

三井住友建設技術研究開発報告

TECHNICAL RESEARCH REPORT OF
SUMITOMO MITSUI CONSTRUCTION

No.22 2024



三井住友建設

複写をご希望の方へ

三井住友建設は、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。

Sumitomo Mitsui Construction Co., Ltd. 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 (<http://www.jaacc.org/en/>) and confirm appropriate organizations to request permission.

三井住友建設技術研究開発報告 第22号

【論文・報告】

No.	タイトル	執筆者	ページ
1	鋼繊維補強コンクリートを用いたアンボンドPCaPC柱部材に関する実験的研究	松永 健太郎 田野 健治 新上 浩	1
2	プレキャスト柱梁接合部におけるシース管内通し柱主筋の付着性状確認実験	古澤 護 松永 健太郎 新上 浩 田野 健治 平野 秀和 甲田 輝久	7
3	副産物由来の骨材の炭酸化に関する基礎的検討	小宮 克仁 星 秀明 峯 竜一郎 松田 拓	13
4	高炉スラグ微粉末を主体としたペーストの炭酸化に関する実験的検討	坂本 遼 佐々木 亘 小宮 克仁	19
5	PCaPC部材への適用を目指したポルトランドセメントを用いない高強度コンクリートの検討	佐々木 亘 坂本 遼 小宮 克仁 篠崎 裕生	25
6	ポルトランドセメントを使用しない高強度コンクリートの屋外暴露試験結果	峯 竜一郎 小宮 克仁 松田 拓	35
7	副産物を大量に使用し収縮と発熱を抑制した50MPa級コンクリートの現地製造によるPCa下床版部への施工	基 哲義 小宮 克仁 佐々木 亘 細野 宏巳	39
8	超高耐久床版を適用した蓼野第二橋(下り線)の挙動について	ランコス チャミラ 内堀 裕之	45
9	X線CT画像解析によるコンクリート損傷の評価	山地 宏志 中森 純一郎	53
10	弾性波を用いた三次元埋設物探査手法の基礎的検討	程塚 保行	59
11	バイリニア型復元力特性をもつ免震建物モデルの応答予測図	新井 雄大 川島 学	65
12	CLT床端部の壁構造の違いが重量床衝撃音遮断性能に及ぼす影響	小林 秀彰 赤尾 伸一	73
13	気流可視化による机上にヒーターを設置した熱気流システムの換気効果検証	酒井 英二 小島 千里 紺野 康彦 菰田 裕士 池原 基博	79
【社外発表論文一覧】			85

鋼繊維補強コンクリートを用いた アンボンド PCaPC 柱部材に関する実験的研究

Experimental Study on Precast, Steel Fiber Reinforced Concrete Columns Post-tensioned by Unbonded Tendons

R&D センター 松永 健太郎 KENTARO MATSUNAGA

R&D センター 田野 健治 KENJI TANO

R&D センター 新上 浩 HIROSHI SHINJO

鋼繊維の有無をパラメータとして、アンボンド PCaPC 柱の曲げせん断実験を片持ち形式で実施した。ひび割れ部を架橋する鋼繊維が引張力を負担することで、柱の損傷が抑制されて残留変形が小さくなった。鋼繊維で補強されたコンクリートの材料特性を用いて既往の算定式で計算した復元力特性は曲げ終局点まで実験結果と良い対応を示した。

キーワード：アンボンド、鋼繊維、ひび割れ、リユース、損傷、剛体回転

Experiments on unbonded precast prestressed concrete cantilever columns were conducted with and without steel fibers as parameters. The steel fibers bore the tensile forces in the concrete, reducing the damage and residual deformation of the column. The restoring force characteristics, calculated by the existing formulas using the material properties of the steel fiber reinforced concrete, corresponded well to the experimental results up to the ultimate bending point.

Key Words: Unbonded, Steel fiber, Crack, Reuse, Damage, Rigid body rotation

1. はじめに

アンボンドプレキャストプレストレストコンクリート（以下、アンボンド PCaPC）圧着接合工法はコンクリート部材のリユースに適した工法である¹⁾。アンボンド PC 部材は高い復元性能を有しているため、地震時の損傷が少なく、地震後の残留変形も小さい。しかし、圧着面の回転量に比べて部材の曲げ変形が大きいとひび割れが生じる可能性がある。部材をリユースする場合には、損傷を限りなく小さくしたい。コンクリートに鋼繊維を混ぜて補強することで、引張・圧縮靱性の改善に加えて、損傷抑制の効果も期待できる。

一方で、アンボンド PC 柱に関する先行研究では、基本的な構造性能を把握するためにシアスパン比が 3 までの実験が多く²⁾、長柱に関する検討はほとんどされてこなかった。そこで本研究では、鋼繊維補強コンクリートを用いたアンボンド PCaPC 長柱部材の曲げせん断実験を実施して、鋼繊維の損傷抑制効果について確認した。本稿ではその実験結果について報告する。

なお、本稿の一部は文献 3) で発表されたものであり、本稿はその内容を発展させ、検討を加えたものである。

2. 実験計画

(1) 試験体概要

試験体形状および一覧をそれぞれ図-1 および表-1 に示す。試験体はシアスパンが 2,150mm（シアスパン比：約 6.5）の片持ち形式の扁平柱 2 体である。コンクリート内の繊維の有無をパラメータとした。CC-1f のコンクリートには鋼繊維と PP 繊維が混入されており、文献 3) の材料と同様の調合である。鋼繊維の混入率はコンクリート体積比で 1.0%、PP 繊維は約 0.3%である。

柱部材とスタブとの間に無収縮モルタルを打設し、PC 鋼棒により両者を圧着接合した（定着端間長さ：3,480mm、孔の内径：30mm）。柱頭部の PC 鋼棒の定着部が軸力の載荷を阻害しないように、PC 鋼棒定着部をコンクリートに埋設した。載荷開始時の PC 鋼棒の有効プレストレス力（平均値）を規格降伏耐力の 0.66 倍と

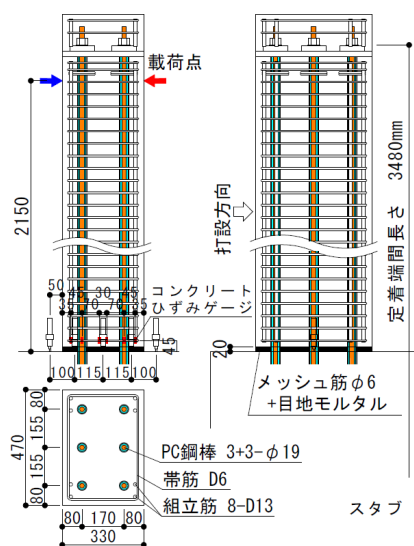


図-1 試験体形状と配筋

表-1 試験体一覧

試験体名		CC-1	CC-1f
断面	幅×せい	470×330mm	
	組立筋/帯筋	8-D13 / 2-D6@50	
	繊維※1	—	鋼繊維+PP 繊維
	軸力比	0.007	0.006
PC 鋼棒	配筋	3+3-φ19 (B 種 1 号)	
	有効プレストレス力	0.66P _y ※2	
	プレストレスレベル	0.098	0.082
	軸力比+プレストレスレベル	0.105	0.088

※1：鋼繊維の長さは30mm，PP繊維の長さは2mm，※2：P_yは規格降伏耐力

表-2 コンクリートとモルタルの材料試験結果

試験体	コンクリート※1 (N/mm ²)			目地モルタル (N/mm ²)		
	圧縮強度	ヤング係数※2	割裂引張強度	圧縮強度	ヤング係数※2	割裂引張強度
CC-1	69.1	34700	3.91	122	37500	6.18
CC-1f	81.5	48900	4.18	123	37000	7.75

※1：粗骨材の最大寸法は13mm。※2：1/3 割線弾性係数

表-3 鋼材の材料試験結果

径	鋼種	降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	伸び (%)
D13	SD345	379	557	186000	20.1
D6	SD295	364※1	532	186000	19.7
φ19	B 種 1 号	1011※1	1137	200000	13.6

※1：0.2%オフセット耐力

した。コンクリートおよびモルタルの材料試験結果を表-2に，鋼材の材料試験結果を表-3にそれぞれ示す。

(2) 載荷方法および計測項目

載荷方法を図-2に示す。反力床の上に固定したコン

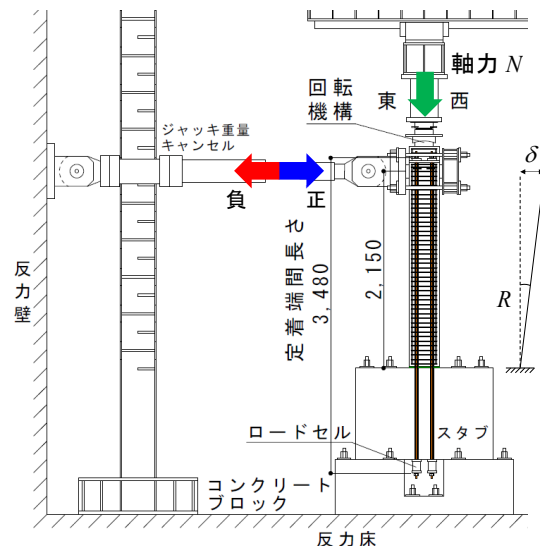


図-2 載荷方法

クリートブロックに試験体を設置し，スタブを反力床に固定した。一定軸力Nを載荷しながら，柱の先端部を油圧ジャッキにより正負交番で載荷した。軸力ジャッキと試験体の間に回転機構を設けることで，軸力は常に鉛直下向きに作用させた。載荷点の水平変位δをシアスパンで除して変形角Rを算出し， $R=\pm 1/3200$ および $1/1600$ rad を各1サイクル， $1/800$ ， $1/400$ ， $1/200$ ， $1/100$ ， $1/75$ ， $1/50$ ， $1/33$ ， $1/25$ および $1/20$ rad を各2サイクル載荷した。

計測項目は，載荷点位置の水平変位，柱脚部の鉛直および水平変位，コンクリートのひずみ，PC鋼棒のひずみおよび張力である。PC鋼棒の張力はスタブ下のロードセルにより計測した。

3. 実験結果

(1) 破壊経過

計算値一覧を表-4に，柱脚部の曲げモーメントMと変形角Rの関係を図-3に，最終破壊状況（黒：正載荷，赤：負載荷）を写真-1にそれぞれ示す。MにはP-Δ効果分の曲げモーメント($N \times \delta$)が付加されている。圧着面の離間や柱脚部における曲げひび割れが発生した後，CC-1では $R=\pm 10 \times 10^{-3}$ rad程度で柱脚部のコンクリートとモルタルが圧壊し，CC-1fではモルタルの後にコンクリートが $R=\pm 20 \times 10^{-3}$ rad程度で圧壊した。圧壊が進行しても耐力は低下することなく変形角が増大し， $R=\pm 30 \times 10^{-3} \sim 40 \times 10^{-3}$ rad程度で最大荷重に達した。孔の直径が小さいため $R=\pm 10 \times 10^{-3}$ rad程度以降ではPC鋼棒が孔の内側に接触した可能性があるが，定着端間長さが大きいのでロードセルで計測していたPC鋼材張力が降伏耐力を超えることはなかった。 $R=\pm 50 \times 10^{-3}$ radまで載

表-4 計算値一覧

試験体	文献 2)								文献 5)					
	第一特性点 (離間点)		第二特性点 (曲げ降伏点)		第三特性点 (曲げ終局点)		第四特性点 (安全限界点)		第一特性点		第二特性点		第三特性点	
	M_{cr}	R_{cr}	$M_y(=0.9M_u)$	R_y	$M_u^{※1}$	$R_u^{※2}$	$M_L(=0.8M_u)$	$R_L^{※1}$	M_I	R_I	M_{II}	$R_{II}^{※2}$	M_{III}	$R_{III}^{※1※3}$
CC-1	80	1.2	155	8.4	172	15.1	138	28.3	62	0.9	162	9.1	170	9.7
CC-1f	81	0.9	162	6.9	180	14.8	144	24.2	61	0.7	165	9.6	179	12.3

M は曲げモーメント (kN・m), R は変形角 ($\times 10^{-3}\text{rad}$)。※1: PC 鋼棒が降伏しなかったため、引張側 PC 鋼材張力の増分を竹本式 (鉛直荷重用) ⁶⁾で計算。※2: コンクリート終局ひずみは 0.003。※3: コンクリート圧縮縁から断面重心位置 $D_c/2$ (D_c : 柱せい) ではなく引張側 PC 鋼材配置位置までの距離 d_p で計算。

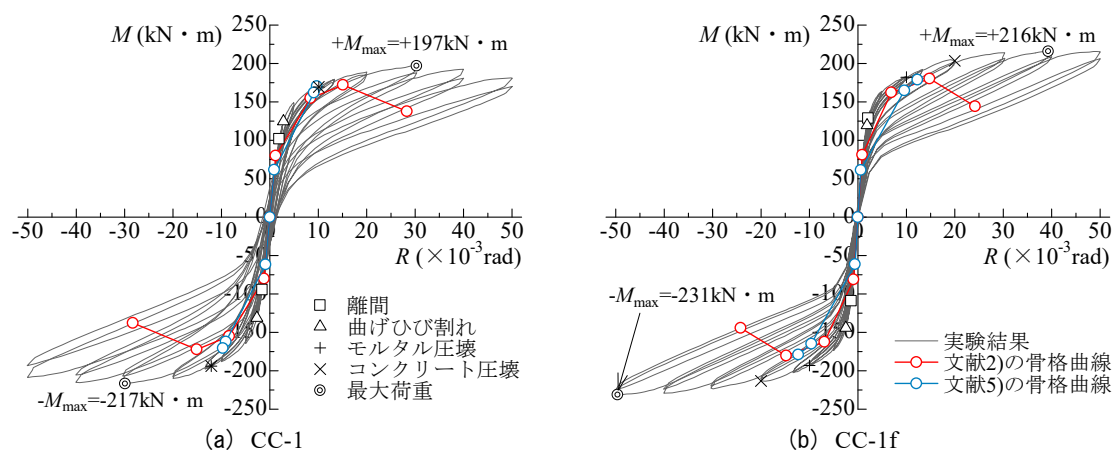


図-3 柱脚部の曲げモーメントー変形角関係



写真-1 最終破壊状況 (柱脚部)

荷しても除荷時の残留変形角は小さかった。特に、鋼繊維入りの CC-1f では残留変形角はほとんどなかった。いずれの試験体でも変形角が大きくなると $M-R$ 関係は非線形弾性型からフラッグ型へと移行した。柱脚部に生じた曲げひび割れや圧壊によるものと考えられる。

(2) 復元力特性モデル

表-4 に示した文献 2)および 5)による復元力特性モデル (骨格曲線) の計算結果を図-3 に併記した。なお、鋼繊維入りの試験体 CC-1f では表-2 に示すコンクリートの力学特性のみを考慮した。軸力比とプレストレスレベルの和が小さいため、塑性ヒンジ長さを柱せいの 1/2

倍とした。文献2)および5)による骨格曲線はいずれも第三特性点まで精度良く対応していた。実験で計測された PC 鋼棒の張力増分 $\Delta\sigma_p$ は鉛直荷重用の竹本式 ($\Delta\sigma_p=196-4.9\times 10^5 P_p/f'_c$, P_p : PC 鋼材比, f'_c : コンクリート圧縮強度) ⁶⁾による計算値よりも大きかったため、実際は第三特性点以降も曲げモーメントは上昇すると考えられる。

(3) 圧着面の回転と損傷の関係

正載荷時における柱脚部側面のコンクリートのひずみ (柱脚部から 45mm の高さの位置) 分布を図-4 に示す。引張側 (東側) のひずみは載荷開始時から大きく変化せ

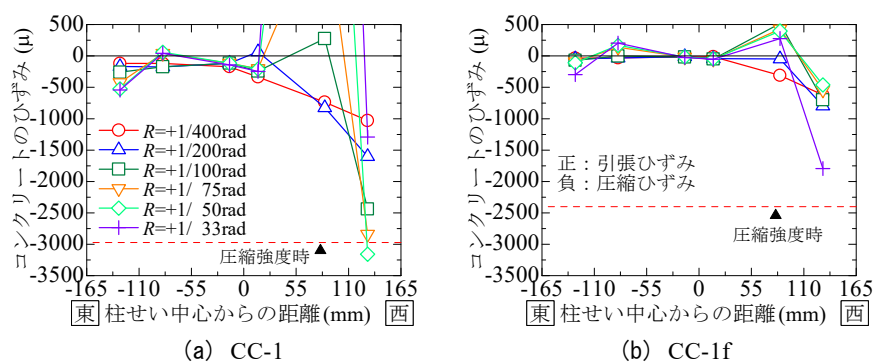


図-4 柱脚部のコンクリートのひずみ分布（正載荷時）

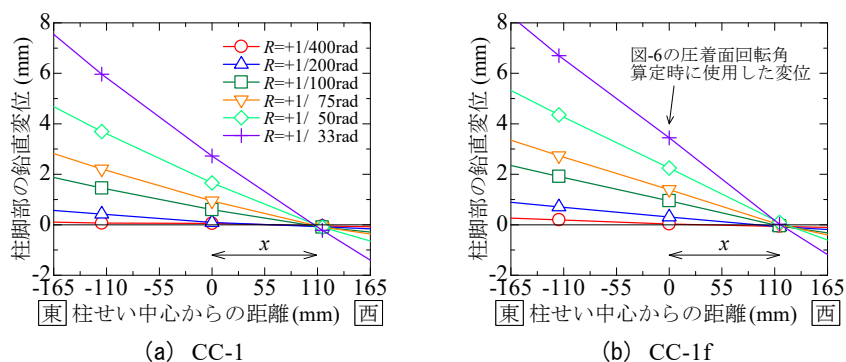


図-5 柱脚部の鉛直変位分布（正載荷時）

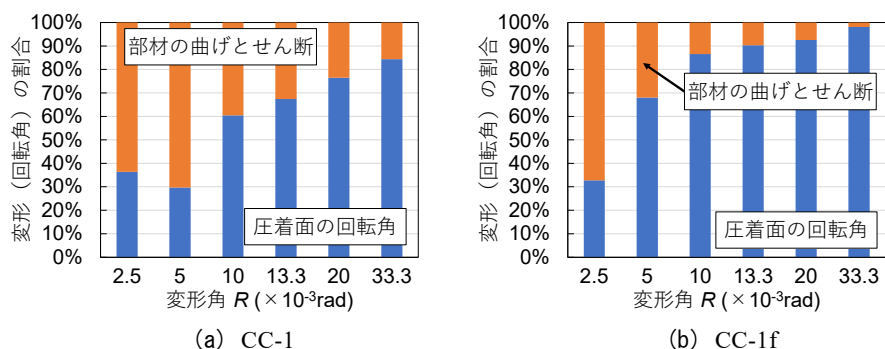


図-6 圧着面の回転角とそれ以外の変形の割合（正載荷時）

ず、圧縮側（西側）のひずみは中立軸深さが減少を伴いながら大きくなった。正載荷時の柱脚部の鉛直変位分布（計測区間長さ：70mm）を図-5に示す。載荷開始時から計測し始めたため、有効プレストレス力による鉛直変位は含まれていない。鉛直変位分布は載荷開始から終了までほぼ直線であったことから、柱脚部の圧着面は回転していることがわかる。

圧着面の回転角とそれ以外の部材の曲げ変形（たわみ）やせん断変形による回転角の割合を図-6に示す。圧壊の影響を受けづらい柱せい中心の鉛直変位を図-5中の x の長さで除して圧着面の回転角を算出した。いずれの試験体でも変形角の増大とともに圧着面の回転角の割合が大きくなり、特に鋼繊維を混入したCC-1fでは変形角が

小さいときから圧着面の回転角の割合がCC-1に比べて大きかった。柱部材自体のたわみやせん断変形の割合が小さくなり、剛体回転に近い挙動をしていたと考えられる。これはひび割れ部を架橋する鋼繊維が引張力を負担したことで柱の曲げ変形（たわみ）が抑制されたためと考えられる。CC-1fの曲げひび割れは本数や長さもCC-1に比べると小さく、柱脚部の圧壊の程度も小さかった（写真-1）。

4. まとめ

アンボンド PCaPC 柱部材の曲げせん断実験を片持ち形式で実施した。鋼繊維で補強したことにより柱の損傷が抑制された。シアスパン比が約 6.5 の柱部材であって

も、鋼繊維の有無にかかわらず既存の算定式を用いた復元力特性は曲げ終局点まで実験結果と精度良く対応した。

謝辞：本実験の計画から結果の検討に至るまで、京都大学大学院 谷昌典准教授には、多くのご指導、ご助言をいただきました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 松永健太郎，新上浩：コンクリート部材のリユースシステムの開発ー建物の解体を容易にするアンボンド PC 圧着接合工法ー，日本建築防災協会建築防災，No.549，pp.14-19，2023.10
- 2) 日本建築学会構造委員会プレストレストコンクリート構造運営委員会：古くて新しい・アンボンド PC が紡ぐ未来の空間創造，2021 年度日本建築学会大会（東海）構造部門（PC）パネルディスカッション資料，2021.9
- 3) 下平悠夏，田野健治，松永健太郎，新上浩，峯竜一郎，松田拓：ポルトランドセメントを使用しない超低収縮・高強度コンクリートのアンボンド PCaPC 構造への適用に向けた一連の構造実験，三井住友建設技術研究開発報告，第 20 号，pp.13-25，2022.10
- 4) 大圖友梨子，下平悠夏，田野健治，松永健太郎，新上浩，松田拓，峯竜一郎，谷昌典：柱をアンボンド PCaPC 部材とした柱梁接合部の実験的検討（その 1～2），日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），構造Ⅳ，pp.685-688，2022.7
- 5) 日本建築学会構造委員会プレストレストコンクリート構造運営委員会：アンボンド PC 部材の性能評価の現状について考える，シンポジウム資料，2019.5
- 6) 竹本靖：アンボンド PRC 部材の曲げ終局時テンドン応力について，大林組技術研究所報，No.28，pp.49-54，1984

プレキャスト柱梁接合部におけるシース管内 通し柱主筋の付着性状確認実験

Pull-out Tests to Confirm the Bond Characteristics of Column Longitudinal Bars Passing Through a Sheath in Precast RC Beam-Column Joints

R&D センター	古澤 護	MAMORU FURUSAWA
R&D センター	松永 健太郎	KENTARO MATSUNAGA
R&D センター	新上 浩	HIROSHI SHINJO
R&D センター	田野 健治	KENJI TANO
建築技術部	平野 秀和	HIDEKAZU HIRANO
建築技術部	甲田 輝久	TERUHISA KODA

柱梁接合部プレキャスト部材におけるシース管を含めた鉄筋の配筋納まりの改善を目的として、従来よりも内径を 5mm 縮小した内径 55mm の柱シース管に D41 および D38 鉄筋を後挿入した鉄筋引き抜き実験を実施して付着性状を確認した。実験変数はコンクリート圧縮強度および鉄筋径とした。その結果、内径 55mm シース管に D41 および D38 の鉄筋を後挿入してグラウトを充填した場合においても、鉄筋貫通孔を有さない一体打ちとしたものと比較して最大付着応力度については同等以上の値を示すことを確認した。

キーワード：プレキャスト、付着性状、シース管、柱主筋、グラウト

This paper discusses the results of pull-out tests conducted to improve the arrangement of the sheath and reinforcement in precast RC beam-column joints. The bond characteristics of column longitudinal bars passing through a sheath with an inner diameter of 55mm, which is 5mm less than the current construction standards, were confirmed. It was verified that the bond strength achieved by installing D41 and D38 longitudinal bars through the sheath and grouting was equal to or greater than that of traditional cast in place reinforced concrete beam-column joints.

Key Words: Precast, Bond characteristics, Sheath, Column longitudinal bars, Grout

1. はじめに

鉄筋コンクリート造建物の施工省力化を目的として、プレキャスト（以下、PCa）工法の適用が推進されている。柱梁接合部を PCa 化する場合、柱梁接合部 PCa 部材に柱部材および梁部材の主筋を貫通させるための鉛直および水平貫通孔をシース管により設けることがあるため（図-1）、主筋やせん断補強筋を含めて柱梁接合部内の配筋が輻輳し過密な状態となる場合がある。過密化された柱梁接合部では、コンクリートの打設不良が生じることがあり PCa 部材の品質に悪影響を及ぼす。そこで、シース管を小径化することで過密な配筋状態を改善し PCa 部材の製造難度を低減できる可能性がある。しかし、小径シース管とそれを貫通する主筋の間のクリアランス

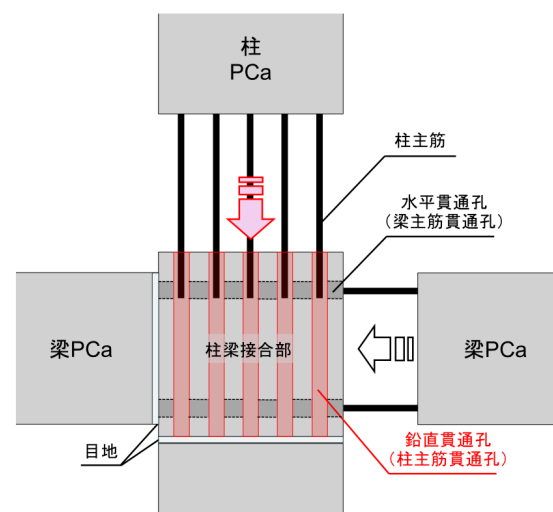


図-1 鉛直および水平貫通孔を有する接合部 PCa 部材

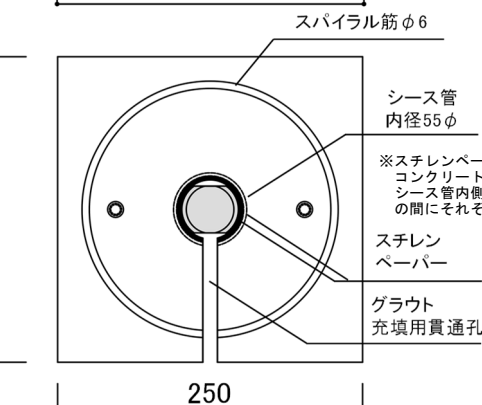
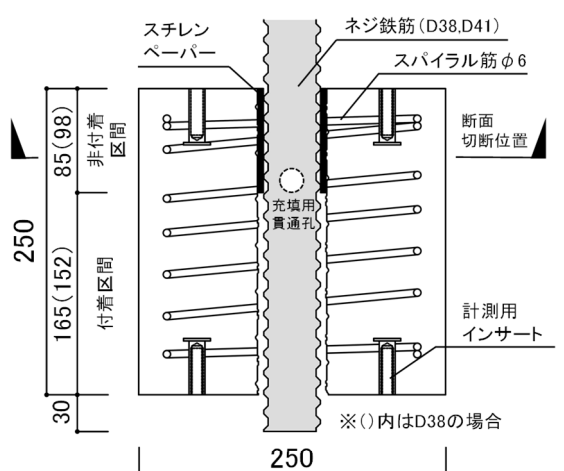


図-2 試験体の寸法形状 (寸法: mm)

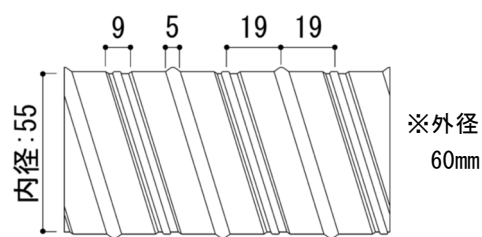


図-3 シース管 (寸法: mm)

が小さくなるため、シース管内に充填されるグラウト量が減少し主筋の付着性状に影響を及ぼすことが懸念される。そこで本報告では、鉛直貫通孔の小径化を想定して、既往の研究^{1),2)}よりも内径を5mm縮小した内径55mmのシース管にD41およびD38の鉄筋を貫通させた後にグラウトを充填した試験体を製作して鉄筋引抜き実験を実施し、文献2)に示される現場打ちを模擬したコンクリートに対して直接鉄筋を埋め込んだ試験体（以下、単体引抜き試験体）を用いた鉄筋引抜き実験の実験結果と比較することで、内径55mmのシース管を用いた場合の付着性状が現場打ちと同等以上であるかを確認した。

2. 実験計画

(1) 試験体

試験体の寸法形状を図-2に、シース管を図-3に、コ

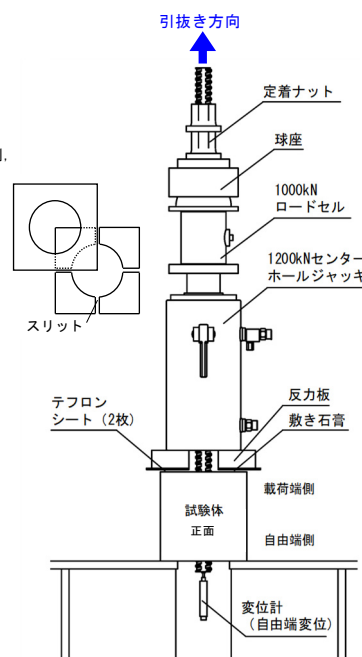
表-1 コンクリートおよびグラウトの材料試験結果

試験体名	コンクリート [N/mm ²]			グラウト [N/mm ²]		
	σ_B	$E_c^{※1}$	σ_t	σ_B	$E_c^{※1}$	σ_t
D41-03/12	34.6	26000	3.19	121	40600	7.21
D41-06/12	62.2	31800	4.48	112	39000	5.41
D41-09/12	86.5	35500	4.60	116	39300	6.68
D41-12/12	122.7	38300	4.04	115	39200	6.84
D38-03/12	35.0	26100	3.00	119	39600	6.60
D38-06/12	62.2	31800	4.48	112	39000	5.41

σ_B : 圧縮強度, E_c : ヤング係数, σ_t : 割裂引張強度

※1 1/3割線剛性の値

試験体名の凡例 D○○-□□/△△
 ○○: 鉄筋の呼び名 D41, D38
 △△: グラウト圧縮強度 12…120N/mm²
 □□: コンクリート圧縮強度 03…30N/mm², 06…60N/mm², 09…90N/mm², 12…120N/mm²



セッアップ状況

図-4 荷装置および変位計測

ンクリートおよびグラウトの材料試験結果を表-1にそれぞれ示す。試験体は平均付着応力度のばらつきを考慮して、実験変数ごとに3体製作した。試験体の形状やコンクリートの補強を目的とするスパイラル筋の配置は、文献3)および4)を参考に決定した。試験体は1辺が鉄筋径(D41)の約6倍である250mmのコンクリートブロックであり、シース管で形成した貫通孔に鉄筋を後挿入してシース管内にグラウトを充填している。使用したシース管、グラウトおよび鉄筋の鋼種(USD685)は全試験体で共通とした。4d(d:鉄筋の呼び径)の区間を付着区間として、残りの区間はスチレンペーパーにより各構成部材間の縁を切り非付着区間とした。なお、本実験では柱梁接合部内の鉛直貫通孔を想定しているため、シース管内に鉄筋を鉛直に固定した状態でグラウトを充填した。その際、図-2の状態から上下を反転させた状態で非付着区間内に設けたグラウト充填用の貫通孔からハン

表-2 実験結果一覧

試験体名 (-以降は試験体番号)				D41-03/12	D41-06/12	D41-09/12	D41-12/12	D38-03/12	D38-06/12
最大荷重時	荷重	$P_{\max}$ [kN]	-1	309.3	462.0	592.3	564.3	308.0	493.3
			-2	318.0	519.0	576.7	572.3	308.0	476.3
			-3	358.0	494.0	520.3 * ¹	548.3	317.3	464.3
	変位	$S_{\max}$ [mm]	-1	1.38	0.42	0.38	0.21	1.59	0.47
			-2	3.15	0.42	0.31	0.26	1.39	0.57
			-3	4.29	0.41	0.63 * ¹	0.24	4.11	0.72
	平均付着 応力度 (鉄筋周面)	$\tau_{\max}$ [N/mm ²]	-1	14.4	21.5	27.6	26.3	16.9	27.0
			-2	14.8	24.2	26.9	26.7	16.9	26.1
			-3	16.7	23.0	24.3 * ¹	25.6	17.4	25.5
		平均値			15.3	22.9	27.3 * ²	26.2	17.1
最終破壊状況 * ³			-1	C-Sh,G-Sh	G-Sh,C-Sh	G-Sh	G-Sh	C-Sh	G-Sh,C-Sh
			-2	C-Sh,G-Sh	G-Sh	G-Sh	G-Sh	C-Sh,G-Sh	G-Sh,C-Sh
			-3	C-Sh,G-Sh	G-Sh	G-Sh* ¹	G-Sh	C-Sh,G-Sh	G-Sh,C-Sh

*1…D41-09/12-3は試験体製作不良のため、参考データとして記載した。

*2…D41-09/12の鉄筋周面の付着応力度の平均値はD41-09/12-3を除く2体の平均値とした。

*3…鉄筋の軸方向に2通りの破壊が見られた試験体については併記した。また、本載荷の終了後に鉄筋を引き抜いて判定したため、最大荷重以降における荷重低下の直接的な要因を示していない可能性がある。

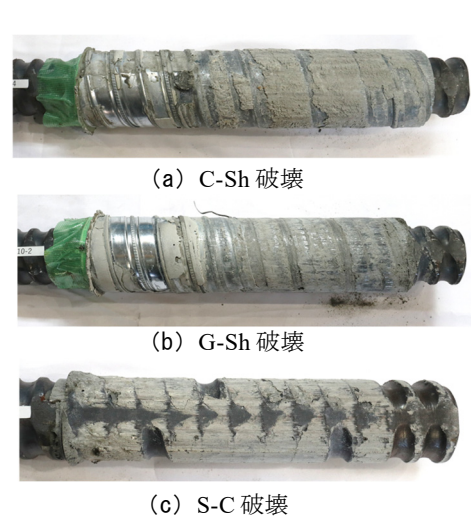
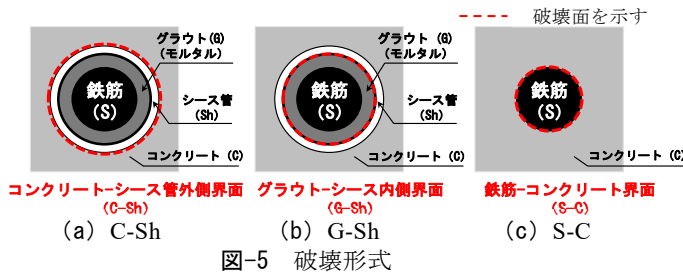


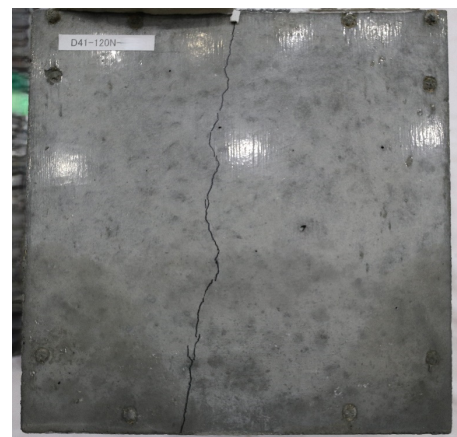
写真-1 破壊状況の例(鉄筋引き抜き後)

