

論文 異径コンクリート充填鋼管柱のソケット式 (差し込み式) 接合部の耐荷性状

築嶋 大輔*1・野澤 伸一郎*2・木下 雅敬*3

要旨：コンクリート充填鋼管（CFT）柱と場所打ち杭との接合方法として、杭頭部を鋼管で被覆し、そこに CFT 柱を所定長さ差し込み隙間をコンクリートで充填して一体化する接合構造（以下、ソケット式接合）について模型実験を行いその耐荷性状を明らかにした。

筆者らは上記接合構造について実験的検討を重ね、すでに接合部の耐力評価手法を提案しているが、今回は、これまで実施した実験で考慮していなかった 1)繰返し載荷の影響 2)柱軸力の影響 3)柱径 d と杭径 D の比 D/d の影響 4)柱差し込み長さ L と柱径 d の比 L/d の影響に着目した実験を行い、各種影響を考慮した形に耐力評価手法を拡張した。

キーワード：ソケット式接合部, CFT, 付着力, 繰返し載荷, 柱-杭径比 (D/d)

1. はじめに

筆者らは、接合部での複雑な鋼材加工が不要となるソケット式接合は施工性・経済性の両面で有利になるものと考え、その耐荷性状について実験的検討を続けている¹⁾²⁾。

本論では、これまでに提案した接合部の耐力評価手法¹⁾を、新たに CFT 柱-杭接合部をモデル化した供試体を用いて、1)繰返し載荷の影響 2)柱軸力の影響 3) D/d の影響 4) L/d の影響に着目して実施した実験結果を基に再評価した。

2. 実験概要

2.1 供試体諸元

供試体の諸元および一般形状を表 1 および図 1 に示す。供試体は、載荷方法（単調，繰返し）， D/d ， L/d ，柱軸力，を主なパラメータとして 11 体製作した。

全供試体ともせん断高は 970mm とし、CFT 柱には、径 $d=216.3\text{mm}$ ，厚さ $t=30\text{mm}$ の厚肉鋼管を用いて柱での破壊を防止した。また、杭と柱のずれ止め構造として、柱鋼管外側および杭鋼管内側に $\phi 6\text{mm}$ の鉄筋を 60mm 間隔で溶接した。また、作用軸力は、「2.2 載荷方法」に示す仮想柱断面の軸圧縮耐力に対する比が 0.3 および 0.15 となるように設定した。

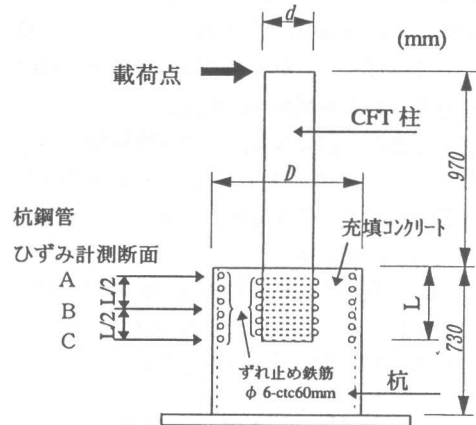


図 1 供試体一般形状

2.2 載荷方法

載荷方法は、単調および繰返し載荷とし、繰返し載荷の場合には、基準となる δs を以下 (①~③) に示す考え方により決定し、 δs の整数倍毎に 3 サイクル繰返した。

①供試体接合部耐力の推定 標準供試体 S1 の接合部耐力 M_{ju} を参考文献 1) に示す評価手法により算定する。

②仮想柱断面の設定 実構造物の設計における柱の設計耐力 M_{cu} と接合部の設計耐力 M_{ju} との安全度を $1.7(M_{ju}/M_{cu}=1.7)$ とし、実構造物で本供試体と同耐力の接合部に接合される柱断

*1 東日本旅客鉄道 (株) 東京工事事務所 工事管理室課員 (正会員)

*2 東日本旅客鉄道 (株) 東京工事事務所 工事管理室長 (正会員)

