第26回橋梁等の耐震設計シンポジウム
講演論文集（2023年7月）

杭径杭種が異なる杭を用いた基礎の水平地盤抵抗の群杭効果に関する一考察

阿部　広明[1]・瀧本　耕大[2]・川井　菜緒[3]・桐山　孝晴[4]

[1]正会員　国立研究開発法人土木研究所　専門研究員（〒305-8516 茨城県つくば市南原1-6）
[2]正会員　国立研究開発法人土木研究所　主任研究員（同上）
[3]正会員　国立研究開発法人土木研究所　交流研究員（同上）
[4]正会員　国立研究開発法人土木研究所　耐震研究監（同上）

1. はじめに

現行の道路橋示方書・同解説Ⅳ下部構造編[1)]（以下，道示と示す）では，杭の水平方向の地盤抵抗特性を**図-1**のバイリニア型でモデル化し，水平方向地盤反力係数k_Hおよび地震時の受働土圧強度p_Uに対し，単杭の補正係数α_k，α_pと群杭効果の補正係数η_k，η_pを乗ずることで，3次元的な杭と地盤の相互作用等が考慮されている．なお，群杭効果の補正係数η_k，η_pは同じ杭径と杭種の2本杭や多列杭の原位置水平載荷実験の解析結果等から定められている[2)]．

一方，増し杭により補強する基礎においては，増設杭と既設杭で杭径や杭種が異なる場合があるが，杭径や杭種の違いによる水平地盤抵抗の群杭効果への影響に関しては，実験や数値解析による研究事例は少なく，不明な点が多い．そのため，既設道路橋基礎の補強に関する参考資料[3)]では，安全側の配慮として，杭径や杭の位置関係に関わらず，最大の杭径と最小の杭中心間隔を用いて，最も小さく評価した群杭効果の補正係数を全杭に適用する例が示されている．また，土木研究所資料4100号[2)]では，杭径や杭間隔の違いを考慮して群杭効果の補正係数を算出できる幸左らの提案式[4)]を紹介しており，同径同種の杭に対しては幸左らの提案式の適用性が確認されているが，異径異種の杭に対する検証は行われていない．

本研究では，杭径や杭種が異なる杭の組み合わせにおける群杭効果を明らかにするため，異なる杭径と杭種の2本杭を対象に，3次元有限要素法による数値解析を行うとともに，群杭効果の補正係数に関する既往研究による提案式の適用性について検討した．

2. 有限要素法による数値解析の適用性の検証

群杭効果は，1本の杭と地盤の相互作用に加えて，複数の杭が干渉することで生じる現象であり，数値解析によりこの現象を模擬するためには，3次元的な杭の挙動や地盤応力を表現できる解析手法を用いる必要がある．本研究では，3次元有限要素法による数値解析手法を用いて，過去に実施された2本杭の原位置水平載荷実験に対する再現解析を行い，数値解析手法の適用性を検証する．

(1) 解析対象とした実験

解析対象とした実験は，阪神高速道路・旧梅田入路の撤去工事に際して実施された，橋脚基礎の杭径1.0mの場所打ち杭の直列2本杭の静的水平載荷実験（以下，本実験と示す）[5)]である．本実験は，道示で群杭効果の補正係数を定める上で根拠とした実験の一つである．試験杭は，杭長20.7m，杭径1.0m，杭中心間隔2.83mである．杭頭条件と水平力載荷位置を**図-2**に示す．杭頭はフーチングで固定されており，水平力載荷位置は地表面から0.75m上方である．

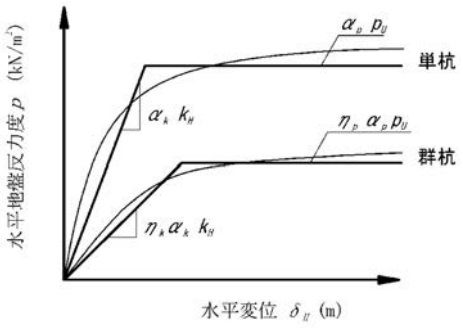


図-1　地盤水平抵抗モデル

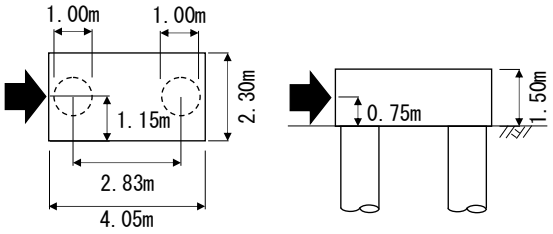


図-2　杭頭条件と水平力載荷位置

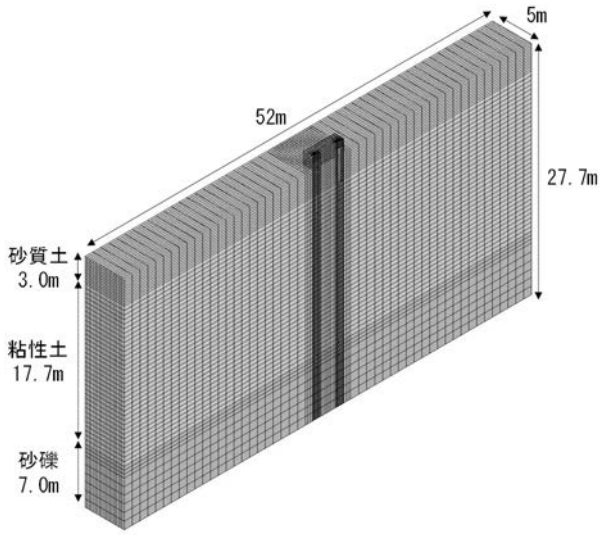


図-3　解析モデル

(2) 解析方法

Fengら[6]は本実験に対して3次元有限要素法による数値解析手法を用いて検討を行っている．本研究では，この解析事例を参考にして，構造物および地盤を以下のようにモデル化した．なお，数値解析には，汎用の数値解析プログラム DIANA を用いた．

