

(43) 鋼管杭の杭頭接合部の回転剛性に関する基礎的研究

城戸 将江¹・久島 俊也²

¹正会員 北九州市立大学准教授 国際環境工学部建築デザイン学科 (〒808-0135 福岡県北九州市若松区ひびきの 1-1)

E-mail:kido-m@kitakyu-u.ac.jp

²正会員 北九州市立大学大学院 国際環境工学研究科 (〒808-0135 福岡県北九州市若松区ひびきの 1-1)

E-mail: b0mbb022@eng.kitakyu-u.ac.jp

場所打ち鋼管コンクリート杭の設計法が、日本建築学会「鉄筋コンクリート基礎構造部材の耐震設計指針(案)・解説」に、鋼管杭の保有耐力が「建築基礎構造設計指針」の付録に示されている。鋼管杭の杭頭接合部の曲げ耐力については、鋼管の直径+200mmの仮想鉄筋コンクリート断面として損傷限界曲げモーメントを計算してもよいとされ、回転剛性については曲げモーメント M —回転角 θ 関係にてモデル化をすることとなっている。実験結果との比較も行われているが、その数は限定されている。本研究では、杭頭接合部の降伏曲げモーメントの耐力算定式を示し、既往の実験結果と曲げモーメント回転角関係と計算結果を比較しその対応について検討することを目的とする。

Key Words : *steel pipe pile, pile head joint, rotation stiffness, yield flexural moment, yield rotation angle*

1. はじめに

鋼管杭の設計法が、日本建築学会「建築基礎構造設計指針¹⁾」(以後基礎指針という)や「鉄筋コンクリート基礎構造部材の耐震設計指針(案)・同解説²⁾」(以後RC基礎部材指針(案)という)に示されている。鋼管杭は、杭体と杭頭接合部からなり、基礎指針¹⁾の付録に鋼管杭および杭頭接合部の保有性能が示されている。杭頭接合部は定着鉄筋にてパイルキャップに定着する方法が一般的で、鉄筋かごを挿入する場合、杭頭部に鉄筋を溶接しその鉄筋をパイルキャップ内に埋め込んだもの、これらを組み合わせたものがある。

RC基礎部材指針(案)には、鋼管杭および場所打ちコンクリート杭の杭頭接合部の損傷限界曲げモーメント、曲げ強度および、変形性能として安全限界変形角の計算方法が示されている。これらは、圧縮側における杭頭部の局所抵抗を考慮し、引張側の応力度分布を補正した接合面での補正応力度分布を用いて算定することとなっているが、接合面での補正応力度分布を適切に設定できない場合は、接合部を鋼管の直径+200mmの仮想鉄筋コンクリート断面(以後、仮想RC円柱という)として損傷

限界曲げモーメント等を算定してもよいこととなっている。また、安全限界変形角は、杭頭接合部の降伏回転角の15倍と定義されており、降伏回転角は引張側最外縁の定着鉄筋が材料強度に達したときの回転角となっている。

これまで、鋼管杭の杭頭接合部に関する実験的研究が複数実施され、RC基礎部材指針(案)および基礎指針に、杭頭接合部の計算耐力と既往の研究^{3)~13)}との比較が示されている。基礎指針に示されている鋼管杭の杭体と杭頭接合部のモデルの例では、杭頭接合部は回転ばねとしてモデル化されており、既往の実験的研究から得られた曲げモーメント—回転角関係と計算値の比較が行われている²⁾。しかしながら、その数は限定的で、鋼管杭の設計には、柱頭の境界条件となる杭体接合部の回転剛性を適切に評価することが重要である。

このような背景から、鋼管杭の杭頭接合部の回転剛性に関する基礎的な研究として、杭頭接合部の曲げ耐力算定式を導出し、鋼管杭の杭頭接合部の回転剛性について、既往の研究から得られた荷重—杭頭接合部回転角と計算値の比較を行い、実験値と計算値の対応に影響を及ぼす因子について明らかにすることを目的とする。

2. 杭頭接合部の回転剛性の算定

(1) 杭頭接合部の曲げ耐力

鋼管杭の杭頭接合部には、いくつか形式があるが、本研究ではパイルキャップとの接合方法として、鋼管杭の杭頭部をコンクリートで充填し、そのコンクリートとパイルキャップを鉄筋かごで結合した構造（A方法、（図-1参照））、鋼管杭の杭頭部に溶接した鉄筋をパイルキャップ内に埋め込んだ構造（B方法）、B方法とA方法を組み合わせた構造（C方法）を対象とする。杭頭接合部の降伏曲げモーメントは、「1.はじめに」でも述べたように文献1)では、接合面での補正応力分布を用いる方法と、仮想RC円柱による方法が示されているが、本研究は仮想RC円柱を用いる方法で求めることとする。