*3 新日本製鐵 (株) 鉄鋼研究所鋼構造研究開発センター主任研究員 PhD (正会員)

表1 供試体諸元(mm)および材料強度(N/mm²)

供試体名	杭鋼管 径 D	杭鋼管 肉厚 t	柱鋼管 径 d	柱鋼管 肉厚 t2	差込長 L	D/d	L/d	軸力 (KN)	ずれ止め (mm)	パラメータ	杭鋼管 降伏強度 fpy	柱鋼管 降伏強度 fcy	充填コンクリート 圧縮強度 fc'
S1	430	6	216.3	30	324	2.0	1.5	0	φ6@60	標準	344	249	38.3
S2	650	6	216.3	30	324	3.0	1.5	0	φ6@60	D/d	350	249	38.1
S3	650	6	216.3	30	324	3.0	1.5	0	φ6@60	偏心	350	249	39.2
S4	865	6	216.3	30	324	4.0	1.5	0	φ6@60	D/d	350	249	39.2
S5	430	6	216.3	30	324	2.0	1.5	0	なし	ずれ止め	430	249	37.1
S6	430	6	216.3	30	324	2.0	1.5	0	φ6@60	単調載荷	344	249	38.3
S7	865	6	216.3	30	324	4.0	1.5	0	φ6@60	単調載荷	350	249	37.2
S8	430	6	216.3	30	216	2.0	1.0	0	φ6@60	L/d	344	249	35.9
S9	430	6	216.3	30	108	2.0	0.5	0	φ6@60	L/d	344	249	35.9
S10	430	6	216.3	30	324	2.0	1.5	378.3	φ6@60	軸力	344	249	37.4
S11	430	6	216.3	30	324	2.0	1.5	756.6	φ6@60	軸力	344	249	37.4

面(以下、仮想柱断面:径d=216mm)を決める。

ただし、予め接合部耐力が小さいと予想されたL/dの小さいS8およびS9については、供試体S1ではなく、それぞれの供試体の接合部耐力に対して仮想柱断面を定めた。

③ δsの決定 仮想柱断面の曲げ降伏耐力Mcyを算定し、降伏荷重Py(Py=Mcy/la: la=970mm) 載荷時の載荷点変位をδsとする。

2.3 計測項目

計測は、載荷点変位、柱鋼管・杭鋼管ひずみ、について行った。図1に示す計測断面(A,B,C)におけるひずみ測定位置を図2に示す。

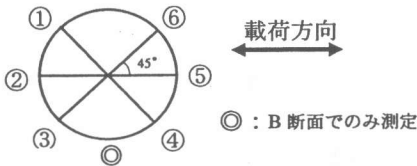


図2 ひずみ計測位置

3. 実験結果

載荷点での終局水平荷重Puおよび、その計算値Puc1を表2に示す。表中の終局荷重は繰り返し載荷の場合は最大荷重を、単調載荷の場合は荷重変位曲線の接線勾配が初期勾配の5%まで低下した時点の荷重¹⁾を示す。計算値は、参考文献1)に従い、図3に示す接合部の耐荷モデルにおけるモーメントの釣り合い(1式)¹⁾から摩擦力の合力Tの最大値および支圧力の合力Pの最大値を求めることにより算定した。

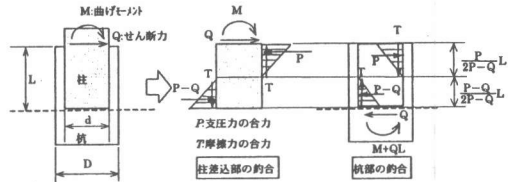


図3 接合部の耐荷モデル

表2 終局荷重の実験値および計算値 (KN)

