論文 せん断破壊と圧縮破壊が混在する PRC 杭の変形性能

宮蔭和人*1・長江拓也*2・岸田慎司*3・林静雄*4

要旨:本論文ではせん断破壊および圧縮破壊が混在しやすい場合を想定した PRC 杭に対して 変形性能評価を中心に考察を行った。その結果,変形性能は(1) せん断強度式の軸力による 強度上昇を無視して計算した値と曲げ強度計算値の比,または(2) 曲げ解析から求めた限界 圧縮ひずみ時の限界曲率,から評価が可能であることがわかった。また,破壊性状がより卓 越するほうで変形性能が決まることが示唆された。

キーワード: PRC 杭, せん断破壊, 圧縮破壊, 変形性能

1. はじめに

1995年の兵庫県南部地震では既製コンクリー ト杭を用いた基礎の被害が多数報告されたが, その大部分が杭頭におけるせん断破壊および圧 縮破壊であった¹⁾。一方,基礎に対してもその設 計は既に性能規定型に移行しており,変形性能 に期待する杭断面の設定も今後の設計選択肢の ひとつになり得ると考えられる。こうした中,筆 者らはエネルギー吸収に優れたPRC 杭²⁾³⁾の変形 性能の向上,およびその評価方法の確立を目的 として実験研究を行ってきた³⁾⁴⁾⁵⁾。その中ではせ ん断破壊と圧縮破壊のそれぞれの破壊形式に対 して変形性能の評価方法を提案しているが,こ れらの破壊形式が混在する場合の実験資料は乏しい。そこで,本論文においてはこれらが混在しやすい場合に対して考察を行った。

- 2. 実験概要
- 2.1 試験体

試験体一覧を表 -1 に示す。試験体を図 -1 に示 す。試験体は杭頭部を想定している。

試験体は肉厚比 *t/D* が JIS 規格にある PHC 杭と 等しい杭径 300mm (*t/D*=0.2) の実大 PRC 杭であり, 有効プレストレスは約 5.0N/mm² である。

横補強筋の降伏強度 σy は約 600N/mm²で,体積 比 ρs を 0.53, 1.23, 1.86% の 3 段階とした。

試験体名	D (mm)	t (mm)	M/QD	異形鉄筋	異形 PC鋼棒	P g1 (%)	P g2 (%)	横補強筋	ρs (%)	P w (%)	$\sigma_{ m e}$ (N/mm ²)	N (kN)
3IV-53-T-20	300	60	2.0	12-D16	6-U10	5.13	1.04	¢4.5@50	0.53	0.35	4.7	687
3IV-123-T-20	300	60	2.0	12-D16	6-U10	5.13	1.04	¢6.5@45	1.23	0.82	4.7	687
3IV-186-T-20	300	60	2.0	12-D16	6-U10	5.13	1.04	¢8.0@45	1.86	1.24	4.7	687
3IV-53-U-20	300	60	2.0	12-D16	6-U10	5.13	1.04	\$4.5@50	0.53	0.35	4.7	980
3IV-123-U-20	300	60	2.0	12-D16	6-U10	5.13	1.04	¢6.5@45	1.23	0.82	4.7	980
3IV-186-U-20	300	60	2.0	12-D16	6-U10	5.13	1.04	¢8.0@45	1.86	1.24	4.7	980
3I-53-U-20	300	60	2.0	6-D13	6-U10	1.68	1.04	\$4.5@50	0.53	0.35	5.3	980
3I-123-U-20	300	60	2.0	6-D13	6-U10	1.68	1.04	¢6.5@45	1.23	0.82	5.3	980
3I-186-U-20	300	60	2.0	6-D13	6-U10	1.68	1.04	¢8.0@45	1.86	1.24	5.3	980
		11 / 14/10										

*試験体名は付録1を参照されたい 表

表 -1 試験体一覧

D:杭径 t:肉厚 M/QD:せん断スパン比 P_{g1} :異形鉄筋全主筋比= A_{s1}/A_p P_{g2} :異形PC鋼棒全主筋比= A_{s2}/A_p A_{s1} :異形鉄筋全 断面積 A_{s2} :異形PC鋼棒全断面積 A_p :杭体断面積= $\pi(D \cdot t - t^2)$ ρ_s :横補強筋体積比= $4A_w/(D \cdot s)$ A_w :横補強筋1本の断面積 D_c :スパイラルに囲まれるコアコンクリート部分の径 s:横補強筋のピッチ P_w :せん断補強筋比(付録-2を参照されたい) σ_c :有効プレ ストレス N:軸力

