

内藏桁架混凝土组合低剪力墙软化桁架模型

曹万林, 常卫华, 赵长军, 张建伟

(北京工业大学 城市与工程安全减灾省部共建教育部重点实验室, 北京 100022)

摘要: 为了改善低剪力墙的抗震能力, 提出了内藏桁架混凝土组合低剪力墙, 并对其进行了低周反复荷载下的抗震性能试验研究. 在试验研究的基础上, 结合国内外已有的软化桁架模型理论建立了内藏桁架混凝土组合低剪力墙的软化桁架模型. 该模型在内藏桁架混凝土组合低剪力墙的初裂阶段, 其裂缝延伸方向垂直于混凝土主拉应力方向; 在裂缝初裂后的发展过程中, 其延伸方向受到内藏桁架的影响. 计算结果与试验结果符合较好.

关键词: 钢筋混凝土; 组合剪力墙; 内藏桁架; 软化桁架模型

中图分类号: TU 375

文献标识码: A

文章编号: 0254-0037(2008)03-0258-07

如何提高和改善剪力墙的抗震性能, 已经成为工程界亟待解决的问题. 笔者研究的内藏钢桁架混凝土组合剪力墙可显著提高剪力墙的抗震性能^[1-3], 并对内藏钢桁架、内藏钢筋桁架及内藏“钢-钢筋”桁架混凝土组合低剪力墙, 以及普通混凝土低剪力墙进行了对比试验研究. 试验表明: 内藏不同材料桁架的混凝土低剪力墙的抗震性能比普通混凝土低剪力墙的抗震性能明显提高. 在试验研究的基础上, 作者建立了内藏桁架混凝土组合低剪力墙的软化桁架模型, 分析了不同材料的桁架对剪力墙裂缝延伸方向的控制效果以及提高剪力墙承载力的作用.

1 试验概况

本次试验共设计了6个试件, 其剪跨比均为1.5. 试件编号分别为SW1.5-1, SW1.5-2, SW1.5-3, SW1.5-4, SW1.5-5, SW1.5-6. 其中, SW1.5-1为普通剪力墙; SW1.5-2为内藏钢桁架剪力墙; SW1.5-3为内藏钢筋桁架剪力墙; SW1.5-4为内藏钢桁架-钢筋桁架剪力墙; SW1.5-5为内藏钢桁架剪力墙; SW1.5-6为内藏钢-钢筋组合桁架剪力墙. 各剪力墙试件的配筋及配置的型钢均对称, 剪力墙混凝土采用C35细石混凝土. 钢筋及型钢的材料力学性能见表1, 混凝土的材料力学性能见表2. SW1.5-3, SW1.5-4, SW1.5-6的配筋图见图1.

表1 钢筋及型钢力学性能

规格	f_y /MPa	f_u /MPa	δ /%	E_s /GPa
8号铁丝	338	423	30	194
Φ 6.5	380	475	11	194
Φ 8	313	467	26	195
Φ 12	372	551	36	174
槽钢[5	379	463	36	210

表2 混凝土力学性能

试件编号	E_c /MPa	f_{cu} /MPa
SW1.5-1	31.6	48.6
SW1.5-2	32.1	46.9
SW1.5-3	31.7	47.8
SW1.5-4	31.8	46.4
SW1.5-5	32.0	47.5
SW1.5-6	32.1	48.2

收稿日期: 2007-04-28.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50678010); 北京市属市管高校拔尖创新人才基金资助项目(05004311200501); 北京市自然科学基金资助项目(8072007).

作者简介: 曹万林(1954-), 男, 河北乐亭人, 教授.