供試体名	実験値 Pu	計算値 文献1) Puc1	Pu / Puc1	計算値 せん断 Puc2	Pu / Puc2	計算値 付着力 Puc3	Pu / Puc3	計算値 軸力 Puc4	Pu / Puc4	パラメータ	充填コンクリートの 破壊モード*1
S1	344.1	303.0	1.14	303.0	1.14	344.0	1.00	344.0	1.00	標準	付着
S2	370.7	339.5	1.09	339.5	1.09	385.7	0.96	385.7	0.96	D/d	付着
S3	380.3	344.2	1.10	344.2	1.10	391.5	0.97	391.5	0.97	偏心	付着
S4	331.8	179.8	1.85	321.2	1.03	320.1	1.04	320.1	1.04	D/d	せん断
S5	186.2	168.6	1.10	195.9	0.95	195.9	0.95	195.9	0.95	ずれ止め	付着せん断
S6	350.8	304.5	1.15	304.5	1.15	345.9	1.01	345.9	1.01	単調載荷	付着
S7	345.0	178.6	1.93	318.4	1.08	317.4	1.09	317.4	1.09	単調載荷	せん断
S8	132.8	157.2	0.84	157.2	0.84	132.2	1.00	132.2	1.00	L/d	付着
S9	40.9	31.4	1.30	45.7	0.89	46.2	0.89	46.2	0.89	L/d	せん断
S10	351.5	299.6	1.17	299.6	1.17	339.8	1.03	354.4	0.99	軸力	付着
S11	360.7	299.6	1.20	299.6	1.20	339.8	1.06	368.9	0.98	軸力	付着

*1 付着: 充填コンクリートと杭鋼管との付着破壊 せん断: 引き抜きせん断破壊 付着せん断: 付着が切れた後の引き抜きせん断破壊

$$M - T \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} \right) d = - \frac{LP^2}{3(2P-Q)} + (P-Q) \frac{L(5P-2Q)}{3(2P-Q)} \quad (1)$$

ここに、 M ：接合部の曲げ耐力(Nmm)($=Q \cdot la$)

la ：柱のせん断スパン(970mm)

T ：摩擦力の合力(N)

$$T = f_{bu} \cdot \frac{\pi d(P-Q)}{4(2P-Q)} L$$

f_{bu} ：鋼管と充填コンクリートとの付着強度³⁾

$$f_{bu} = 1.15 + 1.72 f_c \cdot h / s \quad (\text{N/mm}^2) \quad (2)$$

ここに、 f_c ：充填コンクリートの圧縮強度(N/mm²)

h ：すれ止め(突起)の高さ(6mm)

s ：すれ止めの間隔(60mm)

P ：支圧力の合力(N) ($P=V_s+V_c$)

V_s ：杭鋼管の負担する支圧力(N)

$$V_s = f_y \cdot 2t \cdot \frac{\pi D}{4 \sqrt{(2L/3)^2 + (\pi D/4)^2}} \cdot \frac{2}{3} L$$

V_c ：杭鋼管と充填コンクリートの付着力の

偶力と釣り合う支圧力(N)

$$V_c = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \frac{D}{L} \left\{ \frac{\pi}{4} D [L - (D-d)/2] f_{bu} - \frac{\pi}{4} d \frac{L}{2} f_{bu} \right\}$$

3. 1 繰り返し載荷の影響

(1) 荷重変位曲線

$D/d=2$ と 4, それぞれについて単調載荷の場合と繰り返し載荷の場合の荷重変位曲線を図 4 と 5 に示す。

$D/d=2$ と 4, いずれの荷重変位関係も最大荷重時付近までは載荷方法に関係なく良く対応しており, 最大荷重に至るまでの間は, 接合部の耐力及び剛性は, 繰り返し載荷による影響を受けないことがわかる。しかしながら, 繰り返し載荷を行った場合は単調載荷に比べ充填コンクリートの損傷が大きくなる傾向があり, S1 と S4 共に, 5~6 δ_s 以降荷重が低下した。

