（46）アンカーボルトを用いた鋼管杭と RC パイルキャップとの杭頭接合部における応力伝達機構に関する実験的研究

江藤　哲平[1]・田中　照久[2]・藤川　繁次[3]・堀江　弘幸[4]・堺　純一[5]

[1] 正会員　福岡大学大学院　工学研究科建設工学専攻（〒 814-0180 福岡市城南区七隈八丁目 19-1）
E-mail：td184006@cis.fukuoka-u.ac.jp
[2] 正会員　福岡大学助教　工学部建築学科（〒 814-0180 福岡市城南区七隈八丁目 19-1）
E-mail：sttanaka@fukuoka-u.ac.jp
[3] 正会員　株式会社テクノ九州（〒 842-0015 佐賀県神埼市神埼町尾崎 2807）
E-mail：fujikawa@techno-kyushu.co.jp
[4] 正会員　ウィング工業株式会社（〒 349-1212 埼玉県加須市麦倉 1653-7）
E-mail：horie@wing-pile.net
[5] 正会員　福岡大学教授　工学部建築学科（〒 814-0180 福岡市城南区七隈八丁目 19-1）
E-mail：sakaij@fukuoka-u.ac.jp

鋼管杭と鉄筋コンクリート（RC）パイルキャップとの杭頭接合部では，鋼管杭頭部に鉄筋を現場でフレア溶接するひげ筋式が多用されている．しかし，現場溶接のひげ筋式は，溶接環境が悪いことから，施工性・品質管理の改善が求められている．そこで，著者らは現状の問題を解決する手段として，円盤型フランジを鋼管杭頭部に下向き姿勢で現場溶接し，U 字形状に折り曲げ加工をしたアンカーボルトを円盤型フランジのボルト孔に通してナットで締める簡易的な工法を考案した．

本論では，提案する新しい杭頭接合デバイスの実用化に向けて，鋼管径，鋼管厚さおよび鉛直軸力載荷の有無などを変数とした実大試験体のせん断曲げ実験を行い，接合部の弾塑性性状を調べ，鋼管蓋の有効性と円盤型フランジの必要厚さの妥当性について検討した．

Key Word: Disc type flange,Steel Pile lid, Elastic-plastic behavior, Ultimate flexural strength, Short-term allowable bending moment

1. 序

近年，コンクリート杭が多く使用される中，鋼管杭の採用事例も増えてきている[1)]．その理由の 1 つに，鋼管杭は剛性が大きく，変形性能が期待できるため鉛直荷重に限らず，地震のような横方向からの外力にも強靭な耐震性能を発揮できることが挙げられる．RC パイルキャップは地震時の水平力が作用した杭に生じる曲げモーメント，せん断力を伝達する耐震構造上重要な部位である．

従来の鋼管杭と鉄筋コンクリート（RC）パイルキャップの杭頭接合部では鋼管杭外周部に杭頭曲げモーメントに抵抗する鉄筋を現場で杭外周にフレア溶接する方法（以下，ひげ筋式と呼ぶ）が多い．この方式は，接合部の高い固定度を有することで知られている．しかし，杭と鉄筋を溶接する際に現場での溶接環境が悪いことや配筋が高密度となることから施工性および品質管理の課題がある．また，過去の実験的研究による知見が少なく，現状としては鋼管杭と RC パイルキャップとの間の応力伝達機構が究明されていないこと，適切な配筋方法の検討がされていないこと[1)]があげられる．

そこで，杭頭接合部の施工簡易化と従来工法と同等以上の耐震性能を満足したものが要求される．筆者らは，現状の課題の改善を目指した新しい杭頭デバイスの提案を目指し，研究開発を行っている．既往の研究結果[2), 3)]より，従来のひげ筋式と同等以上の耐震性能を示し，施工面でも従来のものより簡易的に施工する事ができることを明らかとしている．

本研究では，筆者らが提案した工法の実用化に向

けて，力学的に合理的な設計法および施工法の確立を目指し，実大実験を行った．本論では，鉛直軸力の有無と鋼管杭の厚さなどを変数とし軸力比が杭頭接合部の弾塑性変形性状に及ぼす影響を調べた結果を示すとともに，杭頭固定度について述べる．

2. 杭頭接合部の新工法と本研究の計画

本杭頭接合部は円盤型フランジとブリッジ型リブを工場で溶接組立てしたデバイスを用いることに特徴があり，このデバイスを現場で鋼管杭に溶接し，さらに転造ネジタイプのアンカーボルトをナットでフランジに固定するディテールである．詳細を**図 1** に示す．設計法としては円盤型フランジが降伏する前にアンカーボルトを降伏させることを考えている．そのため鋼管杭の杭径，板厚およびアンカーボルトの径に応じて円盤型フランジの板厚を調整する必要がある[4]．なお，デバイスの鋼管杭との溶接は円盤型フランジ内径側にレ型開先を設け鋼管杭外周面に裏当て金有りの完全溶け込み溶接するが，下向き溶接のため高度な技量を必要とするものではない．また，鋼管杭と鋼管蓋，円盤型フランジとブリッジ型リブはすみ肉溶接である．ブリッジ型リブと杭頭蓋は溶接を行っていない（なお，蓋 / 脚長 3mm とリブ / 脚長 9mm）．また，ブリッジ型リブは円盤型フランジを補強するために設けている．

