

文章编号:1673-2049(2006)03-0014-07

密肋复合墙体弹性刚度试验及计算分析

孟海¹,姚谦峰²,黄炜²

(1. 同济大学 建筑工程系,上海 200092; 2. 西安建筑科技大学 土木工程学院,陕西 西安 710055)

摘要:通过对9块1/2比例密肋复合墙体模型的抗震性能试验,探讨了影响墙体弹性刚度的主要因素;结合密肋复合墙体的特殊构造,建立了墙体的复合材料二相体力学模型;按照混凝土与砌块体积比不变原则对肋梁、肋柱同时加强,得出墙体的弹性计算常数及剪切常数;在此基础上,进一步将墙体简化为各向同性的计算模型,给出了墙体弹性模量及剪切模量实用计算公式,为密肋复合墙体的实用弹性刚度计算公式提供了必要的参数,并且计算结果与试验值吻合较好,说明该模型具有一定的理论依据和实用价值,满足实际工程计算需要。

关键词:密肋复合墙体;弹性抗侧刚度;二相体力学模型;抗震试验

中图分类号:TU317.1

文献标志码:A

Analysis of Experiment and Calculation of Elastic Rigidity of Multi-rib Slab Composite Wall

MENG Hai¹, YAO Qian-feng², HUANG Wei²

(1. Department of Architectural Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, Shaanxi, China)

Abstract: Through aseismic performance test of nine 1/2-scaled multi-rib slab composite wall model, authors discussed the main factors of influencing wall elastic rigidity. Considering the special structure of multi-rib slab wall, founding diphasic body mechanical model of compound material, strengthening rib beam and rib pillar by equivalent volume ratio of concrete and slice brick, authors drew elastic computing constant and shear constant. Based on the things, authors simplified isotropy computation model to wall; gave practical design formula of elastic module and shear module; provided necessary parameter for practical design formula of elastic rigidity. The calculation results agree well with the test results, which mean that this model has certain theoretic basis and practical value, also, it can meet the demand of engineering calculation.

Key words: multi-rib slab composite wall; elastic lateral rigidity; diphasic body mechanical model; aseismic test

0 引言

密肋壁板结构是一种轻建筑结构新体系,它主要由预制密肋复合墙体与隐型外框及楼盖现浇而成。边框柱(连接柱)和暗梁形成密肋复合墙体的框

架结构,内嵌以煤渣、粉煤灰等工业废料,形成密肋复合墙体。地震经验以及结构性能对比结果表明,结构地震反应的强弱以及构件节点等部分的破坏程度,不仅与构件、节点的承载力以及构造细节有关,而且也与结构抗侧刚度的大小密切相关^[1-2]。试验

收稿日期:2006-07-09

基金项目:国家自然科学基金项目(50078045);“十五”国家科技攻关项目(2002BA806B05)

作者简介:孟海(1976-),男,陕西西安人,工学博士研究生,E-mail:host7@sohu.com。

证明:密肋复合墙体的承载力远大于砖砌体,刚度介于框架结构和剪力墙结构之间;密肋复合墙体可以通过肋梁、肋柱和砌块的调整达到所需的刚度。这就使设计者具有较大的灵活性,使所需的刚度及其与承载力匹配将比较容易实现^[3]。

在弹性阶段,墙体作为一个整体受力构件,由肋梁、肋柱、外框组成的框格与轻质砌块变形相协调构成,其力学性能既不同于混凝土弹性板,也不同于轻质砌块,在宏观上,墙体可视为一种以轻质砌块为基体,混凝土肋梁、肋柱为增强纤维的复合材料等效弹性板。

笔者结合课题组前期的研究成果,通过对 9 块 1/2 比例密肋复合墙体模型的抗震性能试验,探讨了影响墙体弹性刚度的主要因素;同时提出了墙体的二相体复合材料模型,并推导出墙体的弹性刚度计算公式。

1 密肋复合墙体刚度试验

1.1 试验概况

密肋复合墙体的结构如图 1 所示。本次试验共设计抗剪试件 9 块,比例为 1/2,试件原型结构为 7 层建筑物底层墙体,墙体和框架梁柱均按照实际结构进行配筋;框架柱截面形式在墙体中部为与墙体同厚的方形柱,配筋同多层框架柱,墙体端部采用 T 型截面,按《混凝土结构设计规范》(GB 50010-2002)^[4]规定的框架结构最小配筋率进行配筋,试件的具体设计见表 1。

