

# 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<sup>1)</sup>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<sup>2)</sup>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<sup>3)</sup>、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<sup>4,5)</sup>。筆者等は、この文献<sup>4)</sup>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<sup>6)</sup>。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<sup>6)</sup>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<sup>4,5)</sup>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 シリーズ (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、他の実験シリーズについても同様の傾向であった。

図中には、文献<sup>6)</sup>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)

表1 試験体一覧

試験体名				外径 肉厚 (mm)	有効 プレスト力量 (N/mm <sup>2</sup> )	軸方向筋 量 (%)	らせん 筋量 (%)
N = 0 kN	N = 343 kN	N = 687 kN	N = 981 kN				
JP3-00-15	JP3-00-15-35	JP3-00-15-70	JP3-00-15-105	300φ T=60 T/D=0.2 As=452cm <sup>2</sup>	O種:1.30	1.41	3.2φ φ50 0.268%
JP3-40-15	JP3-40-15-35	JP3-40-15-70	JP3-40-15-105		A種:3.92	0.53	
JP3-80-15	JP3-80-15-35	JP3-80-15-70	JP3-80-15-105		B種:7.85	1.13	
JP3-100-15	JP3-100-15-35	JP3-100-15-70	JP3-100-15-105		C種:9.81	1.41	
JP6-00-15		JP6-00-15-70	JP6-00-15-105	300φ T=45 T/D=0.15 As=360cm <sup>2</sup>	O種:1.64	1.78	3.2φ φ50 0.268%
JP6-40-15		JP6-40-15-70	JP6-40-15-105		A種:3.92	0.67	
JP6-80-15		JP6-80-15-70	JP6-80-15-105		B種:7.85	1.42	
JP6-100-15		JP6-100-15-70	JP6-100-15-105		C種:9.81	1.78	
JP9-00-15				300φ T=40 T/D=0.133 As=327cm <sup>2</sup>	O種:1.80	1.57	3.2φ φ50 0.268%
JP9-40-15					A種:3.92	0.74	
JP9-60-15					B種:7.85	1.22	
JP9-100-15					C種:9.81	1.57	
JP12-00-15	JP12-00-15-35	JP12-00-15-70	JP12-00-15-105	300φ T=37.5 T/D=0.125 As=309cm <sup>2</sup>	O種:1.91	1.66	3.2φ φ50 0.268%
JP12-40-15	JP12-40-15-35	JP12-40-15-70	JP12-40-15-105		A種:3.92	0.78	
JP12-60-15	JP12-60-15-35	JP12-60-15-70	JP12-60-15-105		B種:7.85	1.24	
JP12-100-15	JP12-100-15-35	JP12-100-15-70	JP12-100-15-105		C種:9.81	1.66	

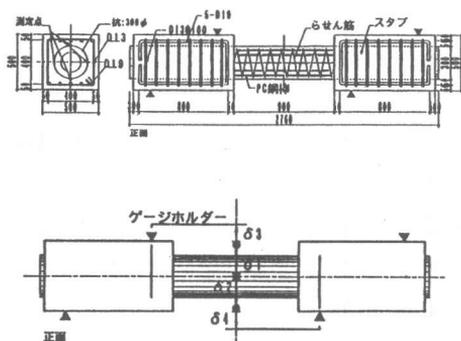
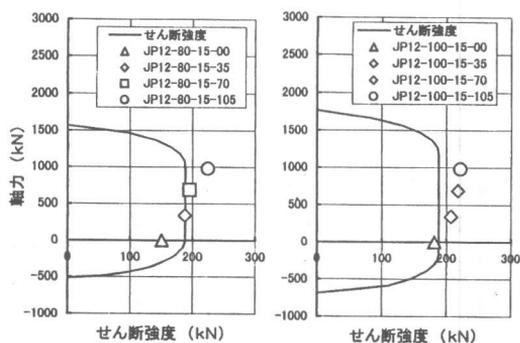


