ISSN 2760-3334

前田建設
技術報告集

Maeda Corporation
Technical Report

VOL.61
2026

MAEDA

INFRONEER Holdings Inc.

複写をご希望の方へ

前田建設工業株式会社は、複写複製および転載複製に係る著作権を学術著作権協会に委託しています。
当該利用をご希望の方は、学術著作権協会（https://www.jaacc.org/）が提供している複製利用許諾システムもしくは転載許諾システムを通じて申請ください。

Maeda Corporation authorized Japan Academic Association for Copyright Clearance (JAC) to license our reproduction rights and reuse rights of copyrighted works. If you wish to obtain permissions of these rights in the countries or regions outside Japan, please refer to the homepage of JAC (https://www.jaacc.org/en/) and confirm appropriate organizations to request permission.

前田建設技術報告書集　Vol.61

目次

No.	タイトル	執筆者	ページ
1	高炉スラグ微粉末を高含有した低炭素型のコンクリートに関する実験的検討	宮野 和樹 梶田 秀幸 宮澤 友基 合田 尋聡	1
2	PFAS 含有水の浄化処理に用いるイオン交換樹脂の基礎的性能評価	林　夕紀子 後藤 ゆかり 森川 純 國井 聡 芳賀 直樹	11
3	最終処分場浸出水を対象とした PFAS 吸着処理のパイロットスケール試験	國井 聡 太田 匡哉 加藤 篤季 林　夕紀子 森川 純 芳賀 直樹	18
4	PFAS 汚染コンクリートに対する溶出防止対策技術	芳賀 直樹 太田 匡哉 林　夕紀子 後藤 ゆかり 森川 純 國井 聡	29
5	PFOS・PFOA 含有水成膜泡消火剤を対象とした専焼炉の開発と焼却処理性能評価	山本 達生	38
6	移動可能なコンテナに集約した直流主体のマイクログリッドのシステム概要と実証	小林 信裕 芹澤 毅 武田 正二	44
7	地震～豪雨連動型の複合災害を模擬した遠心模型実験	丸山 憲治 平田 昌史 大塚 悠大 石黒 健	51
8	飛来物衝突および地中爆発荷重作用時の地盤内応力変動に関する遠心模型実験	石黒 健 丸山 憲治 平田 昌史 大塚 悠大 天野 慎一	57
9	風洞実験工期短縮に寄与する風洞実験模型自動製作装置の開発	丸山 勇祐 中川 尚大 藤橋 克己	65
10	振動加速度を用いたコンクリートの圧送性評価指標と配合および圧送条件との関係	宮澤 友基 南　浩輔 今井 嵩弓 梶田 秀幸 橋本 紳一郎	71
11	スランプフローで管理される普通コンクリートの配（調）合設計手法の提案と実工事への適用	宮田 賢優 梶田 秀幸 舟橋 政司 南　浩輔 玖津見 敏広 宮澤 友基	80
12	床版接合技術「ESCON TP ジョイント」の実構造物適用に向けた横断勾配対応に関する検討	針貝 貴浩 久保田 崇嗣 角永 敏章 北川 空良 川口 達也	93

13	「AtlasX」の高度品質管理データを用いた性能照査への活用事例	平田 昌史 大塚 悠大 石黒 健 津田 啓史	100
14	劣化予測に基づく舗装の修繕計画シミュレーションプログラムの開発	松林 卓 青木 一也 崎田 直都 貝戸 清之	111
15	斜角を有する鈑桁橋 RC 床版の鉄筋腐食による疲労耐久性の解析的検討	房　捷 米田 大樹 高橋 佑弥 石田 哲也	119
16	集合住宅の内装工事の仕様と遮音性能について	藤橋 克己	126
17	集合住宅向け床吹出し式全館空調システムの実験住戸における評価	福岡 良介 佐竹 晃 太田 修平 河原 博之	135
18	応援広告を活用した人流創出の可能性と交通インフラ空間活用に関する社会実験	齋藤 知弥 石川 理人 水野 真紀子 松林 卓 大橋 道生 深山 啓太	144
19	高層建築物の風応答における隅切の空力効果に関する研究	中川 尚大 丸山 勇祐 西村 宏昭	152
20	「構造」を考慮した不飽和土の構成モデルと水分特性曲線モデルの提案	平田 昌史 石黒 健 大塚 悠大	159
	外部発表論文一覧		169

高炉スラグ微粉末を高含有した
低炭素型のコンクリートに関する実験的検討

宮　野　和　樹[*1]　　梶　田　秀　幸[*2]
宮　澤　友　基[*2]　　合　田　尋　聡[*2]

要　　旨

国内における2050年カーボンニュートラルの目標達成に向けて，温室効果ガスの排出量低減のため，セメントを高炉スラグ微粉末などの混和材で置換した低炭素型のコンクリートの開発・実用化が進められている．混和材を高含有したコンクリートは，各種性状が一般のコンクリートと異なる可能性があるため，それらを適切に把握するとともに，実工事適用に向けた課題の検討が必要である．

そこで，室内実験，実機実験を通じて，普通ポルトランドセメントに混和材として高炉スラグ微粉末を高含有した低炭素型のコンクリートの基本性状の確認，調合設計方法の検討および構造体コンクリートの圧縮強度等の確認を行い，一般のコンクリートとの差異を把握した．その結果，低炭素型のコンクリートは，一般のコンクリートと同様の手法でスランプ，スランプフロー，空気量の調整および結合材水比と圧縮強度の関係に基づいた調合設計が可能であること，ならびに，初期性状，収縮性状，耐久性状等の特性が明らかとなった．

キーワード　低炭素／高炉スラグ微粉末／高含有／フレッシュコンクリート／圧縮強度／初期性状／収縮性状／耐久性状

目　　次

1．はじめに
2．室内実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状の検討
3．室内実験におけるコンクリートの初期性状，収縮性状および耐久性状の検討
4．実機実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状の検討
5．まとめ

EXPERIMENTAL STUDY ON LOW CARBON CONCRETE CONTAINING HIGH AMOUNT GROUND GRANULATED BLAST-FURNACE SLAG

Kazuki　MIYANO　　**Hideyuki　KAJITA**
Yuki　MIYAZAWA　　**Hiroaki　GOUDA**

Synopsis:

To contribute to carbon neutrality, low-carbon concrete containing a high volume of ground granulated blast-furnace slag (GGBFS) was investigated through laboratory and full-scale production tests. The results demonstrated that slump, slump flow, and air content could be appropriately controlled, and that mixture proportioning based on the relationship between the binder-to-water ratio and compressive strength was feasible using conventional design procedures. Furthermore, the characteristics of the concrete were clarified in terms of initial properties, shrinkage behavior, and durability performance.

＊１本店　ＩＣＩテクノロジーセンター　施工革新グループ
＊２本店　ＩＣＩテクノロジーセンター　建設材料グループ

1．はじめに

2015 年の COP21 において，今後の世界の共通目標として，産業革命以来の気温上昇を 1.5℃以内に抑える努力目標が定められた．その対応として，2050 年前後の世界全体におけるカーボンニュートラルの実現が必要とされている．国内では，それらを受けた改正地球温暖化対策推進法において，2050 年カーボンニュートラル化の目標が具体的に明記されている[1)]．

建設工事においては，コンクリートの製造工程での温室効果ガスの排出量が多いセメントの使用率を低減するため，セメントを高炉スラグ微粉末（以下，BS と略記する）などの混和材と置換した低炭素型のコンクリートの開発・実用化が進められている[例えば 2),3)]．特に，混和材を高含有したコンクリートは，各種性状が混和材を用いていない一般のコンクリートとは異なる部分があるため，それらを把握して用いる必要がある．また，混和材を高含有したコンクリートを実工事に使用するためには，実機ミキサによる製造の確認，フレッシュコンクリート性状の経時変化の確認，構造体コンクリートの圧縮強度の把握が必要である．

そこで，本検討では，普通ポルトランドセメントに，混和材として BS を高含有したコンクリートを開発・実用化することを目的に，室内実験により，フレッシュコンクリート，圧縮強度，初期性状，収縮性状および耐久性状の把握，ならびに，調合設計方法の確立を行った．また，実機実験により，実機ミキサによる製造の確認,フレッシュコンクリート性状の経時変化の確認，構造体コンクリートの圧縮強度の把握および調合設計方法の確立を行った．

2．室内実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状の検討

2.1 実験概要

(1) 室内実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状の実験概要

実験の要因と水準（室内_フレッシュ･圧縮）を**表-1** に示す．フレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状を把握するため，以下の目的で実験 1 および実験 2 を実施した．

実験 1 は，化学混和剤の種類によるフレッシュコンクリート性状の確認および BS を使用していない場合と BS を高含有した場合のフレッシュおよび圧縮強度性状の確認を目的とした．

実験 2 は，BS の使用率を高炉セメント C 種相当および C 種を超える範囲とした場合のフレッシュおよび圧縮強度性状の確認を目的とした．

(2) 使用材料，試験項目および調合

使用材料（室内_フレッシュ･圧縮）を**表-2** に，試験項目および試験方法（室内_フレッシュ･圧縮）を**表-3** に，調合（室内_フレッシュ･圧縮）を**表-4** に示す．フレッシ

表-1　実験の要因と水準（室内_フレッシュ･圧縮）

実験No.	要因	水準
1	化学混和剤の種類	AE減水剤，高性能AE減水剤
	水結合材比(%)	65，55，40，30
	BSの使用率(%)	0，70
2	水結合材比(%)	55，39，30
	BSの使用率(%)	70，80

表-2　使用材料（室内_フレッシュ･圧縮）

材料	記号	種類・特性・主成分
セメント	C	普通ポルトランドセメント，密度3.16g/cm^3
混和材	BS	高炉スラグ微粉末4000，密度2.90g/cm^3
細骨材	S1	山砂，表乾密度2.61g/cm^3
	S2	砕砂，表乾密度2.68g/cm^3
粗骨材	G1	硬質砂岩砕石，表乾密度2.66g/cm^3
混和剤	Ad1	AE減水剤，リグニンスルホン酸化合物とポリカルボン酸エーテルの複合体
	Ad2	高性能AE減水剤，ポリカルボン酸エーテル系化合物
水	W1	地下水

表-3　試験項目および試験方法(室内_フレッシュ･圧縮)

試験項目		試験方法	備考
フレッシュコンクリート	スランプ	JIS A 1101	—
	空気量	JIS A 1128	—
	コンクリート温度	JIS A 1156	—
硬化コンクリート	圧縮強度	JIS A 1108	標準養生材齢3または4，7，14，28日，n=3
	静弾性係数	JIS A 1149	

表-4　調合およびフレッシュコンクリート試験結果（室内_フレッシュ･圧縮）

実験No.	調合名	混和剤種類	BSの使用率(%)	水結合材比(%)	単位量(kg/m^3)						Ad1 (B×%)	Ad2 (B×%)	フレッシュコンクリート性状		
					W1	C	BS	S1	S2	G1			スランプ(cm)	空気量(%)	コンクリート温度(℃)
1	Ad1-65-BS0	Ad1 (AE減水剤)	0	65	175	270	0	618	265	959	1.05	—	18.5	4.2	22.0
	Ad1-55-BS0			55	175	319	0	584	250	967	1.00	—	20.0	4.1	22.0
	Ad1-65-BS70		70	65	170	79	183	623	267	959	0.85	—	19.0	4.6	21.0
	Ad1-55-BS70			55	170	93	217	587	252	967	0.80	—	20.5	4.4	21.0
	Ad2-55-BS0	Ad2 (高性能AE減水剤)	0	55	170	310	0	587	252	983	—	0.65	19.0	5.7	22.0
	Ad2-40-BS0			40	170	425	0	520	223	983	—	0.75	20.0	5.8	22.0
	Ad2-30-BS0			30	170	567	0	437	187	983	—	1.00	18.5	5.2	23.0
	Ad2-55-BS70		70	55	165	90	210	591	253	983	—	0.40	19.5	5.1	21.0
	Ad2-40-BS70			40	165	124	289	521	223	983	—	0.45	18.5	5.6	21.0
	Ad2-30-BS70			30	165	165	385	433	186	983	—	0.65	21.0	3.5	21.0
2	Ad2-55-BS70	Ad2 (高性能AE減水剤)	70	55	160	87	204	603	258	983	—	0.55	18.0	5.5	20.0
	Ad2-39-BS70			39	160	123	288	529	227	983	—	0.50	16.5	5.1	20.0
	Ad2-30-BS70			30	160	160	374	452	194	983	—	0.65	21.5	3.9	21.0
	Ad2-55-BS80		80	55	163	59	238	592	254	983	—	0.40	18.5	5.4	21.0
	Ad2-39-BS80			39	163	84	334	517	221	983	—	0.35	16.5	4.8	21.0
	Ad2-30-BS80			30	163	109	435	438	188	983	—	0.55	20.5	3.0	21.0

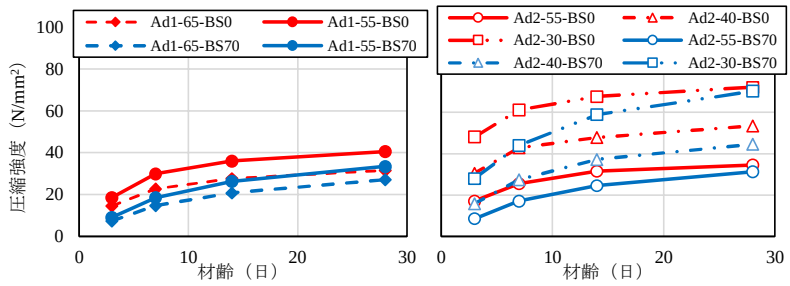


図-1　実験 1 の材齢と圧縮強度の関係

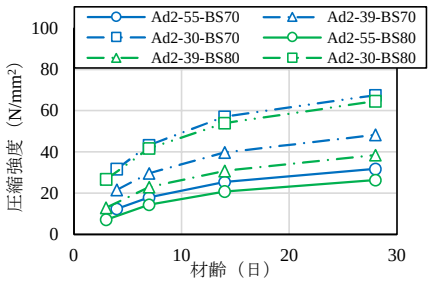


図-2　実験 2 の材齢と圧縮強度の関係

表-5　BS の使用率 0%に対する BS の使用率 70%の圧縮強度比

化学混和剤の種類と水結合材比(%)の組合せ	材齢			
	3日	7日	14日	28日
Ad1-65	0.506	0.648	0.751	0.858
Ad1-55	0.489	0.619	0.731	0.825
Ad2-55	0.503	0.671	0.781	0.904
Ad2-40	0.516	0.640	0.778	0.833
Ad2-30	0.582	0.720	0.871	0.974

表-6　BS の使用率 70%に対する BS の使用率 80%の圧縮強度比

化学混和剤の種類と水結合材比(%)の組合せ	材齢			
	3日	7日	14日	28日
Ad2-55	0.567	0.799	0.815	0.829
Ad2-39	0.595	0.776	0.773	0.795
Ad2-30	0.839	0.963	0.944	0.956

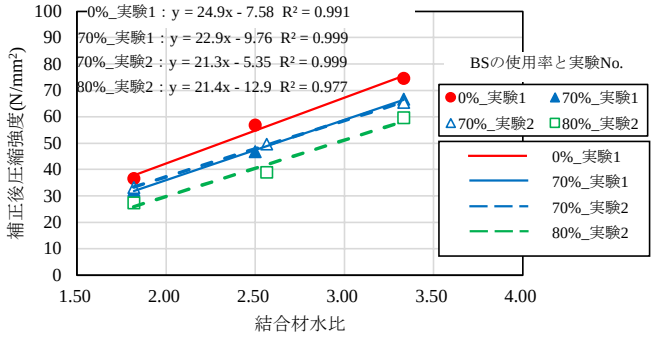


図-3　結合材水比と材齢 28 日の補正後圧縮強度の関係

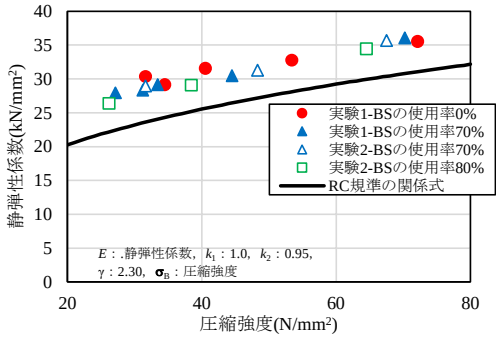


図-4　材齢 28 日の圧縮強度と静弾性係数の関係

ュコンクリート試験は練上がり直後に実施し，目標スランプは 18±2.5cm，目標空気量は 4.5±1.5%とした．

2.2 実験結果および考察

(1) フレッシュコンクリート性状

フレッシュコンクリートの試験結果（室内_フレッシュ･圧縮）を**表-4** に示す．スランプおよび空気量は，化学混和剤の添加率の調整により，ほぼすべての調合において目標値を満足した．BS の使用率が高い場合であっても，AE 減水剤または高性能 AE 減水剤を用いて，一般のコンクリートと同様の手法でスランプ，空気量の調整が，可能であると考えられる．

(2) 圧縮強度性状

実験 1 の材齢と圧縮強度の関係を**図-1** に，BS の使用率 0%に対する BS の使用率 70%の圧縮強度比を**表-5** に示す．BS の使用率にかかわらず，材齢の経過に伴い圧縮強度は増加し，水結合材比（以下，W/B と略記する）が小さくなるほど圧縮強度が大きくなる傾向が認められた．BS の使用率 0%に対する BS の使用率 70%の圧縮強度比は，材齢 3，7 日では 0.49～0.72 倍程度，材齢 14，28 日では 0.73～0.97 倍程度となった．材齢が経過すると，BS の使用率 0%に対する BS の使用率 70%の圧縮強度比が大きくなり，長期強度の増進が見込まれると類推できる．

実験 2 の材齢と圧縮強度の関係を**図-2** に，BS の使用率 70%に対する BS の使用率 80%の圧縮強度比を**表-6** に示す．BS の使用率 70%に対する BS の使用率 80%の圧縮強度比は，材齢 3，7 日では 0.57～0.96 倍程度，材齢 14，28 日では 0.82～0.96 倍程度となった．また，実験 1 と同様に，材齢が経過すると，BS の使用率 70%に対する BS の使用率 80%の圧縮強度比は大きくなった．

結合材水比と材齢 28 日の補正後圧縮強度の関係を**図-3** に示す．ここで，結合材水比と圧縮強度の関係を評価するにあたり，空気量が圧縮強度に影響を及ぼす可能性が考えられたため，空気量の試験結果をもとに圧縮強度の補正を行った [4]．すべての調合において，結合材水比と圧縮強度は相関性が高い直線関係にあることが確認された．よって，一般のコンクリートと同様に，結合材水比と圧縮強度の関係式による調合設計が可能と考えられる．

材齢 28 日の圧縮強度と静弾性係数の関係を**図-4** に示す．図中に日本建築学会の鉄筋コンクリート構造計算規準･同解説（以下，RC 規準と略記する）に採用されている関係式をあわせて示す．圧縮強度が大きくなると静弾性係数は RC 規準の関係式と同様の傾向で大きくなった．圧縮

強度と静弾性係数の関係は一般のコンクリートと同様と考えられる.

2.3 室内実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状のまとめ

室内実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状を確認した結果，以下の知見が得られた.

(1)高炉スラグ微粉末の使用率が高い場合であっても，AE 減水剤または高性能 AE 減水剤を用いて，一般のコンクリートと同様の手法でスランプ，空気量の調整が可能であった.

(2)高炉スラグ微粉末の使用率が 70，80%の低炭素型のコンクリートの結合材水比と圧縮強度は相関性が高い直線関係にあり，一般のコンクリートと同様の調合設計が可能であった.

3．室内実験におけるコンクリートの初期性状，収縮性状および耐久性状の検討

3.1 実験概要

(1) 室内実験におけるコンクリートの初期性状，収縮性状および耐久性状の実験概要

実験の要因と水準（室内_初期･収縮･耐久性）を**表-7** に示す．初期性状，収縮性状および耐久性状を把握するため，以下の目的で実験 3～9 を実施した．なお，実験 3，4，6～9 の実験においては BS の使用率 0，70，80%についての比較を実施した.

実験 3 は，BS の使用率の違いによるブリーディング量の確認を目的とした．W/B はブリーディング量が多い 55%のみの実施とした.

実験 4 は，BS の使用率および高炉セメント C 種を超える範囲である BS の使用率 80%における W/B の違いによる凝結時間の確認を目的とした.

実験 5 は，高炉セメント C 種を超える範囲である BS の使用率 80%および高炉セメント C 種の範囲の下限値程度となる BS の使用率 60%における断熱温度上昇量の確認を目的とした．なお，高炉セメント C 種の BS の使用率の範囲は 60%を超え 70%以下と規定されていることから，BS の使用率 60%を確認することにより，高炉セメント C 種の範囲において最大以上となる断熱温度上昇量を把握できると考えた.

実験 6 は，BS の使用率および高炉セメント C 種を超える範囲である BS の使用率 80%における W/B の違いによる自己収縮および線膨張係数の確認を目的とした.

実験 7，8，9 は，それぞれ，BS の使用率および W/B の違いによる乾燥収縮率，中性化深さ，凍結融解抵抗性の確認を目的とした.

いずれの実験も，BS の使用率および W/B を要因とし，1～3 水準どうしの組合せにより合計 42 ケースのデータを取得した.

表-7　実験の要因と水準（室内_初期･収縮･耐久性）

実験			要因	水準	備考
初期性状	3	ブリーディング	BSの使用率(%)	0, 70, 80	計3ケース
			水結合材比(%)	55	
	4	凝結	BSの使用率(%)	0, 70, 80	BS0, 70%は水結合材比39%のみ，BS80%は水結合材比全水準の測定で計5ケース
			水結合材比(%)	55, 39, 30	
	5	断熱温度上昇特性	BSの使用率(%)	60, 80	計2ケース
			水結合材比(%)	39	
収縮性状	6	自己収縮（線膨張係数）	BSの使用率(%)	0, 70, 80	BS0, 70%は水結合材比39%のみ，BS80%は水結合材比全水準の測定で計5ケース
			水結合材比(%)	55, 39, 30	
	7	乾燥収縮	BSの使用率(%)	0, 70, 80	計9ケース
			水結合材比(%)	55, 39, 30	
耐久性状	8	中性化	BSの使用率(%)	0, 70, 80	計9ケース
			水結合材比(%)	55, 39, 30	
	9	凍結融解抵抗性	BSの使用率(%)	0, 70, 80	計9ケース
			水結合材比(%)	55, 39, 30	

表-8　使用材料（室内_初期･収縮･耐久性）

材料	記号	種類・特性・主成分
水	W1	地下水
セメント	C	普通ポルトランドセメント，密度3.16g/cm^3
混和材	BS	高炉スラグ微粉末4000，密度2.89g/cm^3
細骨材	S1	山砂，表乾密度2.60～2.61g/cm^3
	S2	石灰岩砕砂，表乾密度2.67g/cm^3
粗骨材	G1	硬質砂岩砕石，表乾密度2.64g/cm^3
混和剤	Ad2	高性能AE減水剤，ポリカルボン酸エーテル系化合物

表-9　試験項目および試験方法（室内_初期･収縮･耐久性）

試験項目		試験方法
フレッシュコンクリート性状	スランプ試験	JIS A 1101
	スランプフロー試験	JIS A 1150
	空気量試験	JIS A 1128
	コンクリート温度測定	JIS A 1156
圧縮強度性状	圧縮強度試験*	JIS A 1108（供試体Φ10×20cm，標準養生材齢28日，n=3）
	静弾性係数試験*	JIS A 1149（供試体Φ10×20cm，標準養生材齢28日，n=3）
初期性状	ブリーディング試験	JIS A 1123, n=2
	凝結時間試験	JIS A 1147, n=1
	断熱温度上昇試験	JCI-SQA3（コンクリート中心部の上昇温度が定常状態になるまで測定）, n=1
収縮性状	線膨張係数の測定	中心部に埋込型ひずみ計を埋設した材齢56日の封かん養生供試体□10×10×40cmを用い，図1に示す温度履歴を与えて5分間隔でひずみを測定，n=1
	自己収縮試験	JCI-SAS2（供試体□10×10×40cm, n=2）
	乾燥収縮試験*（長さ変化測定）	JIS A 1129-3（供試体□10×10×40cm，材齢7日まで20℃水中養生，室温20℃･相対湿度60%の乾燥材齢1, 3, 5, 8, 13, 26週，n=3）
耐久性状	促進中性化試験*	JIS A 1153（供試体□10×10×40cm，促進養生材齢1, 4, 8, 13, 19, 26週，n=3）
	凍結融解試験*	JIS A 1148（供試体□10×10×40cm, n=3）

*脱型：材齢3日

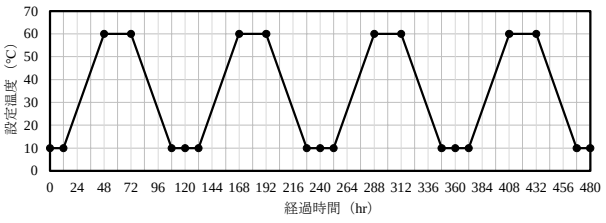


図-5　線膨張係数測定時に与えた温度履歴

(2) 使用材料，試験項目および調合

使用材料（室内_初期･収縮･耐久性）を**表-8** に，試験項目および試験方法（室内_初期･収縮･耐久性）を**表-9** に，線膨張係数測定時に与えた温度履歴を**図-5** に，調合（室内_初期･収縮･耐久性）を**表-10** に示す．フレッシュコン

表-10　使用材料およびフレッシュコンクリート試験結果･圧縮強度試験結果（室内_初期･収縮･耐久性）

実験			調合名	BSの使用率 (%)	水結合材比 (%)	単位量(kg/m^3)						混和剤 (B×%)	フレッシュコンクリート性状			圧縮強度性状	
						W	C	BS	S1	S2	G		スランプ (cm)	空気量 (%)	コンクリート温度(℃)	圧縮強度 (N/mm^2)	静弾性係数 (kN/mm^2)
初期性状	3	ブリーディング	B-00-55	0	55	170	310	0	577	247	982	0.650	20.0	3.6	20	39.9	32.5
			B-70-55	70	55	163	89	208	588	252	982	0.500	20.0	4.1	20	32.0	32.3
			B-80-55	80	55	163	59	238	587	251	982	0.450	20.5	4.2	20	27.2	29.1
	4	凝結	S-00-39	0	39	170	436	0	506	217	982	0.650	19.5	4.8	21	55.0	35.0
			S-70-39	70	39	163	125	293	513	220	982	0.450	19.5	4.0	20	46.3	36.9
			S-80-55	80	55	163	59	238	585	251	982	0.450	20.5	4.2	20	27.2	29.1
			S-80-39	80	39	163	84	334	511	219	982	0.500	19.5	3.6	20	42.4	35.8
			S-80-30	80	30	163	109	435	432	185	982	0.650	17.5	3.7	21	63.7	37.9
	5	断熱温度上昇特性	A-60-39	60	39	163	167	251	515	221	982	0.650	20.5	5.4	21	47.2	32.5
			A-80-39	80	39	163	84	334	511	219	982	0.500	20.5	5.0	20	44.3	33.0
収縮性状	6	自己収縮（線膨張係数）	初期性状・凝結時間の実験と同一のコンクリートから採取した試料により測定														
	7	乾燥収縮	D-00-55	0	55	170	310	0	577	247	982	0.700	17.5	3.8	20	42.3	32.9
			D-00-39	0	39	170	436	0	504	216	982	0.700	18.5	3.7	21	60.5	35.4
			D-00-30	0	30	170	567	0	428	184	982	0.900	20.0	4.2	22	79.8	38.9
			D-70-55	70	55	163	89	208	587	251	982	0.475	19.5	3.8	20	34.7	30.7
			D-70-39	70	39	163	125	293	512	219	982	0.450	18.5	4.5	20	50.2	34.5
			D-70-30	70	30	163	163	381	434	186	982	0.750	20.0	3.6	20	78.9	38.3
			D-80-55	80	55	163	59	238	585	251	982	0.475	20.5	4.1	19	28.3	28.1
			D-80-39	80	39	163	84	334	509	218	982	0.500	20.0	4.1	19	42.9	33.2
			D-80-30	80	30	163	109	435	431	185	982	0.600	17.5	3.6	20	64.4	35.4
耐久性状	8	中性化	C-00-55	0	55	170	310	0	577	247	982	0.700	18.0	5.1	21	37.9	30.3
			C-00-39	0	39	170	436	0	504	216	982	0.800	20.0	5.2	22	55.2	32.7
			C-00-30	0	30	170	567	0	428	184	982	1.000	19.0	3.8	23	84.9	38.9
			C-70-55	70	55	163	89	208	587	251	982	0.500	20.0	5.1	21	32.5	28.6
			C-70-39	70	39	163	125	293	512	219	982	0.450	18.5	5.2	21	46.5	33.1
			C-70-30	70	30	163	163	381	434	186	982	0.750	16.5	4.5	21	73.1	34.6
			C-80-55	80	55	163	59	238	585	251	982	0.550	20.0	4.8	20	28.3	28.3
			C-80-39	80	39	163	84	334	509	218	982	0.500	19.5	5.1	20	41.0	30.1
			C-80-30	80	30	163	109	435	431	185	982	0.700	19.5	5.0	21	62.9	33.3
	9	凍結融解抵抗性	F-00-55	0	55	170	310	0	577	247	982	0.700	17.5	4.5	21	41.7	32.7
			F-00-39	0	39	170	436	0	504	216	982	0.700	18.0	4.5	21	58.4	36.1
			F-00-30	0	30	170	567	0	428	184	982	0.950	16.0	4.2	23	80.3	37.6
			F-70-55	70	55	163	89	208	587	251	982	0.500	20.5	4.5	20	33.9	30.8
			F-70-39	70	39	163	125	293	512	219	982	0.450	17.0	4.5	20	46.4	34.8
			F-70-30	70	30	163	163	381	434	186	982	0.900	17.5	4.0	21	79.1	37.4
			F-80-55	80	55	163	59	238	585	251	982	0.450	20.0	5.0	20	26.2	27.1
			F-80-39	80	39	163	84	334	509	218	982	0.500	19.5	4.9	20	39.2	32.1
			F-80-30	80	30	163	109	435	431	185	982	0.700	16.5	5.2	21	52.8	34.8

クリート性状の試験は練上がり直後に実施し，目標スランプは 18±2.5cm，目標空気量は 4.5±1.5%とした．

3.2 実験結果および考察

(1) 基本性状

フレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状の試験結果（室内_初期･収縮･耐久性）を**表-10** に示す．スランプおよび空気量は，化学混和剤の添加率の調整により，すべての調合において目標値を満足した．

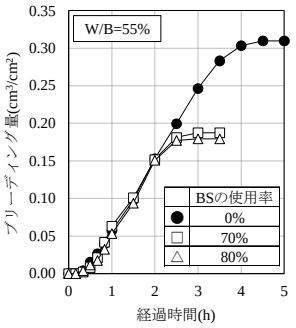


図-6　ブリーディング試験結果

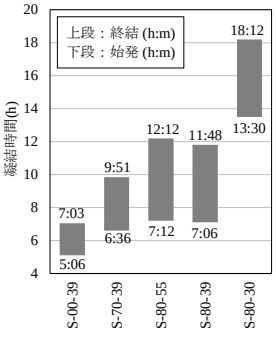


図-7　凝結試験結果

(2) ブリーディング

初期性状におけるブリーディングの試験結果を**図-6** に示す．BS の使用率にかかわらず，初期 2 時間までの発生傾向に顕著な差はみられなかった．ただし，ブリーディング量は，BS の使用率が大きくなるほど減少し，終了時間が早くなる傾向を示した．一般に，ブリーディング量は，BS の使用率が大きくなるほどポルトランドセメント量が減少し，初期の反応が遅延するため，ブリーディング量は多くなるといわれている [5]．一方で，BS 使用による比表面積の増大に伴って水との接触面積が大きくなることから，BS の粒子周囲に拘束される水量が増し，ブリ

ーディング量が少なくなると考えられている[6]．既往の研究でも前者の傾向[7]と後者の傾向[8]を示す結果がみられ，本実験では後者と同様の傾向を示した．

(3) 凝結

初期性状における凝結の試験結果を**図-7** に示す．凝結時間は，始発および終結ともに，BS の使用率が大きくなるほど遅延する傾向を示した．BS の使用率 80%のコンクリートでは，W/B=55%と W/B=39%の調合でほぼ同程度の凝結時間を示したが，W/B=30%の調合で大幅に凝結時間が遅延する結果となった．これは，混和剤の添加量が大きくなったためと考えられる W/B=30%の高強度域の調合では，凝結遅延による影響を考慮する必要がある．

(4) 断熱温度上昇特性

各試験ケースで実測した断熱温度上昇量と，比較のためマスコンクリートの温度ひび割れ制御設計・施工指針[9]の予測式で算出した，打込み温度 20℃，呼び強度 40 のマスコンクリート対策として用いられる各セメント（M：中庸熱，L：低熱）を使用したコンクリートの断熱温度上昇量を**図-8** に示す．図中に示した M,L の終局断熱温度上昇量 K，断熱温度上昇速度を表す係数αおよびβは指針に示されている係数を用いて算出し，試験ケースの K は実測値を，αは式[1]より回帰して求めた．

$$Q(t) = K(1 - e^{-\alpha t^{\beta}}) \qquad [1]$$

ここに，t：材齢(日)，$Q(t)$：断熱温度上昇量(℃)，K：終局断熱温度上昇量(℃)，α，β：断熱温度上昇速度係数

断熱温度上昇速度係数αにおいて，各試験ケースは，M と同程度で L より大きく，材齢初期では L と比べて試験ケースの温度上昇量が上回っている箇所があった．一方で，終局断熱温度上昇量 K において，試験ケースは M，L よりも小さいことが確認できた． BS の使用率を 80，60%とすることで，温度上昇量を抑えることが可能であり，温度ひび割れ対策として有効であると考えられる．

(5) 線膨張係数

線膨張係数の測定結果を**表-11** に示す．一般的なコンクリートの線膨張係数は 7～13（×10^{-6}/℃）[10]と言われており，BS を高含有した本研究のコンクリートの線膨張係数は一般的な範囲にあることを確認した．また，BS の使用率 80%において W/B が小さくなるほど線膨張係数は大きくなる結果となった．

(6) 自己収縮

材齢約 50 日までの自己収縮ひずみの測定結果を**図-9** に示す．BS の使用率 80%において，自己収縮ひずみは W/B が小さくなるほど大きくなる傾向となった．W/B39%において，自己収縮ひずみは BS の使用率 80，0，70%の順でひずみが大きくなったが，その差は最大で 37×10^{-6} と小さ

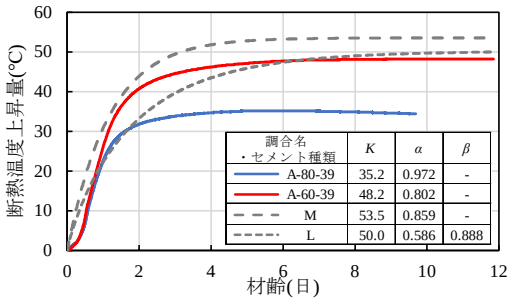


図-8 コンクリートの断熱温度上昇量

表-11 線膨張係数の測定結果

調合名	BSの使用率 (%)	水結合材比 (%)	線膨張係数 (×10^{-6}/℃)
S-80-55	80	55	10.43
S-80-39		39	11.67
S-80-30		30	12.08
S-70-39	70	39	12.20
S-00-39	0	39	9.16

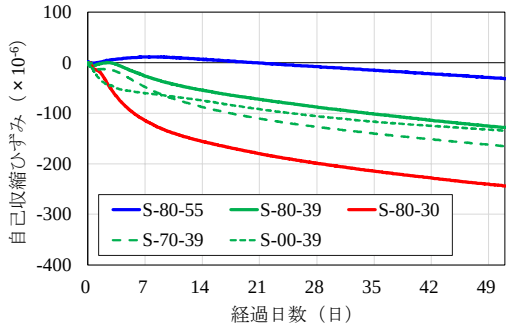


図-9 自己収縮ひずみの測定結果

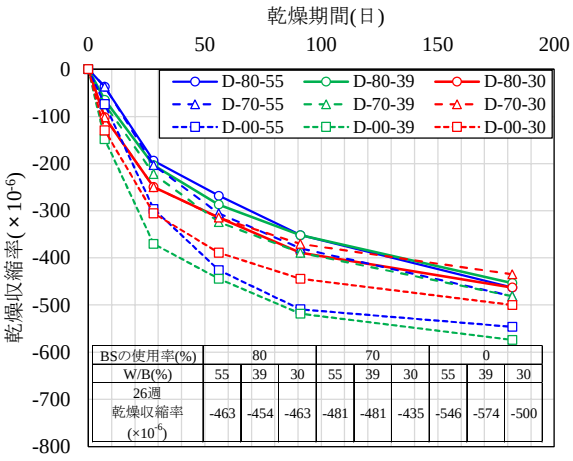


図-10 乾燥期間 26 週までの乾燥収縮率

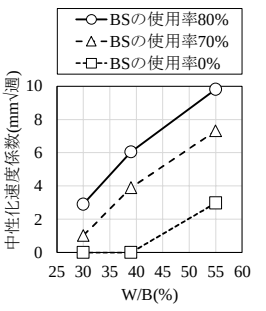


図-11 W/B と促進期間 26 週までの中性化速度係数の関係

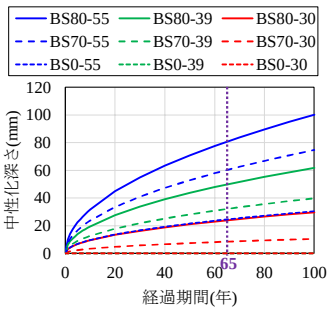


図-12 経過期間と推定中性化深さの関係

く，BS の使用率による大きな違いは確認できなかった．

(7) 乾燥収縮

乾燥期間 26 週までの乾燥収縮率を**図-10** に示す．すべての試験ケースにおいて，建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5[11]（以下，JASS 5 と略記する）にて規定されている乾燥期間 26 週において 8×10^{-4} 以下になることを確認した．乾燥収縮率は，BS の使用率 80%と 70%は同程度となり，BS の使用率 0%は 80%および 70%よりひずみが大きくなった．W/B の違いによる明確な差は確認できなかった．

(8) 中性化

BS の使用率別の W/B と促進期間 26 週までの中性化速度係数の関係を**図-11** に示す．なお，中性化速度係数は，促進中性化試験結果より式[2]を用いて算出した．

$$C = A\sqrt{t} \qquad [2]$$

ここに，C：中性化深さ(mm)，A：促進中性化試験による中性化速度係数(mm√週)，t：材齢(週)

W/B が大きくなるほど，BS の使用率が大きくなるほど，中性化速度係数は増大する結果となった．

経過期間と推定中性化深さの関係を**図-12** に示す．推定中性化深さは，鉄筋コンクリート造建築物の耐久設計施工指針・同解説 [12]より式[3]を用いて算出した．環境条件は，温度 20℃，相対湿度 60%，CO_2 濃度は耐久設計上で屋内の値として用いられる 0.10%とした．

$$C = A\sqrt{CO_2/5.0}\cdot\sqrt{t} \qquad [3]$$

ここに，C：中性化深さ(mm)，CO_2：CO_2 濃度(%)，A：促進中性化試験による中性化速度係数(mm√週)，t：材齢(週)

JASS 5 では，仕上げなしの場合，計画供用期間の級が標準（65 年）において，スラブを除いた構造部材の最小かぶり厚さを 40mm としている．C-80-55，C-80-39 および C-70-55 を除いた試験ケースにおいて，65 年経過後の推定中性化深さが 40mm を下回る結果となった．すなわち，BS の使用率が 80%では W/B30％以下，70%では W/B39%以下と，W/B を低減することで，BS による中性化の進行を抑え，鉄筋コンクリート構造物に適用可能と考えられる．

(9) 凍結融解抵抗性

凍結融解試験による相対動弾性係数を**図-13** に，質量減少率を**図-14** に示す．F-00-55 を除いた試験ケースにおいて，300 サイクルでの相対動弾性係数は 95%を超え，質量減少率は 1.0%以下となった．**表-10** に示す通り，各調合の空気量試験結果に大きな違いはなく，**図-13** より BS の使用率の違いによる相対動弾性係数の差が小さいことから，BS の使用率 80，70%による凍結融解抵抗性への影響は小さいと考えられる．さらに，W/B55%においては，

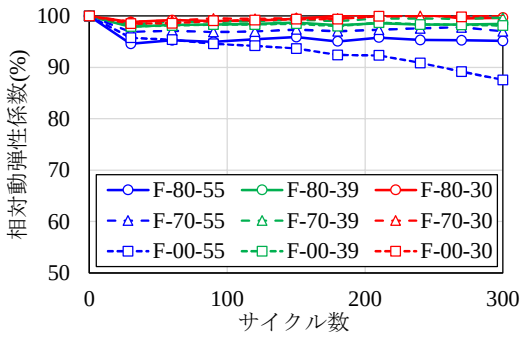


図-13 凍結融解試験による相対動弾性係数

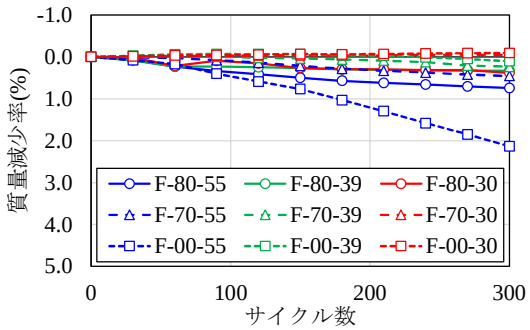


図-14 凍結融解試験による質量減少率

BS の使用率 0%の相対動弾性係数が最も小さい値となり，空気量や圧縮強度の差が小さいことから，BS を使用することで凍結融解試験抵抗性が向上する可能性が示唆された．

3.3 室内実験におけるコンクリートの初期性状，収縮性状および耐久性状のまとめ

室内実験におけるコンクリートの初期性状，収縮性状および耐久性状を確認した結果，以下の知見が得られた．

(1) 初期性状において，ブリーディング量は BS の使用率が大きくなるほど減少し終了時間が早くなり，凝結時間は始発および終結ともに BS の使用率が大きくなるほど遅延する傾向を示した．また，断熱温度上昇特性において温度上昇量を抑えることが可能であり温度ひび割れ対策の有効性を確認した．

(2) 収縮性状において，線膨張係数は一般的なコンクリートと同等の範囲にあり，自己収縮ひずみは BS の使用率の違いによる明確な差は確認されず，BS の使用率 0%と同程度となった．また，乾燥収縮率は 乾燥期間 26 週において 8×10^{-4} 以下となり BS の使用率 80%と 70%が 0%よりひずみが小さくなった．

(3) 耐久性状において，BS の使用率が大きくなるほど促進中性化試験による促進期間 26 週までの中性化速度係数は増大したが，W/B を低減することで鉄筋コンクリート構造物に適用可能となる範囲を確認した．また，凍結融解抵抗性への影響は小さいことを確認した．

4．実機実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状の検討

4.1 実験概要

(1) 実機実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状の実験概要

実験の要因と水準（実機_フレッシュ･圧縮）を**表-12** に示す．結合材の割合は，いずれの実験も，普通ポルトランドセメントを 20%，BS を 80%とし，以下の目的で実験 10 および実験 11 を実施した．

実験 10 は，フレッシュコンクリート性状の経時変化の確認を目的とした．

実験 11 は，構造体コンクリートの圧縮強度および構造体強度補正値（以下，$_{28}S_{91}$ 値と略記する）の確認を目的とした．

(2) 使用材料，試験項目および調合

使用材料（実機_フレッシュ･圧縮）を**表-13** に示す．実験 10 と実験 11 は異なる場所で実施したため，骨材，水は異なる種類の材料を用いた．

試験項目および試験方法（実機_フレッシュ･圧縮）を**表-14** に，調合（実機_フレッシュ･圧縮）を**表-15** に示す．実験 10 では，フレッシュコンクリート性状の試験を，練上がり直後，練混ぜから 30，60，90，120 分後に実施した．実工事における運搬時間を想定し，練混ぜから 60 分で目標値を満足することとした．実験 11 では，フレッシュコンクリート性状の試験は練上がり直後に実施した．

4.2 実験結果および考察

(1) フレッシュコンクリート性状

フレッシュコンクリートの試験結果（実機_フレッシュ･圧縮）を**表-15** に示す．スランプ，スランプフローお

表-12　実験の要因と水準（実機_フレッシュ･圧縮）

実験No.	要因	水準
10	水結合材比(%)	50，39，35
11	水結合材比(%)	55，39，30
	季節区分	夏期，標準期，冬期

表-13　使用材料（実機_フレッシュ･圧縮）

材料	記号	種類・特性・主成分	
		実験10	実験11
セメント	C	普通ポルトランドセメント,密度3.16g/cm^3	
混和材	BS	高炉スラグ微粉末4000,密度2.89g/cm^3	
細骨材	S1	—	山砂,表乾密度2.59-2.61g/cm^3
	S2	—	砕砂,表乾密度2.67-2.68g/cm^3
	S3	陸砂,表乾密度2.58g/cm^3	—
	S4	砕砂,表乾密度2.62g/cm^3	—
粗骨材	G1	—	硬質砂岩砕石，表乾密度2.64g/cm^3
	G2	石灰石砕石，表乾密度2.70g/cm^3	—
混和剤	Ad	高性能AE減水剤，ポリカルボン酸エーテル系化合物	
水	W1	—	地下水
	W2	上水道水	—

表-14　試験項目および試験方法（実機_フレッシュ･圧縮）

試験項目		試験方法
フレッシュコンクリート性状	スランプ スランプフロー	JIS A 1101 JIS A 1150
	空気量	JIS A 1128
	コンクリート温度	JIS A 1156
圧縮強度性状	圧縮強度	JIS A 1108（標準養生：材齢7,28,56,91日，n=3，構造体コンクリート：JASS 5T-605によるコア供試体_材齢28,56,91日，n=6，JASS 5T-606による簡易断熱養生供試体_材齢28,56,91日，n=3）

表-15　調合およびフレッシュコンクリート試験結果（実機_フレッシュ･圧縮）

実験No.	調合名	製造時の季節区分	BSの使用率(%)	水結合材比(%)	単位量(kg/m^3) W1またはW2	C	BS	S1またはS3	S2またはS4	G1またはG2	Ad(B×%)	フレッシュコンクリート性状（実験10：練混ぜから60分後，実験11：練上り直後） 目標スランプまたは目標スランプフロー(cm)	スランプ(cm)	スランプフロー(cm)	目標空気量(%)	空気量(%)	コンクリート温度(℃)
10	10-BS80-50-冬	冬期	80	50	165	66	264	435	435	929	0.73	21±2.0	22.5	43.5	4.5±1.5	5.0	13
	10-BS80-39-冬			39	165	85	338	394	394	929	0.78		23.0	46.5		4.7	14
	10-BS80-35-冬			35	165	94	378	382	382	908	0.83	55±7.5	—	60.0		4.6	14
11	11-BS80-55-夏	夏期	80	55	163	59	238	591	253	976	0.55	18±2.5	18.0	29.5		5.2	31
	11-BS80-39-夏			39	163	84	334	515	221	976	0.65		20.0	20.5		3.8	29
	11-BS80-30-夏			30	163	109	435	436	187	976	0.90		19.5	31.5		6.0	31
	11-BS80-55-標	標準期	80	55	163	59	238	585	251	982	0.55		18.5	31.0		4.1	18
	11-BS80-39-標			39	163	84	334	509	218	982	0.63		20.0	33.5		4.7	18
	11-BS80-30-標			30	163	109	435	431	185	982	0.95		19.0	30.0		3.0	21
	11-BS80-55-冬	冬期	80	55	163	59	238	588	252	976	0.60		19.5	34.0		3.3	11
	11-BS80-39-冬			39	163	84	334	513	220	976	0.70		20.5	34.0		3.2	12
	11-BS80-30-冬			30	163	109	435	435	186	976	1.10		18.0	29.0		5.5	14

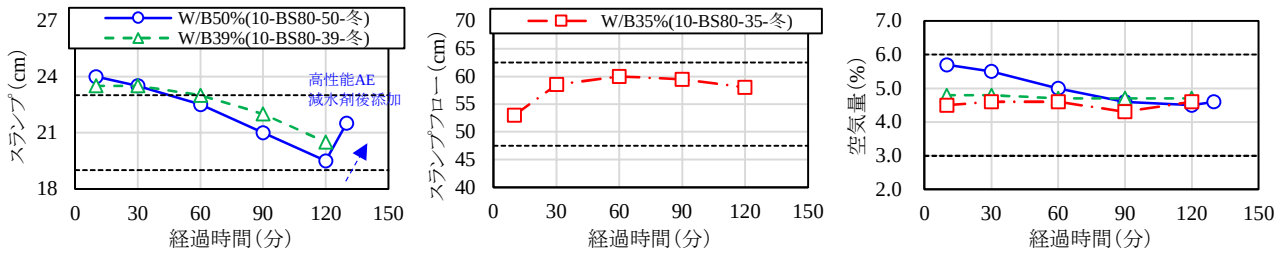


図-15　フレッシュコンクリートの経時変化

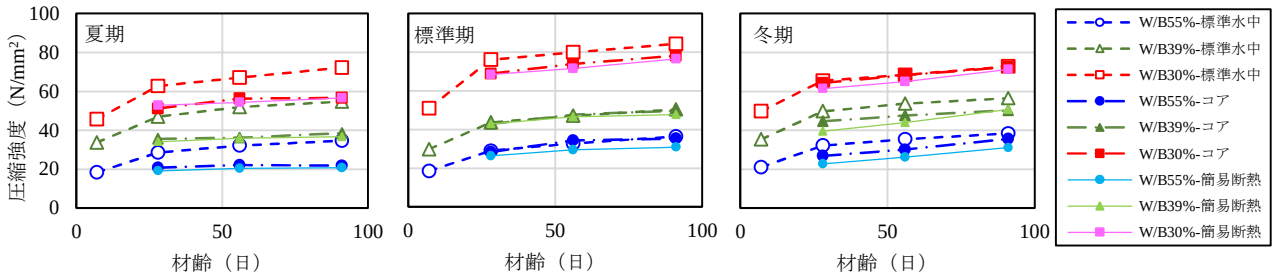


図-16　材齢と圧縮強度の関係

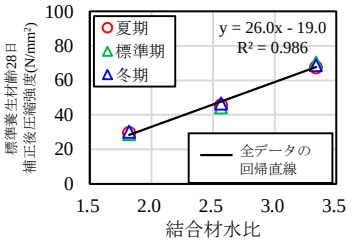


図-17　結合材水比と標準養生材齢 28 日の補正後圧縮強度の関係

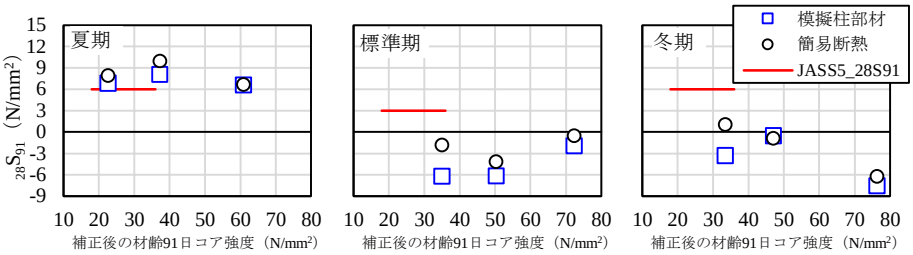


図-18　補正後の材齢 91 日コア強度と $_{28}S_{91}$ の関係

よび空気量は，化学混和剤の添加率の調整により，すべての調合において目標値を満足した．

フレッシュコンクリートの経時変化を図-15 に示す．スランプ，スランプフロー，空気量は経過時間 60 分から 120 分まで目標の範囲を満足した．W/B50%において，経過時間 120 分のフレッシュコンクリート試験終了後に高性能 AE 減水剤の後添加を実施したところ，スランプが 21.5cm に回復した．これより，スランプロスが大きい場合，高性能 AE 減水剤の後添加により調整が可能と考えられる．

(2) 圧縮強度性状

材齢と圧縮強度の関係を図-16 に示す．コアおよび簡易断熱の圧縮強度は，同一材齢の標準養生と比較し小さくなり，特に夏期において差が 10N/mm² 以上となった．コアと簡易断熱の圧縮強度の差は，3N/mm² 程度でありほぼ同程度の値となった．ここで，例えば，W/B30%の夏期と標準期の同一材齢における標準養生の圧縮強度は，差が 10N/mm² 程度である．これは，空気量が夏期は 6.0%，標準期は 3.0%であったことが影響していると考えられる．そこで，空気量の試験結果をもとに圧縮強度の補正を行い[4]，これ以降は補正後の圧縮強度で検討した．

結合材水比と標準養生材齢 28 日の補正後圧縮強度の関係を図-17 に示す．季節に関わらず同一 W/B の場合，同程度の圧縮強度となり，結合材水比と圧縮強度は相関性が高い直線関係にあることが確認された．このことから，実機による製造においても結合材水比と圧縮強度の関係式による調合設計が可能と考えられる．

補正後の材齢 91 日コア強度と $_{28}S_{91}$ の関係を図-18 に示す．図中の JASS 5_$_{28}S_{91}$ は，JASS 5[13]の高炉セメント C 種の $_{28}S_{91}$ である．標準期，冬期の $_{28}S_{91}$ は JASS 5 の $_{28}S_{91}$ より小さく，夏期の $_{28}S_{91}$ は JASS 5 の $_{28}S_{91}$ よりやや大きい値となった．BS の使用率 80%の場合，標準期，冬期は JASS 5 の $_{28}S_{91}$ を採用することが可能と考えられ，夏期は工場での実験データから $_{28}S_{91}$ を設定することが必要と考えられる．

4.3 実機実験におけるフレッシュコンクリート性状および圧縮強度性状のまとめ

高炉スラグ微粉末の使用率が 80%の低炭素型のコンクリートに関する実機実験の結果，以下の知見が得られた．

(1) スランプ，スランプフロー，空気量は化学混和剤の添加率の調整により経時 120 分まで目標の範囲を満足した．

(2) 結合材水比と圧縮強度は相関性が高い直線関係にあり，一般のコンクリートと同様の調合設計が可能であった．

(3) 標準期，冬期は JASS5 の高炉セメント C 種の $_{28}S_{91}$ を採用でき，夏期は工場での実験データによる $_{28}S_{91}$ の設定が必要と考えられた．

5．まとめ

普通ポルトランドセメントに混和材として高炉スラグ微粉末を高含有したコンクリートの基本的な性能を把握することを目的に，室内実験および実機実験により検討を実施した結果，以下の知見が得られた．

(1) スランプ，スランプフロー，空気量は，一般のコンクリートと同様に，適切な化学混和剤の添加率とすることにより経時 120 分まで目標の範囲に調整可能であった．

(2) 結合材水比と圧縮強度は相関性が高い直線関係にあり，一般のコンクリートと同様の調合設計が可能であった．また，標準期，冬期は JASS 5 の高炉セメント C 種の

$_{28}S_{91}$ を採用でき，夏期は工場での実験データによる $_{28}S_{91}$ の設定が必要と考えられた．

(3) 一般のコンクリートと比較し，ブリーディング量は減少し終了時間が早くなり， 凝結時間は始発および終結ともに遅延した．また，断熱温度上昇量を抑制することが可能であり，温度ひび割れ対策に有効であった．

(4) 一般のコンクリートと比較し，線膨張係数および自己収縮によるひずみは同程度であり，乾燥収縮によるひずみは小さくなった．

(5) 一般のコンクリートと比較し，促進中性化試験による中性化速度係数は増大したが，水結合材比を低減することで中性化の進行を抑え，鉄筋コンクリート構造物に適用可能であることを確認した．また，凍結融解抵抗性への影響は小さかった．

以上の知見を得られているが，実構造物に適用する際には，高炉スラグ微粉末の供給やレディーミクストコンクリート工場の協力が課題となる．また，建築物件で使用する際は本技術に関する何らかの公的証明が必要になると考えられるが，その証明は未取得の状況である．

謝辞：本研究に関して，シーカ・ジャパン（当時ポゾリスソリューションズ），アサノコンクリート品川工場のご協力を得ました．ここに記して謝意を表します．

参考文献

1) 日本建築学会：建築工事標準仕様書･同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2022，p.181
2) 和地正浩他：高炉スラグ高含有セメントを用いたコンクリートの性質，コンクリート工学年次論文集，Vol.32，No.1，pp.485-490，2010
3) 白根勇二他：硬化促進剤を用いた低炭素型のコンクリートの施工事例，土木学会第 73 回年次学術講演会，V-217，2018
4) 日本コンクリート工学会：コンクリート技術の要点'25，p.70，2025.9
5) 日本建築学会：高炉セメントまたは高炉スラグ微粉末を用いた鉄筋コンクリート造建築物の設計･施工指針（案）･同解説，2017.9
6) 宮澤祐介他：高炉スラグ微粉末の比表面積および置換率がコンクリートの長期強度発現に及ぼす影響，日本建築学会構造系論文集，Vol.82，No.740，pp.1517-1526，2017.10
7) 古川雄太他：高炉スラグ微粉末を高含有した環境配慮型コンクリートの基礎物性 その 2 フレッシュ性状および力学性状，日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），pp.81-82，2016.8
8) 川又篤他：各種使用率で高炉スラグ微粉末を混和材として用いたコンクリートの性状 その 4 室内実験におけるブリーディングおよび凝結，日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），pp.541-542，2019.9
9) 日本建築学会：マスコンクリートの温度ひび割れ制御設計･施工指針･同解説，p.54，2019
10) 日本コンクリート工学会：コンクリート便覧（第 2 版），p.262，1996
11) 日本建築学会：建築工事標準仕様書･同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事，pp.409-414，2022
12) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建築物の耐久設計施工指針･同解説，pp.99,116，2016
13) 日本建築学会：建築工事標準仕様書･同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2022，pp.20,61

PFAS含有水の浄化処理に用いるイオン交換樹脂の基礎的性能評価

林　夕　紀　子[*1]　　後藤　ゆかり[*1]
森　川　　純[*1]　　國　井　　聡[*1]
芳　賀　直　樹[*1]

要　　旨

有機フッ素化合物（PFAS）は，撥水性，撥油性，耐熱性，化学的安定性に優れることから，泡消火薬剤，表面処理剤，半導体関連材料など幅広い分野で利用されてきた．一方で，その多くは難分解性，生体蓄積性を有し，環境中に残留しやすいことから，近年では水環境中での存在実態や人の健康への影響に対する懸念が高まっている．PFAS 含有水の処理技術としては，粒状活性炭による吸着法や逆浸透膜等を用いた膜分離法が知られているが，処理コスト，対象水質への適用性などの観点から，それぞれに課題がある．そこで本研究では，PFAS の除去技術の一つとしてイオン交換樹脂に着目し，吸着性能に影響を及ぼすとされる温度や pH 等の因子について，代表的な PFAS である PFOS，PFOA，PFHxS を対象に基礎的な評価を行った．さらに，水中に存在するイオンなどの共存成分を含む実試料を用いた吸着性能評価も実施し，実環境への適用可能性や基礎試験結果との関係について検討した．

キーワード　PFAS／イオン交換樹脂／吸着処理／浄化処理／共存イオン／性能評価

目　　次

１．背景
２．振とう吸着試験
３．試験結果
４．実試料を用いたイオン交換樹脂性能の評価
５．まとめ

FUNDAMENTAL PERFORMANCE EVALUATION OF ION-EXCHANGE RESINS FOR THE TREATMENT OF PFAS-CONTAINING WATER

Yukiko　HAYASHI　　**Yukari　GOTO**
Jun　MORIKAWA　　**Satoshi　KUNII**
Naoki　HAGA

Synopsis:

Per- and polyfluoroalkyl substances (PFAS) are widely used for their water and oil repellency, heat resistance, and chemical stability, but their persistence and bioaccumulation have raised environmental and health concerns. This study evaluated ion-exchange resins as a PFAS removal technology, focusing on the effects of temperature and pH on the adsorption of PFOS, PFOA, and PFHxS. Adsorption performance was also examined using real samples containing coexisting components to assess applicability under actual environmental conditions.

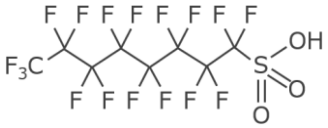
＊１本店　ICI テクノロジーセンター　環境技術グループ

1. 背景

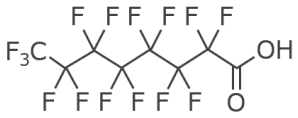
1.1 社会情勢

近年，有機フッ素化合物（PFAS）は，河川水，地下水，湖沼水などの環境水中で検出される事例が国内外で報告されており，水環境中の新たな汚染物質として社会的関心が高まっている．代表的な PFAS としては PFOS，PFOA，PFHxS などがあり，その構造式を**図−1** に示す．PFAS は撥水性，撥油性，耐熱性および化学的安定性に優れることから，泡消火薬剤，表面処理剤，撥水加工製品，半導体関連材料など多様な用途で使用されてきた．一方で，炭素－フッ素結合の安定性により環境中で分解されにくく，一度水系へ流出すると長期間残留し，河川流下や地下浸透を通じて広範囲に移動する可能性がある．そのため，汚染源周辺のみならず，下流域，地下水系，さらには取水源への影響も懸念されている [1)]．

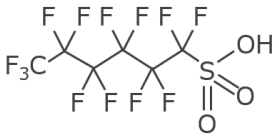
国内では，PFOS および PFOA について，令和 2 年に水道水の水質管理目標設定項目として暫定目標値（合算 50 ng/L 以下）が設定されるとともに，公共用水域および地下水では要監視項目として指針値（暫定）が設定された．その後，リスク管理の実効性を高める観点から制度的な見直しが進められ，令和 8 年には水道水の水質基準項目へ引き上げられたことからも水環境中での存在実態の把握，汚染源の推定，継続的なモニタリングの重要性が一層高まっていると考えられる [2)]．また，PFHxS をはじめとする他の PFAS 類や短鎖 PFAS への関心も高まっており，対象物質の拡大とこれらの物質に関する管理の在り方等が議論されてきている [3)]．



PFOS



PFOA



PFHxS

図−1 PFOS，PFOA，PFHxS 構造式

このように，PFAS に対する規制・管理の強化が進む中で，水環境中に存在する PFAS を効率的に低減する処理技術の確立がますます重要となっている．特に，イオン交換樹脂等を用いた PFAS 吸着技術では，実験室条件で得られた仕様が河川水や地下水などの実環境水にも適用可能であるかを検証することが不可欠である．さらに，環境水の性状は採水地点や季節によって変動するため，安定した吸着性能を得るには，水質条件の違いに起因する吸着挙動への影響を把握する必要がある．

このことから，実環境水を想定した条件下で PFAS の吸着特性を評価することは，実用的な水処理技術の確立に向けて重要である．

2. 振とう吸着試験

初期濃度が約 200,000ng/L となるように，PFOS，PFOA および PFHxS の単一溶液を調製した(以下上記 3 成分を PFOS 等とする)．これにイオン交換樹脂を添加し，100rpm で 72 時間振とうして PFOS 等を十分にイオン交換樹脂に吸着させた．

振とう後に固液分離した水相の PFOS 等濃度を測定し，初期濃度との差及びイオン交換樹脂の添加量から，イオン交換樹脂の単位重量当たりの PFOS 等吸着量を算出した．PFOS 等吸着量と各試験条件の関係から，イオン交換樹脂の吸着能力に与える影響を推察した．

2.1 振とう条件変化試験

(1) 水温変化試験

実環境での吸着除去作業では，地域，季節によりその作業中の水温が大きく異なる状況でイオン交換樹脂を使用することが考えられた．そのため，水温の変化がイオン交換樹脂の吸着能力に及ぼす影響を確認する試験を実施した．

一定濃度の PFOS 等含有水に 10～200mg-dry/L となるように段階的にイオン交換樹脂を添加した．振とう吸着試験には，庫内温度を+4～+70℃の範囲で制御可能な恒温振とう培養器（BR-40LF，タイテック社製）を用いた．試験溶液の温度は 4℃，室温（25℃）および 40℃に設定し，各条件で 72 時間振とう後，試料をシリンジフィルターでろ過し，固液分離を実施した．得られたろ液を分析に供した．

(2) pH 変化試験

浄化の対象となる水は，存在する環境や用途などによって pH が大きく異なることが想定された．そのため，pH の変化がイオン交換樹脂の吸着能力に及ぼす影響を確認する試験を実施した．

本試験で用いたイオン交換樹脂の推奨使用範囲は pH 5～9 であることから，推奨使用範囲の中間値である pH 7，ならびに推奨使用範囲外の酸性条件である pH 2 およびアルカリ性条件である pH 12 の計 3 条件を設定した．

一定濃度の PFOS 等含有水に 10～200mg-dry/L となるように段階的にイオン交換樹脂を添加した．振とう吸着試験を行う際，塩酸及び水酸化ナトリウムを用いて PFOS 等含有水を pH2，pH7，pH12 に調整し，72 時間振とう後に固液分離し，ろ液を分析に供した．

2.2 共存物質添加試験

(1) 陰イオン添加試験

陰イオンが吸着に及ぼす影響を確認するため，水中に一般的に存在する主要な陰イオンである塩化物イオン，硫酸イオン，硝酸イオンを選定し，これらの共存下でのイオン交換樹脂に対する PFOS 等の吸着量を確認した．水道水質基準において塩化物イオンは 200mg/L 以下と設定されていることから，各陰イオンの設定濃度はその 3 倍の 0～600mg/L の範囲とし，一定濃度の PFOS 等含有水に段階的に添加して試験溶液を調製した．その試験溶液にイオン交換樹脂を 60mg-dry/L となるように添加し，振とう吸着試験を行った．なお，各陰イオン源として，塩化ナトリウム，硫酸ナトリウム，硝酸ナトリウムを用いた．

(2) 陽イオン添加試験

陽イオンが吸着に及ぼす影響を確認するため，ナトリウム，カルシウム，マグネシウムを選定し，これらの共存下でのイオン交換樹脂に対する PFOS 等の吸着量を確認した．水道水質基準においてナトリウムは 200mg/L 以下，カルシウム，マグネシウム等（硬度）は 300mg/L 以下と設定されていることから，その 2～3 倍の濃度として 0～600mg/L の範囲に設定した．この範囲の濃度となるように一定濃度の PFOS 等含有水に段階的に添加し，試験溶液を調製した．その試験溶液にイオン交換樹脂を 60mg-dry/L となるように添加し，振とう吸着試験を行った．なお，各陽イオン源として，硝酸ナトリウム，硝酸カルシウム 4 水和物，硝酸マグネシウム 6 水和物を用いた．

(3) 有機物添加試験

水中に存在する有機物が吸着に及ぼす影響を確認するため，PFOS 等含有水中の有機炭素量（TOC）が 0～200 mg/L 程度となるように一定濃度の PFOS 等含有水に有機炭素を段階的に添加し，試験溶液を調製した．その試験溶液にイオン交換樹脂を 60mg-dry/L となるように添加し，振とう吸着試験を行った．なお，有機炭素源としてグルコースを用いた[4]．

2.3 模擬汚染水と実試料の比較

イオン交換樹脂の吸着に対する共存物質の複合的な影響を確認及び，2.1，2.2 の結果との整合性を確認するため，模擬汚染水と実試料を用いた振とう吸着試験の結果の比較を行った．試験に用いた実試料は PFOS を高濃度で含んでいたが，PFOA，PFHxS の濃度は比較的低かった．実試料の PFOS，PFOA，PFHxS の濃度を**表-1** に示す．この結果より，ここでの評価対象は PFOS のみとした．模擬汚染水は，超純水に PFOS 試薬を添加し 390,000ng/L 程度の濃度となるように調整した．

表-1 実試料の濃度

PFOS(ng/L)	PFOA(ng/L)	PFHxS(ng/L)
200,000	5,000	18,000

2.4 分析方法

本試験の分析対象は PFOS，PFOA および PFHxS とした．その測定分析は，「環水大水発第 2005281 号 環水大土発第 2005282 号 水質汚濁に係る人の健康の保護に関する環境基準等の施行等について（令和 2 年 5 月 28 日 環境省）」を準用し，液体クロマトグラフ-タンデム質量分析計（LC-MS/MS）を用いた．液体クロマトグラフは ExionLC（SCIEX 社製），分析カラムは Kinetex C18 2.6 μm 50×3.0 mm（Phenomenex 社製），質量分析計は QTRAP4500（SCIEX 社製）を使用した．

測定装置を**写真-1** に示す．また，機器分析の条件を**表-2** に示す．



写真-1 LC-MS/MS

表-2 分析条件

LC条件			
機器名称	：	SCIEX社製	ExionLC
カラム	：	Phenomenex社製 Kinetex® C18 2.6μm 50×3.0mm	
注入量	：	15μL	
カラム温度	：	40℃	
移動相	：	A液：0.02%ギ酸、2mM酢酸アンモニウム含有水	
		B液：メタノール	
		0 ～ 8.25min A液：80%→2.0%	B液：20%→98%
		8.25 ～ 11min A液：2.0%	B液：98%
		11 ～ 11.1min A液：2.0%→80%	B液：98%→20%
		11.1 ～ 15min A液：80%	B液：20%
流速：	0.6mL/min		

MS/MS条件			
機器名称	：	SCIEX社製	QTRAP4500
イオン化法	：	ESI Negative	
SRM条件	：	PFOS	499→80(定量用) 499→99(確認用)
		PFOA	413→369(定量用) 413→169(確認用)
		PFHxS	399→80(定量用) 399→99(確認用)
		$^{13}C_8$-PFOS	507→80
		$^{13}C_8$-PFOA	421→376
		$^{13}C_3$-PFHxS	402→80

3. 試験結果

3.1 振とう条件変化試験

(1) 水温変化試験結果

水温を 3 段階に変化させて吸着試験を行い，イオン交換樹脂の単位重量当たりの PFOS 等吸着量を確認した結果を図-2 に示す.

PFOS，PFOA および PFHxS ともに，顕著とは言い難いものの，高温条件で吸着量が増加する傾向を示した． これは，高温条件により水分子やイオンの分子運動が活発になり，溶液中および樹脂粒子内での拡散が促進されることで，PFAS が樹脂表面および内部の吸着部位へ到達しやすくなったためと考えられる [5-7]．また，官能基との接触機会が増加したことも，吸着量増加の一因と推察される [7]．

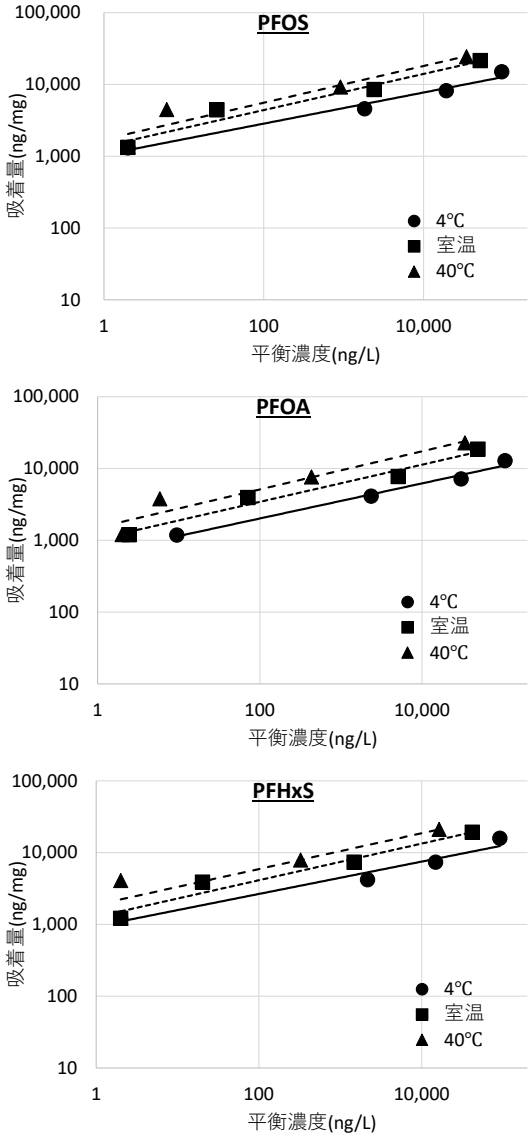


図-2　水温変化による吸着容量への影響

(2) pH 変化試験結果

試験水の pH を 3 段階に変化させて吸着試験を行い，イオン交換樹脂の単位重量当たりの PFOS 等吸着量を確認した結果を図-3 に示す.

その結果，PFOS，PFOA および PFHxS のいずれにおいても，pH の変化による吸着量の増減は僅かであり，本イオン交換樹脂に対する pH の影響は限定的であった.

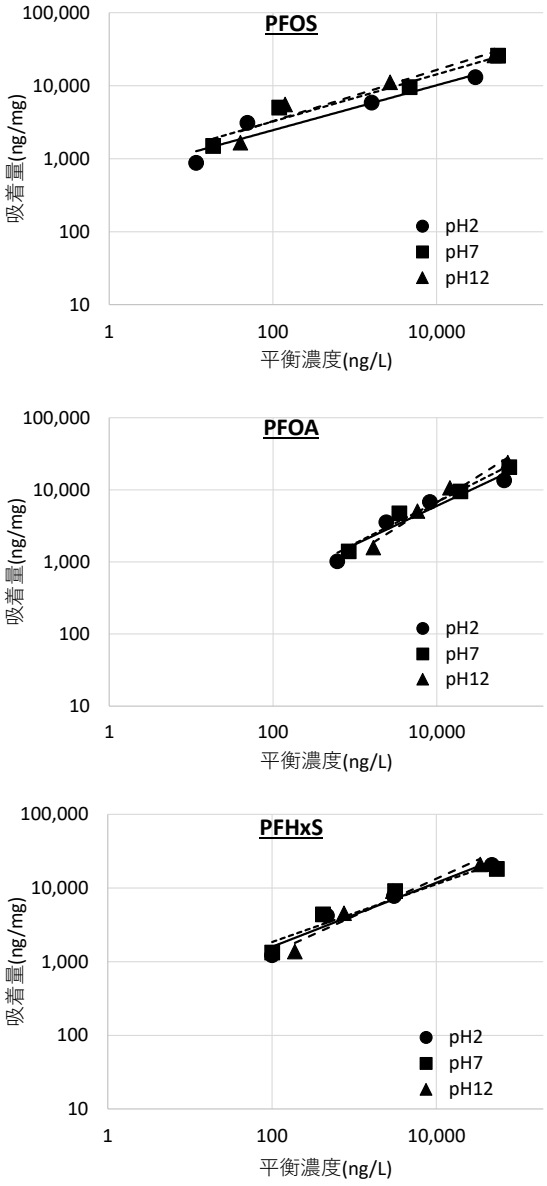


図-3　pH 変化による吸着容量への影響

本試験で用いたイオン交換樹脂の推奨使用範囲は pH5～9 であるが，その範囲を超える広い pH 条件下で PFAS 吸着性能を発揮できる可能性が示された．実環境水では，採水地点や共存成分の影響により pH が変動する場合があるため，広い pH 範囲で安定した吸着性能を有することは，実用的な水処理材として有用であると考えられた.

3.2 共存物質添加試験

(1) 陰イオン添加試験結果

硫酸イオン，塩化物イオン，硝酸イオンを共存させた条件において，イオン交換樹脂の PFOS 等の吸着能力の変化を確認した．横軸を各陰イオンの添加濃度，縦軸をイオン交換樹脂単位重量当たりの PFOS 等の吸着量としたグラフを**図-4** に示す．

PFOS 等は水中では陰イオンとして存在するため，これらの陰イオンはイオン交換樹脂での吸着において，競合する可能性が高いと推察された[8]．しかしながら，各陰イオン 600mg/L までの共存下においても PFOS 等の吸着容量の低下は見られず，これらの陰イオン単体では PFOS 等の吸着容量に影響を及ぼさないことが確認された．

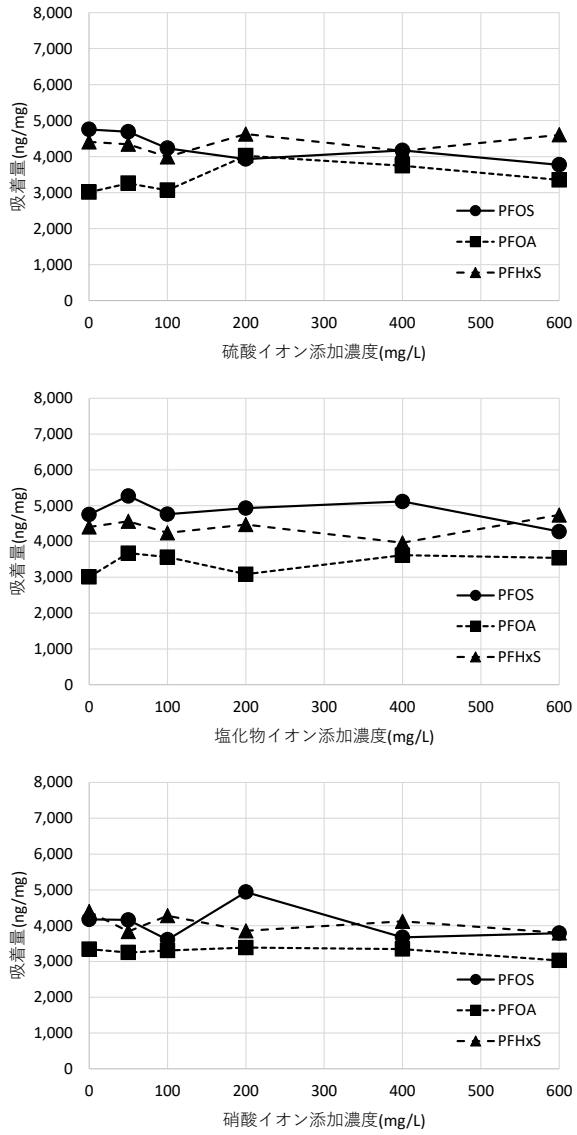


図-4 陰イオン共存下での吸着容量変化

(2) 陽イオン添加試験結果

ナトリウムイオン，カルシウムイオン，マグネシウムイオンを共存させた条件において，イオン交換樹脂の PFOS 等の吸着能力の変化を確認した．横軸を各陽イオンの添加濃度，縦軸をイオン交換樹脂単位重量当たりの PFOS 等吸着量としたグラフを**図-5** に示す．

一般に，陰イオン交換樹脂の選択性に陽イオンである金属イオンが影響を及ぼすことはない[8]と考えられる．PFOS，PFHxS は本試験における各陽イオンの共存濃度において吸着量の変化は確認されなかった．一方，PFOA はいずれの陽イオン共存化においても，その濃度が高くなるに従って，イオン交換樹脂の吸着量が低下する傾向が確認された．この要因として，PFOA はカルボン酸系 PFAS であり，スルホン酸系である PFOS および PFHxS に比べてイオン交換樹脂への親和性が相対的に低いことが考えられる[4),9)]．

さらに，カルシウムイオンやマグネシウムイオンなどの二価陽イオンの存在により，溶液中のイオン強度や静電的相互作用が変化した可能性があり，これらの水質条件の違いも PFOA の吸着挙動に関与した可能性が示唆された．

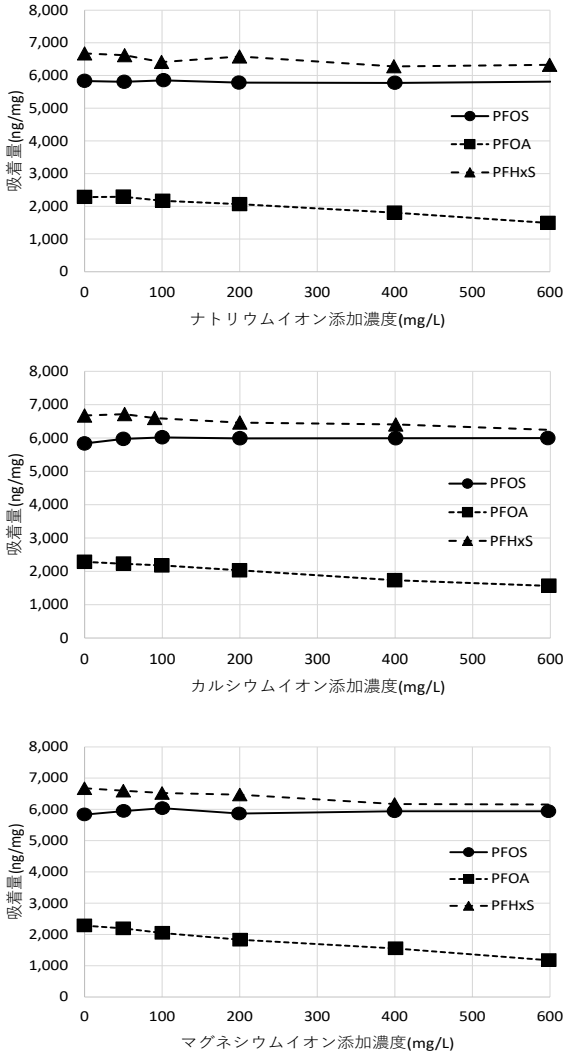


図-5 陽イオン共存下での吸着容量変化

(3) 有機物添加試験

PFOS 等含有水にグルコースを段階的に添加し，TOC 濃度として 0〜200mg/L 程度の範囲で変化させ，イオン交換樹脂による PFOS，PFOA，および PFHxS の吸着量への影響を評価した．結果を**図-6** に示す．

本試験で用いたイオン交換樹脂の推奨使用範囲は TOC 2ppm 以下となっており，2ppm 以上においては吸着に悪影響を及ぼすと記載があるが，全ての TOC 濃度条件において，PFOS，PFOA，PFHxS の除去率は 99.99%以上を維持した．

実際の水処理においては粘土層に含まれるフミン酸やフルボ酸等の有機物が TOC の主成分となる場合があり，これらは PFAS との競合吸着を引き起こす可能性がある[10]．本実験結果は中性有機物（グルコース）の影響を評価したものであり，実環境水への適用には追加検討が必要である．

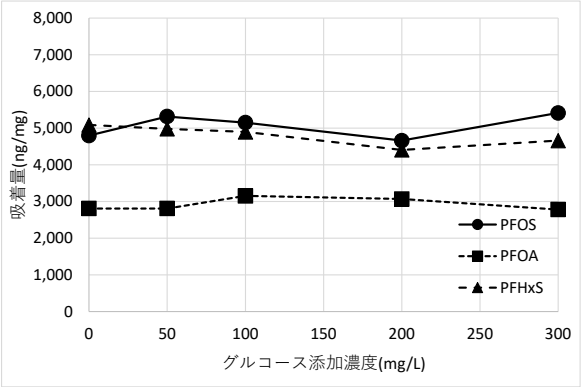


図-6 グルコース(TOC)共存下での吸着容量変化

4. 実試料を用いたイオン交換樹脂性能の評価

これらの結果を踏まえ，実試料を用いてイオン交換樹脂の吸着性能試験を実施した．なお，実試料は主に PFOS を含有しており，PFOA と PFHxS の含有量は少なかったことから，検討は PFOS のみを対象とした．また模擬汚染水は，純水に PFOS 試薬を添加して調製した．

試験に用いた実試料と模擬汚染水の PFOS 濃度を**表-3** に，実試料の水質分析結果を**表-4** に示す．また，実試料と模擬汚染水の吸着量比較を**図-7** に，破過濃度 50ng/L における吸着量を**表-5** に示す．

調製した模擬汚染水と比較して，実試料中の共存陰イオンおよび陽イオン濃度は同程度または低い水準であった一方，TOC 濃度は 110mg/L と高く，本試験で用いたイオン交換樹脂の推奨使用範囲である 2ppm 以下を大きく上回っていた．

このような高 TOC 条件下で試験を行った結果，**表-5** に示すように，イオン交換樹脂の破過濃度を 50 ng/L とした場合の実試料における PFOS 吸着量は，模擬汚染水を用いた場合の約 11%にとどまった．

表-3 実試料と模擬汚染水の PFOS 濃度

試験試料	PFOS(ng/L)
実試料	200,000
模擬汚染水	390,000

表-4 実試料の水質分析結果

項目	単位	測定値
硫酸イオン	mg/L	2
硝酸イオン	mg/L	<0.3
塩化物イオン	mg/L	11
ナトリウムイオン	mg/L	30
カルシウムイオン	mg/L	80
マグネシウムイオン	mg/L	4
pH	-	7.5
全有機炭素（TOC）	mg/L	110

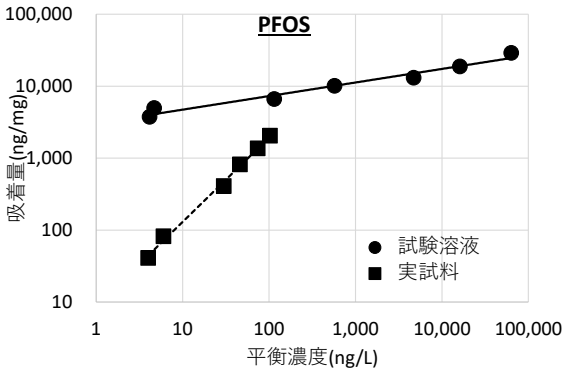


図-7 実試料と試験溶液の PFOS 吸着容量比較

表-5 破過濃度 50ng/L における PFOS 吸着量比較

試験試料	PFOS(ng/mg)
実試料	723
模擬汚染水	6,580

以上より，実試料における PFOS 吸着量の低下は，推奨使用範囲を大きく超える高濃度の TOC の影響を強く受けた結果であると推察される．実試料中の TOC は，フミン酸やフルボ酸等の天然有機物に由来する成分を多く含む可能性があり，これらがイオン交換樹脂の PFOS との競合吸着を引き起こした可能性であると推察される．したがって，実環境水へ適用する際には，TOC 濃度および有機物組成を考慮した吸着性能評価が重要である．

5. まとめ

本試験により，イオン交換樹脂による PFAS 吸着では，単に対象水中の PFAS 濃度や代表的な無機イオン濃度を確認するだけでは，実環境水中での処理性能を十分に予

測できないことが示された．特に，室内で調製した模擬汚染水では安定した吸着挙動が得られる場合であっても，実試料では水質を構成する複数の因子が重なり合い，吸着量が大きく変化する可能性がある．このことから，イオン交換樹脂の適用性評価では，標準溶液を用いた基礎性能の確認に加え，対象とする実環境水を用いた事前評価が不可欠であると考えられる．

また，本試験結果は，PFAS の種類によって実環境水中での吸着挙動が異なる可能性を示している．そのため，処理対象を PFOS や PFHxS のようなスルホン酸系 PFAS に限定して評価するのではなく，PFOA など比較的吸着されにくい成分を含めて処理性能を確認することが重要である．特に，複数の PFAS が共存する実環境水では，各成分の樹脂への親和性や共存成分との相互作用の違いにより，単一成分試験とは異なる吸着特性を示す可能性がある．

以上より，イオン交換樹脂は PFAS 含有水の処理材として有効な選択肢となり得るが，実環境水への適用にあたっては，水質分析結果に基づいて樹脂添加量，接触時間，交換頻度などの処理条件を設定する必要がある．特に，TOC や総溶解固形物などの一括指標だけでなく，有機物の性状や懸濁成分の有無など，吸着を阻害し得る要因を把握することが，安定した処理性能を得るうえで重要である．

なお，本試験で用いた実試料は主として PFOS を含有する水質であったため，本試験結果は PFOS を対象とした実環境水中での吸着挙動を評価したものである．今後は，PFOA や PFHxS をはじめとする他の PFAS を主成分として含有する実試料や，複数の PFAS が共存する実試料についても同様の吸着容量試験を実施し，PFAS の種類によるイオン交換樹脂の吸着性能に及ぼす影響を体系的に整理する必要がある．

また，採水地点や季節の異なる実試料を用いた検証を行い，水質変動がイオン交換樹脂の吸着性能に及ぼす影響を整理することが望ましい．また，実処理への適用を想定する場合には，破過に至るまでの挙動や処理水質の安定性，樹脂交換時期の判断方法についても検討する必要がある．これらの知見を蓄積することで，イオン交換樹脂を用いた PFAS 処理技術の実用性をより具体的に評価できるものと考えられる．

参考文献

1) 環境省：PFAS ハンドブック，令和 7 年
2) 環境省：水質基準に関する省令改正の概要について，令和 7 年
3) 環境省：PFAS に関する今後の対応の方向性　令和 5 年 7 月・PFAS に対する総合戦略検討専門家会議，令和 5 年
4) 原宏江，シャハナズ・パルビン，金井佑磨，ソワンラスミー・ソン，本多了，山村寛：地下水 PFAS の陰イオン交換処理において重量な樹脂特性の検討，令和 5 年度全国会議（水道研究発表会），2023
5) 阿部郁夫：吸着の化学，折尾サイエンス　第 2 巻第 5 号　pp.275-281，2002
6) 山本寛：単位操作としてのイオン交換，生産研究，12(2)，pp.31–36，1960.
7) 河添邦太朗，竹内雍，橋本忠昭：イオン交換における物質移動の単粒子による研究，化学工学，32(2)，pp.175–181，1968.
8) 室町ケミカル株式会社：イオン交換樹脂の選択性，イオン交換樹脂総合センター，2021.
9) 金井佑磨，Shahanaz Parvin，原宏江，本多了，山村寛，山﨑亜希，安藤信吾：ラボスケールカラム通水試験における陰イオン交換樹脂と粒状活性炭による PFAS 除去性能の評価，発行年不明
10) 古幡真祐子，小林琢也，髙橋洋平，林益啓：活性炭による PFAS 除去シミュレーションの構築と検証，令和 7 年度全国会議（水道研究発表会），pp.264–265，2025.

最終処分場浸出水を対象とした PFAS吸着処理のパイロットスケール試験

國井　聡[*1]　太田匡哉[*2]
加藤篤季[*3]　林夕紀子[*1]
森川　純[*1]　芳賀直樹[*1]

要　旨

近年，国内外において，PFASに対する環境規制が強化されている．最終処分場浸出水にPFASが含まれる事例が複数報告されており，その適切な処理技術の確立が求められている．

本研究では，最終処分場浸出水を対象とし，吸着材（粒状活性炭，イオン交換樹脂）を用いたPFAS吸着処理のパイロットスケールでのカラム試験を実施した．浸出水を扱う特性上，高濃度の無機イオンおよび溶存有機物が共存する条件下であったが，本試験条件下では，吸着処理によるPFAS除去は有効であることを確認した．また，長期通水試験によって除去性能を評価し，イオン交換樹脂は活性炭よりも破過に至るまでの時間が長く，5倍以上のBVを示すことを確認した．本研究により，最終処分場浸出水に含まれるPFASの実用的な処理技術の確立に資する知見を得た．

キーワード　最終処分場／浸出水／有機フッ素化合物／PFAS／PFOS／PFOA

目　次

１．はじめに
２．研究方法
３．試験原水の水質
４．PFAS対策手法の検討
５．まとめ
６．最後に

PILOT-SCALE STUDY ON PFAS ADSORPTION TREATMENT FOR LANDFILL LEACHATE

Satoshi KUNII　**Masaya OOTA**
Atsuki KATOU　**Yukiko HAYASHI**
Jun MORIKAWA　**Naoki HAGA**

Synopsis:

In recent years, environmental regulations on per- and polyfluoroalkyl substances (PFAS) have been strengthened both domestically and internationally.

In this study, pilot-scale column tests were conducted to evaluate PFAS adsorption treatment using adsorbents, namely granular activated carbon (GAC) and ion-exchange resin (IX), for landfill leachate. Although the leachate contained high concentrations of inorganic ions and dissolved organic matter, PFAS removal by adsorption was found to be effective under the tested conditions. Long-term continuous-flow experiments were performed to assess treatment performance. The ion-exchange resin exhibited a significantly longer breakthrough time than GAC, achieving more than five times greater bed volumes (BV) before breakthrough occurred. These findings provide valuable knowledge toward the development of practical PFAS treatment technologies for landfill leachate.

＊１本店　ＩＣＩ総合センター　ＩＣＩテクノロジセンター　環境技術グループ
＊２本店　ＰＦＡＳ対策推進室　施工グループ　　＊３本店　ＰＦＡＳ対策推進室　技術営業グループ

1. はじめに

1.1 社会背景

有機フッ素化合物の中でペルフルオロおよびポリフルオロ化合物の総称を PFAS と呼び，1 万種以上の物質があるとされる．PFAS は環境残留性や人体蓄積性が指摘され，規制やリスク管理の動きが強まりつつある．PFAS の 1 種である PFOS，PFOA，PFHxS，LC-PFCA とこれらの関連物質は化審法にて第一種特定化学物質に指定されている[1]．PFOS・PFOA は公共用水域・地下水における指針値として合計値で 50 ng/L 以下に設定され，また，水道法の水質基準としても合計値で 50 ng/L 以下に設定されている[2]．しかしながら，水道水源として，50 ng/L を超過する事例が確認されており[3]，国土交通省は対応事例集[4]および対応マニュアル[5]を公開した．さらに，水質汚濁防止法にて PFOS・PFOA は指定物質とされ，漏出事故が発生した際には所管する自治体への届け出義務が課せられている[6]．日本全国各地にて PFOS・PFOA の漏出事故が報告されており，過去の地下水や土壌への汚染が社会問題となりつつある．

米国では，より強固な PFAS 規制が導入されており，PFOS・PFOA については，それぞれ 4 ng/L の水質基準が設定されている[7]．一方で，近年では規制緩和の動きも一部で見られており[8]，規制動向は日本国内における規制基準の策定に関する議論にも影響を与える可能性があることから，今後の動向を注視する必要がある．

1.2 最終処分場における PFAS 問題

PFAS を含む製品は，これまで多様な用途で使用されてきたが，現在では製造・使用・輸入が禁止または規制されている．しかし，過去に製造された製品には PFAS が含まれており，使用後は廃棄物として排出され，中間処理を経て最終処分場に埋め立てられている[9]．これらの廃棄物は現在も処分場内部に残存することで，浸出水への継続的な PFAS 供給源となる可能性がある．近年，PFAS に対する環境規制の強化に伴い，過去の製品を起源とする PFAS が浸出水中へ溶出し，環境中に放出されるリスクが懸念されている．

さらに，水質基準とされる PFAS を直接含まない廃棄物であっても，前駆体物質から埋立環境中において微生物学的分解を介して PFOA が生成されることが報告されている[10]．そのため，現時点で浸出水中 PFAS 濃度が低いことは，将来的な PFAS 排出リスクが低いことを必ずしも意味しない．潜在的な発生源として前駆体物質の生成過程への理解が必要である，

また，PFAS 含有廃棄物は特別管理産業廃棄物には該当しないものの，「PFOS および PFOA 含有廃棄物の処理に関する技術的留意事項[11]」（以下，技術的留意事項とする．）に基づいた取扱いが環境省より求められている．技術的留意事項において，PFOS・PFOA 含有廃棄物の熱分解前後における存在量から分解率を算定し，99.999%以上の分解率を有することが要件とされている．一方で，技術的留意事項は主として PFOS・PFOA の分解挙動に着目したものであり，熱分解過程で生成し得る短鎖 PFAS の挙動については十分な知見が示されていない．このため，熱処理によって PFOS・PFOA が低減された場合であっても，短鎖 PFAS が残存または生成し，最終処分場に流入する可能性がある．したがって，最終処分場における PFAS 管理においては，PFOS・PFOA のみならず短鎖 PFAS にも着目した評価が必要である．

最終処分場における PFAS 対策としては，PFAS 含有廃棄物の受入管理を徹底し，処分場への流入を未然に防止することが基本的な対応である．しかしながら，予防的管理のみで PFAS 汚染リスクを回避することは困難であるため，PFAS 汚染の存在を前提としたモニタリングおよび浸出水浄化技術を組み合わせた包括的な管理手法の構築が必要である．浸出水中 PFAS の実態把握については，地方自治体[12,13]や研究機関等によって調査が進められている．また，浸出水中 PFAS に対する効果的な処理技術の検討も進められている．

1.3 PFAS 対策技術

PFAS 含有水の浄化対策として，実用性と技術的成熟度の観点から吸着処理は有効な技術であり，その吸着材には活性炭やイオン交換樹脂がある[14]．活性炭は，最終処分場の浸出水処理技術として従前から使用されており，BOD の処理などに適用されてきたことから，PFAS 処理のために活性炭を導入するに際しての技術的な障壁は低い．しかし，使用済活性炭の不適切な保管状態に起因する PFAS の漏出事故が報告されるなど，新たな課題も生じている．吸着処理の安定性および確実性の確保が求められる中，活性炭に一度吸着した PFAS が再び脱離する現象も確認されており[15]，使用済活性炭の厳格な管理の必要性が指摘されている[16]．さらに，PFOS および PFOA については排水基準が設定されていないものの，環境影響の観点から，公共水域・地下水の指針値と同程度までの低減が求められている．すなわち，PFOS と PFOA の合計濃度を 50 ng/L 以下[2]を目標濃度とすると，この値は一般的な有機物指標や重金属の規制値と比較して極めて厳しい水準である．

既報[17]において，3 成分の PFAS（PFHxS， PFOA，PFOS）について，活性炭とイオン交換樹脂にてそれぞれ吸着容量の比較を行ったところ，吸着能力にてイオン交換樹脂が有利であったことを報告した．一方で，イオン交換樹脂が活性炭よりも比較的高価な面があり[18]，実際に評価対象の水との吸着試験を実施し，ランニングコストの算出を踏まえた経済合理性のある評価が必要であると考えられる．

以上の観点を踏まえると，最終処分場浸出水での PFAS

処理においては，長期的な運用に耐え得る性能とともに，PFAS を安定的に除去可能な材料の選定が重要である．

1.4 処分場での実事例

本論では，最終処分場内の浸出水処理施設にて，PFAS に対する浄化試験を実施した．当該施設の処理フローにおける浸出水は沈殿槽を経て生物処理を行い，膜分離後の BOD を低減する目的として活性炭吸着塔へ通水し，排水する設備であった．

ここでの PFAS 対策として，既設の活性炭吸着塔を活用しながら，その内部に PFAS 対策に有効な吸着材を充填することを想定した試験を実施するものとした．**図-1.1** に当該施設の処理フローと浄化試験の実施位置を示す．膜分離槽の通過後の浸出水を用いて，吸着材による PFAS 吸着除去の検証を行った．

2．研究方法

2.1 パイロットスケールカラム試験

本論では，粒状活性炭とイオン交換樹脂の 2 種類を用いて，PFAS の吸着性能を比較した．活性炭は鉱物を原料とする約 0.5～2.0mm 程度の粒状粒子である．比較的高分子の物質を吸着するメソ孔と，低分子を吸着するミクロ孔の細孔を併せもつ特徴がある．活性炭粒子の微細構造上において，PFAS 類が疎水性吸着するとされている，イオン交換樹脂は，直径約 700μm 程度のポリスチレン球状粒子を母体とし，その表面にアミノ基が修飾されている．

浄化試験の概略図を**図-2.1** に示す．膜分離槽の後段にて，本試験用の吸着塔（1400 mm，Φ300 mm）を有する「実証試験機」（**図-2.2**）を複数設置した．吸着塔に充填した吸着材は，前述の粒状活性炭とイオン交換樹脂とし，吸着塔にそれぞれ 50 L 充填した．SV（Space Velocity）は 3 あるいは 10 に調整し，流量計（Flow Meter，FM）にて通水量の管理を行った．また，膜分離後の浸出水（以下，試験原水とする．）と吸着処理後の水を定期に採水した，また，実証試験装置を 2 台直列に配置した構成（**図-2.3**）での検証を Case5 として設けた．ここでは，前段に粒状活性炭 50 L を通した後に，後段のイオン交換樹脂 50 L を通水する．これらの試験ケース一覧を**表-2.1**

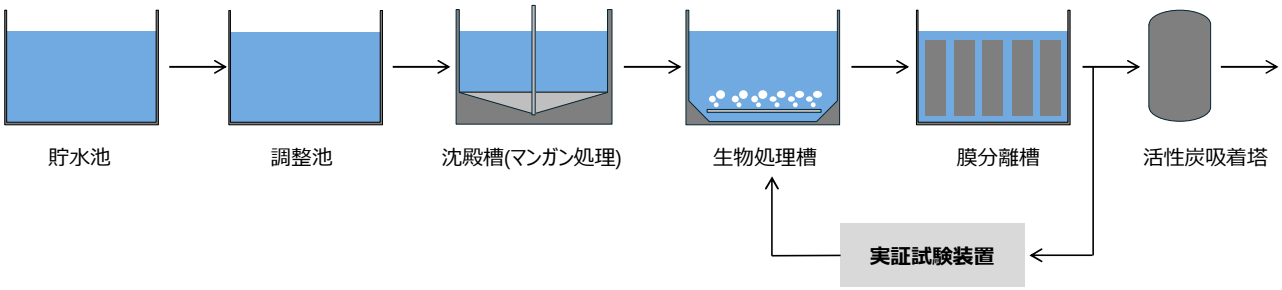


図-1.1　当該施設の処理フローと浄化試験の実施位置

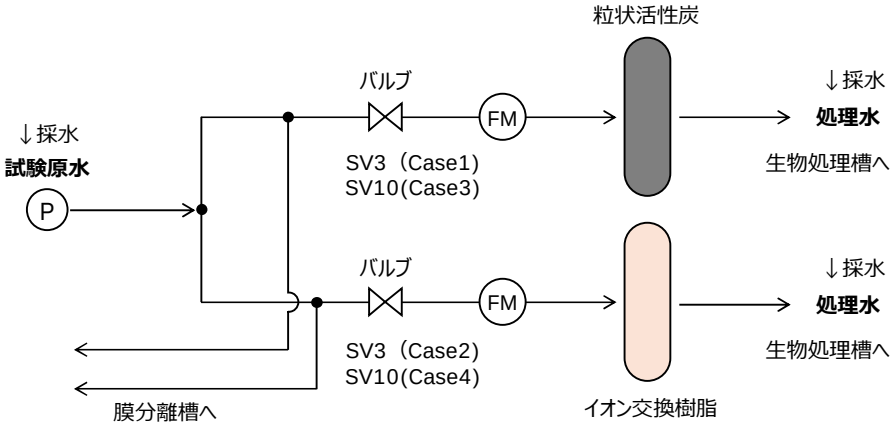


図-2.1　パイロットスケールカラム試験の概略

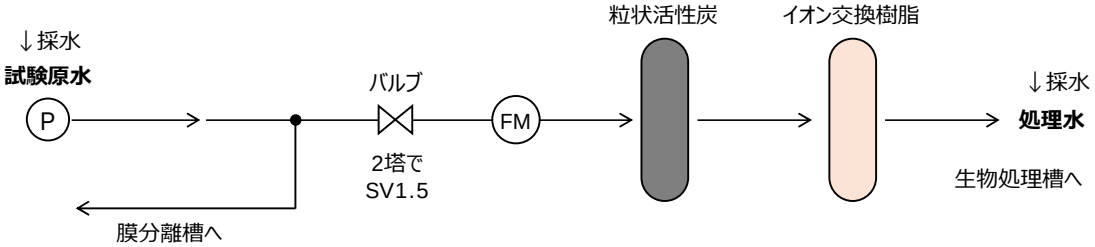


図-2.3　パイロットスケールカラム試験の概略（Case5）

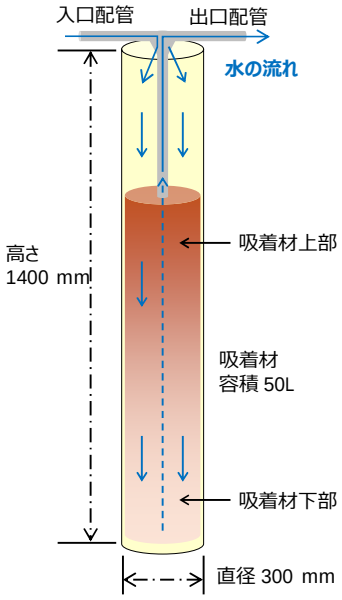


図-2.2　実証試験装置の概略

に示す，実証試験機での処理後，PFOS と PFOA 濃度の合算値にて 50 ng/L を超過した点を破過とし，その点までの経時変化をモニタリング（2025 年 4 月 9 日～11 月 26 日）した．

2.2 使用済吸着材の性能評価試験

モニタリング期間終了後，実証試験機中の使用済吸着材（粒状活性炭，イオン交換樹脂）を一部回収した．図-2.2 に示す下降流式吸着塔では，PFAS を含む原水が塔上部から流入するため，上部の吸着材が優先的に吸着容量を消費する．その後，未処理 PFAS が徐々に下流側へ到達し，吸着材の劣化範囲は上部から下部へと順次拡大する．そのため，使用済吸着材は，吸着塔内の充填層上部および下部の 2 箇所から採取した．以降，採取した使用済吸着材は，「Case1 上部」および「Case1 下部」のように区別して表記する．

吸着性能の試験として，使用済吸着材を用いた回分試験を実施した，PFBA，PFPeA，PFBS，PFHxA，HFPO-DA，PFHxS，PFHpA，PFOA，PFOS および PFNA の 10 成分の試薬を各 100,000 ng/L となるよう添加し，PFAS 含有水を作製した．この水溶液 200 mL をポリ瓶に入れ，そこへ使用済吸着材を所定の量にて添加した，粒状活性炭の場合には添加量を 200～20,000 mg とし，イオン交換樹脂の場合には 10～200 mg とした．72 時間振動し，十分に PFOS 含有水と吸着材を接触させた後に，試験水の PFAS 濃度を測定した．ここでは，各使用済吸着材の PFOA における吸着量を各試料と比較するのための代表物質とした，

表-2.1　試験ケースの一覧

Case	吸着材	SV
1	粒状活性炭	3
2	イオン交換樹脂	3
3	粒状活性炭	10
4	イオン交換樹脂	10
5	粒状活性炭―イオン交換樹脂	1.5

2.3 分析方法

PFAS 濃度は，PFBA，PFPeA，PFBS，PFHxA，HFPO-DA，PFHxS，PFHpA，PFOA，PFOS および PFNA の 10 成分を測定対象とした，測定方法は JIS K 0450-70-10 および環境省通知 [19] に従い，液体クロマトグラフ質量分析計(LC-MS/MS)を用いて測定を行った．LC は ExionLC，カラムは Kinetex C18 2.6 μm 50×3.0 mm，MS は QTRAP4500 を用いた．定量下限値は 2 ng/L とし，これ未満の場合には，計測値を 0 ng/L として扱った．

PFAS 濃度以外の水質測定として，TOC（Total Organic Carbon，全有機炭素），pH，陽イオン（Na^+，K^+，Ca^{2+}，Mg^{2+}，Fe^{3+}，Al^{3+}），陰イオン（F^-，Cl^-，NO^{3-}，SO_4^{2-}）の濃度測定を行った．TOC は全有機炭素計測定法にて測定し，pH はガラス電極法にて測定を行った．陽イオンは ICP-MS を用い，陰イオンはイオンクロマトグラフを用いて測定した．

3．試験原水の水質

3.1 PFAS 濃度の経時変化

測定対象とした 10 種の PFAS の中にて，モニタリング期間中の濃度を図-3.1 に示す．PFAS 種ごとに濃度帯のばらつきがあり，本論における試験原水において，カルボキシ基(－COOH)を持つ PFAS は，スルホ基(－SO_3H)を持つ PFAS よりも比較的濃度が大きい傾向を示した，

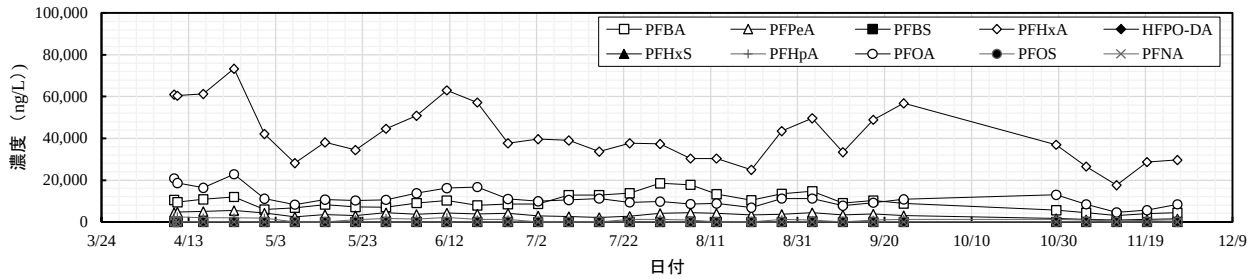


図-3.1　試験原水に含まれる PFAS（10 成分）の経時変化

PFOA 濃度が PFOS 濃度を大幅に上回る傾向は，国内の管理型最終処分場を対象とした浸出水中 PFAS 濃度の調査事例においても報告されている．当該事例では，浸出水中の主要な PFAS 成分として PFCAs が検出されており，本試験結果と概ね一致する傾向が確認された[20]．

本論において，顕著にみられた PFAS は PFHxA，PFOA，PFBA，の 3 成分であり，PFHxA は 17,533～73,365 ng/L，PFOA は 4,574～22,832 ng/L，PFBA は 2,943～18,536 ng/L であった．短鎖 PFAS も含めて高濃度に検出されたことは，これらの物質の高い移動性および溶解性が寄与しているものと考えられる，また，スルホ基を有する PFAS は，ほぼ検出されず，PFOS にて最大 56 ng/L であった．PFBS，HFPO-DA，PFNA については定量下限値未満であったため，濃度は 0 ng/L として取り扱った．

3.2 PFAS 濃度以外の水質の経時変化

PFAS 類以外の水質測定結果を**図-3.2～3.5** に示す．試験原水中の pH は 6.4～7.9 であり，試験原水中に含まれる PFOS・PFOA は pKa が非常に小さい[21]ことから，水中で陰イオンとして存在していたと考えられる．試験原水中の TOC はモニタリング初期で一時定期に高い値を示したものの，その後，おおよそ 10 mg/L 程度で推移していた．さらに，陽イオンでは Na^+濃度が比較的高濃度であり，576～2,052 mg/L の範囲で推移していた．また，陰イオンでは Cl^-濃度が比較的高く 1,296～4,315 mg/L の範囲であった．焼却残渣由来の可溶性無機塩類を多く含む最終処分場の浸出水は，Na^+や Cl^-等の無機イオン濃度が高い傾向を示すことがあり[22]，本論の試験原水は同様の水質特性であったといえる．