(2) 載荷・計測

載荷装置および変位計測を図-4に示す。載荷は、鉄筋端部に取り付けた定着ナットをセンターホールジャッキにより上方へ押して鉄筋をコンクリートから引き抜く一方向単調載荷とした。この際にジャッキの反力により生じる摩擦がコンクリートの割裂を拘束することを低減させるため、反力板と試験体上面の間にテフロンシートを2枚(試験体側の1枚は4枚割り)挿入した。計測項目は、引抜荷重 P および鉄筋自由端部とコンクリート底面の相対変位 S である。引抜荷重はセンターホールジャッキの上部に取り付けた1000kNロードセルにより計測した。鉄筋自由端部とコンクリート底面の相対変位は、自由端側のコンクリート底面に埋設したインサートを介して取り付け高感度変位計により計測を行った。

3. 実験結果

実験結果一覧を表-2、破壊形式を図-5にそれぞれ示



※ひび割れ発生位置にマジックでなぞり書きしている

写真-2 縦方向割裂ひび割れ(D41-12/12試験体正面)

す。破壊形式の記号は、コンクリートとシース管外側での付着破壊をC-Sh、グラウトとシース管内側での付着破壊をG-Sh、鉄筋とコンクリート界面での付着破壊をS-Cとした。

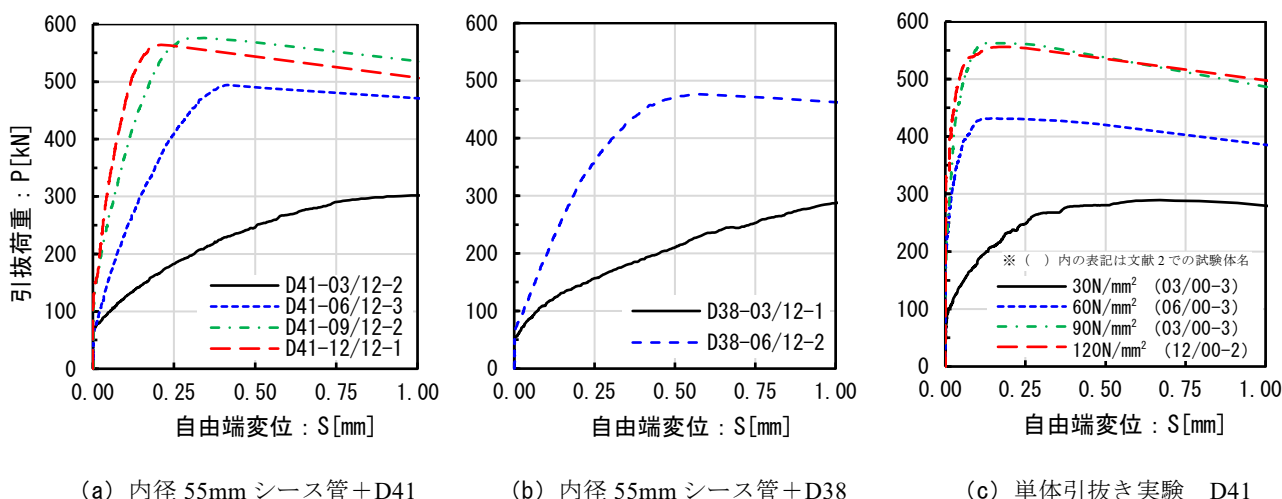


図-6 引抜荷重-自由端変位関係

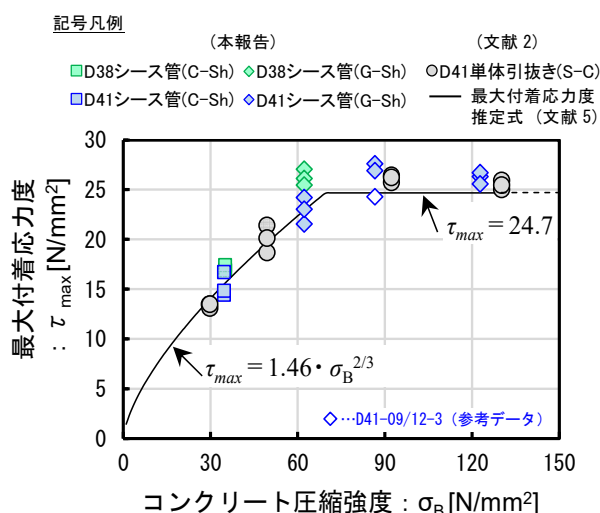
(1) 破壊状況

シース管を有する試験体では、最大荷重に至るまでに徐々に剛性が低下し、鉄筋がシース管と一体になった状態もしくはグラウトが鉄筋に付着した状態（写真-1 (a) C-Sh 破壊もしくは (b) G-Sh 破壊 参照）で抜け出しが生じて荷重が低下した。また、コンクリートブロックの側面に縦方向の割裂ひび割れ（写真-2 参照）が最大引抜荷重到達とほぼ同時に生じた。

破壊形式については、コンクリートの圧縮強度により異なる傾向を示した。今回の実験の範囲では、コンクリートの圧縮強度が 30N/mm^2 程度の場合にはコンクリートとシース管外側の界面での付着破壊（C-Sh）， 60N/mm^2 以上の場合にはグラウトとシース管内側の界面での付着破壊（G-Sh）が生じる傾向が見受けられた。コンクリートの圧縮強度が 30N/mm^2 と 60N/mm^2 の試験体では、これらの複合的な破壊となる場合も存在した。

(2) 荷重-変形関係

代表的な試験体の引抜荷重-自由端変位関係を図-6 に示す。図-6 (a) および (b) はシース管を有する試験体，(c) は単体引抜き試験体のものである。各 3 体の試験体のうち、最大引抜荷重が中央値となったものを代表的な試験体として選出した。なお、比較対象とする単体引抜き試験体の実験結果および材料特性については文献 2) を参照した。シース管を有する試験体のうち、コンクリートの圧縮強度が同一で、鉄筋径が異なる試験体を比較すると、今回の実験の範囲内ではほぼ同程度の最大荷重を示した。シース管を有する試験体の最大引抜荷重時における自由端変位 $S_{\max}$ は単体引抜き試験体よりも大きな値を示した。



(3) 付着強度とコンクリートの圧縮強度の関係

各試験体の最大平均付着応力度 ($\tau_{\max}$) とコンクリートの圧縮強度の関係を図-7 に示す。 $\tau_{\max}$ は式(1)により算出した。

$$\tau_{\max} = P_{\max} / (\varphi \cdot L) \quad (1)$$

ここで、 φ ：鉄筋の周長[mm] (D38：120，D41：130)

L ：付着長さ[mm] (D38：152，D41：165)

なお、図-7 に示す実験結果は、ばらつきを考慮して実験変数ごとに各 3 体のデータを示した。

シース管を有する試験体の $\tau_{\max}$ はコンクリート圧縮強度がほぼ同程度の単体引抜き試験体の $\tau_{\max}$ と同等以上の値を示した。シース管の有無にかかわらず、コンクリートの圧縮強度が 90N/mm^2 程度まではコンクリートの圧縮強度の上昇とともに $\tau_{\max}$ も増大するが、それ以降は頭打ちとなる傾向が見られる。この傾向は、コンクリート

の圧縮強度が 90N/mm^2 程度以上になると付着界面での付着破壊ではなくコンクリートの割裂により最大荷重が決定したためと考えられる。

図-7 中の実線は、過去に筆者らがコンクリートの圧縮強度を実験変数として D41 をコンクリートに埋め込んだ単体引抜き実験の結果より算出した最大平均付着応力度の推定式⁵⁾（適用範囲：コンクリート圧縮強度 $30\text{N/mm}^2 \sim 130\text{N/mm}^2$ ）である。既往の研究^{1),2)}におけるシース管よりも内径を 5mm 小さくした場合であっても、シース管を用いない鉄筋単体の引抜き実験より得られた推定式により最大平均付着応力度を概ね評価することができた。

4. まとめ

シース管により形成した鉄筋貫通孔に主筋を挿入し、グラウトを充填することで一体化を図る柱梁接合部 PCa 部材において、既往の研究^{1),2)}よりも内径が 5mm 小さいシース管を鉛直貫通孔へ適用することを想定し、D41 および D38 の鉄筋を用いた鉄筋引抜き実験を実施した。その結果、最大平均付着応力度は、現場打ちを模擬したシース管無しの単体引抜き実験と同等以上の値を示すことを確認した。また、シース管の無い鉄筋単体の引抜きに

対して適用可能な推定式⁵⁾によって最大平均付着応力度の評価が可能であることを確認した。

参考文献

- 1) 杉本訓祥，増田安彦，江戸宏彰：柱梁接合部のシース管内通し主筋の付着性状確認実験，コンクリート工学年次論文報告集，vol.22，No.2，pp.817-822，2004.7
- 2) 菅谷和人，新上浩，蓮尾孝一，松本啓二，小坂英之，山中久幸：梁主筋の貫通孔を有するプレキャスト柱梁接合部に関する実験的研究（その 1）付着特性確認実験，日本建築学会大会（中国）学術講演梗概集，構造Ⅳ，pp.319-320，2008.9
- 3) （財）建材試験センター：JSTM C2101 引抜き試験による鉄筋とコンクリートとの付着強さ試験方法，1999.5
- 4) 村田二郎：付着強度試験方法の標準化について，土木学会第 32 回年次学術講演会講演概要集，第 5 部門，pp.190-191，1977.9
- 5) 新上浩，蓮尾孝一，菅谷和人，田野健治，小坂英之：貫通孔内に後挿入された鉄筋の付着性状に関する実験的研究，三井住友建設技術研究開発報告，第 6 号，pp.107-111，2008.11

副産物由来の骨材の炭酸化に関する基礎的検討

Fundamental Study on Carbonation of Aggregates Derived from By-Products

R&D センター 小宮 克仁 KATSUHITO KOMIYA

R&D センター 星 秀明 HIDEAKI HOSHI

R&D センター 峯 竜一郎 RYUICHIRO MINE

R&D センター 松田 拓 TAKU MATSUDA

本報では、建設材料への二酸化炭素固定化を検討する中で、副産物由来のコンクリート用骨材の炭酸化効率を高める条件を研究すべく実験検討を行った。対象とした骨材は、再生細骨材とスラグ細骨材である。その結果、次の結果が得られた。1) 本検討で対象としたスラグ細骨材と再生細骨材では、炭酸化によると考えられる質量変化が生じた。2) 骨材ごとに質量変化が最大となる含水率の条件が存在し、その範囲は骨材の種類や粒度により異なった。一連の検討結果から、3) 炭酸化には液状水の介在が重要で、炭酸化効率を高める含水率は骨材ごとに異なること、4) その理由として液状水を保持しやすい条件が骨材ごとに異なることを考察した。

キーワード：炭酸化、スラグ骨材、再生骨材、二酸化炭素、液状水

While studying carbon dioxide fixation in construction materials, an experimental study was conducted to determine the conditions to increase the carbonation efficiency of aggregates derived from by-products. The materials used were recycled fine aggregate and slag aggregate, both derived from industrial by-products. The following results were confirmed: 1) Mass changes attributed to carbonation were confirmed in the slag fine aggregate and recycled fine aggregate used in this study. 2) There are specific water content conditions at which the mass change is maximized for each aggregate, and this range of water content varies depending on the type and particle size of the aggregate. 3) The presence of liquid water is crucial for carbonation, and that the optimum water content for increasing carbonation efficiency differs for each aggregate. 4) This is because the conditions that facilitate the retention of liquid water vary for each aggregate.

Key Words: Carbonation, Slag aggregate, Recycled aggregate, Carbon dioxide, Liquid water

1. はじめに

近年、各産業において二酸化炭素（以下 CO₂）排出量の削減が課題であり、様々な検討が行われている。建築分野においては、主に使用材料の生産時における CO₂ 排出量を減少させる取り組みや、材料や部材に CO₂ を固定化させる、いわゆる炭酸化といったアプローチから検討が行われている¹⁾。本研究では、副産物由来のコンクリート用骨材への CO₂ の固定化に着目した。

一般的にコンクリートに使用される骨材は天然骨材が主となるが、天然骨材は埋蔵量が有限で枯渇する可能性がある点や、環境保全という側面からも近年採取量が減少している。このような背景の中、再生骨材やスラグ骨材など、コンクリート用骨材への副産物の利活用や研

究開発が従来進められている²⁾。また、セメント系材料の炭酸化についても従来多くの検討が行われており、炭酸化には相対湿度や環境温度が大きく影響することが報告されている³⁾。例えば松田ら⁴⁾は、コンクリート廃棄物から製造される再生骨材に CO₂ を吹き付けることでその品質を改善する検討を行っている。西岡ら⁵⁾は、再生骨材を製造する際に生じる再生微粉を対象に湿式・乾式炭酸化処理を行い、CO₂ を吸着させることで CO₂ を固定化させる技術に関する検討を行っている。また、スラグ骨材への CO₂ の固定化の検討はセメント系材料に比べ少ないものの、例えば J. Prévot ら⁶⁾はフェロニッケルスラグ骨材が海水中で炭酸化することを報告している。しかし、それら知見を踏まえて炭酸化工程をより効率的に、すなわち速く、多量に、省エネルギーで達成しようとす

表-1 試験水準

	試料の含水状態 (含水率)	炭酸化時間 (分)			
		30	90	180	360
水準1 湿潤環境	0%	○		○□△	○
	5%		■◇	■▲	
	15%	○□△	□	○□△◇	○□△
	25%	○□△	■◇	○■▲	○□△
	35%			□△	
	50%	○	■◇	○■▲	○
水準2 乾燥環境	0%	○□△		○□△	
	x% (吸水率の 3割程度の水添加)	○□△	○■▲	○■▲	
	吸水率程度	○□△	○■▲◇	○■▲	
	0%スタートで炭酸化中に 水分を後添加 (30分と90分で添加, 合計で吸水率程度に調整)			○□△	

*○再生細骨材 □スラグ細骨材A △スラグ細骨材B ◇石灰砕砂
記号塗りつぶしは粉碎試料でも実施

る手順や手法に関する研究報告は少ない。

本研究は、再生骨材とスラグ骨材を対象に、炭酸化工程を効率化する条件や手法の検討を目的とする。具体的には、骨材中もしくは表面に液状水が存在することの炭酸化効率への効果に着目し、一連の実験検討を実施したものである。

2. 試験条件、炭酸化試験概要

(1) 対象としたコンクリート用細骨材

再生細骨材は JIS A 5023 付属書 A 品である。スラグ細骨材には前述の先行研究⁶⁾に倣い、フェロニッケルスラグ細骨材を選定した。本研究では2種類のフェロニッケルスラグ(スラグ細骨材Aとスラグ細骨材B)を用いた。スラグ細骨材AはBに対し吸水率が大きく、表乾密度、絶乾密度が小さい骨材である。また、天然碎石との比較として一部の水準で石灰砕砂も使用した。写真-1に使用した副産物由来の骨材の写真を示す。また、密度と吸水率のデータも示す。

(2) 試験水準

一般的なセメントペーストで炭酸化が生じるとされる水酸化カルシウムとケイ酸カルシウム水和物に関しては、例えば高塚ら⁷⁾の炭酸化試験の検討では、相対湿度の違いがその生成過程に影響を及ぼすことが確認されている。このような既往の研究を踏まえ、本検討では相対湿度90%の湿潤環境と相対湿度60%の乾燥環境での2通りの試験を行った。

試験水準を表-1に示す。水準1は、試料を炭酸化前に48h以上水に浸漬し、その後緩やかに乾燥させることで

再生細骨材 スラグ細骨材A スラグ細骨材B



	再生細骨材	スラグ細骨材A	スラグ細骨材B	石灰砕砂
表乾密度(g/m ³)	2.50	2.85	2.93	2.77
絶乾密度(g/m ³)	2.39	2.76	2.90	2.75
吸水率(%)	4.30	3.10	1.08	0.85

写真-1 使用した副産物由来の骨材

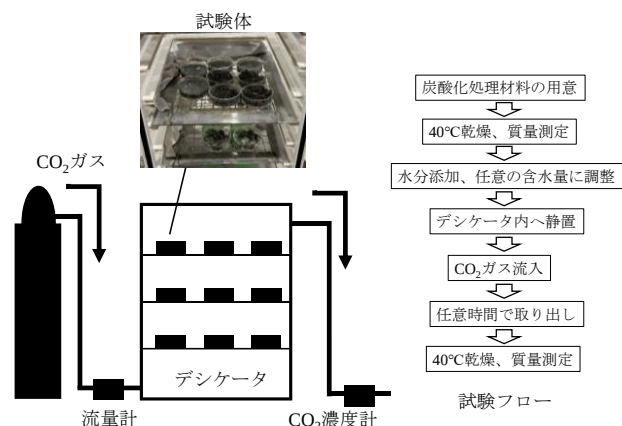


図-1 試験状況模式図、試験フロー図

任意の水分量に調整後、試料が乾燥しないように湿潤環境下で炭酸化を行う水準である。水準2は、炭酸化前に試料を40℃乾燥し絶乾状態とした試料に所定の水を添加し、湿度60%程度の乾燥環境下で炭酸化を行う水準である。水準1は骨材の内部まで液状水が潤沢に存在する状態を想定しており、水準2は骨材表面のみに水膜のような状態で液状水が存在し、それが試験中に乾燥していく環境を想定している。加えて水準2では炭酸化処理時間30分と90分で水分を添加する水準も検討した。また、スラグ細骨材では炭酸化への粒度の影響を検討するため

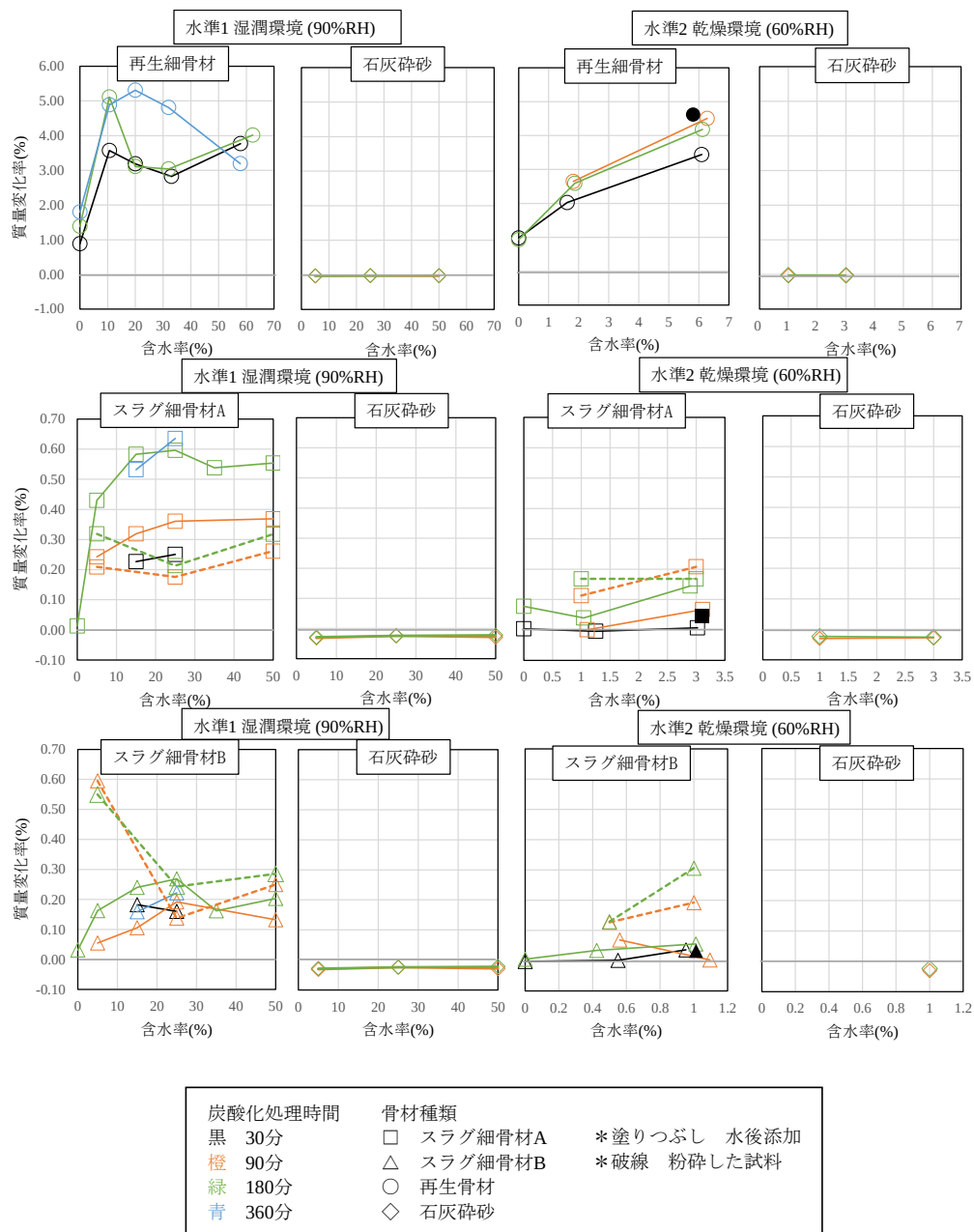


図-2 含水率と質量変化率との関係

に、試料を細かく粉碎した水準（表-1，塗りつぶし）でも試験を行った。なお、相対湿度以外にも、温度条件やガス流量など炭酸化に影響を与える条件（パラメータ）は数多く存在すると考えられるが、今回の検討では液状水の量と乾燥条件の2つの条件に着目し、パラメータを最小限とした。

（3）試験方法

図-1 に試験状況の模式図と試験フローを示す。1 サンプルの量は約 50g とし、シャーレに測りとった。炭酸化試験を行うデシケータには CO₂ の流入口と流出口を設け、10 分間 10L/min、その後 0.5L/min の流量で CO₂ ガスを

流入させた。また、流出口側に設置した CO₂ 濃度計を用いて炭酸化試験中のデシケータ内の CO₂ 濃度が 90% 以上となることを確認した。また、炭酸化処理中のデシケータ内温度は 20℃ 程度、炭酸化処理の時間は 30、90、180、360 分とした。水準 1 ではデシケータ内に濡らした布を設置し、相対湿度 90% 以上となることを確認している。水準 2 ではデシケータ内にシリカゲルを設置することで炭酸化試験中の相対湿度が 60% 程度になることを確認している。

試験後においても試料の絶乾質量（40℃ 乾燥）を測定し、試験前の測定結果との差から質量変化率を算出した。計算式を式(1)に示す。

$$\alpha = (a - b) / b \times 100 \quad (1)$$

ここで、 a ：炭酸化後の絶乾質量 (g)、 b ：炭酸化前の絶乾質量 (g)、 α ：質量変化率 (%) である。

3. 試験結果

一連の試験においては、水に溶解した CO_2 が水酸化カルシウムやケイ酸カルシウム水和物、水酸化マグネシウムなどと反応することで生成される炭酸塩（炭酸カルシウムや炭酸マグネシウムなど）や、それに伴い生成される水の吸脱着による質量変化が生じると考えられる。本稿では、それらすべてによる質量変化を炭酸化の評価指標とした。

図-2 に含水率と質量変化率との関係を示す。なお、本検討では湿度環境と骨材の種類によって添加する含水量を設定しているため、グラフ毎に含水率の範囲は異なる。まず、天然砕石である石灰砕砂で行った水準をみると、湿度条件によらず質量増加が確認されない。一方、再生細骨材、スラグ細骨材 A と B はいずれも程度の差はあるものの、試験後に質量が増加していることから、炭酸化が生じたと考えられる。

湿潤環境（水準 1）と乾燥環境（水準 2）とを比較すると、再生細骨材では含水率 0～7% の範囲において、含水率が大きくなるほど質量変化率が大きくなる傾向を示し、湿度条件によらず大きな差はなかった。一方、スラグ細骨材 A と B は湿潤環境（水準 1）での質量変化率が乾燥環境（水準 2）に比べ大きい結果となった。再生細骨材とスラグ骨材それぞれについて、含水率と質量変化率との関係では大まかに以下を確認できる（4 章において、考察とともに詳述する）。

(1) 湿潤環境（水準 1）の粉碎していない試料の結果

（図-2、実線）において、質量変化率が最大となる含水率の範囲が確認された（再生細骨材：10-30%程度、スラグ細骨材 A および B：25-30%程度）。スラグ細骨材 A は、粉碎（図-2、破線）することで粉碎していない試料に比べ質量変化率が低下する結果となった。一方、スラグ細骨材 B は粉碎することで、最大値となる含水率は 5%程度となった。

(2) 乾燥環境（水準 2）では、再生細骨材において含水率が大きいほど質量変化率が大きくなった。一方スラグ細骨材においては含水率の変化に伴う明確な質量変化は確認されず、スラグ骨材細 A と B どちらも粉碎することで質量変化率は大きくなった。

なお、炭酸化処理時間と質量変化率との関係をみると、再生細骨材は湿度条件によらず、炭酸化処理時間が長いほど質量変化率が大きい傾向にあった（水準 1 の含

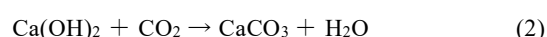
水率 60%のみ例外）。

4. 考察

本章では一連の試験結果を踏まえ、炭酸化工程が効率化される条件とそのメカニズムについて考察する。

(1) 液状水の影響

一般的な再生骨材の炭酸化メカニズムとして、再生骨材表層のペーストに存在する水酸化カルシウムなどのセメント水和物が液状水に溶解した CO_2 と反応し、炭酸カルシウムとして固定化されることが知られている⁸⁾。式(2)に反応の 1 例を示す。



上記の反応例は水中におけるイオンの溶出、拡散によるものであり、液状水のある環境下で生じる。本研究における再生細骨材の炭酸化結果では、質量変化は含水率が 0% の条件では非常に小さく、少量の水を添加することで明確に生じている。すなわち、液状水の介在で炭酸化の効率は高まると考えることができる。

次に、フェロニッケルスラグの化学組成は製造方法にもよるが、 SiO_2 が約 50% を占め、 MgO が約 30% 程度、 CaO は約 1～5% 程度存在しており、 Mg^{2+} や Ca^{2+} といった炭酸化に寄与する組成を持つ。スラグ骨材の炭酸化メカニズムについて、J. Prévot ら⁹⁾による海水中のフェロニッケルスラグ骨材を対象とした研究がある。これによると、①海水へ CO_2 が溶解して pH が下降し、②スラグ表面からのイオン溶出より、③スラグ界面付近で水素イオンが消費され pH が上昇した結果、④陽イオン（この研究では Ca^{2+} ）がスラグ表面に引き寄せられる。その結果、スラグ粒子表面近くの炭酸イオン濃度が上昇し、炭酸化生成物（この研究では CaCO_3 ）が析出すると説明されている。すなわち、スラグ骨材の炭酸化においても、再生骨材の炭酸化と同様に、液状水の介在が重要と考えることが出来る。本研究で確認された、「少量の水を添加した条件におけるフェロニッケルスラグ細骨材の試験前後に見られた質量増加」の理由は、 Mg^{2+} や Ca^{2+} の液状水への溶解による炭酸化が寄与していると考えられる。

また、例えば島ら⁸⁾のセメントペーストを用いた検討では、飽水試料より少し乾燥させた試料の方が炭酸化しやすい結果が得られている。その理由に、飽水試料では CO_2 が試料内部に拡散侵入できないが、少し乾燥させて空の細孔が内部まで貫通した状態であれば CO_2 が試料内部まで侵入でき、炭酸化しやすいと考察されている。図-2 で示された含水率と質量変化率との関係は、「炭酸化の効率を高める好適な含水率の範囲が存在する（含水率

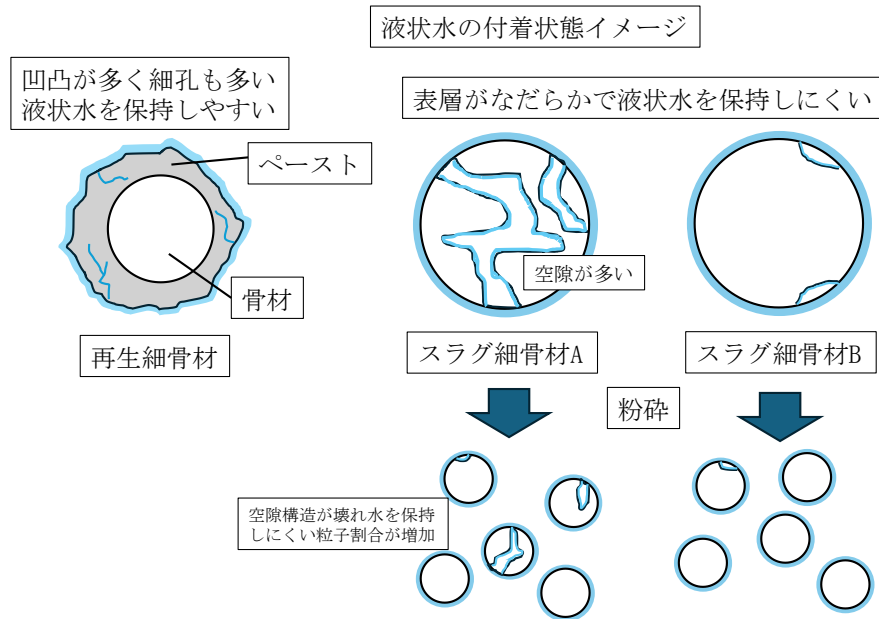


図-3 骨材種類による液状水の付着状態のイメージ図

が高いほど炭酸化が進む結果とならない」という点で、既往の研究⁸⁾と整合し得るものである。

(2) 相対湿度と骨材の空隙構造・形状寸法の影響

相対湿度と骨材の空隙構造・形状寸法との関係について、本検討の範囲で考察する(図-2)。再生細骨材では相対湿度が異なる水準1, 2 どちらにおいても同程度の質量増加が確認される一方、スラグ細骨材Aとスラグ細骨材Bでは相対湿度が低いと質量変化率が小さい。これらの結果は以下のように考察できる。すなわち、

- (1) 再生骨材では、ペースト部分に凹凸や細孔が多く液状水を保持しやすいため、今回試験された相対湿度の範囲であれば必要な液状水が存在できる(乾燥で逸散しない)。
- (2) スラグ細骨材Aとスラグ細骨材Bは湿度の低い条件では必要な液状水が十分に保持されず(乾燥で逸散し)、 Mg^{2+} や Ca^{2+} の溶解が生じにくい。

次に粉砕したスラグ細骨材の試験結果に着目する(図-2 破線)。スラグ細骨材Aに関しては、粉砕することで粉砕していない水準に対して質量変化率が低下する結果となった。この理由として、①スラグ細骨材Aは吸水率が3.10%と大きく、空隙の多い構造をしており、そこに保持された液状水が炭酸化に寄与していること、②粉砕されたことで構造が壊れ、水を保持しにくい粒子の割合が増加して質量変化率が小さくなったと考えられる。

スラグ細骨材Bは吸水率が1.08%とスラグ細骨材Aよりも小さいため、空隙に保持された液状水の炭酸化への寄与は少ないと考えられる。スラグ細骨材Bは粉砕する

ことで、質量変化率が最大となる箇所がシフトする結果(25%⇒5%)となっており、粉砕により比表面積が増加したことが影響したと考えられる。

これらの骨材による液状水の付着状態のイメージ図を図-3に示す。

(3) 液状水を添加するタイミングの影響

水を途中で添加した水準をみると、最初から同量の水を添加した水準と比較して、ほとんど質量変化率は変わらなかった(図-2 塗りつぶし)。本検討の範囲においては、最初に所定量の水分を添加する場合と、途中で水分を添加するという場合とで、炭酸化の効率は大きくは変わらない結果となった。

5. まとめ

本検討では副産物由来の骨材を対象として炭酸化試験を行った。結果と考察を以下にまとめる。

- (1) 本検討で用いた再生細骨材とスラグ細骨材のどちらも、炭酸化による質量変化が確認された。
- (2) 炭酸化効率を高めるには、骨材に所要の液状水が存在することが重要である。
- (3) 炭酸化効率が高まる液状水の量(含水率)は、骨材の種類や粒度によって好適な範囲が異なる。その理由に、骨材ごとに液状水を保持しやすい条件が異なることを考察した。

今回の検討から、副産物由来の骨材を炭酸化する際にこれを効率化する条件について、一定程度の知見が得

られた。今回対象としなかった材料においても、同様の検討を行うことで炭酸化に好適な含水率の範囲を特定できる可能性が考えられ、今後の研究課題としたい。

参考文献

- 1) 取違剛ほか：コンクリート構造物への強制炭酸化技術の適用による CO₂ 排出削減，コンクリート工学，Vol.48，No.9，pp.39-42，2010.9
- 2) 國府勝郎ほか：委員会報告 骨材の品質と有効利用に関する研究委員会，コンクリート工学年次論文集，Vol.29，No.1，pp.41-50，2007.7
- 3) 鄭載東ほか：モルタルの中性化速度に及ぼす温度・湿度の影響に関する実験的研究，コンクリート工学論文集，Vol.1，No.1，pp.85-94，1990.1
- 4) 松田信広，伊与田岳史：炭酸化による低品質再生骨材の改質技術の提案と改質再生骨材がコンクリートに与える影響，コンクリート工学論文集，Vol.30，pp.65-76，2019.11
- 5) 西岡由紀子ほか：湿式・乾式手法によるセメント硬化体微粉と再生微粉の炭酸化処理と CO₂ 固定量の評価手法に関する検討，セメント・コンクリート論文集，Vol.76，pp.503-511，2022.3
- 6) Jordan Prévot et al. : Ferronickel slag produced in New Caledonia : characterisation and carbonation in seawater, International Journal of Mining and Mineral Engineering, Vol.13 No.1, pp.76 -91, 2022.7
- 7) 高塚稜ほか：相対湿度が Ca(OH)₂ および C-S-H の炭酸化生成物の生成過程に及ぼす影響，セメント・コンクリート論文集，Vol.77，pp.467-474，2023.3
- 8) 島裕和ほか：セメント硬化体の二酸化炭素吸収速度，セメント・コンクリート論文集，No.43，1989.12
- 9) 曾根真理，神田太朗：コンクリート塊の再資源化による二酸化炭素固定に関する全国調査，コンクリート工学，Vol.49，No.8，pp.9-16，2011.12

高炉スラグ微粉末を主体としたペーストの 炭酸化に関する実験的検討

Experimental Study on Carbonation of Paste Containing a Large Amount of Ground Granulated Blast Furnace Slag

R&D センター 坂本 遼 RYO SAKAMOTO
R&D センター 佐々木 亘 WATARU SASAKI
R&D センター 小宮 克仁 KATSUHIKO KOIMYA

建設産業において、CO₂ 排出量の低減を目的として、コンクリート用混和材に産業副産物である高炉スラグ微粉末（BFS）を利用する機運が高まっている。本報では、セメントを使用せず、高炉スラグ微粉末を主体としたペーストの水結合材比の違いが、圧縮強度や炭酸化に与える影響について実験的検討を行った。その結果、低水結合材比条件とすることで炭酸化抵抗性を確保できることが分かった。また、既往研究との比較より、セメントに BFS を高置換した条件と同じように炭酸化を評価できることが推察された。

キーワード：高炉スラグ微粉末、水結合材比、炭酸化、XRD 分析

In the construction industry, there is a growing trend to use ground granulated blast furnace slag (BFS), an industrial by-product, as an admixture for concrete to reduce CO₂ emissions. In this study, we experimentally investigated the effect of different water-binder ratios on compressive strength and carbonation of pastes that are mainly made of ground granulated blast furnace slag without using cement. As a result, it was found that carbonation resistance can be secured by using low water-binder ratio conditions. Additionally, a comparison with previous studies suggested that carbonation could be evaluated in the same way as when high amounts of BFS are substituted for cement.