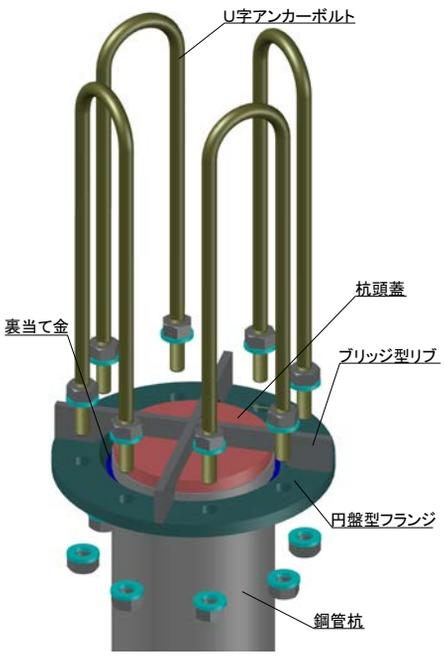


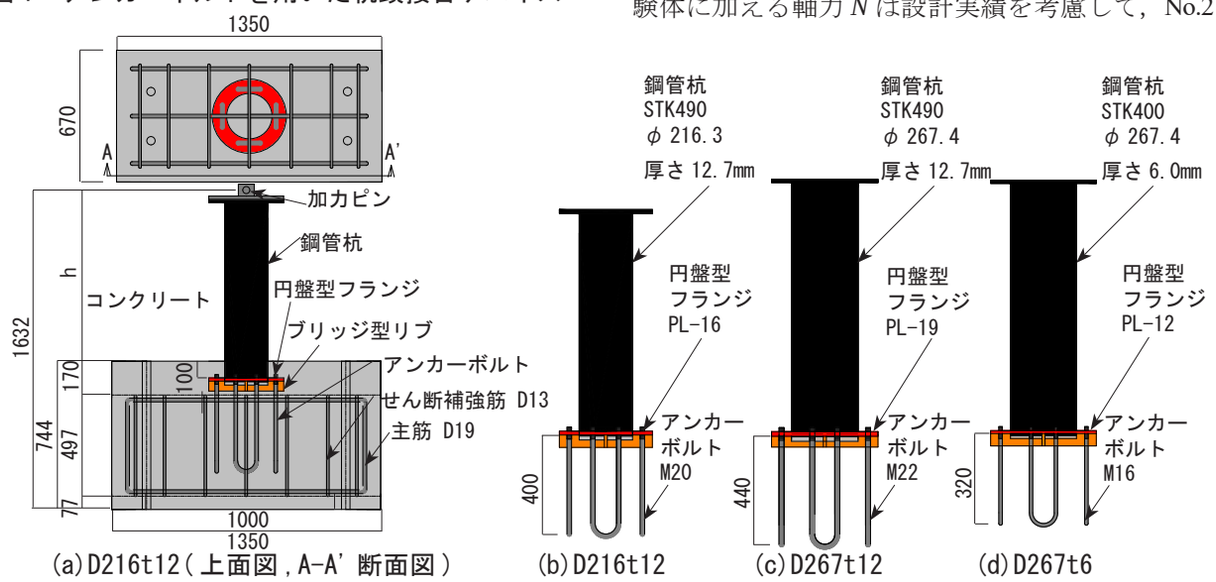
図 1　アンカーボルトを用いた杭頭接合デバイス

先行研究[2), 3)]から，φ 216.3×8.2mm の鋼管杭に 9mm 厚の円盤型フランジを組み合わせたところ，軸力が無ければアンカーボルト M20（SNR490B）を先行降伏させることが出来たが，鋼管杭の圧縮耐力の 55% の圧縮力が作用すると円盤型フランジが先行降伏して期待した耐力を発揮できないことが分かった．そこで，本研究では軸力伝達能力を向上させるため，押し込み実験の研究成果[4]より鋼管杭頭に鋼管蓋を設けることを考え，その効果を鋼管杭頭接合部の水平力載荷実験によって検討する．

3. 実験計画概要

(1) 試験体

試験体形状を**図 2** に，試験体一覧を**表 1** に示す．試験体は全 6 体で，No.1 ～ No.3 は鋼管杭（φ 216.3×12.7），アンカーボルト（M20），円盤型フランジ（φ 375.6×16），ブリッジ型リブ（PL-12）の形状寸法を揃えており，実験変数は，軸力の有無，軸力比 n(=N/N_0，N: 載荷軸力，N_0: 圧縮耐力（$N_0=\sigma_y \cdot {}_sA$，σ_y: 鋼管の降伏応力度，${}_sA$: 鋼管の断面積））である．試験体に加える軸力 N は設計実績を考慮して，No.2 で



