

粒子画像計測法による鋼管矢板基礎の先端閉塞メカニズムの解明

摂南大学理工学部都市環境工学科 准教授 寺本俊太郎

1. はじめに

1.1 研究背景

鋼管矢板基礎は、継ぎ手付き鋼管杭を井筒形状に配列し、頂版で剛結することで一体化させた基礎形式である。高い支持力と水平抵抗、施工時における仮締切機能を兼ね備えた合理的な構造であり、橋梁基礎を中心に広く採用されている。現行の道路橋示方書¹⁾では、図-1 に示すように極限支持力特性値を算出するが、以下の点において実挙動を正確に評価できていない可能性がある。

(1) 先行研究²⁾では、基礎短辺長 B (以下、 B とする) や基礎と地盤の摩擦特性によって、内周面と外周面の摩擦度が大きく異なること、また先端閉塞に伴う内周面摩擦力の増加量とその範囲が異なることが、報告されている。上記に対して現行の支持力算定式では、内周面と外周面の摩擦力を一律に評価し、内周面摩擦力を見込む範囲を基礎底面から B と評価している。

(2) 一般的な群杭基礎の設計では、杭中心間隔が $2.5D$ (D :杭径) を下回る場合、その極限支持力に対して低減係数を乗じることで群杭効果を考慮する。しかし鋼管矢板基礎では、杭中心間隔が $1.1\sim 1.2D$ 程度しかないにも関わらず、群杭効果を一切考慮しない設計となっている。

以上の通り、現行の設計法における極限支持力特性値の算定式では、幾何学的条件や地盤条件が鉛直支持力に及ぼす影響を十分に評価できておらず、設計のさらなる合理化に向けて、支持力発現機構を詳解することが不可欠である。

1.2 研究の目的および手法

本研究は、鋼管矢板基礎の内周面摩擦力に着目し、土粒子挙動の可視化による内周面摩擦の発現メカニズムの解明を通じて、鉛直支持機構を詳解することを目的とする。実際の鋼管矢板基礎は複雑な 3 次元構造を有するが、支持力発現の根幹となる閉塞現象を力学的に議論するため、本研究では、井筒構造を構成する最小要素である 2 枚の矢板間の挙動に焦点を当てる。

具体的には、特定の観測断面における土粒子のせん断帯の形成や体積変化といった、閉塞に直結する局所的な挙動を精緻に捉える手法を採る。これにより、本来不可視である地盤内部の変形プロセスを可視化し、内周面摩擦の増分と土粒子挙動の相関関係を明確にする。検討手法としては、可視型貫入模型実験および画像解析 (以下、PTV 解析) により、先端近傍の土粒子挙動が閉塞プロセスに及ぼす影響を視覚的に捉えるとともに、実験を対象とした弾塑性 FEM による再現解析を通して、先端閉塞および内周面摩擦の発現機構を力学的に検討・評価する。

