	开裂荷载 P_y/kN	开裂位移 Δ_y/mm	极限荷载 P_u/kN	极限位移 Δ_u/mm	延性比 $\mu = \Delta_u / \Delta_y$	侧移角 Δ_u/h
ST5	297.7	9.5	595.3	24.2	2.5	1/136
ST6	325.6	9.0	651.2	26.1	2.9	1/126
ST7	387.5	9.0	774.9	24.8	2.8	1/133
ZH5(2)	420.0	13.0	1 220	100.0	7.7	1/33
ZH6(2)	450.0	12.0	1 426	110.6	9.2	1/30
ZH7(2)	480.0	11.0	1 570	108.0	9.8	1/31
ZH5(3)	470.0	14.0	1 409	121.7	8.7	1/27
ZH6(3)	490.0	12.3	1 610	125.0	10.2	1/26
ZH7(3)	500.0	10.5	1 874	127.0	12.1	1/26

注:ST 代表素土坯墙体,例如:ST5-500 mm 厚的素土坯墙体。用 ZH 代表组合墙体,例如:ZH5(2)-500 mm 厚组合墙体(2 根柱);ZH5(3)-500 mm 厚组合墙体(3 根柱)。

表 5 墙体极限荷载的比值

$\frac{P_u[ST6] - P_u[ST5]}{P_u[ST5]}$	$\frac{P_u[ST7] - P_u[ST5]}{P_u[ST5]}$	$\frac{P_u[ZH5(2)] - P_u[ST5]}{P_u[ST5]}$	$\frac{P_u[ZH6(2)] - P_u[ST6]}{P_u[ST6]}$
9.4	30.2	105	119
$\frac{P_u[ZH7(2)] - P_u[ST7]}{P_u[ST7]}$	$\frac{P_u[ZH5(3)] - P_u[ST5]}{P_u[ST5]}$	$\frac{P_u[ZH6(3)] - P_u[ST6]}{P_u[ST6]}$	$\frac{P_u[ZH7(3)] - P_u[ST7]}{P_u[ST7]}$
103	137	147	142

注: $P_u[ST5]$ 为 500 mm 厚素土坯墙体的极限荷载; $P_u[ZH5(2)]$ 为 500 mm 厚组合墙体(2 根柱)的极限荷载; $P_u[ZH5(3)]$ 为 500 mm 厚组合墙体(3 根柱)的极限荷载。

由表 4 可知,组合墙体的延性比较素土坯墙体增大了 2~5 倍,侧移角增大 4~6 倍,说明组合墙体的弹塑性变形能力和抗震性能较素土坯墙体大幅提高;由表 5 可知,土坯墙体厚度由 500 mm 增加到 700 mm,其抗侧承载力仅提高了 30.2%,而土坯墙加上木框架,形成木柱梁-土坯组合墙体后,其抗侧承载力均有显著提高,3 根柱组合墙体的极限荷载较素土坯墙体提高了 142%。由此可见,对于土坯墙体,单纯靠增加墙体的厚度来提高其抗侧承载力作用是不显著的,而在土坯墙体中加木框架,却可以使其抗侧承载力大幅提高。

2 木柱梁-土坯组合墙体抗侧承载力简化计算公式

对于生土墙的承载力计算,没有相关的规范公式或经验公式可以使用,笔者借鉴砌体结构的相关承载力计算公式形式^[16],在有限元弹塑性计算和生土墙的承载力计算公式的基础上,提出木柱梁-土坯组合墙体抗侧承载力简化计算公式,其中给出了因木柱位置不同所起贡献不同的作用影响系数。

2.1 素土坯墙体抗侧承载力计算公式

土坯房屋多为一、二层房屋,竖向荷载一般较小,墙体的破坏一般以剪摩破坏为主。根据剪摩理论提出了素土坯墙体的抗侧承载力计算公式

$$V = (f_v + \alpha\sigma_0)A, \quad (1)$$

式中: V 为墙体抗侧承载力平均值; f_v 为砌体抗剪

强度平均值,本文中: $f_v = 0.10 \text{ N/mm}^2$ (根据文献[12]试验得到的极限承载力反推得到,相当于 M2.5 烧结实心砖的抗剪强度 $f_v = 0.08 \text{ N/mm}^2$); α 为竖向压力的抗剪作用影响系数,文中 $\alpha = 0.25$; σ_0 为水平压应力,施加在墙体上的永久荷载产生水平压应力 $\sigma_0 = 0.318 \text{ N/mm}^2$ 。 A 为墙体横截面积,当有孔洞时,取净截面面积;