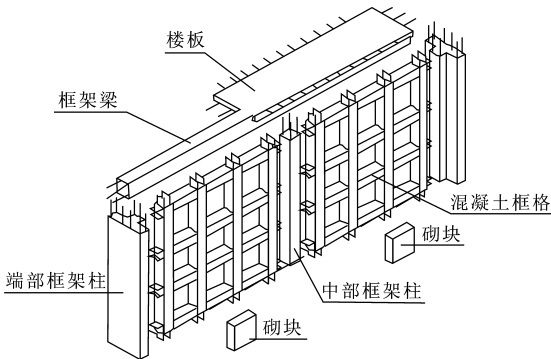


图 1 密肋复合墙体
Fig. 1 Multi-rib Slab Composite Wall

试验加载为低周反复加载,加载装置如图 2 所示。试件 MLB-1、MLB-2、MLB-3A、MLB-3B、MLB-5、MLB-6A、MLB-6B、MLB-6C 与 MLB-4 通过千斤顶分别在分配梁上竖向加载 110、220 kN,经二次分配后加在框柱、肋柱上;通过反力墙,借助液压作动器对墙体顶部施加水平荷载,水平荷载每级

20 kN,每级循环 1 次,试件屈服后,用位移控制,每级循环 3 次,直至破坏。

表 1 试件的设计
Tab. 1 Design of Specimen

| 试件 | 比例 | 因素 | 说 明 |
|--------|-----|---------|-------------------------------|
| MLB-1 | 1/2 | 标准墙体 | 按多层结构底层的换算轴压比值施加荷载 |
| MLB-2 | 1/2 | 双面抹灰 | 在内外双面各有 10 mm 厚水泥砂浆面层 |
| MLB-3A | 1/2 | 高宽比 | 试件宽度由原来的 1 400 mm 变为 2 100 mm |
| MLB-3B | 1/2 | 高宽比 | 试件宽度由原来的 1 400 mm 变为 600 mm |
| MLB-4 | 1/2 | 轴压比 | 按 0.6 轴压比值施加荷载 |
| MLB-5 | 1/2 | 空框架 | 同试件 MLB-1,不填充砌块 |
| MLB-6A | 1/2 | 肋柱数量 | 试件宽度保持不变,肋柱减为 3 根 |
| MLB-6B | 1/2 | 肋梁数量 | 试件高度保持不变,肋梁减为 3 根 |
| MLB-6C | 1/2 | 肋梁、肋柱数量 | 试件高度、宽度保持不变,肋梁、肋柱减为 3 根 |

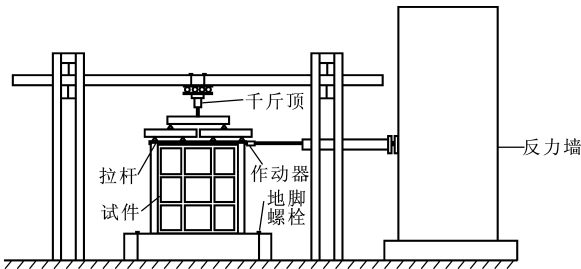


图 2 试验加载装置
Fig. 2 Test Loading Equipment

1.2 试验结果分析

密肋复合墙体在水平荷载作用下,其破坏过程按“砌块—框格—外框”顺序进行,表现出良好的耗能能力。水平单调加载达到极限后,以大位移循环,具有良好的抗倒塌及耗能能力。竖向压应力是影响墙体抗剪强度的主要因素,同时竖向压应力对刚度也有重大影响,随着竖向压应力的增大,在墙体内部产生内摩擦,墙的侧移减小,刚度增大。通过对墙体刚度影响对比分析得出,肋柱数量及其截面大小起主导作用,肋梁和砌块主要对肋柱起一种有效加强的作用。

在竖向及水平荷载的作用下,MLB-1 墙体侧向变形曲线如图 3 所示,由图 3 可以看出,水平荷载在 30 kN(开裂荷载)以下时墙体侧移基本上呈线形关系,开裂后,墙顶部变形 2.06 mm,变形曲线呈现明显的剪切型,墙体达到界定破坏荷载(荷载下降至最大值的 85%)时,最大极限变形 1/100~1/50,在大

位移循环的情况下,最后破坏阶段加载时侧移曲线仍为典型的剪切型;墙体破坏时,中层砌块下肋梁钢筋全部断开,顶部位移超过 60 mm,极限转角达到 1/21,墙体仍能承受全部竖向荷载,表现出良好的抗倒塌能力。