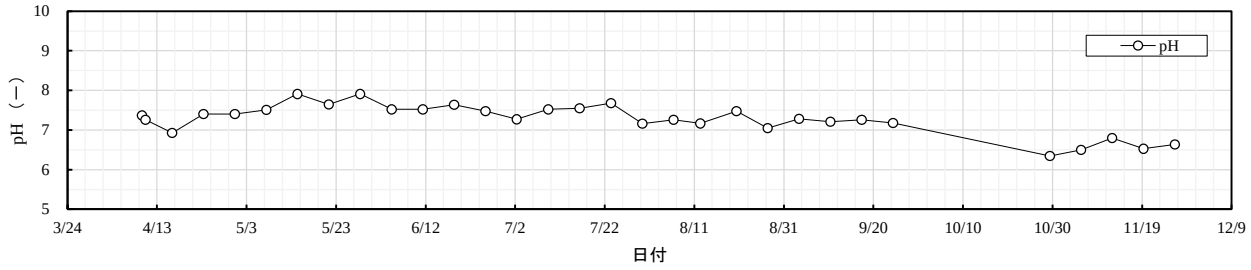


図-3.2　試験原水の pH の経時変化

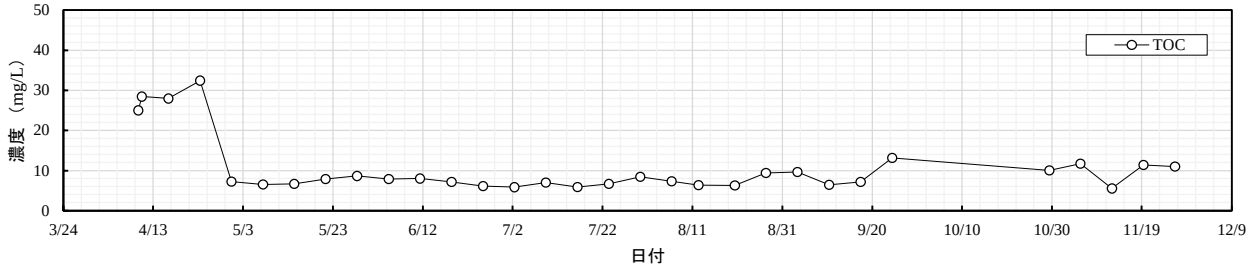


図-3.3　試験原水に含まれる TOC の経時変化

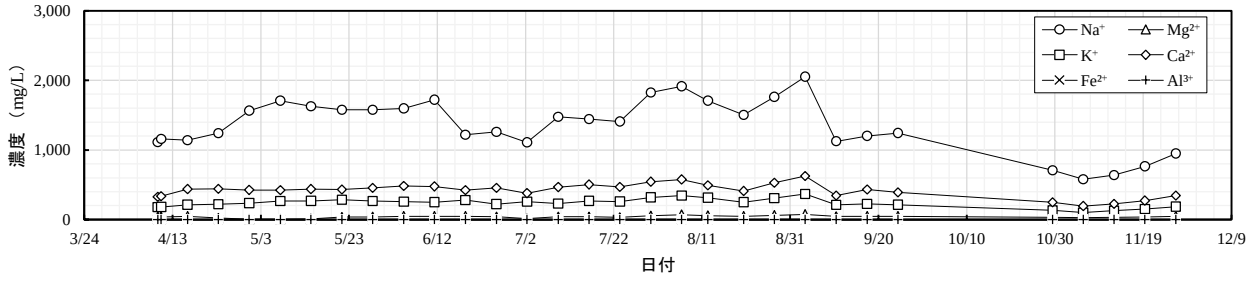


図-3.4　試験原水に含まれる陽イオンの経時変化

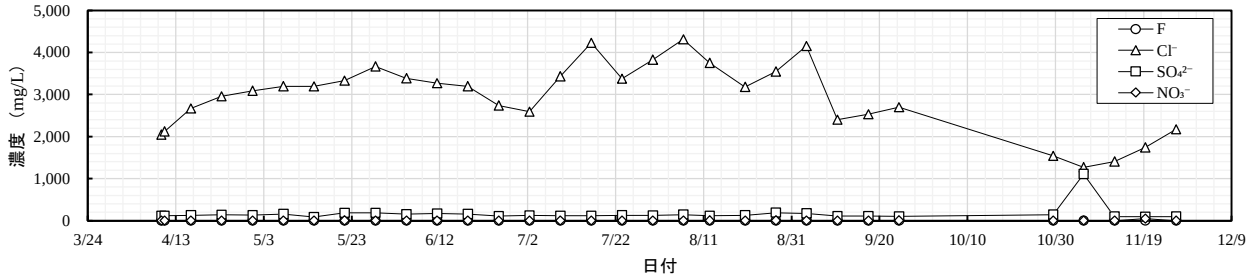


図-3.5　試験原水に含まれる陰イオンの経時変化

4．PFAS 対策手法の検討

4.1 SV3 での浄化試験結果

既存の水処理設備の運用条件では，BOD の処理のため，SV3 にて活性炭吸着が実施されている．そのため，既存設備に置き換え可能な粒状活性炭と，事例は少ないものの実用段階として有望視されるイオン交換樹脂の比較を目的に，Case1，2 の対照試験を行った．横軸を BV（Bed Volume）とし，実証試験機出口の PFOS と PFOA 合計濃度の破過曲線を**図-4.1** に示す．実証試験機出口における PFOS は常に定量下限値未満であったため 0 ng/L とし．結果として PFOA 濃度だけに着目した．50 ng/L を破過濃度としたとき，Case1 では 1,494BV，Case2 では 7,701BV にて破過した．この結果より，イオン交換樹脂は粒状活性炭と比較して，破過までの BV が約 5 倍大きいといえる．

水道水質基準に準拠し PFOS・PFOA の 2 成分に着目して吸着材の性能を評価したが，実際の浸出水には多様な PFAS の共存を確認しており，供試した吸着材は PFOS・PFOA 以外の PFAS に対しても一定の除去性能を示した．そこで，実環境における吸着材の処理性能を総合的に評価するため，測定対象とした 10 成分の PFAS について積算 PFAS 吸着量を算出し，多成分系における吸着特性について検討した．試験原水の PFAS 濃度と，装置出口の PFAS 濃度から，吸着材の PFAS 吸着量を算出することが可能である．積算 PFAS 吸着量に計算式を式[1]に示す．

$$M(t) = \sum_{i=0}^{t-1} \left(C_{in,i} - C_{out,i}\right)\{V(t_{i+1}) - V(t_i)\} \qquad [1]$$

ここで，$M(T)$：時間 T までの積算 PFAS 吸着量（ng），$C_{in,i}$：測定期間 i における試験原水の PFAS 濃度（ng/L），$C_{out,i}$：測定期間 i における装置出口の PFAS 濃度（ng/L），$V(t)$：時刻 t_i における実測の積算流量（L），n：測定区間数である．

図-4.2 に各吸着材 50L 当たりの 10 成分の PFAS を対象とした積算 PFAS 吸着量を示す．Case1 の PFOS・PFOA 破過時点における積算 PFAS 吸着量は 5.4 mg となり，平衡状態時点は 8.6 mg となった．同様に，Case2 において PFOS・PFOA 破過時点では 18.8 mg となり，平衡状態時点は 21.0 mg となった．

吸着材の実用条件下における吸着性能を評価するため，破過時点の吸着量が平衡吸着量に対する利用割合を吸着容量利用率として定義した．吸着容量利用率の計算式を式[2]に示す．

$$R_1 = \frac{A}{B} \times 100 \qquad [2]$$

ここで，R_1：吸着容量利用率（%），A：目標濃度破過時吸着量（mg），B：平衡吸着量（mg）である．

吸着容量利用率は，Case1 で 63.1%，Case2 で 89.6%であった．この結果より，目標濃度破過時点においても平衡吸着容量には未利用の吸着容量が残存しており，特に Case1 では比較的残存吸着能が存在していたことが示された．そのため，粒状活性炭での吸着処理においては，粒状活性炭を PFAS の前処理材料として用い，後段に高性能吸着材を配置する多段処理構成とすることで，吸着材全体の利用効率を高め，吸着容量をより効果的に活用できたものと考えられる．

4.2 共存マトリクスや PFAS 間での競争吸着の影響

吸着材への競争吸着の影響を考える．試験原水と実証

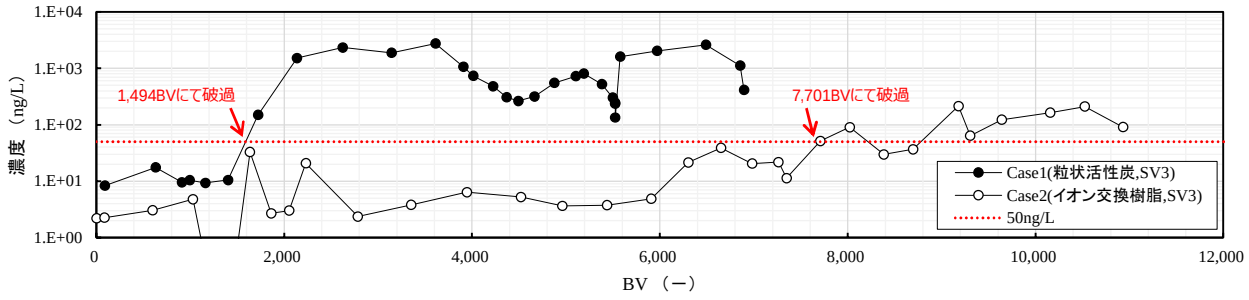


図-4.1　パイロットスケールカラム試験による PFOS・PFOA の破過曲線

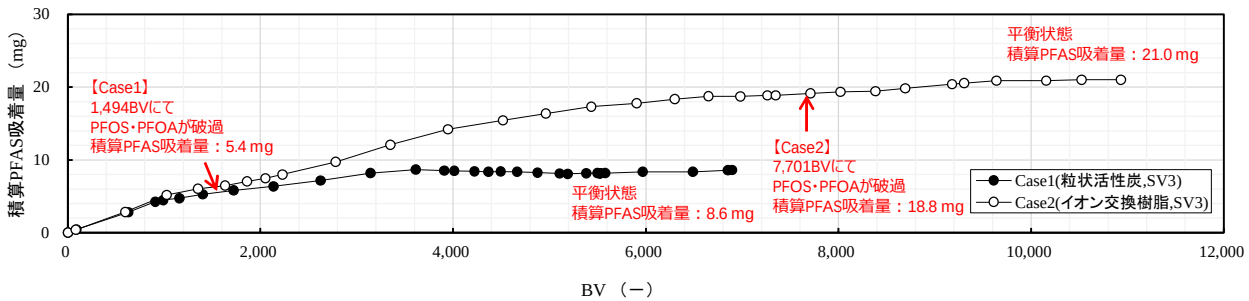


図-4.2　パイロットスケールカラム試験による吸着材の積算 PFAS 吸着量

試験機出口において，PFAS 濃度以外の水質の変化を確認した．3.2 節より，陽イオンでは Na^+濃度，陰イオンでは Cl^-濃度を代表物質とし，TOC を含めた 3 項目における濃度低減率（式[3]）にて整理した．

$$R_2 = \frac{C_{in} - C_{out}}{C_{in}} \times 100 \qquad [3]$$

ここで，R_2：濃度低減率（%），C_{in}：試験原水の濃度（mg/L），C_{out}：装置出口の濃度（mg/L）である．

Case1 における濃度低減率の経時変化を**図-4.3** に，Case2 を**図-4.4** に示す．いずれにおいても，試験原水と実証試験機出口において，陽イオンと陰イオンの濃度低減率は小さいことを確認した．一方，TOC は比較的大きな値で変動を示した．一般に，共存する TOC は，PFAS と吸着サイトを競合することにより，吸着材の破過挙動や吸着容量に影響を及ぼすことが報告されている [23,24]．吸着処理を実施するにあたっては，これらの様々な因子が吸着処理へ与える影響を考慮する必要があるが [25]，本論においては，無機イオン類の影響は小さかったものの，TOC の影響による吸着阻害が生じたと推察される．

次に，炭素鎖の異なる PFAS として，PFBA（C4），PFHxA（C6），PFOA（C8）に着目し，炭素鎖長の違いによる，除去性能の変化を確認した．一般に PFAS の吸着は疎水性相互作用に基づく平衡現象であり，炭素鎖長が短い PFAS ほど吸着材への親和性が低いことが知られている [26]．式[3]より求めた濃度低減率を，各 PFAS の除去率と定義した．Case1 における除去率の経時変化を**図-4.5** に， Case2 を**図-4.6** に示す．短鎖 PFCA の PFBA

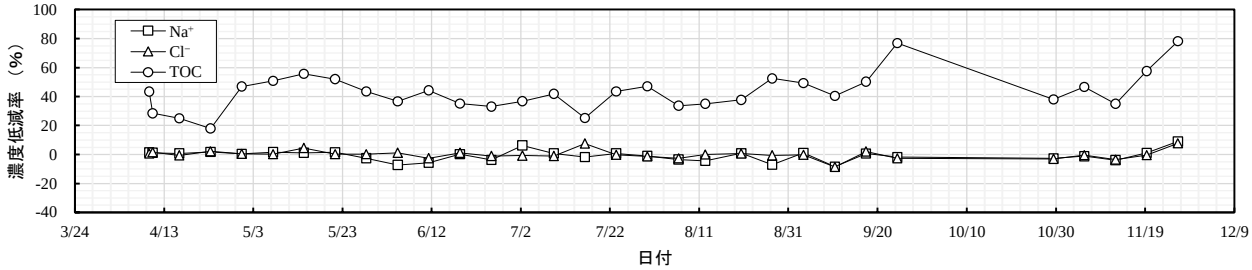


図-4.3　Case1 における吸着処理後における濃度低減率の経時変化

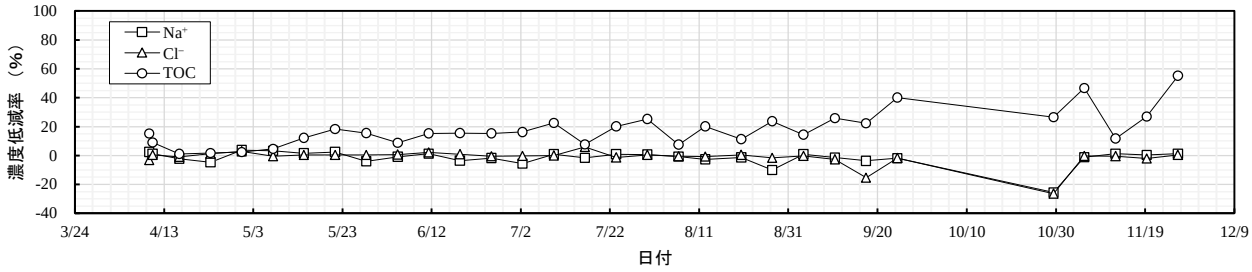


図-4.4　Case2 における吸着処理前後における濃度低減率の経時変化

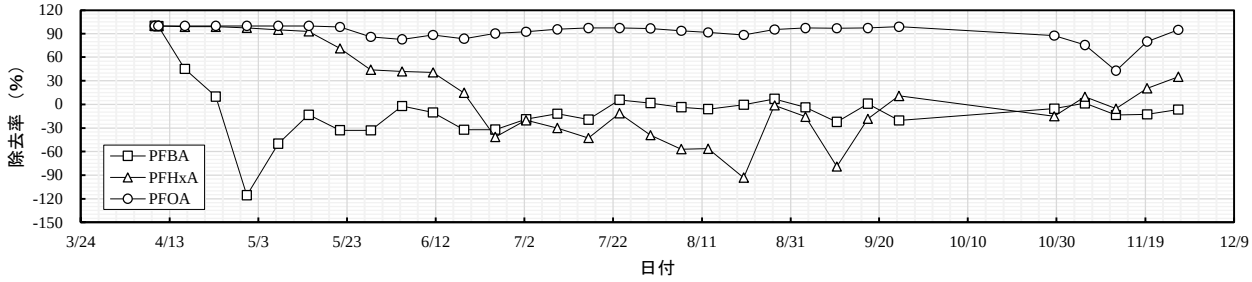


図-4.5　Case1 における PFBA・PFHxA・PFOA 除去率の経時変化

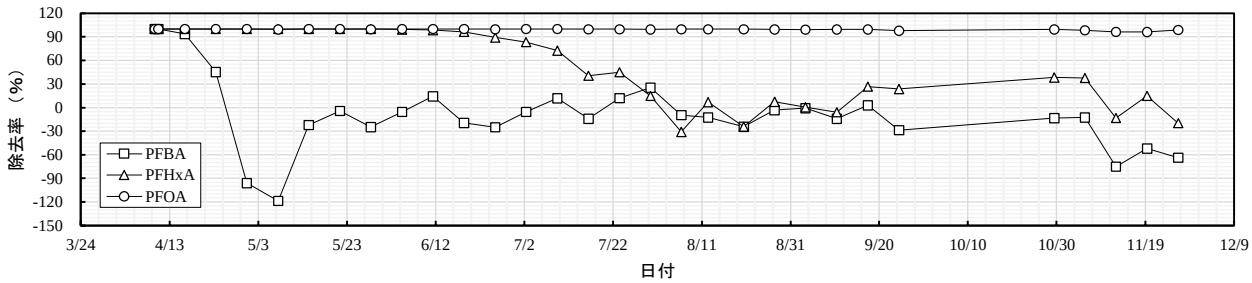


図-4.6　Case2 における PFBA・PFHxA・PFOA 除去率の経時変化

（C4），PFHxA（C6）は，長鎖 PFCA の PFOA（C8）と比較して早く除去率が低下する傾向を示し，除去率が負の値となった．すなわち，PFBA において，試験原水濃度よりも高い濃度が装置出口から漏出したことになる．この挙動は，PFBA の吸着親和性が PFOA より低く，吸着材内部に保持されていた PFBA が，平衡移動によって再び水相へ移行した可能性を示すものである．近年の研究では，PFBA や PFHxA などの短鎖 PFAS は，PFOA と比較して吸着の可逆性が高く，再溶出しやすいことが示されている [27]．したがって，吸着処理の長期運用においては，PFOA や PFOS 等の長鎖 PFAS だけでなく，PFBA をはじめとする短鎖 PFAS の挙動についても継続的に監視することが重要である．Case1 と Case2 にて，PFOA 除去率の経時変化を比較すると，Case2 の方が，常に 100%付近で安定しており，イオン交換樹脂の有効性が確認できた．

本論における PFAS の破過挙動は，共存 TOC との競争吸着および PFAS 種間の競争吸着の双方の影響を受けたものと考えられる．無機イオンによる影響は限定的であった一方，TOC は吸着材に保持される挙動を示した．また，PFBA は PFOA よりも早期に除去率が低下しており，炭素鎖長に由来する吸着親和性の差に加え，PFAS 種間の競争吸着や再平衡化による影響を受けた可能性が示唆された．

4.3 二段階処理での通水試験結果

4.1 節の結果より，粒状活性炭はイオン交換樹脂と比較して早期に破過したものの，PFAS の粗取り用途として有効に機能する可能性が示された．2 塔目のイオン交換樹脂通過後の実証試験装置出口における PFOS と PFOA 合計濃度の破過曲線を**図-4.7** に示す．通水流量は，実証試験装置 2 台分の吸着材量を考慮したため，モニタリング期間完了時点で 3,245 BV となった．PFOS と PFOA の濃度は，3,245 BV 時点においても破過するまで至らなかった．

この結果から，粒状活性炭とイオン交換樹脂を組み合わせた多段階浄化処理方式は，PFAS 除去性能の向上および吸着材の有効利用の観点から，効果的な運用方法であると考えられる．

4.4 SV10 での浄化試験結果

イオン交換樹脂は高い SV での処理が可能であるため，Case3 と 4 では SV10 にて試験を実施した．また，実証試験機出口における PFOS と PFOA 合計濃度の経時変化を**図-4.8** に示す．50 ng/L を破過濃度としたとき，Case3 では 89BV，Case4 では 16,438BV において破過が確認され

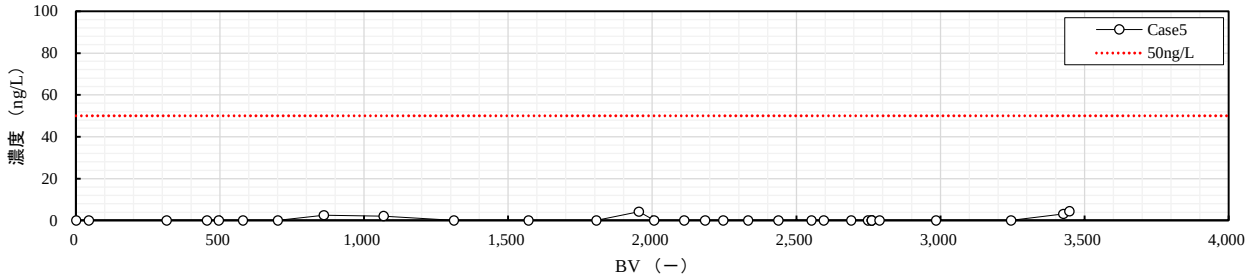


図-4.7 2 段階でのパイロットスケールカラム試験による PFOS・PFOA 濃度の破過曲線

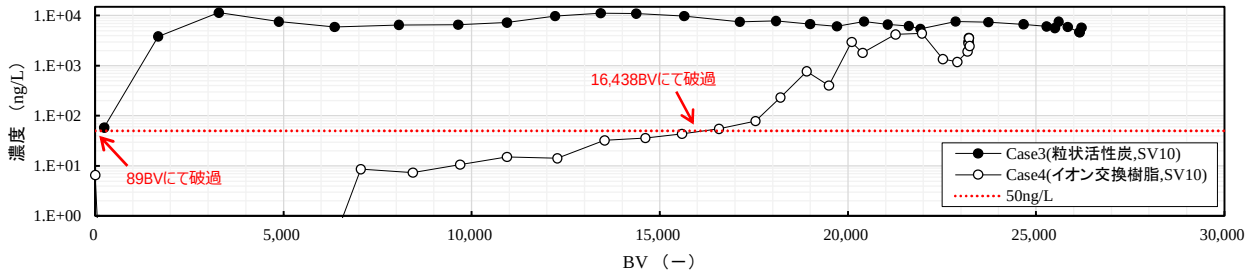


図-4.8 パイロットスケールカラム試験による PFOS・PFOA 濃度の破過曲線

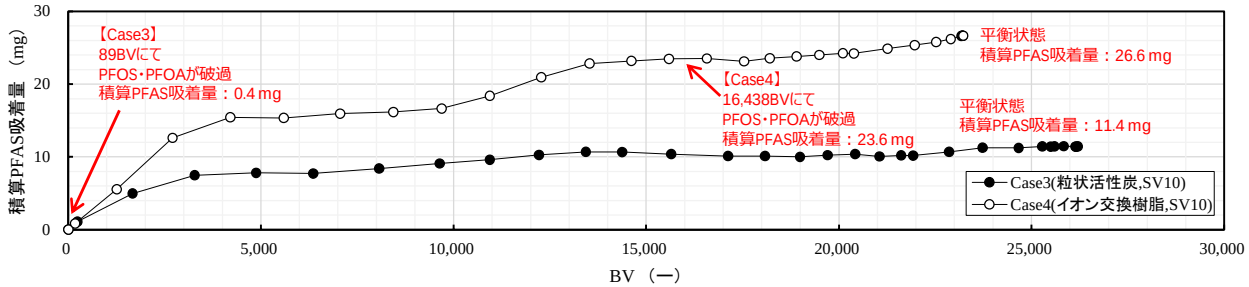


図-4.9 パイロットスケールカラム試験による吸着材の積算 PFAS 吸着量

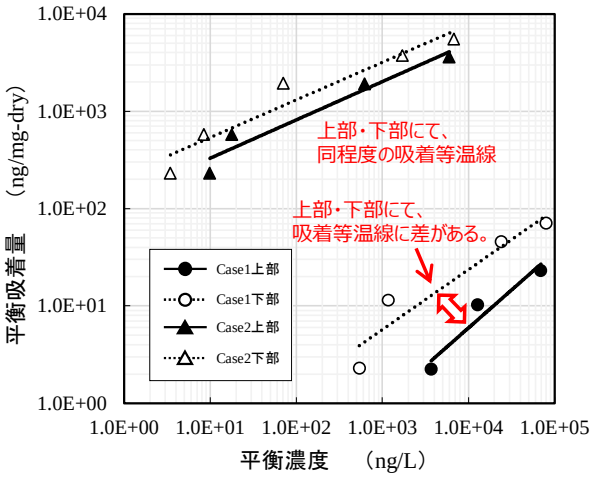


図-4.10　使用済吸着材の吸着等温線（Case1・2）

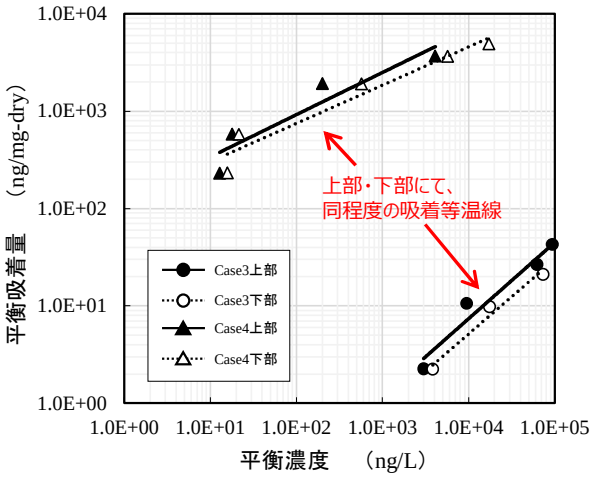


図-4.11　使用済吸着材の吸着等温線（Case3・4）

た．SV10 の際には，イオン交換樹脂は活性炭と比較して，破過に至るまでの BV が約 185 倍大きいといえる．

また，式[1]より求めた積算 PFAS 吸着量を図-4.9 に示す．Case3 の PFOS・PFOA 破過時点における積算 PFAS 吸着量は 0.4 mg となり，平衡状態時点は 11.4 mg となった．同様に，Case4 において PFOS・PFOA 破過時点では 23.6 mg となり，平衡状態時点は 26.6 mg となった．式[2]より，吸着容量利用率を求めると，Case3 は 3.6%であり，Case4 は 88.5%であった．このことから，粒状活性炭では．流速の増加に伴い，有効利用率が著しく低下したことを確認した．

4.5 使用済吸着材の吸着性能

パイロットスケールカラム試験では，積算 PFAS 吸着量の経時変化から，いずれの試験条件においてもモニタリング期間完了後には平衡状態となったことを確認した．このカラム試験では，一般的に水と吸着材の接触時間や流体移動の抵抗を含む実運用条件下での複合的な結果である．そのため，使用済となった吸着材のみに着目し，その残存 PFAS 吸着能を評価した．

使用済吸着材を任意の箇所にて回収し，回分試験を実施した．回分試験によって得られた PFAS 濃度と平衡吸着量の関係は，吸着等温線として表すことができる．本論では吸着平衡を表現する経験式として広く用いられている Freundlich 吸着等温式（式[4]）を適用した．

$$q_e = K_F C_e^{1/n} \qquad [4]$$

ここで，q_e：平衡吸着量（ng/mg-dry），C_e：平衡濃度（ng/L），K_F：吸着係数，n：Freundlich 指数である．

Case1～4 における上部・下部の吸着等温線を図-4.10～4.11 に示す．Case2 および 4 の使用済イオン交換樹脂は，上部・下部いずれにおいても，横軸の平衡濃度が小さくとも，縦軸の平衡吸着量が大きい結果が得られた．すなわち，使用済吸着材であっても PFAS に対する吸着能力が残存しており，平衡濃度を低く維持しながら，更に PFAS を吸着可能であったことが示唆された．一方，Case1 および 3 の使用済粒状活性炭は，平衡吸着量が小さい結果を示した．

また，Case1 下部は Case1 上部と比較して，PFAS に対する吸着能の残存が確認された．下降流式吸着塔において吸着帯が上部から下部へ移動する過程で破過に至ったため，塔下部の吸着材が十分に利用されていなかったためと考えられる．さらに，4.3 節の結果も踏まえると，粒状活性炭単独での長期的な PFAS 処理には課題が残るものの，吸着塔構成や運転条件を最適化することで，吸着材利用効率の向上および吸着材寿命の延長が可能となることが示唆された．

5．まとめ

塩濃度が高い最終処分場浸出水の PFAS 含有水に対し，吸着処理が有効であることを確認した．本研究における各試験ケースの結果を比較すると（図-5.1），Case4（イオン交換樹脂，SV10）が最も高い PFAS 吸着量を示した．また，モニタリング終了時点における積算 PFAS 吸着量と，吸着容量利用率を比較したところ，イオン交換樹脂は高い吸着容量利用率を示したものの，粒状活性炭の吸

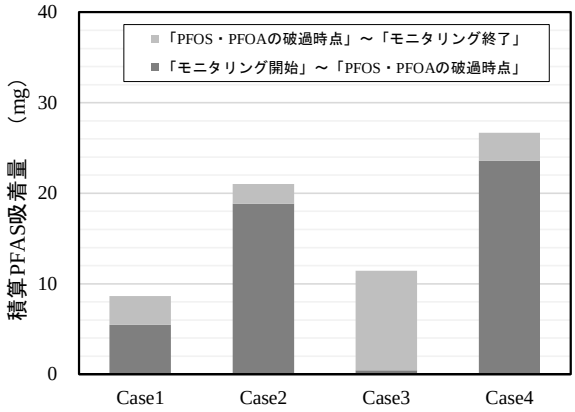


図-5.1　各試験ケースの積算 PFAS 吸着量

着容量利用率は著しく低かった．このことから，本試験条件下ではイオン交換樹脂の方が吸着材を効率的に利用できていたことが示唆された．

また，Case5 では破過まで至らず，性能評価の途中段階でモニタリング期間が終了した．しかし，装置出口の PFOS と PFOA 合計濃度は非常に低い値を示しており，その有効性が確認できた．

6．最後に

最終処分場は典型的な NIMBY（Not In My Back Yard）施設であり，その立地は近隣住民の理解と信頼に基づいて成立している．そのため，そこで生じた環境問題に関しては，化学的根拠に基づいた適切な対策を講じるとともに，環境安全性に最大限配慮することが求められる．一方で，PFAS による人体への健康影響については未だ研究途上にあり，十分な科学的知見が十分に蓄積されていない[28]．また，PFAS に係る排水基準も現時点では体系的に整備されておらず，これに水道水質基準を代替的に適用することは，過剰な要求仕様となる可能性がある．この様な状況下で，地域住民の安心確保を目的とした PFAS 対策の実施に関する判断が，最終処分場事業者に委ねられている現状である．

長期的な安定運用を実現するためには，最適な浄化技術を選定する必要がある．本研究では，PFAS を対象とした高度処理技術としてイオン交換樹脂を用いて吸着処理を検証し，パイロットスケール試験に結果より，その安定した浄化性能を実証した．

参考文献

1) 経済産業省：第一種特定化学物質一覧, https://www.meti.go.jp/policy/chemical_management/kasinhou/about/class1specified_chemicals_list_20250218r.pdf
2) 環境省：環水大水発第 2005281 号，環水大土発第 2005282 号，2020 年 5 月 28 日，https://www.env.go.jp/content/000325801.pdf
3) 国土交通省・環境省：水道における PFOS および PFOA に関するフォローアップ調査の結果について，2025 年 12 月 25 日，https://www.mlit.go.jp/mizukokudo/watersupply/content/001974538.pdf
4) 国土交通省：水道事業者等によるこれまでの PFOS および PFOA 対応事例について，2024 年 11 月 29 日，https://www.mlit.go.jp/mizukokudo/watersupply/content/001845696.pdf
5) 国土交通省：水道事業者等による PFOS および PFOA 対応マニュアル，2026 年 3 月 27 日，https://www.mlit.go.jp/mizukokudo/watersupply/content/001992484.pdf
6) 環境省：「水質汚濁防止法施行令および建築基準法施行令の一部を改正する政令」の閣議決定について，2023 年 12 月 20 日 https://www.env.go.jp/press/press_02611.html
7) 環境省：米国 EPA におけるニュースリリースについて（令和 6 年 4 月 10 日版），令和 6 年度第 1 回水質基準逐次改正検討会，資料 1 参考 1，https://www.env.go.jp/content/000238679.pdf
8) JETRO：「米 EPA，飲料水の PFAS 規制の見直し案公表，順守期限延期など提示」，2026 年 5 月 29 日，https://www.jetro.go.jp/biznews/2026/05/59713a1bad01c396.html
9) 矢吹芳教，小野純子，井戸優人，伊藤耕二，伴野有彩，松村千里，水谷聡，松神秀徳，尾形有香，遠藤和人：廃棄物埋立処分場の年代と浸出水中の PFAS 濃度との関係，第 34 回廃棄物資源循環学会研究発表会，2023
10) 尾形有香，松神秀徳，遠藤和人，矢吹芳教：最終処分場を対象とした微生物反応による前駆物質からの PFOA 生成可能性の評価，第 36 回廃棄物資源循環学会研究発表会，2025
11) 環境省：PFOS および PFOA 含有廃棄物の処理に関する技術的留意事項，2022 年 9 月 https://www.env.go.jp/content/000077696.pdf
12) 佐々木和明，嶋弘一，齋藤憲光：産業廃棄物安定型最終処分場における有機フッ素系化合物の浸出傾向，第 11 回水環境学会シンポジウム，2008 年 9 月 https://www.ee-net.ne.jp/ms/sympo08/abstract-pdf/01_sasaki.pdf
13) 吉澤正，栗原正憲，大石修，清水明，杉山寛：廃棄物処分場における有機フッ素化合物の実態調査，Journal of Japan Society on Water Environment, Vol.34，No.7，pp.95-101 ，2011，https://www.pref.chiba.lg.jp/wit/hai-ka/nenpou/documents/ar2012haika-k001.pdf
14) Ian Ross, Jeffrey McDonough, Jonathan Miles, Peter Storch, ParvathyThelakkat Kochunarayanan, Erica Kalve, Jake Hurst, Soumitri S. Dasgupta, Jeff Burdick：A review of emerging technologies for remediation of PFASs, Remediation28，2018
15) 吉備中央町原因究明委員会：河平ダム等における PFOS および PFOA の暫定指針値超過事案に関する報告書，2024 年，9 月 5 日 https://www.town.kibichuo.lg.jp/uploaded/attachment/10756.pdf
16) 環境省：PFOS 等を含む水の処理に用いた使用済活性炭の適切な保管等について，2025 年，3 月 26 日 https://www.env.go.jp/content/000301642.pdf
17) 國井 聡，林 夕紀子，芳賀 直樹：有機フッ素化合物含有水の浄化処理に用いる吸着材の選定，第 58 回日

本水環境学会年次講演会講演集，p.170，2024.
18) 公益社団法人水道技術研究センター：水道における PFAS の処理技術等に関する資料集，2023 年 11 月，https://www.jwrc-net.or.jp/docs/p-ken_report_rev.pdf
19) 環境省：水質汚濁に係る人の健康の保護に関する環境基準等の施行等について(通知)，環水大水発第 2005281 号・環水大土発第 2005282 号，令和 2 年 5 月 28 日
20) 遠藤 和人, 矢吹 芳教, 尾形 有香：廃棄物最終処分場の浸出水中 PFASs と水処理レビュー，地下水学会誌，第 68 巻第 1 号，pp.47-57，2026, https://www.jstage.jst.go.jp/article/jagh/68/1/68_47/_pdf/-char/ja
21) Damalka Balasuryia, Aina Queral-Beltran, Tristan Vick, Scott Simpson, Silvia Lacorte, Diana S. Aga, Alexander C. Hoepker : Experimental Determination of pKa for 10 PFAS, Mono-, Di-, and Trifluoroacetic Acid by ^{19}F-NMR, Environmental Science & Technology Letters, Vol.12, No.9, pp.1238-1246, 2025.
22) 山﨑慶子，石川翔一，高木智史，矢吹芳教，安武大輔，長森正尚，森明寛，石垣智基，遠藤和人，山田正人：不燃物と焼却残渣のみが埋立処分されている最終処分場の浸出水および周縁地下水の調査事例，第 36 回廃棄物資源循環学会研究発表会講演集，E1-3-O，pp.455-456，2025
23) 太田 直輝，佐野 亨，凌 海，石川 璃菜，西川 佳弘，根本 雄一：「PFOA の活性炭吸着除去に及ぼす共存有機物濃度の影響」， 令和 7 年度全国会議（水道研究発表会）講演集
24) Mehak Fatima, Celine Kelso, Faisal Hai : Perfluorooctanoic Acid (PFOA) and Perfluorooctanesulfonic Acid (PFOS) Adsorption onto Different Adsorbents: A Critical Review of the Impact of Their Chemical Structure and Retention Mechanisms in Soil and Groundwater, Water, 17, 1401, 2025. https://www.mdpi.com/2073-4441/17/9/1401
25) Karnwadee Wilaingam， 田 中 周 平， Pattarawan Chularueangaksorn，鈴木裕識，小野亮輔，藤井滋穂：ペルフルオロヘキサン酸(PFHxA)のイオン交換樹脂，非イオン交換樹脂および粒状活性炭への吸着に及ぼすアニオンの影響，土木学会論文集 G(環境), Vol.70，No.7，Ⅲ_65-Ⅲ_72，2014
26) Marcel Riegel, Brigitte Haist-Gulde, Frank Sacher : Sorptive removal of short-chain perfluoroalkyl substances (PFAS) during drinking water treatment using activated carbon and anion exchange resins, Environmental Science: Environmental Sciences Europe, 2023. https://doi.org/10.1186/s12302-023-00716-5
27) Yoshifumi Nakawzawa, Koji Kosaka, Mari Asami, Yoshihiko Matsui : Maxiumum desorption of perfluoroalkyl substances adsorbed on granular active carbon used in full-scale drinking water treatment plant, Water Research, 254, 2024
28) 環境省：PFAS に関するハンドブック，2025 年 3 月，https://www.env.go.jp/content/000305650.pdf

PFAS汚染コンクリートに対する溶出防止対策技術

芳賀 直樹[*1]　太田 匡哉[*2]
林 夕紀子[*1]　後藤 ゆかり[*1]
森川 純[*1]　國井 聡[*1]

要　　旨

近年の全国調査により，PFASによる地下水等の汚染が各地で確認されている．PFASは泡消火薬剤の成分として用いられてきたが，代替化が進み国内の保有量が減少する中，過去に行われた消火訓練や誤作動で環境中へ放出されたPFASによりコンクリート構造物等が汚染され，その汚染に起因する新たな汚染拡大が顕在化している．つまり，PFASはコンクリート内部に浸透・吸着され，表面を洗浄する程度では除去されず，再溶出する可能性が懸念されるため，対処工法として，樹脂系防食被覆による溶出防止対策の検討を行った．本論では，室内試験および実施工への適用事例を通じてその有用性を確認した内容をまとめた．

キーワード　有機フッ素化合物／PFOS／PFOA／PFHxS／コンクリート／溶出対策

目　　次

１．はじめに
２．PFOS等の溶出特性と防止対策
３．施工事例
４．まとめ

COUNTERMEASURE TECHNOLOGIES TO PREVENT PFAS RELEASE FROM CONTAMINATED CONCRETE

Naoki　HAGA　**Masaya　OOTA**
Yukiko　HAYASHI　**Yukari　GOTO**
Jun　MORIKAWA　**Satoshi　KUNII**

Synopsis:
Recent nationwide surveys in Japan have revealed widespread contamination of groundwater and related water bodies by per- and polyfluoroalkyl substances (PFAS). Although PFAS have historically been used as key components of firefighting foams, their replacement with alternative agents has progressed, resulting in a gradual reduction of domestic stockpiles. Nevertheless, PFAS released into the environment in the past through accidental discharges or firefighting training activities have led to the contamination of concrete structures, which has emerged as a new environmental challenge.
PFAS can infiltrate into and adsorb onto the internal matrix of concrete, and may subsequently re-leach into water even after surface cleaning. In facilities that remain in service, demolition and removal of contaminated concrete are often impractical. Therefore, mitigation measures to prevent PFAS leaching are required.
In this study, a resin-based protective coating method was examined as a countermeasure to suppress PFAS leaching by physically isolating contaminated concrete from water. The effectiveness of this method was verified through laboratory-scale experiments and its application to actual construction projects.

＊１本店　ICI 総合センター　ICI テクノロジーセンター　環境技術グループ
＊２本店　土木事業本部　PFAS 対策推進室　施工グループ

1. はじめに

1.1 社会背景

有機フッ素化合物の中で，ペル及びポリフルオロアルキル化合物の総称を PFAS と呼び，代表的な物質としてペルフルオロオクタンスルホン酸 (PFOS)，ペルフルオロオクタン酸 (PFOA)，ペルフルオロヘキサンスルホン酸 (PFHxS)，及び炭素数 9～21 の長鎖ペルフルオロカルボン酸(LC-PFCA)等があげられる．これらの物質は化学物質審査規制法において第一種特定化学物質に指定されており，製造・輸入及び使用が規制されている [1]．中でも PFOS と PFOA は水質汚濁防止法における要監視項目に位置付けられており，指針値として合計値 50 ng/L 以下が設定されている [2]．近年，環境省，及び各自治体が実施した全国調査により，日本各地の地下水等において指針値を超過する PFAS 汚染が確認され，その実態が明らかとなっている [3]．

図-1 に PFOS，PFOA 及び PFHxS の分子構造式を示す．PFAS は泡消火薬剤の主要成分の一つとして使用されており，主に液体燃料火災の消火に利用される [4]．これらの物質は疎水性基としてペルフルオロアルキル基を有し，親水性基として PFOS と PFHxS はスルホ基を，PFOA はカルボキシル基を有している．これらアニオン性を示す PFAS は，疎水性基と親水性基を有する両親媒性物質であり，水中でミセル構造を形成することで気液界面の表面張力を低下させる．その結果，液体燃料表面に安定な被膜を形成し，「窒息効果」によって消火性能を発揮するとされている [5]．

泡消火薬剤は，これまで消防機関，空港，自衛隊関連施設，及び石油精製所 [6]において，火災時の消火活動や訓練を目的として広く使用されてきた．しかし，PFOS 及び PFOA に対する規制強化に伴い，これらを含有しない泡消火薬剤への切替えが推奨されている [7]．その結果，日本国内に保管されている PFOS 及び PFOA 含有泡消火薬剤は，全国調査によれば，令和 2 年度時点の 338.8 万 L から令和 4 年度時点では 185.0 万 L まで減少した [6]．一方で，依然として PFAS 含有泡消火薬剤を保管している施設は存在しており，これらの漏えい又は流出に起因する環境汚染が報告されている．

流出事故発生時には，PFAS 含有泡消火薬剤が水質汚濁防止法における指定物質に位置付けられたことにより，事故時の届出が義務付けられている [8]．一方で，これまでの対応は漏えいした泡消火薬剤の回収を中心としており，PFAS 含有泡消火薬剤が接触したコンクリート構造物等への残留影響や二次的な溶出リスク，さらにはその対策手法については十分な検討がなされていない．

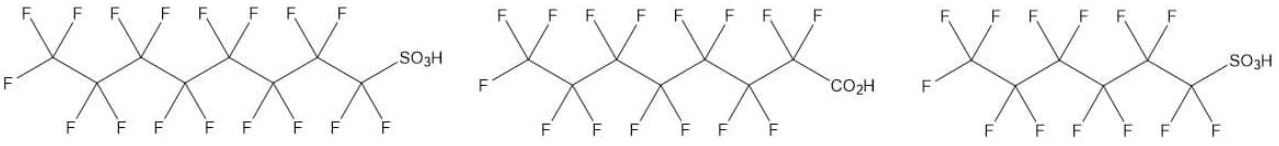
1.2 PFOS 等含有コンクリート

コンクリートは，内部に微細構造を有する材料であり，その材料特性から，外部の液相及び気相成分を内部に拡散・浸透させることが知られている．

海外では，消防訓練場から採取した PFAS 含浸コンクリートコア供試体を対象として長期的な溶出挙動を調査した結果，コンクリート中に含浸した PFAS が雨水等を介して周辺環境へ拡散する可能性を示唆した報告がなされている [9, 10]．また，コンクリート材料と PFAS の吸着・脱着挙動については，両者の物理化学的相互作用や共存物質の影響に起因するとする報告もある [11]．このような知見は，コンクリート中に保持された PFAS が吸着・脱着を繰り返すことで，将来的に周辺環境へ再放出される可能性を有することを示している．

近年，国内において，コンクリート製水槽に泡消火薬剤が流入したことにより，水槽躯体自体が PFAS に汚染された事例が報告されている [12]．当該事例では，水槽内部の洗浄を繰り返し実施したにもかかわらず，再度貯留した水から高濃度の PFAS が検出された．これは，水槽躯体の表面部及び内部に PFAS が付着・浸透し，その後再溶出したためと考えられる．したがって，このような PFAS 汚染コンクリート構造物に対しては，PFAS の再溶出を抑制ための対策を講じる必要がある．

PFAS に汚染されたコンクリートについて，当該施設の供用が終了している場合には，解体後に「PFOS および PFOA 含有廃棄物の処理に関する技術的留意事項 [13]」に従い，適切に処理・処分することが望ましい．一方，現在も供用中の施設においては，既設コンクリートの解体・撤去を伴う対策の適用は現実的ではなく，PFAS の溶出防止対策を講じた上で継続利用を図ることが求められる．そこで，本研究では PFAS 溶出防止対策の一手法として防食被覆工法に着目した．本工法は，樹脂系材料をコンクリート表面に被覆することで，コンクリート表層部及び内部に含浸・吸着した PFAS を外部の水と物理的に遮断し，PFAS の再溶出及び周辺環境への拡散を抑制することを目的とするものである．　本論では，PFOS，PFOA，及び PFHxS（以下，「PFOS 等」という．）を含



(a)PFOS　(b)PFOA　(c)PFHxS

図-1　PFOS・PFOA・PFHxS の分子構造式

有するコンクリートからの再溶出現象について確認するとともに，室内試験により明らかにした防食被覆工法の有用性及び実施工事への適用事例についても報告する．

2．PFOS 等の溶出特性と防止対策

2.1 試験概要

PFOS 等を含む水溶液にコンクリート供試体を浸漬した後，風乾することで PFOS 等含有コンクリート供試体を作製した．作製した PFOS 等含有コンクリート供試体を水道水に浸漬し，約 1 ヵ月間静置した．その間，複数回にわたり浸漬水を採取し，水相中の PFOS 等濃度の経時変化を測定することで，コンクリートからの溶出挙動を確認した．また，PFOS 等含有コンクリート供試体の表面に防食被覆工法で用いられる樹脂材料を塗布し，コンクリート内部に含有される PFOS 等の溶出抑制効果を検証した．さらに，防食被覆を施したコンクリート供試体を PFOS 等含有水に浸漬した後，供試体を取り出して水洗浄し，再び水道水に浸漬した．その後，水相中の PFOS 等濃度の経時変化を測定することで，防食被覆後のコンクリート供試体に対する PFOS 等の付着抑制効果について検証をした．

2.2 試験方法

(1) PFOS 等含有コンクリートの作製

水道水に PFOS 等の標準試薬を添加し，それぞれの初期濃度が 100,000 ng/L 程度となる PFOS 等水溶液を調製した．本論で用いたコンクリート供試体は，**表-1** に示す配合条件により作製し，寸法を 300 mm × 300 mm × 60 mm とした．供試体の作製フローを**図-2** に示す．

コンクリート供試体を PFOS 等水溶液に 14 日間浸漬した後，供試体を取り出してバット上で 5 日間風乾した．その後，コンクリート中への PFOS 等の含浸量を測定するため，供試体を粉砕し，メタノール抽出により PFOS 等濃度を測定した．

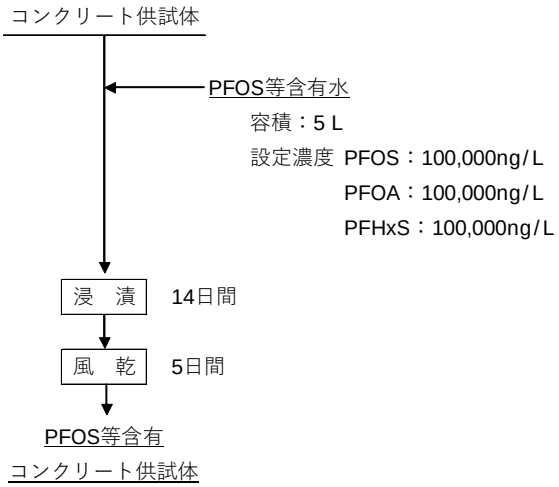


図-2　PFOS 等含有コンクリートの作製フロー

表-1　コンクリート配合条件

項目	記号	条件
水セメント比	W/C	47%
スランプ	Sl	15.0±2.0 cm
空気量	A	1.0±1.0%
粗骨材最大寸法	G_{MAX}	15 mm
塩化物量(塩化物イオン量)	Cl^-	0.30 kg/m^{3}以下

(2) PFOS 等含有コンクリート供試体からの溶出確認試験

PFOS 等含有コンクリート供試体を 5 L の水道水に浸漬し，約 1 か月間静置した．浸漬期間中は定期的に採水を行い，水相中の PFOS 等濃度の経時変化を測定した．その後，供試体を取り出して表面の水滴を除去した後，新たに調製した 5 L の水道水に再度浸漬し，同様の試験を実施した．この操作を計 4 サイクル繰り返し，コンクリート供試体からの PFOS 等の溶出挙動を評価した．
試験フローを**図-3** に示す．

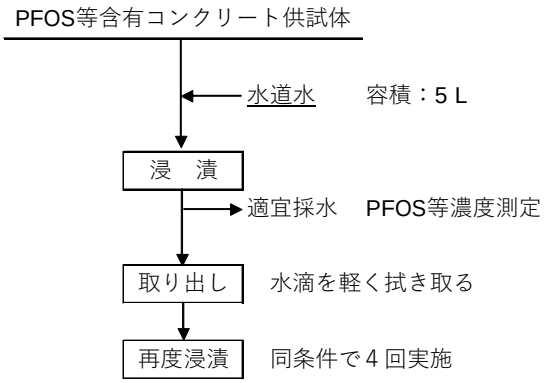
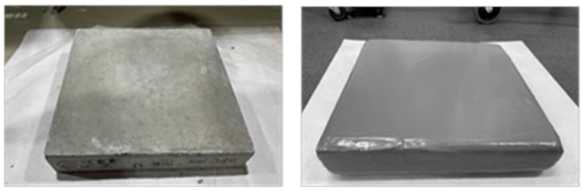


図-3　コンクリート供試体からの再溶出試験

(3) 防食被覆コンクリート供試体の作製

防食被覆コンクリート供試体の作製を行った．

図-4 に防食被覆施工前後の供試体の外観を示す．前述の方法にて作製した PFOS 等含浸コンクリート供試体の表面に防食被覆材を塗布し，1 日間乾燥させた後，裏面についても同様に塗布することで，供試体全面を樹脂で塗装した．本論では，日本下水道事業団の防食被覆工法に



(a)被覆前　　(b)被覆後　※モノクロ

図-4　コンクリート供試体

おける「C 種」相当の塗膜仕様となるように，防食層を 2 回に分けて施工した．また，ウェットゲージを用いて各層の施工膜厚を確認した．さらに，実際の施工を想定し，防食層 1 層目の塗装後にピンホールが発生した場合には，当該箇所の補修を実施した．その後，2 層目の防食層を施工し，防食被覆材を十分に硬化させるため，気中で 2 週間養生した．

(4) PFOS 等溶出抑制効果の確認試験

防食被覆済みのコンクリート供試体を，5 L の水道水を入れた個別容器に浸漬し，14 日間静置した．浸漬期間中は定期に採水し，水相中の PFOS 等濃度を測定した．

図-5 にフロー図を示す．

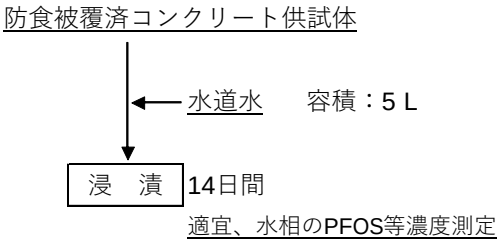


図-5　PFOS 等溶出抑制効果の確認試験

(5) 防食被覆後の PFOS 等付着性の確認

水道水に PFOS 等の標準試薬を添加し，それぞれの濃度が 100,000 ng/L となる PFOS 等水溶液を調製した．防食被覆コンクリート供試体を同水溶液に 5 日間浸漬した後，供試体表面をスポンジにより軽く水洗浄した．次いで，各供試体を 5 L の水道水を入れた個別容器に浸漬し，水相中の PFOS 等濃度の経時変化を測定した．これにより，防食被膜表面に付着した PFOS 等の残留性を評価した．

図-6 にフロー図を示す．

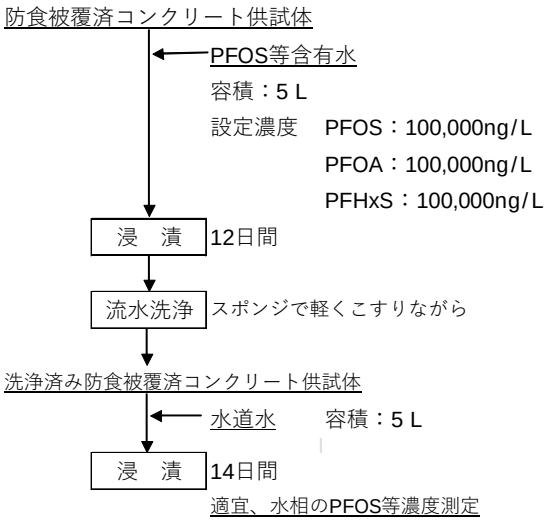


図-6　防食被覆後の PFOS 等付着性確認試験

2.3 分析方法

(1) コンクリート中の含有量測定方法

コンクリート中の PFOS 等含有量については，現時点で公定の測定方法が確立されていない．このため，土壌に対しての測定方法である「土壌中の PFOS，PFOA 及び PFHxS の暫定測定方法について」[14]を参考に分析を実施した．なお，筆者らは既報において，当該方法を適用することでコンクリート中に含有する PFOS 等の濃度を測定可能であることを確認している [15]．

PFOS 等含浸コンクリート供試体を粉砕し，その試料約 5 g を採取した後，0.3 %アンモニア含有メタノール 30 mL を添加して超音波抽出を行った．得られた懸濁液を遠心分離し，上澄み液を 100 mL メスフラスコへ移した．この抽出操作を 3 回繰り返し，得られた抽出液に内標準物質を添加した．さらに前処理による精製を行った後，LC/MS/.MS を用いて PFOS 等濃度を測定した．

(2) 水試料測定方法

測定は，「水質汚濁に係る人の健康の保護に関する環境基準等の施行等について 付表 1（令和 2 年 5 月 28 日環水大水発第 2005281 号 環水大土発第 2005282 号 環境省通知）」[2] を準用して実施した．

採取した水試料に内標準物質を添加し，必要に応じて精製操作を行った後に LC/MS/.MS にて PFOS 等濃度を測定した．

(3) 機器測定条件

LC は Sciex 社製 ExionLC，分離カラムは Phenomenex 社製 Kinetex C18 充填剤粒径 2.6 μm カラムサイズ 50×3.0 mm，MS は Sciex 社製 QTRAP4500 を用いた．**表-2** に測

表-2　測定条件

LC条件			
機器名称	：	SCIEX社製	ExionLC
カラム	：	Phenomenex社製 Kinetex® C18 2.6 μm 50×3.0mm	
注入量	：	15 μL	
カラム温度	：	40℃	
移動相	：	A液：0.02%ギ酸、2mM酢酸アンモニウム含有水	
		B液：メタノール	
	0 ～ 8.25min	A液：80%→2.0%	B液：20%→98%
	8.25 ～ 11min	A液：2.0%	B液：98%
	11 ～ 11.1min	A液：2.0%→80%	B液：98%→20%
	11.1 ～ 15min	A液：80%	B液：20%
流速：	0.6mL/min		

MS/MS条件				
機器名称	：	SCIEX社製	QTRAP4500	
イオン化法	：	ESI Negative		
SRM条件	：	PFOS	499→80(定量用)	499→99(確認用)
		PFOA	413→369(定量用)	413→169(確認用)
		PFHxS	399→80(定量用)	399→99(確認用)
		$^{13}C_8$-PFOS	507→80	
		$^{13}C_8$-PFOA	421→376	
		$^{13}C_3$-PFHxS	402→80	

定条件を示す.

2.4 結果と考察

(1) PFOS 等含有コンクリートの濃度確認結果

作製した PFOS 等含有コンクリートの各 PFOS 等含有濃度を**表-3** に示す．なお，表中の「含有量」は各コンクリート供試体を重量 11.5 kg となるように作製したことから，

表-3 PFOS 等含有コンクリート分析結果

項目(単位)		PFOS	PFOA	PFHxS
含有濃度	(ng/g)	19.0	5.52	8.76
含有量	(ng)	218,500	63,480	100,740
最大溶出濃度	(ng/L)	43,700	12,696	20,148

1 供試体中に含有される PFOS 等の総量を示す．また，「最大溶出濃度」は供試体中に含有する PFOS 等の全量が浸漬水 5 L に溶出すると仮定した場合の理論濃度として算出したものである．

(2) PFOS 等含有コンクリート供試体からの溶出確認試験結果

PFOS 等含有コンクリート供試体を 5 L の水道水に浸漬し，約 1 か月間静置した．浸漬期間中に計 8 回の採水を実施し，水相中の PFOS 等濃度の経時変化を測定した．

結果を**図-7**～**図-9** に示す．

PFOS，PFOA 及び PFHxS ともに類似した濃度推移を示した．溶出濃度が比較的高かった浸漬 1 回目では約 200 時間後，浸漬 2 回目では約 400 時間後に水相中の PFOS 等濃度が概ね平衡に達したと考えられた．一方，溶出濃度が低下した浸漬 3 回目及び 4 回目では，浸漬開始から約 800 時間が経過した時点においても平衡には達していなかった．

以上の結果から，PFOS 等の溶出濃度が高い条件ほど，水相中濃度が平衡に達するまでの時間が短くなる傾向が示唆された．

また，各浸漬サイクルにおける最終採水試料の測定結果を**図-10** に示す．なお，指針値との比較を考慮し，PFOS 及び PFOA の合計濃度（PFOS＋PFOA）により評価を行った．

浸漬回数に対する水相中の PFOS＋PFOA 濃度の測定結果を**図-2.4.**に示す．

この試験結果から近似式[1]が導かれた．

$$y = 20764e^{-0.751x} \qquad [1]$$

ここで，y：水相の PFOS＋PFOA 濃度，x：浸漬回数（水の入れ替え回数）である．

本式より，y が 50 となる x を算出した結果，その値は 8.0 となった．これは，PFOS+PFOA 濃度を指針値である 50 ng/L 以下までに低減するためには，約 8 回の水の入れ替えが必要であることを示している．しかし，コンクリート製水槽に貯留された水の浄化においては，8 回に及ぶ水の入れ替えに要する期間や排水処理・廃棄費用を考慮すると，本手法の適用は効率的とは言い難い．一方，防食被覆工法は，PFAS の再溶出を抑制することで，繰り返しの水の入れ替えを要しないため，施工期間及びコストの両面で有効な対策方法であると考えられた．

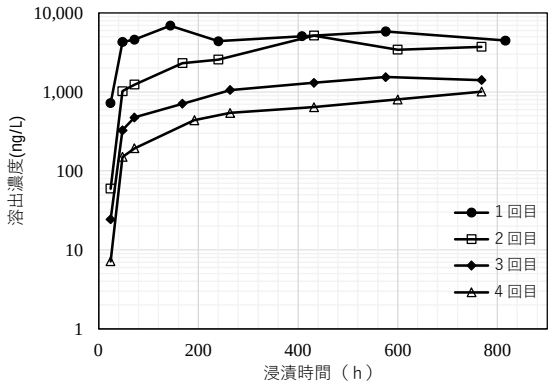


図-7 浸漬試験結果（PFOS）

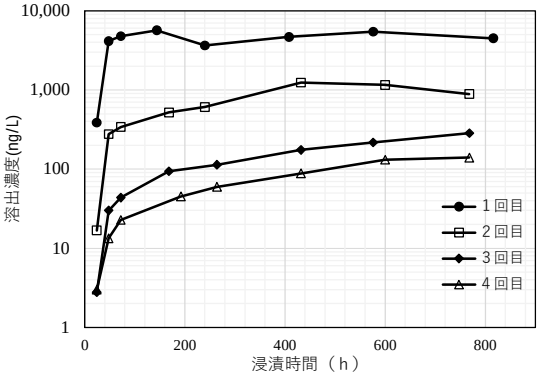


図-8 浸漬試験結果（PFOA）

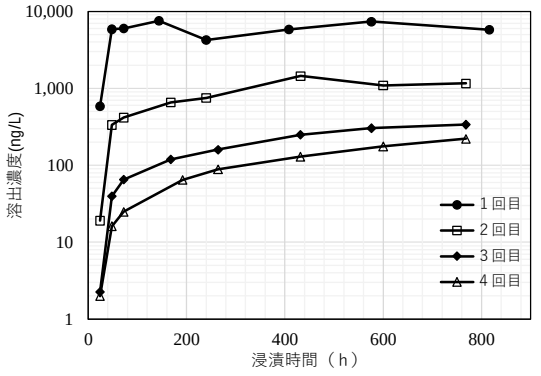


図-9 浸漬試験結果（PFHxS）

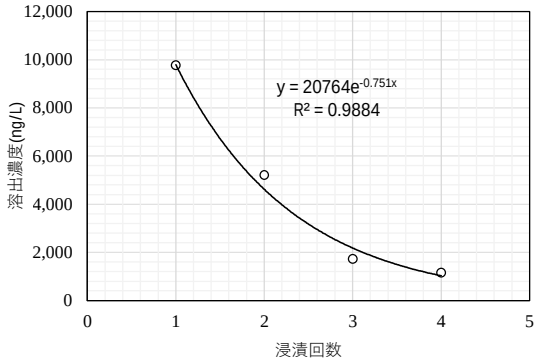


図-10 浸漬試験結果（PFOS+PFOA）

(3) PFOS 等溶出抑制効果の確認試験結果

PFOS 等含有コンクリート供試体に防食被覆を施した供試体を対象として浸漬試験を実施した．その結果を**図-11** に示す.

本試験における各対象物質の定量下限値は 2 ng/L とした．約 380 時間の浸漬期間中，PFOS 及び PFHxS はいずれの採水試料からも検出されなかった．一方，PFOA については，最終採水時の試料から 3 ng/L が検出されたのみであった．また，前節(2)で示した防食被覆未施工の PFOS 等含有コンクリート供試体からの溶出量と比較した結果, PFOS で 99.8%，PFOA で 97.9%，PFHxS で 99.1% の溶出量低減が得られた.

以上の結果から，PFOS 等を含有するコンクリートに防食被覆を施工することで，水相への PFOS 等の溶出を著しく抑制できることが確認された.

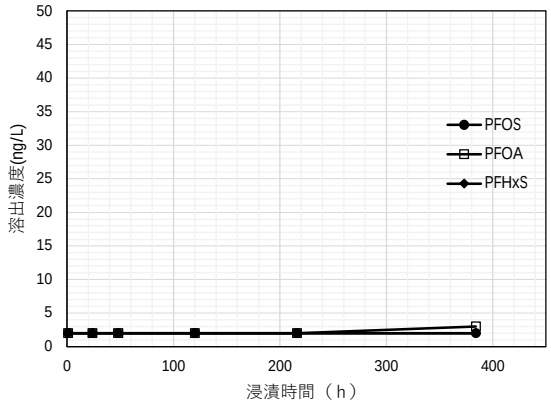


図-11 溶出抑制効果確認結果

(4) 防食被覆後の PFOS 等付着性の確認結果

防食被覆工法の適用性を評価する上では，防食被覆施工後の PFOS 等の付着特性についても確認する必要がある．そこで，防食被覆コンクリート供試体を PFOS 等水溶液に 5 日間浸漬した後，供試体を取り出して水洗浄を行い，その後 5Lの水道水に浸漬した．浸透期間中に採水を行い，水相中の PFOS 等濃度を測定することで，防食被覆面への PFOS 等の付着性及び洗浄による除去性を評価した．試験結果を**図-12** に示す.

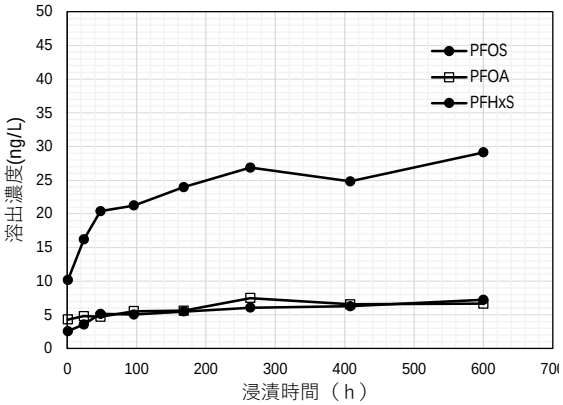


図-12 防食被覆コンクリートに対する付着性確認試験結果

PFOS，PFOA 及び PFHxS のいずれも検出されたものの，その濃度はいずれも 50 ng/L を十分に下回った．また，各物質とも浸漬開始後約 48 時間までは濃度上昇傾向を示したが，その後は概ね横ばいで推移した．この濃度推移から，さらに長時間浸漬した場合においても，PFOS 等濃度が 50 ng/L を超過する可能性は低いものと判断された.

また，本結果で確認された濃度レベル及び濃度推移を踏まえると，検出された PFOS 等は供試体内部へ浸透したものが再溶出したのではなく，防食被覆表面に付着していた PFOS 等が水相に移行したものと考えられた．本検討では，PFOS 等水溶液へ浸漬後の供試体洗浄を，流水下でスポンジを用いて軽く擦る程度の条件で実施した.

一方，実際の施工では高圧洗浄機やブラシ洗浄等によるより十分な洗浄が可能であることから，洗浄後に貯留される水中の PFOS 等濃度はさらに低減できるものと考えられる.

以上の結果より，コンクリートに防食被覆を施工することにで，PFOS 等含有水が再度接触した場合においても，比較的簡単な水洗浄によって付着した PFOS 等を除去できることが確認された.

3．施工事例

3.1 現場概要

本事例は，消火設備に付帯するコンクリート製水槽に貯留された消火用水から PFOS 等が検出された事案である．消火設備の機能を回復するためには，貯留水中の PFOS 等の濃度を低減し，消火用水として利用可能な状態にする必要があった.

対象となる貯水槽は敷地内に 3 箇所あり，それぞれ貯留水量及び PFOS 等濃度が異なっていた．各サイトにおける貯水槽水の分析結果を**表-4** に示す．特にサイト③では PFOS 等濃度が高く，コンクリート製水槽の内壁部に PFOS 等が付着・浸透していることが懸念された.

表-4　浄化対象水の水質及び水量

分析項目		単位	サイト①	サイト②	サイト③
PFAS	PFOS	ng/L	1,100	330	25,000
	PFOA	ng/L	126	20	2,300
	PFHxS	ng/L	500	310	5,200
	合計	ng/L	1,726	660	32,500
陰イオン	硫酸イオン	mg/L	10	7.7	18
	硝酸イオン	mg/L	3.6	1.5	3.8
	塩化物イオン	mg/L	55	67	97
	フッ化物イオン	mg/L	<0.05	<0.05	<0.05
アルカリ度(pH4.8)		mg-$CaCO_3$/L	180	52	150
総溶解固形物（TDS）		mg/L	330	270	320
全有機炭素（TOC)		mg/L	7.8	11	0.7
pH		-	8.8	8.3	8.6
EC		mS/m	51	44	50
貯水量		m^3	94	44	750

一般に，このような PFOS 等を含有する消火用水は焼却処分されることが多い．しかし，そのためには PFAS 含有廃棄物を処理が可能な処分施設まで輸送する必要がある．本事例では処理対象水量が合計 888 m^3に及ぶことから，遠方の処分施設への搬出は現実的ではなかった．また，対象施設の立地条件を考慮すると，水資源の有効利用を図ることも重要な課題であった．

そこで，本事例ではコンクリート製貯水槽内面からの PFOS 等の再溶出を抑制するため，防食被覆工法を適用するとともに，オンサイトでの PFOS 等含有水の浄化処理を実施した．これにより，消火用水を廃棄することなく水質改善を図り，消火設備の機能正常化を目的とした対策工事を実施した．

3.2 施工方法

本事例では，コンクリート製水槽躯体中の PFOS 等含有量の調査は実施していない．しかしながら，貯水槽内壁への PFOS 等の付着及びコンクリート内部への PFOS 等の浸透が生じているものと想定し，対策工事計画を策定した．

図-13 に施工完了時における設備構成の概略イメージ図を示す．

本対策では，PFOS 等含有水の浄化処理により PFOS 及び PFOA の合計濃度を 50 ng/L 以下まで低減するとともに，コンクリート製水槽内面に防食被覆を施工することで，躯体からの PFOS 等の再溶出防止を図った．

コンクリート製水槽内に貯留されていた PFOS 等含有水は，筆者らが開発した浄化装置（De-POP's ION）で浄化しながら仮設水槽へ移送した．吸着浄化の概念図を**図-14** に示す．浄化処理期間中は，定期的に PFOS 等濃度を測定し，その結果に基づいて工程管理を実施した．

貯水槽内の水を移送した後，空となったコンクリート製水槽について，高圧洗浄機等を用いた洗浄及び下地処理を実施した．その後，防食被覆材を施工し，被覆材が十分に硬化したことを確認した後，槽内の洗浄を再度実施した．次いで，仮設水槽に移送していた浄化済みの消火用水を水槽に戻し，一定期間静置した．その後，貯留水を採取して PFOS 等濃度を測定し，PFOS 及び PFOA の合計濃度（PFOS＋PFOA）が 50 ng/L 以下であることを施工完了判定の要件の一つとした．

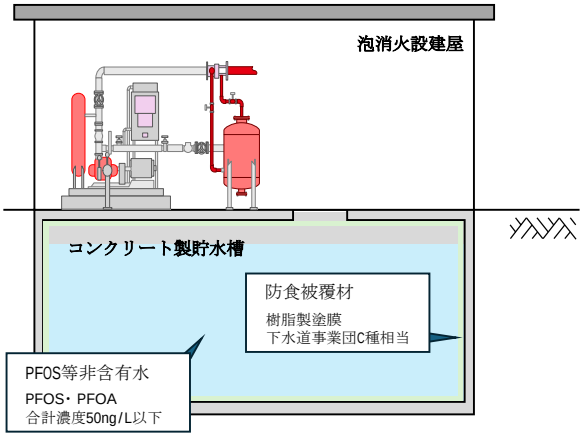


図-13　施工完了後の施設イメージ

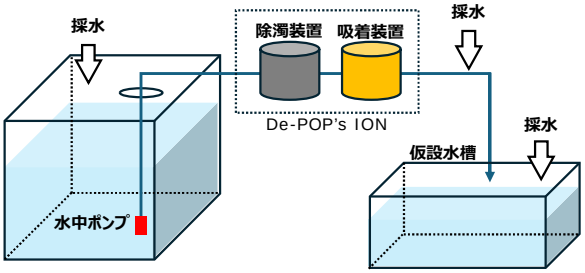


図-14　吸着処理による PFOS 等含有水浄化

3.3 結果と考察

各サイトの消火用水の PFOS 等測定結果を図-15 に示す．なお，浄化処理後に仮設水槽へ貯留した状態の水の分析結果を「吸着処理後」，仮設水槽から防食被覆後の貯水槽に戻した後に採水した結果を「貯水槽内消火用水」として示した．

その結果，いずれのサイトにおいても，「吸着処理後」及び「貯水槽内消火用水」における PFOS 及び PFOA の濃度は定量下限値未満（2 ng/L 未満）であった．

以上の結果から，吸着処理により消火用水中の PFOS 等が除去されるとともに，防食被覆工法によりコンクリート製水槽内壁からの PFOS 等の再溶出が抑制されたものと考えられた．これにより，消火用水の水質改善及び消火設備の機能正常化を達成できたと判断した．

4．まとめ

PFOS 等を含有する泡消火薬剤は過去に広く使用されていたことから，全国各地の消火設備において PFOS 等が付着・残留している可能性がある．特に，消火設備に付帯す

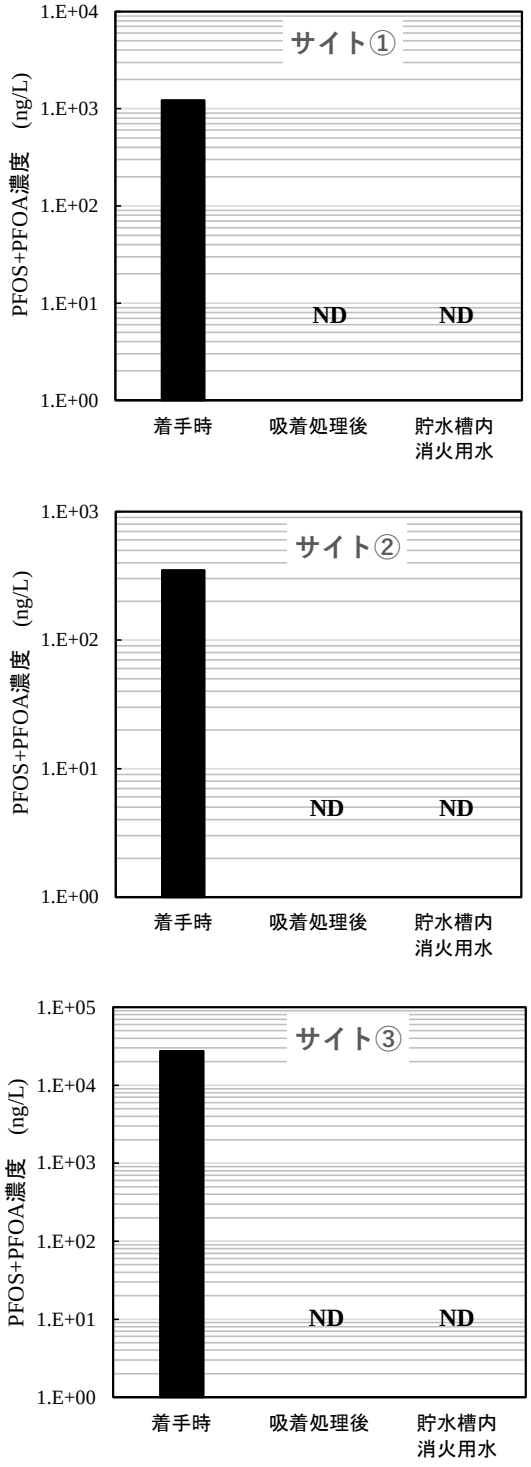


図-15　各サイトにおける PFOS 等浄化結果

る貯水槽では，貯留水から PFOS 等が検出される事例が各地で報告されている．コンクリートに付着又は浸透した PFOS 等は，水との接触により再溶出し，二次的な汚染源となる可能性があるため，その対策が求められている．

本研究においても，コンクリートに付着・浸透した PFOS 等は，清浄な水への浸漬を繰り返した場合であっても，溶出濃度を PFOS 及び PFOA の指針値である 50 ng/L 以下まで低減することが容易ではないことを確認した．

一方，筆者らが検討した防食被覆工法は，コンクリートと水との接触を物理的に遮断することにより，PFOS 等の再溶出を効果的に抑制できることを確認した．また，PFOS 等含有水の処理については，焼却処分に代わる手法として吸着処理が有効であることを確認した．

さらに，実施工事例において，防食被覆工法と吸着処理を組み合わせることで，高濃度の PFOS 等含有水を貯留している，あるいは過去に貯留していたコンクリート製貯水槽に対して，PFOS 等濃度を効果的に低減できることを確認した．

以上より，防食被覆工法と吸着処理の併用は，PFAS 汚染が懸念されるコンクリート製貯水槽における有効な対策手法の一つとなり得るものと考えられた．

参考文献

1) 経済産業省：第一種特定化学物質一覧 https://www.meti.go.jp/policy/chemical_management/kasinhou/about/class1specified_chemicals_list_20250218r.pdf
2) 環境省：環水大水発第 2005281 号，環水大土発第 2005282 号，令和 2 年 5 月 28 日
3) 環境省：令和 5 年度公共用水域水質測定結果，令和 7 年 4 月，https://www.env.go.jp/content/000310475.pdf
4) 環境省：PFOS 等含有泡消火薬剤在庫量調査マニュアル（参考資料）参考資料 - 1, https://www.env.go.jp/content/000388649.pdf
5) 環境省：PFOS 等を含有する消火器・泡消火薬剤等の取り扱い及び処理について
6) 環境省：令和 6 年 11 月 1 日，PFOS 等含有泡消火薬剤全国在庫量調査の結果について https://www.env.go.jp/press/press_03919.html
7) 環境省：令和 8 年 3 月 27 日，PFOS 等含有泡消火薬剤に関する調査への協力について https://www.env.go.jp/press/press_03919.html
8) 環境省：令和 4 年 12 月 23 日，環水大水発第 2212233 号
9) Phong K.Thai：Journal of Hazardous Materials Letters, 3, 2022, Release of perfluoroalkyl substances from AFFF-impacted concrete in a firefighting training ground (FTG) under repeated rainfall simulations
10) Christine Baduel：Journal of Hazardous Materials, 296, 2015, pp.46–53, Perfluoroalkyl substances in a firefighting training ground (FTG),distribution and potential future release
11) G.B. Douglas: Science of the Total Environment, 887 , 2023 , PFAS contaminated asphalt and concrete - Knowledge gaps for future research and management
12) 沖縄県総務部管財課：令和 6 年 2 月 15 日，沖縄県庁泡消火剤流出, https://www.pref.okinawa.lg.jp/kensei/kencho/1014074/10

22967.html
13) 環境省：PFOS および PFOA 含有廃棄物の処理に関する技術的留意事項，2022 年 9 月 https://www.env.go.jp/content/000077696.pdf
14) 環境省：土壌中の PFOS，PFOA 及び PFHxS に係る暫定測定方法（溶出量試験） https://www.env.go.jp/content/000150448.pdf
15) 芳賀直樹，林夕紀子，國井聡，森川純：セメント供試体に含まれる PFOS 等の含有量分析に関する基礎的検討，第 33 回環境化学討論会，pp.236‐237，2025

PFOS・PFOA含有水成膜泡消火剤を対象とした専焼炉の開発と焼却処理性能評価

山本達生＊1

要　　旨

PFAS含有水成膜泡消火剤（AFFF）の焼却処理は，副生成するフッ化水素による設備劣化の影響を低減するため混焼処理が主流であり，処理能力に制約がある．本報告では，排ガス温度管理によりフッ化水素の影響低減を図った処理能力180 L/h級のフルスケール専焼炉を開発し，その焼却処理性能を評価した．試験では，二次燃焼炉出口温度1,000°C以上および滞留時間2秒以上を確保してPFOSおよびPFOAを含有するAFFFを焼却処理した．その結果，PFOSは99.99979％以上，PFOAは99.99996％の分解効率を示した．また，フッ素収支は105～112％となり，PFASの完全分解が示唆された．さらに，排ガス温度管理および排ガス処理設備の適用により，ダイオキシン類生成の抑制，設備腐食の防止ならびにフッ化水素の高効率除去を確認した．これらの結果から，本専焼炉はPFAS含有AFFFの安全かつ効率的な焼却処理技術として高い適用性を有することを確認した．

キーワード　PFAS／水成膜泡消火薬剤／焼却処理／専焼炉／分解効率／副生成ガス

目　　次

１．はじめに
２．PFAS含有AFFF専焼炉の概要
３．実証試験概要
４．焼却処理性能評価
５．排ガス処理性能および副生成物評価
６．実用化に向けた考察
７．まとめ

DEVELOPMENT OF A DEDICATED INCINERATOR FOR PFOS- AND PFOA-CONTAINING AQUEOUS FILM-FORMING FOAM AND EVALUATION OF ITS INCINERATION PERFORMANCE

Tatsuo　YAMAMOTO

Synopsis:

Incineration of PFAS-containing aqueous film-forming foam (AFFF) is commonly conducted by co-incineration with other wastes to mitigate equipment deterioration caused by hydrogen fluoride, resulting in limited treatment capacity. In this study, a full-scale dedicated incinerator with a treatment capacity of 180 L/h was developed by incorporating flue gas temperature control, and its performance was evaluated. Incineration tests were conducted at a secondary combustion chamber outlet temperature exceeding 1,000°C and a gas residence time of more than 2 s. As a result, destruction and removal efficiencies (DREs) of greater than 99.99979% for PFOS and 99.99996% for PFOA were achieved. The fluorine mass balance ranged from 105% to 112%, indicating near-complete destruction of PFAS. Hydrogen fluoride removal, suppression of dioxin formation, and prevention of equipment corrosion were confirmed. These results demonstrate the applicability of the developed dedicated incinerator as a safe and efficient treatment technology for PFAS-containing AFFF.

＊1 本店　土木技術部

1．はじめに

ペルフルオロアルキル化合物およびポリフルオロアルキル化合物（PFAS）は，難分解性，高蓄積性および有害性が懸念される化学物質群であり，環境中に放出されたPFAS を適切に処理することが求められている [1),2)].

PFAS の分解技術としては，電気化学酸化法，プラズマ法，光触媒法，超音波法，超臨界水酸化法などの研究開発が進められている [3),4)]．しかし，これらの技術は適用可能な PFAS の種類や濃度に制約があるほか，大規模処理時の処理能力や経済性に課題がある．このため，ダイオキシン類（DXNs）やポリ塩化ビフェニル（PCB）などの難分解性有機汚染物質の無害化処理技術として実績のある焼却処理が，有力な無機化処理技術の一つとして位置付けられている [3),5)].

PFAS 含有廃棄物の一つである水成膜泡消火剤（Aqueous Film-Forming Foam：AFFF）は，多量の PFOS や PFOA を含有している場合があり，各地で保管された廃消火剤の適正処理が課題となっている [6),7)]．一方，焼却処理では PFAS の分解に伴いフッ化水素（HF）が副生成するため設備腐食が懸念される．このため国内では他の廃棄物と混合して処理する混焼処理が主流であり，PFAS 含有廃棄物の処理能力向上が課題となっている [6),7)].

そこで本報告では，PFOS・PFOA 含有 AFFF の効率的な処理を目的として，排ガス温度管理により HF による設備影響の低減を図った処理能力 180 L/h 級のフルスケール専焼炉を開発した．さらに，PFOS および PFOA の分解性能，フッ素収支，排ガス処理性能ならびに設備健全性を評価し，本専焼炉の適用性を検証した．

2．PFAS 含有 AFFF 専焼炉の概要

2.1 専焼炉の構成

専焼炉システムの構成を**図-1** に示す．本設備は，1 次燃焼炉，2 次燃焼炉，熱交換器および排ガス処理設備で構成される．PFAS を高温環境下で分解した後，排ガス中に生成する HF や酸性ガスを排ガス処理設備により除去するシステムとした．1 次燃焼炉では AFFF および補助燃料である A 重油を燃焼させ，2 次燃焼炉では未燃ガスの燃焼促進と PFAS の分解反応を行う構成とした．また，熱交換器および排ガス処理設備を組み合わせることで，排ガス温度を制御しながら有害物質を除去できる構成とした．

2.2 専焼炉の設計方針

従来の PFAS 含有 AFFF の焼却処理では，副生成する HF による設備腐食を抑制するため混焼処理が主流であり，処理能力に制約があった [6),7)]．本設備では，排ガス温度管理により HF による設備影響の低減を図り，専焼処理を可能とすることを目標とした．

PFAS の焼却処理では，高い分解効率を確保するとともに，副生成する HF による設備腐食や DXNs の生成を抑制することが重要である [5),9)]．そこで本設備では，PFAS の分解性能と設備健全性の両立を目的として，排ガス温度管理を設計の基本方針とした．

PFAS の分解条件として，2 次燃焼炉出口温度を 1,000°C 以上，排ガス滞留時間を 2 秒以上確保することを設計目標とした [8)~10)]．さらに，熱交換器出口までは排ガス温度を 500°C 以上に維持し，その後，排ガス処理設備により 100°C 程度まで急冷する構成とした．

一般に金属材料は 500°C 以上で表面に保護性の高い酸化被膜を形成し耐食性が向上することが知られている [11)]．このため，本設備では HF を含む排ガスが通過する熱交換器出口までの温度を 500°C 以上に維持し，設備腐食の抑制を図った．また，排ガス処理設備で排ガスを 100°C 程度まで急冷することにより，200～500°C で生じやすい DXNs のデノボ合成反応の抑制を期待した [12)]．

2.3 排ガス処理設備

排ガス処理設備には湿式スクラバー方式を採用した（**図-2** 参照）．本設備は，高速回転する攪拌翼によって洗浄水を霧状にし，高温排ガスとの接触面積を増加させることで，HF，塩化水素（HCl）および硫黄酸化物（SOx）などの酸性ガスを効率的に除去する構造である．また，洗浄水にはアルカリ剤を添加して pH を管理し，酸性ガスの除去性能と設備維持管理性の向上を図った．さらに，本設備は排ガスを急冷する機能も有しており，有害物質の除去と排ガス温度管理を同時に実施できる特徴を有する．

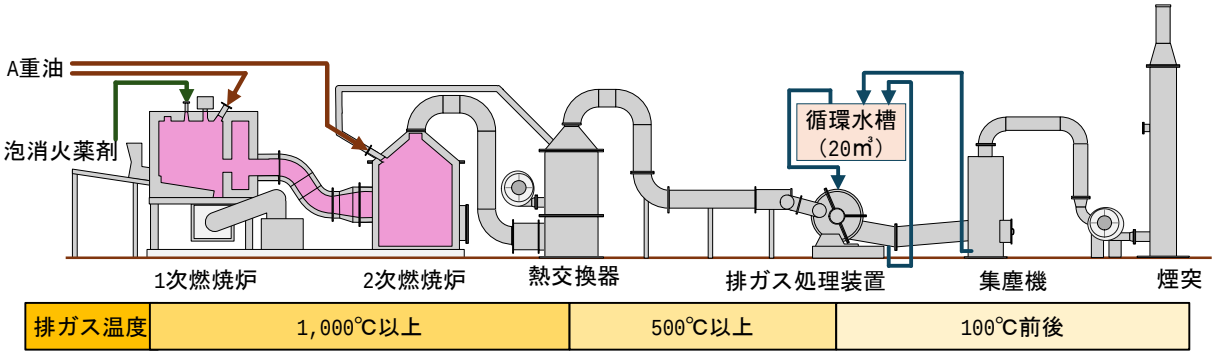


図-1 専焼炉システムの構成

3．実証試験概要

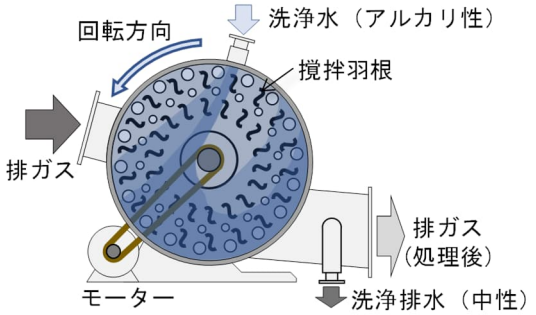
3.1 試験条件

開発した専焼炉の性能を確認するため，PFOS または PFOA を含有する AFFF を用いた焼却試験を実施した．試験では，PFOS 濃度 33 mg/kg に調整した AFFF を対象とした Run1 および PFOA 濃度 370 mg/kg に調整した AFFF を対象とした Run2 を実施した．なお，試験開始時点では排ガス処理設備における HF の処理能力が十分に把握できていなかったため，PFAS の分解に伴い発生する HF 負荷を考慮し，PFOS および PFOA の濃度は各試験で AFFF 中のフッ素濃度が概ね同程度となるよう設定した．AFFF の供給量は172～177 L/h とし，補助燃料に A 重油を併用した．また，2 次燃焼炉出口温度 1,000°C 以上および排ガス滞留時間 2 秒以上となる条件で運転を行った．試験条件を**表-1** に示す．なお，本試験では PFOS および PFOA の分解性能に加え，排ガス処理性能や設備への影響についても評価を行った．

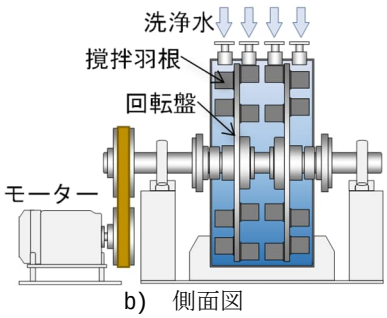
なお、SOx 発生量の指標となる硫黄分については、補助燃料として使用した A 重油の硫黄含有量が 0.07 wt%であった。また、AFFF 中の硫黄濃度は Run1 で 15,003 mg/L、Run2 で 16,000 mg/L であり、両試験条件の硫黄負荷は概ね同等であった。

表-1 Run1・Run2 の試験条件

	Run1(PFOS)	Run2(PFOA)
AFFF供給量（L/h）	172	177
運転時間（h）	4.5	3.8
A重油供給量（L/h）	29	23
PFOS濃度（mg/kg）	33	-
PFOA濃度（mg/kg）	-	370
全フッ素濃度（mg/kg）	570	340
1次燃焼炉設定温度（°C）	1,300	1,300
滞留時間（s）	2.5	2.3



a) 正面図



b) 側面図

図-2 排ガス処理設備の概要

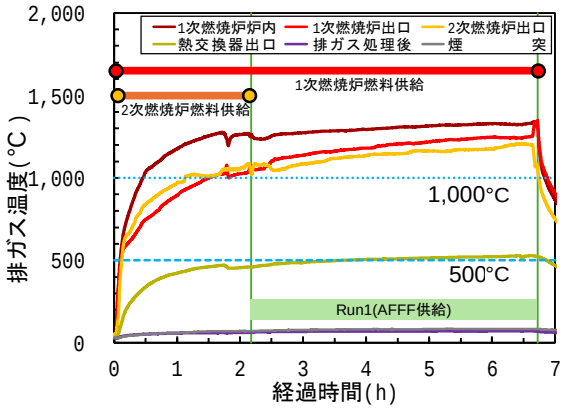
3.2 評価項目

専焼炉の性能評価は，PFOS・PFOA の分解効率，フッ素収支，排ガス処理性能および設備健全性を対象として実施した．分解効率は，環境省の技術的留意事項 [6]に準じ，処理前後の PFOS および PFOA 量から算定した．また，PFAS の無機化分解状況を確認するため，AFFF 中のフッ素量と排ガス処理設備で回収されたフッ素量との収支を評価した．

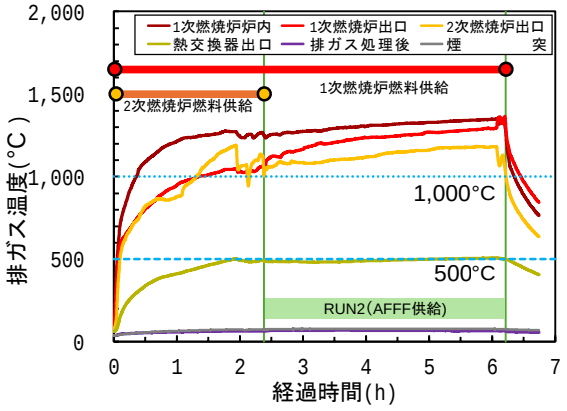
排ガス処理性能は，HF，HCl および SOx の除去性能を確認した．さらに，副生成物対策の有効性を確認するため，排ガスおよび循環水中の濃度を測定した．設備健全性については，試験終了後に煙道内部を目視観察し，HF による腐食の有無を確認した．

3.3 分析項目

AFFF，排ガスおよび排ガス処理設備の循環水を対象に PFOS，PFOA および全フッ素濃度を分析した．また，排ガス中の HF，HCl，SOx，窒素酸化物，ばいじんおよび DXNs を測定した．分析方法の詳細は既報 [13]に示す．



a) Run1(PFOS)



b) Run2(PFOA)

図-3 排ガス温度の経時変化

4．焼却処理性能評価

4.1 焼却条件

Run1（PFOS）および Run2（PFOA）の排ガス温度の経時変化を**図-3** に示す．両試験とも予熱運転により炉内温度および排ガス温度を上昇させた後に AFFF の供給を開始した．AFFF 供給開始時において，1 次燃焼炉出口および 2 次燃焼炉出口の排ガス温度はいずれも 1,000°C 以上を示した．また，AFFF 供給中も安定した燃焼状態が維持され，1 次燃焼炉出口温度は概ね 1,300°C 以上で推移した．

AFFF 供給開始後は 2 次燃焼炉への A 重油供給を停止したものの，1 次燃焼炉出口および 2 次燃焼炉出口の排ガス温度はいずれも 1,000°C 以上を維持した．これは，AFFF に含まれる有機成分が燃焼に寄与し，AFFF 自体が燃料として機能したためと考えられる．

一般に液状廃棄物の焼却処理では，焼却条件の維持のために補助燃料を継続的に供給する場合が多い．一方，本試験では AFFF 供給中においても炉内温度が安定して維持されており，専焼処理時の補助燃料使用量を低減できる可能性が示された．このことは，運転コストの低減に加え，二酸化炭素排出量の削減にも寄与することが期待される．また，本試験では Run1 および Run2 のいずれにおいても同様の傾向が確認されたことから，本試験で対象とした PFOS および PFOA 含有 AFFF に対して安定した燃焼特性が得られるものと考えられた．

また，熱交換器出口の排ガス温度は 500°C 以上を維持し，排ガス処理設備通過後の煙突温度は約 80°C で安定して推移した．さらに，滞留時間は Run1 で 2.5 s，Run2 で 2.3 s であり，設計目標である 2 s 以上を確保した．これらの結果から，本設備は PFAS の分解および副生成物対策に必要な設計条件を満足することが確認された．

4.2 PFOS・PFOA 分解性能

PFOS および PFOA の分解効率を**表-2** に示す．PFOS の分解効率は 99.99979%以上，PFOA の分解効率は 99.99996%であった．いずれの試験も環境省の技術的留意事項に示される 99.999%以上の分解効率を満足する結果であった [8]．また，排ガス中の PFOS 濃度は定量下限値（8 ng/m³N）未満であり，PFOA 濃度は 16 ng/m³N であった．さらに，排ガス処理設備循環水中の PFOS および PFOA 濃度には，焼却処理に起因すると考えられる増加は認められなかった．これらの結果から，本専焼炉は PFOS および PFOA に対して高い分解性能を有することが確認された．

4.3 フッ素収支

Run1 および Run2 におけるフッ素収支を**表-3** に示す．フッ素収支は Run1 で 112%，Run2 で 105%となり，いずれも概ね一致する結果を示した．これより，AFFF 中に含まれるフッ素は焼却処理後に排ガスおよび排ガス処理設備の循環水中で回収されていることが確認された．

表-2 PFOS・PFOA の分解効率

	Run1 (PFOS)	Run2 (PFOA)
AFFF処理量（L）	784	379
PFOSまたはPFOA濃度（mg/L）	34	379
PFOSまたはPFOA処理前質量（mg）	27,000	250,000
PFOSまたはPFOA未分解質量（mg）	0.058	0.099
PFOSまたはPFOA分解効率（%）	>99.99979	99.99996

注）未分解質量は排ガスおよび循環水中に存在する最大未処理量として算出した

表-3 フッ素収支

	Run1 (PFOS)	Run2 (PFOA)
AFFF処理量 (L)	784	660
AFFF全フッ素濃度 (mg/L)	586	349
フッ素処理前質量 (mg)	459,000	230,000
排ガス･循環水中のフッ素質量 (mg)	514,000	241,000
フッ素収支 (%)	112	105

注）排ガス･循環水中のフッ素質量は，排ガスおよび排ガス処理設備循環水中のフッ素量の合計値

PFAS の焼却処理では，分解効率に加えてフッ素収支の整合性を確認することが重要である．本試験では，フッ素収支が概ね 100%となったことから，PFAS が無機化され，炭素－フッ素結合（C-F 結合）が切断されたものと考えられた．以上より，本専焼炉は PFOS および PFOA に対して高い無機化分解性能を有することが確認された．

5．排ガス処理性能および副生成物評価

5.1 排ガス処理性能

排ガス処理性能を**表-4** に示す．HF の除去率は Run1 で 98%，Run2 で 96%を示した．また，SOx の除去率は Run1 で 79%，Run2 で 90%であった．

SOx については，大気汚染防止法に基づく規制値が設置地域および煙突条件によって異なるため，一般的な基準適合性評価は困難である．しかしながら，使用した A 重油および AFFF 中の硫黄含有量から算出した SO_2理論濃度を基準とした場合，79～90%の除去率を示しており，アルカリ循環水による酸性ガス除去効果が確認された．なお，参考として煙突高さ 6 m および K 値 9 を適用して評価した場合には，Run1 および Run2 とも規制値を満足する結果であった．

煙突での排ガス中の HF 濃度はいずれの試験でも 2.0 mg/m³N であり，環境省技術的留意事項に示される管理値

5 mg/m³N 以下を満足した[6]．また，本設備規模では HCl，NOx およびばいじんに対する規制値は設定されていないが，HCl，NOx およびばいじんの測定値はいずれも廃棄物焼却炉に適用される最も厳しい規制値を下回った．

これらの結果から，本排ガス処理設備は PFAS 含有 AFFF の焼却に伴い発生する酸性ガスの除去に有効であり，排ガスの環境安全性の観点からも良好な性能を有することが確認された．

5.2 DXNs 分析結果

DXNs 分析結果を**表-5** に示す．排ガス中の毒性等量（TEQ）は Run1 および Run2 ともに 0 pg-TEQ/m³N であった．また，循環水中の TEQ はそれぞれ 0.099 pg-TEQ/L および 0.19 pg-TEQ/L であり，水質環境基準である 1 pg-TEQ/L を下回った．これらの結果から，本設備で採用した排ガス温度管理により，DXNs のデノボ合成反応が抑制されたものと考えられた．

5.3 設備劣化状況

PFOA を対象とした Run2 終了後に煙道内部を観察した結果を**写真-1** に示す．観察の結果，煙道内面に著しい腐食や損傷は認められなかった．本設備では，熱交換器出口までの排ガス温度を 500°C 以上に維持する運転を行った結果，HF による設備腐食を抑制できたものと考えられた．以上より，本研究で採用した排ガス温度管理は HF による設備劣化対策として有効であることが示唆された．

6．実用化に向けた考察

PFAS 含有 AFFF の焼却処理では，副生成する HF による設備腐食の懸念から混焼処理が主流であり，処理能力に制約があった[6),7)]．本研究では，排ガス温度管理と湿式排ガス処理設備を組み合わせた専焼処理システムを構築し，約 180 L/h の処理条件において PFOS および PFOA に対する高い分解性能を確認した．また，フッ素収支は概ね一致し，PFAS の無機化分解が示唆された．さらに，HF，SOx および HCl などの酸性ガスの除去，DXNs 生成の抑制ならびに設備腐食の防止を確認したことから，本設備は PFAS 含有 AFFF 処理技術として高い適用性を有すると考えられる．

本試験では，AFFF 供給中も 2 次燃焼炉出口温度 1,000 °C 以上を維持できた．また，AFFF 供給開始後には 2 次燃焼炉への A 重油供給を停止しても燃焼状態を維持できたことから，AFFF に含まれる有機成分が自己燃料として機能したものと考えられる．このことは，補助燃料使用量の低減や処理コストの縮減の観点からも有効であると考えられる．

一方，PFAS 対策では，汚染水処理等に使用された PFAS 吸着済み活性炭やイオン交換樹脂の再生・無害化処理も重要な課題となっている．これらの吸着材の再生処理においても PFAS の分解に伴う HF の発生や設備腐食対策が課題となることから，本研究で得られた排ガス温度管理および排ガス処理に関する知見は，PFAS 吸着済み吸着材の再生処理技術にも適用できる可能性がある．今後は，本専焼炉で得られた知見を活用し，PFAS 吸着済み活性炭およびイオン交換樹脂の再生・無害化処理への応用の可能性について検討を進めたい．

また，本研究では PFOS および PFOA を対象として評価を実施したが，PFAS は多様な化学構造を有する物質群である．今後は，PFAS 組成や濃度の異なる実廃棄物を用いた試験を実施し，本技術の適用範囲および再現性を確認することが望まれる．さらに，長期運転時の設備劣化挙動や維持管理性についても継続的な検証が必要である．

7．まとめ

PFOS・PFOA 含有水成膜泡消火剤（AFFF）を対象とした処理能力 180 L/h 級のフルスケール専焼炉を開発し，焼却処理性能を評価した．本研究で得られた知見を以下に示す．

表-4 排ガス処理性能

		Run1 (PFOS)	Run2 (PFOA)	参考基準値
フッ化水素	排ガス濃度 (mg/m³N)	2.0	2.0	5
	除去率 (%)	98	96	-
硫黄酸化物	排ガス濃度 (mg/m³N)	428	230	-
	除去率 (%)	79	90	-
塩化水素濃度 (mg/m3N)		0.3	0.1	700
窒素酸化物濃度（ppm）		56	60	250
ばいじん濃度（g/m³N）		0.07	0.06	0.15

表-5 DXNs 分析結果

	Run1 (PFOS)	Run2 (PFOA)
排ガスTEQ（pg-TEQ/m³N）	0	0
循環水TEQ（pg-TEQ/L）	0.099	0.19



写真-1　煙道内部の状況

・ 排ガス温度管理により，2 次燃焼炉出口温度 1,000°C 以上，滞留時間 2 s 以上，熱交換器出口温度 500°C 以上および煙突温度 100°C 以下の条件で安定した焼却運転が可能であった．
・ PFOS および PFOA の分解効率はそれぞれ 99.99979%以上および 99.99996%を示し，環境省の技術的留意事項に示される 99.999%以上の分解効率を満足した．
・ フッ素収支は Run1 で 112%，Run2 で 105%となり，概ね収支が一致したことから，PFAS の無機化分解が示唆された．
・ HF および SOx に対して高い除去性能を示し，煙突排ガス中の HF 濃度は管理値 5 mg/m³N 以下を満足した．また，HCl，NOx およびばいじん濃度は廃棄物焼却炉に適用される最も厳しい規制値を下回った．さらに，DXNs の生成および設備腐食は認められなかった．
・ 本研究で得られた排ガス温度管理および排ガス処理に関する知見は，PFAS 含有 AFFF の焼却処理に加え，PFAS 吸着済み活性炭やイオン交換樹脂の再生・無害化処理技術への応用が期待される．

参考文献

1) Buck, R. C., Franklin, J., Berger, U., Conder, J. M., Cousins, I. T., De Voogt, P., .and van Leeuwen, S. P. : Perfluoroalkyl and Polyfluoroalkyl Substances in the Environment: Terminology, Classification, and Origins, *Integr Environ Assess Manag*, Vol. 7, No. 4, pp.513-541, 2011.
2) Obsekov, V., Kahn, L. G., and Trasande, L.: Leveraging System-atic Reviews to Explore Disease Burden and Costs of Per- and Polyfluoroalkyl Substance Exposures in the United States, *Expo Health*, Vol. 15, No. 2, pp.373-394, 2023.
3) Meegoda, J. N., Bezerra de Souza, B., Casarini, M. M., and Kewalramani, J. A.: Review of PFAS Destruction Technologies, *Int J Environ Res Public Health*, Vol. 19, No. 24, 16397, 2022.
4) Veciana, M., Bräunig, J., Farhat, A., Pype, M. L., Freguia, S., Carvalho, G., .and Ledezma, P.: Electrochemical oxidation pro-cesses for PFAS removal from contaminated water and wastewater: fundamentals, gaps and opportunities to-wards practical implementation, *J. Hazard. Mater*, Vol. 434, 128886, 2022.
5) Environmental, U. S.: Per- and Polyfluoroalkyl Substances (PFAS): Incineration to Manage PFAS Waste Streams, Technical BRIEF, 2019, https://www.epa.gov/sites/default/files/2019-09/documents/technical_brief_pfas_incineration_ioaa_approved_final_july_2019.pdf.
6) 草野洋平：PFOS 含有廃棄物の処理と POPs 含有の難処理物に関する取り組み，MATERIAL STAGE/技術情報協会 編，22 巻 8 号，pp. 63-69，2022.
7) 長沼誠：DIRECTION PFOS 含有消火薬剤の安全・確実な分解処理，化学物質と環境との調和をめざす情報誌，112 巻，pp. 13-15，2012.
8) 環境省環境再生・資源循環局廃棄物規制課：PFOS 及び PFOA 含有廃棄物の処理に関する技術的留意事項, 2022.
9) Longendyke, G. K., Katel, S., and Wang, Y., PFAS fate and destruction mechanisms during thermal treatment: a comprehensive review, *Environ. Sci.: Process. Impacts*, Vol. 24, No. 2, 2022.
10) Winchell, L. J., Ross, J. J., Wells, M. J., Fonoll, X., Norton Jr, J. W., and Bell, K. Y.: Per- and polyfluoroal-kyl substances thermal destruction at water resource re-covery facilities: A state of the science review, *Water Environ. Res*, Vol. 93, No. 6, 2021.
11) 多根井寛志，近藤泰光：酸化スケールの相変態挙動とその制御，新日鉄住金技法，Vol. 401， pp. 91-95, 2015.
12) 葛西栄輝：高温プロセスにおけるダイオキシン類発生に関する研究動向，高温学会誌，34 巻 3 号，pp. 104-110，2008.
13) 山本達生，芳賀直樹，加藤智大，高井敦史，勝見武：フルスケール専焼炉を用いた短時間試験による PFOS・PFOA 含有水成膜泡消火剤の焼却処理性能評価，土木学会論文集，Vol.81，No.6，24-00257，2025.

移動可能なコンテナに集約した
直流主体のマイクログリッドのシステム概要と実証

小　林　信　裕[*1]
芹　澤　　毅[*2]　　武　田　正　二[*2]

要　　旨

本研究では，カーボンニュートラルの推進と災害時の電源確保を目的に，太陽光発電，蓄電池，充放電器，電気自動車および3ポート電力変換器のSmart Power Hub®（SPH®）[1]を組み合わせた直流主体のマイクログリッドを構築し，ICI-Campで実証した．自動車用インバータ技術を建築分野の電力供給システムへ応用することで，システムの小型化を実現し，主要機器を移設可能な20フィートコンテナに搭載した．実証では，SPH単体で最大96%の電力変換効率を確認した．また，太陽光発電出力および交流負荷が急激に変動した場合でも，系統電力の補填と蓄電池の充放電により需給差を吸収し，必要電力を継続して供給できることを確認した．さらに，晴天日には，系統消費電力量のピーク値を77%削減，系統電力消費量の日積算値を47%削減した．以上より，本システムが平常時の電力削減に活用できる可能性を示した．

キーワード　直流マイクログリッド／太陽光発電／蓄電池システム／V2X／電気自動車／
BCP／カーボンニュートラル／移動型電源

目　　次

１．はじめに
２．システム概要
３．Smart Power Hubの構成と特長
４．実証概要
５．結論

SYSTEM OVERVIEW AND FIELD DEMONSTRATION OF THE RELOCATABLE “DC MICROGRID IN CONTAINER”

Nobuhiro　KOBAYASHI
Takeshi　SERIZAWA　　**Shoji　TAKEDA**

Synopsis:

This paper describes a containerized DC microgrid system integrating photovoltaic power generation, stationary batteries, AC loads, DC V2X and BEVs. The proposed system applies a three-port power conversion unit (Smart Power Hub) and packages the major equipment into a relocatable 20-ft container. Field demonstration tests at ICI-Camp confirmed a maximum power conversion efficiency of 96% for the Smart Power Hub alone. The tests also confirmed that the system maintained a stable power supply under rapid fluctuations in photovoltaic output and AC loads by balancing grid power and battery charging and discharging on the order of microseconds. On a sunny day, the maximum 30-minute grid energy consumption and cumulative grid energy consumption were reduced by 77% and 47%, respectively. These results demonstrate the effectiveness of the proposed system in reducing grid energy consumption.

