

改良型簡易接合法を採用した既製コンクリート杭杭頭部の力学性状

MECHANICAL CHARACTERISTICS OF PILE HEAD JOINT WITH IMPROVED SIMPLIFIED CONNECTION METHOD FOR PRECAST CONCRETE PILES

青島一樹*1, 島田博志*2, 小室 努*2

Kazuki AOSHIMA, Hiroshi SHIMADA and Tsutomu KOMURO

This paper proposes an improved simplified method which connects a pile head and a pile cap. The improved simplified connection method consists of a pile head embedded in the pile cap up to about 100mm depth and a tapered clearance around the pile head. To investigate mechanical characteristics of the proposed connection method, full-scale structural tests under various axial load conditions are conducted. From the test results, it is revealed that the maximum bending moment of the proposed pile head joint does not reach the ultimate bending moment of the pile, and that the relationship between bending moment and rotation angle of the pile head can be explained well by hyperbolic curves under various axial load conditions. Therefore the proposed connection method is very useful to reduce the bending moment of the pile head. It is reasonable to use hyperbolic function for seismic design of the proposed connection method.

Keywords : *Pile head joint, Precast concrete pile, Pile cap, Degree of restraint against rotation of pile head joint, Shear strength, Seismic design*

杭頭接合部, 既製コンクリート杭, パイルキャップ, 杭頭固定度, せん断耐力, 耐震設計

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の杭頭部に多数の被害が発生した¹⁾。この結果は、従来の杭頭部に応力が集中する固定型の杭頭接合法の限界を示唆し、これを契機に杭頭ピン接合など杭頭固定度を積極的に低減するための新しい杭頭接合法の研究開発が精力的に行われ、既に実用化されたものもある(例えば、2)~5)。

筆者らは、既製コンクリート杭の杭頭接合法として、杭頭とパイルキャップ間に補強鉄筋を使用せず杭頭を100mm程度パイルキャップに根入れする接合法^{6),7)}(以後、簡易接合法と称する)に着目し、実用化のための研究を行っている^{8)~12)}。前報⁸⁾では、杭径600mmの既製コンクリート杭を用いた実大加力実験を実施し、簡易接合法を採用した杭頭接合部の回転性状とせん断耐力、および損傷状況を調査した。この結果、簡易接合法は補強鉄筋を使用する通常の杭頭接合法に比較して杭頭固定度が低く、十分なせん断耐力を有することが判明し、これを適切に設計に取り入れることで杭頭部の耐震性能を向上させることが可能との結論を得た。ただし、簡易接合法は、杭頭をパイルキャップへ根入れした部分において、杭とコンクリートの剥離やひび割れが生じることにより杭頭固定度が低下する構造である。したがって、杭頭の根入れ長さが杭頭固定度に大きく影響を与える要因となる。ところが、既製コンクリート杭の施工においては、杭頭の打ち止めレベルに施工誤差が生じるため、杭頭のパイルキャップへの根入れ長さを精度良く管理することは難しい。また、実施工においては、一般に基礎コンクリートを打設する前に50mm程度の捨てコンクリートを打設するため、捨てコンクリートによって

杭頭の回転抵抗が増加すると考えられる。設計時に杭頭レベルの施工誤差や捨てコンクリートの影響を含めた簡易接合法の回転性能を定量的に評価することは困難であり、実建物において想定した性能が発揮されない可能性が高い。

そこで、根入れ長さの施工誤差や捨てコンクリートの影響に依存せず、安定した回転性能を発揮できるように簡易接合法に改良を加え、この回転性能とせん断耐力を把握するための実大加力実験を実施した。本論文では、改良した簡易接合法の実大加力実験の結果と杭頭の回転性能を設計に反映させるためのモデル化手法について報告する。

2. 実験概要

2.1 簡易接合法の概要と改良点

図2.1に簡易接合法の概要を示す。従来型の簡易接合法は、1978年の宮城県沖地震以前に多数存在した杭頭接合法であり、補強鉄筋を用いずに杭頭をパイルキャップへ100mm程度根入れし、中詰めコンクリートを杭頭から杭径程度の深さまで打設する構造である^{6),7)}。前述したように、実施工を行った場合、杭頭レベルの施工誤差や捨てコンクリートが杭頭の回転性能に影響を与える。改良型では、杭頭をパイルキャップへ100mm程度根入れすることを想定しているが、根入れした杭頭の外周部と基礎コンクリートおよび捨てコンクリートとの境界面にテーパ状の空隙を設ける。空隙の角度は、大地震時にも杭頭外周部が基礎コンクリートに接触しないことを想定し、1/10rad程度とする。改良型ではこのテーパ状の空隙が根入れ部の

*1 大成建設㈱技術センター 副主任研究員・修士(工学)

*2 大成建設㈱設計本部・構造グループ プロジェクトリーダー・修士(工学)

Research Engineer, Technology Center, Taisei Corporation, M. Eng.
Project Leader, Design Division, Taisei Corporation, M. Eng.

回転抵抗を無くすため、杭頭レベルの施工誤差や捨てコンクリートの厚みに依存せず、安定した回転性能を発揮することが可能となる。また、従来型では杭頭が回転することによって根入れ部周辺の基礎コンクリートにひび割れ等の損傷が生じたが、改良型では杭頭に大きな回転が生じた場合でも、空隙によって基礎コンクリートの損傷を防止することができると思われる。パイルキャップの水平力は、杭頭部の摩擦抵抗とへりあき部のせん断抵抗によって杭へ伝達する。ただし、改良型簡易接合法は、引抜き力に対する抵抗要素がないため、引抜き力が作用しないことが適用条件となる。なお、改良型では、中詰めコンクリートを打設しない構造とした。

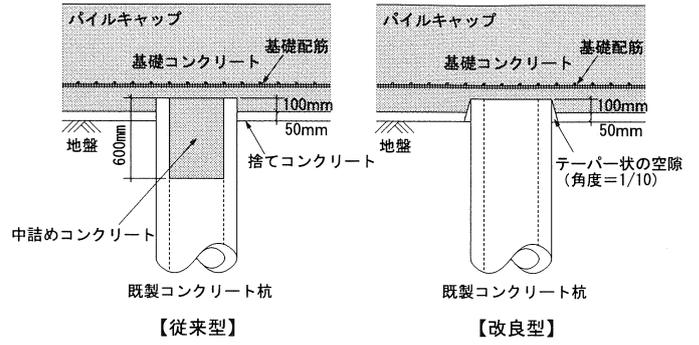


図2.1 簡易接合法の概要

2.2 試験体と実験ケース

表2.1に試験体の仕様と実験ケースの一覧を示す。図2.2に試験体の形状と配筋の概要を示す。試験体は、杭種、根入れ長さ、へりあき寸法を変えて5体作製した。いずれの試験体も杭頭接合部に改良型簡易接合法を採用した。No.1とNo.2の試験体は、既製コンクリート杭と鉄筋コンクリート製のパイルキャップで構成されている。ただし、パイルキャップの隅角部には試験体を反力フロアーに固定するためのシース管(φ50mm)が埋設されている。No.3~5の試験体は、既製コンクリート杭とパイルキャップおよびスタブによって構成されている。試験体はスタブを用いて反力フロアーへ固定するため、パイルキャップ内にはシース管は存在しない。試験体を使用した杭は、一般に市販されているφ600-PHC杭-C種、もしくはφ600-SC杭-t9(SKK400)である。表2.2と表2.3にPHC杭とSC杭の諸元を示す。パイルキャップ部分の配筋は、SD345-D19@135mm、かぶり厚さ50mmとし、全ての試験体で共通とした。実験日における各試験体のコンクリート強度は25.7~33.4N/mm²、ヤング係数は2.19~2.41×10⁴N/mm²、ポアソン比は0.18~0.21の範囲であった。なお、試験体の作製時には、杭頭接合部のコンクリートの密実性を確保するために、実際の施工状況を模擬して、杭頭を上にした状態でパイルキャップのコンクリートを打設した。