各模型的加载情况及边界条件相同。水平加载前，先对剪力墙模型施加 500 kN 的竖向荷载并在试验过程中保持不变，控制剪力墙截面的轴压比为 0.20。试验中，在距基础顶面 1.5 m 高度处用拉压千斤顶施加低周反复水平荷载，用联机数据采集系统采集钢筋应变、顶点位移、水平荷载。详细试验概况及试验数据请参见文献[1-2]。

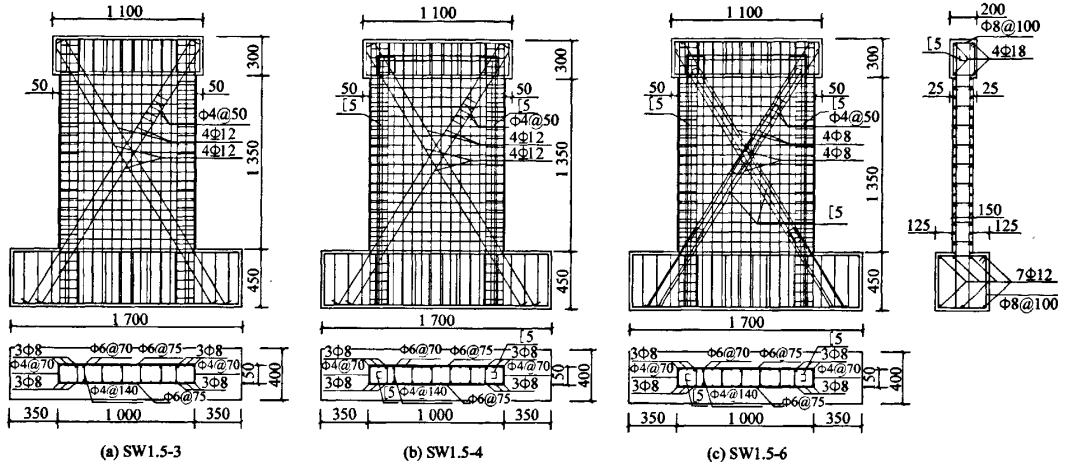


图1 几何尺寸配筋图

Fig.1 Geometry and reinforcement details

2 内藏桁架组合剪力墙软化桁架模型

在试验研究基础上，根据试验发现内藏桁架剪力墙的裂缝分布和开展特点，在变角软化桁架理论^[4-10]的基础上，建立了内藏桁架组合剪力墙的软化桁架模型。该模型中，在内藏桁架组合剪力墙的初裂阶段，裂缝延伸方向沿垂直于由外加荷载确定的混凝土主拉应力方向，在开裂后期裂缝的延伸方向考虑了桁架支撑的影响。通过计算，分析了内藏桁架对剪力墙的抗剪承载力的贡献以及对裂缝发展的控制作用。

2.1 平衡方程

内藏桁架组合剪力墙钢筋混凝土单元可以看作由混凝土单元、弥散的墙板钢筋单元、弥散的型钢单元、桁架中钢筋斜撑单元和桁架中型钢斜撑单元 5 部分组成，见图 2。

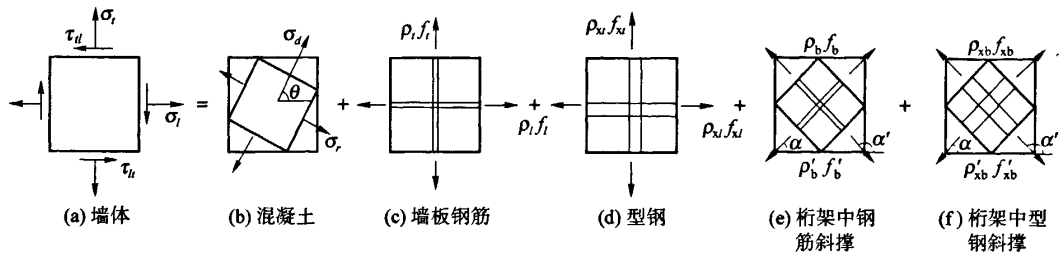


图2 内藏桁架混凝土组合剪力墙墙体单元应力

Fig.2 Stresses in element of shear wall with concealed truss

以横向钢筋和纵向钢筋的方向分别定义为 l 轴和 t 轴，建立 $l-t$ 直角坐标系。以初裂阶段裂缝开展的方向定义为 2 轴，建立 2-1 直角坐标系，如图 3(a)。2 轴的方向与初裂时主拉应力的方向垂直，与 l 轴的夹

角 θ_2 可由外加应力确定. 以开裂后裂缝开展的方向定义为 d 轴, 建立 $d-r$ 直角坐标系, d 轴与开裂后主拉应力的方向垂直, 与 l 轴的夹角为 θ , 如图 3(b). 由于开裂后墙板钢筋以及内藏桁架的影响, 混凝土的主拉应力不断改变, 裂缝开展方向也不断改变, 故 d 轴将发生转动.