a) 杭のモデル化

杭は，地盤に対する杭体の体積効果を表現するため，はり要素とソリッド要素を組み合わせた要素としてモデル化する．はり要素は，道示に基づいて曲げモーメント・曲率関係をモデル化し，押し込み側と引き抜き側の杭における軸力変動を考慮する．ソリッド要素は線形弾性でモデル化する．はり要素とソリッド要素の曲げ剛性は，はり要素に 99.5%，ソリッド要素に 0.5%の割合で配分した．

b) フーチングのモデル化

フーチングはソリッド要素でモデル化し，線形弾性とした．杭頭接合部は，フーチングと杭の要素を結合し，一体として挙動させる．

c) 地盤のモデル化

地盤は，ソリッド要素でモデル化し，弾完全塑性体として，降伏条件には式(1)の Mohr-Coulomb の破壊基準を用いる．

表-1　地盤条件

		砂質土	粘性土	砂礫
層下端深度	(m)	3.0	20.7	27.7
N値		15	4	50
単位体積重量	湿潤 (kN/m^3)	18	17	19
	水中 (kN/m^3)	9	8	10
変形係数	(kN/m^2)	30732	15916	140000
粘着力	(kN/m^2)	5.0	45.1	0.0
せん断抵抗角	(°)	37.7	3.0	40.0
ポアソン比		0.30	0.40	0.30

$$\tau_f = c + \sigma_n tan\varphi \qquad (1)$$

cは地盤の粘着力，σ_nは法線方向応力，φは地盤の内部摩擦角である．

d) インターフェイス要素

杭・フーチングと地盤のソリッド要素はインターフェイス要素で接続する．インターフェイス要素では摩擦強度を式(1)の Mohr-Coulomb の破壊基準で与え，滑りを表現する．また，剥離を表現するため，引張強度を 0 とした．

(3) 解析条件

a) 解析モデル

直列2本杭の解析モデルを**図-3**に示す．解析モデルは1/2対称モデルとした．解析領域は，幸左らの研究[4]で示されている地盤抵抗領域6D×3D（Dは杭径）を参考にして，荷重方向は6Dの4倍程度，荷重直角方向は1.5Dの3倍程度と，十分に大きく設定した．杭の要素分割は，深度方向では砂質土下端までD/4程度，砂質土下端以深ではD/2程度とし，杭周方向では12分割とした．解析モデルの節点数は92867，要素数は91170である．

b) 境界条件

境界条件は，モデル底面を完全固定，荷重方向に平行なモデル側面を荷重直角方向固定，荷重方向に垂直なモデル側面を荷重方向固定とした．

c) 地盤条件

解析に使用した地盤定数を**表-1** に示す．実験結果の再現にあたり，地盤調査で得られた地盤物性値を以下のように変更した．砂質土および粘性土の変形係数は，孔内水平載荷試験結果より道示に従い算出した値を 2 倍した．強度定数は，一般に砂質土の粘着力と粘性土のせん断抵抗角を無視することが多いが，文献[6]を参考にして，砂質土の粘着力に 5kN/m^2，粘性土のせん断抵抗角に 3° を考慮した．ポアソン比は一般値を用いた． なお，実験結果と解析結果が相違する要因は，設定した地盤物性値が実際と異なることの他に，杭の物性値やメッシュ分割の設定等

の影響も考えられる．これらの要因のうち，地盤物性値は，地盤調査の精度等を踏まえると比較的ばらつきが大きく，解析結果に与える影響も大きいため，地盤の変形係数および強度定数を地盤工学的に妥当な範囲で変動させ試行錯誤し，逆算的に設定した．

インターフェース要素の入力物性値については，直方向・せん断方向のばね定数を十分剛に設定し，強度定数は周辺地盤と同じ値を用いた．

d）構造条件

杭の材料ごとの諸元を**表-2**に，水平荷重載荷前の杭の剛性を要素ごとに示した値を**表-3**に示す．杭の曲げモーメント・曲率関係の算出にあたって，コンクリートの圧縮強度は圧縮強度試験結果の値を，鉄筋の降伏強度は鉄筋の引張試験結果の値を用いた．また，後述の荷重ステップ毎の杭の軸力に応じて，はり要素の曲げモーメント・曲率関係を更新し，軸力変動の影響を考慮した．フーチングのソリッド要素の単位体積重量とポアソン比は鉄筋コンクリートの一般値を，ヤング係数は設計基準強度24N/mm^{2}相当の値を使用した．

e）荷重条件

解析は，①地盤の自重解析，②フーチングと杭の自重解析，③水平荷重載荷解析の順に実施した．水平荷重載荷は，実験での載荷・除荷のタイミングで荷重ステップを4つに分割し，実験での最大荷重まで荷重を10kN刻みで漸増させ，各荷重ステップでの杭の軸力に応じて，杭のはり要素の曲げモーメント・曲率関係を更新した．