実験では、表2.1に示すように、同一の試験体に対し、軸力をパラメータとした複数回の加力を行っている。実験は、はじめに杭頭接合部の回転性状の照査(以後、曲げ実験と称す)を行い、その後、

表2.1 試験体の仕様と実験ケース

| 試験体名 | 杭種 | 根入れ(mm) | へりあき(mm) | 実験ケース | | | |
|------|----------------------------|---------|----------|-------|-----------------|------|------|
| | | | | 実験種類 | 軸力(kN) | 備考 | |
| No.1 | φ600 PHC杭-C種 | 100 | 500 | 曲げ | ① 500 | 一定軸力 | |
| | | | | | ② 1000 | 一定軸力 | |
| | | | | | 1500 | 一定軸力 | |
| | | | | | ③ 2000 | 一定軸力 | |
| | | | | せん断 | 0 | 一定軸力 | |
| No.2 | φ600 SC杭-t9 (SKK400) | 100 | 500 | 曲げ | 500 | 一定軸力 | |
| | | | | | 1000 | 一定軸力 | |
| | | | | | 2000 | 一定軸力 | |
| | | | | | せん断 | 1000 | 一定軸力 |
| | | | | No.3 | φ600 PHC杭-C種 | 100 | 300 |
| せん断 | 0 | 一定軸力 | | | | | |
| せん断 | 0 | 一定軸力 | | | | | |
| No.4 | φ600 PHC杭-C種 | 50 | 200 | 曲げ | 500 | 一定軸力 | |
| | | | | | 1000 | 一定軸力 | |
| | | | | | 2000 | 一定軸力 | |
| | | | | | 2500 | 一定軸力 | |
| | | | | | せん断 | 1500 | 一定軸力 |
| | | | | せん断 | 1000 | 一定軸力 | |
| | | | | | 500 | 一定軸力 | |
| | | | | | 0 | 一定軸力 | |
| | | | | | せん断 | 0 | 一定軸力 |
| | | | | | せん断 | 0 | 一定軸力 |
| No.5 | φ600 PHC杭-C種 | 50 | 200 | 曲げ | ① 500-2000 | 変動軸力 | |
| | | | | | 2500-500 | 変動軸力 | |
| | | | | | ② 500-2500 | 変動軸力 | |
| | | | | | ③ 2500-500 | 変動軸力 | |
| | | | | せん断 | 2500 | 一定軸力 | |
| | | | | | 1000 | 一定軸力 | |
| | | | | | 0 | 一定軸力 | |

表2.2 PHC杭の諸元

| 外径 (mm) | 肉厚 t (mm) | 種別 | 有効 アスタリス σe (N/mm ²) | 断面積 | | | 換算断面 2次モーメント Ie (mm ⁴) | コンクリート 設計基準強度 Fc (N/mm ²) |
|------------|--------------|----|--|-----------------------|-----------------------|-----------------------|--|---|
| | | | | PC鋼棒 | コンクリート | 換算 | | |
| | | | | Ap (mm ²) | Ac (mm ²) | Ae (mm ²) | | |
| 600 | 90 | C | 10 | 1884 | 144200 | 153600 | 5.15×10 ⁹ | 85 |

表2.3 SC杭の諸元

| 外径 (mm) | 肉厚 t (mm) | 鋼管厚 ts (mm) | 鋼管種別 | 断面積 | | | 換算断面 2次モーメント Ie (mm ⁴) | コンクリート 設計基準強度 Fc (N/mm ²) |
|------------|--------------|----------------|--------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|--|---|
| | | | | 鋼管 | コンクリート | 換算 | | |
| | | | | As (mm ²) | Ac (mm ²) | Ae (mm ²) | | |
| 600 | 90 | 9 | SKK400 | 14828 | 127500 | 205300 | 7.49×10 ⁹ | 80 |

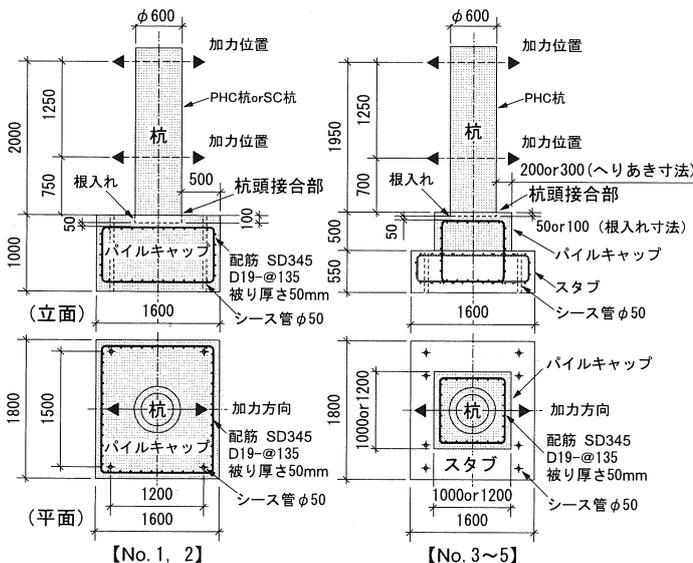


図2.2 試験体の形状と配筋の概要

せん断耐力の照査(以後、せん断実験と称す)を実施した。

2.3 加力方法と測定項目

加力方法は、曲げ実験では片持ち梁形式を、せん断実験では1次不静定形式を採用し、正負交番加力を実施した。図2.3に加力方法の概要を示す。曲げ実験では、試験体を反力フロアーに天地を反転させた状態で固定し、杭先端部分を2台の上部アクチュエータで水平に加力した。この際、杭先端に取り付けた軸力導入用ジャッキによって、杭に一定軸力もしくは変動軸力を与えた。杭先端の境界条件はピンローラーである。加力サイクルは、部材角によって制御し、1ステップ2サイクルの繰り返し加力を基本とした(No.3とNo.5の

2回目以降のケースでは、1ステップ1サイクル)．計画した最大部材角は、No. 1とNo. 2の試験体が 67×10^{-3} rad、No. 3～5が 33.5×10^{-3} radである．せん断実験は、曲げ実験終了後に下部アクチュエータを取り付け、上部アクチュエータの水平変位をゼロに保持した状態で下部アクチュエータにより水平力を与えた．杭先端の境界条件はピンである．加力サイクルは、杭頭せん断力によって制御し、No. 3とNo. 5では1方向の単調載荷とし、その他の試験体では、所定のせん断力を正負交番で段階的に増加させ、杭頭接合部を破壊させる計画とした．No. 1とNo. 3では軸力0kN、No. 2では軸力1000kNを与え、せん断耐力を把握する計画とした．No. 4とNo. 5では、軸力レベルを変化させ、各軸力レベルにおいて杭頭接合部が所定のせん断力耐力を有することを確認し、最終的に軸力0kNで杭頭接合部を破壊させる計画とした．図2.3中にNo.4試験体における曲げ及びせん断実験の加力サイクルの概要を示す．

主な計測項目は、杭頭接合部の回転角と水平変位、アクチュエータの荷重と加力点の水平変位、軸力導入用ジャッキの荷重である．杭頭接合部の回転角は、図2.3中に示すように加力軸方向の杭対面2点についてパイルキャップとの鉛直相対変位(杭の押し込み・引抜き量)を測定し、この差を測定スパンで除して求めた．

