

等価せん断スパン法による RC 杭頭部のせん断耐力の評価

中田 裕喜* 北川 晴之** 渡辺 健* 田所 敏弥*

Evaluation of Shear Capacity of RC Pile Head Based on Equivalent Shear Span Method

Yuki NAKATA Haruyuki KITAGAWA Ken WATANABE Toshiya TADOKORO

In the verification of reinforced concrete (RC) piles, the design shear capacity V_{yd} of bar members is used based on the experimental results of simply supported RC beams. On the other hand, since RC piles are subjected to ground reaction forces, unlike simply supported conditions, the shear capacity may be greater than V_{yd} . In this paper, we used nonlinear finite element analysis to evaluate the shear capacity of RC pile heads taking into account ground reaction forces. We have shown that the equivalent shear span method, which is applied to the analysis of slabs of underground box structures, can also be applied to the analysis of RC pile heads.

キーワード：RC 杭頭部，せん断耐力，等価せん断スパン法，非線形有限要素解析

1. はじめに

鉄道構造物等設計標準・同解説（コンクリート構造物）¹⁾（以下、コンクリート標準）における棒部材の設計せん断耐力 V_{yd} の算定式は、単純支持された集中荷重が作用する鉄筋コンクリート（以下、RC）く形断面はりに対する実験結果等に基づき、安全側に設定されたものである。一方、RC 杭は円形断面であることに加え、軸方向力および地盤反力による分布荷重を受け、また杭頭部ではモーメント分布に反曲点を有することが多い点に特徴がある。このような場合、杭頭部のせん断耐力は、コンクリート標準のせん断耐力算定式よりも大きい値となる可能性がある^{2) 3)}。

既往の研究では、地盤または地盤反力を模擬した検討が実施されているが^{4) ~8)}、多くが曲げ破壊形態であり、破壊位置や破壊性状、変形性能、支持力等の評価に主眼が置かれている。また、せん断耐力に着目した検討も実施されているが^{9) ~11)}、円形断面や曲げモーメント分布のみの再現に留まっており、RC 杭の特徴を十分に再現された事例は少ない。

ところで、令和5年版のコンクリート標準では、 V_{yd} におけるせん断補強鉄筋による効果に上限が設けられることとなった^{1) 12)}。最近の設計事例によれば、場所打ち RC 杭の杭頭部では、この上限を超えてせん断補強鉄筋が配置されることも少なくない。このせん断補強鉄筋による効果の上限を考慮した V_{yd} による照査に従えば、実際に RC 杭が保有するせん断耐力は大きい可能性があるにもかかわらず、コンクリート強度や断面寸法の変更を行わざるを得ないことになる。一方、非線形有限要素解

析（以下、FEM）を用いることで、諸元や荷重、支持条件などの実態に即して耐力等を評価できると考えられるが、RC 杭は建設頻度の高い部材であるため、杭頭部のせん断耐力の照査において、耐荷機構に基づいた算定式の適用範囲が明らかになると、逐一 FEM に頼る必要がなく、照査行為の省力化につながると考える。

本研究では、実寸法の RC 杭に対し、地盤反力（分布荷重）を考慮した FEM により、耐荷機構やせん断耐力を評価することを目的とした¹³⁾。そして、FEM で得られた結果に基づき、骨組解析を用いた照査で用いることを念頭に、等価せん断スパン法^{14) 15)} の RC 杭頭部への適用性を検証することとした。なお、構造物が地震による慣性力を受け、曲げモーメント反曲点を有する RC 杭頭部におけるせん断耐力を対象とした。

2. 設計事例の調査

近年の設計事例から、一般的な条件¹⁶⁾ で設計された鉄道 RC ラーメン高架橋および RC 橋脚における RC 杭の諸元等を調査した。

図1に、杭径と $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd}$ (p_w ：せん断補強鉄筋比、 f_{wyd} ：せん断補強鉄筋の設計降伏強度、 f'_{cd} ：コンクリートの設計圧縮強度) の関係を示す。一般に、杭のせん断補強鉄筋は、杭先端にいくほどせん断補強鉄筋量を少なくする段落しを行うことが多いが、ここでは杭頭部（杭頭からの 2D 区間、杭頭：地中梁あるいはフーチング下面の断面、D：杭径）と地中部（2D 区間外）で区分して示した。また、コンクリート標準では、 V_{yd} の算定において、 $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd} \leq 0.1$ とする上限が設けられている。なお、本論文では、 p_w は等積正方形の辺長 b_w ¹⁾ を用いて、 $p_w = A_w / (b_w \cdot s_s)$ (A_w ：区間 s_s におけるせん断補強鉄筋の総断面積 (mm²), s_s ：せん断補強鉄筋の配置間隔 (mm))

* 構造物技術研究部 コンクリート構造研究室

** 鉄道力学研究部 構造力学研究室

で算定するとともに、 $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd}$ における f'_{cd} に、コンクリートの施工条件に関する低減係数^{1) 16)}を考慮している。

図より、杭径は1m~2mであった。 $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd}$ については、杭頭部では $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd} > 0.1$ 、地中部では $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd} < 0.1$ となる傾向がみられる。したがって、 V_{yd} を用いた照査による場合、 $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd} \leq 0.1$ の上限を考慮することで、杭頭部における照査により杭部材の諸元の変更が必要となる可能性がある。