図1 試験体概要



(a) JP12-80-15シリーズ (b) JP12-100-15シリーズ

図2 実験結果と極限解析結果の比較

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、

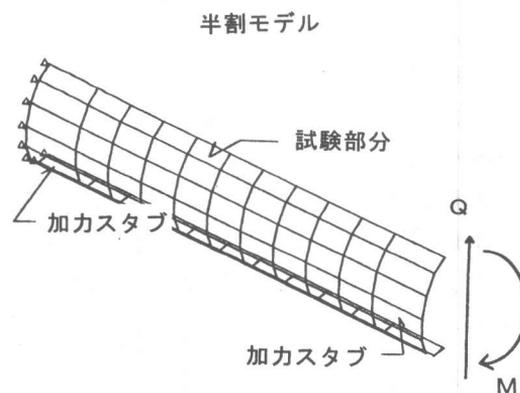


図3 FEM解析モデル

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考えられる<sup>7,8)</sup>。

### 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、ひび割れコンク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、コンク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ク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。

$$v_s = v_0 + (1 - v_0) \frac{N + N_{PS}}{N_{max}} \quad \text{--- (1)}$$

$$v_0 = 1.69 (f_c')^{-0.333}, N_{max} : \text{杭の圧縮耐力}$$

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、

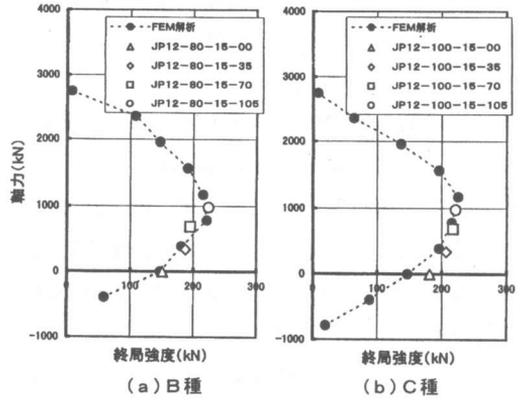


図4 FEM解析結果

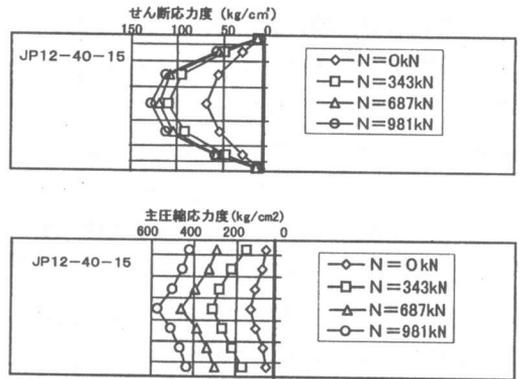


図5 主応力度、せん断応力度分布

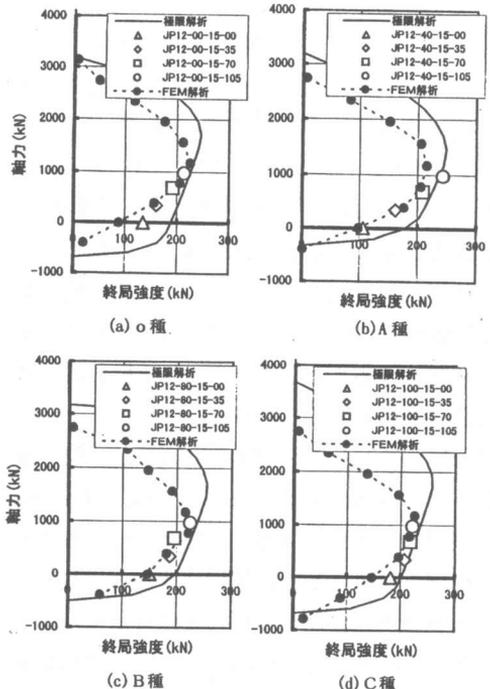


図6 修正式と実験結果の比較

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  $R_p = 30\bar{N}A_p$  ( $\bar{N}$ : 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  $n (= N / \pi D t \cdot v f_c')$  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 程度の大口徑杭では、およそ  $t/D = 0.13$  程度であり、コンクリート強度を  $f_c' = 900 \text{ kg/cm}^2$ 、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  $\Phi (= p_g \sigma_y / v f_c')$  の値をみると、軸方向筋比  $p_i$  を A種 0.7%、B種 1.2%、C種 1.5%、降伏強度を  $\sigma_y = 13000 \text{ kgf/cm}^2$  とすると、 $\Phi$  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 程度の大口徑杭を対象として、軟弱地盤から比較的よく締まった地盤 (深さ方向に一樣な水平地盤反力係数  $0.9 \sim 8.7 \text{ kgf/cm}^2$ ) を想定し、杭頭固定としたときのせん断スパン比は  $1.5 \sim 2.5$  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  $1.5 \sim 2.5$  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  $4000 \text{ kgf/cm}^2$  とすれば、 $(1 + \lambda^2)\Psi(2 - \Psi)$  の値は、 $0.23 \sim 0.64$  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。