3. 曲げ実験の結果

3.1 加力点の水平荷重～水平変位関係

図3.1に一定軸力条件における加力点の水平荷重 P と水平変位 δ の関係を軸力 N と水平変位 δ の関係とともに例示する(No. 1試験体)．同図(a)より、軸力は水平変位によらずほぼ一定に保持できていることが分かる．同図(b)～(d)より、最大水平荷重は軸力に依存して大きくなる事が分かる．また、いずれのケースも水平荷重は最大値に達した後、水平変位の増加にともない低下する傾向がある．これは軸力による P δ 効果の影響と考えられる．図3.2に変動軸力条件における加力点の P δ 関係を N δ 関係とともに例示する(No. 5試験体)．同図(a)に示すように、軸力は杭径600mmの既製コンクリート杭の長期軸力を1000kNもしくは1500kNに想定し、

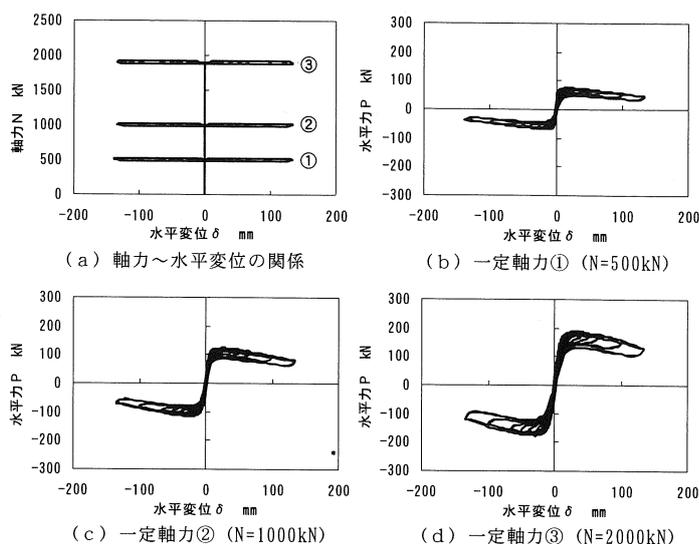


図3.1 加力点の軸力および水平力～水平変位関係 (No. 1)

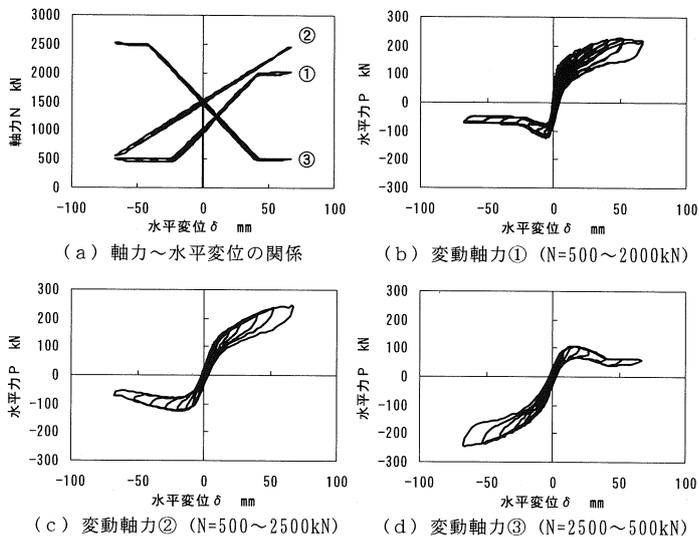


図3.2 加力点の軸力および水平力～水平変位関係 (No. 5)

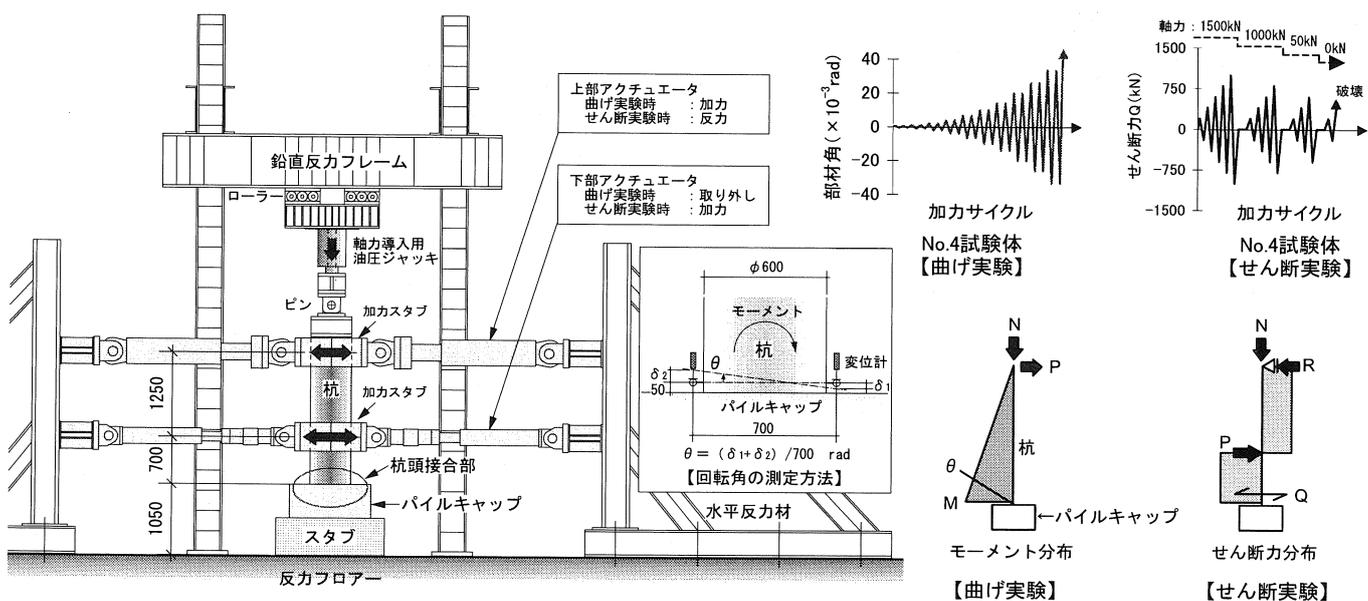


図2.3 加力方法の概要

500～2500kNの範囲で水平変位に応じて変動させた。同図 (b)～(d)より、水平荷重は変動軸力と $P \delta$ 効果の影響を受け、複雑な挙動を示すことが分かる。

3.2 杭頭接合部の曲げモーメント～回転角関係

図3.3-(a)～(f)に一定軸力条件における杭頭接合部の曲げモーメント M と回転角 θ の関係を例示する。杭頭接合部の曲げモーメントは、水平荷重に加力スパンを乗じ、これに軸力による負荷モーメントを加算して求めた ($M=P \times L+N \times \delta'$, P : 水平荷重, L : 加力点から杭頭接合部までの距離, N : 軸力, δ' : 杭先端のピン位置の水平変位)。同図には、軸力に応じたPHC杭の短期許容曲げモーメント M_a と終局曲げモーメント M_u を併記した。最大曲げモーメントは、軸力に比例して大きくなる傾向があり、軸力が1000kNを超えるケースでは M_u を超える曲げモーメントが発生する。しかし、いずれのケースも曲げモーメントは頭打ちとなり、最大値は M_u に達していない。このことから、改良型簡易接合法を採用することで杭頭部の曲げモーメントを低減することができ、耐震性能を向上させることが可能と考えられる。履歴性状はいずれのケースも正負対称の非線形的な骨格曲線を持ち、繰り返し加力による耐力低下が殆ど生じない安定した挙動を示している。また、軸力が2000kN以下のケースではループ面積が少ない非線形弾性的な挙動を示している。同一軸力下

