

場所打ち杭の杭頭半剛接合工法「スマートパイルヘッド」の構造性能

米澤 健次 杉本 訓祥 勝俣 英雄

西村 勝尚 福本 義之

(大阪本店建築事業部) (大阪本店建築事業部)

Semi-Rigid Pile Head Connection “Smart Pile Head” for Cast-in-Place Concrete Pile

Kenji Yonezawa Kuniyoshi Sugimoto Hideo Katsumata

Katsuhisa Nishimura Yoshiyuki Fukumoto

Abstract

A “Smart Pile Head” with a semi-rigid pile head connection for cast-in-place concrete pile was developed. This method connects the pile head to a building’s foundation by using concrete-filled steel tube having diameter smaller than that of the pile, and it decreases the bending moments at the foundation and the pile head when subjected to seismic force by the rotation of the pile head. Experiments were conducted to investigate the structural performance and to determine the design method for the pile head’s connection by using eight specimens having various axial loads, amounts of longitudinal bars, strengths of hoops, etc. It was confirmed that the proposed pile head connection had high ductility, and could sufficiently transfer shear force and axial force with a decreasing in the rotational stiffness. Furthermore, an evaluation method for the bending moment and the rotation angle relationship on the pile head connection was established from the experimental results.

概要

場所打ちコンクリート杭における杭頭半剛接合工法「スマートパイルヘッド工法」を開発した。杭主筋を基礎に定着させず、杭径よりも小さな鋼管コンクリートで基礎と頭部を連結し、杭頭を回転させることで、地震発生時に建物の場所打ち杭及び基礎に生じる負荷を低減する工法である。本工法による杭頭接合部の力学性能の把握及び設計法の確立を目的に、軸力、主筋量、フープ筋強度等を変数とした8体の試験体を用いて不静定加力実験を行なった。その結果、本杭頭接合部は大きな回転変形が生じても杭頭部は殆ど損傷がなく、優れた変形性能を有すること、及び、回転剛性を低減させるとともに所定のせん断力及び軸力が伝達できることを確認した。さらに、この実験結果を基に本杭頭接合部の曲げモーメント～回転角関係の評価法を導いた。

1. はじめに

一般に場所打ちコンクリート杭を用いる建物は、杭頭部と基礎を剛接合として基礎構造を構築している。この方法では杭頭部が完全固定となり、杭頭部及び基礎の曲げモーメントが大きくなる。そのため、杭及び基礎の必要断面・必要鉄筋量が大きくなり、基礎における配筋量が増え、その納まりが非常に困難となる場合が多い。

杭頭半剛接合工法は、大きな水平力に対して杭頭部を回転させ、杭頭部に発生するモーメントを低減する技術である。本技術により、建物の基礎構造の躯体ボリューム及び配筋等が削減でき、コストダウン及び省力化が図れる。これら杭頭半剛接合工法において求められる必須の性能は、曲げ剛性を低減させながらも、十分な曲げ変形能力を有し、所定のせん断力及び軸力を基礎から杭に伝達できることである。そこで、場所打ち杭を対象とした独自の接合部ディテールを開発した（スマートパイルヘッド工法と称す）。Fig.1に接合部ディテールを示す。杭径よりも断面が小さい鋼管コンクリートで基礎と杭頭部を連結して、杭主筋を基礎に定着させない工法で

ある。断面が小さい鋼管で基礎と杭頭部を連結することで、曲げ剛性を低減させ、支圧効果及び鋼管による拘束効果により、曲げ変形性能、せん断耐力、軸耐力を向上させている。さらに、杭頭接合部には杭よりも高強度のコンクリートを気中で打設することで、杭頭接合部の曲げ変形性能を向上させるとともに支圧破壊を防止することができる。高い圧縮軸力が作用する場合には、外側フープに加え、杭頭接合部の鋼管コンクリート下部に内側フープを配することで杭頭部の拘束を高め、脆性的な破壊を防止できる。なお、芯鉄筋は引張軸力が作用する杭（主に隅柱下の杭）に必要な応じて配筋するものであり、引張軸力が作用しない杭（主に内柱下の杭）には配筋する必要はない。本杭頭接合部において、杭頭部の曲げ剛性を低減させるとともに、杭頭部において所定のせん断力、軸力が伝達できることを確認し、かつ、本接合部の設計法を確立するために不静定柱加力実験を行なった。

本報では、本杭頭接合部の概要、実験概要、実験結果について述べ、本杭頭接合部の曲げモーメント～回転角関係の評価法について述べる。なお、ここでは基礎梁やフーチング等を総称して“基礎”と称す（杭は除く）。