(a) 解析モデルと解析の仮定

図-2に解析モデルを示す。仮想RC円柱の外径（有効径 D_e ）は、杭径 $D+200\text{mm}$ とした。降伏曲げモーメントは、平面保持の仮定を用い算定する。鉄筋の応力-ひずみ関係は完全弾塑性型とした。コンクリートの応力-ひずみ関係は図-2の応力分布に示すように直線で簡略化したものとし、圧縮強度到達後は圧縮強度を保ち、引張応力は負担しないものとした。なお、コンクリートの終局ひずみ ϵ_{cr} は0.003とする。

(b) 軸方向力と曲げモーメントの算定

以下にコンクリート部分の軸力 N および曲げモーメント M の算定式を示す。図-2にひずみ分布と応力分布を示しているが、①圧縮縁のコンクリートの応力が圧縮強度に到達していない場合と、②到達した場合について算定

するとそれぞれ次のような式となる。

(i) 応力分布①の場合

$${}_cN = \frac{D_e^2 {}_c\sigma_B}{4} \left\{ \frac{1}{3x_{n1}} \sin^3 \theta_n + \left(1 - \frac{1}{2x_{n1}} \right) \left(\theta_n - \frac{1}{2} \sin 2\theta_n \right) \right\} \quad (1)$$

$${}_cM = \frac{D_e^3 {}_c\sigma_B}{8} \left\{ \frac{1}{8x_{n1}} \left(\theta_n - \frac{1}{4} \sin 4\theta_n \right) + \frac{2}{3} \left(1 - \frac{1}{2x_{n1}} \right) \sin^3 \theta_n \right\} \quad (2)$$

(ii) 応力分布②の場合

$${}_cN = \frac{D_e^2 {}_c\sigma_B}{4} \left[\frac{1}{x_{n1} - x_{m1}} \left\{ \frac{1}{3} (\sin^3 \theta_n - \sin^3 \theta_m) + \left(x_{n1} - \frac{1}{2} \right) \left(\theta_n - \theta_m - \frac{1}{2} \sin 2\theta_n + \frac{1}{2} \sin 2\theta_m \right) \right\} + \left(\theta_m - \frac{1}{2} \sin 2\theta_m \right) \right] \quad (3)$$

$${}_cM = \frac{D_e^3 {}_c\sigma_B}{8} \frac{1}{x_{n1} - x_{m1}} \times \left\{ \frac{1}{8} \left(\theta_n - \theta_m - \frac{1}{4} \sin 4\theta_n + \frac{1}{4} \sin 4\theta_m \right) + \frac{2}{3} \left(x_{n1} - \frac{1}{2} \right) (\sin^3 \theta_n - \sin^3 \theta_m) \right\} \quad (4)$$

ここで、 $x_{n1} \equiv \frac{x_n}{D_e}$, $x_{m1} \equiv \frac{x_m}{D_e}$ であり、 x_n , x_m はそれぞれ仮想 RC 円柱の圧縮側最外縁から中立軸まで、コンクリートが圧縮強度に達する位置までの距離である。 θ_n , θ_m と x_n , x_m の関係は図-2中に示している。

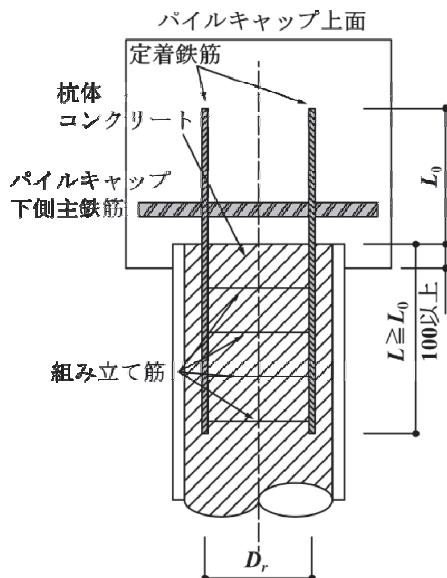


図-1 対象とする杭頭接合部（A方法）

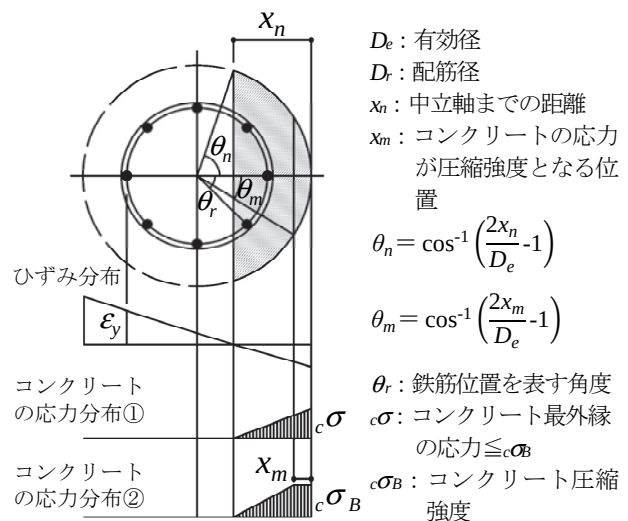


図-2 解析モデル（鉄筋8本の場合）

定着鉄筋の軸力 N_r および曲げモーメント M_r は鉄筋 1 本の公称断面積を a , ひずみ分布に応じた鉄筋の応力を σ とすると, 次式で表される.

$$N_r = \sum (\sigma_i \cdot a) \quad (5)$$

$$M_r = \frac{D_r}{2} \sum (\sigma_i \cdot a \cdot \cos \theta_r) \quad (6)$$

ここで, D_r は配筋径である.