(4) 解析結果

a）荷重－載荷点水平変位関係

荷重－載荷点水平変位関係を**図-4**に示す．解析値は，水平変位δ=50mm程度までは実験値を若干下回るが，δ=50～100mm程度では実験値とほぼ一致し，δ/D=10%程度までの実験値を概ね再現している．

b）杭の水平変位分布

杭の水平変位分布を**図-5**に示す．実験値は，杭軸中心に沿って設置された多段式傾斜計から求めたものである．解析値は，荷重P=900kN，1500kNでは実験値より大きく，P=2100kNでは実験値より小さいが，深度5m以浅で杭の変位が大きくなるという全体的な杭の挙動をよく再現している．

c）杭の曲げモーメント分布

杭の曲げモーメント分布を**図-6**に示す．実験では，杭の曲げモーメントを測定していないため，木村らの研究[5]において群杭効果の補正係数を逆解析した際の2次元フレーム解析の結果と本研究の3次元FEM解析の結果を比較する．

両者の解析値を比較すると，杭頭部や地中部の曲げモーメントの最大値と発生深度は概ね一致することがわかる．また，前列杭と後列杭の曲げモーメント分布は，軸力変動により杭の曲げ剛性が変化するため，後列杭より前列杭の値が大きくなるが，両者の解析でこの傾向は一致している．

表-2　杭の材料ごとの諸元

				区間1 GL-0~2m	区間2 GL-2~4m	区間3 GL-4~20.7m
コンクリート	圧縮基準強度	f'_{ck}	(N/mm^2)	57.3	57.3	57.3
	ヤング係数	E_c	(N/mm^2)	30200	30200	30200
	引張強度	f_{ck}	(N/mm^2)	-3.4	-3.4	-3.4
異形鉄筋	降伏強度	σ_y	(N/mm^2)	297	297	297
	ヤング係数	E_s	(N/mm^2)	200000	200000	200000
	径	D	(mm)	22	22	19
	本数		(本)	24	24	24
	鉄筋量		(mm^2)	9290.4	9290.4	6876.0
	かぶり		(mm)	100	100	100
横拘束筋	径	D	(mm)	16	16	16
	本数		(本)	1	1	1
	鉄筋量	A_h	(mm^2)	198.6	198.6	198.6
	間隔		(mm)	150	300	300
	有効長		(mm)	800	800	800
	降伏強度	σ_{sy}	(N/mm^2)	297	297	297
	$\rho_s \cdot \sigma_{sy}$			1.97	0.98	0.98
	かぶり		(mm)	100	100	100
換算断面積			(m^2)	0.846924	0.846924	0.830935
換算断面二次モーメント			(m^2)	0.0538425	0.0538425	0.0525593

表-3　杭の要素ごとの剛性（水平荷重載荷前）

				区間1 GL-0~2m	区間2 GL-2~4m	区間3 GL-4~20.7m
自重解析時の軸力			N (kN)	354	378	428
実杭	曲げモーメント	ひび割れ	M_c (kN・m)	410.38	413.42	411.55
		降伏	M_y (kN・m)	869.67	877.93	719.37
		終局	M_u (kN・m)	1319.58	1309.99	1058.40
	曲率	ひび割れ	ϕ_c (1/m)	0.0002528	0.0002547	0.0002593
		降伏	ϕ_y (1/m)	0.0024010	0.0024052	0.0023489
		終局	ϕ_u (1/m)	0.0275440	0.0190956	0.0214415
はり要素	曲げモーメント	ひび割れ	M_c (kN・m)	408.320	411.350	409.490
		降伏	M_y (kN・m)	850.180	858.410	700.730
		終局	M_u (kN・m)	1096.060	1155.030	888.230
	曲率	ひび割れ	ϕ_c (1/m)	0.0002528	0.0002547	0.0002593
		降伏	ϕ_y (1/m)	0.0024010	0.0024052	0.0023489
		終局	ϕ_u (1/m)	0.0275440	0.0190956	0.0214415
ソリッド要素	ヤング率		E kN/m^2	151000	151000	151000
	ポアソン比		ν kN/m^2	0.167	0.167	0.167