(a)D216t12（上面図，A-A' 断面図）　(b)D216t12　(c)D267t12　(d)D267t6

図 2　試験体の形状寸法

は 825kN（軸力比 n=0.2，長期軸力相当），No.3 では 1650kN（軸力比 n=0.4，短期軸力相当）とした．No.4, No.5 は鋼管杭（φ 267.4×12.7）アンカーボルト（M22），円盤型フランジ（φ 425.6×19），ブリッジ型リブ（PL-12）の形状寸法である．No.6 は鋼管杭（φ 267.4×6.0），アンカーボルト（M16），円盤型フランジ（φ 425.6×12），ブリッジ型リブ（PL-12）の形状寸法である．実験変数は，軸力の有無，鋼管杭の厚さである．No.5 と No.6 の軸力比 n は 0.2（短期軸力相当）とし，それぞれ載荷軸力は 1760kN，400kN である．また，鋼管上端に蓋を溶接接合することを標準とすることとし，本研究では文献 4）より鋼管（φ 216.3）では厚さ 16mm，鋼管（φ 267.4×12.7mm）では 19mm，鋼管（φ267.4×6.0mm）では 12mm の鋼管蓋を取り付けた．試験体は天地を逆にして，前述した杭頭デバイスが取り付いた鋼管杭と RC 基礎梁によって構成される．RC パイルキャップは幅 670mm，材長 1350mm とし，高さは，鋼管径に応じてそれぞれ 717mm（φ 267.4），744mm(φ216.3) とした．鋼材の機械的性質を**表 2** に示す．

(2) 載荷方法および測定方法

載荷装置を**図 3** に示す．軸力を載荷する試験体は，軸力を一定に保持した状態で正負交番繰り返し水平力を載荷した．水平力の載荷は部材角 R によって制御した．部材角 R(=δ/h) は，載荷位置の水平変位 δ を水平力加力点から RC パイルキャップの上面までの高さ h で除した値である．水平載荷プログラムは，部材角 R=±0.25%, ±0.5%, ±3.0%, ±4.0%, ±8.0% で 1 サイクルずつとし R=±1.0%, ±1.5%, ±2.0% で 2 サイクル載荷した．一定圧縮軸力を載荷する際には，加力フレームの下にローラーを設置して行った．

鋼管杭および杭頭デバイスに，ひずみゲージを貼付した．コンクリートのひび割れ状況は，制御変形で目視によるスケッチおよびカメラ撮影により記録した．

4. 実験結果

(1) 鉛直軸力載荷時の挙動

鉛直軸力載荷時の円盤型フランジ (F), ブリッジ型リブ (R) および鋼管 (T) のひずみ挙動を**図 4** に示す．図中に，${}_R\varepsilon_y$, ${}_T\varepsilon_y$, ${}_F\varepsilon_y$ はブリッジ型リブ，鋼管，円盤型フランジの降伏点を示している（**図 4 参照**）．図 5 はひずみゲージの貼付位置を示しており，各部位で最もひずみが大きかった位置が図 5 に対応する F･R･T であ

表 1 試験体一覧

No.	試験体名	鋼管杭 直径 (mm)	鋼管杭 管厚 (mm)	アンカーボルト	円盤型フランジ 直径 (mm)	円盤型フランジ 厚さ (mm)	ブリッジ型リブ 厚さ (mm)	ブリッジ型リブ 高さ (mm)	ブリッジ型リブ スパン (mm)	h (mm)	N_0 (kN)	N (kN)	$n=N/N_0$	コンクリート圧縮強度 (N/mm²)
1	D216t12	216.3	12.7	M20	375.6	16	12	50	427	888	3727	-	-	26.1
2	D216t12-NL											825	0.2	26.8
3	D216t12-NS											1650	0.4	26.8
4	D267t12	267.4	12.7	M22	425.6	19				1099	4378	-	-	25.9
5	D267t12-NS											1760	0.4	27.1
6	D267t6-NS		6.0	M16		12					2004	400	0.2	27.4

h:加力点からRCパイルキャップ上面までの距離，n:軸力比，N_0:鋼管の圧縮耐力(=σ_y･${}_sA$)
σ_y:鋼管の降伏応力度（**表2**参照），${}_sA$:鋼管の断面積，N:載荷軸力

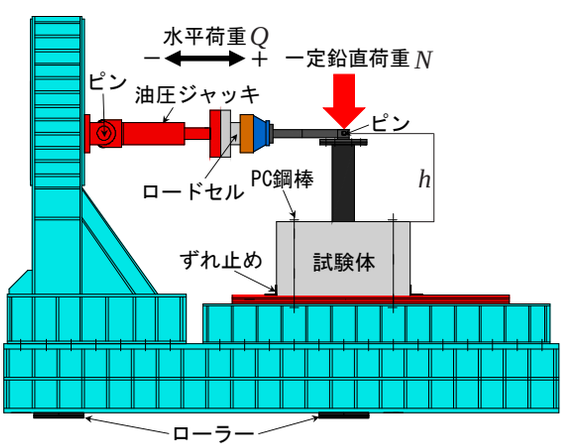


図 3　載荷装置

表 2 鋼材の機械的性質

使用材料		厚さ (mm)	降伏点 σ_y (N/mm²)	引張強度 σ_u (N/mm²)	ヤング係数 E (N/mm²)
鋼管	φ 267.4	12.7	431*	507	194000
	φ 267.4	6.0	407*	481	202000
	φ 216.3	12.7	459*	562	189000
ブリッジ型リブ	-	12.0	276	430	201000
円盤型フランジ		16.0	370	539	206000
		19.0	354	540	209000
アンカーボルト	M22	-	335	496	214000
	M20		343	532	211000
	M16		357	544	211000