(c) 降伏曲げ耐力 M_y および終局曲げ耐力 M_u

本研究では, 1) 引張側鉄筋が降伏したときの曲げモーメントとして降伏曲げモーメント M_y , 2) 仮想 RC 円柱における圧縮縁のコンクリートのひずみが終局ひずみ ϵ_{cr} に達したときの曲げモーメントとして終局曲げモーメント M_u を算定した. このときの曲率 ϕ および ϕ_{cr} はそれぞれ次のように表すことができる.

引張側鉄筋が降伏したとき

$$\phi_y = \frac{\sigma_y}{\frac{D_e}{2} + \frac{D_r}{2} - x_n} \quad (7)$$

コンクリート圧縮縁のひずみが終局ひずみに達したとき

$$\phi_{cr} = \frac{\epsilon_{cr}}{x_n} \quad (8)$$

ここで, σ_y は定着鉄筋の降伏ひずみで, σ_y/E_s (σ_y は定着鉄筋の降伏応力度, E_s は鉄筋のヤング係数) とした. 式(7)あるいは式(8)の条件を用い, コンクリート部分と定着鉄筋部分の軸力および曲げモーメントを累加すると, 杭頭接合部の曲げモーメントが算定できる.

(2) 杭頭接合部の降伏回転角および回転剛性

杭頭接合部の降伏回転角 θ_{py} は, 文献 1) に示されている次式を用いて求めた.

$$\theta_{py} = \phi_y \cdot L_d \quad (9)$$

ここで, ϕ_y は仮想 RC 円柱において, 引張側最外縁の定着鉄筋が材料強度に至るときの曲率であり, 前節に示した曲げモーメントを算定する過程で得られる値を用いた. L_d は定着鉄筋の付着長さで式(10)により算定できる.

$$L_d = \lambda_{pc} \cdot \alpha_{pc} \cdot \frac{S \cdot \sigma_y \cdot d_d}{10 f_b} \quad (\text{mm}) \quad (10)$$

ここで, λ_{pc} は付着長さの補正係数で 0.86, α_{pc} は割裂破壊に対する補正係数で本研究では 1 とし, S は必要長さの修正係数で本研究では 1 とした. d_d は定着鉄筋の呼び名に用いた数値である. f_b は付着割裂の基準となる強度で式(11)により算定する.

$$f_b = \frac{F_c}{40} + 0.9 \quad (11)$$

F_c (N/mm^2) はパイルキャップコンクリートの設計基準強度である.

本論では, 文献 2) のモデル化にならない回転剛性 K_θ を次式で求めることとした.

$$K_\theta = \frac{M_y}{\theta_{py}} \quad (12)$$

3. 実験値と計算値の比較

(1) 既往研究の概要

既往の研究結果と, 第 2 章による計算方法で求めた回転剛性の比較を行う. 対象とした杭頭接合部の実験は, 図-3 の模式図に示すような, RC パイルキャップ (フーチング) に鋼管杭が定着鉄筋により接合された試験体の鋼管杭の自由端側に水平力を作用させた実験とした.

試験体リストを表-1 および表-2 に示す. 表-1 は接合方法が A 方法, B 方法で, 表-2 は接合方法が C 方法の場合である. なお, 定着鉄筋のヤング係数は, 文献内に記載されているものはその値を用い, 記載がないものはすべて $2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ として計算を行った. また, 定着鉄筋に丸鋼を用いたものは除外した. 表-1 に示された試験体は基礎指針の付録に示された実験結果のまとめとほぼ同じ試験体である.

表-1 および表-2 によれば, 鋼管径は 406.4~1000mm, コンクリート圧縮強度は 22.1~39.2 N/mm^2 , 定着鉄筋の降伏応力度は 327~516 N/mm^2 となっている. 降伏曲げモーメント M_y , 終局曲げモーメント M_u , 降伏回転角 θ_{py} , 回転剛性 K_θ の計算値も表-1 および表-2 中に示している.