将裂缝间混凝土斜杆和桁架钢筋的应力转换到 $l-t$ 直角坐标系, 得到钢筋混凝土单元在外力作用下的 3 个平衡方程:

$$\sigma_l = \sigma_d \cos^2 \theta + \sigma_r \sin^2 \theta + \rho_{sl} \sigma_{sl} + \rho_{xl} \sigma_{xl} + (\rho_b \sigma_b + \rho_{xb} \sigma_{xb}) \cos^2 \alpha + (\rho_{b'} \sigma_{b'} + \rho_{xb'} \sigma_{xb'}) \cos^2 \alpha' \quad (1)$$

$$\sigma_t = \sigma_d \sin^2 \theta + \sigma_r \cos^2 \theta + \rho_{st} \sigma_{st} + \rho_{xt} \sigma_{xt} + (\rho_b \sigma_b + \rho_{xb} \sigma_{xb}) \sin^2 \alpha + (\rho_{b'} \sigma_{b'} + \rho_{xb'} \sigma_{xb'}) \sin^2 \alpha' \quad (2)$$

$$\tau_{lt} = (-\sigma_d + \sigma_r) \sin \theta \cos \theta - (\rho_b \sigma_b + \rho_{xb} \sigma_{xb}) \sin \alpha \cos \alpha - (\rho_{b'} \sigma_{b'} + \rho_{xb'} \sigma_{xb'}) \sin \alpha' \cos \alpha' \quad (3)$$

式中, $\sigma_l, \sigma_t, \tau_{lt}$ 为 $l-t$ 坐标中墙体单元正应力(受拉为正)和剪应力(顺时针方向为正); σ_d, σ_r 为 $d-r$ 坐标中混凝土的正应力(受拉为正); ρ_l, ρ_t 分别为 l 和 t 方向分布钢筋的配筋率; σ_{sl}, σ_{st} 分别为 l 和 t 方向的分布钢筋的应力; ρ_{xl}, ρ_{xt} 分别为桁架中 l 和 t 方向的型钢的配筋率; σ_{xl}, σ_{xt} 分别为桁架中 l 和 t 方向的型钢的应力; ρ_b, ρ_b' 分别为桁架中与 l 轴夹角为 α 的钢筋配筋率和应力, $\rho_b = \frac{A_{sb}}{b \cdot h \sin \alpha}$; ρ_{xb}, ρ_{xb}' 分别为桁架中与 l 轴夹角为 α 的钢筋配筋率和应力, $\rho_{xb} = \frac{A_{sxb}}{b \cdot h \sin \alpha}$; $\rho_{b'}, \rho_{b'}$ 分别为桁架中与 l 轴夹角为 α' 的钢筋配筋率和应力, $\rho_{b'} = \frac{A_{sb'}}{b \cdot h \sin \alpha'}$; $\rho_{xb'}, \rho_{xb}'$ 分别为桁架中与 l 轴夹角为 α' 的钢筋配筋率和应力, $\rho_{xb'} = \frac{A_{sxb'}}{b \cdot h \sin \alpha'}$; θ 为 d 轴与 l 轴的夹角; h 为剪力墙截面高度; b 为剪力墙截面厚度.

在内藏钢桁架组合剪力墙的受力过程中, 由于钢桁架自身能形成很好的传力体系, 因此作者没有考虑钢与混凝土粘结关系, 内藏钢筋桁架剪力墙与内藏钢桁架剪力墙的平衡方程均采用上述公式.