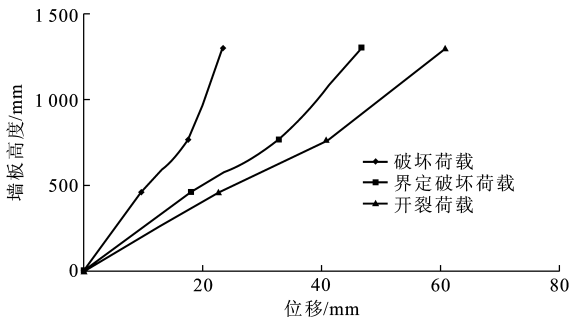


图 3 墙体变形

Fig. 3 Distortion of Wall Slab

MLB-1 墙体轴压比值 0.2, MLB-4 墙体轴压比值 0.6,通过对轴压比对比分析(图 4),得出轴压比的作用。从图 4 中可以看出,MLB-1 墙体在外荷载为 20 kN 时,墙体位移转角约为 1/2 800,外荷载为 60 kN 时,墙体位移转角约为 1/540,MLB-4 墙体则在外荷载为 30、80 kN 时,墙体位移转角分别约为 1/2 800、1/850,而到了试验后期,MLB-1 墙体的极限荷载为 90 kN,墙体位移转角为 1/60,MLB-4 墙体的极限荷载为 105 kN,墙体位移转角为 1/72。

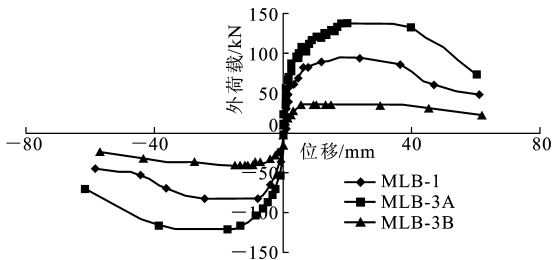


图 4 MLB-1 与 MLB-4 骨架曲线对比

Fig. 4 Contrast of Framework Curve Between MLB-1 and MLB-4

MLB-1 墙体剪跨比值为 1, MLB-3A 墙体为低剪跨比(0.67)墙体, MLB-3B 墙体为高剪跨比(2.3)墙体。因 MLB-3B 墙体高宽比较大且肋柱数量明显减少,则抗侧刚度较小,在水平荷载相同情况下,所产生的位移明显比 MLB-1、MLB-3A 墙体的大。当外荷载为 4 kN 时,MLB-3B 墙体位移为 1.5 mm,而 MLB-1 墙体位移为 0.1 mm, MLB-3A 墙体位移为 0.08 mm(图 5)。

MLB-5 墙体是空框架,内墙体肋梁、肋柱形成的框格间没有填充砌块,肋梁、肋柱没有砌块所给予

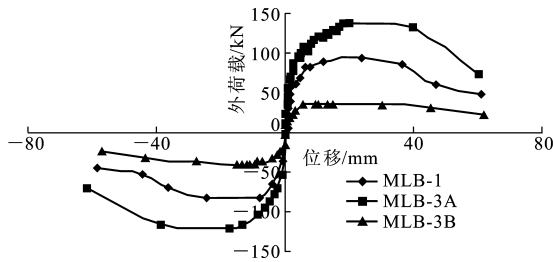


图 5 MLB-1 与 MLB-3A、MLB-3B 骨架曲线对比

Fig. 5 Contrast of Framework Curve Between MLB-1 and MLB-3A, MLB-3B

的约束加强作用,所以从图 6 中可看出,MLB-5 墙体在外荷载为 10 kN 时,曲线出现拐点,斜率明显下降,而 MLB-1 墙体在外荷载为 60 kN 时,曲线才出现拐点,斜率也明显下降,进入弹塑性阶段,MLB-1 墙体比 MLB-5 墙体的抗侧刚度明显大许多,主要原因为 MLB-1 墙体由于框格间填充有砌块,砌块与框格之间能相互支持,从而提高了墙体的整体刚度等一系列力学特征。在超过极限荷载之后,MLB-5 墙体的刚度退化速度较慢,体现了框架延性较好的特性。相比较而言,MLB-1 墙体最后阶段刚度退化的速度快一些,这是因为在最后破坏阶段墙体内部砌块已完全失去作用,肋梁、肋柱没有砌块的支持,整个墙体成为一个损伤框架,墙体抗侧力能力此时下降很快,位移增长较快,图 6 中就体现出刚度下降的速度较快。