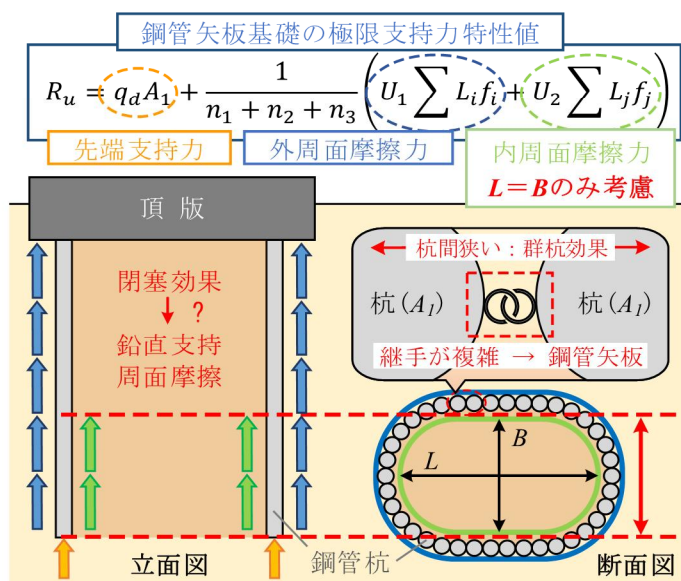


図-1 鋼管矢板基礎設計の現状

2. 研究概要

2.1 可視型貫入模型実験の概要

2.1.1 実験機構

図-2に実験概要図を示す。模型基礎は、厚さ 15 mm のアルミ製矢板 2 枚を頂版で剛結した構造である。本研究では、井筒断面幅に相当する矢板間離隔を基礎短辺長 B （以下、離隔 B ）と定義し、これをパラメータとして矢板先端近傍および内部の土粒子挙動を観測した。土槽前面をガラスとし、模型基礎とガラス面との間にテフロンシートを貼ることで、貫入に伴う摩擦を軽減したうえで貫入挙動を可視化した。

2.1.2 検討ケース

実験ケースは、表-1 に示す通り、離隔 B および地盤の相対密度 D_r を変数とした計 3 ケースである。相対密度 D_r は、地盤のダイレイタンス特性に伴う土粒子挙動領域や、内周面摩擦の発現領域への影響を評価するために設定した項目である。地盤材料には乾燥豊浦砂を用い、空中落下法および突固め法の併用により所定の相対密度に調製した。

2.1.3 载荷および計測手法

载荷条件は、万能試験機を用いた载荷速度 0.5 mm/min の変位制御载荷とし、最大貫入量を 10 mm とした。計測項目は、载荷重をロードセル、基礎の鉛直変位を接触式変位計、矢板先端内周面の水平土圧を土圧計により計測した。

2.1.4 画像解析 (PTV 解析) 概要

矢板先端近傍の土粒子挙動を評価するため、画像解析ソフト「FLOW EXPERT」を用いた PTV 解析を行った。地盤試料には、追跡を目的とした紫外線励起蛍光粒子（以下、UV 蛍光粒子）を乾燥豊浦砂に対し質量比 1/300000 で混入した。図-3 に示す通り、土槽前面から UV ライトを照射して UV 蛍光粒子を発光させ、10 秒間隔で 20 分間連続撮影した。

本画像解析では、連続画像内の UV 蛍光粒子が形成する輝度パターンを追跡し、個々の粒子の軌跡を抽出・可視化している。この軌跡を土粒子の変位とみなすことで、支持力発現の根幹となる先端近傍の閉塞プロセスを精緻に捉え、各検討ケースの比較・評価した。

2.2 数値解析概要

2.2.1 FEM コードおよび FEM メッシュ

本数値解析では、表-1 に示す Case1 および Case3 に対する再現解析を弾塑性有限要素法解析コード「DBLEAVES³」を用いて行った。図-4 に FEM メッシュおよび境界条件を示す。