＊１本店　ICI 総合センター　ICI 未来共創センター
＊２ダイハツ工業株式会社　くるま開発本部　くらしとクルマの研究部　エネルギーグリッド開発室
1 Smart Power Hub, SPH は豊田中央研究所の商標

1. はじめに

2050 年カーボンニュートラルの実現に向けて，再生可能エネルギーの導入拡大が進められている．一方，自然災害が激甚化する中，地域が自立的に電力を確保できる仕組みの整備が求められる．これらの課題の解決策の一つとして，マイクログリッドに関する研究開発が進められている．Lasseter らは，複数の分散型電源と負荷を単一の制御可能なシステムとして運用するマイクログリッドの基本概念を提唱し，停電時の自立運転および電源間通信に依存しない複数電源の協調制御を実現するための基本技術を示した [1) 2) 3)]．Hirsch らは，マイクログリッドがレジリエンス向上，再生可能エネルギー導入促進およびエネルギーの自立化を実現する有力な手段であると整理している [4)]．さらに，Al-Ismail は，直流マイクログリッドにおいて電力変換段数の削減により変換損失を低減できることを示した [5)]．近年では，太陽光発電（以降 PV とする）などの出力変動の大きい再生可能エネルギーの導入拡大により，電力需給バランスの維持が課題となっている．そのため，蓄電池や電気自動車（以降 BEV とする）を活用したマイクログリッドには，系統電力の安定化，レジリエンス向上および脱炭素化への貢献が期待されている．

こうした背景のもと，前田建設は公共施設や住居・店舗・工場等，建築のライフサイクル全般でカーボンニュートラルを推進すべく，ZEB/ZEH 化に取り組んでいる．また，自社で運営している ICI 総合センター内にある廃校を利活用した研修施設である「ICI-Camp」の体育館は，取手市との防災協定に基づき市民の避難所に指定されており，防災拠点・被災地での電源確保の必要性があった．一方，ダイハツ工業は電動化等による車両走行時の CO_2 排出量の削減に加え，工場や販売店舗など生産・非生産部門の脱炭素化も喫緊の課題となっていた．このため，エネルギーを地産地消できるマイクログリッドシステムの研究開発を進めており，システムの有効性と信頼性を検証できる実証フィールドを求めていた．前田建設とダイハツ工業は，こうした両社のニーズが合致したことから，災害時にも自立運転が可能で，移動可能なコンテナに集約した直流主体のマイクログリッドの実証を共同で開始した [6) 7) 8)]．本報では，システムの設計思想，機器概要，および実証による電力削減効果を報告する．

2. システム概要

2.1 システム構成

図-1 にマイクログリッド形式の比較を示す．一般に，従来のマイクログリッドシステムは交流を基軸として構成されてきた．これは商用電力系統が交流（以降 AC とする）を標準としているためであり，発電・蓄電・負荷のいずれの機器も交流系統への接続を前提に設計されている．しかし， PV や蓄電池，BEV など，多くの分散型電源・蓄電デバイスは本質的には直流（以降 DC とする）を扱う機器である．このため，AC 主体のシステムでは，各機器の接続時に DC/AC あるいは AC/DC 変換が複数回生じ，エネルギー損失の増大やシステム構成の複雑化を招くという課題があった．

これに対し，本研究で対象とする直流主体のマイクログリッドでは，**図-2** に示す通り，PV，蓄電池，BEV，充放電器（以降 V2X とする），さらに電力変換器 Smart Power Hub®（以降 SPH とする）を共通の直流バスに接続する構成を採用する．これにより，直流で発電し，直流のまま蓄電するため，変換回数が最小化され，結果として電力変換ロスの削減，装置の小型化，ならびに，システム全体の高効率化につながる．

2.2 自動車用技術を活用したシステム設計

図-3グリッドシステムとハイブリッド電気自動車の比較を示す．両者は，発電，蓄電，電力消費およびエネルギーマネジメントの各機能を有する点で類似しており，取り扱う電圧および電力の範囲についても親和性が高い．このため，本システムの構築に当たっては，自動車分野で培われた技術的知見を活用した．特に，自動車用インバータ技術を建築分野の電力供給システムへ応用することで，回路構成の簡素化を図り，システムの低コスト化および小型化を実現した．

2.3 コンテナ型システムの特長

図-4 に実証装置の外観を示す．前述の通り機器の小型化により，蓄電池・充放電器・SPH の主要機器はトレーラーで牽引が可能な 20 フィートコンテナ 1 基に搭載可能となり，現地に設置して再エネ電源と接続することで，短時間で電力供給システムとして立ち上げ可能な設計としている．また，コンテナに集約することで，現地で機器を収納する建屋を新設する必要が無い上に，設置工数の削減にも寄与する．

この仕組みにより，ある建物におけるシステムの利用終了後も，別の建物へ移設して継続的に活用でき，設備投資の回収を特定の建物における利用期間のみに依存させず，複数の建物または拠点にまたがる継続利用によって投資回収を図ることが可能となる．さらに，夏季と冬季で異なる拠点で運用するなど，季節によって異なる電力需要や再生可能エネルギーの利用条件に応じて設置場所を変更する運用も可能であり，設備の年間稼働率および資産利用効率の向上が期待できる．特に，将来的な需要縮小が想定される地域では，建物に固定された設備が遊休化する可能性がある．設備を移設・再利用できることは，このような遊休化の抑制に有効である．さらに，故障時にはコンテナ単位で交換することにより早期復旧を図ることができる．

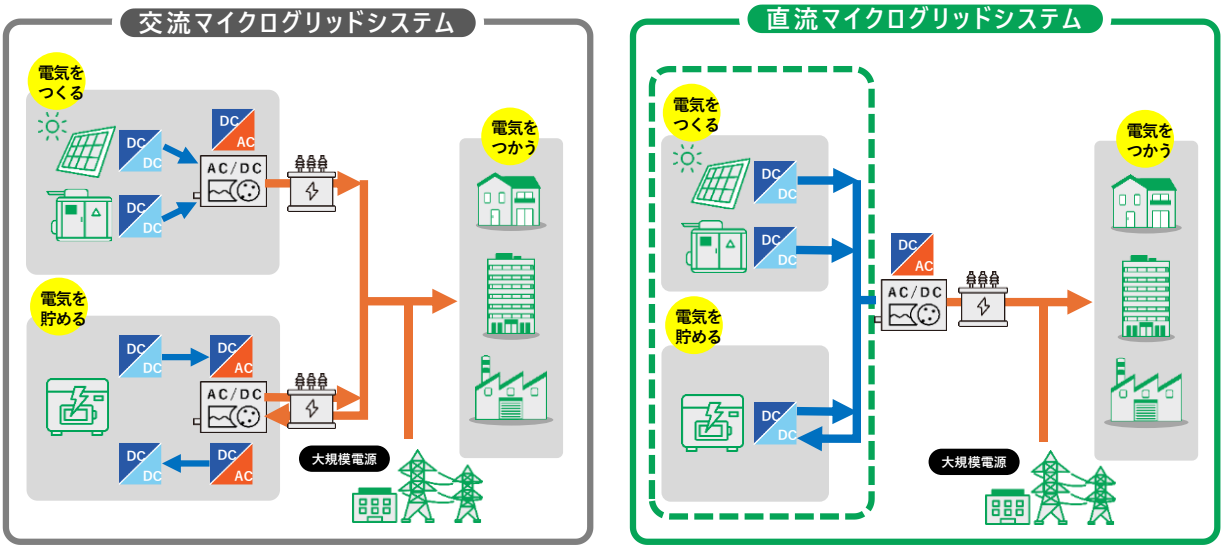


図-1 マイクログリッド形式の比較

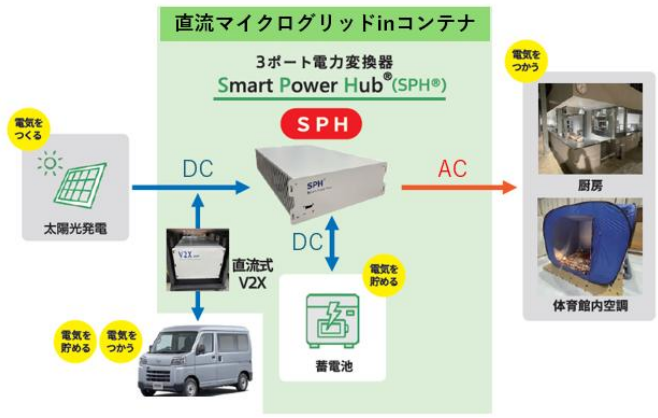


図-2 マイクログリッドシステムの構成



図-4 マイクログリッド in コンテナの外観

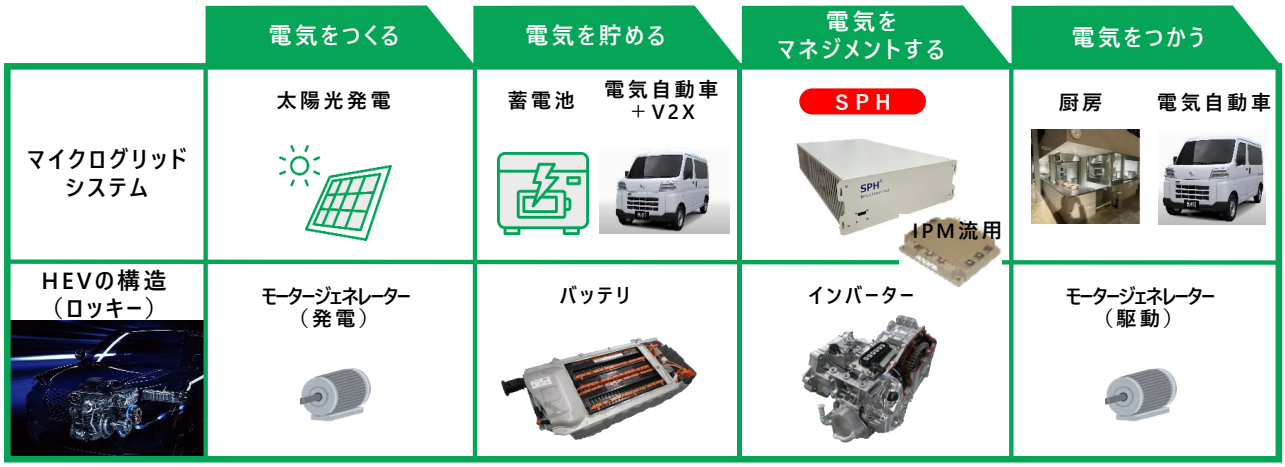


図-3 マイクログリッドシステムとハイブリッド電気自動車の比較

2.4 平常時・非常時の運用の想定

平常時は，PV による電力を建物負荷へ優先供給し，余剰分は蓄電池および BEV に充電して自家消費率の向上を図る．これにより，再生可能エネルギーの有効活用と系統電力の使用量削減が期待できる．非常時は，系統停止が起こっても SPH から見ると発電源の一つが停止したに過ぎず，PV 電力と蓄電池から瞬停なく建物への電力供給を継続する．

図-5 に BEV による電力融通の考え方を示す．BEV を”動く蓄電池”として位置づけ，PV と蓄電池を備える拠点から避難所等の別拠点へ電力を搬送することで，当該拠点では V2X 設備のみで非常時に電力を確保できる．また非常時だけでなく，平常時には，建物の電力需要ピーク時に BEV を活用してピークカットを図り，電気基本料金の低減に資する．

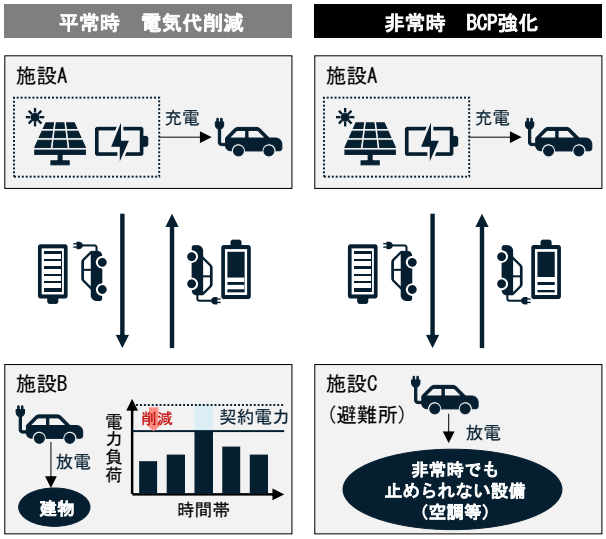


図-5 BEV による電力融通

3. Smart Power Hub®の構成と特長

SPH は発電源，蓄電池，負荷の 3 つ全てを双方向で繋ぎ電気の同時同量を制御する中核装置で，豊田中央研究所とダイハツが共同開発した．定格出力は 75kW で，これは電気自動車用インバータ 3 基と中性点付高周波絶縁トランスで構成されている [9) 10)]．これにより従来必要だった大きく重い商用トランスを不要にしている．

図-6 に従来構成と 3 ポート電力変換器を用いた直流マイクログリッド構成の比較を示す．トランス中性点の独自制御技術により [11)] DC-DC コンバーターを不要とすることで，発電と蓄電間の直流変換，ならびに蓄電と負荷側との交流変換に伴う損失を低減し，高効率と小型化を実現している．

図-7 に従来技術と本システムの機器構成を示す．従来は複数の変換器や部品を組み合わせる必要があり大きく複雑なシステムとなる．一方 SPH は，自動車用部品，インバータ技術を活用し同等出力で体積を約 1/10 に削減している．

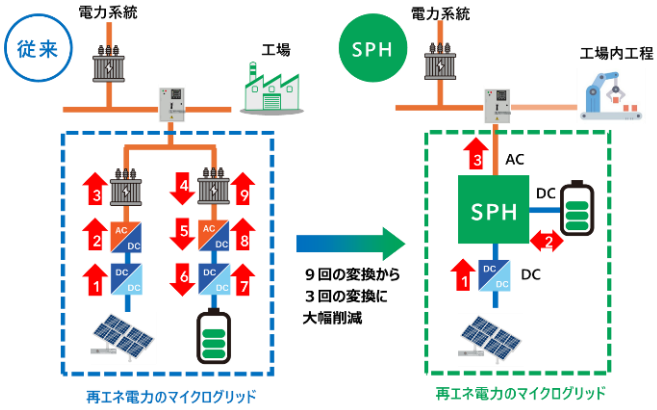


図-6 従来構成と 3 ポート電力変換器を用いた直流マイクログリッド構成の比較

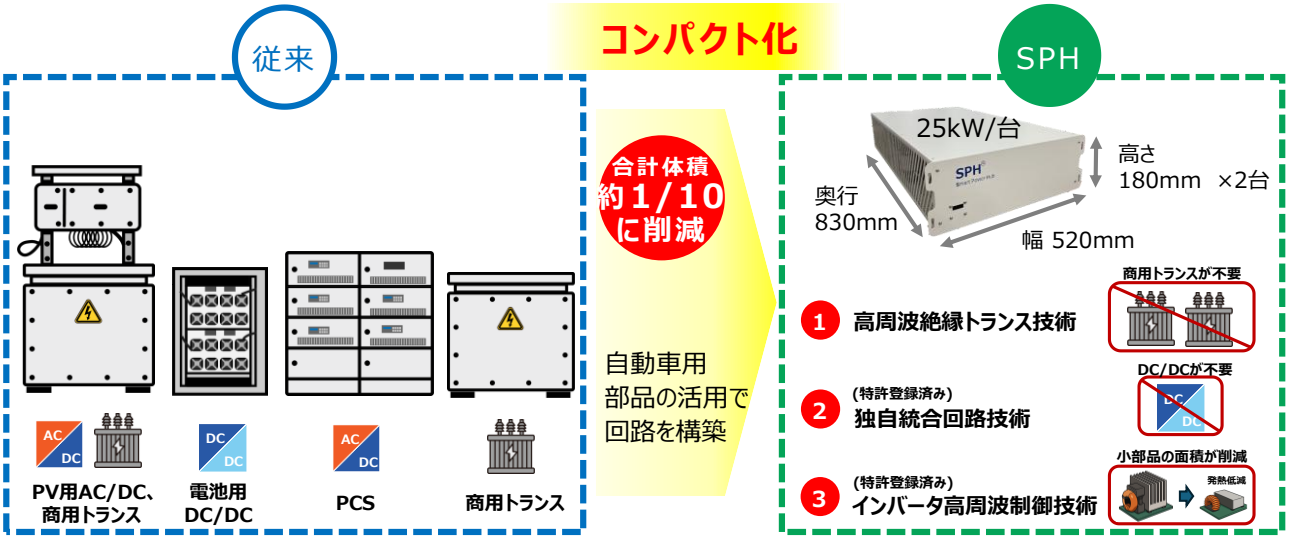


図-7 従来構成と 3 ポート電力変換器を用いた直流マイクログリッド構成の比較

図-8 に従来技術と本システムの電力制御を示す．従来技術では発電，蓄電，負荷間の各機器間を通信で繋ぎ電力の需給バランスを取る必要がある．本システムでは 3 ポート接続の優位性を活かし SPH 内でこのバランスを直接制御する [12] ことでマイクロ秒オーダーの応答を実現している．発電，負荷双方の変化に即応し差分を蓄電池から充放電することで瞬停レスを実現している．

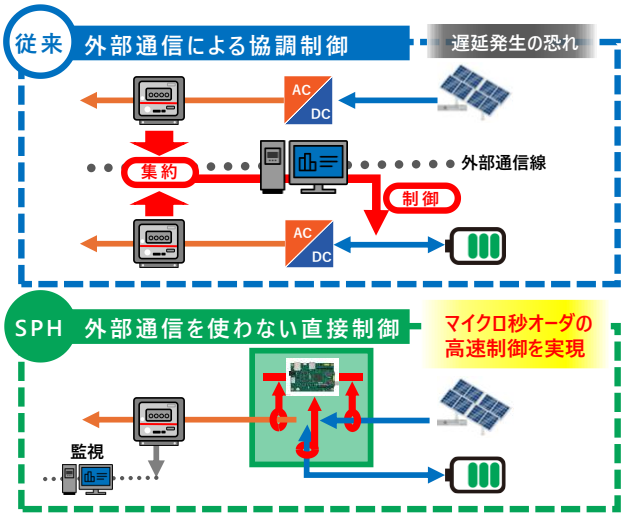


図-8 SPH 高速制御の仕組み

4. 実証概要

本実証では，ICI-Camp の用途が異なる二つの施設である厨房と体育館を対象に，PV，蓄電池，V2X，BEV を組み合わせた直流主体のマイクログリッドを構築し，電力削減，BCP 対策，電力融通の有効性を評価する．本報では，SPH 単体の効率，PV 出力・負荷変動への追従性，デマンド抑制効果，系統電力の削減効果を示す．

4.1 実証システムの概要

図-9 に実証システムの接続構成を示す．PV は旧小学校プール内に設置し，リユース品と新品を併用して合計出力 30kW を設置，日射量や温度の変化に応じて最大電力を取り出す MPPT（Maximum Power Point Tracking：最大電力点追従制御）機能を備えた電力変換装置を介して，設計電圧 380V の直流高圧バスに接続される．直流型

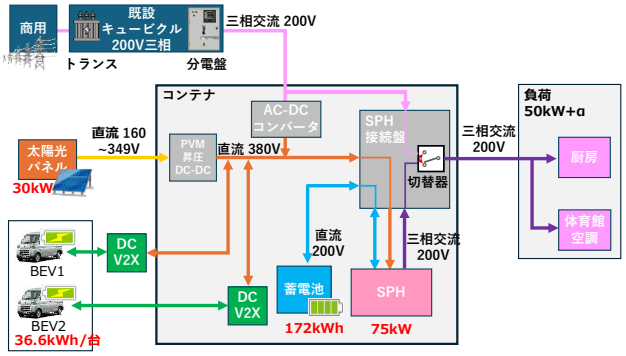


図-9 実証システムの接続構成

V2X は，PV 電力を直流のまま BEV（バッテリー容量 36.6kWh）へ充電可能で，放電時には PV 発電と並列の電力源として利用する．蓄電池容量は 172kWh で，セルは低コストで結晶構造が安定し，三元系電池より熱分解温度が高い定置用リン酸鉄リチウムイオン電池（LFP）を採用している．

4.2 実証結果

(1) SPH 単体の電力変換効率

図-9 に SPH 単体の電力変換効率を示す．グラフには従来 AC システムのシミュレーション結果を併記している．実証試験では，3 ポート電力変換器を適用したシステムでは平均 94.8%，最大 96%の電力変換効率を確認した．

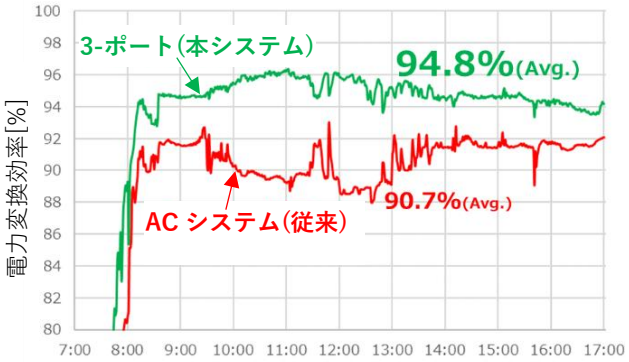


図-10 従来 AC システムと比較した電力変換効率

(2) 実運用時の PV・蓄電池・負荷の電力

図-11 に実運用時の系統電力・PV 出力・蓄電池入出力・負荷（体育館＋厨房電力）変動の電力時系列データを示す．10 時頃に PV 発電量が余剰した際は，蓄電池に充電されており，11～13 時に AC 負荷が PV 出力を上回った際は蓄電池から放電されている．SPH が電力バランスをコントロールすることで，日中は PV 出力および AC 負荷が急激に変動しても，整流器からの系統電力の補填と蓄電池の充放電により需給差を吸収し，安定して負荷へ電力を供給できることを確認した．

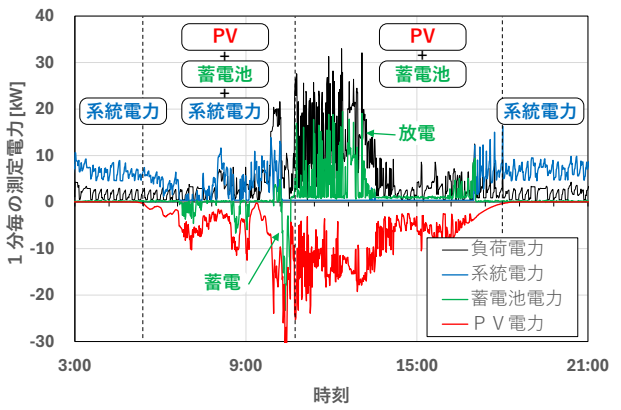


図-11 実運用時の PV・蓄電池・負荷の電力プロファイル（2026 年 4 月 21 日）

(3) SPH 単体の電力変換効率

図-12 に晴天日の系統電力量（買電）の 30 分積算値を示す．PV が発電する晴天日に於いては，システムを導入することで電力量最大値を 77%削減できた．本システムにより電気の基本料金を削減できる可能性が示唆された．夜間は整流器を介して系統電力を受電することと，コンテナ内を空調している補機の電力消費により消費電力が増加するものの，日中は系統電力をほとんど使用せず，PV による発電で賄う事が出来る．

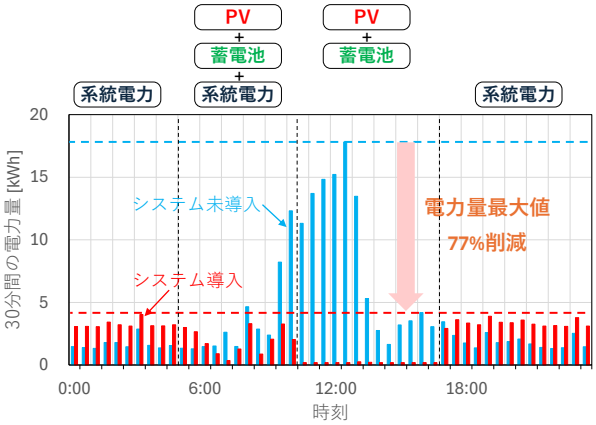


図-12 晴天日の系統電力量の 30 分積算値
（2026 年 4 月 21 日）

図-13 に晴天日の系統電力量（買電）の累積値を示す．晴天日にはシステムを導入することで系統電力を 47%削減できた．実用では脱炭素だけでなく，経済合理性，BCP を複合的に鑑みながら各構成機器の容量を設計する必要があるが，電力削減効果を実証できたと言える．

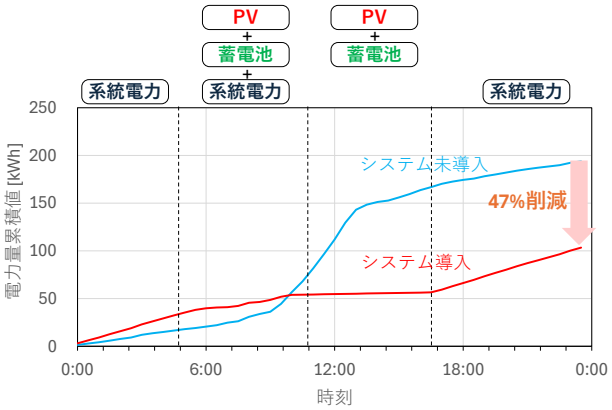


図-13 晴天日の系統電力量の累積値
（2026 年 4 月 21 日）

5. 結論

本研究では，PV，蓄電池，V2X，BEV および SPH を組み合わせた直流主体のマイクログリッドを構築し，ICI-Camp において実証を行った．また，自動車用インバータ技術を建築分野の電力供給システムへ応用することで，システムの低コスト化および小型化を実現し，主要機器をトレーラーで牽引が可能な 20 フィートコンテナ 1 基に搭載した．実証で得られた主な結果を以下に示す．

- SPH 単体の電力変換効率は平均 94.8%，最大 96%であった．
- PV 出力および AC 負荷が急激に変動しても，整流器からの系統電力の補填と蓄電池の充放電により需給差を吸収し，安定して負荷へ電力を供給できた．
- 晴天日には，システムを導入することで系統消費電力量の 30 分ピーク値を 77%削減，系統電力消費量を日積算で 47%削減し，電力削減効果を実証した．

今後は，自然災害への備えと平常時の電気料金削減を両立するシステムとして，その価値をさらに高めていく．また，コンビニエンスストア，自動車販売店舗，AI 向けエッジデータセンター，工場など，脱炭素化への対応や停電時にも電力供給の継続が求められる施設への展開を視野に入れ，システムの付加価値向上を図る．

謝辞：本発表をまとめるにあたり，実証実験に多大なる協力をいただいております豊田中央研究所エマージングエナジー研究部門　戸村修二氏，ゴー・テックチャン氏，種村恭佑氏に感謝いたします．

参考文献

1) R. H. Lasseter: Microgrids, IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, 2002.
2) R. H. Lasseter, P. Paigi: MicroGrid: A Conceptual Solution, IEEE 35th Annual Power Electronics Specialists Conference, 2004.
3) R. H. Lasseter, A. Akhil, C. Marnay, et al.: Integration of Distributed Energy Resources: The CERTS MicroGrid Concept, 2002.
4) A. Hirsch, Y. Parag, J. M. Guerrero: Microgrids: A review of technologies, key drivers, and outstanding issues, Renewable and Sustainable Energy Reviews, Vol.90, pp.402-411, 2018.
5) F. S. Al-Ismail: DC Microgrid Planning, Operation, and Control: A Comprehensive Review, IEEE Access, Vol.9, 2021.
6) 前田建設工業プレスリリース: 移動可能なコンテナに集約した直流主体のマイクログリッドシステムの実証実験開始，2025 年 11 月 06 日
7) ダイハツ工業: 移動可能なコンテナに集約した直流主体のマイクログリッドシステムの実証実験開始，2025 年 11 月 06 日
8) 移動可能なコンテナに集約した直流主体のマイクロ小林信裕，芹澤毅: 移動可能なコンテナに集約した直流主体のマイクログリッドの実証概要と構成技術，クリーンエネルギー 2026 年 6 月号,日本工業出版

9) ゴー・テックチャン，種村恭佑，戸村 修二: 電力変換装置および電力変換システム，特許第 7192840 号，2022 年 4 月 27 日
10) ゴー・テックチャン，種村恭佑，戸村修二: 電力変換装置，特許第 7687299 号，2024 年 2 月 15 日
11) Goh Teck Chiang, Kyosuke Tanemura, Shuji Tomura: Proposal and Loss Analysis of High-Frequency 3-Phase SiC Integrated Power Converter for Renewable Energy-Battery-Grid Applications, IEEE trans. on Industry Applications, Vol. 60, Issue 2, 2024.
12) 種村恭佑，ゴー・テックチャン，高山直人，村山一郎，福塚啓司: 電力変換装置及び電力変換装置の制御方法，特開 2025-088835，2025 年 6 月 12 日

地震～豪雨連動型の複合災害を模擬した遠心模型実験

丸　山　憲　治*1　　平　田　昌　史*1
大　塚　悠　大*1　　石　黒　　健*1

要　　旨

我が国は大規模地震が多く，近年，台風・豪雨等も激甚化及び多発化しているため，異なる自然災害が連続して発生する複合災害が懸念されている．例えば能登半島地震の被災地では，その後の記録的な豪雨によって土砂災害の多発や河川の氾濫など被害が拡大した．連動型の複合災害では，先発災害の影響によって，単発の災害よりも広範囲で甚大な被害が生じることになる．このような背景のもと，土構造物に対する予防保全等の対策が急務であると考えられ，複合災害による地盤被害を実験的，解析的に評価できる手法の確立が必要となる．そこで本研究では，土構造物の予防保全，防災・減災の対策検討を目的として，地震～豪雨を連動させた遠心模型実験を実施した．そして，著者らが過去に実施した単発豪雨発生時の被災状況との比較をし，連動型の複合災害が盛土斜面の破壊形態や被災規模に及ぼす影響を検討した．その結果，地震によって盛土が損傷した後に豪雨が連動して発生すると，豪雨のみの場合に比べ，盛土の沈下が早期に進行し，盛土の変状が広範囲に及んだ.

キーワード　遠心模型実験／地震／豪雨／斜面崩壊／連動型複合災害

目　　次

1．はじめに
2．遠心載荷実験の概要
3．遠心載荷実験結果
4．おわりに

CENTRIFUGE MODEL TESTS ON THE COMPLEX DISASTER OF AN EMBANKMENT SUBJECTED TO EARTHQUAKE FOLLOWED BY HEAVY RAINFALL

Yudai　OHTSUKA　　**Masafumi　HIRATA**
Kenji　MARUYAMA　　**Takeshi　ISHIGURO**

Synopsis:
In Japan, large-scale earthquakes, typhoons and torrential rains have become more severe and frequent, and concerns about complex disasters where these different natural disasters occur in succession are rising in recent years. For example, following the Noto Peninsula Earthquake, subsequent torrential rains caused widespread and severe damage. In linked complex disasters, the impact of the preceding disaster leads to more widespread and severe damage than in single disasters. To establish the methods for evaluating the damage caused by complex disasters, examining preventive maintenance and disaster prevention/mitigation measures for earth structures, a centrifuge model test linking earthquakes and rainfall was conducted. This paper presents the results of this experiment by comparing with data obtained from a previous test of single rain event. As a result, it was cleared that when it rains after the embankment was damaged by an earthquake, the embankment settles faster than it would with rainfall-only, and damage of the embankment spreads over wider area.

＊1 本店　ICI 総合センター　ICI テクノロジーセンター　地盤グループ

1．はじめに

我が国は大規模地震が多く，近年，台風・豪雨等も激甚化及び多発化しており，異なる自然災害が連続して発生する複合災害が懸念されている．国土交通白書[1)]では，複合災害に対してその発生頻度が高まっていくことを想定しており，その備えを強化する必要性など，複合災害への警鐘を鳴らしている．例えば令和6年元日に生じた能登半島地震の被災地では，同年9月に発生した記録的な豪雨によって広範囲で甚大な被害が生じた．連動型の複合災害では，先発災害の影響によって，単発の災害よりも広範囲で甚大な被害が生じる可能性がある．このような背景のもと，土構造物に対する予防保全等の対策が急務であると考えられ，連動型の複合災害による地盤被害を実験的，解析的に評価できる手法の確立が必要となる．

著者らはこれまで，土構造物（盛土/切土斜面）に対して豪雨を模擬した遠心模型実験[2)]及び再現解析[3)]，豪雨～高潮～地震の連動型の複合災害を模擬した遠心模型実験[4)]等を実施し，連動型の複合災害による相乗的な影響を示してきた．

本報告では土構造物の予防保全，防災・減災の対策検討のために実施した，地震～豪雨を連動させた遠心模型実験の結果を紹介するとともに，著者らが過去に実施した豪雨のみ（単発）の場合[2)]の盛土変形状況と比較することで，先行地震による盛土の損傷の有無が破壊形態や被災規模（範囲）に及ぼす影響について示す．

2．遠心載荷実験の概要

図-1 に地震後に豪雨を加えた CaseA の模型地盤の概略図を示す（図中寸法は模型スケール表示）．模型地盤は剛性土槽内に幅 500 mm の基礎地盤を，硅砂 7 号と木節粘土を重量比 8:2 で混合した中間土（初期含水比 5%で調整）で，乾燥密度が 1.60 Mg/m^3 になるように締固めて作製した．基礎地盤上には，盛土部を基礎地盤と同一材料の中間土で乾燥密度 1.46 Mg/m^3 で作製し，斜面勾配は 1:1（45 度）としている．実験は遠心加速度 40 G 場で行うため，実験で使用する流体には粘性を 40 倍に調整した粘性流体を使用した．降雨再現装置には 50 mm 間隔で 8 個，奥行方向 2 列の計 16 個の散水用ノズルを取り付けており，豪雨被害を想定し降雨強度は 127.8 mm/h（降雨強度の相似比は実物/模型=1）となっている．実験は遠心加速度 40G 場で，初期水位（基礎地盤天端から 30 mm 下）で安定させた後，まず神戸波 0.5 倍の地震動（L1 相当）を 3 回加えた．そして盛土の損傷を確認した後，降雨を模型スケールで約 34 分間（実スケールで 22.7 時間）加えた．模型地盤の左端には排水層を設けており，降雨に伴う排水によって水位変動がないようにしている．盛土及び基礎地盤内には**図-1** に示すように，間隙水圧計，土圧計，加速度計を設置している．また盛土天端には変位計（D1，D2）を設置した．降雨終了後には，神戸波 0.5 倍で再度地震動を加えた．

ここで過去に実施した豪雨前に地震動を加えていない場合[2)]（豪雨のみ）を CaseB と称す．CaseB は，CaseA と同一の模型形状で，盛土材料，地盤密度，降雨強度，地下水位等すべて同条件である．ただし計測器位置は異なる（注目する地盤挙動の違い）ため，CaseB の詳細については文献 2)を参照されたい．

3．遠心載荷実験の結果

実験結果はすべて実スケールで示す．**図-2** に神戸波 0.5 倍の入力加速度（CaseA）を示す．降雨前の神戸波 0.5 倍による 3 回の地震動によって，**表-1** に示すように盛土天端に実スケールで概ね 10 cm の累積沈下が生じていた．

図-3 には降雨前の神戸波 0.5 倍による 3 回の地震動に

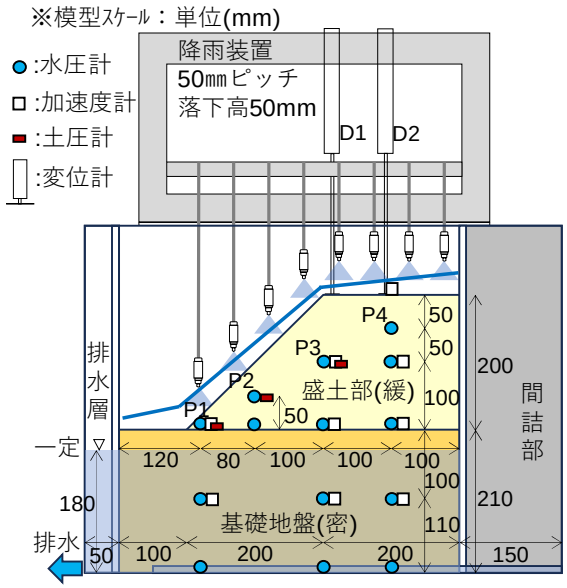


図-1　実験概略図：CaseA

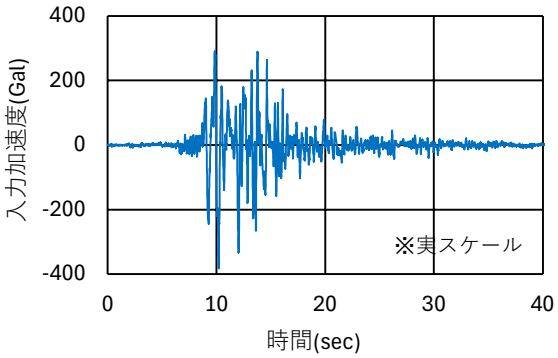
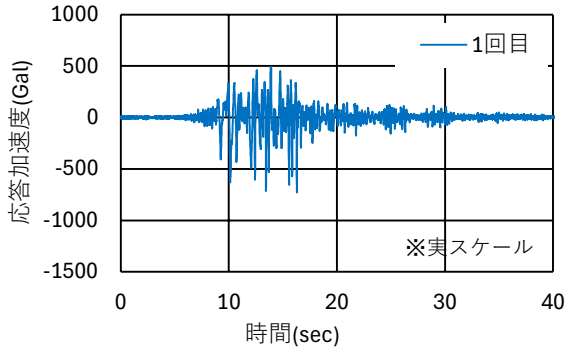


図-2　入力加速度（神戸波 0.5 倍）

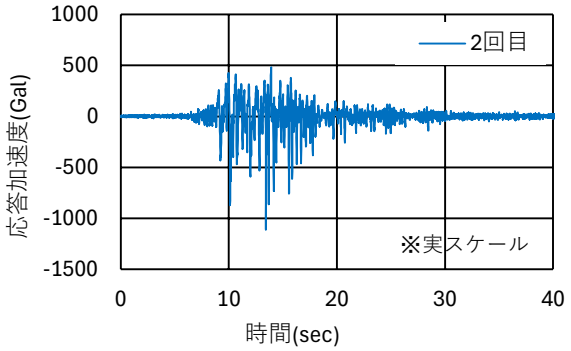
表-1　降雨前の地震動による盛土天端累積沈下

降雨前	盛土天端の累積沈下	
加振回数	法肩D1	中央D2
1回目	4.7cm	4.8cm
2回目	7.8cm	7.4cm
3回目	10.7cm	9.6cm

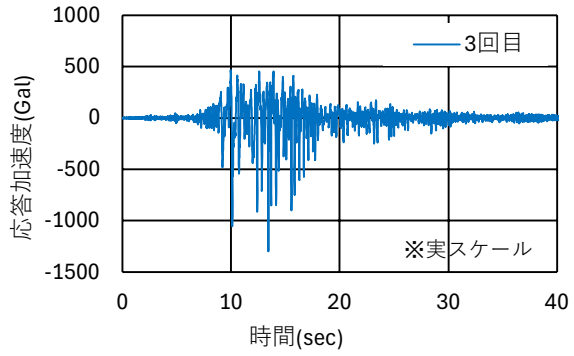
※実スケール



(a)　神戸波 0.5 倍_1 回目



(b)　神戸波 0.5 倍_2 回目



(c)　神戸波 0.5 倍_3 回目

図-3　地震動による盛土天端中央での応答加速度（降雨前）

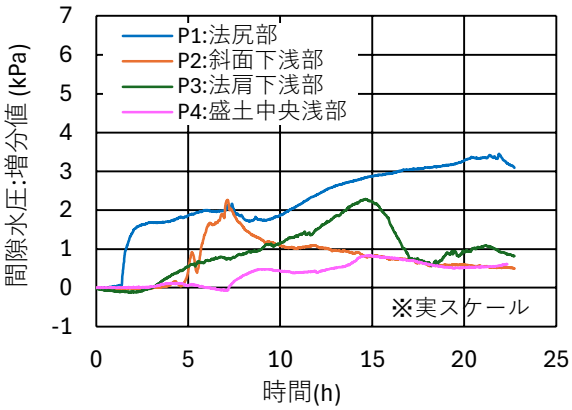
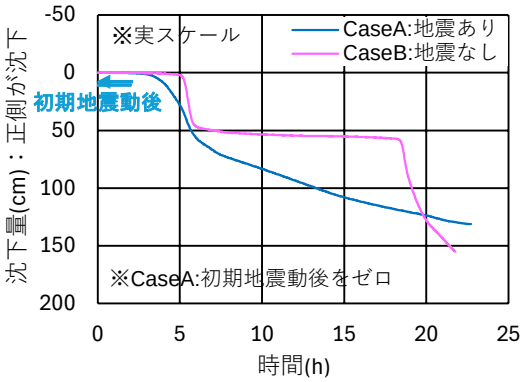
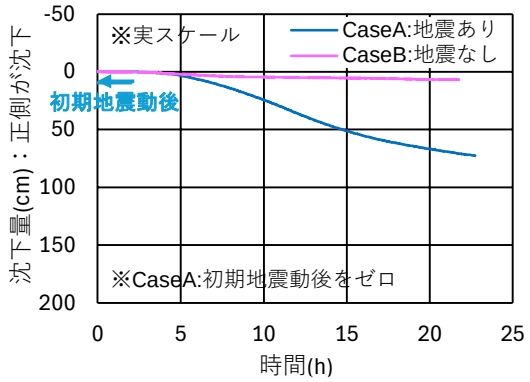


図-4　盛土浅部の間隙水圧（降雨過程）



(a)　盛土法肩部：D1



(b)　盛土天端中央：D2

図-5　盛土天端の沈下増分（降雨過程）

よって盛土天端中央で生じた応答加速度の時刻歴を示す．(a)の 1 回目の地震動による盛土天端中央の応答加速度を見ると，**図-2** で示した入力加速度に対し，加速度が増幅していることがわかる．図示はしないが，振動台の入力加速度から盛土地表面での地盤内応答加速度への変化は，地表面に近づくほど増幅する傾向が見られた．そして(b)の 2 回目，(c)の 3 回目の地震動による盛土天端中央の応答加速度は，1 回目の加振よりかなり加速度振幅が増大していることがわかる．このことから，2 回目及び 3 回目の地震動によって，盛土の動的物性や応答特性が変化した可能性がある．このように，盛土天端の沈下及び加速度の計測結果により盛土の損傷を確認した後，盛土に豪雨被害を想定した降雨を加えた．

図-4 に CaseA の降雨過程における盛土の比較的浅い部分の間隙水圧の時刻歴を示す．間隙水圧はいずれの位置においても降雨開始に伴い増加傾向を示し，地盤深度 4.0 m（模型スケールで 100 mm）に位置する P3 法肩下では，14.5 h 後に最大 2.3 kPa の水圧が生じている．これらの傾向は盛土表面からの降雨浸透を示唆している．

図-5 に降雨開始からの盛土天端の沈下増分量を示す．各図の CaseA では初期地震動による沈下後をゼロとして表記している．また**表-1** に示した CaseA の降雨前の初期地震動時の沈下量も地震のみによる沈下に相当するものとして青矢印で併記した．これは地震動単体による盛土沈下に相当する．同図には過去に実施した地震動を加えていない豪雨のみの CaseB の結果も示している．(a)の盛土法肩の沈下を見ると，地震後に豪雨を加えた CaseA では，降雨開始約 3.0 h 後から徐々に沈下が急増し，6.0 h 後

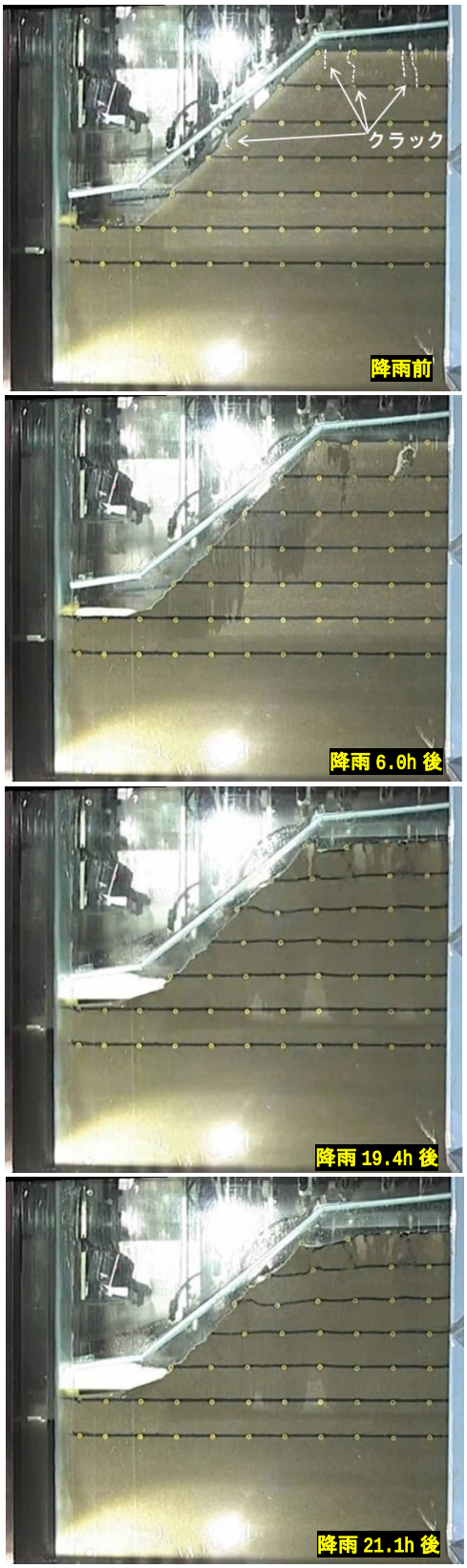


図-6　地震後に豪雨を加えた CaseA の地盤状況（降雨過程）

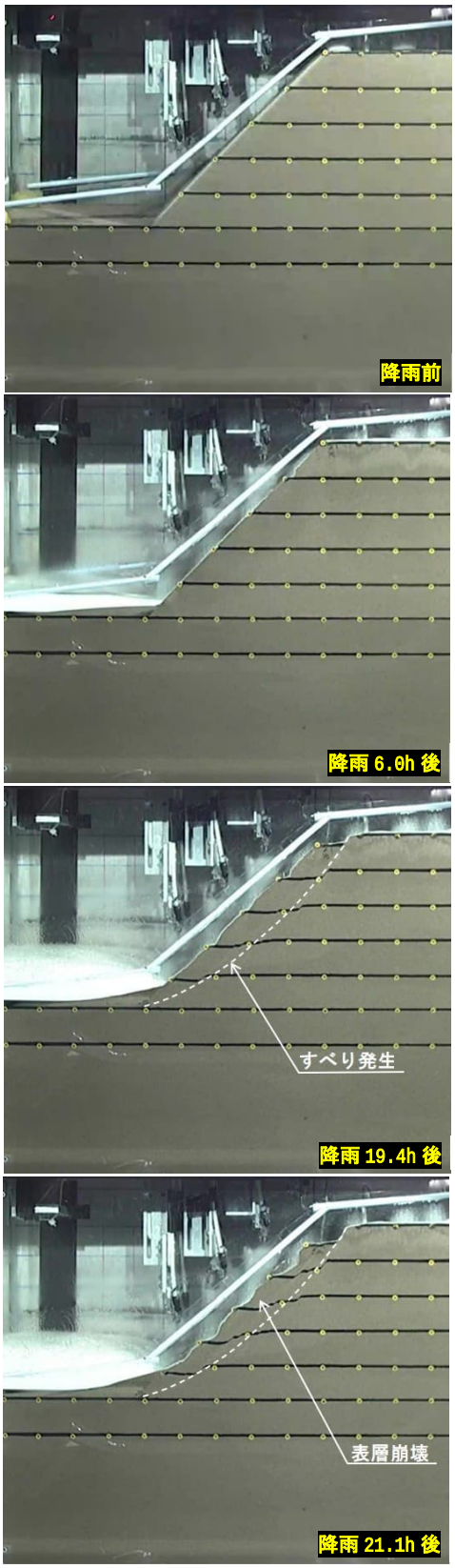
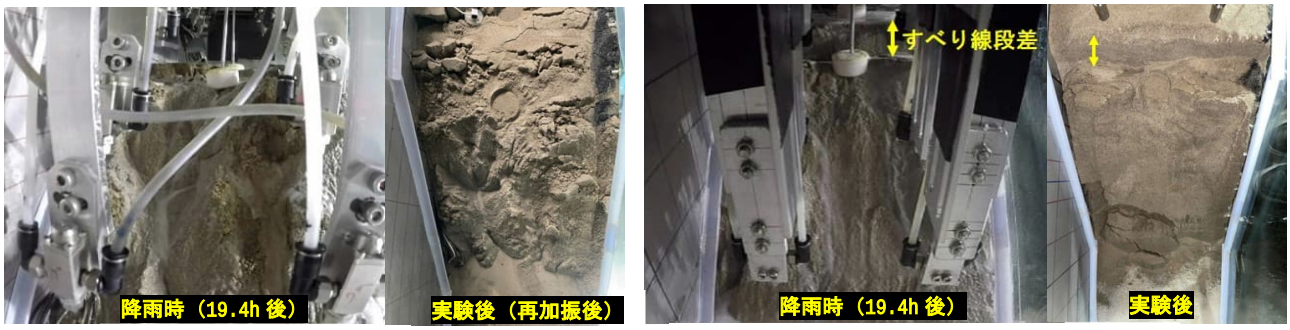


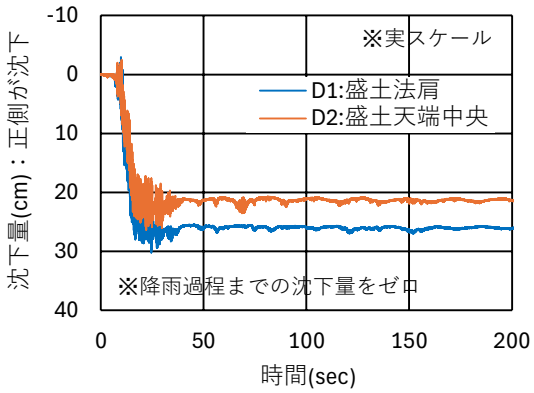
図-7　豪雨のみの CaseB の地盤状況（降雨過程）

には 57 cm 程度の沈下が生じ，その後も降雨に伴って沈下が増加し続けている．一方，豪雨のみの CaseB は，降雨開始約 6.0 h 後に沈下が 50 cm 程度まで急増するが，その後沈下傾向は緩慢になり，18.0 h 以降沈下が再び急増している．(b)の盛土天端中央の沈下を見ると，CaseA では降雨開始約 4.0 h 以降になると徐々に沈下が増加し始め，降雨期間中は沈下が増加し続けている．一方 CaseB は終始沈下が小さく，両者で被災形態や規模（範囲）が大きく異なっている．これらの比較結果は，地震～豪雨連動型の複合災害による盛土変状は，地震動単体や豪雨単体の



(a) 地震後に豪雨を加えた CaseA　　(b) 豪雨のみの CaseB

図-8 降雨時および実験後の盛土斜面状況



(a) 盛土天端の沈下



(b) 盛土変形状況

図-9 再地震動時の盛土変形状況（CaseA）

場合に比べ大きくかつ広範囲に拡大することを示唆する．

図-6 及び**図-7** に降雨時の地盤状況を示す．**図-6** の地震後に豪雨を加えた CaseA を見ると，降雨前の時点で地震動によって盛土表層に目視で確認できるクラックが複数生じている（図中の白点による補助線）．降雨開始 6.0 h 後になると，地震により生じたクラックからの盛土内への雨水浸透によって縦方向の湿潤域の拡大が認められる．19.4 h 後になると浸透範囲はより拡大し，盛土天端（背面部含む）及び斜面表面に大きな凹凸が見られた．特に斜面側の比較的浅い部分での標線（黒線）が大きく蛇行し，盛土が崩壊している．21.1 h 後ではさらに盛土の変形が大きくなった．一方，**図-7** の豪雨のみの CaseB を見ると，降雨開始から 6.0 h 後では，斜面上部が一部崩壊し，**図-5(a)** の CaseB の沈下が生じているが，正面から見た写真ではこの崩壊は確認できない．その後，盛土に大きな変化は見られなかったが，18.3 h 後に盛土斜面に段差が生じ始め，19.4 h には斜面表層付近に明確なすべり線が発生し，21.1 h 後には斜面表層で完全に崩壊していた．また**図-5** の結果も踏まえると，CaseA では CaseB より早期に変状が発生し，盛土天端背面を含む広範囲にまで盛土全体の変形が及んでいる．

図-8 には各ケースにおける降雨開始から 19.4 h 後および実験後の盛土の斜面表面の状況を示している．(a)に CaseA，(b)に CaseB の場合をそれぞれ示している．各ケースの降雨時の斜面状況（各ケースの左図）を見ると，どちらのケースも降雨強度（豪雨を想定し 127.8 mm/h）

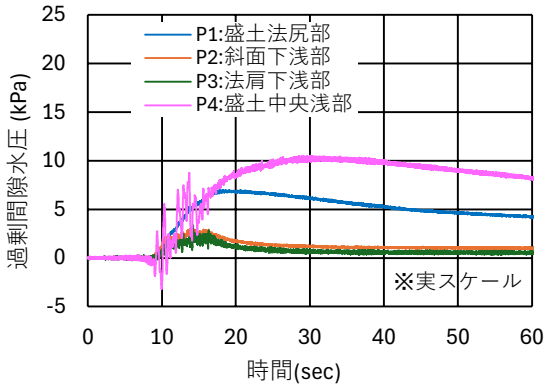


図-10 再地震動時における盛土浅部の過剰間隙水圧の増分値（CaseA）

が大きいため，盛土内部に降雨がすべて浸透しきれず，降雨が斜面上で流出している．ここで別途実施した解析の結果[3]より，盛土の不飽和透水係数を用いて境界面からの限界浸透量（盛土表面から浸透できる限界量）を簡易的に逆算したところ，その限界浸透量は約 16.1 mm/h であった（詳細については紙面の関係上，文献 3)を参照されたい）．そのためどちらもガリ浸食が生じているが，地震後に豪雨を加えた CaseA の方が，より深いガリ浸食が生じている．また各ケースにおける実験後の盛土表面（各ケースの右図）を観察すると，どちらもガリ浸食の形跡が見られ，豪雨のみの CaseB では斜面天端付近にすべり破壊の段差が明確に確認できるのに対し，地震後に豪雨を加えた CaseA では斜面表面の凹凸が激しく，盛土

全体が大きく崩壊していた．

これらのことから地震によって盛土が損傷した後に豪雨が加わると，盛土表面の損傷部（クラック）から降雨が盛土内に浸透し，ガリ浸食をさらに促進させるとともに，降雨浸透に伴う盛土内部の飽和度増加と強度低下に伴い盛土全体が大きく変形し崩壊に至ることが示唆できる．一方，先行的な地震履歴による盛土損傷がなければ，斜面表層での限定的なすべりに収まるものと思われる．

CaseA では降雨後に再度地震動を加えている．**図-9** に降雨後に再地震動を加えた際の盛土の変形状況について示す．ここで再地震動は降雨終了から実スケールで 2.0 h 後に実施した．(a)の盛土天端の沈下を見ると（降雨過程までの沈下量をゼロとして表示），法肩から実スケールで 4.0 m 離れた盛土中央でも比較的大きな沈下がみられ，(b)に示すように盛土全体（天端背面部を含む広範囲）がさらに崩壊した．

図-10 には再地震動による盛土浅部の過剰間隙水圧の発生状況（**図-1** の P1～P4）を示す．盛土天端から 2.0 m（模型スケールで 50 mm）下の盛土中央浅部（P4）を見ると，過剰間隙水圧が最大で 10.1 kPa と，他の計測位置により比較的大きく生じ，盛土法尻部（P1）でも最大 6.8 kPa の過剰間隙水圧が生じていた．その他の計測位置（P2，P3）における過剰間隙水圧は小さかった．ここで，過剰間隙水圧比の算出については，降雨の浸透に伴う地盤の湿潤密度分布が不明で有効土被り圧の評価が困難なため行っていない（今後の課題と考える）．

これらのことから，地下水位より上であるにもかかわらず，降雨後 2.0 h 程度でも，降雨の浸透に伴い，盛土上部及び法尻部において飽和度の上昇が示唆され，比較的大きな過剰間隙水圧が生じ，盛土の崩壊を助長していたことが考えられる．今回は豪雨を 1 回のみ与えたが，これが複数回繰り返されると降雨浸透や盛土内の飽和度上昇がより顕著となり，盛土の強度低下，被災規模（範囲）のさらなる拡大が生じるのではないかと推察され，今後検討すべき課題である．

４．おわりに

本研究では，連動型の複合災害を想定して地震～豪雨を連動させた遠心模型実験を行い，過去に実施した豪雨時単体での被災状況との比較を試みた．また，豪雨後に再地震動を加えた結果についても紹介した．それらの結果から得られた主な知見を以下に示す．

1) 降雨前の地震動によって盛土天端には 10cm 程度の沈下が生じ，盛土天端及び斜面には目視で確認できるクラックが複数発生し，盛土が損傷した．
2) 地震によって盛土が損傷した後に豪雨が降ると，豪雨のみの場合より，盛土の変状が早期に発生し，盛土天端背面部を含む広範囲に変形が及んだ．
3) 豪雨後の再地震動によって，盛土全体（天端背面部を含む広範囲）がさらに崩壊し，盛土天端の浅部及び法尻には他の位置に比べ，比較的大きな過剰間隙水圧が発生した．

今回の実験より，遠心力場で連動型の複合災害を想定した地震～豪雨～地震（既往研究では高潮を含む連続載荷も実施している [4]）を連続的に作用させる再現実験が可能となり，それら連動型の複合災害による相乗的な被害状況などを検討することができた．今後は，数値解析手法とも連携しつつ，複合災害のメカニズム再現や被災の拡大を抑制するための効果的な対策方法の検討を進めていく予定である．

謝辞：本研究の実験を実施するにあたり，株式会社ジオデザインのアルマン泉澤哲学氏に多大な尽力を得た．ここに記し感謝の意を示す．

参考文献

1) 国土交通省：令和 8 年度版 国土交通白書，p.214，2026.
2) 丸山憲治，大塚悠大，石黒健，平田昌史，大木拓哉，赤木寛一，小西真治：降雨装置を用いた盛土斜面安定性に関する遠心模型実験，第 59 回地盤工学研究発表会発表講演集，No.23-13-4-03, 2024.
3) 平田昌史，丸山憲治，石黒健，大塚悠大，高橋めぐみ：遠心模型実験と不飽和 FEM 解析を用いた豪雨時における斜面安定性評価手法の検討，前田建設技術報告集，VOL.60，2025.
4) 丸山憲治，石黒健，平田昌史，大塚悠大：降雨～高潮～地震動連動発生時における堤防の挙動に関する遠心載荷実験，第 80 回土木学会年次学術講演会講演集，III-243，2025.

飛来物衝突および地中爆発荷重作用時の地盤内応力変動に関する遠心模型実験

石　黒　　健[*1]　　丸　山　憲　治[*1]
平　田　昌　史[*1]　　大　塚　悠　大[*1]
天　野　慎　一[*2]

要　　旨

近年の国際情勢を鑑みると，他国からのミサイル攻撃への対策や，飛来時に市民が安全に避難可能な堅牢なシェルターの建設が急務となっている．内閣官房では，有事の際に地下施設を緊急避難施設と想定しており，著者らは防衛大学校とも連携しながら，不明な点の多い飛来物衝突時の地下構造物の耐衝撃性能について検討を進めている．既報では，遠心模型実験装置を用いて飛来物衝突時の地盤内応力変動や地中構造物へ加わる衝撃荷重を計測し，地盤のエネルギー吸収性能の検討やDEMによる再現解析も加え，耐衝撃性能に関する基礎的データを取得した．本論文では引き続き，飛来物衝突速度の違いの影響，液状化性地盤への衝突時や飛来物貫入後の地中爆発時の地盤内応力変動に着目した実験結果を報告する．これらの実験により，衝突速度の増加に伴い地盤内応力が線形的に増加すること，液状化性地盤では地盤内が一部液状化に近い状態に至ること，爆土圧の地盤内伝搬が主として水平方向に生ずることなど，地下構造物の耐衝撃設計に関する幾つかの貴重な工学的知見を得た．

キーワード　遠心模型実験／衝撃荷重／地中爆発／液状化／地盤挙動／DEM解析

目　　次

1．はじめに
2．飛来物衝突時の追加遠心模型実験
3．個別要素法（DEM）による試解析
4．地中爆発時の地盤内応力変動
5．おわりに

CENTRIFUGAL MODEL EXPERIMENT ON THE STRESS FLUCTUATIONS WITHIN THE GROUND SUBJECTED TO COLLISION OF PROJECTILE AND ITS UNDERGROUND EXPLOSION

Takeshi　ISHIGURO　　**Kenji　MARUYAMA**
Masafumi　HIRATA　　**Yudai　OHTSUKA**
Shinichi　AMANO

Synopsis:
Considering the recent international situation,there is an urgent need to implement countermeasures against missile attacks from other nations and to construct robust shelters where citizens can safely take refuge during an incoming attack. The Cabinet Secretariat envisions the use of underground facilities as emergency shelters in times of crisis; accordingly, the authors are collaborating with the National Defense Academy to investigate the uncertain impact resistance of underground structures against incoming projectiles. Several experiments focusing on the effects of impact velocities,impact within liquefied soil and underground explosion following projectile penetration were executed. The results showed several valuable insights for the design of underground structures, on the effect of impact velocity; liquefaction phenomenon,and explosion within the ground.

＊1 本店　ICI 総合センター　ICI テクノロジーセンター　地盤グループ　　＊2 株式会社 JSOL

1. はじめに

近年の国際情勢を鑑みると，他国からのミサイル攻撃への対策や，飛来時に市民が安全に避難可能な堅牢なシェルターの建設が急務となっている[1]．内閣官房では，有事の際に地下施設を緊急避難施設と想定しており，著者らは防衛大学校とも連携しながら，未だ不明な点の多い飛来物衝突時の地下構造物の耐衝撃性能[2]について検討を進めている．既報[3]では，遠心模型実験装置を用いて飛来物衝突時の地盤内応力変動や地中構造物へ加わる衝撃荷重を計測し，砲弾型飛来物模型の試行，加速度センサーデータの分析方法の検証，液状化性地盤での衝突実験の試行等，遠心場での飛来物衝突の再現や実験・解析手法の模索と検証を行った．さらに，ジオテキスタイル敷設効果や液状化性地盤への衝突時の地盤挙動の把握に加え，自動車等の衝突実験結果の分析手法を援用した地盤材料のエネルギー吸収性能の確認や個別要素法（DEM）による衝突時現象の再現解析など，実験結果に対して幾つかの評価手法の適用を試みた．

一方，遠心模型実験装置では再現可能な飛来物模型の衝突速度に限界があること，液状化性地盤衝突時の地盤浅部（衝突地点近傍）を含めた全体挙動の把握，飛来物貫入後の地中爆発時の地盤内応力変動の計測等が今後の検討課題として残された．本論文は，これら残課題に関する追加実験およびその考察結果を報告するものである．

2. 飛来物衝突時の追加遠心模型実験

2.1 遠心模型実験の概要

図-1 に実験に用いた模型の概略図を，**表-1** に実験ケースを示す．模型地盤は，幅 500mm の剛性土槽内に，アクリル製の剛な地下構造物模型（幅 110mm×高さ 210mm）を設置し，豊浦砂を用い地下構造物天端の深さまで相対密度約 90%の密地盤を作製した．地下構造物より浅い部分では，**表-1** 中の各実験ケース毎に，深さ 80mm の地盤を作製した．CaseA1～A3 では，密地盤（相対密度約 90%）×乾燥状態で土槽天端に櫓を組み，飛来物模型の落下高さ（衝突速度）を変化させた．地下構造物天端には飛来物模型の落下位置直下と，その前後 20mm 離した位置に土圧計を設置した．CaseC2 は緩地盤（相対密度約 50%）×飽和状態で，地表面に地下水位を設定し，**図-1** の配置で間隙水圧計を追加した（飛来物直撃による計器破損を回避する目的で，衝突点から 20mm 以上，水平方向にずらした）．CaseC2 の間隙流体には粘性 50 倍の粘性流体を使用した．実験は遠心加速度 50G のもと，空気圧 600kPa で**図-2** の発射機構で飛来物模型を射出し，地盤地表面に衝突させた[4]．飛来物模型は先端が半球状（アルミ製）で，加速度計を取り付けた．CaseA3 のみ，加速度計の容量の問題で加速度計を設置していない．飛来物模型は直径 11mm，長さ 60mm，重さは約 17.5g（実スケールで直径 0.55m，長さ 3.0m，重さ約 2189kg）である．発射から衝突までのコリオリ力の影響を低減するため，発射孔には半割のアクリル筒を取付けた．

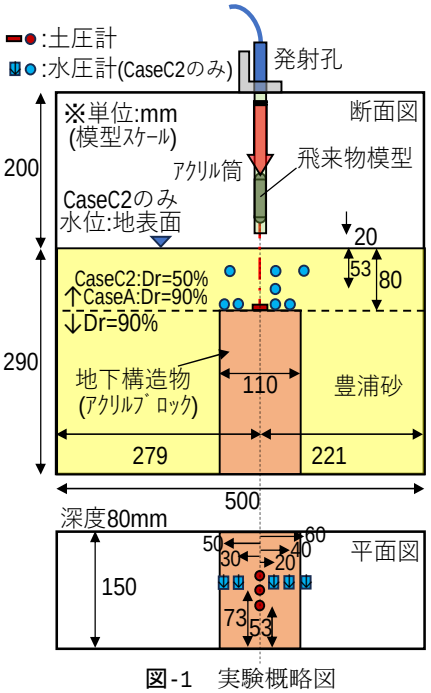


図-1 実験概略図

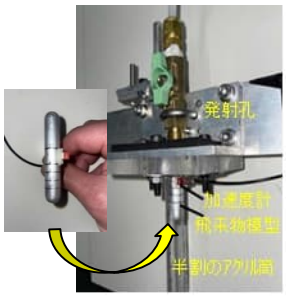


図-2 飛来物模型と発射機構

表-1 実験ケース

ケース名	上部地盤状態	落下高さ
CaseA1	密・乾燥	15.5cm
CaseA2	密・乾燥	35.5cm
CaseA3	密・乾燥	95.5cm
CaseC2	緩・水浸	15.5cm

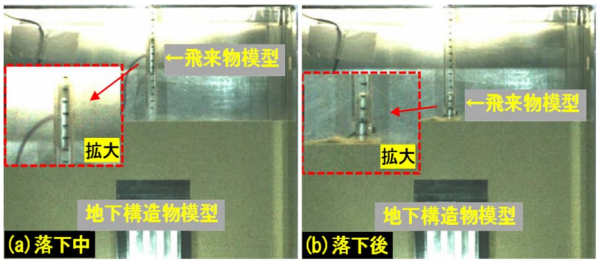


図-3 飛来物模型の落下状況（例 CaseA1）

2.2 実験結果（衝突速度の違いの影響）

図-3 に CaseA1 の高速度カメラで撮影した飛来物模型の落下状況を示す．模型を落下させると，模型が地盤に突き立つ様子が見て取れる．各ケースでは飛来物模型の加速度分布を一階積分して速度分布を，二階積分して地盤貫入量を算出した[4]．CaseA3 では，高速度カメラ映像から地盤衝突速度，最終地盤貫入量を求めた．

図-4 に CaseA1～A3 で得られた飛来物模型の地盤衝突時の衝突速度と最終地盤貫入量の関係を示す．衝突速度が大きくなると，地盤貫入が停止した際の最終地盤貫入

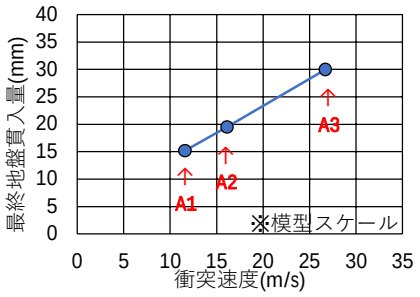


図-4　衝突速度と最終地盤貫入量

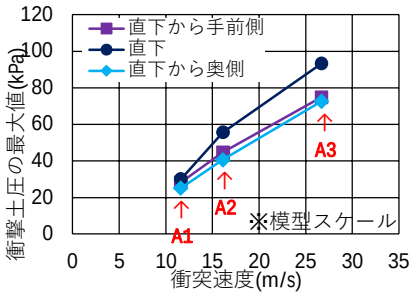


図-5　衝突速度と衝撃土圧の最大値

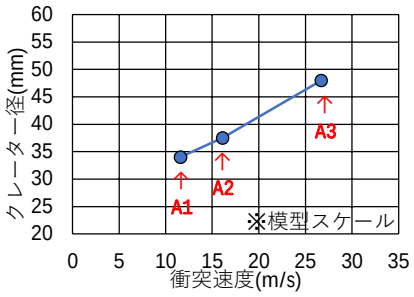


図-6　衝突速度とクレーター径

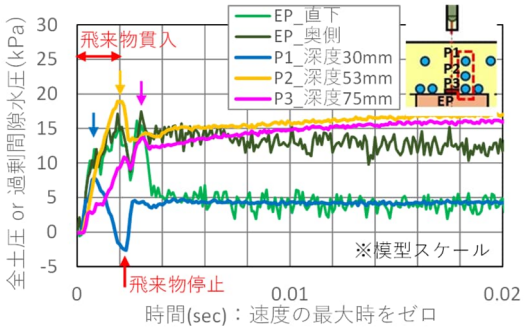


図-7 落下位置直近の圧力の時刻歴（深度分布）

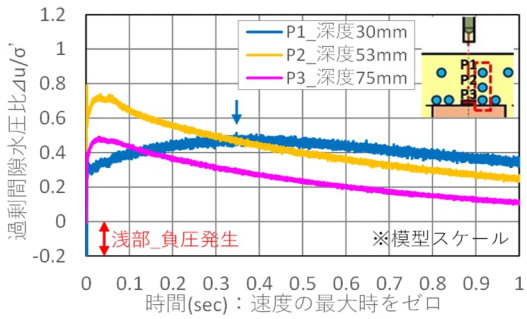


図-8 落下位置直近の⊿u/σ'（深度分布）

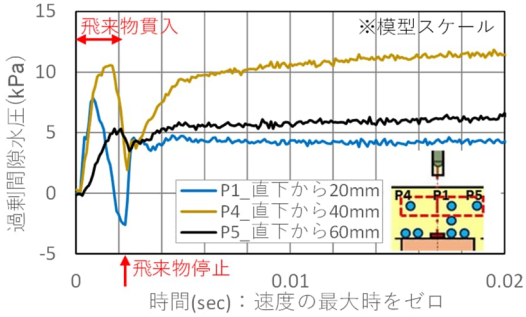


図-9 落下位置直近の圧力の時刻歴（浅部水平分布）

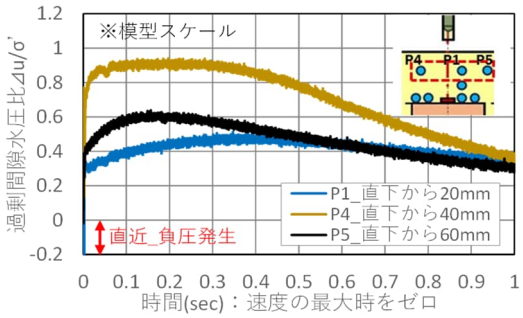


図-10 落下位置直近の⊿u/σ'（浅部水平分布）

量もほぼ線形的に増加した．ただし衝突速度については，例えば一般的な飛来物の初速度は遅いものでも 76.2m/s 程度[2]であり，遠心実験の速度相似比が 1 であるために，実験で再現可能な衝突速度については一定の限界がある．

図-5 には CaseA1～A3 で得られた衝突速度と地下構造物上面（実スケールで深度 4m）での衝撃土圧の最大値の関係を示す．衝撃土圧の最大値はいずれの衝突速度においても落下位置直下で最も大きく，衝突速度が大きくなるとほぼ線形的に増加した．図-6 の飛来物模型の落下によって生じたクレーターの径もまた，衝突速度に対しほぼ線形的に増加した．

図-4 を見ると，CaseA1 と CaseA3 における飛来物模型の地盤衝突速度の比は 2.3 倍である．本実験では飛来物模型の質量，投影面積および先端形状が同一であるため，衝突時の運動エネルギー比は速度比の 2 乗となる約 5.3 倍である．一方，粒状材料への低速度衝突に関する既往研究では，クレーター径 Dc は衝突エネルギーE の 1/4 乗に比例する関係 $Dc \propto E^{\wedge(1/4)}$ が報告されている[5), 6)]．本実験では飛来物模型の質量が一定であるため $E \propto v^2$ であり，既往研究の関係は衝突速度 v に対して $Dc \propto v^{\wedge(1/2)}$ と表される．

図-6 に示す CaseA1～A3 の実験結果を $Dc=Cv^{\wedge n}$ のべき乗式で回帰すると，指数 n は約 0.42 となり，既往研究から導かれる指数 0.5 に比較的近い値を示した．このことから，本実験で得られたクレーター径の衝突速度依存性は，既往研究で報告された衝突エネルギーの 1/4 乗則と整合的な傾向を示していると考えられる．ただし，本実験のデータは 3 点であり，既往研究とは重力場，地盤密度，飛来物形状および貫入条件等が異なることから，本実験結果のみをもって 1/4 乗則の成立を断定するものではない．

また，クレーターを円錐形と仮定し，クレーター深さに代えて最終地盤貫入量を代表長さとして用いると，排除土体積に相当する指標は，最終地盤貫入量とクレーター径の 2 乗との積に比例する．この指標による CaseA3 と CaseA1 の比は約 3.9 倍となり，図-5 に示す地下構造物上面における最大衝撃土圧の比は約 3.1 倍となった．なお，最終地盤貫入量は実際のクレーター深さとは異なるため，この値は厳密なクレーター体積比ではなく，飛来物模型の貫入とクレーター形成を併せた排除土体積の相対的な指標である．また，運動エネルギー，排除土体積に相当する指標および最大衝撃土圧は異なる物理量であり，これらを直接的なエネルギー減衰過程として対応付けることはできない．

ただし，衝突時の運動エネルギーが，飛来物模型の貫入，クレーター形成を伴う地盤の塑性変形，土粒子の移動・飛散，粒子間摩擦および地盤内部への荷重伝達等に分配されることで，排除土体積に相当する指標および地盤深部の最大衝撃土圧の増加率が，運動エネルギーの増加率より小さくなった可能性が考えられる

2.3 実験結果（液状化性地盤への衝突実験）

CaseC2 では液状化性地盤に飛来物模型を落下させた．地下構造物上面には衝撃による土水圧が瞬間的に作用した．その際（衝突直後の短期的挙動）の圧力計の経時変化を**図-7** に示す．落下位置直下から水平方向に 20mm 離れた位置の地盤浅部の間隙水圧計(P1：深度 30mm)では，飛来物模型の貫入初期で過剰間隙水圧(静水圧からの間隙水圧増分量)が急激に増加したが，途中から反転，急減し模型停止時には負圧(初期静水圧よりもマイナス側)に転じた．地盤深部(P3：深度 75mm)では正圧側のみに上昇し，中間深度の(P2：深度 53mm)では両者の中間的なマイナス側への挙動を示した．過剰間隙水圧のピーク値発生時刻（図中の矢印）は地表面からの鉛直方向の離隔（＝衝突荷重の伝達距離）が大となる地盤深部ほど遅延し，また前述のように間隙水圧がマイナス側に転ずる挙動は，衝突面に近い地盤浅部ほど顕著であった．地下構造物直上の土圧計 EP(直下：全土圧)は上記間隙水圧の影響を受けて貫入後にマイナス側に大きく低下した．衝突位置から水平方向にやや離れた EP(奥側)ではその影響が見られず，全土圧上昇後はほぼ一定値を示すなど，地下構造物上面に働く全土圧の値もまた，衝突位置からの離隔に応じて不均一な分布を呈することが示唆された．前述のマイナス側への間隙水圧減少については，液状化地盤で実施した初めての高速衝突実験であり，その考察は今後の検討課題と考える（クレーター発生による計器上の土被り圧減少の影響や，高速・急速載荷時に特異な間隙水圧応答の可能性などが考えられる）．

図-8 は，衝突直後（**図-7**）ではなく，飛来物の地中貫入停止以降のやや長期的な間隙水圧の消散過程を，過剰間隙水圧比（以降，水圧比と略称．間隙水圧計設置深度における過剰間隙水圧／初期有効土被り圧の比率.この値が 1.0 になると地盤は有効応力を完全に喪失し，液状化に至る）で整理した．衝突直後の水圧比のピーク値は地盤浅部(P1)では小さく（前述のマイナス側挙動の影響），中間深度(P2)が最も大，地盤深部(P3)がこれよりも小さい（衝突点からの離隔に対応）というやや複雑な挙動を示した．衝突終了後は，地盤浅部(P1)では時間経過に伴い水圧比が徐々に増加し（下層や周辺地盤からの過剰間隙水圧伝搬＝マイグレージョンによるものと推察），0.35sec 以降にピークを迎えた後，消散に転じた．中間深度(P2)と地盤深部(P3)ではピーク以降水圧比は徐々に減少（水圧消散）し，1 秒経過後の水圧比は地盤浅部ほど大（深部ほど小）となった．このように，飛来物衝突時およびその後の飽和地盤内の間隙水圧挙動は，衝突点からの離隔やマイナス側挙動の大小，地盤内マイグレーションと定常状態への移行など，複雑な地盤内間隙水圧応答を示しているものと考えられる．

図-9 は，地盤浅部（深度 30㎜）における間隙水圧挙動を，落下位置からの水平方向の離れ毎に整理した．計測点が衝突位置から水平方向に離れているため，**図-7** の衝突点直下に比べ過剰間隙水圧の値自体は小さい．落下位置直下から 20mm 離れた位置(P1)では前述のように初期でマイナス（かつ負圧）側に転じており，40mm 離れた位置(P4)でも負圧には至らないもののマイナス側挙動は良く似ていた．一方 60mm 離れた(P5)では，マイナス側挙動の影響は小さかった．液状化地盤ではクレーター径を明瞭に確認することはできなかったが，**図-6** を見ると離れ 60 ㎜はクレーターの外側に位置しており，前述したクレーター発生による土被り圧減少の影響が，水平方向に離れるほど小さくなることの影響とも考えられる．**図-10** は**図-8** にならい，衝突終了後のやや長期的な間隙水圧挙動を水圧比で整理した．水圧比は 40mm 離れた位置(P4)で 0.9 と液状化状態に近く，60mm 離れ(P5)でも 0.6 程度の比較的大きな値を示した．

以上のように，飛来物衝突時およびその後の飽和地盤内の過剰間隙水圧の発生と消散は，衝突点からの鉛直・

表-2 実験と DEM 解析の粒子数，高さ，乾燥密度

	実験	スケール7	スケール5	スケール3
粒子数	43,418,572	93,348	339,312	1,585,451
乾燥密度 (g/mm^3)	1.618	1.389	1.337	1.349

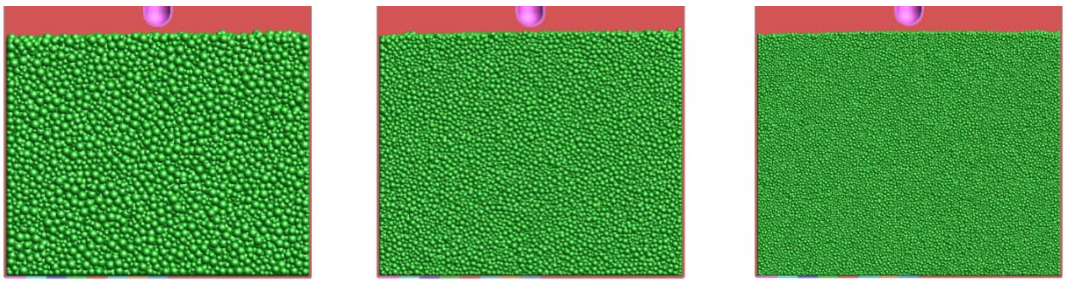


図-11 1.0 秒後の粒子スケール 7，5，3 の粒子配置

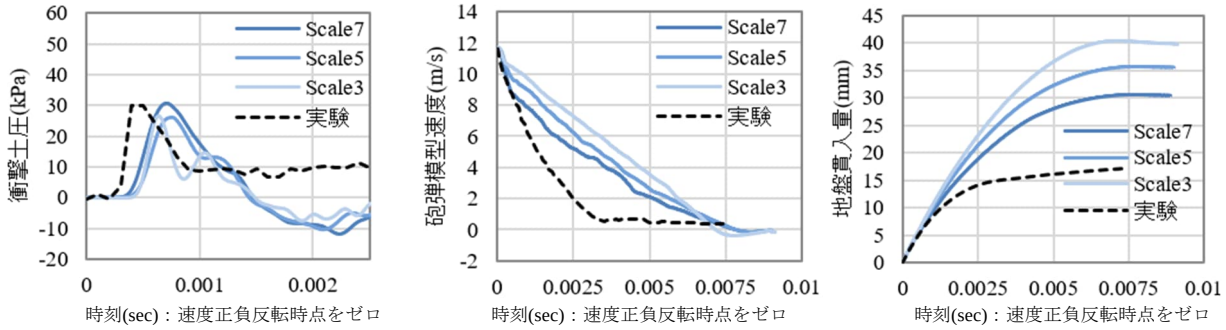


図-12　実験と粒子スケール 7，5，3 ごとの衝撃土圧，砲弾模型速度，地盤貫入量

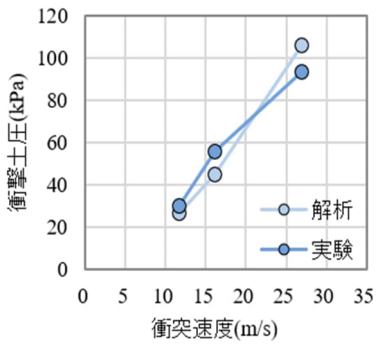


図-13　衝突速度と衝撃土圧の最大値

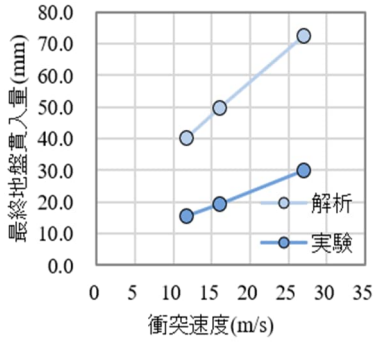


図-14　衝突速度と最終地盤貫入量

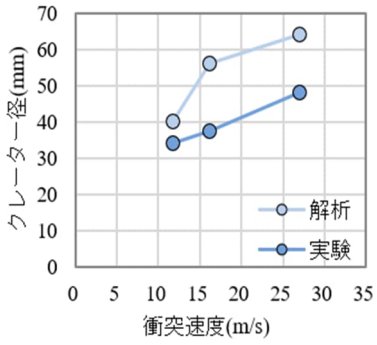


図-15　衝突速度とクレーター径

水平方向の離隔量（衝突エネルギーの伝搬距離に対応すると思われる）に依存した複雑な空間的・経時的挙動を示しており，深部基盤面からの入力・地中伝搬となる地震動作用時とはかなり異なる，特異なものとなっていることが確認された．計測データをより多点的に取得することは実験上難しく，今後は数値解析を併用した地盤内挙動の評価と考察が必要と考えている．

3. 個別要素法（DEM）による試解析

3.1 CaseA1 の再現解析と DEM 粒子径の影響検討

飛来物の衝突速度を変えた遠心模型実験(CaseA1～A3)の再現解析に先立ち，**表-1** 中の CaseA1 を対象として，DEM 解析における粒子径スケールの影響について予備的検討を実施した．解析モデルは，金ら [7]が用いた豊浦砂の粒子径および粒度分布を，それぞれ粒子径スケール 7，5，3 で粒子を，地下構造物模型の上部のみを切り出した範囲に配置した．解析条件は，配置した粒子の乾燥密度を上げるために粒子表面に平板を配置して圧力をかけつつ，筐体を 1.0 秒間左右に 100Hz のサイン波で揺らすことで乾燥密度を実験に近づけた（**図-11**）．**表-2** では実験の平均粒径と見かけの体積，乾燥密度から算出した推定粒子数と各スケールの粒子数および乾燥密度を比較している．スケール 3 でも実験の粒子数に対して 27 倍の差があり，乾燥密度は実験より 0.229～0.281Mg/m^3 ほど下回る条件となった．CaseA1 を対象として粒子径スケール 7，5，3 の条件で実施した DEM 解析結果を**図-12** に示す．衝撃土圧履歴に着目すると，最大値に達するまでの時間は粒子径スケール 3 が実験結果に近い傾向を示した．これは，粒子径が小さくなったことで荷重伝達パスが細分化されて荷重の立ち上がりが早くなったと考えられる．一方で砲弾模型速度と地盤貫入量および最大衝撃土圧についてはスケール 7 がもっとも近い傾向となった．これは実験の結果では最大衝撃土圧発生後の荷重低下においてスケール 7 が最も近い傾向を示していること，そして解析側では荷重がゼロを下回る地点でも実験側では荷重が発生し続けていることなどから，乾燥密度が最も実験に近いことが大きな要因と考えられる．乾燥密度が低いことで砲弾模型の侵入による粒子の平面方向の移動が抑制されず，砲弾模型を押し返すだけの反力が持続的に発生しなかったことが原因と考えられる．

3.2 CaseA1～A3 の比較検討

3. 1 の検討結果を踏まえると，砲弾模型速度–貫入量–最大衝撃土圧の対応は粒子径スケール 7 が実験結果に近い傾向を示した．一方で，最大衝撃土圧の到達時刻については粒子径スケール 3 が実験結果に近い傾向を示した．さらに，粒子径スケール 3 は粒子数が最も多く計算負荷は増大するものの，計算結果のばらつき低減の観点で有利である。そこで以下では，以降の CaseA1～A3 の比較を同一条件で行うため，粒子径スケール 3 を解析条件として採用した。

図-13～**図-15** に，**2. 2** で示した，砲弾速度を変えた CaseA1：11.7m/s，A2：16.1m/s，A3：26.7m/s における砲弾速度と最大衝撃土圧，最終地盤貫入量およびクレーター径の関係を示す．最大衝撃土圧は，砲弾速度の増加に

伴い単調に増大する傾向を示し，CaseA1 から CaseA3 にかけての増加傾向は遠心模型実験結果と定量的にも良く一致した．ケース間の相対的な大小関係も同様の傾向を示した（**図-13**）．最終地盤貫入量は，砲弾速度の増加に伴い単調に増大する傾向を示し，CaseA1 から CaseA3 にかけての増加傾向は遠心模型実験結果と定性的に一致した（**図-14**．モデル地盤の密度差により，**図-15** を含め絶対値は不整合）．クレーター径についても，砲弾速度が大きいほど拡大する傾向が解析結果からも確認され，実験で観測されたクレーター径の増加傾向と同様の傾向を示した（**図-15**）．以上より，粒子径スケール 3 を用いた DEM 解析により，砲弾速度に対する地盤応答の定性的な変化を傾向を適切に表現できる可能性が示唆された．

4. 地中爆発時の地盤内応力変動

4.1 動的土圧載荷装置と遠心模型実験の概要

2 章，**3** 章では，衝撃荷重が地盤挙動に及ぼす影響について検討したが，貫入した飛来物の地盤内での爆発（地中爆発）に伴い地下構造物に作用する動的な土圧（爆土圧）も重要な検討項目である．爆土圧に関しては火薬類を用いた 1g 場での模型実験[8),9)]が行われているが，原地盤層厚を再現した大規模な地盤モデルでの実験を行うことが（労力やコスト上）困難であることから実施事例は少ない．このため，層厚の相似則により実土被り圧相当のモデルでの結果が得られる遠心模型実験を用いた検討が有効であると考えた．

以下では，遠心載荷装置内で使用可能な圧縮空気を用いた動的土圧載荷装置を試作し，爆土圧の再現を試みた事例について紹介する．なお，遠心模型実験では応力（圧力）の相似比は 1 であるため以下に述べる圧縮空気（文献[8),9)]とオーダー的に近い）を爆圧源として用いた．**写真-1** は，今回試作した動的土圧載荷装置である．圧力タンクに貯めた圧縮空気（今回は 1.5MPa）を電磁弁にて瞬間的に開放（開放時間は約 0.1 秒）してノズル先端の噴射孔から圧縮空気を噴射，地盤へ瞬間的な載荷を行う仕様となっている．ノズルの内径は φ5mm で，先端には φ1.8mm の噴射孔を計 9 か所設けている．また，電磁弁とノズルの間には圧力計を設置しており，噴射時の圧力を計測できるようにしている．**図-16** は，この動的土圧載荷装置を用いた遠心模型実験の概略図である．地下構造物にはこれまで衝突実験[4)]と同じアクリルボックスを使用しており，土被り厚も 80mm と同じにしている．地盤には乾燥状態の豊浦砂を使用し，相対密度≒90%となるように作製した．この土槽に試作した動的土圧載荷装置を設置し，ノズルの先端は地下構造物の直上深度 20mm 位置に設置した．構造物天端には噴射孔直下と 20mm，40mm 離れた位置に土圧計を設置し鉛直土圧を計測するとともに，側面にも上から 20mm 下の位置に水平土圧を計測する土圧計を設置した．また，地盤内も深度 30mm 位置で，水平・鉛直方向に土圧計および加速度計を設置して計測を行っている．**写真-2** に作製した模型地盤を示す．

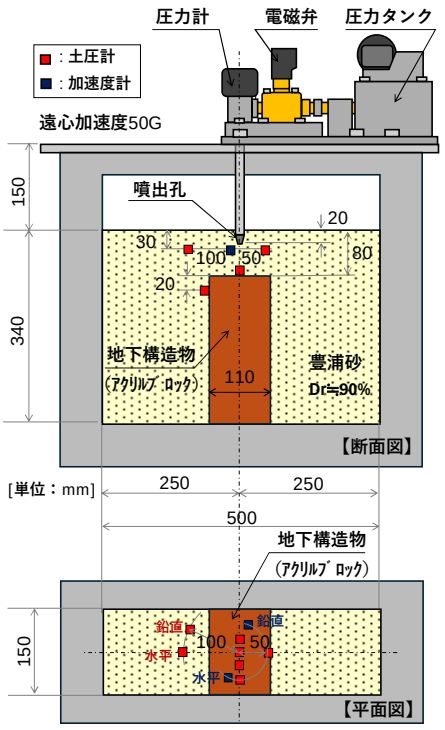


図-16 模型土槽の概略図

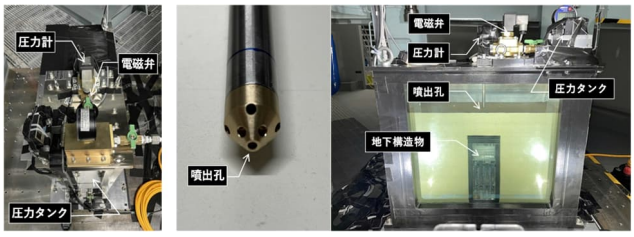


写真-1 動的土圧載荷装置　**写真-2** 模型地盤の状況

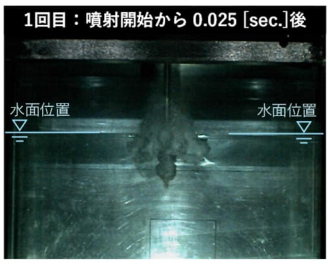


写真-3 水中での噴射状況

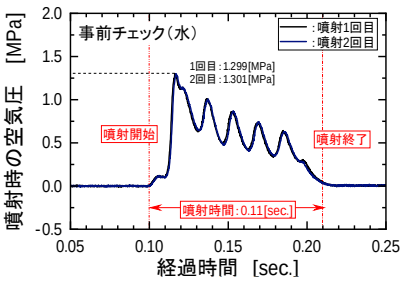


図-17 噴射時の空気圧(水使用)

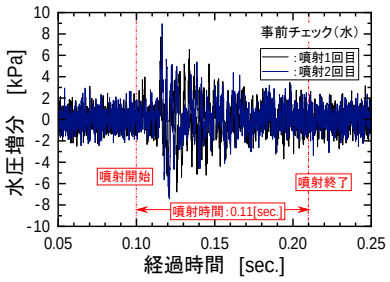


図-18 土槽下端の水圧増分(水使用)

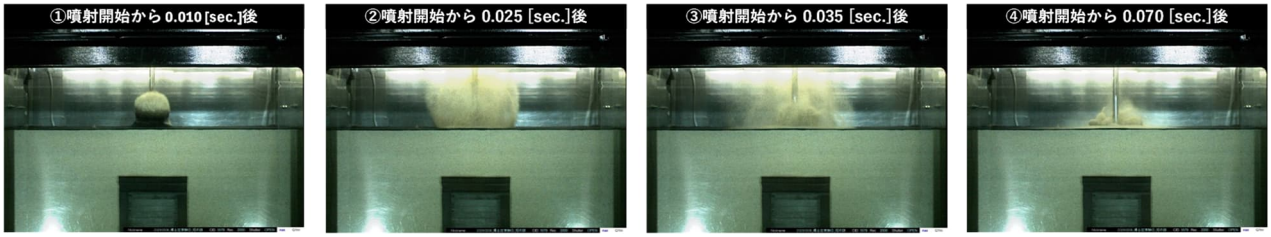


写真-4　噴射時の地盤状況

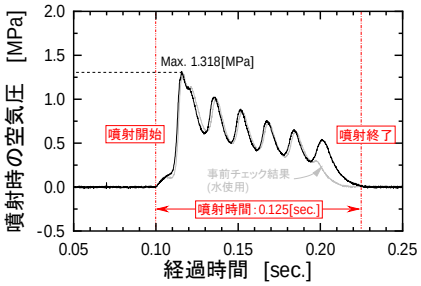


図-19　噴射時の空気圧変化

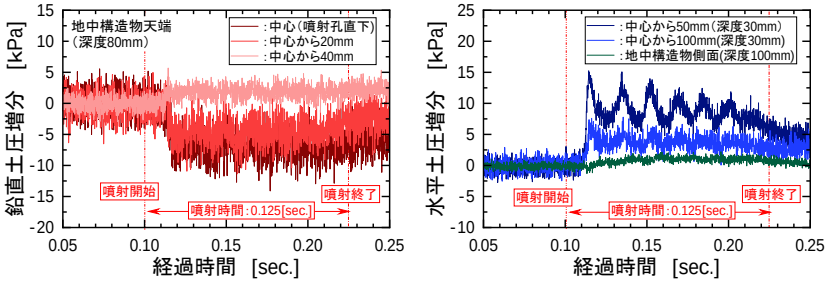


図-20　噴射時の土圧増分変化（鉛直・水平）

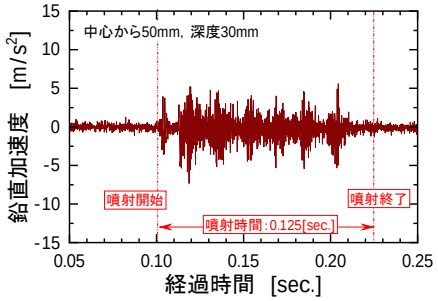


図-21　噴射時の加速度変化（鉛直・水平）

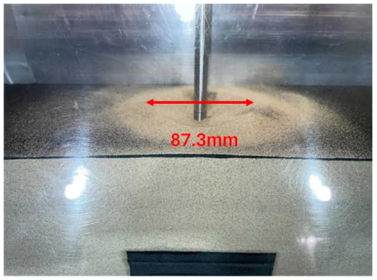


写真-5　土の飛散状況(実験後)

4.2 動的土圧載荷実験の結果

模型地盤の遠心模型実験を行う前に，試作した動的土圧載荷装置の動作チェックを実施した．ここでは，**図-16** に示した地盤（豊浦砂およびアクリルボックス）の代わりに，同じく高さ 340mm まで水を入れ，遠心加速度 50G で噴射試験を実施した．**写真-3** は，ノズル先端から圧縮空気が噴射された際の画像である．水中に圧縮空気の泡が広がるとともに，水面に水柱が立ち上がる様子が伺える．**図-17** は，電磁弁とノズルの間の圧力計の測定結果である．圧力タンク内が 1.5MPa であるのに対して，ノズルからは 1.3MPa 程度の圧力で噴射されたと考えられる．この動作チェックを 2 回実施しているが，噴射時の圧力の再現率は高く，装置には問題ないと判断している．なお，**図-18** に土槽下端に設置した水圧計の値を示しているが，若干ノイズが大きく見難いものの，2 回の実験結果は概ね一致している．

以上の動作チェックを経て，**図-16** に示す遠心模型実験を行った．遠心加速度は 50G である．**写真-4** は，圧縮空気噴射時の地盤画像である．圧縮空気を噴射することにより，地表面では球状に地盤が吹き飛んでいる様子が伺える．**図-19** は，電磁弁とノズルの間の圧力計の測定結果であるが，水を用いた事前チェックとほぼ同じ挙動を示している．**図-20** は，地下構造物の天端に設置した鉛直土圧計の計測結果である．ノイズが大きく見難いが，ノズル直下では平均 7～8kPa 程度土圧が低下している．中心から 20mm 離れた位置では平均 5～6kPa の低下，40mm 離れた位置では逆に平均 2～3kPa の土圧の増加が見られる．これは，**写真-5** に示した土の飛散により，土被りが増減した影響であると考えられる．一方，水平土圧の結果を見ると，**図-19** に示す載荷時の圧力の波がそのまま土圧に表れており，水平方向に土圧が伝播していることがわかる．**図-21** は，深度 30mm 位置に設置した加速度計の結果である．これらの結果を見ると，**図-19** に示す載荷時の圧力の波がそのまま加速度波形に表れており，載荷による加速度伝播を測定できていると考えられる．なお，鉛直方向と水平方向を比較すると，水平方向の振幅の方が大きいことがわかる．土圧増分も水平方向の方が大きいため，衝撃荷重とはやや異なり，爆土圧は深度方向には伝播し難く，むしろ水平方向の伝搬が支配的と考えられる．

5. 結論

本研究では，飛来物の衝突と地中爆発の再現を遠心模型実験で試みた結果及び考察を示した．得られた主な知見を以下に示す．

1) 飛来物の衝突速度を変えた遠心模型実験では，衝突速度の増加に伴い，飛来物の地盤貫入量，地中構造物に作用する衝撃土圧，および地表面クレー

ター径が線形的に増加することを確認した．

2) 液状化地盤への飛来物衝突実験では，衝突直後の瞬間的な過剰間隙水圧の減少（マイナス側への反転），地盤内部での過剰間隙水圧のマイグレーション，その後の消散過程における定常状態への移行など，一般的な地震動入力時とは異なる特異かつ複雑な地盤内間隙水圧応答が計測された．

3) 個別要素法（DEM）を用いた飛来物衝突時の再現解析に先立ち，用いるDEM要素の粒子径を変えた試解析を実施し，解析モデルの最適化を試みた．

4) 3)の結果を反映させた解析モデルを用いて，飛来物の衝突速度を変えたDEM解析を実施した．衝撃土圧については定量的にも高い再現性を，また地盤貫入量やクレーター径については，衝突速度の増加に伴う線形的な増加傾向を定性的に再現することができた．

5) 試作した動的土圧載荷装置を模型土槽に設置し，水張り試験により載荷装置の動作や計器の計測精度を確認した．引き続き実施した土中爆発実験では，噴射圧力波形に対応した土圧および加速度波形が計測され，また，これらの地中伝搬は鉛直方向よりも水平方向が卓越していることが確認された．

今回の実験により，液状化性地盤への飛来物貫入，および地中爆発時の特異な地盤挙動が確認された．今後，両者の交絡，すなわち液状化性地盤中での地中爆発時の地盤挙動の確認や，爆発深度を変えた際の地盤挙動の違いなどに着目したい．飛来物の衝突と貫入停止後の地中爆発は連続的に発生する．遠心模型実験によりこれを再現することは困難と思われるため，個別要素法（DEM）等による連続的現象再現の試行なども，今後必要と考えられる。これらの実験的，解析的知見は，地中構造物（地下シェルター）の外力評価と設計法の確立に向けて貴重な工学的知見を与えるものと思われ，今後も引き続き検討を進めていく所存である．

謝辞：本研究を実施するにあたり，防衛大学校の篠田昌弘教授，市野宏嘉准教授にご助言をいただいた．ここに記して感謝の意を表す．また，本研究は，「地盤工学会関東支部 既存地下構造物の耐衝撃性評価手法と地盤補強技術に関する検討委員会」（委員長：東畑郁生）の活動の一環として実施したものである．

参考文献

1) 防衛省：防衛白書，pp.19-22，2025.
2) 防衛施設学会：避難施設の設計における基礎技術と留意点，pp.1-4，p.12，2023.
3) 丸山憲治，平田昌史，大塚悠大，石黒健，天野慎一：飛来物衝突および地中爆発荷重作用時の地盤内挙動に関する遠心載荷模型実験とその評価，前田建設技術報告集，VOL.60，2025．丸山憲治，石黒健，平田昌史，大塚悠大：飛来物衝突時の地盤挙動に関する遠心載荷実験(その 1)，第 60 回地盤工学研究発表会発表講演集，No.24-3-4-03，2025．
4) Uehara, J. S., Ambroso, M. A., Ojha, R. P. and Durian, D. J.: Low-Speed Impact Craters in Loose Granular Media, Physical Review Letters, Vol.90, 194301, 2003.
5) Walsh, A. M., Holloway, K. E., Habdas, P. and de Bruyn, J. R.: Morphology and Scaling of Impact Craters in Granular Media, Physical Review Letters, Vol.91, 104301, 2003.
6) 金秉洙，加藤正司，Seong-Wan PARK，竹下祐二，DEM シミュレーションによる一面せん断試験の隙間幅に関する検討，地盤工学ジャーナル Vol.11, No.1，21-31.
7) 市野宏嘉，大野友則，別府万寿博，蓮江和夫:地盤の飽和度が爆土圧特性に及ぼす影響とその評価式の提案， 構造工学論文集，Vol.53A，2007.
8) 市野宏嘉，大野友則，別府万寿博，蓮江和夫:爆土圧を受ける地中埋設構造部材の変形と損傷に関する実験的研究， 構造工学論文集，Vol.55A，2009.

風洞実験工期短縮に寄与する
風洞実験模型自動製作装置の開発

丸　山　勇　祐[*1]　　中　川　尚　大[*1]
藤　橋　克　己[*1]

要　　旨

前田建設工業（株）は2019年に創業100周年を迎え，これを機に旧技術研究所の機能を併せ持ったICI総合センターを茨城県取手市に設立した．この中には風環境実験施設として大型乱流境界層風洞を新設した．この風洞では，効率的に風洞実験を行うことを目的として，ターンテーブル部分に，風洞実験模型自動製作装置を導入した．本報では，大型乱流境界層風洞の概要を紹介し，風洞実験模型自動製作装置の開発と利用状況を説明する．

風洞実験模型自動製作装置は，大型乱流境界層風洞のターンテーブル部分に設置され，ターンテーブル上に市街地や地形といった模型をGISデータに基づいて自動的に製作する装置である．装置の原理は，ターンテーブル部分に模型を成型するための6mm角の角柱棒を約7万本敷き詰め，その棒をテーブル下部に設置したトラバース装置によって水平２方向に自由に移動可能な16台のアクチュエーターで押し上げる構造となっている．この装置を用いるとおよそ一晩で直径2mのターンテーブル範囲の模型を製作することが可能となり，模型製作時間を大幅に短縮できるようになった．また，この装置で作った周辺模型を用いても風洞実験（風圧実験）結果への影響は小さいことを確認した．

キーワード　乱流境界層風洞／風洞実験模型自動製作装置／GISデータ／風圧実験

目　　次

１．はじめに
２．装置概要
３．模型自動製作装置による市街地模型作成
４．装置による模型を用いた風洞実験精度検証
５．おわりに

DEVELOPMENT OF AUTOMATIC MODELING EQUIPMENT FOR WIND TUNNEL TEST WHICH MAKES EXPERIMENTAL TIME SHORT

Yusuke MARUYAMA　　Naohiro NAKAGAWA
Katsumi　FUJIHASHI

Synopsis:

Maeda Corporation celebrated its 100th anniversary in 2019, and on this occasion established the ICI Integrated Center in Toride City, Ibaraki Prefecture, incorporating the functions of the former Technical Research Institute. Within this center, a large-scale turbulent boundary layer wind tunnel was newly constructed. To efficiently conduct wind tunnel experiments, an automatic wind tunnel model fabrication system was introduced into the turntable section. This report introduces an overview of the large-scale turbulent boundary layer wind tunnel and explains the development and application status of the automatic wind tunnel model fabrication system.