また, $D/d=2$ の S1 では最大荷重以降, 充填コンクリートが杭鋼管から大きく抜け出した。

(2) 杭鋼管のひずみ分布

$D/d=2$ の S1, S6 及びすれ止めの無い S5 について終局荷重までの荷重と杭鋼管 A 断面(図 1) ⑤(図 2)の周方向ひずみの関係を図 6 に示す。

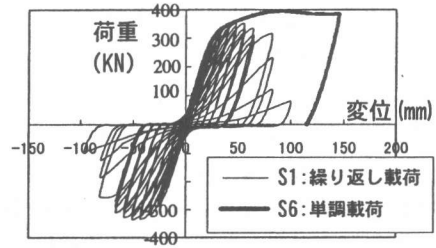


図 4 荷重変位曲線 ($D/d=2$: S1,S6)

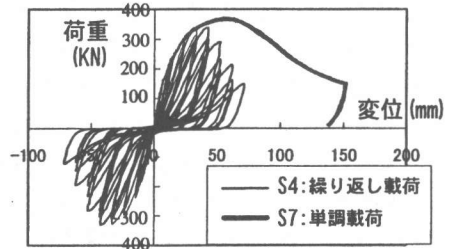


図 5 荷重変位曲線 ($D/d=4$: S4,S7)

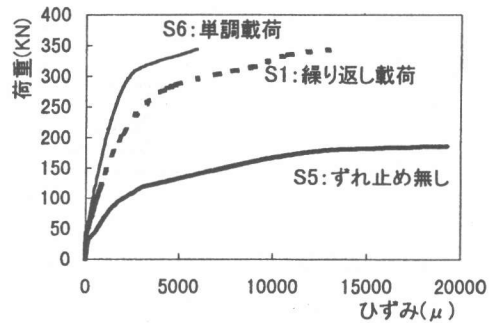


図 6 荷重-杭鋼管ひずみの関係

すれ止めの無い S5 のひずみが一番大きく, 次に繰り返し載荷の S1, 単調載荷の S6 の順に徐々に小さくなっている。この傾向から, 充填コンクリートと杭鋼管との付着性能が, 接合部の耐荷性能に影響を与えることが考えられる。

(3) 終局荷重 P_u

表 2 に示す単調載荷の供試体 S6 と S7 の終局荷重と繰り返し載荷の供試体 S1 と S4 の終局荷重(最大荷重)とが, それぞれ良く対応していることから, 参考文献 1) で便宜的に定義してきた単調載荷時の終局荷重も接合部の終局耐力として概ね妥当な値であると考えられる。

3. 2 D/dおよびL/dの影響

(1) 荷重変位関係

図7にD/dをパラメーターとした供試体S1, S2, 及びS4の荷重変位曲線の包絡線を示す。

D/dの増加に伴い最大荷重後の粘りがなくなり早期に荷重降下が始まる傾向を示している。

これは、S1では最大荷重後に杭鋼管の周方向ひずみが卓越し、鋼材の損傷により荷重降下が生じたのに対し、S4ではS1に比べ杭鋼管のひずみが小さく、繰り返し载荷による充填コンクリートの劣化により荷重降下が生じたため、S1に比べ早期にやや急激な荷重降下が生じたものと考えられる。なお、S2では杭鋼管から抜け出した部分の充填コンクリートが最大荷重後に杭鋼管頂部で水平方向にせん断破壊したため急激な荷重降下を生じた。

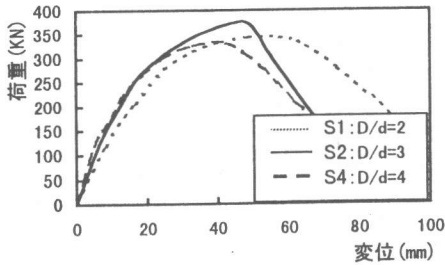


図7 荷重変位の包絡線 (D/dの影響)

実験終了後に観察したS1とS4の接合部の破壊状況を図8に示す。

D/d=2のS1では、柱の引き抜き力により柱鋼管すれ止め鉄筋から杭鋼管すれ止め鉄筋に向かって充填コンクリートに亀裂が生じ、充填コンクリートが杭鋼管から大きく抜け出して