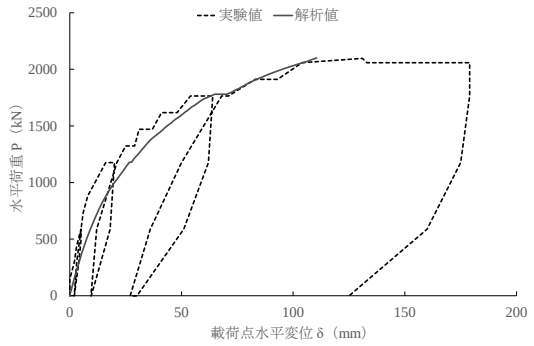
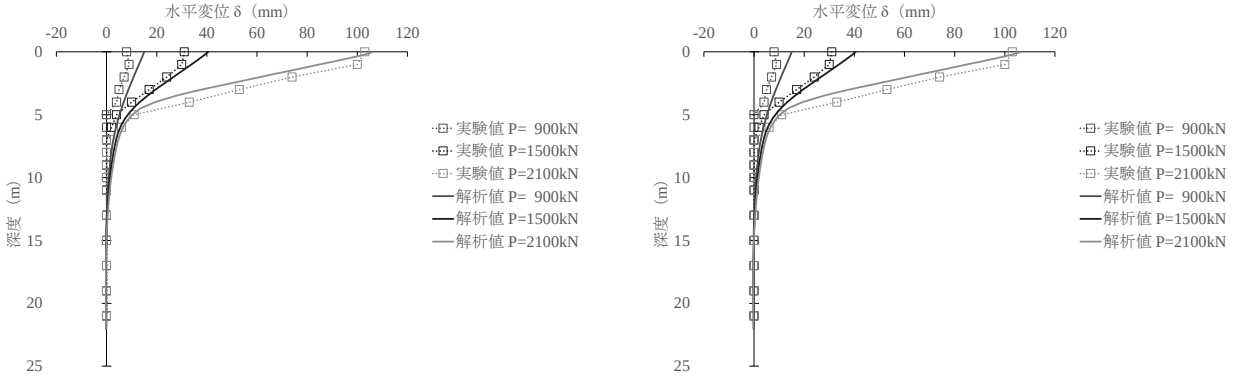
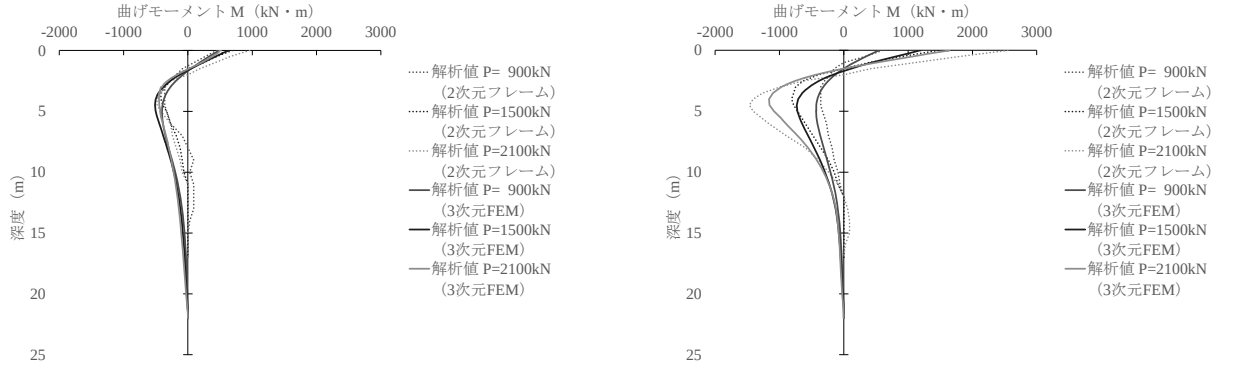


図-4　荷重－載荷点水平変位関係



(a)後列杭　　(b)前列杭

図-5　水平変位分布



(a)後列杭　　(b)前列杭

図-6　曲げモーメント分布

3. 異なる杭径と杭種の2本杭に対する数値解析

(1) 解析ケース

解析ケースを**表-4** に示す．今回の数値解析では，一般によく用いられる杭径 1.0m の場所打ち杭と杭径 0.6m の鋼管杭を組み合わせた，異径異種の 2 本杭をモデル化し，直列方向および並列方向に対して水平荷重を載荷する．単杭と同径同種の 2 本杭でも同様の数値解析を行い，これらを比較することで，杭径や杭種の違いが群杭効果に与える影響を把握する．

表-4　解析ケース

case	杭①		杭②		杭中心間隔 (mm)	載荷方向	備考
	杭径 (mm)	杭種	杭径 (mm)	杭種			
1	1000	場所打ち杭	－	－	－	－	単杭
2	－	－	600	鋼管杭	－	－	
3	1000	場所打ち杭	1000	場所打ち杭	2830	並列	同径同種杭
4						直列	
5			600	鋼管杭		並列	異径異種杭
6						杭①⇒杭②	
7						杭②⇒杭①	

(2) 解析方法

a) 解析モデル

モデル化手法は，基本的に 2.(2)「**解析方法**」と同様であるが，フーチングについては，ソリッド要素ではなく，剛なはり要素としてモデル化し，はり要素の回転を固定した．

case5 から case7 で使用した解析モデルを**図-7** に示す．解析モデルは 1/1 モデルとし，水平方向の解析領域は四方を 6D の 4 倍程度に設定した．杭の要素分割は，深度方向では砂質土下端まで D/2 程度，砂質土下端以深では 1D 程度とし，杭周方向では 12 分割とした．**図-7** の解析モデルの節点数は 69788，要素数は 68536 である．

b) 構造条件

場所打ち杭および鋼管杭の諸元を**表-5** および**表-6** に，剛性を**表-7** および**表-8** に示す．これらは，文献 2)，3)の検討で使用された，杭径 D=1.0m の場所打ち杭と杭径 D=0.6m の鋼管杭から選定した．杭頭の回転を固定することで，杭の軸力変動はほとんど生じないため，軸力=0 での杭の剛性を用いた．