における $M \sim \theta$ 関係は、杭種の異なるNo.1 (PHC杭) とNo.2 (SC杭) においても殆ど同様の結果を示している。このことから改良型簡易接合法の回転性能は杭種に依存しないと考えられる (図中 (a), (b), (d) 参照)。一方、2500kNの軸力を導入したNo.3とNo.4では、最大曲げモーメントは同程度であるが、No.4の回転剛性がNo.3に比較して低い (図中 (e), (f) 参照)。また、No.3の負方向加力では、繰り返し加力時の剛性低下が比較的大きい。これらの挙動は、3.3に述べる杭頭とパイルキャップの損傷に起因すると考えられる。図3.4に変動軸力条件における杭頭接合部の $M \sim \theta$ 関係と軸力～回転角の関係を例示する。各ケースとも $M \sim \theta$ 関係は変動軸力の影響を大きく受け、高軸力時に大きな曲げモーメントが発生している。また、軸力増加時の加力では回転角に応じて曲げモーメントが増加するのに対し、軸力減少時の加力では曲げモーメントが最大値に達した後に低減する傾向がある。なお、繰り返し加力による耐力低下は、変動軸力条件でも殆ど生じていない。

3.3 杭頭とパイルキャップの損傷状況

曲げ実験では、全てのケースにおいて曲げやせん断に起因する杭体の損傷は認められなかった。ただし、一定軸力2500kNを導入した試験体 (No.3, No.4) では、回転角が0.025～0.03rad時に杭頭部に圧縮応力による縦ひび割れが観察された。図3.5-(a), (b)にNo.3

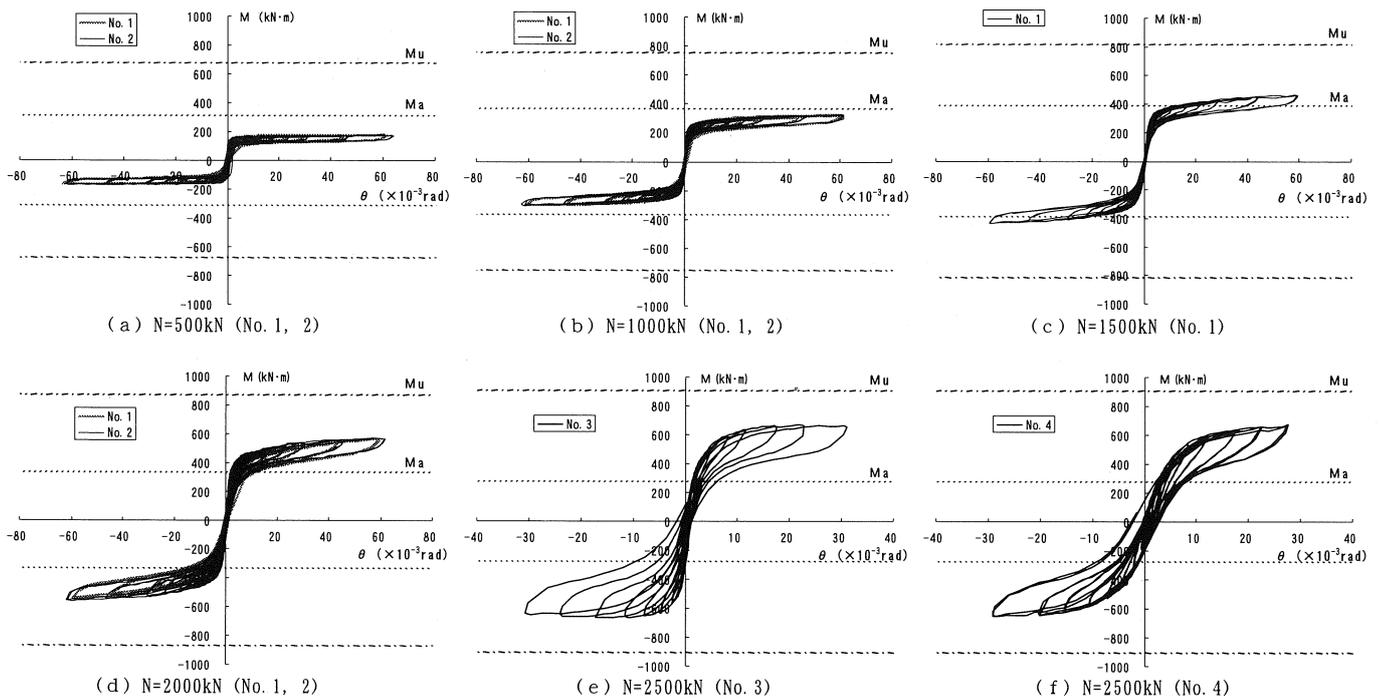


図3.3 一定軸力条件における杭頭接合部の曲げモーメント～回転角関係

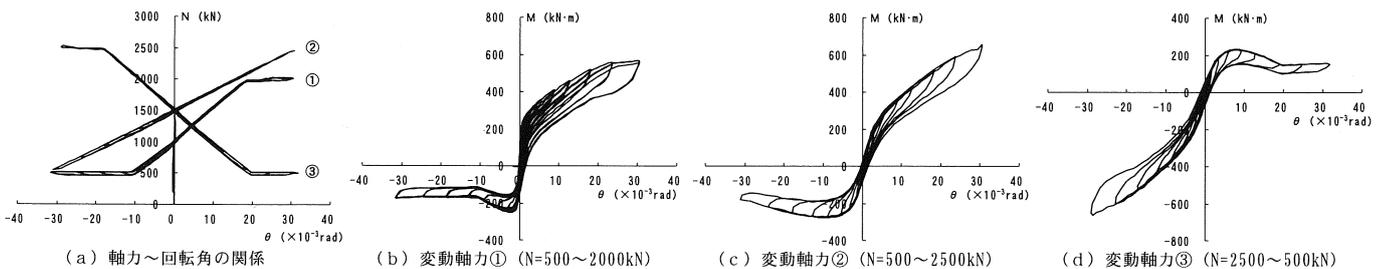


図3.4 変動軸力条件における杭頭接合部の軸力と曲げモーメント～回転角関係 (No.5)

とNo. 4の杭頭の最終ひび割れ状況を示す。No. 3のひび割れは、負方向加力時に多数発生しており、これが繰り返し加力時に回転剛性が低下した原因の1つと考えられる。図3.5-(c)、(d)にNo. 3とNo. 4のパイルキャップの最終ひび割れ状況を示す。パイルキャップの損傷は、軸力と回転角および、へりあきの大きさに依存する傾向がある。へりあき500mmの試験体(No. 1, 2)では、パイプキャップ天端にヘアクラックが生じた程度であり、殆ど損傷が認められなかった。へりあき300mmの試験体(No. 3)では、軸力2500kN、回転角約0.02rad時にひび割れ幅0.2mm以下の初期クラックが生じたが、その後大きなひび割れの伸展は認められなかった。へりあき200mmの試験体(No. 4)では、軸力1000kN、回転角0.03rad時に初期クラックが発生した。その後、軸力を増加させた実験でひび割れが伸展し、軸力2500kNのケースでは、最大ひび割れ幅が0.85mmとなった。軸力2500kNにおけるNo. 4の回転剛性がNo. 3に比べて低くなった原因は、パイルキャップの損傷が原因と考えられる。