*1 東京工業大学大学院 環境理工学創造専攻 宮蔭和人 (正会員)

*2 東京工業大学 特別研究員 建築物理研究センター 博士(工学) (正会員)

*3 東京都立大学 助手 建築学科 博士(工学) (正会員)

*4 東京工業大学 教授 建築物理研究センター 工博 (正会員)

IV 種杭とI 種杭で軸方向異形鉄筋の量が異な リ, IV 種杭は異形鉄筋全主筋比 Pg1 が 5.13%, I 種 杭は*P*g1が1.68%である。

せん断スパン比 M/QD はせん断破壊性状が卓越 するよう 2.0 とした。さらに軸力を, N 値 50 程度 の支持地盤の長期許容支持力に対して2倍の短期 軸力(687kN)および3倍の終局軸力(980kN)と し, 圧縮破壊性状も卓越するよう意図した。

曲げ降伏後の変形性能に期待する場合,杭体中 空部分にコンクリートを充填し,横補強筋による 拘束力を高めることが有効である<sup>
の</sup>。本実験にお いても全試験体の中空部分全域に普通コンクリー トを充填している。



図-1 試験体

上下スタブへの杭体埋め込み長さは杭径の2.0

倍を確保し,固定の条件⁷⁾としている。

杭体コンクリートは,遠心成形後にオートク レーブ養生した超高強度コンクリートである。杭 体を製造した工場の同時期におけるコンクリート 圧縮強度の統計値を表 - 2 に示す。中詰コンク リートは通常の基礎の現場打ちコンクリートを想 定して設計基準強度 Fcを 24 N/mm²としたが,結果 的に圧縮強度 σB は41.5 N/mm²(ヤング係数 Ec=32.1 kN/mm²)となった。上下スタブに使用したコンク リートの設計基準強度 Fc は 50 N/mm²である。杭体 に使用した鋼材の力学的性質を表 - 2 に示す。

2.2 加力方法

加力装置は図-2に示す逆対称加力形式とし, 試験体に一定軸力を加えた状態で,試験体の反曲

表-2 使用材料の力学的性質

杭体コン	クリート	鋼材の引張試験結果						
圧縮強度	統計値	看別	$\sigma_{ ext{y}}$	$\sigma_{ m t}$	E s			
n	54	112/00	(N/mm^2)	(N/mm ²)	(kN/mm ²)			
x	93.2	D16	379	561	185			
σ	2.3	D13	384	527	178			
ν	2.5	U10*	1437	1474	200			
<i>n</i> :データ(固数	φ8.0*	636	773	219			
x:平均值(N/mm ²)	φ6.5*	657	750	211			
σ :標準偏	$E(N/mm^2)$	¢4.5*	666	792	181			
v·空動係	数(%)	σy:降伏強度(*0.2%オフセット値)						

 σ t:引張強度 Es:ヤング係数

*New-RC 式 により, コンクリート圧縮強度から杭体コンク リートのヤング係数を計算すると40.0kN/mm²となる。



1: 試験体 2: スクリュージャッキ 3: 490kN オイル ジャッキ(両端ピン支持) 4: 球座支承 5: 1960kNオイル ジャッキ 6: リニアローラーウェイ 7: 平行クランク 図 - 2 加力装置

(Unit:mm)

点位置(スタブ固定端から 600mm)に水平力を加え た。水平力は,図に示すように左右から 1/2 づつ 加え,正負交番漸増繰り返し加力とした。上下ス タブ間の水平変位(相対変位)を試験体内法長さ で除した値を部材角 *R* とし,*R*= ± 1/400rad で1回 繰り返した後,*R*= ± 1/200rad, ± 1/100rad, ± 1/ 50rad, ± 1/33rad,および± 1/25rad で各2回繰り 返すことを目標とした。