c) その他の条件

地盤条件等は 2.(3)「**解析条件**」と同様である．

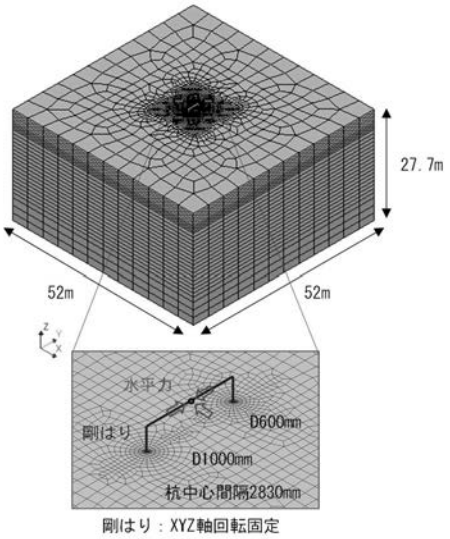


図-7　解析モデル（case5, 6, 7）

表-5　杭の材料ごとの諸元（場所打ち杭）

				区間1 GL-0~12m	区間2 GL-12~20.7m
異径鉄筋	径	D	(mm)	35	35
	本数		(本)	20	10
	鉄筋量	A_s	(mm^2)	19112	9566
横拘束筋	径	D	(mm)	16	16
	本数		(本)	1	1
	鉄筋量	A_h	(mm^2)	150	300
換算断面積			(m^2)	0.933	0.861
換算断面二次モーメント			(m^2)	0.0584	0.0537

表-6　杭の諸元（鋼管杭）

			区間1 GL-0~20.7m
外径	D	(mm)	600
鋼管厚	t	(mm)	16
腐食しろ	t'_s	(mm)	0
ヤング係数	E_s	(N/mm^2)	200000
断面積		(m^2)	0.933
断面二次モーメント		(m^2)	0.0584

(3) 解析結果

a) 杭頭せん断力－杭頭変位関係

case3 から case7 の杭頭せん断力－杭頭水平変位関係について，単杭（case1，2）と比較したものを**図-8** に示す.

case3 では，単杭との違いはほとんどなく，群杭効果は小さいことがわかる．case4 では，杭頭水平変位100mmで後列杭が単杭の70%程度にまで低下し，大きな群杭効果が生じている．また，前列杭も単杭に比べて荷重が若干低下しており，前列杭は後列杭からの影響を受けていることがわかる．case5 では，case3 と同様に単杭との違いはほとんどない．case6 では，杭頭水平変位 100mm における後列杭の杭頭せん断力が単杭の 85%程度となり，case4 と比較すると，前列杭の杭径が小さくなることで，後列杭が比較的大きな地盤抵抗を得ていると考えられる．case7 では，後列杭の杭頭せん断力は単杭の 80%程度に低下するが，case4 の 70%程度に比べると低下率は小さいことがわかる.

b) 地盤反力度分布

図-9 は，case3 および case4 における，杭頭変位 δ=1.0mm，3.5mm，6.0mm，10.0mm での地盤反力度分布を，単杭（case1）と比較したものである．なお，地盤反力度はインターフェイス要素の応力から算出した．case3 では，どの変位レベルでも単杭との違いはほとんどなく，群杭効果は小さいことがわかる．case4 では，後列杭の地盤反力度は深度 4m 以浅で単杭より大きく低下するが，深度 4m 以深では単杭とほとんど変わらないか，若干増加していることがわかる．前列杭の地盤反力度は，単杭より若干小さく，後列杭の影響を多少受けていると考えられる.

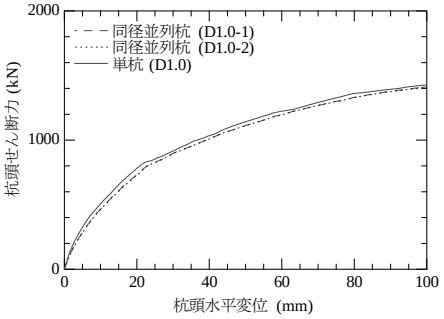
表-7　杭の要素ごとの剛性（場所打ち杭）

					区間1 GL-0~2m	区間2 GL-2~4m	区間3 GL-4~20.7m
軸力				N (kN)	0	0	0
実杭	曲げモーメント	ひび割れ	M_c	(kN・m)	228	228	209
		降伏	M_y	(kN・m)	1474	1474	816
		終局	M_u	(kN・m)	2305	2305	1238
	曲率	ひび割れ	ϕ_c	(1/m)	0.0001545	0.0001545	0.0001545
		降伏	ϕ_y	(1/m)	0.0033800	0.0033800	0.0029930
		終局	ϕ_u	(1/m)	0.0351900	0.0351900	0.0247900
はり要素	曲げモーメント	ひび割れ	M_c	(kN・m)	227	227	208
		降伏	M_y	(kN・m)	1449	1449	796
		終局	M_u	(kN・m)	2045	2045	1070
	曲率	ひび割れ	ϕ_c	(1/m)	0.0001545	0.0001545	0.0001545
		降伏	ϕ_y	(1/m)	0.0033800	0.0033800	0.0029930
		終局	ϕ_u	(1/m)	0.0351900	0.0351900	0.0247900
ソリッド要素	ヤング率		E	kN/m^2	126347	126347	125954
	ポアソン比		ν	kN/m^2	0.167	0.167	0.167