2. 実験の概要

試験体は、軸力、主筋量、芯鉄筋の有無、内側フープの有無を変数としてTable 1に示す計8体とした。試験体寸法は杭径500mm、杭頭縮小部径300mm、杭頭縮小部高さ30mmで全試験体共通とし、Fig.2に示すように実大の1/4~1/3程度とした。Fig.3に示すように各部位を定義し、鋼管部分及び杭上部から所定の長さ(Lc)の範囲を杭頭接合部と称し、その部分はFc48相当のコンクリートを打設した。また、杭軸部及び基礎はFc27相当のコンクリートを打設した。

試験体No.1~3,7は芯鉄筋を配さない内柱下接合部を想定したもので、No.1と2は軸力の違い、No.3は主筋量を増して曲げ耐力を上げ、せん断補強筋をSD295としてせん断破壊を意図した試験体である。No.7は内側フープを省略した試験体で、内側フープの効果を把握することを目的とした。試験体No.2,3,7は杭軸部の長期許容軸耐力($0.25 \cdot Fc2 \cdot Ap$, Ap : 杭軸部断面積)に相当する一定軸力を載荷した。試験体No.4~6,8は、芯鉄筋を配した隅柱下接合部を想定したもので、No.4~6は軸力を実験変数とし、No.5は高軸力の影響を把握することを目的とした。No.6は引張軸力下の挙動を把握するために芯鉄筋の応力が信頼強度に達する引張軸力を載荷した。不静定柱加力形式を採用した場合、杭中腹部水平載荷点の曲げ耐力と杭頭部の曲げ耐力で杭頭部に作用する最大せん断力が決

まる。そこで、できるだけ大きいせん断力を加えるためNo.1~7試験体の杭主筋は多く配筋したが、No.8は実物の杭の主筋量を想定し、 $Pg=0.5\%$ 程度とした。

加力形式は、Fig.4に示すように、杭頭固定度を直接評価することが可能であり、かつ杭頭部が曲げ耐力に達した後もせん断力を漸増させることが可能な不静定柱加力形式とした。載荷は試験体頂部に所定の軸力を保持し、上部水平載荷点の変位をゼロに保ちながら中腹部水平載荷点を押し引きした。水平力の載荷は中腹部の変形制御とし、変形角(水平変形/基礎上面から中腹部水平載荷点までの距離) $\pm 1/400, 1/200, 1/100, 1/50$ を2回繰返した。使用材料の試験結果をTable 2,3に示す。

計測は軸力用及び上下の水平ジャッキ位置の荷重及び変形を測定するとともに中腹部水平載荷点より下部にネジ棒を埋込み各区間の鉛直相対変位を測定し、各位置での回転角とした。また、杭頭曲げモーメントは、Fig.5に示すように、上下水平ジャッキのロードセルで計測した水平力RF、Pと軸力N、及び軸力載荷点の水平変位 δ_T を用いて、幾何学的な付加モーメントを考慮して算定した。

3. 実験結果

3.1 杭頭せん断力~変形角関係と破壊モード

一例として、軸力及び主筋量を実験変数としたNo.4, No.5, No.8の杭頭せん断力~変形角関係をFig.6に示

Table 1 試験体一覧
List of Specimens

	No.1 795 (0.15Fc _c Ap)	No.2	No.3 1325 (0.25Fc _c Ap)	No.4	No.5 2120 (0.4Fc _c Ap)	No.6 -446 (aσ _s As _s)	No.7 1325 (0.25Fc _c Ap)	No.8
芯鉄筋	無		9-D13		無		9-D13	
杭主筋 (Pg) (鋼種)	16-D13(1.0%) (SD390)		20-D16(2.0%) (SD390)		22-D13(1.42%) (SD390)		8-D13(0.5%) (SD295)	
外フープ (pw) (鋼種)	D6@50(0.26%) (KSS785)		D6@50(0.26%) (SD295)		D6@40(0.32%) (KSS785)		D6@50(0.26%) (SD295)	
内フープ (鋼種)	D6@70(SD295)						無	
備考	軸力の影響		せん断破壊		軸力の影響		内フープの影響 主筋量の影響	
杭中腹部 Mu	304	356	481	406	448	167	356	281
杭頭部 Mu	97	143	188	188	230	10.5	143	188
杭頭部せん断力	267	333	416	396	452	118	333	313
せん断スパン比	0.73	0.86	0.69	0.95	1.02	0.18	0.86	1.20

Fc_c:杭コンクリート設計基準強度, Ap:杭軸断面積, aσ_s:芯鉄筋降伏強度, As_s:芯鉄筋断面積, Pg:全主筋比, pw:せん断補強筋比
Mu:断面解析による曲げモーメント計算値(kNm), せん断力:kN