図2に、杭頭から曲げモーメント反曲点までの距離 a_1 と杭径 D の比 a_1/D と、杭頭における軸方向応力 σ_d の関係を示す。軸方向応力 σ_d は、杭の軸方向力を杭の断面積で除したものであり、軸力変動を考慮したときの最大値（引抜きが生じる杭で引張側）と最小値（押し込みが生じる杭で圧縮側）を示している。また、二次元の骨組解析による地震時の慣性力のみを考慮した静的非線形解析による結果であり、橋軸方向載荷時と橋軸直角方向載荷時で区分して示している。

a_1/D は概ね2以下となった。杭頭における軸方向応力 σ_d は、ラーメン高架橋では $-7 \sim 3 \text{ N/mm}^2$ 程度、橋脚では $-10 \sim 6 \text{ N/mm}^2$ 程度となり、軸力変動により幅広く分布することがわかる。

3. 解析概要

3.1 RC 杭のモデル化

図3に、解析モデルを示す。本研究で対象としたRC杭は、鉄道構造物等設計標準・同解説（コンクリート構造物）照査例RCラーメン高架橋¹⁷⁾に基づくものであり、杭径1000mm、長さ21000mmの単杭である。汎用非線形有限要素解析ソフトDIANA ver10.3を用いて、3次元にモデル化した。

解析対象範囲はRC杭のみとし、上部構造は、RC杭へ伝達される断面力を荷重として与えることにより再現した。コンクリートはソリッド要素で、鉄筋は曲げを伝達しない埋込み鉄筋でモデル化した。また、軸方向鉄筋とコンクリート間の付着応力-すべり関係は、文献18を参考に、島らの式¹⁹⁾における付着応力に低減係数0.4を乗じたものとした。せん断補強鉄筋は完全付着とした。スタブ（接合部またはフーチングに相当）は、線形弾性体とした。

コンクリートは固定ひび割れモデルとし、圧縮側の応力-ひずみ関係には放物線モデルを、引張側にはHordijkモデルを用いた。いずれも、ポストピーク域の軟化曲線を破壊エネルギーにより規定することとし、圧縮破壊エネルギーは中村ら²⁰⁾に従い 35.3 N/mm 、引張側はコンクリート標準に従い 0.074 N/mm とした。ひび割れ発生に伴うせん断剛性の低下は、Al-mahaidhiモデルを用いた。

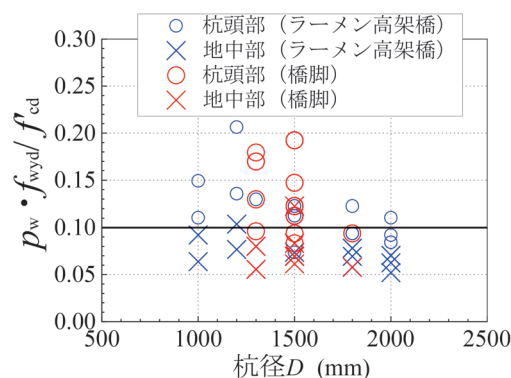
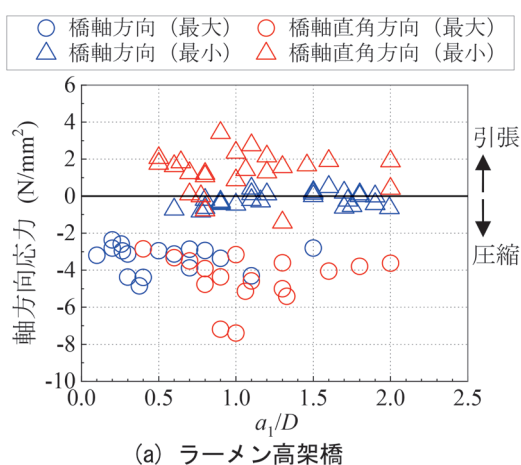
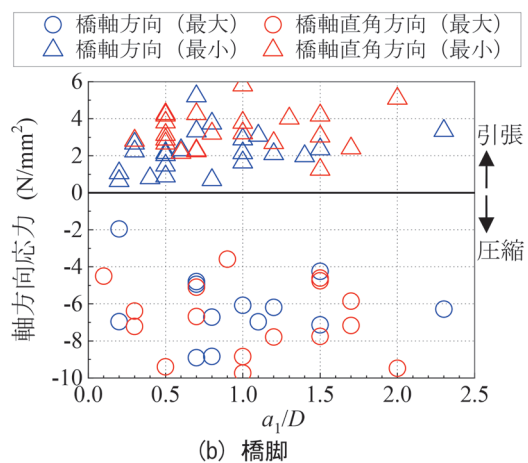


図1 杭径および $p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd}$ の事例



(a) ラーメン高架橋



(b) 橋脚

図2 a_1/D と杭頭における軸方向応力の事例

コンクリートの圧縮強度 f'_c は、 30 N/mm^2 に対し、コンクリートの施工条件に関する低減係数 0.7 ^{1) 16)} を乗じ、材料係数 $\gamma_c = 1.3$ ¹⁾ で除することで得られる 16.2 N/mm^2 とした。ヤング係数等の力学特性は、コンクリート標準に従って圧縮強度 (30 N/mm^2) を用いて算定した値に、コンクリートの施工条件に関する低減係数および γ_c を考慮した。

