大口径 PHC 杭のせん断終局強度の計算方法に関する研究

THE CALCULATION METHOD FOR THE ULTIMATE SHEAR STRENGTH OF LARGE DIAMETER PHC PILES

岸田 慎司*, 堀井 昌博**, 桑原文夫***, 林 静雄****
Shinji KISHIDA, Masahiro HORII, Fumio KUWABARA
and Shizuo HAYASHI

Today, it is necessary to make clear the ultimate shear strength of the PHC piles. In this research, we propose an estimation formula to predict the ultimate shear strength on the PHC piles. The estimation formula shows that the ultimate shear strength is the total of the share of the concrete(τ_1), the share of the spiral reinforcement(τ_2), the share of the axial force(τ_3), and the share of the concrete filled in the hollow part of the piles(τ_4). The estimation formula got for the conformability to be better than the experiment formula in the past.

Keywords : large diameter PHC pile, ratio of thickness to diameter, composite axial stress, amount of spiral reinforcement, concrete filled in the hollow part of PHC piles, ultimate strength in shear

大口径 PHC 杭, 肉厚と杭径の比, 複合軸方向応力度, らせん筋量, 中詰めコンクリート, せん断終局強度

1. はじめに

建築基準法では基礎構造の耐震設計をする際に終局強度の検討を義務付けていないので, 中低層の建物に使用されるのがほとんどである遠心力高強度プレストレストコンクリート杭(以下 PHC 杭)基礎では, 許容応力度設計のみが行われており, 終局強度に対する安全性の検討は行われていない。

本来杭基礎の耐震設計は, 上部構造の設計法と整合性のとれた設計法を用い, 上部構造とバランスがとれた性能を確保する必要がある。しかし, 今日では杭を強度型, 靱性型のいずれで設計するにしても, 杭の終局強度に関する研究は少ないため, 杭本体の耐震性能は明らかでないのが現状である。

現在, 杭のせん断強度に関する研究としては, 杭断面を長方形断面に置換して計算するせん断終局強度式を提案した研究[1]や, Kani のアーチ理論を修正してせん断終局強度式を提案した研究[2]などが有るものの, 杭のせん断強度は十分に明らかにされていない。現行の日本建築センター指針[3]でも, PHC 杭を使用した杭基礎では許容応力度設計法に基づいて弾性設計しか行われていない。

本報は PHC 杭の耐震性能を把握する目的で行われている一連の研究である。既報[4]では, 現行 JIS 規格の大口径 PHC 杭

の力学的性状に関する実験を行い, 各パラメータがせん断終局強度に及ぼす影響, 杭自体の力学的性質を明らかにした。さらに, 前報[5]では, 大口径 PHC 杭について, せん断強度を高め, 脆性破壊を防止するために, 杭中空部にコンクリートを中詰めすると共に, らせん筋量を増加させることを提案し, 定軸力下での逆対称曲げせん断実験を行った。

前報までの実験結果によれば, 杭のせん断終局強度は, 有効プレストレス量と軸方向外力による応力度の和(複合軸方向応力度)の影響を受けること, 柱のせん断終局強度式を準用した既往の提案式[1]では, 複合軸方向応力度が大きく, 口径に対する肉厚の比が小さくなる大口径の場合には, 危険側の評価となる。らせん筋量を増加させた場合には, せん断終局強度は上昇するが, 肉厚によっては耐力の増加は頭打ちになること, 杭中空部にコンクリートを中詰めした場合には, 最大耐力は増加するが脆性的な破壊をしてしまうこと, らせん筋量を増やしてコンクリートを中詰めした場合には, 最大耐力も変形性能も改善されること, さらに, 既報[6]の解析結果からは, 肉厚比による最大せん断応力度分布の違いや, 肉厚の割増がせん断応力集中の緩和に有効であることが明らかになった。

現行 JIS 規格杭というのは, 外径によって 300mm から 1200mm

本研究は参考文献[15]を再構成の上, 新たな検討を加えたものである。

* 東京都立大学 助手・博士(工学)

** 日建設計 技術長・工博

*** 日本工業大学工学部建築学科 教授・工博

**** 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

Research Assoc., Tokyo Metropolitan University, Dr. Eng.

Chief Structural Engineer, Nikken Sekkei Ltd., Dr. Eng.