＊１本店　ICI 総合センター　ICI テクノロジーセンター

1．はじめに

前田建設工業（株）は 2019 年に創業 100 周年を迎え，これを機に旧技術研究所の機能を併せ持った ICI 総合センターを茨城県取手市に設立した．センターには風環境実験施設として大型乱流境界層風洞を新設した．この風洞では，効率的に風洞実験を行うことを目的として，ターンテーブル部分に，風洞実験模型自動製作装置（以後，「本装置」と記載）を導入した．本報では，本装置の概要を説明し，この装置を用いた実験結果が一般的な風洞実験と同等の精度が得られることを風圧実験から検証した結果を報告する．

2．装置概要

2.1 大型乱流境界層風洞

前田建設工業（株）ICI 総合センターに設置された大型乱流境界層風洞の概要について紹介する．**写真-1** に装置の全体写真，**図-1** に装置の概要図，**表-1** に装置の仕様を示す．詳細は ICI 総合センターのウェブサイト [1)2)]を参照されたい．



写真-1 風洞実験装置外観

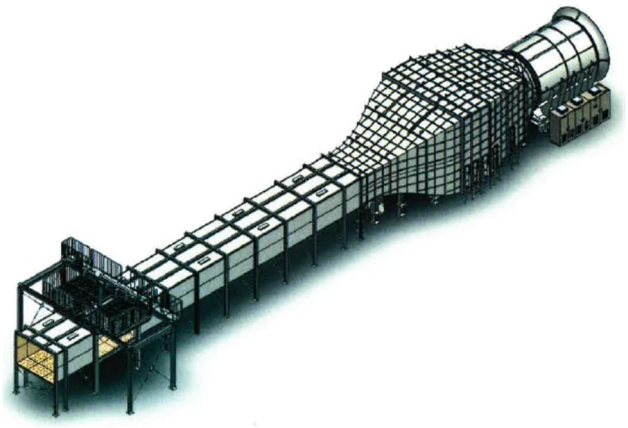


図-1 風洞の全体外観図

エッフェル型吹き出し式風洞であり，測定部分の断面は幅 3m×高さ 2m であり，風洞床面長さは 25m となっている．境界層を発達させる吹走路の長さ（ターンテーブルから風上の床面）は 20m と長めにとっており，ラフネスブロック等によって比較的上空まで乱れた境界層を作りやすくしている．風速は最大 25m/s まで吹かせることが可能である．測定部には，計測用のトラバース装置および直径 2m のターンテーブルが設置されている．このターンテーブル部分に次節で説明する風洞実験模型自動製作装置を採用している．

表-1 大型乱流境界層風洞の仕様

風洞の種類	エッフェル型境界層風洞
風洞の長さ	44, 400mm
測定胴の長さ	25, 000mm
境界層の長さ	20, 000mm
測定胴の断面	高さ ： 2, 000mm　幅 ： 3, 000mm
縮流比	1/5
風速	3. 0m/s～25m/s
平均風速の偏差	-1. 0%～1. 0%（平均風速 10m/sの場合）
乱れの強さ	1. 0% ≧（平均風速10m/sの場合）

2.2 風洞実験模型自動製作装置

風洞のターンテーブル部分には，風洞実験模型を自動的に製作する装置を設置した．装置の基本原理を**図-2** に示す．図は，風洞のターンテーブルの下部の断面を表している．原理としては，ターンテーブル上に図-3 に示すような模型を成型するための角柱棒を敷き詰め，その棒をテーブル下部に設置したトラバース装置によって水平２方向に自由に移動可能な複数のアクチュエーターで押し上げる構造となっている．

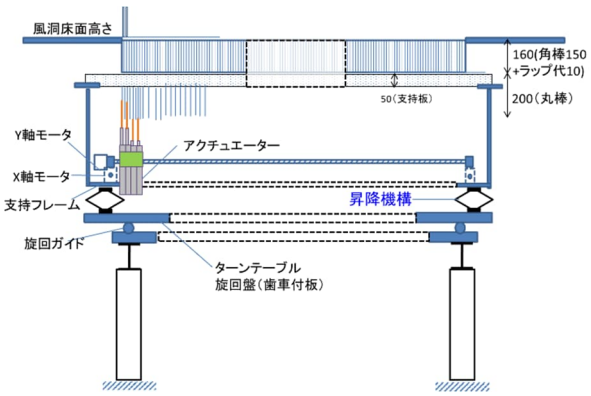


図-2 風洞実験模型自動製作装置の基本構造

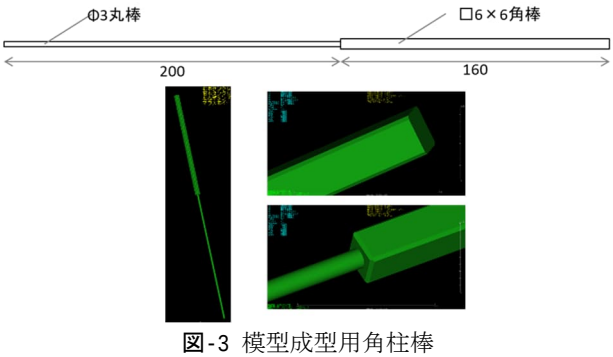


図-3 模型成型用角柱棒

このような原理で風洞実験模型を成型する考え方は，実開昭 62-019680（三菱重工），特開昭 63-168678（三井造船），特開平 9-134119（間組）等で提案されていたが，著者らが調査した範囲では実用化事例を確認できなかった．その原因として，コンパクトなアクチュエーターがなかったことや，元データとなるGISデータや3次元CADデータが現在ほど整備・普及していなかったためではないかと考えられる．本装置は，これらの原理を実用規模で具現化したものである．

装置作成にあたって，最初に検討したのはこの方法で模型を作る範囲である．角柱で建物などを再現するので，斜めのラインなどは凹凸の状態で表現される．風圧等を計測する建物近傍では計測結果に影響が生じると考えられるので，この装置で模型を作る範囲を建築学会編「建築物荷重指針を活かす設計資料２・CFD 適用ガイド」[3]に示されている「実市街地粗再現領域」に適用することとし，直径 2m のターンテーブルの中央部直径 0.8m の範囲は別途精密模型を作ることとし，その周辺を今回の装置で作ることとした．建物群を作る解像度については建築学会編「市街地風環境予測のための流体数値解析ガイドブック」[4]に書かれている格子解像度 2m をベースに，かつ建築用風洞実験模型の一般的な縮尺が 1/300～1/400 であることを考慮して，角柱の大きさを 6mm 角（実スケールで1.8～2.4m）とした．角柱棒の摺動高さ範囲は150mmとしたが，これは1/400縮尺で実物60mの高さに相当するものであり，超高層建築物としての大臣認定を必要としない 60m 以下の建物が市街地に多いことを考慮した．棒の高さ保持については，アクチュエーターで容易に押し上げることができるが，棒の自重では下がらない摩擦機構を用いることで実現した．

このサイズの角柱棒で装置による模型作成範囲を埋めるのに用いた本数は7万本強である．アクチュエーターをトラバースにより水平に移動させ棒を押し上げて元の高さに戻るのに約 5 秒かかるので，全角柱を 10 時間程度で押し上げるために 16 台のアクチュエーターを同時に動作させた．このことにより夕方実験終了後，装置をセットして帰ると次の朝に模型が成型され，異なる模型で実験できるようになる．市街地の場合全数押し上げる必要がないので，8～9 時間とやや短い時間で成型できる．写真-2 にターンテーブル下部でのアクチュエーターによる角柱棒押上状況を示す．

3．模型自動製作装置による市街地模型作成

本装置で市街地模型を製作した事例を紹介する．対象としたのは，**図**-4 に示すような建築基準整備促進事業「風圧力，耐風設計等の基準への数値流体計算の導入に関する検討」（平成27～28年度）[5]で用いられたモデル市街地である．**図**-4 の３次元 STL データから角柱中心部分にあたる位置の高さを抽出し，ターンテーブル中央部を除いて角柱棒を押し上げたイメージを図-5 に示す．これに基づいて装置で市街地を成型した結果が写真-3 となる．本装置により，対象とした市街地模型を 10 時間程度で製作できることを確認した．

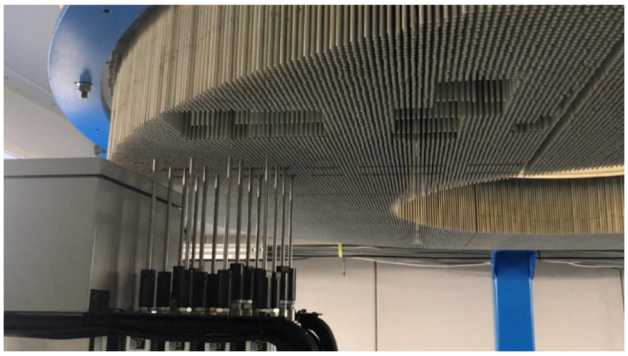


写真-2 装置の動作状況

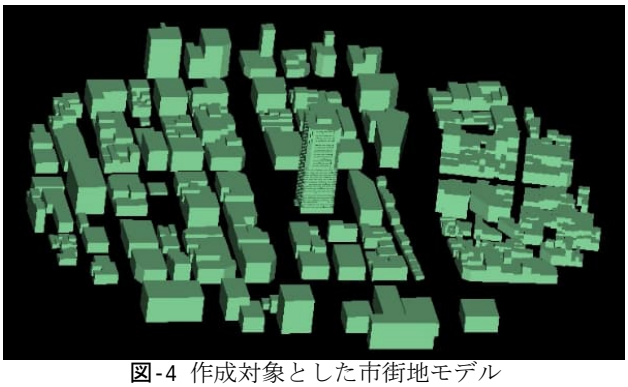


図-4 作成対象とした市街地モデル

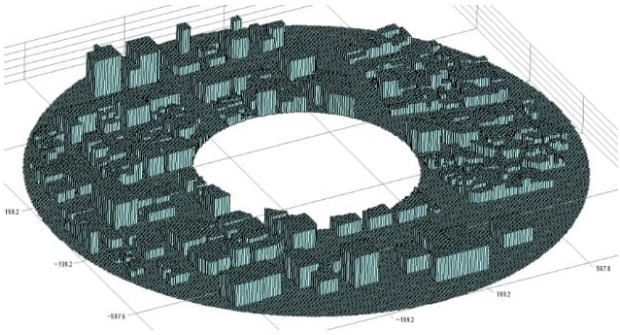


図-5 中央部を除き 6mm 角柱棒での作成イメージ



写真-3 装置で作成した市街地模型

4．装置による模型を用いた風洞実験精度検証

4.1 風洞実験概要

本装置により作られた周辺市街地模型は，6mm 角の棒で簡素化した形状を再現することから，模型壁面には実際の形状にはない凹凸が発生する．この凹凸があることで周辺市街地を流れる風が乱され，計画建物に作用する風圧や計画建物周辺の風速に影響を与える可能性が考えられる．そのため，ラフネスブロックで作った簡易な市街地と本装置で作ったものとの比較を風圧実験で検証した．

実験で再現した周辺市街地模型は，簡易的に再現した市街地とし，幅・奥行・高さ105mm のブロックを200mm 間隔で格子状に配置した．周辺市街地模型の概要を図-6，実模型の様子を**写真**-4 に示す．なお，本装置の影響を明確にするために，本装置で模型製作されないターンテーブル中心から半径 400mm の円内は模型を設置していない．自動模型製作装置により再現された模型（以後，自動模型と呼ぶ）は，あえて壁面に凹凸が出るように再現した．自動模型の様子を**写真**-5 に示す．風圧測定用の模型は，高層建物を想定し，幅・奥行き 100mm，高さ 400mm とした．風圧測定点は1つの壁面のみに配置し，測定点数は90点とした．風圧模型の概要も**図**-6 に併せて示す．

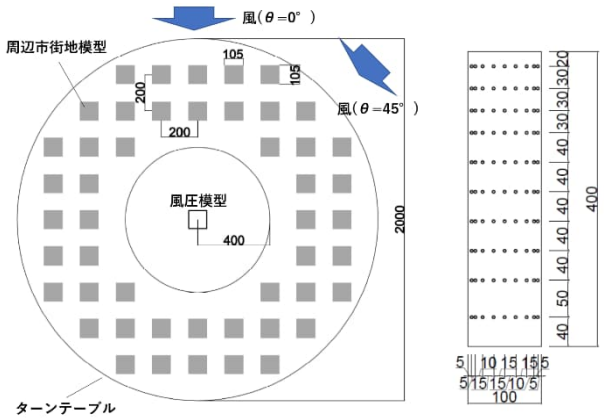


図-6 周辺市街地模型と風圧模型の概要(単位:mm)

実験風速は風圧計測模型頂部高さ(400mm)で約 9.4m/s とした．実験気流は地表面粗度区分IIIに相当する気流を再現した．平均風速，乱れ強さの鉛直分布および模型頂部高さでのパワースペクトルを**図**-7 に示す．測定風向は対称性を利用して風向角 θ＝0～180°とし，時計回りに 5°間隔で変化させた．風洞実験における長さ，時間，風速の縮尺は，1/400，1/80，1/5 とした．風圧のサンプリング周波数は 1000Hz，サンプリング数は実時間の 10 分間×5 回分に相当する実験上の 37500 個とした．風圧係数（外圧係数）は，模型頂部高さにおける平均速度圧で基準化した．ピーク値は 0.5 秒相当になるように 6 個の移動平均を実施して算定した．



写真-4 実模型の様子



写真-5 自動模型の様子

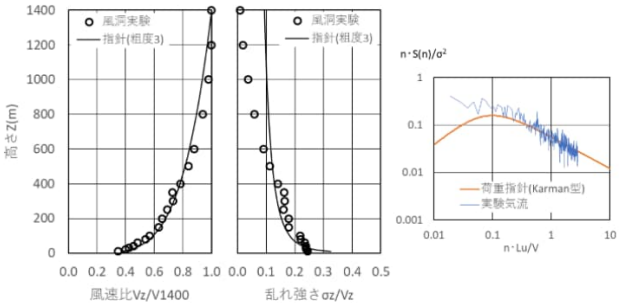


図-7 実験気流

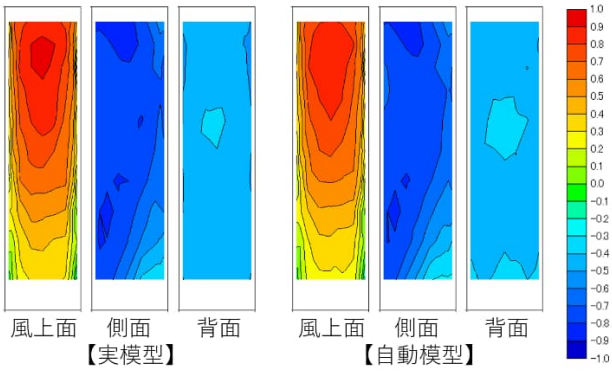


図-8 平均風圧係数分布（θ＝0°）

4.2 風洞実験結果

実験模型は壁面の１面のみに風圧測定点を設けたが，模型の対称性を利用し，ここでは θ＝0°～180°の風向の結果を組み合わせて，θ＝0～45°に結果をまとめた．風向角 θ＝0°における実模型および自動模型の平均風圧係数の分布を図-8 に示す．平均風圧係数の分布はどちらの模型においても同様の傾向を示し，風上面の淀み点付近で 0.8～0.9 程度，側面の風上端部で-0.8 程度の値を示す．なお，自動模型の平均風圧係数の方が若干小さい値を示す．

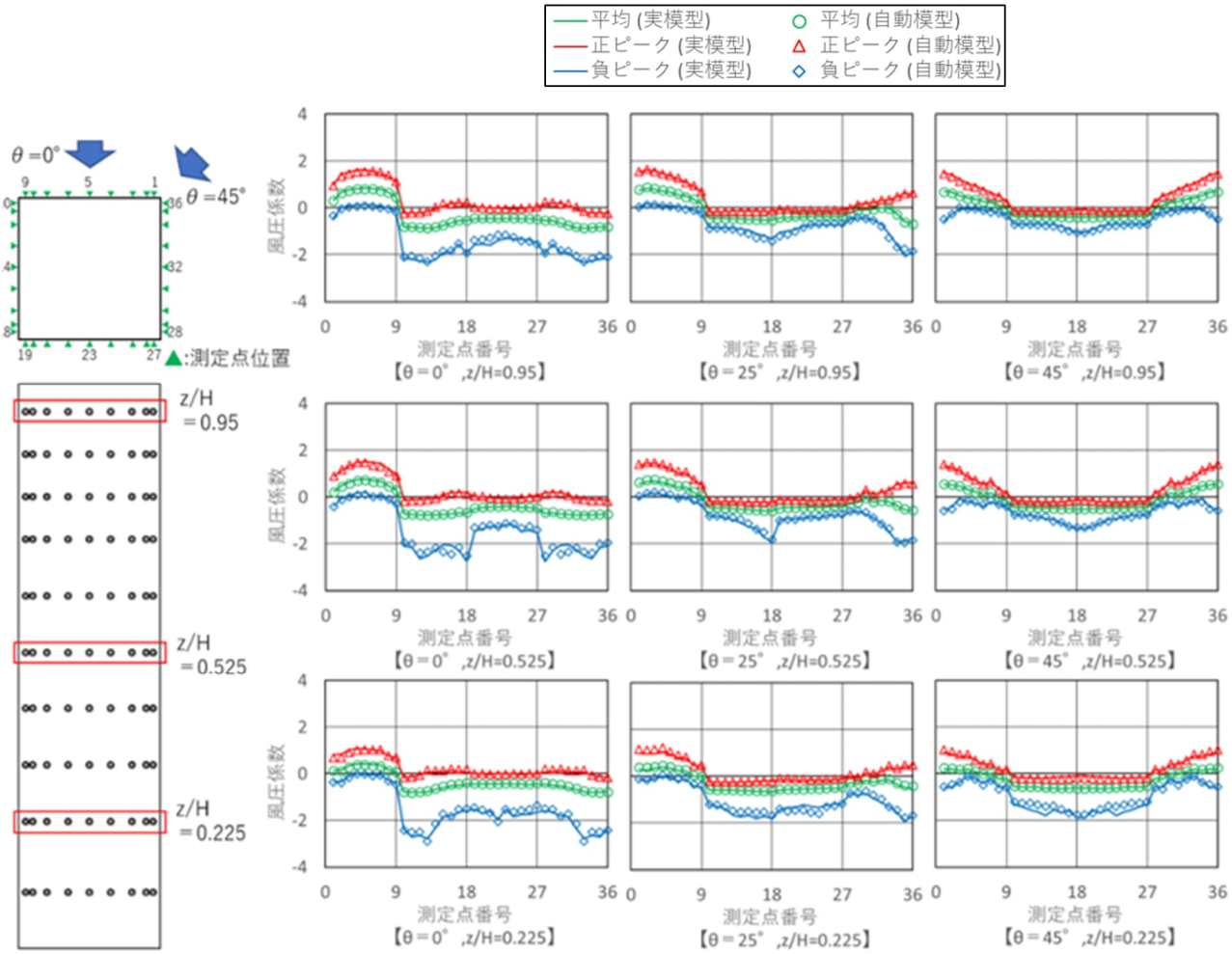


図-9 代表高さでの風圧係数の水平分布

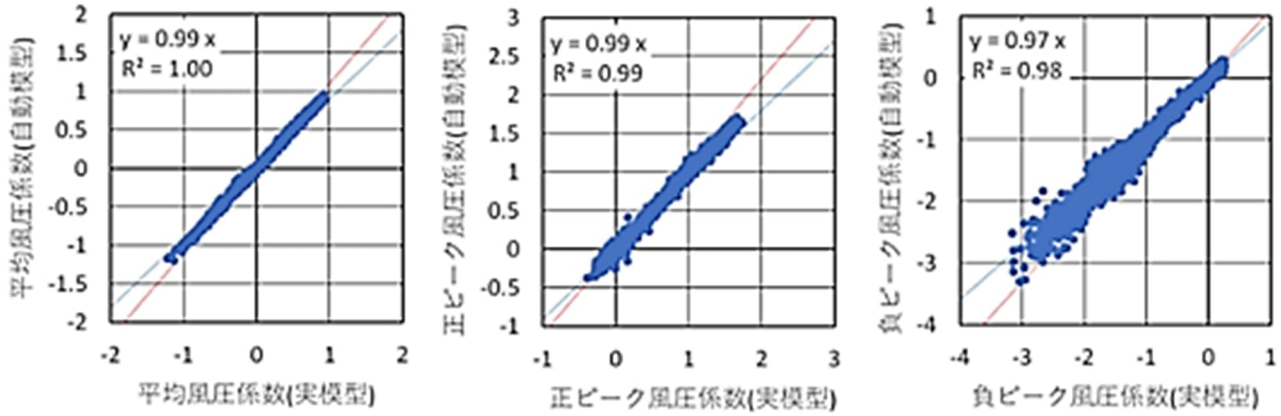


図-10 風圧係数の相関

4.3 実験精度検証結果

θ ＝0,25,45 ° の代表的な高さ(z/H＝0.95,0.525,0.225)の測定点について風圧係数（平均，正ピーク，負ピーク）の水平分布を**図-9** に示す．平均風圧係数や正のピーク風圧係数は実模型と自動模型とでよく一致していることがわかる．一方，負のピーク風圧係数は測定点により異なるが，どちらかというと小さくなる傾向にある．なお，周辺市街地模型の影響を受けやすい z/H＝0.225 の高さでも同様の傾向にあるが，風圧係数が小さくなる範囲は限定的であることから，模型の違いによる影響は小さいと考える．

平均風圧係数，正のピーク風圧係数および負のピーク風圧係数について，全測定点，全風向における実模型と自動模型の相関関係を**図-10** に示す．自動模型の風圧係数の方が若干小さくなる傾向にあるが，近似曲線の傾きは 0.97～0.99 であることから，その影響はほとんどないと考

えられる．近似曲線の決定係数はいずれの結果も 1 に近く，実験結果のばらつきも小さいことが確認できる．

5．おわりに

2019 年に新たに建設した境界層風洞の紹介をするとともに，新たに設置した風洞実験模型自動製作装置について説明した．風圧実験による検証の結果からこの装置が有効に活用できることを確認した．この装置は，外装材風荷重・構造骨組用風荷重算定用の風圧実験や建物の風応答を算定する風力実験に活用し，効率的に風洞実験業務を実施している．

2021 年の社内表彰にて「風洞実験模型製作装置」で技術部門奨励賞を，2025 年の社長表彰でこの装置を実務に活用したことにより「他社にない圧倒的な高効率を実現した風洞実験技術とその実務展開」で技術部門社長賞を受賞した．

また，一般社団法人日本風工学会の 2020 年度技術開発賞を「風洞実験模型自動製作装置」[6)7)]で受賞した．

今回開発した装置について特許出願及び審査請求を行い，令和 1 年 6 月 14 日に特許第 6538403 号として登録された．

参考文献

1) 前田建設工業（株）ICI 総合センター：ICI official web, https://www.ici-center.jp/index.html, **（2026 年 10 月 1 日現在）**

2) 前田建設工業（株）ICI 総合センター：ICI official web > FACILITY >Garage1(総合実験棟) >風環境実験施設, https://www.ici-center.jp/brain_spa_garage1_3.html, **（2026 年 10 月 1 日現在）**

3) （一社）日本建築学会編：建築物荷重指針を活かす設計資料 2（CFD 適用ガイド），（一社）日本建築学会，pp.322-326，2017

4) （一社）日本建築学会編：市街地風環境予測のための流体数値解析ガイドブック．（一社）日本建築学会，pp.131-132,157-158，2007

5) （大）東京工業大学，（大）神戸大学，（株）大林組，鹿島建設（株），清水建設（株）：平成 27 年度国土交通省建築基準整備促進事業「風圧力，耐風設計等の基準への数値流体計算への導入に関する検討」報告書，2016

6) （一社）日本風工学会：日本風工学会>学会賞>日本風工学会賞> 技術開発賞 受賞者一覧, https://www.jawe.jp/ja/2021-12-08-05-54-14/2022-08-09-01-44-00/474-2021-12-08-05-30-24.html, **（2026 年 10 月 1 日現在）**

7) 丸山勇祐，中川尚大：日本風工学会技術開発賞を受賞して，日本風工学会誌，46 巻，4 号，p.414，2021

振動加速度を用いたコンクリートの圧送性評価指標と配合および圧送条件との関係

宮　澤　友　基*1　　南　　浩　輔*1
今　井　嵩　弓*2　　梶　田　秀　幸*1
橋　本　紳一郎*3

要　　旨

本報告では，配管表面で計測した振動加速度を用いた簡易圧送性評価について，これまでの実大実験データを整理し，配合の諸条件および圧送速度が評価指標に及ぼす影響を検討した．評価指標には，振動加速度の周波数分析により得られる振幅スペクトルのピーク値を用いた．重回帰分析の結果，0.3mm以下の細骨材を含むペースト量が評価指標と有意な関係を有する配合条件として抽出された．また，0.3mmを超える骨材量についても評価指標との明確な相関が確認された．さらに，圧送速度の増加に伴い評価指標は増加したが，ペースト量と評価指標との関係は各圧送速度において概ね共通して認められた．以上より，本手法による評価指標は，配合条件および圧送速度の違いに起因する圧送性の変化を把握できる可能性を有することが確認された．

キーワード　土木材料・施工／建築材料・施工／圧送性／コンクリートポンプ／閉塞／加速度

目　　次

1．はじめに
2．簡易圧送性評価手法の概要
3．実験データの概要
4．分析方法および評価指標の選定
5．圧送性に影響を及ぼす配合条件
6．圧送速度が圧送性評価指標に及ぼす影響
7．本手法の実適用に向けて
8．まとめ

EFFECTS OF CONCRETE MIX PROPORTIONING AND PUMPING CONDITIONS ON VIBRATION-ACCELERATION-BASED PUMPABILITY EVALUATION INDEX OF CONCRETE

Yuki　MIYAZAWA　　**Kosuke　MINAMI**
Takayumi　IMAI　　**Hideyuki　KAJITA**
Shinichiro　HASHIMOTO

Synopsis:

Previously obtained full-scale pumping test data were analyzed to investigate the effects of mix proportioning and pumping conditions on a concrete pumpability evaluation method using vibration acceleration measured on pipe surfaces. The evaluation index was defined as the peak value of the amplitude spectrum obtained by FFT analysis. Multiple regression analysis identified the volume of paste containing fine particles smaller than 0.3 mm as the mix parameter significantly associated with the evaluation index. A clear relationship was also observed with the amount of aggregate larger than 0.3 mm. Although the evaluation index increased with pumping rate, the relationship between paste volume and the evaluation index remained generally consistent. These results indicate that the proposed index can capture changes in concrete pumpability caused by variations in mix proportioning and pumping conditions.

＊1本店　ICI テクノロジーセンター 建設材料グループ　　＊2本店　ICI テクノロジーセンター 施工革新グループ
＊3千葉工業大学　創造工学部 都市環境工学科

1. はじめに

現在，建設工事におけるコンクリートポンプ工法は，高所や広範囲へのコンクリート打込みを効率的に行うことができる施工方法として広く用いられている[1]．一方で，圧送のトラブルが発生すると施工工程に大きな影響を及ぼすことになる．太田ら[2]による圧送のアンケート調査では，圧送のトラブルは圧送中の配管閉塞が 2／3 を占めていることが報告されている．配管閉塞が発生した場合には，圧送作業の中断に加え，輸送管の解体や閉塞部の除去作業が必要となるため，工程や品質に大きな影響を及ぼすだけでなく，作業員の安全確保の観点からも課題となる．このため，閉塞の発生を未然に防止すること（以下，閉塞回避と記す）は，安全性および生産性の両面から求められる重要な技術である．特に近年は，高強度コンクリートや流動性の高いコンクリートなど，多様なコンクリートの配合の利用が進んでいる．また，長距離圧送やブーム圧送など施工条件も多様化しており，圧送条件はより複雑になっている．このため，閉塞回避には，施工前に輸送管の種類，配管条件，圧送速度およびコンクリート配合などの条件を適切に把握するとともに，施工中の圧送状態を定量的に評価し，異常の兆候を早期に検知することが重要となる．

コンクリートの圧送を評価する指標として，管内圧力を測定する方法が用いられることがあるが，これらの方法は専用の計測機器や特殊な輸送管を必要とし，実施工への適用には制約がある．また，管内圧力は閉塞直前に急激な変化として現れることが多く，閉塞の予兆を早期に把握する指標としては必ずしも十分ではない．

そこで著者らは，輸送管表面に設置した加速度計により取得した振動加速度を利用し，配管内のコンクリートの骨材同士あるいは管壁との衝突などの挙動から圧送性を評価し，閉塞回避に活用するための手法（以下，本手法と記す）を提案している[3)~11)]．さらに，本手法に特殊形状を有する輸送管（以下，検知管と記す）を組み合わせることで，ブーム圧送や多様な配管条件に対し，加速度計の設置個所が同一条件下で，圧送性の評価が可能であることを示している[7)~11)]．また，本手法により，セメント量や細骨材率を変動させた配合の違いや圧送速度の増減に伴う圧送性の変化を定量的に把握できることを示している[8),10)]．しかし，これまでの研究では，配合条件や圧送条件が圧送性に及ぼす影響については，個別の実大圧送実験シリーズ（以下，実験シリーズと記す）ごとの検討が中心であり，複数の実験シリーズから得られたデータを横断的に整理した評価は十分に行われていない．

そこで本研究では，実験シリーズで取得した振動加速度データを横断的に整理し，配合条件および圧送条件が振動応答に及ぼす影響を明らかにすることを目的とした．本報告では，配合条件と評価指標との関係を分析するとともに，圧送速度の影響について検討した結果を述べる．はじめに，検知管および直管における振動加速度の関係を比較し，分析に用いる評価指標を選定した．次に，水セメント比や細骨材率などの配合の諸条件により統一的に整理し，重回帰分析を行い，圧送性に影響を及ぼす主要な要因について検討した．さらに，圧送速度を変化させた場合における評価指標への影響を確認し，配合条件との関係を整理した．以上の結果を踏まえ，本手法の実適用に向けた考察を行った．

2. 簡易圧送性評価手法の概要

2.1 振動加速度を用いた圧送性評価

順調圧送時と閉塞直前のピストン式コンクリートポンプの加速度波形の例を**図-1** に示す．図の上段が順調圧送時，下段は不安定圧送から閉塞に至る圧送時の波形を示している．圧送速度はいずれも約 30m³/h であり，計測位置はベント管である．**図-1** より，3 回のピストン稼働に対応する波形が認められ，加速度が現れていない区間はピストンの切り替わりまたはアイドリングなどのコンクリートが圧送されていない状態を示している．順調圧送時と閉塞直前では，図中の破線で囲った部分に示すように，加速度の立上がりや振幅などの波形形状に違いが認められる．このことから，輸送管表面で計測される加速度波形には，配管内を流動するコンクリートの状態が反映されており，波形形状の違いから圧送性を判別できる可能性がある．このように，波形形状を用いた圧送性の評価方法として，画像解析等により波形の特徴を抽出し，圧送状態を判別する方法が考えられる．しかし，この方法を実施工へ適用するには，教師データとなる多数の加速度波形を蓄積するとともに，配合条件，圧送速度，配管条件およびポンプの運転条件などによる波形の違いを個別に整理する必要がある．また，時間領域の加速度波形には局所的な変動やノイズが含まれるため，波形形状を直接用いた評価には多くの課題が残る．

そこで本手法では，加速度波形に高速フーリエ変換（FFT）を適用し，時間領域の信号を周波数領域へ変換した振幅スペクトルを用いて評価することを提案している．振幅スペクトルとして整理することで，時間領域におけ

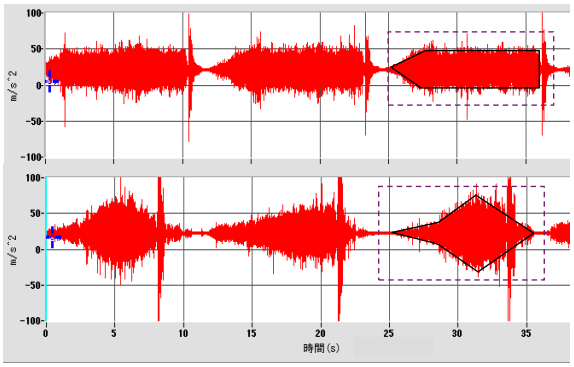


図-1 加速度波形の例
（上段：30m³/h 順調，下段：30m³/h 閉塞）

る局所的な変動の影響を低減しながら圧送状態の違いを定量的に比較できる．本報告では，FFT 解析によって得られた振幅スペクトルのピーク値を最大応答加速度 A_f と定義し，以降の検討に用いる．

2.2 ベント管および直管における振動応答

前節では，振動加速度から最大応答加速度 A_f を求める方法について示した．一方，最大応答加速度は加速度計を設置する配管の形状によって異なる値を示すことがわかっており，著者らは，ベント管やテーパ管などの圧送時に局所的な負荷が生じやすい配管（以下，圧送ストレス部と記す）と，負荷が小さい直管（以下，直管部と記す）との振動応答の違いに着目している [3),4),5)]．本手法は，圧送ストレス部および直管部で計測した振動加速度を用いて，コンクリートの圧送性を評価するものである．

図-2 に，圧送ストレス部および直管部で計測した最大応答加速度の例を示す．最大応答加速度は，圧送ストレス部の方が直管部よりも大きい値を示し，閉塞時にはその増加がより顕著となる傾向を示した．一方，順調圧送時には，圧送ストレス部および直管部ともに比較的小さい値を示した．これは，圧送性が良好なコンクリートでは，圧送ストレス部を通過する際の影響を受けにくいことを示している．また，呼び強度 18-8-20N と 27-8-20N を同じ条件で圧送した場合，18-8-20N の最大応答加速度は 27-8-20N に比較して大きな値を示し，配合の違いによって振動応答が異なることが確認できる．以上より，圧送ストレス部および直管部で計測される最大応答加速度には，圧送状態およびコンクリート配合の違いに応じた特徴が現れることが示されている．本手法では，**図-2** に示すような圧送ストレス部と直管部における振動応答の違いに着目し，これらの最大応答加速度を圧送性評価に活用している．なお，本報告で用いる評価指標の定義および考え方については 2.4 節で述べる．

2.3 検知管の概要

前節で示したように，ベント管などを圧送ストレス部として利用することで，コンクリートの圧送性に応じた振動応答を取得できる．一方，ベント管の位置，曲率および設置数は配管経路によって異なるため，実施工では圧送ストレス部の条件を統一することが難しい．また，ブーム圧送では，配管が車体上部やブームに配置されているため，同一の条件で加速度計を設置することが困難な場合がある．

そこで著者らは，配管経路にかかわらず一定の条件で振動応答を取得することを目的として，特殊形状を有する輸送管である検知管を本手法に組み合わせている [7)~11)]．検知管を**写真-1** に示す．検知管は，圧送中に配管内のコンクリートに閉塞が生じない程度の負荷が掛かるように，コンクリートの流入口から中央部に向かって絞りを持つ

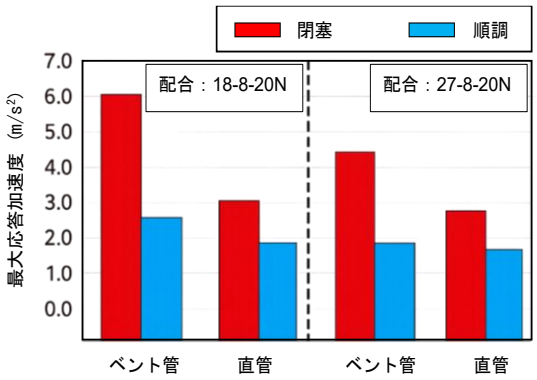


図-2 ベント管（圧送ストレス部）および直管部で計測した最大応答加速度



写真-1 検知管

形状を有している．既往の研究 [7)~11)]では，圧送ストレス部としてベント管および検知管を用いた場合に得られる振動情報を比較し，いずれの配管を用いた場合にも圧送状態に対応した振動応答が得られることを確認している．また，検知管を用いることで，地組の配管圧送だけでなくブーム圧送や多様なコンクリート配合に対しても，本手法を適用できることを示している．

したがって，検知管は，実施工において配管経路に依存せず，圧送ストレス部に相当する計測箇所を設けるための輸送管として位置付けられる．本報告では，検知管およびその近傍の直管部で取得した振動加速度を用いて，配合の諸条件が圧送性に及ぼす影響を検討する．

2.4 本手法における評価指標

本報告では，検知管で計測した最大応答加速度を $A_{f,d}$，直管部で計測した最大応答加速度を $A_{f,s}$ とする．また，著者らは実施工における圧送性の評価指標として，圧送ストレス部および直管部で計測した最大応答加速度の差分値を用いる方法を提案している [4)]．ここでは，最大応答加速度の差分値を ΔA_f とする．

既往研究 [4)]では，ベント管およびその先の直管で計測した ΔA_f を用いて，順調，不安定および閉塞の圧送状態を整理している．その結果，異なる圧送速度を含む実験結果においても，両計測箇所の最大応答加速度の差により順調，不安定および閉塞の圧送状態を同様の閾値内で評価できる可能性が示されている．これは，圧送ストレス部および直管部の双方に作用する圧送速度などの影響を差分によって低減し，圧送ストレス部において局所的に生じる振動応答を抽出できるためと考えられる．

一方，本報告では，配合条件が振動応答に及ぼす影響を明らかにすることを目的としている．ΔA_f を用いた場

表-1　実大圧送実験シリーズの圧送条件

実験シリーズ	関連文献番号	実験時平均気温(℃)	圧送方式	ポンプ諸元	概算の水平換算距離(m)	計測点までの水平換算距離(m)	その他
A	5), 6), 7), 8)	11	配管圧送	ポンプ車, 最大理論吐出量100m^3/h, 最大吐出圧力5.6MPa	125	9.0	–
B	9), 10)	19	配管圧送	定置式, 理論吐出量:約20m^3/h, ピストン前面圧力4.09MPa	30	10.5	計測点後は100A直管を使用した。
C	11)	13	配管圧送	ポンプ車, 最大理論吐出量100m^3/h, 最大吐出圧力5.6MPa	37	7.8	–
D	12)	24	ブーム圧送	ポンプ車, 最大理論吐出量165m^3/h, 最大吐出圧力8.5MPa	69	10.0	筒先のテーパ管(125A→100A)の有無の差で評価した。
E※	-	10	ブーム圧送		68	10.0	–
F※	-	10	ブーム圧送		74	10.0	実験シリーズEの配管条件に加え, 筒先に3mフレキシブルホースを配管した。

※実験シリーズEおよびF：本研究で追加実施した実験

合，検知管および直管部に共通して現れる振動成分が低減される一方，配合条件に起因して両計測箇所に共通して現れる振動成分についても差し引かれる可能性がある．そこで，配合条件と振動応答との関係を分析する際には，検知管および直管における応答を直接表すと考えられる$A_{f,d}$および$A_{f,s}$を分析指標の候補とし，第4章で選定する．

さらに，第6章では，検知管および直管部で取得した圧送速度の異なるデータを用い，$A_{f,d}$ と ΔA_f の圧送速度に対する感度を比較する．また，配合条件と ΔA_f との関係を圧送速度ごとに整理し，評価指標と比較して，差分値を用いることで圧送速度の影響を低減しながら，配合条件に起因する圧送性の傾向が同様であるかを確認する．

3. 実験データの概要

3.1 分析対象とした実験シリーズおよび圧送条件

分析対象とした実験シリーズの圧送条件を**表-1** に示す．実験シリーズ A, B, C, D は既往文献内で記載の実験を対象とした．実験シリーズ E および F は，ブーム圧送における本手法の精度向上を目的とした実験シリーズ D とほぼ同様の圧送条件で追加実施したものである．圧送方法は，実験シリーズ A, B, C は配管圧送，D, E, F はブーム圧送である．筒先までの水平換算距離は約 30～125m，計測点までの水平換算距離は 7.8～10.5m であり，水平換算距離の算出はテーパ管 150A→125A の上流側から算出した値である．配管は 125A を用い，実験シリーズ B は検知管から 125A 直管 1.0m を経て以降 100A であり，実験シリーズ D

表-2　配合および最大応答加速度

配合名 「実験シリーズ名_呼び強度-目標スランプ_特殊条件」	配合の諸条件											最大応答加速度	
	水セメント比	細骨材率	単位粗骨材かさ容積	粗骨材実積率	単位量				0.3mm粒以下を含めたﾍﾟｰｽﾄ量	0.3mm粒以下を除いた骨材量	粗骨材に含まれる微粒分量	検知管	直管
					水	セメント	細骨材	粗骨材					
	W/C	s/a	$V_{b,g}$	G_b	W	C	S	G	$m_{p,0.3}$	$A_{>0.3}$	F_g	$A_{f,d}$	$A_{f,s}$
	(%)	(%)	(m^3/m^3)	(%)	(kg/m^3)				(kg/m^3)	(kg/m^3)	(kg/m^3)	(m/s^2)	(m/s^2)
A_18-8	67.5	47.2	0.626	60.0	166	246	866	976	577	1677	35.2	0.49	0.45
A_27-8	53.0	44.3	0.640	60.0	166	314	789	998	630	1637	33.1	0.42	0.45
B_27-8	54.9	47.4	0.609	60.5	162	295	876	994	-	-	-	0.37	0.21
B_27-8_*C*+50kg	47.0	46.2	0.609	60.5	162	345	834	994	-	-	-	0.29	0.16
B_27-8_*C*-50kg	66.1	48.5	0.609	60.5	162	245	915	994	-	-	-	0.35	0.26
B_27-8_s/a+5%	54.9	52.4	0.551	60.5	162	295	969	900	-	-	-	0.19	0.15
B_27-8_s/a-5%	54.9	42.4	0.666	60.5	162	295	784	1088	-	-	-	0.33	0.21
C_24-8	53.0	45.9	0.633	60.5	162	274	842	1038	611	1705	31.6	0.36	0.21
C_24-8_*C*+30kg	48.3	45.1	0.633	60.5	162	304	818	1038	636	1686	31.3	0.40	0.21
C_24-8_*C*-30kg	58.7	46.6	0.633	60.5	162	244	868	1038	586	1726	31.9	0.47	0.23
C_24-8_s/a+3%	53.1	48.8	0.599	60.5	162	274	897	982	622	1693	31.2	0.46	0.24
C_24-8_s/a-3%	52.9	42.9	0.668	60.5	162	274	787	1095	599	1719	32.0	0.51	0.21
D_21-12_ﾃｰﾊﾟなし	61.5	45.8	0.632	60.0	169	275	834	1012	678	1612	17.7	0.25	0.14
D_21-12_ﾃｰﾊﾟあり	61.5	45.8	0.632	60.0	169	275	834	1012	678	1612	17.7	0.32	0.16
D_21-12_s/a-5%,ﾃｰﾊﾟあり	61.5	42.8	0.690	60.0	169	275	743	1105	653	1639	16.2	0.27	0.20
E_21-12_s/a-6%	63.5	40.8	0.685	61.2	165	260	750	1127	635	1667	16.5	0.45	0.21
E_21-18	63.5	48.2	0.578	61.2	179	282	863	951	703	1572	18.0	0.26	0.13
E_21-18_SLloss※1	63.5	48.2	0.578	61.2	179	282	863	951	703	1572	18.0	0.30	0.15
F_21-12	63.5	46.8	0.620	60.4	165	260	863	1007	658	1637	26.5	0.32	0.22
F_21-12_s/a-7%	63.5	39.8	0.705	60.4	165	260	737	1146	625	1683	24.2	0.31	0.23
F_21-18	63.5	48.2	0.585	60.4	179	282	863	951	694	1581	38.1	0.25	0.18

・粗骨材最大寸法は20mm　　・目標空気量は4.5%

※1：練り上がり後アジテータ内で120分経過したコンクリートを使用した。

は一部の実験水準で筒先にテーパ管 125A→100A を設置している．

新たに追加した実験シリーズ E および F について，配管径，計測箇所および使用材料は実験シリーズ D と同等の条件とした．実験シリーズ D からの変更点は，実験時の実施時期が実験シリーズ D は夏期なのに対し，実験シリーズ E, F は冬期であった点，使用配合にスランプ 18cm を加えた点である．実験シリーズ F のみ，筒先に追加で 3m フレキシブルホースを接続した．

3.2 実験シリーズの配合

実験シリーズ A～F で使用した配合を**表-2** に示す．分析は，実験データが不足していた実験シリーズ A の一部を除き，実験シリーズすべての配合を対象とした．配合の諸条件には，一般的に配合設計に使用される単位量や *W/C*，*s/a* などのほかに，圧送挙動に影響すると考えられる 3 つの条件（$m_{p,0.3}$, $A_{>0.3}$, F_g）を加えて評価した．田澤の研究 [12] によると，細骨材の 0.3mm 以下の微粒分量は，管壁の潤滑層の構成成分となっており，小さいと閉塞のリスクが高く，閉塞条件との相関が高いことがわかっている．よって，0.3mm を境とし，0.3mm ふるいを通過する細骨材を含めたセメントペースト量 $m_{p,0.3}$ および，0.3mm ふるいを通過する細骨材を除いた骨材量 $A_{>0.3}$ を加えた．F_g は，粗骨材に含まれる 75μm 以下の微粒分で，材料分離抵抗性やブリーディング等に影響し得るという既往の知見 [13] を踏まえ，圧送挙動に関わる要因と考えた．実験シリーズ B は，骨材の微粒分量のデータが欠損していたため $m_{p,0.3}$, $A_{>0.3}$ および F_g は記載していない．このため，これらの指標を用いる分析では実験シリーズ B を除外した．

4. 分析方法および評価指標の選定

4.1 分析方法

実験シリーズ A～F で取得した圧送速度 30m³/h における最大応答加速度を**表-2** に示す．分析の流れは，まず実験シリーズ A～F で取得した最大応答加速度 $A_{f,d}$ および $A_{f,s}$ を用いて，評価指標の比較を行った．次に，選定した評価指標を目的変数，各配合条件を説明変数として重回帰分析を実施し，評価指標に寄与する要因を抽出した．重回帰分析の結果は *t* 値および *p* 値により判定し，判定基準は *t* 値が絶対値で 2.0 より大きいかつ *p* 値が 5%未満の場合に目的変数に対して有意な説明変数であることとした．その後，抽出された主要因と評価指標との関係を整理するとともに，圧送速度を変化させた場合における関係性の変化を確認した．さらに，ΔA_f についても圧送速度ごとに整理し，最大応答加速度との比較により，圧送速度の影響および配合条件との関係について確認した．

4.2 評価指標の選定

直管部で計測した最大応答加速度 $A_{f,s}$ と検知管で計測した最大応答加速度 $A_{f,d}$ の関係を**図-3** に示す．また，**図-3** には切片を 0 とした近似直線および決定係数を示した．両者には強い正の相関が認められ，直管部の最大応答加速度が増加するほど，検知管の最大応答加速度も増加する傾向を示した．また，多くの配合で $A_{f,d}$ が $A_{f,s}$ より大きい傾向を示した．これらの結果より，重回帰分析の評価指標としては，$A_{f,d}$ および $A_{f,s}$ のいずれを用いても同様の結果が得られるものと考えられる．本報告では，以降の分析に検知管で計測した最大応答加速度 $A_{f,d}$ を目的変数として用いることとした．

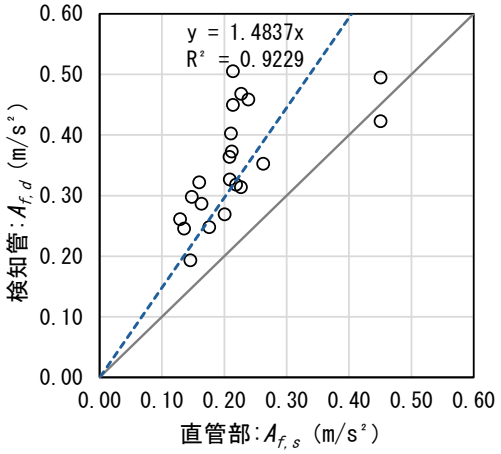


図-3 最大応答加速度 $A_{f,s}$ および $A_{f,d}$ の関係

5. 圧送性に影響を及ぼす配合条件

5.1 重回帰分析結果

表-2 に示す検知管の最大応答加速度 $A_{f,d}$ を目的変数，配合の諸条件から 9 条件（*W/C*, *s/a*, $V_{b,g}$, G_b, *C*, 総骨材量 *A*（*S*+*G*），$m_{p,0.3}$, $A_{>0.3}$, F_g）を説明変数として重回帰分析を行った．なお，本分析では実験シリーズ B はデータ欠損があったため分析から除外した．また，分析を進めていくうえで予測精度の低下を防止するため，多重共線性の高い条件は除外していき，最終的に 6 条件（*W/C*, $V_{b,g}$, G_b, *A*, $m_{p,0.3}$, F_g）で重回帰分析を行った．

重回帰分析結果を**表-3** に示す．*t* 値および *p* 値より，最大応答加速度への寄与が有意である条件は $m_{p,0.3}$ となった．これは，0.3mm 以下の細骨材を含むペースト量が，本研究で対象とした配合の諸条件の中で最も圧送性に影響を及ぼす要因であることを示している．また，$m_{p,0.3}$ と高い多重共線性を有する $A_{>0.3}$ についても，圧送性との関係を確認するため整理した．

5.2 主要な配合条件と最大応答加速度の関係

$m_{p,0.3}$ および $A_{>0.3}$ と最大応答加速度 $A_{f,d}$ の関係を**図-4** に示す．$m_{p,0.3}$ が増加するほど最大応答加速度は小さくなる傾向を示し，その相関の決定係数は 0.71 であった．この結果は，細骨材の 0.3mm 以下の微粒分量が管壁の潤滑層の構成成分となっており，小さいと閉塞のリスクが高く，

閉塞条件との相関が高いという既往の研究[12]の知見と一致している．これは，$m_{p,0.3}$ が大きいほど閉塞の危険性は小さく，$m_{p,0.3}$ が小さいほど閉塞の可能性が高くなるといったことを，本手法から得られる最大応答加速度が的確に表していることを示している．さらに，同研究では圧送可否または閉塞の有無と $m_{p,0.3}$ の関係を評価していたのに対し，本手法から得られる最大応答加速度は，圧送性と相関が高い $m_{p,0.3}$ の増減を連続的に定量評価できることが確認された．

$A_{>0.3}$ については，最大応答加速度との間に明確な正の傾向が認められた．既往研究[3]では，モルタルとコンクリートの最大応答加速度を比較し，順調圧送時にコンクリートがモルタルより約5倍大きいことを示しており，粗骨材を含むことにより生じる粒子同士あるいは管壁との衝突に起因する振動成分が最大応答加速度に寄与する可能性が示唆されている．ただし，同研究では，どの粒径範囲の骨材が指標の変化に強く影響するかは十分に整理されていなかった．これに対し，本報告では配合条件を横断的に整理したデータに基づき分析した結果，少なくとも 0.3mm を超える骨材量の増加が最大応答加速度の増大と対応する可能性があることを確認した．

なお，重回帰分析結果の判定基準は満たさなかったものの，$m_{p,0.3}$ に次いで t 値の大きかった粗骨材実積率 G_b に着目し，2 条件での重回帰分析も実施した．その結果，t 値・p 値は $m_{p,0.3}$ が-6.7・0.001%，G_b が 1.9・8.2%となり，説明変数としての判定結果は変わらなかったが，補正 R^2 が 0.742 となり，6 条件を用いたモデルより高い適合度を示した．よって，$m_{p,0.3}$ が突出して最大応答加速度に寄与する条件ではあるが，G_b も $m_{p,0.3}$ と複合的に圧送性の評価指標である最大応答加速度へ影響していると推察される．

説明変数とした9条件（W/C, s/a, $V_{b,g}$, G_b, C, A, $m_{p,0.3}$, $A_{>0.3}$, F_g）のうち，$m_{p,0.3}$ および $A_{>0.3}$ を除く 7 条件と最大応答加速度の関係を**図-5** に示す．ここで，一点鎖線は，最大応答加速度 $A_{f,d}$ の下限近傍を含む代表的な範囲を示す参照帯（以下，A_f 参照帯と記す）であり，s/a および $V_{b,g}$ では参照帯付近で散布の拡大が比較的明瞭であったため，その

表-3　重回帰分析結果

説明変数	標準化偏回帰係数	t 値	p 値 (%)
W/C	-0.0024	-1.0	34.7
$V_{b,g}$	-0.4412	-0.9	39.4
G_b	0.0561	1.7	13.3
A	-0.0006	-1.1	30.2
$m_{p.0.3}$	-0.0027	-4.4	0.2
F_g	-0.0017	-0.6	53.5
	決定係数 R^2		0.837
	補正$R^{2\,*1}$		0.728

*1：自由度調整済決定係数
※判定基準：t 値が絶対値で2.0より大きいかつp 値が5%未満の場合に目的変数に対して有意な説明変数であることとした。

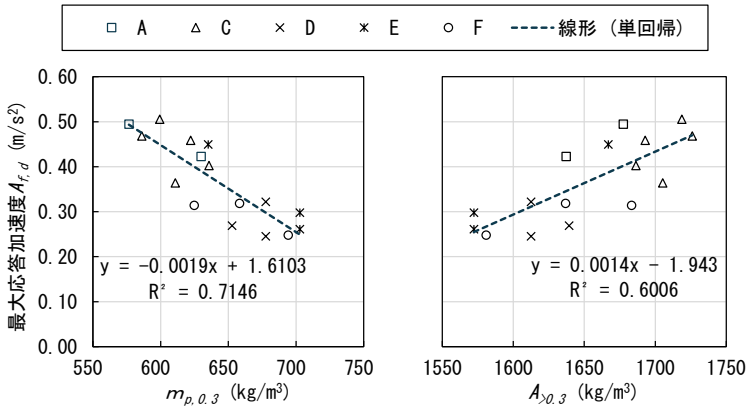


図-4　$m_{p,0.3}$ および $A_{>0.3}$ と最大応答加速度の関係

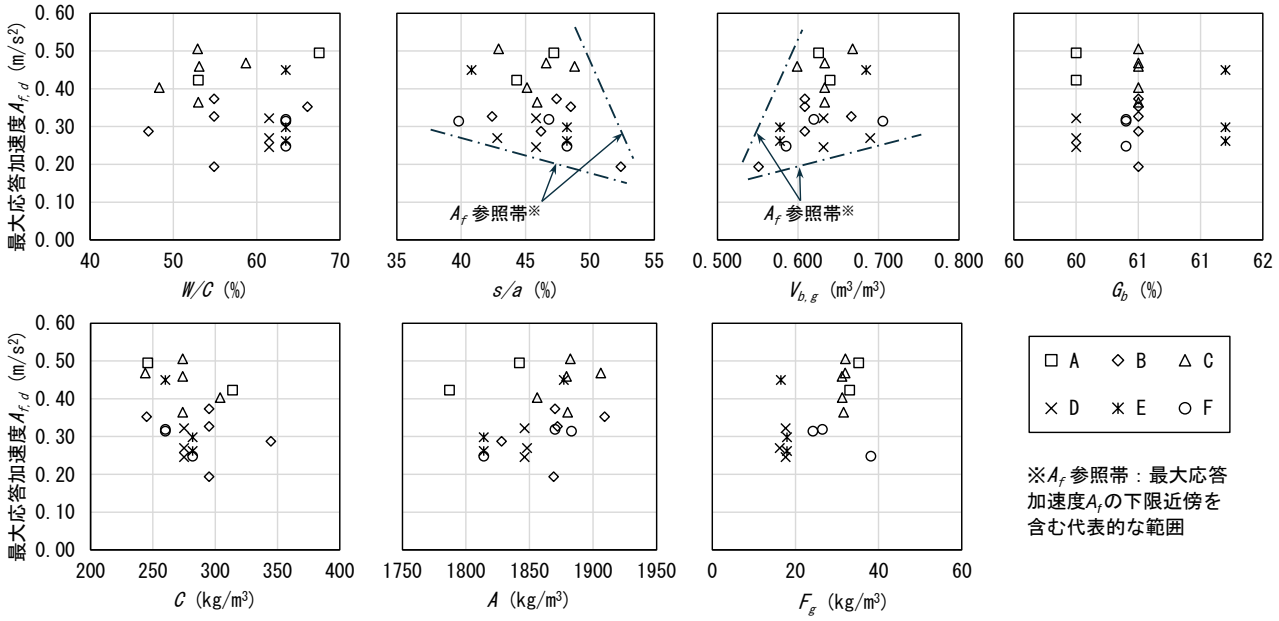
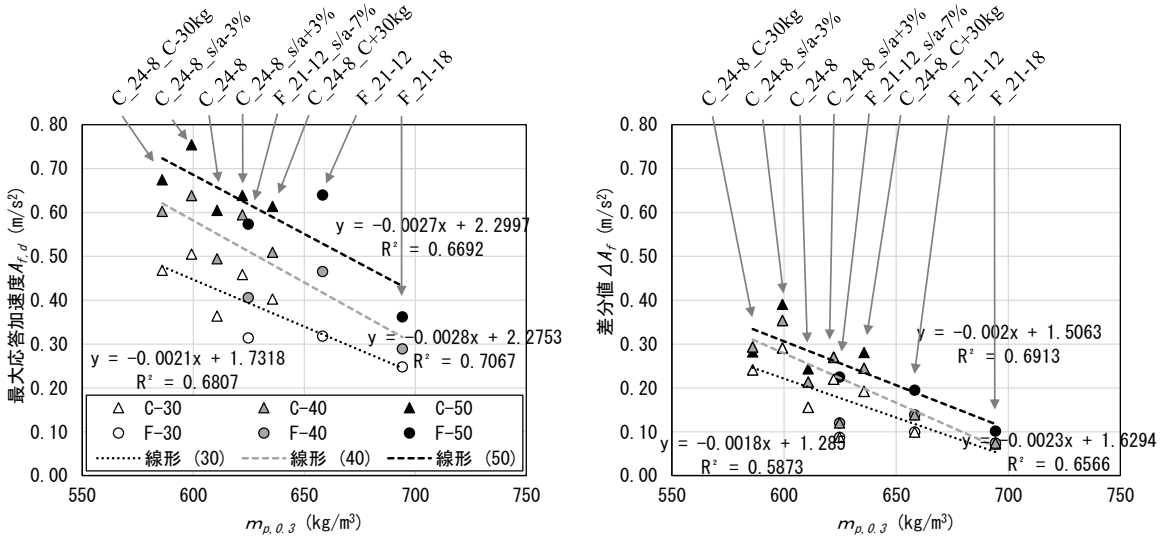


図-5　配合条件と最大応答加速度の関係



※凡例：実験シリーズ-圧送速度 V(m³/h)

(a) 最大応答加速度 $A_{f,d}$　　(b) $A_{f,d}$ および $A_{f,s}$ の差分値 ΔA_f

図-6　各圧送速度における $m_{p,0.3}$ との関係

特徴を示す目的で付記した．**図-5** に示した配合の諸条件において最大応答加速度と統計的に有意な相関は認められなかった．ただし傾向として，C および A と最大応答加速度の関係において，わずかではあるが C は負の傾向，A は正の傾向がみられた．これは，0.3mm 以下の微粒分量を考慮しない場合の $m_{p,0.3}$ が C，$A_{>0.3}$ が A に対応することから，潤滑層（管壁近傍に形成され，水，セメント粒子および微粒分から構成される[12]）に関与する 0.3mm 以下の微粒分を含めるか否かの違いが，最大応答加速度の増減の傾向に影響したと推察される．s/a および $V_{b,g}$ においては，多重共線性の関係にあることから同程度の傾向がみられる結果となった．A_f 参照帯に着目すると，s/a は値が小さくなるほど，$V_{b,g}$ は値が大きくなるほど最大応答加速度 $A_{f,d}$ の変動が急激に大きくなる傾向となり，コンクリート中の粗骨材量あるいは単位粗骨材かさ容積の増加によって，管内の骨材の挙動が大きく乱れることを示していると考えられる．また，最大応答加速度 $A_{f,d}$ の下限値は $V_{b,g}$ 増加に伴い大きくなる傾向があり，粗骨材に起因する振動を本手法により捉えていると解釈できる．

以上より，本報告の実験データの範囲では，$m_{p,0.3}$ および $A_{>0.3}$ が最大応答加速度に寄与する配合の条件であることが示され，圧送性を定量的に把握できることが確認された．その他の条件は $m_{p,0.3}$ と比較すると最大応答加速度への寄与は小さいが，G_b や $V_{b,g}$ などの配合の条件においても，最大応答加速度への影響は無視できず，圧送性は様々な配合の諸条件を複合的に評価するべきであることがわかった．

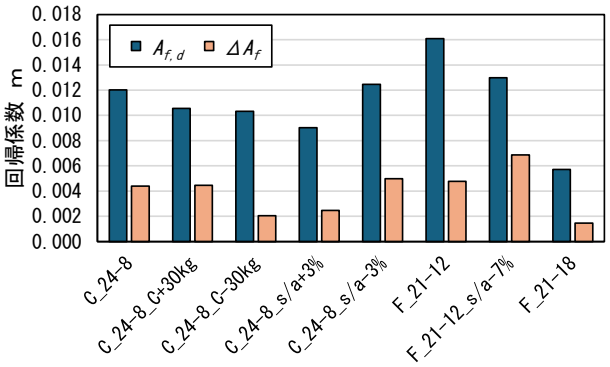
6. 圧送速度が圧送性評価指標に及ぼす影響

6.1 最大応答加速度 $A_{f,d}$ への影響

実験シリーズ C および F を代表として，圧送速度（V）30, 40, 50m³/h における最大応答加速度 $A_{f,d}$ および $A_{f,s}$ を**表-4** に示す．また，各圧送速度における $m_{p,0.3}$ と $A_{f,d}$ の関係を**図-6**(a)に示す．なお，**図-6** に示す回帰直線は圧送速度ごとに $m_{p,0.3}$ と最大応答加速度の関係から算出したものである．実験シリーズ C および F では，配合の条件が同一の場合，圧送速度の増加に伴い最大応答加速度が増大する傾向を示した．これは，圧送速度の増加に伴う管内のコンクリートの流動状態の変化が最大応答加速度に反映された結果だと推察される．また，各圧送速度における $m_{p,0.3}$ と最大応答加速度の関係に着目すると，図中に示し

表-4　各圧送速度における最大応答加速度

配合名	圧送速度V(m³/h)	V=30		V=40		V=50	
	最大応答加速度(m/s²)	$A_{f,d}$	$A_{f,s}$	$A_{f,d}$	$A_{f,s}$	$A_{f,d}$	$A_{f,s}$
C_24-8		0.36	0.21	0.49	0.28	0.60	0.36
C_24-8_C+30kg		0.40	0.21	0.51	0.26	0.61	0.33
C_24-8_C-30kg		0.47	0.23	0.60	0.31	0.67	0.39
C_24-8_s/a+3%		0.46	0.24	0.59	0.32	0.64	0.37
C_24-8_s/a-3%		0.51	0.21	0.64	0.29	0.75	0.36
F_21-12		0.32	0.22	0.47	0.33	0.64	0.45
F_21-12_s/a-7%		0.31	0.23	0.41	0.29	0.57	0.35
F_21-18		0.25	0.18	0.29	0.21	0.36	0.26



※凡例の数値：圧送速度 V(m³/h)

図-7　各配合における圧送速度ごとの最大応答加速度および回帰係数 m

た回帰直線はいずれも右下がりとなっており，5 章で確認したように，$m_{p,0.3}$ の増加に伴い最大応答加速度が低下する関係は，各圧送速度においても共通して認められた．

6.2 差分値 ΔA_f への影響

各圧送速度における $m_{p,0.3}$ と ΔA_f の関係を**図-6(b)**に示す．ΔA_f においても，$A_{f,d}$ と同様に圧送速度の増加に伴い増大する傾向を示したが，同一配合における増加量は $A_{f,d}$ と比較して小さくなった．また，各圧送速度における $m_{p,0.3}$ と ΔA_f の関係については，図中に示した回帰直線はいずれも右下がりとなっており，差分値を用いた場合においても，$m_{p,0.3}$ の増加に伴い評価値が低下する関係は概ね共通して認められた．**図-6(a)**および**(b)**に示した回帰直線を比較すると，$A_{f,d}$ では圧送速度の増加に伴い回帰直線全体が上方へ移動するのに対し，ΔA_f ではその移動量は比較的小さい．このことから，ΔA_f を用いることで圧送速度の影響を低減できる可能性が示唆された．

この傾向を定量的に評価するため，各配合における圧送速度ごとの $A_{f,d}$ および ΔA_f の関係を単回帰分析した回帰係数（m）を**図-7** に示す．回帰係数 m は圧送速度の増加に対する $A_{f,d}$ および ΔA_f 感度を示す指標となる．**図-7** より，ΔA_f の回帰係数 m は全ての配合で $A_{f,d}$ より小さくなった．回帰係数 m の平均値は，$A_{f,d}$ が 0.0111，ΔA_f が 0.0039 であり，ΔA_f を用いた場合の圧送速度に対する感度は $A_{f,d}$ 単独の場合より約 65%小さいことがわかった．これは，圧送速度の増加に伴って圧送ストレス部および直管部の振動応答がともに増加し，両計測箇所に共通して現れる振動の一部が差分によって打ち消されたためと考えられる．

以上より，本報告の実験データの範囲では，ΔA_f を用いることで $A_{f,d}$ に表れる圧送速度の影響を低減しつつ，配合条件に起因する圧送性の傾向を保持できる可能性が示された．ただし，ΔA_f においても圧送速度による増加傾向は残っているため，圧送速度の影響を完全に除去できるものではないと考えられる．

7. 本手法の実適用に向けて

本報告では，配合条件が圧送性に及ぼす影響を分析するため，検知管で計測した最大応答加速度 $A_{f,d}$ を分析用の評価指標として用いた．実施工において，本手法を導入する場合，コンクリートの性状の変化をリアルタイムで捉えて作業員に通知する，もしくは，コンクリートポンプ車にフィードバックし，閉塞回避への対策を講じる必要がある．そのために，本手法で出力した評価指標に対して，閉塞予兆を検知するための評価基準を設定することが挙げられる．本報告で検討した最大応答加速度を用いる場合，圧送速度の影響を受けることから，打込み中に変化する圧送速度に応じて評価基準を補正しなければならない．一方，差分値を用いることで，圧送速度の影響が小さくなるため，圧送速度ごとの補正を小さくした共通性の高い評価基準を設定できる可能性がある．このため，実施工時の評価には差分値を用いることが適していると判断できる．

本報告では複数の実験シリーズを横断的に分析したが，ポンプ形式や配管条件，季節などの違いが評価指標に及ぼす影響については十分に整理できていない．今後は，適用可能な配合条件および施工条件の拡充を図るとともに，実施工データの蓄積によって ΔA_f を用いた評価手法の有効性を検証していきたい．

8. まとめ

本報告では，振動加速度を用いた簡易圧送性評価手法について，実験シリーズの結果を再整理し，配合条件および圧送条件が圧送性評価指標に及ぼす影響について検討した．その結果，以下の知見が得られた．

(1) 本研究の範囲では，配管条件の異なる実験シリーズを含めて分析した結果，0.3mm 以下の微粒分量を含むペースト量 $m_{p,0.3}$ が，評価指標とした検知管で計測した最大応答加速度 $A_{f,d}$ と有意な関係を有する配合条件として抽出された．また，$A_{>0.3}$ についても評価指標との明確な関係が認められた．

(2) $m_{p,0.3}$ および $A_{>0.3}$ と比較すると寄与は小さいものの，粗骨材実積率 G_b や単位粗骨材かさ容積 $V_{b,g}$ などの配合の条件においても，$A_{f,d}$ に一定の影響を及ぼすことが示唆された．このことから，圧送性は単一の配合条件ではなく，様々な配合条件が複合的に作用して決定されるものと推察される．

(3) 圧送速度の増加に伴い，$A_{f,d}$ および差分値 ΔA_f は増加する傾向を示した．一方，圧送速度に対する感度を示す回帰係数は，ΔA_f において $A_{f,d}$ より平均で約 65%小さく，圧送速度の影響が小さくなることが確認された．また，$m_{p,0.3}$ の増加に伴い $A_{f,d}$ が低下する関係は，各圧送速度において概ね共通して認められ，ΔA_f もその傾向は同様であった．

以上より，本手法によって得られる最大応答加速度は，コンクリートの圧送性に影響を及ぼす配合条件および圧送速度の違いを反映することが確認された．また，検知管および直管部の最大応答加速度の差分値 ΔA_f は，検知管の最大応答加速度 $A_{f,d}$ と比較して圧送速度による影響が小さいことから，圧送速度が変化する実施工時の圧送性評価に適用できる可能性が示された．ただし，ΔA_f にも圧送速度の影響が残るため，実施工における評価基準については，圧送速度範囲および配合条件を考慮して検証する必要がある．

謝辞：本研究は，極東開発工業株式会社，株式会社ヤマコン，千葉工業大学の学生の皆さまに多大なるご協力をいただきました．ここに感謝の意を示します．

参考文献

1) 日本コンクリート工学会：コンクリート圧送工法指針 2023, 2023.3
2) 太田達見，中田善久，近松竜一，大塚秀三：コンクリートポンプ工法における圧送の実状に関する調査，コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.2, pp.259-264, 2008
3) 橋本紳一郎，江本幸雄，伊達重之，橋本親典：コンクリートのポンプ圧送性簡易評価手法の検討，コンクリート工学年次論文集, Vol.34, No.1, pp.1186-1191, 2012
4) 橋本紳一郎，平川恭奨，南浩輔，中島良光：コンクリートの簡易圧送性評価手法における配管条件および圧送性判定の検討，セメント・コンクリート論文集，Vol.69，No.1，pp.272-278，2015
5) 平川恭奨，橋本紳一郎，南浩輔，中島良光，江本幸雄，渡辺健：振動加速度の計測によるコンクリートの圧送性の評価～加速度の値を指標とした圧送性評価～，土木学会年次学術講演会概要集，Vol.70，V-214，pp.427-428，2015.9
6) 橋本紳一郎，平川恭奨，南浩輔，中島良光，渡辺健，橋本親典：振動加速度の計測によるコンクリートの圧送性の評価～加速度のピーク値と周波数を指標とした圧送性評価～，土木学会年次学術講演会概要集，Vol.70，V-215，pp.429-430，2015.9
7) 中島良光，南浩輔，橋本紳一郎，平川恭奨：振動加速度の計測によるコンクリートの圧送性の評価～振動加速度計と検知管を用いたコンクリートの圧送性評価～，土木学会年次学術講演会概要集，Vol.70，V-216，pp.431-432，2015.9
8) 太田健司，南浩輔，橋本紳一郎，北野潤一：コンクリートの簡易圧送性評価の適用性向上に関する研究，コンクリート工学年次論文集, Vol.38, No.1, pp.1395-1400, 2016
9) 平川恭奨，橋本紳一郎，南浩輔，中島良光：長時間の循環圧送におけるコンクリートの簡易圧送性評価，コンクリート工学年次論文集, Vol.38, No.1, pp.1401-1406, 2016
10) 南浩輔，太田健司，橋本紳一郎，吉田兼治：検知管を用いたコンクリートの簡易圧送性評価の精度向上に関する検討，コンクリート工学年次論文集, Vol.39, No.1, pp.1201-1206, 2017
11) 宮澤友基，三坂岳広，南浩輔，橋本紳一郎：ブーム圧送におけるコンクリートの圧送性評価手法に関する検討，コンクリート工学年次論文集, Vol.42, No.1, pp.983-988, 2020
12) 田澤榮一：ポンプ圧送技術の現状と問題点，コンクリート工学, Vol.21, No.11, pp.13-22, 1983
13) 大西利勝，井上正一，黒田保：微粒分が多い石灰石骨材を用いたコンクリートの配合と物性，コンクリート工学年次論文集, Vol.33, No.1, pp.143-148, 2011

スランプフローで管理される普通コンクリートの配（調）合設計手法の提案と実工事への適用

宮 田 賢 優[*1]　　梶 田 秀 幸[*1]
舟 橋 政 司[*1]　　南　浩　輔[*1]
玖津見敏広[*2]　　宮 澤 友 基[*1]

要　　旨

建設技能労働者の不足を背景に，流動性を高めて施工性や生産性を向上させるコンクリートの活用が期待されている．しかし，増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートは配（調）合設計手法が確立されていないため，多くの試し練りを要する課題がある．著者らは，このコンクリートに対して，余剰ペースト膜厚理論を応用することで，高い流動性と所要の材料分離抵抗性を実現できる合理的な配（調）合設計手法を考案し，試し練りおよび市中レディーミクスト工場での試行検証により，本設計手法の有効性を確認した．さらに，実大施工実験および物流センター新築工事への適用を通じて施工性と生産性の向上効果を検証した．その結果，本コンクリートの適用により，打込み，締固めおよび均し作業の施工効率が向上することを確認した．

キーワード　生産性向上／普通コンクリート／スランプフロー／余剰ペースト膜厚理論／実適用

目　　次

1．はじめに
2．提案する配（調）合設計手法
3．室内試し練りによる配（調）合設計の確認
4．レディーミクストコンクリート工場での
　配（調）合設計の試行検証
5．実大規模の施工実験
6．実工事への適用
7．まとめ

PROPOSAL OF A MIX DESIGN METHOD FOR ORDINARY CONCRETE CONTROLLED BY SLUMP FLOW AND ITS APPLICATION TO AN ACTUAL CONSTRUCTION PROJECT

Yoshihiro　MIYATA　　**Hideyuki　KAJITA**
Masashi　FUNAHASHI　　**Kosuke　MINAMI**
Toshihiro　KUTSUMI　　**Yuki　MIYAZAWA**

Synopsis:

Due to the shortage of skilled construction workers, highly flowable concrete is expected to improve productivity in concrete construction. This study developed a rational mix design method for ordinary concrete controlled by slump flow based on the excess paste film thickness theory and validated it through laboratory and plant trials. Full-scale construction experiments and field application confirmed the required performance and improved efficiency of placing, consolidation, and leveling operations.

＊１本店　ICI テクノロジーセンター　建設材料グループ　　＊２本店　建築生産技術部　施工支援グループ

1．はじめに

本邦では建設技能労働者数が減少傾向にあり，その減少率は徐々に大きくなることが推計されている．また，就業者の高齢化や若年入職者の減少が今後も見込まれており，中長期的な担い手の確保・育成が大きな課題となっている．この課題の解決に向け，生産性向上を図る取組みが推進されている [1]．国土交通省が 2016 年から推進する i-Construction において，コンクリート工の生産性向上を図る方策の一つとして，流動性を高めた現場打ちコンクリートの活用が進められている [2]．

また，2019 年の JIS A 5308（レディーミクストコンクリート）の改正により，普通コンクリートの範囲にスランプフロー（以下，SF）45~60 cm のコンクリートが規定された．これを背景に，2022 年には日本建築学会「建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事」（以下，JASS 5）の 15.1 高流動コンクリートにおいて，軽微な振動・締固めにより型枠内に充填されるコンクリートは，高流動コンクリートの範ちゅうとして扱われた．2023 年には，土木学会から「締固めを必要とする高流動コンクリートの配合設計・施工指針（案）」が発刊され，スランプフローで管理される普通コンクリートの建設現場適用への環境整備が進められている．

高流動コンクリートは，粉体系，増粘剤含有減水剤系，増粘剤系および併用系に分類 [3]される．普通強度の範囲の高流動コンクリート，すなわちスランプフローで管理される普通コンクリートは，単位粉体量が比較的少なく，材料分離抵抗性の確保のため増粘剤を含有させた一液タイプの化学混和剤を用いた高流動コンクリートが一般的に普及している [3]．しかし，この化学混和剤を常備しているレディーミクストコンクリート工場は限られるため，製造に際しては，通常使用している化学混和剤との入替や，貯蔵設備の増設が必要になる場合がある．また，この化学混和剤を用いない場合は，材料分離抵抗性の確保のためセメント量が多くなりやすく，必要以上に強度が高くなることが課題である．これらの課題を解決するため，平山ら [4]や佐藤ら [5]は，増粘剤を使用せず，レディーミクストコンクリート工場で通常使用されている材料のみを用いてスランプフローで管理される普通コンクリートの使用を提案し，さらに，生産性向上に寄与する施工方法の一つであるコンクリートポンプ工法の吊るし打ちにおいても，材料分離を生じず，生産性向上と品質確保が両立可能なことを確認している．しかし，増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリート（以下，FN コン）の配（調）合設計手法は確立されておらず，単位水や細骨剤率，骨材の混合比率などの様々なパラメータを調整し，配（調）合を設定する必要があり，多数の試し練りを要する課題がある．

そこで，本論文では，FN コンの配（調）合設計手法を提案することを目的とし，合理的な設計手法を構築して，室内試験練りによる確認および市中のレディーミクストコンクリート工場での試行検証を行い，本設計手法の有効性を確認する．また，FN コンの施工性を把握し，その生産性向上効果を検証することを目的とし，実大規模の施工実験および物流センター新築工事の 1 階構造体床スラブの一部へ適用し，床スラブ施工における打込み，締固めおよび均し作業の施工効率を，スランプ管理の普通コンクリート（以下，SL コン）と比較および評価を行う．

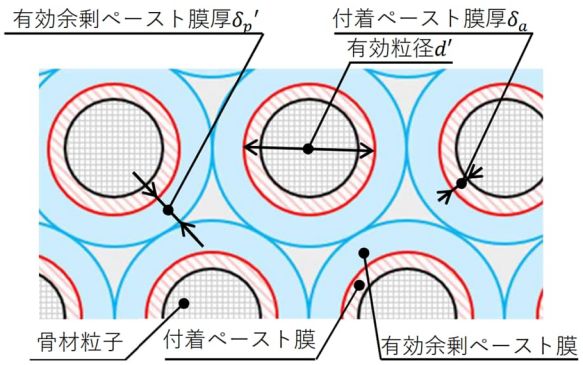


図-1 付着ペーストを考慮したモデル概念図

2．提案する配（調）合設計手法

著者らは，FN コンの流動性を高める配（調）合設計の考え方として，余剰ペースト膜厚理論 [6]を参考にすることとした．FN コンにおいて，余剰ペースト膜厚理論を応用して最適な細骨材率（以下，*s/a*）を求めることで，高い流動性と所要の材料分離抵抗性の双方を確保できる配（調）合を設定できると考えた．

2.1 応用した余剰ペースト膜厚理論の概要

余剰ペースト膜厚理論は，C. T. Kennedy[6] が提唱し，T. C. Powers[7] によって整理された理論である．コンクリートをセメントペーストと骨材から構成される二相材料と捉え，ある容器内で充填状態にある骨材間空隙がペーストで満たされ，さらに余剰のペーストが存在するとき，骨材が分散されてコンクリートに流動性が付与されるという理論である．この理論は，三宅ら [8] によって低スランプ域の普通コンクリートの配（調）合設計に応用されている．三宅らは，この余剰ペースト膜厚理論を拡張し，図-1 に示すように，余剰ペーストは，骨材粒子表面に付着して流動に寄与しない付着ペーストと，流動に寄与する有効余剰ペーストに分割されると述べている．また，式[1]~[3] によって求められる，平均有効余剰ペースト膜厚粒径比（以下，膜厚比）によってスランプが評価でき，膜厚比が最大となる *s/a* でスランプが最大になることを明らかにした．

$$\delta_p = \frac{10^8(G_M - G_a)}{G_a \times \frac{s}{a} \times A_s + G_a \times \left(1 - \frac{s}{a}\right) \times A_g} \quad [1]$$

$$\delta_p' = \delta_p - \delta_a \quad [2]$$

$$\frac{\delta_p'}{d'} = \frac{\dfrac{10^8(G_M - G_a)}{G_a \times \dfrac{s}{a} \times A_s + G_a \times \left(1 - \dfrac{s}{a}\right) \times A_g} - \delta_a}{G_a \times \dfrac{s}{a} \times A_s \times 10^2 + 2\delta_a} \qquad [3]$$

ここに，δ_p：平均余剰ペースト膜厚（μm），G_M：混合骨材（S+G）の混合実積率の最大値（%），G_a：細骨材と粗骨材の合計体積がコンクリート体積中に占める比率（%），s/a：細骨材率（%），A_s：細骨材の比表面積（cm^2/cm^3），A_g：粗骨材の比表面積（cm^2/cm^3），δ_p'：平均有効余剰ペースト膜厚（μm），δ_a：平均付着ペースト膜厚（μm），δ_p'/d'：平均有効余剰ペースト膜厚粒径比，d'：平均有効粒径（μm）

2.2 提案する配（調）合設計手法の概要

三宅らは，主に低スランプ域のコンクリートにおいて，膜厚比によって求まる *s/a* を採用することで，コンクリートの流動性を高めることが可能であることを示した．一方で，著者らは膜厚比によって求まる *s/a* を，FN コンの配（調）合設計手法に採用することで，フレッシュコンクリートの流動性と材料分離抵抗性の双方を確保できると考えた．具体的には，膜厚比が最大となる条件では，流動性に寄与する平均有効余剰ペースト膜厚（δ_p'）が最大となり，目標とする流動性（スランプフロー）を得るために必要な化学混和剤の使用量が最小になると考えられる．また，化学混和剤の使用量を抑えることで，セメントペーストの降伏値の低下が抑制され，骨材の沈降や分離が生じにくくなることから，材料分離抵抗性の確保にも寄与すると考えられる．これにより，コンクリートとしては目標とするスランプフローを満足しながら，流動性が比較的低い，すなわち材料分離抵抗性が高いペーストで構成されたコンクリートが得られる．したがって，FN コンでは膜厚比が最大となる *s/a* で設計された配（調）合とすることにより，高い流動性と所要の材料分離抵抗性を有する，合理的なコンクリートが得られると考えられる．

2.3 平均有効余剰ペースト膜厚粒径比の算出

FN コンの配（調）合設計にあたり，2.1 節で示した膜厚比の算出を行う．基本的な配（調）合設計に必要な材料試験データの他に，（1）平均付着ペースト膜厚の算出，（2）混合骨材実積率の最大値の算出，（3）骨材比表面積の算出を行う必要がある．

(1) 平均付着ペースト膜厚の算出

三宅ら [8] が実施したモルタル試験を参考に，ミニスランプ（JIS A 1171：2020）を測定する．水セメント比（以下，W/C）を 3 水準以上で設定し，各々の W/C において，細骨材セメント重量比（以下，S/C）を 3 水準以上で各 3 回以上実施し，平均付着ペースト膜厚（δ_a）を算出する．

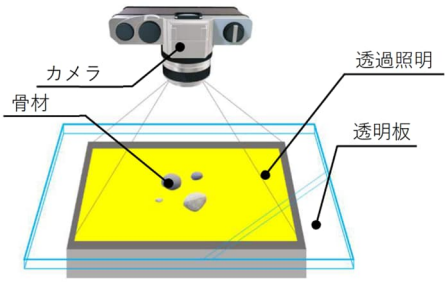


図-2 画像解析により骨材粒形を測定する手法

(2) 混合骨材実積率の最大値の算出

混合骨材実積率の最大値（G_M）を求めるにあたり，三宅ら [8] が実施した，*s/a* を変化させた細骨材・粗骨材混合物の実積率試験を JIS A 1104 により測定を行う．*s/a* を 0~100%の間で 7 水準以上設定し，得られた実積率から寺西ら [9] が整理した算出方法により混合骨材実積率と *s/a* の回帰式を得ることでG_Mを求める．

(3) 骨材比表面積の算出

骨材の比表面積については，精度の高い統一された測定方法が確立されておらず，三宅ら [8] は，ふるい分け試験を活用することで算出しており，骨材粒子を球と仮定している．骨材を球体と仮定すると，骨材の細長比や表面の形状を評価できず，比表面積の誤差が無視できなくなる．そのため，著者らは，細骨材の比表面積（A_s）と粗骨材の比表面積（A_g）を求めるにあたり，測定対象となる骨材の形状に着目し，画像解析により骨材粒形を測定する手法 [10] を活用して測定方法および算出方法を考案した．コンクリート用骨材へ適用するにあたり，**図-2** に示す通り測定環境は静止状態とし，骨材 1 粒ごとに，短径（mm），長径（mm），投影面積（mm^2）のデータを取得した．なお，測定に必要な試料の量は，各細骨材の代表試料の中から約 300 g，各粗骨材の代表試料の中から約 2 kg である．取得したデータから，平均粒形を算出し，式[4]を使用して骨材の体積あたり比表面積（A）を求める．なお，平均粒形の算出に際し，式[5]に示すように，骨材の細長さと表面形状を考慮した補正係数（k）を使用して補正を行う．

$$A = 6 \cdot \sum \frac{x_i}{100 \cdot a_i} \qquad [4]$$

$$a = \sqrt{\frac{S \cdot k}{\pi}} \qquad [5]$$

ここに，A：骨材の体積当たり比表面積＝A_s, A_g（cm^2/cm^3），x_i：ふるい目l_iとl_{i+1}の間にとどまる部分の百分率（%），a_i：ふるい目l_iとl_{i+1}の幾何平均による平均粒径（cm），a：骨材 1 粒の粒径（cm），S：骨材の短径を直径としたときの球の表面積（cm^3），k：骨材の細長さと表面形状を考慮した補正係数

2.4 配（調）合設計フロー

配（調）合設計フローの概要図を**図-3** に示す．まず初めに，配（調）合条件を設定する．設計基準強度や目標とする耐久性を考慮して W/C を定め，施工条件や配筋条件を考慮して目標 SF を設定し，土木学会コンクリート標準示方書や JASS 5 を参考に単位水量，空気量を設定する．その後，2.2 にて示した（1）平均付着ペースト膜厚の算出，（2）混合骨材実積率の最大値の算出，（3）骨材比表面積の算出を行う．得られた材料試験データを利用し，式(3)で示した，膜厚比が最大となる *s/a* を求める．これにより，初期配（調）合を設定し，試し練りへ進む．試し練りでは，流動性と材料分離抵抗性の評価としてスランプフロー試験（JIS A 1150）を行い，間隙通過性と自己充填性の評価として U 形充填試験（JSCE-F 511-2011）を実施する．基本的には，使用する化学混和剤（高性能 AE 減水剤）の量を調整することにより，目標品質が得られるように配（調）合の修正を行う．化学混和剤での調整が不可能な場合（NG の場合）は骨材の混合比率の調整を行い，材料試験から配（調）合設計のやり直しを行う．また，骨材調整でも配（調）合の調整が行えない場合（NG の場合），配（調）合条件設定からやり直しを行う．

3．室内試し練りによる配（調）合設計の確認

2.4 節で示した配（調）合設計手法の有効性を確認するために，FN コンの配（調）合設計および，室内試し練りを行う．

3.1 使用材料と配（調）合

使用材料を**表-1** に，2.2 節で示す材料試験の結果により決定した初期配（調）合を**表-2** に示す．W/C および単位水量は，土木学会コンクリート標準示方書 [11), 12)] において，耐久性照査を省略できる配（調）合条件の範囲の上限値である，W/C55%，単位水量175 kg/㎥を最大値として設定した．また，「締固めを必要とする高流動コンクリートの配合設計・施工指針（案）」[13)] に示す，SF 目標値である，SF55 cm においても FN コンを実現することを目指しており，配（調）合設計の対象とした．加えて，JIS A 5308 のスランプフロー区分の配（調）合における W/C45%（呼び強度 40 相当），SF60 cm と，W/C50%（呼び強度 36 相当），SF55 cm の配（調）合についても配（調）合設計を行い，室内試し練りを行った．なお，水セメント比 45%，50%，55%において，単位水量を 170 kg/㎥，175 kg/㎥とする組合せで配（調）合設計を行った．また，細骨材の混合比率は，質量比で S1：S2=70：30 とした．

3.2 試験方法と品質目標値

コンクリートの練混ぜは，強制二軸ミキサ（100 L）を使用し，1 バッチあたりの練混ぜ量は 80 L で行い試験に供した．材料は，1/2G＋S1＋C＋S2＋1/2G の順番で投入し，空練りを 15 秒行った後，混和剤を混入した水を投入

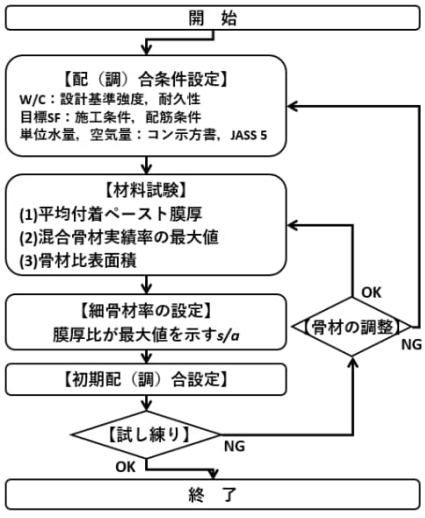


図-3 配（調）合設計フロー概要図

表-1 使用材料（室内試し練り）

材料	記号	種類・物性
水	W	上水道水・井戸水混合
セメント	C	普通ポルトランドセメント，密度3.16 g/cm^3
細骨材	S1	山砂，表乾密度2.59 g/cm^3，絶乾密度2.52 g/cm^3，粗粒率2.38
	S2	石灰砕砂，表乾密度2.69 g/cm^3，絶乾密度2.64 g/cm^3，粗粒率3.06
粗骨材	G	硬質砂岩砕石2005，表乾密度2.64 g/cm^3，絶乾密度2.63 g/cm3，粗粒率6.69，実積率61.0%
混和剤	SP	高性能AE減水剤，ポリカルボン酸系化合物
	AE	AE剤，アニオン界面活性剤

表-2 配（調）合表とフレッシュ試験結果（室内試し練り）※1

No.	配（調）合条件 W/C (%)	s/a※2 (%)	目標 SF (cm)	目標 Air (%)	単位量(kg/㎥) C	W	S1	S2	G	SP	AE	フレッシュ試験結果 スランプフロー試験 SF (cm)	SF_{50} (s)	SF_{st} (s)	Air (%)	CT (℃)	充填試験（U形_R2障害） U_H (mm)	U_{300} (s)	U_{st} (s)
1	45	53.5	60 ±5	4.5 ±1.5	378	170	645	288	816	3.31	1.51	58	3.7	16.1	5.1	22	365	2.5	8
2		53.6			389	175	637	285	805	2.82	1.75	58	3.4	15.2	5.3	21	369	1.8	9.5
3	50	54.1	55 ±5		340	170	663	296	821	2.55	1.36	51	4.1	11.4	5.2	21	355	2.2	7.1
4		54.0			350	175	655	291	813	2.54	1.4	58.5	2.8	13.1	4.4	21	365	1.6	8.3
5	55	54.4	50 ±5		310	170	679	301	826	2.33	1.09	48.5	—	7.3	4.9	21	319	5.4	8.3
6		54.3			319	175	668	299	818	2.15	1.12	49.5	3.6	7.6	4.6	21	331	3.2	3.3

※1 記号の説明は**表−3**による　※2 式(1)～(5)により算出した膜厚比から求めた値

表-3 試験項目と品質目標値（室内試し練り）

試験項目		試験方法	No.	品質目標値
スランプフロー試験(SF) [50cm到達時間(SF50)，停止時間(SFst)]		JIS A 1150	1, 2	SF 60 ± 5cm
			3, 4	SF 55 ± 5cm
			5, 6	SF 50 ± 5cm
空気量試験（Air）		JIS A 1128	全て	4.5 ± 1.5%
コンクリート温度(CT)		JIS A 1156：2014	全て	5~38℃
高流動コンクリートの充填試験（U形_R2障害）[300mm到達時間(U_{300})，充填時間(Ust)，充填高さ3点平均（UH）]		JSCE-F 511*	全て	充填高さ300mm以上
材料分離	粗骨材の偏在の有無	スランプフロー試験後の目視評価	全て	材料分離がみられないこと
	セメントペーストや遊離した水の偏在の有無			

＊： UH300mm以上は目標値．300mmに到達しない場合，1回に限り，JIS A 8610に規定されている電動機外部駆動式の手持形振動機（呼び径28mm，長さ580mm以上，振動数200～270Hz）を振動させながら試料の上面中央からゆっくりと容器の底からの高さ300mmまで挿入して5秒間加振を行い，その時の上昇高さをUH，300mm到達時間をU_{300}とする。

し，90 秒間練り混ぜた．ミキサからの排出直後に切り返しを行った後，5 分間静置し，さらに切り返しを行った後にフレッシュ試験を行った．

試験項目，方法および品質目標値を**表-3** に示す．高流動コンクリートの充填試験における品質目標値は，土木学会の高流動コンクリートの配合設計・施工指針 [14] にて示される，ランク 2 を目標とした．そのため，R2 障害を使用し，充填高さの目標値を 300 mm 以上とした．ただし，2.2 節で示した通り，本配（調）合設計手法は，軽微な振動・締固めを行って充填される FN コンまで設計できる手法として考案した．そのため，充填高さが 300 mm に到達しない場合，1 回に限り，JIS A 8610 に規定されている電動機外部駆動式の手持形振動機（呼び径 28 mm，長さ 580 mm 以上，振動数 200～270 Hz）を振動させながら試料の上面中央からゆっくりと，容器の底からの高さ 300 mm まで挿入して 5 秒間加振を行い，上昇高さと 300 mm 到達時間を測定した．材料分離を生じずに上昇高さ 300 mm に到達することを確認し，充填性の評価を行った．また，材料分離抵抗性の確認として，スランプフロー試験における分離状況を目視で確認した．

3.3 試験結果

試験結果を**表-2** に示す．全配（調）合において，スランプフローと空気量，U 形充填試験装置の充填高さが品質目標値を満足した．また，**図-4** に示すように，スランプフロー試験後のコンクリートの目視評価を行った結果，全配合において粗骨材やセメントペースト，遊離した水の偏在は見られず，材料分離は確認されなかった．また，50 cm フロー到達時間（SF_{50}）は，全配（調）合において 2.8~4.1 秒であった．これは，土木学会の指針 [14] における粉体系や増粘剤系，併用系の高流動コンクリートがランク 2 において 3~15 秒であることから，粘性が比較的低いコンクリートであったと考えられる．

4. レディーミクストコンクリート工場での配（調）合設計の試行検証

2.4 節で示し，3 章にて用いた配（調）合設計手法を採用し，レディーミクストコンクリート工場において FN コンが製造可能であることを，室内試験練りおよび実機試験練りで確認する．

4.1 使用材料と配（調）合

使用材料を**表-4** に，2.3 節で示す材料試験の結果により決定した初期配（調）合を**表-5** に示す．No.7 は，水セメント比 55%，単位水量 175 kg/m^3，スランプフロー55 cm とし，土木学会コンクリート標準示方書において，耐久性の性能照査を省略できる上限で配（調）合を設定した．また， JIS A 5308 における FN コンの配（調）合を設定するために，スランプフロー45 cm，50 cm，55 cm，60 cm の配（調）合において，呼び強度が最小のコンクリート（No.8~11）について試験練りを実施した．実機試験練りでは，実機製造時における品質を安全側で確認するため，

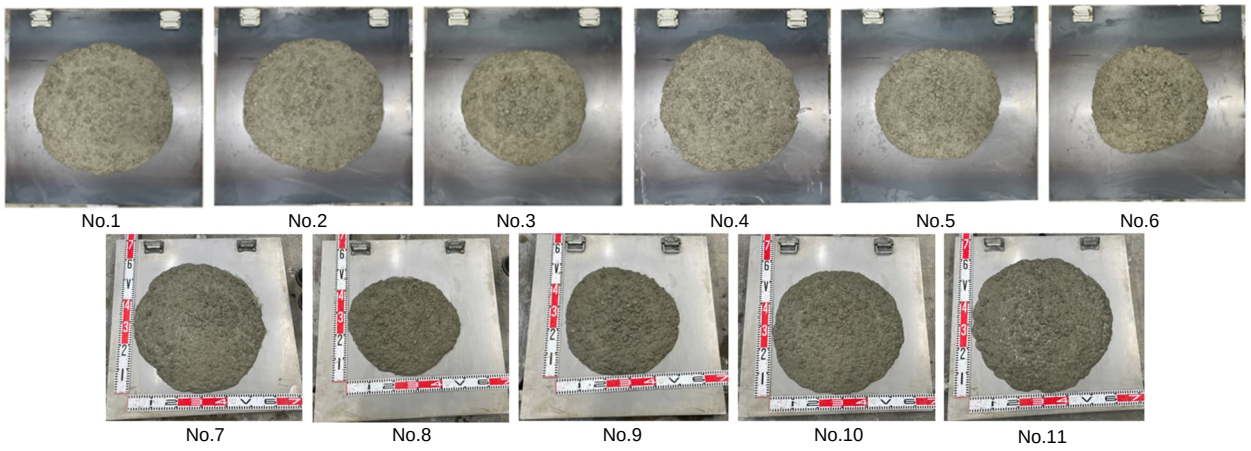


図-4 スランプフロー試験後のコンクリート
(上段：室内試し練り，下段：市中レディーミクストコンクリート工場の室内試験練り)

表-4 使用材料（市中レディーミクストコンクリート工場の試験練り）

材料	記号	種類・物性
水	W	地下水
セメント	C	普通ポルトランドセメント，密度3.16 g/cm^3
細骨材	S1	山砂，表乾密度2.59 g/cm^3，絶乾密度2.54 g/cm^3，粗粒率2.31
	S2	砕砂，表乾密度2.66 g/cm^3，絶乾密度2.62 g/cm^3，粗粒率3.76
粗骨材	G1	硬質砂岩砕石2005，表乾密度2.68 g/cm^3，絶乾密度2.65 g/cm3，粗粒率6.58，実積率59.2%
	G2	石灰砕石2005，表乾密度2.69 g/cm^3，絶乾密度2.68 g/cm3，粗粒率6.61，実積率62.5%
混和剤	SP	高性能AE減水剤，ポリカルボン酸エーテル系化合物と分子間架橋ポリマーの複合体
	AE	AE剤，アルキルエーテル系陰イオン界面活性剤

表-5 配（調）合表とフレッシュ試験結果（市中レディーミクストコンクリート工場の室内試験練り）※1

No.	配（調）合条件 W/C (%)	s/a※2 (%)	目標 SF (cm)	目標 Air (%)	単位量(kg/m^3) C	W	S1	S2	G1	G2	Ad	AE	フレッシュ試験結果 スランプフロー試験 SF (cm)	SF_{50} (s)	SF_{st} (s)	Air (%)	CT (℃)	充填試験（U形_R2障害） UH (mm)	U_{300} (s)	U_{st} (s)
7	55	50.1	55±10	4.5±1.5	318	175	663	226	452	456	3.18	1.27	58	2.8	16.9	4.4	18	334	2.6	10.4
8	55.5	50.1	45±7.5		307	170	673	229	458	462	3.84	1.54	47	—	10.9	4.1	18	298	11	16.2
9	48	49.2	50±7.5		355	170	645	221	455	462	4.08	1.6	51	6.2	14.3	3.8	19	329	4.7	12.2
10	45.5	48.8	55±10		374	170	634	215	455	462	4.39	1.68	58.5	3.6	18.6	4.1	19	341	3.5	13.1
11	42	48.2	60±10		405	170	619	210	452	459	4.86	1.82	61	3.7	21.9	4.4	19	346	2.7	14

※1 記号の説明は**表－6**による　※2 式(1)～(5)により算出した膜厚比から求めた値

単位セメント量が比較的少なく，材料分離抵抗性の確保が厳しいと考えられる No.7 および No.8 を対象とした．骨材の混合比率は，レディーミクストコンクリート工場のスランプ 21 cm の普通コンクリートの配（調）合を参考に決定し，容積比で細骨材を S1：S2=75：25，粗骨材を G1：G2=50：50 とした．

4.2 試験方法と品質目標値

室内試験練りにおけるコンクリートの練混ぜは，容量 55 L の強制二軸ミキサを使用し，1 バッチあたりの練混ぜ量を 40 L として 2 バッチ練り，全体で 80 L として試験に供した．材料は，G1＋S1＋C＋S2＋G2 の順で投入し，空練りを 10 秒行った後，混和剤を混入した水を投入し，60 秒間練り混ぜた．ミキサからの排出直後に切り返しを行った後，5 分間静置し，さらに切り返しを行い，フレッシュ試験を行った．

実機試験練りにおけるコンクリートの練混ぜは，容量 3.3 ㎥の強制二軸ミキサを使用し，1 バッチ当たりの練混ぜ量を 1.5 m^3 として 2 バッチ練り，全体で 3.0 m^3 とした．全材料を一括投入し，90 秒間練混ぜを実施した．

試験項目，方法および品質目標値を**表-6** に示す．充填試験は，3.2 で述べたように，充填高さが 300 mm に到達しない場合，1 回に限り加振を行い充填性の確認を行った．また，実機試験では経時変化を確認し，注水より 5, 30, 60, 90, 120 分でフレッシュ試験を実施した．なお，試験時期は標準期で行った．

4.3 試験結果

室内試験練りの結果を**表-5** に示す．全配（調）合において，スランプフローと空気量の品質目標値を満足することができた．なお，No.8 の U 形充填試験装置の充填高さは 298 mm であり，300 mm に達していない．しかしながら，加振を行って充填高さの 300 mm 到達時間を測定することが困難なため，加振は行わなかった．また，図-4 に示すように，スランプフロー試験後のコンクリートの目視評価を行った結果，全配（調）合において，スランプフロー試験後の目視評価にて材料分離は確認されなかった．SF_{50}は 2.8~6.2 秒の範囲であり，比較的粘性が低いコンクリートが得られたと考えられる．

実機試験練りの結果を**表-7** に示す．また，スランプフロー試験の経時変化を**図-5** および**図-6** に，空気量試験の経時変化を**図-7** に，高流動コンクリートの充填試験の経時変化を**図-8** に示す．全ての配（調）合において，スランプフローと空気量は経過時間 120 分まで品質目標値を満足する結果となった．また，各配合，各経過時間において，スランプフロー試験後の目視評価にて材料分離は確認されなかった．No.7 は，U 形充填試験装置の充填高さが品質目標値を満足しており，No.8 は，加振を行うことで，U 形充填試験装置の充填高さが容易に 300 mm を到達し，材料分離が生じていないことを目視で確認することができた．SF_{50}は，No.7 において経時 120 分までで 3.1~4.9 秒であり，比較的粘性が低いコンクリートが得られたと考えられる．また，配（調）合の調整は，化学混和剤（高性能 AE 減水剤）の添加量の調整のみで行うことが可能であった．

以上のことから，市中のレディーミクストコンクリート工場においても，室内試験練りおよび実機試験練りを通じて本配（調）合設計手法の有効性を確認することができたものと考える．

5．実大規模の施工実験

4 章で配（調）合および試験練りを行った FN コンの施工性を把握することを目的として，コンクリートポンプ車による吊るし打ちで床部材を施工することを想定した実大規模の施工実験を行い，落下および水平流動が FN コンの材料分離に及ぼす影響を確認するとともに，土間コンクリートの施工を通じて FN コンの施工性を検証した結果について述べる．

表-6 試験項目と品質目標値（市中レディーミクストコンクリート工場の試験練り）

試験項目		試験方法	No.	品質目標値
スランプフロー試験(SF) [50cm到達時間(SF50)，停止時間(SFst)]		JIS A 1150	7	SF 55 ± 5cm
			8	SF 45 ± 7.5cm
			9	SF 50 ± 7.5cm
			10	SF 55 ± 7.5cm
			11	SF 60 ± 10cm
空気量試験（Air）		JIS A 1128	全て	4.5 ± 1.5%
コンクリート温度(CT)		JIS A 1156：2014	全て	5~38℃
高流動コンクリートの充填試験（U形_R2障害） [300mm到達時間(U_{300})，充填時間(Ust)，充填高さ3点平均（UH）]		JSCE-F 511*	全て	充填高さ300mm以上
材料分離	粗骨材の偏在の有無	スランプフロー試験後の目視評価	全て	材料分離がみられないこと
	セメントペーストや遊離した水の偏在の有無			

＊： UH300mm以上は目標値．300mmに到達しない場合，1回に限り，JIS A 8610に規定されている電動機外部駆動式の手持形振動機（呼び径28mm，長さ580mm以上，振動数200～270Hz）を振動させながら試料の上面中央からゆっくりと容器の底からの高さ300mmまで挿入して5秒間加振を行い，その時の上昇高さをUH，300mm到達時間をU_{300}とする。

表-7 フレッシュ試験結果（市中レディーミクストコンクリート工場の実機試験練り）

No.	注水からの経過時間（min）	スランプフロー試験 SF (cm)	SF_{50} (s)	SF_{st} (s)	Air (%)	温度(°C) CT	温度(°C) 外気	充填試験（U形_R2障害） UH (mm)	U_{300} (s)	U_{st} (s)
7	5	58	3.1	9.2	4.5	16	16	331	1.2	5
	30	59	3.1	10	4.2	16	16	346	1	4.6
	60	57	3.4	9.8	4.2	17	16	334	1.2	4.4
	90	56	4	8.9	4	17	16	327	1.3	3.9
	120	52	4.9	7.3	4.8	17	16	322	1.3	3.9
8	5	51	—	5.7	4.6	16	14	269	—	4.2
								356	1.3	—
	30	50	—	5.8	4.3	16	14	296	3.8	5
	60	48	—	4.2	4	16	15	292	—	3.4
								358	0.7	—
	90	48	—	3.2	4.5	16	15	273	—	3.7
								349	1.4	—
	120	43	—	3.3	4.2	16	15	240	—	3.3
								352	1.9	—

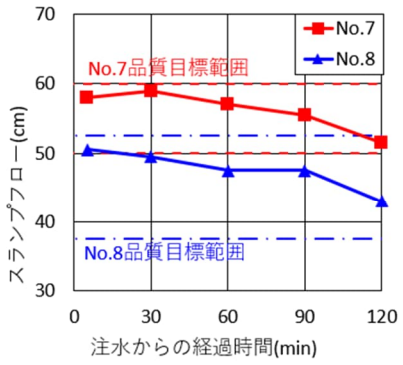


図-5 スランプフローの経時変化

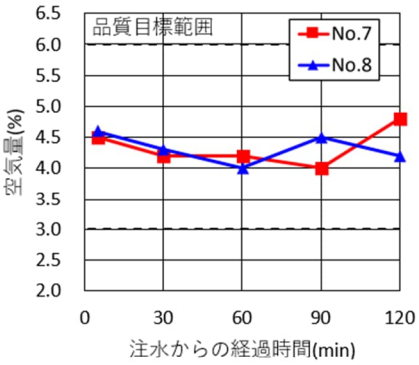


図-7 空気量の経時変化

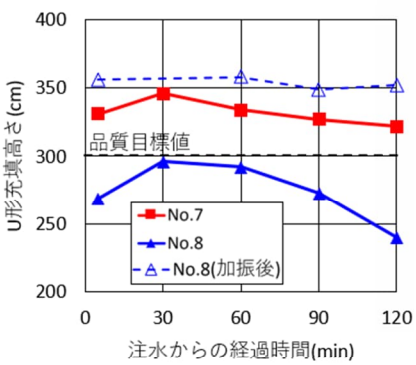
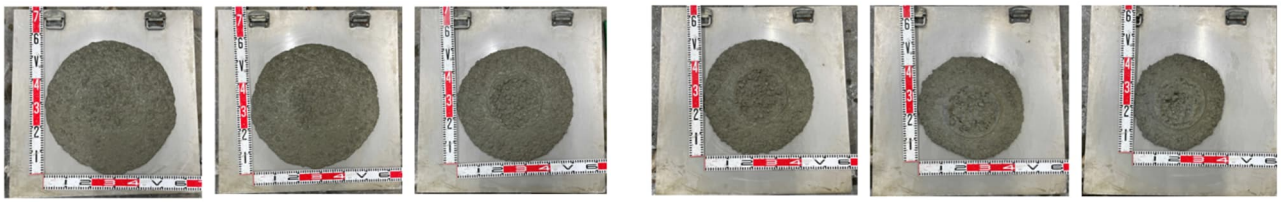


図-8 U 形充填高さの経時変化



No.7 5 分後　No.7 60 分後　No.7 120 分後　No.8 5 分後　No.8 60 分後　No.8 120 分後

図-6 スランプフロー試験後のコンクリート
（市中レディーミクストコンクリート工場の実機試験練り）

表-8 使用材料(施工実験)

材料	記号	種類・産地
水	W	地下水
セメント	C	普通ポルトランドセメント，密度3.16 g/cm^3
細骨材	S1	山砂，表乾密度2.60 g/cm^3，粗粒率2.33
	S2	石灰岩砕砂，表乾密度2.67 g/cm^3，粗粒率3.73
粗骨材	G1	硬質砂岩砕石2005，表乾密度2.66 g/cm^3，粗粒率6.58，実積率58.9%
	G2	石灰砕石2005，表乾密度2.69 g/cm^3，粗粒率6.62，実積率61.2%
混和剤	SP	高性能AE減水剤
	AD	AE減水剤

表-9 コンクリートの配（調）合(施工実験)

コンクリート	呼び強度	目標SF*1 (cm)	目標SL*2 (cm)	目標空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	SP (C×%)	AD (C×%)	単位量(kg/m^3) W	C	S1	S2	G1	G2
FNコン	27	45±5.0	—	4.5±1.0	55.5	50.1	1.45	—	170	307	673	229	458	462
SLコン		—	15±1.5		54.0	46.0	—	1.00	175	324	606	207	487	494

*1：目標スランプフロー，*2：目標スランプ

5.1 実験概要

(1) コンクリートの使用材料および配（調）合

本実験で検証する FN コンは，呼び強度 27，スランプフロー45cm の普通コンクリートとした．また，比較のためのコンクリートは，呼び強度 27，スランプ 15 cm の SL コンとした．使用材料を**表-8** に，コンクリートの配（調）合を**表-9** に示す．

(2) 材料分離試験の概要

FN コンにおける落下および水平流動による材料分離試験の概要を**図-9** に示す．

落下試験では，コンクリートポンプ車のブーム内を満管とした後，吊下げたフレキシブルホースから約 80 L（1 ピストン分）のコンクリートを落下させた．落下高さは 1.5 m および 3.0 m の 2 水準とし，圧送速度は 20 m³/h とした．落下時は，空気圧によりホース内のコンクリートを制御するエアシャッターバルブを用いた．落下後，一体となっているコンクリートおよび飛散したコンクリートを採取した．

水平流動試験では，6.0 m×6.0 m×H300 mm の試験体を用い，無筋および D13 鉄筋を 100 mm 間隔で配筋した有筋の 2 水準を設定した．コンクリートは，試験体中央に吊り下げたフレキシブルホースから，圧送速度 30 m³/h，落下高さ 1.0 m で打ち込み，試験体中央部から水平方向に流動させた．無筋では，無加振で流動が停止した後に，コンクリートの天端高さを測定するとともに，粗骨材量比率を算出するための試料を採取した．有筋では，無加振で流動が停止した時点で同様の測定および試料採取を行った後，加振して再び流動させ，流動停止後に再度，天端高さの測定および試料採取を行った．コンクリートの天端高さは，試験体中心から 0，500，1000，1500，2000，2500 および 3000 mm の位置で測定した．粗骨材量比率を算出するための試料は，試験体底板から高さ 40 mm 以下では中心から 0，750 および 1,500 mm，高さ 80 mm 以上では中心から 0，750，1500，2250 および 3000 mm の位置において，それぞれ同一直線上から採取した．

(3) 施工性比較試験の概要

FN コンと SL コンにおける施工性比較試験の要因と水準を**表-10** に示す．FN コンは，吊るし打ちを考慮のうえ材料分離抵抗性を備えた配合としているが，高い流動性を有することから，従来の棒状バイブレータによる締固めに代わり，軽便バイブレータや振動機付き定規を用いた効率的な施工によっても充填できる可能性がある．また，FN コンを用いて効率的な施工をすることにより省人

化が可能と考えられる．これらを確認するため，8,000×4,500×H200mm の土間を 3 水準の方法で施工した．

在来施工では，SL コンを使用し，寝かせ打ちにより打込みを行い，高周波バイブレータで締固めた後，定規による均しを実施した．効率施工①では，FN コンを使用して，吊るし打ちによって打込みを行い，コードレス軽便バイブレータで締固め，振動機付き定規を用いて均しを行った．効率施工②では，効率施工①からコードレス軽便バイブレータを除いた方法で施工を行った．

5.2. 実験結果および考察

(1) 材料分離試験の結果

落下試料の飛散状況および残存率[5]と粗骨材量比率[5]を**図-10** に示す．残存率は，落下高さ 1.5m および 3.0m では 98%以上を示し，既往の研究[5]とほぼ同じ値である．また，飛散状況から大きな飛散はみられず，圧送速度 20m³/h の吊るし打ちでは試料がほとんど飛散しないことが確認できた．また，粗骨材量比率は，落下高さ 1.5 m の西側で 114%と他の測定値から乖離した値を示したものの，その他の測定値は計画配（調）合に対しておよそ－2%～＋7%の範囲であった．西側の 114%は他の測定値との乖離が大きいことから，試料採取時のばらつき等の影響を受けた可能性が考えられる．したがって，全体としては打込み後の試料の均一性が概ね保たれていると考えられる．

中心からの水平位置とコンクリート天端高さの関係を，既往研究[5]の結果も併せて**図-11** に示す．無筋および有筋の試験体ともに，既往研究[5]と比べて流動勾配が大きくなったが，これは既往研究[5]のコンクリートがスランプフロー55cm であったことによる．FN コンはスランプフロー45cm であるが，無筋の試験体では自重作用のみで 3m 水平流動した．有筋の試験体では，先端が 2.5m 付近で自重作用による水平流動が止まった．そのため，バイブレータで加振したが，天端がわずかに下がるものの顕著な水平方向への流動はみられなかった．スランプフロー45cm のコンクリートであっても，配筋条件によっては打込み時に補助的に振動を与える必要があると考えられる．中心からの水平位置と粗骨材量比率の関係を**図-12** に示す．配筋の有無にかかわらず各水平位置での粗骨材量比率は 90%以上であった．土木学会の指針(案)[13]によると，粗骨材量比率が 80%以上であれば硬化体への影響は小さいと示されており，本試験結果から水平流動が 2.25m までは粗骨材分離の可能性は小さいと言える．



図-9 落下および水平流動による材料分離試験の概要

表-10 施工性比較試験の要因と水準

要因	水準	コンクリート	
		SL コン	FN コン
施工方法	従来の施工方法 (寝かせ打ち･高周波バイブレータ･定規)	在来施工	―
	効率的な施工方法① (吊るし打ち･コードレス軽便バイブレータ･振動機付き定規)	―	効率施工①
	効率的な施工方法② (吊るし打ち･振動機付き定規)	―	効率施工②

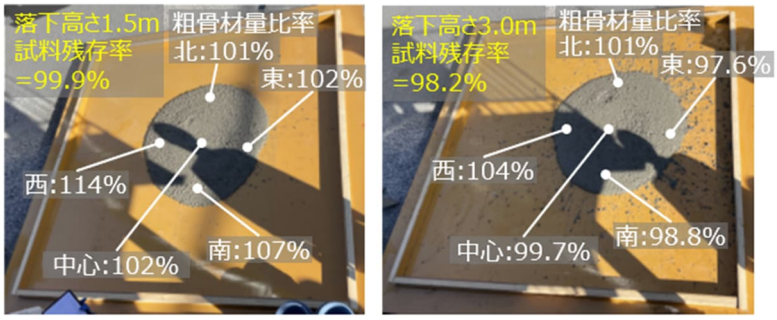


図-10 落下試料の飛散状況および残存率と粗骨材量比率

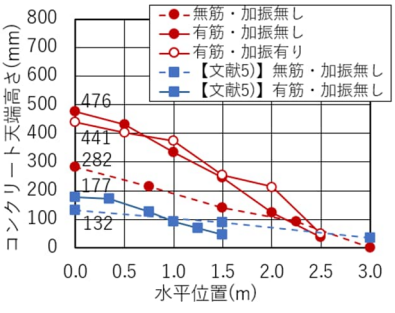


図-11 水平位置とコンクリート天端高さの関係

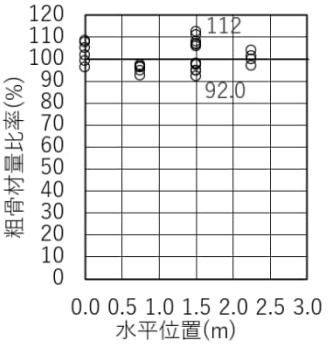


図-12 水平位置と粗骨材量比率の関係

(2) 施工性比較試験の結果

土間コンクリートの施工状況を**図-13** に，歩掛結果を**表-11** に示す．在来施工は作業人員として 6 人が必要であったが，効率施工①は 4 人，効率施工②は 3 人と省人化できた．コンクリートポンプ車の吐出量は 30m³/h の設定で圧送したが，実圧送時間は FN コンが短くなった．打込みから均し終了までの時間は効率施工①が最も短く，次に効率施工②となり，在来施工に対する作業時間の削減率は効率施工①で 12%程度，効率施工②で 7%程度であった．効率施工②は，バイブレータがないため振動機付き定規での振動締固めに時間を要した．土間試験体切断面の充填状況を**図-14** に示す．効率施工①および②ともに，コンクリートは密実に充填されていることが確認された．ただし，効率施工②の型枠際に一部豆板が認められたことから，スランプフロー45cm のコンクリートにおいても型枠際は締固めを実施することが望ましい．

6．実工事への適用

FN コンの実工事における施工性および生産性向上効果を確認することを目的として，2.4 節に示した配（調）合設計手法を用いてレディーミクストコンクリート工場における配（調）合の設定および試験練りを行った後，物流センター新築工事の 1F 構造体床スラブの一部に適用した．本章では，試験練りおよび実工事への適用結果を示すとともに，FN コンの打込み，締固めおよび均し作業の効率を SL コンと比較した結果について述べる．

