論文 大口径 PHC 杭の実用せん断強度式

白石一郎*1、林 静雄*2、桑原文夫*3、堀井昌博*4

要旨:長方形断面を有する柱・はり部材のせん断強度が、比較的良い精度で評価できるようになりつつあるのに対し、円形や円筒形断面である杭のせん断強度は、十分には明らかになっていない。例えば、PHC杭の設計は許容応力度法であり、せん断強度もせん断ひび割れ強度に基づいて評価されているのが現状であり、新耐震設計法で設計された建築物の杭にもせん断破壊が生じており、杭のせん断強度を明らかにすることは急務である。

本研究は、設計軸力範囲における大口径PHC杭の実用的なせん断強度の評価法につい て検討したものである。

キーワード:大口径PHC杭、せん断強度、極限解析、上界定理、FEM解析

1. はじめに

長方形断面を有する柱・はり部材のせん断抵 抗機構に関する研究は数多く、そのせん断強度 も比較的良い精度で評価できるようになりつつ あるのに対し、円形あるいは円筒断面である杭 のせん断強度に関する研究は数少ない。既往の 研究として、杭断面を長方形に置換して柱のせ ん断強度式を準用した後藤・柴田の研究¹⁾や、 Kani のアーチ理論を修正して、せん断強度式 を提案した渡辺らの研究²⁾等があるものの、 杭のせん断強度は、十分には明らかとなってい ない。さらに兵庫県南部地震では、新耐震設計 法で設計された建築物においても、杭にせん断 破壊が生じたことから³⁾、杭のせん断強度を 明らかにすることが急務である。

このような背景から、岸田等は逆対称曲げせ ん断を受ける 58 体の大口径プレストレストコンクリート杭 (PHC 杭)の実験を実施し、せん断強度への各 種要因の影響について検討した^{4,5)}。筆者等は、 この文献4)の実験を参照し、シェル構造 FEM 解 析や極限解析により PHC 杭の破壊挙動や終局強 度について考察した上で、PHC 杭の終局強度の 評価法を提案した⁶⁾。しかし、この終局強度 式は、全軸力範囲を考慮したもので必ずしも実 用的なものではなく、またプレストレスの影響につ いても十分には検討されていなかった。

そこで本研究は、文献6)の終局強度式を一 部修正し、設計軸力範囲に限定した実用的なせ ん断強度評価法について検討したものである。

2. PHC杭のせん断強度への軸力の影響

2.1 実験結果と極限解析の比較

岸田等の実験^{4,5)}の試験体諸元および実験概 要を表1、図1に示し、そのうち最も大口径の 杭を想定した JP12 シリース^{*}(B,C種)の実験結果 を図2に示す。これらの試験体には、設計での 軸力を想定して、それぞれ 0kN, 343kN、687kN、 981kN の軸力が載荷されており、いずれもせん 断破壊したと報告されている。図2より、実験 結果のせん断強度は、軸力の増大とともに上昇 しているが、他の実験シリース^{*}についても同様の 傾向であった。

図中には、文献6)で誘導したせん断強度式 (付表1の式(a)~(h))の計算結果も示されて

| *1 | 日本工業大学助教授 | 工学部建築学科 | 工博(正会員) |
|----|-----------|------------|---------|
| *2 | 東京工業大学教授 | 建築物理研究センター | 工博(正会員) |
| *3 | 日本工業大学教授 | 工学部建築学科 | 工博(正会員) |
| *4 | 日建設計 | 主任研究員 | 工博(正会員) |