Prof., Nippon Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

に区分されている。その中で実験に使用した試験体は、外径が 300mm (肉厚 $t=60\text{mm}$), 600 ($t=90$), 900 ($t=120$), 1200 ($t=150$) の 4 種類を杭径 300mm に縮小し、肉厚も同じ縮小率で薄くした杭である。つまり、大口径になるほど杭径に対する肉厚の比が小さくなっている。

以上の実験結果と解析結果を踏まえて、本研究では、大口径の PHC 杭を含めたせん断終局強度の推定式を提案する。

2. せん断終局強度推定式の提案

2.1 対象とした実験資料

せん断終局強度に関する諸検討には既報の実験データ[4], [5] (100 体) のうち、せん断スパン比が 1.5 で、せん断破壊した試験体のみを使用し、中詰めコンクリートが無い試験体 57 体、中詰めコンクリートが有る試験体 9 体を対象に検討した。

なお、円環断面の最大せん断応力度と矩形断面の最大せん断応力度の比がほぼ 1.0 に近い値をとるので、円環断面を図 1 のように矩形断面 (be : (2) 式参照) に置換してせん断終局強度を考察する。

図1 円環断面から矩形断面への置換

2.2 肉厚補正係数の説明

前報まで最大耐力時のせん断応力度を計算するのに、杭の全断面面積で除して求めている。しかし、既報[6]の解析結果において、肉厚の薄い試験体と厚い試験体のせん断応力度分布を比較すると、両者とも中央部のせん断応力度が高くなっているが、肉厚の薄い試験体が肉厚の厚い試験体に比べ、せん断応力度の高い領域が広く、集中度合いが高くなっている。さらに、せん断応力度分布を肉厚方向に見てみると、肉厚の薄い場合と厚い場合とでは、薄い場合のせん断応力度の勾配が厚い場合よりも急になっている。従って、肉厚の違いによる応力度分布を補正することとした。

複合軸方向応力度の影響の小さい 0 種の試験体の中で、軸力が

図2 断面面積の補正係数と肉厚比の関係

無く、肉厚の厚い JP3-00-15 と肉厚の薄い JP12-00-15 の 2 種類について、肉厚を実測値と公称値として解析した。ここで、試験体名 JP3-00-15 において最初の数字は杭の外径を示し、次の数字は有効プレストレス量、3 番目の数字はせん断スパン比を示している。詳細は付録 2 を参照のこと。

JP3-00-15 の公称値の肉厚モデルのせん断強度解析値を全コンクリート断面面積で除した平均せん断応力度を τ_{JP3} とし、それぞれの実測値の肉厚モデルのせん断強度解析値をそれぞれの全コンクリート断面面積で除した平均せん断応力度を τ_{anl} としたとき、図 2 はこれらの比 ($\alpha = \tau_{anl} / \tau_{JP3}$) と肉厚比 (t/D) の関係を示したものである。肉厚が薄い場合には係数 α が大きくなる。肉厚の薄い試験体と肉厚の厚い試験体の平均せん断応力度分布を等価にするためには、実断面積に α を乗じて肉厚の薄い試験体断面積を大きめに評価すれば良い。

図 2 から求めた近似直線は(1)式となる。

$$\alpha = -1.24 \frac{t}{D} + 1.19 \quad \text{..... (1)}$$

2.3 使用する記号の説明

①有効断面幅 (be) を求める。

Ac は実測値による杭断面積で、 α は(1)式から得られる肉厚比による補正係数である。ここでは、 D (断面せい) は杭径 300mm とする。

$$be = \frac{\alpha \cdot Ac}{D} \quad (\text{mm}) \quad \text{..... (2)}$$

②有効せい (d) を求める。

有効せいは圧縮縁から鉄筋までの位置を意味する。尚、現行 JIS 規格杭の軸方向鉄筋は各杭断面の肉厚の真中に位置していると考え、断面せい (D) から肉厚の半分を引くことにより求める。

$$d = D - \frac{t}{2} \quad (\text{mm}) \quad \text{..... (3)}$$

③応力中心間距離 (j) を求める。

有効せいの 7/8 倍を応力中心間距離とする。

$$j = \frac{7}{8} d \quad (\text{mm}) \quad \text{..... (4)}$$

④主筋比 (pg) を求める。

主筋比には鉄筋の全断面面積を $be \cdot j$ で除した値を用いる。

$$pg = \frac{Ag}{be \cdot j} \quad \text{..... (5)}$$

Ag : 軸方向筋全断面面積 (mm^2)

⑤らせん筋比 (pw) を求める。

らせん筋比は 1 組のらせん筋断面積 (Aw : mm^2) を有効幅 (be) とらせん筋の巻いてあるピッチ (s) で除して求める。なお、らせん筋比にらせん筋の降伏強度または、引張強度を乗じた値 ($pw \cdot w \sigma_y$) をらせん筋量 [付録 1 参照] と呼ぶ。

$$pw = \frac{Aw}{be \cdot s} \quad \text{..... (6)}$$

図3 最大耐力時のせん断応力度と複合軸方向応力度の関係

⑥複合軸方向応力度を求める。

有効プレストレス量 (σ_e) は杭の製造過程で導入される力なので、断面積に有効に働いているという仮定の下で実測値の全断面積を使用して求める。軸方向応力度 (σ_0') は杭負担軸方向力 (N) を $be \cdot j$ で除して求める。

$$\sigma_e + \sigma_0' = \sigma_e + \frac{N}{be \cdot j} \quad (\text{N/mm}^2) \quad \dots\dots\dots (7)$$