2.2 协调方程

将裂缝间混凝土斜杆的应变转换到 $l-t$ 直角坐标系, 得到钢筋混凝土单元的 3 个应变方程

$$\epsilon_l = \epsilon_d \cos^2 \theta + \epsilon_r \sin^2 \theta \quad (4)$$

$$\epsilon_t = \epsilon_d \sin^2 \theta + \epsilon_r \cos^2 \theta \quad (5)$$

$$\gamma_{lt} = 2(-\epsilon_d + \epsilon_r) \sin \theta \cos \theta \quad (6)$$

式中, ϵ_l, ϵ_t 为 $l-t$ 坐标中平均正应变(受拉为正); γ_{lt} 为 $l-t$ 坐标中平均剪应变; ϵ_d, ϵ_r 为 $d-r$ 坐标中混凝土的正应变(受拉为正).

桁架中与 l 轴夹角为 α 和 α' 的斜撑应变分别为

$$\epsilon_b = \epsilon_l \cos^2 \alpha + \epsilon_t \sin^2 \alpha + \frac{1}{2} \gamma_{lt} \sin 2\alpha \quad (7)$$

$$\epsilon_{b'} = \epsilon_l \cos^2 \alpha' + \epsilon_t \sin^2 \alpha' + \frac{1}{2} \gamma_{lt} \sin 2\alpha' \quad (8)$$

2.3 本构关系

考虑裂缝间混凝土受到压力和拉力的复合作用, 致使混凝土发生软化^[4].

1) 受压软化混凝土的本构关系

承受拉、压双向应力的混凝土, 其应力-应变关系将发生软化. 表述方程为

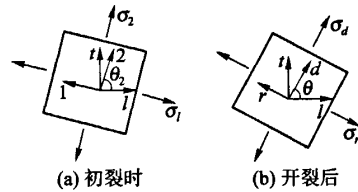


图 3 内藏桁架组合剪力墙单元坐标系
Fig. 3 Coordinate system of element of shear wall with concealed bracings

$$\begin{aligned} \sigma_d &= \zeta f'_c \left[2 \left(\frac{\epsilon_d}{\zeta \epsilon_0} \right) - \left(\frac{\epsilon_d}{\zeta \epsilon_0} \right)^2 \right] & \epsilon_d \leq \zeta \epsilon_0 \\ \sigma_d &= \zeta f'_c \left[1 - \left(\frac{\epsilon_d / \zeta \epsilon_0 - 1}{2 / \zeta - 1} \right)^2 \right] & \epsilon_d > \zeta \epsilon_0 \end{aligned} \quad (9)$$

$$\zeta = 0.9 / \sqrt{1 + 400 \epsilon_r}$$

式中, ζ 为软化系数; ϵ_0 为非软化混凝土应力-应变关系中与最大压应力相应的应变, 可取为 -0.002 ; 软化混凝土达到应力峰值的应变取为 $\zeta \epsilon_0$; f'_c 为混凝土棱柱体的最大轴心抗压强度, 取 $f'_c = 0.8 f_{cu}$.

2) 受拉软化混凝土的本构关系

$$\begin{aligned} \sigma_r &= E_c \epsilon_r & \epsilon_r \leq 0.000\ 08 \\ \sigma_r &= f_{cr} \left(\frac{0.000\ 08}{\epsilon_r} \right)^{0.4} & \epsilon_r > 0.000\ 08 \end{aligned} \quad (10)$$

其中, E_c 为混凝土弹性模量, 取 $3\ 900 \sqrt{f'_c}$, f_{cr} 为混凝土的开裂应力取 $0.31 \sqrt{f'_c}$.