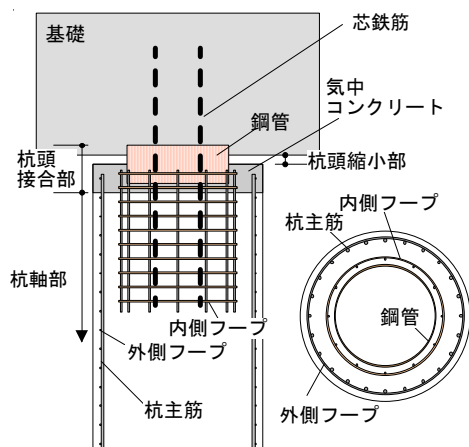


Fig. 1 杭頭接合部の詳細
Details of Pile Head Connection

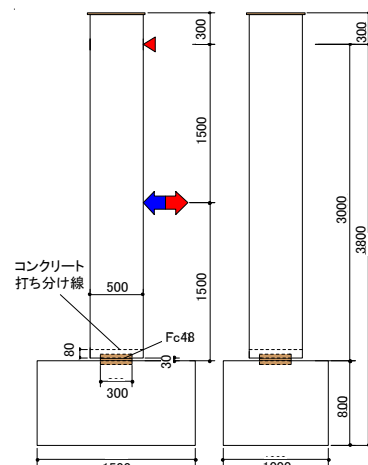


Fig. 2(a) 試験体形状
Configuration of Specimens

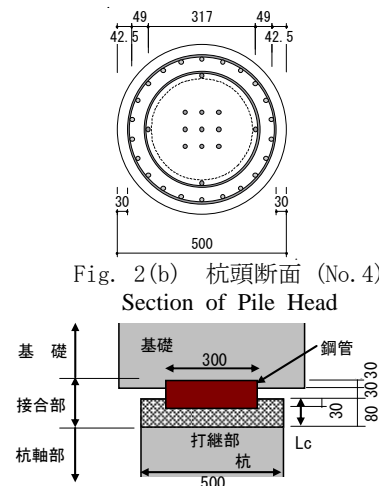


Fig. 2(b) 杭頭断面 (No. 4)
Section of Pile Head

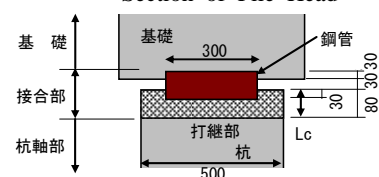


Fig. 3 接合部名称
Name of Pile Head Connection

す。また、実験結果一覧をTable 4に示す。No.3試験体は中腹部（中腹部水平載荷点）が曲げ降伏した後、負側 $R=1/50\text{rad}$ 2回目の加力サイクルにおいて中腹部がせん断破壊し、軸力を保持できない状態に至った。その他の試験体は、鉄筋が降伏した後、変形の増加に伴って中腹部の曲げ圧壊が生じ、中腹部曲げモーメントが低下したことにより杭頭せん断力が徐々に低下する現象が現れた。

3.2 杭頭モーメント～変形角・回転角関係

一例として、Fig.7(a)(b)にNo.8試験体の杭頭モーメント (M) と変形角 (R) 及び回転角 (θ) の関係を示す。ここでは、中腹部水平載荷点の水平変位を基礎面からその載荷点までの高さで除したものを変形角R、杭頭接合部の両側に埋込んだネジ棒の鉛直変位より算定したものを回転角 θ と定義した。Fig.7(a)(b)の比較より、Rと θ は概ね同じ値であり、試験体の全体的な変形は杭頭接合部の回転に集約されていることがわかる。また、この杭頭接合部のM～ θ 関係は原点指向型の履歴特性を示し、大きな回転変形を経験した後も殆ど残留変形が生じないことがわかる。Fig.8にNo.8試験体の各変形角時におけるモーメント分布を示す。図より、 $R=1/50$ 以降より中腹部の曲げモーメントが曲げ圧壊により低下するが、杭頭モーメントは変形角が大きくなるに従い増大した。これらの傾向は全試験体において共通であった。試験体No.3を除く7体の試験体では、杭頭接合部が $\theta=1/20\text{rad}$ 以上の回転が生じるまで載荷したが、全試験体において杭頭モーメントの低下は殆どなく、大きな変形

性能を示した。

Fig.9(a)(b)(c)に各影響因子における杭頭接合部のM～ θ 関係の包絡線の比較を示す。M～ θ 関係は、軸力の大きさと芯鉄筋の有無により変化することが確認できる。軸力が大きくなるに従って回転剛性及び耐力が上がり、また、芯鉄筋の存在により、若干ではあるが、回転剛性及び耐力が上がる。内側フープの有無がM～ θ 関係に与える影響は、杭体の長期許容軸耐力程度 ($0.25 \cdot F_{c2} \cdot A_p$) の軸力下では殆どなかった。このことは、長期許容軸耐力程度の軸力では内側フープは不要であることを示唆している。