軸方向鉄筋は D32 とし、せん断破壊が発生しやすいように線形弾性体とした。せん断補強鉄筋については、

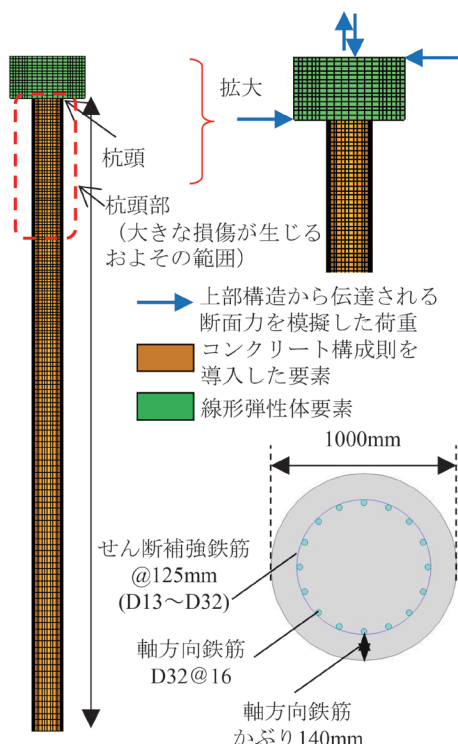
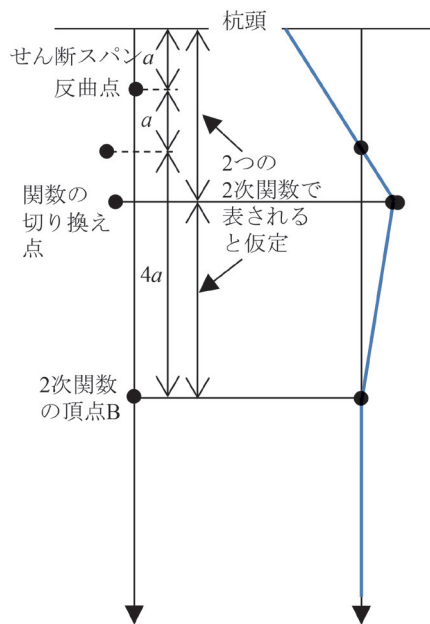
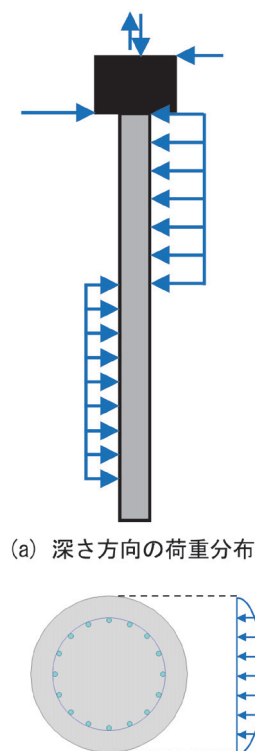


図3 解析モデル概要



(a) 曲げモーメント分布の仮定 (b) せん断力分布の仮定

図4 RC杭の断面力分布のモデル化



(a) 深さ方向の荷重分布 (b) 断面方向の荷重分布

図5 RC杭に作用させた荷重

二次勾配が弾性係数の1/1000であるバイリニアモデルで、降伏強度は345N/mm²とした。配置間隔は125mmとし、鉄筋径を任意に定めることで、せん断補強鉄筋比を設定した。鉄筋のヤング係数は、いずれも200kN/mm²である。

3.2 地盤反力のモデル化

図4にRC杭の断面力分布のモデル化を、図5にRC杭に与えた荷重を示す。本研究では、後述する a_1/D を容易に設定できるように、地盤はモデル化せず、RC杭に荷重を直接作用させることで、地盤反力によるRC杭の断面力分布を再現することとした²¹⁾。

RC杭の断面力分布は、既往の設計事例を参考に、杭頭部で曲げモーメントの正負が切り替わる反曲点を有する曲げモーメント分布を想定し、この分布形状が保持されるように、スタブ部分の集中荷重と杭の地盤反力(分布荷重)を荷重制御で与えることとした(図5)。杭頭部における曲げモーメント分布は二次関数で表されると想定し、RC杭の下部では、杭頭部における断面力と連続するように、別の二次関数で再現した。せん断力分布は直線に、分布荷重は等分布となる。

表1に、曲げモーメント分布の各区間の設定を示す。反曲点や二次関数の頂点の位置を設定し、杭頭部と下部の断面力の連続性を考慮することで、曲げモーメント分

表1 曲げモーメント分布の区間の設定

曲げモーメント分布の区間	a_1 との比
杭頭—反曲点(a_1)	1
反曲点—頂点A	1
頂点A—頂点B	4

布を表現する二次関数、せん断力分布、およびRC杭に作用する分布荷重の大きさが決定される。これらは、既往の設計事例における曲げモーメント分布を参考に設定したが、このように簡易かつ択一的にモデル化することで、検討を容易にしたものである。なお、二次関数の形状や頂点A-頂点Bの区間がやや異なっても、解析結果に顕著な影響を与えないことを別途確認している。

図5(b)に示すとおり、RC杭の断面方向の荷重分布は、杭周面の水平地盤ばね¹⁶⁾による反力が生じた場合と等価になるように、正弦波状とした。軸方向力については、スタブの上縁から作用させることで再現した。

図6に、境界条件および杭先端の鉛直地盤ばねおよび杭周面の鉛直せん断地盤ばねの配置^{16) 17)}を示す。境界条件は、杭先端と杭周面の摩擦を模擬した地盤ばねを介して固定した。ただし、杭先端のばねは、杭底面のRC杭の各節点と、剛な梁を介して結合されており、RC杭軸方向の引張力には抵抗しないものとした。また、杭周

面の地盤ばねは、杭頭からの $1/\beta^{(6)}$ の領域 (4m) では配置していない。

3.3 解析パラメータ

表2に、解析パラメータを示す。図2を踏まえ、 a_1/D は0.5, 1.0および2.0とし、軸方向応力 σ_d は-7 (圧縮), 0, 3 (引張) N/mm^2 とした。また、 $p_w=0.23, 0.52, 0.91, 1.43\%$ とした。なお、 $p_w \cdot f_{wyd}/f'_{cd}=0.1$ となるときの p_w は0.47%である。