2.2 组合墙体抗侧承载力

为了在设计中使用方便,将土坯和木柱对墙体抗侧力的贡献以线性叠加的形式表现,同时考虑土坯在约束条件下其抗侧承载力有所提高,木柱在墙体中因位置不同而对墙体抗侧承载力的贡献有所不同等因素,提出木柱梁-土坯组合墙体抗侧承载力计算公式为

$$V = \beta(f_v + \alpha\sigma_0)A + \sum_{i=1}^3 \eta_i f_{vm} A_m, \quad (2)$$

式中: V 为墙体抗侧承载力设计值; β 为墙体中土坯砌块的抗侧作用影响系数,文中 $\beta = 1.4$; f_{vm} 为砌体抗剪强度平均值; α 为竖向压力的抗剪作用影响系数; σ_0 为水平压应力; A 为墙体横截面积,当有孔洞时,取净截面面积; η_i 为墙体中木柱的抗侧作用影响系数,边木柱的 $\eta_i = 0.25$,中木柱的 $\eta_i = 0.30$; f_{vm} 为木材顺纹方向抗拉强度平均值; A_m 为墙体水平截面上木柱的截面面积。

根据提出的公式和有限元数值分析,分别计算了单调加载下墙体的抗侧承载力,结果列于表 6,可以看出两者计算值吻合较好。

表 6 组合墙体承载力数值解和公式解的对比

构件编号	ST5	ST6	SP7	ZH5(2)	ZH6(2)	ZH7(2)	ZH5(3)	ZH6(3)	ZH7(3)
数值计算值 V^0/kN	595	651	775	1 220	1 426	1 570	1 409	1 610	1 874
公式计算值 V^c/kN	539	646	754	1 224	1 375	1 526	1 506	1 657	1 808
V^0/V^c	1.10	1.01	1.03	1.00	1.04	1.03	0.94	0.97	1.04

3 墙体的地震作用效应评估

根据“三水准”抗震设防目标的要求^[17-18],需对墙体在众遇烈度(小震)和基本烈度(中震)以及在罕

遇烈度(大震)下的地震作用效应做出评估。

3.1 墙体在众值烈度、基本烈度地震作用下的效应
将墙体简化成单质点体系,按照底部剪力法计算其底部剪力,计算结果见表 7 所示。

表 7 地震作用计算结果

烈度(度)	6		7		8		9				
	众值 烈度	基本 烈度	众值烈度 7	基本 烈度 7.5	众值烈度 8	基本 烈度 8.5	众值 烈度	基本 烈度			
500 厚	1 167[6×3.3×0.5×2200×9.8 (墙体自重)+318 000×6×0.5(上部正压力)]										
G_{eq}/kN	600 厚 1 401[6×3.3×0.6×2200×9.8 (墙体自重)+318 000×6×0.6(上部正压力)]										
	700 厚 1 634[6×3.3×0.7×2200×9.8 (墙体自重)+318 000×6×0.7(上部正压力)]										
α_{max}	0.04	0.12	0.08	0.12	0.23	0.16	0.24	0.45	0.32	0.9	
500 厚	46.7	140	93.4	140	268	187	280	525	373	1 050	
F_{EK}	600 厚	56.0	168	112	168	322	224	336	630	448	1 261
	700 厚	65.4	196	131	196	376	261	392	735	523	1 471

构件在水平荷载作用下的开裂荷载及极限荷载见表 4。对照表 7 可以得出众值烈度和设

计烈度地震作用下墙体的效应,如表 8、9 所示。

表 8 众遇烈度地震作用下墙体的效应

	ST5	ST6	ST7	ZH5(2)	ZH6(2)	ZH7(3)	ZH5(3)	ZH6(3)	ZH7(3)
6 度时	A	A	A	A	A	A	A	A	A
7 度时	A	A	A	A	A	A	A	A	A
7.5 度时	A	A	A	A	A	A	A	A	A
8 度时	A	A	A	A	A	A	A	A	A
8.5 度时	B	B	B	A	A	A	A	A	A
9 度时	B	B	B	A	B	B	A	A	B

