

論文

[2206] プレキャスト造連層耐震壁の鉛直接合部の設計法

壁谷澤 寿海^{*1}・倉本 洋^{*2}・五味 学^{*3}

1. はじめに

本研究は、各層に分布する水平荷重を受けるプレキャスト造連層耐震壁における鉛直接合部のせん断設計法を提案するものである。プレキャスト鉛直接合部の挙動を調べる既往の実験的研究では、頂部に水平せん断力を受ける試験体ですべり挙動が検討されてきた。連層耐震壁の設計法でも、この結果を基本にしていると思われるが、実際の構造物ではこれらの実験で考慮されない応力度が小さい上層の耐震壁の効果は無視できないと考えられる。本論文では、一体打ちRC造も含めて連層耐震壁を分布荷重を受ける1つの部材としてせん断設計する方法を示し、この考え方に整合するプレキャスト連層耐震壁の鉛直接合部の設計法を提案して実験結果と比較した。

2. 一体打ち連層耐震壁のせん断設計法

「鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針」(日本建築学会、1990)¹⁾では、耐震壁のせん断強度式が示されているが、各層のせん断抵抗機構を基本にして層間のせん断伝達を保証する連層耐震壁の設計法はやや煩雑である。これに対して、本論のプレキャスト鉛直接合部設計法に関連するので、連層耐震壁を直接せん断設計する方法を以下に示す²⁾。

指針と同様に耐震壁のせん断抵抗機構をアーチ機構とトラス機構の累加とするが、その際、アーチ機構としては各階床位置の水平力が直接耐震壁脚部に伝達される機構(連層アーチ機構)を考える(図1)。すなわち、指針のせん断強度 V_u は、単体について

$$V_u = V_{tu} + V_{su} \\ = t_w l_{wb} p_s \sigma_{sy} \cot \phi + \tan \theta (1 - \beta) t_w l_{ws} \nu \sigma_B / 2 \quad (1)$$

$$\tan \theta = \sqrt{(h_w / l_{ws})^2 + 1} - h_w / l_{ws} \quad (2)$$

$$\beta = (1 + \cot^2 \phi) p_s \sigma_{sy} / \nu \sigma_B \quad (3)$$

で定式化されるが、この基本式は、トラス機構によるコンクリート圧縮場の応力度 σ_t および水平力 P_{si} に対するアーチ機構による応力度 σ_{si} はそれぞれ、

$$\sigma_t = \beta \nu \sigma_B \quad (4)$$

$$\sigma_{si} = P_{si} / (\tan \theta t_w l_{ws} / 2) \quad (5)$$

となることを前提にしている。したがって、コンクリート圧縮場の応力度レベルの(向きを無視した)累加によってせん断強度が決まるものと仮定すると、 i 層のせん断設計はトラス機構と i 層より上のアーチ機構の累加を考慮して、以下の式を満足することを確かめればよいことになる。

1) 横浜国立大学助教授、工学部建設学科建築学教室、工博(正会員)

2) 横浜国立大学助手、工学部建設学科建築学教室、工博(正会員)

3) 株式会社日本設計、工修(正会員)

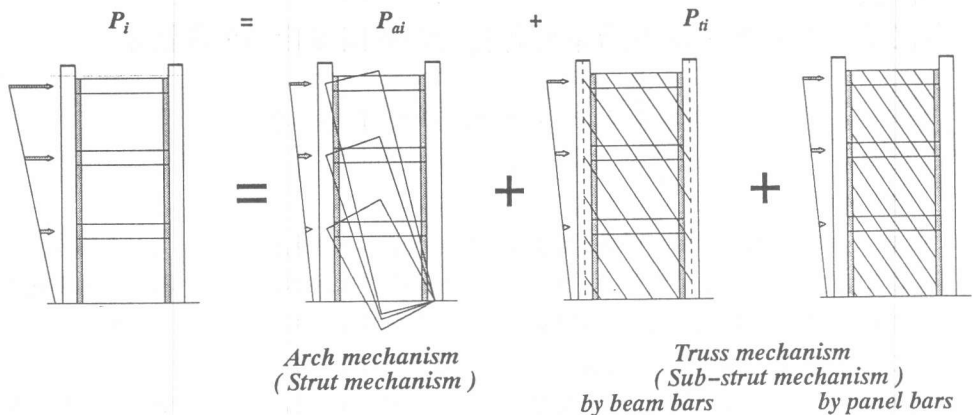


図1 連層耐震壁のせん断抵抗機構

$$\sigma_c + \sum \sigma_{ai} \leq \sigma_B \quad (\Sigma \text{は層に関する和}) \quad (6)$$