4. 解析結果

4.1 分布荷重の形状の影響

ここでは軸方向力を与えない条件とし、 a_1/D の違いがRC杭頭部のせん断耐力等に及ぼす影響を検証する。

図7に、杭頭におけるせん断力と水平変位を示す。荷重制御のため、ある水平変位から1ステップあたりの変位増分がそれまでと比較して急増しているが、ここでは、この変位増分が急増する直前のステップの杭頭における

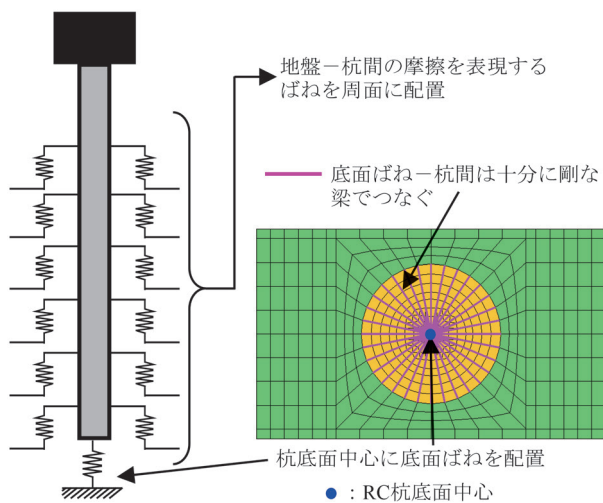


図6 RC杭の境界条件および地盤ばねの配置

せん断力を耐力 V_{ana} と定義する (図7の黒丸)。なお、図に示すとおり、定義した点以降でせん断力は大きく増加しない。

図8に、 $p_w=0.52\%$ における V_{ana} 時の最小主応力分布を示す。いずれも、最小主応力が卓越して発生する領域である圧縮ストラットが、杭頭の圧縮縁と杭頭部での分布荷重 (以下、杭頭部分布荷重) の作用位置間に形成されており、 V_{ana} に達した時点では、この杭頭の圧縮縁および杭頭部の分布荷重の作用位置で、圧縮強度相当の最小主応力が生じている。

図9に、 $a_1/D=1.0$ における V_{ana} 時のせん断補強鉄筋のひずみ分布を示す。 V_{ana} 時に杭頭部のせん断補強鉄筋は降伏するが、 p_w が大きくなると、降伏するせん断補強鉄筋の本数は少なくなることがわかる。これは、せん断補強鉄筋の効果の上限を示唆するものである。

図10に、 p_w と V_{ana} の関係を示す。ここでは、杭頭での圧縮損傷が顕著であったことから、RC杭の耐力の評価には、杭頭のせん断力を用いた。また、図中には、 $p_w \cdot f_{wyd}/f'_{cd} \leq 0.1$ の考慮の有無で区分して、 V_{yd} を併記した。 $a_1/D=0.5$ では、 p_w に対する V_{ana} の増加割合は小さく、せん断スパン比がごく小さいディープビームのせん断補強効果²²⁾ と類似した傾向にあった。一方、 $a_1/D=1.0$ では、 p_w が大きくなると V_{ana} は増加し、 $a_1/D=2.0$ では、 $p_w \geq 0.52\%$ において p_w に対する V_{ana} の増加割合が小さくなった。杭頭の断面が曲げ耐力¹⁾ に達するときのせん断力 V_{mu} は、 $a_1/D=0.5$ では6014kN、 $a_1/D=1.0$ では

表2 解析パラメータ

パラメータ	値
a_1/D	0.5, 1.0, 2.0
せん断補強鉄筋比 p_w (%)	0.23 (D13), 0.52 (D19), 0.91 (D25), 1.43 (D32)
軸方向応力 (N/mm^2)	-7 (圧縮), 0, 3 (引張)

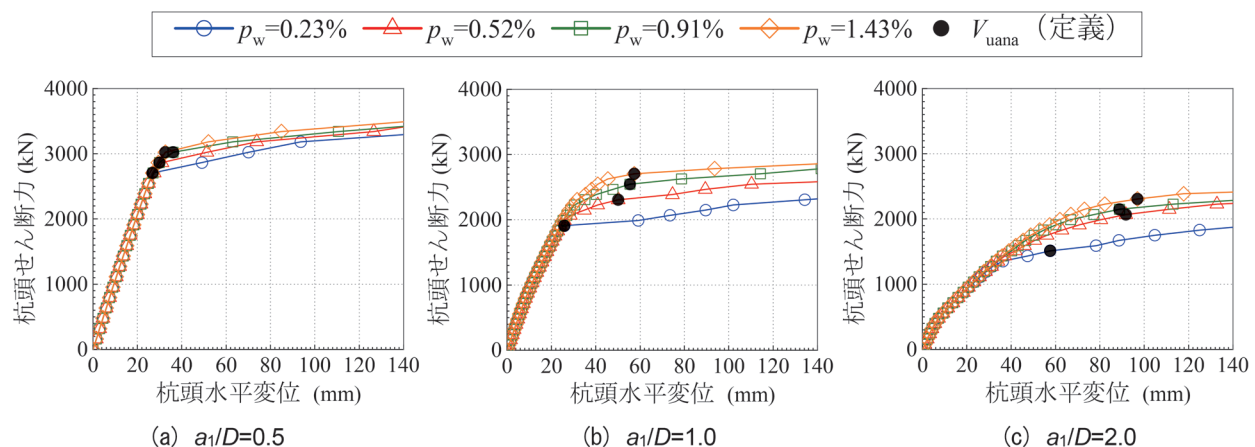


図7 杭頭におけるせん断力と水平変位の関係 ($\sigma_d=0\text{N/mm}^2$)