注:A:保持完好或基本完好;B:开裂或接近开裂;C:接近或达到极限承载力。

表 9 设计烈度(基本烈度)地震作用下墙体的效应

	ST5	ST6	ST7	ZH5(2)	ZH6(2)	ZH7(3)	ZH5(3)	ZH6(3)	ZH7(3)
6 度时	A	A	A	A	A	A	A	A	A
7 度时	A	B	B	A	A	A	A	A	A
8 度时	B	C	C	B	B	B	B	B	B
9 度时	C	C	C	B	B	B	B	B	B

注:A:保持完好或基本完好;B:开裂或接近开裂;C:接近或达到极限承载力。

由表 8、9 可知,素土坯墙和组合墙在众遇烈度(小震)6~8 度时,保持完好或基本完好,在基本烈度(中震)6 度时,保持完好或基本完好;3 种厚度(500 mm、600 mm、700 mm)的素土坯墙在众遇烈度为 8.5 度时,墙体均已经开裂,而其对应相同厚度的组合墙体均能保持完好;在基本烈度 9 度时,3 种素土坯墙体均达到或接近极限承载力,而相应的组合墙体仍能继续承受地震作用,说明组合墙体的抗震性能优于素土坯墙体。

同时可以得出,随着组合墙体厚度的增加,其抗震性能反而变差。这主要是由于墙体厚度的增加带来了自重的增加,势必造成地震作用力的增大。因此,不能一味靠增加墙体的厚度来增强其抗震性能,有时候墙体厚度的增大对抗震承载力的提高可能适

得其反,而加木框架形成组合墙体却可以在不增加墙体厚度的同时使其抗震性能大幅提高。

3.2 墙体抗倒塌能力分析

建筑结构除了应进行多遇地震作用下的设计外,还应保证在罕遇地震作用下结构不倒塌。若以变形作为控制指标,倒塌时的变形限值可取 $P-\Delta$ 曲线上的极限荷载点或荷载下降至极限荷载 80% 时对应的变形值。墙体的破坏是能量的不断积累和耗散的过程,直至丧失承载能力。依据短周期结构的弹塑性地震反应与弹性地震反应符合等能量原则^[19],文中计算墙体的等效弹性反应,以其耗能能力作为墙体抗倒塌能力的指标。如图 13 所示,取荷载位移曲线所包含全部面积 OABCE(即墙体自加载开始到丧失承载力所吸收的能量)等于弹性反应荷

载位移曲线图中的三角形 OADF 的面积,即可求得等效弹性反应最大荷载 $P_{eq} = \sqrt{2A_2K}$,其中 A_2 ($A_1 = A_2$) 为有限元计算得到荷载位移曲线所包含面积。

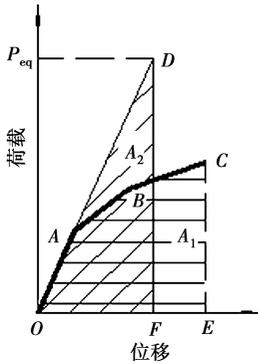


图 13 等效弹性荷载

根据数值计算得到的最大等效弹性荷载列于表 10。由表看出,3 种厚度的素土坯墙体按能量相等所求得的等效弹性反应最大承载力是屈服荷载的 2.45~2.72 倍,但 6 种组合墙体的等效弹性反应最