Key Words: Ground Granulated Blast Furnace Slag, Water binder ratio, Carbonation, XRD analysis

1. はじめに

建設産業において、CO₂ 排出量の低減を目的に、コンクリート用混和材に産業副産物である高炉スラグ微粉末（以下、BFS）を利用する機運が高まっている。BFS の利用は、その使用量などの条件によっては炭酸化進行が容易になること、炭酸化後の空隙構造が粗大化することが明らかとなっている¹⁾。

筆者らは、使用材料由来の CO₂ 排出量を削減したコンクリートの実用化に向け、ポルトランドセメント（以下、セメント）を用いないコンクリートにて、水結合材比（以下、W/B）が低い条件を中心に様々な検討を進めている^{2,3)}。本研究では、セメントを使用せず結合材に多量の BFS を使用したペーストを用いて、W/B の違いが炭酸化に与える影響について実験的な検討を行った。

2. 試験概要

（1）使用材料および配（調）合

使用材料を表-1 に示す。BFS には高炉スラグ微粉末 6000（以下、B6）と 4000（以下、B4）を使用した。結合材には BFS の他にシリカフューム（以下、SF）と膨張材（以下、Ex）を用い、容積比率を BFS : SF : Ex = 82.5 : 15 : 2.5 とした。W/B は表-2 に示す 9 水準とした。なお、本報では B6 を用いた検討を基本とし、B4 は W/B が 40% の条件のみに用いた。また、化学混和剤を W/B に応じて表-2 に示す添加量で使用した。練混ぜは JIS R 5201 に準拠した容量 5L のモルタルミキサで行い、練混ぜ量は 1 バッチあたり 0.9L とした。練混ぜ時間は W/B が 15、20% では 6 分間、その他の W/B 条件では 3 分間とした。なお、W/B が 50、55% の条件でブリーディン

表-1 使用材料

記号	種類	物性値
W	上水道水	-
結合材 B	BFS	B6 高炉スラグ微粉末 (石膏入り)
		密度: 2.87g/cm ³ , 比表面積: 5,810cm ² /g
	B4	密度: 2.88g/cm ³ , 比表面積: 4,470cm ² /g
	SF	シリカフェューム
化学混和剤	Ex	膨張材
	SP1	高性能 AE減水剤
	SP2	高性能 減水剤

表-2 W/B と化学混和剤の添加量

W/B [%]	55	50	45	40	35	30	25	20	15
SP1 [B×%]	-	-	-	0.50	0.60	0.75	0.75	0.90	-
SP2 [B×%]	-	-	-	-	-	-	-	-	1.10

表-3 試験概要

試験項目	養生条件	材齢／ 促進期間	W/B[%]									
			55	50	45	40	35	30	25	20	15	
圧縮強度	20℃封かん	7日	○		○	○	○		○		○	
	標準水中	28日	○		○	○	○		○		○	
	材齢28日まで標準水中、 以降は20℃、RH60%	56日	○		○	○	○		○		○	
	標準水中	91日	○		○	○	○		○		○	
	蒸気養生	11日	○		○	○	○		○		○	
炭酸化 深さ	材齢4週まで標準水中養生を実施。 その後、20℃、RH60%環境で気中養生を実施。材齢7週に促進面以外の面にアルミテープを張付け、材齢8週から促進炭酸化養生（CO ₂ 濃度5%、20℃、RH60%）を開始。	0週	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
		1週	◎※	○	◎※	○	◎※	○	◎※	○	◎※	
		4週	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
		8週	●	○	○	○	○	○	○	○	○	
		13週	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
	蒸気養生後、20℃、RH60%環境で気中養生を実施。材齢3週に促進面以外の面にアルミテープを張付け、材齢4週から促進炭酸化養生を開始。	4週	◎※	○	◎※	○	◎※	○	◎※	○	◎※	
示差熱重量 分析	20℃封かん	1, 3, 7日	○								○	
	標準水中	28日	○								○	

●: 促進6週で測定を実施 ◎: XRD分析を併せて実施 ※: pH測定を併せて実施

グが確認されたため、練混ぜ終了後から 30 分おきに匙を用いて練返しを行い、ブリーディングが見られなくなった後、供試体を作製した。

(2) 実験概要

各試験の概要を表-3 に示す。全ての供試体において、打込み完了から材齢 7 日まで 20℃封かん養生とし、その後は各試験に応じて養生を変更した。蒸気養生は、材齢 7 日で脱型後すぐに開始し、温度条件は昇温速度 15℃/h、最高温度 90℃で 48 時間保持、降温速度 2.5℃/h とした。

a) 圧縮強度試験

圧縮強度試験は、φ 50×100mm の円柱供試体を用いて JIS A 1108 に準じて行った。試験は W/B が 15, 25, 35, 40, 45, 55% の試料で行い、W/B と圧縮強度との関係を確認した。供試体の養生方法は表-3 に示す条件とし、材齢 7, 28, 56, 91 日および蒸気養生後に試験を行った。

b) 促進炭酸化試験

促進炭酸化試験は、促進 1～8 週の測定には φ 50×50mm の円柱供試体を、促進 13 週の測定には φ 50×100mm の円柱供試体を用いて行った。φ 50×50mm の供試体は φ 50×100mm の型枠の高さ半分まで試料を打込む方法で作製した。試験時に表面をアルミテープで覆わず開放する面 (以下、促進面) は打込み底面とし、炭酸化の促進条件は CO₂ 濃度 5%, 20℃, RH60% とした。供試体の養生条件は表-3 に示す通りであり、促進炭酸化開始前の養生 (以下、前養生) 条件は、標準水中養生または蒸気養生を実施した後に気中養生を行った 2 条件とし、それぞれ材齢 8 週, 4 週から促進炭酸化を開始した。

蒸気養生は、前養生条件および圧縮強度が炭酸化に与える影響を確認することを目的に実施した。

所定の促進期間で供試体の割裂面にフェノールフタレイン溶液を噴霧し、供試体表面から赤紫色に呈色した部分までの距離を測定した。5mm ごとに 9 か所、2 つの面で合計 18 か所測定し、平均値を炭酸化深さとした。

また、前養生に含まれる気中養生期間中の炭酸化の確認を目的に、材齢 4 週まで標準水中、材齢 8 週まで 20℃, RH60% の気中養生を行った 4 cm×3 cm×2cm の供試体の炭酸化深さも測定した。材齢 8 週に割裂面にフェノールフタレイン溶液を噴霧し、打込み面以外の表面から赤紫色に呈色した部分までの距離を 5mm ごとに測定し、その平均値を炭酸化深さとした。なお、供試体表面に発生したひび割れを介して炭酸化した様子が見られた場合はその箇所を測定範囲から除いた。

c) pH 測定

pH 測定は表-3 に示す条件で行い、前養生条件の違いによる影響および炭酸化領域の pH の確認を目的とした。試料は促進炭酸化養生を行ったペーストの炭酸化領域およびフェノールフタレイン溶液の噴霧で呈色した箇所から採取し、呼び寸法 150μm の網ふるいを全量通過する大きさまで粉砕した。その粉末試料を用いて固形分濃度 10% の懸濁液を作り、30 分間攪拌をした後、ガラス電極を用いて pH を測定した。

d) 示差熱重量分析

示差熱重量分析の対象は水酸化カルシウム (以下、CH) とし、脱水分解による質量減少から CH の定量値を算出した。W/B が 15, 55%, 材齢 1, 3, 7 日 (20℃封かん), 28 日 (標準水中) の計 8 条件で試験を行い、水

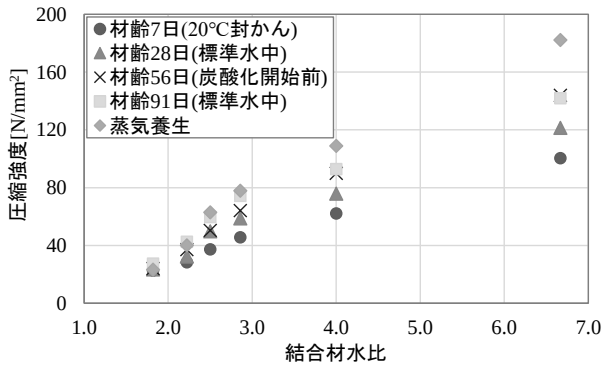


図-1 圧縮強度試験結果

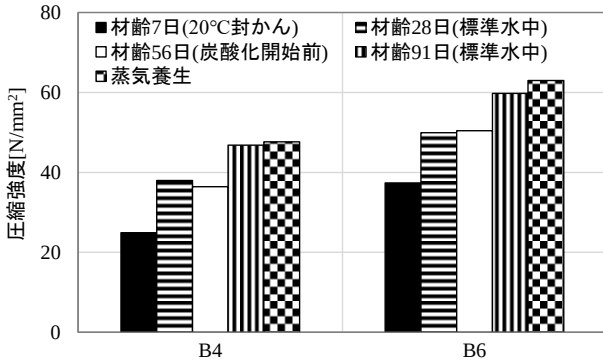


図-2 圧縮強度の比較試験結果

和反応で生成した CH 量の確認を目的とした。供試体は密閉袋にペーストを打込んで作製した。所定の材齢に粗粉砕をして、アセトンに 24 時間浸漬し、 40°C 環境で 24 時間乾燥させた後、メノウ乳鉢と乳棒を用いて粉砕して得た粉末試料を使用した。 $10^\circ\text{C}/\text{min}$ で室温から $1,000^\circ\text{C}$ まで昇温させ、測定中の N_2 流量は $100\text{ml}/\text{min}$ とした。

e) XRD 分析

XRD 分析は表-3 に示す 6 条件で行い、炭酸カルシウムの結晶構造の確認を目的とした。試料は炭酸化領域から採取し、d) 示差熱重量分析と同様の手順で作製した粉末試料を用いた。分析条件はターゲット $\text{CuK}\alpha$ ，管電圧 40kV ，管電流 7.5mA ，走査範囲 $2\theta = 5 \sim 80^\circ$ ，ステップ幅 0.02° とした。

3. 実験結果および考察

(1) 圧縮強度試験

BFS に B6 を使用した条件の結合材水比と圧縮強度との関係を図-1 に示す。結合材水比が高いほど、すなわち、W/B が低いほど圧縮強度が高い結果となり、緻密な組織が形成されていると考えられた。つぎに、W/B が 40%，BFS に B4 または B6 を用いた条件の圧縮強度試験結果を図-2 に示す。B6 を使用したほうが圧縮強度は高い結果となり、BFS の比表面積が大きいと圧縮強度が高くなる傾向を確認した。

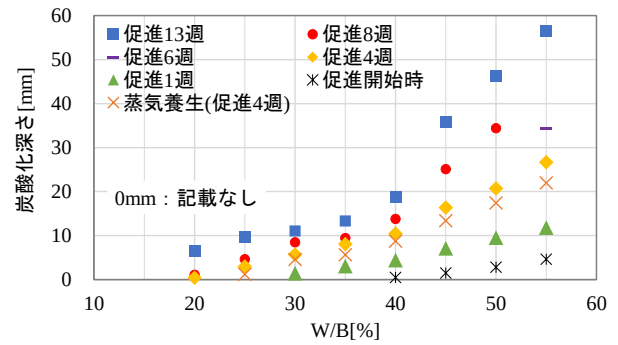
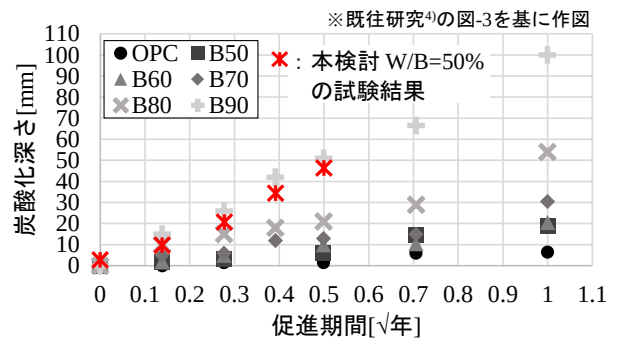


図-3 炭酸化深さの測定結果

図-4 既往研究⁴⁾との比較

(2) 促進炭酸化試験

B6 を用いた条件の炭酸化深さの測定結果を図-3 に示す。セメントを使用した一般的なコンクリートと同じように、W/B が低いほど炭酸化は進行しにくいことが分かり、緻密な組織を形成していると考えられる。W/B が 15% では促進期間 13 週において炭酸化は認められず、低 W/B 条件とすることで炭酸化の進行を抑制できることが示唆された。

大村ら⁴⁾は、W/B が 50%，BFS 置換率が 50～90% のコンクリートで、BFS 置換率の増加に伴い中性化深さも増加する傾向を報告している。その中性化深さと本検討の W/B が 50% 供試体の炭酸化深さとの比較を図-4 に示す。促進前の養生方法などが異なる条件での比較になるが、BFS を 90% 置換した条件と同様に炭酸化を評価できることが推察された。

促進開始時、すなわち、気中養生期間における炭酸化の進行は、図-3 (凡例：促進開始時) に示すように、W/B が 40% 以上の条件で確認された。気中養生を行った室内の CO_2 濃度は測定しておらず、その正確な数値は不明であるが、自然環境と同程度の CO_2 濃度の条件において、短期間で炭酸化が進行した。

つぎに、材齢 56 日 (促進開始時) および蒸気養生後の圧縮強度と炭酸化深さとの関係をそれぞれ図-5、図-6 に示す。両者には相関性があり、圧縮強度が高いほど炭酸化は進行しにくいことが分かった。つぎに、W/B

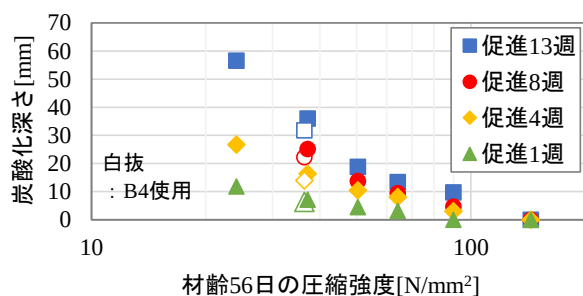


図-5 圧縮強度と炭酸化深さとの関係
(前養生：標準水中養生)

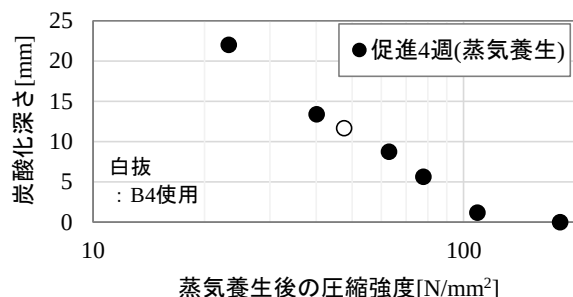


図-6 圧縮強度と炭酸化深さとの関係
(前養生：蒸気養生)

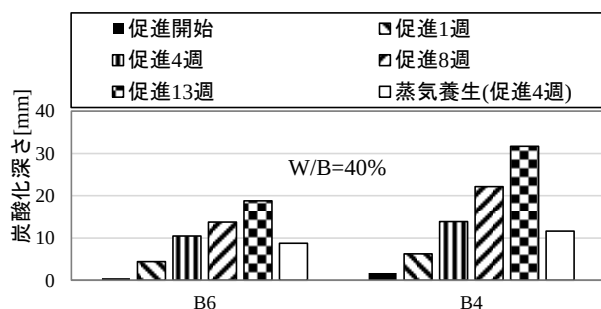


図-7 炭酸化深さの比較(同 W/B)

が 40%，BFS に B6 または B4 を用いた条件の炭酸化深さを図-7 に示す。B4 を用いたほうが炭酸化深さは大きい結果となり，図-2 に示したように，圧縮強度の差が影響したものと考えられる。

一方で，W/B が 45% の B6 使用条件および W/B が 40% の B4 使用条件の材齢 56 日圧縮強度はそれぞれ 37.1N/mm²，36.4N/mm² とほぼ同じであったが，図-8 に示すように炭酸化深さは B4 使用条件のほうが小さい結果となった。W/B が異なるため，空隙構造がより緻密であったことが推察される。本ペースト硬化体の炭酸化進行に関して，ペーストの圧縮強度だけではなく，空隙構造が影響していると考えられるが，より詳細な機構については継続して検討する予定である。

(3) pH 測定

pH 測定結果を図-9 に示す。W/B および炭酸化の有無によらず，蒸気養生条件のほうが pH は低いことから，

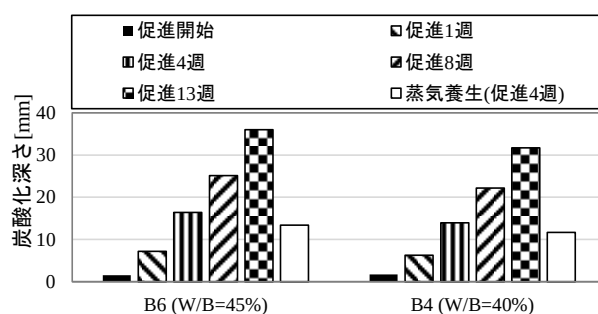


図-8 炭酸化深さの比較(圧縮強度同等)

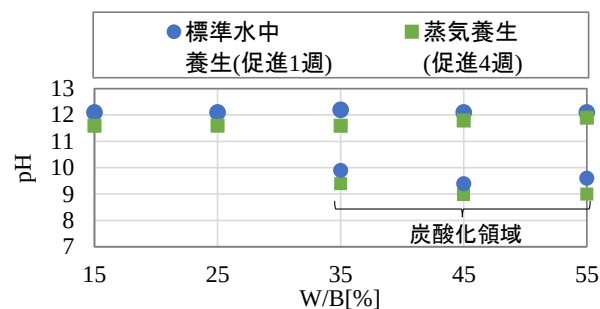


図-9 pH 測定結果



写真-1 W/B=15%，材齢 1 日の様子

蒸気養生によって CH が減少したと推察される。また，W/B の違いによる pH の差は明確に確認されず，炭酸化領域の pH は 9.0～9.9 であった。

(4) 示差熱重量分析

示差熱重量分析を行った W/B が 15，55%，材齢 1，3，7 日（20℃封かん），28 日（標準水中）のうち，CH を定量できた条件は W/B が 15% の材齢 1 日のみとなり，算出した定量値は 4.4% となった。その試料のみ，写真-1 に示すように密閉袋に入れたまま指で押すと変形し，未硬化の状態であった。他の条件の分析では，CH の脱水分解に加えて，炭酸カルシウムの脱炭酸分解の挙動を明確に確認できなかった。微量の CH が測定前の乾燥期間で炭酸化した可能性が考えられるが，少なくとも，W/B によらず，水和反応で生成する CH の量が少ないことを確認できた。

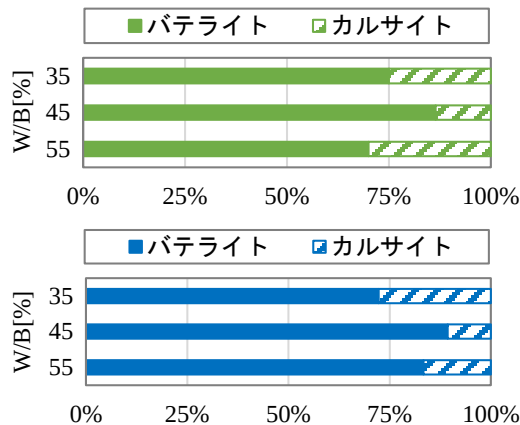


図-10 定量値の比率

(前養生条件 上：蒸気養生 下：水中養生)

(5) XRD分析

XRD 分析より、炭酸カルシウムとしてカルサイトとバテライトのピークが確認された。被検成分の最強線の積分強度とデータベースの RIR 値を用いて定量値を算出する RIR 法によりカルサイトとバテライトを定量した。その定量値の比率を図-10 に示す。前養生条件および W/B によらず、バテライトの割合が高い結果となった。

豊村ら⁵⁾は、二酸化炭素濃度を高くした促進環境下で高炉セメントの中性化抵抗性が小さくなる要因として、生成される CH が少ないこと、C-S-H の Ca/Si 比が低いことによって、そこから生成される炭酸カルシウムがバテライトになりやすいことを挙げている。さらに炭酸化によって C-S-H の骨格が崩壊し、空隙化することより二酸化炭素が深い位置まで到達しやすくなると考察している。

図-11 に、W/B が 45% 供試体の促進開始時、促進期間 1 週および 8 週におけるフェノールフタレイン溶液噴霧後の様子を示す。促進開始時にすでに表層が炭酸化しており、促進開始後はアルミテープで覆っているにも関わらず、炭酸化領域が促進期間 1 週から 8 週にかけて拡大した。すなわち、気中養生で炭酸化した箇所は CO₂ が拡散しやすい状態であった可能性がある。今後、細孔容積などの定量的な評価を行い、炭酸化による粗大化についてより詳細に検討したい。

4. まとめ

本報では、セメントを用いず、高炉スラグ微粉末を主体としたペーストの圧縮強度と炭酸化に関する検討を行った。得られた知見を以下に示す。

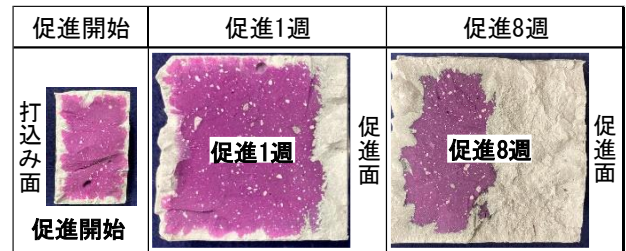


図-11 フェノールフタレイン溶液噴霧後の様子

- ① W/B が低いほど圧縮強度が高くなる傾向を示した。
- ② 低 W/B 条件とすることで、炭酸化の進行を抑制することができ、緻密な組織が形成されていることが示唆された。
- ③ 炭酸化の進行は圧縮強度のみでは評価できず、空隙構造が影響していると考えられる。
- ④ 水和反応により生成される水酸化カルシウムの量は少ないことが分かった。
- ⑤ 炭酸化によって生成される炭酸カルシウムとして、カルサイトよりもバテライトが生成しやすいことが分かり、炭酸化領域の粗大化が推察された。
- ⑥ 炭酸化に関して、セメントを高炉スラグ微粉末で高置換した条件と同様に評価できると考えられる。しかしながら、本検討条件における炭酸化の詳細を明らかにするまでは至っていないため、継続して検討を行う予定である。

参考文献

- 1) 金尚奎ほか：高炉スラグセメント硬化体の炭酸化反応，セメント・コンクリート論文集，No.48，p.572-577，1994.12
- 2) 松田拓ほか：ポルトランドセメントを使用しない超低収縮・高強度コンクリートの実用化に向けた検討 その 1：全体概要，日本建築学会大会（北海道）学術講演集，p.659-660，2022.7
- 3) 松田拓ほか：持続可能性に貢献する超低収縮・低炭素コンクリート，コンクリート工学，58 巻 1 号，p.84-89，2020.5
- 4) 大村志織ほか：高炉スラグ高置換コンクリートの各種特性と乾燥と中性化が物質の移動に対する抵抗性に与える影響に関する実験的検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.41，No.1，2019.7
- 5) 豊村恵理ほか：異なる二酸化炭素濃度環境下における炭酸化メカニズムに関する一検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.35，No.1，p.769-774，2013.7

PCaPC 部材への適用を目指した ポルトランドセメントを用いない高強度コンクリートの検討

Investigation of High-strength Concrete without Portland Cement as a Material for Precast Prestressed Concrete Members

R&D センター 佐々木 亘 WATARU SASAKI
R&D センター 坂本 遼 RYO SAKAMOTO
R&D センター 小宮 克仁 KATSUHIITO KOMIYA
R&D センター 篠崎 裕生 HIROO SHINOZAKI

CO₂ 排出量削減への取り組みの一つとして、混和材の置換率を高めたコンクリートの検討が進められており、筆者らもポルトランドセメントを用いない高強度コンクリートを開発している。本稿は、ポルトランドセメントを用いないコンクリートの PCaPC 部材への適用を目指し、使用材料や配(調)合条件がその特性に与える影響について報告するとともに、PCaPC 部材向けの条件として選定したコンクリートについて報告するものである。

キーワード：ポルトランドセメント不使用、高炉スラグ微粉末、高強度、蒸気養生

As one of the efforts to reduce CO₂ emissions, concrete containing high-volume mineral admixtures is being studied, and the authors are also developing high-strength concrete without Portland cement. This paper reports the results of the study on the effects of materials and mix proportions on the properties of concrete without Portland cement, with the aim of manufacturing Precast Prestressed Concrete members. The characteristics of the concrete selected for Precast Prestressed Concrete members are also reported.

Key Words: No Portland cement used, Ground granulated blast-furnace slag, High strength, Steam curing

1. はじめに

建設産業におけるカーボンニュートラルの実現に向けた取り組みの一つとして、CO₂ 排出量の少ない材料を結合材として用いたコンクリートの適用検討が進められている。多くの事例^{1), 2)}は無筋コンクリート構造物あるいは一般的な RC 構造物への適用を想定した強度域のコンクリートであるが、筆者らは、高い強度域のコンクリートを中心に産業副産物を大量に使用したコンクリートの検討を行っており、ポルトランドセメントを用いないコンクリートを使用したプレテンション・プレストレストコンクリート（以下、PC）桁の実証検討も行っている³⁾。

一方で、このコンクリートはポルトランドセメントを用いないことから強度発現が緩やかであり、やや特殊な蒸気養生により強度発現を促進させていた。20℃環境において脱型が可能となるまでの時間は通常のセメントコンクリートと比べると相当に長くなっており⁴⁾、適用範囲を拡大していくためには改善が必要と考えられた。特

に PC 部材への適用を容易にするためには、初期強度の改善が重要である。

また、このコンクリートは高強度でありながら超低収縮性を有しているものであるが、その性能は常に要求されるわけではなく、適用部材、構造物に応じて必要性や要求性能の度合いは変化する。高強度かつ超低収縮性といった優れた性能は、使用材料の組合せや配(調)合条件によって付与されるものであるが、適用部材、構造物に応じて合理的な性能を発現する配(調)合条件を選定可能となれば、使用可能な材料も増やすことができ、ポルトランドセメントを用いないコンクリートの適用拡大に資するものと考えられる。

本稿は、ポルトランドセメントを用いないコンクリートの PCaPC 部材への適用拡大を目指し、使用材料や配(調)合条件がポルトランドセメントを用いない高強度コンクリートの特性に与える影響を検討するとともに、それらの結果を踏まえて選定した配(調)合のコンクリートについて報告するものである。

表-1 主な使用材料

材料		成分、物性等	記号	
粉体	高炉スラグ微粉末	4000 プレーン, 比表面積 4,540 cm ² /g, 密度 2.88 g/cm ³ , SO ₃ : 2.2%	B4	P
		6000 プレーン, 比表面積 5,790 cm ² /g, 密度 2.87 g/cm ³ , SO ₃ : 3.19%	B6	
	フライアッシュ	JIS I 種, 比表面積 5,900 cm ² /g, 密度 2.36g/cm ³ , SiO ₂ : 65.3%, Ig.loss: 2.0%	F1	
		JIS II 種, 比表面積 3,710 cm ² /g, 密度 2.26g/cm ³ , SiO ₂ : 65.1%, Ig.loss: 1.8%	F2	
	石灰石微粉末	比表面積 5,320 cm ² /g, 密度 2.65 g/cm ³	LP	
	シリカフェーム	BET 比表面積 18.4 m ² /g, 密度 2.27 g/cm ³ , SiO ₂ : 93.8%	SF	
	膨張材	石灰系, 比表面積 5,050 cm ² /g, 密度 3.17 g/cm ³	EX	
細骨材		フェロニッケルスラグ細骨材, 吸水率 2.51%, 表乾密度 2.92 g/cm ³	FNS	S
		佐野産石灰砕砂, 表乾密度 2.72 g/cm ³	S1	
		多賀産石灰砕砂, 表乾密度 2.67 g/cm ³	S2	
粗骨材		鹿沼産硬質砂岩碎石 2005, 表乾密度 2.63 g/cm ³	G1	G
		大垣産硬質砂岩碎石 2005, 表乾密度 2.64 g/cm ³	G2	

注) 物性欄の数値は試験値の一例

表-2 配(調)合条件およびスランプフロー試験結果の一例

ID	配(調)合条件												スランプフロー		
	水粉体 容積比 w/p	単位 水量 [kg/m³]	細骨材	粗骨材	単位粗 骨材絶 対容積 [m³/m³]	粉体の構成比率（容積比）							化学混 和剤の 使用量 SP [P×%]	フロー [mm]	フロー 500mm 到達時 間 [s]
						B4	B6	F1	F2	LP	SF	EX			
B4F1-FNS	0.395	100	FNS	G1	0.300	52.5	-	30.0	-	-	15.0	2.5	1.75	675	22.4
B4F1			-				30.0	-	-	1.75			695	17.1	
B4F2			-				-	30.0	-	1.75			670	17.5	
B4L			-				-	-	30.0	1.75			665	24.3	
B4B6			30.0				-	-	-	2.05			615	34.4	
B6F2			-			52.5	-	30.0	1.75	695			14.8		
B4			82.5			-	-	-	1.85	600			43.0		
B4-45	0.450	107	S1			82.5	-	-	-	-			1.75	775	8.0
B6-45						-	82.5	-	-	-			1.60	800	6.4

2. 使用材料

本検討における主な使用材料を表-1 に示す。実証橋³⁾で用いたポルトランドセメントを用いない超低収縮高強度繊維補強コンクリートでは、高炉スラグ微粉末 4000 (B4), フライアッシュ I 種 (F1), シリカフェーム (SF), 石灰系で比表面積の大きい膨張材 (EX) およびフェロニッケルスラグ細骨材 (FNS) を用いていた。当該部材は SMC プレコンクリート (株) 栃木工場で製造しており、粗骨材は表中の G1 (S1 および G1 が当該工場で使用している骨材) を使用している。また、この工場では表中の粉体のうち B4 を常備しており設備を有するが、その他の粉体は手投入が基本となる。

高炉スラグ微粉末 6000 (B6) は三井住友建設 (株) 能登川工場で常備しており使用可能な材料である。また、表中の S2 および G2 は能登川工場で使用している骨材である。なお、三井住友建設 (株) 新居浜 PC 工場ではフライアッシュを常備しており使用可能であるが、本稿で対象としているポルトランドセメントを用いないコンクリートの結合材は高炉スラグ微粉末を主体としたものとなっている。

また、検討を行うコンクリートの条件は、水粉体容積比が 0.4 前後と非常に小さい領域を基本としているため、化学混和剤には、超高強度コンクリートで用いられている高性能減水剤 (SP) と消泡剤 (DF) を用いる。

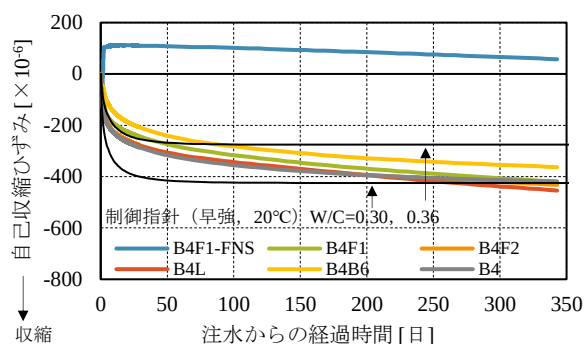


図-1 自己収縮ひずみの一例

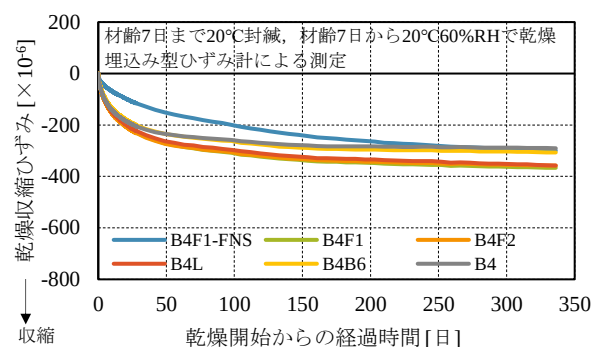


図-2 乾燥収縮ひずみの一例

3. 材料や配(調)合条件がコンクリートの性状に与える影響

(1) 流動性

表-2 に配(調)合条件およびスランブフロー試験結果の一例を示す。「B4F1-FNS」は前述の実証橋の配(調)合³⁾を基に、水粉体容積比 (w/p) を 0.395, 単位粗骨材絶対容積を 0.300 m³/m³, 単位水量を 100 kg/m³, 粉体の構成比率を容積比で B4 : F1 : SF : EX = 52.5 : 30 : 15 : 2.5 としたものである。細骨材には比較的吸水率の高いフェロニッケルslag細骨材 (FNS) を使用している。この配(調)合を基準に、細骨材をPCa工場で使用している細骨材に置き換えるとともに、使用する粉体の構成を変化させたものである。なお、粉体のうちSFとEXは一定とした。

B4F1-FNS と B4F1 の比較から、スランブフローに与える細骨材の影響は小さいことがわかる。FNS は配(調)合条件によっては流動性を高める効果を有する⁵⁾が、このようなポルトランドセメントを用いない条件ではスランブフローに差異は見られなかった。フライアッシュおよび石灰石微粉末を用いた場合の差異は小さいが、w/p を一定としたままフライアッシュや石灰石微粉末を用いずに大部分を高炉slag微粉末とした B4 や B4B6 では、SP を増加させてもスランブフローは小さく、フロー500 mm 到達時間は大きくなった。ただし、大部分を高炉slag微粉末とした条件であっても、B4-45 や B6-45 のように w/p を調整することで容易に高い流動性が得られる。