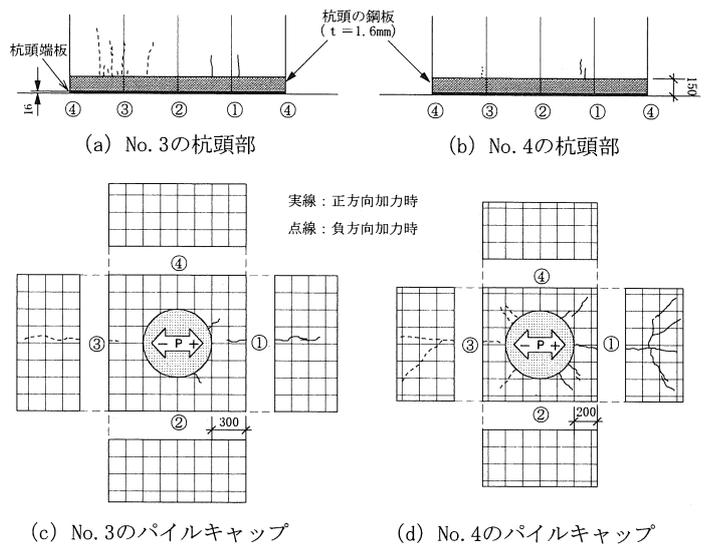


図3.5 No. 3とNo. 4の最終ひび割れ状況

4. せん断実験の結果

4.1 杭頭接合部のせん断力～水平変位関係

図4.1-(a)、(b)にへりあき500mmの試験体(No. 1, 2)における杭頭接合部のせん断力 Q と水平変位 δ_h の関係を示す。ここで、杭頭接合部のせん断力 Q は、下部アクチュエータの荷重から上部アクチュエータの荷重を差し引いて求めた。同図(a)は、軸力0kN時の結果であり、正負交番時に3～4mmの滑りが生じている。これは図中に示すように、杭頭外部とパイルキャップとの隙間の影響と考えられる。滑りが生じた後は高いせん断剛性を示し、 Q が最大荷重686kNに達した後、パイルキャップが破壊した。同図(b)は、軸力

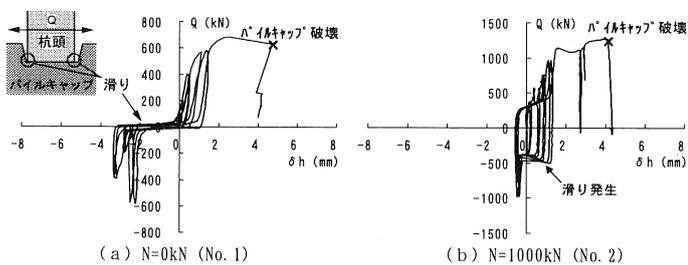


図4.1 へりあき500mmの試験体(No. 1, 2)の $Q \sim \delta_h$ 関係

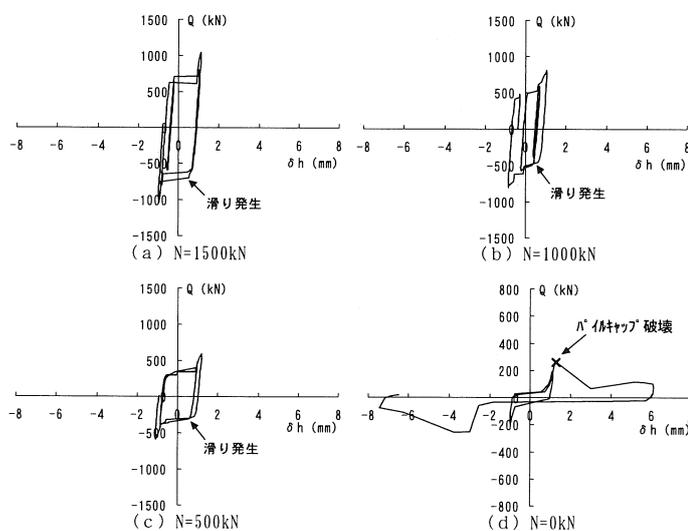


図4.2 へりあき200mmの試験体(No. 4)の $Q \sim \delta_h$ 関係

1000kN時の結果であり、 $Q = -500$ kN時に2mm程度の滑りが生じた。その後の正方向加力時には、 $Q = 250 \sim 500$ kNで徐々に滑りが発生し、 $Q = 1276$ kNでパイルキャップが破壊した。図4.2-(a)～(d)にへりあき200mmの試験体(No. 4)における杭頭接合部の Q と δ_h の関係を示す。図中の(a)、(b)、(c)は、それぞれ軸力1500、1000、500kNでの実験結果であり、いずれの実験においても杭頭接合部は破壊していない。各ケースとも杭頭において、1～2mmの滑りが生じている。滑りが生じた杭頭せん断力は、軸力レベルに依存しており、およそ軸力の半分のせん断力であった(摩擦係数=0.5程度)。また、滑りが生じた後は、各ケースともせん断剛性を取り戻し、せん断抵抗が増加している。図中の(d)は、軸力0kN時のせん断耐力を確認したものであり、 $Q = 262$ kNでパイルキャップが破壊した。

4.2 杭頭接合部のせん断耐力と最終破壊状況

表4.1に各試験体のせん断耐力の一覧を示す。No. 2を除く試験体では、軸力0kNで杭頭接合部を破壊させており、へりあきが大きいほど高いせん断耐力を示している。一方、軸力1000kNを作用させたNo. 2では、同一のへりあきをもつNo. 1に比較して、1.9倍近い耐力を示した。パイルキャップの破壊状況は、全ての試験体とも類似しており、杭前面から45°方向に破壊線が生じてせん断抵抗を失った。写真4.1にパイルキャップの最終破壊状況を例示する。

表4.1 杭頭接合部のせん断耐力一覧

| 試験体名 | へりあき (mm) | 軸力 N (kN) | せん断耐力 Q_{max} (kN) |
|-------|-----------|-----------|----------------------|
| No. 1 | 500 | 0 | 686 |
| No. 2 | 500 | 1000 | 1276 |
| No. 3 | 300 | 0 | 562 |
| No. 4 | 200 | 0 | 262 |
| No. 5 | 200 | 0 | 290 |

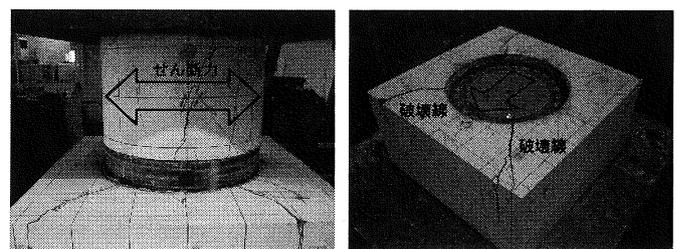


写真4.1 杭頭接合部の破壊状況(No. 4)

5. 改良型簡易接合法の性能評価

5.1 $M \sim \theta$ 関係の特徴

実験結果から改良型簡易接合法の $M \sim \theta$ 関係は、繰り返し加力による耐力低下が少なく、非線形弾性的な履歴性状を示すことが分かった。このことから、 $M \sim \theta$ 関係の包絡線（骨格曲線）を評価することが、杭頭接合部の回転性能を考慮するうえで肝要と考えられる。図5.1に一定軸力条件における $M \sim \theta$ 関係の包絡線（正方向）を例示する。いずれの軸力条件においても $M \sim \theta$ 関係は双曲線形状を示し、最大曲げモーメントが軸力に依存する傾向が明確に現れている。図5.2に最大曲げモーメント M_{max} と軸力 N の関係を示す。同図には、最大偏心モーメント M_e と軸力 N の関係 ($M_e = 0.5ND$; D : 杭径) を併記した。 M_{max} と M_e には良い相関が認められる。図5.3に初期回転剛性 K_0 と軸力 N の関係を示す。ここで、 K_0 は各ケースの $M \sim \theta$ 関係の包絡線における $\theta = 0.2 \times 10^{-3} \text{rad}$ 時の割線勾配として求めた。また、図中の黒塗りの記号は、各試験体の第1回目の加力ケースで得られた K_0 を示す（同一の試験体を用いて複数ケースの加力を行っている）。 K_0 は $109 \sim 530 \times 10^3 \text{kNm/rad}$ の範囲にあり、軸力との相関は認められない。各試験体の第1回目の加力で得られた K_0 (黒塗り) は、 $374 \sim 520 \times 10^3 \text{kNm/rad}$ の範囲にあり、2回目以降の加力で得られた K_0 に比較して剛性が高く、ばらつきも少ない。2回目以降の加力では、1回目の影響により K_0 が低下したと思われる。