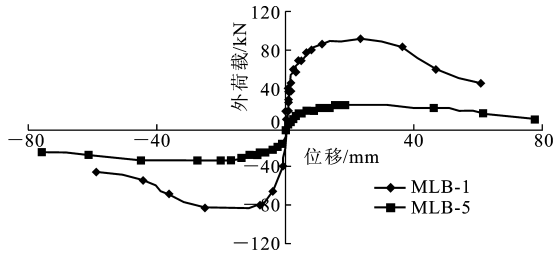


图 6 MLB-1 与 MLB-5 骨架曲线对比

Fig. 6 Contrast of Framework Curve Between MLB-1 and MLB-5

2 双向纤维单层复合材料模型

密肋复合墙体是由双向纤维复合材料所构成的,墙体是由密布的钢筋混凝土肋梁、肋柱及硅酸盐砌块构成[图 7(a)],墙体刚度主要由肋柱提供,肋梁与砌块对肋柱起加强作用,因此在对墙体刚度分析时是不能把肋梁、肋柱及砌块分开考虑的^[5-6]。

密肋复合墙体中,把硅酸盐砌块看作基体材料,把混凝土肋梁、肋柱看作增强纤维。事实上,真正的纤维增强复合材料中,纤维的直径很小,一般在

10 μm 以下,而且基体连续分布。密肋复合墙体中,肋梁、肋柱的截面一般为200 mm \times 100 mm,远远大于实际纤维的截面,并且其分布并不连续,故按照混凝土在墙体截面上含量不变的原则,将混凝土肋梁、肋柱化为许多细小纤维均匀地分布在由硅酸盐砌体构成的基体内,从而将墙体等效为一种各向异性的纤维增强复合材料[图7(b)]^[7]。

本文中采用双向纤维实现这一等效,对肋梁、肋柱同时进行纤维加强,如图8所示。

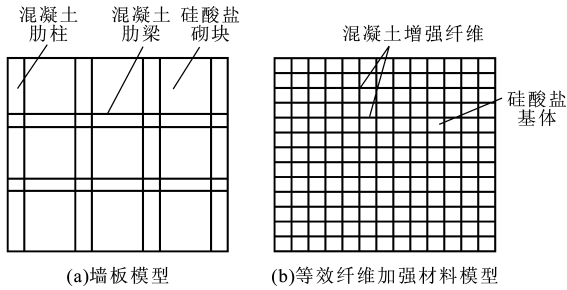


图7 墙体等效纤维加强材料模型

Fig. 7 Equivalent Fiber Strengthening Material Model

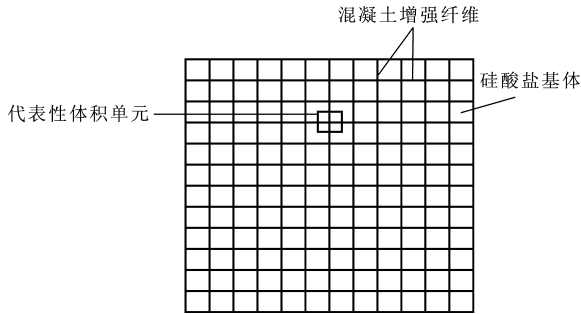


图8 双向纤维二相体加强模型

Fig. 8 Bi-directional Fiber Diphase Body Strengthening Model

2.1 墙体纵向弹性模量

取代表性体积单元,在单元里既有纵向又有横向纤维。因墙体抗侧刚度主要由肋柱承担,肋梁起加强作用,所以在转化后的计算模型中,梁柱交点处的混凝土纤维全部分配给肋柱方向的纤维,其中下标f、m分别为纤维和基体。令 σ_f 、 σ_m 分别为混凝土纤维和硅酸盐基体的平均应力, V_f 、 V_m 分别为混凝土纤维和硅酸盐基体的体积分数, E_f (G_f)、 E_m (G_m)分别为混凝土纤维和硅酸盐基体的弹性模量(剪切模量), X 为混凝土纤维中肋梁纤维所占的体积比, $1-X$ 为混凝土纤维中肋柱纤维所占的体积比,其中体积单元中的砌块部分同时对肋梁、肋柱起加强作用,所以把砌块按肋梁、肋柱体积比分配给肋梁、肋柱,作为它们的加强体,如图9所示。

二相体模型中 X 部分及 $1-X$ 部分沿1方向的弹性模量分别为:

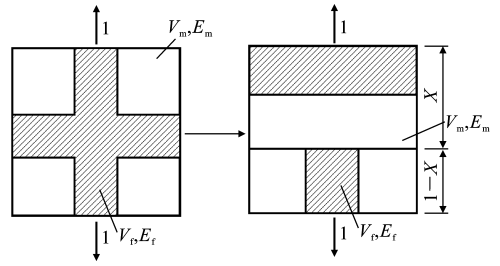


图9 1方向二相体力学模型

Fig. 9 Direction 1 Diphase Body Mechanical Model

X 部分弹性模量

$$\frac{1}{E_1^X} = \frac{V_m}{E_m} + \frac{V_f}{E_f} \quad (1)$$

$1-X$ 部分弹性模量

$$E_1^{1-X} = V_f E_f + V_m E_m \quad (2)$$

1方向二相体模型

的弹性模量 E_1 由 X 部分及 $1-X$ 部分的各自弹性模量并联组合而成,1方向二相体模型受单位应力 σ_1 作用,沿力方向模型整体伸长 ΔL , X 部分伸长 ΔL_X ,而 $1-X$ 部分伸长 ΔL_{1-X} ,如图10所示。

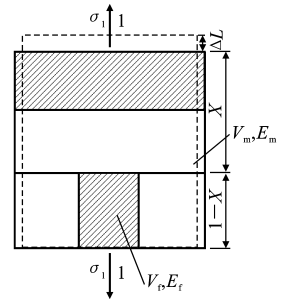


图10 1方向二相体受力模型

Fig. 10 Loading of Direction 1

Diphase Body Mechanical Model

$$\frac{\sigma_1}{E_1} = \frac{\sigma_1}{E_1^X} X + \frac{\sigma_1}{E_1^{1-X}} (1-X) \quad (3)$$

$$\frac{1}{E_1} = \frac{1}{E_1^X} X + \frac{1}{E_1^{1-X}} (1-X) \quad (4)$$

$$\frac{1}{E_1} = X \left(\frac{V_m}{E_m} + \frac{V_f}{E_f} \right) + (1-X) \frac{1}{V_f E_f + V_m E_m} \quad (5)$$

2.2 墙体横向弹性模量

2方向二相体力学模型,如图11所示。

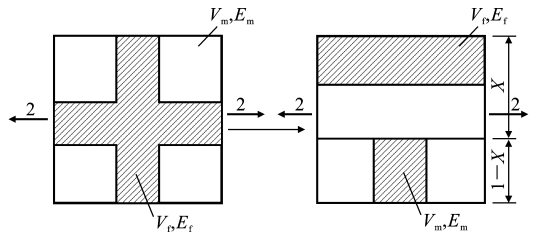


图11 2方向二相体力学模型

Fig. 11 Direction 2 Diphase Body Mechanical Model

二相体模型中 X 部分及 $1-X$ 部分沿2方向的弹性模量分别为:

X 部分弹性模量

$$E_2^X = V_f E_f + V_m E_m \quad (6)$$

1-X 部分弹性模量

$$\frac{1}{E_2^{1-X}} = \frac{V_f}{E_f} + \frac{V_m}{E_m} \quad (7)$$

2 方向二相体模型

的弹性模量 E_2 由模型 X 部分及 1-X 部分各自弹性模量串联组合而成, 2 方向二相体模型受单位应力 σ_2 作用, 沿应力方向模型整体应变为 ϵ_2 , X 部分所受应力为 σ_X , 而 1-X 部分所受应力为 σ_{1-X} , 如图 12 所示。

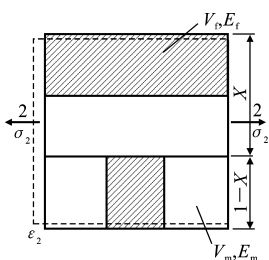


图 12 2 方向二相体受力模型

Fig. 12 Loading of Direction 2
Diphase Body Mechanical Model

$$\sigma_2 = \sigma_X X + \sigma_{1-X} (1-X) \quad (8)$$

$$E_2 = E_2^X X + E_2^{1-X} (1-X) \quad (9)$$

$$E_2 = X(V_f E_f + V_m E_m) + (1-X) \cdot \frac{1}{V_f/E_f + V_m/E_m} \quad (10)$$