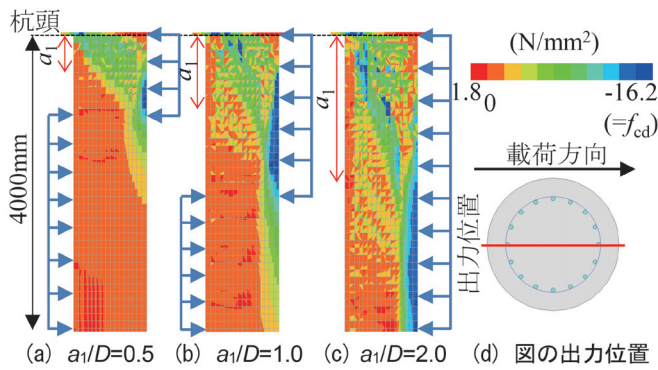


図8 最小主応力分布

(V_{ana} 時, $p_w=0.52\%$, $\sigma_d=0\text{N/mm}^2$)

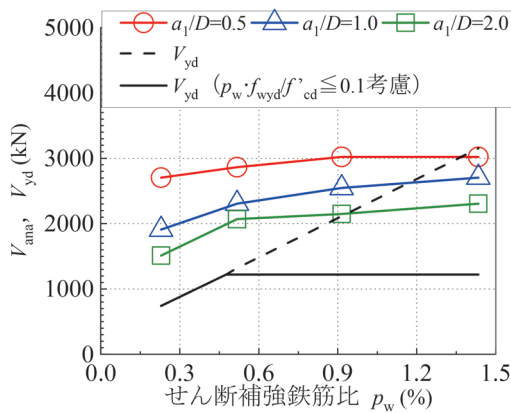


図10 p_w と V_{ana} の関係 ($\sigma_d=0\text{N/mm}^2$)

3007kN, $a_1/D=2.0$ では1504kNであり, $a_1/D=2.0$ は, p_w が大きい領域では曲げ圧縮破壊したと認められることから, 実際に保有するせん断耐力はこれよりも大きいと考えられる。なお, この V_{mu} は, 圧縮側の最外縁のコンクリートが終局ひずみに達した時点のせん断力であるが, 最外縁の面積が小さい円形断面では, やや過少に算定されると考えられる。

$p_w \cdot f_{wyd} / f'_{cd} \leq 0.1$ を考慮した場合, V_{yd} は V_{ana} をかなり過小に評価することがわかる。ただし, p_w が大きくなると V_{ana} は増加するものの, V_{yd} と比較するとその増加割合は小さい。これは, せん断補強鉄筋の形状が円形であるため, 斜めひび割れと交差するせん断補強鉄筋のせん断力方向成分が小さくなり, トラス理論で想定されるせん断補強効果を見込めないと考えられること^{10) 11)}や, p_w が大きくなると降伏するせん断補強鉄筋の本数が少なくなるためと考えられる。

4.2 軸方向力の影響

ここでは, -7 (圧縮) または 3 (引張) N/mm^2 の軸方向応力 σ_d を与えた場合のRC杭頭部のせん断耐力等に及ぼす影響を検証する。

図11, 12に, $p_w=0.52\%$ における V_{ana} 時の最小主応

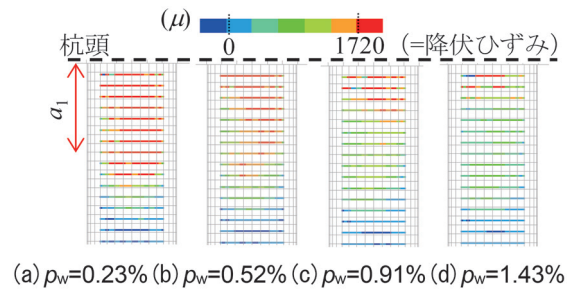


図9 せん断補強鉄筋のひずみ分布

(V_{ana} 時, $a_1/D=1.0$, $\sigma_d=0\text{N/mm}^2$)

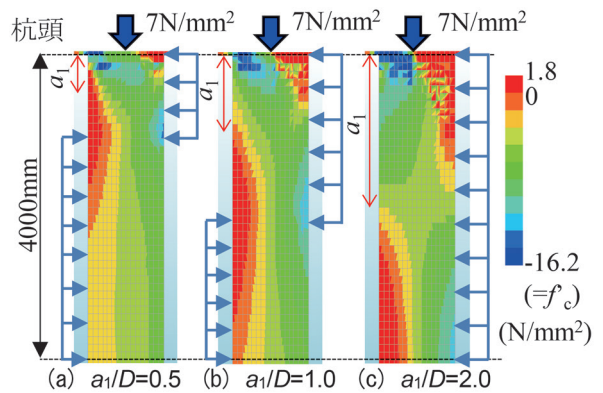


図11 最小主応力分布

(V_{ana} 時, $p_w=0.52\%$, $\sigma_d=-7\text{N/mm}^2$)

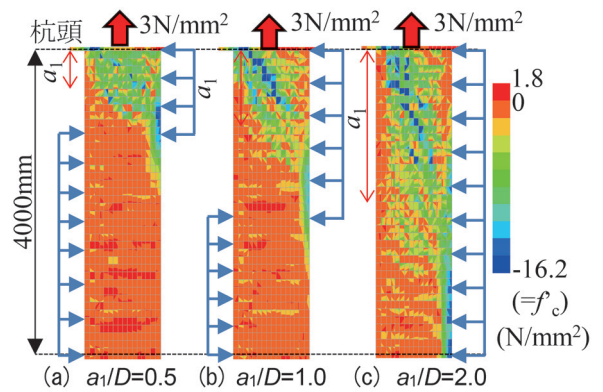


図12 最小主応力分布

(V_{ana} 時, $p_w=0.52\%$, $\sigma_d=3\text{N/mm}^2$)