6.1 実工事適用のための試験練り

(1) 室内試験練り

実工事に適用する FN コンにおいて室内試験練りを実施し，フレッシュ性状および強度の確認を行った．床部材への適用にあたり，ひび割れ防止を目的として膨張材を



図-13 土間コンクリートの施工状況

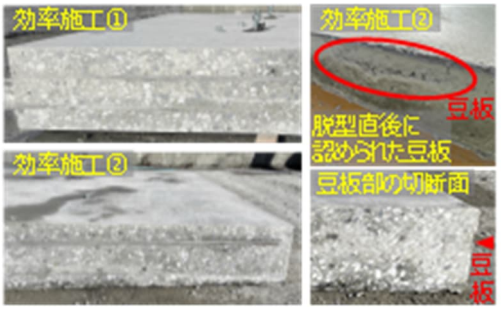


図-14 土間試験体切断面の充填状況

表-12 実工事に適用した FN コンの配（調）合表

	呼び強度	目標スランプフロー (cm)	目標空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	SP (C×%)	単位量(kg/m³) W	C	AD	S1	S2	G
試し練り	27	45±7.5	4.5±1.5	55.8	55.3	1.35	175	314	－	588	397	809
室内試験	27	45±7.5	4.5±1.5	55.8	55.3	1.50	175	314	20	580	389	809
実機試験						1.45						

使用材料	水	W	地下水
	セメント	C	普通ポルトランドセメント 密度3.16 g/cm³
	混和材	AD	膨張材 密度3.16 g/cm³
	細骨材(容積比6:4)	S1	山砂 千葉県君津市 表乾密度2.60 g/cm³
		S2	砕砂 埼玉県秩父郡 表乾密度2.63 g/cm³
	粗骨材	G	硬質砂岩砕石2005 神奈川県相模原市 表乾密度2.66 g/cm³
	混和剤	SP	高性能AE減水剤

表-11 歩掛結果

施工方法	在来施工	効率施工①	効率施工②
作業人員(人)	6	4	3
圧送時間(分)	18.5	16.1	16.5
打込みから均し終了までの時間(分)	22.1	19.4	20.6
在来施工に対する作業時間削減率(%)	－	12.2	6.9

表-13 試験項目，方法および品質管理値

試験項目		試験方法	品質管理値
スランプフロー試験（SF）［50cm到達時間（SF_{50}），停止時間（SF_{st}）］		JIS A 1150	SF±7.5cm
空気量試験（Air）		JIS A 1128	4.5±1.5%
コンクリート温度測定（CT）		JIS A 1156	5～35℃
高流動コンクリートの充填試験（U形・R2障害）[300mm到達時間(U_{300})，充填時間(U_{st})，充填高さ3点平均（UH）]		JSCE-F 511*	UH300mm以上*
材料分離	粗骨材の偏在の有無	SF試験後の目視評価	材料分離がみられないこと
	セメントペーストや遊離した水の偏在の有無		
圧縮強度試験［標準養生，材齢28日（F_{28}）］		JIS A 1108	F_{28}≧27N/mm²

* UH300mm以上は目標値．300mmに到達しない場合，1回に限り，JIS A 8610に規定されている電動機外部駆動式の手持形振動機（呼び径28mm，長さ580mm以上，振動数200～270Hz）を振動させながら試料の上面中央からゆっくりと容器の底からの高さ300mmまで挿入して5秒間加振を行い，その時の上昇高さをUH，300mm到達時間をU_{300}とする。

表-14 各試験練りにおける試験結果

		フレッシュ試験								強度試験
		スランプフロー試験			Air (%)	CT (℃)	充填試験			F_{28} (N/mm²)
		SF (cm)	SF_{50} (s)	SF_{st} (s)			UH (mm)	U_{300} (s)	U_{st} (s)	
試し練り		47.0	－	14.1	4.1	26	261	－	11.0	35.3
							347	2.28	－	
室内試験		47.0	－	13.9	4.4	26	286	－	14.1	38.2
							358	0.78	－	
実機試験	5分	43.5	－	7.7	5.3	21	289	－	8.09	－
							359	1.08	－	
	30分	47.5	－	8.9	5.2	21	311	3.28	7.12	－
	60分	49.0	－	9.7	5.1	21	318	2.06	7.65	39.4
	90分	50.5	－	10.2	5.3	21	312	3.49	7.98	－
	120分	48.0	－	8.9	4.9	21	297	6.13	8.89	－

使用した．配（調）合表を**表-12**（膨張材は外割・細骨材置換）に，試験項目，方法および品質管理値を**表-13** に示す．コンクリートの練混ぜは，4.2 節と同様に行った．各試験結果を**表-14** および**図-15** に示す．その結果，いずれの試験結果も品質管理値を満足しており，材料分離も認められなかった．

(2) 実機試験練り

実工事に FN コンを適用するにあたり，実機による製造とフレッシュ性状の経時変化および強度の確認を行った．レディーミクストコンクリート工場から現場までの運搬時間は 40～50 分のため，注水 60 分後の品質を管理目標とした．コンクリートの練混ぜは，強制二軸ミキサ(3.3m^3)を使用し，材料を一括投入して 60 秒間行った．試験項目，方法および品質管理値は**表-13** に示すとおりであり，フレッシュ試験を注水から 30 分ごとに 120 分後まで実施した．試験結果を**表-14** および**図-15** に示す．管理目標である注水 60 分後の試験結果は，いずれも品質管理値を満足した．また，注水 120 分後まで全ての試験結果は品質管理値を満足し，材料分離についても注水 120 分後まで認められなかった．

6.2 実工事への適用

(1) 工事概要

工事概要を**表-15** に示す．FN コンは構造体床スラブの一部に使用し，SL コンは本工事の設計で構造体床スラブに指定されている仕様（Fc=24N/mm^2，スランプ 15cm）のコンクリートである．

(2) コンクリートの配（調）合および使用材料

SL コンの配（調）合を**表-16** に示す．FN コンは，6.1 で示した実機試験で使用したものと同一である．SL コンの品質管理値は，スランプ（SL）が 15 ± 2.5cm，空気量が 4.5 ± 1.5%，圧縮強度（F_{28}：材齢 28 日標準養生強度）が呼び強度（27）以上である．また，FN コンの品質管理値は，スランプフロー（SF）が 45 ± 7.5cm であり，他は SL コンと同様である．

(3)施工性の比較

コンクリートの打込み・締固め・均しにおける施工性の比較の要因と水準および打込み箇所の施工条件を**表-17** に示す．実大規模の施工検証 [15] を参考とし，在来施工では，寝かせ打ちにより打込みを行い，高周波バイブレータで締固めた後，定規による均しを実施した．効率施工 A では，吊るし打ちを採用した点を除き，在来施工と同様の方法で施工した．一方，効率施工 B では，吊るし打ちによって打込みを行い，コードレス式バイブレータで締固め，振動機付き定規を用いて均しを行った．なお，いずれの施工方法においても，仕上げは金ごて押さえとした．

在来施工と効率施工では，異なる水準および施工条件下で歩掛を調査した．なお，施工時期の違いが結果に影響を及ぼさないように，**表-17** で示した施工方法による打込み作業は全て 2 週間以内に実施した．

(4) 受入検査および強度試験の結果

受入検査および強度試験の結果を**表-18** に示す．全ての施工方法において，フレッシュ試験が表-13 に示す品質管理値を満足したことを確認し，打込みを行った．また，圧縮強度試験においても，全ての施工方法で品質管理値を満足した．

(5) 施工状況と仕上がり状態

表-19 に各施工方法における歩掛調査結果を示す．在来施工では，作業人員は 20 人で作業を行ったため，錯綜した状況で打込みおよび締固めを行った．作業員の内訳は，

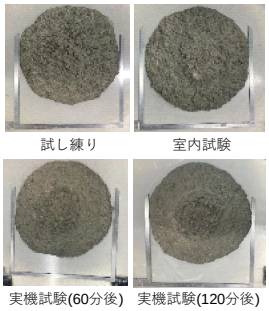


図-15 スランプフロー試験後のコンクリート状況

表-16 SL コンの配（調）合表および使用材料

	呼び強度	目標 SL(cm)	目標空気量(%)	W/C (%)	s/a (%)	SP (C×%)	単位量(kg/m^3) W	C	AD	S1	S2	S3	G1	G2	G3
SLコン	27	15 ± 1.5	4.5 ± 1.5	52.3	46.6	1.00	175	335	20	321	160	323	283	292	383

使用材料	水	W	地下水
	セメント	C	普通ポルトランドセメント　密度3.16
	混和材	AD	膨張材　密度3.16
	細骨材 (容積比4:2:4)	S1	砕砂　山梨県大月市　表乾密度2.61
		S2	山砂　千葉県富津市　表乾密度2.57
		S3	砕砂　神奈川県相模原市　表乾密度2.62
	粗骨材 (容積比3:3:4)	G1	硬質砂岩砕石2005　山梨県大月市　表乾密度2.62
		G2	石灰砕石2005　埼玉県秩父郡　表乾密度2.70
		G3	硬質砂岩砕石2005　神奈川県相模原市　表乾密度2.66
	混和剤	SP	AE減水剤

表-18 受入試験および強度試験の結果

施工方法	フレッシュ試験 SL/SF (cm)	空気量 (%)	CT※ (℃)	外気温 (℃)	強度試験 F_{28} (N/mm^2)
在来施工	16.0	3.8	20	12	41.3
	17.5	4.5	20	13	43.0
	16.5	4.3	22	14	43.7
効率施工A	45.5	3.6	19	13	40.8
	51.5	3.2	19	14	38.8
	52.5	3.7	19	14	39.6
効率施工B	46.0	5.5	20	15	36.7
	48.0	4.5	21	15	35.1
	49.5	4.1	20	15	36.0

※CT：コンクリート温度

表-15 工事概要

項目	概要
建設用途	物流センター
工事場所	神奈川県
施工	前田建設工業株式会社
構造	RCS造，地上5階
建築面積	約17,000m^2
延床面積	約70,000m^2
最高高さ	約35m

表-17 施工性比較の要因と水準および施工条件

要因	水準	労務量	コンクリート SLコン	コンクリート FNコン	施工条件 床面積 (m^2)	施工条件 打込み数量 (m^3)	施工条件 吐出量 (m^3/h)
施工方法	在来の施工方法　（寝かせ打ち，高周波バイブレータ，定規）	大	在来施工	－	254.8	51.0	60
	効率的な施工方法A（吊るし打ち，高周波バイブレータ，定規）	中	－	効率施工A	166.8	33.4	40
	効率的な施工方法B（吊るし打ち，コードレス式バイブレータ，振動機付き定規）	小	－	効率施工B	166.8	33.4	40



図-16 効率施工 B の仕上がり状況
（左：翌朝，右：4 か月後）

表-19 歩掛測定結果

		在来施工	効率施工A	効率施工B
作業人員	圧送工	3	2	2
	土工	5	5	2
	土間工	12	7	4
	合計	20	14	8
実質打込み作業時間(h)		0.9	0.7	0.7
実質打込み床面積(m^2)		254.8	103.2	112.7
一人時間当たりの打込み床面積(㎡/(h・人))		14.6	10.2	21.7
在来施工との比		1.0	0.7	1.5

圧送工が 3 人（筒先 1 人，補助 2 人），土工が 5 人（高周波バイブレータ操作 2 人，バイブレータ補助 2 人，洗い 1 人），土間工が 12 人（レベル観測 1 人，レベル補助 1 人，かっぱぎ 6 人，定規による均し 3 人，電動スクリードによる均し 1 人）であり，抜き打ちで歩掛の調査を行った．

効率施工 A では，作業人員は 14 人で作業を行い，内訳は，圧送工が 2 人（筒先 1 人，補助 1 人），土工が 5 人（高周波バイブレータ操作 2 人，バイブレータ補助 2 人，洗い 1 人），土間工が 7 人（レベル管理 1 人，かっぱぎ 3 人，定規による均し 2 人，電動スクリードによる均し 1 人）であった．バイブレータの加振時間は短時間でも十分に締固めが行えたため，2 台使用していた高周波バイブレータを 1 台に減らし，過剰に加振しないよう注意を払って締固めを行った．

効率施工 B では，圧送工が 2 人（筒先 1 人，補助 1 人），土工が 2 人（コードレス式バイブレータ 1 人，洗い 1 人），土間工が 4 人（レベル管理 1 人，かっぱぎ 1 人，定規による均し 1 人，電動スクリードによる均し 1 人）であった．コードレス式バイブレータ 1 台で十分な締固めを行うことが可能であった．また，効率施工 A，B において，スランプフローで管理される普通コンクリートを適用することにより土間工は容易に均し作業を行うことができた．

コンクリート打込みの翌朝，1 週間後および 4 か月後に打ち上がり表面の観察を行った結果，いずれの施工方法においてもひび割れは確認されず，良好な仕上がり状況であった．また，型枠脱型後のスラブ側面の充填状況も良好であった．仕上がり状況の一例として，効率施工 B の打込み翌朝および 4 か月後の状況を**図-16** に示す．

(6) 打込み・締固め・均し作業の効率化の評価

表-19 に示す歩掛調査結果より，在来施工では作業人員 20 人であったのに対し，効率施工 A では 14 人，効率施工 B では 8 人となり，それぞれ 6 人（30%），12 人（60%）の省人化が可能であった．

施工効率の評価には，一人時間当たりの打込み床面積を用いた．この値をを算出するにあたり，実質打込み作業時間と実質打込み床面積を測定した．実質打込み作業時間は，打込み開始から均し終了までの時間から，ポンプ車の盛替えや，配管の管引きなど，コンクリートを打込んでいない時間を差し引いた時間である．実質打込み床面積は，在来施工の場合は寝かせ打ちで打込みを行った床面積であり，効率施工の場合は吊るし打ちで打込みを行った床面積を示している．特に効率施工の場合は，A, B ともに吊るし打ちを試みると，打込み始めはポンプ車のブームが上階の梁に接触する恐れがあったため，寝かせ打ちを行った．寝かせ打ちから吊るし打ちに切り替える時点は，施工当日の状況判断に依存するため，効率施工 A と効率施工 B の実質床面積は差が生じている．なお，効率施工 A, B ともに寝かせ打ちの時間は評価対象としていない．

一人時間当たりの打込み床面積は，在来施工に対して効率施工 A では 0.7 倍，効率施工 B では 1.5 倍であった．効率施工 A では，作業人員を 20 人から 14 人に削減したものの，実質打込み床面積に対して土工および土間工の配置人数が多く，施工効率は在来施工を下回った．6.2 節(5)で示したように，FN コンは高周波バイブレータ 1 台による短時間の加振で締固めが可能であり，均し作業も容易であったことから，土工および土間工のさらなる省人化が可能であったと考えられる．効率施工 B では作業人員を 8 人まで削減した結果，一人時間当たりの打込み床面積は在来施工の 1.5 倍となった．また，コードレス式バイブレータ 1 台で締固めを行い，土間工の人員を削減したが，吐出量を低下させることなく施工できた．

以上より，吐出量や打込み床面積などの施工条件は異なるものの，FN コンを用いた効率施工 B では，在来施工に対して作業人員を 20 人から 8 人へ，60%削減するとともに，一人時間当たりの打込み床面積を 1.5 倍に向上できることを確認した．

(7) 作業員へのヒアリング結果

表－20 に作業員へのヒアリング結果を示す．ヒアリングは圧送工，土工および土間工を対象に実施し，その結果を施工性，生産性，省人化，疲労軽減，安全性および品質の観点から整理した．

圧送工からは，FN コンは圧送性に優れ，スラブなどの単純な打込み条件では人員削減の可能性があるとの意見が得られた．一方で，高い流動性に起因して，吹出し箇所や構造スリット部における打込み時に留意が必要であることが指摘された．

土工からは，FN コンは SL コンと比較して施工性が良

表-20 作業員へのヒアリング結果

項目	対象工種	ヒアリング結果
施工性	圧送工	・スクイズ式でも圧送能力に不足はなく，50m³/h程度でもストレスなく圧送が可能であった． ・吹き出し箇所に対する施工性に懸念がある．
	土工	・高強度のフローコンクリートより粘性が低く施工性は良好であった． ・土間スラブにおいて，バイブレータは山崩し用の1本で充分であると考えられる．
	土間工	・FNコンの施工自体は可能で，高強度コンクリートと大差ない． ・かっぱぎは容易だが，高流動のため，勾配面では施工しにくく，水平に流れて天端が上がりにくい． ・感覚はレベラーに近く，圧送工にホースの筒先を細かく振られると作業しにくい．
生産性	圧送工	・圧送が容易で，ポンプ車の出力をさらに上げた打設も可能であろう．
	土工	・SLコンと比較して作業がしやすい． ・コンクリートの打込み，山崩し，締固めに土工が減らせた場合，余剰人員を他の作業へ配置できる． ・ショルダー型バイブレータの使用により，段取りの簡略化が可能になる．
	土間工	・FNコンはSLコンと比較して仕上げの完了時間が2時間ほど遅くなった．
省人化	圧送工	・差筋や戻りポイントがない単純な状況では1人で施工が可能であろう．
	土工	・ショルダー型バイブレータの採用により，人員を削減可能である．
	土間工	・SLコンの打込みよりも人員を減らすことが可能であったが，大平面や夏期のコンクリート工事では人員を減らすことは難しいであろう．
疲労軽減	圧送工	・ホースが軽く感じられるため，筒先操作の負担が小さかった．
	土工	・コードレス式バイブレータの採用により，疲労が90%程軽減された感覚がある． ・連日のコンクリート工事における疲労を大幅に軽減できるであろう．
	土間工	・かっぱぎ作業を楽に行うことが出来た．
安全性	圧送工	・コンクリートの跳ねが少なく，長靴への付着も少なかった． ・土工が使用したコードレス式バイブレータは，足元の配線がなくつまずきや転倒による労災リスクを低減できる．
	土工	・コードレス式バイブレータは線持ちが不要であり，配線による転倒事故の防止に有効である．
	土間工	・コードレス式バイブレータは配線への気遣いが不要になるため，作業しやすい．
品質	圧送工	・構造スリット部へ打込みを行う際に，構造スリットの保持が可能かが懸念される．
	土工	・ラス型枠や垂直部材ではノロ流出が懸念される．
	土間工	・水平流動により天端が決まりにくく，勾配面の施工性に課題がある．

好であり，締固め作業に使用するバイブレータの本数を 1 本に削減できるとの意見が得られた．また，効率施工 B で採用したコードレス式バイブレータについては，電源コードの取り回しを行う作業員が不要となることから省人化に寄与するとともに，足元の配線が不要となることによる安全性の向上および疲労軽減の効果が評価された．

土間工からは，FN コンは SL コンと比較して，かっぱぎ作業が容易であるとの評価が得られた．一方で，勾配面における施工性の低下や，仕上げ完了までの所要時間が SL コンよりも長くなったことが指摘された．

以上のヒアリング結果より，効率施工 B では，施工性の向上に加え，省人化，疲労軽減および安全性向上の効果が認められた．一方で，FN コンの高い流動性に起因する，吹出し部への対策や型枠からのノロの流出対策，勾配面の施工における施工性の確保，ならびに仕上げ作業時間の増加への対策など，品質および生産性に関する課題も明らかとなった．したがって，FN コンの普及に向けては，施工条件に応じた適切な施工方法および管理手法を確立することが重要であると考えられる．

7．まとめ

本研究では，増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートに対し，余剰ペースト膜厚理論を応用して合理的な配（調）合設計手法を考案した．加えて，室内試験練りや市中レディーミクストコンクリート工場での試行検証，実大規模の施工実験および実工事への適用を通じて，本手法の有効性および施工性について検証した．

本研究で得られた知見を以下に示す．

1) 本配（調）合設計手法を用いることで，高い流動性と所要の材料分離抵抗性の双方を実現できる配（調）合を設定することができた．
2) 室内試し練りおよびレディーミクストコンクリート工場での配（調）合設計手法の試行検証により，多くの試し練りなどの多大な労力を要することなく，目標品質を満足する配（調）合が合理的に得られることが確認された．
3) 実大規模の施工実験を行い，増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートの施工性を確認した結果，効率的な施工方法と組み合わせることによりコンクリート工事の生産性を向上できることが確認された．
4) 物流センター新築工事において，受入検査の結果は品質管理値を満足する結果が得られ，コンクリートの充填状況や表面の仕上がり状態は良好であった．
5) 物流センター新築工事において，1F 床スラブの一部に，増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートを適用し，吊るし打ちによって打込みを行い，コードレス式バイブレータで締固め，振動機付き定規を用いて均しを行った効率施工において，打込み・締固め・均し作業の効率は向上することを確認した．
6) 物流センター新築工事において，作業員へのヒアリング結果より，増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートを適用し，吊るし打ちによって打込みを行い，コードレス式バイブレータで締固め，振動機付き定規を用いて均しを行った効率施工において，施工性，省人化，疲労軽減および

安全性向上の効果が認められた.

参考文献

1) 令和7年版国土交通白書　概要参照：https://www.mlit.go.jp/report/press/content/001895676.pdf（閲覧日：2026年1月5日）
2) コンクリート生産性向上検討協議会：https://www.mlit.go.jp/tec/i-con-concrete.html（閲覧日：2026年1月5日）
3) 日本建築学会：高流動コンクリートの材料・調合・製造・施工指針・同解説，日本建築学会，pp.29-30, 2021
4) 平山智章，塩見尚潔，水野浩平，六本木菜子，松本修治，橋本学，渡邊賢三，柳井修司，坂井吾郎：スラブ部材を対象とした安価な締固め不要コンクリートの打ち込み方法の検討，土木学会年次学術講演会梗概集，Vol.76，V-303，2021.9
5) 佐藤奨，南浩輔，舟橋政司，宮澤友基，梶田秀幸：スランプフローで管理されるコンクリートの施工性に関する基礎的研究，土木学会年次学術講演会梗概集，Vol.79，V-672，2024.9
6) C. T. Kennedy：The Design of Concrete Mixes, Proceedings of the American Concrete Institute, Vol.36, pp.373-400, 1940
7) T. C. Powers：The Properties of Fresh Concrete, John Wiley & Sons, Inc., 1968
8) 三宅淳一，松下博通：フレッシュコンクリートの変形性を最大にする細骨材率に関する研究，土木学会論文集E，Vol.64 No.2, pp.361-370, 2008.
9) 寺西浩司，桝田佳寛，陣内浩，鹿毛忠継，伊藤智章：細骨材および調合がコンクリートのワーカビリティーに及ぼす影響，日本建築学会構造系論文集，Vol.80, No.707, pp.9-18, 2015
10) 國井聡，田中麻帆，安井利彰，笹倉伸晃，高野正年，中島具威：画像処理および非接触水分計による CSG 品質管理システム-台形 CSG ダムの品質を確保した生産性向上システム-，前田技術研究所報，Vol.58, 2017
11) 土木学会：2023年制定コンクリート標準示方書[設計編]，p.181，2023
12) 土木学会：2022年制定コンクリート標準示方書[施工編]，p.62，2022
13) 土木学会：コンクリートライブラリー161 締固めを必要とする高流動コンクリートの配合設計・施工指針（案），p.27，2023
14) 土木学会：コンクリートライブラリー136 高流動コンクリートの配合設計・施工指針，pp.26-114，2012
15) 梶田秀幸，宮澤友基，南浩輔，池田周五：スランプフローで管理される普通コンクリートを用いたコンクリート工事の生産性向上に関する実験的検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，材料施工，pp.1495-1496, 2025.9

床版接合技術「ESCON TPジョイント」の実構造物適用に向けた横断勾配対応に関する検討

針　貝　貴　浩*1　　久保田　崇　嗣*2
角　永　敏　章*1　　北　川　空　良*2
川　口　達　也*2

要　　旨

プレキャストPC床版取替工事の生産性向上を目的として開発した床版接合技術「ESCON TPジョイント」の実構造物適用に向け，横断勾配区間における間詰め材（VFC）の施工方法について検討した．勾配条件下ではVFCの高い流動性により勾配下流側へのオーバーフローが生じるため，伏せ型枠を用いて上方から拘束する施工方法を提案し，試験施工により有効性を確認した．また，貫入抵抗値と仕上げ作業性および表面品質の関係を整理し，伏せ型枠の脱型および仕上げ完了時期の管理指標を示した．さらに，環境温度および硬化促進剤添加量が凝結性状に及ぼす影響を明らかにし，施工条件に応じた脱型時期の予測手法について検討した．その結果，伏せ型枠の適用により4%の横断勾配条件下においても良好な表面形成が可能であり，実大施工試験において施工性および仕上げ品質を確認した．

キーワード　床版取替／機械式継手／高強度繊維補強セメント系材料／VFC

目　　次

1．はじめに
2．伏せ型枠を用いたVFCの打込み試験
3．間詰め材の温度依存性
4．実大スパン（9m）の型枠を用いた施工試験
5．まとめ

STUDY ON ACCOMMODATING CROSS SLOPES FOR THE PRACTICAL APPLICATION OF THE DECK SLAB JOINT TECHNOLOGY “ESCON TP JOINT” IN ACTUAL STRUCTURES

Takahiro　HARIGAI　　**Takashi　KUBOTA**
Toshiaki　KADONAGA　　**Sora　KITAGAWA**
Tatsuya　KAWAGUCHI

Synopsis:

A study was conducted on construction methods for the joint-filling material (VFC) used in the ESCON TP Joint, a slab connection technology developed to enhance the productivity of precast prestressed concrete (PC) deck replacement works. To enable application to actual bridge structures with transverse gradients, a cover-formwork method was proposed to prevent runoff of the highly flowable VFC and was validated through construction tests. The study also established practical criteria for finishing operations based on penetration resistance and surface quality, and examined methods for estimating formwork removal timing under varying temperatures and accelerator dosages. The results confirmed that the proposed method achieved satisfactory surface quality on gradients of up to 4%, and full-scale tests demonstrated its practical applicability and constructability.

＊1本店　土木設計部　構造設計グループ　　＊2九州支店　長江川橋作業所

1. はじめに

我が国の高速道路網は高度経済成長期に集中的に整備されており，現在では多くの橋梁が供用開始後30年以上を経過している．また，車両の大型化や交通量の増加に伴い，輪荷重を直接支持する橋梁床版には疲労作用によりひび割れや剥離・剥落などの変状が顕在化している．このため，高速道路各社を中心に，より疲労耐久性能の高いプレキャストPC床版への取替工事が進められている．

このような背景から，筆者らりはプレキャストPC床版への取替工事の生産性向上を目的として，**写真-1**に示す機械式定着工法と**写真-2**に示す高強度合成繊維補強セメント系複合材料（以下，VFCと記す）を組み合わせた床版接合工法「ESCON TPジョイント」（**図-1**）を開発した[1), 2)]．本技術は，異形鉄筋の先端に取り付けたナット状の定着金物による支圧効果とVFCによる確実な応力伝達により，従来のループ継手に比べて間詰め幅の縮減と接合構造の簡略化を実現し，施工の生産性向上を図るものである．

これまで本工法については，疲労耐久性をはじめとする力学性能に関する検討がなされ，耐用100年以上の疲労耐久性を有することが確認された．一方，施工方法に関する検討は十分に行われておらず，特に間詰め材として用いるVFCのフレッシュ性状を考慮した施工方法の確立が求められた．VFCは高い自己充填性を有し，床版接合部の鉄筋が高密度に配置された箇所においても良好な充填性を発揮する．しかしながら，横断勾配が発生する区間ではVFCの高い流動性により勾配下流側へ流動するため，所定の横断勾配を保持したまま表面形状を形成することが困難となる．このため，実構造物への適用にあたっては，VFCの流下による型枠外へのオーバーフローを防止するとともに，硬化後に床版部との段差を生じることなく，平滑な表面を形成するための施工方法の確立が必要である．

そこで本稿では，床版接合部上面に伏せ型枠を設置し，打込み時にVFCを上方から拘束することで，勾配下流側へのオーバーフローを抑制するとともに，所定の横断勾配を有する仕上げ面を形成する施工方法について検討した．また，伏せ型枠撤去後の適切な仕上げ時期を把握するため，VFCの貫入抵抗値と仕上げの作業性ならびに表面性状との関係を整理した．さらに，環境温度および硬化促進剤添加率をパラメータとして貫入抵抗値を測定し，これらがVFCの硬化特性に及ぼす影響を評価した．

2. 伏せ型枠を用いたVFCの打込み試験

2.1 試験概要

床版取替工事における横断勾配区間では，VFCの高い流動性により，通常の打込み方法では勾配に沿った断面の形成が困難である．そこで本検討では，施工時にVFCのオーバーフローを抑制するため，伏せ型枠を用いた施工方法について検討した．

2.2 試験方法

図-2に伏せ型枠を用いたVFCの打込み試験の手順を示す．本試験は，「シリーズ1：間詰め材の硬化前に伏せ型枠を撤去し仕上げを行う場合」と，「シリーズ2：間詰め材が硬化するまで伏せ型枠を残置する場合」の2ケースについて検討した．

シリーズ1では，VFC打込み後の貫入抵抗値が0.5N/mm^2，1.0N/mm^{2}および1.5N/mm^{2}に達した時点で伏せ型枠を撤去し，金鏝による表面仕上げを実施したあと，隙間テープを挟んで型枠を設置し養生を行った．これにより，仕上げ時の凝結状態の違いが作業性および表面品質に及ぼす影響を評価した．

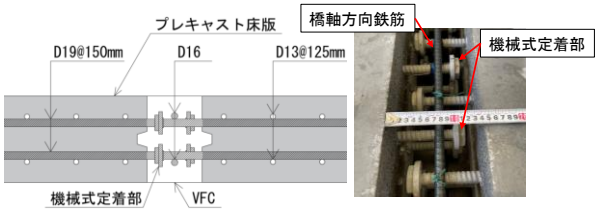
シリーズ2では，伏せ型枠の種類として化粧板に加え，



写真－1　機械式定着工法



写真－2　VFC



図－1　床版接合工法の構造概要図

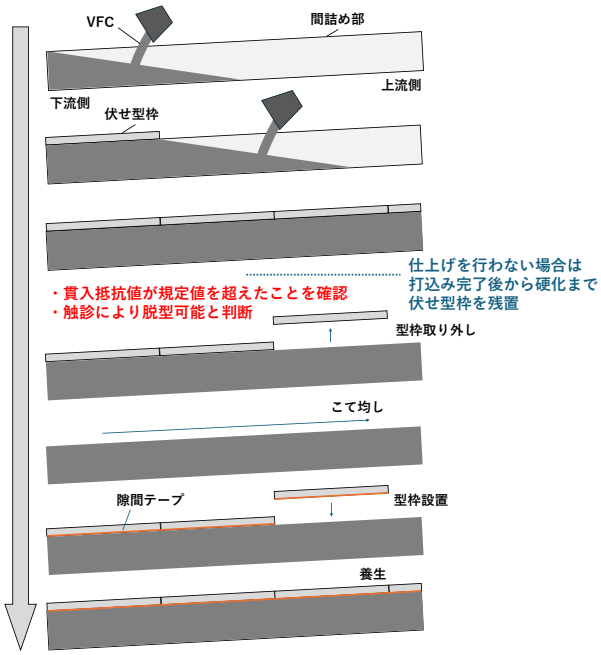


図-2　VFC打込み試験の手順

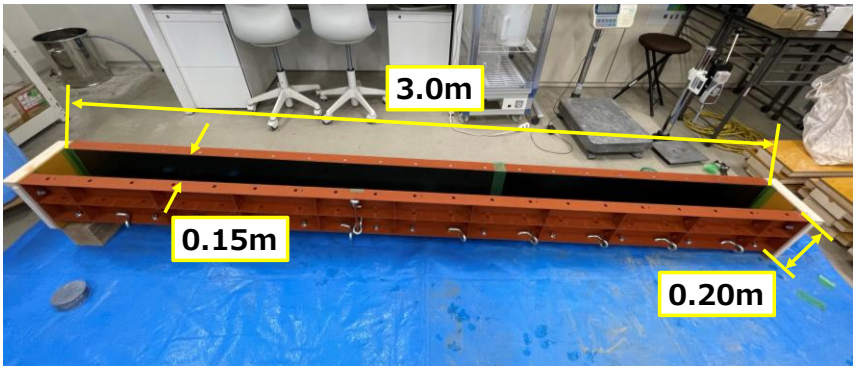


写真-3　型枠（長さ3.0m×幅0.15m×高さ0.20m）



写真-4　VFCの打込み状況

表-1　VFC打込み試験の評価

No.	伏せ型枠撤去時の貫入抵抗値	伏せ型枠の種類	勾配	評価	
				仕上げ作業性 1)	表面性状 2)
1-1	0.5N/mm^2 以上	化粧板	4%	○	○
1-2	1.0N/mm^2 以上	化粧板	4%	△	○
1-3	1.5N/mm^2 以上	化粧板	4%	×	△
2-1	硬化まで伏せ型枠残置	化粧板	4%	－	×
2-2	硬化まで伏せ型枠残置	透水シート設置型枠	4%	－	△
2-3	硬化まで伏せ型枠残置	透水シート設置型枠	2%	－	×

1)　仕上げ作業者の主観に基づいて，「○：良好」，「△：可」，「×：不可」の3段階で評価

2)　「○：表面が滑らかでダレや段差が生じていない」，「△：表面の荒れや段差等の変状はあるが軽微な補修で対応可能」，「×：補修不可または相当な補修が必要」

接地面に透水シートを貼り付けた型枠を使用し，型枠の種類が表面品質に及ぼす影響を評価した．また，勾配条件による影響を確認するため，透水シート設置型枠については勾配2%および4%の条件で試験を実施した．

本試験に用いた型枠は，**写真-3**に示す長さ3.0m，幅0.15m，高さ0.20mの鋼製型枠とした．VFCの練混ぜには公称容量260Lのモルタルミキサーを使用し，1バッチあたりの練混ぜ量は150Lとした．**写真-4**に示す通り，打込みはバケツを用いて行い，打込み時の混入した空気を除去するため軽便バイブレータを用いて締固めを実施した．

VFCの配合は，著者ら[1)]の既往の検討より，接合部の疲労耐久性を確保するために必要な強度100N/mm^{2}を満足し，かつ接合部の充填に必要なフレッシュ性状を満足する配合とした．フレッシュ性状はJIS R 5201に準拠し，落下振動を加えないフロー試験（0打）において320±30mmを満足することを確認した．なお，本試験はすべて20℃の室内で実施した．

2.3 試験結果

表-1に打込み試験の評価を，**写真-5～写真-7**に「シリーズ1：間詰め材の硬化前に伏せ型枠を撤去し仕上げを行う場合」における仕上げ時期ごとの表面性状を示す．伏せ型枠を用いてVFCのオーバーフローを抑制しながら打込みを行うことで，勾配4%の条件においても間詰め部へ良好に充填できることを確認した．

仕上げ作業性に関しては，貫入抵抗値0.5N/mm^{2}では表面に適度な水分が残存しており，良好な作業性が得られた．これに対して，貫入抵抗値1.0N/mm^{2}では表面の水分の減少に伴って作業性が徐々に低下し，貫入抵抗値1.5N/mm^{2}で作業性が著しく低下した．また，表面性状についても，貫入抵抗値1.5N/mm^{2}で仕上げた試験体では表面の荒れが一部に残存し，滑らかな仕上げ面を形成することが困難であった．

写真-8に10cm×10cm×40cmの型枠に打込んだVFCの貫入抵抗値が0.2N/mm^{2}に達した時点で，4.5%の勾配を与えた際の様子を示す．目視観察の結果，VFCはダレを生じることなく脱型後も表面形状を保持できる性状であり，表面のブリーディングも収束する傾向が確認された．一般にコンクリートの仕上げは，ブリーディングが収まった段階で開始するのが推奨されている[3)]．また，佐藤ら[4)]の検討では，高強度繊維補強コンクリートを間詰め材に用いた場合における仕上げの目安として，貫入抵抗値0.25～1.00N/mm^{2}が適するとしている．これらを踏まえると，本試験で用いたVFCについては，貫入抵抗値0.2N/mm^{2}を脱型の目安，0.5N/mm^{2}を仕上げ完了の目安，1.0N/mm^{2}を仕上げ作業の限界値とするのが適当と判断された．

写真-9～写真-11に「シリーズ2：間詰め材が硬化するまで伏せ型枠を残置する場合」の表面性状を示す．化粧板を用いた場合には表面に多数の気泡が残存したが，透

水シートを設置した型枠を使用することで表面気泡が大幅に低減された．**写真-10**ではVFC表面に長手方向へ2本の線状痕が確認された．これは透水シートのしわに起因するものであり，透水シートの設置方法を改善することで解消可能と考えられる．一方，勾配4%の場合と比較して勾配2%の場合には，表面の気泡が増加する傾向が確認された．また，**写真-12**に示すように，型枠を残置する施工方法では，伏せ型枠の接地面に貼ったノロ止めテープの厚さに起因して，表面に1～2mm程度の段差が生じることが確認された．

3. 間詰め材の温度依存性

3.1 試験概要

VFCは一般的なコンクリートに比較して単位結合材量が多く，水結合材比が小さいことから，環境温度の変化に伴いフレッシュ性状が大きく変動することが懸念される．そこで本試験では，前章**表-1**の結果を踏まえ，伏せ型枠脱型の目安を貫入抵抗値0.2N/mm^{2}と設定し，環境温度とVFCの凝結性状の関係を整理することで，施工時の気温条件に応じた伏せ型枠の脱型時期の目安を示すことを目的とした．また，実施工における作業性向上を考慮し，硬化促進剤による仕上げ時期の調整方法についても検討した．

3.2 試験方法

VFCの配合は，2章と同様に接合部の疲労耐久性を確保するために必要な強度100N/mm^{2}を満足し，かつ接合部の充填に必要なフレッシュ性状を満足する配合とした．硬化促進剤は，単位結合材量に対して0%（無添加），0.3%および0.5%の3水準とした．

練混ぜは20℃環境下で実施し，練上り後に15℃，20℃，25℃，30℃および35℃の環境下でそれぞれ保管した後，一定時間間隔で貫入抵抗値を測定した．試料の保管には，15℃，25℃，30℃および35℃については恒温槽を用い，20℃については試験室内に静置した．

貫入抵抗値の測定はJIS A 1147:2019「コンクリートの凝結時間試験方法」に準拠して実施し，練混ぜ後のVFCを専用の容器に入れ，上から貫入針を一定の速度範囲で貫入させたときの抵抗値から算出した（**写真-13**）．

3.3 試験結果

図-3に各ケースの貫入抵抗値の推移を示す．VFCは貫入抵抗値0.1N/mm^{2}付近を変曲点として，それ以降は急速に増加する傾向を示した．前章で得られた結果を踏まえて，貫入抵抗値0.2N/mm^{2}を伏せ型枠脱型の目安，0.5N/mm^{2}を仕上げ完了の目安，1.0N/mm^{2}を表面品質を確保できる仕上げ作業の限界値として整理すると，各基準値に達するまでの時間は，硬化促進剤添加量の増加や環境温度の上昇によって早まる傾向が認められた．



写真-5 仕上げ後の表面 貫入抵抗値0.5N/mm^2 (No.1-1)



写真-6 仕上げ後の表面 貫入抵抗値1.0N/mm^2 (No.1-2)



写真-7 仕上げ後の表面 貫入抵抗値1.5N/mm^2 (No.1-3)



写真-8 貫入抵抗値0.2N/mm^{2}に達したVFCの状態（勾配4.5%）



写真-9 脱型後の表面 化粧板（勾配4%） (No.2-1)



写真-10 脱型後の表面透水シート設置型枠（勾配4%） (No.2-2)



写真-11 脱型後の表面 透水シート設置型枠（勾配2%） (No.2-3)



写真-12 脱型後の段差

図-4に注水から貫入抵抗値0.2N/mm²に達するまでの時間と保管温度の関係を示す．保管温度20℃の測定結果にはばらつきが認められた．これは，20℃以外の測定は恒温槽を用いて行ったのに対して，20℃は実験室で実施したため，試験環境の違いが測定結果のばらつきに影響した可能性がある．一方，20℃のデータを除くと，各測定値は一定の相関関係が認められた．このことから，施工時の気温条件から貫入抵抗値0.2N/mm²に到達するまでの時間を推定することで，伏せ型枠の適切な脱型時期を予測できる可能性が示された．

図-5に硬化促進剤添加率ごとのVFC圧縮強度の測定結果を示す．圧縮強度試験は，φ50mm×100mmの円柱供試体を用いてJIS A 1108に準拠して実施した．その結果，硬化促進剤添加率と圧縮強度の関係は材齢によって異なる傾向を示したものの，いずれの配合においても材齢28日における目標強度100N/mm²以上を満足した．

4. 実大スパン（9m）の型枠を用いた施工試験

4.1 試験概要

3章で実施した試験の結果を踏まえて，床版取替工事を想定した実大規模での施工試験を実施した．本試験では，VFCの打込み，伏せ型枠の設置および脱型，ならびに表面仕上げに関する施工性について検証した．

4.2 試験方法

試験に用いる型枠は，実施工におけるプレキャストPC床版同士の接合部を模擬し，長さ9.00m，幅0.15m，高さ0.20mとした（**写真-14**）．試験の手順は，勾配4%を付与した型枠に対して，伏せ型枠を順次設置しながらVFCの打込みを行い，VFC硬化前に伏せ型枠を脱型した後，表面仕上げを行う方法とした（**図-2**）．

伏せ型枠の１枚当たりの平面寸法は，長さ0.90m，幅0.26mとした．VFCの１バッチ当たりの練り量は150Lとし，打込みには２バッチ分を容器内で混合した試料を用いた．伏せ型枠の脱型は，VFCの貫入抵抗値が0.2N/mm²程度に達した時点で実施し，脱型後は直ちに金鏝による表面仕上げを行った．また，仕上げ後は一定時間経過後に表面状態を観察し，流動やダレの発生状況を確認した．

VFCの配合は，2章と同様に接合部の疲労耐久性を確保するために必要な強度100N/mm²を満足し，かつ接合部の充填に必要なフレッシュ性状を満足する配合とした．フレッシュ性状は，JIS R 5201に準拠した落下振動を加えないフロー試験（0打）により確認し，練上り直後のフロー値が320±30mmを満足することを確認した．また，本試験では実施工時の伏せ型枠脱型時期の目標を注水から4～5時間と設定した．計画段階では，試験時の気温を20℃程度と想定し，**図-4**の結果を参考に硬化促進剤を単位結合材量に対して0.3%添加することとした．VFCのフレッシュ性状は，320±30mmを目標性状としてモルタルフロー



写真-13　貫入抵抗値測定の様子

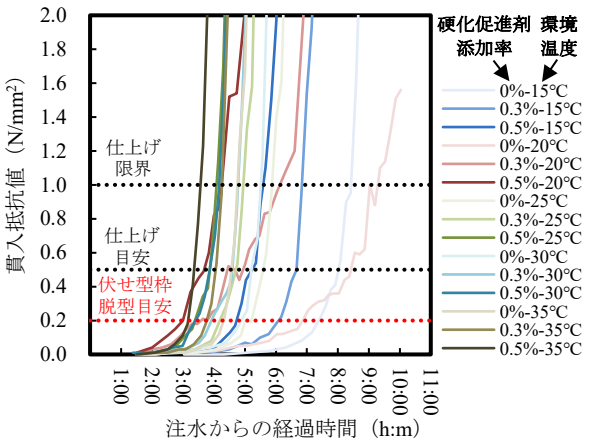


図-3　各ケースの貫入抵抗値の推移

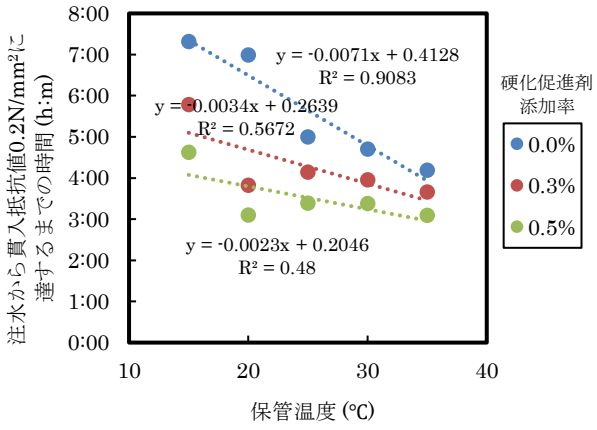


図-4　注水から貫入抵抗値0.2N/mm²に達するまでの時間と保管温度の関係

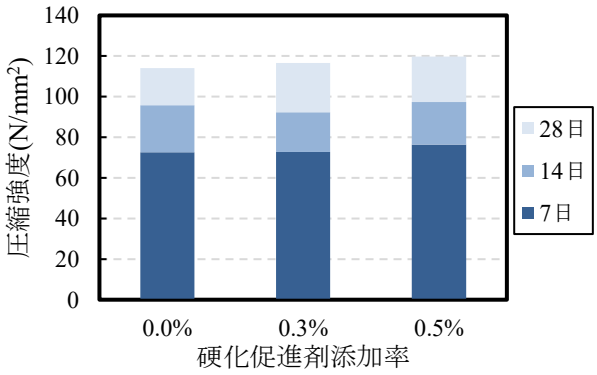


図-5　VFCの圧縮強度

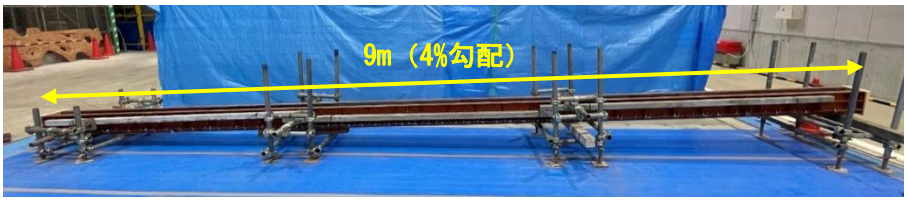


写真-14　型枠（長さ9.00m×幅0.15m×高さ0.20m）



写真-15　VFC打込み時の様子

試験（0打）により確認した．

4.3 試験結果

写真-15 に VFC 打込み時の様子を示す．練上り直後のモルタルフロー試験結果は，1 バッチ目が 345mm，2 バッチ目が 338mm，1・2 バッチ混合が 336mm であり，いずれも練上り直後の目標性状 320±30mm を満足した．VFC の打込みはバケツを用いて行い，打込み量に応じて勾配下流側から伏せ型枠を設置することで，VFC のオーバーフローを防止した．その結果，打込み後から脱型までの間，伏せ型枠周辺からの VFC の漏出は認められず，過度なノロ漏れも生じなかった．

図-6 に貫入抵抗試験結果を示す．貫入抵抗値の測定は JIS A 1147:2019「コンクリートの凝結時間試験方法」に準拠して実施した．本試験は気温 21～22℃の室内環境下で実施した．貫入抵抗値には，打込みと同様の試料を用い，伏せ型枠脱型の目安である 0.2N/mm^2 を超えるまで継続して測定した．図中には，比較のため同一配合で実施した 20℃保管時の過去の測定結果も併記した．両者を比較すると，本試験の貫入抵抗値の方が，20℃保管時の結果に比べて，貫入抵抗値の増加開始時期が遅れる傾向を示した．この要因として，本試験で用いた材料が長期間完全に密封されていない状態で保管していたため，材料の風化により初期の水和反応性が低下した可能性が考えられるが，現時点では詳細な原因の特定には至っていない．

伏せ型枠の脱型は，貫入抵抗値が 0.18N/mm^2 の時点で実施した．脱型前には伏せ型枠の一部を取り外し，複数人での目視による流動性やブリーディングの収束状態の確認，また触診による硬さの確認を行い，伏せ型枠を脱型可能な状態であることを定性的に確認した．

写真-16 に仕上げ後の表面性状を，**写真-17** に硬化後の表面性状を示す．本試験では，貫入抵抗値 0.18N/mm^2 で脱型した後，1 回の金鏝仕上げにより，下流側のダレや上流側の目減りを生じることなく，勾配に沿った滑らかな表面を形成することができた．また，硬化後の表面においても，ひび割れなどの変状は認められず，良好な仕上げ面が得られた．

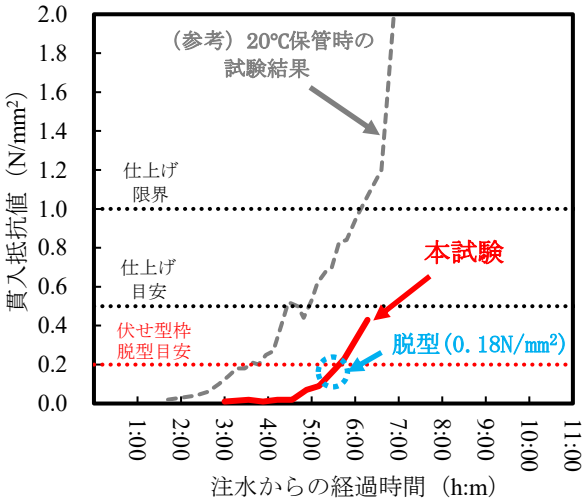


図-6　貫入抵抗値の測定結果

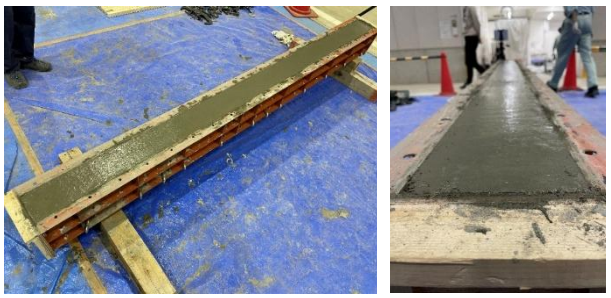


写真-16　仕上げ後の表面状態



写真-17　硬化後の表面状態

5. まとめ

本稿では，床版接合部において機械式定着工法とVFCを組み合わせた接合工法「ESCON TPジョイント」の適用にあたり，勾配区間においてVFCの勾配下流側へのオーバーフローを防止するための施工方法について検討を行った．その結果，以下の知見を得た．

1) 伏せ型枠によりVFCを上方から拘束することによって，オーバーフローを防止し4%の横断勾配に沿った表面の形成が可能であった．
2) 伏せ型枠をVFCの硬化まで残置させる場合，伏せ型枠の接地面に透水シートを設置することにより，表面の気泡を大幅に低減することが確認された．
3) 貫入抵抗値と仕上げ性状との関係を整理した結果，貫入抵抗値0.2N/mm²を脱型の目安，0.5N/mm²を仕上げ完了の目安，貫入抵抗値1.0N/mm²を仕上げ作業で表面品質を確保できる限界状態とすることが，表面品質の確保において適当と考えられる．
4) 環境温度および硬化促進剤添加率がVFCの凝結進行に影響を及ぼすことを確認した．また，施工時の気温条件から貫入抵抗値0.2N/mm²に到達するまでの時間を推定することで，伏せ型枠の適切な脱型時期を予測できる可能性が示された．
5) 実大スパン（9m）の施工試験では，貫入抵抗値0.2N/mm²程度で伏せ型枠を脱型し金鏝仕上げを行うことで，ダレや目減りを生じることなく良好な表面性状を確保でき，実構造物への適用性を確認した．

参考文献

1) 針貝貴浩，野澤忠明，勝見哲史，須山淳也：床版取替時の品質と生産性の向上に向けた新たな接合工法の開発，コンクリート工学年次論文集，Vol.47，No.2，pp.475-480，2025
2) 須山淳也，針貝貴浩，野澤忠明，勝見哲史：道路橋プレキャストPC床版取替時の品質と生産性の向上に向けた新たな接合工法の開発，令和7年度土木学会全国大会，第80回年次学術講演会，VI-397，2025
3) 土木学会：「2023年制定コンクリート標準示方書［施工編］」，pp.124-125，2023
4) 佐藤徹也，中川健司，臺哲義，中村誠孝：超低収縮高強度繊維補強コンクリートを用いた床版接合工法の適用 ―名神長良川橋床版取替工事―，コンクリート工学，Vol.63，No.11，pp.930-936，2025.11

「AtlasX」の高度品質管理データを用いた性能照査への活用事例

平　田　昌　史[*1]　　大　塚　悠　大[*1]
石　黒　　健[*1]　　津　田　啓　史[*2]

要　　旨

著者らが開発を進めている盛土品質管理システム「AtlasX」は，振動ローラ加速度応答法（αシステム）による計測を中心に，自走式RIロボットによる地盤物性の計測やレーザースキャナによる沈下計測も併せて実施し，クラウド上にデータを蓄積・処理するシステムである．現在，本システムで取得した面的データは，現場土工における高度な品質管理へと利用されているが，将来的にはこの品質管理データを用いた性能設計・性能照査まで適用範囲を拡大したいと考えている．このためには，「AtlasX」により取得した高度品質管理データと地盤数値解析やDPP（Data Processing Platform）技術との連携が必要不可欠であると考えられる．そこで本研究では，「AtlasX」により取得した各種データを数値解析に必要なパラメータへと変換する方法や，数値解析技術との連携方法について検討した．本報告ではこれらの結果について報告する．

キーワード　振動ローラ加速度応答法／締固め／性能照査／構成モデル／FEM解析

目　　次

１．はじめに
２．間隙比～乾燥密度～地盤剛性関係の導出
３．数値解析に必要な材料パラメータの推定
４．実現場の数値シミュレーション事例
５．おわりに

CASE STUDY ON THE USE OF "AtlasX" ADVANCED QUALITY CONTROL DATA FOR PERFORMANCE VERIFICATION

Masafumi　HIRATA　　**Yudai　OHTSUKA**
Takeshi　ISHIGURO　　**Hiroshi　TSUDA**

Synopsis:
"AtlasX," a system currently under development by the authors, primarily utilizes the vibration roller acceleration response method (α-system) for measurement while also incorporating ground property measurements via self-propelled RI robots and settlement measurements using laser scanners; the resulting data is stored and processed in the cloud. While the spatial data acquired by this system is currently used for advanced quality control in on-site earthworks, the authors aim to expand its application in the future to include performance-based design and verification. To achieve this, it is essential to integrate the high-level quality control data obtained via "AtlasX" with numerical ground analysis and DPP (Data Processing Platform) technologies. Therefore, this study investigated methods for converting the various data acquired by "AtlasX" into parameters required for numerical analysis, as well as methods for integrating the system with numerical analysis technologies. This report presents the findings of that study.

＊１本店　ICI 総合センター ICI テクノロジーセンター 地盤グループ
＊２本店 土木技術部



図-1　「AtlasX」の構成



図-2　「AtlasX」を用いた性能設計の流れ（飯塚[4]に加筆）

1. はじめに

著者らが開発を進めている「AtlasX」[1), 2)]は，盛土等の土構造物に対する転圧施工時に，既往の振動ローラ加速度応答法[3)]（α システム）による計測を中心に，自走式散乱型 RI ロボットによる地盤物性の計測や 3D レーザースキャナによる沈下計測も併せて実施し，クラウド上にデータを蓄積・処理するシステムである（**図-1** 参照）．本システムでは，密度や含水比，地盤剛性や沈下量といった品質管理情報を面的に取得することが可能なため，現状では現場土工における高度な品質管理等に活用されているが，将来的にはこの品質管理データを用いた性能設計・性能照査まで適用範囲を拡大したいと考えている．具体的には，**図-2** に示すように「AtlasX」で取得した品質管理データをデータベースに蓄積し，各種データベースから DPP（Data Processing Platform）によりデジタルツインを生成，数値シミュレーションによる予測結果を現場にフィードバックすることを想定している[4)]．各種データベースからデジタルツインを生成する DPP 技術[5)]，地盤に関する数値シミュレーション技術[6),7)]については，**図-2** に示した性能照査を十分に実現可能なレベルにまで達しており，必要となるのは「AtlasX」により取得した高度品質管理データを DPP や数値シミュレーションに必要な材料パラメータとして受け渡す技術である．そこで本研究では，「AtlasX」で取得した各種品質管理データを数値解析に必要な材料パラメータへと変換する方法や，数値解析技術との連携方法について検討した．ここでは，不飽和土の構成モデルを用いることで「AtlasX」の品質管理データから材料パラメータを導出する手法を示すとともに，著者らが実施した試験盛土に対して材料パラメータを推定した事例や，仮想的な盛土に対して実施した FEM 解析結果について紹介する．

2. 間隙比～飽和度～地盤剛性関係の導出

2.1 「締固め管理図」を用いた関係式の導出

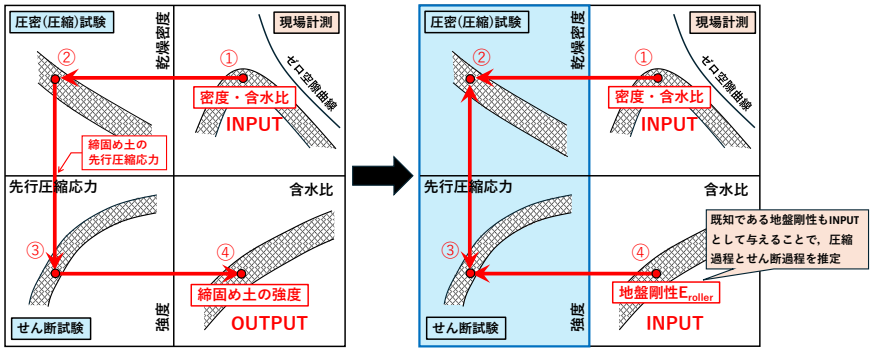
「AtlasX」で取得した品質管理データから数値シミュレーションに必要な材料パラメータを導出するにあたり，ここでは太田ら[8),9)]が提案する「締固め管理図」を利用する．「締固め管理図」とは，**図-3** に示す 4 象限のグラフであり，右上が横軸を含水比，縦軸を乾燥密度とした締固め過程を表すグラフ，左上が横軸に先行圧縮応力，縦軸に乾燥密度とした圧密（圧縮）過程を表すグラフ，左下が縦軸を締固め土の強度としたせん断過程を表すグラフとなっている．現場の盛土材に対して事前に圧縮（圧密）試験とせん断試験を実施し，この「締固め管理図」を作成しておけば，現場で計測した乾燥密度ρ_dと含水比wを右上の締固め過程のグラフに入力値としてプロットし，圧縮過程～せん断過程を経ることで，締固め土の強度を推定することができ，地盤強度を用いた締固め管理を行うことが可能となる．一方，「AtlasX」では振動ローラ加速度応答法（α システム）により地盤剛性E_{roller}を直接計測しており，「締固め管理図」で求めた圧縮過程～せん断過程を介さずに締固め土の剛性・強度を取得することができる．このため，「締固め管理図」に「AtlasX」を適用した場合，**図-3** に示すように乾燥密度ρ_dと含水比wの他に地盤剛性E_{roller}も入力値として与えることができ，土材料の圧縮過程～せん断過程を逆算することが可能となる．さらに，この圧縮過程～せん断過程を不飽和土の構成モデルで表せば，構成モデルの材料パラメータを推定することも可能であると考えられる．そこで，不飽和土の構成モデルを用いて圧縮過程～せん断過程を定式化し「締固め管理図」に適用することで，「AtlasX」で取得した“間隙比e～飽和度S_r～地盤剛性E_{roller}”関係の誘導を試みた．

本研究では，土／水／空気連成有限要素解析プログラム（DACSAR-i）[6)]を数値シミュレーションに用いることを想定しているため，不飽和土の構成モデルとしては，本プログラムに組み込まれている大野ら[10)]が提案する Se-Hardening モデルを適用する．Se-Hardening モデルの降伏関数fは次式で表される．

$$f = \mathrm{M}D\ln\frac{p'}{\xi\cdot p_0'} + D\eta^* - \varepsilon_v^p = 0 \qquad [1]$$

$$\xi = exp[(1-S_{re})^n \ln a]$$

Mは限界応力比，Dはダイレイタンシー係数，η^*は一般化した応力比である．また，ξは飽和度による剛性増加を表



(a) 従来の「締固め管理図」　　(b) 「AtlasX」を適用した場合

図-3　「締固め管理図」への「AtlasX」の適用方法

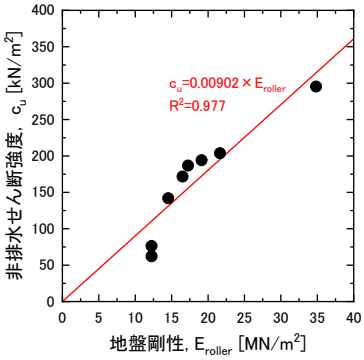


図-4　c_u～E_{roller}関係

す関数であり，nおよびaは関数ξのフィッティングパラメータである．また，式中のS_{re}は有効飽和度であり，

$$S_{re} = \frac{S_r - S_{rc}}{1 - S_{rc}} \qquad [2]$$

と表される．S_{rc}は限界飽和度である．式[1]に示すように，この Se-Hardening モデルは飽和度の関数ξによって関口・太田モデル [11]の正規降伏曲面の大きさが変化するモデルである．この式[1]に示した降伏関数から，圧縮（圧密）過程におけるe～$\log \sigma'_v$関係式を次式のように表す．

$$e = e_0 - \lambda \cdot \ln \frac{\sigma'_v}{\xi \sigma'_{v0}} \qquad [3]$$

eは間隙比，λは圧縮指数，σ'_vは圧縮応力である．また，式中のe_0は先行圧縮応力σ'_{v0}の時の間隙比である．なお，この式[3]については，今後の計算の都合から次のように表しておく．

$$\begin{aligned} e &= -\lambda \cdot \ln \sigma'_v + \lambda \cdot \ln \xi + b \\ b &= e_0 + \lambda \cdot \ln \sigma'_{v0} \end{aligned} \qquad [4]$$

一方，せん断過程については，式[1]に示した降伏関数から Ohta et al.[12]を参考に，非排水せん断強度の増加率c_u/σ'_vを次のように求める．

$$\frac{c_u}{\sigma'_v} = \frac{1 + 2K_0}{6} \cdot \mathrm{M} \cdot exp\left(-\Lambda + \frac{\Lambda}{\mathrm{M}} \eta_0\right) = const. \qquad [5]$$

K_0は静止土圧係数，Λは非可逆比，η_0はp'～q応力面におけるK_0線の傾きである．なお，この式[5]の右辺は一定値（$const.$）となるため，非排水せん断強度の増加率c_u/σ'_vは一定値（$const.$）となる．ここで，「AtlasX」により取得した地盤剛性E_{roller}は，非排水せん断強度c_uの間に**図-4**に示す相関関係にあることから，地盤剛性E_{roller}の増加率を次のように定義する．

$$\frac{c_u}{\sigma'_v} \propto \frac{E_{roller}}{\sigma'_v} = c \quad \rightarrow \quad \sigma'_v = \frac{E_{roller}}{c} \qquad [6]$$

また，式[1]に示した飽和度の関数ξは，簡易的に$n = 1$として次のように変形する．

$$\ln \xi = -\frac{\ln a}{1 - S_{rc}} \cdot S_r + \frac{\ln a}{1 - S_{rc}} \qquad [7]$$

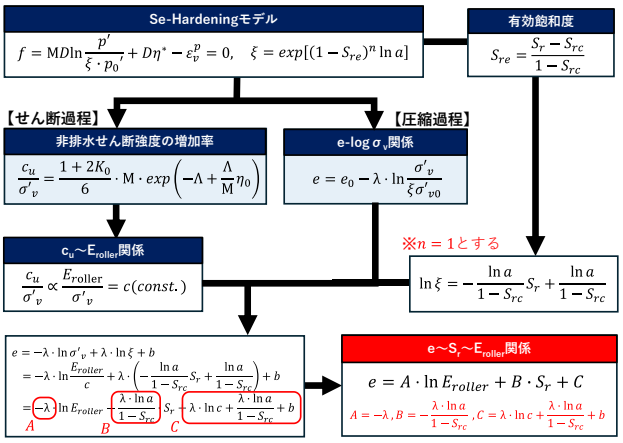


図-5　不飽和構成モデルを用いた関係式導出フロー

式[4]に，式[6]および式[7]を代入し，関数ξと圧縮応力σ'_vを消去すると，“e～S_r～E_{roller}”の関係式が次のように導かれる．

$$e = A \cdot \ln E_{roller} + B \cdot S_r + C \qquad [8]$$

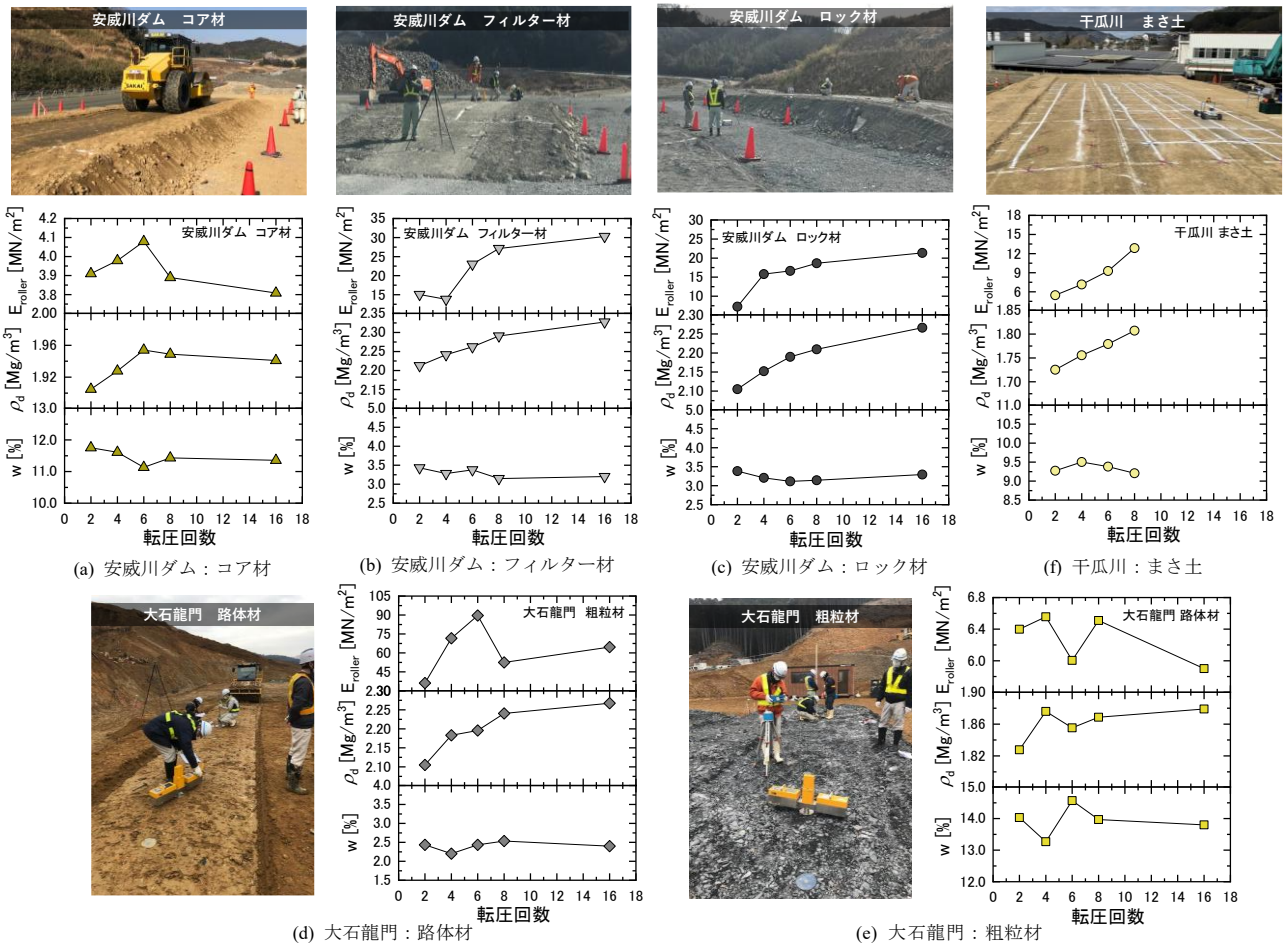
なお，式中のA，B，Cは構成モデルの材料パラメータを含む係数であり，以下の式で表される．

$$\begin{aligned} A &= -\lambda, \qquad B = -\frac{\lambda \cdot \ln a}{1 - S_{rc}} \\ C &= \lambda \cdot \ln c + \frac{\lambda \cdot \ln a}{1 - S_{rc}} + b \end{aligned} \qquad [9]$$

図-5 に，以上の関係式導出のフローを示す．

2.2 “間隙比～飽和度～地盤剛性”関係の推定事例

過去に実施した試験盛土データを用いて重回帰分析を行い，式[8]に示した“間隙比e～飽和度S_r～地盤剛性E_{roller}”関係の各係数A，B，Cの算出を試みた．ここで対象としたのは，国交省の PRISM で実施した安威川ダム，大石龍門および千瓜川の試験盛土である [1),2)]．各試験盛土では，加速度応答法（α システム）による地盤剛性E_{roller}の測定，自動走査式 RI 密度水分計（SRID）による乾燥密度ρ_dおよび含水比wの測定が実施されている．各試験盛土の測定結果を**図-6** に示す．この図に示したように，安威



(a) 安威川ダム：コア材　(b) 安威川ダム：フィルター材　(c) 安威川ダム：ロック材　(f) 千瓜川：まさ土

(d) 大石龍門：路体材　(e) 大石龍門：粗粒材

図-6　各試験盛土における「AtlasX」の計測結果

表-1　各試験盛土に対する重回帰分析結果

	安威川ダム コア	安威川ダム フィルター	安威川ダム ロック	大石龍門 路体材	大石龍門 粗粒材	千瓜川 まさ土
重相関 R	0.963	0.968	0.991	0.647	0.970	0.999
重決定 R2	0.927	0.937	0.981	0.418	0.940	0.998
A	-0.090	-0.013	-0.037	-0.122	-0.030	-0.059
B	-0.756	-0.303	-0.378	-0.421	-0.742	-0.307
C	1.738	0.455	0.735	1.854	0.777	1.184

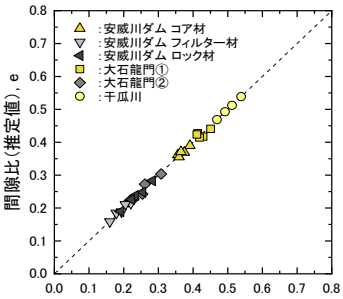


図-7　推定値と実測値の比較

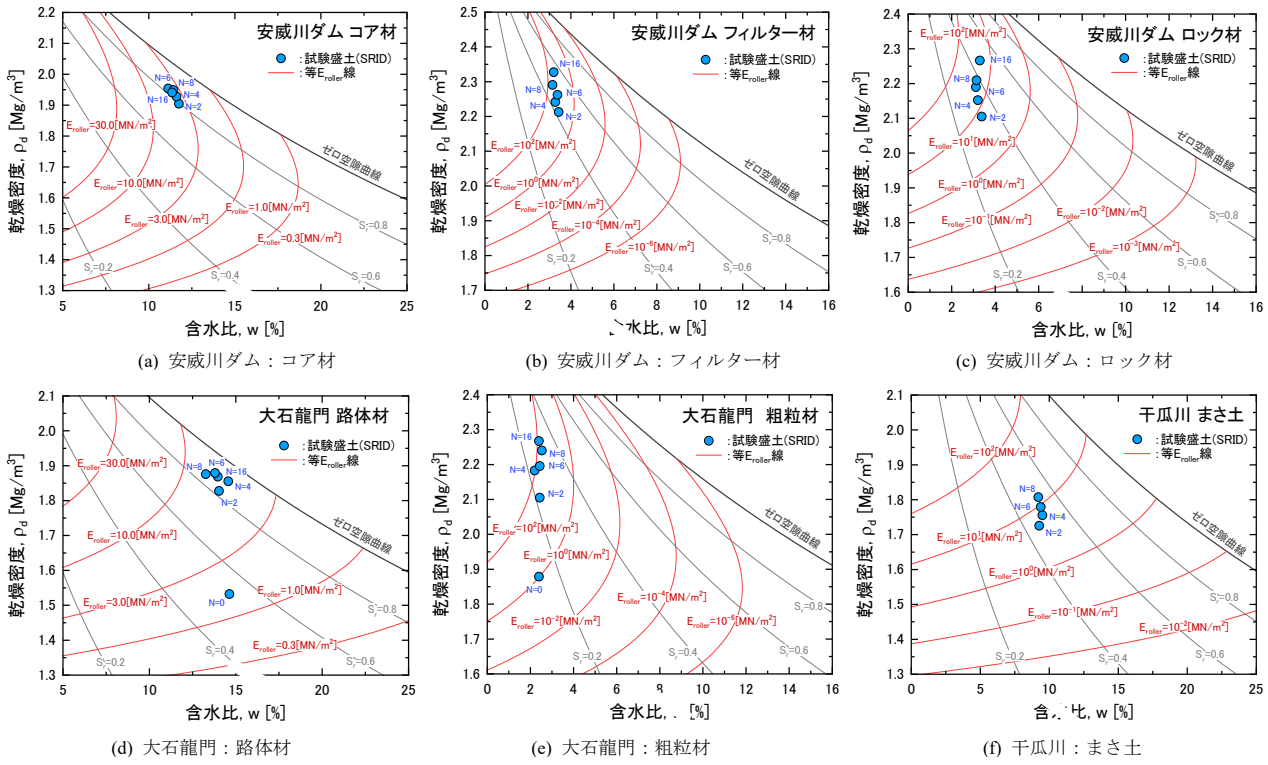
川ダムではコア材，フィルター材，ロック材の3種，大石龍門では土砂を主とした路体材と砕石を主とした粗粒材の2種，千瓜川ではまさ土，の計6種の試験盛土を対象として重回帰分析を実施した．なお，式[8]は“間隙比e～飽和度S_r～地盤剛性E_{roller}”関係であるため，測定した乾燥密度ρ_dおよび含水比wを次の式を用いて間隙比eと飽和度S_rに変換している．なお，式中のρ_sは土粒子密度であり，別途実施している室内物理試験の結果を用いている．

$$e = \frac{\rho_s}{\rho_d} - 1 \qquad [10]$$

$$S_r = \frac{\rho_s}{e} \cdot w \qquad [11]$$

重回帰分析による各係数A，B，Cの推定結果を**表-1** に示す．この表を見ると，重相関係数Rは大石龍門の路体材で低いものの，他は 0.96 以上の高い相関性を示す結果となっている．**図-7** は，式[8]を用いて推定した間隙比と実測の間隙比を比較したグラフである．推定した間隙比は計測値ともほぼ一致しており，この図からも重回帰分析により導いた各係数が十分な精度を有していると判断できる．以上のことから，式[8]に示した“e～S_r～E_{roller}”関係における各係数A，B，Cを用いて数値シミュレーションに必要な材料パラメータを設定することは十分可能であると判断した．

なお，式[8]に示した“e～S_r～E_{roller}”関係から，永井ら[14]を参考に，含水比～乾燥密度関係に等E_{roller}線を追加した**図-8** に示すようなグラフを作成することも可能である．この**図-8** には，試験盛土のデータも同時にプロットしている．粗粒材である安威川ダムのフィルター材やロック材，大石龍門の粗粒材のグラフを見ると，等E_{roller}線は垂直に立ち上がるようなラインとなっており，乾燥密



(a) 安威川ダム：コア材　(b) 安威川ダム：フィルター材　(c) 安威川ダム：ロック材

(d) 大石龍門：路体材　(e) 大石龍門：粗粒材　(f) 千瓜川：まさ土

図-8　推定した等 Eroller 線と各試験盛土の締固め状況

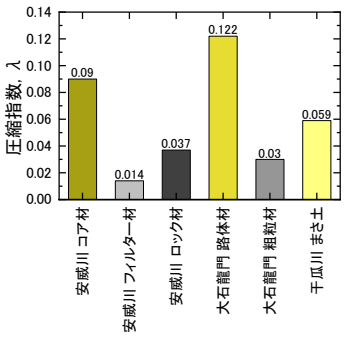


図-9　圧縮指数の比較

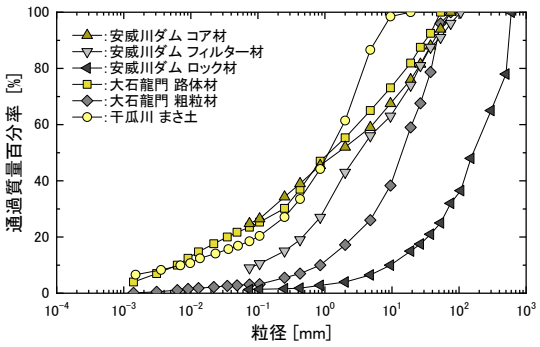


図-10　各試験盛土の粒度分布

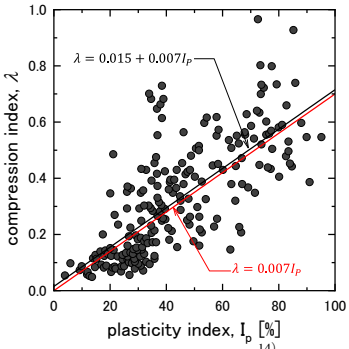


図-11　I_P～λ 関係[14)]

度が増加しても地盤剛性はほとんど変化しない材料であることがわかる．また，細粒分を多く含む安威川ダムのコア材のグラフを見ると，飽和度が高い位置では乾燥密度が増加しても逆にE_{roller}が低下するオーバーコンパクションとなることがわかる．このように等E_{roller}線を描くことで，締固めにおける強度基準値を設定できるだけでなく，盛土材の材料特性もグラフから把握することが可能であり，性能設計・性能照査への利用だけではなく，高度品質管理に対しても有用な情報が得られることがわかった．

3. 数値解析に必要な材料パラメータの推定

3.1 材料パラメータの推定手法

ここでは，式[8]に示した“e～S_r～E_{roller}”関係における各係数A，B，Cを用いて，数値シミュレーションに必要な材料パラメータの推定を試みる．式[9]に示したように，係数A，B，Cには圧縮指数λや強度増加関数ξに含まれるパラメータa，限界飽和度S_{rc}，e～$\log\sigma'_v$の切片b，地盤剛性の増加率c（$=E_{roller}/\sigma'_v$）といった材料パラメータが多数含まれており，式[9]のみではこれらの材料パラメータを求めることは不可能である．そこで，本検討では材料パラメータの 1 つである圧縮指数λに着目する．式[9]に示したように，圧縮指数λは係数Aをマイナスにした値であり，式[9]から直接得られる値である．**図-9** は，各試験盛土の圧縮指数λを比較したグラフである．このグラフを見ると，粗粒材が含まれる安威川ダムのフィルター材やロック材，大石龍門の粗粒材の圧縮指数は，細粒分を含む安威川ダムコア材や千瓜川のまさ土に比べて小さい値を示しており，その値は**図-10** に示す各盛土材の粒度特性の傾向とも一致している．そこで，圧縮指数λを基準として，その他の材料パラメータを推定する．ここでは，塑性指数I_Pから材料パラメータを設定する Iizuka and Ohta[15)] の手法を参考にした．塑性指数I_Pを介して有効内部摩擦角ϕ'と塑性指数I_Pの関係（Kenney, 1959），圧縮指数λと

表-2　各試験盛土の材料パラメーター一覧

		安威川ダム コア材	安威川ダム フィルター材	安威川ダム ロック材	大石龍門 路体材	大石龍門 粗粒材	干瓜川 まさ土
圧縮指数	λ	0.090	0.013	0.037	0.122	0.030	0.059
有効内部摩擦角	sin ϕ'	0.570	0.761	0.694	0.534	0.735	0.625
	ϕ'	34.73	49.55	43.92	32.31	47.27	38.66
限界応力比	M	1.406	2.039	1.805	1.301	1.946	1.578
非可逆比	Λ	0.804	0.950	0.950	0.743	0.950	0.902
静止土圧係数	K_0	0.430	0.239	0.306	0.466	0.265	0.375
有効ポアソン比	ν'	0.301	0.193	0.234	0.318	0.210	0.273
不飽和硬化挙動のパラメータ	lna	7.54	21.18	9.17	3.12	22.43	4.71
	n	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
非排水せん断強度の増加率	cu/σv	0.330	0.399	0.370	0.320	0.388	0.345

塑性指数I_Pの関係（Iizuka and Ohta, 1987）は，次のように表される．

$$sin\,\phi' = 0.81 - 0.233 \cdot \log I_P \qquad [12]$$

$$\lambda = 0.015 + 0.007 \cdot I_P \qquad [13]$$

これらの式を連立して塑性指数I_Pを消去すると，圧縮指数λと有効内部摩擦角ϕ'の関係が以下の式で表される．

$$sin\,\phi' = 0.81 - 0.233 \cdot \log\left(\frac{\lambda - 0.015}{0.007}\right) \qquad [14]$$

この式を用いて有効内部摩擦角ϕ'を求めれば，その他の材料パラメータは有効内部摩擦角ϕ'を起点として導出することが可能となる．例えば，限界応力比Mと静止土圧係数K_0は，次に示す式を用いて求めることができる．

$$\mathrm{M} = \frac{6\,sin\,\phi'}{3 - sin\,\phi'} \qquad [15]$$

$$K_0 = 1 - sin\,\phi' \qquad [16]$$

また，上式で求めた限界応力比Mと静止土圧係数K_0を用いて，非可逆比Λ，有効ポアソン比ν'，K_0線の傾きη_0が以下の式で求められる．

$$\Lambda = \frac{\mathrm{M}}{1.75} \qquad [17]$$

$$\nu' = \frac{K_0}{1 + K_0} \qquad [18]$$

$$\eta_0 = \frac{3(1 - K_0)}{1 + 2K_0} \qquad [19]$$

以上を踏まえた材料パラメータ設定フローを図-12 に示す．なお，このフロー図には解析で必要となる透水係数や水分特性曲線のパラメータも記載しているが，これら間隙水に関わるパラメータは「AtlasX」による締固め管理データからは推定することができない．このため，透水試験や粒度試験，保水性試験等から求める必要があるが，これらの設定方法については別途報告する予定である．

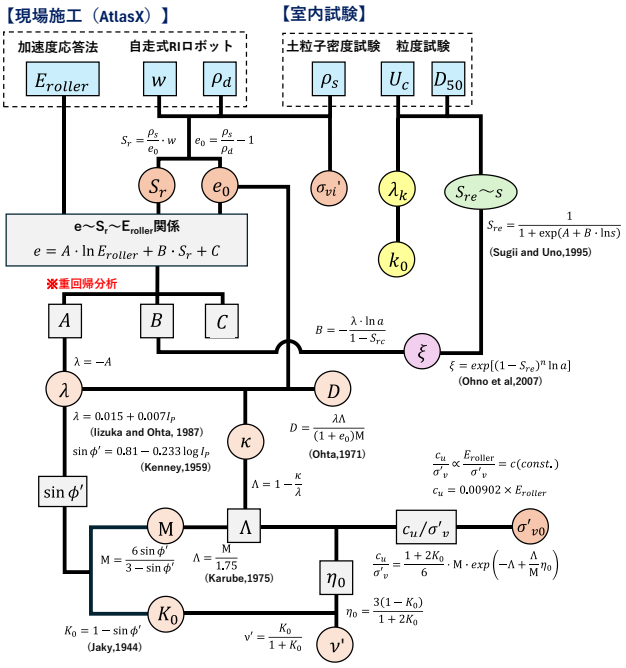
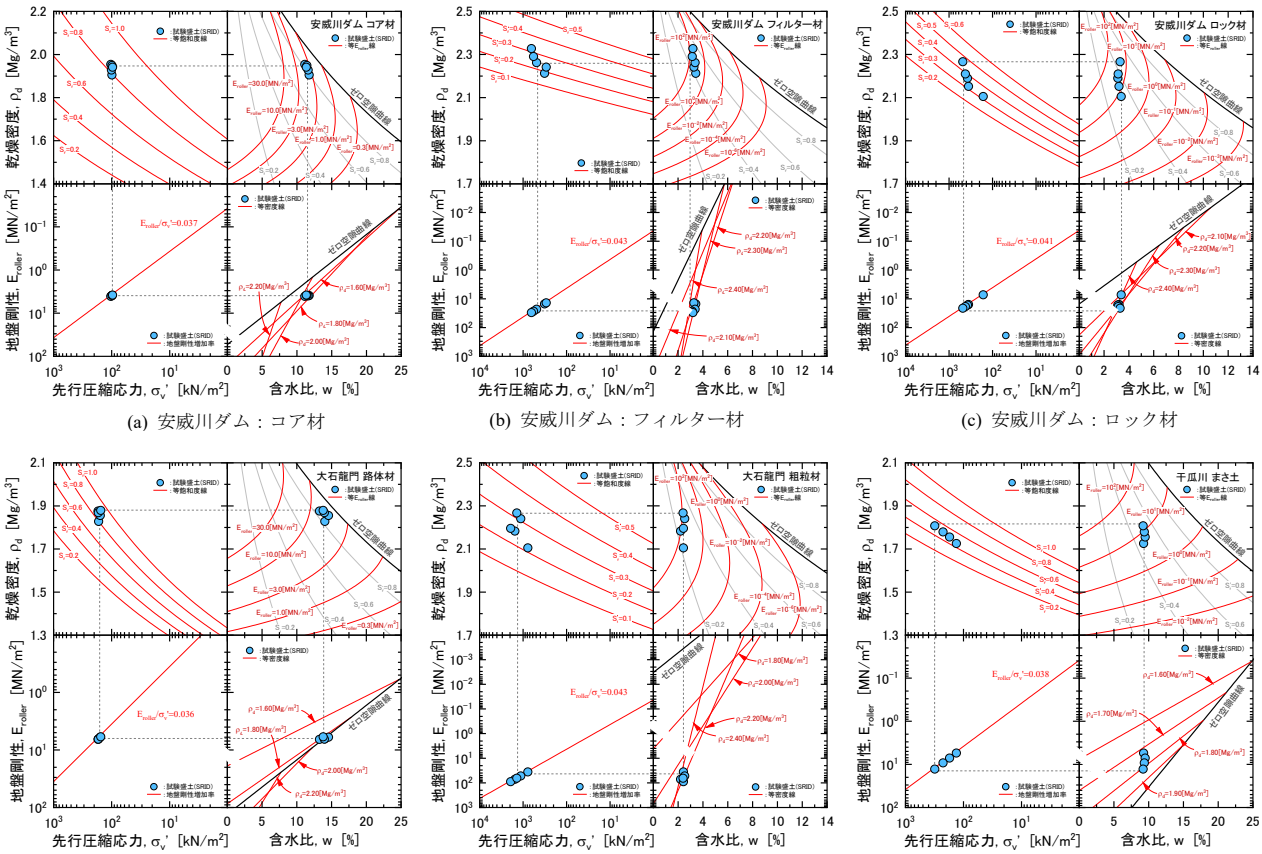


図-12　「AtlasX」を用いたパラメータ設定フロー

3.2 材料パラメータの推定事例

表-1 に示した各試験盛土に対して材料パラメータの推定を試みた．表-2は，各試験盛土に対して図-12のフローに従い求めた材料パラメータの一覧である．表中に示したように，圧縮指数λから求めた各試験盛土の有効内部摩擦角ϕ'は約 32～48°の範囲にあり，十分妥当な範囲 [14]にあると考えられる．なお，式[14]に示す圧縮指数λと塑性指数I_Pの関係式を見ると，圧縮指数λが 0.015 以下の場合には適用できないことがわかる．つまり，表-2 に示した安威川ダムのフィルター材では，式[14]を用いて有効内部摩擦角ϕ'を求めることができない．そこで，式[14]が誘導された Iizuka and Ohta[15]のグラフである図-11 を見てみると，圧縮指数λが 0.015 以下で計算が可能なように，切片を考慮しない$\lambda = 0.007 \cdot I_P$（図中の赤線）の関係式に変更しても問題ないことがわかる．そこで，式[14]に示した圧縮指



(a) 安威川ダム：コア材　(b) 安威川ダム：フィルター材　(c) 安威川ダム：ロック材

(d) 大石龍門：路体材　(e) 大石龍門：粗粒材　(f) 千瓜川：まさ土

図-13　「AtlasX」データから推定した各試験盛土の「締固め管理図」

数λと有効内部摩擦角ϕ'の関係を以下のように置いた．

$$sin\,\phi' = 0.81 - 0.233 \cdot \log\left(\frac{\lambda}{0.007}\right) \qquad [20]$$

安威川ダムのフィルター材に対しては，この式[20]を用いて材料パラメータを算出している．

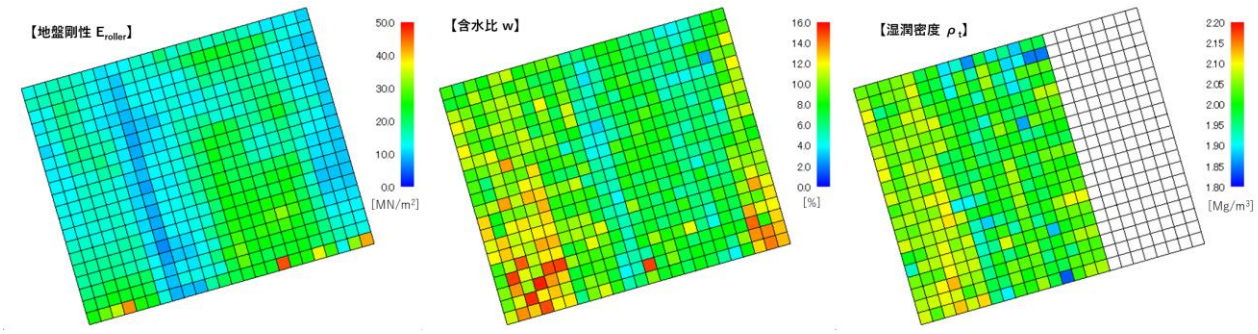
また，式[17]に示す非可逆比Λの式（Karube, 1976）についても，限界応力比Mが 1.75 を超える場合には 1.0 を超えてしまう．非可逆比Λとは，地盤の圧縮量のうち塑性変形が占める割合を示すものであり，物理的に 1.0 を超えることはあり得ないが，礫や砕石のような粗粒材を対象とした式ではないため，安威川ダムのフィルター材とロック材，大石龍門の粗粒材などでは 1.0 を超えて適用できない．そこで，本検討では非可逆比Λの上限を 0.95 として [14]，これを超える値はすべて 0.95 とする簡易的な手法を採用した．なお，式[5]に示した非排水せん断強度の増加率c_u/σ'_vでは，式中に非可逆比Λが含まれているが，上限を 0.95 とすることによる影響は少なく，c_u/σ'_v=0.320～0.394 は既往の試験結果 [16]と比較しても十分妥当な値の範囲に収まっている．なお，式[6]に示した地盤剛性の増加率c（=E_{roller}/σ'_v ）は，式[6]が応力～ひずみ関係式であると捉えると，増加率cの逆数はひずみ量と考えることができる．**表-2** に示した各試験盛土のc_u/σ'_vと，**図-4** に示すc_u～E_{roller}関係から求めた増加率の逆数$1/c$の値は 0.021～0.026 となったことから，地盤剛性E_{roller}はひずみ量 2.1～2.6%に対する弾性係数であると捉えることができ，振動ローラによる締固め範囲等を考察する上で参考となる結果も得られた．

以上のように，「AtlasX」の品質管理データから数値解析に必要となる材料パラメータを設定することが出来た．なお，この材料パラメータを用いることで，**図-3** に示した「締固め管理図」を描くことも可能である．**図-13** は，各試験盛土に対して作製した「締固め管理図」である．4 象限のグラフのうち，右上のグラフは**図-8** に示したグラフと同じものであり，左上の圧縮過程と左下のせん断過程が，**表-2** の材料パラメータから得られたグラフとなる．図中の青丸プロットが試験盛土のデータであるが，このグラフのようにすべてのグラフ中にプロットを投影することにより，左側グラフ横軸の先行圧縮応力（締固め度合い）が推定できる．

4. 実現場の数値シミュレーション事例

4.1 解析概要

ここでは，国交省の PRISM で実施した千瓜川の現場計測結果からパラメータを推定して，仮想的な盛土の FEM 解析を試みた．**図-14** は，千瓜川の現場において，試験盛土実施後の本施工エリア（縦 20m×横 24m）で計測した「AtlasX」による地盤剛性E_{roller}と，自走式散乱型 RI ロボットで計測した含水比wと湿潤密度ρ_tのヒートマップであ



(a) 地盤剛性分布（加速度応答法）　(b) 含水比分布（散乱型 RI）　(c) 湿潤密度分布（散乱型 RI）

図-14　干瓜川本施工における「AtlasX」の計測結果コンター図

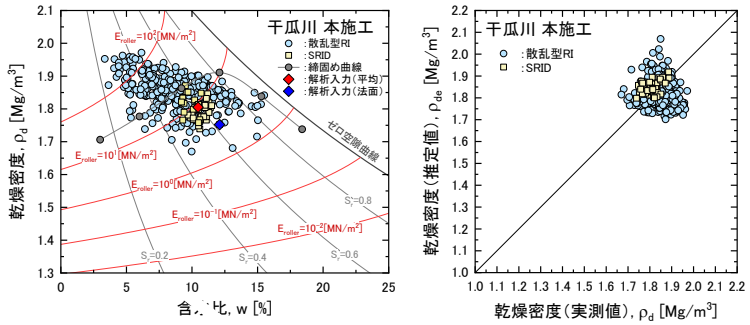


図-15　干瓜川本施工における散乱型 RI と SRID の比較



写真-1　自走式 RI による計測状況（干瓜川）

る（1.0m×1.0m メッシュ）．なお，湿潤密度は計測時間の都合上，対象エリアの右側 1/3 程度が計測することが出来なかった．**図-15** は，**図-14** に示した自走式散乱型 RI ロボットによる計測結果のグラフである．自走式散乱型 RI ロボットの計測結果は非常にばらついており，乾燥密度の推定値と実測値のグラフを見てもばらつきが大きい．これは，本現場が自走式散乱型 RI ロボット開発初期段階での適用事例であり，計測方法や補正方法もまだ確立できていなかったことに起因している．そこで，**図-15** に別途計測を実施した自動走査式 RI 密度水分計（SRID）による結果も併せてプロットした．SRID の値は，散乱型 RI ロボットに比べ値のばらつきが少ないため，今回はこの SRID の値から材料パラメータを設定した．**表-3** に推定したパラメーター一覧を示す．**図-16** は，FEM 解析に用いた盛土高 5m，勾配 1:1.5 の道路盛土の仮想モデルである．Case-1 では盛土全体のパラメータに SRID の平均値を用いた．Case-2 では，**図-16** に示した法面付近は締固め不足になると仮定し，この範囲のパラメータに SRID の最小値を用いた．解析では降雨強度 10mm/h を 1 週間連続して与え，締固め不足が盛土法面の変形や安定性に与える影響を比較した．不飽和土の変形解析には先に述べた土／水／空気連成有限要素解析プログラム（DACSAR-i）[6]を使用しており，安定性には鵜飼 [17]によるせん断強度低減法（SSRM）による評価を連携させた解析 [18]を実施している．

表-3　FEM 解析に用いた材料パラメーター一覧

		盛土(平均)	盛土(法面)
地盤剛性	: E_{roller} [MPa]	16.5	10.1
含水比	: w [%]	10.5	12.1
乾燥密度	: ρ_d [Mg/m²]	1.805	1.752
湿潤密度	: ρ_t [Mg/m²]	1.994	1.964
圧縮指数	: λ	0.059	
有効内部摩擦角	: ϕ' [deg.]	38.7	
限界応力比	: M	1.578	
非可逆比	: Λ	0.902	
静止土圧係数	: K_0	0.375	
有効ポアソン比	: ν'	0.273	
限界飽和度	: S_{rc}	0.10	
先行時の間隙比	: e_0	0.468	0.513
先行圧密応力	: σ_{v0}' [kPa]	431.4	264.1
初期飽和度	: S_{r0}	0.59	0.63
不飽和硬化挙動の	: Ina	4.71	
制御パラメータ	: n	1.0	

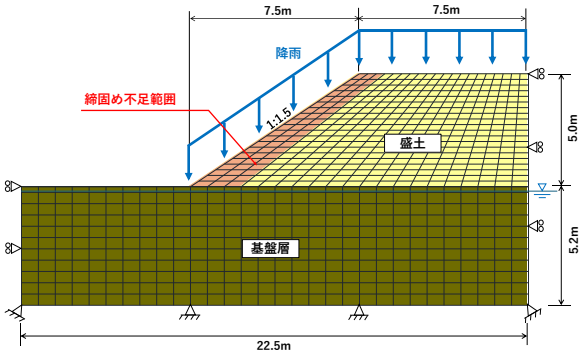


図-16　FEM 解析に用いたメッシュ図

4.2 解析結果

図-17 は，DACSAR-i による解析結果から法面上部の傾斜角の経時変化を示したグラフである．なお，傾斜角の計算方法は**図-18** に示した通りである．**図-17** のグラフを見ると，降雨により法面上部の傾斜角が徐々に大きくなり，前方に倒れこむように法面が変形していることがわ

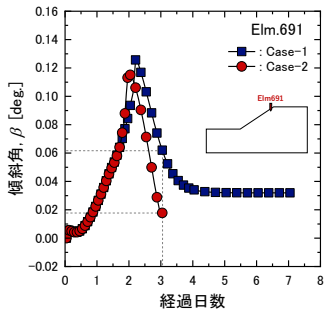


図-17　傾斜角の変化

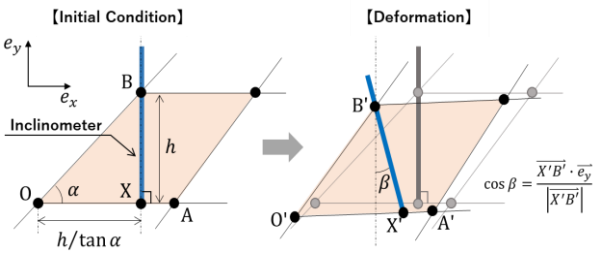


図-18　傾斜角の計算方法

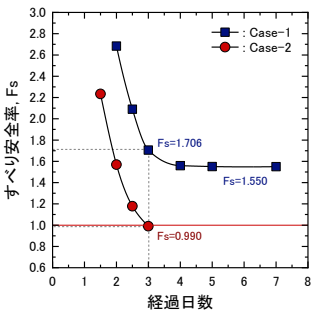
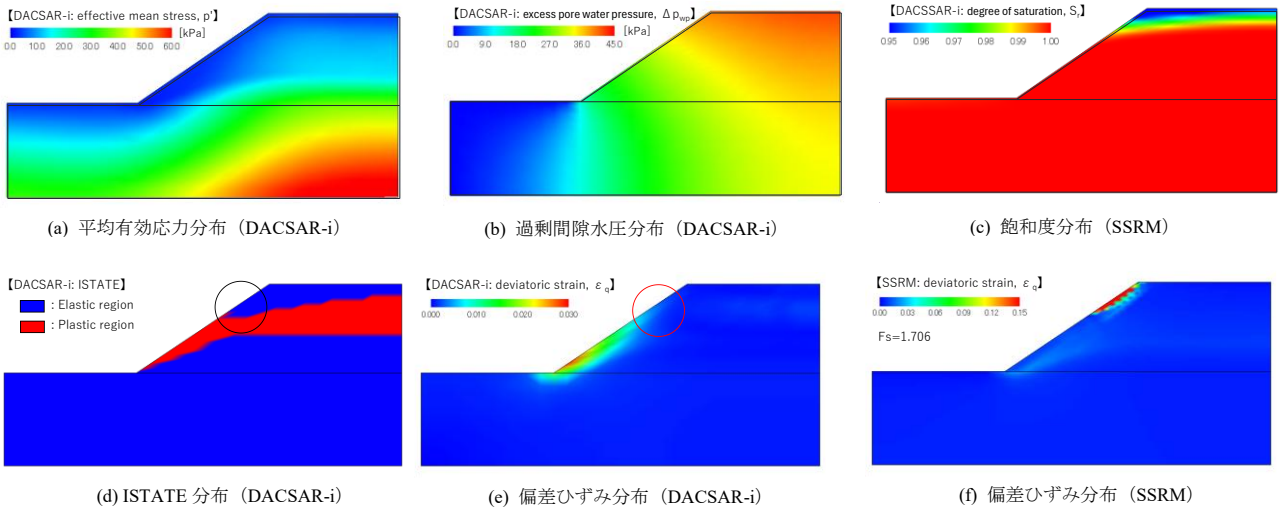


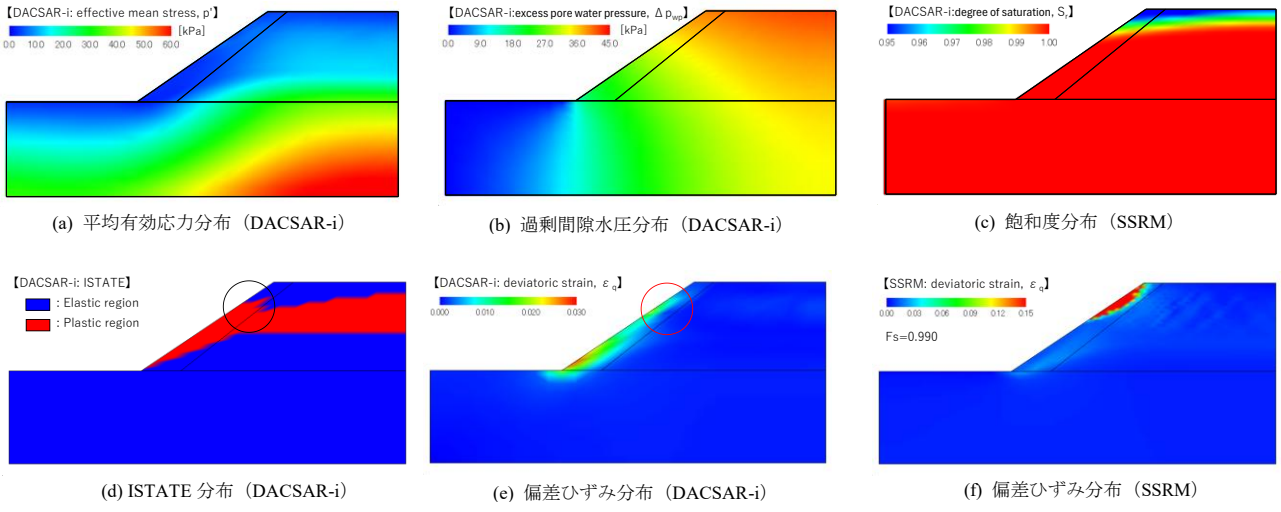
図-19　安全率の変化



(a) 平均有効応力分布（DACSAR-i）　(b) 過剰間隙水圧分布（DACSAR-i）　(c) 飽和度分布（SSRM）

(d) ISTATE 分布（DACSAR-i）　(e) 偏差ひずみ分布（DACSAR-i）　(f) 偏差ひずみ分布（SSRM）

図-20　Case-1 における各種分布図（3 日経過後）



(a) 平均有効応力分布（DACSAR-i）　(b) 過剰間隙水圧分布（DACSAR-i）　(c) 飽和度分布（SSRM）

(d) ISTATE 分布（DACSAR-i）　(e) 偏差ひずみ分布（DACSAR-i）　(f) 偏差ひずみ分布（SSRM）

図-21　Case-2 における各種分布図（3 日経過後）

かる．しかしながら，降雨後 2 日程度で今度は傾斜角が小さくなり，法面が後ろに倒れこむような形で変形し，Case-2 では 3 日後に計算が発散した．図-19 は，SSRM による安全率の経時変化を示したグラフである．Case-1 では，降雨後 4 日ほどで安全率 Fs＝1.550 に収束するのに対し，Case-2 では計算が発散していた降雨後 3 日で安全率 Fs＝0.990 となり，SSRM の評価でも盛土が崩壊する結果となった．図-20 および図-21 は，Case-1 および Case-2 の，降雨開始から 3 日後の DACSAR-i および SSRM による各種コンター図である．図中の(a)～(c)は DACSAR-i による解析結果で，それぞれ平均有効応力分布，過剰間隙水圧分布，飽和度分布である．降雨を作用させることにより，法面の平均有効応力が減少し，盛土内に過剰間隙水圧が発生している．また，盛土内の飽和度も上昇していることがわかるが，Case-1 と Case-2 ではそれほど差が生じていない．そこで，(d)と(e)に示した ISTATE 分布と偏差ひずみ分布を比較した．なお，(d)に示した ISTATE とは，解析上の弾性領域と塑性領域を表す指標であり，赤色の塑性領域が強度的な弱部となる．分布図を見ると，法面付近に赤色の塑性領域が広がっており，Case-1 に比べ

Case-2 の方が盛土上部の法面まで塑性領域が広がっていることがわかる（図中の丸枠内）．また，(e)に示した偏差ひずみ分布についても ISTATE 分布と同じ傾向が見られ，Case-2 の方が盛土上部の法面まで偏差ひずみが生じていることがわかる．(f)は SSRM による偏差ひずみ分布である．(e)に示した DACSAR-i による偏差ひずみ分布とは異なり，(f)に示す偏差ひずみ分布は，SSRM によるすべり線位置を示すものである [18]．この図に示すように，Case-1 および Case-2 ともに，盛土上部の法面ですべり破壊を起こすことが予測される．以上の解析結果から，法面付近の締固め不足が降雨時の盛土の安定性に影響を与えることが確認できた．なお，今回実施した解析では仮想的に法面付近を一律に弱部として設定したが，「AtlasX」では盛土の締固め度合いを面的に計測することから，実際の締固め状況の分布を反映した解析が可能である．

5. おわりに

本報告では，「AtlasX」で取得した品質管理データを用いて性能照査を実施することを目的として，数値シミュレーションに必要な材料パラメータの導出方法について検討するとともに，過去に実施した試験盛土データに対して，材料パラメータを推定した事例について紹介した．各試験盛土に対して推定した材料パラメータは，盛土材の材料特性を十分に反映していると考えられ，FEM 解析などの数値計算にも十分適用可能であり，施工時の品質管理にも有用なデータが得られることがわかった．また，推定した材料パラメータを用いて仮想的な盛土の不飽和 FEM 解析を実施した結果，締固めが十分ではない場合には安定性に違いが生じることが確認できた．「AtlasX」で実現場における材料特性や締固めの差を三次元的に取得し，FEM 解析などの数値シミュレーションで評価した結果を現場にフィードバックすることで，今後の性能照査への適用も十分可能であると考えられる．

謝辞：「AtlasX」は，弊社と(株)大林組との共同研究であり，本論文を作成するにあたってご協力いただいた(株)大林組の古屋弘氏，稲川雄宣氏，松崎晃氏，寺本昌大氏に感謝致します．また，本研究に対してご助言いただいた立命館大学の建山和由教授に感謝致します．

参考文献

1) 稲川雄宣，古屋弘，松崎晃，石黒健，平田昌史：次世代αシステムの開発（その 1）－新しい盛土品質管理手法の構築－，第 4 回 i-Construction の推進に関するシンポジウム，pp.41-44，2022.
2) 平田昌史，石黒健，古屋弘，稲川雄宣，松崎晃，佐藤寛：ICT 土工現場締固め品質管理手法「次世代αシステム」の開発－国土交通省 PRISM 大石龍門実証工事の実施概要－，土の締固め管理の合理化に関するシンポジウム， 1-3，2022.
3) 藤山哲雄，建山和由：振動ローラの加速度応答を利用した転圧地盤の剛性評価手法，土木学会論文集，No.652/III-51，pp.115-123，2000.
4) 飯塚敦：自然災害への対峙的な防災・減災からの脱却，神戸大学都市安全研究センター研究報告，Vol.25，pp.181-190，2021.
5) 木﨑崇雄，竹山智英，橘伸也，髙山裕介：数値地盤モデル構築のためのボーリング柱状図からのデータ自動抽出，神戸大学都市安全研究センター研究報告，Vol.29，pp.13-22，2025.
6) Takeyama, T., Tachibana, S. and Fukukawa, A.: A finite element method to describe the cyclic behavior of saturated soil, *International Journal of Material Science & Engineering*, Vol.2(1), 2015.
7) 保科隆：新しい地盤解析技術 GEOASIA の紹介，地盤工学会誌，59(3)，pp.31-32，2011.
8) 太田秀樹，伊藤雅夫，石黒健，米谷敏：締固められた粘性土の先行圧縮応力と強度の推定，土木学会論文集，No.436/III-16，pp.27-36，1991.
9) 伊藤雅夫，太田秀樹，石黒健，米谷敏：礫分を混入する締固め土の先行圧縮応力と強度の推定，土木学会論文集，No.439/III-17，pp.27-36，1991.
10) 大野進太郎，河合克之，橘伸也：有効飽和度を剛性に関する状態量とした不飽和土の弾塑性構成モデル，土木学会論文集，Vol.63/No.4，pp.1132-1141，2007.
11) Sekiguchi, H. and Ohta, H.: Induced anisotropy and time dependency in clays, Constitutive Equation of Soils, *Proc. Specialty Session 9, 9th Int. Conf. Soil Mech. & Found. Engrg.*, Tokyo, pp.306-315, 1977.
12) Ohta, H., Nishihara, A. and Morita, Y.: Undrained Stability of K_0-Consolidation Clays, *Proc.11th Int. Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering,* Vol.2, pp.613-616, 1985.
13) 永井裕之，菊池喜昭，野田翔兵，兵動太一，龍岡文夫，小薬はるな，眞壁淳：迅速に測定した地盤剛性指標による盛土の締固め管理の合理化，地盤工学ジャーナル，Vol.16，No.1，pp.75-85，2021.
14) 石黒健：鵜川ダムコア材の飽和度管理を重視した締固め管理基準の策定と効率的現場管理の試み，地盤工学会，土の締固め合理化に関するシンポジウム，1-2，2022.
15) Iizuka, A. and Ohta, H.: A Determination Procedure of Input Parameters in Elasto-viscoplastic Finite Element Analysis, *Soils and Foundations*, Vol.27, No.3, pp.71-87, 1987.
16) 平田昌史，石黒健，飯塚敦，太田秀樹：等体積一面せん断試験を用いた不飽和パラメータの推定手法の検討，第 56 回地盤工学研究発表会，No.12-3-1-03，

2021.
17) 鵜飼恵三：弾塑性 FEM による斜面の全体安全率の計算法，土質工学会論文報告集，Vol.29，No.2，pp.190-195，1989.
18) 平田昌史，大塚悠大，石黒健，丸山憲治，大木拓哉，赤木寛一，小西真治：降雨による斜面崩壊を模擬した遠心模型実験の FEM 再現解析，第 59 回地盤工学研究発表会発表講演集，No.23-13-4-04，2024.