2.3 纵横向剪切模量

1、2 方向剪切二相体力学模型, 如图 13 所示。

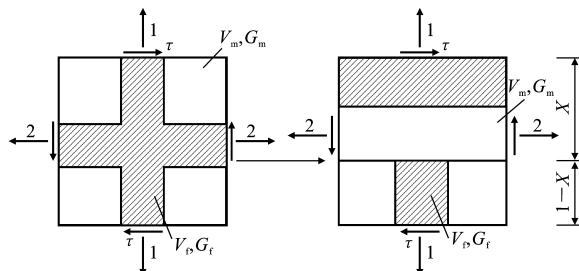


图 13 1、2 方向剪切二相体力学模型

Fig. 13 Direction 1, 2 Shearing Diphase
Body Mechanical Model

二相体模型中 X 部分及 1-X 部分剪切模量分别为:

X 部分剪切模量

$$G_X = \frac{G_m G_f}{V_f G_m + G_f (1-V_f)} \quad (11)$$

1-X 部分剪切模量

$$G_{1-X} = \frac{G_m G_f}{V_f G_m + G_f (1-V_f)} \quad (12)$$

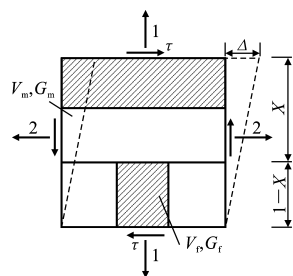
二相体模型纵横向剪切模量 G_{12} 由模型 X 部分及 1-X 部分的剪切模量组合而成。二相体模型受单位剪切应力 τ 作用, 模型各部分所受剪切应力相等, 模型总剪切变形为 Δ , X 部分所受剪应变为 γ_X , 而 1-X 部分所受剪应变为 γ_{1-X} , 如图 14 所示。

$$\frac{\tau}{G_{12}} = X \frac{\tau}{G_X} + (1-X) \frac{\tau}{G_{1-X}} \quad (13)$$

$$G_{12} = \frac{G_m G_f}{V_f G_m + G_f (1-V_f)} \quad (14)$$

2.4 墙体简化材料模型

以上材料计算模型可将密肋复合墙体等效为正交各向异性的复合材料弹性板, 但正交各向异性材料的力学性能仍比较复杂, 若能将墙体简化为各向同性材料, 不仅可以使计算过程简化, 且便于实现与现有工程计算程序的接口, 故本文中在双向纤维单层复合材料模型的基础上, 给出了墙体简化的各向同性计算模型, 其弹性实常数的取法如下。

图 14 1、2 方向剪切二
相体受力模型Fig. 14 Loading of Direction
1, 2 Shearing Diphase Body
Mechanical Model

(1) 弹性模量

$$E = \frac{E_1 + E_2}{2} \quad (15)$$

式中: E_1 、 E_2 分别按式(5)、(10)取值。

一般情况下, 墙体中肋梁、框架梁和肋柱、框架柱的体积比接近 1:1, 所以可以取 $X=0.5$ 代入式(15), 得

$$E = \eta V_c E_c + V_k E_k \quad (16)$$

式中: η 为混凝土纤维修正系数, $\eta=0.7$; V_c 、 V_k 分别为墙体中混凝土和砌块的体积分; E_c 、 E_k 分别为墙体中混凝土和砌块的弹性模量。

(2) 剪切模量

剪切模量 G 按式(14)取值

$$\frac{1}{G} = \frac{1}{G_{12}} = \frac{V_c}{G_c} + \frac{V_k}{G_k} \quad (17)$$

式中: G_c 、 G_k 分别为原墙体中混凝土和砌块的剪切模量; V_c 、 V_k 分别为原墙体中混凝土和砌块的体积分。

3 密肋复合墙体弹性抗侧刚度

如图 15 所示, 在墙顶端施加一单位力 P 所产生的位移称为墙体的侧移柔度 δ , 墙体的抗侧刚度 K 为侧移柔度 δ 的倒数, 即 $K=1/\delta$ 。假定层间墙体上、下端均不发生平面内转动(外框及楼板的嵌固使结构中的密肋复合墙体上、下端几乎不发生平面内转动), 墙体在单位水平力作用下的总变形由弯曲变形 δ_b 和剪切变形 δ_s 组成, 所以匀质墙体的弹性抗侧刚度为^[8]

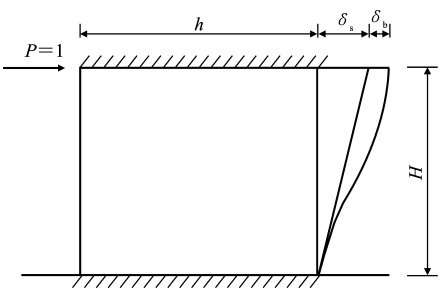


图 15 单位力作用下层间匀质墙的弯曲、剪切变形

Fig. 15 Bending and Shearing Distortion of Uniform Wall at Unit Force

$$K=\frac{\alpha}{\delta_b+\delta_s}=\frac{\alpha}{H^3/(12EI)+\mu H/(GA)}\tag{18}$$