杭中空部にコンクリートを中詰めした試験体に軸力を付加した場合には、軸力を杭負担分 (N_s) と中詰めコンクリート負担分 (N_c) とに分けて計算する (17)式参照)。

$$\sigma_0' = \frac{N_s}{be \cdot j} \quad (\text{N/mm}^2) \quad \dots\dots\dots (7)'$$

これ以降、 $Ac' = be \cdot j$ を有効断面積と呼ぶ。本報において PHC 杭のせん断終局強度とは、実験値の最大耐力を断面積を補正して求めた有効断面積 ($be \cdot j$) で除した値を意味している。

2. 4 複合軸方向応力度の影響

実験データの中で、複合軸方向応力度をパラメータにした試験体が多数有るため、まず、複合軸方向応力度とせん断終局強度の関係を見る。

図3は杭径に対する肉厚の比が異なる JP3, JP6, JP12 それぞれの場合の複合軸方向応力度 ($\sigma_e + \sigma_0'$) とせん断終局強度 ($\tau_{\max} = Q_{\max}/be \cdot j$) の関係を示している。この図を見ると、どの肉厚比の場合でも複合軸方向応力度が増加すると、ほぼ同じ増加率で $\tau_{\max}$ も増加している。また、 $\sigma_e + \sigma_0'$ が零の時も $\tau_{\max}$ の値は肉厚比によらず同じであった。さらに複合軸方向応力度がある値以上になると $\tau_{\max}$ は一定値となる。

図4はせん断破壊した全ての試験体のせん断終局強度と複合軸方向応力度 ($\sigma_e + \sigma_0'$) の関係を示している。白抜き印が $\sigma_e + \sigma_0'$ が増加するとせん断終局強度も大きくなる範囲の試験体で、黒印が、 $\sigma_e + \sigma_0'$ が増加しても $\tau_{\max}$ は増加せずに頭打ちの状態にある試験体である。複合軸方向応力度が 25N/mm^2 以下の試験体と 25N/mm^2 以上の試験体に分け、 25N/mm^2 以下の試験体については最小二乗法により近似直線を求め、 25N/mm^2 以上の試験体については平均値を求めると次のようになる。

$\sigma_e + \sigma_0' \leq 25\text{N/mm}^2$ の時、

$$\tau_{\max} = 0.102(\sigma_e + \sigma_0') + 4.78 \quad (\text{N/mm}^2) \quad \dots\dots\dots (8.1)$$

$25\text{N/mm}^2 \leq \sigma_e + \sigma_0'$ の時、

$$\tau_{\max} = 7.57 \quad (\text{N/mm}^2) \quad \dots\dots\dots (8.2)$$

図4において y 軸との切片、つまり複合軸方向応力度が零の時の値は $\tau = 4.78\text{N/mm}^2$ となり、この値を荒川式[7]を使用して計算した値と比較したものが表1である。軸力0の時の荒川式計算値と1割以内の誤差で良く対応している。

ここで、荒川式のせん断終局強度の考え方を準用して、コンクリート負担分 (τ_1)、らせん筋負担分 (τ_2)、軸力負担分 (τ_3) そして、中詰めコンクリート負担分 (τ_4) の和でせん断終局強度を推定できると考える (9)式)。ここで、軸力負担分とは、複合軸方向応力度によるせん断強度の増加分のことである。

$$Q_u = (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4) \times (be \cdot j) \quad (\text{N}) \quad \dots\dots\dots (9)$$

τ_1 : コンクリート負担分 (N/mm^2)

図4 最大耐力時のせん断応力度と複合軸方向応力度の関係

表1 複合軸方向応力度が0の時の荒川式との対応

試験体名	統計値	計算値
	τ N/mm^2	$\tau_{\text{荒川式}}$ N/mm^2
JP3-00-15		4.90
JP6-00-15		5.01
JP9-00-15		4.97
JP12-00-15		5.10
平均	4.78	5.00

τ_2 : らせん筋負担分 (N/mm²)

τ_3 : 軸力負担分 (N/mm²)

τ_4 : 等価中詰めコンクリート負担分 (N/mm²)