本研究では、1.2 節で述べた井筒構造の最小単位である 2 枚の矢板間の土粒子挙動を検討するため、奥行き方向を 1 要素とし

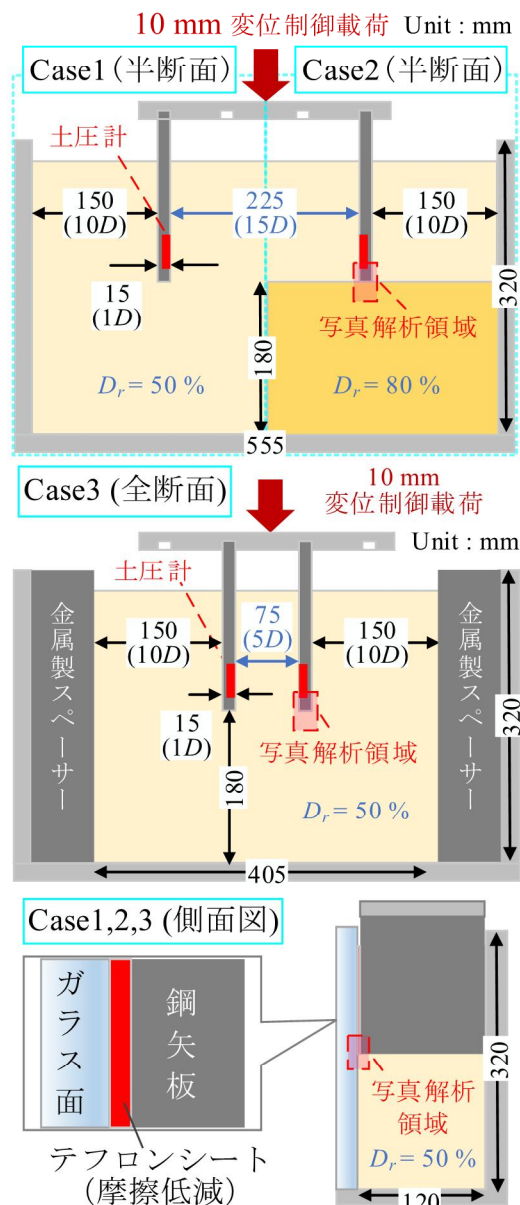


図-2 実験概要図

表-1 検討ケース

	離隔 B	高さ (mm)	相対密度
Case1	225 mm	0 ~ 300	$D_r = 50 \%$
Case2 test	75 mm (5D)	0 ~ 180	$D_r = 80 \%$
		180 ~ 300	$D_r = 50 \%$
Case3	75 mm (5D)	0 ~ 300	$D_r = 50 \%$

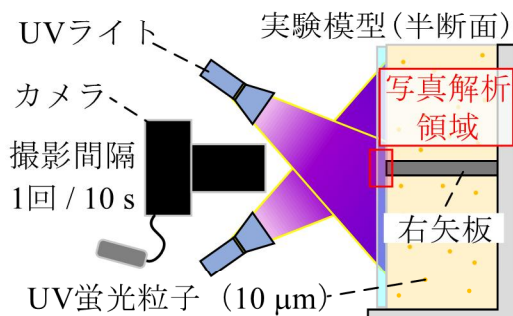


図-3 撮影概要図

た 3 次元モデルを採用し、両側面を拘束することで平面ひずみ状態を再現した。

2.2.2 土および基礎のモデル

地盤の構成式には、中間主応力の影響や土の過圧密状態を適切に評価可能な subloading t_{ij} model³⁾を採用し、閉塞プロセスにおける局所的なダイレイタンシーやせん断挙動を精緻に再現した。解析に用いた豊浦砂および模型基礎（弾性体）の各入力パラメータは既往の研究⁴⁾より表-2 の通り設定した。

基礎は弾性体とし、基礎・地盤間には完全弾塑性型のジョイント要素を配置して、矢板表面の摩擦特性と滑り挙動を再現した。ジョイント要素の入力パラメータは深度に応じた有効上載圧に基づき表-3 の通りに設定した。

2.2.3 载荷条件および载荷ステップ

载荷条件は、実験と同様に基礎中央上面への鉛直変位制御载荷とし、最大貫入量 10 mm に対して载荷速度 0.5 mm/min に設定した。また、別途実施した感度分析の結果に基づき、解析の载荷ステップ数は 4000 step とした。

3. 研究結果

3.1 荷重貫入量関係

模型実験および数値解析における荷重 P と貫入量 S の関係を、図-5 に示す。まず、設計上の極限支持力に相当する矢板厚 D の 10 % (1.5 mm) 変位時の荷重に着目する。表-4 に示す通り、相対密度 $D_r = 50\%$ の Case1 と Case3 の支持力は同程度となったが、Case2 ($D_r = 80\%$) は Case1 に対して 2.08 倍の支持力を示しており、密度条件が極限支持力に及ぼす影響が確認できた。この影響は大変形時の挙動にも現れ、実験では全ケース共通で 2~3 mm 変位付近に降伏挙動が確認された。破壊形式については、 $D_r = 50\%$ で荷重が単調増加する局部せん断破壊、 $D_r = 80\%$ では全般せん断破壊に近い傾向を呈した。以上のように、密度条件に伴う支持力特性や破壊形式が、地盤の一般的な傾向と整合することから、本実験は基礎の鉛直力学挙動を適切に再現できているといえる。