(2) 収縮特性

図-1 に埋込み型ひずみ計によって測定した自己収縮ひずみの一例を示す。凡例記号は表-2 中の ID と対応している。FNS を用いている条件では、既報⁶⁾と同様に膨張側で推移している。細骨材を工場で通常用いているもの (S1) とした条件では、自己収縮ひずみは高炉slag

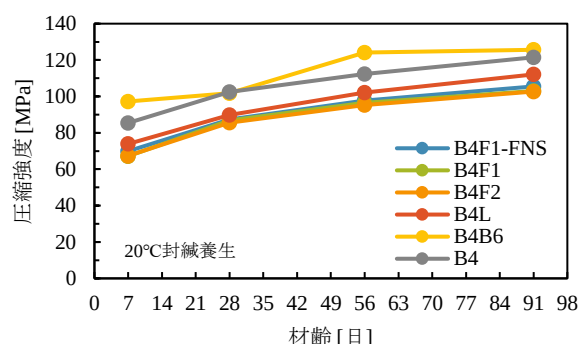


図-3 材齢と圧縮強度の関係

微粉末 6000 を用いた B4B6 で若干小さいが概ね同程度である。図中には、ひび割れ制御指針⁷⁾に示される自己収縮ひずみの予測式を用いて、早強ポルトランドセメント、最高温度 20°C, W/C=0.30 または 0.36 として計算した値を併記している。この値との比較から、FNS を用いた条件を除く 5 つの配(調)合条件の自己収縮ひずみは、おおむね、早強ポルトランドセメントを用いた W/C=0.30 ~ 0.36 の自己収縮ひずみと同様な範囲にあることがわかる。すなわち、細骨材に FNS を用いなくとも、PC 部材に多く用いられるコンクリートと比べて、大きな自己収縮ひずみを生じるものではないと考えられる。

図-2 は乾燥収縮ひずみの測定結果の一例である。この図では、乾燥収縮ひずみはフライアッシュまたは石灰石微粉末を用いた B4F1, B4F2, B4L は同程度であり、大部分を高炉slag微粉末とした B4 および B4B6 は若干小さい。FNS を用いた B4F1-FNS の乾燥収縮ひずみの増加は緩やかであるが、乾燥開始から 250 日前後以降は B4 や B4B6 と同程度となっている。

(3) 圧縮強度

図-3 に 20°C封緘養生における材齢と圧縮強度の関係の一例を示す。B4F-FNS, B4F1, B4F2 の差異は小さく、FNS と S1 の差やフライアッシュの種類の影響は小さいことがわかる。B4L はこの 3 配(調)合よりやや大きい値

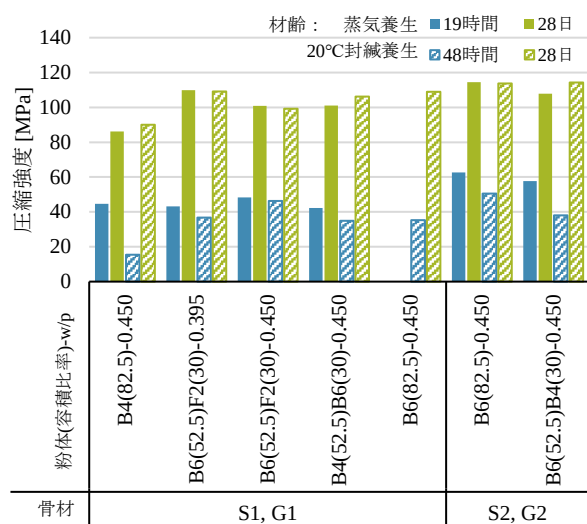


図-4 初期材齢の圧縮強度の例

で推移しており、材齢 91 日までの範囲では、フライアッシュより石灰石微粉末のほうが圧縮強度が高くなるようである。これらに対して、粉体の大部分を高炉スラグ微粉末とした B4B6 および B4 は明らかに圧縮強度が高く、高炉スラグ微粉末のほうがフライアッシュや石灰石微粉末より圧縮強度への寄与が大きいことが明らかである。材齢 91 日までの範囲において、高炉スラグ微粉末のほうがフライアッシュや石灰石微粉末より反応性の高いことが示唆される結果であるが、このことが、先に示したフレッシュコンクリートの流動性低下、粘性増大の原因にもなっていると推察される。

図-4 は PC 部材へのプレストレス導入に関わる初期強度を調べた結果の一例である。すなわち、50℃7h の蒸気養生（前置きを注水から 4 h 程度、昇温速度 15℃/h、降温速度 10℃/h）の材齢 19h および、20℃封緘養生 48h での圧縮強度である。併せて材齢 28 日の圧縮強度も示している。なお、蒸気養生を行った供試体は、材齢 1 日で脱型した後、20℃60%RH の恒温恒湿室内で保管したものである。図より、蒸気養生を行った条件では、材齢 19h 程度でいずれも 40 MPa を超える圧縮強度が得られている。20℃封緘養生では、B4 のみを用いた条件を除いた条件、すなわち、B6 を用いた条件において材齢 48 h 程度で 35 MPa 以上の圧縮強度が得られている。材齢 28 日の圧縮強度に着目すると、蒸気養生と 20℃封緘養生で大きな差は無く、前置き 4 h 程度で蒸気養生を行っても、その後の強度発現性が低下することはないということがわかる。

例えば、設計基準強度 50 MPa の PC 部材では、プレストレスを導入する際の圧縮強度の目標値として 35 MPa 程度が設定されることが多い。本実験結果は、材齢 28 日以降の圧縮強度は非常に高くなってしまふものの、ポル

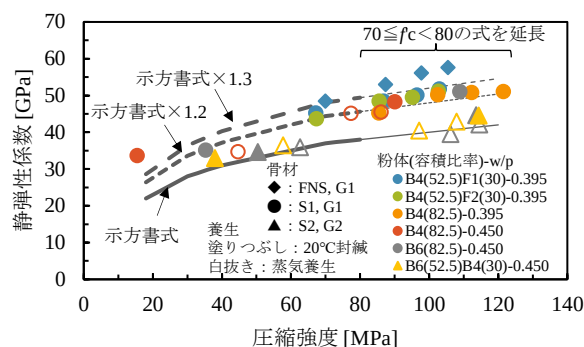


図-5 圧縮強度と静弾性係数の関係の一例

トランドセメントを用いないコンクリートでも、一般的な工程でプレストレスの導入を行うことができる可能性を示すものであるといえる。特に、高炉スラグ微粉末 6000 を使うことで初期強度の発現性が高まる。

なお、粉体構成が同じで w/p の異なる 2 つの条件（“B6(52.5)F2(30)”）を比較すると、w/p が小さいほうが材齢 28 日の圧縮強度は大きい、蒸気養生の材齢 19 h および 20℃封緘養生の材齢 48 h の圧縮強度は逆の傾向となっている。これは、一定の流動性を得るために w/p の小さいほうが SP の使用量が多くなっており、そのことが、初期の強度発現性に影響を与えているものと考えられる。

(4) 静弾性係数

図-5 に圧縮強度と静弾性係数の関係の一例を示す。図中には、コンクリート標準示方書⁸⁾に示される圧縮強度とヤング係数の関係（図中では示方書式と表示）、ならびに、示方書式から計算される値を 1.2 倍および 1.3 倍したのもも示した。なお、示方書式の範囲は圧縮強度 80 MPa までであるが、圧縮強度 70～80 MPa の式を 120 MPa まで延長して記載した。

FNS を用いた条件では、既報⁶⁾と同様に圧縮強度に対する静弾性係数の値が大きく、示方書式の 1.3 倍を超える位置にプロットされている。骨材に S1 および G1 を用いた条件では粉体構成や養生方法によらずおおそ示方書の 1.2 倍付近にあり、S2 および G2 を用いた条件では、やはり粉体構成や養生方法によらず示方書式付近にプロットされる。すなわち、ポルトランドセメントを用いないコンクリートであっても、圧縮強度と静弾性係数の関係は使用する骨材の影響が支配的であることがわかる。

(5) 凍結融解抵抗性

高炉スラグ微粉末を結合材の主体としたポルトランドセメントを用いないコンクリートでは、凍結融解抵抗性が小さくなる傾向にあることが報告されている（例えば 9）。

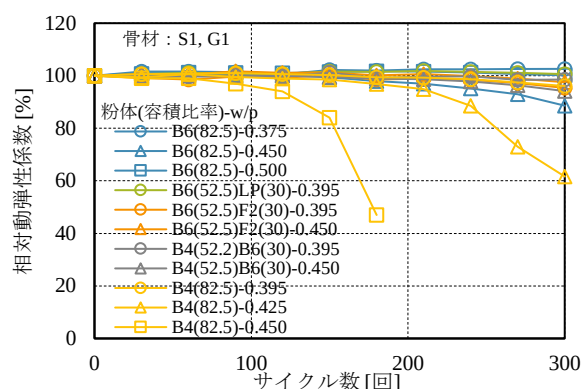


図-6 凍結融解試験結果の一例

表-4 CO₂排出原単位の例

材料	原単位 [kg-CO ₂ /t]
ポルトランドセメント	762.7
高炉スラグ微粉末	26.5
シリカフューム	19.6 [※]
膨張材	762.7 [※]
細骨材	3.7
粗骨材	2.9
水	0.245

この表の値は、文献 10)に例示された値を基本とし、シリカフュームと膨張材については、文献 1)と同様に、それぞれフライアッシュおよびポルトランドセメントと同じ値としたもの

表-3 設定した PCaPC 向け配(調)合

	表-4 の CO ₂ 排出 原単位 を用い て計算 した材料由来 の CO ₂ 排出量 [kg- CO ₂ /m ³]		配合指標					単位量 [上段：kg/m ³ ，下段：L/m ³]							
			W/P	モルタル 細骨材 容積比 s/mor	細骨 材率 s/a [%]	単位 粗骨材 絶対 容積 [m ³ /m ³]	空気量 [%]	W	P					S	G
									(計)	EX	B6	SF	早強ポ ルトラン ドセ メント	S2	G2
ゼロセ メント	37.3	質量	0.161	-	-	-	-	107	665	20	563	82	-	854	792
		容積	0.450	0.481	51.6	0.300	3.5	107	238	6	196	36	-	320	300
早強 50MPa 例	323.9	質量	0.360	-	-	-	-	150	417	-	-	-	417	801	982
		容積	1.13	0.515	44.6	0.372	4.5	150	133	-	-	-	133	300	372

そこで本検討においても凍結融解抵抗性について確認した。図-6 に凍結融解試験 (JIS A 1148 A 法) の結果の一例を示す。粉体の 82.5%を高炉スラグ微粉末 4000 とし、w/p を 0.450 とした配合 B4(82.5)-0.450 では 180 サイクルで相対動弾性係数が 60%を下回ったが、その他の配合はいずれも 300 サイクルにおける相対動弾性係数 60%以上となった。300 サイクルで相対動弾性係数 60%以上となった配合のうち、粉体の 82.5%を高炉スラグ微粉末 4000 とし w/p を 0.425 とした B4(82.5)-0.425 を除いては、300 サイクルにおける相対動弾性係数が概ね 90%以上であり、高い凍結融解抵抗性を有していることが確認された。すなわち、本実験結果からは、粉体の 82.5%を高炉スラグ微粉末 4000 とした条件では凍結融解抵抗性が小さい傾向にあり、w/p を 0.425 (W/P では約 0.15) より小さくしないと 300 サイクルにおいて相対動弾性係数 60%を満足できないとも言える。

粉体の 82.5%を高炉スラグ微粉末 6000 とした条件では 3 配合とも高い凍結融解抵抗性を示したことから、高炉スラグ微粉末 4000 に比べ、高炉スラグ微粉末 6000 のほうが、凍結融解抵抗性を付与しやすいことがわかった。

粉体中に高炉スラグ微粉末 6000 を用いた条件では、石灰石微粉末、フライアッシュや高炉スラグ微粉末 4000 が併用されていても高い凍結融解抵抗性を示し、凍結融解抵抗性を低下させる可能性が指摘されているフライアッシュ⁹⁾については明確な傾向は確認できなかった。

4. PCaPC 向けとして選定した配(調)合のコンクリートの特徴

(1) 使用材料および配(調)合

前章で得た知見を基に設定した配(調)合を表-3 に示す(表中の「ゼロセメント」)。各材料の記号は表-1 に準じている。粉体は高炉スラグ微粉末 6000 を主体とし、シリカフューム(SF)と膨張材(EX)を用いたものとした。SF および EX を除いて、能登川工場に常備されている材料であり、SF および EX は現状の設備上は手投入となるものの、いずれも同工場で使用実績のある材料である。また、表-3 には同工場における、設計基準強度 50 MPa の PCaPC 部材に用いるコンクリートの配合例を併せて示した。表-3 に示した両配(調)合について、たとえば、

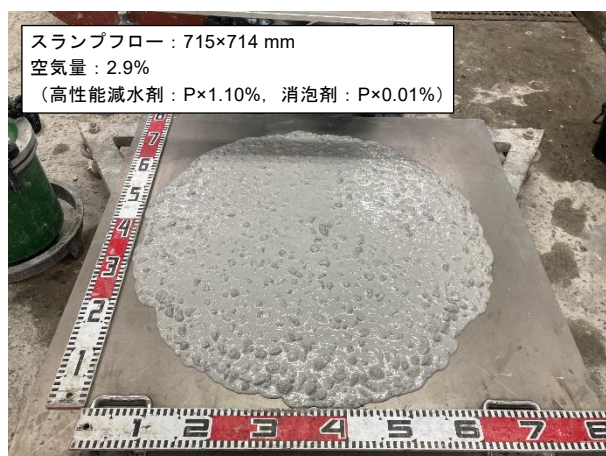


写真-1 フレッシュ性状の一例

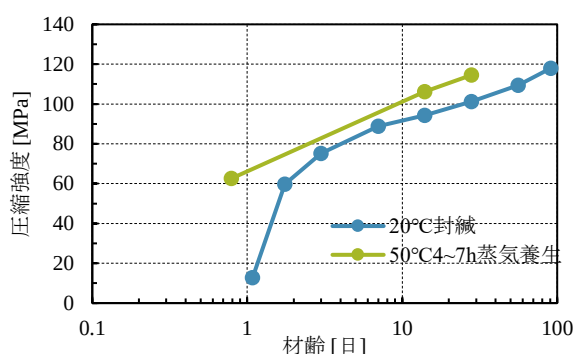


図-7 材齢および養生方法と圧縮強度の関係

表-4 に示した CO_2 排出原単位を用いて材料由来の CO_2 排出量を計算すると、ゼロセメントは $37.3 \text{ kg-CO}_2/\text{m}^3$ 、早強 50MPa 例は $323.9 \text{ kg-CO}_2/\text{m}^3$ となり、早強 50MPa 例に対して 88.5%低減される配(調)合条件となっている。

(2) フレッシュ性状

写真-1 にフレッシュ性状の一例を示す。この配(調)合は、表-3 に示したように通常のコンクリートに比べて水粉体容積比と単位水量が非常に小さいが、モルタル細骨材容積比や単位粗骨材絶対容積は粉体系の高流動コンクリート¹¹⁾と同様の範囲にあり、フレッシュ性状も粉体系の高流動コンクリートと類似した性状を呈する。

(3) 強度特性

a) 圧縮強度

図-7 に圧縮強度の測定結果の例を材齢との関係として示す。一般の PCaPC 部材と同様の蒸気養生条件において、注水から 18 時間で 60 MPa 程度の圧縮強度が得られる。また、20℃条件であっても、材齢 2 日で同程度の圧縮強度を発現する。これまでに得られている材齢 28 日の圧縮強度の平均値は、20℃封緘および 50℃4h の蒸気養生のいずれも約 113 MPa である。

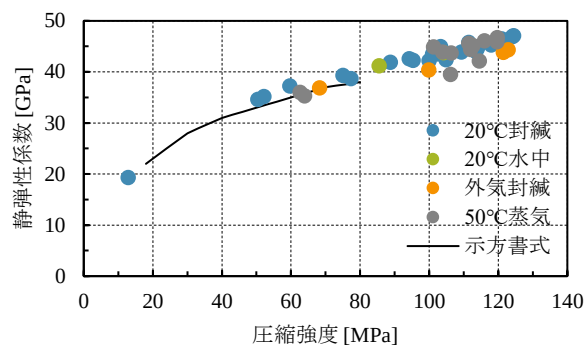


図-8 圧縮強度と静弾性係数の関係

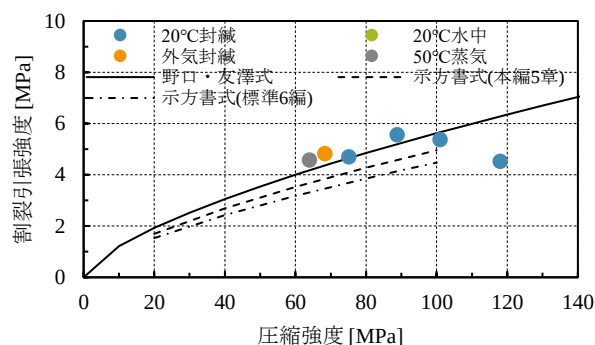


図-9 圧縮強度と割裂引張強度の関係

b) 静弾性係数

図-8 に圧縮強度と静弾性係数の関係を示す。図には複数の養生条件で得たデータをプロットしているが、養生方法が圧縮強度と静弾性係数の関係に与える影響は小さいことがわかる。図-5 でも示した通り、圧縮強度と静弾性係数の関係は、コンクリート標準示方書に示される関係式およびその延長線上にプロットされている。

c) 割裂引張強度

図-9 に圧縮強度と割裂引張強度の関係を示す。図には野口らの式¹²⁾およびコンクリート標準示方書に示される式の値も併せて示している。測定値は、おおよそこれらの式から求められる値と同程度の範囲にある。すなわち、圧縮強度と割裂引張強度の関係は、通常のポルトランドセメントを用いたコンクリートと大きく変わるものではないと考えられる。

(4) 収縮特性

図-10 に乾燥収縮ひずみの測定例を示す。図中には比較として、早強ポルトランドセメントを用いた水セメント比 0.40 のコンクリートについて調べたデータ¹³⁾を示している。この図より、乾燥収縮ひずみは $W/C=0.40$ のコンクリート ($f_{ck}=40\sim50 \text{ MPa}$) に比べて小さいことがわかる。

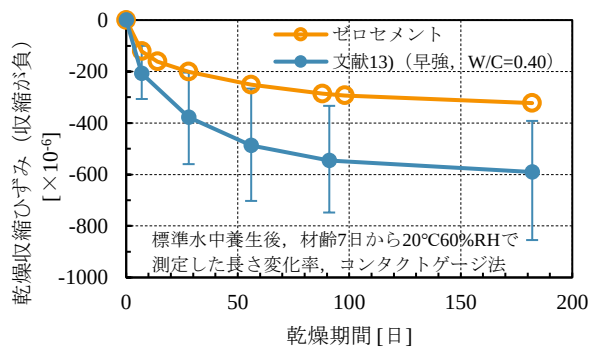


図-10 乾燥収縮ひずみの測定例

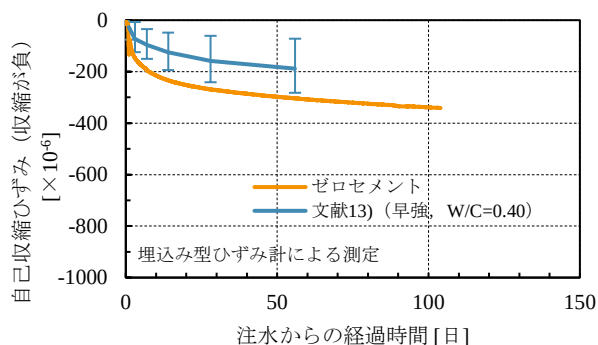


図-11 自己収縮ひずみ

図-10 に示した乾燥収縮ひずみは材齢 7 日を起点として測定したものである。図-11 に示すように、自己収縮ひずみは $W/C=0.40$ のコンクリートと比べると大きいものの、図-12 に示すように、材齢 7 日時点での自己収縮ひずみを起点とした乾燥収縮ひずみは $W/C=0.40$ のコンクリートと比べて小さく、自己収縮ひずみの影響は小さいことがわかる。

(5) クリープ

図-13 に圧縮クリープ試験によるクリープ係数の測定例を示す。圧縮クリープ試験は JIS A 1157 に準じて行った。荷重開始までの条件は 20°C 封緘・材齢 3 日、20°C 封緘・材齢 28 日および 50°C 4h 蒸気養生・材齢 1 日の 3 水準である。図中には参考として、 $f_{ck}=50$ MPa のコンクリートの測定例も示した（荷重開始までは 20°C 水中養生、材齢 9 日に荷重開始）。この図より、このコンクリートのクリープ係数は、通常のコンクリートに比べて相当に小さいことがわかる。

(6) 凍結融解抵抗性

図-14 に凍結融解試験結果の一例を示す。試料コンクリートは能登川工場の実機ミキサで製造し、実際の製造ラインで 45~50°C 4h の蒸気養生を行ったのち、材齢 28 日から凍結融解試験に供したものである。図より 300 サ

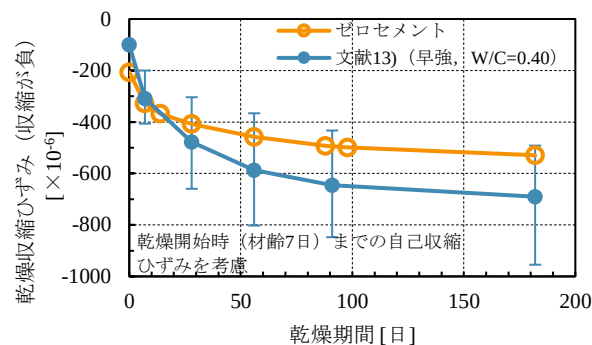


図-12 材齢 7 日までの自己収縮ひずみを考慮した乾燥収縮ひずみ

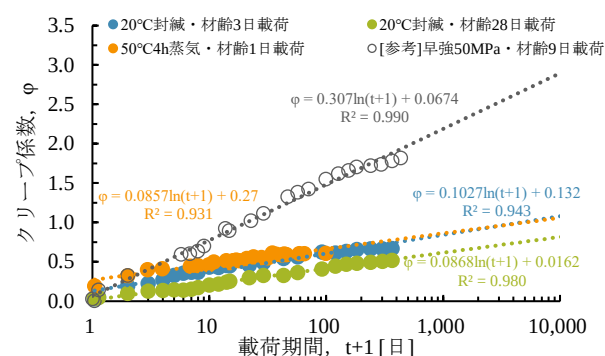


図-13 クリープ係数の測定例

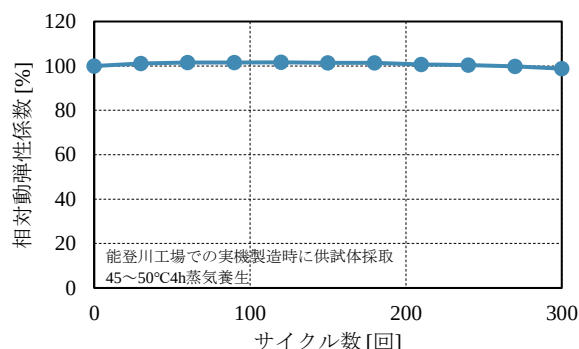


図-14 凍結融解試験におけるサイクル数と相対動弾性係数の関係

イクルまで相対動弾性係数に変化は見られず、十分な凍結融解抵抗性を有していることがわかる。

(7) 鋼材を保護する性能

a) 塩化物イオンの拡散係数

図-15 に非定常電気泳動試験¹⁴⁾を用いて算出した塩化物イオンの拡散係数を示す。図中には参考として、文献 14)に掲載されている $W/B=0.35$ のコンクリート（ポルトランドセメント単味、ならびに、高炉スラグ微粉末および高炉スラグ細骨材使用 (GGBS+BFS)）の測定値の例を併せて示した。図より塩化物イオンの拡散係数は、高炉スラグ微粉末を用いることで、ポルトランドセメント単

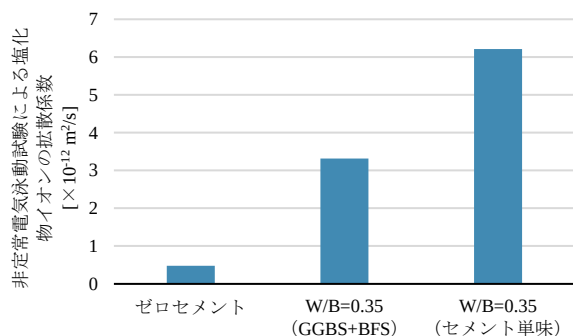


図-15 塩化物イオンの拡散係数

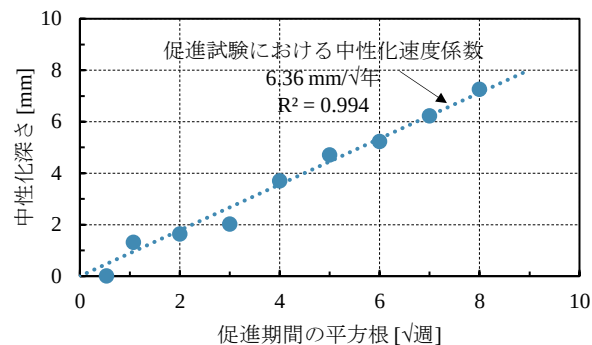


図-16 促進期間と中性化深さの関係



写真-2 水分浸透深さの確認状況（浸せき 150 h）

味のコンクリートに比べて 1/2 程度になるが、このコンクリートは 1/10 以下とさらに小さく、極めて高い遮塩性を有していることがわかる。

b) 水分浸透速度係数

JSCE-G 582 に準じて水分浸透速度係数の測定を試みた。供試体は材齢 28 日まで 20℃封緘養生を行ったのち、脱型して 20℃60%RH の恒温恒湿室内に 91 日間静置した後に試験に供した。浸せき時間を標準の 48 h から 150 h まで延長して試験を行ったが、水分の浸透は確認されなかった。浸せき 150h における水分浸透の確認状況を写真-2 に示す。

c) 中性化速度係数

図-16 に促進中性化試験における促進期間と中性化深さの関係を示す。促進中性化試験は JIS A 1153 に準じて行った。ただし、材齢 28 日までは 20℃封緘養生とした。図より、通常のコンクリートと同様に、中性化の進行は促進期間の平方根と比例するものとして表現できることがわかる。また、その比例定数である中性化速度係数は、指針⁹⁾に示されている混和材を大量に使用したコンクリートの実験値と比べると 1/10 程度であった。さらに、指針に示される以下の式(1)を用いて実環境における二酸化炭素濃度に補正した中性化速度係数の推定値を求めると、0.57 mm/√年となる。

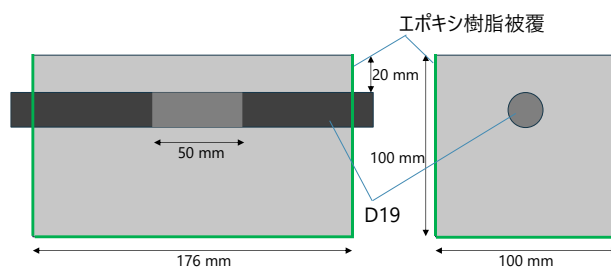


図-17 分極曲線を測定した供試体



写真-3 分極曲線の測定状況例

$$\alpha_p = \alpha_{acc} \cdot \sqrt{\frac{[CO_2]}{[CO_2]_{acc}}} \quad (1)$$

ここに、

α_p : 中性化速度係数の推定値 $[\text{mm}/\sqrt{\text{年}}]$

α_{acc} : 促進試験結果に基づく中性化速度係数 $[\text{mm}/\sqrt{\text{年}}]$

$[CO_2]$: 環境の二酸化炭素濃度 (= 0.04%)

$[CO_2]_{acc}$: 促進中性化試験の二酸化炭素濃度 (= 5%)

この値は、コンクリート標準示方書⁸⁾に示される中性化速度係数と W/C の関係式によると、W/C=0.45 のコンクリート相当の値である。

d) 内部鋼材の分極特性

図-17 に示した供試体を用いて、鉄筋の分極曲線を測定した。供試体は 100 × 100 × 176 mm の角柱供試体に

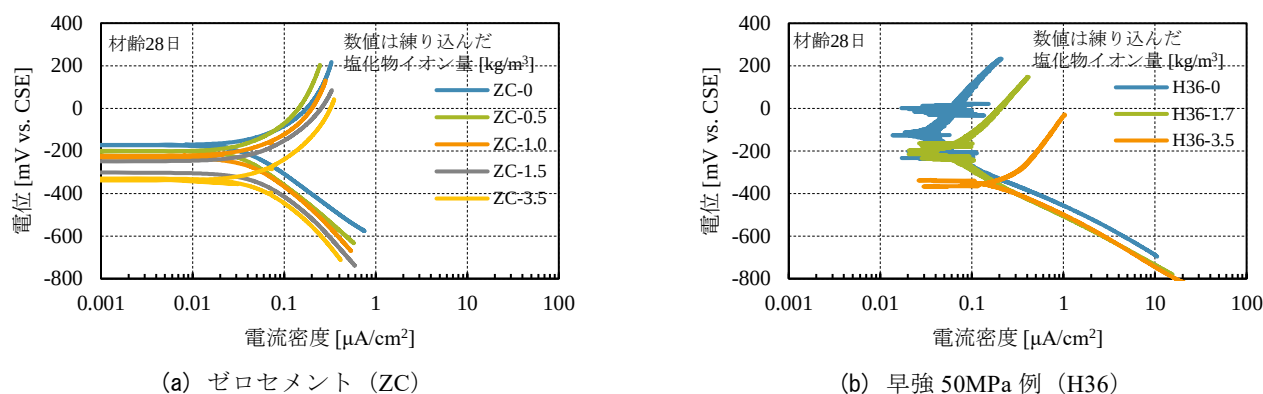


図-18 分極曲線

D19 異形鉄筋をかぶり 20 mm で配置したものである。鉄筋は中央 50 mm を除いて熱収縮チューブで被覆し、供試体はかぶり面を除いた 5 面をエポキシ樹脂により被覆したものである。供試体は表-3 に示した 2 配合それぞれの、粗骨材を除いたモルタルを用いて作製し、また、練混ぜ水に塩化ナトリウム水溶液を用いて塩化物イオン量を変化させた。供試体は材齢 7 日まで 20℃封緘養生とし、その後は 20℃60%RH の恒温恒湿室に静置した。

分極曲線の測定は、写真-3 に示すように、飽和水酸化カルシウム水溶液を含ませたウェスを介してかぶり面に対極を設置して行った。測定は電位制御にて行い、電位の走査速度は 25 mV/min とした。また、コンクリート抵抗による IR ドロップは、同様の測定系により測定した交流インピーダンスの測定結果から鉄筋-対極間の抵抗を推定し差し引いた。

図-18 に測定した分極曲線を示す。図中の凡例においてゼロセメントは「ZC」、早強 50MPa 例は「H36」と表記し、練り込んだ塩化物イオン量を数値で記載している。なお塩化物イオン量は、想定したコンクリート配(調)合 1 m³ あたりの量で記載している。図-18(b) より、通常のコンクリートでは、塩化物イオン量の増加に伴ってアノード分極曲線の電流密度が大きくなっていることが確認できる。カソード分極曲線は変化していないので、アノード分極曲線の電流密度増加側へのシフトに伴い腐食速度が増加する。

一方ゼロセメントでは、塩化物イオンを混入させない条件では通常のコンクリートと同様にアノード分極曲線の電流密度が小さく、鉄筋は不動態化していると推察される¹⁵⁾。さらに、塩化物イオン量が増加してもアノード分極曲線の変化が小さい。加えて、ゼロセメントのカソード分極曲線は早強 50MPa 例に比べて電流密度が小さく、鉄筋への酸素あるいは水の供給が少なくなっていることが示唆される。また、塩化物イオン量が大きくなると、カソード分極曲線の電流密度がより小さくなっており、

これは細孔溶液中で塩化物イオン濃度が大きくなることで溶存酸素量が減少している可能性が考えられる。以上のような挙動により、ゼロセメントでは、早強 50MPa 例でみられるような塩化物イオン量の増加に伴う腐食速度の増加が認められなかった。

5. まとめ

本稿では、ポルトランドセメントを用いないコンクリートの PCaPC 部材への適用拡大を目指し、使用材料や配(調)合条件がポルトランドセメントを用いない高強度コンクリートの特性に与える影響について検討を行い、その知見から選定した配(調)合のコンクリートの特性について報告したものである。得られた主な知見は以下のようである。

- ① 従来の条件から粉体の種類を減らし、高炉スラグ微粉末の割合を大きくすると、フレッシュ時の粘性は増大するが、圧縮強度は高くなる傾向にある。
- ② 水粉体容積比が 0.395 と小さい条件で、通常の細骨材を用いても、PCaPC 部材に一般に用いているコンクリートと比べて収縮が著しく大きくなることはない。
- ③ 圧縮強度と静弾性係数の関係に与える粉体や養生方法の影響は小さく、通常のコンクリートと同様に使用する骨材の影響が支配的である。
- ④ 高炉スラグ微粉末 6000 を用いることで、圧縮強度の発現性が高まり、また、凍結融解抵抗性の確保も容易になる。
- ⑤ 高炉スラグ微粉末 6000 を含め、使用材料の大半を PCaPC 工場に常備している材料で構成した配(調)合を選定した。この配(調)合は、初期強度の発現性に優れ、クリープ係数が小さく、高い耐久性を有していることを確認した。

参考文献

- 1) 土木学会:混和材を大量に使用したコンクリート構造物の設計・施工指針(案), 2018. 9
- 2) 土木学会:コンクリートライブラリー165 コンクリート技術を活用したカーボンニュートラルの実現に向けて, 2023. 10
- 3) 篠崎裕生, 佐々木亘, 三加崇, 松田拓:サステナビリティを追求したPC橋梁の試み, コンクリート工学, Vol. 59, No. 6, pp. 511-518, 2021. 6
- 4) 佐々木亘, 松田拓, 恩田陽介, 梶哲義:プレテンション部材へ適用可能な超低収縮高強度繊維補強コンクリートの開発, 第28回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp. 673-678, 2019. 11
- 5) 佐々木亘, 恩田陽介, 松田拓:単位水量と自己収縮を大幅に低減した高強度繊維補強コンクリート, 第29回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp. 425-428, 2020. 10
- 6) 松田拓, 篠崎裕生, 佐々木亘, 野並優二:持続可能性に貢献する超低収縮・低炭素コンクリート, コンクリート工学, Vol. 58, No. 1, pp. 84-89, 2020. 1
- 7) 日本コンクリート工学会:マスコンクリートのひび割れ制御指針 2016, 2016. 11
- 8) 土木学会:2022 年制定コンクリート標準示方書[設計編], 2023. 3
- 9) 鈴木成, 藤原浩己, 丸岡正知, 岩田正幸:各種アルカリ刺激材を用いた環境負荷低減コンクリートの基礎性状に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 36, No. 1, pp. 628-633, 2014. 7
- 10) 中日本高速道路:環境配慮型コンクリート設計・施工管理要領(低炭素型コンクリート編), 2023. 11
- 11) 土木学会:高流動コンクリートの配合設計・施工指針[2012 年版], 2012. 6
- 12) 野口貴文, 友澤史紀:高強度コンクリートの圧縮強度と各種力学特性との関係, 日本建築学会構造系論文集, 第472号, pp. 11-16, 1995. 6
- 13) 谷口秀明, 樋口正典, 藤田学, 河野広隆:施工者によるレディーミクストコンクリートの品質評価, コンクリート工学, Vol. 48, No. 2, pp. 15-23, 2010. 2
- 14) 日本コンクリート工学会:電気化学的手法を活用した実効的維持管理手法の確立に関する研究委員会報告書, 2018. 9
- 15) 大即信明:海洋環境におけるコンクリート中の鉄筋の腐食に関する研究, 東京工業大学博士論文, 1986. 12

ポルトランドセメントを使用しない 高強度コンクリートの屋外暴露試験結果

Outdoor Exposure Test Results of High-strength Concrete without Portland Cement

R&D センター 峯 竜一郎 RYUICHIRO MINE
R&D センター 小宮 克仁 KATSUHIITO KOMIYA
R&D センター 松田 拓 TAKU MATSUDA

2 種類の細骨材（フェロニッケルスラグと硬質砂岩）を使用し、その体積混合比率を変化させたポルトランドセメントを使用しない高強度コンクリートを作製し、フレッシュ性状、力学特性、ひずみ測定を行った。試験体は材齢 7 日で脱枠し、その後 2 年間の屋外暴露養生とした。実験の結果、フェロニッケルスラグ細骨材混合率を増加させると、①流動性が高まり、②圧縮強度と静弾性係数が高まり、③収縮ひずみが低減された。フェロニッケルスラグ細骨材を使用しない条件の収縮ひずみは、一般的な高強度コンクリートと同様であった。

キーワード：ポルトランドセメント不使用、低環境負荷、高強度コンクリート、FNS 混合率、屋外暴露

High-strength concrete without Portland cement was prepared by varying the mix volume ratio of two types of fine aggregate (ferronickel slag sand (FNS) and hard sandstone), and their fresh properties, mechanical properties, and strain properties were verified. The specimens were demolded at 7 days of age and then exposed outdoors for 2 years. It was revealed that as FNS mixing ratio increased, (1) flowability increased, (2) higher compressive strength and static modulus could be obtained, and (3) shrinkage decreased. Shrinkage under conditions with hard sandstone was similar to that of ordinary high-strength concrete.