大承载力 P_{eq} 与墙体的屈服荷载之比在 5.54~7.98 范围变化。罕遇地震作用约比基本烈度高度,则考虑“大震”时截面验算的水平地震影响系数最大值比“小震”验算的取值约大 5~6 倍,因此可以说如果能满足“小震”时截面承载力要求,按现行规范进行截面抗震验算,一般可作为“大震”不倒。例如:新疆伽师县设防烈度是 8 度,在众值烈度下,500 mm 厚素土坯墙体(尺寸同上)的最大底部剪力 $F_{EK} = 85.0 \text{ kN} < 297.7 \text{ kN}$ (屈服荷载),即能够满足“小震”时截面承载力要求,但等效弹性荷载(729.0 kN)只有屈服荷载(160 kN)的 2.45 倍,所以无法满足“大震”不倒的要求。500 mm 厚组合墙(2 根柱子)最大底部剪力 $F_{EK} = 85.0 \text{ kN} < 420.0 \text{ kN}$ (屈服荷载),即能够满足“小震”时截面承载力要求,而且等效弹性荷载(2 326.3 kN)是屈服荷载(420.0 kN)的 5.54 倍,则此墙体在“大震”下不倒塌。同理,500 mm 厚组合墙(3 根柱子)也可以满足“大震”下不倒塌的要求,由此说明组合墙体对实现“三水准”抗震设防目标的重要性和必要性。

表 10 等效弹性反应最大承载力

构件编号	墙体弹性刚度 $K/(\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	荷载位移曲线面积 $A_1/(\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	等效弹性荷载 P_{eq}/kN	屈服荷载 P_y/kN	P_{eq}/P_y
ST5	31.3	8 490	729.0	297.7	2.45
ST6	36.2	10 872	887.2	325.6	2.72
ST7	43.1	12 143	1 023.1	387.5	2.64
ZH5(2)	32.3	83 770	2 326.3	420.0	5.54
ZH6(2)	37.5	111 397	2 890.5	450.0	6.42
ZH7(2)	43.6	119 282	3 225.1	480.0	6.72
ZH5(3)	33.6	118 262	2 819.1	470.0	6.00
ZH6(3)	39.8	126 143	3 168.8	490.0	6.47
ZH7(3)	47.6	167 173	3 989.3	500.0	7.98

注:墙体的弹性刚度为屈服荷载与屈服位移之比,即 $K = P_y/\Delta_y$ (P_y, Δ_y 见表 4)。

4 结 论

通过对 6 种木柱梁-土坯组合墙体进行有限元静力弹塑性分析,并与 3 种素土坯墙的有限元计算结果进行对比分析,得出如下结论。

- 1) 木柱梁-土坯组合墙体,其抗侧承载力、延性、地震耗能能力较素土坯墙体有大幅提高。
- 2) 提出了素土坯墙体和木柱梁-土坯组合墙体的抗侧承载力简化计算公式。
- 3) 通过对素土坯墙和组合墙在众遇烈度和基本烈度地震作用下效应的评估,说明不能一味靠增加

墙体的厚度来增强其抗震性能,有时候墙体厚度的增大对抗震承载力的提高可能适得其反,而加木框架形成组合墙体却可以在不增加墙体厚度的同时使其抗震性能大幅提高。

4) 素土坯墙体在满足“小震”时截面承载力要求的情况下,无法满足罕遇地震下不倒塌的要求,但是木柱梁-土坯组合墙体却可以地满足罕遇地震下不倒塌的要求。

参考文献:

[1] 黄金胜,陶忠,陆昆,等. 云南农村居民生土建筑土坯砌

- 体的力学性能试验研究[J]. 工程抗震与加固改造, 2008,30(1):94-98.
- HUANG JIN-SHENG, TAO ZHONG, LU KUN et al. Experiment on mechanics characteristics of abode masonry of rural houses in yunnan province [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2008,30(1):94-98.
- [2] 陶忠, 潘兴庆, 潘文, 等. 云南农村民居土坯墙单块土坯力学特性试验研究[J]. 工程抗震与加固改造, 2008, 30(1):99-104.
- TAO ZHONG, PAN XING-QING, PAN WEN, et al. Mechanics characteristics of abode of rural houses in yunnan province[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2008,30(1):99-104.
- [3] 葛学礼, 王亚勇, 申世元, 等. 村镇建筑地震震害与抗震减灾措施, 建筑抗震加固改造技术与工程实践[M]. 昆明: 云南大学出版社, 2004.
- [4] 葛学礼, 朱立新, 王亚勇. 村镇建筑震害与抗震技术措施[J]. 工程抗震, 2001, 3(1):43-48.
- GE XUE-LI, ZHU LIX-IN, WANG YA-YONG. Seismic disaster and seismic reduction measures of town and village architect[J]. Engineering anti-seismic, 2001, 3(1):43-48.
- [5] 孙柏涛. 伊朗加恩-贝尔兼得地震结构震害概述[J]. 自然灾害学报, 1998, 8(3):93-97.
- SUN-BOTIAO. YiLangjianen-beier jiande the Summarization of Seismic Structural Disaster [J]. spontaneous disaster transaction, 1998, 8(3):93-97.
- [6] 阿肯江·托呼提, 亓国庆, 陈汉清. 新疆南疆地区传统土坯房屋震害及抗震技术措施[J]. 工程抗震与加固改造, 2008, 30(1):82-86.
- AKENJIANG, QI GUO-QING, CHEN HAN-QING. Seismic damage and seismic countermeasures of Xinjiang traditional abode house [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2008, 30(1):82-86.
- [7] International conference of buidding officials. New mexico adobe and rammed earth building-Code[S]. Belonont: Profession Publicotion press, 1991.
- [8] VAN STEPHAN BURROUGHES. Quantitative criteria for the selection and stabilisation of soils for rammed earth wall consturction[D]. Building and Environment University of New South Wales, 2001.
- [9] PETER WALKER. Characteristics of pressed earth blocks in compression[C]// 11th international brick/block masonry conference. Shanghai, China: Tongji University, 1997.
- earth block masonry [C] // 11th international brick/block masonry conference. Shanghai, china: Tongji University, October 1997.
- [11] 亓国庆. 木柱梁-土坯组合墙体有限元数值分析[D]. 乌鲁木齐: 新疆大学硕士毕业论文, 2007.
- [12] 赵西平, 门进杰, 史庆轩, 等. 夯土墙在单调和反复水平荷载下的试验研究[J]. 世界地震工程, 2006(6):29-33.
- ZHAO XI-PING, MEN JIN-JIE, SHI QING-XIAN, et al. The experimental research on the condition of the monotonous horizontal capacity and the repeat horizontal capacity of tamper wall [J]. world seismic engineering, 2006(6):29-33.
- [13] 胡明. 碳纤维加固局部受压区损伤木梁数值模拟分析及试验研究[D]. 西安: 西安交通大学硕士毕业论文, 2006.
- [14] 黄炜, 姚谦峰, 杨建宁, 等. 密勒复合墙体非线性数值分析及抗剪承载力研究[J]. 世界地震工程. 2006, 22(2): 124-130.
- HUANG WEI, YAO QIAN-FENG, YANG JIAN-NING, et al. Nonlinear numerical analysis and research of resistance shear of composite wall nonlinear numerical analysis and research of resistance shear [J]. world Seismic Engineering, 2006, 22(2):124-130.
- [15] 叶芳菲, 顾祥林, 张伟平, 等. 碳纤维板加固砖墙抗剪性能的有限元分析[J]. 结构工程师, 2005(6):19-24.
- YE FANG-FEI, GU XIANG-LIN, ZHANG WEI-PING, et al. The finite element analysis of the anti shear property of CFR pbrick wall [J]. Structural Engineering, 2005(6):19-24.
- [16] PAULO B LOURENCO, JAN G ROTS. A solution for the macro-modeling of masonrg structures [C] // th internation brick/block masonry conference. Shanghai, China: Togji university, 1997.
- [17] 中华人民共和国国家标准. GB5003-2001. 砌体结构设计规范[S]. 北京: 建筑工业出版社, 2001.
- [18] 中华人民共和国国家标准. GB5001-2001. 建筑抗震设计规范[S]. 北京: 建筑工业出版社, 2001.
- [19] VELETSOS A S, NEWMARK N M . Effect of inelastic behavior on the response of simple systems to earthquake motions [C] // proc second world conf Tokyo; Earthquake Eng, 2:895-912.
- [20] DOWLING D. Adobe housing reconstruction after the 2001 EI S alvador earthquakes [C]. Oakland, California: Earthquake Engineering Research Institute, 2004.