(2) 曲げモーメントー回転角関係

図-4 に, 文献 3), 5), 9)~13) の曲げモーメントー杭頭回転角関係を示す. 曲げモーメントー回転角関係は論文中的図をスキャンし, フリーのグラフ読み取りソフトを用いて数値化した. また, 曲げモーメントではなく水平荷重ー回転角関係が示されている場合は, 水平荷重に材

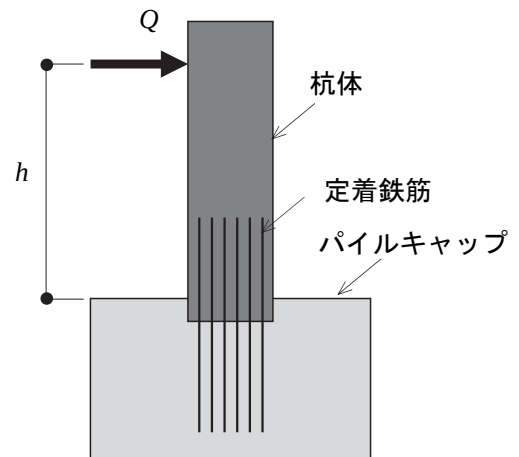


図-3 鋼管杭の実験模式図

表-1 試験体リスト (A 方法および B 方法)

文献 番号	No.	試験体名	接合 方法	鋼管径 (mm)	板厚 (mm)	径厚 比	軸力 (kN)	定着鉄筋 本数-鉄筋径	配筋径 (mm)	コンク リート 圧縮強度 (N/mm ²)	鉄筋 降伏点 (N/mm ²)	鉄筋ヤン グ係数 (N/mm ²)	降伏曲げ モーメント (kN・m)	終局曲げ モーメント (kN・m)	$\rho_c \theta_y$ (rad)	回転剛性 (kN・m/rad)	材長 (mm)
3)	1	④	A	609.6	9	68	0	16-D25	516.6	25.9	327	200,000	531	755	0.00174	305,924	1500
	2	⑤	A	609.6	9	68	1765	16-D25	516.6	26.3	327	200,000	929	1107	0.00210	443,136	1500
	3	⑥	A	609.6	9	68	1177	16-D25	516.6	23.5	327	200,000	796	975	0.00209	380,486	1500
	4	⑦	A	406.4	6.4	64	0	12-D19	336.6	24.5	365	200,000	212	267	0.00231	83,352	1000
	5	⑧	A	406.4	6.4	64	785	12-D19	336.6	29.3	365	200,000	334	400	0.00253	131,662	1000
4)	6	CACE-1	B	406.9	7.9	52	282.3	8-D19	425.4	23.3	353	200,000	188	245	0.00202	93,398	937.5
	7	CACE-2	B	406.9	7.9	52	282.3	8-D19	425.4	22.1	353	200,000	196	242	0.00206	91,123	937.5
	8	CACE-3-1	A	406.9	7.9	52	282.3	12-D19	333.6	24.2	353	200,000	237	304	0.00236	100,441	942.5
5)	9	A-1	A	406.4	6.4	64	0	12-D16	300	26.6	358	200,000	137	202	0.00183	74,622	1700
	10	A-2	A	406.4	6.4	64	0	12-D16	300	26.6	358	200,000	137	202	0.00183	74,622	1700
	11	A-3	A	406.4	6.4	64	0	12-D16	300	26.6	358	200,000	137	202	0.00183	74,622	1700
	12	A-4	B	406.4	6.4	64	0	12-D16	422	26.6	358	200,000	140	203	0.00153	91,298	1700
	13	C-10	A	600	12	50	0	12-D22	400	39.2	369	200,000	364	558	0.00168	216,273	1500
	14	C-11	A	600	12	50	0	12-D22	400	36.5	420	200,000	413	606	0.00227	181,940	1500
	15	C-12	B	600	12	50	0	12-D22	620	39.8	369	200,000	380	564	0.00131	288,888	1500
6),7)	16	1	A	800	24	33	0	24-D16	689	30.3	342	194,700	456	686	0.00079	575,690	1800
	17	2	A	800	24	33	0	24-D16	689	31.9	502	206,100	667	954	0.00158	422,154	1800
	18	3	A	800	25	32	0	30-D29	688	31.0	516	207,200	2349	2989	0.00369	636,556	2760
	19	4	A	1000	25	40	0	28-D29	896	30.8	516	207,200	2833	3813	0.00276	1,026,511	2760
	20	5	A	800	25	32	0	30-D29	688	33.4	516	207,200	2367	3039	0.00353	669,792	2760
8)	21	B-47	A	600	12	50	0	12-D22	470	39.2	369	200,000	366	554	0.00154	237,776	1500
	22	B-55	A	600	12	50	0	12-D22	550	39.2	369	200,000	372	555	0.00141	263,262	1500
9)~12)	23	1	A	600	19	32	-300	8-D19	493	23.8	464	200,000	154	260	0.00224	68,495	1800
	24	2	A	600	19	32	2000	8-D19	493	24.8	464	200,000	739	798	0.00313	236,371	1800
	25	3	A	600	19	32	4000	8-D19	493	28.5	464	200,000	1111	1138	0.00354	314,152	1800
	26	4	A	600	19	32	2000	16-D19	493	28.3	464	200,000	920	1022	0.00299	308,040	1800

*鉄筋ヤング係数は文献中に記載されていない場合や試験体ごとに示されていない場合はすべて $20 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ としている。

表-2 試験体リスト (C 方法)