-421-

| | 外径肉属 | 有効 | 軸方向筋 | らせん | | | |
|-------------|----------------|----------------|-----------------|------------------------|-----------|-------|---------|
| N = 0 kN | N = 343 kN | N = 687 kN | N = 981 kN | (mm) | (N/mm²) | (%) | (%) |
| JP3-00-15 | JP3-00-15-35 | JP3-00-15-70 | JP3-00-15-105 | 3000 | 0種:1.30 | 1.41 | |
| JP3-40-15 | JP3-40-15-35 | JP3-40-15-70 | JP3-40-15-105 | T=60 | A種:3.92 | 0.53 | 3.20 |
| JP3-80-15 | JP3-80-15-35 | JP3-80-15-70 | JP3-80-15-105 | T/D=0. 2 | B種:7.85 | 1.13 | 0 50 |
| JP3-100-15 | JP3-100-15-35 | JP3-100-15-70 | JP3-100-15-105 | As =452cm ² | C種:9.81 | 1.41 | 0. 268% |
| JP8-00-15 | | JP6-00-15-70 | JP6-00-15-105 | 3000 | 0種:1.64 | 1, 78 | |
| JP8-40-15 | | JP6-40-15-70 | JP6-40-15-105 | T=45 | A種:3.92 | 0.67 | 3.20 |
| JP6-80-15 | | JP6-60-15-70 | JP6-60-15-105 | T/D=0.15 | B種:7.85 | 1.42 | ● 50 |
| JP6-100-15 | | JP6-100-15-70 | JP6-100-15-105 | As =360cm ² | C種:9.81 | 1. 78 | 0. 268% |
| JP9-00-15 | | | | 3000 | 0種:1.80 | 1.57 | |
| JP9-40-15 | | | | T=40 | A種:3.92 | 0. 74 | 3.20 |
| JP9-60-15 | | | | T/D=0. 133 | B種:7.85 | 1.22 | 0 50 |
| JP9-100-15 | | | 1 | As =327cm ² | C租:9.81 | 1.57 | 0. 268% |
| JP12-00-15 | JP12-00-15-35 | JP12-00-15-70 | JP12-00-15-105 | 3000 | 0 81:1.91 | 1.66 | |
| JP12-40-15 | JP12-40-15-35 | JP12-40-15-70 | JP12-40-15-105 | T=37. 5 | A #1:3.92 | 0, 78 | 3.20 |
| JP12-60-15 | JP12-60-15-35 | JP12-60-15-70 | JP12-60-15-105 | T/D=0. 125 | B種:7.85 | 1.24 | ● 50 |
| JP12-100-15 | JP12-100-15-35 | JP12-100-15-70 | JP12-100-15-105 | As =309cm² | C#1:9.81 | 1.66 | 0. 268% |

表1 試験体一覧



図1 試験体概要

いるが、計算結果は、実験の軸力範囲では一定 値となる傾向になっている。このことは、実験 での軸力範囲において、計算結果では主筋が降 伏せずに破壊していることに起因している。す なわち、極限解析の上界定理では、外力による 仕事速度と内部エネルギー散逸速度を等置する ことにより、せん断強度式を導いているが、主 筋が降伏せずに破壊に至るような場合には、主 筋や軸力は仕事式には関係しなくなり、その結 果、軸力の影響はせん断強度式に反映されない ためである。

2.2 シェル構造FEM解析による検討 本節では、積層モデルを用いたシェル構造 FEM 解 析より、PHC 杭の終局強度への軸力の影響につ いて検討する。解析モデルは図3のように、試 験部分近傍のみを取り出した半割モデルとし、



(a) JP12-80-15 シリース*

(b) JP12–100–15 **ኦ**ሀ–አ*

図2 実験結果と極限解析結果の比較



図3 FEM解析モデル

- 422 -

逆対称曲げ状態となるようにせん断力と曲げモ ーメントを作用させた。解析法や解析モデルの 詳細については、文献6)を参照されたい。

図4に、JP12 シリーズ(B,C種)に対する FEM 解 析結果と実験結果を示すが、FEM 解析結果は、 いずれも実験結果とよく対応している。また、 図5には、JP12-40-15 シリーズに対する FEM 解析 結果のせん断強度時のせん断応力度分布と、主 圧縮応力度分布が示されているが、軸力の増大 とともに、せん断応力度および主圧縮応力度が 大きくなっている。これらの試験体は、主筋の 降伏を伴わずにせん断破壊しており、せん断強 度はコンクリート圧縮強度に依存していると考えられ る。載荷前のコンクリート強度は各試験体同一である ことから、破壊時のコンクリート強度が、ひび割れ等 の影響により変化したものと判断される^{7,8)}。