トラス機構は、後述するプレキャスト耐震壁の接合部設計法で区別する必要がある場合は、壁板の水平せん断補強筋によるトラス機構（壁筋トラス機構）と梁主筋（+スラブ筋）によるトラス機構（梁筋トラス機構）を区別して扱えばよい（例えば、壁筋が柱まで定着していない場合は、壁筋によるトラス機構の長さ l_{wb} はパネル部分の長さとする）。

以上の設計法を実験データに対して設計法は安全側の評価であることが検証された²⁾、実験には、1) 水平力の加力方法が圧縮側からの载荷なのでアーチ機構が相対的に有効になり、補強筋の効果があらわれにくい、2) 小さい試験体では高めの実験値が得られている可能性がある、3) 大きなシアスパン比でせん断破壊した試験体は含まれていない、等の問題があり、さらに検討が必要である。

3. プレキャスト鉛直接合部の設計法

プレキャスト鉛直接合部の設計法として、従来のように外力に対する接合部のせん断応力度を算出し、これを要素実験によって得られたすべりせん断強度以下にする設計方法を念頭に置いて、水平外力から鉛直接合部の設計用応力を算出する方法を再検討する。

3.1 梁理論による鉛直接合部の設計用せん断力

弾性梁理論では、水平せん断力 V_h を受ける耐震壁の鉛直接合部（柱境界面）におけるせん断応力度 τ_v と水平の平均せん断応力度 $\bar{\tau}_h (= V_h / A_h)$ の関係は、平面保持仮定により、断面1次モーメント $S (= BD(L-D)/2)$ 、断面2次モーメント $I (= [BL^3 - (B-t_w)(L-2D)^3]/12)$ により（図2参照）、以下であらわされる。

$$\tau_v = V_h S / (I t_w) = \alpha_e \bar{\tau}_h \quad (7)$$

$$\alpha_e = A_h S / (I t_w) \quad (8)$$

塑性曲げ理論では、厳密には非線形解析応力解析が必要になるが、簡略には以下のように定式化できる（図3参照）。以下、簡単のため各層の水平断面（断面積 A_h ）が同一で

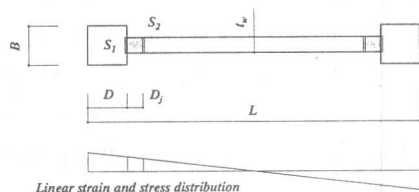


図2 弾性梁理論による応力

ある場合について考える。弾性梁理論と同様に、 i 層の鉛直接合部のせん断応力度 τ_{vi} は、水平せん断力の平均せん断応力度 $\overline{\tau_{hi}}$ に比例すると仮定する。すなわち、

$$\tau_{vi} = \alpha_p \overline{\tau_{hi}}$$

$$V_{vi}/A_{vi} = \alpha_p V_{hi}/A_h \quad (9)$$

V_{vi} 、 V_{hi} ：鉛直接合部せん断力、水平せん断力。鉛直接合部の断面積 A_{vi} を中間梁の効果を含む等価な壁厚 t_{we} と各層階高 h_i の積であらわすと、

(以下 Σ は層に関する和をあらわす)

$$\begin{aligned} \Sigma V_{vi} &= \alpha_p \Sigma A_{vi} V_{hi} / A_h \\ &= \alpha_p t_{we} \Sigma h_i V_{hi} / A_h \\ &= \alpha_p t_{we} M_u / A_h \quad (10) \end{aligned}$$

$$\therefore \alpha_p = A_h \Sigma V_{vi} / (M_u t_{we}) \quad (11)$$

となる。脚部曲げ終局強度時における引張側鉛直接合部せん断力の全層の和 V_v 、脚部曲げモーメント M_u (略算式) は以下であらわされる (圧縮側はこれよりも大きくなるが基礎の拘束効果によって、criticalではないと考える)。