3.3 高軸力下の外側・内側フープのひずみ

高軸力のNo.5試験体について、外側・内側フープのひ

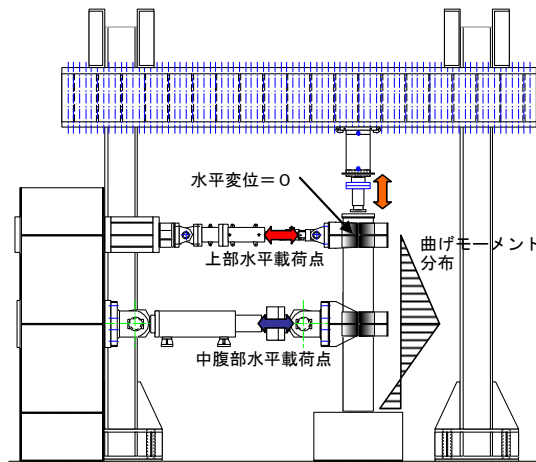


Fig. 4 荷重装置 Loading System

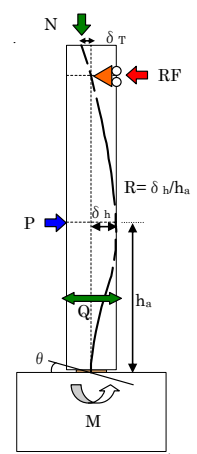


Fig. 5 計測荷重と変位 Measuring of Load and Disp.

Table 2 材料定数 (コンクリート)
Properties of Concrete Material

	基礎 (単位 N/mm^2)		接合部 (単位 N/mm^2)		杭軸部 (単位 N/mm^2)	
	ヤング係数	圧縮強度	ヤング係数	圧縮強度	ヤング係数	圧縮強度
No.1	26000	32.5	31900	50.0	25300	32.1
No.2	25900	32.4	31100	48.7	25800	31.9
No.3	23900	32.2	30800	49.7	23900	32.9
No.4	25600	33.7	31500	50.9	24700	33.9
No.5	25000	33.3	30000	49.7	24200	34.0
No.6	24100	31.1	30000	51.4	24000	32.5
No.7	26200	33.2	30900	52.5	24700	33.4
No.8	26300	33.2	29700	49.2	24500	32.6

Table 3 材料定数 (鋼材)
Properties of Steel Material

	径厚	鋼種	ヤング係数	降伏強度
			(N/mm^2)	(N/mm^2)
主筋 芯鉄筋	D13	SD390	194000	421
		SD345	194000	332
せん断 補強筋	D6	KSS785	190000	996
		SD295A	200000	292
鋼管	3.2	SS400	209000	332