5.2 $M \sim \theta$ 関係のモデル化

(1) $M \sim \theta$ 関係の基本式

改良型簡易接合法の $M \sim \theta$ 関係を初期回転剛性 K_0 と最大曲げモーメント M_{max} をパラメータとした双曲線関数によってモデル化することを提案する。(1)式に $M \sim \theta$ 関係の基本式を示す。図5.4にモデル化手法の概要を示す。

$$M = \frac{\theta}{A + B\theta} \quad (1)$$

ここで、
 M : 杭頭の曲げモーメント (kN・m)
 θ : 杭頭の回転角 (rad)
 $A = 1/K_0$, $B = 1/M_{max}$
 K_0 : 杭頭接合部の初期回転剛性 (kN・m/rad)
 M_{max} : 杭頭接合部の最大曲げモーメント (kN・m)

(2) 初期回転剛性 K_0 の設定方法

杭頭接合部の初期挙動は、弾性範囲であり、初期回転剛性 K_0 の設定方法に弾性理論を用いる。図5.5に示すように、パイルキャップを半無限弾性体と仮定する。また、杭頭部からは軸力と曲げモーメントによって、台形状の応力分布を受けると仮定する。このような

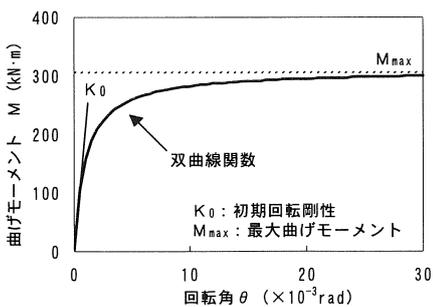


図5.4 モデル化手法の概要

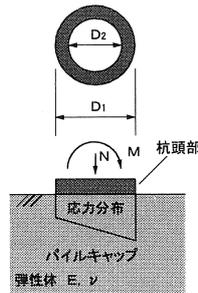


図5.5 K_0 を求める際の仮定

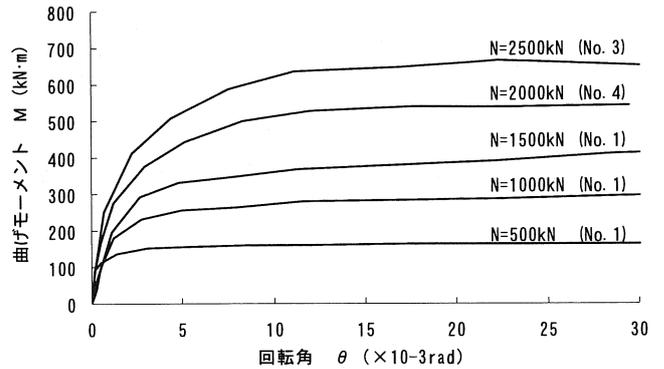


図5.1 一定軸力条件での $M \sim \theta$ 関係の正方向包絡線

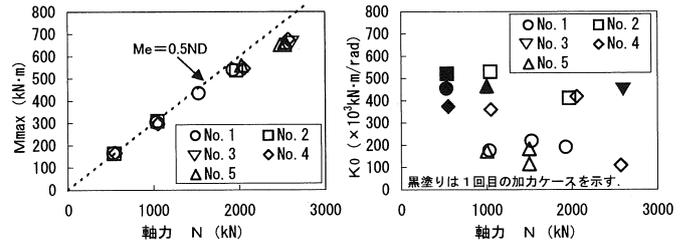


図5.2 $M_{max} \sim N$ 関係

図5.3 $K_0 \sim N$ 関係

仮定をした場合、杭頭の初期回転剛性 K_0 は、弾性理論¹³⁾ から (2)式によって求めることができる。

$$K_0 = \frac{\pi \cdot E}{32(1-\nu^2)} (D_1^3 - D_2^3) \times 10^3 \quad (2)$$

ここで、
 E : パイルキャップコンクリートの弾性係数 (N/mm^2)
 ν : パイルキャップコンクリートのポアソン比
 D_1 : 杭の外径 (m), D_2 : 杭の内径 (m)

(3) 最大曲げモーメント M_{max} の設定方法

最大曲げモーメント M_{max} は、軸力 N による最大偏心モーメントに等しいと考え、(3)式により算定する。

$$M_{max} = 0.5ND_1 \quad (3)$$

5.3 提案モデルと実験結果の比較

表5.1に K_0 と M_{max} の計算値と実験値を比較して示す。 K_0 の計算値は、実験値の0.66 ~ 2.99倍となる。ただし、各試験体の第1回目の加力で得られた K_0 に着目すると、計算値は実験値の0.67 ~ 0.85倍となり、若干低めの評価であるが比較的良い対応を示す。計算値

表5.1 K_0 と M_{max} に関する計算値と実験値の比較

| 試験体 | 軸力 (kN) | K_0 ($\times 10^3 \text{kN}\cdot\text{m/rad}$) | | | M_{max} (kN・m) | | |
|---------------------------------|-----------|--|-----|-------|------------------|-----|-------|
| | | 計算 | 実験 | 計算/実験 | 計算 | 実験 | 計算/実験 |
| No. 1 $E=2.28$ $\nu=0.20$ | 500 | 331 | 454 | 0.73 | 160 | 165 | 0.97 |
| | 1000 | 331 | 175 | 1.89 | 311 | 304 | 1.02 |
| | 1500 | 331 | 218 | 1.52 | 459 | 434 | 1.06 |
| | 2000 | 331 | 191 | 1.73 | 579 | 538 | 1.08 |
| No. 2 $E=2.41$ $\nu=0.19$ | 500 | 348 | 520 | 0.67 | 162 | 163 | 0.99 |
| | 1000 | 348 | 530 | 0.66 | 314 | 309 | 1.02 |
| | 2000 | 348 | 410 | 0.85 | 591 | 535 | 1.10 |
| No. 3 $E=2.19$ $\nu=0.19$ | 2500 | 317 | 459 | 0.69 | 767 | 667 | 1.15 |
| | 500 | 320 | 374 | 0.85 | 166 | 166 | 1.00 |
| No. 4 $E=2.22$ $\nu=0.18$ | 1000 | 320 | 360 | 0.89 | 315 | 296 | 1.06 |
| | 2000 | 320 | 419 | 0.76 | 617 | 544 | 1.13 |
| | 2500 | 320 | 109 | 2.93 | 772 | 676 | 1.14 |
| | ①500-2000 | 344 | 465 | 0.74 | 609 | 559 | 1.09 |
| No. 5 $E=2.36$ $\nu=0.21$ | 2500-500 | 344 | 172 | 2.00 | 760 | 662 | 1.15 |
| | ②500-2500 | 344 | 183 | 1.88 | 744 | 651 | 1.14 |
| | ③2500-500 | 344 | 115 | 2.99 | 759 | 651 | 1.17 |

単位: E ($\times 10^4 \text{N/mm}^2$)