$$Q_s = 0.5\pi D t \left\{ v_s f_c' (\sqrt{1 + \lambda^2} - \lambda) + \lambda p_w \cdot w \sigma_y \right\} \quad (2)$$

$$v_s = v_0 + (1 - v_0) \frac{N + N_{PS}}{N_{max}}$$

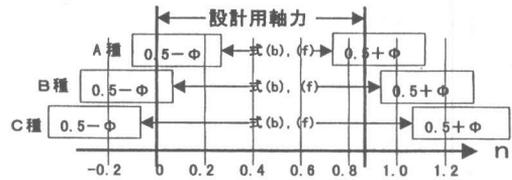


図7 設計用軸力と極限解析の軸力範囲

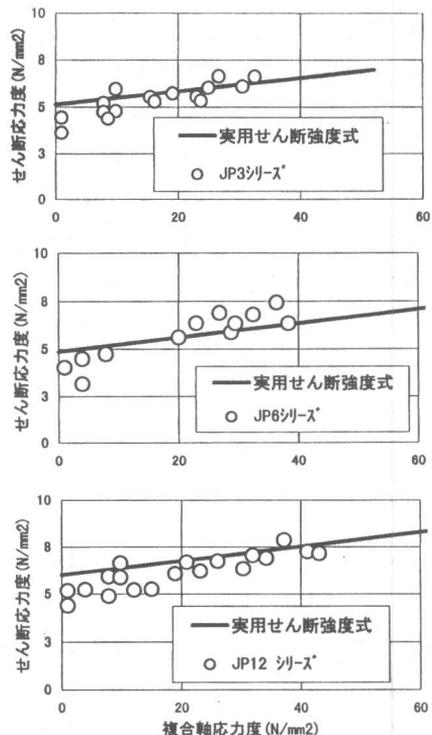


図8 実験結果と実用せん断強度式の比較

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<sup>9)</sup>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。