数値解析結果では、Case3 の極限支持力が Case1 を上回っており、実験ケース間の違いを定性的には再現できた。しかし、実験と数値解析結果を比較すると、微小変形領域 ($S < 0.5$ mm 程度) の初期剛性は、Case1 において実験値が解析値の約 5.76 倍、Case3 では 4.33 倍と著しい乖離が見られた。この要因として以下の 3 点が推察される。

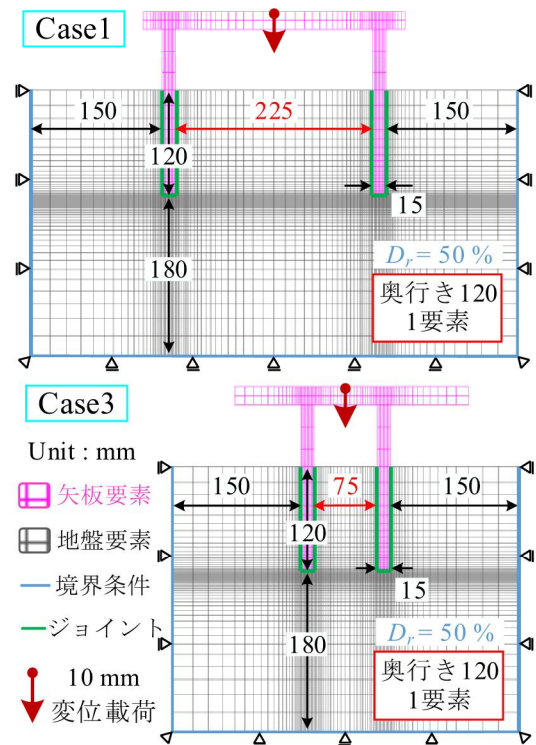


図-4 FEMメッシュ

表-2 各入力パラメータ

豊浦砂 (subloading t_{ij} model)		
初期間隙比 e_0	0.770	
ポアソン比 ν	0.333	
静止土圧係数 K_0	0.364	
土粒子密度 ρ_s (t/m ³)	2.64	
ダイレイタンシー係数 β	2.0	
密度係数 ann	60	
圧縮指数 λ	0.07	
膨潤係数 κ	0.0045	
破壊時の主応力比 R_f	3.2	
空隙率 N	1.1	
模型基礎 (弾性体)	矢板	载荷板
縦弾性係数 E (GPa)	72.6	68.9
密度 ρ (g/cm ³)	2.79	2.7
ポアソン比 ν	0.33	0.33
静止土圧係数 K_0	0.248	0.248

表-3 ジョイント要素入力パラメータ

(一部抜粋) ※土圧計該当メッシュ

全21層	深度 (mm)	K_s (kN/m ³)	K_n (kN/m ³)	σ_m (kPa)
13層目	91 - 96	0.91	3.63	0.833
12層目	91 - 96	0.96	3.83	0.881
11層目	96 - 100	1.00	4.01	0.922
10層目	100 - 103	1.04	4.16	0.957
9層目	103 - 106	1.07	4.30	0.988
8層目	106 - 109	1.10	4.41	1.015
7層目	109 - 111	1.13	4.51	1.038
6層目	111 - 113	1.15	4.61	1.059
5層目	113 - 115	1.17	4.68	1.077
4層目	115 - 117	1.19	4.75	1.092
3層目	117 - 118	1.20	4.80	1.105
2層目	118 - 119	1.21	4.86	1.117
1層目	119 - 120	1.22	4.90	1.127
基礎底面	120	1.85×10^2	7.39×10^2	1.704

(1)土槽壁面の影響：土槽壁面と地盤との摩擦が荷重に抵抗したことで、見かけ上の剛性を増大させた可能性がある。解析では境界条件を完全平滑としたため、実験値が大きく現れた一因と推察される。(2)低拘束圧下の剛性過小評価：1 G 場の低拘束圧下では、subloading t_{ij} model やジョイント要素が剛性を過少評価する傾向にあり、それが初期剛性の不足に繋がったと考えられる。(3)剛性パラメータの不適合：現行の剛性パラメータ (λ, κ) では、微小変形時の高剛性と降伏後の挙動を一貫して再現することに限界がある。したがって、微小ひずみから大変形領域までを一貫して評価可能なパラメータ同定手法や、剛性の非線形性を考慮した検討が今後の課題である。