$$V_v = \Sigma V_{vi} = A_T + N/2 \quad (12)$$

$$M_u = (A_T + N/2 + A_w/2)(L-D) \quad (13)$$

ここに、 A_T 、 A_w ：柱主筋、壁縦筋の降伏引張力、 N ：軸力。

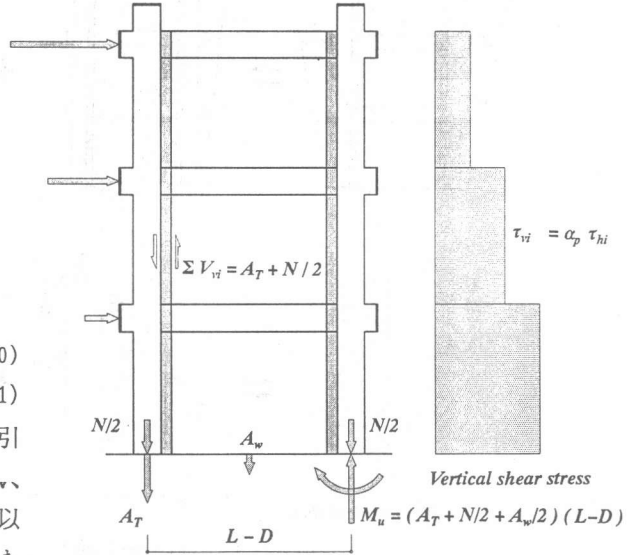


図3 塑性曲げ理論による鉛直接合部の応力

3. 2 鉛直接合部せん断力の応力再配分

連層耐震壁では、曲げ理論による下層の鉛直接合部のせん断応力度が接合部せん断強度に達しても上層ですべりが生じなければ安定した挙動が予想される。また、ひびわれ後の終局状態では曲げ理論による応力は適切であるとは限らない。そこで、曲げ理論によって算出された各層の鉛直接合部のせん断応力度を上下層に再配分する。これは設計用として便宜的な緩和を意図するものではなく、終局時のせん断抵抗機構をむしろ適切に考慮することであり、後述するように実験と対応は梁理論よりよいものとなる。

応力再配分は釣合を満足すればよいので方法は一義的ではないが、図4を参照して、以下に示すように前述のせん断設計におけるせん断抵抗機構と整合させる。

(1) 鉛直接合部に関してアーチ機構とトラス機構の負担率 r_a 、 r_t はせん断強度時の比率とする。また、簡単のため2つの機構に対して同じ外力分布を考える。すなわち、

$$P_{ai} = r_a P_i, \quad P_{ti} = r_t P_i \quad (14)$$

$$r_a = V_{au} / V_u, \quad r_t (= V_{tu} / V_u) \quad (15)$$

(2) トラス機構についてはその釣合状態を考慮して、梁理論と同様の関係を仮定する。すなわち、

$$\tau_{vti} = \alpha_p r_t \overline{\tau_{hi}} \quad (16)$$

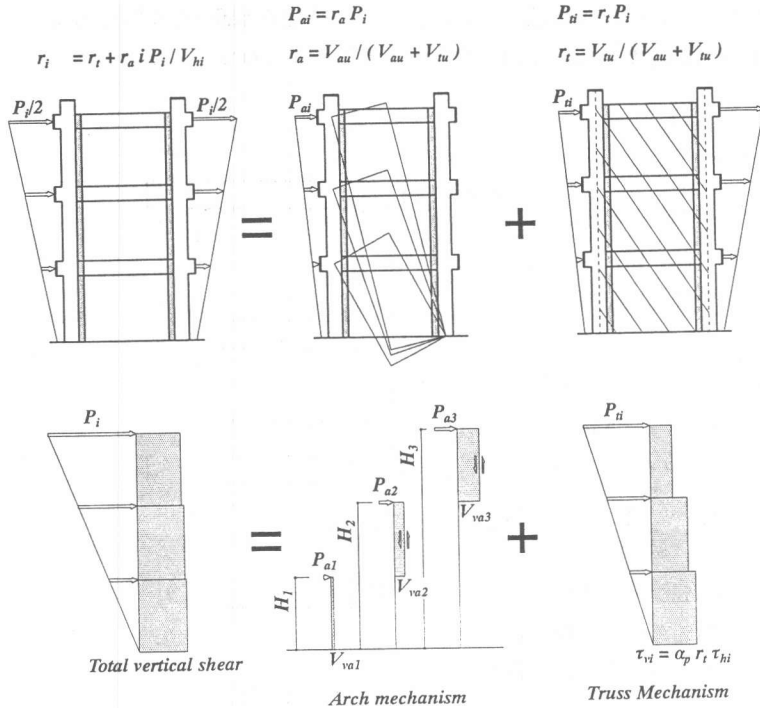


図4 鉛直接合部せん断応力の再配分

(3) i 層の連層アーチ機構に釣り合う水平外力 P_{ai} によって生じる鉛直接合部のせん断力に対しては、引張側では水平力作用位置の近傍、簡単に i 層の鉛直接合部のみで抵抗すると考える。

$$\begin{aligned} \tau_{v,ai} &= \alpha_p (P_{ai} / A_h) (A_v / A_{vi}) \\ &= \alpha_p r_a (P_i / V_{hi}) (A_v / A_{vi}) \tau_{hi} \end{aligned} \quad (17)$$