文献 番号	No.	試験体名	接合 方法	鋼管径 (mm)	板厚 (mm)	軸力 (kN)	内側配筋		外側配筋		コンク リート 圧縮強度 (N/mm ²)	鉄筋 降伏点 (N/mm ²)	鉄筋ヤン グ係数 (N/mm ²)	降伏曲げ モーメント (kN・m)	終局曲げ モーメント (kN・m)	$\rho_c \theta_y$ (rad)	回転剛性 (kN・m/rad)	材長 (mm)
							本数-鉄筋径	配筋径 (mm)	本数-鉄筋径	配筋径 (mm)								
13)	27	TB-1	C	600	不明	0	8-D16	340	12-D16	616	28.4	347.4	200,000	329	452	0.000848	375291	不明
	28	TB-2	C	600	不明	1000	8-D16	340	12-D16	616	29.7	347.4	200,000	602	720	0.000915	658210	不明
	29	TB-8	C	600	不明	-500	8-D16	340	12-D16	616	29.8	347.4	200,000	157	306	0.000779	201076	不明

長を乗じたものを曲げモーメントとして示している（文献 3））。その際、軸力による $P-\Delta$ 効果は考慮していない。図中直線で示したものが、計算による曲げモーメントー回転角関係で、終局曲げモーメント M_u まで同じ回転剛性を保つものとして示している。また、 M_u 到達後は $15 \times \rho_c \theta_y$ まで水平線を伸ばしている。

同一文献内の試験体同士で比較を行うと、図(a)～(e)によれば、軸力が 0 の時（図(a)および図(d)）と比較して、軸力がある場合（図(b), (c)および図(e)）のほうが初期剛性は計算値よりも実験値のほうが高くなっている。図(f)～(h)はずれ止めの段数を、それぞれ 0, 1, 2 段と変化させたもので、ずれ止めの段数が最も多い No. 11 試験体（図(h)）は耐力、変形能力ともに高くなっているが、初期剛性は他の試験体と大きな差はないように見受けら

れる。また、No.12（図(i)）の B 方法の試験体では実験による剛性は方法の試験体（図(f)～(h)）と比較して高く、実験値と計算値の対応が良好であることが観察される。また、図(j)～(l)によれば、いずれも実験値と計算値はよく対応していることが観察されるものの、B 方法の場合のほうが A 方法と比較するとやや実験による回転剛性が高く、終局曲げモーメント到達時まで初期の剛性を保っていることがわかる。図(m)～(p)は軸力が実験変数となっているが、軸力に関係なくおおむね初期の剛性は実験値と計算値は対応していることが観察される。しかしながら、引張軸力が作用している図(m)では、曲げモーメントが増加しても回転剛性の低下はあまり見られないのに対し、圧縮軸力が作用している図(n)～(p)の試験体では、曲げモーメントが増加するにしたがい、 M_y 到達