以上の初期剛性の過小評価は降伏後の荷重値に影響するが、ケース間の相対的な増加傾向や降伏後の塑性挙動は概ね再現されており、本解析は密度条件が支持力特性に及ぼす影響を検討する上で一定の妥当性を有すると判断した。

3.2 PTV による内周面摩擦発現機構の考察

図-6 に水平土圧履歴、図-7 に載荷開始から 10 mm 貫入時までの PTV 解析結果を示す。本節では、上記の相関から内周面摩擦の発現メカニズムについて考察する。まず、最終貫入時の土圧増分に着目すると、Case1 に対して Case2 で 2.01 倍、Case3 では 3.84 倍となった。この要因について、PTV から得られた領域ごとの挙動を比較する。

$D_r = 80\%$ と密地盤な Case2 では、矢板先端下部（領域 A）の土粒子が側方へ押し出される挙動を示しており、これは密地盤がせん断されることで正のダイレイタンシーが生じたためだと考えられる。この膨張により矢板先端直下から内側（領域 B）の地盤応力が上昇し、形成された高剛性領域を避けるように矢板が外側へと傾斜する。この矢板の外傾により、内部土が流入される挙動となることで領域 C で先端閉塞が進行し、内部土圧の増大および締固め作用の促進に繋がったと推察される。

一方、矢板間離隔 B が狭い Case3 では、領域 A の土粒子は Case1 と同様に鉛直下向きの軌跡を辿るが、領域 C の変位が Case1 と比較して抑制されている。これは、離隔の縮小により内部容積が制限され、先端閉塞の進行によって内部土の拘束応力が高まったためである。こうした水平土圧の上昇は、矢板面におけるせん断抵抗を増大させる。既往の研究²⁾では、杭間離隔の縮小が先端内周面付近の摩擦抵抗を増大させることが数値解析で示されているが、それはこの Case3 のような土の動きによって内部土が強く拘束され、矢板と内部土の間に大きな垂直応力が生じたためと考えられる。

以上のことから、内周面摩擦の発現には、地盤密度の増大に伴う局所的なダイレイタンシー挙動と、矢板間離隔の縮小に伴う拘束圧の上昇という、異なる力学的プロセスが複合的に関連していることが示唆された。特に後者においては、空間的制限によって先端閉塞が進行し、土圧上昇を介して摩擦抵抗を効率的に引き出す役割を担っていると考えられる。

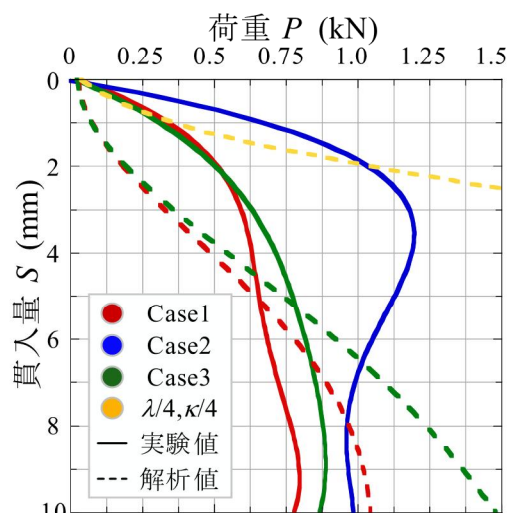


図-5 荷重貫入量関係

表-4 初期剛性および極限支持力

		初期剛性 (kN/mm)	極限支持力 (kN)
test	Case1	0.461	0.416
	Case2	0.814	0.867
	Case3	0.313	0.400
FEM	Case1	0.080	0.135
	Case3	0.072	0.135
	$\lambda/4, \kappa/4$	0.333	0.500