以上の仮定から、 i 層の鉛直接合部のせん断応力度は、次のように定式化される。

$$\tau_{vi} = \alpha_p r_i \tau_{hi} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} r_i &= r_t + r_a (P_i / V_{hi}) (A_v / A_{vi}) \\ &\approx r_t + r_a i P_i / V_{hi} \end{aligned} \quad (19)$$

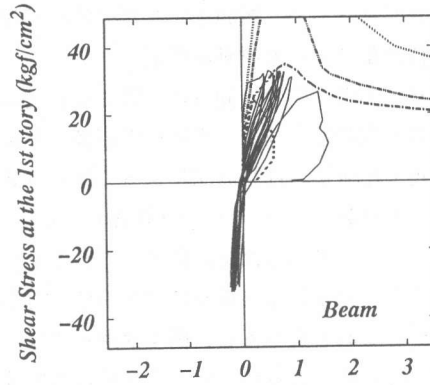
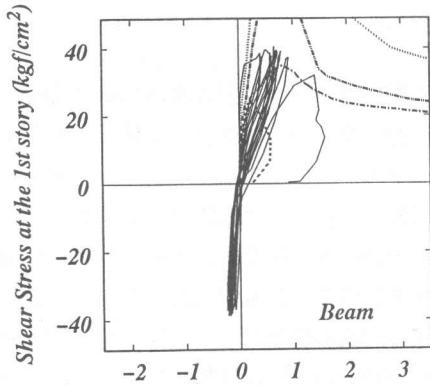
4. 実験結果との比較

4. 1 分布荷重を受けるプレキャスト連層耐震壁の実験

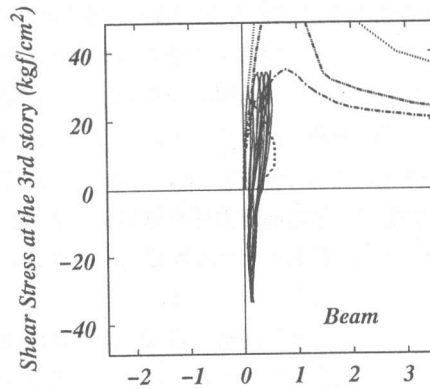
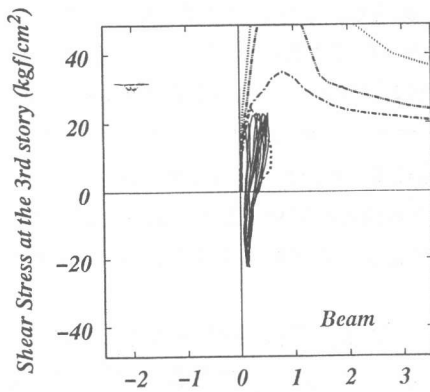
プレキャスト連層耐震壁の鉛直接合部の設計法を検証する目的で、各層に同じ大きさの圧縮と引張の水平力を受ける連層耐震壁3体の静加力実験を行った(詳細は文献3))。鉛直接合部では梁主筋は水平接合筋として有効であるが、壁横筋はプレキャスト部分で定着し接合部は横切らない詳細としている。

等分布荷重で載荷した3層の試験体PW-1では、1階接合部では、設計でも予想されたように繰返し加力により多少すべりが生じたが、顕著な接合部破壊は見られなかった。これにより、計算曲げ強度を一体打ち試験体と同様にかなり上回る安定した耐力を保持して、1/67から1/50への加力途中で1階壁の圧壊により最終破壊に至った。靱性も概ね終局強度指針による推定のレベル(予想よりはやや低めであるが)に対応している。2層試験体で集中荷重としたPW-2は、PW-1と

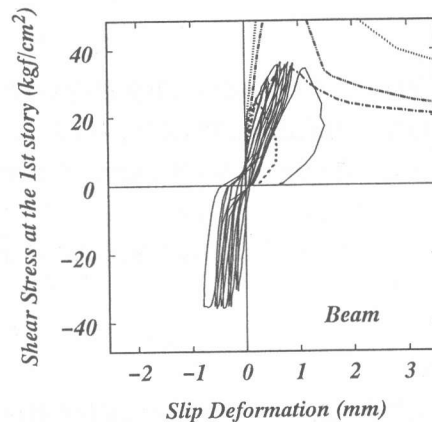
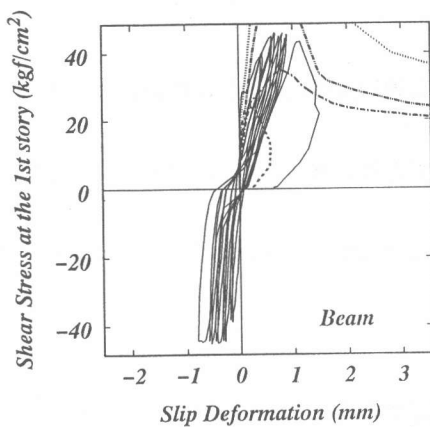
S 型要素実験 :
 ----- Subelement with 2-D10 Bars
 ----- Subelement with 4-D10 Bars
 ----- Subelement with 6-D10 Bars
 Subelement with 2-D6 Bars