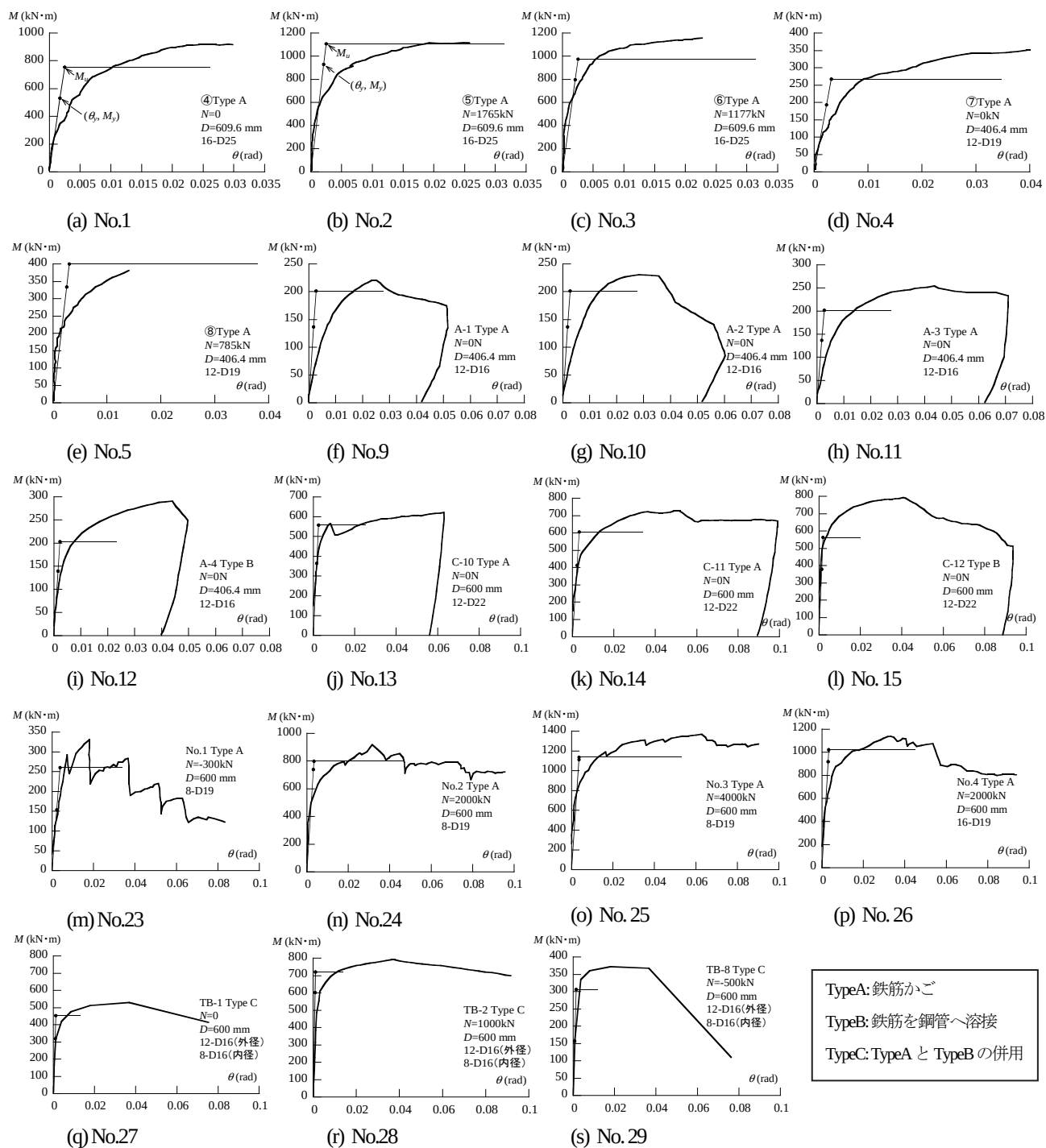


図-4 曲げモーメントー回転角関係

前から剛性が低下していることがわかる。

図(q)～(s)の C 方法については各試験体の軸力が異なるものの、図(a)～(e)で見られた傾向とは異なり、図(m)～(p)と同様に初期の回転剛性は実験値と計算値がよく対応していることが観察される。なお、図(j)～(s)については文献 2), 13)にすでに掲載されているものであるが、仮想 RC 円柱の寸法設定が配筋径を基本としていたり、鉄筋の付着の計算方法が異なっていたため、本報告でも掲載した。

これらのことから、接合方法、軸力の有無、圧縮軸力

か引張軸力か、ディティールなどが柱頭の回転剛性に影響を及ぼすものと考えられる。本研究では、 M_y の算定に鋼管径+200mmの仮想 RC 円柱を用いた方法を使用していることや、鉄筋のヤング係数として実験で使用された値を用いていないことも影響している可能性がある。さらに、文献 14)では場所打ち杭を対象として簡易な接合工法の回転剛性評価を示しており、フーチングの変形を考慮したものとなっている。精度よく回転剛性を評価するには、様々な要因を考慮する必要があると考えられる。

(3) 水平力-水平変位関係

文献4), 6)~8)では, 曲げモーメント-杭頭回転角関係が示されていないかった. そこで, 水平力-水平変位関係について計算値と比較を行った. 水平剛性の計算は, 図-5に示すように, 杭頭接合部を回転ばね, 杭体を曲げ剛