3. 実験結果

表-3に実験結果および計算値一覧を示す。

3.1 破壊過程

せん断力と部材角の関係を図-3に示す。なお, 各試験体とも上下スタブと杭体との接合状態にお いて,緩みなど部材角に顕著な影響を及ぼすよう な状態は生じなかった。

いずれの試験体も,まず固定端付近において曲

表-3 実験結果および計算値一覧

試験体名	Q max (kN)	<i>R</i> u (rad)	calQ bu (kN)	calQ su (kN)	$rac{\mathrm{cal}Q\mathrm{su}}{\mathrm{cal}Q\mathrm{bu}}$
3IV-53-T-20	318	0.020	323	329	1.02
3IV-123-T-20	305	0.032	323	396	1.23
3IV-186-T-20	353	0.040*	323	441	1.37
3IV-53-U-20	302	0.014	336	372	1.11
3IV-123-U-20	334	0.025	336	438	1.30
3IV-186-U-20	338	0.036	336	484	1.44
3I-53-U-20	279	0.022	271	346	1.28
3I-123-U-20	277	0.030	271	413	1.52
3I-186-U-20	302	0.040*	271	458	1.69

Qmax:最大耐力実験値 Ru:最大耐力の90%まで耐力が低下 した時点での限界変形角(*最大耐力の90%まで耐力が低 下する前に実験終了時部材角 R=1/25rad に達した試験体) calQbu:曲げ解析による曲げ強度計算値⁵⁾ calQsu:せん断強度 計算値^{8) 付録2}



げひび割れが発生し,試験体中央に向かって分 散していった。その後,せん断力の増大に伴い, せん断ひび割れが発生した。変形の増大に伴い, 杭体腹部の損傷が顕著となったが,横補強量が 増えるに従って損傷が抑えられる傾向にあった。 等しい横補強量の試験体で比べると,軸力 *N*=687kNの場合より*N*=980kNの場合の方が,また 異形鉄筋全主筋比*P*g1=1.68%のI種杭より *P*g1=5.13%のIV種杭の方が,損傷の度合いが顕著 であった。

3.2 強度および変形性能に関する考察

本報告における変形性能とは図 - 4 に示す限界 変形角をもって定義される。また,考察において は長期軸力作用下の3試験体⁴⁾(*N*=343kN, *M/QD*=2.0, *p*s=0.53, 1.23, 1.86%)も加える。



図-4 限界変形角の定義

3.2.1 強度

曲げ強度計算値は曲げ解析⁵⁾より求める。せん 断強度は,式(1)に示すせん断強度式^{8),付録2}より求 める。

 $calQsu = (\tau 1 + \tau 2 + \tau 3 + \tau 4)be^{\bullet}j \qquad (1)$

ここに, τ1:杭体コンクリートの負担分, τ2:せ ん断補強筋の負担分, τ3:軸力の負担分, τ4:中詰 コンクリートの負担分, be およびj:杭体を長方 形断面に置換した際の幅と応力中心間距離

図 -5 には,強度計算値と*P*-δ効果を考慮した最 大耐力実験値expQ'max(図-4)の比較を示す。縦 軸には最大耐力実験値を曲げ強度計算値で除した 値 expQ'max/calQbu を,横軸にはせん断強度計算値 を曲げ強度計算値で除した値 calQsu/calQbu (以降, せん断余裕度)をとっている。

図 - 5 に関して, せん断余裕度が大きい試験体 は腹部の損傷が少なく, またヒンジ領域における 圧縮コンクリートが横拘束されているため, 曲げ 降伏以降も変形の増大により耐力が徐々に増加 し, 最大耐力が曲げ強度計算値の 1.2 倍に達して いる。中にはせん断余裕度が 1.0 を上回るにもか かわらず最大耐力が曲げ強度計算値を下回る試験 体もあるが(3IV-123-T,3IV-53-U),何れも計算値の 90% を上回っており,曲げ解析では主筋の引張降 伏が始まっている。



3.2.2 せん断強度に注目した変形性能評価 文献4においては、せん断スパン比が異なる場 合にせん断余裕度 calQsu/calQbu を指標とすること で変形性能を適切に評価できるとしている。た だし、すべての試験体が長期軸力作用下による もので軸力による影響は検討していない。