Key Words: Non-Portland cement, Low environmental impact, High strength concrete, FNS mixing ratio, Outdoor exposure

1. はじめに

近年、カーボンニュートラル社会の実現に向けた取り組みが盛んに行われており、二酸化炭素削減の重要性が認識されている。コンクリートの構成材料の一つであるポルトランドセメント（以下、単にセメントと呼ぶ）はその製造時における二酸化炭素排出量が他の構成材料に比べ多いことが知られており、環境配慮の観点から、セメントを他産業の副産物で置換した環境配慮型コンクリートが注目されている。著者らは、セメントを使用しない条件で製造可能な超低収縮・高強度コンクリート（以下、STC と称す）を開発し、プレキャスト部材としての実用化を検討した結果を報告してきた^{1),2)}。本コンクリートは、吸水率の比較的高いフェロニッケルスラグ細骨材（以下、FNS と略記）を使用することで、自己収縮ひずみを著しく低減している。細骨材を FNS とした調査

条件で製造した STC で寸法が高さ 2.0m×幅 4.0m×厚さ 0.075m の大型パネルを製作し、屋外に約 5 年間暴露しているが、現在もひび割れなどは見られず、高い美観性を維持している³⁾（写真-1）。これに加え、2 つの適用事例がある。一つは、STC のモルタルで寸法が高さ 1.8m×幅 1.5m×厚さ 0.04m の薄型パネルを 5 枚製造し、設備機器の目隠しパネルとして適用している⁴⁾（写真-2）。

もう一つは、黒色顔料を混入した調査条件で幅 10m 目地なしのコンクリート製フラットバーを作製し、大学施設のホール内の大ステージ立ち上がり部分に適用している⁵⁾（写真-3）。本報では、細骨材に FNS ではなく一般的な細砂を使用した場合の性状を確認するべく、2 種類の細骨材（FNS、天然骨材（硬質砂岩砕砂））を使用し、それらの混合比率（体積割合）を変化させた条件の STC を製造し、各試験体を 2 年間屋外に暴露した結果を報告する。



1) 屋外暴露直後 (2019 年)



2) 屋外暴露 5 年経過 (2024 年)

写真-1 大型パネルの屋外暴露の様子



写真-2 薄型パネル



写真-3 幅 10m のフラットパー

表-1 使用材料

記号	種類	物性等
W	水	密度: 1.00g/cm ³
BFA	結合材	高炉スラグ微粉末 (石膏入り)
SF		シリカフューム
FA		フライアッシュ
EX		膨張材
FNS	細骨材	フェロニッケルスラグ
HS		硬質砂岩
G	粗骨材	硬質砂岩
SP	化学	高性能減水剤 I 種
AF	混和剤	消泡剤

表-2 調合条件

NO.	記号	FNS 混合率 (%)	W/B [%]	単位量 [kg/m ³]									
				W	B					S	FNS	HS	G
						BFA	FA	SF	EX				
1	FNS100	100	16.0	90	563	299	163	81	20	1067	1067	0	773
2	FNS75	75	16.0	90	563	299	163	81	20	1034	800	234	773
3	FNS50	50	16.0	90	563	299	163	81	20	1002	533	469	773
4	FNS25	25	16.0	90	563	299	163	81	20	970	267	703	773
5	FNS0	0	16.0	90	563	299	163	81	20	938	0	938	773

2. 使用材料とコンクリートの調合条件

使用材料を表-1 に示す。結合材は、高炉スラグ微粉末、フライアッシュ、シリカフューム、膨張材とした。細骨材は FNS に加え、一般的な細砂として硬質砂岩砕砂の 2 種類を使用した。硬質砂岩砕砂は表乾密度 2.62g/cm³、吸水率 1.10% であり、FNS と比べ密度、吸水率が小さいものとした。粗骨材は硬質砂岩砕石を使用した。

た。高性能減水剤はポリカルボン酸系が主成分のものを、消泡剤はアルキルエーテル系が主成分のものを使用した。コンクリートの調合条件を表-2 に示す。水結合材比 (W/B) を 16.0%、単位水量 (W) を 90kg/m³ とした。2 種類の細骨材それぞれの単位量は、表中に示す FNS 混合率で変化させた。なお、目標空気量は 4.5% とした。

3. 試験概要

コンクリートは強制 2 軸ミキサを使用して練り混ぜた。練混ぜ量は各バッチ 80L とした。練混ぜ手順は、粉体と細骨材を投入し、20 秒空練りした。その後、粗骨材、水、化学混和剤を投入し、240 秒練り混ぜた。掻き落とし後に 120 秒練り混ぜて排出した。排出後、ただちにフレッシュ試験を実施し、供試体を作製した。養生条件は、供試体作製後、材齢 7 日まで 20℃ 封かんとし、脱枠した後、屋外暴露した (写真-4)。硬化後の試験項目は、圧縮強度、静弾性係数、割裂引張強度、収縮ひずみとした。試験材齢は 7、28、91、729 日とした。なお、静弾性係数の測定は材齢 729 日のみ実施した。ひずみは埋込み型のひずみ計を用いて測定した。コンクリートの線膨張係数を 10×10⁻⁶/℃ と仮定し、見かけの温度ひずみを除去し、コンクリートの自己収縮ひずみとした。

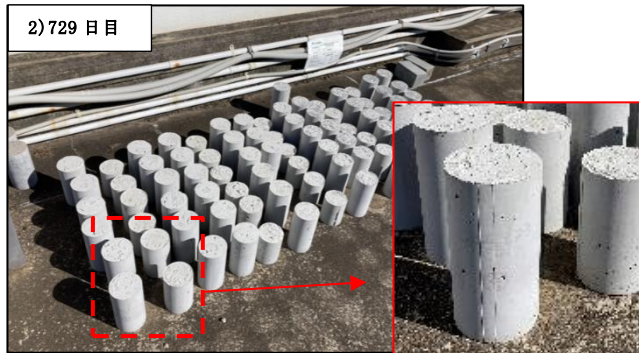


写真-4 屋外暴露の様子

表-3 フレッシュ試験結果

NO.	記号	SP 添加率 (B×%)	AF 添加率 (B× 0.001%)	スランプフロー [cm]				停止 時間 [Sec]	50cm 到達 時間 [Sec]	空気 量 [%]	単位 容積 質量 [kg/m³]	CT [°C]	AT [°C]
				1	×	2	平均						
1	FNS100	1.70	2	73.0	×	72.5	72.8	180	10.2	4.4	2478	22.3	20.9
2	FNS75	1.60	2	70.1	×	67.3	68.7	180	15.0	3.9	2468	22.8	20.7
3	FNS50	1.60	2	68.5	×	65.0	66.8	180	15.4	4.5	2415	22.8	21.0
4	FNS25	1.60	2	60.6	×	59.0	59.8	180	28.0	4.0	2398	22.8	19.8
5	FNS0	1.60	2	46.5	×	46.5	46.5	116	-	3.6	2380	23.3	21.3

4. 試験結果

(1) フレッシュ試験結果

フレッシュコンクリートの試験結果を表-3 に示す。化学混和剤添加率が同一の FNS0～75 を見ると、スランプフローは 46.5～68.7cm の範囲にあった。また、空気量は 3.6～4.5% の範囲にあり、細骨材の混合率による違いは見られなかった。50cm スランプフロー到達時間とスランプフローの関係を図-1 に示す。FNS 混合率を増加させると、スランプフローが大きくなりかつ 50cm 到達時間が短くなり、流動性が高まった。この傾向は既報²⁾の結果と同様だった。

(2) 圧縮強度、静弾性係数、割裂引張強度

FNS 混合率と圧縮強度の関係を図-2 に示す。図中には各材齢におけるプロットを直線近似した結果を併記した。圧縮強度は FNS 混合率が増加すると高くなり、その傾向は材齢が経過すると大きくなった。FNS を使用したものの圧縮強度が高くなる傾向は、既報²⁾の結果と

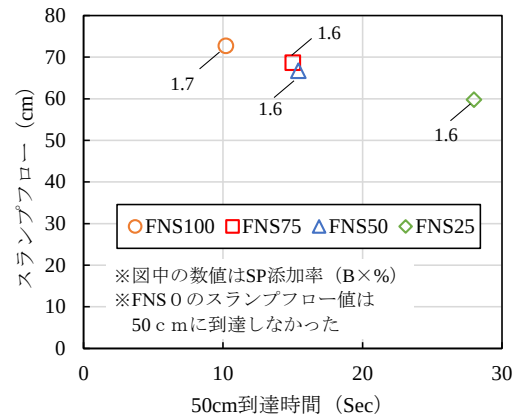


図-1 50cm スランプフロー到達時間とスランプフローの関係

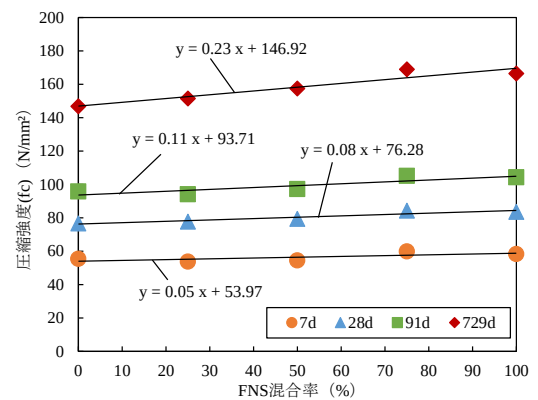


図-2 FNS 混合率と圧縮強度の関係

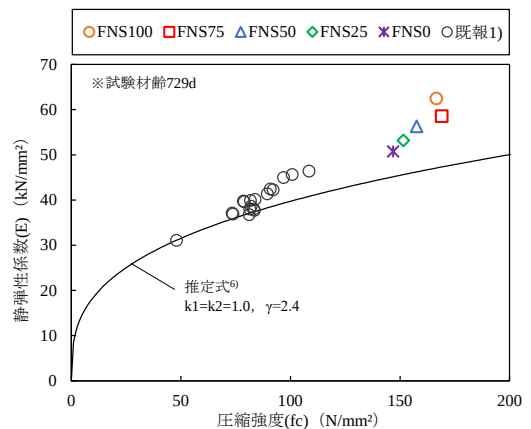


図-3 圧縮強度と静弾性係数の関係

同様であった。

圧縮強度と静弾性係数の関係を図-3 に示す。既報¹⁾の試験結果と JASS5 の推定式⁶⁾も併記した。本試験結果は推定式よりも上にプロットされた。また、FNS 混合率が増加すると、静弾性係数が高くなる傾向が見られた。

圧縮強度と割裂引張強度の関係を図-4 に示す。図中には一般的な高強度コンクリート（結合材：普通ポルトランドセメント、水結合材比：28.6%）の試験結果¹⁾と

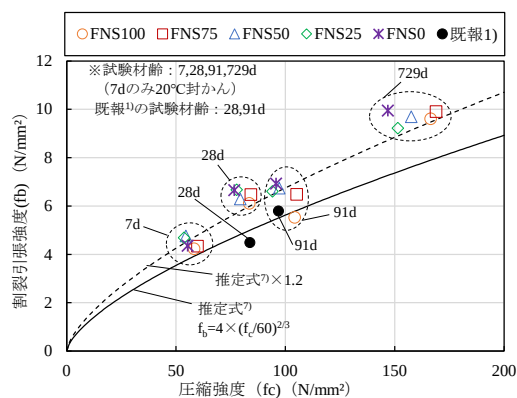


図-4 圧縮強度と割裂引張強度の関係

既報 7) の推定式を併記した。材齢 91 日において、本試験結果は既報 7) の推定式の 1.2 倍より上の範囲にプロットされ、混合率の違いによる影響は少なかった。

(3) ひずみ

ひずみ測定結果を図-5 に示す。図中には図-4 と同じ既報 7) の結果も併記している。打込み完了から 7 日時点のひずみ量は FNS100, 75, 50, 25, 0 でそれぞれ 248, 197, 30, -143, -447 $\times 10^{-6}$ であり、FNS 混合率を増加させることで収縮ひずみが小さくなった。FNS を混合したものは打込み完了から約 1 日で膨張側に挙動し、FNS 混合率が高いほど自己収縮は低減された。また FNS0 (結合材にセメントを使用せず、細骨材を天然骨材のみとした調合条件) を見ると、一般的な高強度コンクリートと同様な自己収縮ひずみが確認された。細骨材を天然骨材のみとした条件の収縮特性は、一般的な高強度コンクリートと同様と考えられ、収縮ひび割れ抑制の観点で見た場合、適用対象の構造物や部材の条件によっては、必ずしも現在使用している細骨材を FNS にすべて置き換える必要はないと考えられる。

5. まとめ

フェロニッケルスラグ細骨材 (FNS) と硬質砂岩砕砂の混合率を変化させたポルトランドセメントを使用しないコンクリートを 2 年間屋外暴露した結果、本実験の範囲内で以下のことがわかった。

- (1) 圧縮強度は、FNS 混合率が増加すると高くなった。また、屋外暴露した条件においても高い強度発現を示した。
- (2) 静弾性係数は、フェロニッケルスラグ細骨材混合率が増加すると大きくなった。

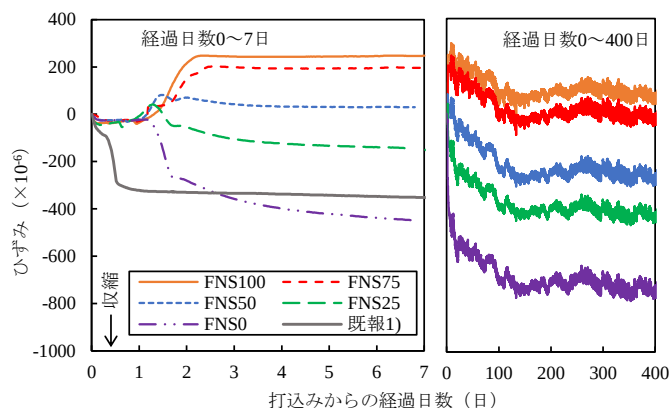


図-5 ひずみ測定結果

- (3) 割裂引張強度は、推定式 7) の 1.2 倍よりも高くなる傾向が見られた。この傾向は使用する細骨材の種類や混合率の影響は少なかった。
- (4) 自己収縮ひずみは、フェロニッケルスラグ細骨材混合率が高いほど低減された。また、天然骨材のみを使用した条件では、一般的な高強度コンクリートと同様の収縮ひずみとなった。

参考文献

- 1) 峯竜一郎ほか：ポルトランドセメントを使用しない超低収縮・高強度コンクリートの実用化に向けた検討 その 1～6, 日本建築学会大会 (北海道) 学術講演梗概集, pp.659-672, 2022.9
- 2) 松田拓ほか：細骨材の違いが超高強度コンクリートの性状に及ぼす影響, 日本コンクリート工学会年次論文集, Vol.37, No.1, pp.1117-1122, 2015.7
- 3) 松田拓ほか：持続可能性に貢献する超低収縮・低炭素コンクリート, コンクリート工学, Vol.58, No.1, 2020.1
- 4) 三井住友建設ニュースリリース：「サスティンクリート®」をデザインパネルとして初適用ー 脱炭素社会へ貢献する高性能コンクリートー <https://www.smcon.co.jp/topics/2022/01131400/>, 2022.1.13
- 5) 新建築社：新建築, 第 98 巻 1 号, pp.189, 2023.1
- 6) 日本建築学会：建築工事標準仕様書・同解説 JASS5 鉄筋コンクリート工事 2022, pp.12, 2022.11
- 7) 野口貴文, 友澤史紀：高強度コンクリートの圧縮強度と各種力学特性との関係, 日本建築学会構造系論文集, 第 472 号, pp.11-16, 1995.6

副産物を大量に使用し収縮と発熱を抑制した 50MPa 級コンクリートの現地製造による PCa 下床版部への施工

Construction of Precast Box Girder Lower Deck Joints using Site-mixed,
Low-heat, Low-shrinkage, 50MPa Class Concrete with a High Volume of Industrial By-products

R&D センター	基 哲義	AKIYOSHI DAI
R&D センター	小宮 克仁	KATSUHITO KOMIYA
R&D センター	佐々木 亘	WATARU SASAKI
新東名山北皆瀬川作業所	細野 宏巳	HIROMI HOSONO

CO₂ 排出量削減に関する取り組みとして、産業副産物由来の混和材を大量に使用したコンクリートが提案されている中、筆者らは、混和材だけでなく細骨材にも産業副産物を使用した圧縮強度の特性値が 50MPa 程度の低収縮かつ低発熱コンクリートを開発し、初期の強度発現に与える温度の影響などを実験的に検討してきた¹⁾。本稿では開発した低収縮かつ低発熱コンクリートを橋梁上部工の PCa 下床版間詰部へ適用した事例について報告する。コンクリートの製造は、事前に水と化学混和剤を除くその他の材料をフレキシブルコンテナバッグに計量したブレパック材を製作し、現地に設置した移動式プラントにより行った。また、施工は一般的なコンクリートと同様にバイブレータによる締固めを行い、冬期施工時には 10℃程度に加温した水を練混ぜ水として使用し、コンクリートの練上がり温度を極端に低温とさせないような対策を行った。その結果、品質の安定した低収縮かつ低発熱コンクリートを製造し、施工することができた。

キーワード：混和材、低収縮、低発熱、現地製造

In efforts to reduce CO₂ emissions, concrete that includes large amounts of admixtures made with industrial by-products has been proposed. In this context, the authors have developed a low-shrinkage and low-heat concrete with a characteristic compressive strength of about 50MPa by using industrial by-products not only as admixtures but also as fine aggregates. The effects of temperature on early strength development of this concrete are already established. This paper reports its application to construct the lower deck joints of a concrete box girder bridge. The concrete raw materials, except for water and chemical admixtures, were pre-packed in flexible bags. The pre-packed materials were processed to make concrete using a mobile plant installed on-site. The construction was carried out similarly to standard concrete, with compaction done using vibrators. During winter construction, water was heated to approximately 10°C before mixing to keep concrete at an appropriate temperature. As a result, it was possible to manufacture good quality low-shrinkage, low-heat concrete on site and successfully finish the construction.

Key Words: Supplementary cementitious materials, Low shrinkage, Low heat, On-site production

1. はじめに

新東名高速道路皆瀬川橋（仮称）は、二級河川皆瀬川を跨ぐ急峻地形に計画された橋長 398m、最大支間 120m の PC6 径間連続波形鋼板ウェブ箱桁橋である。本橋の一部において、波形鋼板を架設材としプレキャスト部材を活用した新たな構造^{2),3)}を採用しているが、場所打ちコ

ンクリート部の一部で温度および収縮によるひび割れの対策が課題となった。そこで当該部位に、PC 上部工で多く用いられる圧縮強度の特性値が 50MPa 程度のコンクリートと同程度の強度発現性を有しつつ、低収縮かつ低発熱なコンクリート（以下、STC50N）⁴⁾を適用した。STC50N は産業副産物由来の材料を大量に使用しており、材料由来の CO₂ 排出量を低減できるものでもある。本稿

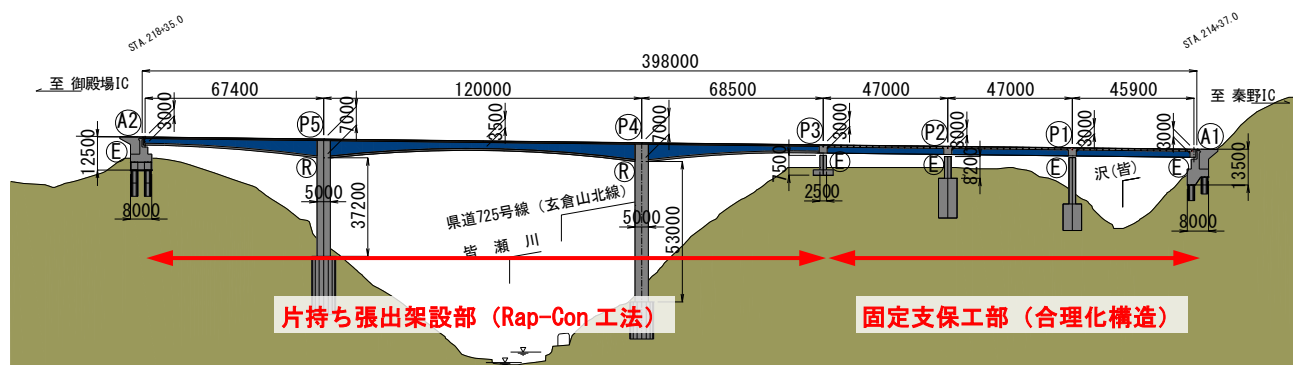


図-1 橋梁一般図（下り線）

単位：mm

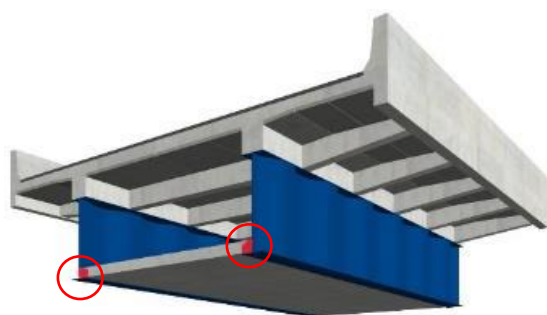


図-2 STC50N の施工場所（接合部）

では、STC50N の現地での移動式コンクリートプラント（以下、移動プラント）を用いた製造と施工および品質管理について報告する。

2. 概要

（1）適用部位

本橋では、図-1 に示すように片持ち張出架設部と固定支保工部がある。固定支保工部の地盤は急峻で軟弱であるため、大規模な地形改変を伴う大掛かりな支保工の基礎施工が困難であった。そこで、支保工の小規模化に加え、現場での生産性向上に寄与する構造を目指し、波形型鋼板を架設材としつつ、プレキャスト部材を活用した新たな構造^{2,3)}（以下、合理化構造）を採用した。この合理化構造は下床版にプレキャスト下床版を採用しているため、各径間における下床版閉合部（以下、閉合部）や図-2 に示すプレキャスト下床版と波形鋼板ウェブの接合部（以下、接合部）には現場でコンクリートを打設する必要があった。事前の解析において、図-3 および図-4 に示すような、通常のコンクリート（以下、HE50N）では温度降下に伴う収縮により、過大な引張応力の発生が予測される部位が確認された。そこで、全ての閉合部と温度応力が残留する支間中央付近の接合部に STC50N を採用することとした。

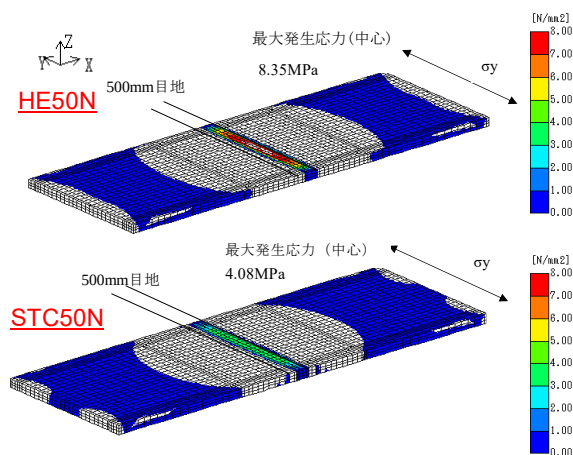


図-3 閉合部の温度解析結果

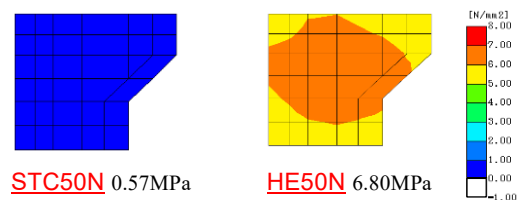


図-4 接合部の温度解析結果

（2）STC50N の概要

STC50N の配合条件は、水結合材比 0.30、単位水量 127 kg/m³、単位粗骨材絶対容積 0.350 m³/m³、結合材の構成と比率は早強ポルトランドセメント+膨張材：高炉スラグ微粉末：フライアッシュ：シリカフェーム = 25：30：30：15（質量比）で、膨張材の量は 20 kg/m³である。細骨材は自己収縮抑制効果の高いフェロニッケルスラグ⁵⁾を使用している。このフェロニッケルスラグ細骨材は気乾状態（含水率 0.5%以下）で使用し、配合計算上は絶乾として取り扱った。STC50N は結合材の 75%と細骨材に産業副産物を使用したコンクリートであり、単位水量と単位セメント量を大きく低減し、フェロニッケルスラグ細骨材を使用することで、HE50N と同程度の強度発現性



写真-1 プレパック材と移動式プラント

を確保しながら、収縮ひずみと水和熱を低減できるものである⁴⁾。また、多量の産業副産物を使用し、ポルトランドセメントの単位量を大きく低減しているため、HE50Nと比較して材料由来によるCO₂排出量を約55%削減していることも大きな特徴である。

a) 品質管理基準

STC50Nは水結合材比が小さく粘性が比較的大きいため、施工性を考慮してスランプは 18 ± 2.5 cmとした。また、一般的に、混和材を多量に用いると凍結融解抵抗性が低下することが知られているため、事前の促進試験により耐久性指数を確認したうえで、空気量は5.0～8.0%で管理することとした。なお、8.0%以下の空気量であれば強度に影響を与えないことも事前に確認している。

管理用供試体の材齢28日における圧縮強度の管理値は、実施工規模の製造実績はないため変動係数を8%と仮定し、これまでに得ている圧縮強度の平均値(68.1MPa)より、コンクリート施工管理要領⁶⁾に示される外側限界線の下側の値51.8MPaとした。

b) 製造方法

STC50Nの結合材は使用材料の種類が多く、特徴的な細骨材を使用しているため、一般的な生コンリート工場での製造は容易でない。そのため、結合材、細骨材および粗骨材を1バッチ分(0.9m³)に事前計量して、フレキシブルコンテナバッグにパッキングしたプレパック材を、傾胴二軸ミキサを搭載した移動式プラントを用いて現地で練り混ぜる方法とした。実際に使用したプレパック材と移動式プラント、それに付随する水および化学混和剤計量装置を写真-1に示す。

3. STC50Nの製造

施工に先立ち、現場製造に関する検討⁷⁾を、実際に使用する移動式コンクリートプラントを用いて実施した。練混ぜ時間、ミキサ内での品質のばらつき、化学混和剤の使用量と後添加した際のスランプや空気量の変動量および圧縮強度を確認し、現場で用いる製造計画に反映させた。

施工時期は下り線と上り線で大きく違い、下り線は12月から2月にかけての冬期、上り線は10月から11月の標準期であった。施工量と施工回数は下り線で8.3m³を4回に分けて行い、上り線は6.8m³を3回に分けて行った。

(1) 各材料の計量

プレパック材は、製造時の計量記録により各材料の計量値を確認するとともに、現場納入時にクレーンスケールを用いて全体質量を確認した。併せて目視により外観を検査した。練混ぜ水は、プラントに付属している自動計量装置を用いて1%以内の誤差で計量し、化学混和剤は計量誤差を小さくするために、秤を用いて人力で計量し、製造直前に練混ぜ水と混合した。

(2) 練混ぜ方法

練混ぜは、ミキサを回転させながら9割程度の水および化学混和剤を投入した後、プレパック材を投入し、残りの水および化学混和剤を投入する液体分割方式とした。これは、品質が安定するように事前の試験により確認して決めた投入手順である。



写真-2 STC50N の打設状況



写真-3 STC50N のコテ仕上げ状況

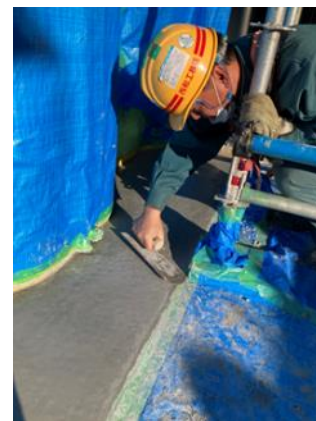


写真-4 冬期施工時の養生対策状況

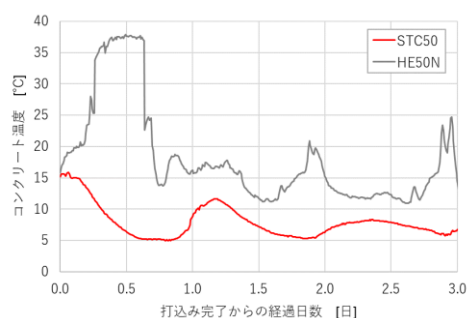


図-5 打ち込んだコンクリートの温度測定結果

すべての材料投入が完了した後より5分間練り混ぜて排出した。なお、均等に練り混ぜられことは、電流計の測定により電流値が安定していることでも確認した。

(3) 冬期施工時の対策

下り線の施工では、STC50Nの練上がり温度を5℃以下とさせないように、練混ぜ水の温度を液体加熱用ヒータにより10℃程度に調整した。さらに、プレパック材は使用直前まで2重のシートで覆い、材料の温度低下を抑制した。また、初回の製造開始前にはミキサに10℃程度の水を入れ、低温となったミキサ内の温度を上げる対策を実施した。

4. STC50Nの施工

(1) 打ち込みと仕上げ

移動式プラントにより製造したSTC50Nはバケットより直接または一輪車に受け替えて打ち込んだ。締固めは一般的なコンクリートと同様に棒型バイブレータにより行い、コテ仕上げ時には仕上げ補助剤を使用した。打設状況を写真-2、コテ仕上げ状況を写真-3に示す。

(2) 養生

養生は養生マットによる湿潤養生とした。湿潤養生期間は指針案⁸⁾を参考に設定した。すなわち、材齢28日の圧縮強度が標準水中養生供試体の80%を超えることを目安として湿潤養生期間を定めた。事前検討の結果から、湿潤養生期間はコンクリート標準示方書⁹⁾に記載されている普通ポルトランドセメントと同様の期間とした。また、下り線の施工時には打ち込んだSTC50Nが5℃を下回る恐れがあったため、以下の保温養生を行った。波形鋼板ウェブには写真-4に示す様にアルミ蒸着シートを巻き付け、プレキャスト下床版の上下面部にはシートで囲いを造り、ジェットヒーターを用いて温度低下を抑制した。

図-5に冬期施工時におけるSTC50Nの温度測定結果を示す。図中には同時期に近接する同寸法の接合部に打ち込んだHE50Nの測定結果も記載した。打込み時のコンクリート温度はどちらも16℃程度であったが、HE50Nは最大で37℃程度まで上昇しているのに対してSTC50Nはほとんど発熱せず、低発熱なコンクリートであることが分かる。

5. 品質管理試験結果

下り線施工時のスランプは 17.0～20.5 cm, 空気量は 5.5～6.1 %, 上り線施工時のスランプは 15.5～19.5 cm, 空気量は 5.0～7.2 %と管理値内で製造が出来た。また, 下り線施工時の練上がり温度は, 前述した種々の対策を施すことで 8～12 °Cと安定させることが出来た。上り線施工時は 14～25 °Cの範囲であり, 概ね製造時の雰囲気温度と同程度であった。

管理用供試体における材齢 28 日での圧縮強度は, 下り線で 67.8～74.9MPa, 上り線で 64.1～76.8 MPa であり, 製造した STC50N の品質に問題が無いことを確認した。

6. まとめ

低収縮・低発熱かつ材料由来による CO₂ 排出量を大幅に削減した STC50N を, プレパック材と移動式プラントにより現地で製造してプレキャスト下床版の閉合部および接合部に施工した。実際に使用する移動式プラントを用いた事前検討を行い, 施工時期に応じた対応を適切に行うことで, 品質の安定した STC50N を製造・施工することができた。また, 施工後 1 年以上が経過したが, ひび割れは無く, 温度および収縮によるひび割れが懸念された間詰部への STC50N の適用は適切であったと評価される。

参考文献

- 1) 基哲義, 小宮克人, 佐々木亘, 松田拓: 副産物を大量に使用し収縮と発熱を抑制した 50MPa 級コンクリー

トの強度発現に与える温度の影響, 三井住友建設技術研究開発報告, 第 21 号, pp. 21-24, 2023. 10

- 2) 小谷内祐弥, 若林大, 中積健一, 細野宏巳: プレキャスト部材を用いた波形鋼板ウェブ PC 橋の新たな構造, 第 31 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp. 445-448, 2022. 10
- 3) 秋道正吾, 小谷内祐弥, 原田拓也, 中積健一: 新東名高速道路 皆瀬川橋の設計・施工, 第 32 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp. 539-542, 2023. 10
- 4) 基哲義, 佐々木亘, 恩田陽介, 松田拓: 超低収縮・低発熱型設計基準強度 50MPa 級コンクリートの開発, 三井住友建設技術研究開発報告, 第 20 号, pp. 45-48, 2022. 10
- 5) 松田拓, 蓮尾孝一, 野口貴文: 細骨材の違いが超高強度コンクリートの性状に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol. 37, No. 1, pp. 1117-1122, 2015. 7
- 6) 東日本高速道路株式会社, 中日本高速道路株式会社, 西日本高速道路株式会社: コンクリート施工管理要領令和 3 年 7 月版, 2021. 8
- 7) 基哲義, 小宮克仁, 佐々木亘: 副産物を大量に使用した圧縮強度 50 N/mm² 級コンクリートの現場での練混ぜに関する検討, 土木学会第 78 回年次学術講演会概要集, V-405, 2023. 9
- 8) 土木学会: 混和材を大量に使用したコンクリート構造物の設計・施工指針 (案), 2018. 9
- 9) 土木学会: 2017 年制定コンクリート標準示方書 [施工編], 2018. 3

超高耐久床版を適用した蓼野第二橋（下り線）の挙動について

Structural Behavior of Tadeno No. 2 Bridge (outbound line) which Utilizes the Ultra-High Durable Slab

R&Dセンター ランコス チャミラ CHAMILA RANKOTH
土木技術部 内堀 裕之 HIROYUKI UCHIBORI

道路橋床版のライフサイクルコストを削減する目的として、鉄筋や PC 鋼材などの腐食する可能性のある鋼材を一切使用しない超高耐久床版を開発し、蓼野第二橋（下り線）の床版取替工事に初めて適用した。橋梁には、光ファイバーセンサを含む計測システムを設置し、静的載荷試験と車両走行試験により設計の妥当性および安全性を確認した。また、25 時間の連続ひずみ計測により橋の交通量を推定した。さらに、長期的な変化について常時モニタリングを実施した。

キーワード： 超高耐久床版、静的載荷試験、車両走行試験、常時モニタリング、光ファイバーセンサ

Ultra-High Durable Slab, which does not utilize any corrosion-prone components, was developed targeting to reduce the life cycle cost of highway bridge decks. The slab was first applied in the deck replacement in Tadeno No.2 Bridge (outbound line). A structural response measurement system, including optical fiber sensors, was installed in the bridge and the validity of the design was verified through a static load test and vehicle running tests. Furthermore, road traffic volume was estimated based on continuous strain measurements for 25 hours. Continuous structural monitoring was conducted to assess long-term behavior.