が K_0 を低く評価した要因としては、(2) 式を導く際にパイルキャップを半無限弾性体と仮定したことが考えられる。 M_{max} に関しては、計算値は実験値の 0.97~1.17 倍であり、良い対応を示した。図 5.6-(a)~(e) に一定軸力条件における $M \sim \theta$ 関係について、提案モデルと実験結果を比較して示す。図中には、提案モデルに用いた K_0 と M_{max} (各試験体の平均値を使用) を併記した。提案モデルは、各軸力条件において実験結果と概ね良く対応しており、一定軸力条件における $M \sim \theta$ 関係の評価手法として妥当と考えられる。なお、同図-(c) と (d), (e) の一部では、提案モデルが曲げモーメントを若干大きく評価する傾向が見受けられる。これは K_0 の計算値と実験値の誤差 (表 5.1 参照) に起因しており、同一の試験体を用いたことによる K_0 の低下が原因と考えられる。提案モデルは、任意の軸力における $M \sim \theta$ 関係を定義できるので、変動軸力条件での $M \sim \theta$ 関係も設定可能である。図 5.7-(a)~(c) に変動軸力条件における $M \sim \theta$ 関係について、提案モデルと実験結果を例示する。図中には、提案モデル (太線) に加え、 K_0 に実験値を用いた補正モデル (細線) を併記した。同図-(d) に変動軸力の推移を示す。図 5.7-(a) は、試験体の第 1 回目の加力ケースであり、提案モデルと実験結果は良く対応している。同図 (b), (c) は、試験体の第 3 回と第 4 回目の加力ケースであり、提案モデルは定性的には実験結果と良く対応するが、曲げモーメントを過大評価する傾向がある。この要因は K_0 の低下と考えられ、 K_0 に実験値を用いた補正モデルでは定量的にも実験結果と良い対応を示している。このことから、 K_0 を適切に設定することが重要と思われるが、基本的には、提案モデルによって変動軸力条件における $M \sim \theta$ 関係の評価が可能と考えられる。

5.4 セン断耐力の算定

改良型簡易接合法のせん断耐力は、軸力による摩擦抵抗とパイルキャップのせん断抵抗を考慮し、(4) 式によって算定する。

$$Q_u = \mu \cdot N + Q_h \quad (4)$$

ここで、

Q_u : 杭頭接合部のせん断耐力 (kN), μ : 摩擦係数
 N : 軸力 (kN), Q_h : パイルキャップのせん断抵抗 (kN)

摩擦抵抗については、摩擦係数を作用軸力に乗ずることによって評価できる。今回の実験では、作用軸力の半分程度のせん断力で杭頭に滑りが生じており、摩擦係数は 0.5 程度と考えられる。

パイルキャップのせん断抵抗については、アンカーボルトのせん断耐力算定式¹⁴⁾を適用した(5)式、およびシャキーのせん断耐力式¹⁵⁾を適用した(6)式を用い、実験結果との対応を比較することとした。いずれの算定式も、実験での最終破壊状況を参考とし、図 5.8 に示すようなコーン状の破壊面を仮定している。図中の A_c は、破壊面の水平投影面積を、 A_s は鉛直投影面積を示す。(5) 式は A_c にコンクリートの引張強度を乗じることによってせん断抵抗を評価するものであり、(6) 式は A_s にコンクリートのせん断強度を乗じてせん断抵抗を評価するものである。

$$Q_{h1} = 0.19\sqrt{\sigma_B} \cdot A_c \times 10^{-3} \quad (5)$$

$$Q_{h2} = 0.5\sqrt{\sigma_B} \cdot A_s \times 10^{-3} \quad (6)$$

ここで、

Q_{h1}, Q_{h2} : パイルキャップのせん断抵抗 (kN)
 σ_B : パイルキャップのコンクリートの圧縮強度 (N/mm²)
 A_c : 破壊面の水平投影面積 (mm²), A_s : 破壊面の鉛直投影面積 (mm²)

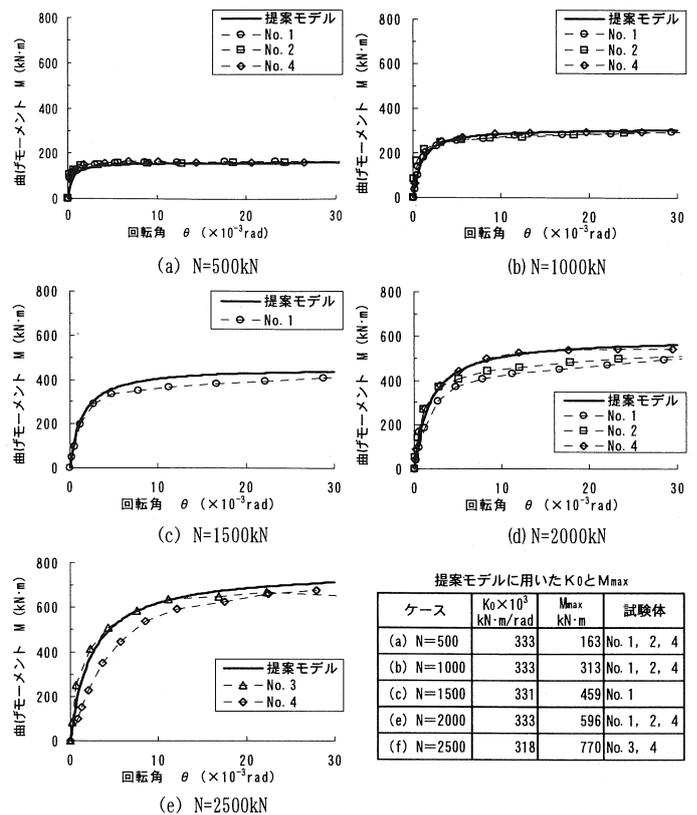


図 5.6 一定軸力条件における $M \sim \theta$ 関係の比較

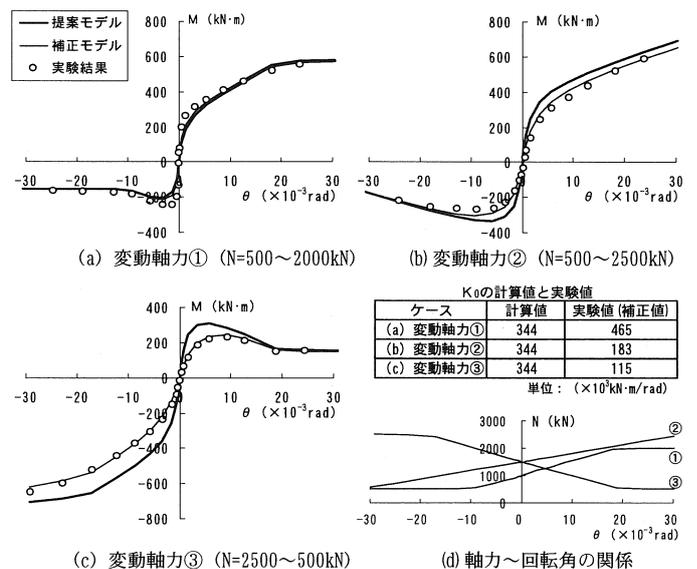


図 5.7 変動軸力条件における $M \sim \theta$ 関係の比較 (No. 5)

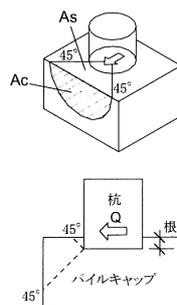


図 5.8 破壊面の仮定

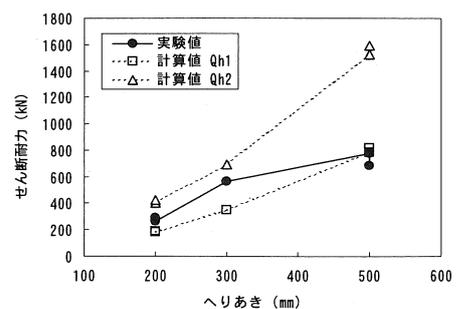


図 5.9 せん断抵抗とへりあきの関係

図 5.9 に軸力がゼロの場合のパイルキャップのせん断抵抗 (No. 2 試験体の実験値は、実験で得られたせん断耐力から摩擦抵抗 ($\mu = 0.5$) を差し引いた値) とへりあきの関係について、計算値と実験値を比較して示す。表 5.2 にせん断抵抗の計算値と実験値を示す。図 5.9 と表 5.2 から、(6) 式によるせん断抵抗 Q_{h2} は、実験値の 1.24 ~ 2.32 倍となり、せん断抵抗を過大評価する可能性があることが分かる。特に、へりあき 500mm の試験体 (No. 1, 2) では、計算値が実験値の 1.96 ~ 2.32 倍と誤差が大きい。この原因として、へりあき 500mm の試験体 (No. 1, 2) では、試験体を反力フロアーに固定するためのシース管 ($\phi 50$ mm, 図 2.2 参照) がパイルキャップに埋設されており、シース管による断面欠損がせん断抵抗を低下させた可能性がある。(5) 式によるせん断抵抗 Q_{h1} は、実験値の 0.63 ~ 1.19 倍となり、比較的良い対応を示した。へりあき 500mm の試験体については、計算値が実験値の 1.01 ~ 1.19 倍となり若干の過大評価となるが、上述したシース管の影響を勘案すると、(5) 式はパイルキャップのせん断抵抗の算定式として、安全側の結果を与えたと考えられる。