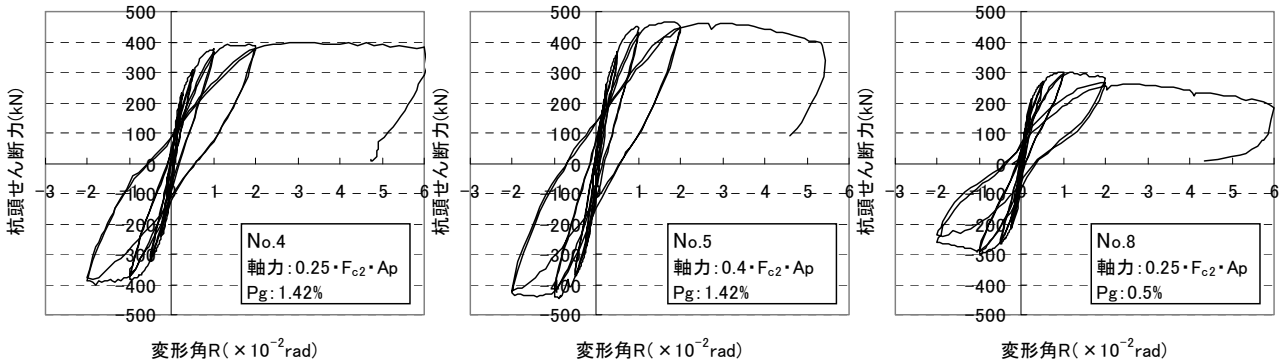


Fig. 6 杭頭せん断力～変形角関係
Shear Force and Deformation Angle Relationships

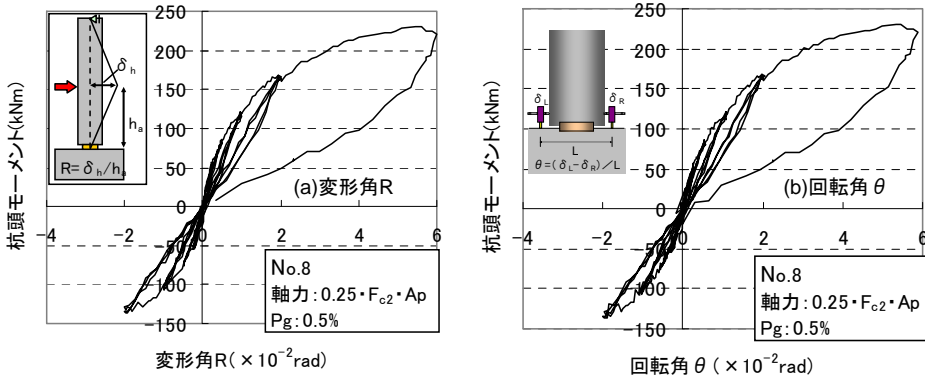


Fig. 7 杭頭曲げモーメント～回転角関係

Bending Moment and Rotation Angle Relationships at Pile Head

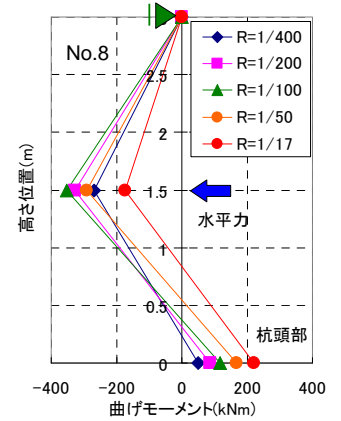


Fig. 8 曲げモーメント分布
Bending Moment Distribution

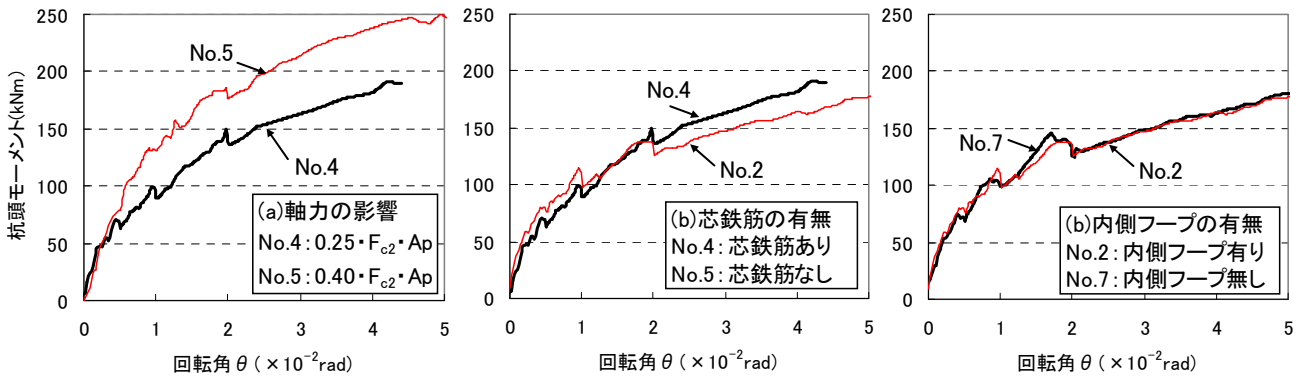


Fig. 9 杭頭曲げモーメント～回転角関係の比較 (包絡線)

Comparison of Bending Moment and Rotation Angle Relationships at Pile Head

Table 4 実験結果一覧
Test Results

	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5	No.6	No.7	No.8
最大せん断力 (kN)	-329	-347	439	-401	466	177	-360	300
杭頭最大モーメント (kNm)	153	183	136	192	253	—	198	230
断面縮小部最大せん断応力 (N/mm ²)	4.65	4.91	6.21	5.68	6.59	2.50	5.09	4.25

ずみ分布をFig.10に示す。これらのひずみは、1つのフープに対して4箇所計測をし、そのうちの最大値を示している。なお、Fig.11にひずみ測定位置を示す。内側フープのひずみはR=1/50rad時では2000 μ 超、R=1/22rad時では5000 μ 超であり、外側フープひずみよりも大きく、内側フープは、高圧縮軸力下における支圧力により杭体を割り裂く破壊に対して有効であることが推察される。

3.4 損傷状況

Photo 1にNo.3, No.4, No.5のR=1/50時における損傷状況を示す。高圧縮軸力下のNo.5試験体の杭頭部においては、支圧による割裂ひび割れが生じたが、長期許容軸耐力程度の軸力下の試験体 (No.4, No.2, No.3, No.7, No.8) の杭頭部には実験終了まで大きな損傷はなかった。本杭頭接合部においては、鋼管上下面に離間が生じることで大きな回転を許容できるため、大変形時においても杭頭部の損傷を抑制できるものと考えられる。

4. 曲げモーメント - 回転角関係の評価法

本工法における杭頭接合部に生じる曲げモーメント～回転角関係の評価法について述べる。

一般に地震時に杭に生じる設計応力を算定する解析においては、杭頭の回転を回転バネで表現する方法と部材要素でモデル化する方法が挙げられる。実験結果を基に、“4.1 回転ばね”と“4.2 要素”によるモデル化の二つの方法を提案した。

4.1 回転ばねによるモデル化

杭頭接合部の回転角 θ をFig.12に示すように、埋込まれた鋼管の上下面における回転角 (θ_{r1} , θ_{r2}) と鋼管コンクリートの曲げ変形による回転角 θ_s の和として定義した。