力分布を示す。 $\sigma_d = -7\text{N/mm}^2$ では, $\sigma_d = 0\text{N/mm}^2$ の a_1/D および p_w が同一のケース (図8)と比較して, 圧縮ストラットの部材軸方向長さが大きくなるとともに, 幅も大きく増加した。 $\sigma_d = 3\text{N/mm}^2$ では, $\sigma_d = 0\text{N/mm}^2$ (図8)と比較して, 最小主応力分布 (圧縮ストラット)に, 顕著な違いはみられなかった。

図13, 14に, p_w と V_{ana} の関係を示す。なお, V_{yd} における軸方向力の効果は, β_n (M_0 法)¹⁾により考慮した。

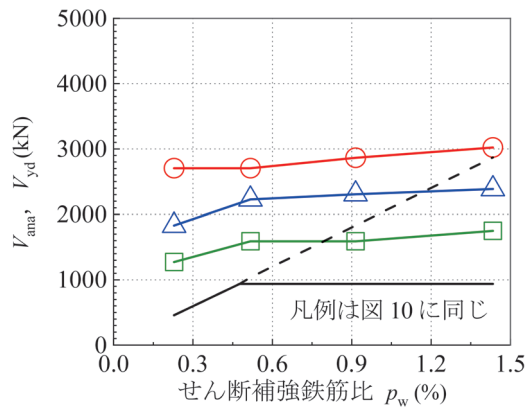


図 13 p_w と V_{ana} の関係 ($\sigma_d = -7\text{N/mm}^2$)

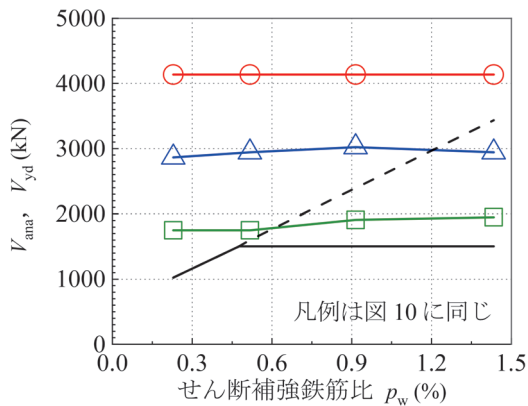


図 14 p_w と V_{ana} の関係 ($\sigma_d = 3\text{N/mm}^2$)

$\sigma_d = -7\text{N/mm}^2$ では、 a_1/D によらず、 p_w が大きくなっても V_{ana} の増加はみられなかった。 V_{mu} は、 $a_1/D = 0.5$ では 5411kN、 $a_1/D = 1.0$ では 2705kN、 $a_1/D = 2.0$ では 1352kN であり、 $a_1/D = 0.5$ ではせん断圧縮破壊、 $a_1/D = 1.0, 2.0$ では曲げ圧縮破壊したためと考えられる。

$\sigma_d = 3\text{N/mm}^2$ では、 $\sigma_d = 0\text{N/mm}^2$ のケースと類似した傾向を示した。すなわち、 $a_1/D = 0.5$ では、 p_w に対する V_{ana} への影響は小さく、 $a_1/D = 1.0$ では p_w が大きくなると V_{ana} が増加し、 $a_1/D = 2.0$ では、 p_w の増加に伴い、曲げ圧縮破壊となった。なお、 V_{mu} は、 $a_1/D = 0.5$ では 6341kN、 $a_1/D = 1.0$ では 3171kN、 $a_1/D = 2.0$ では 1585kN である。

V_{yd} と比較すると、曲げ圧縮破壊したケースではせん断耐力の評価はできないが、せん断耐力が V_{mu} よりも大きいと考えれば、 V_{yd} はせん断耐力を過小に評価していると考えられる。

以上より、地盤反力（分布荷重）を受ける RC 杭頭部では、圧縮ストラットが明確に形成され、せん断圧縮破壊で想定されるような破壊形態であると推定される。

5. 等価せん断スパン法の適用性の検証

原子力指針¹⁴⁾ では、土圧（分布荷重）を受けるボツ

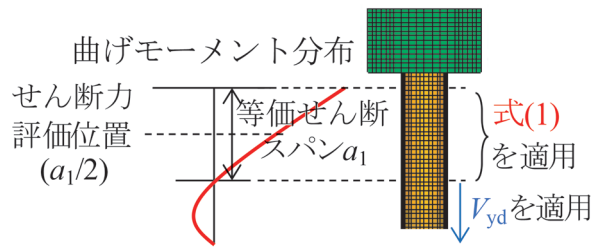


図 15 等価せん断スパン法の概要

クラスメン構造の頂版や底版、側壁に対し、等価せん断スパンを用いた設計せん断圧縮破壊耐力 V_{dd} による照査法（等価せん断スパン法）が示されている。解析で得られた耐荷機構や破壊形態から、RC 杭頭部のせん断耐力の評価に、等価せん断スパン法が適用できる可能性があると考えられるが、本手法は限られた実験結果に基づいて等価せん断スパンや照査断面位置を定めていること^{14) 15)}、また RC 杭では大きな軸方向力が作用すること等から、その適用性を検証することとする。