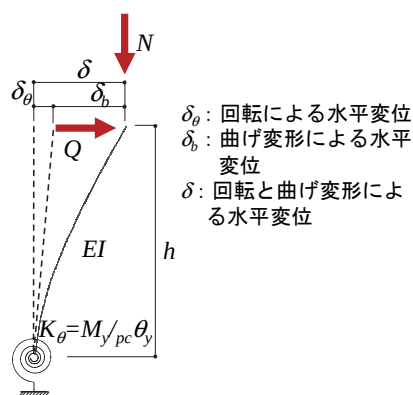


図-5 杭体および杭頭部のモデル

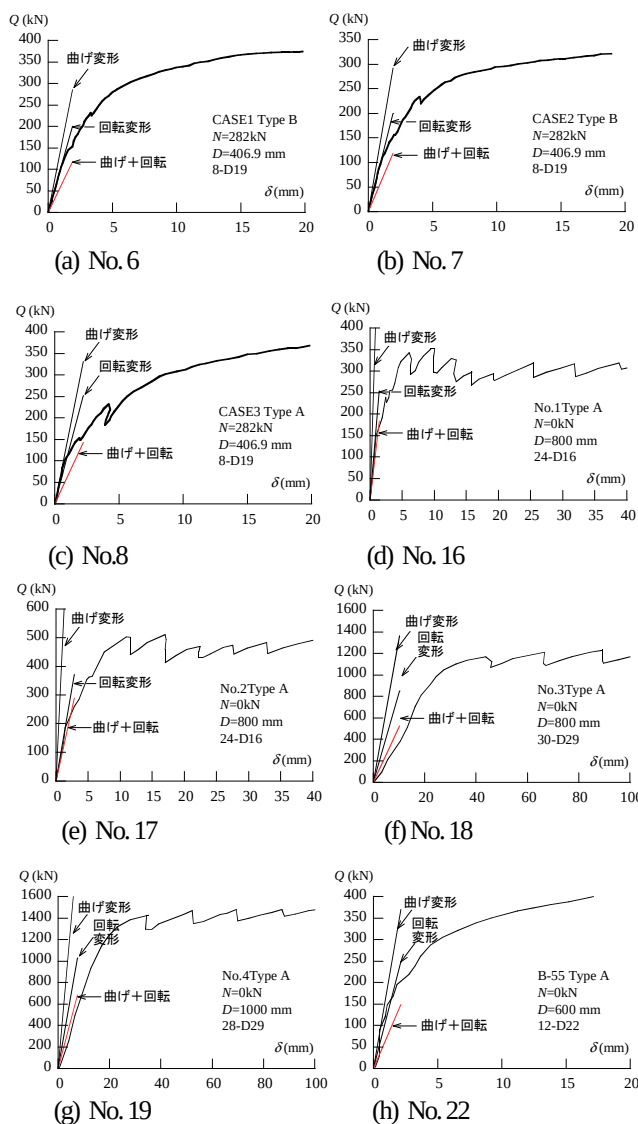


図-6 水平力-水平変位関係

性 EI (E は鋼管のヤング係数, I は鋼管の断面 2 次モーメント) にモデル化することによって行った. 鋼管のヤング係数は論文に記されている場合はその値を用い, 記されていない場合は $2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ として計算した. 図-5 のモデルに対し, 水平剛性 K は次のように求められる. K_e は部材の曲げ剛性で次式を用いて算定した.

$$K_e = \frac{Nk}{\tan kh - kh} \quad (13)$$

ただし,

$$k = \sqrt{\frac{N}{EI}} \quad (14)$$

曲げ変形ならびに回転を考慮した時の水平剛性 K_e は式(15)となる.

$$K = \frac{1}{\frac{1}{K_e} + \frac{1}{K_\theta - Nh}} \quad (15)$$

表-3 杭頭固定度

No.	試験体名	接合方法	軸力 (kN)	K_e (N/mm)	K (N/mm)	α
1	④	A	0	139559	68870	0.854
2	⑤	A	1765	138146	80994	0.894
3	⑥	A	1177	138617	76016	0.879
4	⑦	A	0	98948	45242	0.835
5	⑧	A	785	98006	56041	0.889
6	CACE-1	B	282.3	150872	62246	0.808
7	CACE-2	B	282.3	150872	61344	0.804
8	CACE-3-1	A	282.3	148480	64092	0.820
9	A-1	A	0	20140	11315	0.885
10	A-2	A	0	20140	11315	0.885
11	A-3	A	0	20140	11315	0.885
12	A-4	B	0	20140	12299	0.904
13	C-10	A	0	174645	61998	0.768
14	C-11	A	0	174645	55271	0.735
15	C-12	B	0	174645	73995	0.815
16	1	A	0	461919	128322	0.698
17	2	A	0	461919	101628	0.629
18	3	A	0	134011	51470	0.789
19	4	A	0	266736	89526	0.752
20	5	A	0	134011	53092	0.797
21	B-47	A	0	174645	65839	0.784
22	B-55	A	0	174645	70065	0.801
23	1	A	-300	154477	18724	0.451
24	2	A	2000	153143	48902	0.739
25	3	A	4000	151810	58334	0.790
26	4	A	2000	153143	58233	0.787

図-6に文献 4), 6)~8)に示されたの水平力-水平変位関係を示す。繰返し载荷の場合は包絡線として読み取った。直線が計算値で、杭体の曲げ変形のみによる水平剛性(式(13))、回転ばねのみによる水平剛性、杭体、回転ばねを合わせた水平剛性(式(15))の3本の直線を示している。図によれば、文献により計算値と実験値の対応は異なっていることが観察される。曲げ+回転と対応しているものと、回転ばねによる水平剛性と対応しているものに大別できるようである。差が生じている原因については、今後の検討課題としたい。

(4) 杭頭固定度に関する検討

杭頭固定度 α を式(16)で算出した。

$$\alpha = \frac{K_{\theta}}{EI\beta + K_{\theta}} \quad (16)$$

ここで、 EI は杭体の曲げ剛性で、 E は鋼管のヤング係数、 I は鋼管の断面2次モーメントとして計算した。 β は地盤の性質を表す係数で、本論文では文献3)を参考にして、 $1/(2h)$ として計算した。 h はフーチングから载荷点までの距離である(図-3参照)。 K_{θ} は杭頭回転剛性で、式(12)による計算値を用いた。求めた剛性と杭頭固定度を表-3に示す。 α の値は0.45~0.90で、引張軸力が作用しているNo.23試験体の杭頭固定度が最も小さく、その他は0.70~0.90の範囲となっている。No.1~No.12までの杭頭固定度の値は0.8以上で、No.13以降の試験体の杭頭固定度は、B方法のNo.15を除き0.8未満となっている。しかしながら、これまでの考察から杭頭固定度の値と回転剛性の実験値と計算値の対応状況に関連性は見られないようである。