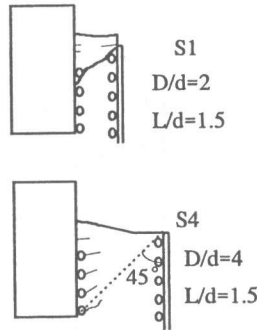


図8 破壊断面

いた。これに対し、D/d=4のS4では柱の引き抜き力によりひび割れが多数生じ、充填コンクリートが杭鋼管から柱中心に向かって盛り上がったものの、充填コンクリートに亀裂が生じ杭

鋼管から抜け出してくることはなかった。

この違いは、D/d=4, L/d=1.5のS4では柱径や差し込み長さに対して杭径が大きいいため、柱の引き抜き力の流れを45°方向と仮定すると、引き抜き力が杭鋼管に直接伝わらず杭頂部に抜けていることや充填コンクリートの抵抗面積が大きいことによるものと思われる。

次に、L/dをパラメーターとしたS1, S8及びS9の荷重変位曲線の包絡線を図9に示す。

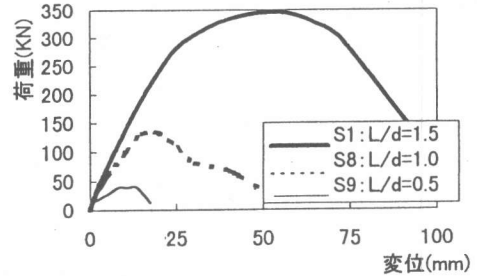


図9 荷重変位の包絡線 (L/dの影響)

埋め込み長さが小さくなるに従い、明らかに耐力が低下している。差し込み長さが短い場合は、繰り返し载荷による柱および杭鋼管と充填コンクリートとの付着劣化が著しく早期に充填コンクリートが抜け出し荷重降下を生じた。

(2) 終局荷重 P_u

表2に示した各供試体の終局荷重 P_u と計算値 P_{uc1} の関係を見ると、計算値は過小評価の傾向を示し、特にD/d=4のS4, S7およびL/d=0.5のS9では実験値を極端に過小評価している。

この原因について、これまで述べてきた実験結果と耐力算定手法1)での耐荷機構の仮定との違いから、主要要因を以下の通り推定した。

(a) 充填コンクリートの引き抜きせん断耐力

実験値を極端に過小評価しているS4, S7及びS9は、図8に示した通り、柱差し込み長さや杭径の関係から、柱引き抜き力が杭鋼管に直接伝わらない構造になっている。

これに対し耐力算定手法¹⁾では、充填コンクリートの抜け出しにより耐力が決定することを前提に、(1)式に示す支圧力の合力Pの中に、図10に示す杭鋼管と充填コンクリートとの付

着力 V_τ の偶力と釣り合う支圧力 V_c を考慮しており、S4, S7 及び S9 のように、柱の引き抜き力が杭鋼管に伝わらない形状の場合は、図 10 に示す付着抵抗範囲 $L_\tau = (L - (D - d) / 2)$ が無いと判断され、 $V_\tau = 0, V_c = 0$ と評価されてしまう。

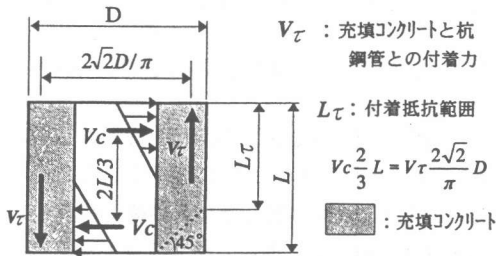


図 10 充填コンクリートの支圧（せん断）機構

しかしながら、S4 や S7 で充填コンクリートの抜け出しがないことから明らかにように充填コンクリートが柱からの引き抜き力に抵抗していると考えられる。そこで、杭鋼管と充填コンクリートの付着力と同様の働きを充填コンクリートの引き抜きせん断耐力が果たすものと仮定して計算値を再評価した (Puc2)。