3. せん断強度式の修正

前章で考察したように、主筋が降伏せずにせ ん断破壊するような場合にも、ひび割れコン/リート の強度劣化等の原因により、軸力によってせん 断強度が変化することが確認された。そこで本 報では、コン/リートの有効係数を軸力により変化さ せることにより、せん断強度の変化を考慮する ものとする。すなわち式(1)のように、複合軸 力(軸方向外力とプレストレスによる軸力の和)が 0の場合には、文献6)で用いた有効係数とな り、複合軸力のみで杭が圧縮破壊するような場 合には、ひび割れによるコン/リートの強度劣化はな いものとして、有効係数が1.0となるように修 正する。

$$v_{s} = v_{0} + (1 - v_{0}) \frac{N + N_{PS}}{N_{max}} - - - (1)$$

$$v_{0} = 1.69 (f_{C}')^{-0.333}, N_{max} : 杭の圧縮耐力$$

修正後のせん断強度式の計算結果と実験結 果を比較して図6に示す。図より、修正後のせ ん断強度式は、高軸力の範囲ではやや強度を過 大に評価しているが、その他の軸力範囲では、





<u>- 423 - </u>

実験結果や FEM 解析結果と同様の傾向を示し、 特に実験での軸力下ではよい対応がみられる。

4. 設計軸力範囲における実用せん断強度式

4.1 PHC杭の設計軸力範囲

打込杭の鉛直極限支持力算定式 $R_p = 30 \overline{N} A_p$ (\overline{N} : N値、 A_p :杭先端面積)を用い、標準的な 地盤を想定して N値を 50 とすると、鉛直極限 支持力は $R_p = 37.5\pi D^2 (kgf)$ となる。文献 5)に 倣って、杭の長期許容軸力を極限支持力の 1/3 とし、短期軸力は長期軸力分の変動があるとす れば、設計軸力範囲は $0 \sim 25\pi D^2 (kgf)$ となる。

次に、この設計用軸力範囲を付表1中の式(a) ~(h)中の無次元化軸力 $n (= N / \pi Dt \cdot vf_c')$ に換算する。PHC 杭の肉厚と杭径の比は 杭径 によりやや異なるが、杭径100cm 程度の大口径 杭では、およそt/D = 0.13程度であり、コンクリート 強度を $f_c'=900kg/cm^2$ 、コンクリート強度有効係数を $v_s = 3.68(f_c')^{-0.333}$ とすれば、 $n = 0 \sim 0.56$ と なる。さらに極限支持力まで考慮しても、設計 用軸力範囲は $n = 0 \sim 0.84$ である。なお以上の 議論では、簡略化のため杭外径と杭芯径を等し いとしている。

4.2 PHC杭の実用せん断強度式

式 (a) ~ (h) 式 (付表 1) の無次元化主筋量 $\Phi(= p_s \sigma_y / v f_c')$ の値をみると、軸方向筋比 p_t を A種 0.7 %、B種12 %、C種1.5 %、降伏強 度を $\sigma_y = 13000 \ kgf \ / cm^2$ とすると、Φの値は、 A種: 0.26、B種: 0.45、C種: 0.57 となる。

設計用軸力と付表1中の式(b),(f)の軸力範 囲を比較すると図7となるが、A種ではやや差 異がみられるものの、式(b),(f)の値と設計軸 力範囲は概ね対応している。

式(b), (f) のいずれを採用するかは、杭の形 状とらせん筋量による $(1 + \lambda^2) \Psi (2 - \Psi)$ の値 に依存する (付表 1 参照)。杭径 100cm 程度の 大口径杭を対象として、軟弱地盤から比較的よ く締まった地盤 (深さ方向に一様な水平地盤反 力係数 0.9~8.7 kgf/cm²)を想定し、杭頭固 定としたときのせん断スパン比は 1.5~2.5 と なる。せん断破壊は杭頭付近で生じることから、 せん断強度算定用の $\lambda(=L/D)$ として、この せん断スパン比の値 1.5~2.5を用いる。また、 らせん筋比は 0.3%程度、らせん筋の降伏強度 を 4000kgf/cm² とすれば、 $(1 + \lambda^2)\Psi(2 - \Psi)$ の値は、0.23~0.64 となり、1.0以下となる。