2.5 コンクリート負担分

コンクリート負担分は、表1で、複合軸方向応力度がない時のせん断応力度と荒川式の第1項が良くあっていたことから、荒川式の第1項(10)式で表すことができる。

$$\tau_1 = \frac{0.115ku \cdot kp(\sigma_B + 17.7)}{M/Qd + 0.115} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (10)$$

ここで、 σ_B : 杭体コンクリート圧縮強度 (N/mm²)

d : 有効せい (mm)

ku : 断面寸法による補正係数

(文献8:「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説1991, 日本建築学会」のp.173の図16.3参照)

$$\text{今回の寸法の範囲内では, } \begin{cases} d = 260 \text{ mm} \cdots ku = 0.83 \\ d = 270 \text{ mm} \cdots ku = 0.82 \\ d = 280 \text{ mm} \cdots ku = 0.80 \end{cases}$$

kp : 引張鉄筋比 p_t による補正係数

$$kp = 0.82(100p_t)^{0.23}, \quad p_t = \frac{P_g}{4}, \quad p_g = \frac{A_g}{b \cdot e \cdot j}$$

2.6 軸力負担分

軸力負担分は2.4章(8・1), (8・2)式より(11・1), (11・2)式で表されるものとする。

複合軸方向応力度が25N/mm²以下の試験体と25N/mm²以上の試験体に分けて、25N/mm²以下の試験体には最小二乗法により近似直線を求め、その時の複合軸方向応力度による増加分を τ_3 として、 $\sigma_e + \sigma_0'$ が27.4N/mm²以上では、 $\tau_3 = 2.79 \text{ N/mm}^2$ の一定値をとる形にする。

$\sigma_e + \sigma_0' \leq 27.4 \text{ N/mm}^2$ の時、

$$\tau_3 = 0.102(\sigma_e + \sigma_0') \quad (\text{N/mm}^2) \quad (11 \cdot 1)$$

$27.4 \text{ N/mm}^2 \leq \sigma_e + \sigma_0'$ の時、

$$\tau_3 = 2.79 \quad (\text{N/mm}^2) \quad (11 \cdot 2)$$

図5は解析による最大せん断応力度[6],[16]と断面補正して求

図5 最大せん断応力度(解析値)と複合軸方向応力度の関係

めた複合軸方向応力度との関係を示している。黒印がせん断破壊した試験体で、白抜き印が圧縮破壊、せん断-圧縮破壊した試験体である。これを見ると複合軸方向応力度が約28N/mm²を境に破壊形式が変わっている。せん断終局強度の頭打ちの境界として、複合軸方向応力度が27.4N/mm²とすることの妥当性が、解析からも裏付けられたものと考えている。

2.7 らせん筋負担分

図6は実験値のせん断終局強度($\exp \tau_{max}$)から、コンクリート負担分(τ_1)と軸力負担分(τ_3)を引いた、らせん筋負担分(τ_2)とらせん筋量($0.785pw \cdot w \sigma_y$)との関係を示している。

らせん筋比を求める際にせん断補強筋形状が円形であることにより、長方形の場合に比べその補強効果が減じられるということが文献2で報告されているので、ここでも、 $pw \cdot w \sigma_y$ の値を $\pi/4$ (=0.785)倍に低減している。

この図を見るとらせん筋負担分の τ_2 は $0.785pw \cdot w \sigma_y$ が7.4N/mm²まではらせん筋量の増加とともに直線的に増加する。7.4N/mm²を超えると τ_2 のばらつきは大きい、らせん筋量が増加しても τ_2 は、ほぼ4.87N/mm²の一定値となる。なお、図中に荒川式のときのらせん筋負担分の計算式を示している。これを見ると、荒川式は下限値を示しているのがわかる。

らせん筋負担分は(12・1), (12・2)式で表すことができる。

$0.785pw \cdot w \sigma_y \leq 7.4 \text{ N/mm}^2$ の時、

$$\tau_2 = 0.657 \times (0.785pw \cdot w \sigma_y) \quad (\text{N/mm}^2) \quad (12 \cdot 1)$$

$7.4 \text{ N/mm}^2 \leq 0.785pw \cdot w \sigma_y$ の時、

$$\tau_2 = 4.87 \quad (\text{N/mm}^2) \quad (12 \cdot 2)$$

$$pw : \text{らせん筋比}, \quad pw = \frac{A_w}{b \cdot e \cdot s}$$

A_w : 1組のらせん筋の断面積 (mm²)

s : らせん筋間隔 (mm)