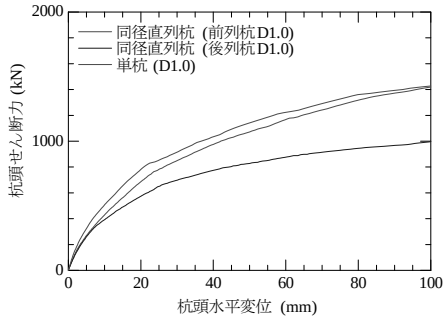
表-8　杭の要素ごとの剛性（鋼管杭）

					区間 GL-0~20.7m
軸力				N (kN)	0
実杭	曲げモーメント	降伏	M_y	(kN・m)	1305
		全塑性	M_p	(kN・m)	1706
	曲率	降伏	ϕ_y	(1/m)	0.0052083
		勾配変化	ϕ_y'	(1/m)	0.0068097
はり要素	曲げモーメント	降伏	M_y	(kN・m)	1298
		全塑性	M_p	(kN・m)	1697
	曲率	降伏	ϕ_y	(1/m)	0.0052083
		勾配変化	ϕ_y'	(1/m)	0.0068097
ソリッド要素	ヤング率		E	kN/m^2	196869
	ポアソン比		ν	kN/m^2	0.300

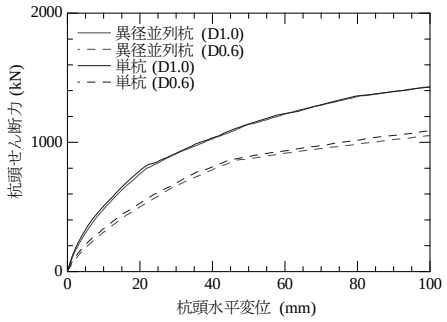
図-10 は，case5 から case7 における，杭頭変位 δ=1.0mm，3.5mm，6.0mm，10.0mm での地盤反力度分布を，単杭（case1，2）と比較したものである．case5では，各杭の地盤反力度分布は単杭とほぼ同じであり，群杭効果はほとんど生じていないことがわかる．case6では，後列の場所打ち杭は，単杭に比べて，地盤反力度が大きく低下しているが，**図-9(b)**