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。

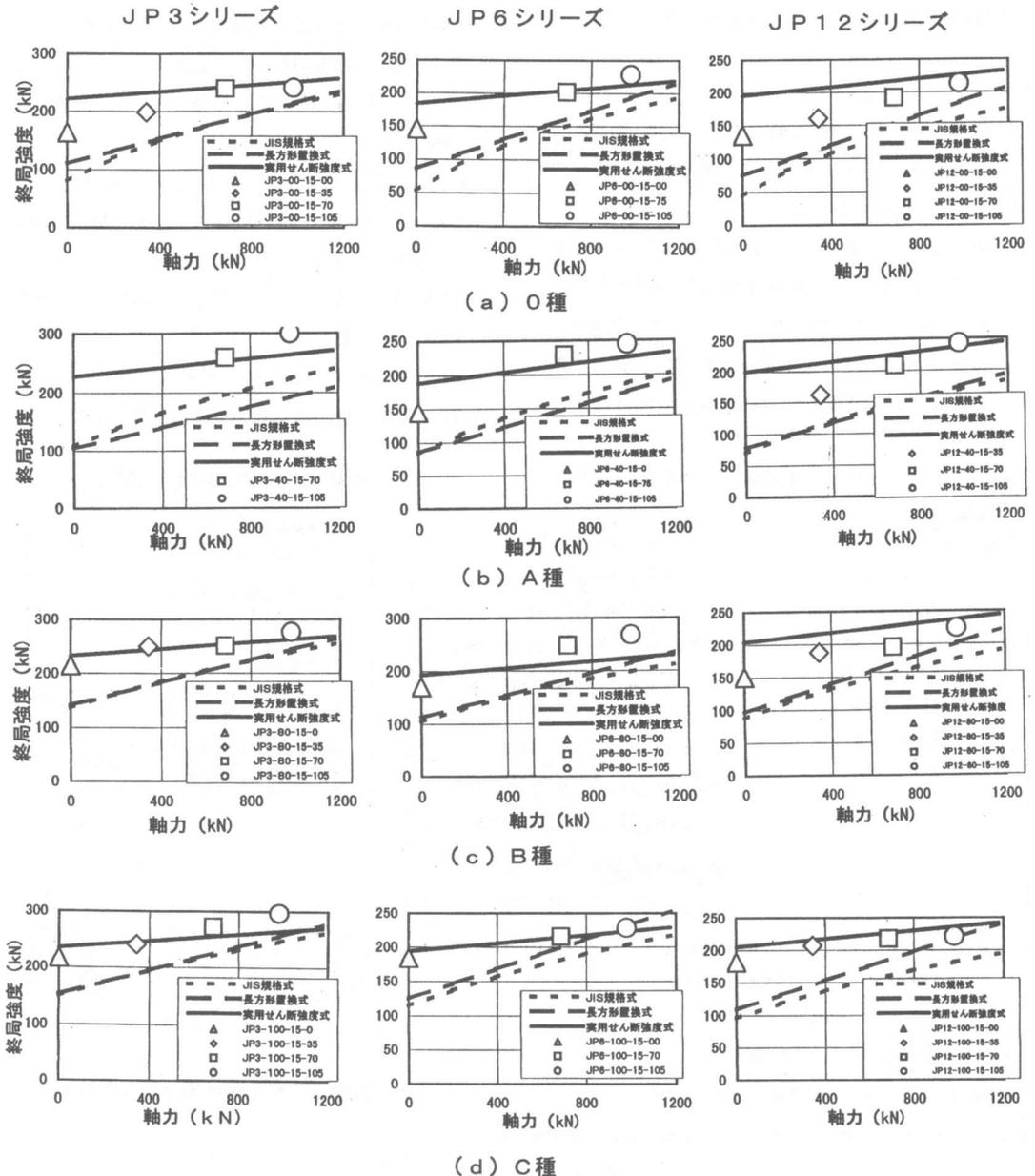


図 9 実験結果と既往のせん断強度式の比較

5. まとめ

本報では、文献 6)の大口徑 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頂いた、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

- 1) 後藤康明、柴田拓二:遠心力 P C (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 管の耐力評価に関する研究、コンク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

及び兵庫県南部地震建築基礎被害調査委員会、1996.7

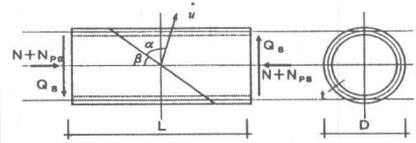
- 4) 岸田慎司、堀井昌博、桑原文夫、林静雄:大口徑 PHC 杭のせん断強度に関する実験研究、コンクリート工学年次論文報告集、pp.695-700、1996.7
- 5) 岸田慎司、堀井昌博、桑原文夫、林静雄:大口徑 PHC 杭のせん断強度に及ぼす軸力の影響に関する実験研究、コンクリート工学年次論文報告集、pp.765-770、1997.6
- 6) 白石一郎、林静雄、桑原文夫、堀井昌博:大口徑 PHC 杭の破壊機構と終局強度に関する一考察、コンクリート工学論文集、第 8 巻第 1 号、pp.85-93、1997.1
- 7) M. P. Collins: The Shear Strength 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 1 文献 6) のせん断強度式