3) 钢筋和型钢的本构关系

考虑混凝土墙体中钢筋的和型钢的本构方程采用理想弹塑性模型, 数学表达式为

$$f_l = -f_{ly}, \epsilon_s < -\epsilon_y; f_l = f_{ly}, \epsilon_s > \epsilon_y; f_l = E_s \epsilon_s, |\epsilon_s| \leq \epsilon_y \quad (11)$$

式(11)为水平钢筋的本构关系式. 式中, E_s 为钢筋的弹性模量; f_{ly} 为水平钢筋裸筋的屈服应力; ϵ_s 为钢筋的应变; ϵ_y 为裸筋的屈服应变. 将式(11)中 f_l 用 f_t 代替, f_{ly} 用 f_{ty} 代替, 便为竖向钢筋的本构关系式, 记作式(12). 将式(11)中 f_l 用 f_{xl} 代替, f_{ly} 用 f_{xly} 代替, 便为竖向型钢的本构关系式, 记作式(13). 将式(11)中 f_l 用 f_{xl} 代替, f_{ly} 用 f_{xly} 代替, 便为横向型钢的本构关系式, 记作式(14). 将式(11)中 f_l 用 f_b 代替, f_{ly} 用 f_{by} 代替, 便为桁架中与 l 轴夹角为 α 的斜向钢筋的本构关系式, 记作式(15). 将式(11)中 f_l 用 f_{xb} 代替, f_{ly} 用 f_{xby} 代替, 便为桁架中与 l 轴夹角为 α 的斜向型钢的本构关系式, 记作式(16). 将式(11)中 f_l 用 $f_{b'}$ 代替, f_{ly} 用 $f_{b'y}$ 代替, 便为桁架中与 l 轴夹角为 α' 的斜向钢筋的本构关系式, 记作式(17). 将式(11)中 f_l 用 $f_{xb'}$ 代替, f_{ly} 用 $f_{xb'y}$ 代替, 便为桁架中与 l 轴夹角为 α' 的斜向型钢的本构关系式, 记作式(18).

2.4 内藏桁架参数对裂缝延伸方向的影响

在剪力墙达到破坏之前, 桁架中 2 个方向的支撑中钢筋或型钢应力的绝对值并不一定相等. 由于本文中 2 个方向支撑倾角满足关系 $\alpha' = \pi - \alpha$, 带入式(1)、(2)、(3)可以得到

$$\sigma_l = \sigma_d \cos^2 \theta + \sigma_r \sin^2 \theta + \rho_l f_l + \rho_{xl} f_{xl} + (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \cos^2 \alpha \quad (19)$$

$$\sigma_t = \sigma_d \sin^2 \theta + \sigma_r \cos^2 \theta + \rho_t f_t + \rho_{xt} f_{xt} + (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \sin^2 \alpha \quad (20)$$

$$\tau_{lt} = (-\sigma_d + \sigma_r) \sin \theta \cos \theta + (\rho_{b'} f_{b'} - \rho_b f_b + \rho_{xb'} f_{xb'} - \rho_{xb} f_{xb}) \sin \alpha \cos \alpha \quad (21)$$

用 $\sin \theta$ 乘以式(19), 用 $\cos \theta$ 乘以式(21), 2 式相加得到

$$\begin{aligned} \tau_{lt} - \frac{1}{2} (\rho_{xb'} f_{xb'} + \rho_{b'} f_{b'} - \rho_b f_b - \rho_{xb} f_{xb}) \sin 2\alpha &= [\sigma_r - \sigma_t + \rho_l f_l + \rho_{xl} f_{xl} + \\ & (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \cos^2 \alpha] \tan \theta \end{aligned} \quad (22)$$

用 $\cos \theta$ 乘以式(20), 用 $\sin \theta$ 乘以式(21), 2 式相加化简得到

$$\begin{aligned} \tau_{lt} - \frac{1}{2} (\rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb'} f_{xb'} - \rho_b f_b - \rho_{xb} f_{xb}) \sin 2\alpha &= [\sigma_r - \sigma_t + \rho_t f_t + \rho_{xt} f_{xt} + \\ & (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \sin^2 \alpha] \cot \theta \end{aligned} \quad (23)$$

式(22)与式(23)相除, 得到

$$\tan^2 \theta = \frac{\sigma_r - \sigma_t + \rho_t f_t + \rho_{xt} f_{xt} + (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \sin^2 \alpha}{\sigma_r - \sigma_t + \rho_l f_l + \rho_{xl} f_{xl} + (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \cos^2 \alpha} \quad (24)$$