※) $pw \cdot w \sigma_y$ の値を $\pi/4$ (=0.785)倍に低減する

図6 らせん筋負担分(τ_2)とらせん筋量の関係

2.8 中詰めコンクリート負担分

中詰めコンクリートを施した試験体のうち、せん断破壊した試験体を対象に考える。

実験値の最大耐力(Q_{max})から本章で提案した推定式から計

算した値を引いた値を中詰めコンクリート負担耐力 (Q4) とする。Q4 を中詰めコンクリートの断面積 (A_中) で割った値を中詰めコンクリート負担分 (τ4') とする。

$$Q4 = Q_{\max} - (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3) \times (be \cdot j) \quad (\text{kN}) \quad (13)$$

$$\tau_4' = \frac{Q4}{A_{\text{中}}} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (14)$$

A_中: 中詰めコンクリートの断面積 (mm²)

Q4 = τ4 × (be · j) であるので,

$$\tau_4 = \tau_4' \times \frac{A_{\text{中}}}{be \cdot j} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (15)$$

図7は中詰めコンクリート負担分 (τ4') と中詰めコンクリートが負担する軸方向応力度 (σ_中) の関係を示したもので、それぞれ中詰めコンクリート圧縮強度で除している。±20%の間にさまっており、中詰めコンクリートの軸力比 (σ_中/σ_c) で、中詰めコンクリート負担分比 (τ4'/σ_c) を表現できると考える (16式)。

$$\frac{\tau_4'}{\sigma_c} = 0.312 \frac{\sigma_{\text{中}}}{\sigma_c} + 0.01 \quad (16)$$

σ_c: 中詰めコンクリートのコンクリート圧縮強度 (N/mm²)

σ_中: 中詰めコンクリート負担分の軸方向応力度 (N/mm²)

$$\sigma_{\text{中}} = \frac{N_c}{A_{\text{中}}} = \frac{E_{\text{中}}}{A_{\text{中}} \cdot E_{\text{中}} + A_{\text{杭}} \cdot E_{\text{杭}}} N \quad (17)$$

N_c: 中詰めコンクリート負担分の軸力 (N)

A_中: 中詰めコンクリート断面積 (mm²)

E_中: 中詰めコンクリートのヤング係数 (N/mm²)

A_杭: 杭断面積 (mm²)

E_杭: 杭のヤング係数 (N/mm²)

図中○で囲んだ試験体は、肉厚が厚く高軸力の試験体である。肉厚が厚く高軸力であることから、中詰めコンクリートの拘束度が特に高く、コンクリート圧縮強度が上昇したために、中詰めコンクリートのせん断強度が他の試験体と比べて高くなったと思われる。

図7 中詰めコンクリートの軸力比 (σ_中/σ_c) と
中詰めコンクリート負担分比 (τ4'/σ_c) の関係

3. 提案式の精度の検証

(a)肉厚比 (t/D)

(b)らせん筋量 (ρw · σy : N/mm²)

(c)複合軸方向応力度 (σe + σ中 : N/mm²)

図8 実験要因の度数分布

検討には、文献[9]～[13]に掲載されている過去の実験データ 51 体と筆者等の行った実験結果 100 体のうち、せん断破壊した試験体のみ総数 109 体 (中詰めコンクリートの無: 84 体, 有: 25 体) を使用した。なお、ここでは逆対称加力形式による実験を行った試験体のみを採用している。

図 8(a)～(c)にこれらの実験資料における主要因子の度数分布の一覧を示す。グラフ中色がついているのが筆者等が行った実験の試験体を示している。

ここには載せていないが、せん断スパン比に関しては、0.5～2.3 までであるが、1.5 の試験体がほとんどである。複合軸方向応力度に関しては試験体がバランス良くあるが、らせん筋量は 0～5 N/mm² に集中している。全体的に中詰めコンクリートの試験体数が少ないことがわかる。

3. 1 中詰めコンクリートの無い場合

ここでは、現在までに提案されている PHC 杭のせん断終局強度式のうち、円環断面を長方形断面に置換して計算する文献 1 の推算式と今回提案した提案式、2つの計算式の精度を示す。なお、今回提案した計算式と文献 1 の推算式との違いは以下に示すとおりである。

- 1) 円環断面を矩断面に置換する時に杭幅 (b) に肉厚比の影響 (α : 肉厚補正係数) を考慮して、有効断面幅 (b_e) としたこと。
- 2) 主筋比 (p_g), らせん筋比 (p_w), 軸方向応力度 (σ_0') を計算する際に有効断面積 ($b_e \cdot j$) を使用していること。
- 3) らせん筋負担分のせん断強度 (τ_2) には, らせん筋量 ($p_w \cdot w \sigma_y$) の値によって 2 式に分けて表していること。
- 4) 軸力負担分のせん断強度 (τ_3) には, 複合軸方向応力度 ($\sigma_e + \sigma_0'$) の値によって 2 式に分けて表していること。