4.1.1 杭頭接合部の初期回転剛性

初期回転剛性は (1) 式～ (4) 式による。埋込まれた鋼管の上下面における回転角 (θ_{r1} , θ_{r2}) は、半無限一様弾性体上にある直径Dcの円盤の回転剛性と、三角形反力分布を仮定した中心点変位評価により (2) 式、(3) 式で定義した。

$$\frac{1}{K_{\theta 1}} = \frac{1}{K_{\theta 1}} + \frac{1}{K_{\theta 2}} + \frac{1}{K_{\theta s}} \quad \dots(1)$$

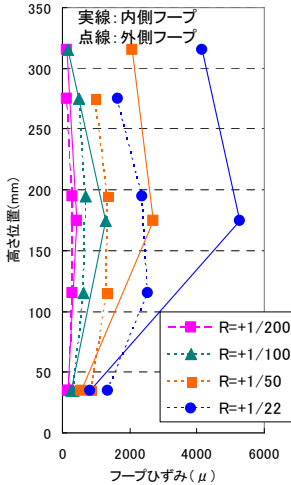


Fig. 10 フープ筋のひずみ分布
Distribution of Hoop Strain

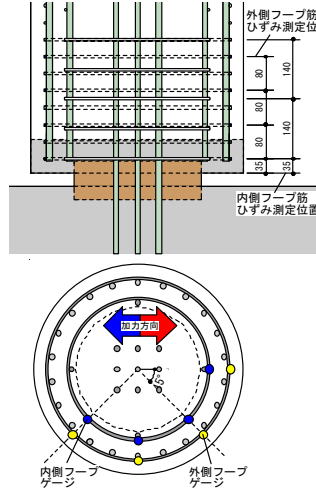


Fig. 11 ひずみ測定位置
Measuring of Hoop Strain

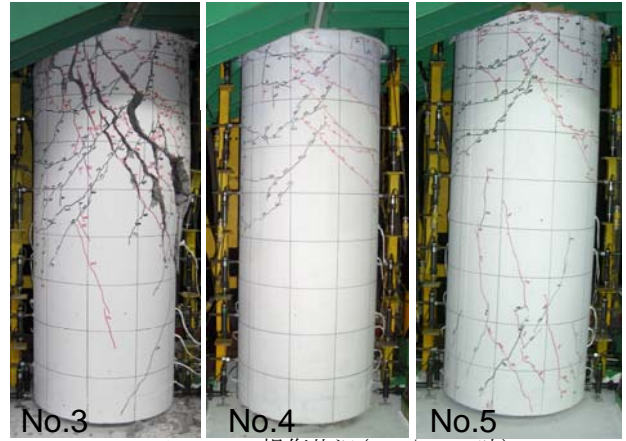


Photo 1 損傷状況 (R=1/50rad時)
Damage at R=1/50rad

$$K_{\theta 1} = \frac{\pi \cdot E_h \cdot D_c^3}{32(1-\nu_h^2)} \quad \dots(2)$$

$$K_{\theta 2} = \frac{\pi \cdot E_{cp} \cdot D_c^3}{32(1-\nu_{cp}^2)} \quad \dots(3)$$

$$K_{\theta 3} = \frac{\pi \cdot E_h \cdot D_c^4}{64 \cdot h_s} + \frac{\pi \cdot E_s \cdot (D_c^4 - D_c'^4)}{64 \cdot h_s} \quad \dots(4)$$

E_h, E_{cp} : 杭頭接合部, 基礎のコンクリートのヤング係数
 D_c, D_c' : 杭頭縮小断面径 (鋼管外径), 杭頭縮小断面径 (鋼管内径)
 ν_{cp}, ν_h : 基礎コンクリート, 杭頭接合部コンクリートのポアソン比,
 h_s : 鋼管コンクリートせい, E_s : 鋼管のヤング係数

4.1.2 離間後曲げモーメント - 回転角関係 杭頭接合部の曲げモーメント - 回転角関係は, 文献1)に準じて曲げ断面解析に基づく手法により求める。M- θ 関係は, 基礎内に連続する仮想長さ L を想定して算出した。 $L = \lambda \cdot D_c$ は, 実験結果との整合性により決定した。

以下にM- θ 関係を算定する手順を示す。

(1) Fig.13に示す杭頭縮小断面のA断面における曲げモーメントM-曲率 ϕ 関係を繰返し計算 (曲げ断面解析)により求め, 任意のM- ϕ 時において以下の2)~5)の計算によりM- θ 関係を得る。

(2) A断面における圧縮応力を受ける部分の面積Sを求め, 杭頭部の鋼管コンクリート上下面にSと同一面積の支圧面積Aa (円形)を仮定する。また, σ_{av} が円形に均等分布するものと仮定する。

(3) Niyogi等²⁾の提案により支圧効果を考慮した応力-ひずみ関係から ϵ_{cc} を求め, 応力重心位置における軸変形 δ_{r1}, δ_{r2} を ϵ_{cc} に L を乗じて求める。