＊鋼管杭の降伏点：0.2% オフセット法

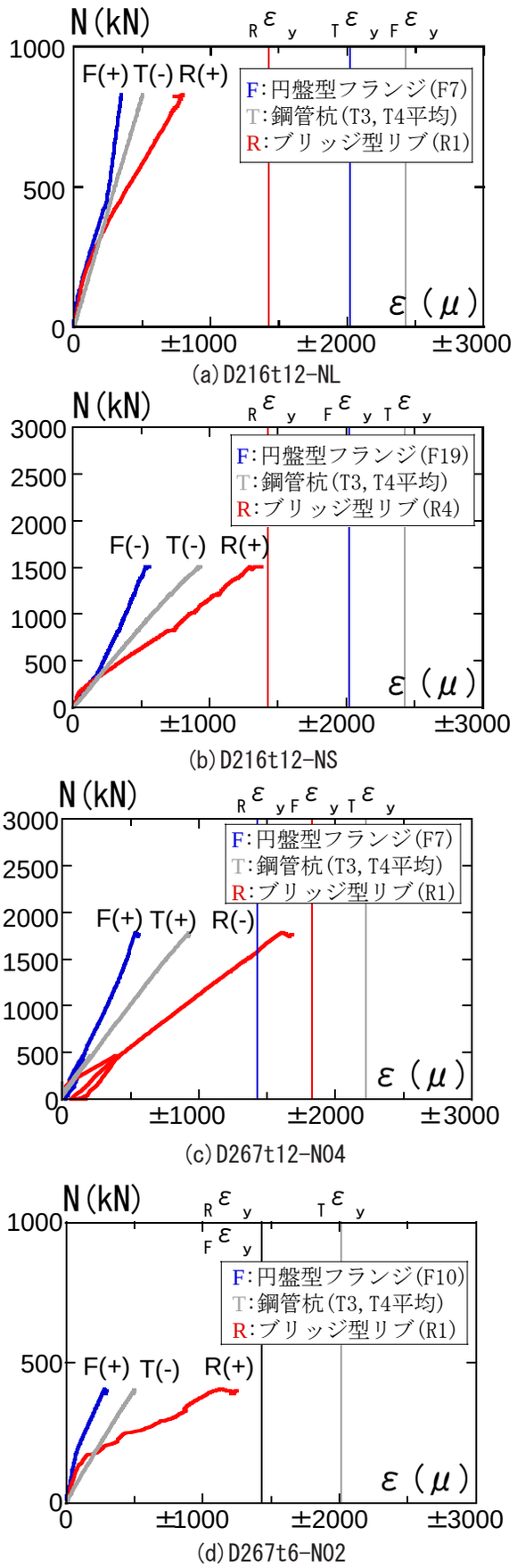


図 4　鉛直荷重－ひずみの関係

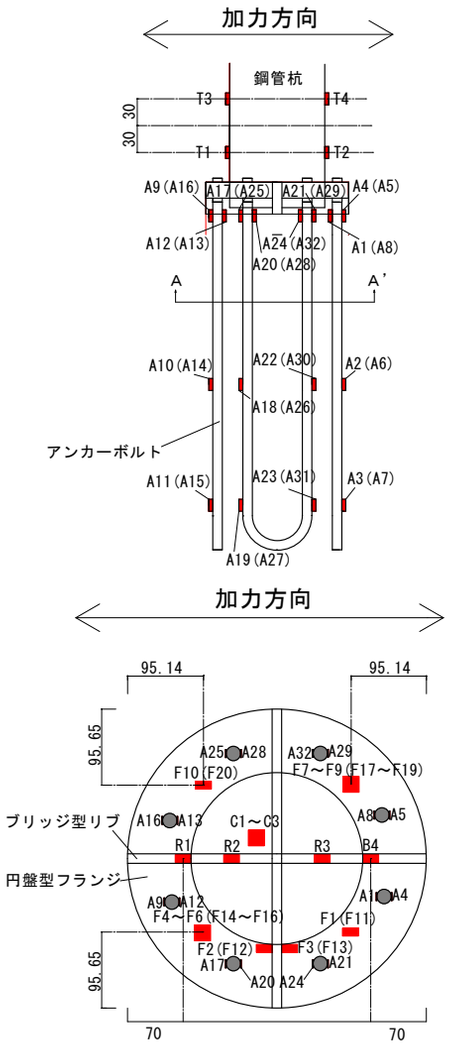


図 5　ひずみゲージ貼付箇所

る．なお，ひずみゲージの貼付箇所は，既往の押込み実験および引張実験で生じた杭頭デバイスの塑性変形から検討した[4]．鉛直荷重を加えた試験体は，目標の鉛直荷重に達した時点では，円盤型フランジ，鋼管杭，それぞれ降伏せずに弾性状態にあった．D216t12-N04 は最も大きな鉛直荷重 1760kN を載荷し，ブリッジ型リブは降伏したが円盤型フランジ，鋼管杭は降伏しなかった．ブリッジ型リブは円盤型フランジの降伏を遅れさせるための補剛材として採用しており，この程度の圧縮軸力が作用する場合には有効に働くことが分かった．

(2)　弾塑性挙動

実験で得られた各試験体の履歴性状（水平荷重 Q と部材角 R の関係）を**図 6** に示す．また，実験終了後の杭頭接合デバイスの変形状態を**写真 1**，実験終了後の RC パイルキャップのひび割れ状況を**写真 2** に示す．図中には，アンカーボルト，鋼管，円盤型フランジおよびブリッジ型リブがそれぞれ最初に降伏