式中： H 为墙体高度； A 为墙体横截面积， $A=Hb$ ， b 为墙体厚度； μ 为截面剪应力不均匀系数，截面形式为矩形，故取 $\mu=1.2$ ； I 为墙体截面惯性矩， $I=\frac{1}{12}bH^3$ ； E 为墙体弹性模量； G 为墙体剪切模量； α 为轴向压应力影响系数， $\alpha=0.7\gamma+0.2$ ， γ 为轴压比， $0.2\leqslant\gamma\leqslant0.4$ 。

根据双向纤维单层复合材料模型，可以将密肋复合墙体等效为正交各向异性的复合材料等效弹性板^[9-15]，其抗侧刚度采用匀质墙体式(18)，式(18)中的 E 、 G 应采用 E_1 、 G_{12} 计算[见式(5)、(14)]。

在实际工程中，根据墙体简化材料模型，弹性阶段的密肋复合墙体也可以简化为各向同性的复合材料等效弹性板，其抗侧刚度仍采用匀质墙体的公式，此时 E 、 G 应分别采用式(16)、(17)计算。

本文中对试验的共 8 榀试件墙体的弹性刚度进行了计算。从表 2 可以看出：由双向纤维单层复合材料模型推导的墙体弹性抗侧刚度计算值与实测值吻合较好，说明该模型具有一定的理论依据和实用价值；而且，由双向纤维单层复合材料模型推导得出的墙体简化材料模型计算简洁、方便，具有一定的精度，满足实际工程计算需要。

4 结 语

- (1)通过各因素对墙体刚度影响对比分析得出，肋柱数量及其截面大小起主导作用，肋梁和砌块主要对肋柱起一种有效加强的作用。
- (2)密肋复合墙体在水平荷载作用下，其破坏过程按“砌块—框格—外框”顺序进行，表现出良好的耗能能力。水平单调加载达到极限后，以大位移循环，具有良好的抗倒塌及耗能能力。
- (3)由复合材料结构力学，根据双向纤维复合材

表 2 抗侧刚度理论计算值与实测值对比

Tab. 2 Contrast Between Theoretical Calculation Value and Measuring Value in Theory of Lateral Rigidity

| 试 件 | 抗侧刚度实测值/ (kN·mm ⁻¹) | 抗侧刚度计算值/ (kN·mm ⁻¹) |
|--------|------------------------------------|------------------------------------|
| MLB-1 | 32.1 | 31.50 |
| MLB-2 | 129.0 | — |
| MLB-3A | 42.7 | 47.20 |
| MLB-3B | 16.0 | 13.15 |
| MLB-4 | 45.0 | 44.50 |
| MLB-5 | 5.3 | — |
| MLB-6A | 26.6 | 30.10 |
| MLB-6B | 27.7 | 30.60 |
| MLB-6C | 24.2 | 28.20 |

料建立二相体模型，给出正交异性实用弹性常数及剪切常数的计算方法，但正交各向异性材料的力学性能比较复杂，在此基础上，进一步将墙体简化为各向同性计算模型，取二相体模型两个方向的弹性模量平均值，作为整个墙体弹性模量值。通过试验分析了影响刚度的因素，并确定了其取值范围，并给出了墙体弹性刚度的实用公式，并且计算结果与试验值吻合较好，说明公式具有实用性。

参考文献：

References:

[1] 胡聿贤. 地震工程学[M]. 北京:地震出版社,1988.
HU Yu-xian. Earthquake Engineering [M]. Beijing: Earthquake Publishing House,1988.

[2] 朱伯龙. 结构抗震试验[M]. 北京:地震出版社,1989.
ZHU Bo-long. Structure Seismic Experiment [M]. Beijing:Earthquake Publishing House,1989.

[3] GB 50011-2002,建筑抗震设计规范[S].
GB 50011-2002, Code for Seismic Design of Buildings [S].

[4] GB 50010-2002,混凝土结构设计规范[S].
GB 50010-2002, Code for Design of Concrete Structures[S].