(4) 鋼管上下面の離間による回転角 (θ_{r1}, θ_{r2})を, 中立軸位置 X_n を回転中心として, 応力重心位置 X_g と X_n の差分を回転の腕の長さと考え, 次式で定義する。

$$\theta_{r1} = \delta_{r1} / (X_n - X_g) \quad (\text{鋼管下面, 杭頭側}) \quad \dots(5)$$

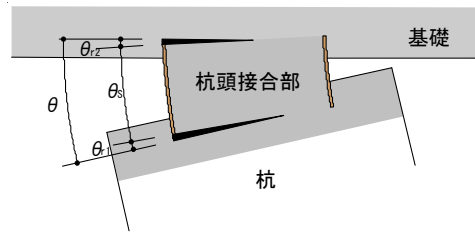


Fig. 12 杭頭回転角の定義
Definition of Rotation Angle of Pile Head

$$\theta_{r2} = \delta_{r2} / (X_n - X_g) \quad (\text{鋼管上面, 基礎側}) \quad \dots(6)$$

(5) 以上より, 杭頭接合部のモーメントを材軸方向に沿って一定と仮定し, A断面の任意のM- ϕ 関係における杭頭回転角 θ を次式により算定する。

$$\theta = \theta_{r1} + \theta_{r2} + \int_0^{h_s} \phi \cdot dh_s = \theta_{r1} + \theta_{r2} + \phi \cdot h_s \quad \dots(7)$$

杭頭接合部におけるM- ϕ 関係は, A断面において平面保持を仮定し, 各軸力に応じたM- ϕ 関係を繰返し計算により求める。算定は以下の仮定に基づくものとした。

(a) コンクリートの応力-ひずみ関係は, 最大応力までは修正Ahmadモデルを仮定し, 支圧効果及び鋼管による拘束効果による変形性能の向上を考慮し (上昇係数 $\alpha=2.0$), また最大応力以降は最大応力で一定とする。

(b) 芯鉄筋および鋼管の応力-ひずみ関係は, 完全弾塑性モデルを仮定する。なお, 鋼管は, 圧縮側では鋼管とコンクリート間の相対すべり (すべり係数 $\beta=1/6$)を考慮し, 引張応力を負担しないものと仮定する。

4.1.3 モデル化の妥当性 仮想杭長さ L を変数として杭頭接合部のM- θ 関係を算定し, それらの計算値と実験の比較を行う。Fig.14に解析結果と実験結果の比較を示す。図より, $L=0.75D_c$ と仮定することで実験のM- θ 関係を良好に評価できることが確認できる。

4.2 要素によるモデル化

杭頭接合部に生じるM- θ 関係を, 杭径よりも断面が小さい縮小断面を有する一つの要素 (部材長 $=h_c$)としてモデル化し, この要素は, 部材端に材料の単軸の応力

度一ひずみ関係を有する100分割されたファイバーモデルに基づいて設定した。ファイバーモデルのコンクリートの応力度一ひずみ関係は、鋼管コンクリート縮小部の基礎あるいは杭へのめり込みによる回転変形を考慮し、拘束効果および有効長を考慮して定義した。また、芯鉄筋を設ける場合は、鉄筋の応力度一ひずみ関係をBi-Linearによりモデル化した。

4.2.1 コンクリートの応力度一ひずみ関係 縮小部のコンクリートの応力一ひずみ関係は、拘束による圧縮強度上昇を考慮できる今井等による強拘束モデル¹⁾を用いた。支圧効果及び鋼管による拘束効果による変形性能の向上を考慮して、最大応力以降は最大応力で一定を保持するものと仮定した。

4.2.2 有効長さの設定方法 杭頭のM-θ関係において、鋼管コンクリート縮小部の基礎あるいは杭へのめり込みによる回転変形を考慮するため、基礎あるいは杭内部の仮想長さ \sqrt{L} を考慮する。 \sqrt{L} は、解析結果と実験結果との対応により決定した。

4.2.3 モデル化の妥当性 Fig.15に解析結果と実験結果の比較を示す。基礎および杭内部での仮想長さ \sqrt{L} による有効長さ $L_e(=2\sqrt{L}+h_c)$ を考慮し、コンクリートの応力一ひずみ関係のヤング係数は h_c/\sqrt{L} 倍、ひずみは L_e/h_c 倍した。Fig.15より、仮想長さ \sqrt{L} は $0.6D_c$ と仮定することで実験のM-θ関係を良好に評価できることを確認した。