劣化予測に基づく
舗装の修繕計画シミュレーションプログラムの開発

松林　卓[*1]　　青木　一也[*2]
崎田　直都[*3]　　貝戸　清之[*4]

要　　旨

本研究は，人口減少の進行や財政制約の増大に伴い，効率的かつ戦略的なインフラ維持管理が求められる社会的背景を踏まえ，道路舗装を対象とした劣化予測型の修繕計画シミュレーションプログラムを開発したものである．プログラムはPythonで構築され，マルコフ劣化ハザードモデルとモンテカルロシミュレーションを用いて舗装の将来劣化を予測し，補修・更新費用およびサービス水準の推移を評価する．汎用的な「自治体モデル」と，実務の評価指標や意思決定フローを反映した「有料道路モデル」の2種類を構築した．さらに，予算設定，サービスレベル設定，補修戦略比較への活用を想定し，補修予算および劣化速度を変化させた感度検証を実施した．その結果，予算増加により舗装状態が改善し，劣化速度増加により舗装状態が悪化するという理論的に妥当な傾向を確認した．

キーワード　アセットマネジメント／劣化予測／マルコフ劣化ハザードモデル／ライフサイクルコスト

目　　次

１．開発の背景と目的
２．プログラムの概要
３．プログラムの特徴
４．感度検証
５．本開発技術の拡張性
６．まとめ

DEVELOPMENT OF A PAVEMENT MAINTENANCE PLANNING SIMULATION PROGRAM BASED ON DETERIORATION PREDICTION

Taku　MATSUBAYASHI　　**Kazuya　AOKI**
Naoto　SAKITA　　**Kiyoyuki　KAITO**

Synopsis:

This study developed a Deterioration Prediction-Based pavement maintenance planning simulation program in response to the growing need for efficient and strategic infrastructure management under population decline and fiscal constraints. Developed using Python, the program employs a Markov deterioration hazard model and Monte Carlo simulation to predict future pavement deterioration and evaluate maintenance costs and service levels. Two models were implemented: a generic municipal model and a toll-road model incorporating performance indicators and decision-making processes used in practice. Sensitivity analyses were conducted by varying maintenance budget levels and deterioration rates to examine the program's applicability to budget planning, service level management, and maintenance strategy evaluation. The results confirmed theoretically consistent trends, with pavement conditions improving as maintenance budgets increased and deteriorating as deterioration rates increased.

＊１本店　ＩＣＩ総合センター　　＊２インフロニア・ホールディングス株式会社
＊３本店　事業戦略本部　　＊４大阪大学大学院　工学研究科

1. 開発の背景と目的

我が国では，少子高齢化の進展に伴い人口構造が大きく変化している．特に生産年齢人口は 1995 年をピークに減少に転じており [1]，労働力不足の深刻化や財政制約の増大が社会的課題となっている．このような社会経済状況の変化は，社会基盤施設の維持管理・更新を担う人的資源および財源の確保を困難にしており，インフラマネジメントのあり方に大きな影響を及ぼしている．

一方，高度経済成長期に集中的に整備された社会基盤施設の多くは，建設後 50 年以上が経過し，老朽化対策が喫緊の課題となっている．このため，従来の事後保全型維持管理から予防保全型維持管理への転換が進められるとともに，PPP/PFI 等による民間活力の活用による効率的な維持管理手法の導入が推進されている．さらに近年では，道路・河川・上下水道といった施設を個別に管理する従来の手法に加え，地域全体のインフラ資産を対象として総合的な最適化を図る分野横断的なアセットマネジメントの重要性が高まっている [2]．

しかしながら，人口減少の進展や厳しい財政状況を踏まえると，既存インフラを従来と同等の水準で維持・更新し続けることは困難になりつつある．そのため，インフラストックの適正化を目的として，施設の集約化・再編やダウンサイジングを含む戦略的なアセットマネジメントへの転換が求められている [3]．

インフラのアセットマネジメントにおいては，ライフサイクル費用の最小化を目指した補修・更新計画の策定が基本となる．そのためには，将来の施設状態および維持管理費用を適切に予測することが重要であり，特に劣化予測が中核的な役割を担う．劣化予測手法は大別して力学的手法と統計的手法の２つに分類される．力学的手法は理論的な裏付けに優れる一方で，多くの入力データを必要とするため適用範囲に制約がある．これに対し，統計的手法は点検データを活用できることから実務への適用性が高く [4]，近年では，インフラ資産全体を対象としたマクロな劣化予測だけでなく，個々の施設を対象としたミクロな劣化予測手法も提案されている [5]．

補修・更新計画の策定においては，将来の劣化進行を考慮しながら，費用とリスクのトレードオフを踏まえた合理的な意思決定が求められる．しかし，将来の劣化や予算状況には多くの不確実性が存在するため，定量的根拠に基づく意思決定は必ずしも十分に行われていない．また，施設の供用停止やサービス水準の低下を伴う施策を実施する場合には，住民や利用者の理解を得るための社会的受容性の確保も重要な課題となる．そのため，維持管理方針の違いが将来の費用負担やサービス水準に及ぼす影響を定量的に評価し，その結果を客観的な根拠として提示することにより，意思決定の透明性向上と合意形成の促進を図ることが必要である．

以上の背景を踏まえ，本研究では道路舗装を対象として，劣化予測に基づき補修・更新費用およびサービス水準の将来推移を複数の維持管理シナリオの下で評価可能なシミュレーションプログラムを開発した．さらに，各シナリオにおける費用負担とサービス水準の関係を可視化・定量化することで，合理的な意思決定および戦略的な維持管理計画の策定を支援することを目的とした．

2. プログラムの概要

2.1 基本的なシミュレーションの流れ

道路舗装の補修・更新計画の策定においては，舗装の劣化状況に加え，交通利用状況，行政が求める機能・性能水準，舗装構成などの幾何構造といった複数の要因を総合的に考慮する必要がある．本プログラムは，これらの判断に必要となる，点検データに基づく将来劣化の推定および，それに基づく補修・更新費用の算定処理をモジュール化したものである．主な処理の流れを**図-1** に示す．

プログラムの実行にあたっては，まず Excel に入力された点検データ，施工単価，補修・更新ルール等を読み込み，初期の舗装状態を設定する．次に，1 年単位での逐次計算を実施する．この計算では，舗装区間ごとに翌年度

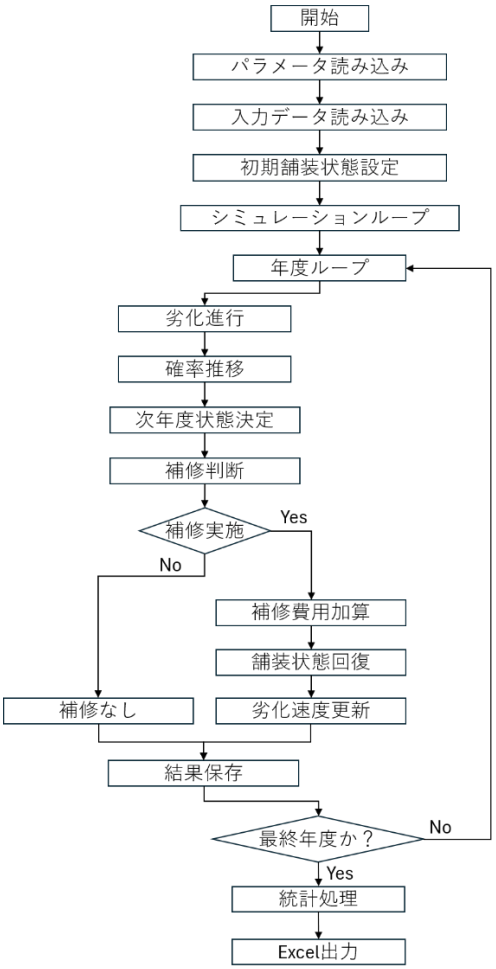


図-1 シミュレーションの流れ

の劣化状態を推定し，その結果に基づいて補修実施の要否を判定する．補修または更新を実施する場合には，採用工法に応じた費用を加算するとともに，舗装状態を回復させ，新たな劣化速度を設定する．これらの処理を設定された最終年まで繰り返し，全期間の計算終了後に統計処理を行い，結果を Excel に出力する．

劣化状態の推定には，マルコフ劣化ハザードモデルに基づくモンテカルロシミュレーションを用いている．マルコフ劣化ハザードモデルは，インフラの劣化が時間の経過とともに進行する過程を確率的に表現する統計モデルである [6]．一方，モンテカルロシミュレーションは，乱数を用いた試行を多数回繰り返すことで結果の分布を推定する手法である [7]．本プログラムでは，補修実施後の舗装状態は初期状態に回復するものとして扱う．なお，交通量の急変や災害といった外的要因は考慮していない．

2.2 採用したプログラミング言語と構築したモデル

本開発では，汎用性および保守性の観点から，プログラミング言語として Python を採用した．Python は拡張性が高く，機能追加や仕様変更に対して柔軟に対応可能であるため，本研究で想定する将来的な運用環境の変化にも適している．

また，今後の適用範囲の拡大や運用方法の多様化に伴い，入力データおよび出力形式の変化が想定される．このため，現段階ではユーザーインターフェース（UI）を固定したソフトウェアとしては実装せず，柔軟に改良・拡張可能な構成としている．

本研究で構築したモデルは，**表-1** に示す「自治体モデル」と「有料道路モデル」の 2 種類である．自治体モデルは，多様なインフラ管理者の条件に対応可能な基盤モデルとして設計し，汎用性を重視している．一方，有料道路モデルは，実在する有料道路の維持管理実務において用いられている健全性評価指標および補修判断フローを反映し，基本モデルを用途別にカスタマイズしたものである．各モデルの特徴については 3 章で述べる．

2.3 プログラムの活用方法の想定

本プログラムでは，予算制約の有無を条件として設定し，将来における舗装状態の推移および維持管理費用の変化を定量的に評価できる．シミュレーション結果の一例を**図-2** に示す．図中の横軸は経過年数，縦軸の棒グラフは補修・更新費用の累積または当該年費用を，折れ線グラフは劣化指標に対するリスク値を表す．このリスク値とは，ひび割れ率やわだち掘れ量などの劣化指標について，所定の管理基準を満たさない未対応区間の割合を意味する．

本プログラムを活用することにより，インフラ管理者は主に以下の三つの観点から合理的な意思決定を行うことが可能となる．

表-1　構築したモデル

自治体モデル	有料道路モデル
・多様なインフラ管理者の条件に対応可能な基盤モデルとして設計 ・汎用性を重視	・実務で用いられている評価指標や意思決定フローを反映 ・自治体モデルをカスタマイズ

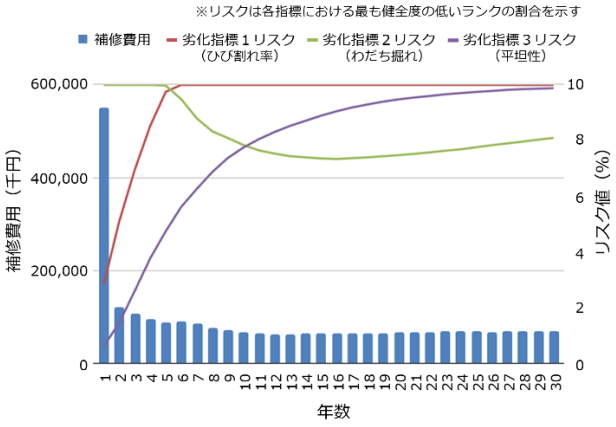


図-2　シミュレーション結果の一例

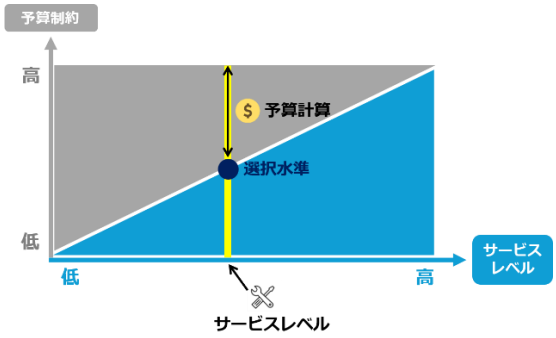


図-3　予算とサービスレベルの関係

(1) 予算設定の妥当性の検討

予算制約を設定した場合，年間の補修・更新費用を一定とした条件下で，時間の経過に伴う劣化リスクの変化を把握することができる．管理者は，あらかじめ定めたサービスレベル（維持すべき性能水準）に対応する管理基準値と本リスク値を比較することで，現行の予算水準が所要のサービスレベルを満たし得るかを定量的に評価できる．これにより，予算の過不足や見直しの必要性を客観的に検討する根拠が得られる．

(2) サービスレベルの設定

一般に，インフラ維持管理における予算とサービスレベルの間にはトレードオフの関係が存在する（**図-3**）．すなわち，限られた財源の下では，サービスレベルを高く維持するほど必要な予算は増大する．一方で，近年の税収減少や財政制約の強まりを踏まえると，従来のサービスレベルを維持できない場合も想定される．本プログラムでは，劣化指標に対する未対応区間の割合を指標と

しているため，許容する未対応割合を調整することで，サービスレベル低下の影響を定量的に評価できる．これにより，サービスレベルの見直しに関して，説明責任を伴う合理的な判断が可能となる．

(3) 補修戦略の比較

本プログラムでは，補修の実施タイミングや工法の違いに応じた複数のシナリオを設定し，それぞれの舗装状態および費用の将来推移を比較することができる（**図-4**）．例えば，劣化の初期段階で計画的に補修を行う予防保全型と，一定程度劣化が進行した後に対応する事後保全型とを比較することにより，長期的なライフサイクルコストや補修回数，さらには舗装状態の安定性への影響を評価できる．このような分析結果は，コストと性能の両面を踏まえた最適な維持管理方針の選定に資するものである．

3. プログラムの特徴

本プログラムは，劣化状態の定量化と補修判断のロジックに特徴がある．以下では，健全度ランクへの変換手法および補修意思決定ロジックについて，それぞれ具体的に説明する．

3.1 健全度ランクへの変換

本プログラムでは，舗装の劣化過程をマルコフ劣化ハザードモデルにより表現している．このモデルは，劣化状態を離散的な状態へ分類することを前提としているため，劣化指標が連続値のままでは直接利用できない．そのため，各種の劣化指標をあらかじめ段階的な「健全度ランク」に変換する処理を行う必要がある．具体例として，劣化指標がひび割れ率，わだち掘れ，平たん性であった場合の健全度ランクへの変換の例を**表-2** に示す．

なお，有料道路モデルにおいては，補修意思の決定はMCI 値（Maintenance Control Index）を用いて行っている実務上の制約があることから，ひび割れ率，わだち掘れ，平たん性それぞれの値から計算される MCI 値（式[1]～式[4]のうち最小値）に対して健全度ランクへの変換を行っている．以下では，自治体モデルとの混同を避けるため，MCI ランクと呼ぶ．**表-3** に劣化指標と MCI ランクとの関係を示す．

$$MCI = 10 - 1.48C^{0.3} - 0.29D^{0.7} - 0.47\sigma^{0.2} \quad [1]$$

$$MCI_0 = 10 - 1.51C^{0.3} - 0.30D^{0.7} \quad [2]$$

$$MCI_1 = 10 - 2.23C^{0.3} \quad [3]$$

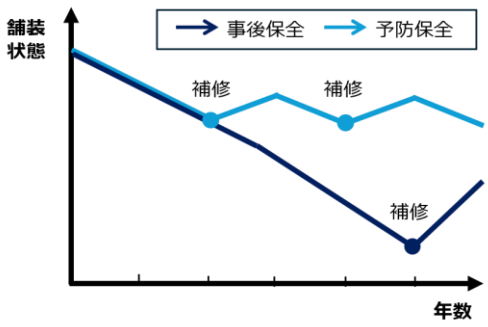
$$MCI_2 = 10 - 0.54D^{0.7} \quad [4]$$

ここで，

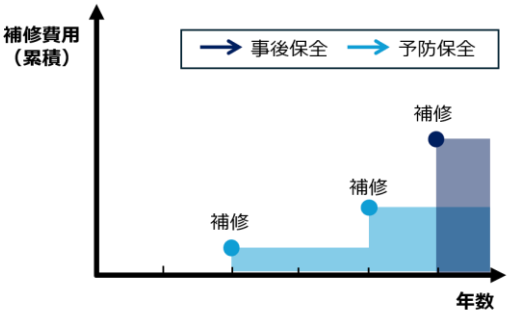
C：ひび割れ率（%）

D：わだち掘れ量（mm）

σ：平たん性（mm）



a) 舗装状態と年数の関係



b) 補修費用と年数の関係

図-4 シナリオによる舗装状態ならびに補修費用の相違の模式図

表-2 健全度ランクの設定例（自治体モデル）

劣化指標：ひび割れ率		劣化指標：わだち掘れ		劣化指標：平たん性	
健全度ランク	判定条件	健全度ランク	判定条件	健全度ランク	判定条件
1	a ≤ 0	1	a ≤ 5	1	a ≤ 0
2	0 < a ≤ 10	2	5 < a ≤ 10	2	0 < a ≤ 1
3	10 < a ≤ 20	3	10 < a ≤ 15	3	1 < a ≤ 3
4	20 < a ≤30	4	15 < a ≤ 20	4	3 < a ≤ 5
5	30 < a	5	20 < a	5	5 < a

表-3 MCI ランクの設定（有料道路モデル）

MCIランク※	判定条件
4	5 ≤ a
3	4 ≤ a < 5
2	3 ≤ a < 4
1	a < 3

※4が最も良好、1が最も劣化

3.2 補修意思決定のロジック

本プログラムでは，健全度ランクに基づいて補修・更新の要否を判断するだけでなく，実務的な制約条件を考慮した意思決定ロジックを組み込んでいる．本節では，共通のロジックと有料道路モデル特有のロジックに分けて説明する．

(1) 共通のロジック

自治体モデルおよび有料道路モデルに共通する基本的

な補修判定の考え方は以下のとおりである．まず，各区間について算出された健全度ランクが，あらかじめ設定された閾値を超えた場合に補修対象と判定する．ここで重要なのは，複数の劣化指標を用いる場合には，それぞれのランクのうち最も劣化が進んだ指標を基準として評価する点である．これは，安全性およびサービス水準の観点から，最も劣化の激しい要因が全体性能を規定すると考えるためである．

さらに，本プログラムでは，「年間予算」および「劣化が著しい区間の割合」の制約条件がある場合に補修対象であっても補修を実施しない判断がなされるロジックが組み込まれている．このようなロジックにより，理論的に最適な補修計画ではなく，実行可能性を考慮した現実的な意思決定が再現される．

(2) 有料道路モデル特有のロジック

有料道路モデルでは，より詳細かつ実務的な判断を可能とするため，複数の追加条件を組み込んでいる．

まず，補修・更新の要否の判定では，MCI に基づく健全度ランクに加えて「当該区間が橋梁上であるか」や「特定のランプやインターチェンジを含むか」の条件を考慮して判定される．これらの条件を反映した判定フローは**図-5** に示す通りであり，構造条件や交通機能を踏まえた多面的な判断が可能となっている．

補修実施が決定した後，次に検討されるのが修繕方法である．本プログラムでは，1 層施工または 2 層施工のいずれかを選択するロジックを実装している．この判断は「路線の属性」，「当該区間が特定のランプに含まれるか否か」，「ひび割れ率」といった要素に基づいて行われる．その判定フローは**図-6** に示す通りであり，劣化の進行度と交通条件の双方を考慮した設計となっている．

修繕方法が決定した後，使用材料を判定する．使用材料は，施工区間の位置条件（IC やランプ該当性など）に応

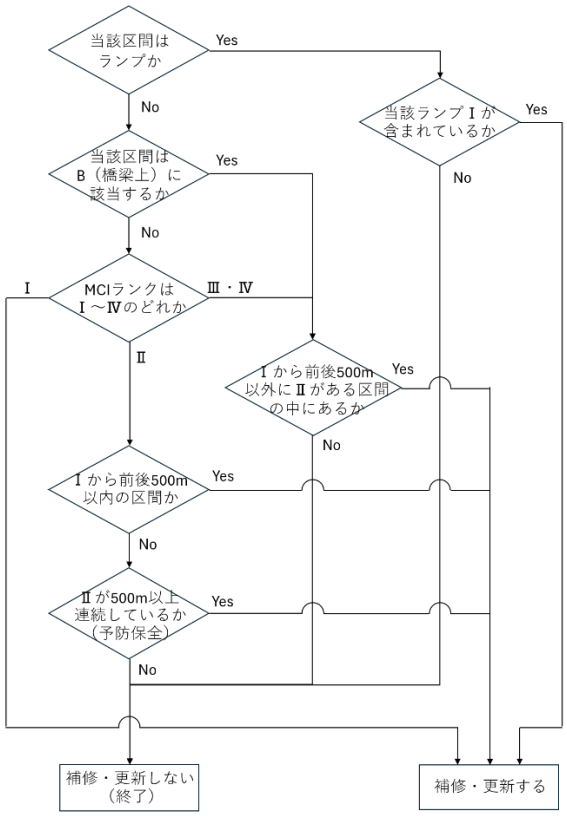


図-5　補修・更新の要否判定のフロー（有料道路モデル）

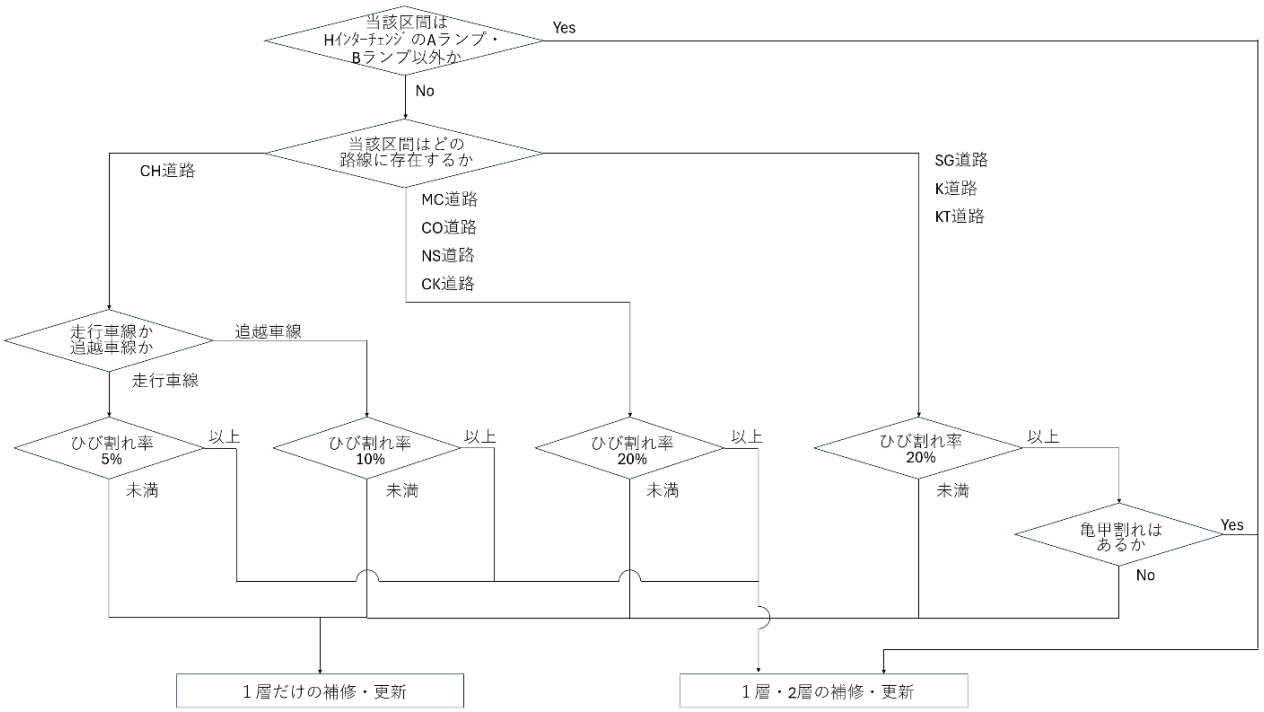


図-6　修繕方法決定のフロー（有料道路モデル）

じて決定される．これにより，交通負荷や環境条件に適合した材料選択が可能となる（**図-7** 参照）．

最後に，施工を考慮した判断として，同時施工を考慮できるロジックを組み込んでいる．同時施工とは，補修対象区間に隣接する区間を含めて一体的に施工する手法である．工事では，交通規制や施工準備に伴う固定費用がかかるため，単一区間のみを施工するよりも隣接区間をまとめて施工した方が効率的となる場合がある．この点を踏まえ，本プログラムでは，「2 つの補修対象区間の間に 1 区間が存在する」，「当該中間区間が補修対象の一段階手前まで劣化している」条件を満たす場合（**図-8**）に同時施工を実施する．このロジックにより，ライフサイクルコストの削減と施工効率の向上を同時に実現している．

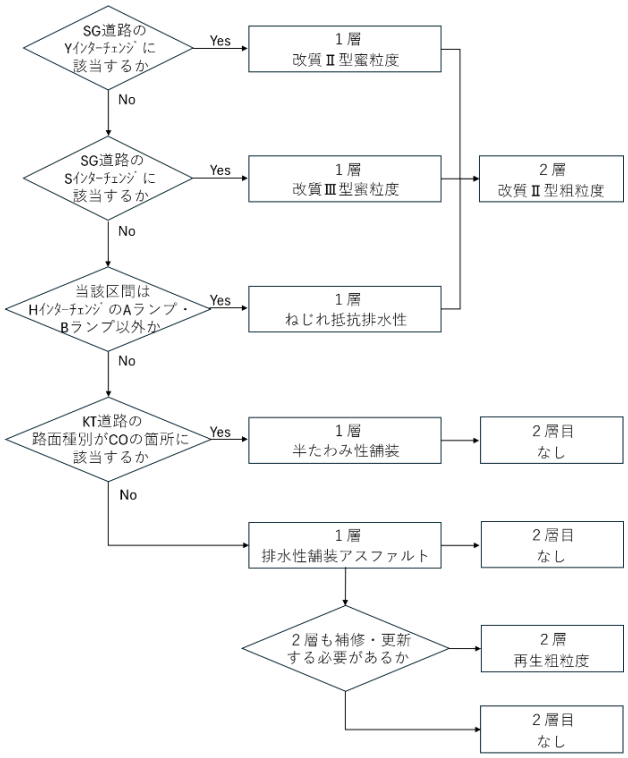


図-7　有料道路モデルのフロー_修繕使用材料の決定

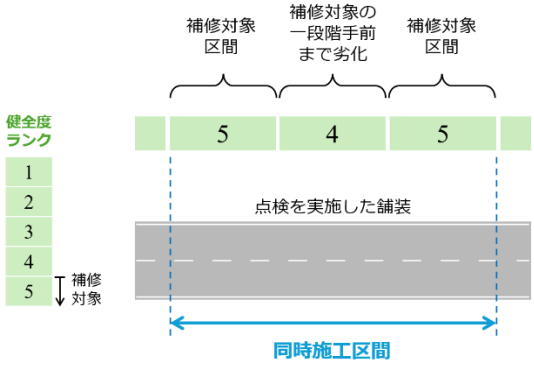


図-8　同時施工区間の考え方

4. 感度検証

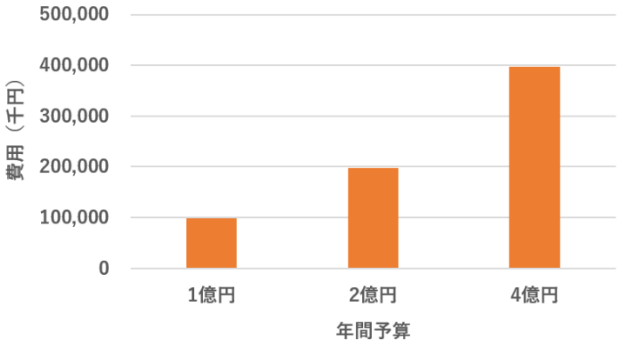
本プログラムに対し，理論上結果が明らかな条件を与えた際のアウトプットが理論と同様の傾向を示すか否かを確認することを通じ，感度の検証を行った．

4.1 補修予算に対する感度検証

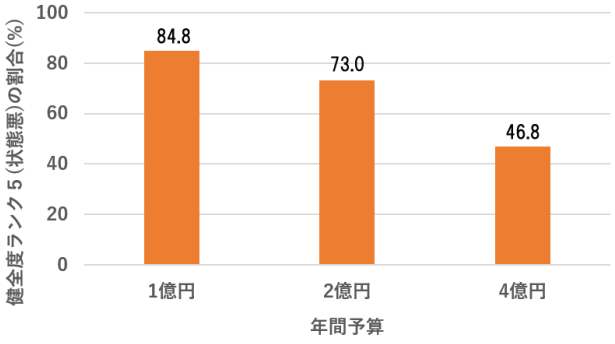
(1) 自治体モデル

補修予算の大小は，舗装の状態に直接的に影響を与える．すなわち，補修予算が少なければ舗装状態はより悪化し，補修予算が多ければ舗装状態はより健全になる．この傾向がプログラム上の条件設定で再現されるか否かを確認した．年間予算の制約を 1 億円，2 億円，4 億円の 3 パターン設定し，それ以外の条件を同一としてそれぞれシミュレーションを実施した．シミュレーション期間は一般的に土木構造物の寿命と言われる 50 年間とした．

シミュレーション結果の例として，50 年目における補修費用ならびに舗装状態が悪い区間の割合（ひび割れ率の健全度ランクが 5 の割合）の応答を**図-9** に示す．年間予算の制約が 1 億円の場合，舗装状態が悪い区間の割合が 84.8%である一方，年間予算が多くなるほどその割合は小さくなり，4 億円の場合は 46.8%となった．これより，本モデルは予算制約に対して妥当な応答を示すことが確認された．



a) 年間予算ごとの補修費用



b) 年間予算ごとの状態が悪い区間の割合

図-9　補修予算に対する感度検証結果
（自治体モデル，50 年目）

(2) 有料道路モデル

有料道路モデルに対しても自治体モデルと同様，年間予算の制約を 1 億円，2 億円，4 億円の 3 パターン設定し，それ以外の条件を同一としたシミュレーションをそれぞれ実施した．シミュレーション期間も自治体と同様 50 年間である．

シミュレーション結果の例として，50 年目における補修費用ならびに舗装状態が悪い区間の割合（MCI ランクが 1 の割合）の応答を**図-10** に示す．結果，年間予算の制約が 1 億円の場合，舗装状態が悪い区間の割合は 96.7%である一方，4 億円の場合には 86.7%となっており，自治体モデルと同様，補修予算が多ければ舗装状態はより健全になる傾向が確認された．

4.2 劣化速度に対する感度検証

(1) 自治体モデル

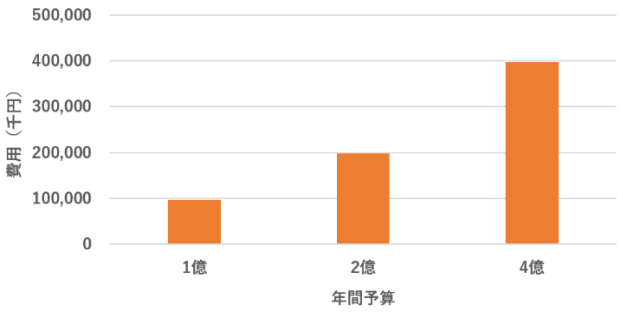
劣化速度の相違は，舗装の状態に直接的に影響を与える．すなわち，補修費用が一定の場合，劣化速度が早ければ舗装状態はより悪化し，劣化速度が遅ければ舗装状態はより健全になる．この傾向がプログラム上の条件設定で再現されるか否かを確認した．年間予算の制約を 2 億円に固定した上で，劣化速度を「遅い（0.5 倍）」「標準（1 倍）」「速い（2 倍）」の 3 パターン設定し，それ以外の条件を同一としてそれぞれシミュレーションを実施した．シミュレーション期間は 50 年間とした．

シミュレーション結果の例として，50 年目における補修費用ならびに舗装状態が悪い区間の割合（ひび割れ率の健全度ランクが 5 の割合）の応答を**図-11** に示す．劣化速度が遅い（0.5 倍）場合，舗装状態が悪い区間の割合が 52.9%である一方，劣化速度が速くなるほどその割合は大きくなり，劣化速度が速い（2 倍）場合は 84.2%となった．これより，本モデルは劣化速度に対して妥当な応答を示すことが確認された．

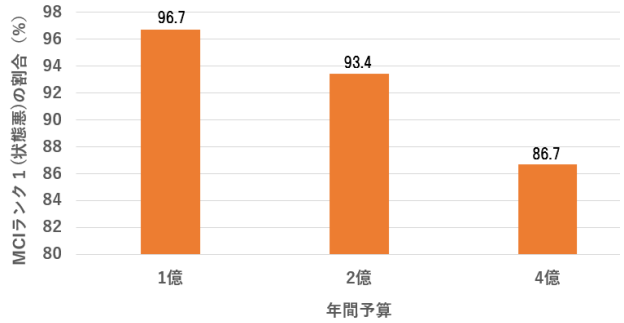
(2) 有料道路モデル

有料道路モデルに対しても自治体モデルと同様，年間予算の制約を 2 億円に固定した上で，劣化速度を「遅い（0.5 倍）」「標準（1 倍）」「速い（2 倍）」の 3 パターン設定し，それ以外の条件を同一としてそれぞれシミュレーションを実施した．シミュレーション期間も自治体と同様 50 年間である．

シミュレーション結果の例として，50 年目における補修費用ならびに舗装状態が悪い区間の割合（MCI ランクが 1 の割合）の応答を**図-12** に示す．劣化速度が遅い（0.5 倍）の場合，舗装状態が悪い区間の割合が 92.0%である一方，劣化速度が速くなるほどその割合は大きくなり，劣化速度が速い（2 倍）場合は 96.9%だった．これより，本モデルは劣化速度に対して妥当な応答を示すことが確認された．

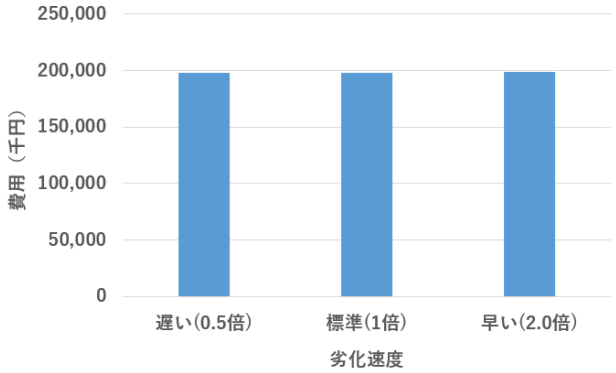


a) 年間予算ごとの補修費用

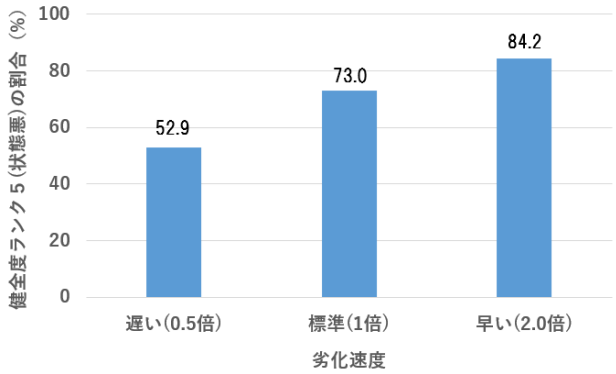


b) 年間予算ごとの状態が悪い区間の割合

図-10 補修予算に対する感度検証結果
（有料道路モデル，50 年目）

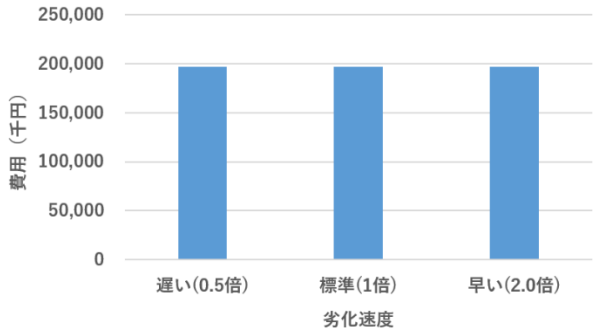


a) 劣化速度ごとの補修費用

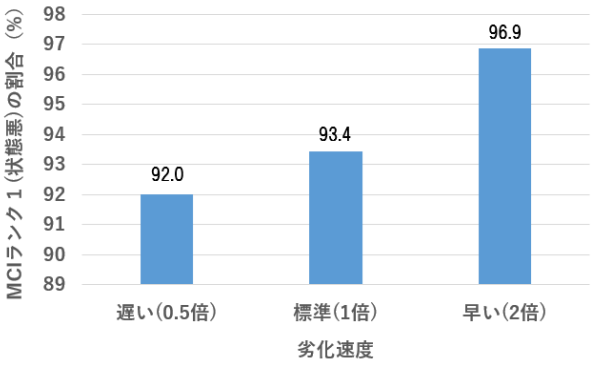


b) 劣化速度ごとの状態が悪い区間の割合

図-11 劣化速度に対する感度検証結果
（自治体モデル，50 年目）



a) 劣化速度ごとの補修費用



b) 劣化速度ごとの状態が悪い区間の割合

図-12　補修予算に対する感度検証結果
（有料道路モデル，50 年目）

5. 本開発技術の拡張性

本研究で構築した舗装修繕計画シミュレーションプログラムは，インフラマネジメントの高度化に資する極めて高い拡張性を有している．その特徴の一つに，将来の劣化過程や事業環境に伴う不確実性を確率論的に記述し，インフラ管理に内在するリスクの定量的評価を可能としている点にある．これにより，多様なシナリオや仮説に対して，将来起こりうる状態推移やリスク顕在化のプロセスをシミュレーションすることができる．こうした特性は，特に官民連携事業の制度設計において有用である．客観的な予測結果を用いることで，官民の適切なリスク分担に基づく契約形態の検討が可能となる．さらには，民間委託に伴う新技術の導入やマネジメント手法の変化が，長期的なインフラ管理に及ぼす効果を事前評価するための予測モデルとしての活用も期待される．

さらには，本開発技術は，インフラ運営における意思決定の完全な自動化や業務の効率化を目指しているものではなく，意思決定者や技術者が現場経験から培ったノウハウや暗黙知を仮説としてモデルに組み込み，その結果を確率的な信頼度とともに提示する意思決定支援ツールとして考えることができる．シミュレーションモデルにより出力された結果は絶対的な解ではなく，インフラ管理の専門家等によって解釈，検証されることにより，現場の意思決定に適用される．このように，現場の経験知と数理モデルを融合させることで，インフラ管理における意思決定プロセスを高度化させるとともに，契約スキームを含めた事業体系のあり方を検討するための情報提供ツールとして，本技術は幅広い領域への展開が期待される．

6. まとめ

本研究では，道路舗装を対象とした劣化予測に基づく修繕計画シミュレーションプログラムを開発し，汎用的な活用を想定した自治体モデルと，実務で用いられている評価指標や意思決定フローを反映した有料道路モデルの 2 種類を構築した．また，補修予算および劣化速度を変化させた条件下でシミュレーションを実施することによる感度検証を実施した．その結果，予算の増加に伴い舗装状態が改善し，劣化速度の増加に伴い舗装状態が悪化するという理論的に妥当な傾向が確認された．

今後は，実データを用いたさらなる検証を進めるとともに，交通量変動や災害影響などの外的要因の導入，他のインフラ分野への適用拡大の検討を進める予定である．本プログラムが，インフラ管理者による予算計画の立案，サービスレベルの設定，補修戦略の比較検討を支援し，持続可能なアセットマネジメントの実現に寄与することを期待する．

参考文献

1) 総務省：令和 4 年版 情報通信白書，2022
2) 国土交通省：インフラ長寿命化計画（行動計画），2021
3) 社会資本整備審議会・交通政策審議会 技術分科会 技術部会：総力戦で取り組むべき次世代の「地域インフラ群再生戦略マネジメント」―インフラメンテナンス第 2 フェーズへ―，2022
4) 小林潔司，田村敬一（編著）：実践 インフラ資産のアセットマネジメントの方法，理工図書，p.104，2015
5) 小濱健吾，岡田貢一，貝戸清之，小林潔司：劣化ハザード率評価とベンチマーキング，土木学会論文集 A，Vol.64，No.4，pp.857-874，2008
6) 貝戸清之，小林潔司：マルコフ劣化ハザードモデルのベイズ推定，土木学会論文集 A，Vol.63，pp.336-355，2007
7) 星谷勝：『確率論手法による構造解析』，鹿島出版会，1973

斜角を有する鈑桁橋RC床版の鉄筋腐食による疲労耐久性の解析的検討

房　　捷[*1]　　米田大樹[*1]
高橋佑弥[*2]　　石田哲也[*2]

要　　旨

斜角を有する鈑桁橋RC床版は，鉄筋腐食により，偏載等に起因する疲労損傷が加速することが懸念される．本検討では，鈑桁橋RC床版に異なる斜角と鉄筋腐食率（以下、腐食率という）の条件を設定し，解析的に輪荷重作用下における疲労耐久性を評価した．その結果，鉄筋腐食の進行により床版内部に水平ひび割れが発生し，腐食率が大きいほど床版たわみの増大と床版端部ひずみの進展が顕著となり，疲労余寿命が大幅に低下した．また，斜角が鋭い橋梁ほど腐食によるひび割れが顕著で，疲労余寿命の低下も大きかった．以上より，補修・補強の優先度や疲労余寿命の定量的把握に有用な知見が得られた．

キーワード　RC床版／斜角／腐食／疲労／非線形解析／三次元有限要素法

目　　次

1．はじめに
2．解析モデルおよび解析条件
3．コンクリートと鉄筋腐食に関する構成則
4．解析結果
5．まとめ
6．参考文献

ANALYTICAL EVALUATION OF FATIGUE DURABILITY IN CORRODED RC SLABS OF SKEWED PLATE GIRDER BRIDGES

Jie　FANG　　Taiju　YONEDA
Yuya　TAKAHASHI　　Tetsuya　ISHIDA

Skewed plate girder bridge with RC slabs are vulnerable to corrosion damage and fatigue deterioration induced by eccentric wheel loading. In this study, an analytical investigation was conducted to evaluate the fatigue performance of RC bridge slabs subjected to wheel loading under various skew angles and reinforcement-corrosion conditions. The analytical results showed that reinforcement corrosion caused the development of horizontal cracks within the slab, while increasing corrosion levels significantly increased slab deflection and strain concentration near the slab edges, leading to a substantial reduction in the remaining fatigue life. In addition, slabs with smaller skew angles exhibited more severe corrosion-induced cracking and a more pronounced decrease in fatigue life. The findings contribute to the identification of critical locations requiring priority repair or strengthening and provide a quantitative basis for assessing the remaining fatigue life of deteriorated RC bridge slabs.

＊１本店　ICI テクノロジーセンター土木構造グループ
＊２東京大学大学院　工学系研究科社会基盤学専攻

1. はじめに

国内の道路橋では，建設後 50 年以上を経過する構造物が急増し，老朽化に伴う安全性低下が深刻な課題となっている．これまでの研究により，RC 床版では短期間で突発的な抜け落ちに至る「土砂化」の劣化メカニズムが明らかにされてきた．特に滞水が生じる床版では，土砂化が早期に進行して急激な耐荷力低下を招くことが解析的に示されている [1),2),3)]．実務においても防水工の重要性が広く認識されており，耐久性向上と維持管理費縮減の観点から，予防的既設床版に対しての防水工の施工が近年積極的に進められている．しかし，防水工は主として新たな水分・塩分供給を抑制する対策であり，防水工施工時点で床版内部に既に生じている鉄筋腐食，腐食膨張による床版内部水平ひび割れ，付着劣化等を直接回復させるものではない．

また，点検記録によると，RC 床版では依然としてひび割れおよび鉄筋腐食が主要な劣化要因として多数確認されている．鉄筋腐食は床版耐荷力の低下を招き，劣化が進行すれば大規模な床版更新が必要となるため，維持管理上の重要な課題である．従来の研究 [4),5),6),7)]では，腐食や疲労を扱った検討の多くが単純な梁や平板などの試験体による評価にとどまっており，実橋梁と比較して部材サイズ，構造形状，拘束条件が大きく異なる．そのため，これらの結果を実橋梁へ直接適用することには限界があることが既往の研究 [8)]から指摘した．特に実橋梁では，多主桁構造，斜角構造，支点条件などが複雑に組み合わさるため，応力状態や劣化進行メカニズムが試験体とは異なる可能性が高く，より実構造に即した検討が求められている [2)]．

中でも，斜角を有する鈑桁橋では，直線橋に比べて偏載によるねじりと応力集中が生じやすく，疲労が進行しやすいことが指摘されている [8)]．このような構造で鉄筋腐食が発生した場合，耐荷力や疲労耐久性が直線橋より早期に低下する懸念がある．しかし，斜角構造と腐食を同時に考慮した詳細な解析検討はこれまで行われていない．

合理的な維持管理計画を立案するうえでは，鉄筋腐食進行を考慮した RC 床版の疲労余寿命を定量的に評価する手法の確立が重要である．本検討では，複数の斜橋のフルスケールモデルを対象に，異なる腐食率を導入した RC 床版の疲労耐久性を非線形解析により評価した．斜角および鉄筋腐食が床版の構造挙動に及ぼす影響を明らかにし，維持管理方針や補修優先度の検討に資する基礎的知見の取得を目的とした．

2. 解析モデルおよび解析条件

2.1 解析モデルの概要

本検討では，**図-1** に示す鋼桁と RC 床版から構成される実橋を対象とし，構造解析のためのフルスケール三次元モデルを構築した．本対象橋梁は，全長 28.5 m，幅員 11.5 m，床版厚 20 cm，斜角 60°を有する鈑桁橋である．モデルの作成は，Gmsh の Python API を用いた [9)]．また，既往研究 [10)]で構築したパラメトリック三次元モデル生成システムを用い，橋長や桁数などの設計パラメータを JSON ファイルで指定することで，三次元フルスケールモデルを自動生成した．本システムにより，従来の市販ソフトウェアを用いたモデル作成と比較して，モデル作成時間を約 90%削減している [10)]．**図-2** に示す対象橋梁の解析モデルは，節点数約 73,000，要素数約 51,000 の規模である．

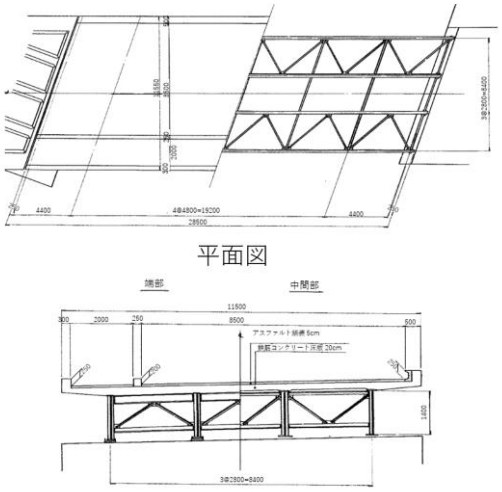


図-1 橋梁設計図
（上：平面図　下：端部および中間部の断面図）

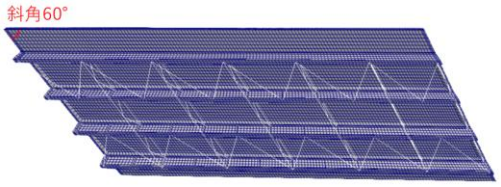


図-2 モデルの様子

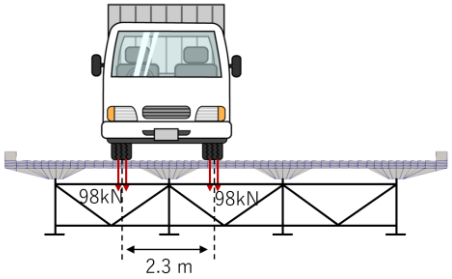


図-3 輪荷重の概念図

2.2 荷重条件および材料特性

輪荷重については，**図-3** に示すようにトラックが橋梁上を走行する状況を想定し，走行速度を 60 km/h，左右輪の載荷間隔を 2.3 m と設定した．斜橋と直線橋の鉄筋が腐食したときの疲労特性を比較するため，既往の文献 [10)]を参考に安全側かつ計算時間を考慮して前後左右 4 輪に分

割せずに左右 2 輪のみをモデル化し，それぞれに 98 kN（9.8 t 相当）の荷重が作用する比較的簡易な条件を採用した．本条件は実交通を厳密に再現するものではなく，斜角および腐食率の違いによる床版応答を同一荷重条件下で相対比較するための簡略化条件である．また，本解析で輪荷重の載荷位置は，橋梁設計図に基づき車道範囲を想定したうえで，1 レーン載荷で，一方の輪荷重が主桁間中央付近となるよう，床版の応答が比較的大きくなる位置に設定した．実際には，疲労損傷の進行には車両交通量，車種・車両重量，車線位置，走行速度，タイヤ数など多くの要因が影響することが知られている．これらの要因の影響評価については，今後の課題としてより詳細な検討を行う必要がある．解析に用いた主要な材料特性値を**表-1** に示す．

表-1　解析材料特性値

コンクリートヤング率(N/mm^2)	34300
コンクリート強度(N/mm^2)	40.0（圧縮） 2.7（引張）
鉄筋ヤング率(N/mm^2)	205800
鉄筋降伏強度(N/mm^2)	345

表-2　解析ケース

	斜角	腐食率
ケース 1	60°	0.0%
ケース 2	60°	0.5%
ケース 3	60°	1.0%
ケース 4	75°	0.5%
ケース 5	90°	0.5%

2.3 解析ケース

本検討では，斜角および腐食率の違いが疲労挙動に及ぼす影響を評価するため，**表-2** に示す 5 種類の解析を実施した．まず，**図-2** に示した基本となる斜角 60°の橋梁モデルに対し，床版全域の腐食率を 0.0%，0.5%，1.0%の 3 段階で設定し，腐食進行が疲労耐久性に与える影響を検討した．床版全域の鉄筋に 0.5% の腐食が生じた場合，鉄筋断面積の低下は構造耐力への直接的な影響が小さいものの，腐食生成物の膨張により 微細なひび割れが発生し始める段階と考えられる．一方，1.0% の腐食率に達すると，腐食生成物の体積膨張がより顕著となり，かぶりコンクリートの割裂ひび割れ，浮きが生じやすい劣化段階に入る．

さらに，床版全域の腐食率を 0.5%に固定した条件のもと，斜角 75°および直線橋に相当する 90°（直線橋）のモデルについて同様の解析を行い，斜角の変化による疲労特性の違いを比較した．これにより，腐食の進行と斜角の組み合わせが RC 床版の疲労余寿命に及ぼす相互の影響を評価できるようにした．解析の手順としては，自重，腐食，輪荷重の順に導入した．

本検討では，床版全域に同一腐食率を導入することで，腐食率および斜角の違いによる床版全域の力学的応答を統一的に比較することを主眼とした．特に，既存鉄筋腐食が，輪荷重疲労下の RC 床版のたわみ進展，ひずみ集中および疲労余寿命に及ぼす影響を俯瞰的に把握することを目的とした．

3. コンクリートと鉄筋腐食に関する構成則

本検討の解析には，ひび割れを有するコンクリートの挙動を高精度に表現できるマルチスケール統合解析システム（COM3）[11]を用いた．本システムには，各種 RC 構造の構成則が実装されており，ひび割れ開口方向の正応力伝達機構，ひび割れ面に沿ったせん断伝達，鉄筋とコンクリート間の付着特性，さらにひび割れ位置における

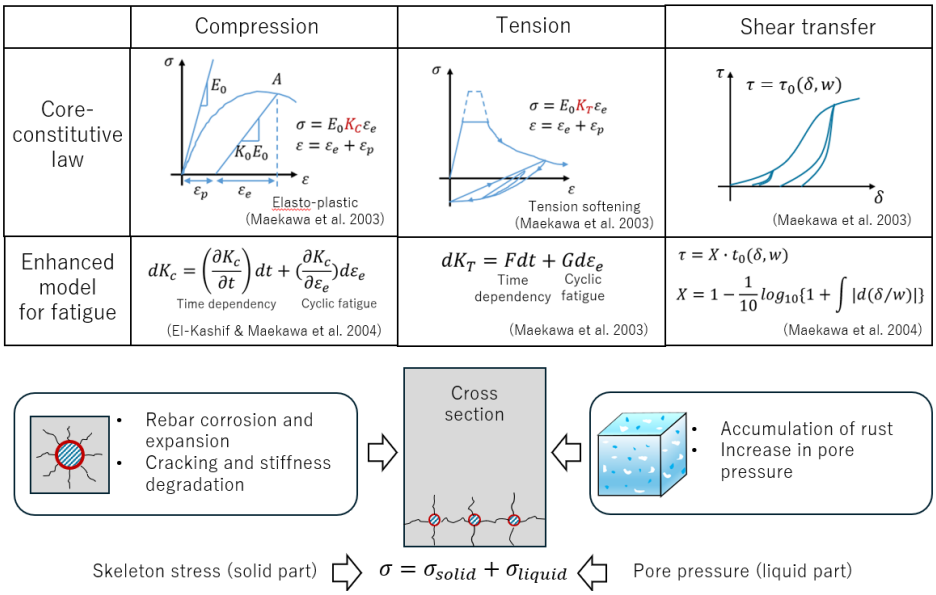


図-4　解析モデルにおけるコンクリートと鉄筋腐食に関する構成則 [11),12)]

鉄筋の塑性局所化などが，有限要素法の平均ひずみ-平均応力関係として統合されている（**図-4**）．これらの構成則をひずみ経路に沿って積分することで，応力状態と塑性損傷の進行を直接評価することが可能である．疲労損傷を考慮したモデルも導入され，圧縮，引張，せん断それぞれに対し，高サイクル疲労に伴う損傷進行を表現できる．繰返し載荷により塑性変形が蓄積するとともに，内部微細ひび割れの発達により弾性剛性が徐々に低下する．この挙動は圧縮領域では破壊パラメータの低下として，鉄筋とコンクリートの付着劣化は引張側の損傷として反映される．また，ひび割れ面に沿ったせん断応力伝達モデルには，繰返し回数に応じてせん断抵抗が低下する微細損傷項が組み込まれている．これらの疲労モデルの妥当性は，既往研究[2,3]において検証されている．

鉄筋腐食によって生じる腐食生成物は，固相と液相の混相として考慮されている[12]．腐食生成物のうちの固相分は鉄筋周囲で膨張圧を発生させ，コンクリートに応力を与える．一方，液相分はひび割れや細孔へ移動し，内部に等方的な圧力を生じさせる．本検討で用いる計算モデルでは，固相腐食生成物による骨格応力と，液相生成物の移動によって生じる細孔圧の両方を混相として考慮し，腐食の進行とその力学的影響を評価することが可能である．また，本検討で用いた腐食・疲労連成モデルは，既往研究[13]において腐食 RC 梁へ適用され，実験結果との比較により妥当性が検証されている．一方，腐食した実橋規模の RC 床版を対象として，腐食進行から輪荷重疲労に至る一連の挙動を実験結果と直接比較した検証例は限定的である．このため，本研究では疲労余寿命の絶対値を実橋の寿命予測値として扱うのではなく，同一の解析条件下で腐食率および斜角を変化させた場合の，相対たわみ，最大主ひずみ，損傷集中位置および限界輪荷重サイクル数の相対的な変化に着目して評価した．

4. 解析結果

4.1 腐食率による影響

図-5 に腐食率の異なる条件における床版中央断面の鉛直ひずみ分布を示す．腐食率が 0.5%に達した場合，最大ひずみは床版底面よりも内部で大きく，内部で水平ひび割れが発生している可能性が示唆される．内部に生じた水平ひび割れは床版の一体性を低下させ，曲げ剛性とねじり剛性の低下によって，たわみが増加する要因となる．たわみの解析結果（**図-6**）では，腐食率の増加に伴い全サイクル域で相対たわみが増大した．床版の相対たわみは，輪荷重位置における床版底面の絶対たわみ（全体たわみ）と，両側主桁の平均たわみとの差として算出される．現場計測において曲げ変形が最大となる橋軸方向中央断面で計測することが一般的であることなどを踏まえ，解析においても同中央断面におけるたわみ値を抽出した．腐食率 0.0% → 0.5% → 1.0%と進行するにつれて，同一

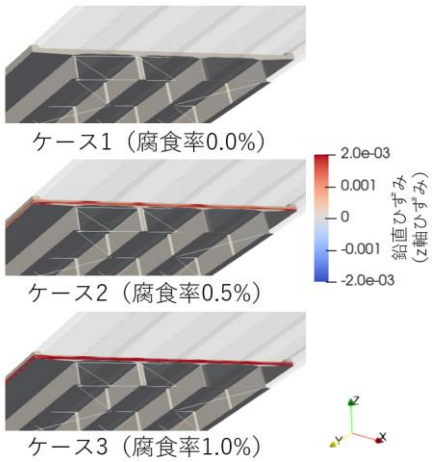


図-5 腐食導入後の橋梁中央断面の鉛直ひずみ分布

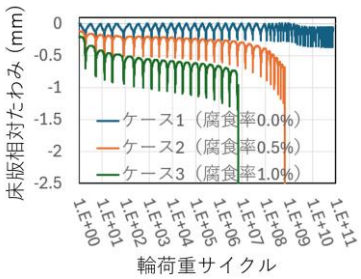


図-6 異なる腐食率における床版相対たわみの進展

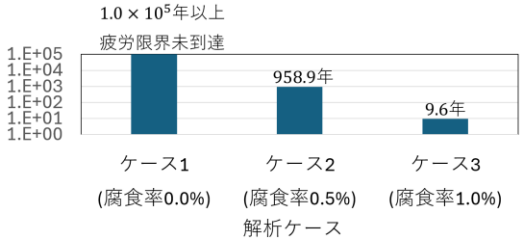


図-7 各腐食率において等価大型車交通量を用いて算出した疲労余寿命

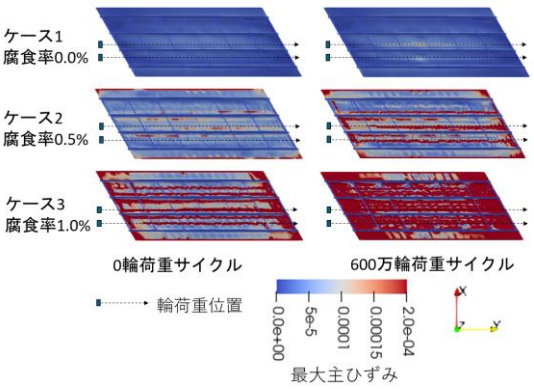


図-8 輪荷重載荷前後の異なる腐食率における最大主ひずみ分布
（各腐食率，左：腐食導入後（0 サイクル時），右：600 万サイクル時）

サイクル時点のたわみ値が段階的に大きくなり，限界輪荷重サイクル数は大きく減少する傾向が確認された．ケース 1 は 1.0×10^{11} 回の輪荷重サイクルでも疲労限界に到達せず，腐食率 0.5%では健全の場合より少なくとも疲労余寿命が 2 オーダー低下し，1.0%ではさらに 2 オーダー低下した．腐食率が 0.5%から 1.0%に増加すると疲労余寿命が大幅に短縮されたことから，鉄筋腐食を抑制する早期の予防保全が重要である．

図-6 に示す輪荷重サイクル解析結果より疲労余寿命を評価した．疲労余寿命年数は，限界輪荷重サイクル数を 20 トン車換算の等価大型車交通量（2,000 台/日）および 365 日で除することで算定した．また，疲労限界は既往研究に基づき，活荷重たわみが初期値の 3 倍に達した時点とした [2]．**図-7** に示すように，腐食率 0.5%の場合には，計算上では十分な疲労余寿命（約 950 年）を有することが確認された．一方，腐食率 1.0%の場合には，前述のとおり，疲労余寿命は腐食率 0.5%の場合と比較して 2 オーダー程度低下し，数年規模にまで短縮される．したがって，本解析条件では腐食率が 1.0%程度に達した段階では，数年規模まで疲労余寿命が短縮される結果となり，床版更新を含む抜本的対策を早期に検討する必要性が示された．

図-8 に，輪荷重載荷前後における各腐食率の床版下面の最大主ひずみ分布を示す．輪荷重疲労に伴う曲げ損傷の進展，床版剛性の低下，および損傷集中箇所を把握するため，床版下面の最大主ひずみに着目した．床版下面の最大主ひずみは，土砂化や抜け落ちを評価する指標ではなく，腐食を有する RC 床版が輪荷重疲労を受けた際の損傷進展傾向を比較するための評価指標である．腐食率の増加に伴い，床版下面に生じるひずみレベルは全体的に増大し，劣化がより早く進行する傾向が確認できる．特に腐食率 1.0%の場合，600 万サイクル時点では端部を中心にひずみの増大が顕著であり，腐食が進行するほど端部での損傷が加速することが示されている．このことから，腐食が進行した床版では端部が弱点となる可能性があり，点検や補修において端部の状態を重点的に確認する必要があると考えられる．

4.2 斜角による影響

斜橋では，曲げモーメントに加えてねじりの影響が作用する．**図-9** に示すように，斜角 60°および 75°の橋梁では，腐食率 0.5%導入時点で床版に顕著なねじり変形が発生しており，特に，中央部に位置する鉛直変位の大きい領域（青色部）は変形の卓越箇所であり，床版の変位分布は左右非対称となる傾向が確認された．一方，直線橋（斜角 90°）では曲げ変形が支配的であり，ねじり成分はほとんど認められない．既往研究によれば，初期応力状態は腐食ひび割れの発生位置や規模に大きく影響する [14]．斜橋では，(1) 主桁間のねじり作用が増大し，(2) 横桁が斜めに配置されることによりせん断応力が増加するため，

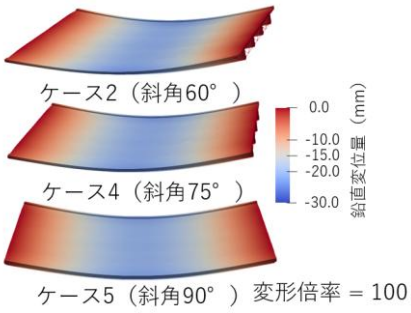


図-9 鉄筋腐食導入後の異なる斜角における鉛直変位量（腐食率 0.5%）

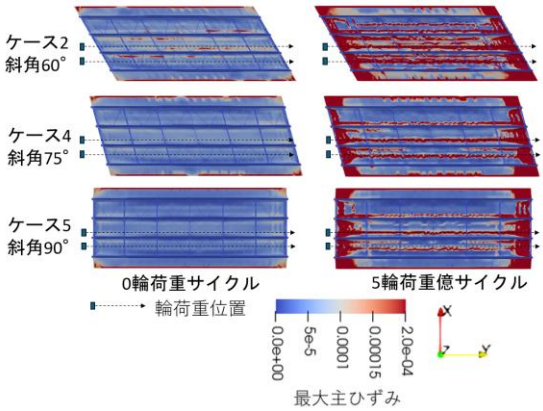


図-10 輪荷重載荷前後の異なる斜角における最大主ひずみ分布
（腐食率 0.5%，左：腐食導入後（0 サイクル時），右：5 億サイクル時）

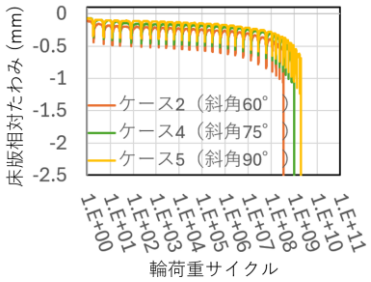


図-11 異なる斜角における床版相対たわみの進展（腐食率 0.5%）

床版に生じる初期応力が相対的に大きくなる [8]．この結果，腐食膨張に対する抵抗が低下し，腐食導入後のひずみが増大したと考えられる．**図-10 左**は，腐食導入後の異なる斜角条件における床版底面の最大主ひずみ分布である．斜角が鋭いほどねじり作用の影響が増大するため，床版に生じるひずみが大きくなり，腐食によるひび割れが進行しやすい傾向が確認できた．

図-11 に，同一の腐食率条件下（本検討では 0.5%）で斜角を 60°，75°，90°（直線橋）とした場合の床版相対たわみを示す．各輪荷重サイクルにおける相対たわみは，斜角 60°が最大であり，続いて 75°，直線橋（90°）の順番となった．たわみの進展についても同様の傾向が確認された．これは，前述のように斜角が鋭くなるほどねじり

作用が強まり，床版の有効剛性が低下して繰返し載荷に対する応答が増幅されることで，損傷が早期に蓄積するためと考えられる．また，今回は腐食率および斜角の違いによる床版全域の剛性低下および疲労損傷の進展傾向を統一的に比較するため，中央断面の相対たわみに着目した．一方で，端部損傷をより定量的に評価するには，端部のひずみや局所変形などの指標を用いる必要があり，今後の課題である．

5 億サイクル時の最大主ひずみ分布を**図-10 右**に示す．斜角が鋭いほど，ねじりの影響が強く，ひずみの進展が早い結果となった．また，下面では端部近傍を起点として高ひずみ領域が形成され，拡大する傾向が確認された．直線橋でもこの傾向は同様であった．端部は斜角の有無にかかわらず疲労損傷が先行しやすい領域であり，この結果から点検時には端部の状態確認を優先すべきであるとも考えられる．なお，本検討では床版全域の鉄筋に同一腐食率を導入しており，排水部，伸縮装置近傍などに生じる局所腐食を考慮したものではないが，一様腐食条件下においても，斜角が鋭いほど端部付近でひずみ進展が先行する傾向が確認された．この結果は，端部が斜角に起因するねじり作用や応力集中により，疲労損傷が集中しやすい力学的弱点となり得ることを示している．

4.3 考察

本解析では，腐食率の増加に伴い，床版内部における水平ひび割れの発生，床版相対たわみの増大および疲労余寿命の低下が確認された．これは，鉄筋断面積の減少による影響に加え，腐食生成物の膨張に伴う内部ひび割れの発生によって，床版の一体性ならびに曲げ・ねじり剛性が低下したためと考えられる．

また，斜橋では，偏載に伴うねじり作用や応力集中に加え，横桁の斜め配置によるせん断応力の増加が生じる．このため，直線橋と同程度の腐食率であっても，腐食膨張によるひび割れと輪荷重による疲労損傷が複合し，床版の損傷が加速する可能性がある．

さらに，本解析結果は，床版端部が斜角に起因するねじり作用や応力集中の影響を受けやすく，疲労損傷が集中する力学的な弱点となり得ることを示している．したがって，実橋の点検では，床版中央部だけでなく，端部，伸縮装置近傍および漏水が生じやすい箇所について，ひび割れや鉄筋腐食の状態を重点的に確認することが重要と考えられる．

一方，本検討で算定した疲労余寿命は，一定の等価大型車交通量，輪荷重条件および一様な腐食率を仮定した解析結果である．実橋への適用にあたっては，車両交通量，車両重量，走行位置，腐食分布，既存ひび割れ，漏水および土砂化などの影響を考慮する必要がある．

今後は，排水部，伸縮装置近傍および鉄筋継手部などに生じる局所的な腐食をモデル化するとともに，実橋の損傷状態と交通条件を反映した感度分析を行い，本解析手法の適用性を検討する必要がある．

5. まとめ

本検討では，斜角および腐食率の異なる鈑桁橋 RC 床版を対象として，腐食と輪荷重疲労を考慮した非線形解析を実施した．得られた主要な知見を以下に示す．

1. 腐食率の増加に伴い，床版内部の水平ひび割れ，床版相対たわみおよび床版下面の最大主ひずみが増大した．
2. 斜角 60° の解析では，腐食率の増加に伴って限界輪荷重サイクル数が減少し，腐食率 1.0%では疲労余寿命が大幅に短縮された．
3. 腐食率 0.5%の条件では，斜角が鋭いほど床版相対たわみおよび最大主ひずみが大きくなり，疲労損傷の進展が早くなる傾向が確認された．
4. 斜角および腐食率によらず床版端部でひずみが増大する傾向がみられ，特に鋭角な斜橋では端部における損傷の進展が顕著であった．

以上より，鉄筋腐食と斜角の組合せが RC 床版の疲労耐久性に大きく影響することを解析的に示した．

参考文献

1) Fathalla, E., Tanaka, Y. and Maekawa, K.: Fatigue life of RC bridge decks affected by non-uniformly dispersed stagnant water, Applied Sciences, Vol. 9, No. 3, Article No. 607, 2019.
2) Fang, J., et al.: Full-scale fatigue simulation of the deterioration mechanism of reinforced concrete road bridge slabs under dry and wet conditions, Engineering Structures, Vol. 245, Article No. 112988, 2021.
3) Takahashi, Y., Furukawa, T., Fang, J., Ishida, T. and Tsuchiya, S.: Full-scale fatigue simulations for reinforced concrete bridge slabs with multi-scale FEM system with solid-liquid two-phase model, IABSE Reports, Vol. 118, pp. 1668-1675, 2022.
4) Yang, D.-H., Yi, T.-H. and Li, H.-N.: Coupled fatigue corrosion failure analysis and performance assessment of RC bridge deck slabs, Journal of Bridge Engineering, Vol. 22, No. 10, Article No. 04017077, 2017.
5) Sun, J., Ding, Z. and Huang, Q.: Corrosion fatigue life prediction for steel bar in concrete based on fatigue crack propagation and equivalent initial flaw size, Construction and Building Materials, Vol. 195, pp. 208-217, 2019.
6) Xiang, D., et al.: Fatigue behavior and failure mechanism of steel-concrete composite deck slabs with

perforated ribs, Engineering Structures, Vol. 250, Article No. 113410, 2022.

7) Song, L. and Yu, Z.: Fatigue performance of corroded reinforced concrete beams strengthened with CFRP sheets, Construction and Building Materials, Vol. 90, pp. 99-109, 2015.

8) 房捷，米田大樹，高橋佑弥，石田哲也：斜角を有する橋梁 RC 床版の応力分布と疲労耐久性に関する解析的検討，コンクリート工学年次論文集，Vol. 47，No.2，pp. 139-144，2025.

9) Geuzaine, C. and Remacle, J.-F.: Gmsh: A three-dimensional finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 79, No. 11, pp. 1309-1331, 2009.

10) Yoneda, T., Fang, J., Otani, H., Tsuchiya, S., Oishi, S. and Ishida, T.: Development of a 3D finite-element modelling generation system based on data processing platform and fatigue analysis of full-scale reinforced-concrete bridge, IABSE Reports, Vol. 118, pp. 415-422, 2022.

11) Maekawa, K., Okamura, H. and Pimanmas, A.: Non-linear Mechanics of Reinforced Concrete, CRC Press, 2003.

12) Toongoenthong, K. and Maekawa, K.: Simulation of coupled corrosive product formation, migration into crack and propagation in reinforced concrete sections, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 3, No. 2, pp. 253-265, 2005.

13) Tanaka, Y., Takahashi, Y. and Maekawa, K.: Computational fatigue life assessment of corroded reinforced concrete beams, Proceedings of CONCREEP 10, pp. 1308-1315, 2015.

14) Zeng, B., et al.: Corrosion-induced cracking pattern analysis of RC beam under sustained load considering the poromechanical characteristics of corrosion products, Buildings, Vol. 12, No. 12, Article No. 2256, 2022.

集合住宅の内装工事の仕様と遮音性能について

藤　橋　克　己 ＊1

要　　旨

当社では，高層RC集合住宅の設計・施工における職員生産性を向上し，品質・工期を確保して逸失利益を防止することを目的として，遮音性能に関する当社独自の設計標準を整備している．

ここでは，当社独自の設計標準を追加するために，内装工事の仕様と遮音性能について実験的に検証した二つの事例を報告する．

一つ目に，集合住宅の同一住戸内の間仕切り壁の遮音性能に関して，間仕切り壁の天井裏のボードを貫通する配管の隙間処理方法が室間の遮音性能に及ぼす影響について実験的に検証した結果を報告する．

二つ目に，集合住宅の高層化に伴い増えてきた乾式二重壁の界壁の遮音性能に関して，界壁の両面をふかし壁で仕上げたときの共鳴透過による遮音欠損と改修方法について実験的に検証した結果を報告する．

キーワード　空気音遮断性能／遮音欠損／隙間処理／乾式二重壁／ふかし壁／共鳴透過

目　　次

１．はじめに
２．同一住戸内の間仕切り壁の遮音性能
３．乾式二重壁の界壁の遮音性能
４．まとめ

THE RELATIONSHIP BETWEEN INTERIOR CONSTRUCTION SPECIFICATIONS AND SOUND INSULATION PERFORMANCE IN APARTMENT BUILDINGS

Katsumi　FUJIHASHI

Synopsis:

Our company has established its own design standards for sound insulation performance with the aim of improving employee productivity in the design and construction of high-rise reinforced concrete apartment buildings, ensuring quality and meeting construction schedules, and preventing lost profits.

Here, we report on two case studies in which we experimentally verified interior construction specifications and sound insulation performance.

First, regarding the sound insulation performance of partition walls within individual units of apartment buildings, we report the results of an experimental study examining the effect of gap sealing methods for pipes penetrating the ceiling panels on the sound insulation performance between rooms.

Second, we report the results of an experimental verification of the sound insulation performance of dry-type double-wall partition walls—which have become more common with the rise of high-rise apartment buildings—focusing on sound insulation losses due to resonance transmission when both sides of the partition wall are finished with cavity walls, as well as methods for remediation.

＊１本店　ＩＣＩ総合センター

1. はじめに

当社では，高層RC集合住宅の設計・施工における職員生産性を向上し，品質・工期を確保して逸失利益を防止することを目的として，遮音性能に関する当社独自の設計標準を整備している．ここでは，当社独自の設計標準を追加するために，内装工事の仕様と遮音性能について実験的に検証した二つの事例を報告する[1),2)].

一つ目に，集合住宅の同一住戸内の間仕切り壁の遮音性能に関して，間仕切り壁の天井裏のボードを貫通する配管の隙間処理方法が室間の遮音性能に及ぼす影響について実験的に検証した結果を報告する．

二つ目に，集合住宅の高層化に伴い増えてきた乾式二重壁の界壁の遮音性能に関して，界壁の両面をふかし壁で仕上げたときの共鳴透過による遮音欠損と改修方法について実験的に検証した結果を報告する．

2. 同一住戸内の間仕切り壁の遮音性能

集合住宅の住戸内に間仕切り壁を施工する場合，間仕切り壁の施工方法や納まりと室間の遮音性能の関係について様々な検証がなされてきた [1),2)]．検証内容のひとつに天井裏を経由する側路伝搬音の影響があり，対策として間仕切り壁の下地材を天井裏まで施工し，天井裏にもボードを張る場合がある．ここでは，間仕切り壁の天井裏にもボードを張る場合に天井裏のボードを貫通する配管の隙間処理方法が室間の遮音性能に及ぼす影響について実験的に検証した結果を中心に，同一住戸内の室間の遮音性能について得られた知見を報告する [3)]．

2.1 実験概要

当社が保有する RC 造で床面積 20 ㎡，天井高さ 3m の箱型実験室 I のなかに同一住戸内の部屋を施工した．

実験室の平面図を**図-1**，間仕切り壁の仕様を**図-2**，天井裏のボードの配管貫通部の仕様を**図-3** にそれぞれ示す．

室間の間仕切り壁は床先行工法で施工し，間仕切り壁の下地材は天井裏まで施工した．A-C 室間は標準壁，遮音壁 I，遮音壁 II の 3 種類を組み換え，B-C 室間は標準壁のみとした．天井裏のボードの配管貫通部の隙間処理方法を**写真-1**，**表-1** に示す．天井裏の条件は以下のとおり．

- スパイラルダクトφ100 の貫通による隙間を想定し，同じ面積となるようボードに隙間を設けた（各室 2 か所）．
- 間仕切り壁のボードは，標準壁と遮音壁 II は C 室側から 1 枚，遮音壁 I は C 室側から 2 枚，GW はすべてなし．
- 参考として，間仕切り壁にボードがない条件でも実験．

表-1 配管貫通部の隙間処理方法

処理方法	内容
隙間なし	他の隙間処理方法に対する基準
隙間あり	隙間の幅 12.5mm，長さ 353mm，各部屋 2 か所
GW 詰め	隙間にグラスウール（GW）密度 32K を圧縮詰め
テープ張り	隙間に厚さ 0.05mm のアルミテープを片面張り

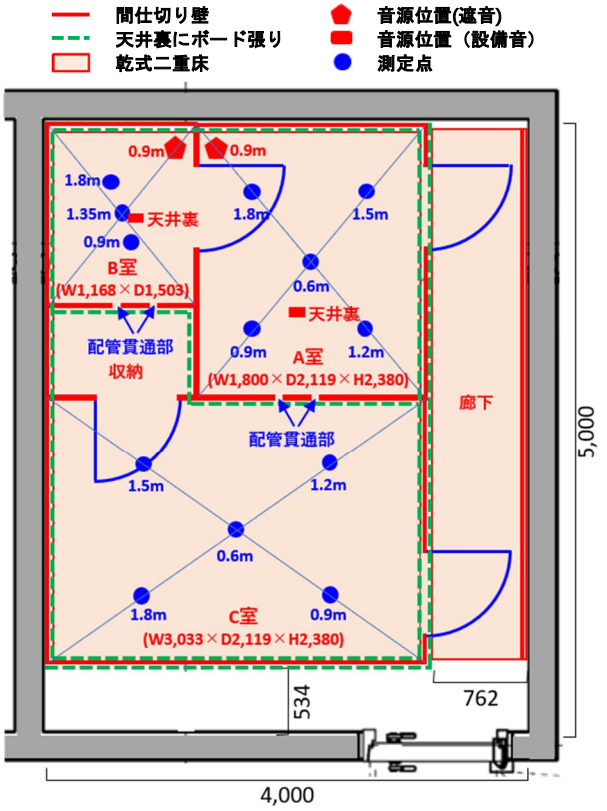


図-1 箱型実験室 I の平面図

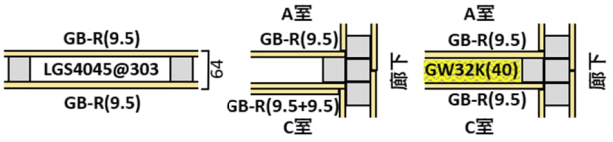


図-2 間仕切り壁の仕様（平面図）

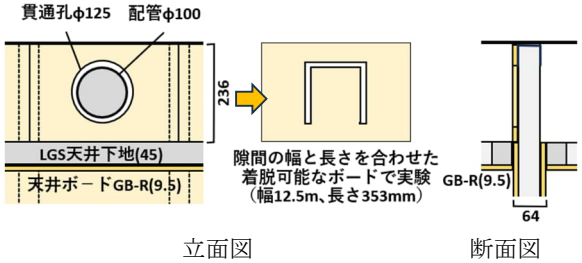
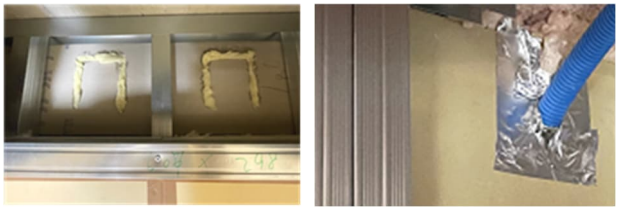


図-3 配管貫通部の仕様



GW 詰め（実験室）　　テープ張り（実建物）

写真-1 配管貫通部の隙間処理方法

実験に用いた機器を**表-2**，実験状況を**写真-2** に示す．

室間の遮音性能の測定は JIS A 1417:2000 に準拠し，音源室 A と B，受音室 C の室内に均等に割り付けた床上 0.6～1.8m の 5 測定点（**図-1**，B 室は 3 測定点）で音圧レベルを測定して室間音圧レベル差を求めた．

また，A 室と B 室の天井裏の間仕切り壁から 0.7m 離して設置したスピーカーから実建物の天井裏で収録した設備音を再生し，受音室 C で音圧レベルを測定した．

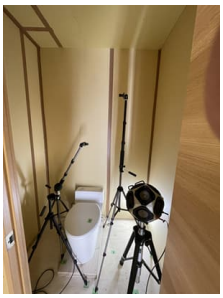
なお，4 か所ある扉（**図-1**）はすべて扉を閉めた状態で測定し，扉のアンダーカットもすべてボードで塞いだ．

表-2 実験に用いた機器

機器名	メーカー/型番（備考）
精密騒音計	RION/NA-28（1 台で移動測定）
データレコーダ	RION/DA-21（実建物の設備音を収録）
信号発生器	NTi/MR-PRO（Pink Noise）
アンプ	CROWN/XLS2502
スピーカー	ONO SOKKI/SJ-1810（遮音測定用，12 面体）
	SONY/SRS-XE300（設備音用，天井裏に設置）



A室



B室



C室

写真-2 室間音圧レベル差の測定状況

2.2 実験結果

(1) 室間音圧レベル差

図-2 で示した間仕切り壁の仕様に対して，**表-1** で示した隙間処理方法の効果を検証した．A 室（音源側）→C 室（受音側），B→C 室の室間音圧レベル差の基準（天井裏：ボードあり，隙間なし）を**図-4**，**図-5** にそれぞれ示す．

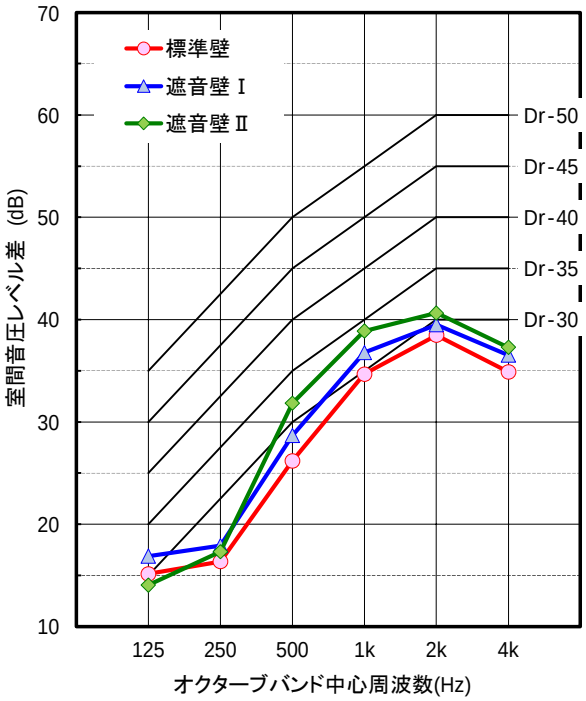


図-4 室間音圧レベル差の測定結果（基準）
（A→C 室　天井裏：ボードあり，隙間なし）

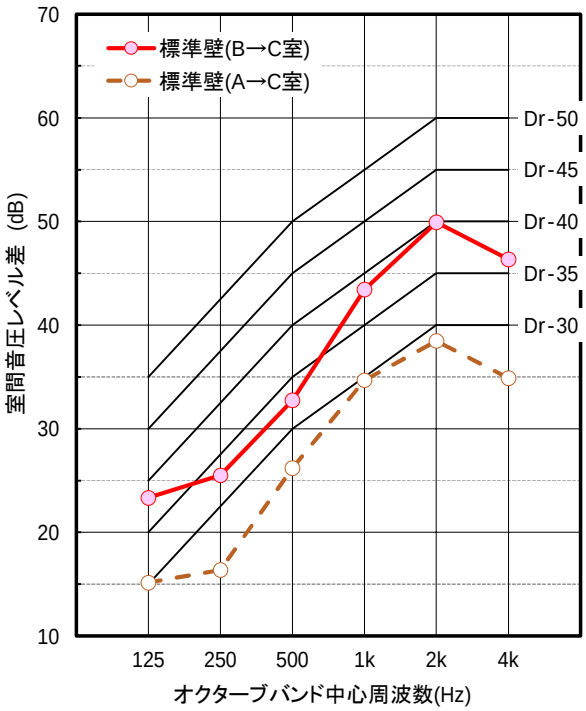


図-5 室間音圧レベル差の測定結果（基準）
（B→C 室　天井裏：ボードあり，隙間なし）

図-4 で A→C 室の遮音壁の効果は標準壁に対して 500～1kHz 帯域で 2～6dB 得られており，遮音壁I（片面にボード増張）よりも遮音壁II（中空層に GW 挿入）の方が有効であった．

なお，250Hz 帯域では二重壁の共鳴現象による落ち込みが生じており，増張や吸音の効果も小さい．

図-5 で B→C 室の標準壁の遮音性能は空気音の伝搬経路上にある収納の効果で，A→C 室間の標準壁よりも 7～12dB 高い遮音性能が得られている．

次に，**表-1** で示した配管貫通部の隙間処理方法の効果を**図-4**，**図-5** で示した基準（天井裏：ボードあり，隙間なし）に対する遮音性能の差で**図-6**～**図-9** に示す．

図-6 で A 室→C 室の標準壁は，天井裏のボードの配管貫通部の隙間を塞がなくても遮音性能は低下していない．さらに，天井裏のボードなしでも遮音性能は低下していない（概ね 0.5dB 以内の差）．

図-7 で A 室→C 室の遮音壁Iは，天井裏のボードなしで高音域に 1dB 近い性能低下がみられるが，全体的には標準壁と同様の結果といえる．

図-8 で A 室→C 室の遮音壁IIは，実験条件によって 1dB 以内で差は生じているが，隙間が大きいほど性能低下している訳ではなく，実験誤差の範囲内とみなしてよいと考えられる．

図-9 で B 室→C 室の標準壁は，天井裏のボードの配管貫通部の隙間処理方法による違いは 1dB 以内だが，天井裏のボードなしは 250～1kHz 帯域で 1～3dB の性能低下がみられる．

以上のとおり，本実験では同一住戸内の室間の遮音性能に対して天井裏のボードの配管貫通部の隙間処理は不要で，空気音の伝搬経路上に収納がない間仕切り壁については天井裏のボードも不要という結果が得られた．

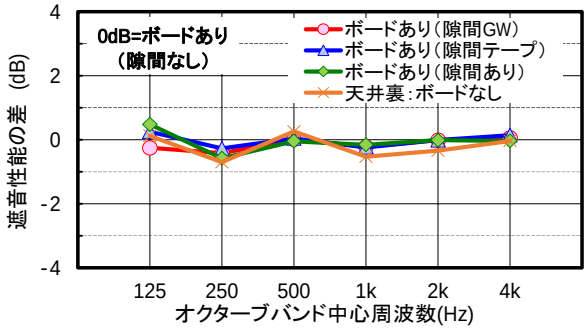


図-6 遮音性能の差（A室→C室　標準壁）

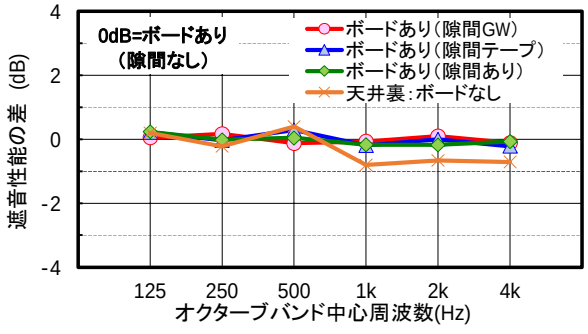


図-7 遮音性能の差（A室→C室　遮音壁Ⅰ）

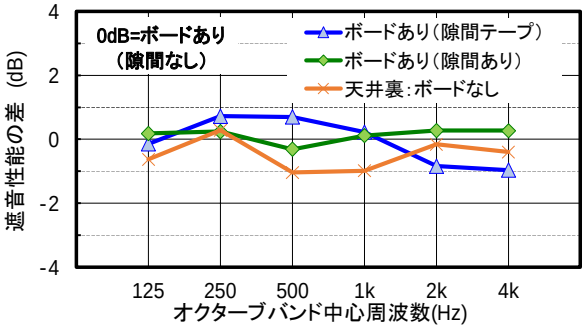


図-8 遮音性能の差（A室→C室　遮音壁Ⅱ）

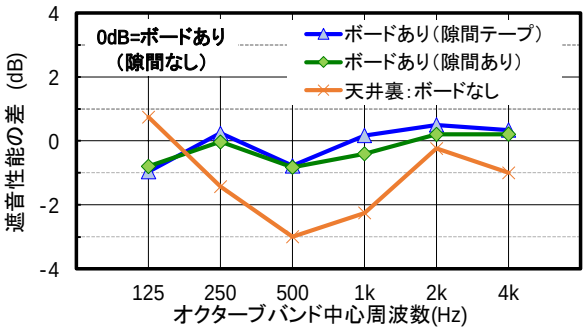


図-9 遮音性能の差（B室→C室　標準壁）

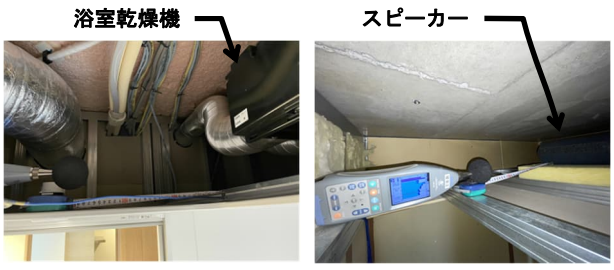
(2) 室内設備騒音

天井裏に設置された設備機器の運転時に天井裏を経由して隣室内に伝搬する騒音について，天井裏のボードの配管貫通部の隙間処理による騒音低減効果を検証した．

まず，実建物の浴室の天井裏にある浴室乾燥機の側に騒音計とデータレコーダを設置して，浴室乾燥機の騒音が最大となる運転条件（乾燥の強運転）で収録した．

次に，**図-1** に示したように実験室の A 室と B 室の天井裏の下地上にグラスウールを敷いた上にスピーカーを設置して，収録した試験音の音圧レベルが実建物と似た値となるように調整してスピーカーから試験音を発生させて，C 室の 5 測定点で室内音圧レベルを測定した．

実建物と実験室の天井裏の測定状況と測定結果を**写真-3** と**図-10**，スピーカーを A 室，B 室の天井裏に設置したときの C 室の騒音測定結果の基準を**図-11** にそれぞれ示す．



実建物　　実験室

写真-3 天井裏の設備機器の運転音の測定状況

図-10 で実建物の音圧レベルはあくまで浴室乾燥機の一事例であり，スピーカーから発生させる試験音を実建物に厳密に合わせる必要はないと考え，周波数ごとの調整までは行わず，A 特性音圧レベル（横軸の A）が同等となるように調整した．

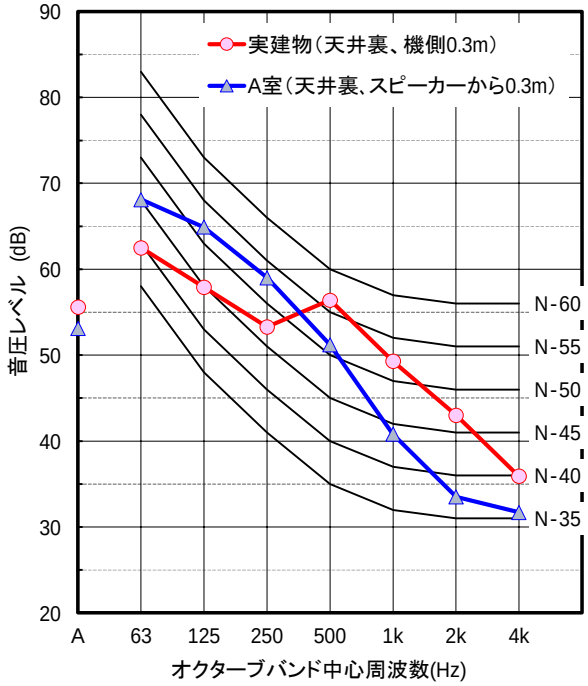


図-10 天井裏の騒音測定結果（実建物と実験室）

図-11 で A→C 室，B→C 室の音圧レベルは A 特性音圧レベルが 25dB 前後と同等で，周波数特性も概ね似た特性であった．実験室は実建物よりも暗騒音が小さいために浴室乾燥機の試験音は C 室で聞こえたが，実建物で浴室乾燥機の運転音はほとんど聞こえないと考えられる．

次に，表-1 で示した配管貫通部の隙間処理方法の効果を図-11 で示した基準に対する音圧レベル差で図-12，図-13 に示す．

図-12，図-13 で A→C 室，B→C 室ともに，配管貫通部に隙間処理（GW 詰め，テープ張り）を施せば音圧レベルはほぼ変わらないが，隙間ありとボードなしは 500Hz 帯域で 4～11dB，A 特性音圧レベルで 2～6dB 大きくなっており，隙間処理を施さないと実建物でも浴室乾燥機の運転音は聞こえる場合があると考えられる．

以上のとおり，本実験では天井裏に設置された設備機器の運転時に天井裏を経由して隣室内に伝搬する騒音に対して，天井裏のボードの配管貫通部の隙間処理（GW 詰め，テープ張り）は有効という結果が得られた．

実建物では，設備機器の運転時に発生する騒音の大きさや騒音の発生頻度，さらには室内の暗騒音の大きさも考慮して，隙間処理の要否を判定することになる．

なお，配管貫通部の隙間への GW 詰めは，その施工によって配管とボードの縁切りを確保できるため，設備機器の振動が配管を経由して室内の間仕切り壁まで伝搬して発生する固体伝搬音の対策も兼ねている．したがって，配管貫通部の隙間処理を不要とする場合，配管とボードが縁切りされていることを確認する必要がある．

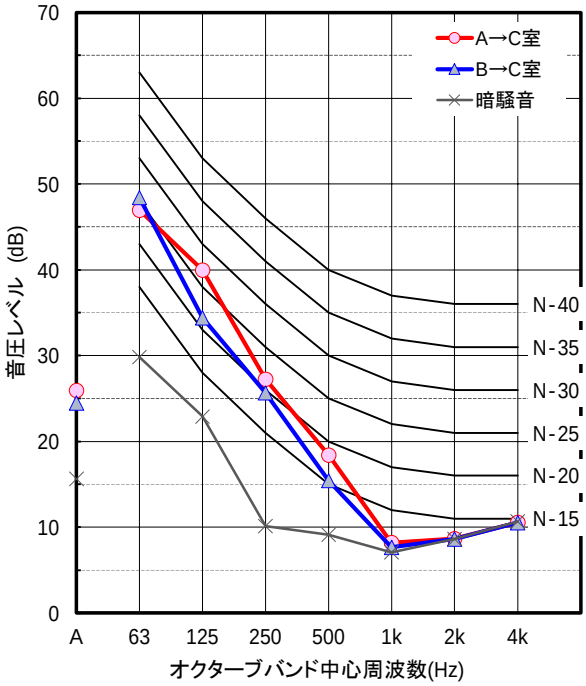


図-11 室内騒音の測定結果（基準）
（天井裏：ボードあり，隙間なし）

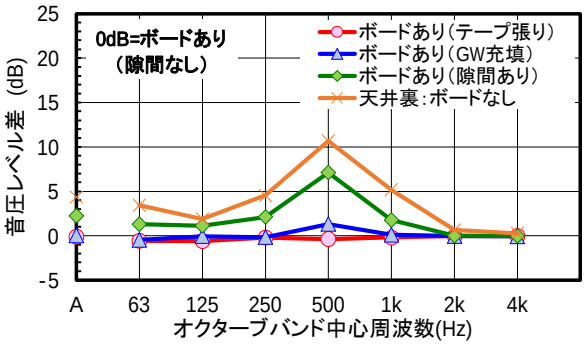


図-12 室内音圧レベル差（A 室→C 室）

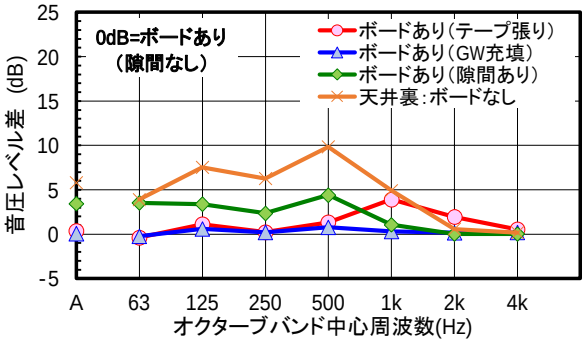


図-13 室内音圧レベル差（B 室→C 室）

3．乾式二重壁の界壁の遮音性能

最近では集合住宅の高層化に伴い乾式二重壁の界壁（以下，乾式壁）が増えており，乾式壁の両面をふかし壁で仕上げる事例も増えてきた．乾式壁による室間の遮音性能の評価量 Dr 数は二重壁の共鳴透過によって低音域（主に 125Hz 帯域）で決定しやすい．

さらに，ふかし壁自体も低音域で共鳴しやすく，乾式壁とふかし壁の組合せは四重壁となり，低音域の共鳴透過の対策は重要となる [4),5)]．ここでは，乾式壁の両面をふかし壁で仕上げたときの共鳴透過による遮音欠損とその改修方法について実験的に検証した結果を報告する [6)]．

3.1 実験概要

当社が保有する RC 造で床面積 20 ㎡，天井高さ 3.05m の箱型実験室 II のなかに乾式壁の集合住宅の共用廊下側の居室を施工した．実験室の平面図を**図-14**，乾式壁とふかし壁の仕様（当社標準）を**図-15**，**図-16** にそれぞれ示す．次に，ふかし壁の改修仕様を**表-3** に示すが，実建物での遮音欠損への対応を想定し，ふかし壁の改修は受音室のみで壁厚さは変えない仕様とした．

壁控えはふかし壁を乾式壁に固定する材料で，音源室，受音室ともに下地材の床上 1.2m 付近に施工した．内張はふかし壁のボードの裏面の下地材の間に貼る面材である．ふかし壁の改修仕様の施工状況を**写真-4** に示す．

遮音性能は前章と同じ方法で測定し，一例ではあるが，受音室で 300mm 間隔（床上 0.6～1.8m，計 245 点）の音圧レベル分布を測定し，低音域の固有モードも把握した．

次に，受音室の床上 1.2m でふかし壁の室中央付近のボード（幅 910mm）の下地材の間（腹）と下地材の上（節）の 7 測定点（**図-14**）の振動加速度レベルを測定した．ふかし壁の振動測定に用いた機器を**表-4** に示す．

なお，遮音実験に先立ち，予備実験として載荷実験によって壁控えとたわみの関係を把握した．

表-3 ふかし壁の改修仕様

改修方法	仕様
壁控え	下地材と乾式壁の隙間 t15 に ・発泡材(硬質ウレタンフォーム)を吹付 ・緩衝材(高発泡ポリエチレン)□100t20 を挿入
内張	下地材と下地材の間のボードに ・石膏ボード t12.5(8.3kg/m²)をボンドで増張 ・遮音シート t1.2×2(4.1kg/m²)をタッカーで増張
吸音	下地材と下地材の間の空気層に ・グラスウール GW32Kt40 を挿入 ・グラスウール GW32Kt25 を挿入

・標準仕様：壁控え，内張，吸音なし）

表-4 ふかし壁の振動測定に用いた機器

機器名	メーカー/型番（備考）
周波数分析器	RION/NA-28（オクターブバンド分析）
振動センサー	RION/PV-86（マグネットで固定）
チャージアンプ	RION UV-16（振動加速度を出力）

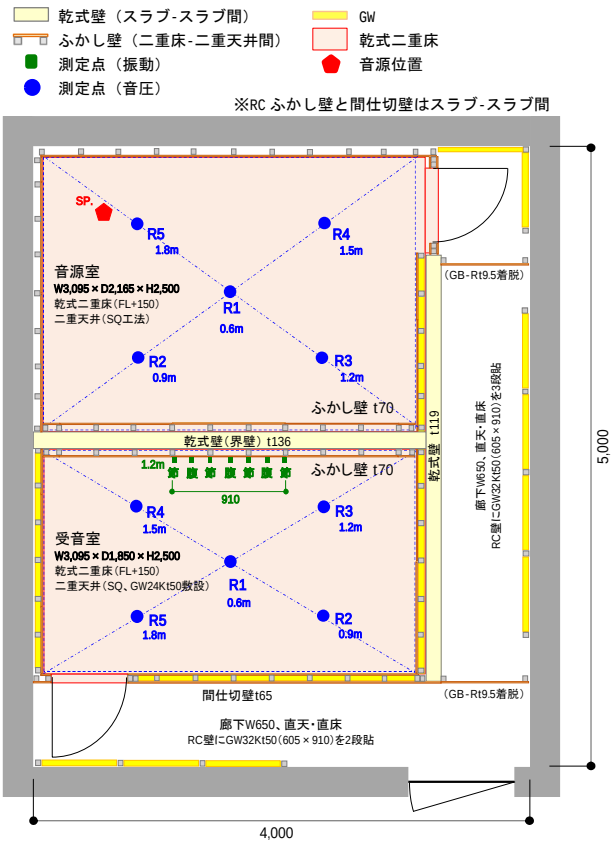


図-14 箱型実験室 II の平面図

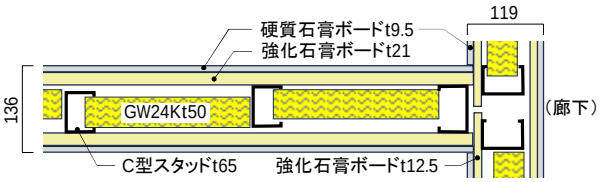


図-15 乾式壁の仕様（平面図）

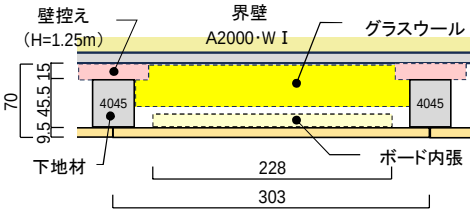


図-16 ふかし壁の仕様（平面図）

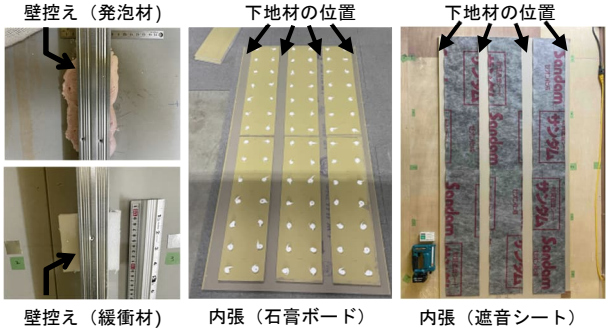


写真-4 ふかし壁の改修仕様の施工状況

3.2 実験結果

予備実験として，長さ 2,500mm，幅 303mm のボードの下地材の両端をピン支持して RC 床から 15mm 浮かせて，ふかし壁の下地材の間の 1 スパン分を施工した．

人がふかし壁を強く押したときの荷重を 100N と想定[7]し，試験体中央（壁控えの施工位置）に集中荷重で段階的に載荷したときの壁控えとたわみの関係を**図-17** に示す．

ふかし壁のたわみは壁控えによって 1mm 前後に抑えられており，発泡材は緩衝材よりも硬いことを把握した．

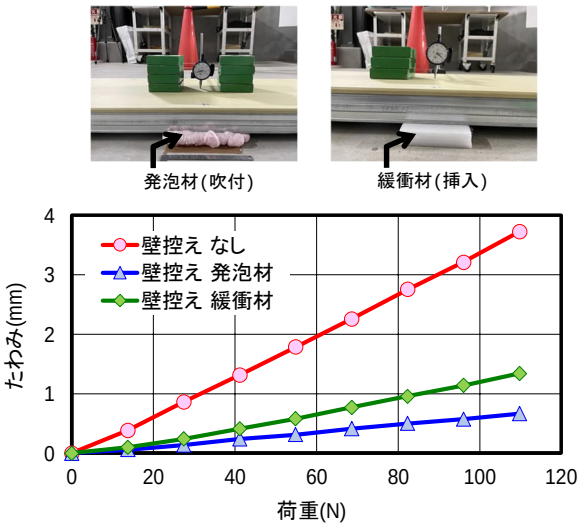


図-17　ふかし壁載荷時の壁控えとたわみの関係

(1) 室間音圧レベル差

乾式壁の素面およびその両面をふかし壁で仕上げたときの室間音圧レベル差を**図-18** に示す．

ふかし壁を施工すると壁控えの有無によらず 125Hz 帯域で素面よりも 7～8dB 性能低下し，室間の遮音性能の評価量 Dr 数も Dr-52 から Dr-44～45 まで低下した．

次に，音源側の壁控えは発泡材として，受音側のふかし壁を**表-3** の仕様で改修したときの室間音圧レベル差の例を**図-19**，標準仕様（壁控え，内張，吸音なし）に対する改修後の Dr 数の改善量を**表-5** にそれぞれ示す．

改修後は 125Hz 帯域で壁控えによる違いが生じており，内張と吸音によって素面（ふかし壁なし）に近い性能を得るには壁控えを緩衝材にする必要がある．内張や吸音の仕様による Dr 数の改善効果の差は 1dB 以内であった．

表-5 受音側ふかし壁の改修仕様と Dr 数の改善量

内張		なし			石膏ボード t12.5			遮音シート t1.2×2		
吸音 GW32K		なし	t40	t25	なし	t40	t25	なし	t40	t25
壁控え	なし	0	+3	+4	+2	+5	-	+1	+5	-
	発泡	0	+2	-	0	+1	-	+1	+2	-
	緩衝	0	+3	+3	+2	+5	+4	+2	+4	+4

・0dB=標準仕様（壁控え，内張，吸音なし）
・Dr 数の決定周波数はすべて 125Hz 帯域，- はデータなし
・音源側のふかし壁は壁控え発泡材，内張なし，吸音なし

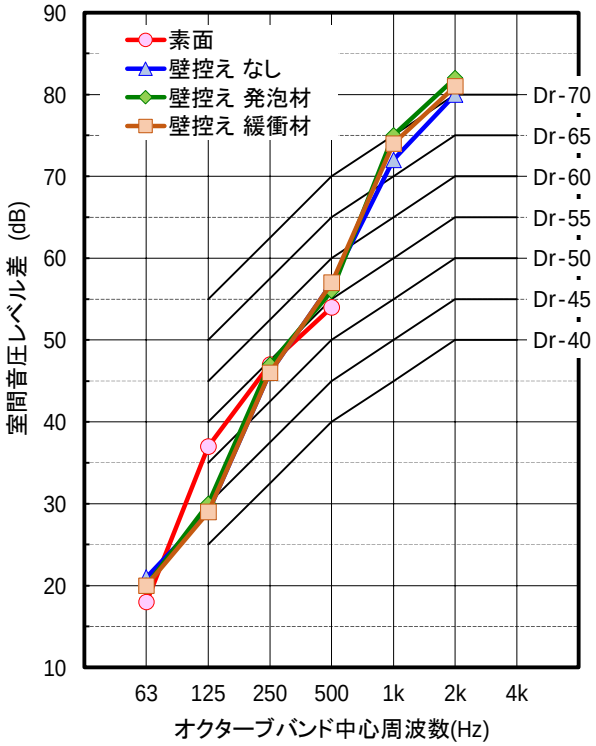


図-18 室間音圧レベル差（改修前）

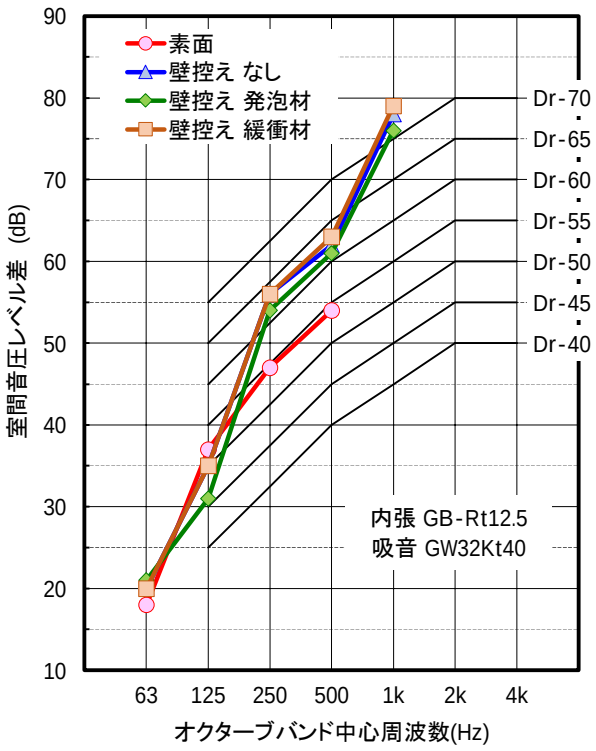
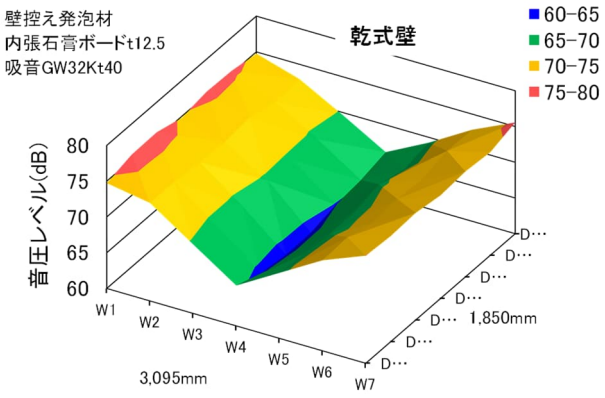
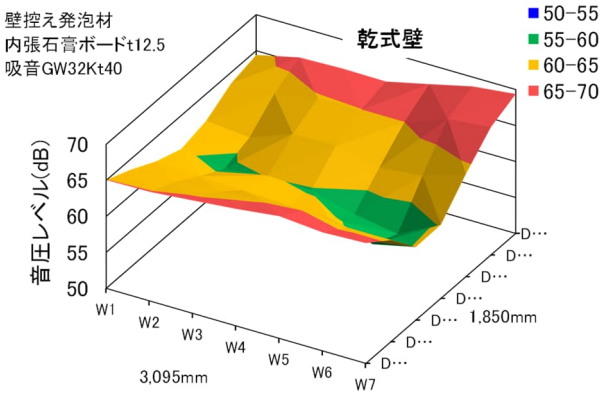


図-19 室間音圧レベル差（受音側改修後）

なお，受音室内の音圧レベル分布（**図-20**）は 63～125Hz 帯域で固有モードが顕著であったが，音圧レベル分布を測定した 245 点と室間音圧レベル差を測定した 5 点のエネルギー平均の差は 0.3dB と小さく，5 点は音圧レベル分布を代表する測定点として適当であった．



(a) 63Hz 帯域



(b) 125Hz 帯域

図-20 受音室内の音圧レベル分布

(2) 振動加速度レベル

ふかし壁の共鳴透過が生じた 125Hz 帯域における壁控えと内張，吸音の関係について，音源側をピンクノイズで音響加振したときの受音側の振動測定状況を**写真-5**，受音側の素面（ふかし壁なし）に対するふかし壁の振動加速度レベル差を**図-21**，**図-22** にそれぞれ示す．

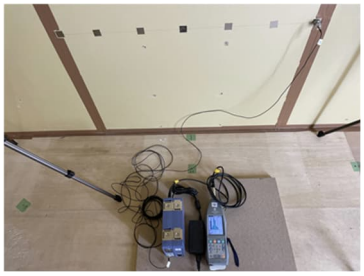
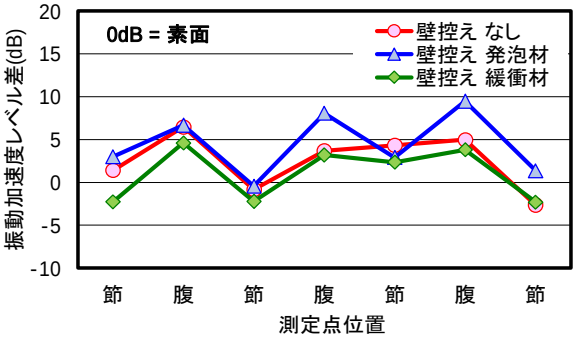


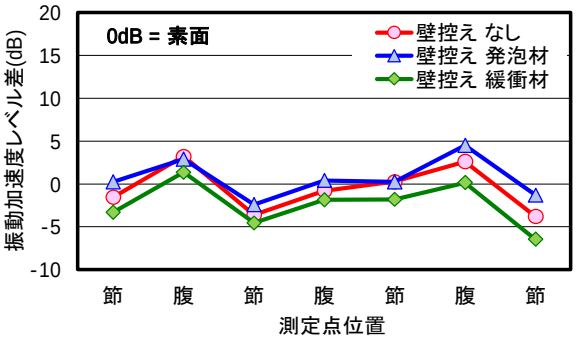
写真-5 振動加速度レベルの測定状況

図-21 の(a)で内張なしでは下地材の間（腹）と下地材の上（節）で 5～10dB 程度のレベル差が生じており，(b)で吸音によってそのレベル差が緩和され，壁控えの仕様によらず低減効果が得られている．

図-22 の(a)で石膏ボード内張は腹と節のレベル差をより緩和し，(b)で遮音シートは全体的にレベルを下げる効果が得られているが，発泡材の壁控えではそれらの効果が得られにくくなっている．

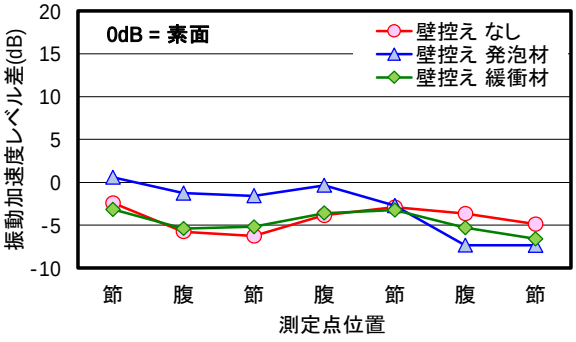


(a) 吸音なし

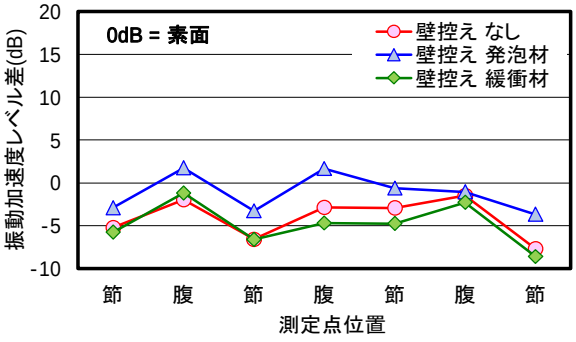


(b) 吸音あり

図-21 ふかし壁と素面との振動加速度レベル差
（125Hz 帯域，内張なし）



(a) 石膏ボード内張



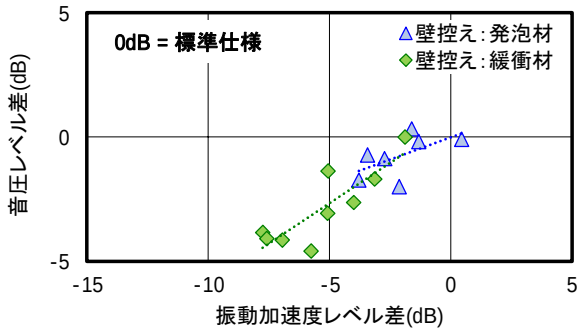
(b) 遮音シート内張

図-22 ふかし壁と素面との振動加速度レベル差
（125Hz 帯域，吸音あり）

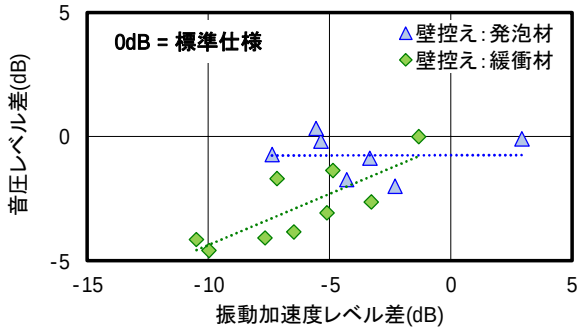
次に，受音側のふかし壁の標準仕様（壁控え，内張，吸音なし）に対する改修仕様の振動加速度レベル差と室内音圧レベル差の対応を図-23 に示す．

図-23 の(a)で節の振動は壁控えの仕様によらず音圧との対応がよく，(b)で腹の振動は壁控えの仕様が発泡材の場合は音圧との対応がよくない．

したがって，内張や吸音によって腹の振動を抑えると受音室の音圧に対する節の振動の影響が大きくなり，発泡材は緩衝材よりも節の振動が大きい（ばね材として硬い）ため，内張や吸音による音圧の低減効果を得られにくくなると考えられる．



(a) 下地材の上（節）の平均



(b)下地材の間（腹）の平均

図-23 受音側のふかし壁の振動と室内音圧の対応（125Hz 帯域）

以上のとおり，乾式壁をふかし壁で仕上げたときに生じる 125Hz 帯域の遮音欠損について，実建物での対応を想定した受音側での改修仕様について検証した．

その結果，本実験では受音側のふかし壁の壁控えに緩衝材を用いて内張と吸音を施すことで，ふかし壁のたわみを抑えながら界壁の素面に近い遮音性能を得られた．

4．まとめ

遮音性能に関する当社独自の設計標準を整備するなかで，当社独自の設計標準を追加するために，内装工事の仕様と遮音性能について実験的に検証した二つの事例を報告した．

一つ目に，集合住宅の同一住戸内の間仕切り壁の遮音性能に関して，間仕切り壁の天井裏のボードを貫通する配管の隙間処理方法が室間の遮音性能に及ぼす影響について実験的に検証した．

その結果，同一住戸内の室間の遮音性能に対して天井裏のボードの配管貫通部の隙間処理は不要で，音の伝搬経路上に収納がない間仕切り壁については天井裏のボードも不要という結果が得られた．

一方，天井裏に設置された設備機器の運転時に天井裏を経由して隣室内に伝搬する設備騒音に対しては，天井裏のボードの配管貫通部の隙間処理（GW 詰め，テープ張り）は有効という結果が得られた．

二つ目に，集合住宅の高層化に伴い増えてきた乾式二重壁の界壁（乾式壁）の遮音性能に関して，界壁の両面をふかし壁で仕上げたときの低音域の共鳴透過による遮音欠損と実建物での対応を想定した受音側での改修方法について実験的に検証した．

その結果，乾式壁をふかし壁で仕上げたときに生じる 125Hz 帯域の共鳴透過による遮音欠損について，ふかし壁の壁控えに緩衝材を用いて内張と吸音を施すことで，ふかし壁のたわみを抑えながら乾式壁の素面に近い遮音性能を得ることができた．

なお，乾式壁の遮音性能については，ふかし壁の共鳴透過以外の遮音欠損が問題となる場合もある．本実験でも乾式壁の端部でサウンドブリッジによって 1kHz 帯域以上で遮音欠損が生じたが，本実験の目的は低音域の共鳴透過による遮音欠損の改修方法の検証であり，ふかし壁によって解消される遮音欠損でもあったことから，図-18，図-19 の乾式壁（素面）の遮音性能において 1kHz 帯域以上で生じた遮音欠損は示していない．

参考文献

1) 浜田由記子，増田潔：自住戸内居室間の遮音性能予測に関する検討－天井による側路伝搬の影響－，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.245-246，2012.9
2) 室裕希，會田祐：住戸内間仕切壁の遮音性能における側路伝搬の影響に関する実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.295-296，2023.9
3) 藤橋克己：配管・ダクト貫通部を有する壁の遮音性能 住宅天井裏隙間処理の影響，音響技術 No.214，pp.55-58，2026.6
4) 菅谷寛之，松本敏夫，橘秀樹：乾式二重壁の遮音性能の改善（リフォーム）方法の検討,日本建築学会大会学術講演梗概，pp.157-158，2004.8
5) 杉江聡：多重壁の低域共鳴透過周波数の推定,日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.413-414，2022.9
6) 藤橋克己：乾式二重壁のふかし壁による遮音欠損に関する検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.249-250，2026.9
7) （一社）人間生活工学研究センター：NITE 平成 13-14 年度人間特性計測データのデータベース，2018.7

集合住宅向け床吹出し式全館空調システムの実験住戸における評価

福　岡　良　介[*1]　　佐　竹　晃[*1]
太　田　修　平[*1]　　河　原　博　之[*1]

要　　旨

集合住宅で普及する乾式二重床の床先行工法で生まれる住戸全体で連続する二重床空間を全館空調の給気経路に利用した集合住宅向けの床吹出し式全館空調システム（本空調）の開発研究を進めてきた.