したがって、設計軸力範囲における実用的せ ん断強度式は式(f)となり、この式を通常の記 号に直すと式(2)となる。

$$Q_{s} = 0.5\pi Dt \left\{ v_{s} f_{c} \left(\sqrt{1 + \lambda^{2}} - \lambda \right) + \lambda p_{w} \cdot_{w} \sigma_{y} \right\}^{--} (2)$$

$$v_{s} = v_{0} + (1 - v_{0}) \frac{N + N_{PS}}{2\pi}$$



図 7



設計用軸力と極限解析の軸力範囲



図8 実験結果と実用せん断強度式の比較

- 424 ---

図 8,9 に、式(2)による計算結果と実験結果 との比較を示すが、実験結果で曲げ破壊と報告 されている試験体は除外している。図8の横軸 の複合軸応力度は、軸方向外力とプレストレスによ る軸力を加えた軸力を杭断面積で除したもので あり、また図9中にはJIS 規格式⁹及び文献1) による長方形置換式による計算結果(付表2) も示されている。

JP3シリーズ

両図より、本報のせん断強度式は、既往のせ ん断強度式に比べてやや実験結果に近くなって いると判断されるものの、特に JP12 シリーズで危 険側の評価もみられる。これは、本報の計算式 が上界定理に基づいていることや、仮定してい る破壊機構(付図1参照)等に原因があると思 われるが、今後、破壊機構をより実状に合わせ ていくことが必要と思われる。



実験結果と既往のせん断強度式の比較 図 9

5. まとめ

本報では、文献 6)の大口径 PHC 杭のせん断 強度式に一部修正を加えた上で、設計軸力範囲 に限定した実用的なせん断強度式を提案した。 本報のせん断強度式は、実験結果のせん断強度 と概ね対応していたものの、やや危険側の評価 もみられ、今後さらに検討していく予定である。 [謝 辞]

貴重な実験結果を参照させて戴いた、東京工業大 学大学院の岸田慎司氏に、感謝の意を表します。

参考文献

- 2 後藤康明、柴田拓二:遠心力PC(PHC)杭剪断耐 力推算式、日本建築学会大会学術講演梗概集、 pp.983-984、1985.10
- 2)渡辺史夫、六車 熙、西山峰広:曲げとせん断 を受ける PC パ イルの耐力評価に関する研究、コン/ リート工学年次論文報告集、pp. 483-488, 1987.6
- 3) 兵庫県南部地震による建築基礎の被害調査事例
 報告書、日本建築学会近畿支部基礎構造部会

付表1 文献6)のせん断強度式

及び兵庫県南部地震建築基礎被害調査委員会、 1996.7

- 4)岸田慎司、堀井昌博、桑原文夫、林静雄:大口
 径 PHC 杭のせん断強度に関する実験研究、コンクリート工学年次論文報告集、pp. 695-700, 1996.7
- 5)岸田慎司、堀井昌博、桑原文夫、林静雄:大口 径 PHC 杭のせん断強度に及ぼす軸力の影響に関 する実験研究、コンクリート工学年次論文報告集、 pp. 765-770, 1997.6
- 6) 白石一郎、林静雄、桑原文夫、堀井昌博:大口 径 PHC 杭の破壊機構と終局強度に関する一考察、 コングリート工学論文集、第8巻第1号、pp.85-93、 1997.1
- 7) M. P. Collins : The Shear Strength of Reinforced Concrete Structure, Japan Concrete Institute Annual Convention 1995
- 8) 白石一郎、高木仁之、狩野芳一:鉄筋コンクリート柱 のせん断強度への軸力の影響、コンクリート工学年次 論文報告集、pp. 689-694, 1996. 7
- 9) 日本建築学会:建築基礎構造設計指針、1996.7