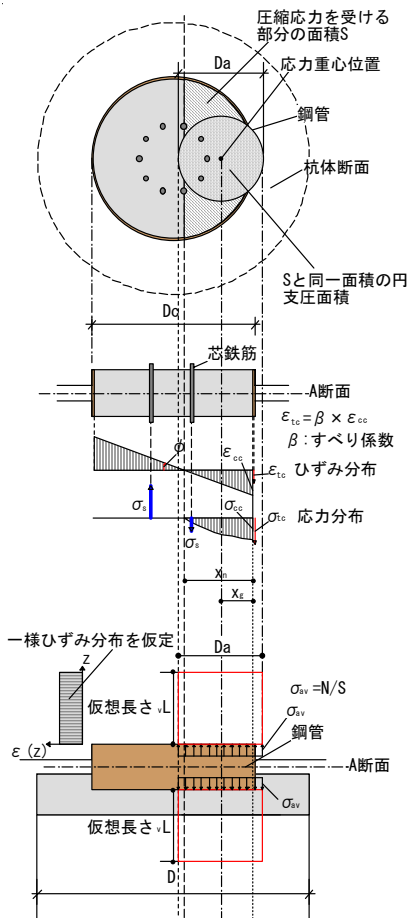


Fig. 13 M-θ関係評価法の概念
Evaluation of M-θ Relationship

5. まとめ

開発した「スマートパイルヘッド」の構造性能の把握及び設計法の立案を目的とした構造実験を実施し、本工法の杭頭接合部の曲げモーメント (M) - 回転角 (θ) 関係の評価法を導いた。以下に得られた知見を示す。

- 1) 実験の作用軸力及びせん断力下において杭頭接合部は、1/20radを超える大きな回転変形を受けても耐力低下はなく、優れた靱性を有することを確認した。
- 2) 杭頭接合部M~θ関係の履歴特性は原点指向型を示し、杭頭が大きく回転しても杭頭部の損傷は少ない。
- 3) 回転バネによるモデル化においては、 $\sqrt{L}=0.75D_c$ と仮定することで実験のM~θ関係を良好に評価できた。
- 4) 要素によるモデル化においては、基礎および杭内部での仮想長さ \sqrt{L} は $0.6D_c$ と仮定することにより、実験結果のM~θ関係を良好に評価できた。

本工法は平成22年5月に(財)日本建築総合試験所の建築技術性能証明を取得した。今後、更なる水平展開を進める予定である。

参考文献

- 1) 今井和正, 是永健好, 瀧口克己, :めり込みと抜け出しを考慮したRC部材端部の回転変形解析法, 日本建築学会構造系論文集, 第589号, pp. 149-156 2005. 3
- 2) Niyogi, S. K. : Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 99, No. ST7, pp. 1471-1490, 1973. 7

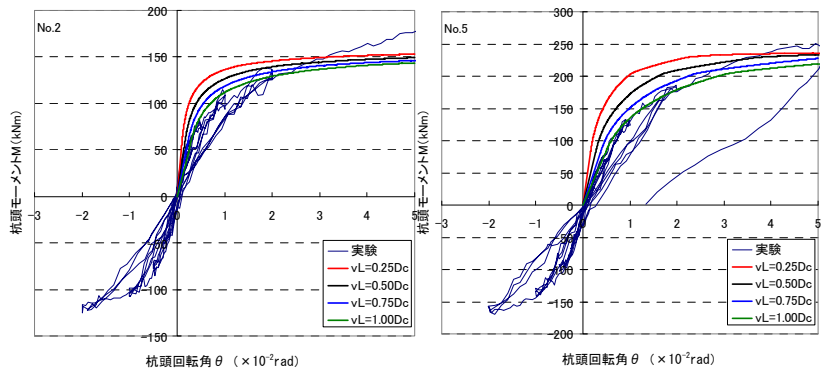


Fig. 14 M-θ関係の実験と計算値の比較 (回転バネ)
Comparison of Test and Calculation for M-θ Relationship(Rotation Spring)

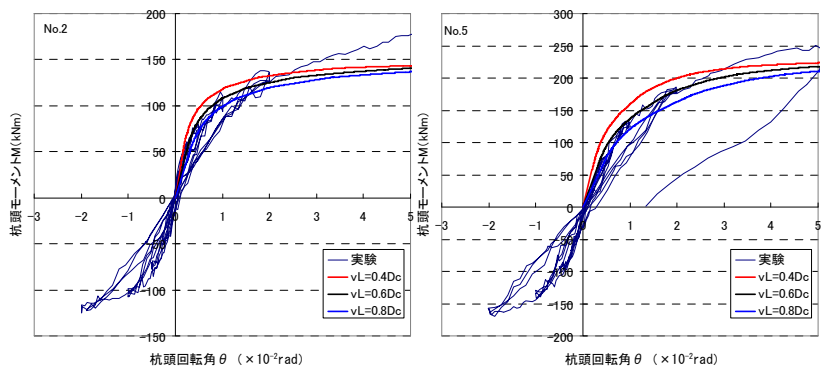


Fig. 15 M-θ関係の実験と計算値の比較 (ファイバー要素)
Comparison of Test and Calculation for M-θ Relationship(Fiber Element)