充填コンクリートの引き抜きせん断耐力は、充填コンクリートを図 11 に示すようなせん断スパン a と有効高さ d を持つ梁と仮定し、既往のせん断スパン比の小さい単純梁のせん断耐力算定式に倣い $f_{cp}^{1/3} \cdot (1000/d)^{1/4}$ および a/d により表されるものとして(3)式により算定した。

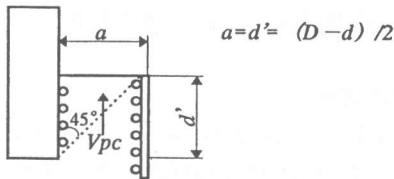


図 11 充填コンクリートの引き抜きせん断面

$$V_{pc} = f_{vcp} \cdot \sqrt[4]{1000/d} \cdot u_p \cdot d' \quad (3)$$

$$f_{vcp} = 0.72(a/d')^{-1.166} f_c^{1/3} \quad (\text{N/mm}^2)$$

ここに、 V_{pc} : 充填コンクリートの引抜きせん断耐力(N)

f_c : コンクリートの圧縮強度(N/mm²)

u_p : 有効幅で $(D+d)\pi/8$ (mm)

a : せん断スパン(mm) d' : 有効高さ(mm)

計算結果 Puc2 と実験値の関係を表 2 に示す。

この手法により杭鋼管と充填コンクリートの付着力の小さい S4, S5, S7 及び S9 の実験値が精度良く評価されていることがわかる。なお、参考文献の実験範囲 ($D/d=1.5$) では充填コンクリートの引き抜きせん断耐力が小さかったために計算値に影響しなかったものと思われる。

(b) 付着強度の補正

参考文献 1) で提案された耐力算定手法は、主にずれ止めのない供試体の実験結果を基に導かれている。本実験でもずれ止めのない供試体 S5 については精度良く評価できていることから、実験値を過小評価する原因として、ずれ止めを設けた場合の鋼管と充填コンクリートとの付着強度の過小評価が考えられる。

そこで今回は、実験の観察からも柱差し込み長さが小さい場合には繰り返し载荷による付着劣化が著しいことから L/d の関数となる係数 α で(2)式に示す付着強度 f_{bu} を補正することを試みた。

補正後の付着強度 τ_u は L/d の影響を表す補正係数 α により(4)式で表されると仮定し、 L/d をパラメーターとした供試体の実験値と計算値との残差が最小となるような α を決定した。

$$\tau_u = f_{bu} \cdot \alpha \quad (4)$$

$$\alpha = 1.04(L/d) - 0.32 \quad \text{ただし、} \alpha \geq 0$$

以上の補正を行った計算値 Puc3 と実験値 P_u の関係を表 2 および各パラメーター毎に図 12 に示す。本算定手法で比較的精度良く実験値の評価ができることがわかる。

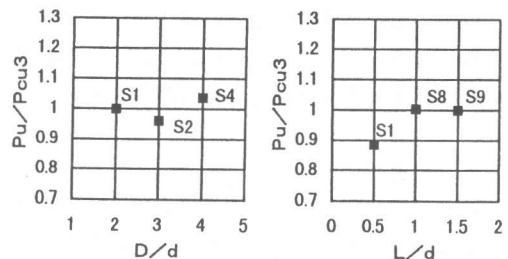


図 12 D/d および L/d と P_u/P_{uc3} の関係

3. 3柱軸力の影響

図 13 に柱軸力をパラメータとした供試体 S1, S10 及び S11 の荷重変位の包絡線を示す。

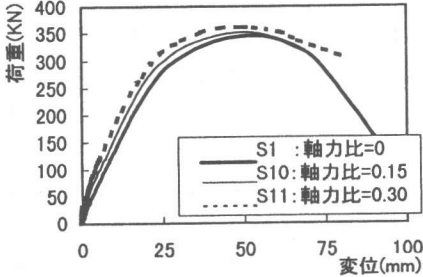


図 13 荷重変位の包絡線 (軸力の影響)