Key Words: Ultra-high durable deck slab, Static loading test, Vehicle running loading test, Continuous monitoring, Optical fiber sensors

1. はじめに

近年、日本では道路橋床版の劣化が深刻な社会問題になっており、長期間供用された道路橋の床版取替工事が大規模に実施されている。一方、技術者不足や維持管理・更新費の増加が今後問題になることが想定され、これらを解決する目的で、鉄筋や PC 鋼材などの腐食する可能性のある鋼材を一切使用しない超高耐久床版を開発した（図-1）。超高耐久床版は中国自動車道の島根県に位置する蓼野第二橋（下り線）の床版取替工事で初めて適用された。

本構造は、初適用であることから光ファイバーセンサを含む計測システムを設置し、供用開始前に静的載荷試験および供用開始後に車両走行試験により設計の妥当性および安全性を確認した。車両走行試験は、供用開始直後および供用開始から約 1 年後の 2 回実施した。また、25 時間連続でひずみ計測を行い、鋼桁のひずみ計測値

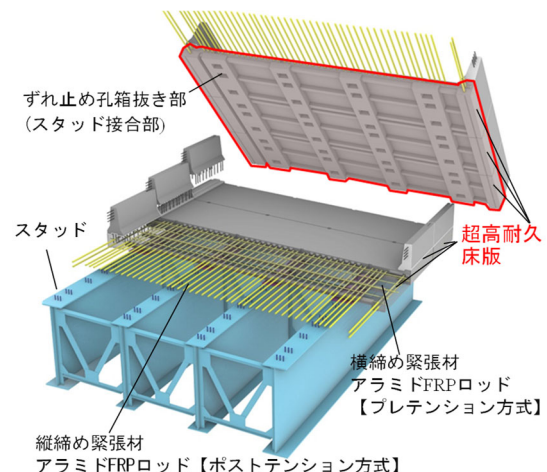


図-1 超高耐久床版の概要

より橋梁構造の挙動を確認し、その結果から道路の交通量を推定した。さらに、常時モニタリングを実施し、長期的な挙動変化についても確認を実施した。本報告では、静的載荷試験と車両走行試験の結果および供用から

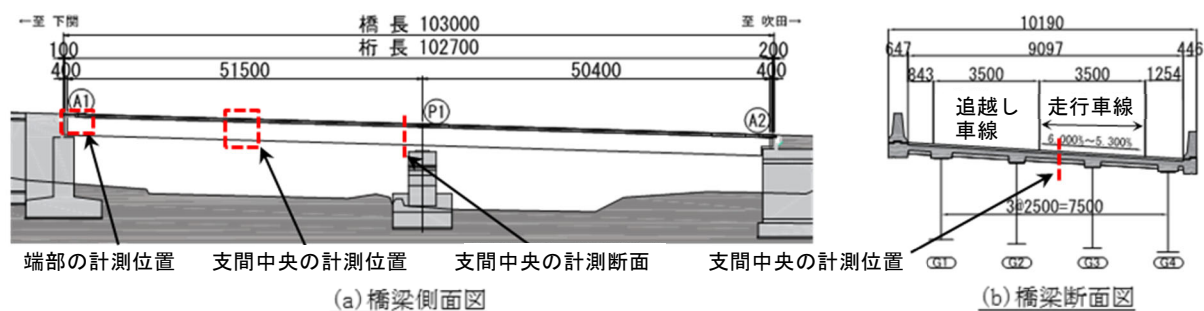


図-2 蓼野第二橋の寸法および計測位置

2024年1月までの約2年間の常時モニタリング結果について報告する。

2. 超高耐久床版および蓼野第二橋

蓼野第二橋は、中国自動車道の鹿野 IC～六日市 IC 区間に位置する橋長 103m、有効幅員 8.5m の 2 径間連続非合成鋼鉄橋である（図-2）。4 主桁を有し桁高 2.7m、桁間隔は 2.5m で構成されている。1982 年の供用開始から約 40 年経過しているとともに、寒冷地に位置していることから冬季には多量の凍結防止剤が散布されていた。更新前の床版には、これらに起因すると考えられる劣化が発生していたため、超高耐久床版への取替工事が行われた¹⁾。

超高耐久床版の概要を図-1 に示す。高強度 PVA 短繊維補強コンクリートを用いたリブ付き床版である。PC 鋼材の代わりにアラミド FRP ロッドで構成した緊張材を使用することで腐食劣化のリスクを完全に排除している。施工は、工場にて橋軸直角方向にアラミド FRP ロッドによりプレテンション方式でプレストレスを導入したプレキャスト床版を製作した。現場搬入後にアラミド FRP ロッドを橋軸方向に設けたダクト内に挿入し、ポストテンション方式により緊張することですべての床版が一体化される構造である。

3. 静的載荷試験および車両走行試験

(1) 試験の目的

構造性能を把握する目的で床版取替工事後の供用開始前に、静的載荷試験を実施した。また、車両走行試験は、開通してから約 5 か月後の 2022 年 3 月に実施し、2 回目を約 1.5 年後の 2023 年 4 月に実施した。なお、長期的な構造性能の変化の有無を確認するため、開通から 5 年目まで数回の車両走行試験を実施予定である。

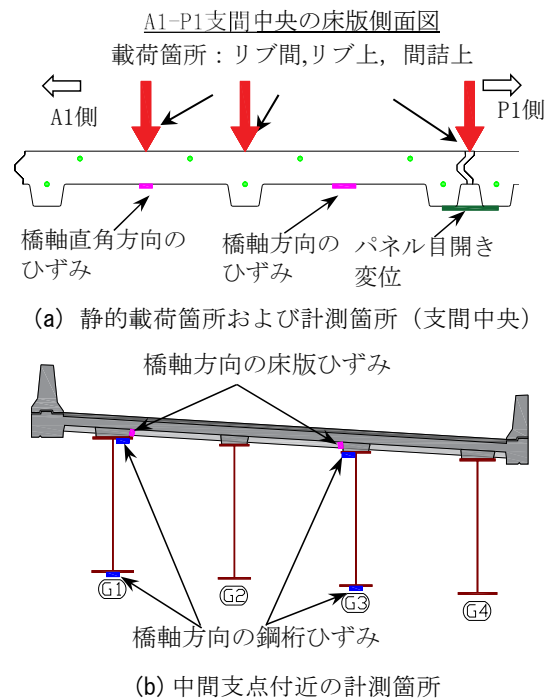


図-3 計測箇所



写真-1 静的載荷試験

(2) 静的載荷試験

静的載荷試験には、車重 41.3t のラフテレーンクレーンを用いた。載荷状況を写真-1 に示す。

計測位置を図-2 に示す。A1 側の端部、A1～P1 支間中央と中間支点である。計測箇所を図-3 に示す。本構造はリブ付き床版であることから、支間中央では、リブ間の床版ひずみに着目し、橋軸方向および橋軸直角方向の

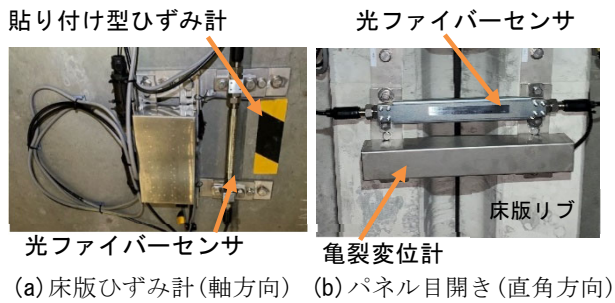


写真-2 計測機器

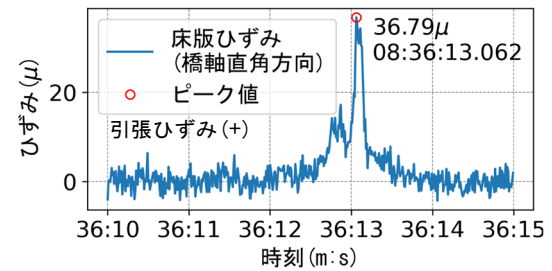


図-4 床版ひずみの変動



写真-3 車両走行試験

表-1 試験結果

走行車線走行									
計測箇所		計算値	静的載荷	車両走行試験第1回目(2022年)			車両走行試験第2回目(2023年)		
				①	②	③	①	②	③
床版ひずみ $\times 10^{-6}$	橋軸方向	12.6	11.3	20.6	12.3	20.1	6.5	-	11.2
	橋軸直角方向	24.0	31.3	36.8	32.3	41.7	18.2	14.4	24.3
中間支点部(G3桁) ひずみ $\times 10^{-6}$	下フランジ	-15.4	-24.6	-18.2	-19.6	-18.9	-19.1	-19.4	-20.4
	上フランジ	3.4	0.0	抽出不可					
	床版下縁	6.2	2.5						
G1桁ひずみ $\times 10^{-6}$	下フランジ	-6.0	-9.3	-16.9	-12.4	-15.9	-14.0	-13.3	-19.8
目開き変位(mm)		----	0.0064	0.0058	0.0047	0.0067	0.0029	0.0027	0.0043
追越車線走行									
G3桁ひずみ $\times 10^{-6}$	下フランジ	-5.1	-12.7	-7.3	-5.4	-8.5	-6.0	-5.2	-6.1
G1桁ひずみ $\times 10^{-6}$	下フランジ	-34.2	-39.0	-37.3	-35.5	-37.2	-45.6	-46.9	-47.6

ひずみを計測した。また、プレキャスト床版同士の間詰部の目開き変位を計測した。さらに、中間支点部 P1 では上端が引張縁となる負の曲げモーメントが作用し、設計では鋼桁と床版の合成断面として応力照査を実施していることから、鋼桁と床版の合成断面での挙動を確認するため、中間支点近傍の鋼桁の上下フランジおよび床版下面の橋軸方向のひずみと A1 側で鋼桁と床版のずれ変位の測定を行った。

(3) 車両走行試験

車両走行試験は長期間にわたって実施するため、長期的に安定して計測精度が確保できる FBG (Fiber Bragg Grating) 光ファイバーセンサを用いることとした(写真-2)。FBG 方式はポイント型であり、計測箇所のひずみや温度変化を高精度かつ動的に計測することが可能である。計測位置および計測箇所は、静的載荷試験と同様

に床版ひずみ、鋼桁フランジひずみおよび目開き変位とした。光ファイバーセンサを用いた場合は 1,000Hz の最大サンプリング周波数で計測可能であるが、第1回の測定では、データ量を削減し床版の動的ひずみ反応を十分な精度で計測可能と考えられるサンプリング周波数 100 Hz で計測を行った。しかしながら、床版のひずみは車輪の位置がセンサの直上にある時の瞬間的なピーク値であるので高速(約 100km/h 以上)で走る車両の計測を精度よく取得するために、第2回では 200Hz のサンプリング周波数で計測を行った。

走行車両は、2 回とも同じ車両で、約 12t のウェイトを搭載し、全車重が 25t のトラックを用いた。車両は走行車線および追越し車線をそれぞれ 3 回ずつ走行(表-1, ①～③)した。車両の走行速度は約 80 km/h であった。

また、さまざまな重量の車両による応力の発生状況

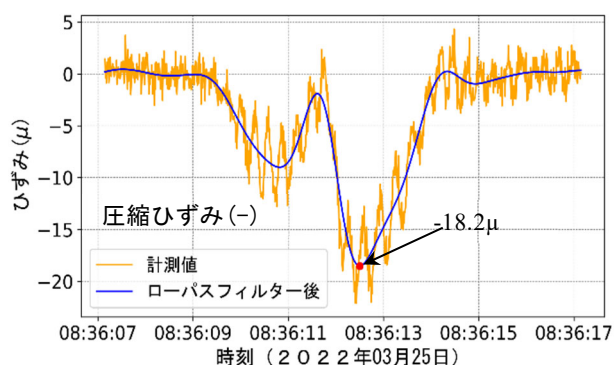


図-5 G3 桁下フランジのひずみ変化

を把握し、経年変化が生じるかを調査する目的で、車両走行試験時間を含む 25 時間の間は光ファイバーセンサ計測システムを用いて計測を行った。載荷車両が橋梁を通過する様子を写真-3 に示す。第 1 回の車両がセンサ付近を通過した時の床版橋軸直角方向のひずみ変動を図-4 に示す。車両通過による床版のひずみセンサの反応時間が 0.5 秒程度であり、一番重い後輪が通過するときのひずみが最大となる。

(4) 試験結果

a) 計測値の比較

静的載荷試験と走行車線を通過した車両走行試験の結果を表-1 に示す。鋼桁と床版ひずみの計算値は、3 次元 FEM 解析および格子骨組解析の結果である。また、試験用車両が追越し車線を走行した場合には、支間中央の床版のひずみと床版の目開きの計測位置が車輪の影響範囲から外れていたため反応していなかった。第 2 回の車両走行試験②の橋軸方向の床版のひずみは計測できず、床版の橋軸直角方向のひずみも小さい計測値になった。これは、車輪がセンサ位置から離れた箇所を通ったと推測される。さらに、車両走行試験の中間支点上の上フランジおよびコンクリート床版のひずみは応答値が小さかったため、 5μ 程度のノイズにより抽出できなかった。

車両走行試験による床版ひずみの結果は、走行時の車輪の位置や衝撃の影響と考えられるばらつきが認められるが、試験の計測値は概ね計算値と一致しており、設計手法の妥当性が確認された。なお、床版の目開きの計測値は、間詰上に荷重が載荷された際の弾性変形にほぼ一致しており目開きは発生していないと考えられる。

第 1 回と第 2 回の走行試験の結果において、鋼桁 (G1,G3) のひずみは、床版のひずみおよび目開きの計測値と比較して計測値のばらつきがかなり小さかった。床版のひずみおよび目開きの計測値は、走行時の車輪の位置に大きく影響されるが、鋼桁のひずみは車重および走行車線の影響が中心であり、計測値のばらつきが小さ

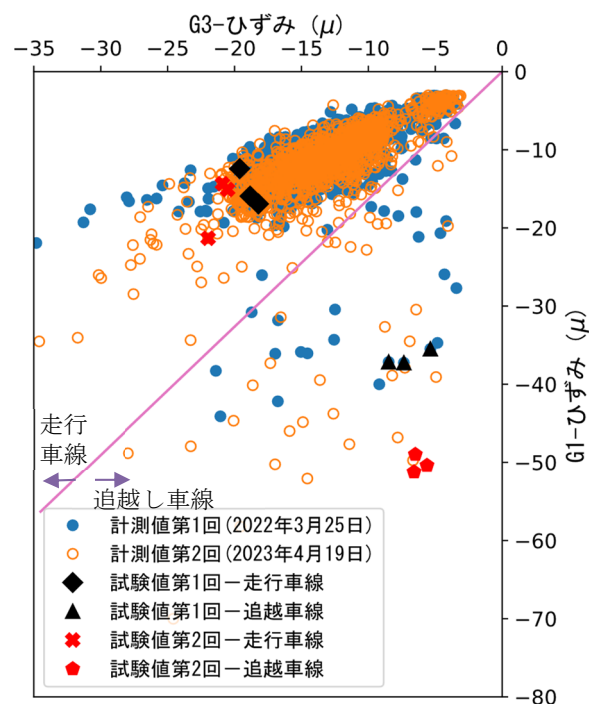


図-6 G1, G3 鋼桁ひずみのピーク値の関係

くなったと考えられる。車両走行試験の追越し車線載荷時の G1 鋼桁の下フランジのひずみは第 1 回に比べて第 2 回の場合に若干大きく、G3 桁は小さくなっていることから、走行車両が G1 側に寄っていたものと考えられる。

b) 鋼桁ひずみの挙動

車両走行試験時における鋼桁のひずみの挙動を図-5 に示す。鋼桁のひずみはノイズが比較的小さく 3μ 程度であったが、車両走行による鋼桁の振動が計測値に影響することが見られたため、ローパスフィルターにより高周波数成分を除去して検討した。

鋼桁のひずみが車両の重量および走行位置に関係すると考えられることから、車両走行により最もよい反応が見られた G1 および G3 の下フランジのひずみ値の挙動を検討した。橋梁の同じ断面の 2 箇所に付けたセンサから得られたデータを検討することで、車重および走行位置両方による橋梁構造の反応を把握できると考えた。ここでは、ローパスフィルター後の結果の中から 3μ 以上のピーク値を用いた。

図-6 に G1,G3 鋼桁ひずみのピーク値の関係を示す。鋼桁ひずみは、第 1 回と第 2 回で分布に大きな偏りがなく、ほぼ同様な分布であった。ただし、第 2 回の計測では、第 1 回の計測値よりも G1 のひずみが若干大きい結果が認められるが、走行車両の重量に関係する可能性があると思われる。また、表-1 では走行車線を走行する場合は、G1, G3 の鋼桁ひずみがほぼ同程度であり、追越し車線を走る場合には、G1 の計測ひずみ値が G3 より

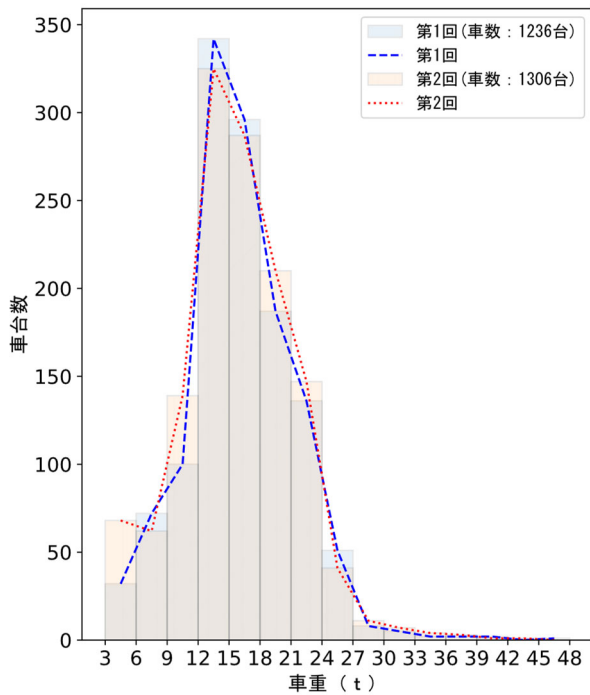


図-7 計測結果から交通量の推定

表-2 第2回計測日の実交通量

走行車両の種類	車重の判定 (参考文献 ²⁾ より)	実交通量	
		2023/4/18	2023/4/19
特大車	8t以上	91	83
大型車	8t以上	839	872
中型車	8t以上	208	188
普通車	8t未満	396	398
軽自動車	8t未満	90	79
合計		1624	1620

大きいことが確認できる。なお、図-6 の図中の直線は、表-1 の車両走行試験での走行車線および追越し車線の計測値を参考に推定したものであり、直線の左側は走行車線を走行した車両、右側は追越し車線を走行した車両の計測値と考えられる。

今後も、超高耐久床版の長期的性能を確認するため車両走行試験を数回行う予定であり、構造性能の変化を確認する方法として、鋼桁のひずみ応答の経年変化を確認する予定である。

c) 連続計測結果から交通量の推定

交通量の推定にも前項で用いたG1,G3両桁に同時に発生する鋼桁ひずみを用いて、鋼桁ひずみと車重が線形関係を有すると想定し、車重および通過台数を算出した。車重と鋼桁ひずみの関係は3回ずつの走行試験結果の平均ひずみ値を用いた。ただし、検知できる最小の車重が3tであり、スパンに複数台の車両が通過している場合は合計重量として1台でカウントされる。なお、現地で交通量を観察した結果、計測期間では交通量が少なく、同

時に橋を通過した車両台数がわずかであると考えられる。

光ファイバーセンサを用いて25時間行った計測結果から交通量を推定した結果を図-7に示す。計測した25時間以内で検知できた走行車両台数は第1回の試験で1,236台であり、第2回では1,306台であった。検知できた車両台数がほぼ同じで重量分布にも大きな差が見られなかった。

交通量の算出結果の妥当性を確認するため、第2回の交通量の算出結果と高速道路の実際の交通量のデータとの比較を行った。交通量のデータは料金所の料金区分に基づくデータであり、車重の計測は行われていない。そのため、高速道路の基本的な料金車種区分分類データ²⁾をベースに車重を推定した。交通量を表-2に示す。なお、交通量のデータは1日当たりの合計台数である。連続計測の実施期間は、2023/4/18 13:00～2023/4/19 14:00の25時間であったため、2023年4月18、19日の1日当たりの交通量から実施期間を考慮して計算した8t以上の車の台数は1,188台であった。計測から推定した8t以上の走行車両台数は1,185台であり、ほぼ実際の走行車両台数と一致した結果となった。

4. 常設モニタリング

(1) 概要

蓼野第二橋は、超高耐久床版を適用した初めての橋梁であるため、長期的な安定性の検証を目的として、構造物に計測器を設置し常時モニタリングを実施している。計測項目は、静的載荷試験および車両走行試験と同様に床版および鋼桁のひずみ、床版の目開き変位、鋼桁と床版のずれ変位である。モニタリング結果はクラウドサーバー経由でウェブブラウザから常に確認できるようにし、一時間毎に自動的に計測が行われる。

超高耐久床版は、橋軸方向のアラミドFRPロッドを緊張することでプレストレスを導入している。アラミドFRPロッドに変状が生じた場合には、床版の目開きおよび橋軸方向の床版ひずみの影響が大きいと想定される。

(2) モニタリング結果

図-8に竣工から2024年1月10日までの約2年の床版表面温度、床版の目開き変位および床版橋軸方向のひずみのモニタリング結果を示す。モニタリングシステムの不具合により2022年5月～6月のほか、いくつかの期間はデータを収集できていない。また、載荷試験直前まで温度の計測データ以外にはノイズが発生していたが配線改良によりノイズが低減された。各計測値には、一日の温度変化の影響や季節による温度変化の影響も含まれて

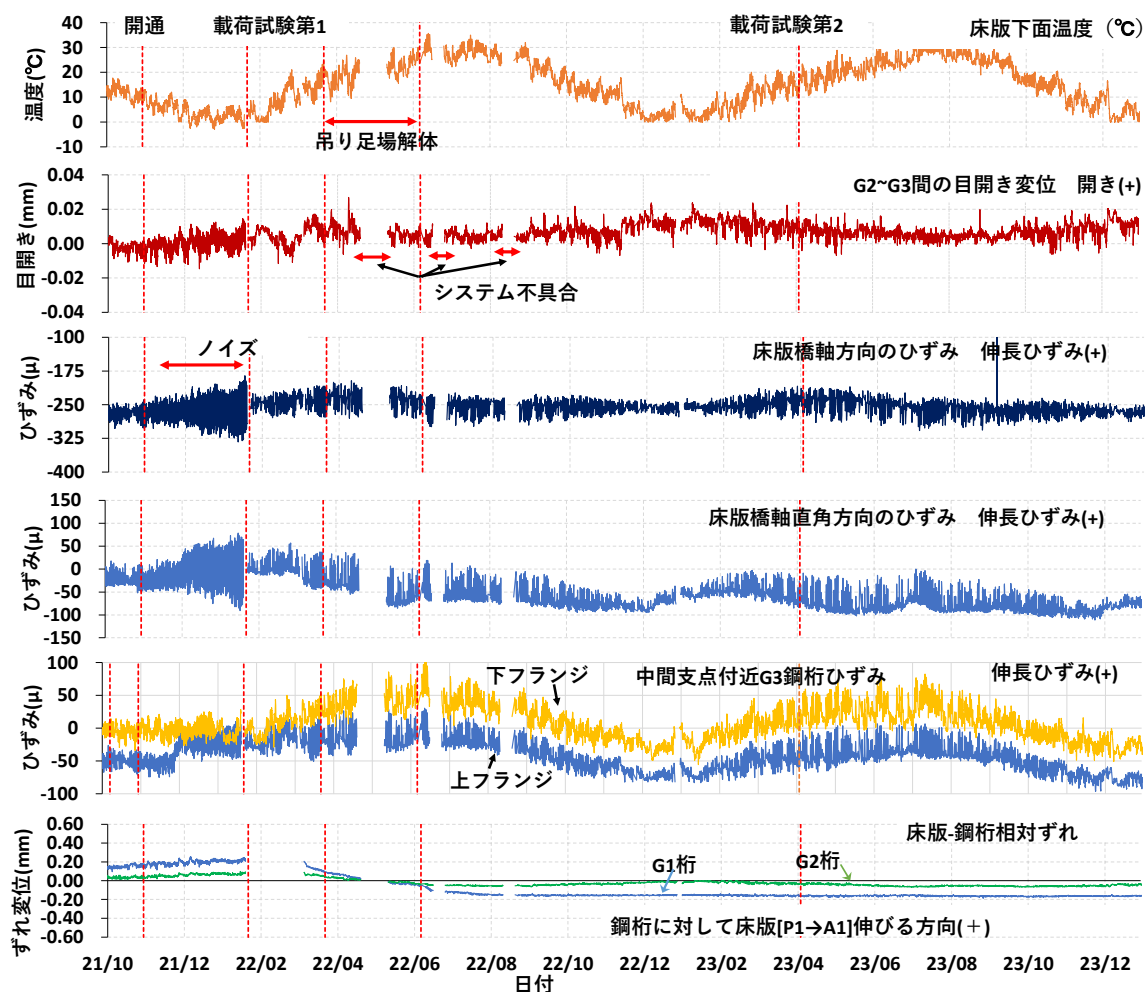


図-8 蓼野第二橋モニタリング結果

いる。目開き変位および橋軸方向の床版ひずみは温度変化以外のひずみ変化はほとんど確認できなかった。なお、床版の橋軸方向のひずみは、アラミド FRP ロッドの緊張前から計測していたため、プレストレスおよび舗装や壁高欄の後死荷重によりモニタリング開始時に -260μ の圧縮ひずみが発生しているが、現在までの変化量はほぼ無い。床版の橋軸直角方向のひずみは、主に作業用吊足場解体期間付近で変化しているが、その後は温度の影響を除くとほとんど変化していないと考えられる。鋼桁ひずみは温度の影響を受けているとみられ、鋼桁と床版のずれ変位は吊足場の解体に伴いわずかな変化が見られたが、その後は変化が無かった。上記のモニタリング結果より、計測期間を通して本構造が安定していることが確認された。

5. まとめ

腐食する材料を一切使用しない超高耐久床版を初め

て適用した蓼野第二橋において、安全性および設計との整合を確認するため車両载荷および常時モニタリングを行った。载荷試験により構造挙動はほぼ設計時に想定した状況であるとともに、想定外の挙動や急激な変化がないことをモニタリングにより確認した。約1年間隔で行った2回の車両走行試験に合わせて、車両通過による橋梁の主桁ひずみの分布を比較すると、ほぼ同じ傾向であることが確認できた。さらに、鋼桁ひずみから橋梁の交通量を算出し、高速道路の交通データと比較した結果、車重8t以上の通過車両台数はほぼ同じであり、実際の交通量を推定できた。

今後も、超高耐久床版の長期的な変化を把握するためモニタリングおよび車両走行試験を継続する予定である。

謝辞：本検討は、西日本高速道路（株）の工事および共同研究において実施しました。実橋の計測にあたりご協力をいただきました関係各位に謝意を表します。

参考文献

- 1) ランコス チャミラ, 内堀裕之, 松尾祐典, 城戸靖彦: 超高耐久床版の開発と実用化ー蓼野第二橋（下り線）, 橋梁と基礎, Vol.56, No.7, pp.15-20, 2022.7
- 2) NEXCO 西日本「高速道路の車両区分」, <https://www.w-nexco.co.jp/search/carmodel/>, 2024.6.26 参照

X線 CT 画像解析によるコンクリート損傷の評価

Evaluation of Concrete Damage using X-ray CT Image Analysis

R&D センター 山地 宏志 HIROSHI YAMACHI
知的財産部 中森 純一郎 JUNICHIRO NAKAMORI

放電破砕工法（EDICS）により破砕されたコンクリートの損傷を評価する目的で、破砕コンクリートの X 線 CT 撮影を実施した。この評価を実施するため、EDICS の破砕機構を考慮し、コンクリート損傷を引張波による微細空隙の形成と定義するとともに、読影の難しい微細空隙を X 線 CT 画像に二値化処理を施すことで抽出する手法を採用した。無筋のコンクリート破砕片をサンプルとして、上記手法を適用したところ、EDICS により形成されたと考えられる損傷は破砕面近傍の約 30mm の範囲に限定されることが明らかになった。

キーワード：放電破砕、コンクリート損傷、微細空隙、X 線 CT

In order to evaluate the damage to concrete crushed by the Electric Discharge Impulse Crushing System (EDICS), X-ray CT images of the crushed concrete were taken. To carry out this evaluation, we defined concrete damage as the formation of microscopic voids by tensile waves, with taking into account the crushing mechanism of EDICS. And also, binarization processing to the X-ray CT images to extract microscopic voids that are difficult to detect with the naked eyes was applied. When the above methods were applied to samples of unreinforced concrete fragments, it became clear that the damage thought to have been caused by EDICS is limited to an area of approximately 30mm near the fracture surfaces.