本空調は，2010年に小規模分譲マンションに導入され，2020年以降都内を中心に本格導入が始まり，2022年の大規模マンションへの導入により累計1000戸に達するなど普及が進んでいる.

本報は，本空調の技術改良および技術紹介の場として2025年1月に構築した実験住戸の概要と室内温熱環境，エアコン運転特性等の実測調査結果を報告する.

本実験住戸では，本空調を実装し，各種性能評価を行うとともに構成部品改良，全館空気清浄ユニットの開発，エアコン対応機種の拡張に関する研究を進めている．その結果，本空調の良好な温熱環境性能，エネルギー消費特性および空気清浄性能を確認するとともに，設計・評価手法構築に向けた知見が得られた.

キーワード　集合住宅／全館空調／乾式二重床／床吹出し空調／実験住戸／空気清浄機／CFD

目　　次

１．はじめに
２．建物・システム概要
３．冷暖房運転実測
４．熱流体解析モデルの構築
５．全館空調用空気清浄機の評価
６．まとめ

EVALUATION OF EXPERIMENTAL CONDOMINIUM-UNIT EQUIPPED WITH UNDER-FLOOR CENTRAL AIR CONDITIONING SYSTEM

Ryosuke FUKUOKA　　**Akira SATAKE**
Shuhei OTA　　**Hiroyuki KAWAHARA**

Synopsis:

We have conducted research and development of an under-floor central air conditioning system for multi-family residential buildings that utilizes the continuous under-floor cavity throughout a dwelling unit created by a raised floor system, as a conditioned-air supply plenum.

The system was first introduced in a small-scale condominium building in 2010. Since 2020, its deployment has expanded mainly in the Tokyo metropolitan area, and the cumulative number of installed units has exceeded 1,000 since its adoption in a large-scale condominium project in 2022, demonstrating its growing prevalence.

This paper presents an overview of an experimental dwelling unit constructed in January 2025 as a platform for technology development and demonstration of the system, together with the results of field measurements on indoor thermal conditions and air-conditioner operating characteristics.

The experimental dwelling unit is equipped with the system, enabling various performance evaluations. In addition, research is being conducted on system component improvements, the development of a whole-house air-cleaning unit, and the expansion of compatible air-conditioner models. The results demonstrated favorable thermal-environment performance, energy-consumption characteristics, and air-cleaning performance of the system, while also providing useful insights for establishing design and evaluation methodologies.

＊１本店　建築事業本部　設備部　環境技術グループ

1. はじめに

近年の建築物カーボンニュートラル化への要請や建築物省エネ法の改正に伴い，高断熱・高気密性の向上とともに冷暖房技術が発達してきた．集合住宅では ZEH-M 基準の高断熱外皮計画が標準化し始め，年間を通じて省エネと快適性の向上が期待できる．また，空調最大負荷の低減に伴い，今後は全館空調システムの需要が高まると予想される．

筆者らは，集合住宅で普及する乾式二重床の床先行工法で生まれる二重床空間を全館空調の給気経路に利用した集合住宅向けの床吹出し式全館空調システム（以下，本空調）の開発研究を進めてきた [1) 2)]．本報では，今般自社施設に構築した本空調を導入した実験住戸で得られた成果を述べる．

2. 建物・システム概要

2.1 建物・実験住戸概要

表-1 に実験住戸を設けた建物の概要を示す．本建物は茨城県取手市に位置し，廃校となった小学校の校舎を研修施設兼宿舎として改修した建物である．そのうち2階の1室に本空調を導入した実験住戸を構築した．

表-2 に実験住戸の概要，**表-3** に空調設備諸元，**表-4** に換気設備諸元，**図-1** に平面図と温度測定点を示す．本実験住戸は，「見る・感じる・泊る・探る」というコンセプトに基づいて計画されている．機器や開発部材を視覚的に確認することや，見学や宿泊を通じて体験・各評価を行うことが可能である．

本実験住戸は約 82m² の 2LDK の間取りであり，比較評価を可能にするため，BR2 に床置型エアコンを設置した．本施設外壁の内側に新たに壁を設けて実験住戸を構築し，開口部は既存サッシの内側に樹脂サッシを設けて二重とした．外皮の平均熱貫流率（U_A 値）は 0.72［W/m²・K］（計算値）[注1)]である．

2.2 本空調システム概要

図-2 に本実験住戸の 3D 写真及びシステム概要図を示す．システムは汎用の天井埋込型ハウジングエアコン，全熱交換形換気装置と各室床吹出口で構成され，同床吹出口は各室の空調負荷に見合う寸法の物を配し，風量調節シャッターを備える．

住戸の床は乾式二重床の床先行工法とし，二重床内の気密を確保して空気経路として利用する．廊下天井内の天井埋込型エアコンで温度調節された空調空気を，洗面室天井内の全熱交換形換気装置の換気給気と混合の上，立下げダクトで二重床内に給気する．立下げダクトの下端には空気清浄機を設け，全館の空気清浄がされる．本給気は，二重床内で二重床材と温度交換しながら各室の床吹出口から室内に給気され，室内を空調しながら内部建具（ドア）のアンダーカットやドアガラリを通って廊下に設置されているエアコン吸込口に還る．このとき，

表-1　建物概要

場所	茨城県取手市
用途	宿舎（自社研修所）
構造	RC 造，地上 3F，塔屋 1F
延床面積	1,810m²

表-2　実験住戸概要

位置	2F 南向き・東妻側
床面積	82m²（2LDK）
U_A 値	0.72W/m²・K [注1)]
断熱仕様	サッシ：二重 ｶﾞﾗｽ：外/単板,内/Low-e 複層 air12,SC 0.43
空調方式	床吹出し式全館空調(本空調) (BR2 は比較用床置型エアコン設置)
換気方式	第一種全熱交換形

表-3　空調設備諸元

空調方式	機器	各定格値
本空調	天井埋込型 エアコン	能力：冷房 4.0kW／暖房 5.3kW 電力：冷房 1.19kW／暖房 1.45kW 電流：冷房 6.5A／暖房 7.9A APF：4.9
床置型空調 (BR2 のみ)	床置型 エアコン	能力：冷房 5.0kW／暖房 6.3kW 電力：冷房 1.59kW／暖房 2.03kW 電流：冷房 8.5A／暖房 10.7A APF：4.6

表-4　換気設備諸元

方式	概要
第一種換気 （全熱交換形）	排気風量：110 m³/h（24 時間換気モード） 電力：20.5W 熱交換効率（温度）：77%

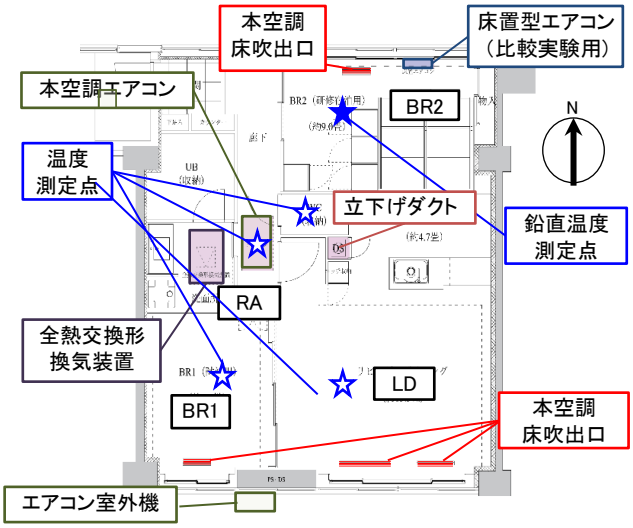


図-1　実験住戸平面図と温度測定点

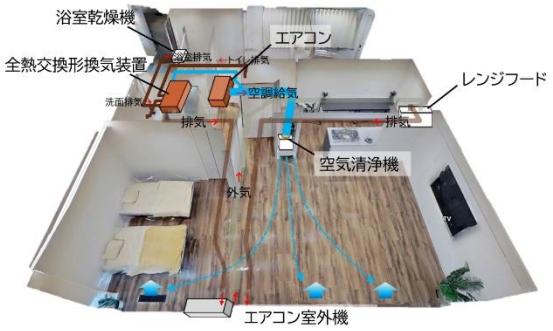


図-2　実験住戸の 3D 写真及びシステム概要図

エアコンは吸込温度により能力・風量制御を行う．本構造により，住戸全体の床面を放射面として利用する全館空調を実現している．

3. 冷暖房運転実測

3.1 実測条件

本空調における室内温度，鉛直温度差，エアコンの消費電力特性を把握するために実測を行った．**表-5** に冷暖房共通の実測条件，**表-6**，**7** に各実測ケースを示す．実測期間中は原則，人の入室はなく，入室のある期間は分析対象外とした．いずれの実測も風量設定は自動とし，換気装置を 24 時間換気モードで運転させた．

暖房時実測の「立上り」では，前日は空調運転を行わず自然室温とし，エアコンの設定温度は 20℃とした．「本空調 1，2」では，エアコンの設定温度を 18℃，20℃で連続運転をし，比較のための「床置型空調」では，本空調 1 と FL+1.1m の実測値が同等となる設定温度 21℃とした．冷房時実測では，「立上り」は暖房時と同様に前日は空調運転を行わず自然室温とし実測した．エアコンの設定温度は，本空調，床置型空調ともに 26℃とした．

3.2 実測方法

表-8 に測定機器概要を示す．各室温度は，**図 1** の☆印の位置（FL+1.1m）で温度ロガーを用いて 10 分間隔で測定した．本空調用エアコンの電流は，住戸内分電盤にデータロガーとクランプ式センサを設置し 10 分平均値を測定した．エアコン消費電力量は，家庭用エネルギー管理システムを用いて 30 分間隔で測定した．

図-3 に BR2 の鉛直温度測定点を示す．床表面，FL+0.1m，0.6m，1.1m，1.6m，2.3m(CH-0.1m)の計 6 点とした．測定点は床吹出口及び床置型エアコンから離した位置とした．

3.3 暖房運転時の評価

(1) 立上り運転時

図-4 に暖房測定時の外気，各室 FL+1.1m の温度とエアコン電流の推移を示す．暖房運転開始は対象日（2025/2/8）の 6 時からとした．各室 12～13℃の自然室温状態から暖房運転開始後，エアコン電流は瞬時に約 10A（定格 7.9A，**表-3**）まで上昇し，徐々に低下して出力が抑制され，8 時間後に約 4A となった．各室温は徐々に上昇し，設定温度の 20℃に到達するまでに LD と BR1 は約 3.5 時間，BR2 は約 6 時間を要した．

図-4 の後半は設定温度到達後の温度推移となる．室温は LD で 22～27℃，BR2 で 20～23℃となった．夜間は室温が安定した推移をするが，日中は室温が上昇し，エアコンが停止した．

図-5 に**図-4** の設定温度到達後（2/8 13:00～2/10 0:00）の各所温度の箱ひげ図を示す．日平均の最大室間温度差は LD と BR2 間に生じ，約 3℃であった．室間温度差の原因の一つとして，南向き掃き出し窓がある LD と，北向き腰高窓がある BR2 の日射侵入量の差が考えられる．

表-5 実測条件（共通）

項目	内容
内部条件	未入居(不在，家電無し)，内部建具：全閉
日射条件	遮光カーテン(白)とレースカーテン(白)を全閉
換気設備	24 時間換気モード

表-6 暖房時実測ケース

実測ケース	本空調用エアコン		床置型エアコン		実測期間
	設定温度	風量	設定温度	風量	
立上り	20℃	自動	停止		2025/2/8 6:00～2/10 0:00
本空調 1	18℃	自動	停止		2025/3/8 12:00～3/10 17:30
本空調 2	20℃				2025/3/10 17:30～3/25 0:00
床置型空調	停止		21℃	自動	2025/3/7 17:30～3/8 12:00

表-7 冷房時実測ケース

実測ケース	本空調用エアコン		床置型エアコン		実測期間
	設定温度	風量	設定温度	風量	
本空調（立上り含む）	26℃	自動	停止		2025/8/31 0:00～9/7 0:00
床置型空調	停止		26℃	自動	2025/9/8 0:00～9/15 0:00

表-8 測定機器概要

測定項目	測定機器
温度	RTR502B，RTR503B（T&D 社）
エアコン電流	RTR505B（T&D 社） CTT-10-CLS-CV25，同-CV10（URD 社）
エアコン消費電力量	家庭用エネルギー管理システム AiSEG2（Panasonic 社）

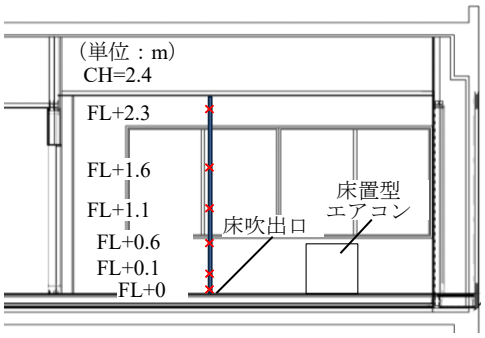


図-3 鉛直温度測定点（BR2 断面図，北外壁面）

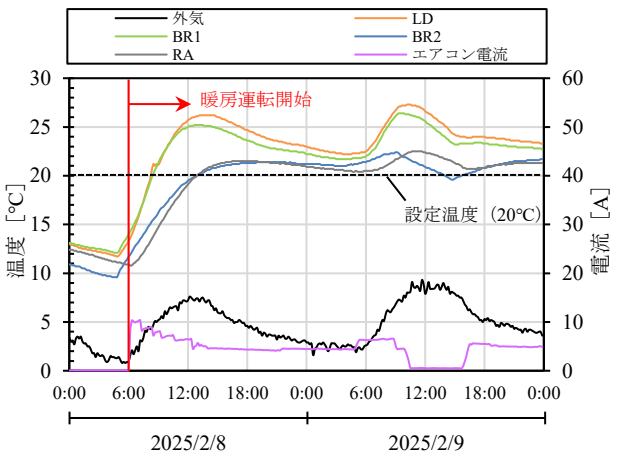


図-4 暖房時「立上り」 各室温度（FL+1.1m）とエアコン電流の推移

(2) 鉛直温度差

本空調は気流と床面放射を調和させる空調計画により，床面温度を調節し，鉛直温度差が小さくなることを意図している．本節では，床置型エアコンが設置されているBR2 を対象に，本空調と床置型空調を比較することで鉛直温度差の評価を行った．

表-9 に比較対象期間の概要を示す．分析対象とする時間帯は，日射による影響を受けない 17:30～翌 7:00 とした．また，対象日の選定は除霜運転が発生せず，測定期間の中で平均外気温度が最低の日とした．

図-6 に本空調と床置型空調の各ケースにおける BR2 の鉛直温度性状を示す．最大鉛直温度差は，本空調は 1.5℃，床置型空調は4.6℃であり，床置型空調と比較すると約1/3倍の温度差に抑制できることが確認できた．これより，本空調は鉛直温度差が殆ど無く，床面から暖かい環境を保ち，生活者の快適性向上に寄与できることが分かった．

(3) 消費電力特性

図-7 に日平均内外温度差と本空調の日積算消費電力量の関係を，**図-8** に本空調 1，2 ケースの外気，各室温度及びエアコン消費電力量（30 分間値）の推移を示す．分析対象は本空調 1,2 ケースの期間のうち入室人数が多かった 1 日間を除く 15 日間とした．日平均内外温度差は各居室の平均値と外気温度の差から算出した．

図-7 より，内外温度差と日積算消費電力量の単回帰分析による決定係数（R^2）は 0.91 であり，両者に強い線形関係が確認された．同図中の回帰式により，暖房消費電力量を内外温度差から予測できることが分かり，内外温度差が約 3℃，つまり室温 20℃想定時に平均外気温 17℃以下で暖房が必要となることがわかった．

(4) 除霜運転時の温熱環境

「本空調 1」の実測期間において，外気が低温高湿でエアコンが発停を繰り返す，除霜運転が推測される時間帯が確認された．**図-9** に対象時間帯（2025/3/8 20:00～3/9 8:00）を含む期間の外気温湿度の推移を，**図-10** に各室温度とエアコン電流の推移を示す．

図-9 より，対象時間帯において平均外気温度は約2℃，外気相対湿度は約 90%を推移した．また**図-10** より，エアコン電流が大きく変動を繰り返したことや既往研究 [3]より，除霜運転が発生していたと考えられる．

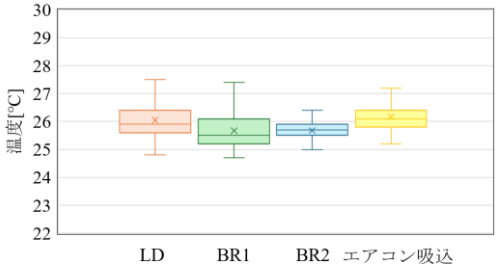


図-5 暖房時 各所温度の箱ひげ図
（2/8 13:00～2/10 0:00）

表-9 暖房時 鉛直温度差の比較対象期間

実測ケース	比較対象期間	平均外気温度
本空調 1	2025/3/9 17:30～3/10 7:00	5.1℃
床置型空調	2025/3/7 17:30～3/8 7:00	3.7℃

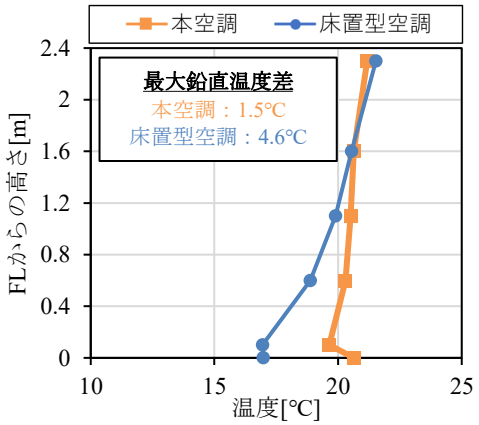


図-6 暖房時 各ケースにおける鉛直温度性状

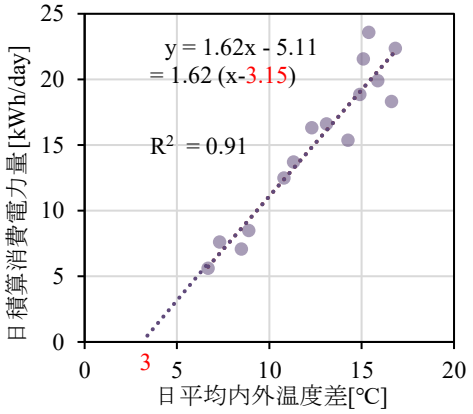


図-7 暖房時 日平均内外温度差とｴｱｺﾝ日積算消費電力量

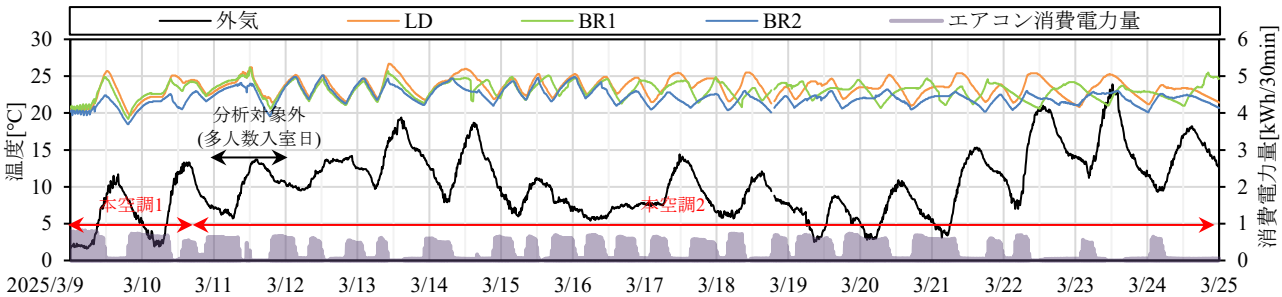


図-8 暖房時「本空調 1, 2」外気，各室温度，エアコン消費電力量の推移

本空調 1 の全期間における各居室の夜間平均温度は，LD は 20.9℃，BR1 は 21.2℃，BR2 は 20.4℃であった．一方で図-10 より，除霜運転の発生が推定される当該時間帯の各居室の平均温度は，LD は20.5℃，BR1 は20.8℃，BR2 は 20.2℃であり，通常の運転時と比べて 0.5℃以上の温度低下は確認されなかった．これより，本空調は除霜運転が発生する場合においても，居室の温熱環境が大きく悪化しない傾向が確認できた．

3.4 冷房運転時の評価

(1) 立上り運転時

図-11 に冷房時の本空調運転開始から 2 日間（8/31,9/1）の外気温湿度，各室 FL +1.1m の温度とエアコン電流の推移を示す．冷房運転開始は初日の 6 時からとした．

冷房運転開始後，エアコン電流は瞬時に約 6A（定格 6.5A，表-3）まで上昇し，外気温度が低下した 15 時頃から徐々に低下して出力が抑制され，運転開始から 12 時間後に約 1.5A となった．また，各室温度は約 31℃の自然室温から徐々に低下し，設定温度の 26℃に到達するまでに LD は約 8 時間，BR1 は約 6 時間，BR2 は約 4.5 時間を要した．

図-11 の後半は設定温度到達後の室温推移であり，LD，BR1 で 25～28℃，BR2 で 24～27℃となった．日射のない時間は室温が安定した推移をするが，日中は外気温度の上昇と日射熱により室温が上昇し，エアコンが高負荷状態で運転した．

(2) 室間温度差

図-12 に本空調の実測期間全体の外気，各室温度及びエアコン消費電力量（30 分間値）の推移を示す．対象期間の最高外気温度は35.5℃，平均外気温度は29.0℃であった．

時刻別の室間温度差を見ると 1.6℃が最大であり，最大室間温度差が生じた時間帯は，外気温度が約 35℃となった 9/1~3 の 12 時頃であった．これは LD の南向き掃き出し窓からの日射熱により南北の居室間に温度差が生じたと考えられる．

図-13 に設定温度到達後（8/31 14:00～9/7 0:00）の各所温度の箱ひげ図を示す．日平均の最大室間温度差は LD と BR1 間に生じ，0.4℃であった．3.3(1)の図-5 で確認された暖房運転時の 3℃差と比較すると小さかった．差異の原因として，夏期の高い太陽高度により，LD の南向き掃き出し窓からの日射熱が少なく，北側居室 BR2 との日射侵入量の差が小さいためと考えられる．また，エアコン吸込温度の期間平均値は 26.2℃となり，各室温度と乖離せず，空調空気が制御に対して理想的に室内機にレターンしていることが確認できた．

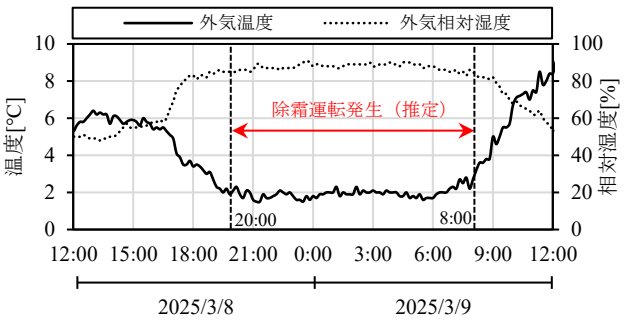


図-9 除霜運転時 外気温湿度の推移

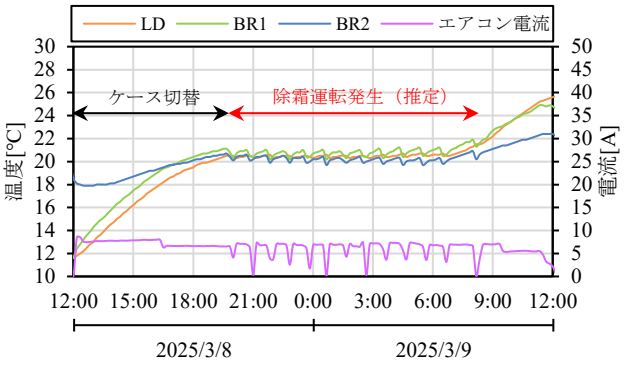


図-10 除霜運転時 各室温度（FL+1.1m）とエアコン電流の推移

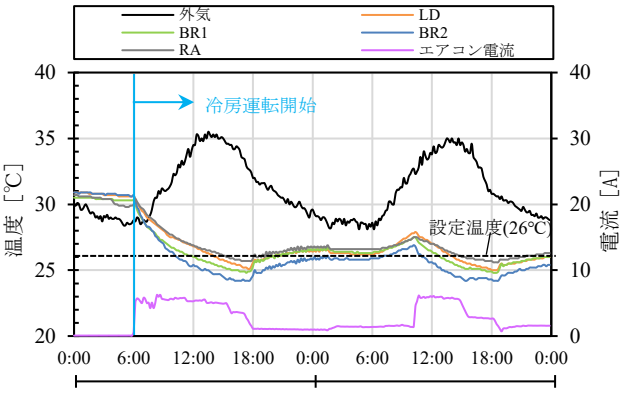


図-11 冷房時「立上り」 各室温度（FL+1.1m）とエアコン電流の推移

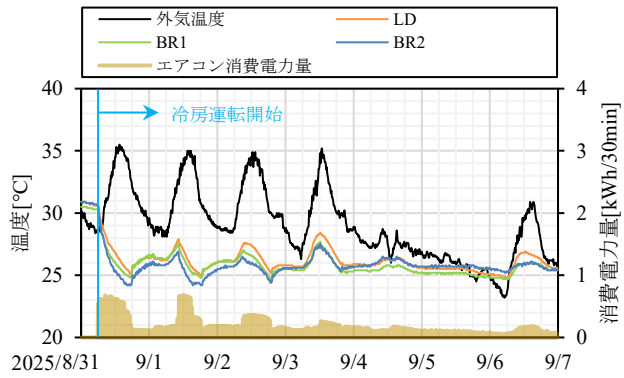


図-12 冷房時「本空調」 外気，各室温度とエアコン消費電力量の推移

(3) 消費電力特性

図-14 に日平均内外温度差と本空調の日積算消費電力量の関係を示す．分析対象は本空調ケースの期間の全日であるが，初日の運転開始までの時間は除いた．日平均内外温度差は各居室の平均値と外気温度の差から算出した．

図-14 より，内外温度差と日積算消費電力量の単回帰分析による決定係数（R^2）は 0.93 であり，両者に強い線形関係が確認された．

(4) 鉛直温度差

本節では，床置型エアコンが設置されている BR2 を対象に，本空調と床置型空調を比較し，鉛直温度差の評価を行った．

表-10 に比較対象期間の概要を示す．分析対象とする時間帯は，日射による影響を受けない夜間の 18:00～翌 5:00 とした．また，対象日の選定は両ケースの測定期間の中で上記夜間の平均外気温度が最も近い日とした．

図-15 に本空調と床置型空調の各ケースにおける鉛直温度性状を示す．最大鉛直温度差は，本空調は 1.8℃，床置型空調は 3.0℃であり，床置型空調と比較すると 6 割程度に温度差を抑制できることが確認できた．また，本空調では二重床内を経路とすることで冷房時に床面の温度が低くなり足元が冷えることが懸念されるが，床表面温度は 24.7℃となり，FL+1.1m 位置の温度と比較しても－0.6℃と極端な低温にはならなかった．これより，本空調は冷房時においても鉛直温度差が小さく，生活者の快適性向上に寄与できることが分かった．

4. 熱流体解析モデルの構築

本空調は，エアコン運転条件や，床吹出口の面積及び開度等，システムを構成する要素は多く，シミュレーションによる温熱環境の検討は不可欠である．そこで，熱流体解析（以下，CFD 解析）のシミュレーションモデルを構築し，各室温度の予測精度検証をした．

4.1 概要

図-16 に CFD 解析モデル図を示す．シミュレーションモデルの構築には，熱流体解析ソフト Flow Designer 2024 を使用した．本モデルは対象住戸のみを解析領域とし，解析境界面となる外壁，戸境壁，界床・界天井をパネルで構築し，熱貫流率を設定した．

表-11 に解析設定条件を示す．本報では，暖房時夜間の室温が安定した状態を模擬し評価するため，日射を考慮しない定常計算とした．対象実験住戸の熱境界となる外気及び隣室温度は，代表日の夜間平均温度の実測値を入力した．代表日の選定は 3 章の本空調 1 ケース期間の抜粋（2025/3/9 17:30～3/10 7:00）とした．モデルに入力する各部材の厚み，熱伝導率，比熱，密度は，実住戸の意匠設計図と文献[4]を基に算出した．

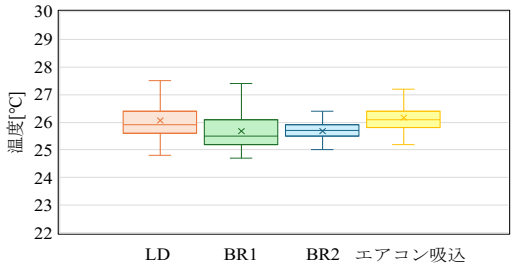


図-13 冷房時 各所温度の箱ひげ図
（8/31 14:00～9/6 24:00）

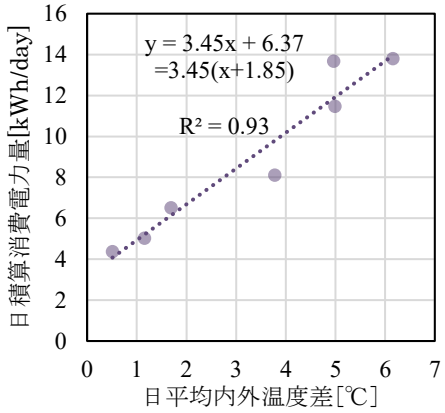


図-14 冷房時日平均内外温度差とｴｱｺﾝ日積算消費電力量

表-10 冷房時 鉛直温度差の比較対象期間

実測ケース	比較対象期間	平均外気温度
本空調	2025/9/2 18:00～9/3 5:00	28.8℃
床置型空調	2025/9/9 18:00～9/10 5:00	28.3℃

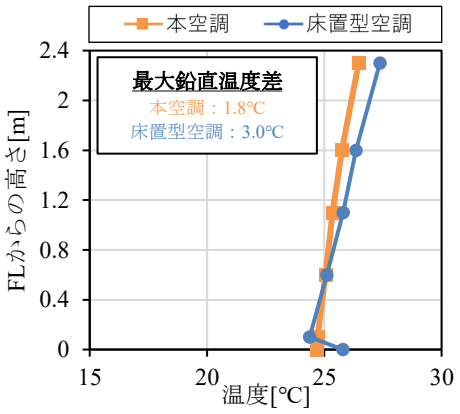


図-15 冷房時 各ケースにおける鉛直温度性状

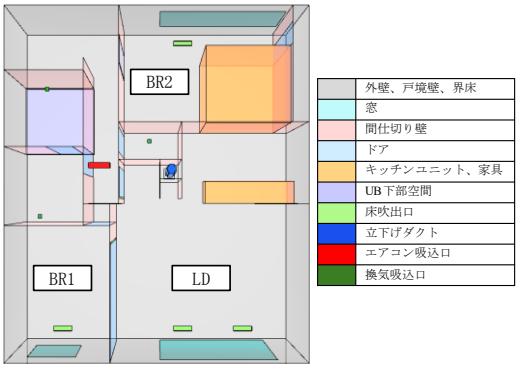


図-16 CFD 解析モデル図

空調空気の経路である各室の内部建具（ドア）の隙間は，アンダーカットやドアガラリに相当する面積を与えた開口パネルをドア面に設けて再現した．メッシュ分割は解析境界面付近や吹出・吸込口は細かく分割し，総分割数は約 15 万メッシュとした．エアコンは能力をカタログ値の最大暖房能力 5.3kW とし，出力制御は廊下天井面に設置した吸込口近傍の温度に応じた比例制御とした．設定温度は実測時のエアコン吸込温度相当の 22℃とした．

4.2 精度検証結果

3.3 に報告した暖房測定データを用いて各居室の温度について実測値と解析値を比較した．比較対象とする実測値は前節で選定した代表日における夜間の各所温度とし，解析値は各室中央と床吹出口の空気温度とした．

表-12 に各室温度の実測値と解析値を，**図-17** に水平断面温度を示す．実測値と解析値の差はいずれの箇所も 1℃未満で概ね一致した．さらに，BR2 が他の LD, BR1 と比べて低温となる傾向も一致した．これより，暖房時夜間の室温が安定した定常状態は概ね再現ができた．今後は負荷変動の大きい日中において日射を考慮した非定常計算モデルの構築や精度検証を行う予定である．

5. 全館空調用空気清浄機の評価

大気には天然･人工物の破砕粒子（黄砂，花粉を含む）や燃焼ガスを起因とする大小多くの粉塵が含まれる [5]．近年，微小粉塵『PM2.5』の呼吸･循環器系への健康影響が明らかになり [6]，世界保健機関(WHO)は 2021 年に大気中の年平均濃度の指針をかつての 15μg/m³から 5μg/m³へ大幅に下げた．国内多地点の年平均値はここ 10 年間 約 15μg/m³ [7] で指針を大きく上回る（**図-18**）．また住宅内には皮脂，カビ，歩行･掃除機かけ等を起因とする内部発生源もあるため，24 時間換気される通常の住宅内では，PM2.5 濃度が継続的に同指針を上回ると考えられ，住宅･設備分野での技術開発が必要と考えられる．

そこで，全館空調システム用の空気清浄機の開発を行い，本住戸への実装（**図-2**）と室内粉塵濃度の実測を行った．

5.1 実測概要

図-19 に実験住戸・システムの概要と粉塵濃度測定点（使用機器：**表-13**）を示す．住戸中央付近に空調立下げダクトが配置され，同ダクト上流からは全熱交換形換気装置と天井埋込型エアコンからの合流空気が流れる（機器風量:**表-14**）．同ダクトの下流末端に静電式の空気清浄機が設置され，住戸全体の空気清浄が行われる．

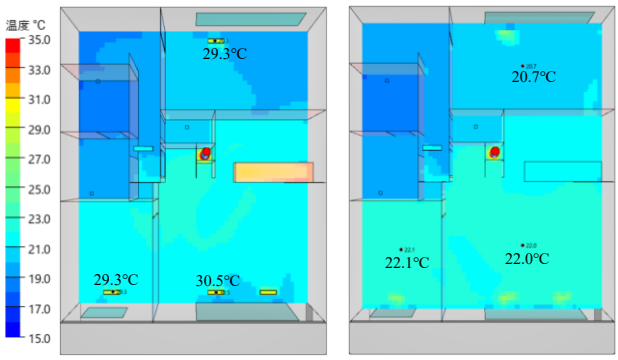
表-15 に実測条件を示す．換気装置は連続運転し，エアコンの強風量（**表-14-V6**）／停止，空気清浄機の運転／停止，廊下での発塵の有／無を組み合わせた運転 1～6 を設定した．粉塵濃度測定は PM センサ 5 台で各所を連続測定した（**図-19**，**表-13**）．PM センサの公称精度が±10μg/m³

表-11 解析設定条件

項目	設定
計算ツール	アドバンスナレッジ研究所，FlowDesigner2024
解析対象	流れ(xyz，乱流)，温度，浮力，輻射
状態	定常計算
乱流モデル	標準 k-ε モデル
壁境界(流れ)	対数則
収束判定	- 4 (0.01%)
熱伝達境界	熱伝達率 自動計算 （空気-固体間）
熱境界（外気）	5.1℃
熱境界（戸境）	10.8℃
熱貫流率 [W/m²K]	界天井：0.89(ｺﾝｸﾘｰﾄ 0.2m/断熱材 0.02m/空気/ﾎﾞｰﾄﾞ 0.012m) 界床：0.78(ｺﾝｸﾘｰﾄ 0.2m/断熱材 0.02m/合板 0.012m/ﾊﾟｰﾁ 0.025m) 注2) 外壁・戸境壁：0.56(ｺﾝｸﾘｰﾄ 0.1m/断熱材 0.04m/空気/ﾎﾞｰﾄﾞ 0.012m) 窓：3.49(Low-E 複層) ﾕﾆｯﾄﾊﾞｽ下：熱伝導率 4.5W/mK の固体を配置
メッシュ分割	総要素数：153,120(x66 * y80 * z29)
空調機	風量：450 m³/h 能力(最大)：暖房 5.3 kW 出力制御：吸込み温度に応じた比例制御(ﾃﾞｨﾌｧﾚﾝｼｬﾙ：1℃) 吸込み設定温度：暖房 22℃
日射熱 内部発熱	無し

表-12 各所温度の実測値と解析値の比較

室名称	LD	BR1	BR2	LD	BR1	BR2
位置	+1.1m			床吹出口		
実測値[℃]	21.4	21.6	20.5	30.7	29.7	29.8
CFD 解析値[℃]	22.0	22.1	20.7	30.5	29.3	29.3
差[℃]	0.6	0.5	0.2	0.2	0.4	0.5



a) FL+0.1m　　b) FL+1.1m

図-17 水平断面温度（定常解析）

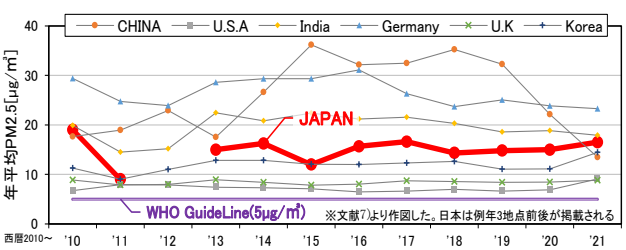


図-18 各国平均の PM2.5 観測値の推移

と悪いため，パーティクルカウンタ（PC センサ）の測定による精度比較及び粒径別特性を確認した．PC センサでは基本 LD で連続測定をし（5 分間隔），実測中 2 回清浄機前後で除去率の評価を行った（表-15 の下に※で補記）．測定中は 1 人のみ静穏に滞在した．

5.2 実測結果

(1) PM2.5 濃度の推移

図-20 に PM センサによる PM2.5 濃度の推移を示す．運転 1 では①屋外と②廊下が混合した③清浄前 6μg/m³前後が，④清浄後 2μg/m³前後に低下し⑤LD も同等の低濃度で推移した．運転 2 で空気清浄機の停止後は④清浄後と⑤LD が①屋外に近づき約 10μg/m³に上昇した．運転 3 では当日の強風に伴い①屋外が倍増した中で運転 1 に近い濃度まで低下した．運転 4 では①屋外が最大 100μg/m³まで上昇した中，清浄機処理風量が少ないため清浄後④が微小になり⑤LD は 20μg/m³と①屋外比では低く推移した．運転 5 で廊下にて発塵すると②廊下が 200μg/m³に⑤LD が 25μg/m³に上昇し，運転 6 の清浄機停止後は⑤LD が 100μg/m³超に大幅増加した．

(2) 空気清浄機の除去率

図-21 にエアコン風量別（停止+風量 6 段階（表-14））の清浄機前後（測点③④）の粒径別個数濃度を示す．清浄機風量が少ないエアコン停止時は清浄後に凡そ 1/10 に低下し，エアコン運転時は低下度合が減り，風量 V1～V6 の差は少なかった．

図-22 に清浄機処理風量別の粒径別粉塵除去率を示す．清浄機風量が増加すると除去率が低下し，メーカーの試験室測定値に近い傾向であったが，粒径 1～2.5μm は除去率 0.8 に留まり試験室測定値と傾向が異なった．

(3) PM センサ測定値の評価

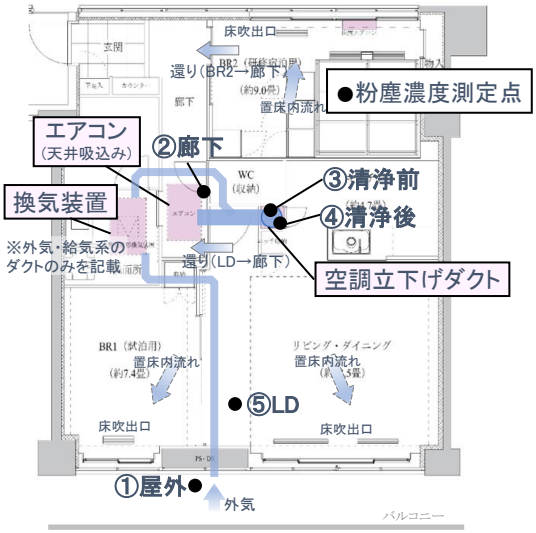
図-23 に PM センサと PC センサから計算（方法:図-23 の下に※で補記）した PM2.5 の比較を示す．④清浄後を除くと相関がみられ，2～20μg/m³の範囲では PM センサが信頼できると分かった．

5.3 エアコン風量別の空間除去率計算の実測検証

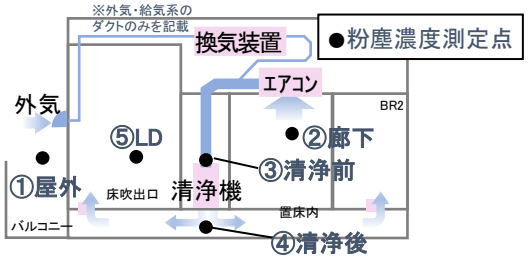
図-24a）にエアコンの風量別の清浄機前後の PM2.5 濃度（PC センサ換算値）と除去率を示し，図-24b）にこれを清浄機風量別に換算した結果と運転／停止別の近似式を示す．

表-16 に図-21 の各運転下･間の LD の PM2.5 濃度から読取り計算した空間除去率[8)]を示す．空間除去率から清浄機導入時の住戸内 PM2.5 濃度の低減度が分かり，例えば除去率 0.8 時の住戸内は同濃度が 20%に低減すると分かる．

図-25 は瞬時一様拡散のガス濃度計算によるエアコン風量別の清浄機の空間除去率の特性図である．実験住戸の



a) 平面図



b) 断面概念図

図-19　実験住戸･空調システム概要と粉塵濃度測定点

表-13　粉塵濃度測定器の仕様

機器	仕様
PMセンサ(PM)	測定粒径 0.3～2.5μm、測定間隔 10秒(1分平均を分析)
パーティクルカウンタ(PC)	測定粒径 0.3～10μm(6レンジ)、測定空気量 2.83L(or1.43L)

表-14　機器風量（実測）

機器	換気装置	エアコン吸込み(送風モード)					
風量設定	24hr換気 外気	V1	V2	V3	V4	V5	V6
風量[m³/h]	110	227	276	311	345	384	424

表-15　実測中の空調運転・内部発塵条件

名称	時刻(2025/3/26)	換気装置	エアコン風量	空気清浄機	内部発塵
運転 1	～8:00	24時間換気	V6（強）	運転	無し
運転 2	～9:30			停止	
運転 3	～11:20			運転	
運転 4	～13:50		停止		
運転 5	～15:00		V6（強）		廊下 線香
運転 6	～16:10			停止	

※11:20～40、13:50～14:30にエアコン風量別に清浄機前後をPCセンサで測定した(空気量1.43L)。

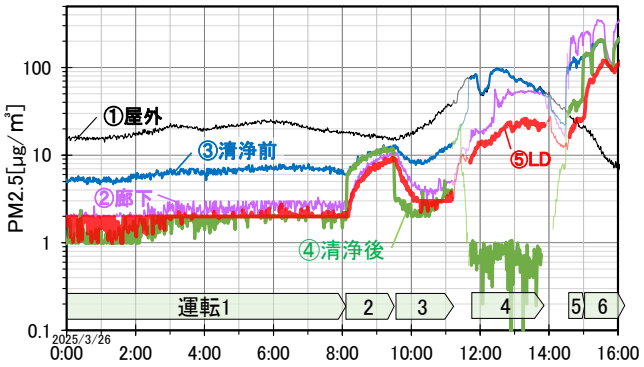


図-20　PM2.5 濃度(PM センサ)の推移

24 時間換気風量 110m³/h 時に加え，住戸規模が異なり換気風量が増減する場合の確認もした．通常はエアコンを停止する中間期にエアコンを送風運転すると空間除去率が 0.45 から 0.75 前後に上昇し，清浄機非導入時に対する PM2.5 濃度は 55%から 25%に凡そ半減すると推計された．

また，併記した本住戸の換気風量 110 m³/h 時の実測値（表-16）は特性図に近い傾向であることを確認し，今後の詳しい測定調査により適切な設計計算法が導ける目途を得た．

6. まとめ

乾式二重床空間を給気経路として利用する集合住宅向け床吹出し式全館空調システムを導入した実験住戸を整備し，冷暖房時の温熱環境，エネルギー消費特性，CFD 解析モデル構築および空気清浄性能の検証を行った．

その結果，本空調は室間温度差および鉛直温度差の小さい均一な温熱環境を形成できることを確認した．また，エアコンの日積算消費電力量は日平均内外温度差と高い相関があることを確認した．CFD 解析では，各室温度を概ね良好に再現できることを確認した．さらに空気清浄機について，機器単体と住戸への効果の実測評価を行ったことで清浄効果の予測特性図を提案した．

今後はシステム改良による性能向上及びコストダウンと CFD 解析精度の向上，設計･評価手法簡略化を検討する．

注

注 1) 上下階隣戸との温度差係数 0.7(本施設相当)の場合．実マンションでは(同係数0)0.35[W/m²・K]に相当する．

注 2) 本実験住戸の床は実験的に二層の二重床で構成した．熱負荷の計算上，躯体と一層目(断熱材，合板，パーチクルボード)の二重床を境界条件とした．

参考文献

1) 佐竹ら：住宅の床吹出し式全館空調システムの未入居住戸での調査研究(その 1,2)，日本建築学会大会学術講演梗概集 D-2，2023/9
2) 佐竹ら：合住宅向け床吹出し式全館空調システムの実験住戸における評価 (その 1,2,3) 日本建築学会大会学術講演梗概集，2025/7
3) 細井ら：実使用時のルームエアコンディショナの COP 評価 その 3 ルームエアコンディショナの冷暖房時 COP およびエネルギー消費量に関する研究，日本建築学会環境系論文集 第 77 巻 第 681 号 pp.881-888，2012/11
4) 空気調和・衛生工学会編， 空気調和・衛生工学便覧 1 基礎編 第 14 版，2010
5) 環境省：微小粒子状物質健康影響評価検討会報告書，2008/4
6) World Health Organization : WHO global air quality guidelines，2021/9
7) 同上：WHO Ambient Air Quality Database(update2023)
8) 村上ら：換気下における空気清浄機の必要能力決定に関する研究，同上，2014/9

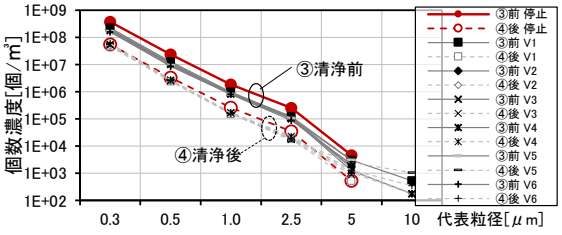


図-21 エアコン風量別の清浄機前後の粒径別個数濃度(PC センサ)

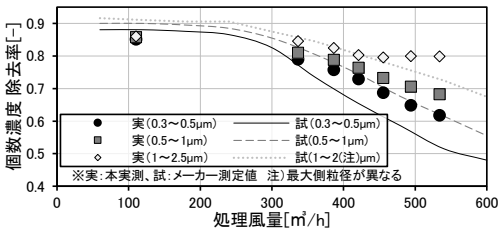


図-22 清浄機処理風量別の粒径別除去率(PC センサ)

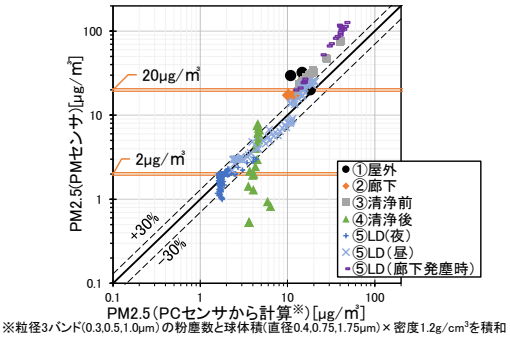
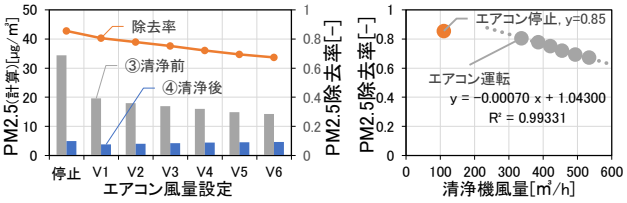


図-23 センサ間の PM2.5 測定値の比較



a) 風量設定別　b) 風量別

図-24 清浄機の PM2.5 除去率

表-16 LD の PM2.5 濃度と空間除去率

	清浄機風量 [m³/h]	LDのPM2.5濃度[μg/m³] 清浄機 停止時 Pf	運転Pn	空間除去率※[-]
実測a) 運転1⇔2	534	9	2	0.78
実測b) 運転5⇔6		122	26	0.79
実測c) 運転4③⑤	110	52	22	0.58

※空間除去率=1-(運転時濃度Pn/停止時濃度Pf)

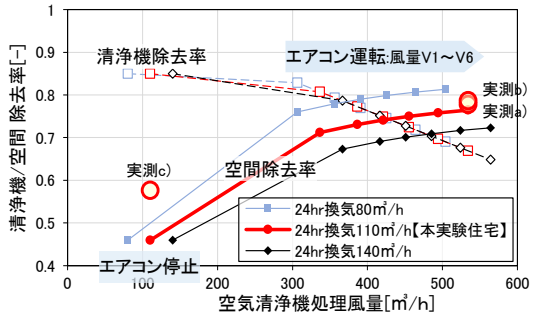


図-25 風量と除去率の関係の計算と実測の比較

応援広告を活用した人流創出の可能性と交通インフラ空間活用に関する社会実験

齋藤知弥[*1]　石川理人[*1]
水野真紀子[*1]　松林卓[*1]
大橋道生[*2]　深山啓太[*3]

要　旨

本稿は，交通インフラに付随する公共空間を活用した応援広告の可能性を検証した社会実験について報告するものである．近年，PPP/PFIやコンセッション事業の普及を背景として，交通インフラ施設における広告収入やテナント収入等の利用料金収入以外の収益（以下，非料金収入）の確保や空間価値向上が求められている．一方，推し活市場の拡大に伴い，ファンが主体となって広告を掲出する応援広告が注目されている．そこで本研究では，大規模アイドルイベントと連携し，駅周辺施設や有料道路休憩施設等に応援広告を掲出する社会実験を実施した．その結果，139名の応募者のうち30名が実際に広告を掲出し，内22名から得られた体験後アンケートでは68.2%が現地で広告を確認し，77.3%がSNSへの投稿を行った．これらの結果から，応援広告は来訪行動および情報発信行動を誘発する可能性を有することが示唆された．また，交通インフラ空間における新たな空間活用手法および非料金収入創出手法となる可能性が示唆された．

キーワード　人流創出／交通インフラ空間／推し消費／応援広告／聖地巡礼／非料金収入創出

目　次

1．はじめに
2．本研究の位置づけ
3．社会実験の概要
4．社会実験の結果
5．考察
6．結論

A SOCIAL EXPERIMENT ON POTENTIAL FOR VISITOR FLOW GENERATION AND TRANSPORTATION INFRASTRUCTURE FACILITIES UTILIZATION THROUGH FAN-SPONSORED ADVERTISING

Kazuya　SAITO　**Ayato　ISHIKAWA**
Makiko　MIZUNO　**Taku MATSUBAYASHI**
Michio　OHASHI　**Keita　MIYAMA**

Synopsis:
This paper presents a social experiment that examined the potential of fan-sponsored advertising as a tool for visitor flow generation in transportation infrastructure spaces. Against the backdrop of increasing demand for non-fare revenue and the expansion of fan-driven consumption, advertisements created by fans were displayed at station-area facilities and expressway rest areas during a large-scale idol event. Of the 139 applicants, 30 ultimately displayed advertisements. Post-experiment surveys of 22 participants showed that 68.2% of respondents visited the advertisement locations and 77.3% posted related content on social media. The results suggest that fan-sponsored advertising can stimulate both on-site visits and information-sharing behavior. Furthermore, the experiment indicates the potential of fan-sponsored advertising as a new approach to space utilization and non-fare revenue generation in transportation infrastructure facilities.

＊1 本店　ICI 未来共創センター　＊2 中京テレビ放送株式会社
＊3 株式会社 JR 東海エージェンシー

1．はじめに

我が国では，人口減少や少子高齢化の進行に伴い，社会資本を取り巻く環境が大きく変化している．高度経済成長期に集中的に整備された多くの社会基盤施設は更新時期を迎えている一方，生産年齢人口の減少や財政制約の進展により，維持管理・更新に必要な投資余力は相対的に縮小している[1]．このような状況の中，限られた財源の下で持続的なインフラサービスを提供するためには，効率的な維持管理に加え，新たな収益源の確保が重要な課題となっている．特に交通結節点や道路関連施設は，多くの利用者が往来する公共空間であり，単なる移動のための施設ではなく，人々が集い，交流し，消費活動を行う場としての価値が期待されている．実際に，駅ナカ事業や空港商業施設，高速道路休憩施設の地域連携事業など，多様な空間活用の取組みが実施されている[2][3]．しかしながら，これらの多くは企業を広告主又は利用主体とする従来型の事業モデルであり，一般消費者が直接収益創出に関与するモデルについては十分な検討がなされていない．

一方で近年は，個人が主体となって支出を行う推し活市場が拡大しており，こうした需要を交通インフラ空間に取り組むことで，ファンが応援対象のために消費行動を行う「応援消費」による新たな収益機会を創出できる可能性がある．「応援消費」の中でも応援広告は近年実施事例が増えてきているファンが自ら費用を負担して公共空間に広告を掲出する活動である．そこで本研究では，交通インフラに付随する公共空間を活用した応援広告の社会実験を実施し，人流創出およびインフラ空間における新たな収益創出モデルとしての成立可能性を検証することを目的とする．具体的には，①個人が広告主となる広告需要および収益モデルの成立可能性，②応援広告掲出者を中心とした来訪行動および情報発信行動の発生可能性の二点について評価を行う．

2．本研究の位置付け

2.1 推し活および応援消費に関する研究

近年，特定の人物，団体またはコンテンツを応援する行動である「推し活」が広く普及している．推し活は，アイドルやアーティスト，アニメ・ゲームキャラクター，スポーツ選手等を対象とした消費活動であり，グッズ購入，イベント参加，SNS による情報発信など様々な行動を伴う．応援対象への支出を通じて満足感や自己実現を得る消費形態として注目されており，推しを応援するための消費行動は「応援消費」とも呼ばれている．近年の研究では，推し活は単なる趣味活動ではなく，ファンコミュニティの形成や情報共有行動と密接な関係を有することが指摘されている．また，SNS の発展により，ファン同士が情報交換や交流を行う機会が増加し，推し活の経済的・社会的影響は拡大傾向にある[4]．

応援広告は，このような推し活を代表する活動の一つである．応援広告とは，ファンが自ら費用を負担し，駅や商業施設等の公共性の高い場所に広告を掲出する行為である．近年ではアイドルやアーティストの誕生日，デビュー記念日，イベント開催等に合わせて実施される事例が増加している[5]．しかし，応援広告に関する研究はまだ限定的であり，その効果や社会的意義については十分な知見が蓄積されていない．

2.2 聖地巡礼およびコンテンツツーリズムに関する研究

推し活と関連する研究分野として，聖地巡礼およびコンテンツツーリズム研究が挙げられる．コンテンツツーリズムとは，映画，アニメ，漫画，小説，ゲーム等のコンテンツを契機として観光行動が発生する現象であり，観光学や地域政策分野において数多くの研究が行われている．特にアニメ作品や映像作品の舞台となった場所を訪問する行動は「聖地巡礼」と呼ばれ，地域への来訪者増加や観光消費の拡大につながることが報告されている[6]．

既往研究では，聖地巡礼は従来型観光と異なり，ファン自身の主体的な行動によって成立する特徴を有することが指摘されている．また，SNS を介した情報共有によって来訪意欲が高まり，継続的な来訪者創出につながることも報告されている[7][8]．

さらに，聖地巡礼の対象となる場所は必ずしも観光地とは限らず，駅，商店街，公園などの日常的な空間が訪問対象となる点も特徴である．このことは，既存の公共空間が新たな価値を獲得し得ることを示唆している．

一方で，既往研究の多くは，作品や人物と関連を有する場所への来訪行動を対象としており，応援広告自体を訪問対象とする事例については十分な検討が行われていない．

2.3 OOH 広告およびデジタルサイネージに関する研究

公共空間に設置される広告媒体として，自宅以外の場所で人々の目に触れる広告全般の総称である OOH（Out Of Home）広告やデジタルサイネージに関する研究も数多く行われている．デジタルサイネージは，駅，空港，商業施設，道路休憩施設等に設置される電子広告媒体であり，従来の紙媒体と比較して高い視認性や情報更新性を有することが特徴である．近年は交通結節点を中心に導入が進んでおり，広告媒体としてだけでなく，情報提供や地域情報発信の手段としても活用されている[9]．

既往研究では，デジタルサイネージの視認性や広告効果，利用者への認知効果などについて検討されてきた．しかしながら，多くは企業広告を対象としており，個人が広告主となる応援広告に着目した研究は少ない．また，デジタルサイネージを起点とした利用者の移動行動や

SNS 情報発信行動との関係についても十分な知見は得られていない．

2.4 インフラ空間活用および非料金収入に関する研究

近年，インフラマネジメント分野では，社会資本の維持管理を支える財源確保の観点から，公共空間の利活用に関する研究が進められている．近年では PPP/PFI やコンセッション事業の普及を背景として，空港，道路，鉄道駅，サービスエリア（SA），パーキングエリア（PA）等の交通インフラにおいて，利用料金収入以外の収益源を確保するための取組みが進められている．従来，これらの施設の収益は通行料金や施設利用料金に依存していたが，近年は広告事業，イベント事業，商業施設運営などを通じた非料金収入（Non-Fare Revenue）の重要性が高まっている [10]．

しかしながら，既往研究の多くは事業制度や収益構造の分析を中心としており，新たな需要創出を伴う広告モデルの成立可能性について検討した事例は限定的である．特に個人が広告主となる需要を活用した空間活用モデルについての研究はほとんど見られない．

2.5 本研究の位置付け

以上のように，推し活研究ではファンによる応援行動や情報共有行動，コンテンツツーリズム研究では来訪行動，OOH 広告研究では広告媒体としての効果，インフラ空間活用研究では非料金収入の重要性はそれぞれ明らかにされている．一方で，応援広告を対象として，来訪行動，情報発信行動，個人広告主モデルおよび非料金収入創出の可能性を横断的に評価した研究は確認されていない．特に，応援広告を公共空間に掲出することによる以下 4 つの観点，

(1). 個人が広告主となる新たな収益モデルの成立可能性
(2). 広告閲覧を目的とした来訪行動の発生
(3). SNS を介した情報発信行動の発生
(4). 交通インフラ空間における非料金収入創出の可能性

を総合的に検証した研究は見当たらない．

そこで本研究では，交通結節点および道路関連施設に設置されたデジタルサイネージを対象とした社会実験を実施し，応援広告を活用した人流創出モデルおよびインフラ空間活用モデルの成立可能性について探索的に検証する．本研究は，推し活を対象とする消費行動研究であると同時に，公共空間の価値向上およびインフラ施設における新たな非料金収入創出手法の可能性を評価する社会実験として位置付けられる．

3. 社会実験の概要

3.1 社会実験の設計

本社会実験では，中部地方で開催する大規模アイドルイベントに出演する 12 組のアイドルグループを対象として，応援広告の無料体験モニターを募集し，広告制作から掲出までを体験できる環境を提供した．広告掲出場所としては，

(1). イベント会場施設
(2). 鉄道主要駅に近接する大型商業施設
(3). 有料道路上の休憩施設 A
(4). 有料道路上の休憩施設 B

の計 4 拠点を対象とした．

これらはいずれも交通結節点あるいは交通インフラ関連施設であり，応援広告をインフラ空間に設置することで，イベント会場外においても来訪動機を発生させる仕組みを構築した．仕組みのイメージを**図-1** に示す．

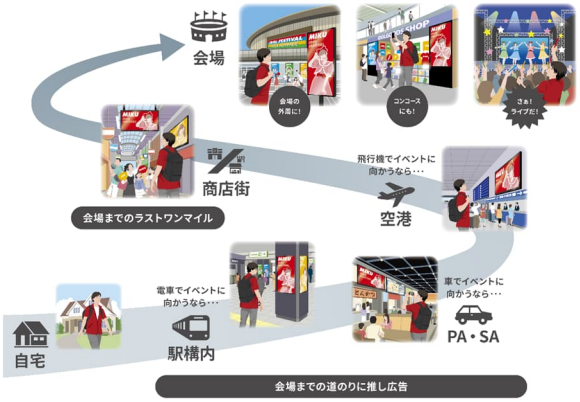


図-1 応援広告による来訪モデル

募集にあたっては，アイドルグループの公式 SNS（X）およびイベント公式ウェブサイトを活用してファンに対して周知を行った．

3.2 体験モニターの行動評価

行動評価では，応援広告が実際の来訪行動および情報発信行動を誘発するか否かを検証した．検証項目を**表-1** に示す．従来の広告施策では広告接触後の行動把握が難しい場合が多いが，本研究では応援広告を起点とした行動連鎖の発生状況を確認することを目的とし，SNS 上に投稿された内容についても分析を行う．

表-1 来訪行動と情報発信行動の検証項目

来訪行動	情報発信行動
・現地訪問の有無	・自身の広告紹介
・現地での写真撮影行動	・他者製作広告の紹介
・SNS投稿の実施状況	・広告に対する感想投稿
・SNS上での反応や再拡散	・応援対象本人による反応

3.3 体験モニターの意識評価

意識評価では，参加者が応援広告に対してどのような価値を感じたかを把握するため，アンケート調査を実施した．アンケートは，モニター申込時および広告掲出体

験後の計 2 回実施した．それぞれのアンケート項目を**表-2** に示す．

表-2　申込時と広告掲出体験後のアンケート項目

モニター申込時の項目	広告掲出体験後の項目
・属性情報	・応援広告を実施した理由
・推し活経験	・掲出媒体に対する評価
・応援広告の認知状況	・広告制作時の課題
・応援広告の経験有無	・現地来訪の有無
・推し活への支出状況	・SNS投稿の有無
	・再利用意向

3.4 周辺地域への影響評価

応援広告による周辺地域への波及効果を把握することを目的とした．本来，人流創出効果を評価するためには個人単位での移動履歴や滞在状況を把握することが望ましい．しかし，本社会実験では取得可能なデータに制約があったため，既存データを活用した簡易的な評価手法を採用した．

本社会実験では，イベント会場だけでなく，有料道路上の休憩施設（PA）にも応援広告を掲出した．イベント会場へは鉄道を利用して来場することが可能である一方，有料道路休憩施設を訪問するためには，通常の来場経路から外れて有料道路を経由する必要がある．このため，応援広告が新たな来訪動機となった場合，有料道路利用や休憩施設利用の増加として現れる可能性があると考えた．

そこで本研究では，イベント来場者数および駐車場利用台数を用いて「乗用車利用率」を式[1]の通り定義し，周辺地域への影響を把握するための探索的な評価指標として設定した．

$$\text{乗用車利用率} = \frac{\text{イベント当日の駐車場利用台数（台）}}{\text{イベント来場者総数（人）}} \qquad [1]$$

なお，本指標は応援広告による人流創出効果や地域活性化効果を直接評価するものではなく，有料道路休憩施設への立ち寄り行動の変化を把握するための簡易的な指標として位置付ける．

4．社会実験の結果

4.1 応援広告モニターの募集結果

最終的な応募者数は139名であった．募集期間中の累計申込者数の推移を**図-2** に示す．**図-2** をみると，アイドルグループまたは所属メンバーによる SNS 投稿直後に応募者数が増加する傾向が確認された．モニター体験フェーズごとの参加者数の推移を**図-3** に示す．応募者 139 名に対して応援広告の制作環境および広告枠の申込環境を提供した結果，44 名が広告枠申込手続きを実施し，その後の制作・審査を経て 30 名が実際の広告掲出まで到達した．広告掲出に至らなかった応募者については，広告制作未完了等を理由として掲出に至らなかったケースが含まれる．また，モニター申込時アンケートは139名，体験後アンケートは広告掲出者 30 名のうち 22 名から回答を得た．なお，本社会実験は無料体験モニターとして実施しており，広告掲出費用は実験実施者側が負担した．応援広告の掲出状況の例を**写真-1** に示す．この結果から，応援広告に対して一定の潜在需要が存在するとともに，個人が広告主として広告掲出を行う行動が実際に発生することが確認された．

4.2 応援広告に対する反応

社会実験期間中には，広告掲出場所において広告の閲覧や写真撮影を行う利用者が確認された．特に，掲出された応援広告を背景として記念撮影を行う様子が複数確認された．また，SNS 上では応援広告に関連する複数の投稿が確認された．確認された投稿内容は概ね以下の 4 種類に分類できる．

(1). 広告制作者による自身の広告の紹介
(2). 来訪者による他者制作広告の紹介
(3). 応援広告に対する感想や効果に関する言及
(4). 応援対象本人による反応

である．

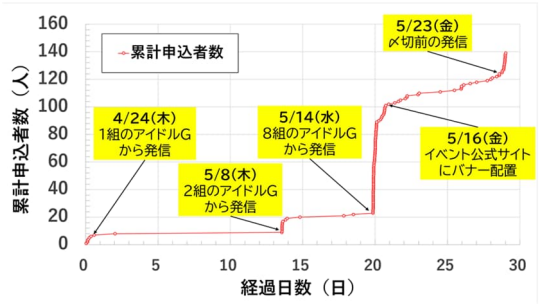


図-2　募集期間中の累計申込者数の推移

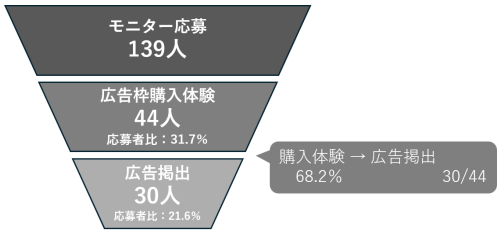


図-3　モニター体験フェーズごとの参加者数の推移



写真-1　応援広告の掲出状況の例

特に広告制作者自身が広告掲出を SNS 上で報告する行動が確認され，一部投稿についてはイベント開催期間において投稿詳細画面の閲覧数にて数千回規模の表示回数が確認された．また，応援対象本人が広告を訪問した様子や広告に対する反応を発信する事例も確認された．これらの結果から，応援広告は広告掲出そのものに留まらず，SNS 上での情報発信行動を誘発する媒体として機能していることがうかがえる．

4.3 応募者属性

応募時アンケートの結果を分析した．応募者属性を**図-4** に示す．応募時アンケート回答者 139 名のうち性別については女性が約 6 割を占めた．年齢については 21～30 歳が 45.3%で最も多く，18～20 歳が 29.9%で続いた．30 歳以下が全体の約 75%を占めており，若年層が主体であることが確認された．居住地域については中部地方が 36.0%，関東地方が 33.1%であり，両地域で約 7 割を占めた．また，年収については 200 万円以下が 38.5%，201～400 万円が 30.8%であり，比較的低所得若年層を中心とした構成であることが応募時アンケートから確認できた．

さらに応援広告の認知・経験に関する回答を**図-5** に示す．応援広告の認知状況については 67.5%が「知らなかった」と回答しており，経験についても 81.2%が「経験したことがない」と回答した．このことから，本社会実験の参加者の多くは応援広告の新規利用者であったと考えられる．

4.4 応援広告に対する意識

体験後アンケートで得られた意識調査を示す．応援広告を実施した理由を整理した結果を**表-3** に示す．結果を見ると，体験後アンケート回答者 22 名のうち「推しに喜んでもらいたい」が 17 人(77%)，「ファン以外にも推しの存在を知ってほしい・アピールしたい」が 11 人(50%)，「推しからの本企画の告知があり，力になりたいと思った」が 10 人(45%)といった回答が多く確認された．

また，応援広告を掲出したいタイミングを整理した結果を**表-4** に示す．結果を見ると，「誕生日」が 14 人(64%)，「デビューや記念日」が 14 人(64%)，「活動周年記念」が 10 人(45%)といった回答が多く確認され，特別なイベントに回答が集中した．一方で，参加前に不安であった事項を整理した結果を**表-5** に示す．「デザイン制作」が 11 人(50%)，「デザイン審査」が 7 人(32%)といった回答が多く確認された．また，応援広告への参加意欲について整理した結果を**図-6** に示す．推し本人から応援広告実施の呼びかけがあった場合や，個人単位で広告申込みが可能であった場合には，参加意欲が大きく高まるとの回答が得られた．

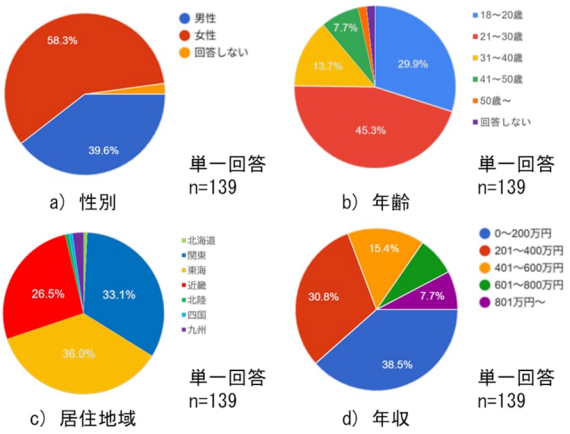


図-4　アンケートによる応募者属性

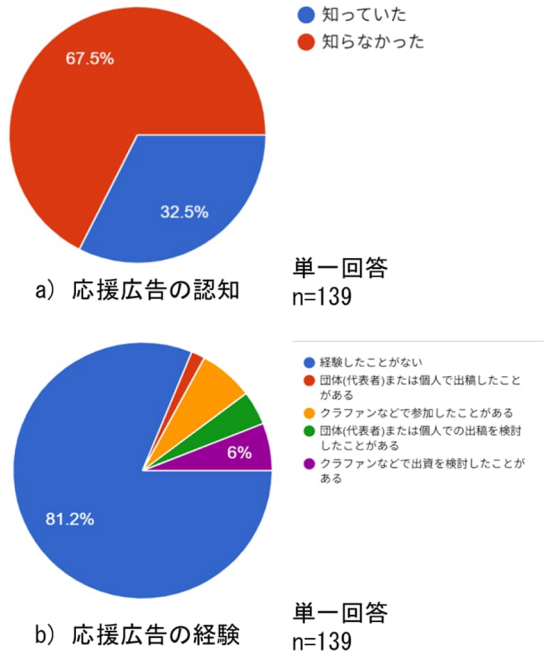


図-5　応援広告の認知・経験

表-3　応援広告を実施した理由

	複数回答可	n=22
アンケート項目	**回答数**	**割合%**
推しに喜んでもらいたい	**17**	**77%**
ファン以外にも推しの存在を知ってほしい・アピールしたい	**11**	**50%**
推しからの本企画の告知があり、力になりたいと思った	**10**	**45%**
自分の想いをカタチにしたい	5	23%
イベントを盛り上げたい	4	18%
SNSで拡散したいから・広告を見た人に拡散して欲しい	3	14%
他のファンと盛り上がりたい	2	9%
おもしろそうだから	1	5%
推しにお金を費やしたい	0	0%

表-4　応援広告を掲出したいタイミング

	複数回答可	n=22
アンケート項目	回答数	割合%
誕生日	**14**	**64%**
デビューや記念日	**14**	**64%**
作品の発売	**10**	**45%**
出演・出場	8	36%
受賞・ランクイン	3	14%
ワンマンライブツアーや生誕祭など、大きな自主企画イベントの告知	1	5%
ライブツアー	1	5%

表-5　参加前に不安であった事項

	複数回答可	n=22
アンケート項目	回答数	割合%
デザイン制作	**11**	**50%**
デザイン審査	**7**	**32%**
広告を見る人の評価	4	18%
権利侵害が心配	4	18%
特に不安は無かった	4	18%
手続き	1	5%
費用面	1	5%
その他：同じ推しを持つ広告制作者とのデザイン被り	1	5%
その他：広告内に入れていい文言や外部リンクなどが分からなかった	1	5%

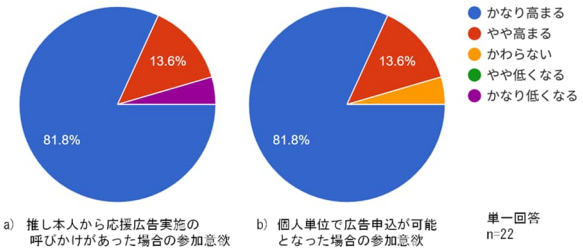


図-6　参加意欲調査の結果

4.5 来訪行動および SNS 投稿行動

広告掲出後の行動について整理した結果を図-7，表-6，表-7 にそれぞれ示す．図-7 を見ると，体験後アンケート回答者 22 名のうち 15 名（68.2%）が実際に現地を訪れて広告を確認したと回答した．さらに，現地で広告を確認した参加者にその際の感情を尋ねたところ，表-6 を見ると「写真を撮りたくなった」が最も多い回答となった．また，「もう一度広告を出したくなった」と回答した参加者も多く確認された．一方，表-7 に示す通り現地を訪れなかった参加者の主な理由は「行く時間がなかった」であった．SNS 投稿について整理した結果を表-8 に示す．結果を見ると，22 名中 17 名（77.3%）が X への投稿を実施したと回答した．

これらの結果から，多くの参加者が広告掲出後に現地訪問および SNS 投稿を実施しており，応援広告が来訪行動と情報発信行動の双方を誘発していることが示唆された．

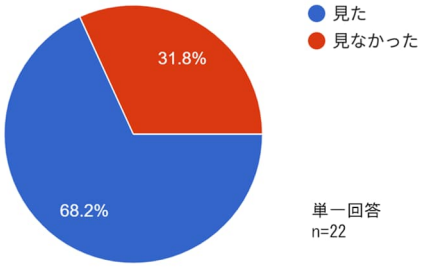


図-7　広告掲出箇所への訪問数

表-6　現地で見た時の気持ちに近いもの

	複数回答可	n=22
アンケート項目	回答数	割合%
写真を撮りたくなった	**12**	**80%**
推しに届く気がした	**7**	**47%**
もう一度作りたくなった	**9**	**60%**
拡散したくなった	6	40%
誇らしくなった	5	33%
制作をやり直したいと思った	2	13%
特に何も感じなかった	0	0%

表-7　見に行かなかった理由

	複数回答可	n=22
アンケート項目	回答数	割合%
行く時間が無かった	**5**	**71%**
移動費用が掛かる	**2**	**29%**
ライブ会場への導線になかった	0	0%
掲出場所がわからなかった	0	0%
いつ掲出されるのか分からなかった	0	0%
広告を掲載したことで満足した	0	0%

表-8　SNS への投稿について

	複数回答可	n=22
アンケート項目	回答数	割合%
Xに投稿した	**17**	**77%**
Instagramに投稿した	**7**	**32%**
投稿しなかった	4	18%
TikTokに投稿した	2	9%
Facebookに投稿した	0	0%
ブログに投稿した	0	0%
noteに投稿した	0	0%
YouTubeに投稿した	0	0%

4.6 周辺地域活性化指標の計測結果

本研究では，イベント来場者数と駐車場利用台数を用いて乗用車利用率を算出した．その結果，2024 年実績は 1 日目が 0.24，2 日目が 0.23 であったのに対し，本社会実験では 1 日目が 0.25，2 日目が 0.26 であり，有意な差は確認できなかった．本社会実験では，乗用車利用率を探索的に指標に設定したが，来訪者の居住地や当日の天候など，指標の変動に影響を及ぼす要因が応援広告の有無以外にも数多く存在していると考えられる．より的確に応援広告掲出の影響を捉えるための指標の設定や計測方法については今後の課題である．

5．考察

本章では，第4章で得られた結果を基に，研究目的として設定した①個人が広告主となる広告需要および収益モデルの成立可能性，②応援広告掲出者を中心とした来訪行動および情報発信行動の発生可能性の観点から考察を行う．

5.1 個人広告主モデルの成立可能性

本社会実験では，応援広告の無料体験モニターとして139 名の応募があり，そのうち 44 名が広告枠申込の手続きまで進み，最終的に 30 名が広告掲出に至った．従来，駅や道路施設等に設置される広告媒体は企業が広告主となることが一般的であったが，本社会実験では個人が広告主となる広告需要が実際に確認された．また，応募者の約7割が応援広告を認知しておらず，約8割が応援広告の実施経験を有していなかったことから，応募者の多くは既存ユーザーではなく新規参入者であったと考えられる．このことは，応援広告市場が既存利用者のみで構成されているのではなく，潜在的な需要層を含んでいる可能性を示している．さらに，体験後アンケートでは「推しに喜んでもらいたい」「推しをより多くの人に知ってもらいたい」といった回答が多く確認された．これらの結果から，応援広告は広告媒体としての機能だけではなく，ファンによる自己表現や応援活動の手段としても認識されていることが示唆される．

一方，本社会実験は無料体験として実施しており，実際の市場価格において同規模の需要が発生するかについては検証できていない．今後は価格弾力性や利用継続意向を含めた詳細な需要分析が必要である．

5.2 応援広告による来訪行動誘発効果

体験後アンケートでは，回答者 22 名のうち 15 名（68.2%）が掲出された広告を現地で確認したと回答した．さらに，現地を訪れた参加者に対する質問では，「写真を撮りたくなった」が最も多い回答として確認された．また，現地では応援広告を背景として写真撮影を行う利用者も確認された．

これらの結果から，応援広告は単なる情報提供媒体としてだけではなく，ファンの来訪目的地として機能する可能性が示唆された．一般的な広告媒体は視認されることを目的として設置されるが，応援広告の場合は広告そのものを見に行く行為が発生する特徴がある．本社会実験においても，広告閲覧を目的とした移動行動が確認されており，応援広告の掲出場所が掲出者にとって訪問対象として認識された可能性が考えられる．これはコンテンツツーリズム研究において指摘されている聖地巡礼行動と類似した構造を有していると考えられる．ただし，従来の聖地巡礼が作品や人物にゆかりのある場所への訪問であるのに対し，本研究で確認された行動は広告媒体そのものを訪問対象とする点に特徴がある．

一方で，本研究で確認された来訪者の多くは広告制作者本人である．広告掲出を契機として第三者が来訪した割合については十分なデータが得られておらず，人流創出効果の規模を定量的に評価するには至っていない．今後は位置情報データや現地観測調査等を活用し，応援広告によって誘発された来訪者数や滞在行動についてより詳細な分析を行う必要がある．

5.3 SNS を介した情報発信効果

体験後アンケートでは，22 名中 17 名（77.3%）が X への投稿を行ったと回答した．

また，SNS 上で確認された投稿内容は，

(1). 制作者による広告紹介

(2). 来訪者による広告紹介

(3). 応援広告に対する感想の投稿

(4). 応援対象本人による反応

の 4 類型に整理できた．

特に注目すべき点として，応援対象本人による反応が確認されたことが挙げられる．従来の広告では広告主と広告対象が明確に分離されていることが多いが，応援広告では広告対象者自身が SNS 上で反応することでさらなる情報拡散が生じる可能性がある．また，一部投稿では数千回規模の表示回数が確認されており，応援広告が現地利用者以外にも認知される可能性が示された．この結果は，応援広告が現地来訪行動に加えて情報発信行動を誘発する媒体であることを示唆している．

特に本社会実験では，「応援広告を見る」，「写真を撮影する」，「SNS へ投稿する」，という一連の行動が複数確認されており，応援広告がオンラインとオフラインを接続する媒体として機能している可能性がある．

一方，本研究では投稿件数や総インプレッション数，再投稿数などを網羅的に取得していない．そのため，情報拡散規模や波及範囲を定量的に評価することは困難である．今後は SNS 分析ツール等を活用し，情報伝播構造や拡散効果について検証することが必要である．

5.4 インフラ空間活用および非料金収入創出の可能性

本社会実験では，「イベント会場施設」「鉄道主要駅周辺施設」「有料道路休憩施設」といった交通インフラに関連する公共空間を対象として応援広告を掲出した．これらの施設はいずれも交通結節点としての機能を有するとともに，多数の利用者が往来する公共性の高い空間である．

本研究の結果から，個人が広告主となる応援広告に対して一定の需要が存在することが確認された．また，広告掲出によって現地訪問や SNS 発信が誘発されたことから，応援広告は単なる広告収入源ではなく，施設利用者

との新たな接点を創出する仕組みとしても機能する可能性を有している．従来の広告媒体は企業による不特定多数への情報発信が主目的であったが，応援広告はファン自らが広告主となり，さらに来訪者や情報発信者にもなる特徴を有している．このような構造は，「収益創出」「来訪促進」「情報発信」の3つを同時に実現できる可能性を持つ．

したがって，応援広告は交通結節点や道路関連施設における非料金収入創出手法としてだけでなく，施設価値向上や賑わい創出施策としても活用できる可能性がある．

5.5 研究の限界と今後の課題

本研究は応援広告を活用した人流創出モデルの成立可能性を確認することを目的とした探索的研究である．そのため，来訪者数や経済効果を直接計測するデータを取得しておらず，実際の人流創出量や地域経済への波及効果を定量的に評価することはできていない．また，SNS分析についても投稿件数やリーチ数を網羅的に取得していないため，拡散効果の定量的評価には限界がある．さらに，本研究は単一イベントを対象とした事例研究であり，他のジャンルや地域において同様の結果が得られるかについては不明である．

今後は，以下の4点

(1). 位置情報データを用いた人流分析

(2). SNSデータを用いた情報拡散分析

(3). 実際の有償サービスにおける需要分析

(4). 複数事例による比較分析

を通じて，応援広告がインフラ空間にもたらす効果をより詳細に検証していく必要がある．

6．結論

本研究では，交通インフラに付随する公共空間を活用した応援広告に着目し，大規模アイドルイベントと連携した社会実験を実施した．ファンが広告主となる応援広告について，広告需要の成立可能性，広告掲出者を中心とした来訪行動および情報発信行動の発生可能性を確認するとともに，交通インフラ空間における新たな非料金収入創出手法の候補となる可能性を評価した．

社会実験の結果，139名の応募者のうち44名が広告申込みを行い，30名が実際に広告掲出に至ったことから，個人が広告主となる応援広告に一定の需要が存在することを確認した．また，体験後アンケートでは，回答者22名のうち68.2%が広告掲出場所を訪問し，77.3%がSNSへの投稿を実施していたことから，応援広告が広告掲出者を中心とした来訪行動および情報発信行動を誘発する可能性が示された．

さらに，本社会実験はイベント会場施設，駅周辺施設および道路休憩施設といった交通インフラ関連空間を対象として実施した．これにより，応援広告は広告収入の獲得だけでなく，利用者との新たな接点を創出し，施設の賑わい創出や価値向上への活用可能性が示唆された．

以上より，応援広告は，個人需要を起点として来訪行動と情報発信行動を生み出す新たな空間活用手法であり，交通インフラ施設における非料金収入創出手法の候補となり得る可能性が示唆された．一方で，本研究は単一事例を対象とした探索的研究であり，第三者を含めた人流創出効果や経済波及効果については十分な検証に至っていない．今後は位置情報データやSNS分析等を活用し，応援広告による人流創出および地域への波及効果を定量的に評価していく必要がある．

参考文献

1) 国土交通省：令和7年版国土交通白書
2) JR東日本：統合報告書2025
3) NEXCO中日本：サービスエリアの運営 新ブランド「NEOPASA」，ドライバーズサイト
4) 川野祥太／瀧岡信太朗：推し活～若年層を中心に急成長する消費形態～，財務省広報誌，コラム 経済トレンド137，p.2，2025年.
5) Jeki応援広告事務局：推し活・応援広告調査2024
6) 岡本健：アニメ聖地巡礼の観光社会学 ーコンテンツツーリズムのメディア・コミュニケーション分析ー，法律文化社，2018年.
7) 山村高淑：コンテンツツーリズムと聖地観光の現状，2015.
8) 宋思佳・王皓・野田哲夫：コンテンツツーリズムとしてのアニメ聖地巡礼による地域振興の可能性と課題，社会情報学会大会論文集，pp.21-24，2021.
9) 一般社団法人デジタルサイネージコンソーシアムマーケティング・ラボ部会：デジタルサイネージ市場は．回復期から再び成長軌道に乗った，デジタルサイネージ市場動向調査報告書，2024.
10) 民間資金等活用事業推進室(PPP/PFI推進室)：PPP/PFI推進アクションプラン(令和8年改訂版)，内閣府，p.31，2026.

高層建築物の風応答における隅切の空力効果に関する研究

中　川　尚　大*1　　丸　山　勇　祐*1
西　村　宏　昭*2

要　　旨

本研究では，高層建築物を模擬した正方形断面柱を対象として，風上側あるいは風下側に隅切を設けた場合の風力特性を空気力実験により調べた．その結果，風上隅切と風下隅切ではその空力効果に顕著な違いが見られた．

風上隅切では剥離した流れの再付着によって渦放出が抑制されるのに対し，風下隅切では渦の形成が強まり，両者で異なる空力挙動を示すことが確認された．また，四隅に隅切を設けた場合には，風上隅切と同様の挙動を示した．風直交方向の応答を比較すると，風下隅切では高風速域で風応答が非常に大きくなる傾向，風上隅切では比較的低風速域で応答が大きくなる傾向がみられた．建築物設計上の観点からは低風速域における応答の方がより重要であると考えられる．

キーワード　建築構造／風／高層建物／隅切／風直交方向応答

目　　次

１．はじめに
２．実験概要
３．風方向および風直交方向の風力特性
４．転倒モーメントの周波数特性
５．風による建物応答の評価
６．まとめ

AERODYNAMIC EFFECTS ON A HIGH-RISE BUILDING WITH CHAMFERED CORNERS

Naohiro NAKAGAWA　　Yusuke MARUYAMA
Hiroaki NISHIMURA

Synopsis:

The crosswind response of a high-rise square building with chamfered windward and leeward corners was investigated using wind tunnel experiments. The aerodynamic effects of the chamfered windward and leeward corners were markedly different. Windward corner chamfering suppressed vortex shedding by promoting reattachment of the separated shear layer at the front corners. In contrast, leeward corner chamfering increased vorticity owing to the strong swirling flow around the leeward corners. A building with chamfers at all four corners exhibited behavior similar to that of a building with chamfered windward corners. A tall building with chamfered leeward corners exhibited a remarkably large wind-induced response at high wind speeds, whereas a tall building with chamfered windward corners exhibited a reduced response at lower wind speeds. From a design perspective, the response at lower wind speeds is of greater importance.