[5] 王震鸣. 复合材料力学和复合材料结构力学[M]. 北京:机械工业出版社,1990.
WANG Zhen-ming. Composite Material Mechanics and Composite Material Structure Mechanics [M]. Beijing:China Machine Press,1990.

[6] SPENCER A. The Transverse Module of Fiber Composite Material[J]. Sci and Tech, 1986, 27 (2): 93-109.

[7] 田英侠. 密肋复合墙体受力性能试验研究与理论分析[D]. 西安:西安建筑科技大学,2002.

- TIAN Ying-xia. Experimental Research and Theoretical Analysis on Mechanical Capability of Multi-ribbed Composite Wall[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2002.
- [8] 姚谦峰, 黄 炜. 密肋壁板轻型框架结构理论与应用研究[R]. 西安: 西安建筑科技大学, 2000.
- YAO Qian-feng, HUANG Wei. Application Research and Structure Theory of Multi-ribbed Light Frame [R]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2000.
- [9] 刘伯权, 潘 元. 框架-抗震墙结构抗震墙抗弯刚度的优化研究[J]. 建筑科学与工程学报, 2005, 22(1): 55-57.
- LIU Bo-quan, PAN Yuan. Study on Optimum Bending Rigidity of Seismic Wall in Frame-Shear Wall Structure[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2005, 22(1): 55-57.
- [10] 沈蒲生, 刘 杨. 水平地震作用下框支剪力墙结构的变形研究[J]. 建筑科学与工程学报, 2005, 22(1): 58-63.
- SHEN Pu-sheng, LIU Yang. Distortion Research of Shear Wall Structure Supported on Frame Under Earthquake Actions[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2005, 22(1): 58-63.
- [11] 丁大钧. 再论墙体改革与可持续发展[J]. 建筑科学与工程学报, 2005, 22(3): 1-15.
- DING Da-jun. Re-discussion of Walls Innovation and Sustainable Development[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2005, 22(3): 1-15.
- [12] 王锁军, 王元清, 吴 杰, 等. 组合梁刚度对组合框架的抗震性能影响分析[J]. 建筑科学与工程学报, 2006, 23(1): 39-44.
- WANG Suo-jun, WANG Yuan-qing, WU Jie, et al. Analysis of Composite Beam Rigidity Influencing Seismic Properties of Composite Frame[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2006, 23(1): 39-44.
- [13] 易伟建, 张 颖. 混凝土框架结构抗震设计的弯矩增大系数[J]. 建筑科学与工程学报, 2006, 23(2): 46-51.
- YI Wei-jian, ZHANG Ying. Moment Magnification Factor in Anti-seismic Design of Concrete Frame Structure[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2006, 23(2): 46-51.
- [14] 沈蒲生, 孟焕陵. 框筒结构梁柱截面基于剪力滞最小的合理高度[J]. 建筑科学与工程学报, 2005, 22(3): 16-19.
- SHEN Pu-sheng, MENG Huan-ling. Reasonable Section Height of Beam and Column Based on the Minimum Shear Lag in Framed Tube Structures[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2005, 22(3): 16-19.
- [15] 吴建营, 李 杰. 混凝土弹塑性损伤本构关系统一模型[J]. 建筑科学与工程学报, 2005, 22(4): 15-21.
- WU Jian-ying, LI Jie. Unified Elasto-Plastic Damage Constitutive Relations Model for Concrete[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2005, 22(4): 15-21.

《新型建筑材料》2007 年征订通知

《新型建筑材料》由中国新型建筑材料工业杭州设计研究院、中国建筑材料(集团)公司主办;为中文核心期刊、全国建材优秀期刊、全国建材系列期刊、中国期刊方阵“双效期刊”、中国科学引文数据库及中国学术期刊综合评价数据库来源期刊。

《新型建筑材料》主要栏目有:新型墙体材料、化学建材、建筑防水材料、建筑涂料、建筑外加剂、装饰装修材料、塑料门窗及管材、保温材料与建筑节能、建筑石膏与胶凝材料、金属建材与建筑钢结构、粉煤灰综合利用以及国家产业政策等。

《新型建筑材料》创刊于 1974 年,月刊,大 16 开本,进口纸彩色胶印 40 页,内芯 100 页以上;每期定价 5.00 元,全年共 60.00 元;承接广告,欢迎联系。各地邮局均可订阅,邮发代号 32-57,也可直接汇款到编辑部订阅。

地址:杭州市中山北路 450 号

邮编:310003

传真:(0571)85175100

电话:(0571)85175100 85062600 85066556

E-mail:nbm@mail. hz. zj. cn