図 9 は実験値と文献 1 の推算式による計算値 (AQ_{cal}), 図 10 が実験値と今回提案した提案式による計算値を示している。

推算式による計算値は平均値が 1.282 で, 相関係数が 0.871, 変動係数が 15.4% となって, 計算値 $\pm 20\%$ 以内の資料数は全数の 35.7% である。一方, 提案式による計算値は平均値が 0.992 で, 相関係数が 0.921, 変動係数は 11.8% となっており, さらに提案式の方は $\pm 20\%$ 以内の資料数が 92.9% となって, 提案式の方が実験値との相関性が良いことがわかる。図中の●は既往の実験データを示しており, これらの実験結果も今回提案した計算式と良く対応しているのが解かる。

文献 1 の推算式では, 全体的に安全側の評価となっているが, らせん筋量を増やした試験体の適合性が悪い。一方, 今回の提案式は, らせん筋量を増やした場合の試験体においてもせん断終局強度を的確に表現している。

なお, 資料のばらつきを正規分布と見なして不合格率 5% に対応する低減係数を求めると,

推算式の場合が 0.956, 提案式の場合が 0.800 である。

3.2 中詰めコンクリートの有る場合

杭の中空部にコンクリートを中詰めした場合のせん断終局強度は, 杭と中詰めコンクリートの合成材と考える計算式 BQ_{cal} [12] とコンクリートの等価強度を利用した式 cQ_{cal} [14] とがある。各計算式は既報[5]の付録 3 中の式を使用した。

図 11, 12 は中詰めコンクリートの有る試験体の実験値と計算値 (BQ_{cal} , cQ_{cal}) との比較を示す。杭のせん断強度と中詰めコンクリートのせん断強度の累加であるという計算式 (BQ_{cal}) の方が変動係数が 16.1% と良い。

図 12 の等価コンクリート強度を使用した計算値 (cQ_{cal}) との比較では変動係数が 23.3% と大きくなって適合性が悪くなっている。

図 13 は, 今回提案した提案式による計算値と実験値との比較を示している。変動係数が 12.5%, 平均も 0.961 と 3 つの式の中で適合性が良く, $\pm 20\%$ 以内の資料数が 92.0% となっている。

3 つの計算式の中で, 今回提案した提案式の適合性が良いことがわかる。しかし, 中詰めコンクリートを施して, 軸力を加えた実験データが少ないので, 今後のデータの蓄積を望みたい。

付録 4 に本提案式をまとめて示す。

4. まとめ

本論文において, 大口径の杭を含めた現行の PHC 杭の実験結果や杭体中空部にコンクリートを中詰めすること, さらにらせん筋量を増やすことによる効果について行った実験, 解析結果をもとに提案したせん断終局強度式に関してまとめると以下のようになる。

- (1) 既報の実験結果と解析結果を踏まえて, 現行 JIS 規格の大口径 PHC 杭のせん断終局強度に対して考察を行い, PHC 杭のせん断終局強度の推定式を提案した。提案した推定式は, コンクリート負担分, らせん筋負担分, 軸力負担分の和として表現した。
- (2) 軸力負担分, らせん筋負担分のせん断強度には, ある値以上では, 頭打ちの傾向となるので条件をつけて表現した。
- (3) 杭の中空部にコンクリートを中詰めした場合のせん断終局強度は, 先の推定式に中詰めコンクリートの負担分を累加する形で推定できた。
- (4) 今回提案した推定式は, 既往の実験結果も含めて, せん断終局強度との適合性が良いものとなった。

今後の課題としては, 今回の提案式は一部 3 次元有限要素法による解析で検証はしているが, あくまでも実験結果に拠っている。力学モデルに立脚したせん断終局強度式を考える上でも, 3 次元有限要素法などを利用して杭体内部の力学性状や, せん断破壊に至るまでのメカニズムを把握する必要があると考える。

【謝辞】 本研究を行うにあたり, 東京理科大学の岸田英明教授, 日本工業大学の白石一郎助教授, 日建設計の斉藤安生氏に適切な御指導を賜りました。また, 本研究は東京工業大学建築物理研究センターの共同研究の一貫として行われたものであり, COPITA との協同研究でもあります。なお, 本研究は文部省科学研究費補助金の援助を受けており, 筆頭著者は学術振興会の特別研究員でした。ここに関係者各位に対しまして深く感謝の意を表します。