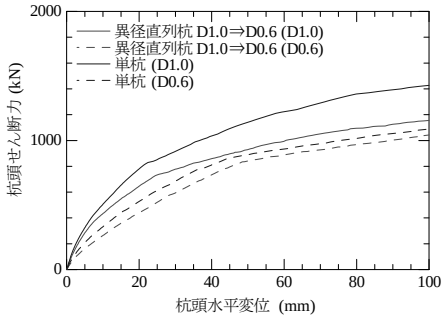
(a) case3



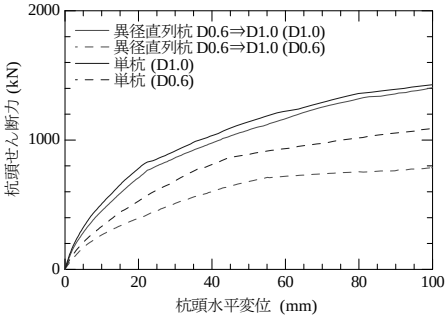
(b) case4



(c) case5

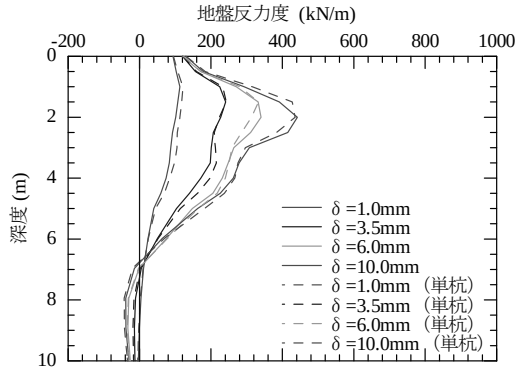


(d) case6

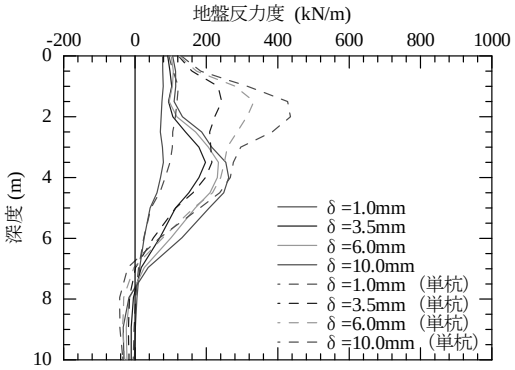


(e) case7

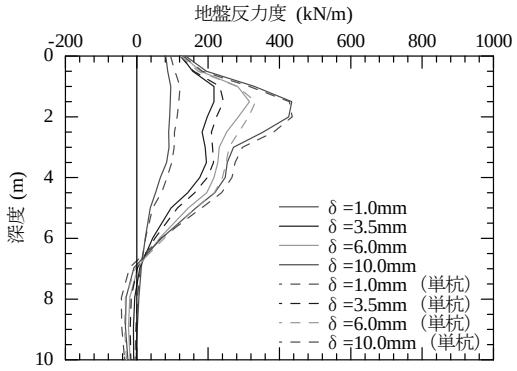
図-8　杭頭せん断力－杭頭変位関係



(a) case3



(b) case4（後列杭）

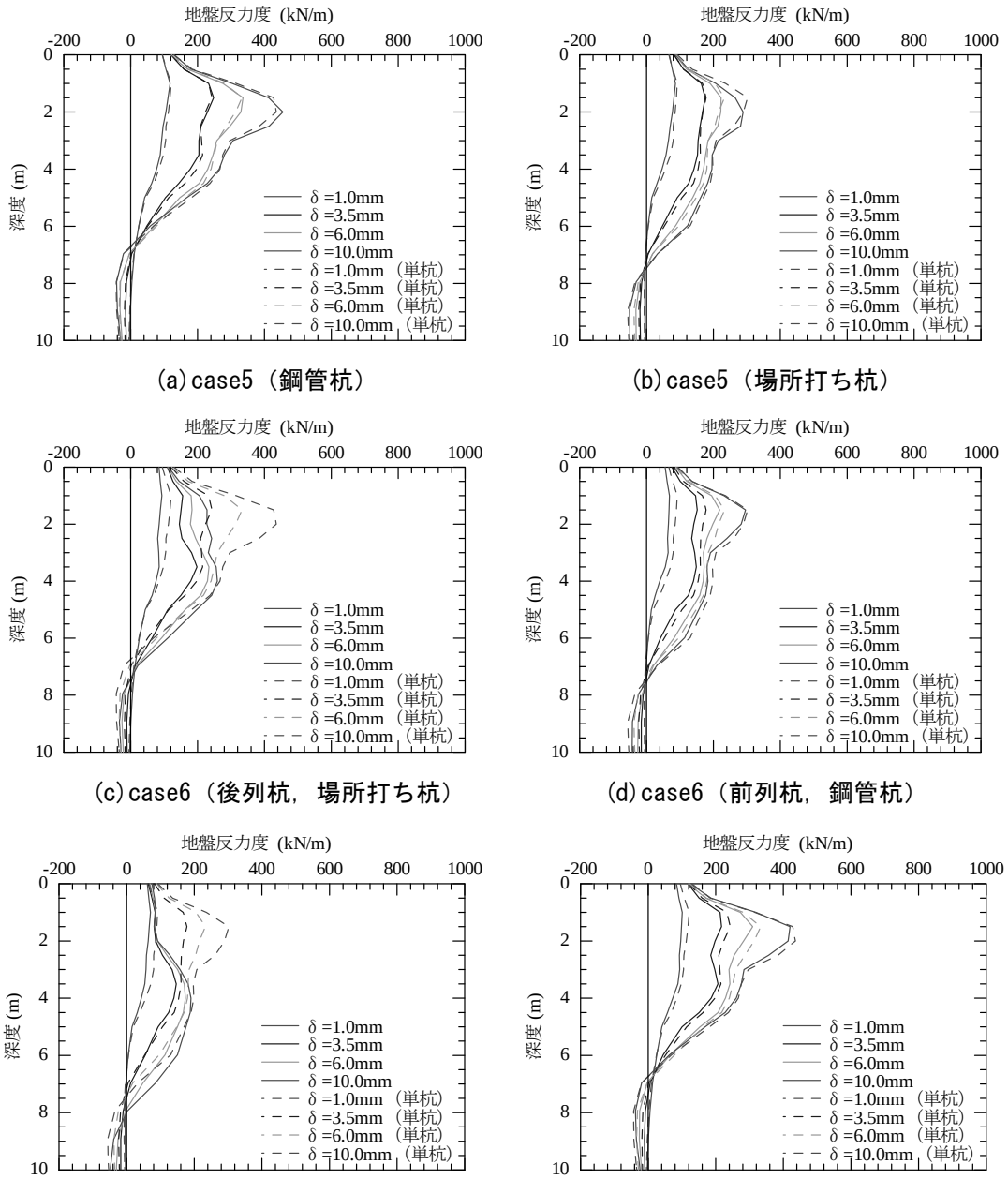


(c) case4（前列杭）

図-9　地盤反力度分布（同径同種杭）

に比べると，大きな地盤反力度を得ており，前列杭の杭径の違いによって，後列杭が得られる地盤反力度が異なることがわかる．case7では，後列杭の地盤反力度が深度3m以浅で単杭より小さく，杭頭水平変位が3.5mmを超えると地盤反力度がほぼ一定値となる．また，浅い深度で地盤反力を得られないために，深度3m以深での変位が大きくなり，深い深度での地盤反力度が単杭より大きくなっている．

図-9(b)と**図-10(e)**を比較すると，後列が鋼管杭の場合は，後列が場所打ち杭の場合に比べて，深度6m程度の深い深度でも大きな地盤反力を受けていることがわかる．このように杭の剛性によって地盤反力度の深度分布は異なり，この違いが群杭効果に影



(a) case5（鋼管杭）　(b) case5（場所打ち杭）

(c) case6（後列杭，場所打ち杭）　(d) case6（前列杭，鋼管杭）

(e) case7（後列杭，鋼管杭）　(f) case7（前列杭，場所打ち杭）

図-10　地盤反力度分布（異径異種杭）

響を与えることが考えられる．しかし，今回のケースでは，深い深度での地盤反力度の違いよりも浅い深度での地盤反力度の低減の方が卓越しているため，杭種の違いが群杭効果に与える影響は大きくないと考えられる．