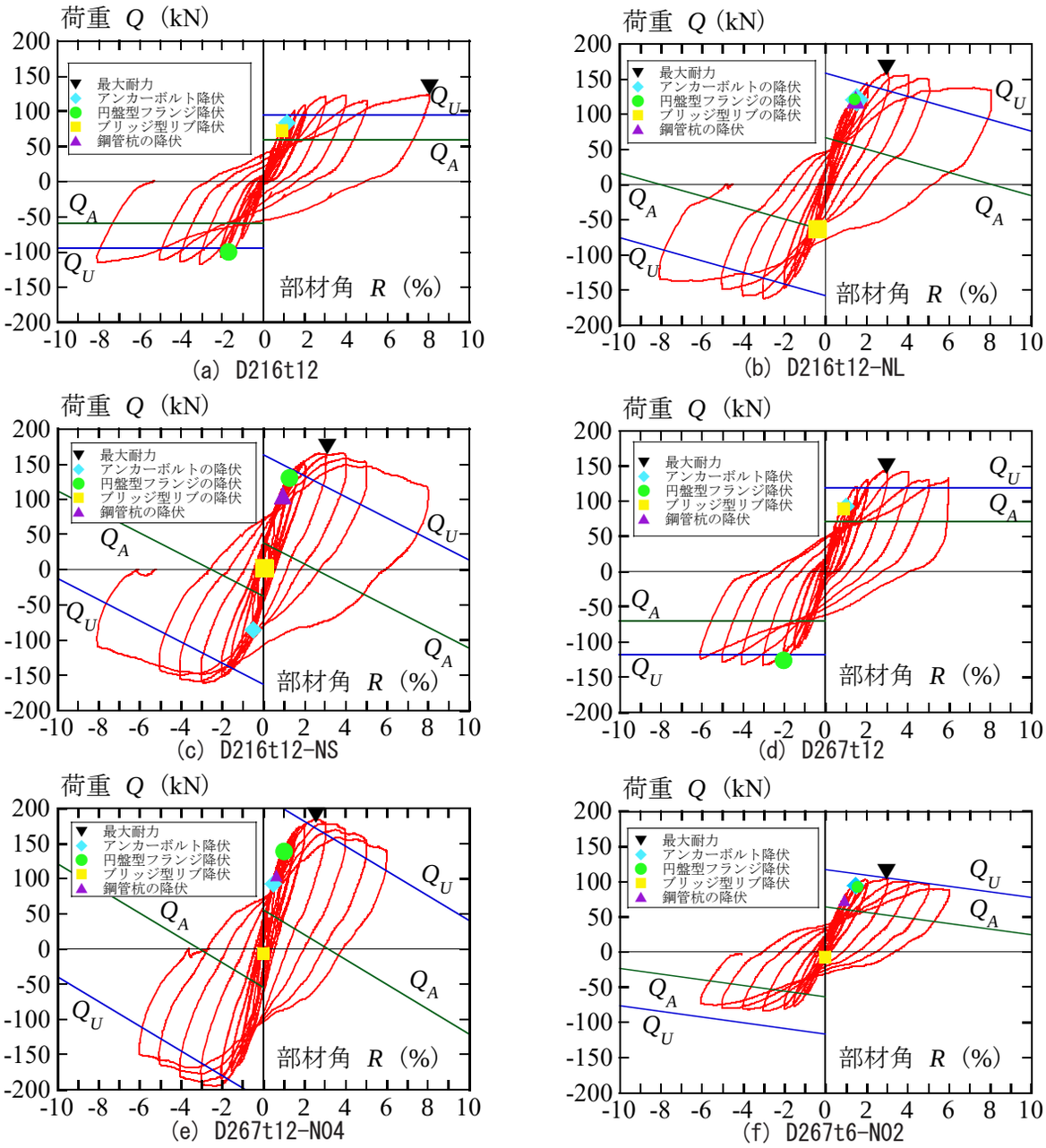


図 6　水平荷重－部材角の関係

した点を示す．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 を発揮するときの水平力をそれぞれ Q_A と Q_U で図 6 に示している．なお，これらの計算強度は円盤型フランジの下面で，円盤型フランジの直径を直径とする仮想円形 RC 断面を考え計算している．

短期許容曲げモーメント M_A は，平面保持の仮定のもと，コンクリートの最外縁あるいはアンカーボルトのどちらか先に，それぞれの許容圧縮応力度あるいは許容引張応力度に達するときの曲げモーメントで算定している．このとき，コンクリートの短期許容圧縮応力度はシリンダー圧縮強度 ${}_c\sigma_b$ の 2/3 倍で，アンカーボルトの許容引張応力度は引張試験で得られた降伏応力度 ${}_a\sigma_y$ を用いて計算している．このとき，コンクリートのヤング係数 ${}_cE$ は，下式を用いている．また，アンカーボルトのヤング係数は 2.05×10^5(N/mm^2) を用いて算定している．

$$ {}_cE=3.35\times10^4\times(23/24)^2\times({}_c\sigma_b/60)^{1/3} \qquad (1) $$

終局曲げモーメント M_U は，平面保持の仮定のもと，コンクリートの圧縮縁のひずみ度が限界ひずみ度 ε_U=0.003 に達するとして，中立軸を移動させて断面の軸力が作用軸力に一致するときの曲げモーメントである．作用軸力が引張力のときには，アンカーボルトの引張縁が引張降伏するときの曲げモーメントである．なお，コンクリートの応力度－ひずみ度関係は図 7 に示すモデルを用いている．ただし ε_0 は圧