Key Words: Electric discharge crashing, Concrete damage, Microcavity, X-ray CT

1. はじめに

放電破砕工法 EDICS (Electric Discharge Impulse Crushing System)^{1),2)}は、大型重機の利用できない高所や屋内等の特殊箇所で、効率的なコンクリート構造物の解体を可能とする内部装薬発破法である。このような特殊箇所での解体工は、構造物の一部だけを解体する部分解体で行われる場合が多い。部分解体は、構造物の保全補修や、機械機器の撤去・置換等を目的に実施されるため、残置される躯体部は以降も構造躯体として利用される。したがって、残置躯体部には恒久利用を担保し得る健全性が要求されることになる。

一方、放電破砕工法では、放電衝撃により発生した引張波の伝播経路上にコンクリートの破砕面が形成される。部分解体では、引張波が残置躯体部にも伝播する場合があるが、その経路上にあるコンクリートの健全性については、現在、検証がなされていない。これは、コンクリートの健全性を評価する基準が十分に確立されてお

らず、それを検証する試験方法や評価手法も確立されていないためと考える。

筆者らは、放電破砕工法によりコンクリートが破砕されるメカニズムに着目して、コンクリートの損傷を定義し、その損傷を産業用 X 線 CT (Computed Tomography) により評価し得るかを検証した。その結果を、以下に報告する。

2. 放電破砕工法におけるコンクリート損傷の定義

放電破砕工法は、解体対象の媒体内に孔を削孔し、その孔内に放電チップと反応薬液を封入したカートリッジ（エコリッジ）を挿入・填塞し、これに E=3,000V の高電圧を放電することで得られるパルスの衝撃圧によって媒体を破砕する工法である。

その破砕メカニズムをより詳細に検討すると、パルスの衝撃圧は装薬孔壁で膨張エネルギーから運動エネルギーに変換され、粗密波あるいはせん断波として互い

に独立した経路で媒体内を伝播する。粗密波は媒質の体積変化が伝播する波であり、これに対し、せん断波は媒質のずり変化（ねじれ）が伝播する波で、体積変化は伴わない³⁾。

粗密波によるコンクリートの体積膨張（引張）が伝播箇所の引張限度を超えると空隙（欠陥）が形成され、運動エネルギーは消散するが、このような空隙が密集・連続して形成すると、コンクリートは破砕に至る。一方、破砕に至らないまでも、粗密波の体積膨張による欠陥がある程度の密度で分布するとき、構造としての弱部を形成する。本研究では、このような引張波伝播によって形成される局所的な微細欠陥による弱部をコンクリートの損傷と定義するものとする。

3. 産業用 X 線 CT 撮影

（1）産業用 X 線 CT 撮影概要

産業用 X 線 CT は、医療から製造業に至るまで、幅広い分野で活用されている非破壊検査技術であり、X 線の物質透過性と物体の密度差を利用し、肉眼で見ることのできない内部構造を詳細に画像化することができる。産業用 X 線 CT は、医療用 CT とは異なり、生体を扱わないため放射線被曝をさほど考慮する必要がなく、長時間照射による解像度の向上が可能となる。このため、品質管理、内部構造の調査、欠陥の検出、リバースエンジニアリングなど、さまざまな分野で活用されているが、実際には撮影者の技量と知見にその精度と解釈が委ねられるところが多いことは否めない段階にある。

本研究では、室蘭工業大学板倉賢一特任教授・柴田義光准教授が、同大学所有の TOSCANER-34500FD（東芝 IT コントロールシステム株式会社：表-1、および写真-1 に示す）⁴⁾を用いて撮影した画像データを、その検証に供するものとした。

（2）X 線 CT 撮影の原理と撮影画像読影

X 線は、電離放射線と呼ばれる電磁波で、波長が非常に短く、大きなエネルギーを持つため、物質を構成する原子と原子の間を透過するが、この間に原子の周りを回る電子などに衝突することもあり、減衰が生じる。この減衰率（吸収率）は金属のような密度の高い物質では大きくなり、空気や紙など密度の低い物質では小さくなる。

X 線 CT は、X 線を目的の物体に照射し、領域全体での X 線吸収率 $f(x, y)$ を評価することによって、物体の形状を再構成する手法である。図-1 のように、角度 θ で物体 Ω へ X 線を投影して得られる積分量、すなわち投影データ $p(r, \theta)$ は、以下のように記述される。

表-1 TOSCANER-34500FD の仕様⁴⁾

X 線発生器出力	430kV
X 線焦点寸法	0.4mm/1.0mm 選択可
X 線検出器	Flat Pannel Detector(16 inch)
分解能	0.1mm
CT 方式	ローテートオンリー方式
最大スキャンエリア	φ600mm×600mm(H)
オプション	UPS/デジタルエンジニアリング/ 画像処理用 PC ワークステーション/ 高速再構成機能
漏洩線量	2μSv/h 以下
用途	コンクリート、大型アルミダイカスト 鉄、鋳物 他



写真-1 撮影に供した TOSCANER-34500FD
(国立大学法人室蘭工業大学所有)

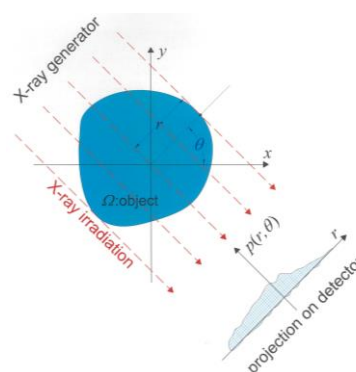


図-1 物体と投影の関係

$$p(r, \theta) = \int f(x, y) \delta(r - x \cos \theta - y \sin \theta) dx dy \quad (1)$$

式(1)において、 $\delta(x)$ は、ディラックのデルタ関数を示す。すなわち、可積分な関数 $f(x)$ に対して、以下の関係を有する関数である。

$$\int_{-\infty}^{\infty} \delta(x) f(x) dx = f(0) \quad (2)$$

この投影データ $p(r, \theta)$ に、投影切断面定理⁵⁾を用いると物体 Ω の X 線吸収率分布 $f(x, y)$ を求めることができる。投影面切断は、図-2 に模式的に示されるように、角度 θ で X 線を照射した投影データ $p(r, \theta)$ のフーリエ変換が、X 線吸収率 $f(x, y)$ の 2 次元フーリエ変換を角度 θ で切断した断面に一致するという定理である。

産業用 X 線 CT 撮影では、ターンテーブルを回転させ、物体を $0 \leq \theta \leq 360^\circ$ の範囲で撮影するから、全周に亘る

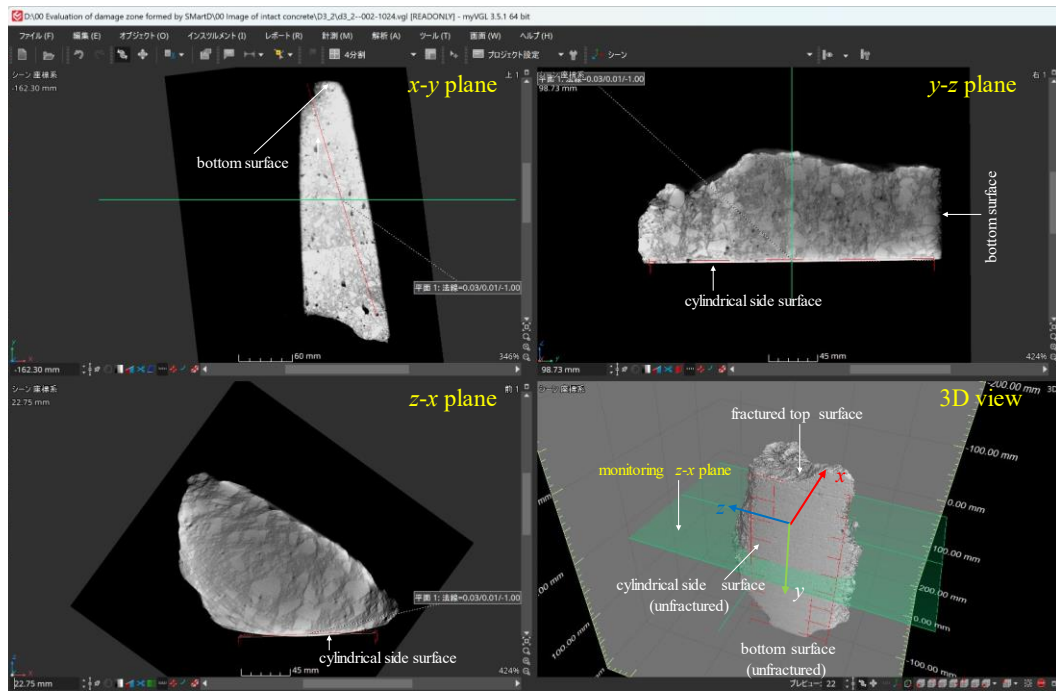


写真-2 無筋コンクリートサンプルの3次元X線CTモニタリング画面

投影データ $p(r, \theta)$ が測定され、これをフーリエ変換すれば、物体 Ω 全領域の2次元フーリエ変換分布が得られることになる。したがって、その2次元逆フーリエ変換を行えば、物体 Ω 全領域のX線吸収率分布 $f(x, y)$ が得られる。精度確保等のための細かい操作は省略するが、以上のような手法で3次元X線吸収率分布を求め画像化する技術がX線CTである。

その画像分析は、写真-2に示す操作画面上で x - y 、 y - z 、 z - x 平面毎に実施され、右下の【3D view】ウィンドウ中の緑の水平面は、現在、画像解析が実施されている z - x 平面のサンプル内部における z - x 断面位置を示す。各断面ウィンドウでは、X線吸収率の分布が0～255階調のグレー画像で表示され、吸収率が大きいほど白く、逆に小さいほど黒く示される。この画像を読影するにあたっては、以下の知見が重要となる。すなわち、

- ① 原子番号と密度の大きいものほどX線の吸収率が大きくなる。
- ② X線の透過方向に対して厚みがあれば吸収は高くなり、薄ければ低くなる。
- ③ 管電圧 V を増大すると、X線の波長が短くなり、透過しやすくなる。
- ④ 管電流 A を増大すると、発生するX線量が増え強度が上がる。

対象物が人体のように、各組織の密度が小さく、かつ透過方向に対する厚みがさほどなければ、X線吸収率の分布を、そのまま密度分布として評価することが可能で、その分布形状は各組織の形状を示すことになる。

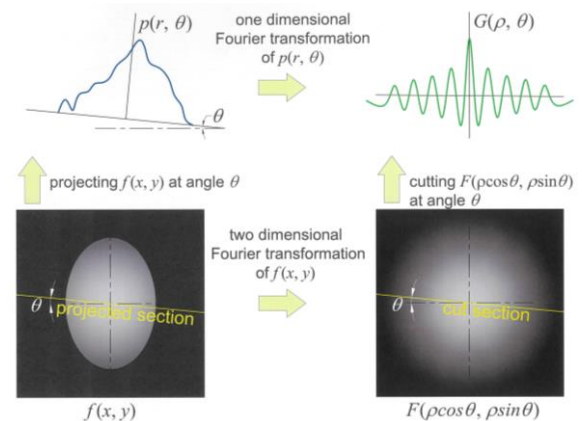


図-2 投影切断面定理

表-2 物質の1/10価層と加速電圧の関係*

X線管の 加速電圧	物質の1/10価層 (mm)		
	水	鉄	コンクリート
50 kV	101.5	1.5	29.3
100 kV	134.9	7.9	57.6
150 kV	153.0	14.9	69.7
200 kV	168.1	20.1	78.1

*参考文献6)からデータを拾取選択し作成

しかし、RC構造物の主材料たる鉄やコンクリートは、さらには管電圧（加速電圧）等も考慮に入れて読影することが求められる。参考のため、表-2にいくつかの物質の1/10価層（透過するX線の量が1/10になる厚さ）と加速電圧の関係を示す⁶⁾。

いま、写真-2のX線吸収率分布をみると、 x - y 平面、

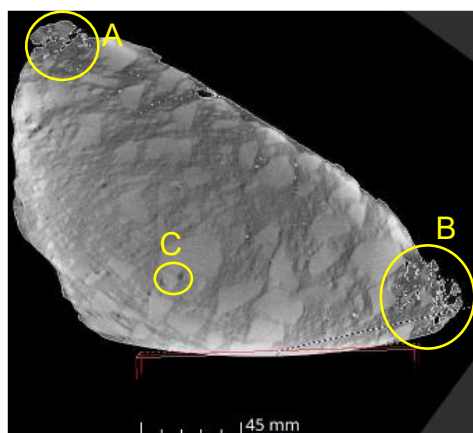
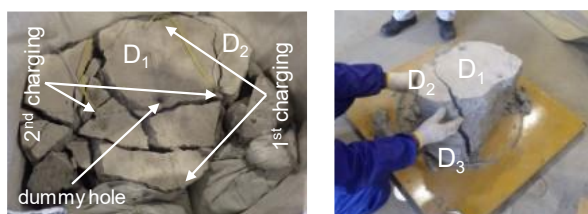


写真-3 二値化処理による破砕面・欠陥の抽出



(a) 破砕直後の試験体上面 (b) サンプルの位置関係

写真-4 サンプル採取状況

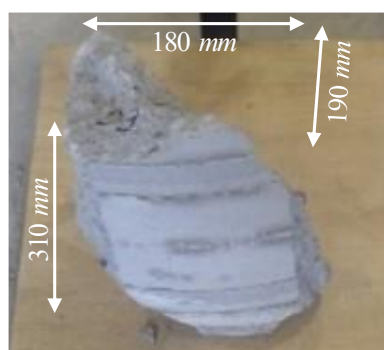


写真-5 サンプルの形状・寸法

y-z 平面, z-x 平面のいずれの画像においても, 最も密度の大きい粗骨材が 255 階調付近の白調色で, モルタル成分が中央値である 127 階調付近の灰調色で, さらに空隙やサンプル外部が 0 階調付近の黒調色で描画されており, コンクリート内部構造が適切に再現・図化されていると判断できる。しかしながら, 気泡よりも小さい構造は目視で階調を判定することが難しく, 1mm 以下の構造についてはその形状を特定することも難しいため, 放電破砕による損傷について目視評価だけで議論することはできない。

X 線 CT で撮影される最も密度の小さい物質は, 空気であり, X 線吸収率分布上に 0 階調の黒で表示される。第 2 章で定義した放電破砕によって形成される破砕面や

微細な空隙(欠陥)は, 空気層との境界面と定義することが許されるであろう。したがって, 0 階調近傍を閾値として二値化処理を CT 画像に施せば, 微細な破砕面や欠陥を抽出することが可能になると考えた。

写真-2 の z-x 平面画像に 5 を閾値として二値化処理を施し, 空気との境界を白線で描いた図が写真-3 である。図より明らかなように, 二値化処理により目視では判定が難しかった微細な空隙を多数抽出することができ, 凸部 A, B では明らかに放電破砕に影響されたと考えられる空隙が密集している。

一方で, コンクリート打設時に混入したと思われる C 部にある空気の気泡が空隙として認識されていない。C 部の気泡の色をよく見ると明らかに黒色が薄い。これは, 気泡内に空気よりも密度の高い物質, 例えば水などが介在している可能性が考えられる。したがって, 閾値を若干大きくすれば, C 部のような, 階調がわずかに高い領域も空隙と認識し得るかもしれない。このように, 精密な閾値の設定には若干の疑義が残るものの, 上記の二値化手法により微細な空隙を抽出し得ることを確認できた。

4. 放電破砕による損傷の形成

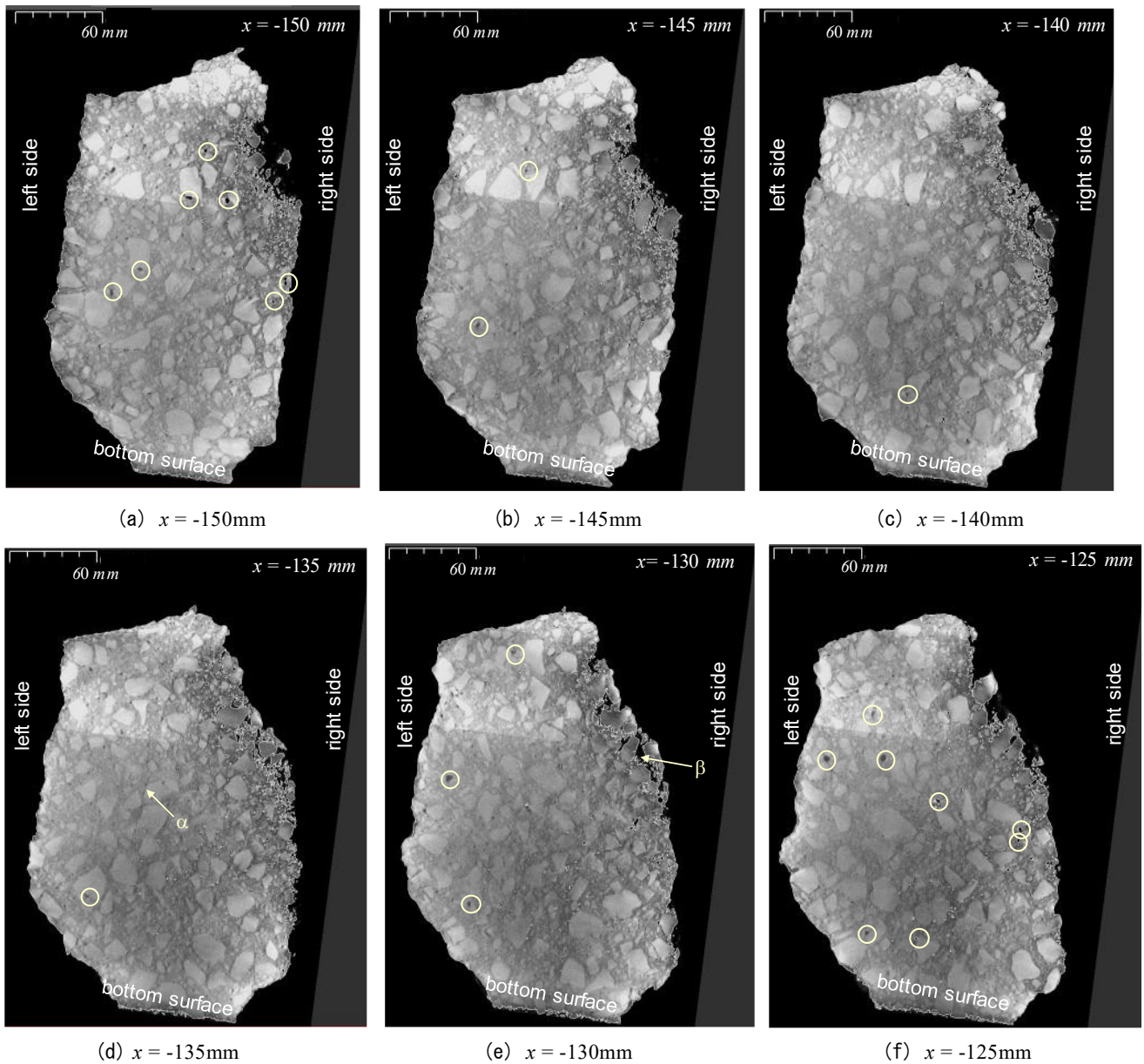
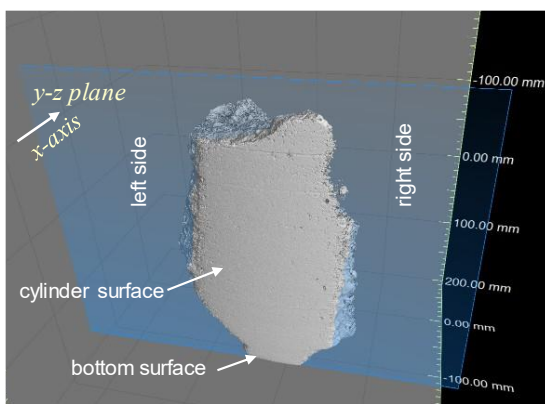
(1) サンプルの作成と緒元

本章では, 写真-4, 写真-5 に示すサンプル D₃ の X 線吸収率分布画像を基に, 放電破砕による損傷の形成に関し考察を行う。サンプル D₃ は, 写真-4(a) に示されるように, $\phi 500\text{mm} \times 500\text{mm}$ (H) の円柱供試体の中央を貫通する空孔(dummy hole)を $\Delta L=200\text{mm}$ の距離で $q=1.2\text{mL}$ の薬剤カートリッジで挟み, 起爆した後, これに直交する方向で $\Delta L=150\text{mm}$ の距離で空孔を挟み, 再び同量の薬剤を起爆して作製したサンプルのうちの一つであり, 写真-2 の画像解析に供されるサンプルである。

採取位置は写真-4(b) に示される位置で, 寸法は写真-5 に示されるように $180\text{mm}(\text{W}) \times 190\text{mm}(\text{L}) \times 310\text{mm}(\text{H})$, また重量は $w=9.04\text{kg}$ である。なお, 以下の議論における座標系とその原点は写真-2 中の座標系に従う。

(2) 放電破砕による損傷の形成

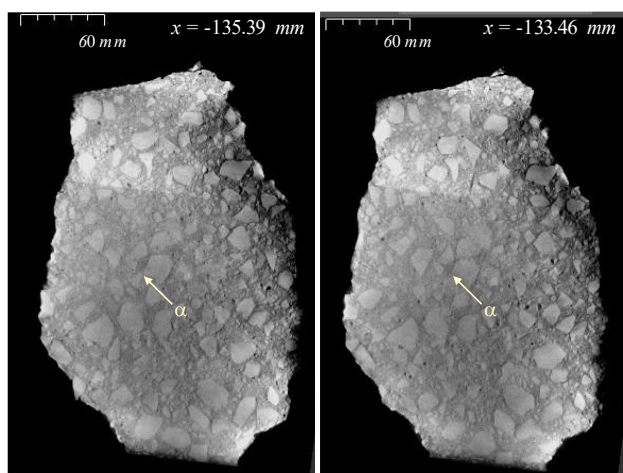
サンプル D₃ は, 写真-4, 写真-5 から分かるように, 底面と円柱側面を除き, 破砕面で囲まれたコンクリートブロックであるが, 破砕面によって損傷の形態が異なっていることが X 線 CT により判明した。写真-6 は, $x = -150\text{mm}, -145\text{mm}, -140\text{mm}, -135\text{mm}, -130\text{mm}, -125\text{mm}$ における y-z 断面の X 線吸収率分布画像を示すものである。

写真-6 $x = -150\text{ mm} \sim -125\text{ mm}$ 間の y - z 断面透視図図-3 x 軸, y - z 断面, および左右の定義

いま, 図-3 のように円柱側面を正面にしてサンプルの左右を定義すると, 右破砕面から $\Delta L=30\text{ mm}$ の範囲で

は, 破砕時に形成されたと考えられる断面欠損 (例えば 写真-6 (e) の β 部) や大小の空隙が確認され, この領域のコンクリートは明らかに破砕による損傷を受けたものと判断される。また, 空隙はモルタル成分の領域にだけ存在し, 粗骨材内部には存在しない。これは, 当然のことながら, 強度の高い粗骨材を避け, 弱部であるモルタル成分の領域にだけ破砕面が成長したことを示すものである。なお, 写真-6 で確認される断面欠損は, このモルタル部破砕が, その成長過程でエネルギー消散したため, 破砕面を形成するに至らなかったと推測される。

一方, 左破砕面および上部破砕面近傍のコンクリートには, そのような欠陥を確認することができない。当該のサンプルは, 損傷域の形成を目的に, 2 段階の特殊な起爆法により作成したが, どうしてこのような差異が

(a) $x = -135.39\text{mm}$ (b) $x = -133.46\text{mm}$ 写真-7 線状構造 α の存在範囲

生じたかは不明である。しかし、破碎面の目視観察だけでは、このような損傷形態を認識することは難しいものとする。したがって、未だ測定条件に多くの制約があるものの、X線CTとその画像処理はコンクリート損傷を評価する有効な手段であるとする。

X線CT画像を読影する上で、起爆により形成された空隙と、コンクリート混練り時の空気混入による空隙（気泡）とを区別することが必要になる。この明確な判別法は、完全に確立してはいないが、写真-6上にいくつか円でマーキングしたように、形状的には円形に近く、寸法も比較的大きな空隙や、色調が0階調よりも若干大きく、空気との境界が設定されない空隙は、気泡と判定してよいものと思われる。

最後に、写真-6(d)中の線状構造 α はひび割れと判断された。しかし、写真-7に示すように、その存在範囲は $x = -135.39\text{mm}$ 付近から $x = -133.46\text{mm}$ 付近と非常に狭く、幅としては $w = 2\text{mm}$ に満たない。したがって、これがひび割れであるとしても、破碎によって形成された構造的なひび割れとは考え難く、コンクリート硬化に伴う局所的な収縮ひび割れではないかと推察された。今後、非破壊のコンクリートサンプル内に α のような狭小な線状構造が存在するかを観察することにより、これを確認する必要がある。このように、X線CT画像の読影では、三次元的な連続性等の情報が、内部構造を評価する上で非常に有用な情報となる。

5. おわりに

本研究では、放電破碎工法により部分破碎された構造物の残置躯体部の健全性評価を目的に、放電破碎工法

の破碎メカニズムを考慮して損傷を定義し、これをX線CT画像解析により評価し得るかを検証した。その結果、読影時に考慮すべき点は多いものの、十分に放電破碎により形成される損傷を評価し得る手法であると判断した。

当該研究に供したサンプルは、コンクリート損傷を形成することを主目的としたため、実際の破碎作業では採用されることのない装薬法を採用したが、今後は標準的な構造物破碎に供される装薬法によって、損傷域がどのように形成されるかを検証し、放電破碎による構造物の部分解体を実務として実施する予定である。

謝辞：室蘭工業大学 板倉賢一特任教授、柴田義光准教授に破碎サンプルのX線CT撮影を実施いただくとともに、画像解析法のご指導を賜りました。また、東京大学 上西幸司教授にはX線CT画像評価に関する損傷力学的アプローチをご指導いただきました。SMC テック(株) 須藤俊典氏、南洲興業(株) 山下英威氏には、試験体作成、放電破碎実施、並びにサンプル採取のため並々ならぬご尽力を賜りました。ここに、深甚の感謝の意を表し、謝辞とさせていただきます。

参考文献

- 1) 株式会社ニチゾウテック：放電破碎工法，
<https://www.nichizotech.co.jp/technology/discharge>，
2024.6.10 閲覧
- 2) 山地宏志，中森純一郎：放電破碎によるコンクリートの破壊機構，三井住友建設技術開発センター報告，Vol. 12，pp.67-72，2014.9
- 3) 国立研究開発法人防災科学技術研究所：強振動の基礎，4.2 地震波の生成と伝播，4.2.1 P波とS波，
<https://www.kyoshin.bosai.go.jp/kyoshin/gk/publication/1/I-4.2.1.html>，2024.6.7 参照
- 4) 東芝 IT コントロールシステム株式会社：TOSCANER-20000/30000 X線非破壊検査システム，
<https://www.toshiba-itc.com/hihakai/toscaner-20000/>，
2024.6.10 参照
- 5) 田中敏幸：X線CTの原理・現状とさらなる画像の高品質化，計測と制御，Vol.56，No.11，pp.874-879，2017.11
- 6) 松定プレジジョン株式会社：X線検査装置，よくあるご質問（Q&A），X線装置の管電圧（加速電圧）ってどのくらい必要ですか？，
https://www.matsusada.co.jp/support/faq/xm_xins/x-ray_voltage.html，2024.6.10 参照

弾性波を用いた三次元埋設物探査手法の基礎的検討

Fundamental Study on the 3D Exploration Method for Buried Objects using Elastic Waves

R&D センター 程塚 保行 YASUYUKI HODOTSUKA

深度 1～10m の埋設物を対象とした三次元探査手法の開発を目的として、3 台のレーザードップラー振動計を連動させた埋設物探査実験を実施した。その結果、弾性波の直接波は P 波および S 波ともに振幅の大きさの平面分布の特徴や極性が数値シミュレーション結果とほぼ同じ結果が得られることが確認できた。そして、埋設管からの反射波は、起振方向に受振したデータにおいて、数値シミュレーションデータと類似した埋設管からの反射波の三次元分布の特徴が確認でき、二次元探査では推定できない埋設管の敷設方向を推定することができた。

キーワード：埋設物、反射法弾性波探査、三次元探査、数値シミュレーション、レーザードップラー振動計

A buried object exploration experiment was carried out using three linked laser Doppler vibrometers with the aim of developing a three-dimensional exploration method for buried objects at depths of 1 to 10 meters. As a result, it was confirmed that the characteristics of the planar distribution of the amplitude and polarity of the direct elastic waves, both P-waves and S-waves, were almost identical to the numerical simulation results. Furthermore, the reflected waves from the buried pipes showed three-dimensional distribution characteristics similar to the numerical simulation data in the data received in the excitation direction, and it was possible to estimate the laying direction of the buried pipes, which could not be estimated by two-dimensional exploration.

Key Words: Buried objects, Seismic reflection survey, 3D survey, Numerical simulation, Laser Doppler vibrometer

1. はじめに

試掘確認が困難な深度 1～10m の埋設物の調査は、ボーリング掘削による探査などによって行われるため、調査に多大な労力を要している。これまでに、この深度の効率的かつ高分解能な埋設物探査手法を開発することを目的とし、非接触で高密度の測定を可能とするレーザードップラー振動計（以下、LDV と呼ぶ）に着目し反射法弾性波探査手法を用いた二次元探査実験を実施した¹⁾。その結果、埋設管の敷設方向に起振して 0.1m 間隔の高密度で受振することにより数値シミュレーション結果と整合した直接波や表面波、測線に直交して敷設された埋設管からの反射波を得ることができ、埋設物探査における適切な起振方向と受振方向が確認できた。しかし、この測定方法は二次元探査であるため、測線に直交した埋設管の位置および深度の情報を得ることはできるが、埋

設管の敷設方向の情報は得られない。そのため、埋設管の三次元分布の情報を得ることのできる探査手法の開発が必要となった。三次元の反射波分布を得る探査手法としては、受振器および起振器を格子状に配置する三次元反射法弾性波探査²⁾が知られている。しかし、三次元反射法弾性波探査はケーブルで受振器をつないで測定する機器構成であるため、埋設管を対象とした数 m 四方の調査領域を 0.1m 間隔の高密度で測定すると、受振器とケーブルで調査エリアが埋め尽くされ、ケーブルを伝わって伝搬する振動がノイズとなってデータの品質を低下させる恐れがあった。そこで、本研究ではより高品質な三次元の反射波分布を得るための基礎的な検討として、比較的均質な地盤内に設置した埋設管を対象に、LDV を用いた三次元探査手法の適用性について検討した。本報ではその結果を報告する。

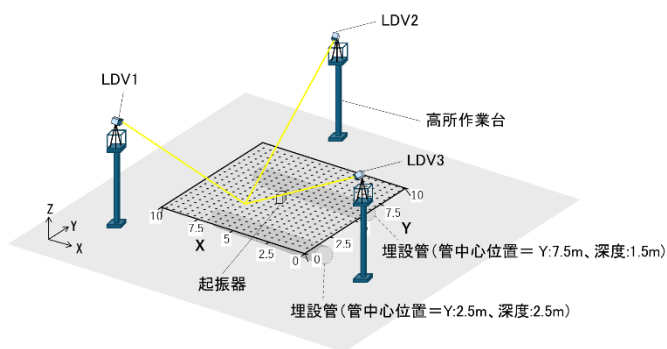
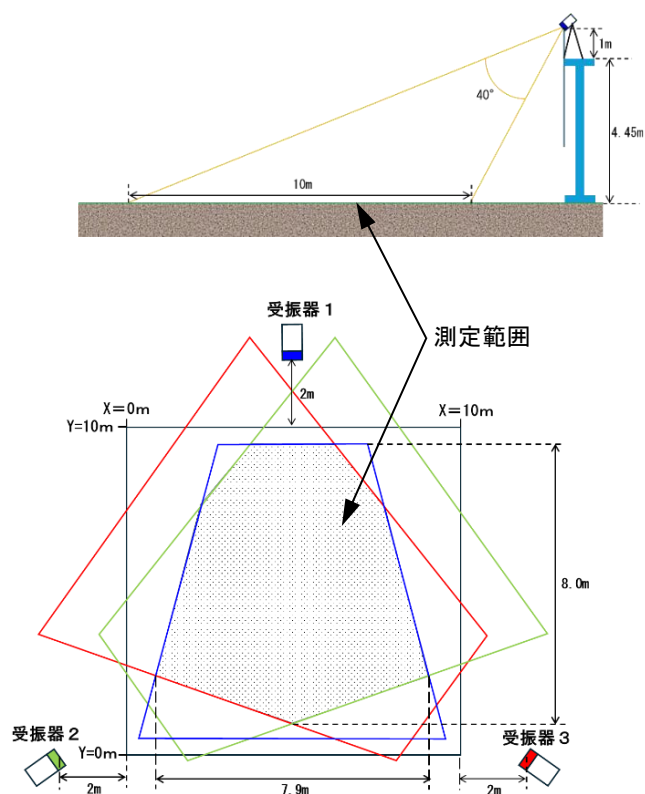


図-1 三次元埋設物探査実験の概念図

図-2 LDVの配置と測定範囲
(上：立面図，下：平面図)

2. 三次元埋設物探査手法の検討

埋設物の三次元分布の情報を得る探査手法の開発を目的として、高密度で面的に測定する方法を検討し、実験を行った。そして、その実験で得られた探査波形と数値シミュレーションによる理論波形を比較することにより、検討した三次元埋設物探査手法の妥当性を評価した。

(1) 実験計画

LDVによる三次元埋設物探査実験の概念図を図-1に示す。非接触で高密度かつ高精度の測定を可能とするス

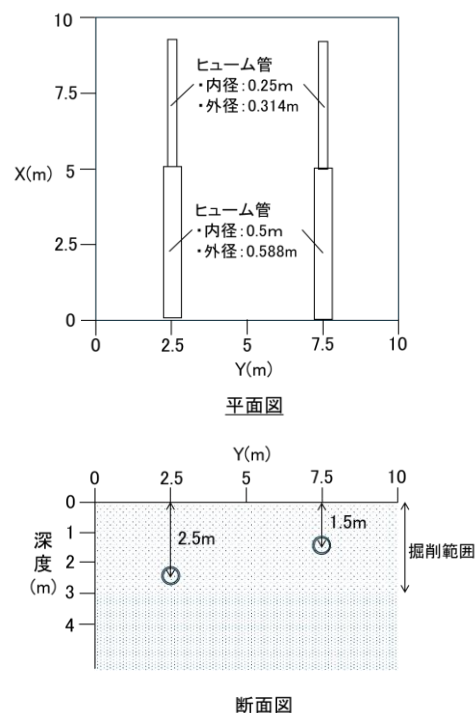


図-3 埋設管位置

キャニング式LDVを3台連動させ、3台それぞれのレーザーの照射方向の振動を直交座標系に座標変換することで三成分(X, Y, Z)の測定ができる仕組みとなっている³⁾。

三次元測定の実施にあたり、各LDVの設置位置と高さ、LDVの照射範囲と測定範囲について検討を行った。LDVの配置と測定範囲を図-2に示す。各LDVの設置位置は、埋設物探査実験場の敷地(15m×15m)の範囲内とし、測定対象はその中央部の10m×10mの範囲とした。使用したLDVのスキャニング範囲が縦40°、横50°であるため可能な限り広い平面範囲を測定できるよう高所作業台を用いて5.45mの高さにLDVを設置し、測定範囲を取り囲むよう3台のLDVを正三角形に配置した。

(2) 実験概要

実験は、比較的均質な関東ローム層を深度3m掘削し、埋設管を設置して掘削土で厚さ30cmごとに転圧して締め固めて整備した実験場で実施した。埋設管の位置を図-3に、実験状況を写真-1に、実験機器の仕様を表-1に示す。起振点は実験場の中央(X=5m, Y=5m)に設置した。起振器は、周波数変調が可能なパイププレート振源を用い、20～400Hzで掃引するチャープ方式で埋設管の敷設方向のX方向に起振した。前節で検討した図-2のLDVの配置で測定した受振点の分布を図-4に示す。受振点は0.2m間隔の三角形メッシュで高密度に1,600点配置した。X=4～6m, Y=1～2mで受振点が抜けている箇



写真-1 実験状況

表-1 実験機器の仕様

機器名	規格・仕様	
レーザードップラー振動計	電源	100VAC
	測定距離	125mm～100m
	最大測定速度	±30m/s
	スキャン角度	H:50° × V:40°
	測定周波数帯域	0～100kHz
	分解能	0.01～0.15 (μm/s)/√Hz
可搬型パイプレータ振源	電源	12VDC
	加振力	450N
	周波数範囲	20～400Hz
	起振部重量	35kg
	全重量	130kg

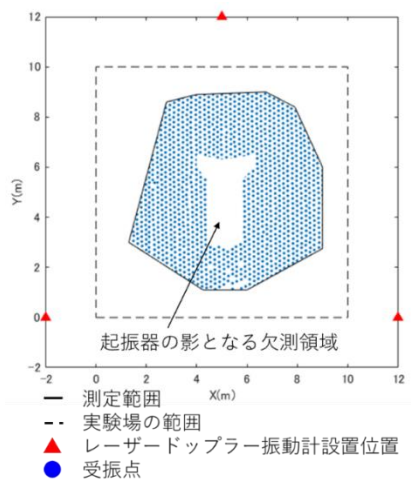


図-4 受振点分布

所がいくつかあるが、これは起振器に繋がったチャープ信号ケーブルや同期信号ケーブル、モニター用に起振器に取り付けた地震計のケーブルにレーザーが当たって欠測となった点である。測定の際には、データのS/N比向上のため、頂部に高輝度の再帰反射テープを貼ったプラスチック製の鋏を受振点に打設し、それをレーザーの的とした。実験データは、分解能向上のため測定データへの起振データの逆畳み込みの処理⁴⁾を行った。

表-2 数値モデルの物性値

	P波速度 (m/s)	S波速度 (m/s)	密度 (kg/m³)
掘削範囲	300	90	1100
関東ローム	470	130	1400
ヒューム管	3800	2400	2400