(4) 群杭効果の評価に関する既往の提案式の適用性

Brown[7]らは，群杭効果が生じる原因として，**図-11** に示すようなくさび型の地盤抵抗領域の重なりを挙げている．また，幸左ら [4]は，この地盤抵抗領域の重なり合いの考えにより，群杭効果による補正係数ηを式(2)（以下，提案式と示す）で表現することを提案している．

$$\eta = \frac{\text{着目杭の抵抗エリア}}{\text{単杭の抵抗エリア}} \tag{2}$$

ここで，抵抗エリアとは杭配置によって決まる地盤抵抗の有効面積である．幸左らは，単杭の抵抗エリアを**図-12**のような6D×3Dの範囲と仮定している．

提案式の適用性を確認するため，今回の数値解析により得られた杭頭せん断力から，式(3)を用いて，群杭効果の補正係数ηを求める．

$$\eta = \frac{\text{着目杭の杭頭せん断力}}{\text{単杭の杭頭せん断力}} \tag{3}$$

表-9は群杭効果の補正係数ηを本研究の数値解析および提案式より求めた結果をまとめたものである．提案式によるηは，後列杭では，数値解析によるηを下回るか同程度となるが，前列杭では，数値実験によるηを上回る結果となった．この傾向は，土研資料4100号[2)]での同径同種の群杭に対する結果と同様である．同径杭であるcase4の後列杭については，提案式によるη =0.6に対して，数値解析によるη =0.7となり，提案式によるηは安全側の評価になっている．異径杭であるcase6とcase7の後列杭ついては，提案式によるηは数値実験によるηと同程度となり，今回の解析条件における異径杭の組み合わせに対しては，提案式の適用性が確認された．

4. まとめ

本研究では，異径異種の 2 本杭での水平地盤抵抗の群杭効果について，3 次元有限要素法による数値解析を行うとともに，既往研究による提案式の適用性について検討した．今後，さらに多くのケースで同様の解析を行い，各種パラメータの影響度を確認する必要があるが，今回の検討の範囲内で得られた知見は以下のとおりである．

1）前列杭の杭径の違いによって後列杭の地盤反力度は異なる．前列杭の地盤反力度は，後列杭の影響を受けて，単杭より若干小さくなる．
2）今回の杭径・杭種・杭間隔の条件においては，本研究の3次元有限要素法による数値解析手法で求めたηと既往研究の提案式により算出した群杭効果の補正係数ηとは近い値となる．
3）杭種による地盤反力度の深度分布の違いよりも群杭効果による浅い深度での地盤反力度の低減効果が卓越する場合は，杭種の違いが群杭効果に与える影響は大きくないと考えられる．

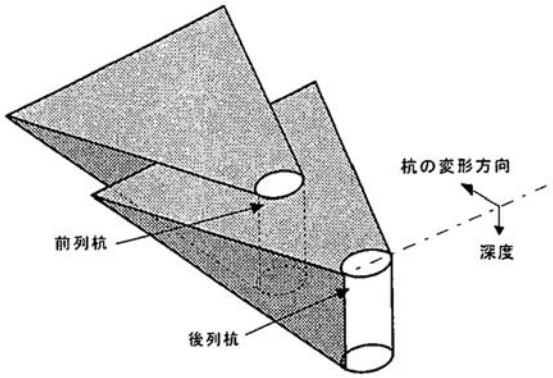


図-11　地盤抵抗エリアの重なり[2)]

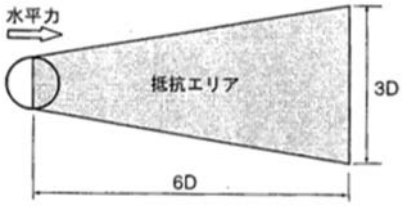


図-12　単杭の抵抗エリア[2)]

表-9　群杭効果の補正係数の算出結果

		数値解析によるη				提案式
杭頭変位		10mm	35mm	60mm	100mm	によるη
case3		0.91	0.96	0.98	0.99	1
case4	後列杭	0.77	0.75	0.71	0.70	0.6
	前列杭	0.85	0.93	0.95	0.99	1
case5	場所打ち杭	0.95	0.98	0.99	1.00	1
	鋼管杭	0.90	0.96	0.98	0.97	1
case6	後列杭	0.85	0.83	0.81	0.81	0.8
	前列杭	0.78	0.89	0.95	0.96	1
case7	後列杭	0.79	0.73	0.77	0.72	0.7
	前列杭	0.89	0.93	0.95	0.99	1

参考文献

1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 Ⅳ下部構造編，2017
2) 中谷昌一，白戸真大，野々村佳哲，中村祐二：大きな変位を受ける杭基礎の地盤水平抵抗のモデル化について，土木研究所資料，第4100号，2008
3) 日本道路協会：既設道路橋基礎の補強に関する参考資料，2000
4) 幸左賢二，鈴木直人，五瀬伸吾，易鋒：杭基礎の水平方向大変形時の挙動に関する研究，構造工学論文集，Vol.39A，pp.1395-1408，1993
5) 木村亮，幸左賢二，伊藤恭平，坂本眞徳：場所打ち杭の大変形挙動に関する研究，構造工学論文集，Vol.39A，pp.1385-1394，1993
6) Feng Zhang, Makoto Kimura, Teruo Nakai, Takuya Hoshikawa : Mechanical Behavior of Pile Foundations Subjected to Cyclic Lateral Loading up to The Ultimate State, Soils and Foundations, Vol.40, No.5, pp.1-17, 2000
7) Dan A. Brown, Clark Morrison, Lymon C. Reese : Lateral Load Behavior of Pile Group in Sand , Journal of Geotechnical Engineering , Vol.114 , pp.1261-1276 , 1988