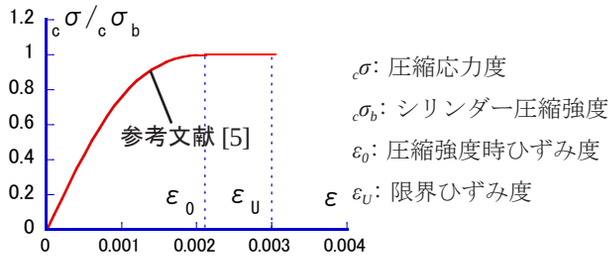


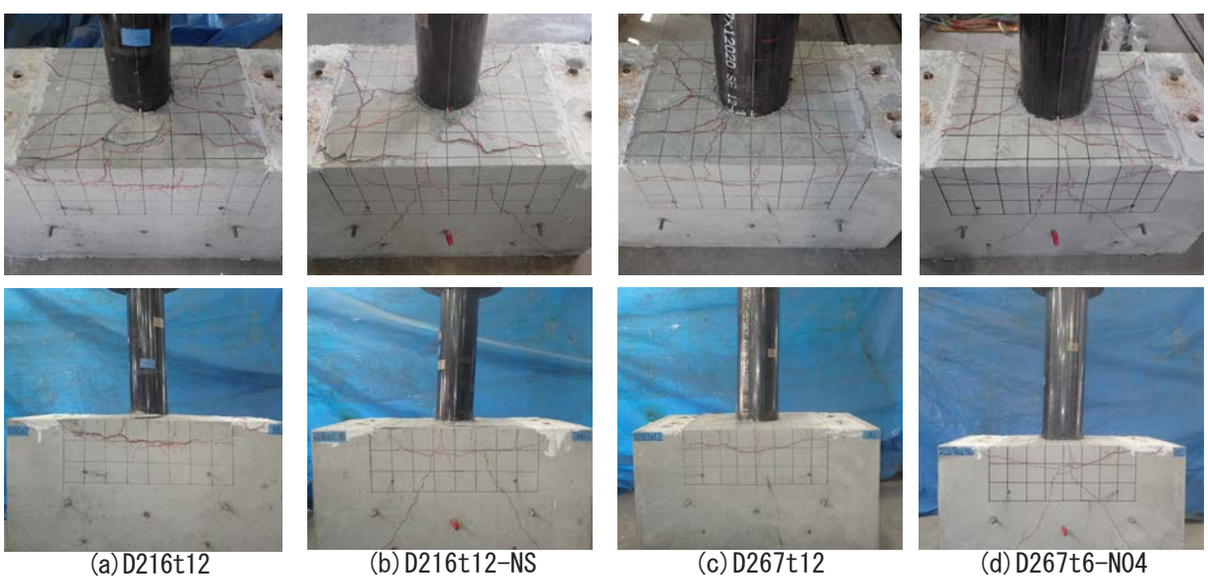
図 7　応力度－ひずみ度関係

表 3　実験結果

試験体名	最大耐力 実験値			終局曲げ耐力 計算値	耐力比
	$_{ex}Q_{max}$ (kN)	$_{ex}M_{max}$ (kNm)	$_{ex}R_{max}$ (%)	M_u (kNm)	$_{ex}M_{max}/M_u$
D216t12	123	122	8.01	93.7	1.30
D216t12-NL	157	156	3.02	157	1.00
D216t12-NS	164	167	3.88	162	1.04
D267t12	142	158	3.00	133	1.19
D267t12-N04	182	203	2.66	242	0.84
D267t12-N02	101	113	3.01	130	0.87

(a) D216t12-NL　(b) D216t12-NS　(c) D267t12-N04　(d) D267t6-N02

写真 1　実験終了後の杭頭接合デバイスの変形状態



(a)D216t12　(b)D216t12-NS　(c)D267t12　(d)D267t6-N04

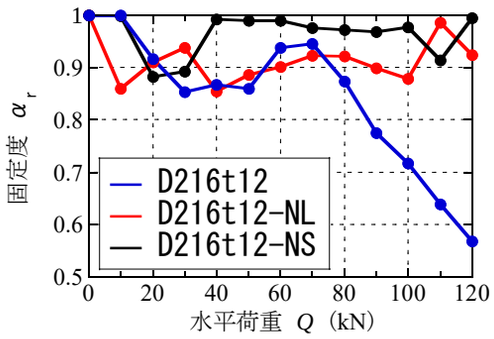
写真 2　実験終了後の RC パイルキャップ上面・側面ひび割れ状況

縮強度時ひずみ度であり，$0<{}_c\varepsilon<\varepsilon_0$ では RC 耐震性能評価指針[5] に示されたモデルに従うとして，$\varepsilon_0<{}_c\varepsilon<\varepsilon_U$ では ${}_c\sigma_b$ を保持するモデルを用いている．アンカーボルトは降伏応力度に ${}_a\sigma_y$ を用いた完全弾塑性型の応力度－ひずみ度関係を用いた．