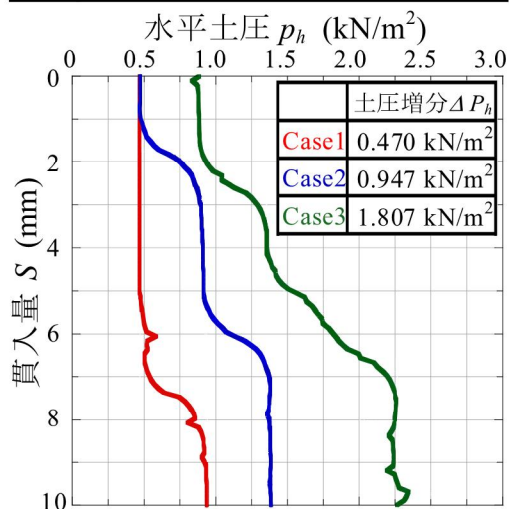


図-6 水平土圧履歴

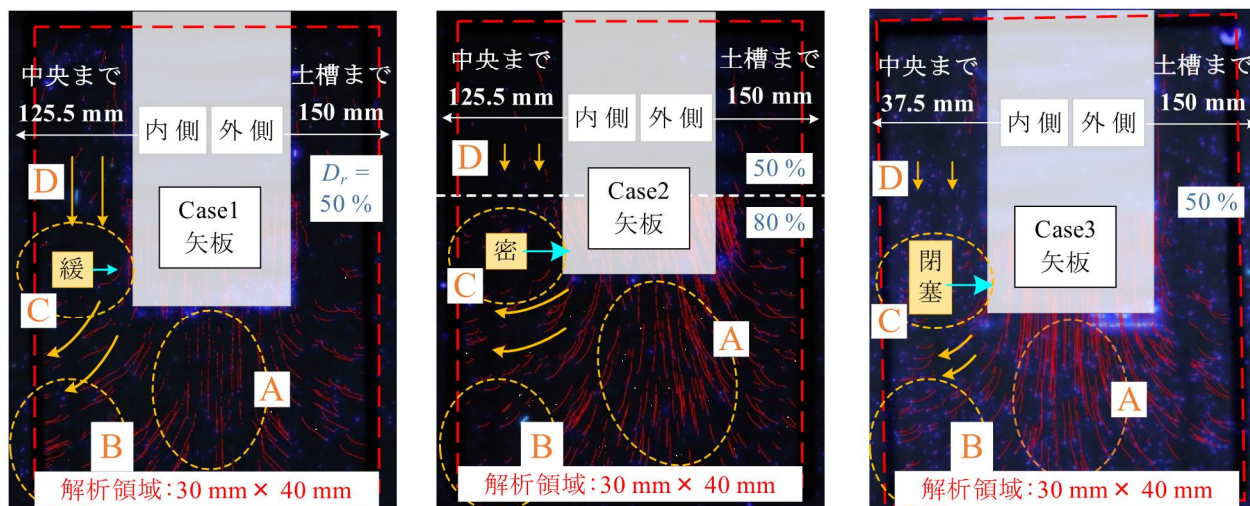


図-7 PTV 解析結果（左：Case1, 中央：Case2, 右：Case3）

3.3 FEMによる内周面摩擦発現機構の考察

表-5 に FEM の Case1, 3 における荷重分担率を示す。本節では、設計上の極限支持力とする変位 $10\%D$ (D : 矢板厚) における矢板の鉛直支持機構を確認する。

両ケース共に、低拘束圧下では周面摩擦が十分に発揮されないため、先端分担率が約 9 割と支配的な値を示した。周面分担率に着目すると、Case1 では内外の周面摩擦力が同程度に対し、Case3 では内周面が外周面を明確に上回った。これは前述の考察の通り、離隔縮小によって、内周面側の拘束効果が相対的に向上したためと言える。しかし、最終変位時には、Case1 では依然として内周面が外周面を上回る傾向を維持しているのに対し、Case3 では内周面分担率が外周面を下回る逆転現象が確認された。こうした鉛直支持機構の遷移が生じる力学的背景について、次節で詳細に検討する。