从式(24)中可以看出:

- 1) 其他条件不变的时候, 裂缝延伸角 θ 随着剪力墙的轴压力增大而增大.
- 2) 其他条件不变, 增大水平方向钢筋配筋率和强度, 或增大型钢梁的配筋率和强度, 裂缝延伸角 θ 将

随着增大。

3) 其他条件不变,增大竖向方向钢筋配筋率和强度,或增大型钢柱的配筋率和强度,裂缝延伸角 θ 将随着减小。

4) 开裂后裂缝延伸角 θ 随着内藏桁架斜撑倾角 α 的增大而增大,这说明内藏桁架斜撑倾角对裂缝的开展起到了引导作用,特别是 α 在式(24)右端处在平方项,其变化速度更快,作用更为明显。

5) 桁架钢筋斜撑配筋率与强度的乘积相对于水平与竖向分布钢筋越大,桁架型钢斜撑配筋率与强度的乘积相对于型钢梁与型钢柱越大,桁架斜撑对裂缝开展的引导作用越大。

若剪力墙单元为承受纯剪无正应力的单元, $\sigma_l = \sigma_t = 0$, 忽视裂缝处混凝土的拉应力即 $\sigma_r = 0$, 此时式(24)简化为

$$\tan\theta = \sqrt{\frac{\rho_l f_l + \rho_{xl} f_{xl} + (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \sin^2 \alpha}{\rho_l f_l + \rho_{xl} f_{xl} + (\rho_b f_b + \rho_{b'} f_{b'} + \rho_{xb} f_{xb} + \rho_{xb'} f_{xb'}) \cos^2 \alpha}} \quad (25)$$

从式(25)中可以看出,若承受纯剪的剪力墙中配置的水平钢筋和竖向钢筋相同,型钢梁和型钢柱的配筋相同,即 $\rho_l \sigma_{ly} = \rho_t \sigma_{ty}$, $\rho_{xl} \sigma_{xly} = \rho_{xt} \sigma_{xty}$, 此时裂缝方向的改变只取决于桁架斜撑的倾角。

3 计算分析

在本文内藏桁架混凝土组合剪力墙软化桁架模型中,共有 21 个独立的变量,其中包括:1) 13 个应力: σ_l 、 σ_t 、 τ_{lx} 、 σ_d 、 σ_r 、 σ_{sl} 、 σ_{st} 、 σ_{xl} 、 σ_{xt} 、 σ_b 、 $\sigma_{b'}$ 、 σ_{xb} 、 $\sigma_{xb'}$; 2) 7 个应变: ϵ_l 、 ϵ_t 、 γ_{lx} 、 ϵ_d 、 ϵ_r 、 ϵ_b 、 $\epsilon_{b'}$; 3) 转动角 θ 。

该模型提供了 18 个独立的方程:1) 3 个平衡方程:方程(1)~(3); 2) 5 个协调方程:方程(4)~(6); 3) 10 个本构关系:方程(9)~(18)。其中 N 为剪力墙顶部施加的轴压力。只要给定 3 个变量值,方程组其余 18 个变量可由 18 个方程求得。

计算中采用 2 个条件作为检验条件^[3,6]

$$\sigma_t = \frac{N}{b \cdot h} \quad (26)$$

$$\sigma_l = \frac{1}{\lambda} \left(\frac{4}{3} - \frac{2}{3} \lambda \right) \sigma_t \quad (27)$$

式中 λ 为剪力墙剪跨比。剪力墙的水平剪力 $V = \tau_{lx} \cdot b \cdot h$, 顶点水平位移 $u = \gamma_{lx} \cdot H$, 求解本文剪力墙的 V 、 u 程序框图见图 4。首先给定变量 ϵ_d , 设定步长,使其从 0 逐步增大至 0.0033, 按照框图 4 计算,可进行剪力墙受力的全过程分析,求得“ $V-u$ ”全过程曲线。图 5 为本文钢筋混凝土内藏桁架组合剪力墙试件 SW1.5-3、SW1.5-6 的 $V-u$ 计算曲线与试验曲线的比较,由图可见,计算结果与实测结果吻合较好。