3体とも包絡線はよく似た傾向を示しているが、軸力の増加に伴い若干ではあるが最大荷重が増加する傾向が認められた。また、軸力が作用している S10 と S11 では最大荷重以降も柱および充填コンクリートの抜け出しはほとんど生じなかった。

図 14 に終局荷重の実験値 P_u と計算値 P_{uc3} の関係を示す。軸力の増加に伴い計算値は実験値を過小評価する傾向となった。そこで、軸力が作用した供試体では、実験の観察においても柱および充填コンクリートの抜け出しがほとんどなかったことから、軸力が図 3 に示す耐荷モデルの摩擦力の合力 T に寄与するものと考えモーメントの釣り合いを(5)式に変更して最大荷重の推定を試みた。なお、影響する軸力は、引き抜き力に対して摩擦抵抗していると考えられる柱の 1/4 周分に作用する部分のみとした。

$$M - (T + N/4) \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} \right) d = - \frac{LP^2}{3(2P-Q)} + (P-Q) \frac{L(SP-2Q)}{3(2P-Q)} \quad (5)$$

ここに、 N : 作用軸力

軸力の影響を考慮した計算値 P_{uc4} と実験値の関係を表 2 および図 14 に示す。図より軸力の影響が精度よく評価できることがわかる。

4. まとめ

CFT 柱を用いたソケット式接合部について、今回の検討から得られた事柄を以下に示す。

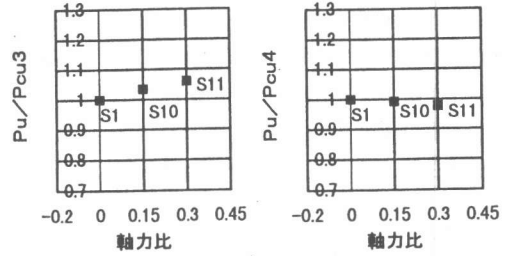


図 14 P_u/P_{uc3} および P_u/P_{uc4} と軸力の関係

(1) 最大荷重に至るまでの間は、繰り返し載荷が接合部の耐荷性状に与える影響はほとんどない。また、単調載荷した場合の終局荷重(1)は、繰り返し載荷した場合の最大荷重と良く対応しており、単調載荷の場合の終局耐力は、参考文献 1) に従い荷重変位関係における接線勾配が初期勾配の 5% になる時点と考えてもよい。

(2) D/d が大きく、杭鋼管と充填コンクリートとの付着抵抗範囲 L_τ が小さくなる場合は、杭鋼管と充填コンクリートとの付着力 V_τ の機能を、充填コンクリートの引き抜きせん断耐力 V_{pc} が果たし、 V_{pc} は(3)式により評価できる。

(3) 柱差し込み長さが短くなると、繰り返し載荷による鋼管と充填コンクリートの付着劣化が激しくなる。付着劣化が接合部の耐力に与える影響は L/d の関数として、(4)式により概ね評価できる。

(4) 柱に作用する軸力は、図 3 に示す耐荷モデルの摩擦力の合力 T に寄与すると考えられ、その影響は(5)式により評価できる。

参考文献

- 1) 鷹野・石橋・鎌田・木下：柱と杭をコンクリート充填鋼管とした接合部の実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.18, No.9, pp1301-1306, 1996
- 2) 築嶋・野澤・鷹野・木下：コンクリート充填鋼管柱のソケット式接合部の耐力評価について，土木学会第 52 回年次学術講演会，V-224, PP448-449, 1997
- 3) American Petroleum Institute, Recommended Practice for Planning, designing and constructing fixed offshore platforms. API RP2A, 19th EDITION, 1991