耐震壁試験体 PW-1 (1 層梁端部)



耐震壁試験体 PW-3 (3 層梁端部)



耐震壁試験体 PW-3 (1 層梁端部)

(a) 梁理論により接合部応力の評価した場合

(b) 応力再配分を考慮した場合

図5 耐震壁と要素実験における接合部すべり変形の対応

曲げ終局時の1階の水平せん断力レベルは同じ（通常の設計では鉛直接合部の設計用せん断力も同じ）であるが、2層で顕著な接合部破壊が生じた。すなわち、PW-1における連層耐震壁の効果（上層への応力再配分）が確認された。逆三角形分布荷重でせん断力レベルが高いPW-3では、設計での予想通り全層の接合部で徐々にすべり生じ、これにより、PW-1よりも計算曲げ強度を上回る比率は小さくなったが、概ね安定した挙動が確認された。

4. 2 接合部のすべり挙動の対応

以上の連層耐震壁の実験と同時に、同じ接合面と等価な配筋量をもつS型の接合部要素試験体（6体、異なる配筋量も含む）を用いて直接せん断試験も行った。連層耐震壁の実験と要素実験の結果を前述の鉛直接合部設計法によって対応させて比較する。

梁理論による係数は、 $\alpha_s=1.15$ （柱面）、 $\alpha_p=1.14$ （PW-1,2）、1.18（PW-3）となる。そこで、係数 α_p により算出した接合部の応力度とすべり変形の関係を、要素実験と比較して図5（a）に示す。耐震壁の梁主筋量が等価な接合筋量に対応する要素実験は、2-D10の場合（図の一点鎖線）であるが、これと比べると、例えばPW-3では、下層では耐震壁接合部の応力度が要素実験をかなり上回っているにもかかわらず（特に梁では）すべり変形が適度に抑制されており、一方、上層では耐震壁では計算上要素実験を下回っているがある大きさのすべり変形が生じている。PW-1の1層でも計算は要素実験を上回るレベルであるのに、あまり大きなすべり変形は生じていない。以上のように、梁理論による接合部応力はすべり挙動を適切に説明しているとは言いがたい。

前述の方法で上下層の応力再配分をした場合の関係で要素試験体との対応を検討する。試験体の計算せん断強度を参考にして、 $r_s=1/4$ 、 $r_t=3/4$ とすると、PW-1では $r_s=1.5$ 、 $r_t=1.0$ 、 $r_1=0.83$ 、PW-2では $r_t=1.25$ 、 $r_s=0.75$ 、PW-3では $r_s=1.5$ 、 $r_t=0.95$ 、 $r_1=0.79$ となる。これにより、耐震壁の接合部応力度を算定してすべり変形との関係を同様に要素実験と比較して図5（b）に示した。計算されたせん断応力度が大きい箇所ではすべり変形が大きく、すべり変形との対応が梁理論よりよくなっている。

以上のようにせん断抵抗機構を考慮して曲げ理論による応力を上下層で再配分することは、実験のすべり変形の状態をむしろ適切に説明しており、一般に下層で厳しくなる応力を緩和するものであり、設計上有効である。

5. 結論

- (1) アーチ機構とトラス機構のせん断抵抗機構を考慮した連層耐震壁の設計法に整合するプレキャスト連層耐震壁の鉛直接合部の設計法を提案した。
- (2) プレキャスト連層耐震壁の実験で観察されたすべり変形は、提案した設計法により、要素実験と適切に対応づけられることを示した。
- (3) 提案した設計法は一般に厳しい下層の鉛直接合部の設計用せん断力を緩和するものであり、設計上有効である。

《参考文献》

- [1] 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説、1990年
- [2] 壁谷澤寿海：連層耐震壁の設計法、日本建築学会大会学術講演梗概集、1992年8月
- [3] 五味学、倉本洋、壁谷澤寿海：プレキャスト造連層耐震壁の鉛直接合部の挙動に関する実験的研究、コンクリート工学年次論文集、1993.6