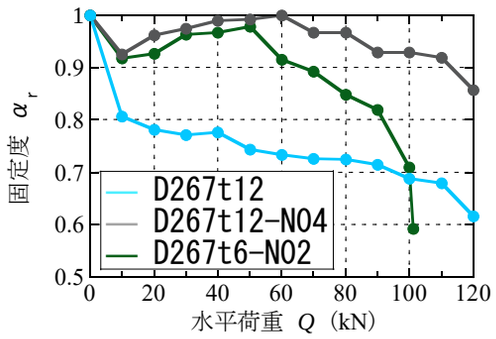
試験体 No.1 ～ No.5 の最大耐力は終局曲げ耐力計算値を上回り，優れた耐震性能を発揮していることが分かる（**図 6**, **表 3** 参照）．全試験体で終局曲げ耐力計算値を発揮した変形はそれぞれ部材角 R=1.25%, R=1.73%, R=1.11%, R=1.16%, R=1.26%, R=1.73% であり，比較的小さな変形で発揮した．さらに短期許容曲げモーメントを発揮するときの部材角は，0.06 ～ 0.62% であり，円盤型フランジとアンカーボルトともに弾性状態であった．試験体 D267t6-N02 の最大耐力が終局曲げ計算値に達しなかったのは，杭頭接合部の最大耐力が発揮される前に鋼管に局部座屈が生じ局部座屈により最大耐力が決定したからであると考えられる．

(3)　鋼管蓋の影響，円盤型フランジ厚の影響

文献 [3] の杭頭接合部の実験では鋼管蓋がなく，円盤型フランジ板厚 9mm であり，一定の鉛直圧縮軸力を載荷した状態で水平力を作用させた場合，アンカーボルトを降伏させる前に円盤型フランジが降



(a) 鋼管径 (Φ 216.3)



(b) 鋼管径 (Φ 267.4)

図 8　杭頭固定度の推移

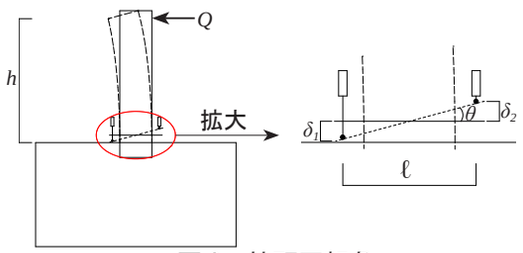


図 9　杭頭回転角

伏し終局曲げ耐力を発揮させることが出来なかった．既往の押込み実験の結果[4]を元に設計した今回の試験体では鋼管先端に蓋をつけることで，軸力に対する支持力が安定すること，さらに円盤型フランジ厚を鋼管杭 (φ 216.3×12.7) においては 16mm, 鋼管杭 (φ 267.4×12.7) においては 19mm, 鋼管杭 (φ 267.4×6.0) においては 12mm にすることで，それぞれ M20, M22, M16 (SNR490B) のアンカーボルトを先行して降伏させることができ，終局曲げ耐力を大きく上回る耐力を発揮させることが出来た．また，**写真 1** の実験終了後の杭頭接合デバイスの変形状態を見ると，円盤型フランジが塑性変形していないことが確認できた.

(4)　鉛直荷重 (1500kN, 1760kN) の有無の影響

鉛直荷重を載荷した試験体 D216t12-NS は，鋼管杭の短期圧縮軸力 1500kN を載荷した際に，円盤型フランジの降伏は確認されなかった．水平荷重載荷後 , R=-0.49% でアンカーボルトが先行降伏し，その後 R=1.26% で円盤型フランジの降伏が確認された．その後，軸力を加えていない試験体 D216t12 と同様に大変形時まで安定した履歴性状を示した．また，**写真 2**(a), (b) を比較すると , RC パイルキャップ上面のひび割れ状況に大きな違いは見られなかったが，鉛直荷重を載荷した試験体は側面により多くのひび割れが確認できた．なお，軸力を載荷することによって軸力を載荷していない試験体 D216t12 に対し最大耐力が 1.3 倍となった．

また，鋼管径を一回り大きくした，試験体 D267t12-N04 において，短期圧縮軸力 1760kN を載荷した際に，円盤型フランジの降伏は確認されなかった．水平荷重載荷後 , R=0.49% でアンカーボルトが先行降伏し，その後 R=1.0% で円盤型フランジの降伏が確認された．その後，軸力を加えていない試験体 D267t12 と同様に大変形時まで安定した履歴性状を示した．また，**写真 2**(c), (d) を比較すると，鋼管杭 (φ 216.3×12.7) と同様に RC パイルキャップ上面のひび割れ状況に大きな違いは見られなかったが，鉛直荷重を載荷した試験体は側面により多くのひび割れが確認できた. なお，軸力を載荷することによって軸力を載荷していない試験体 D267t12 に対し最大耐力が 1.3 倍となった．

(5)　鋼管厚の違いによる影響

鋼管杭 (φ 267.4×12.7) の試験体 D267t12-N04 は 1 サイクル目の R=1.0% 載荷時 R=0.49% でアンカーボルトが降伏し，その後 2 サイクル目の R=1.0% 載荷時 R=1.0% に到達すると同時に円盤型フランジが降伏した．鋼管杭 (φ 267.4×6.0) の試験体 D267t6-N02 は , 1 サイクル目の R=1.5% 載荷時 R=1.5% に到達すると同時にアンカーボルトが降伏し，その後 1 サイクル目の R=2.0% 載荷時 R=1.6% で円盤型フランジが降伏した．それぞれアンカーボルトが先行降伏したのちに円盤型フランジが降伏したことが確認された．