図 13 実験値と提案式による計算値 (Q_{cal}) との比較

【参考文献】

- [1] 後藤康明他: 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] 渡辺史夫他: 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, コンクリート工学年次論文報告集, 9-2, pp.483~488, 1987
- [3] 地震力に対する建築物の基礎の設計指針, 日本建築センター
- [4] 岸田慎司他: 大口径 PHC 杭のせん断強度に関する実験研究, 日本建築学会構造系論文集, No.510, pp.123~130, 1998.8
- [5] 岸田慎司他: 大口径 PHC 杭のせん断強度と終局変形性状の改善に関する実験研究, 日本建築学会構造系論文集, No.521, pp.81~88, 1999.7
- [6] 山本直孝他: 大口径 PHC 杭のせん断破壊性状に関する解析的研究, コンクリート工学年次論文報告集, 20-3, pp.379~384, 1998
- [7] 荒川 卓: 鉄筋コンクリートはりのせん断抵抗に関する研究, 北海道大学工学部研究報告, No.25, 1961.3
- [8] 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1991, 日本建築学会
- [9] 山田 悟他: 高強度 PC くいのはせん断耐力とそのせん断試験方法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.2057~2058, 1980.9
- [10] 倉橋修雄他: PC 杭の曲げ剪断抵抗性状について (軸力 $\sigma_0=0$ の場合), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1559~1560, 1981.9
- [11] 小澤昭彦他: フーチングに接合した高強度 PC 杭の耐力・変形性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1749~1750, 1982.10
- [12] 菊地 優他: 遠心力 PHC 杭のコンクリート充填効果について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.981~982, 1985.10
- [13] 後藤康明他: PHC 杭 (C 種) のコンクリート充填効果について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1249~1250, 1986.8
- [14] 建築耐震設計における保有耐力と変形性能, 日本建築学会
- [15] 岸田慎司他: 大口径 PHC 杭のせん断強度に関する実験研究, (その 7: せん断終局強度推定式の提案), (その 8: 提案式の精度の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.555~558, 1999.9
- [16] 岸田慎司: 大口径高強度プレストレストコンクリート杭のせん断強度に関する研究, 東京工業大学学位論文, 1999.3

【付録 1 らせん筋量について】

PHC 杭のらせん筋には JIS G 3532 に規定する普通鉄線 (SWM-B 及び SWM-F) 又は溶接金網用鉄線 (SWM-P) を使用しており, この鉄線の機械的性質は引張強さを使用しているので, らせん筋量 ($p_w \cdot w \cdot \sigma_y$) を求める際にも $w \cdot \sigma_y$ に引張強さを使用する。ただし, 今回の実験において添え巻きに用いている細径異形 PC 鋼棒 (JIS G 3137) には, $w \cdot \sigma_y$ に降伏強度を使用している。

【付録 2 試験体名の説明】

(例) JP3^{*1}-00^{*2}-15^{*3}

- *1...3: 杭径 300φ のモデル, 6: 600φ, 9: 900φ, 12: 1200φ
- *2...40: 有効プレストレス量が A 種, 80: B 種, 100: C 種, 00: 0 種 (筆者等が実験の際に新たに設定, [4]参照)
- *3...10: せん断スパン比が 1.0, 15: せん断スパン比が 1.5

【付録 3 各種せん断強度式】

(1) せん断終局強度式[1], [13]

$${}_B Q_{cal} = {}_A Q_{cal} + Q_{sc} \quad (\text{tf})$$

$${}_A Q_{cal} = \left(0.9 + \frac{\sigma_0}{250} \right) \left\{ \frac{20k_p(1.8 + F_c/100)}{M/Qd + 0.12} + 4.8\sqrt{p_w \cdot w \cdot \sigma_y} \right\} t \cdot d$$

$$d = (D/2)(1 + 2/\pi) - t/\pi = 0.82D - 0.32t \quad (\text{cm})$$

$$k_p = 0.82(100P_t)^{0.23}, \quad P_t = p_g/4 \quad p_g : \text{全軸筋比}$$

$$Q_{sc} = \left(1 + \frac{\sigma_0}{150} \right) \left\{ \frac{0.074k_c(500 + F_c)}{M/Qd + 1.7} \right\} b' \cdot d'$$

円形断面を等断面積の正方形断面に置換する

(2) せん断終局強度式[14]

$${}_C Q_{cal} = \left\{ \frac{0.0679P_t^{0.23}(180 + F_c')}{M/Qd + 0.12} + 2.7\sqrt{p_w \cdot w \cdot \sigma_y} + 0.1 \frac{N}{bD} \right\} b \cdot j$$