せん断強度式	
1. $(1+\lambda^2)\Psi(2-\Psi) > 1$ の場合	2. $(1+\lambda^2)\Psi(2-\Psi) \leq 1$ の場合
A) $-\Phi \leq n < \frac{1}{2} - \Phi$ のとき	A) $-\Phi \leq n < \frac{1}{2} - \Phi - \frac{\sqrt{1-(1+\lambda^2)\Psi(2-\Psi)}}{2(1-\Psi)}$ のとき
$q_s = \sqrt{4(2-\Psi)(n+\Phi)(1-n-\Phi)}$ ... (a)	$q_s = \sqrt{4(2-\Psi)(n+\Phi)(1-n-\Phi)}$ ... (d)
B) $\frac{1}{2} - \Phi \leq n < \frac{1}{2} + \Phi$ のとき	B) $\frac{1}{2} - \Phi - \frac{\sqrt{1-(1+\lambda^2)\Psi(2-\Psi)}}{2(1-\Psi)} \leq n < \frac{1}{2} - \Phi$ のとき
$q_s = 0.5\sqrt{\Psi(2-\Psi)}$ ... (b)	$q_s = 0.5\sqrt{4(n+\Phi)(1-n-\Phi)+\lambda^2+(\Psi-1)\lambda}$ ... (e)
C) $\frac{1}{2} + \Phi \leq n < 1 + \Phi$ のとき	C) $\frac{1}{2} - \Phi \leq n < \frac{1}{2} + \Phi$ のとき
$q_s = \sqrt{4(2-\Psi)(n-\Phi)(1-n+\Phi)}$ ... (c)	$q_s = 0.5(\sqrt{1+\lambda^2} + (\Psi-1)\lambda)$ ... (f)
	D) $\frac{1}{2} + \Phi \leq n < \frac{1}{2} + \Phi + \frac{\sqrt{1-(1+\lambda^2)\Psi(2-\Psi)}}{2(1-\Psi)}$ のとき
	$q_s = 0.5\sqrt{4(n-\Phi)(1-n+\Phi)+\lambda^2+(\Psi-1)\lambda}$ ... (g)
	E) $\frac{1}{2} + \Phi + \frac{\sqrt{1-(1+\lambda^2)\Psi(2-\Psi)}}{2(1-\Psi)} \leq n \leq 1 + \Phi$ のとき
	$q_s = \sqrt{4(2-\Psi)(n-\Phi)(1-n+\Phi)}$ ... (h)
【記号の説明】	
D: 杭芯径、t: 肉厚、L: 杭長、 $\lambda$ : $L/D$ 、N: 軸力 (圧縮を正)、 $N_{ps}$ : プレストレスと等価な軸力	
$f_c'$ : コンクリートの圧縮強度、 $\nu$ : コンクリートの有効係数 ( $\nu_s = 1.69(f_c')^{-0.33}$ )、	
$p_s$ : らせん筋比、 $\omega\sigma_s$ : らせん筋の降伏応力度、	
$p_g$ : 主筋比 ( $p_g = q_s/\pi D t$ )、 $\sigma_g$ : 主筋の降伏応力度、	
$Q_s$ : せん断強度、 $q_s$ : 無次元化せん断強度 ( $= Q_s / (\pi D t \nu_s f_c')$ )	
$\alpha$ : 変位速度ベクトルと破壊線のなす角度、 $\beta$ : 材軸と破壊線の角度、 $\dot{u}$ : 変位速度ベクトル、	
$\Psi = \frac{p_s \omega \sigma_s}{\nu f_c'} \leq 1.0$ 、 $\Phi = \frac{p_g \sigma_g}{\nu f_c'}$ 、 $n = \frac{N}{\pi D t \nu_s f_c'}$ 、 $n_{ps} = \frac{N_{ps}}{\pi D t \nu_s f_c'} \leq 1.0$	

付表 2 既往のせん断強度式

1. JIS規格式 <sup>*)</sup>
$Q = \frac{2lf}{s_o} \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_o + 2\phi\sigma_s)^2 - \sigma_o^2}$
$\sigma_s$ : コンクリート引張強度 (55kgf/cm <sup>2</sup> )
$\sigma_o$ : 有効プレストレス、 $\phi$ : 0.5
2. 長方形置換式 <sup>*)</sup>
$Q = \left( 0.9 + \frac{\sigma_o}{250} \right) \left\{ \frac{20k_p(1.8 + F_c/100)}{M/Qd + 0.12} + 4.8\sqrt{p_s \nu_s \sigma_s} \right\} td$
$d = (D/2)(1 + 2/\pi) - t/\pi = 0.82d - 0.32t$
$k_p = 0.82(100F_c)^{0.23}$ 、 $p_s = p_g/4$ 、 $p_g$ : 全軸筋比



付図 1 せん断破壊機構 (文献 6) )