3.4 PTV および FEM による内周面摩擦発現機構の考察

PTV による土粒子の軌跡および FEM の接点変位を図-8 に、FEM の体積ひずみ分布を図-9 に示す。領域 A の鉛直成分や側方への広がりや、Case3 において領域 B の連行変位が Case1 より小さい挙動など、変位軌跡は概ね整合した。図-9 より、離隔の狭い Case3 では、矢板間中央（領域 B）に顕著な圧縮ひずみが確認された。この領域 B における内部土の圧縮に伴い、貫入過程で生じる鉛直反力による内部土の沈下抑制により相対変位が増加し、貫入初期には内周面摩擦が効率的に発現したと考えられる。領域 C において Case3 の変位軌跡が Case1 より相対的に短い挙動は、この沈下抑制による矢板と内部土の変位差を反映したものといえる。しかし、Case3 は離隔が狭いため早期に先端閉塞へと至り、摩擦が有効に作用する範囲は先端付近の限定的な領域に留まる。さらに閉塞の進行で内部土が矢板に追従して沈下することで、相対変位が消失し、支持メカニズムが摩擦抵抗から閉塞体底面の先端抵抗へと遷移したと推察される。

対照的に離隔の広い Case1 では、圧縮領域の形成が不十分なため、沈下抑制効果は小さく土粒子は矢板に連行される形で長い変位軌跡を描く。先端閉塞の進行は穏やかだが、広範囲で相対変位が維持されるため、摩擦の有効領域は広くなる。その結果、貫入に伴い内周面摩擦が増加し続け、最終的には早期に上限に達した Case3 の分担率を上回る逆転が生じたと考えられる。以上より、離隔条件は内周面摩擦の発現時期とその有効範囲に支配的な影響を及ぼすといえる。

表-5 荷重分担率

	変位 (mm)	荷重 (kN)	荷重分担率(%)		
			先端	外周面	内周面
Case1	0.15 (1 % D)	0.06	67.1	16.5	16.5
	0.75 (5 % D)	0.11	80.8	9.5	9.7
	1.5 (10 % D)	0.18	88.9	5.4	5.6
	10.0 (67 % D)	1.12	97.1	1.0	1.9
Case3	0.15 (1 % D)	0.06	71.7	14.1	14.2
	0.75 (5 % D)	0.10	83.9	7.6	8.6
	1.5 (10 % D)	0.17	91.2	3.9	4.9
	10.0 (67 % D)	1.50	98.3	1.1	0.6