円形断面を等断面積の正方形断面に置換する

F_c' : には等価強度を使用する (kgf/cm²)

$$j = 7/8 d \quad (\text{cm})$$

【付録 4 せん断終局強度の提案】

【記号の説明】

- ①肉厚補正係数 (—) $\alpha = -1.24 \frac{t}{D} + 1.19 \dots\dots\dots (1-1)$
- ②有効断面幅 (mm) $be = \frac{\alpha \cdot A_c}{D} \dots\dots\dots (1-2)$
- ③有効せい (mm) $d = D - \frac{t}{2} \dots\dots\dots (1-3)$
- ④応力中心間距離 (mm) $j = \frac{7}{8} d \dots\dots\dots (1-4)$
- ⑤主筋比 (—) $p_g = \frac{A_g}{be \cdot j} \dots\dots\dots (1-5)$
- ⑥らせん筋比 (—) $p_w = \frac{A_w}{be \cdot s} \dots\dots\dots (1-6)$
- ⑦杭体が負担する軸力 (N) $N_s = \frac{A_{杭} \cdot E_{杭}}{A_{中} \cdot E_{中} + A_{杭} \cdot E_{杭}} N \dots\dots\dots (1-7)$
- ⑧複合軸方向応力度 (N/mm²) $\sigma_e + \sigma_0' = \sigma_e + \frac{N_s}{be \cdot j} \dots\dots\dots (1-8)$
- ⑨中詰めコンクリートの
軸方向応力度 (N/mm²) ${}_{中}\sigma_0 = \frac{N - N_s}{A_{中}} \dots\dots\dots (1-9)$

ここで, t : 肉厚(mm), D : せい(mm), A_c : 杭断面積(mm²),
 A_g : 軸方向筋全断面積 (mm²),
 A_w : 1組のらせん筋の断面積 (mm²), s : らせん筋間隔 (mm),
 ${}_{中}\sigma_0$: 中詰めコンクリート負担分の軸方向応力度 (N/mm²),
 N_s : 中詰めコンクリート負担分の軸力 (N),
 $A_{中}$: 中詰めコンクリート断面積 (mm²),
 $E_{中}$: 中詰めコンクリートのヤング係数 (N/mm²),
 $A_{杭}$: 杭断面積 (mm²), $E_{杭}$: 杭のヤング係数 (N/mm²)

【せん断終局強度】

$$Q_u = (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4) \times (be \cdot j) \dots\dots\dots (2-1)$$

$$\tau_1 = \frac{0.115k_u \cdot k_p(\sigma_B + 17.7)}{M/Qd + 0.115} \dots\dots\dots (2-2)$$

$$\begin{cases} 0.785p_w \cdot w \cdot \sigma_y \leq 7.4 \text{ N/mm}^2 \text{ の時,} \\ \tau_2 = 0.657 \times (0.785 \times p_w \cdot w \cdot \sigma_y) \dots\dots\dots (2-3-1) \\ 7.4 \text{ N/mm}^2 \leq 0.785p_w \cdot w \cdot \sigma_y \text{ の時,} \\ \tau_2 = 4.87 \dots\dots\dots (2-3-2) \end{cases}$$

$$\begin{cases} \sigma_e + \sigma_0' \leq 27.4 \text{ N/mm}^2 \text{ の時,} \\ \tau_3 = 0.102(\sigma_e + \sigma_0') \dots\dots\dots (2-4-1) \\ 27.4 \text{ N/mm}^2 \leq \sigma_e + \sigma_0' \text{ の時,} \\ \tau_3 = 2.79 \dots\dots\dots (2-4-2) \end{cases}$$

$$\tau_4 = \tau_4' \times \frac{A_{中}}{be \cdot j} \dots\dots\dots (2-5)$$

$$\frac{\tau_4'}{{}_{中}\sigma_c} = 0.312 \frac{{}_{中}\sigma_0}{{}_{中}\sigma_c} + 0.01 \dots\dots\dots (2-6)$$

ここに,

Q_u : PHC 杭のせん断終局強度 (N)

τ_1 : コンクリート負担分 (N/mm²)

τ_2 : らせん筋負担分 (N/mm²)

τ_3 : 軸力負担分 (N/mm²)

τ_4 : 中詰めコンクリート負担分 (N/mm²)

σ_B : 杭体コンクリート圧縮強度 (N/mm²)

d : 有効せい (mm)

k_u : 断面寸法による補正係数

$$\text{今回の寸法の範囲内では, } \begin{cases} d = 260 \text{ mm} \cdots k_u = 0.83 \\ d = 270 \text{ mm} \cdots k_u = 0.82 \\ d = 280 \text{ mm} \cdots k_u = 0.80 \end{cases}$$

k_p : 引張鉄筋比 p_t による補正係数

$$k_p = 0.82(100p_t)^{0.23}, \quad p_t = \frac{p_g}{4}$$

M/Qd : せん断スパン比

${}_{中}\sigma_c$: 中詰めコンクリートのコンクリート圧縮強度 (N/mm²)

(1999年9月2日原稿受理, 2000年1月28日採用決定)