6. まとめ

本研究では、既製コンクリート杭の杭頭接合法である簡易接合法に改良を加え、その回転性状とせん断耐力を実大構造実験によって把握した。また、改良した簡易接合法の構造性能に関する評価手法を提案し、実験結果との比較を行った。

以下に、本研究で得られた知見を述べる。

- (1) 改良型簡易接合法を採用した杭頭接合法の $M \sim \theta$ 関係は、本実験の範囲では、繰り返し加力による耐力低下が少なく、非線形弾性的な安定した挙動を示した。また、杭頭接合法に生じた最大曲げモーメントは、杭体の終局曲げモーメント以内に収まっており、改良型簡易接合法を採用することで杭頭部の耐震性能を向上させることが可能と考えられる。
- (2) 上記の $M \sim \theta$ 関係の包絡線 (骨格曲線) は、一定軸力条件では双曲線形状を示し、最大曲げモーメントが軸力に大きく依存する特徴がある。また、PHC 杭と SC 杭の $M \sim \theta$ 関係は極めて類似しており、改良型簡易接合法の回転性能は杭種に殆ど依存しない。変動軸力条件では、曲げモーメントが作用軸力と回転角に依存した複雑な挙動を示す。
- (3) 杭頭接合法に生じる最大曲げモーメントは、作用軸力に杭頭の半径を乗じて求まる最大偏心モーメントに漸近する。一方、杭頭接合法の初期回転剛性は、軸力との相関が認められず、パイルキャップを半無限弾性体と仮定した弾性理論解と比較的良好な対応を示す。
- (4) $M \sim \theta$ 関係の包絡線を、最大曲げモーメントと初期回転剛性をパラメータとした双曲線関数によってモデル化する手法を提案した。提案モデルによって、一定軸力条件、および変動軸力条件における $M \sim \theta$ 関係を精度良く再現できることを示した。本モデルによって、改良型簡易接合法の回転性能を設計に反映させることが可能と考えられる。
- (5) 改良型簡易接合法のせん断耐力は、軸力による摩擦抵抗とパイルキャップのせん断抵抗に依存する。最終破壊状況として、パイルキャップには加力軸に対して 45° 方向の破壊線が発生し、せん断抵抗が失われる。

表 5.2 せん断抵抗の計算値と実験値

| 試験体 | へりあき (mm) | σ_b (N/mm ²) | 実験値 | 計算値 | | 計算/実験 | |
|-------|--------------|------------------------------------|------------|---------------|---------------|--------------|--------------|
| | | | Q_h (kN) | Q_{h1} (kN) | Q_{h2} (kN) | Q_{h1}/Q_h | Q_{h2}/Q_h |
| No. 1 | 500 | 33.4 | 686 | 819 | 1589 | 1.19 | 2.32 |
| No. 2 | 500 | 30.7 | 776 | 785 | 1524 | 1.01 | 1.96 |
| No. 3 | 300 | 26.5 | 562 | 352 | 695 | 0.63 | 1.24 |
| No. 4 | 200 | 25.7 | 262 | 179 | 406 | 0.68 | 1.55 |
| No. 5 | 200 | 28.1 | 290 | 187 | 424 | 0.65 | 1.46 |

(6) 今回の実験では、摩擦係数は 0.5 程度であった。また、パイルキャップのせん断抵抗は、へりあき寸法に依存する傾向があり、コーン状の破壊面を仮定したアンカーボルトのせん断耐力式を適用することで、実験結果と比較的良好な対応が得られた。

7. あとがき

曲げ実験では、杭径 600mm の既製コンクリート杭を用い、軸力が 500 ~ 2500kN、最大回転角が $1/30 \sim 1/16$ rad の範囲で、改良型簡易接合法の損傷状況を確認した。パイルキャップについては、へりあき寸法が 300mm 以上であれば、構造的な損傷は生じない結果となった。また、杭頭部は、回転角が 0.025rad 以下であれば損傷が生じないことを実験的に確認した。ただし、改良型簡易接合法は、杭頭部が回転することによって圧縮縁に応力が集中する構造であり、その損傷限界は軸力と回転角に依存すると考えられる。改良型簡易接合法の損傷限界に関する詳細な評価方法については、今後の検討課題としたい。

参考文献

- 1) 阪神・淡路大震災調査報告編集委員会：阪神・淡路大震災調査報告，建築編-4，木造建築物，建築基礎構造，1998.3
- 2) 辻 英一，松尾雅夫，他：杭頭新接合法 (P/R-PILE) の開発，日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州)，B-1，pp.725-726，1998.9
- 3) 宮崎光夫，斎木健司，他：杭基礎の耐震性能改善の実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集 (中国)，B-1，pp.497-502，1999.9
- 4) 大槻 明，田蔵 隆，他：球面接触部を有する杭頭接合法の開発，日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東)，B-1，pp.451-454，2001.9
- 5) 斎藤 一，吉松敏行，他：半固定杭頭接合法の開発，日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東)，B-1，pp.433-434，2001.9
- 6) 杉村義広，平出 努：高強度プレストレストコンクリート杭とパイルキャップ接合部の回転拘束度および破壊耐力に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文報告集 第 373 号，pp.111-120，1987.3
- 7) 杉村義広，平出 努：高強度プレストレストコンクリート杭の杭頭接合法の構造性能に関する研究，建築研究報告 No.112，建設省建築研究所，1987.3
- 8) 和智勝則，浅野真一郎，前田 昇，青島一樹，永井興史郎：簡易接合法を採用した既製コンクリート杭杭頭部の力学性状，日本建築学会構造系論文集 第 570 号，pp.85-91，2003.8
- 9) 櫻井和夫，前田 昇，近藤 英則，他：S C 杭の杭頭接合法に関する研究 (その 1 ~ 4)，日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東)，B-1，pp.435-442，2001.9
- 10) 和智勝則，浅野真一郎，前田 昇，他：既製コンクリート杭の杭頭簡易接合法に関する研究 (その 1 ~ 2)，日本建築学会大会学術講演梗概集 (北陸)，B-1，pp.521-522，2002.8
- 11) 青島一樹，長瀧慶明，真島正人，他：S C 杭の杭頭接合法に関する研究，大成建設技術センター報 No.34，2001.11
- 12) 青島一樹，長瀧慶明，真島正人，他：既製コンクリート杭の杭頭簡易接合法に関する研究，大成建設技術センター報 No.35，2002.10
- 13) 山原 浩：環境保全のための防振設計，彰国社，pp103-119，1974.9
- 14) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説，pp196-197，2004.12
- 15) 日本建築学会：現場打ち同等型プレキャスト鉄筋コンクリート構造設計指針 (案)・同解説 (2002)，pp59-60，2002.10

(2006年3月8日原稿受理，2006年6月6日採用決定)