表 3 为各试件的极限承载力计算结果与实测结果比较,从表 3 可以看出,计算结果和实测结果吻合较好。

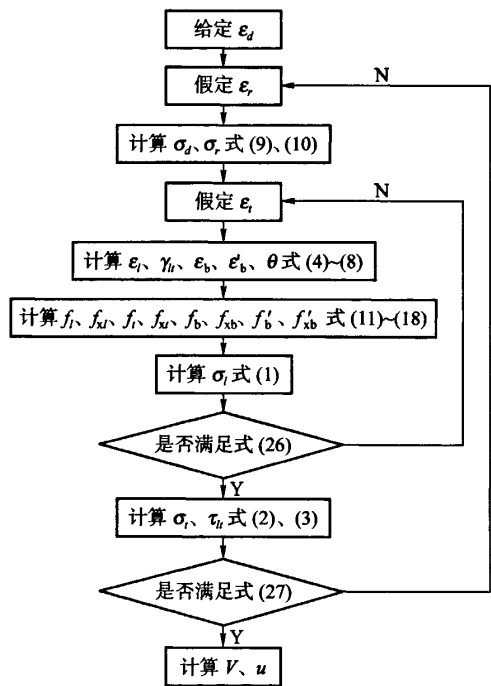


图 4 剪力-位移曲线

Fig. 4 Shear load-displacement curve

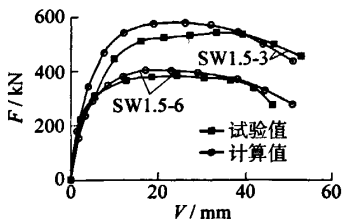


图5 剪力-位移曲线

Fig.5 Shear load-displacement curve

表3 极限承载力计算结果与实测结果比较

Table 3 Experimental and calculated results of ultimate load

试件编号	实测值/kN	计算值/kN	相对误差/%
SW1.5-1	297.16	312.53	5.17
SW1.5-2	407.46	382.24	-6.20
SW1.5-3	383.51	404.25	5.41
SW1.5-4	499.36	473.14	-5.3
SW1.5-5	516.82	481.14	-6.9
SW1.5-6	542.17	576.24	6.28

4 结论

1) 钢筋混凝土内藏桁架组合低剪力墙软化桁架模型能较好地模拟试验中剪力墙抗剪的荷载-位移全过程,可以较准确地得到试件的极限荷载。

2) 内藏桁架可以显著提高钢筋混凝土剪力墙的抗剪承载力。在工程设计中,根据剪力墙的高宽比和开洞情况,桁架斜撑倾角宜控制在 $45^{\circ}\sim 60^{\circ}$,在该范围内桁架斜撑对提高剪力墙的抗剪承载力更加有效。

3) 内藏桁架对剪力墙开裂后的裂缝有引导作用,不同倾角的桁架斜撑对剪力墙开裂后裂缝开展方向的引导作用大小不同,桁架斜撑配筋率或配筋率较高以及剪力墙轴压力较小时,这种引导作用更加明显。

4) 在组合剪力墙受力过程中,桁架斜撑比水平和竖向分布钢筋以及桁架梁、桁架柱更接近主应变方向,其应变比分布钢筋以及桁架梁柱型钢的应变大,在变形中首先达到屈服,可起到剪力墙中第1道抗震防线的作用。

5) 裂缝开展的过程中,内藏桁架中受拉斜撑钢筋或型钢与剪力墙裂缝间混凝土的主拉应变方向逐渐接近,有助于提高剪力墙后期承载力和后期刚度。

参考文献:

- [1] 曹万林, 常卫华. 内藏钢桁架混凝土组合剪力墙: 中国, ZL200520017358.1[P]. 2006-06-28.
CAO Wan-lin, CHANG Wei-hua. Composite shear wall with concealed steel truss: China, ZL200520017358.1[P]. 2006-06-28.
- [2] 曹万林, 张建伟, 陶均平, 等. 内藏钢桁架混凝土组合剪力墙与钢桁架抗震性能比较[J]. 北京工业大学学报, 2007, 33(1): 31-36.
CAO Wan-lin, ZHANG Jian-wei, TAO Jun-ping, et al. Seismic performance comparison between shear wall with concealed steel truss and steel truss[J]. Journal of Beijing University of Technology, 2007, 33(1): 31-36. (in Chinese)
- [3] 曹万林, 张建伟, 陶均平, 等. 内藏钢桁架混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 东南大学学报, 2007, 37(2): 195-200.
CAO Wan-lin, ZHANG Jian-wei, TAO Jun-ping, et al. Experimental study on seismic behavior of shear wall with concealed truss[J]. 2007, 37(2): 195-200. (in Chinese)
- [4] HSU T T C. Softening truss model theory for shear and torsions[J]. Structural Journal of the American Concrete Institute, 1988, 85(6): 624-635.
- [5] HSU T T C, MO Y T. Softening of concrete in low-rise shear walls[J]. Journal of the American Concrete Institute, 1985, 82(6): 883-889.
- [6] ZHI Chao, ZHANG Cheng-Tzu, HSU T T C. Shear strengthening of reinforced concrete deep beams using carbon fiber reinforced polymer laminates[J]. Journal of Composites for Construction, 2004, 8(5): 403-414.
- [7] YU Hsin-wan, HWANG Shyh-jiann. Evaluation of softened truss model for strength prediction of reinforced concrete squat walls[J]. 2005, 131(8): 839-846.
- [8] BELARBI A, HSU T T C. Constitutive laws of softened concrete in tension and reinforcing bars stiffened by concrete[J].

Structural Journal of the American Concrete Institute, 1994, 91(4): 465-474.

- [9] PANG Xiao-bo, HSU T T C. Behavior of reinforced concrete membrane elements in shear[J]. ACI Structure Journal, 1995, 92(6): 665-679.
- [10] MO Y L, ROBERT H. Effect of softening models on behavior of reinforced concrete framed shear walls[J]. ACI Structural Journal, 1997, 94(6): 730-744.

The Softened-Truss Model of Low-rise RC Shear Wall with Concealed Truss

CAO Wan-lin, CHANG Wei-hua, ZHAO Chang-jun, ZHANG Jian-wei

(Key lab of Urban Security & Disaster Engineering, MOE, Beijing University of Technology, Beijing 100022, China)

Abstract: In order to improve the seismic performance of the low-rise RC shear wall, the idea of the low-rise RC shear wall with concealed truss was put forward. Cyclic loading tests of the low-rise RC walls with concealed truss were carried out. Based on the experiment and the existing softened-truss model, the softened-truss model of shear wall with concealed truss was proposed. The new model considered that the inclination of the concrete crack was vertical to principal stress direction determined by external stress at early cracking, and was led by the concealed truss throughout its postcracking loading history. The results of calculation coincided with the test well.

Key words: reinforced concrete; composite shear wall; concealed truss; softened-truss model

(责任编辑 郑筱梅)

(上接第 244 页)

Application of Lock-in Amplifier Based on LabVIEW Platform for Leakage Detection

HANG Li-jun, HE Cun-fu, WU Bin, CAI Dong-sheng

(College of Mechanical Engineering and Applied Electronics Technology, Beijing University of Technology, Beijing 100022, China)

Abstract: A Lock-in Amplifier based on LabVIEW platform is developed to improve the signal detection level of optical fiber sensor and is applied to demodulate interference signal phase from optical fiber pipeline leakage detecting system based on Sagnac interferometer. The demodulation principle of Lock-in Amplifier and the method of leaking source location for the detection system are analyzed, and an experiment is designed to detect leaking source and locate leaking source when the leakage occurs at 5.0 km. The results verify that the developed Lock-in Amplifier can demodulate leakage signal, and the leaking point can be located accurately.

Key words: fiber optics; optical fiber sensing systems; lock-in amplifier; LabVIEW

(责任编辑 梁洁)