付表2 既往のせん断強度式

せん新強度式 1 よしら提進すり i. (l+λ²)Ψ(2-Ψ)>1 の場合 2. (1+ 𝔄)Ψ(2-Ψ)≤1 の場合 $Q = \frac{2iI}{s_0} \cdot \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_0 + 2\phi \sigma_i)^2 - \sigma_0^2}$ A) $-\Phi \leq n < \frac{1}{2} - \Phi - \frac{\sqrt{1 - (1 + \lambda^2)\Psi(2 - \Psi)}}{2(1 - \Psi)}$ $O \geq \frac{1}{2}$ $A) - \Phi \le n < \frac{1}{2} - \Phi \quad \text{obs}$ σ: コンff-ト引張強度 (55kgf/cm²) $q_{s} = \sqrt{4(2-4)(n+\Phi)(1-n-\Phi)}$ ---(a) $q_s = \sqrt{\Psi(2-\Psi)(n+\Phi)(1-n-\Phi)}$ ----(d) .σ.: 有効プレストレス、 #:0.5 $B) \quad \frac{1}{2} - \Phi - \frac{\sqrt{1 - (1 + \lambda^2)\Psi(2 - \Psi)}}{2(1 - \Psi)} \leq_R < \frac{1}{2} - \Phi \quad \mathcal{O} \succeq \textcircled{R}$ B) $\frac{1}{2} - \Phi \le n < \frac{1}{2} + \Phi$ Obt $q_s = 0.5\sqrt{\Psi(2-\Psi)}$ 2. 長方形置換式『 $q_{s} = 0.5(\sqrt{4(n+\Phi)(1-n-\Phi)+\lambda^{2}} + (\Psi-1)\lambda)$ ---(•) $Q = \left(0.9 + \frac{\sigma_{0}}{250}\right) \left\{ \frac{20k_{p}(1.8 + F_{c}/100)}{M/Qd + 0.12} + 4.8\sqrt{p_{v} \cdot_{v} \sigma_{y}} \right\}$ C) $\frac{1}{2} + \Phi \le n < 1 + \Phi$ Obe $C) \quad \frac{1}{2} - \Phi \leq n < \frac{1}{2} + \Phi \quad \mathcal{O} \succeq \mathring{e}$ $q_{n} = \sqrt{4(2-4)(n-4)(1-n+4)}$ ---(c) $q_s = 0.5(\sqrt{1+\lambda^2} + (\Psi - 1)\lambda)$ ---(f) $d = (D/2)(1 + 2/\pi) - t/\pi = 0.82d - 0.32t$ $D) \ \frac{1}{2} + \Phi \leq n < \frac{1}{2} + \Phi + \frac{\sqrt{1 - (1 + x^2)\Psi(2 - \Psi)}}{2(1 - \Psi)} \quad o \geq \frac{1}{2}$ $k_p = 0.82(100P_t)^{0.23}, p_t = p_g/4, p_g: 全輸筋比$ $q_{s} = 0.5(\sqrt{4(n-\Phi)(1-n+\Phi)+\lambda} + (\Psi-1)\lambda)$ ---(E) $E) \frac{1}{2} + \Phi + \frac{\sqrt{1 - (1 + \hat{x})\Psi(2 - \Psi)}}{2} \le n \le 1 + \Phi \quad \mathcal{O} \ge i$ 2(1-4) $q_n = \sqrt{\Psi(2-\Psi)(n-\Phi)(1-n+\Phi)}$ ---(h) [記号の詳細] la. D:杭芯径、t:内庫、L:杭長、A:L/D、N:執力(圧縮を正)、N_{P8}:プレストレスと等価な執力 N+Np N+N. $f_{c}^{*}: = 22$ 引いの圧縮強度、v : = 22 引いの有効係数 ($v_{s} = 1.69(f_{c})^{-0.333}$)、 Q. p_{s} : らせん筋比、 $_{s}\sigma_{s}$: らせん筋の降伏応力度、 p_a :主筋比($p_a = a_a / \pi Dt$)、 σ_a :主筋の降伏応力度、 Q_s : せん新独度、 q_s : 無次元化せん新独度(= $Q_s / (\pi D t \cdot v_s f_c)$) 付図1 せん断破壊機構(文献6)) α:変位速度ペクトルと破壊薬のなす角度、β:材軸と破壊薬の角度、": 変位速度ペリル $\psi = \frac{P_{\bullet} \cdot \sigma_{y}}{y_{\bullet}^{\prime}} \le 10, \quad \Phi = \frac{P_{\bullet} \cdot \sigma_{y}}{vf_{\bullet}^{\prime}}, \quad n = \frac{N}{\pi D t \cdot y_{\bullet}^{\prime}}, \quad n_{rs} = \frac{N_{rs}}{\pi D t \cdot y_{\bullet}^{\prime}} \le 10$

— 426 —