図 -6 には限界変形角とせん断余裕度の関係を 示した。図から明らかのように,各軸力において せん断余裕度に対する限界変形角の関係が異な リ,同じせん断余裕度でも軸力が大きくなるに つれ限界変形角が小さくなっている。そこで,こ こではせん断強度に寄与する因子の内,軸力の 増加による強度上昇は変形性能の上昇に寄与し ないと考える。すなわち,式(1)の τ3の項を無視 した計算値 calQu と曲げ強度計算値との強度比 calQu/calQbu を横軸にとったのが,図-7である。図 中すべての軸力作用下における場合の関係がお およそ一致しており,せん断強度式を用いて変 形性能を評価する場合は,軸力による強度の上 昇分を無視することで変形性能を評価できること が示唆された。





3.2 コンクリートの限界圧縮ひずみに注目した変形性能評価

文献 5 においては, 圧縮系の破壊性状に支配される場合の変形性能評価に関して,曲げ解析を用いて求めたコンクリートの限界圧縮ひずみを指標としている。すなわち,杭体コアコンクリートおよび中詰コンクリートのそれぞれの強度に対応させて横拘束効果を考慮し⁹⁾(図-8),式(2)に示される限界圧縮ひずみ ε u(*m*=2.0)¹⁰⁾時の限界曲率から主筋引張降伏時の曲率を除いて塑性回転曲率を求めるというものである。



降伏変形角 Rf (図 -4)は、「試験部分における部 材降伏前の変形」、「下スタプ内の主筋の抜け出し による変形」、および「杭固定度低下による変形」 の総和に対応する部材角であり、曲げ解析から評 価するのは難しい。ここでは、曲げ解析から求め た塑性回転曲率にヒンジ長さを仮定した 0.75D(杭 径の 0.75 倍) 乗じ、降伏変形角実験値の平均的な 値である 0.009rad を加えることで限界変形角計算 値 calRu とした。

図 -9 に限界変形角実験値 expRu と上記計算値 calRuの関係を示す。ここで注目したいのが軸力 980kNのI種杭である。図 -7 では,強度比に対す る変形性能が他に比べて小さくなっているが, 図 -9 においては,計算値に対する実験値の比が すべての横補強レベルにおいて最も大きくなって いる。すなわち,主筋量の少ないI種杭は曲げ終 局強度が比較的小さくなるため,相対的に強度比 が大きくなってはいるが,高軸力によるコンク



図-8 解析モデル



リートの圧壊の影響が強く,より卓越した圧縮破 壊において変形性能が決まったと考えることがで きる。逆にせん断系の破壊がより卓越した試験体 は,圧縮破壊を前提に曲げ解析から求めた計算値 を大きく下回っていると推察される。

4. まとめ

せん断破壊と圧縮破壊が混在しやすいPRC 杭 の変形性能は(1) せん断強度式の軸力による強 度上昇を無視して計算した値と曲げ強度計算値の 比,または(2) 曲げ解析から求めた限界圧縮ひ ずみ時の限界曲率,から評価が可能であることが わかった。ただし,破壊性状がより卓越するほう で変形性能が決まることが示唆されており,せん 断,圧縮の両方の検討を行い,そのうち小さい方 の値を杭の変形性能と考える評価方法の確立を今 後の課題としたい。

謝辞

東京工業大学建築物研究センター 篠原保二助教授に多 大なご助言いただきました。実験においては,東京工業 大学大学院 渡部洋君,尾関桂子嬢,長谷川了一君,原澤 麻利子嬢,半田士昌君,遣田英亮君,宮野覚也にご協力 いただきました。本研究は,東京工業大学建築物理研究 センター全国共同研究の一貫として行なわれたものであ り,COPITA との共同研究であります。また,本研究の一 部は文部省科研費(代表者:長江拓也,日本学術振興会 PD)を受けて行われました。付して感謝の意を表します。

参考文献

1) 阪神·淡路大震災調査報告 建築編-4 建築基礎構造,
 日本建築学会,1998.3

2) 池田尚治, 椿隆哉, 山口隆裕: プレストレストコン クリートくいの靭性向上に関する研究, コンクリート工 学年次講演会論文集, pp.365-368, 1982

3) 長江拓也,岸田慎司,香取慶一,林静雄:PRC杭の耐 震性能に及ぼす軸方向異形鉄筋と横補強筋の影響,日本 建築学会構造系論文集,NO.538,pp.123-129,2000,12 4) 長江拓也,岸田慎司,香取慶一,林静雄:せん断破壊 が卓越するPRC杭の強度と変形性能-長期軸力作用下 における場合-,日本建築学会構造系論文集,NO.559, pp.205-210,2002,9