図 15 に、等価せん断スパン法の概要を示す。杭頭から反曲点までの距離を等価せん断スパン a_1 とし、 a_1 を用いて V_{dd} を算定する。ただし、文献 1, 12 による知見を踏まえ、RC 杭頭部のせん断耐力 V_{ud} は式 (1) のとおりとする。

$$V_{ud} = \max(V_{dd}, V_{yd}) \quad (1)$$

また、照査に用いるせん断力は、深さ $a_1/2$ の位置での値とする¹⁴⁾。なお、反曲点以深では、現状では V_{yd} を適用する。

図 16 に、 p_w と、 $a_1/2$ の位置での V_{ana} と V_{ud} の比 V_{ana}/V_{ud} の関係を示す。なお、比較のために、従来の算定法である杭頭での V_{ana} と $p_w \cdot f_{wyd}/f'_{cd} \leq 0.1$ を考慮した V_{yd} の比 V_{ana}/V_{yd} を併記した。等価せん断スパン法を適用することで、 V_{ana}/V_{ud} は 1 に近づいており、せん断耐力の算定精度を向上できることがわかる。

図 17 に、せん断力に関する照査の試算例を示す。近年設計された、一般的な条件¹⁶⁾ における RC ラーメン高架橋および RC 橋脚において、 $p_w \cdot f_{wyd}/f'_{cd} > 0.1$ となる杭頭部を対象とした。従来の $p_w \cdot f_{wyd}/f'_{cd} \leq 0.1$ を考慮しない V_{yd} による場合、せん断力に関する照査は満足するものであるが、 $p_w \cdot f_{wyd}/f'_{cd} \leq 0.1$ を考慮した V_{yd} を適用した場合、照査値が 1.0 より大きくなる事例がある。一方、等価せん断スパン法の適用により、せん断耐力や考慮すべきせん断力を合理的に評価できたことで、1.0 より小さくなった。すなわち、これらの範囲では、 $p_w \cdot f_{wyd}/f'_{cd} > 0.1$ となる量のせん断補強鉄筋の配置を余儀なくされていた場合でも、必要な耐力を有していることを確認した。

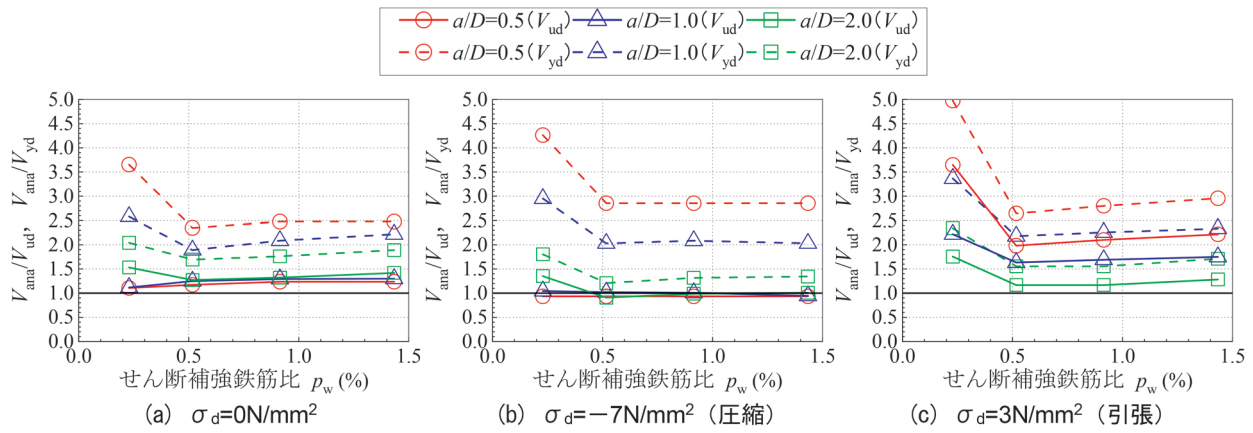


図 16 杭頭におけるせん断力と水平変位の関係

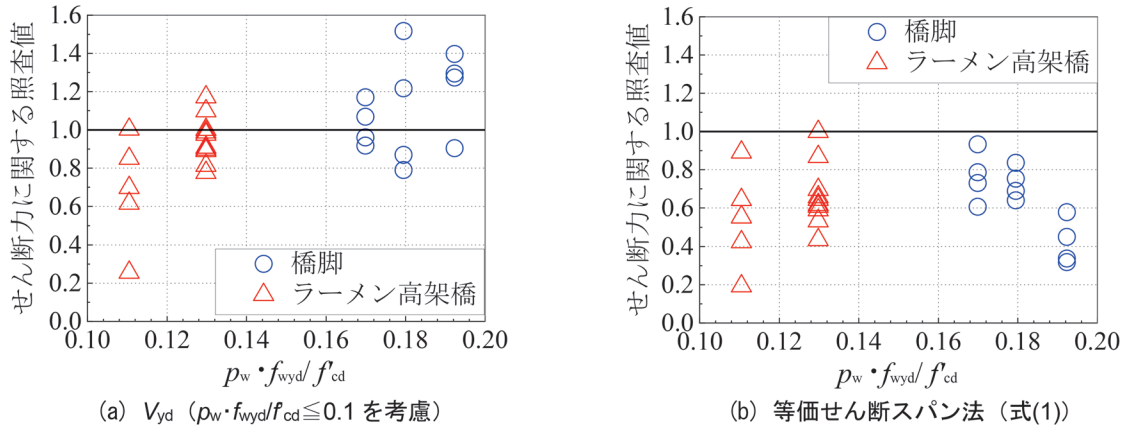


図 17 せん断力に関する照査の試算例

6. まとめ

- (1) 地盤反力（分布荷重）を受け、曲げモーメント反曲点を有する RC 杭頭部では、杭頭の圧縮縁と反曲点を結ぶ圧縮ストラットが形成され、せん断圧縮破壊に類似した破壊形態を示した。また、せん断圧縮破壊であること、せん断補強鉄筋の形状が円形であること等から、RC 杭頭部では、トラス理論で想定されるせん断補強効果を見込めないことがわかった。
- (2) RC 杭頭部におけるせん断耐力は、 $p_w \cdot f_{wyd} / f_{cd} \leq 0.1$ を考慮した棒部材の設計せん断耐力 V_{yd} よりも大きいことがわかった。
- (3) 軸方向力を受ける場合でも、等価せん断スパン法の適用により RC 杭頭部のせん断耐力の算定精度が向上することがわかった。