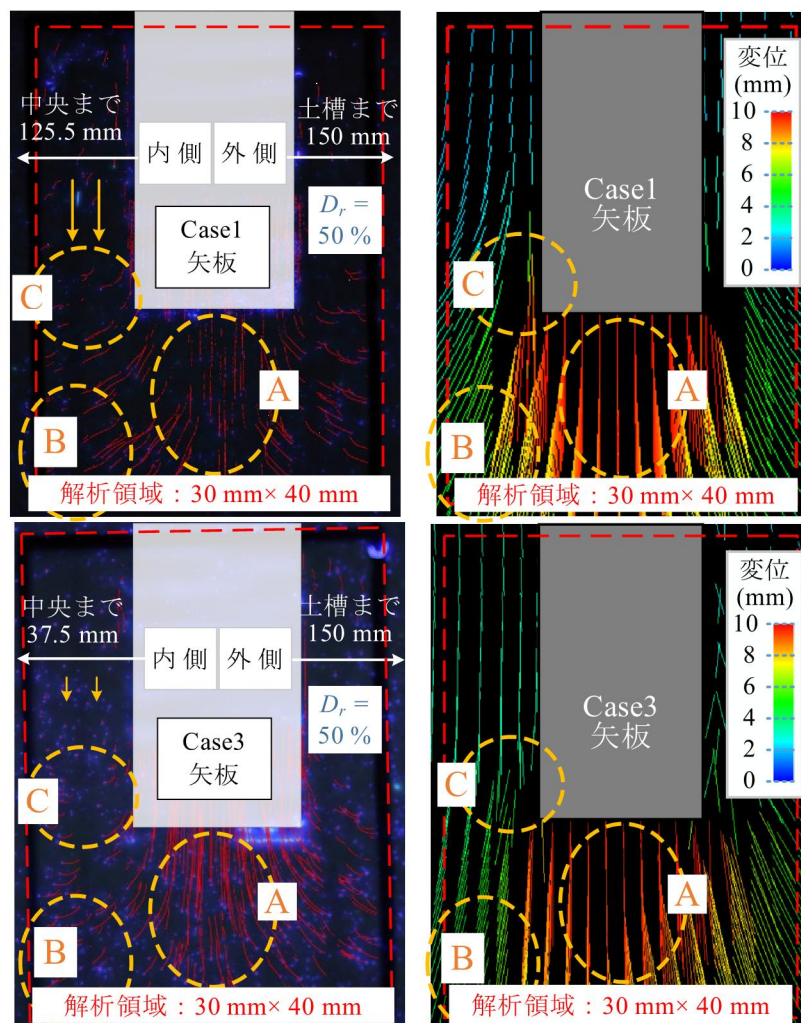


図-8 PTV 土粒子軌跡(左)とFEM 節点変位軌跡(右)の比較
($S = 10$ mm 時点)

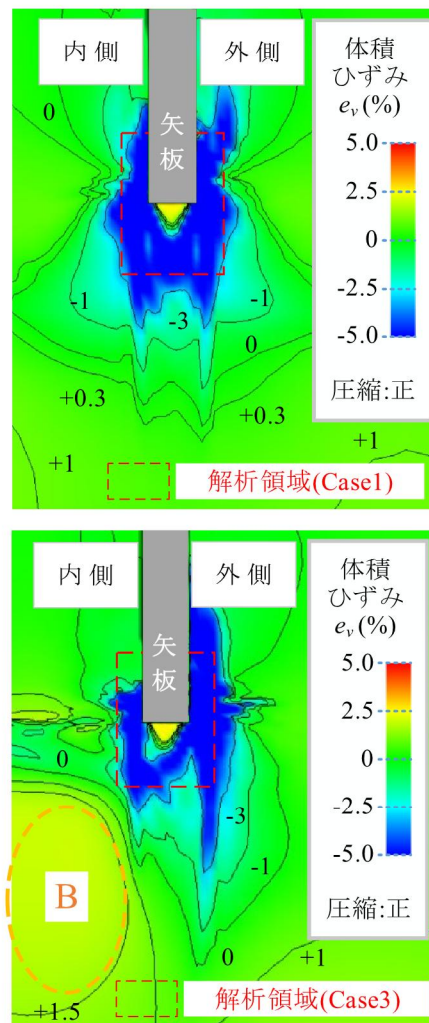


図-9 FEM 体積ひずみ
($S = 10$ mm 時点)

4. まとめ

本研究では、可視型の矢板貫入模型実験およびPTV解析、FEM再現解析を実施し、相対密度および離隔が鋼管矢板基礎の支持機構に及ぼす影響について以下の知見を得た。

- 1) 地盤密度の増大はダイレイタンスにより剛性を高めるが、離隔の縮小は空間的制限による内部土の拘束圧上昇を招く。特に離隔の狭い条件下では、貫入初期の内周面土圧増大を通じて支持力も向上する。
- 2) 離隔の縮小に伴い先端間中央の圧縮による鉛直反力が生じ、内部土の沈下を抑制する。この沈下抑制による矢板との相対変位が、初期の摩擦力を増大させることが示唆された。
- 3) 貫入の進行に伴う内部土の側方拘束圧の上昇が、早期の先端閉塞を促す。この追従挙動により相対変位が消失し、支持機構が摩擦から先端抵抗へと遷移することが、最終的な摩擦分担率の低下につながる。

今後の課題として、今回得られた知見は1G場の低拘束圧条件におけるものであったため、本実験により得られた可視化技術を用いて遠心場による貫入実験を実施する。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，2017。
- 2) 寺本ら：3次元弾塑性FEMを用いた鋼管矢板基礎の内周面摩擦力発現機構に関する検討，第60回地盤工学研究発表会，2025。
- 3) Ye et.al.: Experiment and numerical simulation of repeated liquefaction-consolidation of sand, *S&F*, Vol. 47, No. 3, pp. 547-558, 2007。
- 4) Nakai et.al.: A simple elastoplastic model for normally and over consolidated soils with unified material parameters, *S&F*, Vol. 44, No. 2, pp. 53-70, 2004。