＊１本店　ICI テクノロジーセンター　再生可能エネルギー・風環境グループ
＊２フリーランス

1. はじめに

建築物の高層化や橋梁の長大化されると空力的に不安定になることはこれまでの研究で知られており，基本形状，隅角部の形状，表面の凹凸の状態，構造特性などをパラメータとした空力効果の変化についての研究は既に多くの実験がなされてきている．例えば隅角部の形状では，隅切や隅欠，隅丸といった形状の違いのほか，これらの形状のサイズによっても空力効果が大きく変化することが知られている．

白石（1986 年）らの研究 [1] では矩形断面のギャロッピング（風との相互作用によって振動時の振幅が急激に増大する現象）を抑制する方策の一つとして，断面隅角部の形状をわずかに変えて，断面周囲の流体パターンを変えることで空力安定性を増す検討が行われた．隅欠の場合では b/B=3/18（0.167）（b：隅切幅，B：建物幅）を境界として空力的に変化することを示し，隅欠が b/B =0.167 より大きくなると低風速で発振しやすく，応答が高くなることが確認された．隅切においても隅欠と同様の傾向を示し，b/B=4/18（0.222）以上になると低風速で発振しやすくなることが確認された．

西村ら（1989 年）の隅欠を設けた場合の高層建物（正方形断面柱）の振動性状についての報告 [2] では，上述の白石らの結果とは逆の結果が報告されており，隅欠の大きさが b/B=3/16（0.188）以下において低風速で発振しやすく，応答が高くなる結果を示している．これは，模型の違い（2 次元模型と 3 次元模型）と気流の違いであることが示唆されている．

河井らの研究（1994 年）では超高層建物（正方形断面柱）の隅欠，隅切，隅丸などの隅角部の形状による渦励振（風で発生する渦と建物の揺れの周期が一致して大きな振動が生じる現象）の違いが報告されている [3]．隅欠では b/B＝3/20（0.15）を境界として空力的に変化しており，b/B＝0.15 以上になると正方形断面柱のときより低風速で発振し，応答が高くなる結果が示された．この実験はアスペクト比 10 の 3 次元模型で行なわれており，上述の西村らの報告（アスペクト比 4 で実験）とは異なる傾向で，2 次元模型で実験した白石らの報告と近い傾向となっている．隅切については隅欠と同様に，隅切が大きくなると低風速で発振しやすくなり，応答が高くなることが報告されている．

天野ら（1995 年）は，一様流中におけるアスペクト比 5 の三次元正四角柱について隅欠・隅切のサイズや質量減衰パラメータが渦励振やギャロッピングに及ぼす影響を空力振動実験で確認した [4]．質量減衰パラメータ（風による振動の発生しやすさを表す指標）により傾向は多少変わるが，隅欠では b/B＝2/60（0.033）以下や b/B＝5/60（0.083）以上，隅切では b/B＝3/60（0.05）以下や b/B＝5/60（0.083）以上で，渦励振やギャロッピングによる応答が大きくなる．また，天野らは定常空気力の計測についても行なっており，風直交方向の変動転倒モーメント係数が b/B=0.033～0.067（隅欠），b/B=0.067～0.083（隅切）で正方形断面柱より 2～3 倍の値になると報告している．

上述した研究はいずれも矩形の四隅に隅欠や隅切などを設けた状態での実験を行なっているが，主として風上側端部での剥離と再付着に注目した考察を行なっている．これらの研究で得られた結果は，隅角部の形状，サイズ，2 次元と 3 次元模型，アスペクト比，実験気流などの違いにより異なる部分もあるが，b/B＝0.05～0.2 付近を境界として空力効果が変化する特徴は共通している．空力効果の変化の原因は，風上側端部から剥離した空気の流れ方の変化によるもので，空気の流れ方の変化は風上側端部の形状によって剥離剪断層（角部から剥がれた流れの層）が側面に近接するかあるいは，剥離した流れが側面の風下側で再付着するか，また再付着しない場合には剥離剪断層が風下側隅角部に最も接近するかが挙げられる．

風上側隅角部で剥離した流れが側面の風下側で再付着するかどうかは風上側端部の形状だけでなく，風下側端部の形状によっても変化する．例えば，正方形断面では時間平均的には剥離状態であるが，瞬間的には剥離剪断層が風下側隅角部で再付着する．再付着した瞬間はその周囲の圧力が正側に変化することで揚力は増大しにくくなる．そこで風下側隅角部を隅切にすることで瞬間的な再付着が起こらなくなると，風下側隅角部での圧力が正側に変化することはなく，剥離剪断層が風下側隅角部に近づくことで負側の圧力が高くなり，揚力が増大すると考えられる．

これに対して風上側の隅切は風上側端部での剥離直後の再付着を促すため，風上側の隅切と風下側の隅切とでは空力効果が異なると考えられる．これまでの既往文献では，風上側と風下側の隅切を分けて，それらの効果を論じることはなかった．そこで本論文では，既往論文で見られる隅切効果に関する知見の相違に着目し，風上側および風下側の隅切が風力特性および風応答に与える影響を個別に評価することで，隅切の空力効果を支配する要因を明らかにする．

2. 実験概要

実験は当社所有のエッフェル型吹き出し式境界層風洞（計測筒：幅 3m×高さ 2m）で行なった．実験対象の建物は辺長比 1，アスペクト比 5 を想定し，実験模型は幅および奥行 100mm，高さ 500mm で 3D プリンタにより造形した．実験模型の概要を**図-1** に示す．実験模型の造形にあたり 3D プリンタでは 500mm の高さを一度に作ることができないため，高さ 100mm の模型を 5 個造形し，接合部を嵌合形状として連結した．隅切は隣り合う二隅を 45°でカットし，その長さ b は b＝0, 5, 10, 20, 30, 40, 50mm の 7 段階とした．模型幅 B に対する隅切幅 b の比として表す

と b/B=0, 0.05, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 となる．また，b/B=0.1 は四隅に隅切を設けた形状でも実験を行なった．

実験気流はラフネスブロックやスパイヤなどの粗度要素を設置せず，風洞床面上に自然に発生する高さ 300mm までの境界層をもち，上部は乱れの少ない一様な気流とした．平均風速および乱れ強さの鉛直分布を**図-2** に示す．実験は隅切が風下側となる風向を θ =0°，風上側となる風向を θ =180° とし，それぞれを風下隅切，風上隅切と呼ぶ．

空気力実験は実験模型全体に作用する風の力（空気力）を計測するための実験で，**図-3** に示すように模型下部に設置した風洞天秤（6 分力計）を用いて計測する．風洞天秤は風方向（X 軸）・風直交方向（Y 軸）・鉛直方向（Z 軸）の力と各軸周りのモーメントが計測でき，本研究では抗力（風方向の空気力）と揚力（風直交方向の空気力）および X 軸回りのモーメントの計測結果について示す．

基準速度圧は高さ 1500mm に設置したピトー管を用いて計測した．実験風速は模型頂部高さで約 5m/s，サンプリング周波数は 200Hz，サンプリング数は 30720 個とした．実験模型と天秤の固有振動数が 35Hz 付近であったことから，30Hz のローパスフィルターを施した．

3. 風方向および風直交方向の風力特性

空気力実験で得られた風力について，風方向の成分は抗力係数 C_D（式[1]），風直交方向の成分は変動揚力係数 C_L’（式[2]）により評価した．抗力係数 C_D は風方向風力の時間平均値，変動揚力係数 C_L’は風直交方向風力の変動成分の標準偏差を表す．風方向の風力は実験気流の乱れによる変動が比較的小さいことから，平均的な風力によって評価できる．一方，風直交方向の風力はカルマン渦の発生により周期的に変動するため，時間平均値はほぼゼロとなるものの，その変動の大きさが重要となる．このため，風直交方向の風力は標準偏差を用いて評価した．

$$C_D = D/(q_H \cdot A) \quad [1]$$

$$C_L' = \sigma_L/(q_H \cdot A) \quad [2]$$

D：平均抗力（N），σ_L：変動揚力（N）
q_H：模型高さ H での実験速度圧（N/m²）
A：見付面積（m²）

隅切サイズによる抗力係数 C_D の変化を**図-4** に示す．抗力係数 C_D は b/B=0.1 以上では概ね同程度の値を示し，風下隅切では正方形断面柱（b/B=0）より大きくなる．風上隅切では正方形断面柱より小さくなり，四隅に隅切を設けた場合もほぼ同じ値となる．

中口ら [5] は矩形断面における辺長比の違いによる抗力係数の変化を明らかにし，特定の辺長比（≒0.7）のとき，抗力係数が極大値をもつことを示した．風下側の隅切は

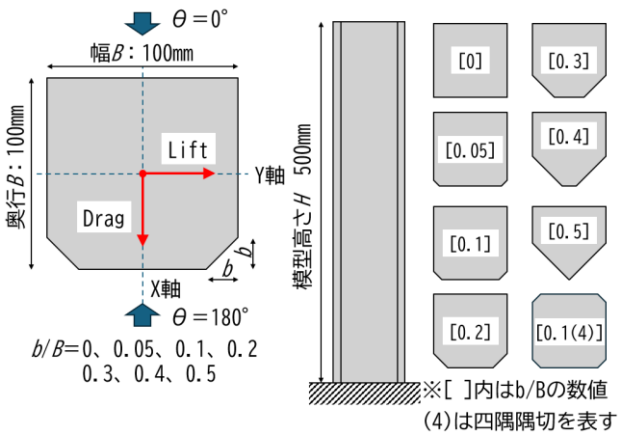


図-1 実験模型

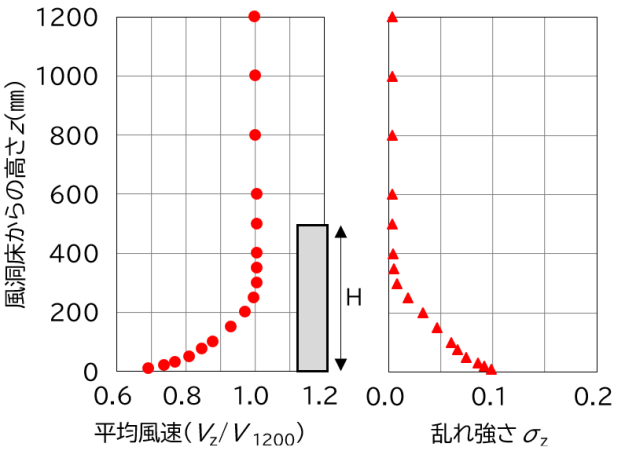


図-2 実験気流

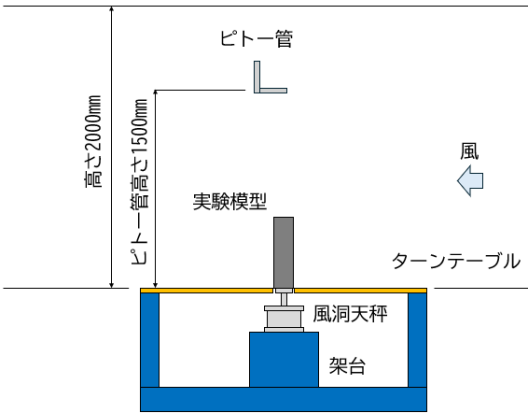


図-3 実験装置概要

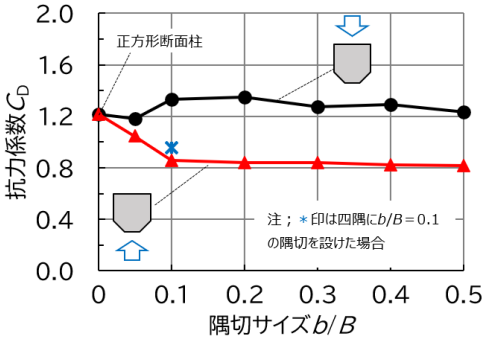


図-4 隅切の大きさによる抗力係数

流れに平行な側面の長さを小さくすることから，辺長比を小さくして抗力係数を増大させるのと似た効果を生んでいると考えられる．

隅切サイズによる変動揚力係数 C_L'の変化を**図-5** に示す．変動揚力係数 C_L'は，風下隅切の b/B＝0.05～0.3 で正方形断面柱の値より大きく，さらに b/B が大きくなると正方形断面柱より小さくなる．一方，風上隅切の C_L'は正方形断面柱より小さくなり，b/B＝0.1 では四隅に隅切を設けた場合とほぼ同じ値となる．

松本ら [6]による二次元角柱の研究では，風下側のみに b/B＝0.25 の隅切を設けることで角柱背後の流れの巻き込みが強まり，より強い渦が形成されるため C_L'が増加すると報告されている（**図-6**）．本実験でも風下隅切では同様の傾向が確認されたが，b/B の増加に伴い C_L'は減少し，b/B＞0.3 では正方形断面柱よりも小さくなった．これは，隅切サイズが大きくなることで剥離剪断層と側面および隅切部との距離が大きくなり，渦形成への寄与が小さくなるためと考えられる．また，隅切部に作用する負圧は，その風直交方向成分のみが揚力変動に寄与することも影響していると考えられる．

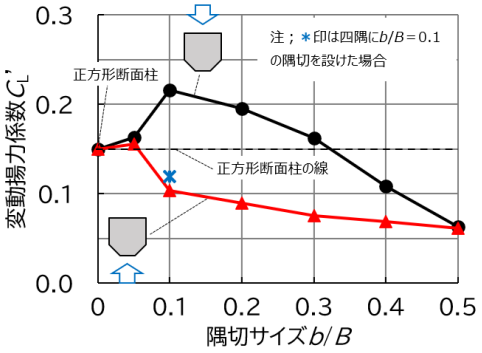


図-5 隅切の大きさによる変動揚力係数

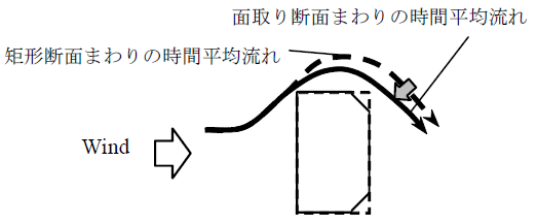
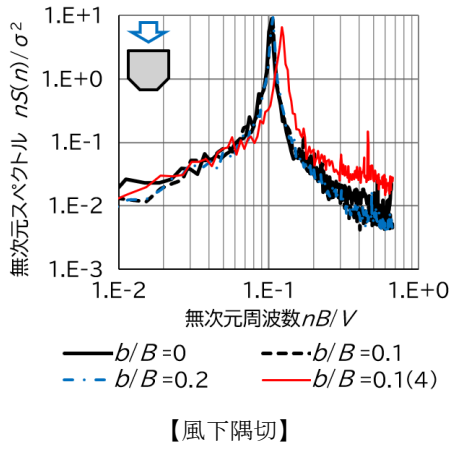


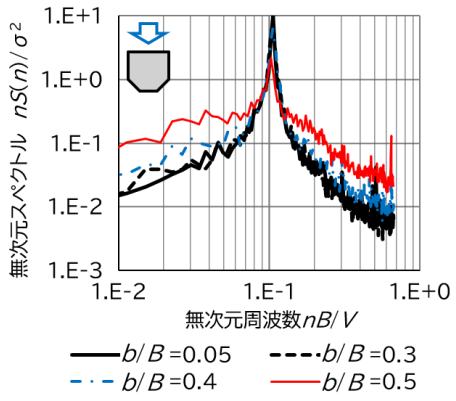
図-6 風下隅切による流れ場の変化
（文献 6 の Fig.7 を引用）

4. 転倒モーメントの周波数特性

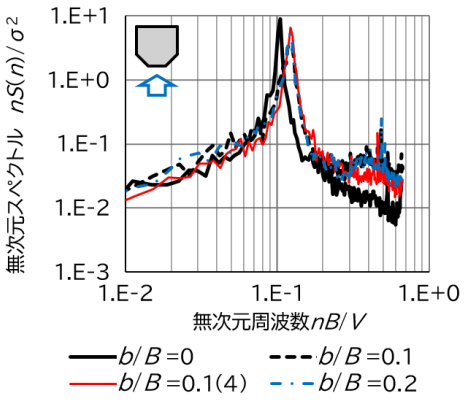
風洞実験で測定した転倒モーメントは，建物を一次モードの 1 質点系として表した場合の一般化変動風力に相当する．そこで，風による建物の励振特性を把握するため，変動転倒モーメント M_x の周波数特性をパワースペクトル密度（30 回平均）により評価した．**図-7** に変動転倒モーメントにおけるパワースペクトル密度の結果を示す．



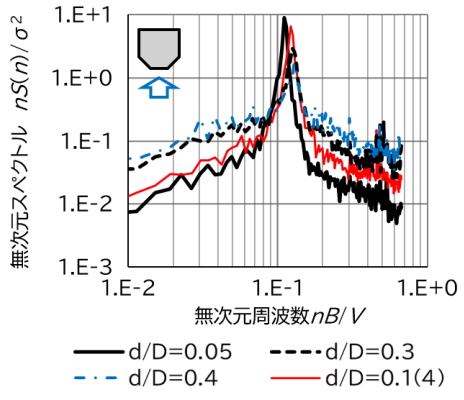
【風下隅切】



【風下隅切】



【風上隅切】



【風上隅切】

図-7 変動転倒モーメントのパワースペクトル密度

正方形断面柱では無次元周波数 nB/V=0.11 付近でピークが出ており，風下側のみに隅切をもつ角柱のピーク周波数もこれとほぼ一致することから，正方形断面と風下側のみに隅切をもつ角柱では流れの剥離と渦の放出の状態は類似していると考えられる．一方，風上側に隅切をもつ角柱では高周波側にピーク位置が移動し，b/B=0.1～0.3 では四隅に隅切を設けた場合と近い位置にピークがあり，b/B=0.4 以上ではさらに高周波側にピーク位置がずれる．以上のことから，正方形断面と風上側に隅切をもつ角柱では，流れの剥離の状態が異なっていることがわかる．なお，風上に隅切をもつ角柱のうち b/B=0.05 では四隅に隅切を設けた場合より低周波側にピーク位置がずれており，正方形断面柱に近いピーク周波数をもつことがわかる．

スペクトルピーク位置の無次元周波数はストローハル数 St（=nB/V）として角柱後方で規則的に発生する渦の周波数を表わす．**図-8** は隅切位置によって St 数が 2 つのグループに分けられることを示す．風上側に隅切をもつ角柱（四隅に隅切があるものを含む）は St≒0.125，風下側のみに隅切をもつ角柱は St≒0.105 の値をもち，後者は隅切のない正方形断面柱と同じグループに属する．風上側に隅切をもつ角柱は比較的高い周波数の渦を放出し，揚力変動も比較的小さい（**図-5**）ことから，**図-9 (a)** に示すように剥離剪断層が風上側隅切部で再付着していると考えられる．風下側のみに隅切をもつ角柱のストローハル数は比較的小さく，同時に揚力変動は大きいことから，**図-9 (b) に示すように**剥離剪断層が角柱後方により回り込み十分に成長した渦を放出しているといえる．

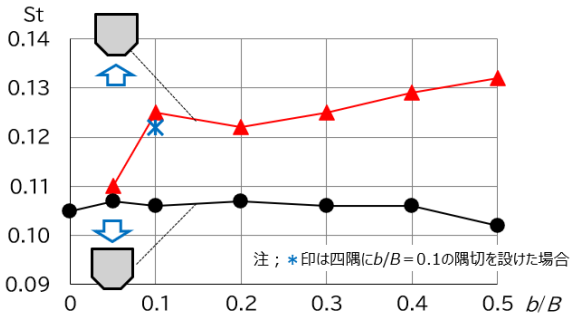
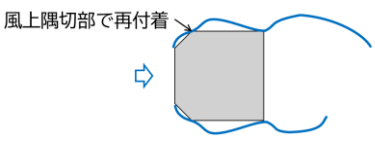
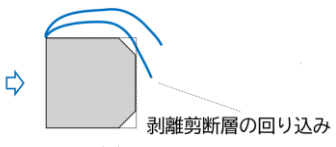


図-8 ストローハル数



(a) 風上隅切



(b) 風下隅切

図-9 隅切と剥離剪断層の関係

5. 風による建物応答の評価

風力係数や転倒モーメントの特性を把握することは重要であるが，実際には建物がどの程度揺れるかが関心事項となる．そこで本章では，鉄骨造の高層建築物を想定し，風洞実験で得られたデータに基づいて建物の応答変位を算出した．応答変位の算定方法および算定条件を以下に示す．

＜計算条件＞
模型縮尺：1/400
実建物の高さ H：200 m
実建物密度：180 kg/m^3（質量は平面形状により変化）
実建物の固有振動数 n_0：0.25 Hz
実建物の減衰定数 η：0.01
評価時間 T：600 s

＜計算式＞

$$y_{max} = \bar{y} + g \cdot \sigma_y \quad [3]$$

$$\bar{y} = \frac{\bar{F}_g}{(2\pi \cdot n_0) \cdot M_g} \quad [4]$$

$$g = \sqrt{2ln(n_0 \cdot T) + 1.2} \quad [5]$$

$$\sigma_y = \frac{\tilde{F}_g}{(2\pi \cdot n_0)^2 \cdot M_g} \sqrt{1 + \frac{\pi}{4\eta} \cdot \frac{n_0 S(n_0)}{\sigma^2}} \quad [6]$$

y_{max}	:	応答変位の最大値 [m]
$\bar{y}$	:	応答変位の平均値 [m]
σ_y	:	応答変位の標準偏差 [m]
$\bar{F}_g$	:	並進振動 1 次モードの一般化平均風力 [N]
$\tilde{F}_g$	:	並進振動 1 次モードの一般化変動風力[N]
g	:	ピークファクター
n_0	:	並進振動 1 次モードの固有振動数 [Hz]
M_g	:	並進振動 1 次モードの一般化質量 [kg]
η	:	並進振動 1 次モードの減衰定数
$\frac{n_0 S(n_0)}{\sigma^2}$	:	一般化変動風力の無次元パワースペクトルの固有振動数 n_0 成分（実験値）

風速による応答変位（最大値）の変化を**図-10** に示す．風下側のみに隅切をもつ角柱では，**図-8** に示したようにストローハル数が正方形断面柱とほぼ同じ値であったことから，隅切サイズが変わっても応答変位が最大となる風速は概ね一致する．一方，風上側に隅切をもつ角柱では，ストローハル数が正方形断面柱より高くなることから，応答変位が最大となる風速は正方形断面柱より低くなる．しかし，全風速域を通じた最大応答変位は風下側のみに隅切をもつ角柱で確認されたが，風速レベルによっては風上側に隅切をもつ角柱の方が大きい変位になる場合もある．そこで代表的な三つの風速レベル（60m/s,

80m/s，95m/s）での応答変位を図-11 に示した．各風速段階において傾向が異なっており，風速 60m/s では正方形断面柱，風下側のみに隅切をもつ角柱，風上側に隅切をもつ角柱（四隅に隅切をもつ場合を含む）は概ね同じ値をもつ．風速 80m/s では風上側に隅切をもつ角柱（四隅に隅切をもつ場合を含む）の応答変位が大きいが，風速 95m/s では風下側に隅切をもつ角柱で応答変位が大きくなる結果となった．

応答変位の変動成分は，変動揚力係数，一般化変動風力の無次元パワースペクトル（周波数特性），メカニカルアドミッタンス（建物の振動特性）の関係で決まる．変動揚力係数は，風下側のみに隅切をもつ角柱で大きくなる傾向にあり，b/B＝0.1～0.3 では風上側に隅切をもつ角柱より 2 倍以上の値を示した（図-5）．一方，一般化変動風力の無次元パワースペクトルは，風下側のみに隅切をもつ隅切の角柱で鋭いピークを示したが，風上側に隅切をもつ角柱はより高周波側でピークをもつ（図-7）．これらを応答変位で評価すると，図-11 で示すように，風下側のみより風上側に隅切をもつ角柱の方が大きくなる風速域もある．したがって，高層建築物の隅切について言えば，隅切の形状・寸法だけで空力効果を論じることができず，先行研究で報告されている隅切効果の違いは当然の結果であったと考えられる．

6. まとめ

隅切による風力や風応答の変化についてはこれまで多くの研究が行われているが，応答が増大する場合と低減する場合が報告されており，その要因は十分整理されていなかった．本研究では風上側隅切と風下側隅切を分離し風洞実験によりその空力効果の違いを検証し，以下の知見が得られた．

1）風上隅切と風下隅切では空力挙動が大きく異なり，風上隅切では変動揚力が低減し，風下隅切では増大する傾向を示した．
2）風上隅切では剥離せん断層の再付着が促進され，渦放出が抑制されると考えられた．
3）風下隅切では角柱後流の渦形成が強まり，変動揚力が増加することが確認された．
4）隅切は変動風力の大きさだけでなく，渦放出周波数にも影響を与えることが確認された．
5）建物応答は風力特性と振動特性との組合せによって決まり，隅切形状のみから評価することはできないことを示した．

本研究は隅切の設計手法を提案するものではないが，風上隅切と風下隅切の空力効果が本質的に異なることを示し，従来報告されてきた隅切効果に関する知見の相違を理解するための一つの説明を与えたものと考えられる．今後はアスペクト比，構造特性，実験気流等の影響について検討を進め，設計への適用条件を整理していく必要がある．

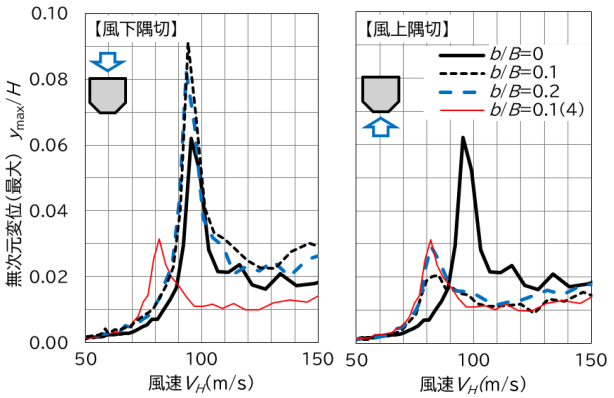
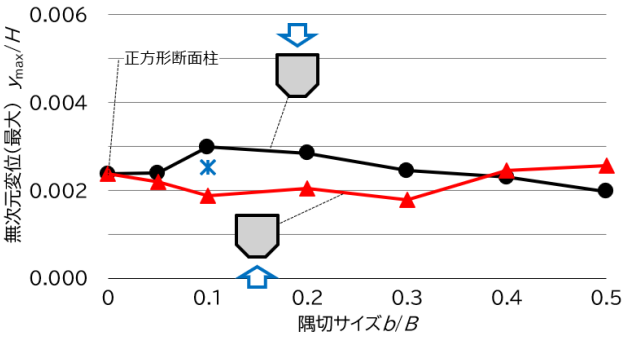
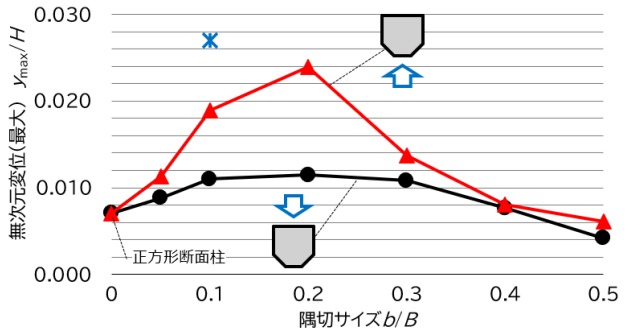


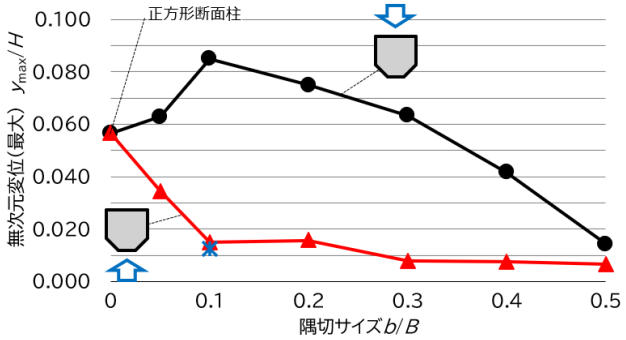
図-10 風速による応答変位の変化



【60m/s】



【80m/s】



【95m/s】

注；＊印は四隅に b/B=0.1 の隅切を設けた場合

図-11 三風速レベルにおける応答変位

参考文献

1) 白石成人，松本勝，白土博通，石崎浩，長田信，松井俊彦：隅切りによる矩形断面の空力安定化効果，第 9 回風工学シンポジウム，pp.193-198，1986 年
2) 西村宏昭，谷池義人：高層建物の隅角部形状が振動性状に及ぼす影響について，日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），pp.123-124，1989 年 10 月
3) 河井宏允，高口真，中村孝行：超高層建築物の渦励振に及ぼす隅の形状の効果，第 13 回風工学シンポジウム，pp.281-286，1994 年
4) 天野輝久：一様流中における三次元四角柱の渦励振およびギャロッピングに及ぼす隅欠き・隅切りの効果，日本建築学会構造系論文集，第 478 号，pp.63-69，1995 年 12 月
5) 中口博，橋本貴久裕，武藤真理：矩形断面の柱の抗力に関する一実験，航空学会誌　第 16 巻，第 168 号，pp.1-5，1968 年 1 月
6) 松本勝，八木知己，李再炯，堀高太郎，川島由紀，橋本三智雄：矩形断面の空力特性に及ぼすカルマン渦の枠割に関する基礎的研究，第 19 回 風工学シンポジウム，pp.313-318，2006 年

「構造」を考慮した不飽和土の構成モデルと水分特性曲線モデルの提案

平　田　昌　史[*1]　　大　塚　悠　大[*1]
石　黒　　健[*1]

要　　旨

不飽和土で生じる「コラプス」現象は，土が飽和する過程でせん断剛性が低下することで引き起こされる現象であり，不飽和土が有する嵩張った「構造」が崩れることで体積が減少する現象である．また，不飽和締固め土では，締固め時の含水比や飽和度の違いが締固め後の透水性に影響を与えるため，同じ間隙比でも透水係数が異なることが知られている．このような透水性の違いは締固めの際に生じる間隙構造の違いであると考えられ，不飽和土の剛性や透水性は「構造」の影響を強く受けていると考えられる．そこで本研究では，既往の不飽和土の構成モデルに「構造」を考慮したモデルを提案するとともに，この「構造」変化に伴う水分特性曲線モデルを提案する．これにより，構成モデルと同じ「塑性論」の枠組みで水分特性曲線モデルを取り扱うことが可能となり，従来の変形解析で生じていた初期状態設定時の問題や計算上の不具合は，計算スキーム自体が変わることによって一気に解決することが予想される．

キーワード　不飽和土／骨格構造／構成モデル／水分特性曲線

目　　次

1．はじめに
2．圧密試験による不飽和土の「構造」検討
3．「構造」を考慮した不飽和構成モデル
4．「構造」を考慮した水分特性曲線モデル
5．おわりに

PROPOSAL OF A CONSTITUTIVE MODEL AND A WATER CHARACTERISTIC CURVE MODEL FOR UNSATURATED SOILS CONSIDERING "STRUCTURE"

Masafumi　HIRATA　　**Yudai　OHTSUKA**
Takeshi　ISHIGURO

Synopsis:
The "collapse" phenomenon in unsaturated soils is triggered by a reduction in shear stiffness upon saturation, resulting in a volume decrease as the soil's bulky "structure" collapses. Furthermore, in compacted unsaturated soils, variations in water content or degree of saturation during compaction affect post-compaction permeability; consequently, soils with identical void ratios can exhibit different hydraulic conductivity values. Such differences in permeability are attributed to variations in the pore structure formed during compaction, suggesting that the stiffness and permeability of unsaturated soils are strongly influenced by this "structure." Therefore, this study proposes a constitutive model for unsaturated soils that explicitly accounts for "structure," alongside a corresponding water characteristic curve model that incorporates structural changes. This approach enables the water characteristic curve model to be treated within the same "plasticity theory" framework as the constitutive model; it is anticipated that this shift in the computational scheme will simultaneously resolve issues regarding initial state settings and computational errors encountered in conventional deformation analyses.

＊1 本店　ICI 総合センター ICI テクノロジーセンター 地盤グループ

1. はじめに

不飽和土では，浸水して飽和する際に体積が減少する「コラプス」と呼ばれる現象が生じる．「コラプス」は，飽和した際に土のせん断剛性が低下することで引き起こされる現象であり，不飽和土が有する嵩張った「骨格構造（以下，構造と称する）」[1]が崩れることで，体積が減少する現象であると捉えることができる．このことから，不飽和土の剛性は「構造」の影響を受けていると考えられる．また，不飽和締固め土では，締固め時の含水比や飽和度の違いが締固め後の透水性に影響を与えるため，同じ間隙比でも透水係数が異なることが知られている．既往の研究 [2),3),4)]によると，このような透水性の違いは締固めの際に生じる間隙構造の違いであると考えられており，例えば杉井ら [5),6)]は，締固め時の飽和度による透水性の違いを間隙径分布の違いで整理している．土の間隙は，土粒子同士の間に生じる隙間であるため，間隙構造や間隙径分布とは土粒子同士で形成される「構造」と言い換えることができる．つまり，不飽和土の透水性も「構造」の影響を強く受けていると考えられる．従って，不飽和土の構成モデルを考える際には，土の「構造」といった概念を取り入れ，飽和度によってこの「構造」がどのように変化するのかを考慮することが，不飽和土の挙動を表現する上で必要である．

一方，不飽和土に働くサクションとは，土の間隙で生じる毛管現象であり，その値は間隙構造によって変化する．つまり，吸水・排水履歴によってヒステリシスを描く飽和度～サクション関係（水分特性曲線）も，土の「構造」の変化と密接に関係していると考えられる．しかしながら，現行の不飽和土の数値解析等では，水分特性曲線は「構造」を考慮しない独立した形でモデル化 [7),8)]されている．このため，構成モデルとの間で初期値や材料パラメータの設定が合致しない場合，計算が発散する可能性が生じてしまう．特に，吸水・排水履歴に依存する水分特性曲線の初期状態は，吸水なのか排水なのかの判断が困難であるとともに，構成モデルとは独立で計算されることから齟齬も生じやすい．従って，水分特性曲線モデルに対しても「構造」を取り入れた定式化が必要であると考えられる．

以上のことから，本研究では不飽和土の構成モデルに「構造」を考慮した新たな構成モデルを提案する．ここでは，不飽和土に対して圧密試験を実施することで吸水時に残留する「構造」について確認するとともに，吸水・排水過程での「構造」の変化をモデル化し，不飽和土の構成モデルに組み込んだ．また，水分特性曲線モデルに対しても「構造」の概念を取り入れた新たなモデルを提案する．吸水・排水過程でヒステリシスを描く水分特性曲線の挙動を，「構造」の変化によりヒステリシスを描く水分特性曲線モデルとして定式化する．これにより，水分特性曲線モデルは不飽和土の構成モデルと連動した挙動を示すことになる．本報告では，実施した圧密試験結果や構成モデルの導出方法，水分特性曲線モデルの定式化について紹介する．

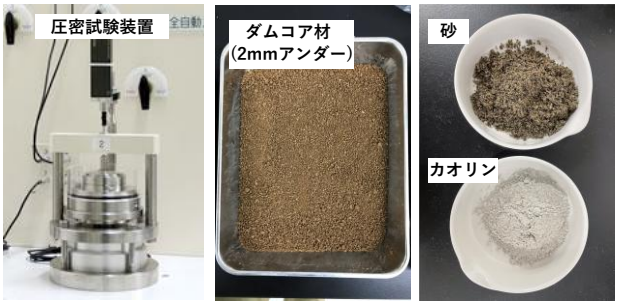


写真-1　圧密試験装置と試料

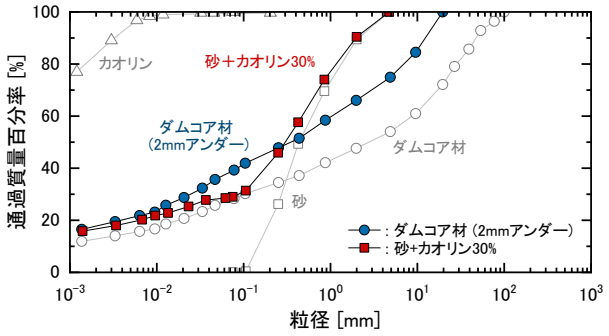


図-1　使用した試料の粒径加積曲線

2. 圧密試験による不飽和土の「構造」検討

2.1 不飽和～飽和圧密試験の概要

不飽和締固め土では，締固め時の含水比や飽和度の違いが締固め後の飽和透水係数に影響を与えるため，同じ間隙比でも透水係数が異なることが知られている．既往の研究 [2),3),4)]によると，このような透水性の違いは締固めの際に生じる間隙構造（もしくは「構造」）の違いであると考えられている．一方，不飽和の締固め土を飽和させた場合，「コラプス」により不飽和土が有する「構造」が崩れると考えられるが，先に述べたように飽和後の透水係数に違いが生じるということは，飽和後も「構造」が残留していることが予想される．そこで，不飽和の締固め土に対して飽和させた状態での圧密試験を実施することにより，飽和後の「構造」についての検討を行った [9)]．ここでは，圧密試験装置を用いて不飽和土を圧縮（締固め）した後に除荷，通水飽和させ再び圧密する連続した試験を実施した．使用した土試料は，2mm アンダーに調整したダムのコア材 [10)]（ρ_s=2.795g/cm^3）と，購入砂（青森県三沢産）にカオリンを重量比で 30%配合した中間土 [11)]（ρ_s=2.711g/cm^3）の 2 種である．含水比調整したこれらの試料（コア材が約 24.0%，砂＋カオリンが約 8.0%）を，圧密容器内に所定の高さ・乾燥密度になるように詰めて圧縮を行う（不飽和の圧縮過程）．今回の試験ではこの圧縮応力を 320kPa，640kPa，1280kPa の 3 ケースとした．圧縮した供試体は 10kPa まで除荷した後，圧密容器内で供試体下部からゆっくり通水を行い飽和させる

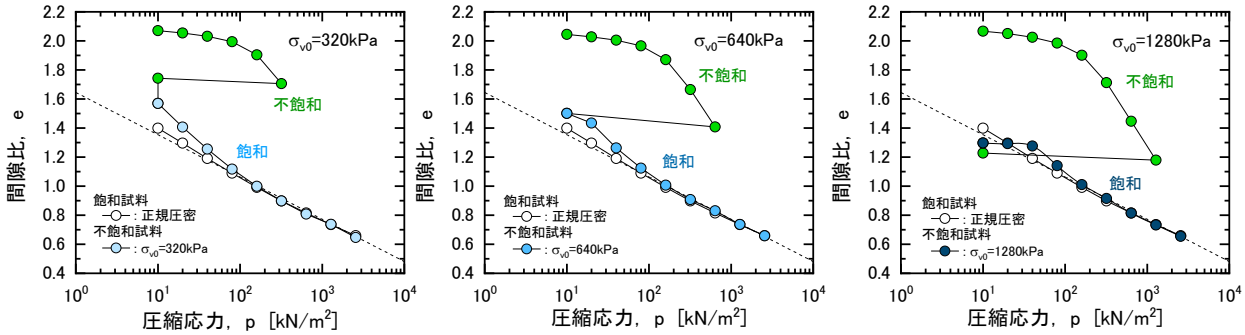


図-2　不飽和圧縮～通水飽和～飽和圧密過程の$e\sim\log p$関係（ダムコア材）

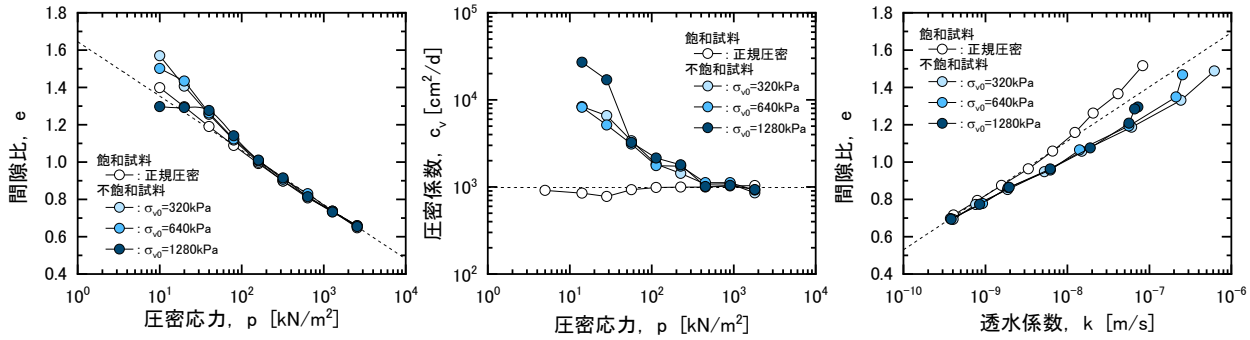


図-3　飽和圧密過程における$e\sim\log p$関係，圧密係数C_vの変化，$e\sim\log k$関係の比較（ダムコア材）

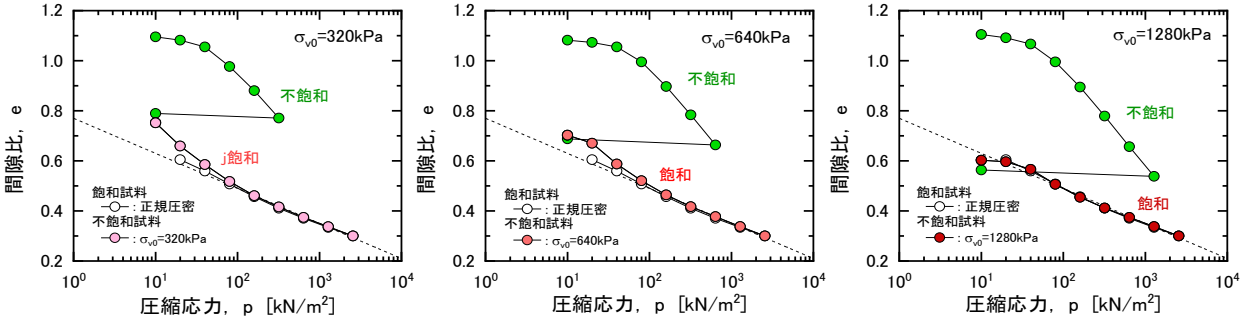


図-4　不飽和圧縮～通水飽和～飽和圧密過程の$e\sim\log p$関係（砂＋カオリン 30%）

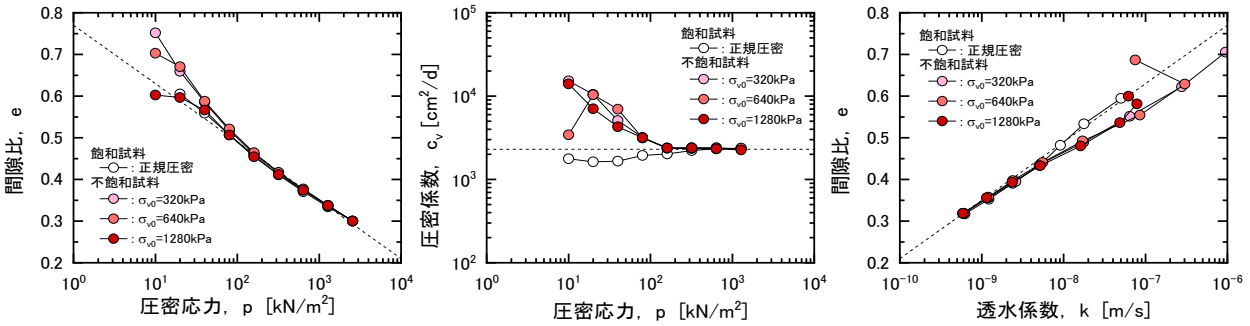


図-5　飽和圧密過程における$e\sim\log p$関係，圧密係数C_vの変化，$e\sim\log k$関係の比較（砂＋カオリン 30%）

（通水飽和過程）．飽和後，段階載荷による圧密試験（飽和圧密過程）を実施することで，土の構造や透水性について考察した．**写真-1** に使用した圧密試験装置と試料，**図-1** に試料の粒径加積曲線を示す．

2.2 圧密試験結果と考察

図-2 および**図-4** は，不飽和圧縮（締固め）～通水飽和～飽和圧密の全過程における間隙比～圧縮圧力（$e\sim\log p$）関係を表したグラフである．なお，比較のためにスラリー状にした試料（飽和・正規状態）で実施した圧密試験結果も白丸で示している．不飽和状態における圧縮（締固め）過程を見ると，$e\sim\log p$関係は飽和土の正規圧密ラインよりもかなり右側に位置していることがわかる．これは圧縮応力がサクションの影響も含んでいるためである．不飽和の土を所定の圧縮応力を与え締固めた後，10kPa まで除荷して通水飽和させる．この通水飽和過程を見ると，圧縮応力 320kPa で締固めたケースでは，通水飽和の際に間隙比が減少しコラプス沈下が発生している．

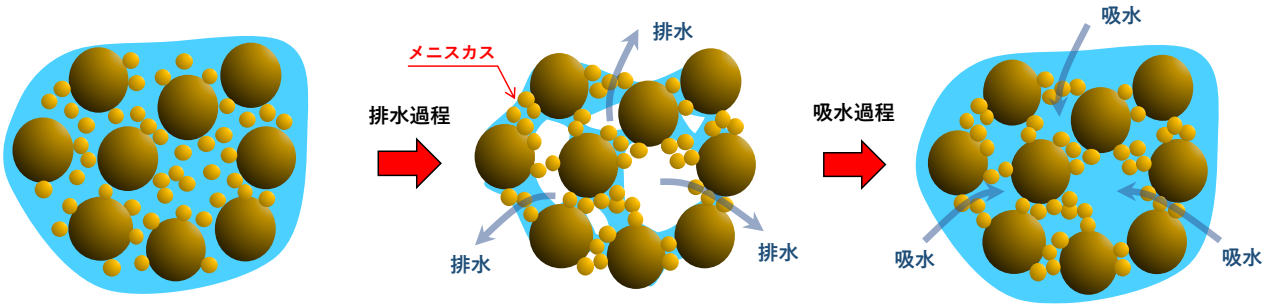


図-6　本研究で想定する排水・吸水による土粒子骨格構造の形成プロセス

これに対して，640kPa のケースでは，通水飽和時の間隙比にはほとんど変化はなく，1280kPa のケースでは逆に間隙比が大きくなり膨張している．通水飽和過程では，サクションが消失して有効応力は除荷方向に働くため，間隙比は増加（体積膨張）するが，飽和正規圧密ラインよりも右側に突出した位置では除荷による膨張量を超えた「構造」の劣化が生じるため，コラプス沈下が卓越し体積が減少すると考えられる．その後の飽和圧密過程を見ると，$e\sim\log p$関係は飽和正規圧密ラインより若干右側に突出し見かけ上の先行圧密応力が増加，剛性が高くなっていることが確認できる．このことから，通水飽和によりコラプス沈下が生じた後でも土の「構造」が残留していると判断できる．

図-3 および**図-5** は，飽和圧密過程における試験結果を抜き出し，$e\sim\log p$関係，圧密係数C_vの変化，間隙比～透水係数（$e\sim\log k$）関係を抜粋し比較したグラフである．先に述べたように，$e\sim\log p$関係を見ると飽和後も「構造」が残留しており，その残留した「構造」は不飽和圧縮応力 320～1280kPa の 3 ケースでほぼ同じ線上にある．このことから，不飽和土が飽和した際の残留構造量は材料固有であると推測される（但し，今回実施した試験ケースだけでは特定する事は出来ておらず，今後様々なケースの試験を実施する必要がある）．圧密係数C_vのグラフを見ると，飽和正規圧密ラインより右側に突出した位置のプロットから算出される圧密係数C_vは，飽和正規圧密（城丸プロット）の値より大きくなっている．$e\sim\log k$関係を見ると，圧密係数C_vの増加に伴い透水係数kも大きくなるため，同じ間隙比で比較すると，「構造」がある場合の透水係数はかなり大きくなっていることがわかる．

以上のように，不飽和土では通水飽和時にコラプスによる「構造」の劣化が生じ強度は低下するものの，飽和状態に至っても「構造」は残ることがわかった．また，この「構造」が土の強度だけではなく，透水係数にも影響していることも確認できた．

3.　「構造」を考慮した不飽和構成モデル

3.1 不飽和土における「構造」の変化

先に述べた不飽和～飽和の圧密試験の結果などから，不飽和土は「構造」の影響を強く受けており，飽和した後もその影響が残ることがわかった．しかしながら，現行の変形解析等に用いている構成モデルでは，このような「構造」による影響は考慮されていない．そこで，これまでの知見を基に，吸水・排水過程による「構造」の形成プロセスを**図-6** のように想定した [12]．この図に示すように，初期状態として「構造」を有していない飽和状態の土を仮定する．この飽和土を排水すると，内部の間隙水はバルク水から徐々に排水され不飽和化し，土粒子間でメニスカスが形成されていく．この時，排水され空隙となった位置にあった土の微粒子は，空気中に留まることはできないため，表面張力（サクション）によりメニスカスに引き寄せられ，これにより「構造」が徐々に形成されていく．この不飽和土に対して吸水により再飽和させると，メニスカスに引き寄せられていた土粒子は元の位置には移動しないため，不飽和状態で形成された「構造」は飽和後も残留することになる．**図-6** に示したこのような「構造」の形成プロセスについては，著者らが実施している顕微鏡画像解析結果 [13]などからも十分妥当な想定であると判断している．

3.2 「構造」を考慮した不飽和構成モデルの提案

図-6 に示した吸水・排水過程での「構造」の形成プロセスを，不飽和土の構成モデルに導入する．ここでは，大野ら [14]による Se-Hardening モデルを対象として「構造」を考慮する．Se-Hardening モデルの降伏関数fは，以下のように表される．

$$f = \mathrm{M}D\ln\frac{p'}{\xi\cdot p_0'} + D\eta^* - \varepsilon_v^p = 0$$
$$\xi = exp[(1-S_{re})^n \ln a] \qquad [1]$$

Mは限界応力比，Dはダイレイタンシー係数，p'は平均有効主応力，p_0'は先行時の平均有効主応力，η^*は一般化した応力比，ε_v^pは塑性体積ひずみである．また，ξは飽和度による剛性増加を表す関数であり，nおよびaは関数ξのフィッティングパラメータである．また，式中のS_{re}は有効飽和度であり，

$$S_{re} = \frac{S_r - S_{rc}}{1 - S_{rc}} \qquad [2]$$

と表される．S_{rc}は限界飽和度である．式[1]に示すように，この Se-Hardening モデルは飽和度の関数ξによって関口・太田モデル [15]の正規降伏曲面の大きさが変化するモデル

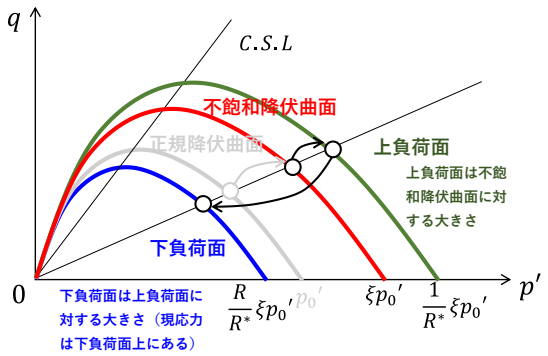


図-7　「構造」を考慮した不飽和土の降伏曲面

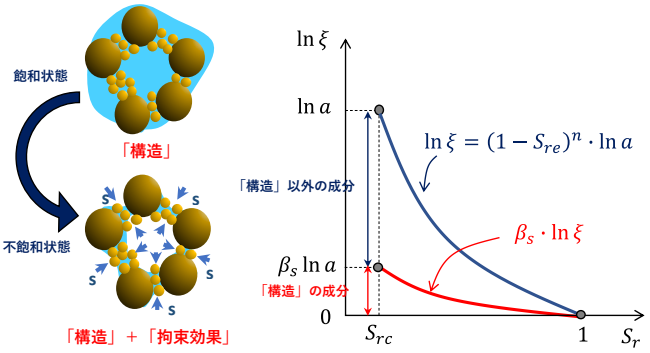


図-8　不飽和状態における剛性への影響要因と関数ξにおける構造成分

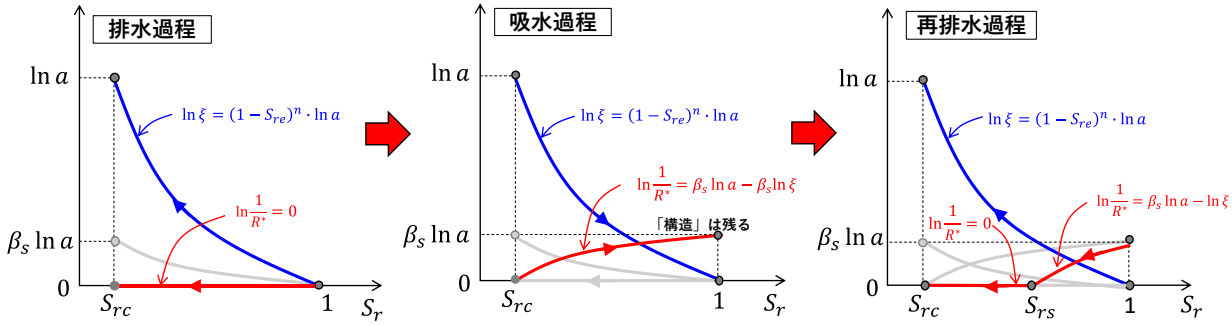


図-9　排水過程・吸水過程における上負荷面相似比R^*の変化

である．このモデルに Asaoka ら [16]が提案する上負荷面モデルを導入することで「構造」を考慮する．なお，上負荷面モデルは「構造」による剛性変化を正規降伏曲面と相似の上負荷面で表したモデルであるため，Se-Hardening モデルと相性が良く，導入も容易である．ちなみに，上負荷面を考慮する際には同時に Hashiguchi[17]による下負荷面も導入する必要がある．式[1]に上負荷面相似比R^*および下負荷面相似比Rを導入して次のように表す．

$$f = \mathrm{M}D\ln\frac{R^*\cdot p'}{\xi\cdot R\cdot {p_0}'} + D\eta^* - \varepsilon_v^p = 0 \qquad [3]$$

$$\dot{R} = -\frac{m}{D}\ln R\cdot\|\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p\|,\quad \dot{R}^* = \frac{R^*}{D}\left(1-R^{*m^*}\right)\|\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p\|$$

$\dot{R}$と$\dot{R}^*$は下負荷面と上負荷面の発展則であり，mとm^*は下負荷面と上負荷面のパラメータ，$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$は塑性ひずみ速度である．**図-7** は，この式[3]に示した上負荷面・下負荷面を導入した Se-Hardening モデルの模式図である．この図に示すように，正規降伏曲面から飽和度による剛性増加された不飽和降伏曲面，そこに構造が考慮された上負荷面，過圧密を表す下負荷面が規定される．なお，ここで考慮しなければならないのは，飽和度による剛性増加関数ξには「構造」による剛性増加も含まれていることである．つまり，式[3]に示した式のみでは上負荷面による「構造」と関数ξによる「構造」が重複してしまう．そこで，飽和度による剛性増加を表す関数ξに含まれる「構造」成分の比率をβ_s（$0<\beta_s<1$）として次のように表す．

$$\ln\xi = \beta_s\cdot\ln\xi + (1-\beta_s)\cdot\ln\xi \qquad [4]$$

右辺第 1 項が「構造」による成分，第 2 項が拘束効果等の「構造」以外による成分であり，図示すると**図-8** のようになる．ちなみに「構造」以外の成分としては，例えばメニスカスに引き寄せられた土粒子がサクションにより動きが拘束される効果，いわゆるプレストレスの様な効果等が考えられる（**図-8** 参照）．式[4]により関数ξから抜き出した「構造」の成分は，飽和度に対して土が有する「構造」の下限値であると考え，これを超えた分の「構造」を上負荷面相似比R^*とすることで，「構造」の重複を回避する．この前提のもと，吸水過程・排水過程における「構造」の形成プロセスが**図-6** に従うと考え，上負荷面相似比R^*の変化を**図-9** のように仮定する．この図に示したように，排水過程で生じた「構造」は，吸水過程でも残留して上負荷面相似比R^*へと転換される．また，「構造」が残った状態での排水過程では，飽和度による強度増加が「構造」による強度増加を上回るまで

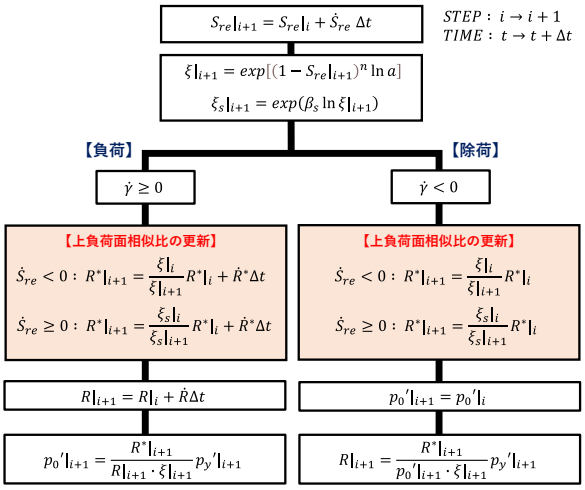


図-10　「構造」を考慮した負荷判定フロー

「構造」が劣化していく．このように考えると，上負荷面相似比R^*の変化は**図-9** に示すようなヒステリシスを描くことになり，これに伴い不飽和土の剛性も吸水・排水過程においてヒステリシスを描くことになる．上負荷面相似比R^*の変化を次式に示す．

$$\begin{aligned} &\text{排水：} \ln(1/R^*) = 0 \\ &\text{吸水：} \ln(1/R^*) = \beta_s \cdot \ln a - \beta_s \cdot \ln \xi \\ &\text{再排水：} \ln(1/R^*) = \beta_s \cdot \ln a - \ln \xi \end{aligned} \quad [5]$$

なお，このような吸水・排水過程の上負荷面相似比R^*の変化については，式[3]や式[4]に示した構成モデルで考慮することはできないため，数値計算等では負荷判定にて考慮することになる．**図-10** は，「構造」を考慮した負荷判定フローの一例である．ちなみに，この負荷判定フローは数値計算への適用を意識しており，式[5]を増分系（i→i+1）で記述し直している．この図に示したように，負荷・除荷および吸水・排水を判定し，飽和度S_rや関数ξ，下負荷面相似比Rや上負荷面相似比R^*，先行圧縮応力p_0'を更新することで，**図-9** に示した「構造」の挙動が表現可能となる．

4. 「構造」を考慮した水分特性曲線モデル

4.1 水分法を用いた間隙径分布とサクションの関係

不飽和の締固め土では，締固め時の飽和度の違いが締固め後の透水性に影響を与えるため，同じ間隙比でも透水係数が異なる．杉井ら [5),6)]は，この要因として飽和度の異なる土では間隙径分布に違いがあることを示しており，この間隙径分布の誘導に水分特性曲線から推定する「水分法」[18)]を用いている．「水分法」は土壌物理学において古くから用いられてきた手法であり，**図-11** に示すような間隙径を細い毛管の束と仮定し，その管径に対する毛管上昇高の考え方を用いることで間隙径分布を求めることができる．**図-11** に示した毛管束モデルを任意の高さで切断した時，毛管径がd_mから$d_m + d$の間にある毛管が占める断面積dA_vが，毛管束の全断面積Aに対する割合を次のように表す．

$$\frac{dA_v}{A} = f(x) \cdot dx, \qquad x = d_m \quad [6]$$

$f(x)$は毛管径の分布密度関数である．この式より，任意の切断面における毛管束の間隙率（面積率）nは，

$$n = \int_{A_{v,min}}^{A_{v,max}} \frac{dA_v}{A} = \int_{d_{m,min}}^{d_{m,max}} f(x) \cdot dx \quad [7]$$

と表される．ここで，$d_{m,max}$および$d_{m,min}$は任意断面に含まれる最大・最小の毛管径であり，$A_{v,max}$および$A_{v,min}$はこの毛管径に対応した断面積である．一方，この任意断面において毛管径$d_{m,i}$まで水で満たされていると考えた場合，その体積含水率θは次のように表される．

$$\theta = \int_{d_{m,min}}^{d_{m,i}} f(x) \cdot dx, \qquad f(x) = \frac{d\theta}{dx} \quad [8]$$

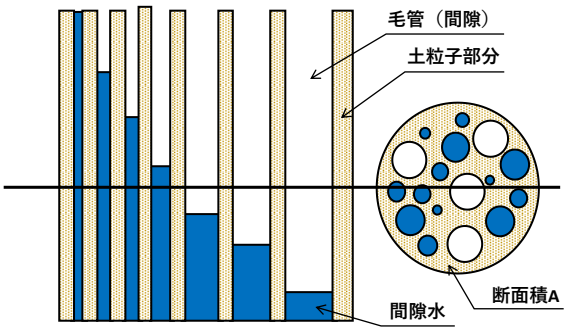


図-11 「水分法」における毛管束モデル [18)]

ところで，毛管径d_mについては毛管上昇高さ，即ちサクションh_pから次式により算出することができる．

$$d_m = \frac{4\sigma_w}{\rho_w \cdot g \cdot h_p} \cdot 10^4 \quad [9]$$

σ_wは水の表面張力，gは重力加速度，ρ_wは水の密度である．この式[9]を微分して次のように置く．

$$d(d_m) = dx = -\frac{4\sigma_w}{\rho_w g {h_p}^2} \cdot 10^4 \cdot dh_p = -\frac{d_m}{h_p} dh_p \quad [10]$$

この式[10]を式[8]に代入すると，次式が求められる．

$$f(x) = \frac{dh_p}{dx} \cdot \frac{d\theta}{dh_p} = -\frac{4\sigma_w}{\rho_w g {d_m}^2} \cdot 10^4 \cdot \frac{d\theta}{dh_p} \quad [11]$$

ここで，θ～h_p関係で表される土の水分特性曲線，例えば次式に示す VG model[8)] をこの式[11]に代入することで，間隙径（毛管径）の分布密度関数$f(x)$が求められる．

$$S_{re} = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \cdot 10^2 = \frac{1}{\left\{1 + \left(\alpha \cdot h_p\right)^{n^*}\right\}^m} \cdot 10^2 \quad [12]$$

S_{re}は有効飽和度，θ_rは残留体積含水率，θ_sは飽和体積含水率，α，m，n^*は材料パラメータである．ちなみに，水分特性曲線を飽和度S_rとの関係で表す場合，式[7]に示した間隙率nと式[8]に示した体積含有率θから，次式のように飽和度S_rを表すことができるため，これを用いて式[11]の分布密度関数$f(x)$を表せばよい．

$$S_r = \frac{\theta}{n} \quad [13]$$

以上のように，「水分法」では水分特性曲線から間隙径分布を求めることができるため，水分特性曲線と間隙径分布は 1:1 の関係であることがわかる．そこで，この「水分法」に対して逆関係を考えることにより，間隙径（毛管径）の分布から水分特性曲線（飽和度～サクション関係）を誘導する．締固め土の間隙径d_mの対数をx_iとし，その分布密度関数$f(x_i)$が次のような正規分布で表されると仮定する．

$$f(x_i) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma^2}} exp\left(-\frac{(x_i - \mu)^2}{2\sigma^2}\right), \quad x_i = \log_{10} d_m \quad [14]$$

μが間隙径の対数x_iの平均，σが標準偏差である．この正規分布の累積関数は飽和度S_rを表しており，次式のよう

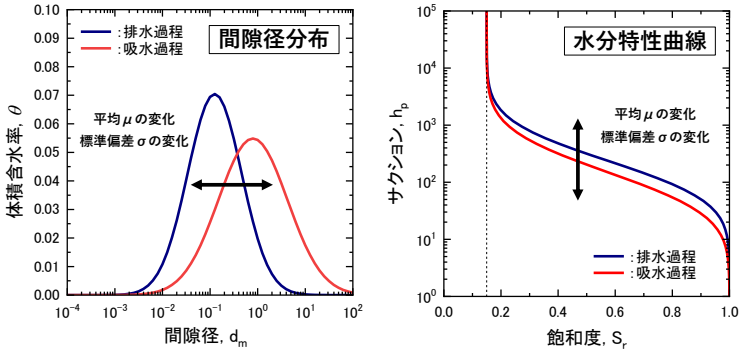


図-12　間隙径分布モデルと水分特性曲線

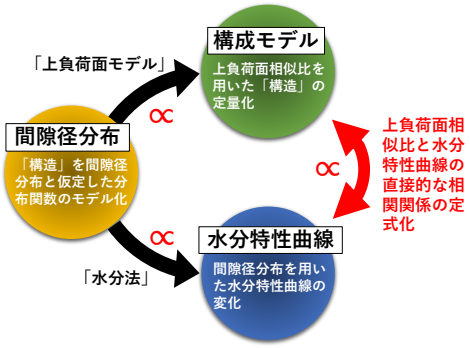


図-13　間隙径分布～構成モデル～水分特性曲線の相関

に求められる．

$$S_{r,i} = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma^2}} \int_{-\infty}^{x_i} exp\left(-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right) dx \qquad [15]$$

この式[15]に対し誤差関数を用いて，

$$S_{r,i} = \frac{1}{2}\left\{1 + erf\left(\frac{x_i - \mu}{\sqrt{2}\sigma}\right)\right\} \qquad [16]$$

と表す．さらに，この式[15]を間隙径の対数x_iについて次のように整理する．

$$x_i = \log_{10} d_m = \sqrt{2}\sigma \cdot erf^{-1}(2S_{r,i} - 1) + \mu \qquad [17]$$

一方，式[9]に示した間隙径（毛管径）～サクション関係に対して，両辺を自然対数として次のように表す．

$$\ln d_m = \ln\frac{C}{h_p}, \quad C = \frac{4\sigma_w}{\rho_w g} \cdot 10^4 \qquad [18]$$

この式[18]を式[17]に代入することで，S_r～h_p関係で表される水分特性曲線が以下のように求められる．

$$h_p = exp\left[-\frac{2.303}{C}\{\sqrt{2}\sigma \cdot erf^{-1}(2S_{r,i} - 1) + \mu\}\right] \qquad [19]$$

この式に示したように，S_r～h_p関係（水分特性曲線）は正規分布で仮定した間隙径分布関数$f(x_i)$の平均μおよび標準偏差σから決定されることがわかる．水分特性曲線は，吸水・排水過程においてヒステリシスを描くため，**図-12**に示すように間隙径分布形状（平均μおよび標準偏差σ）は，吸水過程と排水過程で異なることがわかる．

4.2 「構造」を考慮した水分特性曲線モデルの提案

先に述べたように，水分法によると水分特性曲線のヒステリシスは，間隙径分布の変化により生じる現象であることがわかった．この間隙径分布は，間隙を形成する土粒子の配置，つまり「構造」に置き換えることができるため，不飽和土の「構造」による強度増加も，間隙径分布の変化によって生じると考えられ，構成モデルと水分特性曲線モデルは**図-13**に示すように間隙径分布を介して連動する．しかしながら，従来の不飽和土の数値解析では水分特性曲線モデルは構成モデルとは独立したモデルとして設定されているため，計算で不具合が生じるケースが散見される．そこで，構成モデルと連動した水分特性曲線モデルについて検討してみる[19]．

図-13に示したように，間隙径分布モデルを定義し，この変化により構成モデルの「構造」や水分特性曲線が変動するモデルを構築すれば，構成モデルと水分特性曲線が連動したモデルとなる．しかしながら，間隙径分布は式[14]に示すような正規分布ではなく複雑な形状をしていると考えられるため，式[19]に示した水分特性曲線の形状とは必ずしも一致しない．また，間隙径分布と「構造」を表す上負荷面相似比との相関性も定式化するのが困難である．そこで，間隙径分布を介さず，構成モデルと直接連動するような水分特性曲線モデルを提案する．ここでは，著者らが使用している土／水／空気連成有限要素解析プログラム（DACSAR-i）[20]を想定し，水分特性曲線の関数に杉井・宇野[21]が提案する以下の式を用いる．

$$S_{re} = \frac{1}{1 + exp(A^* + B^* \ln s)} \qquad [20]$$

S_{re}は式[2]に示した有効飽和度，sはサクション，A^*およびB^*は曲線を規定する材料定数である．ここで，材料定数A^*，B^*が排水過程と吸水過程でそれぞれA_DとB_D，A_WとB_Wで定義されるとする．この時の上負荷面相似比R^*は，**図-9**を参照して次のように表される．

$$\begin{aligned} &A^* = A_D,\ B^* = B_D \ \Leftrightarrow\ \ln(1/R^*) = 0 \\ &A^* = A_W,\ B^* = B_W \ \Leftrightarrow\ \ln(1/R^*) = \beta_s(\ln a - \ln \xi) \end{aligned} \qquad [21]$$

上式で示すような排水過程および吸水過程の条件を定義すると，上負荷面相似比R^*と水分特性曲線は**図-14**に示す相関性を持つことになる．ここで，式[20]に示した水分特性曲線が，排水過程と吸水過程の間で変動すると考え，材料定数A^*，B^*を次のように置く．

$$\begin{aligned} A^* &= A_D + \chi(A_W - A_D) \\ B^* &= B_D + \chi(B_W - B_D) \end{aligned} \qquad [22]$$

式中のχは上負荷面相似比R^*の関数であり，排水過程では$\chi = 0$，吸水過程では$\chi = 1$となる．ここでは，この条件を満たす単純な関数として，式[5]に示す条件を用いて次のような関数を定義した．

$$\chi = \left[\frac{\ln(1/R^*)}{\beta_s(\ln a - \ln \xi)}\right]^{m_\xi} \qquad [23]$$

m_ξはフィッティングパラメータである．**図-15**は，この

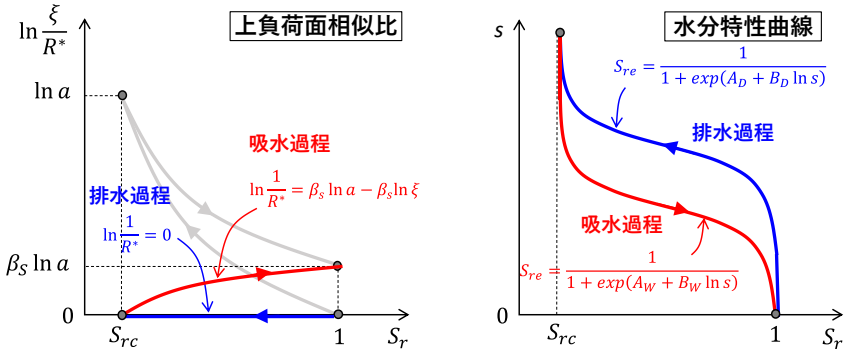


図-14　吸水・排水過程における上負荷面相似比と水分特性曲線

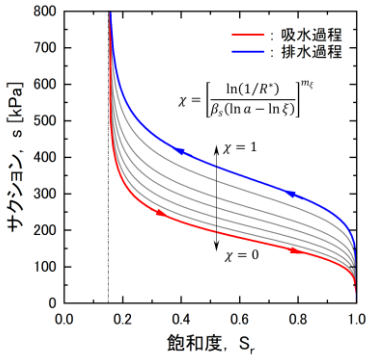


図-15　関数Cによる水分特性曲線の変化

関数χを用いて式[19]に示した水分特性曲線の移動を表したグラフである．上負荷面相似比R^*の変化により関数χの変化し，水分特性曲線が吸水過程と排水過程の間で変化する様子が伺える．

4.3 水分特性曲線の計算事例

提案する水分特性曲線モデルの検証として，吸水・排水過程を繰り返す不飽和土の実験結果の再現計算を行った．ここでは菊本ら[22]の検証を参考に，**表-1** に示す次の 3 種類の材料を対象とした．uniform glass beads[23]は粒径 180μm の均一な球形ガラスビーズの集合体，aggregated glass beads[23]は粒径が 200μm 程度になるように焼結させたガラスビーズ粉末，white silica sand[24]は粒径 0.074～0.297mm 程度の珪砂である．計算に用いた各材料のパラメータを**表-1** に示す．計算では，入力として飽和度S_rを与え，これによって変化する上負荷面相似比R^*とサクションs（水分特性曲線）を算出した．なお，簡易計算であるため構成モデルの関数ξのパラメータは各材料共通とし，サクション変化による負荷・除荷での「構造」変化については考慮していない．

図-16 および**図-17** は，uniform glass beads と aggregated glass beads の計算結果である．ここでは，吸水過程から排水過程へ移行するケースと，排水過程から吸水過程へ移行するケースの 2 つを計算している．各計算結果の上負荷面相似比R^*のグラフを見ると，吸水・排水過程に伴い上負荷面相似比R^*がヒステリシスを描いていることがわかる．また，これに伴い水分特性曲線もヒステリシスを描いており，実際の試験結果[23]とも十分一致していることが伺える．**図-18** は，white silica sand の計算結果である．ここでは，吸水過程と排水過程を繰り返し与えるサイクリックな計算を行っている．先ほどと同様に，各計算結果の上負荷面相似比R^*は，吸水・排水過程の繰り返しの伴いヒステリシスを描いていることがわかる．また，水分特性曲線は実際の試験結果[24]とも十分一致しており，提案したモデルの有用性が伺える．

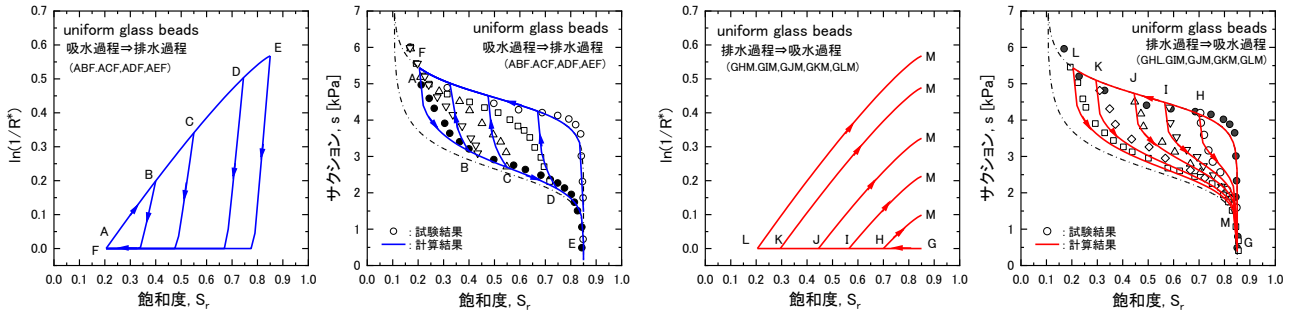
5. おわりに

本研究では，不飽和土の構成モデルや水分特性曲線モデルに対して，「構造」を考慮した新たなモデルを提案した．不飽和土の構成モデルでは，吸水過程で残留する「構造」に対して上負荷面モデルを導入することで，吸水・排水過程での強度変化を表現した．また，水分特性曲線モデルについては，構成モデルの「構造」を表す上負荷面相似比と連動してサクションが変化するモデルとした．提案したこれらモデルの最大の特徴は，吸水・排水過程といった履歴に依らず，状態量（間隙比や間隙径分布）である「構造」によって水分特性曲線のサクションが一意に決まる点にあり，土の状態量を塑性ポテンシャルとする不飽和土の構成モデルと同じ「塑性論」の枠組みの中で水分特性曲線モデルも取り扱うことができる点にある．これにより，水分特性曲線は従来のような入力値として構成モデルに与えるものではなくなり，構成モデルの負荷・除荷の過程によって得られる結果の 1 つとなる．

以上のことから，今回提案するモデルを変形解析等に組み込む場合，従来の計算手法から計算スキーム自体が大きく変わることになる．特に初期状態の設定では，水分特性曲線が吸水過程もしくは排水過程どちらにあるのかを判断し，構成モデルの初期状態や応力状態のバランスを考えて初期サクションを要素毎に設定する必要があったため，複雑な入力条件が必要となり計算上の不具合も生じ易かったが，これらの問題は計算スキームの変更により一気に解決することが予想される．また，本報告で紹介した圧密試験のような，吸水・排水過程で残留する「構造」の影響等に見られる実際の不飽和挙動も計算可能となる．今後は，提案する構成モデルと水分特性曲線モデルを変形解析プログラムに実装し，検証を進めていく予定である．

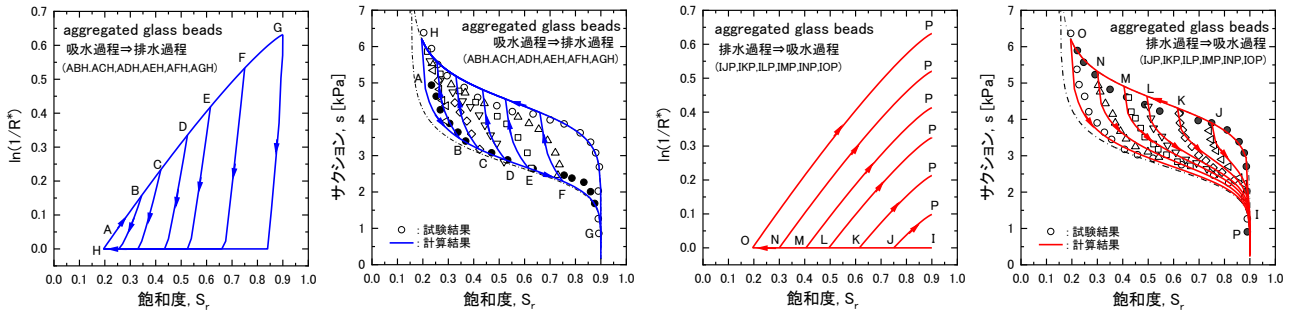
表-1　計算に用いたパラメータ一覧

			uniform glass beads	aggregated glass beads	white silica sand
剛性増加関数ξ	フィッティングパラメータ	n	1.2		
		a	30.0		
	「構造」を有する割合	β_s	0.2		
水分特性曲線	排水過程	A_D	-18.5	-13.5	-11.5
		B_D	12.0	8.9	4.7
	吸水過程	A_W	-6.0	-6.5	-3.7
		B_W	6.0	6.3	2.5
	フィッティングパラメータ	m_ξ	0.2	0.3	0.2



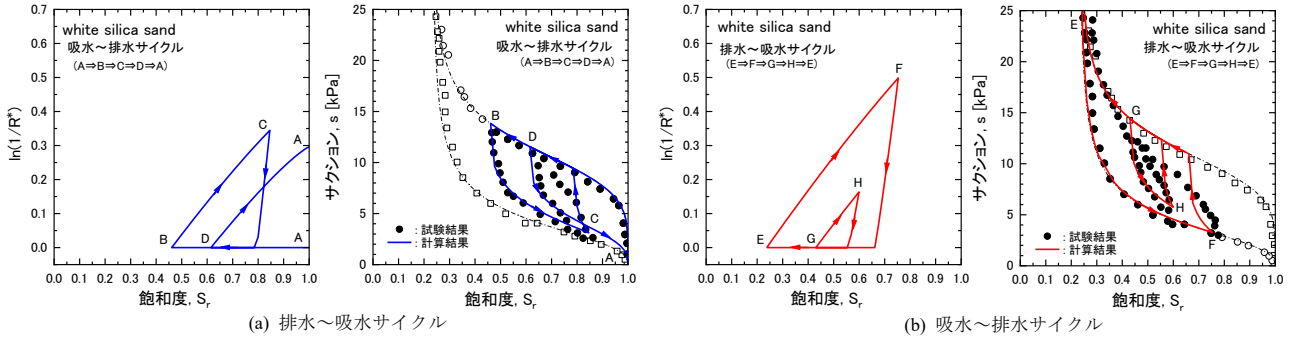
(a) 吸水過程⇒排水過程　　(b) 排水過程⇒吸水過程

図-16　吸水・排水過程を伴う水分特性曲線と計算結果の比較（uniform glass beads）[23)]



(a) 吸水過程⇒排水過程　　(b) 排水過程⇒吸水過程

図-17　吸水・排水過程を伴う水分特性曲線と計算結果の比較（aggregated glass beads）[23)]



(a) 排水～吸水サイクル　　(b) 吸水～排水サイクル

図-18　サイクリックな吸水・排水過程を伴う水分特性曲線と計算結果の比較（white silica sand）[24)]

謝辞：本研究に対してご助言，ご指導いただいた中央大学の太田秀樹教授，飯塚敦教授，神戸大学の竹山智英教授に感謝いたします．

参考文献

1) 三笠正人：土の力学における構造の概念の定義について，第 17 回土木学会年次学術講演会，pp.43-48, 1962.
2) Tatsuoka F.: Compaction Characteristics and Physical Properties of Compacted Soils Controlled by the Degree of Saturation, *Deformation Characteristics of Geomaterials*, IOS Press, pp.40-76, 2015.
3) Watabe Y., Leroueil S. and Le Bihan J-P.: Influence of compaction conditions on the pore-size distribution and saturated hydraulic conductivity of a glacial till, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.37, Issue.6, pp.1184-1194, 2000.
4) Alonso EE, Pinyol NM, Gens A.: Compacted soil behavior: initial state, structure and constitutive modeling. *Géotechnique*, 63(6), pp.463–478, 2013.
5) 杉井俊夫，野川敦史，古川泰之：締固め時の含水比が透水係数に及ぼす間隙構造，第 78 回土木学会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ-247，2023.
6) 杉井俊夫，朱発瑜，末松知奈：有効応力から「粒子有効力」へ間隙比から「間隙径分布」へ，地盤工学会誌，第 66 巻，第 7 号，pp.14-17, 2018.
7) Brooks, R.H., and Corey, A.T.: Properties of porous media affecting fluid flow, *J. Irrig. Drainage Div.*, ASCE Proc.72(IR2), pp.61-88, 1964.
8) van Genuchten, M.Th.: A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Soc. Am. J.*, 44, pp.892-898, 1980.
9) 大塚悠大，平田昌史，石黒健：圧密試験装置を用いた不飽和締固め土の飽和透水性評価，第 59 回地盤工学研究発表会，No.24-7-2-02，2024.
10) 平田昌史，石黒健，飯塚敦，太田秀樹：等体積一面せん断試験を用いた不飽和パラメータの推定手法の検討，第 56 回地盤工学研究発表会，No.12-3-1-03，

2021.
11) 石黒健，大塚悠大，平田昌史，岩田将英，大河原正文，太田征志，広中良和：ベントナイト混合土の遮水性発現メカニズムに関する検討（その 1） 締固め時の乾燥密度と飽和度が飽和透水係数に及ぼす影響，土木学会第 78 回年次学術講演会，III-460，2023.
12) 平田昌史，大塚悠大，石黒健，太田秀樹，飯塚敦，竹山智英：「構造」を考慮した不飽和土の構成モデルと水分特性曲線モデル(その 1)～「構造」を考慮した不飽和土の構成モデルの提案～，第 60 回地盤工学研究発表会，No.24-9-4-03，2025.
13) 大塚悠大，平田昌史，石黒健，岩田将英，大河原正文，太田征志，広中良和：ベントナイト混合土の遮水性発現メカニズムに関する検討(その 3)～ベントナイト混合試験と一面せん断試験～，第 78 回土木学会年次学術講演会，III-462，2023.
14) 大野進太郎，河井克之，橘伸也：有効飽和度を剛性に関する状態量とした不飽和土の弾塑性構成モデル，土木学会論文集 C，Vol.63，No.4，pp.1132-1141，2007.
15) Sekiguchi, H. and Ohta, H.: Induced anisotropy and time dependency in clays, Constitutive Equation of Soils, *Proc. Specialty Session 9, 9th Int. Conf. Soil Mech. & Found. Engrg.*, Tokyo, pp.306-315, 1977.
16) Asaoka, A., Nakano, M. and Noda, T.: Superloading yield surface concept for highly structured soil behavior, *Soils and Foundations*, Vol.40, No.2, pp.99-110, 2000.
17) Hashiguchi, K.: Subloading surface model in unconventional plasticity, *Int. J. Solids Structures*, Vol.25, pp.917-945, 1989.
18) 宇野尚雄，神谷浩二，田中宏蕗：「空気圧入法」と「水分法」による砂の間隙径分布，土木学会論文集，No.603/III-44，pp.35-44，1998.
19) 飯塚敦，太田秀樹，平田昌史，大塚悠大，石黒健，竹山智英：「構造」を考慮した不飽和土の構成モデルと水分特性曲線モデル(その 2)～水分特性曲線モデルの提案～，第 60 回地盤工学研究発表会，No.24-9-4-04，2025.
20) Takeyama, T., Tachibana, S. and Fukukawa, A.: A finite element method to describe the cyclic behavior of saturated soil, *International Journal of Material Science & Engineering*, Vol.2(1), 2015.
21) 杉井俊夫，宇野尚雄：新しい水分特性曲線のモデル化について，土木学会第 50 回年次学術講演会概要集，pp.130-131，1995.
22) 菊本統，京川裕之，中井照夫：サクション履歴・間隙比・温度の影響を考慮した水分特性曲線モデル，応用力学論文集，Vol.12，pp.343-352，2009.
23) Topp G.C. and Miller E.E.: Hysteretic moisture characteristics and hydraulic conductivities for grass-bead media, *Soil Sci. Soc. Amer. Proc.30*, pp.156-162, 1966.
24) Huang H.C., Tan Y.C., Liu C.W. and Chen C.H.: A novel hysteresis model in unsaturated soil, *Hydrological Processes* 19, pp.1653-1665, 2005.

社外発表論文一覧（2025年10月～ 2026年9月）

題　　名	長距離シールドにおけるセグメントの自動搬送 中央新幹線シールドトンネル工事
著 者 名	増田昌昭 飯島規雄 鈴木哲太郎 野本康介 鶴巻慎也
掲載誌名	土木施工　2025年10月
題　　名	PFAＳ 汚染土壌の不溶化に関する基礎的検討
著 者 名	國井聡，林夕紀子，森川純，野田兼司，芳賀直樹
掲載誌名	一般社団法人防衛施設学会主催年次フォーラム２０２６（令和7年度研究発表論文集），pp.7-10，2026.2
題　　名	全自動鋼製支保工建込システムを用いた効率的な施工方法
著 者 名	春田克樹，今井崇満，馬場雄大，水谷和彦
掲載誌名	トンネル技術研究発表会論文集，2026.2
題　　名	類似画像 AI を活用したグリーンカット良否判定システムの構築
著 者 名	白石幸基
掲載誌名	2025年度「新技術・新工法に関する講習会」　2026年2月10日
題　　名	日本建築学会「構造材料の耐火性ガイドブック 2025」（第 4 版）の刊行にあたって
著 者 名	道越真太郎（大成建設），常世田昌寿（建材試験センター），梶田秀幸，平島岳夫（千葉大学）
掲載誌名	コンクリート工学誌，Vol.64，No.3，2026.3
題　　名	最終処分場浸出水中 PFAＳ に対する吸着処理の検討
著 者 名	國井聡，林夕紀子，芳賀直樹，赤松佑介
掲載誌名	第 60 回日本水環境学会年会，p.165，2026.3
題　　名	自動装薬システム搭載型『3 ブーム自動装薬専用機』を用いた現場実証施工
著 者 名	春田克樹，坂下誠，浅井秀明
掲載誌名	日本建設機械施工協会誌　建設機械施工，Vol.78 No.4 April 2026
題　　名	セメントにおける PFAS の吸脱着挙動および保持メカニズムに関する研究
著 者 名	森川純，林夕紀子，芳賀直樹，エラクネス ヨガラジャ(北海道大学)
掲載誌名	第 80 回セメント技術大会，講演要旨，p72，2026-1218
題　　名	PFAＳ 汚染土壌に対する不溶化工法の開発
著 者 名	國井聡，林夕紀子，森川純，野田兼司，芳賀直樹
掲載誌名	第31回地下水・土壌汚染とその防止対策に関する研究集会講演集，pp.79-82，2026.6
題　　名	PFOS 水処理技術の開発と現場力を活かした社会実装
著 者 名	國井聡，林夕紀子，森川純，芳賀直樹
掲載誌名	PFAS 処理技術の最新動向 ー各国規制の現状、分離・分解・除去・回収・吸着・浄化技術、分析法、今後の課題ー，AndTech，pp.157-169，2026.6
題　　名	移動可能なコンテナに集約した直流主体のマイクログリッドの実証概要と構成技術
著 者 名	小林信裕，芹澤毅（ダイハツ工業）
掲載誌名	クリーンエネルギー 2026年6月号，日本工業出版
題　　名	PFOS 等含有水に暴露されたコンクリート製水槽への残留状況確認結果
著 者 名	芳賀 直樹、林 夕紀子、國井 聡、 森川 純、鈴木 淳平
掲載誌名	第 5 回 環境化学物質合同大会，pp.198-199，2026.6
題　　名	ダム施工における DX/RX の取組み
著 者 名	白石幸基，秋田剛
掲載誌名	建設機械　2026年6月号
題　　名	自動グリーンカットマシン
著 者 名	白石幸基
掲載誌名	建設機械施工 Vol.78　No.6　June　2026
題　　名	振動加速度を用いた簡易圧送性評価手法における配合および圧送条件の影響
著 者 名	宮澤友基, 南浩輔, 今井嵩弓, 橋本紳一郎(千葉工業大学)
掲載誌名	コンクリート工学年次論文集，Vol.48，No.1，pp.828-833，2026.7
題　　名	ブーム圧送におけるコンクリートの簡易自動圧送性評価システムの検討
著 者 名	髙田誠也(千葉工業大学), 宮澤友基, 南浩輔, 橋本紳一郎(千葉工業大学)
掲載誌名	コンクリート工学年次論文集，Vol.48，No.1，pp.834-839，2026.7
題　　名	増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートの配（調）合設計手法の提案
著 者 名	宮田賢優, 梶田秀幸, 舟橋政司, 南浩輔
掲載誌名	コンクリート工学年次論文集，Vol.48，No.1，pp.924-929，2026.7
題　　名	硬化促進剤を用いた 3D プリンティング用モルタルの開発
著 者 名	服部颯太(名城大学), 寺西浩司(名城大学), 趙欣欣(名城大学), 李晨
掲載誌名	コンクリート工学年次論文集，Vol.48，No.1，pp.2172-2177，2026.7

題　　名	Experimental evaluation of standard Japanese elasto-plastic frame analysis for reinforced concrete frame with integrated auxiliary walls
著 者 名	成瀬忠，田尻清太郎（東京大学），勅使川原正臣（中部大学），楠浩一（東京大学），向井智久（国総研）
掲載誌名	Journal of Building Engineering，1 July 2026
題　　名	天井走行ロボットを用いた下水道管路背面の初期空洞に対する無人点検技術の実証
著 者 名	吉成　健吾
掲載誌名	月刊下水道 2026年 7 月号
題　　名	遠心模型実験による地下埋設管の地盤陥没対策の検討
著 者 名	大塚悠大，丸山憲治，石黒健，平田昌史，山之口寛
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，7-10-1-06，2026.7
題　　名	不飽和帯での PFOS の移動特性の評価に向けた予備的検討（その2）
著 者 名	山本達生，高井淳史（京都大学），勝見武（京都大学）
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，7-7-4-02，2026.7
題　　名	振動ローラ加速度応答法による既設舗装検査に関する検討－その 1 変形係数の比較と保護材の影響－
著 者 名	松崎晃（大林組），寺本昌太（大林組），稲川雄宣（大林組），古屋弘（大林組），中村洋丈（高速道路総合技術研究所），森瑛（高速道路総合技術研究所），藤森弘晃（高速道路総合技術研究所），神田皓城（高速道路総合技術研究所），石黒健，平田昌史
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，DS-14-12，2026.7
題　　名	振動ローラ加速度応答法による既設舗装検査に関する検討 －その 2 路面性状と FWD たわみ量による評価－
著 者 名	藤森弘晃（高速道路総合技術研究所），中村洋丈（高速道路総合技術研究所），森瑛（高速道路総合技術研究所），神田皓城（高速道路総合技術研究所），古屋弘（大林組），稲川雄宣（大林組），寺本昌太（大林組），松崎晃（大林組），石黒健，平田昌史
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，DS-14-13，2026.7
題　　名	振動ローラ加速度応答法と表面波探査による盛土施工時の地盤剛性比較
著 者 名	中村洋丈（高速道路総合技術研究所），中島康介（中日本高速道路），八嶋厚（岐阜大学工学部），村田芳信（岐阜大学工学部），古屋弘（大林組），石黒健，平田昌弘
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，8-7-2-04，2026.7
題　　名	簡便な多層剛性補正式の屋内実験による検討
著 者 名	寺本昌太（大林組），松崎晃（大林組），稲川雄宣（大林組），古屋弘（大林組），石黒健，平田昌史
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，9-6-4-04，2026.7
題　　名	地震と降雨が連動した複合災害発生時の盛土斜面の変状に関する遠心模型実験
著 者 名	丸山憲治，平田昌史，大塚悠大，石黒健
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，8-11-3-04，2026.7
題　　名	「AtlasX」で取得した高度品質管理情報の活用方法に関する検討（その1）～“間隙比～飽和度～地盤剛性”関係の導出～
著 者 名	平田昌史，石黒健，津田啓史，大塚悠大，古谷弘（大林組），稲川雄宣（大林組），松崎晃（大林組），寺本晶太（大林組）
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，9-6-3-05，2026.7
題　　名	「AtlasX」で取得した高度品質管理情報の活用方法に関する検討（その2）～Erollerを用いた不飽和構成モデルのパラメータ導出～
著 者 名	津田啓史，平田昌史，石黒健，大塚悠大，古谷弘（大林組），稲川雄宣（大林組），松崎晃（大林組），寺本晶太（大林組）
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，9-6-3-06，2026.7
題　　名	「AtlasX」で取得した高度品質管理情報の活用方法に関する検討（その3）～不飽和FEM解析への適用事例～
著 者 名	石黒健，平田昌史，津田啓史，大塚悠大，古谷弘（大林組），稲川雄宣（大林組），松崎晃（大林組），寺本晶太（大林組）
掲載誌名	第 61 回地盤工学研究発表会(静岡大会)概要集，9-6-3-07，2026.7
題　　名	環境配慮型コンクリートの現場打ちコンクリートへの適用に向けたプレミックス材の検討
著 者 名	針貝貴浩，白根勇二，今井嵩弓，小西兼治，平野貴也
掲載誌名	セメント・コンクリート，No.954，pp.22-28，2026年8月
題　　名	コンクリート用養生剤の使用が強度発現および中性化抵抗性に及ぼす影響　（その2：硬化したモルタルの品質・性能）
著 者 名	伊藤駆（佐藤工業），坂井春菜（芝浦工業大学大学院），長部凪来（芝浦工業大学大学院），濱崎仁（芝浦工業大学），古川雄太（東急建設），中島将弘（竹中工務店），宮野和樹，砂川大栄（安藤，間），河野政典（奥村組），川又篤（鉄建建設），新田稔（淺沼組），右田周平（戸田建設）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.281-282，2026.9
題　　名	支柱の一部残存三層受け工法におけるボイドスラブの施工荷重の実測　その 7 ：耐震壁付ラーメン構造の 施工階の作業工程と施工荷重の関係
著 者 名	三馬寛之（穴吹工務店），宗永芳
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.339-340，2026.9
題　　名	支柱の一部残存三層受け工法におけるボイドスラブの施工荷重の実測　その8　最下層のスラブに作用する施工荷重に関する一考察
著 者 名	宗永芳，三馬寛之（穴吹工務店）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.341-342，2026.9
題　　名	高炉セメント A 種相当および高炉セメント C 種相当を用いた低炭素型のコンクリートの実験的検討
著 者 名	宮澤友基，宮野和樹，梶田秀幸，宮田賢優
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.463-464，2026.9

題　　名	材齢 10 年経過した乾燥収縮ひずみを制御したコンクリートの品質調査　（その1　実験概要）
著 者 名	塚本康誉（フジタ），鈴木好幸（安藤ハザマ），五百藏沙耶（熊谷組），森隆貴（佐藤工業），右田周平（戸田建設），中村雄太（西松建設），宮野和樹
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.591-592，2026.9
題　　名	材齢 10 年経過した乾燥収縮ひずみを制御したコンクリートの品質調査　（その2　実大模擬試験体の圧縮強度,反発度,超音波伝搬速度および引っかき傷幅の結果）
著 者 名	王寒冰（熊谷組），吉野玲（安藤ハザマ），高村光祐（佐藤工業），久須美真悟（戸田建設），ポンマハーサイ パラミ（西松建設），藤下大知（フジタ），宮澤友基
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.593-594，2026.9
題　　名	材齢10年経過した乾燥収縮ひずみを制御したコンクリートの品質調査　（その3　実大模擬試験体の水分計指示値,中性化深さ,物質透過性に関する非破壊試験結果）
著 者 名	木村貴裕（フジタ），水戸健介（安藤ハザマ），五百藏沙耶（熊谷組），伊藤駆（佐藤工業），前田周磨（戸田建設），瀬能一馬（西松建設），宮田賢優
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.595-596，2026.9
題　　名	材齢10年経過した乾燥収縮ひずみを制御したコンクリートの品質調査　（その4　実大模擬試験体における圧縮強度および中性化と非破壊試験結果の関係）
著 者 名	森隆貴（佐藤工業），鈴木好幸（安藤ハザマ），王寒冰（熊谷組），久須美真悟（戸田建設），中村雄太（西松建設），塚本康誉（フジタ），宮澤友基
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.597-598，2026.9
題　　名	材齢10年経過した乾燥収縮ひずみを制御したコンクリートの品質調査　その5　実大模擬試験体のひび割れ観察結果およびまとめ
著 者 名	宮野和樹，安部弘康（安藤ハザマ），王寒冰（熊谷組），浦川和也（佐藤工業），梅本宗宏（戸田建設），木村仁治（西松建設），塩田博之（フジタ），梶田秀幸
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.599-600，2026.9
題　　名	材齢10年経過した乾燥収縮ひずみを制御したコンクリートの品質調査　（その6　乾式コアを用いた実大模擬試験体の含水率分布）
著 者 名	五百藏沙耶（熊谷組），水戸健介（安藤ハザマ），矢野悠佑雅（佐藤工業），前田周磨（戸田建設），瀬能一馬（西松建設），飯田康介（フジタ），宮田賢優
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.600-601，2026.9
題　　名	スランプフローで管理される普通コンクリートを用いたコンクリート工事の生産性向上に関する検討　その1　増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートの調合
著 者 名	梶田秀幸，宮田賢優，宮澤友基，南浩輔
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.609-610，2026.9
題　　名	スランプフローで管理される普通コンクリートを用いたコンクリート工事の生産性向上に関する検討　その2　増粘剤を用いないスランプフローで管理される普通コンクリートの適用
著 者 名	宮田賢優，梶田秀幸，宮澤友基，南浩輔
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.611-612，2026.9
題　　名	各種施工条件が有機系接着剤による外装タイル張り工法の長期的な接着性能に及ぼす影響　その1　屋外暴露期間10年後までの結果
著 者 名	樋口優香，宮野和樹，井﨑透，梶田秀幸
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.815-816，2026.9
題　　名	改質木材の耐久性能の各種比較検討　その2　促進耐候性試験（2000時間）の比較測定結果
著 者 名	冨田健，宮野和樹，渡邉義隆，梅原悠平
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.895-896，2026.9
題　　名	FT-IRを用いた木材保護塗料診断技術の基礎的検討
著 者 名	梅原悠平，冨田健，宮野和樹，渡邉義隆
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.911-912，2026.9
題　　名	周辺環境に配慮した鉄骨ボルト孔調整冶具の開発　（その1)開発概要と荷重評価要素実験　フェーズⅠ
著 者 名	岩岡信一，東間敬造，金田潤太（テクノス），平田大貴（テクノス），森枝亮（熊谷組），近藤祐輔（熊谷組）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.1257-1258，2026.9
題　　名	周辺環境に配慮した鉄骨ボルト孔調整冶具の開発　（その2）荷重評価要素実験（フェーズⅡ）
著 者 名	金田潤太（テクノス），平田大貴（テクノス），森枝亮（熊谷組），近藤祐輔（熊谷組），岩岡信一，東間敬造
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.1259-1260，2026.9
題　　名	周辺環境に配慮した鉄骨ボルト孔調整冶具の開発　（その3）実大実験
著 者 名	森枝亮（熊谷組），近藤祐輔（熊谷組），金田潤太（テクノス），平田大貴（テクノス），岩岡信一，東間敬造
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.1261-1262，2026.9
題　　名	デジタル化による元請・協力会社の業務省力化・労務生産性向上に関して
著 者 名	三浦信一，大野茂，福永卓也
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.1359-1360，2026.9
題　　名	3D プリント埋設型枠を用いた RC 壁の載荷実験
著 者 名	牛谷和弥，成瀬忠，宮澤友基，宮田賢優，梶田秀幸，南浩輔
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（材料施工），pp.1461-1462，2026.9

題　　名	偏心及び段付き形状を有する角柱構造物の周辺流れ・空力特性に関する数値解析
著 者 名	長尾悠生，田村哲郎（*東京工業大学（現東京科学大学）），河合英徳（お茶の水女子大学），丸山勇祐
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅰ），pp.135-136，2026.9
題　　名	高層建築物の風応答における風上側および風下側隅切の空力効果
著 者 名	中川尚大，丸山勇祐，西村宏昭（フリーランス）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅰ），pp.137-138，2026.9
題　　名	H形鋼を用いたラチスシェル構造における不整による影響と接合条件の最適化　（その1）鋼管モデルとH鋼モデルにおける不整敏感度の比較
著 者 名	橋本奨（法政大），森友希，浜田英明（法政大学）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅰ），pp.805-806，2026.9
題　　名	H形鋼を用いたラチスシェル構造における不整による影響と接合条件の最適化　その2　接合条件ごとの座屈荷重値の比較と座屈荷重値の最小化を目的関数とした最適化
著 者 名	森友希，橋本奨（法政大学），浜田英明（法政大学）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅰ），pp.807-808，2026.9
題　　名	粘弾性ダンパーと回転式摩擦ダンパーを用いたハイブリッドダンパーの開発　その1　ハイブリッドダンパーの提案と要素試験結果
著 者 名	真島僚（安藤，間），境茂樹（安藤，間），齊藤大樹（豊橋技術科学大学），山崎康雄（西松建設），西村英一郎（戸田建設），龍神弘明，内川誠（佐藤工業），佐々木裕一（熊谷組），小松原知将（フジタ）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅱ），pp.311-312，2026.9
題　　名	粘弾性ダンパーと回転式摩擦ダンパーを用いたハイブリッドダンパーの開発　その3　6 層せん断試験体を用いたハイブリッドダンパーの振動台実験
著 者 名	森山竣太（豊橋技術科学大），齊藤大樹（豊橋技術科学大，山崎康雄（西松建設），境茂樹（安藤ハザマ），真島僚（安藤ハザマ），西村英一郎（戸田建設），龍神弘明，内川誠（佐藤工業），佐々木裕一（熊谷組），小松原知将（フジタ）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅱ），pp.315-316，2026.9
題　　名	風力発電設備支持物の複合構造化に関する研究　―その8　風荷重および地盤との動的相互作用を考慮した地震荷重を目的関数とする多目的最適化―
著 者 名	小御門真伍（構造計画研究所），富澤徹弥（明治大学），原田慈英理
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅱ），pp.463-464，2026.9
題　　名	風力発電設備支持物の複合構造化に関する研究　その9　多目的最適化結果によるタワー形状の考察
著 者 名	原田慈英理，富澤徹弥（明治大学），小御門真伍（構造計画研究所）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅱ），pp.465-466，2026.9
題　　名	温湿度環境変化が NLT 床にあたえる影響の検証
著 者 名	渡邉義隆，堀伸輔
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅲ），pp.317-318，2026.9
題　　名	小断面鉄骨を柱に挿入した柱RC 梁S 構造の構造性能　その1　実験概要と破壊経過
著 者 名	髙橋佑弥（東洋建設），成瀬忠，茂木順一，牛谷和弥，荒金直樹（東洋建設），村上奨太（東洋建設）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅲ），pp.1765-1766，2026.9
題　　名	小断面鉄骨を柱に挿入した柱 RC 梁 S 構造の構造性能　その2　実験結果の検討
著 者 名	成瀬忠，高橋佑弥（東洋建設），茂木順一，牛谷和弥，荒金直樹（東洋建設），村上奨太（東洋建設）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（構造Ⅲ），pp.1767-1768，2026.9
題　　名	乾式二重壁のふかし壁による遮音欠損に関する検討
著 者 名	藤橋克己
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（環境工学），pp.249-250，2026.9
題　　名	ZEB 庁舎の大空間執務室におけるダクト式空調システムの運用改善　冬季の実測調査と CFD 解析による室内温熱・空気環境の評価
著 者 名	丸尾優奈（北九州市立大），白石靖幸（北九州市立大），城戸英彰
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（環境工学），pp.1715-1716，2026.9
題　　名	鉄筋工事における BIM ワークフローの考察　その2　設計段階における専門工事会社との共創
著 者 名	曽根巨充
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（建築社会システム），pp.101-102，2026.9
題　　名	今和次郎による照明器具の史料および残存状況の調査　旧渡辺甚吉邸における照明器具の復元　その1
著 者 名	水野僚子，綱川隆司，渡邉義隆，滝悟，梅原悠平
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（建築歴史・意匠），pp.323-324，2026.9
題　　名	デジタルファブリケーションによる照明器具の復元手法の検討　旧渡辺甚吉邸における照明器具の復元　その2
著 者 名	滝悟，綱川隆司，渡邉義隆，丸山勇祐，皆川裕司（SOLIZE PARTNERS），櫻井文嶺（SOLIZE PARTNERS）
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集（建築歴史・意匠），pp.325-326，2026.9
題　　名	中層木・鉄骨混構造の鉄骨造部分の床に NLT を用いた事例
著 者 名	渡邉義隆
掲載誌名	2026 年度日本建築学会大会（中国）構造部門（木質構造）パネルディスカッション，pp.15-18，2026.9

題　　名	飛来物衝突による衝撃貫入荷重作用時の地盤内応答に関する遠心模型実験（その１）
著 者 名	丸山憲治，平田昌史，大塚悠大，石黒健
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，I-356，2026.9
題　　名	飛来物衝突による衝撃貫入荷重作用時の地盤内応答に関する遠心模型実験（その２）
著 者 名	天野慎一（JSOL），丸山憲治，平田昌史，大塚悠大，石黒健
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，I-357，2026.9
題　　名	爆土圧を模擬した動的土圧載荷装置の開発と遠心模型実験
著 者 名	平田昌史，丸山憲治，石黒健，大塚悠大，市野宏嘉（防衛大学校建設環境工学科）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，I-358，2026.9
題　　名	飛翔体の貫入に対する地盤の衝撃吸収性能に関する解析的検討
著 者 名	久木留貴裕（オリエンタルコンサルタンツ），前島稔（横河NSエンジニアリング），天野慎一（JSOL），石黒健，市野宏嘉（防衛大学校建設環境工学科）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，I-359，2026.9
題　　名	腐植土中のフミン酸がセメント改良強度に与える影響の検討
著 者 名	髙村晃司郎，平田昌史，大塚悠大
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-34，2026.9
題　　名	令和6年能登半島地震で被害を受けた循環水管の早期復旧に関する解析事例
著 者 名	森あすか，佐伯拓哉，萱原佑紀（北陸電力）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-160，2026.9
題　　名	河川際における流水対応型補強土壁「アクアテール」の施工管理
著 者 名	芳賀泰平，太古一貴，山本晴人，宮本亮介
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-220，2026.9
題　　名	硬質岩盤箇所における地盤改良での土留め工法
著 者 名	齋藤仙太，福本悠二，秋山芳典，波多野祥生（太啓建設），棚瀬満昭（加藤建設），久米悠太（加藤建設）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-333，2026.9
題　　名	ベントナイトの交換性陽イオン特性と膨潤性の違いが混合土の透水係数に及ぼす影響
著 者 名	石黒健，平田昌史，大塚悠大，岩田将英，大河原正文（岩手大学大学院），安田涼（原子力環境整備促進，資金管理センター），二平億人（原子力環境整備促進，資金管理センター）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-398，2026.9
題　　名	ベントナイト精製手法と精製ベントナイトの交換性陽イオン量について
著 者 名	岩田将英
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-399，2026.9
題　　名	締固め条件の異なる Ca 型ベントナイト混合土の顕微鏡画像比較
著 者 名	大塚悠大，平田昌史，石黒健，岩田将英，大河原正文（岩手大学大学院），太田征志（岩手大学大学院），安田涼（原子力環境整備促進，資金管理センター）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-400，2026.9
題　　名	振動ローラ加速度応答法による盛土の地盤剛性品質管理の適用
著 者 名	中村洋丈（高速道路総合技術研究所），古屋弘（大林組），石黒健
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-411，2026.9
題　　名	トンネル現場コアリングデータを用いた掘削比エネルギーからの一軸圧縮強度（UCS）の推論
著 者 名	Uhmb Taehoon（アジアクエスト），春田克樹，鈴木海風
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-491，2026.9
題　　名	小断面トンネルと立坑の接続
著 者 名	武田翔，椙山考司，小林光
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-606，2026.9
題　　名	シールド地中障害物直接切削による施工効率向上と周辺環境低減
著 者 名	青木彰吾
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，III-611，2026.9
題　　名	PVA繊維を用いた高強度繊維補強セメント系複合材料によるコンクリート薄層増厚工法の施工性検証
著 者 名	西條圭祐，加藤康弘（前田道路），相原正哉（エスイー），南浩輔，市岡孝夫（前田道路），中村慶一（エスイー），舟橋政司，本間正樹（前田道路），野澤忠明（エスイー）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-35，2026.9
題　　名	試験用舗装を用いた振動ローラー加速度応答法の舗装への適用性検討
著 者 名	寺本昌太（大林組），松崎晃（大林組），稲川雄宣（大林組），古屋弘（大林組），石黒健，平田昌史
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-259，2026.9
題　　名	気候適応型人工芝システムの路面温度低減効果に関する人工気象実験
著 者 名	三田幸咲（前田道路），常泉修，大谷公亮（阪神園芸），井口洋平（一般社団法人Meister）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-276，2026.9
題　　名	2 次元動的解析及び 3 次元静的解析を組み合わせた立坑の耐震設計について
著 者 名	石橋弘康，丸山修平
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-332，2026.9

題　　名	低炭素型のプレキャストコンクリートの強度促進の各対策が CO2 排出量に及ぼす影響
著 者 名	今井嵩弓，白根勇二
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-490，2026.9
題　　名	実物大橋脚試験体における温度ひび割れ抑制を目的とした事前解析および検証
著 者 名	昆悠介，米田大樹，今西秀公
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-529，2026.9
題　　名	PC 箱桁橋のコンクリート打設における品質確保に対する取組み
著 者 名	大前菜都穂，益田竜太，西山将人，岡本章裕（国土交通省近畿地方整備局紀南河川国道事務所）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-632，2026.9
題　　名	振動加速度計を用いたブーム圧送の圧送性評価と施工条件の関係に関する検討
著 者 名	尾崎潤人（千葉工業大学），宮澤友基，南浩輔，今井嵩弓，宮田賢優，髙田誠也（千葉工業大学），城内研人（千葉工業大学），肘井透哉（千葉工業大学），岩隈雄哉（千葉工業大学）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-635，2026.9
題　　名	吹付けコンクリートの工法及び異方性が力学特性に及ぼす影響について
著 者 名	レ アンゴク（原子力発電環境整備機構），上田達也（原子力発電環境整備機構），山野井悠翔（電力中央研究所），福田和人
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-637，2026.9
題　　名	ダム堤体開口部における温度ひび割れ評価に関する検討
著 者 名	丸山修平，佐藤文則
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，V-738，2026.9
題　　名	新入社員を対象とした設計研修の企画と効果に関する考察
著 者 名	工藤海夏人，角永敏章，伊藤久継
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-08，2026.9
題　　名	解析ファイル自動サマリープログラムを用いた橋梁 FEM モデル作成効率化
著 者 名	房捷，米田大樹，高橋佑弥（東京大学）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-42，2026.9
題　　名	軟弱地盤におけるシールド施工実積 （セグメント同時裏込め注入システム及び高粘性可塑状充填材クレーショックの充填について）
著 者 名	菊池崇，功刀直人
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-94，2026.9
題　　名	勾配のついた床版接合部における間詰め材の施工方法に関する検討
著 者 名	針貝貴浩，川口達也，野澤忠明（エスイー）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-129，2026.9
題　　名	壁面・天井走行ロボットを用いた下水管路背面空洞の高精度探査技術の開発
著 者 名	吉成健吾，山内崇寛，宮本勇太（アイティエス），太田宝得（ボーダック）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-132，2026.9
題　　名	中央新幹線第一首都圏トンネルのシールド掘進実績
著 者 名	森亮太（東海旅客鉄道），須田貴之（東海旅客鉄道），大西裕士（東海旅客鉄道），金子現（東海旅客鉄道），芦澤健（熊谷組），増田昌昭，坂野陽一（西松建設），伊藤寛基（安藤，間）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-236，2026.9
題　　名	中央新幹線第一中京圏トンネルにおける巨礫を含む礫層地盤でのシールド掘進
著 者 名	須田貴之（東海旅客鉄道），金子現（東海旅客鉄道），舛谷龍志（東海旅客鉄道），京谷文太
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-238，2026.9
題　　名	巨礫を含む礫層地盤を対象とした礫の沈降実験
著 者 名	大塚涼平，古田茂嗣，梨本京平，野本康介，鶴巻慎也，岡本光司，菊池圭記（東海旅客鉄道），須田貴之（東海旅客鉄道）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-239，2026.9
題　　名	バイブレータ加速度を用いたダムコンクリート締固め品質管理システムの実運用化
著 者 名	秋田剛，白石幸基，平田昌史，石黒健
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-279，2026.9
題　　名	小口径既存杭引抜き工事専用杭掴み装置の開発と施工結果
著 者 名	浅井秀明，森英治，谷口司（谷口重機）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-361，2026.9
題　　名	水力発電所の土木施設におけるリニューアル工事の施工実績
著 者 名	大嶋明，宮下晟弥（北陸電力）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-523，2026.9
題　　名	鉄道営業線上空を交差する張出し架設におけるリスク検討と安全施工の実践
著 者 名	西山将人，益田竜太，川口達也，岡本章裕（国土交通省近畿地方整備局紀南河川国道事務所）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-607，2026.9
題　　名	大規模大深度（Φ37.1m H=89.1m）コンクリート構造物工事の施工実績
著 者 名	朝岡直樹，鈴木士郎，栗田望，小日山喬（東海旅客鉄道），岩村拓朗（東海旅客鉄道）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-768，2026.9

題　　名	能登半島地震災害復旧現場における遠隔施工の実証試験
著 者 名	片桐智浩，吉成健吾，今井崇満，関根智之
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-788，2026.9
題　　名	ダム堤体建設の施工効率向上を図る構造物プレキャスト化の実績（その２）
著 者 名	盛岡義郎（鹿島建設），大木洋和（鹿島建設），小倉精太（鹿島建設），小原圭登（鹿島建設），岡崎正秀，阿部恵也（国土交通省東北地方整備局），徳良介
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-797，2026.9
題　　名	既設ダム改修工事に伴う半川締切計画について
著 者 名	細川航己，上野大輔，高橋寛（富山共同自家発電）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-799，2026.9
題　　名	自動グリーンカットマシンの開発
著 者 名	白石幸基，秋田剛
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-811，2026.9
題　　名	シールド DX 化に向けた MAIOSS-Ⅱ の線形管理支援ツールについて
著 者 名	野本康介，鶴巻慎也，鈴木大夢
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-891，2026.9
題　　名	シールドの長距離化・大深度化・高速化に伴うセグメントの自動搬送（その２）
著 者 名	鶴巻慎也，野本康介，高橋裕之
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-902，2026.9
題　　名	能登半島内浦と外浦を貫く大動脈 大谷トンネル一般交通開放に向けて
著 者 名	賀川昌純
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-904，2026.9
題　　名	トンネル工事における自動化・機械化技術の導入による省人化施工と施工能力の向上
著 者 名	小山塁，松澤郷至
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-918，2026.9
題　　名	山岳トンネルにおける自動吹付け技術『コンクリート吹付け自動化システム』の現場適用
著 者 名	灰谷有紗（清水建設），四塚勝久（エフティ―エス），石川巧（戸田建設），日比康貴（西松建設），春田克樹
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-926，2026.9
題　　名	山岳トンネルの鋼製支保工建込における自動化に対する取組
著 者 名	中上竜吾，羽間義晃
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-928，2026.9
題　　名	『３ブーム自動装薬専用機』を用いた現場実証施工に関する報告
著 者 名	春田克樹，今井崇満，馬場雄大，坂下誠，浅井秀明，青柳茂男
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-934，2026.9
題　　名	厚層まき出し盛土におけるαシステムを活用した全数品質管理
著 者 名	青木啓祐，津田啓史，鈴江康人，小山慎一郎（東北電力），小山浩一（東北電力）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-952，2026.9
題　　名	鋼矢板二重締切内における AtlasX を用いた盛土品質管理
著 者 名	安田暉
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-954，2026.9
題　　名	砂防ソイルセメント堰堤施工における品質確保に関する取り組み
著 者 名	松尾翔太，筒﨑卓
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-963，2026.9
題　　名	モバイルコンストラクションクレーンの使用によるPC上部工事の生産性向上
著 者 名	井野椋太，米原大吾，小野稔和，辻本洋平，鎌田理紗，谷川勝（国土交通省近畿地方整備局）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-996，2026.9
題　　名	砂防堰堤工事における仮桟橋上への河川転流に関する検討と実績
著 者 名	上田晃輝，筒﨑卓
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1004，2026.9
題　　名	土留鋼矢板引抜に伴う周辺地盤沈下対策について
著 者 名	佐藤裕之，鈴木幸憲
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1018，2026.9
題　　名	営業線および一般道近接における H 鋼埋込桁・橋台の施工実績
著 者 名	川井友哉，中野兵衛，湊裕一（西日本旅客鉄道）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1026，2026.9

題　　名	先行変位計測を活用した現道直下小土被り部の変位管理
著 者 名	佐野智哉，長幡侑樹，中村元紀
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1212，2026.9
題　　名	省人化ツールを用いたダム上流側の護岸擁壁改良計画
著 者 名	上野大輔，都地航平，細川航己，髙橋寛（富山共同自家発電）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1317，2026.9
題　　名	新型の FRP せん断補強筋を用いた梁の曲げせん断試験
著 者 名	石田英気（日鉄ケミカル＆マテリアル），櫻井俊太（日鉄ケミカル＆マテリアル），宮澤昌弘，野本康介，森芳樹
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1321，2026.9
題　　名	砂礫地盤における高吸水性ポリマー注入による地下水流速低下を利用した地盤凍結工法の開発
著 者 名	伊藤雅通，赤木寛一（早稲田大学理工学術院総合），利根誠（戸田建設），吉野修（西松建設），大野康年（太洋基礎工業），佐藤諒（安藤，間）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1433，2026.9
題　　名	小型 LiDAR を用いたのり面変位計測ツールの開発
著 者 名	井上卓，杉野裕之，滑川和臣，秤谷嘉明（フジミコンサルタント），井端豊，後藤信男，青木道範
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1489，2026.9
題　　名	玉石を含む砂礫地盤におけるコンパクトシールド工法の適用および施工
著 者 名	松田一樹，大原真由美，安井宏昭，拝師涼太
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1561，2026.9
題　　名	発破パターン作成支援システムの実現場への適用
著 者 名	鈴木海風，五味春香，春田克樹，オム テフン（アジアクエスト）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1577，2026.9
題　　名	覆工コンクリート向け保温・保湿養生一体型シートによる効果検証
著 者 名	相原啓仁
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1691，2026.9
題　　名	覆工伝言板を活用した覆工打設管理のフルデジタル・オンライン化
著 者 名	飯田菜々，郡山卓也，原秀利
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1693，2026.9
題　　名	陸上風力リプレイスの解体効率向上に関する試験施工の一考察
著 者 名	孟凡淞，白石幸基，井上卓，小野寺慶
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VI-1733，2026.9
題　　名	風力発電設備のブレードリサイクルに関する検討 ～路盤材への適用を目的とした造粒化検討～
著 者 名	梅原悠平，岩田将英，井上卓，安井利彰
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VII-50，2026.9
題　　名	セメント硬化体における PFAS の保持メカニズムに関する研究
著 者 名	森川純，芳賀直樹，林夕紀子，エラクネス ヨガラジャ（北海道大学）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，VII-87，2026.9
題　　名	ゼネコンにおける BIM/CIM マネジメント教育の体系化と実装
著 者 名	蕪尾はるみ，室屋志夢
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，CS1-52，2026.9
題　　名	地震応答解析業務におけるヒューマンエラー低減の取組み
著 者 名	伊原翔，深江俊之，中本雅也，朱穎
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，CS5-19，2026.9
題　　名	鋼製セグメントで築造された地下通路に接続するRC構造の地下通路に関する施工実績について
著 者 名	宮本光司，塩津裕司，今村俊毅（東京地下鉄）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，CS6-27，2026.9
題　　名	透水係数を低減する母材粒度の検討
著 者 名	津田啓史，久慈雅栄
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，CS12-21，2026.9
題　　名	覆土の巨視的透水係数を評価する2種類のアプローチ
著 者 名	久慈雅栄，伊藤一誠，渡辺髙志（構造計画研究所）
掲載誌名	土木学会第 81 回年次学術講演会概要集，CS12-47，2026.9
題　　名	最終処分場浸出水中の PFAS に対する吸着処理試験
著 者 名	國井聡，林夕紀子，芳賀直樹，赤松佑介
掲載誌名	第37回廃棄物資源循環学会研究発表会，2026.9

題　　名	集合住宅向け床吹出し式全館空調システムの実験住戸における評価（第 2 報）冷房運転時における基礎評価と CFD 解析モデルの構築
著 者 名	太田修平，佐竹晃，福岡良介，河原博之
掲載誌名	空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集，2026.9
題　　名	冷凍倉庫の凍上防止自然換気ピットの温度解析手法の検討
著 者 名	佐竹晃
掲載誌名	空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集，2026.9
題　　名	施工管理ツールの工種別施工計画書の実態に関するアンケート調査結果（その2）
著 者 名	鈴木航平（ヤマト），松島俊久（ティ・エム研究所），飯田徹（三機工業），加藤健一郎（斎久工業），伊藤直樹（ダイダン），岩井清志（三機工業），大野賢（ヒビヤト），熊本浩（大成設備），佐野雅利（サノセキエンジニアリング），白永健太郎（新日本空調），仙北谷真樹（東洋熱工業），田中基裕（大気社），玉川進（三協設備），中村勉（中村技術士事務所），古川茂一，宮崎寛之（高砂熱学工業），毛利俊介（日比谷総合設備）
掲載誌名	空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集，2026.9
題　　名	工種別施工計画書のあるべき目次項目・内容と作成に関する好事例
著 者 名	加藤健一郎（斎久工業），松島俊久（ティ・エム研究所），飯田徹（三機工業），伊藤直樹（ダイダン），岩井清志（三機工業），大野賢（ヒビヤト），熊本浩（大成設備），佐野雅利（サノセキエンジニアリング），白永健太郎（新日本空調），鈴木航平（ヤマト），仙北谷真樹（東洋熱工業），田中基裕（大気社），玉川進（三協設備），中村勉（中村技術士事務所），古川茂一，宮崎寛之（高砂熱学工業），毛利俊介（日比谷総合設備）
掲載誌名	空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集，2026.9
題　　名	ZEB 庁舎の大空間執務室におけるダクト式空調システムの運用改善 （第 2 報）冬季の実測調査による現状把握と CFD 解析による室内環境の評価
著 者 名	丸尾優奈（北九州市立大学），白石靖幸（北九州市立大学），城戸英彰
掲載誌名	空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集，2026.9

前田建設技術報告集　Vol.61 2026

2026 年 11 月 4 日発行

編集

前田建設工業株式会社

ＩＣＩ総合センター

〒302-0021

茨城県取手市寺田５２７０

TEL:0297-85-6171

発行

前田建設工業株式会社

〒102-8151

東京都千代田区富士見二丁目 10 番 2 号

TEL:03-3265-5551

Maeda Corporation Technical Report

November 2026

Edited by

MAEDA CORPORATION

ICI General Center

5270,Terada Toride-city,Ibaraki,

302-0021,Japan

TEL:0297-85-6171

Published by

MAEDA CORPORATION

2-10-2,Fujimi,Chiyoda-ku,Tokyo,

102-8151,Japan

TEL:03-3265-5551

URL　https://www.maeda.co.jp/