以上より、対象とした条件に対し、せん断破壊に対して従来のせん断補強鉄筋に依存した設計は合理的でないと考えられる。今後も、様々な地盤条件等に対して引き続き試算を行い、本手法の適用範囲を確認するとともに、

地中深くにおけるせん断耐力の評価法についても検討していく。

文献

- 1) 国土交通省鉄道局監修 鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説（コンクリート構造物）－第Ⅲ編 コンクリート構造，丸善出版，2023
- 2) 土木学会コンクリート委員会（351 委員会）：コンクリート技術シリーズ 125 コンクリート構造物の設計と連成型性能評価法－時空間性能評価技術の未来予想Ⅱ－，2020
- 3) 斉藤聡彦，坂口淳一，渡辺忠朋：曲げモーメントとせん断力の相互作用に基づく部材耐力の評価，土木学会第 72 回年次学術講演会，V-311，pp.621-622,2017
- 4) 永尾拓洋，棚村史郎，室野剛隆，神田政幸：模擬地盤を用いた地中の RC 杭の非線形モデルに関する検討，鉄道総研報告，Vol.16，No.9，pp.29-34，2002
- 5) 今年年成，室野剛隆，篠田昌弘，川西智浩：地盤中の拘束圧を受ける RC 杭部材の変形性能の評価方法，鉄道総研報告，Vol.20，No.5，pp.29-34，2006

- 6) 佐名川太亮, 西岡英俊, 神田政幸, 森野達也, 米澤豊司, 青木一三: 慣性力と地盤変位が同時に作用する杭の水平抵抗特性に及ぼす杭体の段落し部での損傷の影響, 地盤工学ジャーナル, Vol.10, No.1, pp.33-44, 2015
- 7) 牧剛史, 土屋智史, 渡辺忠朋, 前川宏一: 3次元非線形有限要素法を用いたRC杭基礎-地盤系の連成地震応答解析, 土木学会論文集 A, Vol.64, No.2, pp.192-207, 2008
- 8) 後藤源太, 西谷朋晃, 李首一, 中谷隆生: 既設場所打ち杭のせん断耐力に対するせん断スパン比及び帯鉄筋の構造細目が及ぼす影響に関する検討, 構造工学論文集, Vol.70A, pp.215-228, 2024
- 9) 牧剛史, 土屋智史, 斉藤成彦, 渡邊忠朋: コンクリートの損傷指標を用いたRC部材の三次元耐荷機構の数値解析的評価, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.78, No.1, pp.121-137, 2022
- 10) 松本浩嗣, 米花萌, 二羽淳一郎: 単純支持および逆対称曲げモーメントを受ける中実円形断面RCディープビームのせん断性状, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.68, No.4, pp.343-355, 2012
- 11) 田所敏弥, 谷村幸裕, 服部尚道, 北沢宏和: 逆対称曲げ荷重を受ける円形RC部材のせん断耐力におよぼす帯鉄筋の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.2, pp.787-792, 2006
- 12) 中田裕喜, 渡辺健, 谷村幸裕: 単純支持されたRC棒部材の設計せん断耐力算定法, 鉄道総研報告, Vol.38, No.11, 2024
- 13) 北川晴之, 中田裕喜, 渡辺健, 田所敏弥: 分布荷重を考慮したRC杭頭部における耐力の解析的評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.43, No.2, pp.409-414, 2021
- 14) 土木学会: 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル・照査例 (2021年版), 原子力土木シリーズ 5, 2021
- 15) 遠藤達巳, 青柳征夫, 松村卓郎: 鉄筋コンクリート製地中構造物の限界状態設計に用いるせん断耐力評価法, 電力中央研究所報告, 1992
- 16) 国土交通省監修 鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説 (基礎構造物), 丸善出版, 2012
- 17) 鉄道総合技術研究所: 鉄道構造物等設計標準・同解説 (コンクリート構造物) 照査例 RC ラーメン高架橋, 2005
- 18) 飯塚敬一, 檜貝勇, 斉藤成彦, 高橋良輔: かぶり厚の影響を考慮した異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.67, No.2, pp.280-296, 2011
- 19) 島弘, 周礼良, 岡村甫: マッシュピなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係, 土木学会論文集, 第387号, pp.165-174, 1987
- 20) Nakamura, H. and Higai, T.: Compressive fracture energy and fracture zone length of concrete, seminar on post-peak behavior of RC structures subjected to seismic loads, *JCI-C51E*, Vol.2, pp.259-272, 1999.
- 21) 中田裕喜, 坂口淳一, 渡辺健: RC杭のせん断耐力に及ぼす軸方向力および地盤反力の履歴の影響, 第24回コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレードシンポジウム, Vol.24, pp.357-362, 2024
- 22) 谷村幸裕, 佐藤勉: スターラップを用いたディープビームのせん断耐力評価, 鉄道総研報告, Vol.18, No.1, pp.25-30, 2004