5. 杭頭固定度

固定度とは，杭頭接合部の杭頭の回転拘束度のことである．各部材角の水平荷重 Q と固定度 α_r の関係を**図 8** に示す．固定度は下記の式 (2) および式 (3) を用いて算定した[6]. 式 (3) では，杭頭の加力ピンの高さに設置した鉛直変位計と載荷点までの距離より杭頭回転角を求めた (**図 9** 参照). 式 (3) では，式 (2) で求めた杭頭回転角と水平荷重より固定度を求めた．

$$\theta=(\delta_1+\delta_2)/\ell \quad (2)$$

$$\alpha_r=1/(1+EI/(2h^2)\times\theta/Q) \quad (3)$$

ここで，α_r: 杭頭固定度，E: 鋼管のヤング係数 (N/mm^2)，I: 鋼管の断面二次モーメント (mm^4)，θ: 杭頭回転角 (rad) とする．

固定度は，一般的に 0.8 以上あると高いとされている[7]．鋼管径 (φ 216.3) の**図 8(a)** より軸力を載荷した No.2 と No.3 の試験体は水平荷重 120kN まで固定度 0.8 を超える結果となっている．軸力を加えていない No.1 試験体は水平荷重 80kN までは固定度 0.8 を超えているが，その後は固定度が低下していることが確認できる．また，鋼管径 (φ 267.4) の**図 8(b)** より軸力を加えた管厚 12.7mm の No.5 試験体は固定度 0.8 を超える安定した結果となっている．軸力を加えた管厚 6.0mm の No.6 試験体は水平荷重 90kN までは固定度 0.8 を超えているが，その後は固定度が低下していることが確認できた．管厚 12.7mm の No.4 試験体は初期段階に固定度 0.8 を下回っており水平荷重が増加するにつれて低下していく傾向にある．

6. 結論

本研究では，鋼管杭と RC パイルキャップの新しい杭頭接合部の構造性能を調べるために，せん断曲げ実験を行った．実験結果から得られた知見を以下に示す．

1) 既往の研究成果[3),4)]をもとに設計した杭頭接合部のディテールで，期待通りアンカーボルトを先行降伏させ，試験体の最大耐力は終局曲げ耐力計算値を上回ることができた．

2) アンカーボルト径 M22 に対して円盤型フランジ厚を 19mm，アンカーボルト径 M20 に対して円盤型フランジ厚を 16mm，アンカーボルト径 M16 に対して円盤型フランジ厚を 12mm とすることで，円盤型フランジより先にアンカーボルトを降伏させることが確認でき，杭頭接合部では安定した支持能力を発揮できた．

3) 鋼管蓋を杭頭に溶接することにより，圧縮軸力に対する抵抗力が増大することを確認できた．本杭頭接合部では鋼管蓋を杭頭に溶接することを標準とすべきである．

謝辞：試験体準備は (株) 岡本建設用品製作所にご協力頂いた．また，実験準備は福岡大学工学部建築学科技術職員石橋宏一郎氏および大野敦弘氏をはじめ，堺研究室の卒研生にご助力いただいた．ここに記して謝意を表する．

参考文献

[1] 耐震杭協会　技術委員会：耐震場所打ち杭の杭頭接合，基礎工 , pp.14-pp.19 2008.12

[2] 瀬利聡，田中照久，李文聰，江崎文也：現場溶接を必要としない *RC* パイルキャップと鋼管杭との接合工法の開発，コンクリート工学年次論文集 , Vol.33, No.2, 2011

[3] 喜安良，田中照久，藤川繁次，堺純一：新しい工法による鋼管杭と RC パイルキャップとの杭頭接合部の弾塑性性状，コンクリート工学年次論文集，Vol.41,pp-1081-1086，2019

[4] 喜安良，田中照久，堀江弘幸，藤川繁次，堺純一：新しい工法による鋼管杭と RC パイルキャップとの杭頭接合部の押し込み実験および引き抜き実験，コンクリート工学年次論文集 Vol.42, pp. 1009−1014, 2020

[5] 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の耐震性能評価指針 (案)・同解説 , pp.93-95,2004.1

[6] 酒井吉朗，有泉浩蔵，山内一秀，石川文洋：鋼管杭とフーチングの接合方法に関する研究その 4 固定度および抵抗機構，日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), pp.1111-pp.1112, 1987. 10

[7] 日本建築学会：建築基礎構造設計指針，第 2 版 , pp.322-325, 2001.10

(Received September10,2021)

Experimental study on stress transfer menchanism of steel pipe pile head to RC pilecap joint using anchor bolts

Teppei ETO,Teruhisa TANAKA,Hiroyuki HORIE,
Shigetsugu FUJIKAWA and Junichi SAKAI

In the pile head joint between a steel pipe pile and a reinforced concrete pile cap, flare welding of reinforcing steel bars to the pile head in the field has been widely used. However, it is required to improve the workability and the quality control of the on-site welding method because of the poor welding environment. Therefore, the authors devised a simple method to solve the current problem, in which a disk flange is welded to the head of a steel pipe pile, and anchor bolts bent into a U-shape are passed through the bolt holes of the disk flange and tightened with nuts.

In this paper, for the practical application of the proposed new pile head jointing device, shear bending experiments were carried out on a full-scale specimen with variables such as the diameter of the steel pipe, the thickness of the steel pipe and the presence or absence of vertical axial force loading to investigate the elasto-plasticity of the joint, and the effectiveness of the steel pipe cover and the validity of the required thickness of the disk flange were discussed.