4. まとめ

既往の鋼管杭の杭頭接合部の実験資料^{3)~13)}から曲げモーメント-回転角関係を読み取り、仮想RC円柱を用いる方法にて杭頭接合部の曲げ耐力および降伏回転角を算定し、回転剛性を算定した。実験から得られた曲げモーメント-回転角関係と計算値を比較したところ、次のような知見が得られた。

- 1) 同一文献内で比較すると、軸力が0の時と比較して、軸力がある場合のほうが初期剛性は計算値よりも実験値のほうが高くなっているものと、軸力が異なる場合でも、実験値と計算値がよく対応している場合もあった。
- 2) B方法の場合のほうがA方法の場合と比較すると、実験値が計算値よりも回転剛性がやや大きくなってい

ることが観察された。

- 3) 杭頭固定度の値と回転剛性に関する実験値と計算値の対応に関連性は見られなかった。

接合方法、軸力の有無、ディティール等が柱頭の回転剛性に影響を及ぼすものと考えられ、精度の良い回転剛性の評価には、さらなる検討が必要であると考えられる。

参考文献

- 1) 日本建築学会：建築基礎構造設計指針第3版，2019
- 2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート基礎構造部材の耐震設計指針(案)・同解説，2017.3
- 3) 泉 浩蔵，石川文洋，妹尾博明，長尾俊昌，若命善雄：杭頭接合部の力学的挙動に関する研究 第3章 鋼管杭杭頭接合部の水平加力実験，建築研究報告129号，1990
- 4) 田沢光弥，若命善雄，小林英雄：鋼管杭等とフーチング接合部の耐力実験，大成建設技術研究所報第12号，pp.149-158，1997.11
- 5) 土木研究所資料：杭頭部とフーチングの結合部の設計法に関する検討，建設省土木研究所 構造橋梁部基礎研究室，1992.3
- 6) 恩田邦彦，大久保浩弥，中谷昌一，白戸真大：高強度鉄筋を用いた杭頭結合構造の正負鋼板水平載荷実験，土木学会第64回年次学術講演会，pp.225-226，2009
- 7) 土木研究所，鋼管杭・鋼矢板技術協会，コンクリートパイプ建設技術協会：杭基礎の大変形挙動後における支持力特性に関する共同研究報告書(杭頭結合部に関する研究)第3章，pp.52-88，2012
- 8) 小林洋一，森本精洋，加藤敏：杭頭接合部の耐荷特性に及ぼす埋め込み型補強鉄筋のかご径の影響，土木学会第42回年次学術講演会，pp.738-739，1987.9
- 9) 青木功，日比野信一，三輪紅介，佐伯英一郎：鋼管杭とパイルキャップ接合部の耐震性能に関する研究(その1研究目的及び実験概要)，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1，構造I，pp.763-764，2000.7
- 10) 矢島淳二，吉田茂，稲村利男，蓮田常雄：鋼管杭とパイルキャップ接合部の耐震性能に関する研究(その2水平荷重-変位関係および曲げモーメント-回転角関係)，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1，構造I，pp.765-766，2000.7
- 11) 日比野信一，稲村利男，棚村史郎，神田政幸：鋼管杭とパイルキャップ接合部の耐震性能に関する研究(その3杭頭接合部の変形特性と接合部の性状)，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1，構造I，pp.767-768，2000.7
- 12) 蓮田常雄，武居泰，青木功，中村秀司，史桃開：鋼管杭とパイルキャップ接合部の耐震性能に関する研究(その4杭頭回転剛性の評価)，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1，構造I，pp.769-770，2000.7
- 13) 建設省建築研究所編：建設省総合技術開発プロジェクト「新建築構造体系の開発」性能評価分科会 基礎WG最終報告書 資料4-22 鋼管杭杭頭接合部 B-D方法における曲げ耐力の算定に関して，p.資-118，2000.3
- 14) 濱田純次，谷川友浩，土屋富男，宇佐美徹：簡易な杭頭接合工法の回転剛性評価法に関する考察，日本建築学会構造系論文集，第78巻，第688号，pp.1095-1104，2013.6

(Received September 10, 2021)

FUNDAMENTAL STUDY OF ROTATIONAL STIFFNESS OF PILE HEAD JOINT OF STEEL PIPE PILE

Masae KIDO and Shunya HISAJIMA

The bending strength of the pile-head-joint of a steel pipe pile can be calculated by using a virtual reinforced concrete section with a diameter + 200 mm, and the rotational stiffness is to be modeled by the relationship between the bending moment M and the rotation angle θ . Although comparisons between experimental results and calculated value have been carried out, the number of such comparisons is limited. The purpose of this study is to present a formula for calculating the bearing capacity of yielding bending moment of pile-head joints, and to compare the results of previous experiments with the bending moment-rotation angle relationship and the calculation results.