5) 長江拓也,岸田慎司,柳瀬高仁,香取慶一,林静雄: PRC杭の耐震性能と横補強筋量の関係-杭径および軸力 が異なる場合-,日本建築学会構造系論文集,NO.551, pp.95-102,2002,1

6) 黒正清治, 堀井昌博, 和田章, 林静雄, 小林克巳, 渡辺厚, 光木史朗, 上田邦成:高強度 PC 杭の中空部にコ

ンクリートを中詰した効果に関する研究,日本建築学会 構造系論文報告集,No.390,pp.134-141,1988,8 7)建築基礎構造設計指針,pp.320-322,日本建築学会, 1988

 8) 岸田慎司,堀井昌博,桑原文夫,林静雄:大口径PHC 杭のせん断終局強度の計算法に関する研究,日本建築学 会構造系論文集,NO.532,pp.103-110,2000,1
 9) 平成5年コンファインドコンクリートWG研究成果報 告書:崎野ほか

10) 芝譲,松田荘史,加藤大介:変動軸力を考慮したRC 柱の最大強度以降の挙動の評価(その1,2),日本建築学 会大会学術講演梗概集,C-IV,pp.195-198,1996

付録 1 試験体名の説明

3• IV - 53 - T - 20 せん断スパン比(20:2.0) 軸力(T: 短期軸力,U: 終局軸力) 横補強筋体積比(53: 0.53%) 杭種(文献3参照) 杭径(3: 300mm)

付録 2 PHC 杭せん断強度式

 $\frac{\text{cal}Q\text{su}}{b\text{e}\cdot j} = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4$

 $\tau_1 = \frac{0.115k_{\rm u} \cdot k_{\rm p}(\sigma_{\rm B} + 17.7)}{M/Qd + 0.115}$

 $\begin{aligned} P_{\mathrm{W}} \cdot \sigma_{\mathrm{y}} &\leq 7.4 \quad \tau_2 = 0.657 P_{\mathrm{W}} \cdot \sigma_{\mathrm{y}} \\ 7.4 &\leq P_{\mathrm{W}} \cdot w \sigma_{\mathrm{y}} \quad \tau_2 = 4.87 \end{aligned}$

 $\sigma_{e} + \sigma_{0} \le 27.4$ $\tau_{3} = 0.102(\sigma_{e} + \sigma_{0}')$ $27.4 \le \sigma_{e} + \sigma_{0}'$ $\tau_{3} = 2.79$

 $\tau 4 = \tau 4 \times \frac{A \oplus}{b \mathbf{e} \cdot j}$ $\tau 4' = \tau \oplus \boldsymbol{\sigma}_0$

$$\frac{1}{\phi\sigma_c} = 0.32 \frac{1}{\phi\sigma_c} + 0.01$$

 $be = \alpha \cdot Ac/D \quad \alpha = -1.24t/D + 1.19$ d=D-t/2 j=7/8dd=260, 270, 280 でそれぞれ ku=0.83, 0.82, 0.80 kp=0.82(100pt)^{0.23} Pg=Ag/(be•j) Pt=Pg/4 Pw'=aw/(be*s) Pw=0.785Pw' σ_B: 杭体コンクリート圧縮強度 D: 杭径 t: 肉厚 Ac: 杭体断面積 As: 全軸筋断面積 aw: 一組のらせん筋断面積 s: らせん筋ピッチ $A杭 \cdot E杭$ 杭体が負担する軸力 Ns = -NA杭 · E杭 + A中 · E中 $N_{\rm S}$ 複合軸方向応力度 $\sigma_{e} + \sigma_{0}' = \sigma_{e} +$ be · j 中詰コンクリート軸方向応力度 $\oplus \sigma_0 = \frac{N - N_s}{4}$ $A \oplus$ A th: 杭体断面積 A 中: 中詰部分断面積 E ft: 杭体コンクリートヤング係数

(NEW-RC 式⁹⁾ に示される始原剛性として計算:40.0kN/mm²)
 E 中: 中詰コンクリートヤング係数
 σε: 有効プレストレス
 中 σε: 中詰コンクリート圧縮強度
 単位 N, mm