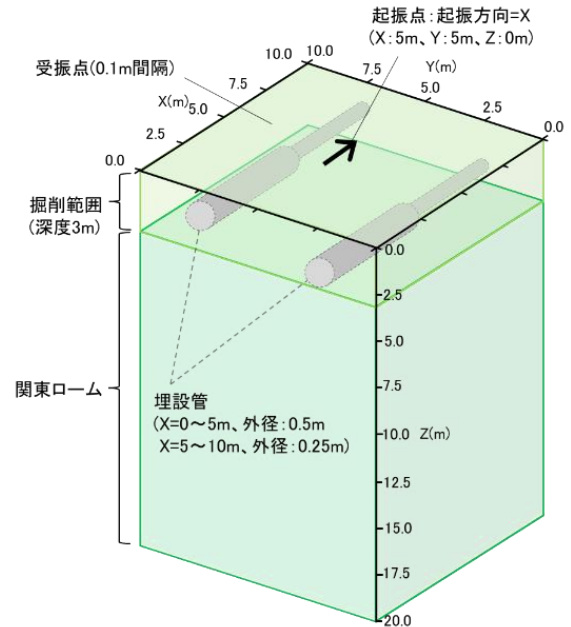


図-5 数値モデル

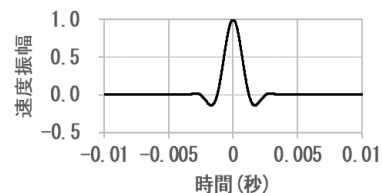


図-6 数値シミュレーションの入力波形

（3）数値シミュレーション

実験データの特徴が理論波形と同様であるかを確認するために Madagascar⁵⁾を用いて三次元の差分法²⁾による数値シミュレーションを実施した。数値モデルの物性値を表-2に示す。数値シミュレーションは、実験場を模擬した図-5に示す数値モデルで計算した。数値モデルの大きさは X:10m×Y:10m×Z:20m とし、Z=3m 以浅を掘削範囲、それ以深を関東ロームの物性値に設定した。数値モデルの側面と底面は吸収境界条件を設定し、グリッド間隔は0.05mとした。数値シミュレーションの入力波形は、20～400Hzのチャープ信号の自己相関関数から算出した図-6のパルス波形を用いた。実験と同様に、起振点は地表面の中央部（X:5m, Y:5m）とし、受振点はX方向およびY方向ともに0.1m間隔とした。

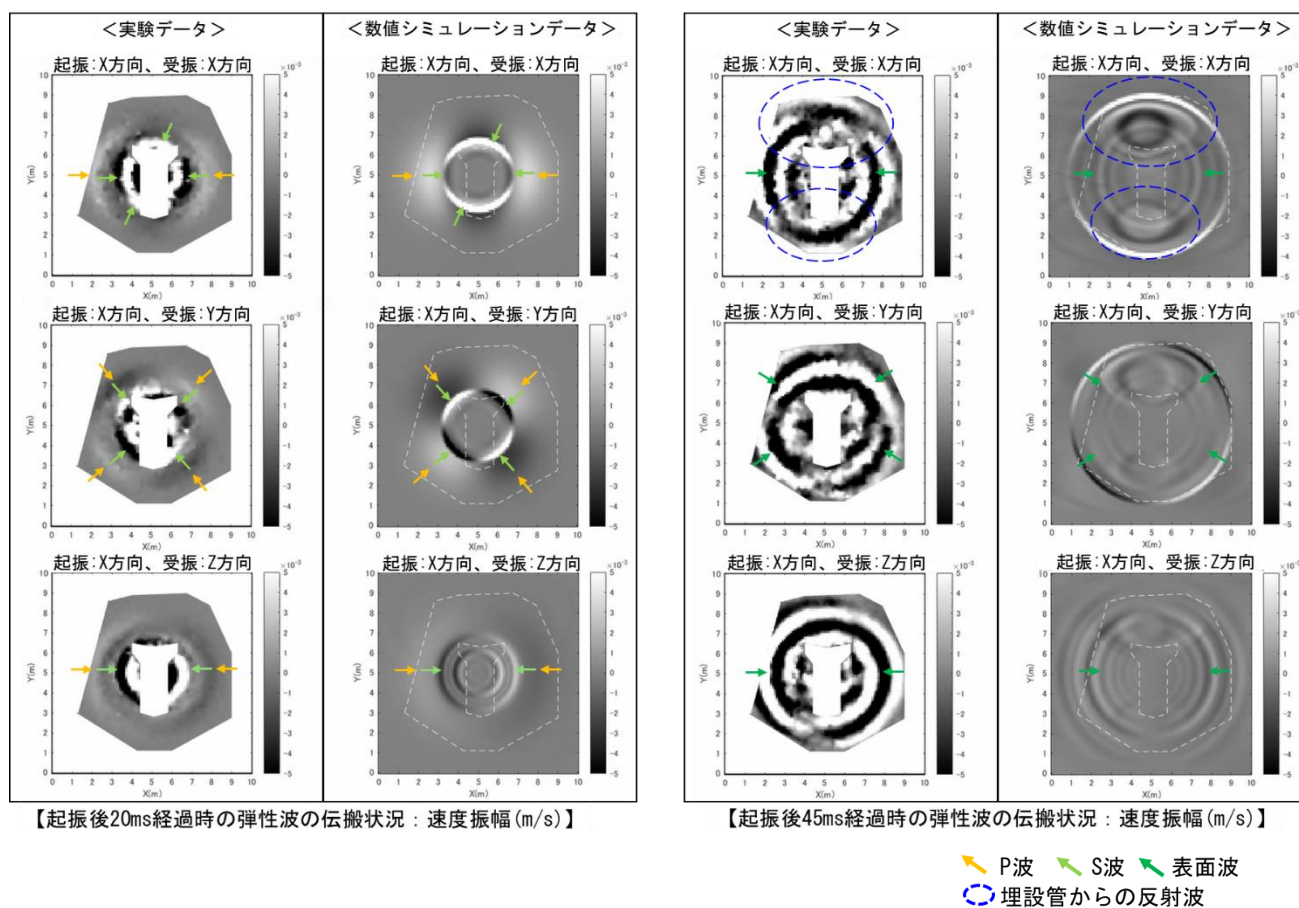


図-7 実験結果と数値シミュレーション結果の比較：X-Y 平面図

(4) 実験および数値シミュレーション結果

実験結果と数値シミュレーション結果の比較を図-7に示す。図中、P波の振幅が大きい箇所に橙矢印、S波の振幅が大きい箇所に黄緑矢印、表面波の振幅が大きい箇所に緑矢印を記すとともに、埋設管からの反射波を破線で囲んでいる。

図-7左図は、弾性波の直接波（P波およびS波）の放射特性を確認するために作成した、起振開始後20ms後のX-Y平面図である。実験およびシミュレーションで得られた直接波の振幅と極性の分布を面的に可視化し、直接波の3成分（X、Y、Z）の放射特性を比較することにより、実験計画で設定した3台のLDVの配置で理論通りの3成分のデータが測定できたことが確認できる。また、各受振点位置のP波およびS波の到来時間と振幅、極性が実験結果と数値シミュレーション結果でほぼ同一の分布を示していることから、実験場の物性が数値モデルと同様であることが確認できる。

そして、理論通りの3成分データが測定できたことを踏まえた上で、2つの埋設管からの反射波の平面分布が数値シミュレーション結果と同様であるか確認するため、起振開始後45ms後の図面を作成した。

図-7右図は、2つの埋設管からの反射波の平面分布を

確認するために作成した、起振開始後45ms後のX-Y平面図である。表面波（緑矢印）に着目し、実験および数値シミュレーションの結果を比較すると、振幅の到来時間と極性は同じであるものの、振幅の大きさは実験結果が格段に大きい。これは、表面波が非常に柔かい表層で増幅したためと考えられる。その増幅した表面波の大きな振幅の影響により埋設管からの反射波の分布はやや不明瞭ではあるが、X方向の受振データにおいて埋設管からの反射波の分布の特徴が実験結果と数値シミュレーション結果で類似していることが確認できる。埋設管からの反射波の振幅が起振方向であるX方向で大きく明瞭であるという特徴は、程塚ほか（2023）¹⁾において結論付けた埋設管探査における最適な受振-起振方向の結果とも一致しており、埋設管の敷設方向に起振し受振することが振幅の大きな埋設管からの反射波が得られる最適な測定方法であることが再確認できた。

続いて、X方向の受振データに着目し、埋設管と直交するY方向の時間断面を作成し、反射波の双曲線分布を確認した。実験および数値シミュレーションによるY方向の時間断面を図-8に示す。図中、P波の振幅が大きい箇所を橙矢印、S波の振幅が大きい箇所を黄緑矢印、埋設管からの反射を青矢印で示した。

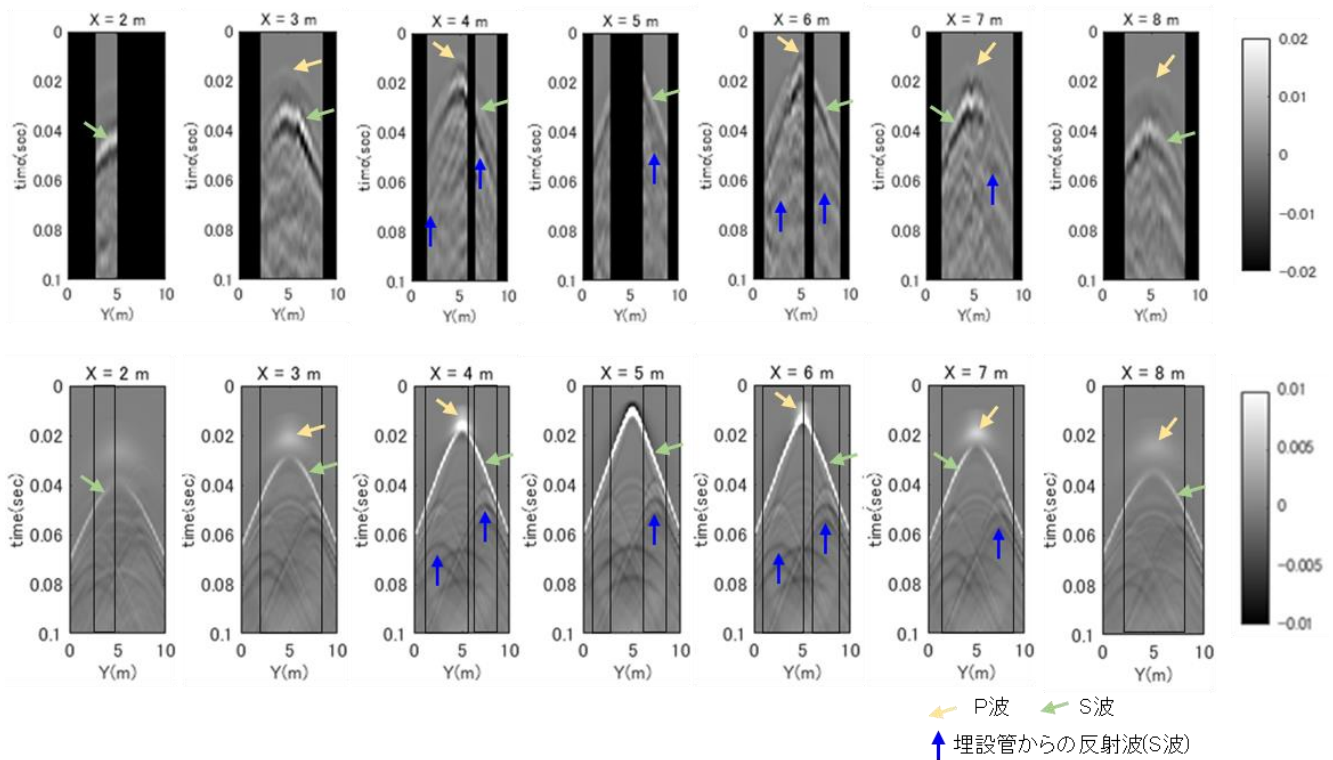


図-8 実験結果と数値シミュレーション結果の比較：X-時間 断面図
(上図：実験結果，下図：数値シミュレーション結果)

P 波、S 波および表面波は、実験結果と数値シミュレーション結果ともに鮮明な双曲線分布が確認できる。一方、埋設管からの反射波は、それに比べやや不鮮明ではあるが $X=4\sim 7\text{m}$ の両データの探査波形の比較からその分布が確認でき、それらの X 方向の連続性から埋設管の敷設方向を推定することができる。埋設管からの反射波がやや不鮮明であった理由としては、実験日は風が強く 5m の高さに設置した LDV が大きく揺れていたことでデータの S/N 比が低下したことが考えられる。また、起振点から X 方向へ 2m 以上離れた場所 ($X=3\text{m}$ 以下および 7m 以上) の探査波形において埋設管からの反射波が認められなかった理由としては、LDV の受振点座標の設定の調整が不十分で測定エリアの端部ほど再帰反射テープにレーザーが当たらなかった受振点が多かったことが考えられる。この S/N 比の低下についての課題は残るものの、埋設管の敷設方向を推定する三次元埋設管探査手法として、埋設管が敷設されている箇所の地表面に面的に高密度で弾性波を測定し、得られたデータの反射波の平面的な分布の特徴から埋設管の敷設方向を推定する手法が有用であることが確認できた。今後の課題としては、強風でも LDV が大きく揺れないようにすることやレーザーが確実に再帰反射テープに当たるように調整方法を

改良することなど、より精度の良い埋設管の位置や深度の推定を目指した測定方法の改善ならびに推定結果の可視化があげられる。

3. まとめ

埋設管の三次元分布情報を得るための測定方法を検討し、3 台の LDV を連動させた三次元埋設物探査実験を実施した。その結果、P 波および S 波ともに振幅の大きさの平面分布の特徴や極性は数値シミュレーション結果とほぼ同じであり、P 波および S 波の直接波は正確に測定できることが確認できた。一方、埋設管からの反射波はやや不鮮明ではあるものの、起振方向の受振データにおいて、数値シミュレーション結果と類似した埋設管からの反射波の三次元分布の特徴が確認でき、二次元探査では推定できない埋設管の敷設方向を推定することができた。

謝辞：本研究は、東京大学生産技術研究所の水谷司准教授との共同研究によるご指導の下、実験の計画および実施、結果の検討に至るまで、多くのご助言をいただきました。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 程塚保行，神山圭佑，川島学：弾性波を用いた埋設物探査手法の適用性に関する基礎的検討，三井住友建設技術研究開発報告，第 21 号，No.10，2023.10
- 2) 物理探査学会：物理探査ハンドブック，1998
- 3) 宮下剛，藤野陽三：レーザードップラー速度計を用いた三次元多点振動計測システムの開発，土木学会論文集 A，Vol.63，No.4，pp.561-575，2007.10
- 4) 神山圭佑，水谷司，程塚保行，川島学：起振観測信号を用いた高解像度な浅層反射法の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造 I，pp.643-644，2023.7
- 5) Sergey Fomel, Paul Sava, Ioan Vlad, Yang Liu, Vladimir Bashkardin,5.:Madagascar:Open-source software project for multidimensional data analysis and reproducible computational experiments: Journal of Open Research Software, 1, e8, November 2013.

バイリニア型復元力特性をもつ免震建物モデルの応答予測図

Response Prediction Diagram of Base-isolated Buildings with Bilinear Restoring Characteristics

R&D センター 新井 雄大 YUDAI ARAI

R&D センター 川島 学 MANABU KAWASHIMA

超高層建物などの固有周期の長い建物に免震構造を採用する場合、剛体 1 質点系への置換に基づく標準的な設計法が適用できない。そのため、設計実務においては時刻歴応答解析による試行錯誤が必要となるケースが多く、効率的に免震層の諸元を決定できる方法が望まれている。本報では、超高層免震建物の設計時の課題に対する解決法の一つとして、免震層の諸元と応答の関係を可視化した図である応答予測図を作成する手法を示す。応答予測図を用いることで、設計クライテリアから免震層の諸元を簡易的に選定できることを確認した。

キーワード：基礎免震、モーダルアナリシス、複素固有値、等価線形化、高次モード

When base-isolated structures are used for high-rise buildings with long natural periods, the standard design method based on a rigid one-mass system cannot be applied. Therefore, in design practice, a repeated trial-and-error process of time history analysis is often required, and an efficient method to determine the properties of the isolation layer is desired. As an example of a study to solve this issue, this paper presents a method of visualizing the relationship between the response and parameters of the isolation layer with a response prediction diagram. By using the response prediction diagram, it was confirmed that the isolation layer parameters can be selected based on the design criteria without time history analysis.

Key Words: Base Isolation, Modal Analysis, Complex Eigenvalue, Equivalent Linearization, Higher Mode

1. はじめに

免震構造は、大地震時に人命保護のみならず事業継続性を確保できる技術として広く認知されている。近年では、実用化当初の適用対象であった中低層建物のみならず、超高層建物を筆頭に多様な建物に免震構造が採用される事例が増えている。

免震構造による応答制御の仕組みは、上部構造に比べて極端に剛性の低い免震層を上部構造の下部に配置し、建物の長周期化により主に加速度応答を低減させ、減衰付加により変位応答を抑制するものである。そのため、免震建物の上部構造は、免震層に比べて相対的に剛体とみなせる固有周期の短い建物が元来の対象であった。文献¹⁾には、上部構造に比べて免震層の固有周期が 2.5 倍以上の周期比の場合に上部構造を剛体 1 質点系モデルへと置換できることが示されており、このようなケースでは応答スペクトル法やエネルギー法などの標準的な簡易設計法を適用することが可能である。

しかしながら、超高層建物のような固有周期が長い建物においては、剛体 1 質点系モデルへと置換することができないため従来の簡易設計法を適用することができず、設計実務においては時刻歴応答解析を繰り返す試行錯誤により免震層の諸元を決定することが少なくない。こうした背景から、超高層免震建物の設計においても、目標応答から免震層の諸元を少ない検討回数で決定できる効率的な設計法が望まれており、これを目指した研究が精力的になされている^{例えば 2)~4)}。

一方で制振構造の各諸元の選定を容易に行うためのツールの 1 つとして、「制振性能曲線」が広く知られている⁵⁾。笠井らにより様々なダンパーを付加した 1 質点系モデルの制振建物を対象とした「制振性能曲線」が提案され^{例えば 6),7)}、日本免震構造協会パッシブ制振構造設計・施工マニュアル⁵⁾にも記載されている。さらにこの考え方は、上部構造の剛性を考慮した免震建物を模擬した 1 質点系 2 層モデルにも応用され、免震層の周期と減衰が基礎固定時からの応答低減効果に与える影響が「免

震性能曲線」により明快に示された⁸⁾。これらの性能曲線は、時刻歴応答解析をすることなく応答制御法へ活用できる⁹⁾ことをはじめ、非常に有用なツールといえる。しかしながら、それらの検討の多くは1質点系のモデルを対象にしていることから、免震性能曲線を用いて超高層基礎免震建物の高次モードの影響や刺激関数に依存する有効質量の影響まで考慮することは難しい。

以上の背景を踏まえ本報では、超高層免震建物の設計時の課題に対する解決法の1つとして、超高層免震基礎建物を模擬した多質点系モデルに対して、構造技術者に広く用いられている文献^{6),8)}の性能曲線の考え方を参考に、免震層諸元と最大応答の関係（以降、応答予測図）を作成する手法を示す。さらに、特定の建物に対して応答予測図を利用して、設計クライテリアより免震層の諸元を選定した例を提示する。本報でのポイントは、①バイリニア型復元力特性の免震層を対象とすること、②高次モードの影響を反映させること、③上部構造の最大層間変形角応答を可視化すること、の3つであり、応答予測図が免震層諸元を選定に役立つことを確認する。

2. 多質点系モデルの応答予測

(1) 複素固有値を用いたモーダルアナリシス

本報で検討対象とする建物モデルは上部構造を弾性状態に維持することを想定し、線形な多質点系せん断型モデルに置換した基礎免震建物モデルである（図-1）。免震層は線形な水平剛性を有するアイソレータと完全弾塑性の履歴系ダンパー（以降、ダンパー）から構成され、免震層全体はノーマルバイリニア型の復元力特性を有している（図-2(a), (b)）。ダンパーの降伏変位 δ_y を基点としたときの免震層の塑性率 μ により、免震層の等価周期（割線剛性周期） T_{beq} は次式⁹⁾により得られる。

$$T_{beq} = T_f \sqrt{\frac{p\mu}{1-p+p\mu}}, \quad T_f = 2\pi \sqrt{\frac{\bar{M}}{K_f}} \quad (1),(2)$$

ここに、 p は免震層全体の2次剛性比（ $= (K_d + K_f)^{-1} K_f$ ）、 $\bar{M}$ は建物総質量、 K_d はダンパーの1次剛性、 K_f はアイソレータの水平剛性である。免震層の等価減衰定数 h_{beq} は、免震層の粘性減衰定数を0として、ランダム振動による振幅のばらつきを考慮した次式⁹⁾により算出する。

$$h_{beq} = \frac{2}{\mu p} \ln \left(\frac{1-p+p\mu}{\mu^p} \right) \quad (3)$$

以降でモーダルアナリシスによる応答予測を行う際には、免震層を等価剛性 K_{beq} および等価粘性減衰係数 C_{beq} （それぞれ式(4),(5)）を用いてバイリニアモデルを等価な線形モデルに置換する。

$$K_{beq} = (2\pi/T_{beq})^2 \bar{M}, \quad C_{beq} = 2h_{beq} \sqrt{\bar{M} K_{beq}} \quad (4),(5)$$

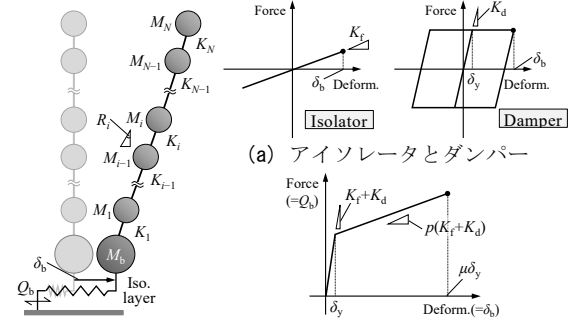


図-1 多質点系モデル

図-2 免震層の復元力特性

なお、 T_{beq} , T_f , K_{beq} , C_{beq} はいずれも便宜的に上部構造を剛体と仮定したときの値である。

式(1)-(3)によって免震層を等価線形化した多質点系モデルのモーダルアナリシスによる応答予測の手順を述べる。上部構造の各層の質量、粘性減衰係数および剛性をそれぞれ $M_1, \dots, M_N$, $C_1, \dots, C_N$, および $K_1, \dots, K_N$ で表すと、上部構造と免震層を含めた系全体のシステムを以下のように表現できる。なお、 N は上部構造の層数、 M_b は免震層真上の質点の質量である。(*)^Tは転置を表す。

$$\mathbf{M} = \text{diag}(M_b, M_1, \dots, M_N) \quad (6)$$

$$\mathbf{C} = \mathbf{T}^T \mathbf{C}' \mathbf{T}, \quad \mathbf{C}' = \text{diag}(C_{beq}, C_1, \dots, C_N) \quad (7),(8)$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{T}^T \mathbf{K}' \mathbf{T}, \quad \mathbf{K}' = \text{diag}(K_{beq}, K_1, \dots, K_N) \quad (9),(10)$$

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & & & 0 \\ -1 & 1 & & \\ & \ddots & \ddots & \\ 0 & & -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{座標変換マトリクス}) \quad (11)$$

本モデルは免震層の減衰を上部構造とは独立して設定するため系全体が非比例減衰系となることから、複素固有値を用いる。複素固有値問題は式(12)のように表される。

$$\begin{bmatrix} -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{C} & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} \\ \mathbf{I} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \lambda \{\phi\} \\ \{\phi\} \end{Bmatrix} = \lambda \begin{Bmatrix} \lambda \{\phi\} \\ \{\phi\} \end{Bmatrix} \quad (12)$$

ここに、 $\mathbf{M}$, $\mathbf{C}$, $\mathbf{K}$ は系全体の質量、減衰、剛性マトリクス、 $\mathbf{I}$ は単位マトリクス、 λ は複素固有値、 $\{\phi\}$ は複素固有ベクトル（ $= \{\phi_0, \phi_1, \dots, \phi_N\}^T$ ）である。 j 次モードの系全体の固有周期 jT_{eq} , 減衰定数 jh_{eq} および複素刺激係数 $j\beta$ はそれぞれ式(13)-(15)により得られる。

$$jT_{eq} = 2\pi/|\lambda|, \quad jh_{eq} = -\text{Re}[\lambda/|\lambda|] \quad (13),(14)$$

$$j\beta = \frac{2i\{\phi\}^T \mathbf{M} \{1\} \text{Im}[\lambda]}{2\lambda \{\phi\}^T \mathbf{M} \{\phi\} + \{\phi\}^T \mathbf{C} \{\phi\}} \quad (15)$$

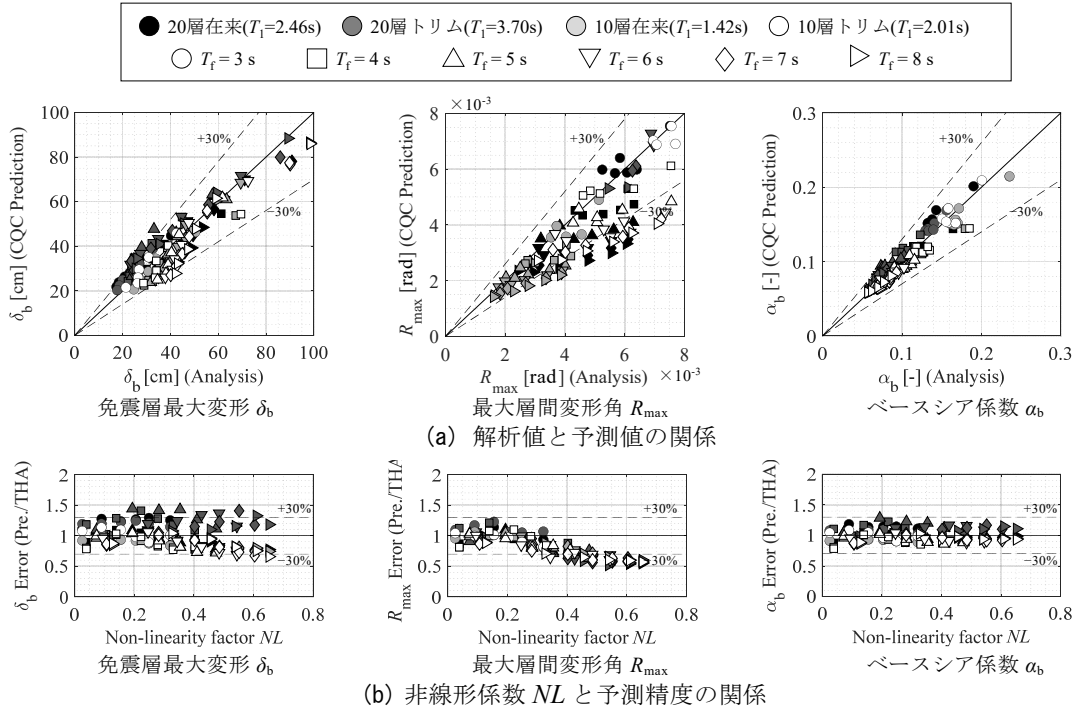
ここに i は虚数単位である。 j 次モードにおける免震層の変形 $j\delta_b$, ベースシア jQ_b , i 層目（ $i = 1, \dots, N$ ）の層間変形角 jR_i の応答値が式(16)-(18)により算出される。

$$j\delta_b = j\beta_j \phi_0 D_h p S_v jT_{eq}/2\pi \quad (16)$$

$$jQ_b = jM_{eq} D_h p S_v 2\pi/jT_{eq} \quad (17)$$

$$jR_i = j\beta(\phi_i - \phi_{i-1}) D_h p S_v jT_{eq}/2\pi/H_i \quad (18)$$

ここに D_h は減衰効果係数⁹⁾, pS_v は疑似速度応答スペクトル値、 jM_{eq} は j 次モード有効質量（ $= j\beta \{\phi\}^T \mathbf{M} j\beta \{\phi\}$ ）、 H_i は階高である。 D_h は長周期帯に応じた次式⁹⁾を用いる。


 図-3 各検討ケースの応答予測精度 ($T_f = 3 \sim 8$ s, $\alpha_s = 0.01 \sim 0.06$)

$$D_h = \begin{cases} 5T_{eq}(D_{h0} - 1) + 1 & (0 < T_{eq} < 0.2) \\ D_{h0} & (0.2 \leq T_{eq} < 2.0) \\ D_{h0} \left\{ \frac{T_{eq} - 2}{40} \sqrt{h_{eq}/h_0} + 1 \right\} & (0.2 \leq T_{eq} < 8.0) \end{cases} \quad (19)$$

$$D_{h0} = \sqrt{(1 + ah_0)/(1 + ah_{eq})} \quad (20)$$

ここに、 h_0 は初期減衰定数である。次節に後述する BCJ-L2 では $\alpha = 75$ (模擬波) とする。以上の手順により得られた各モードの応答値を絶対値和 (ABS)、2 乗和平方 (SRSS)、完全 2 次結合 (CQC) ¹⁰⁾ などの方法でモード合成する。次節では、例題建物モデルを用いて予測手法の妥当性を確認する。

(2) 時刻歴応答解析による精度検証

精度検証に用いる免震建物の上部構造は、日本免震構造協会 (JSSI) により設計された鉄骨造 20 層、10 層のテーマストラクチャ (在来タイプ・トリムタイプ) ⁵⁾ の計 4 ケースのせん断棒モデルとする。基礎固定時の 1 次固有周期 T_1 の範囲は $T_1 = 1.42$ s (10 層在来タイプ) $\sim$ 3.70 s (20 層トリムタイプ) である。架構情報の詳細は文献 ⁵⁾ を参照されたい。上部構造の減衰マトリクスは、 T_1 に対して減衰定数 2% の剛性比例型とした。免震層におけるアイソレータとダンパーの組み合わせは、上部構造の各モデルに対して免震層接線周期 $T_f = 3 \sim 8$ s (1 s 刻み)、ダンパー降伏層せん断力係数 $\alpha_s = K_d \delta_y / \bar{M} g = 0.01 \sim 0.06$ (0.01 刻み) の範囲とする (g : 重力加速度)。なお、 $\delta_y = 2$ cm とし免震層の粘性減衰は考慮しない。

入力地震動を日本建築センター模擬波 BCJ-L2 として

時刻歴応答解析 (THA) を実行し、前節で述べた応答予測による結果 (Pre.) との対応関係を確認する。応答予測は BCJ-L2 を $T_{eq} > 0.64$ s, $h_0 = 5\%$ において $pS_v = 100$ cm/s と仮定し、 pS_v を一定とみなせる固有周期帯である 1 次と 2 次モードを CQC により足し合わせる。比較の対象とする応答を δ_b 、上部構造の最大層間変形角 R_{max} 、およびベースシア係数 α_b とする。それらの結果を図-3(a) に示す。 δ_b と α_b は、概ね $\pm 30\%$ 以内の精度で THA 結果を予測できているが、 R_{max} では THA が Pre. を上回っていることが確認できる。この原因は、バイリニア型復元力特性の免震層における剛性急変による高次モードの励起に起因していると考えられる。そこで、免震層全体の非線形性を表す指標として知られる非線形係数 NL (Non-Linearity factor) ¹¹⁾ により予測精度を整理した結果を図-3(b) に示す。なお、 NL は式(21)により算出できる。図-3(b) では時刻歴応答解析結果を用いて算出した。

$$NL = \frac{(K_d + K_f) \delta_y}{Q_b} - \frac{\delta_y}{\delta_b} = \frac{(1 - p)(\mu - 1)}{\mu \{1 + p(\mu - 1)\}} \quad (21)$$

同図より、 NL の増大に伴い R_{max} の予測精度が低下し危険側の予測となる定性的な傾向を捉えられるといえる。本解析条件では、 NL が 0.4 程度以上で高次モードの影響により危険側に評価する傾向が確認できたため、当該範囲で応答予測を実施する際には注意が必要である。なお、 Q_b および δ_b を本手法により十分な精度で予測できることが確認できたため、 Q_b と δ_b の予測値により適切な NL が得られるといえる。

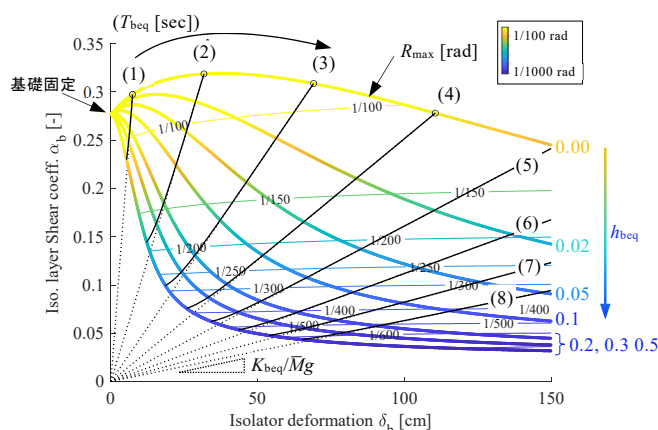


図-4 線形モデルにおける応答予測図

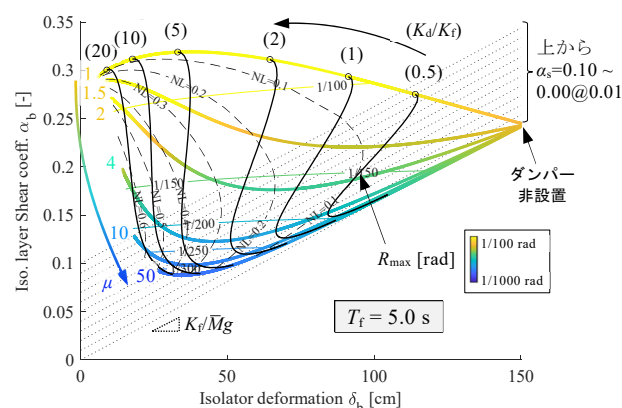


図-5 バイリニアモデルにおける応答予測図

3. 多質点系免震建物モデルにおける応答性能図

(1) 応答予測図の作成

文献⁸⁾において提案された免震性能曲線は、免震層の周期および減衰と、基礎固定時の上部構造の応答に対する免震建物の応答の比率の一般的な関係を可視化したものである。本報では、絶対値表現した軸を用いることで応答予測を直接的に行える関係にしたものを応答予測図と定義し、免震性能曲線の考え方を利用して、バイリニア型免震層を有する多質点系モデルの応答予測図を作成する。その際に、特定の建物モデルに対して、①バイリニアモデルの免震層への適用、②2次モードの影響を考慮、③上部構造の最大層間変形角の情報の可視化も含めたうえで応答予測図を作成する。

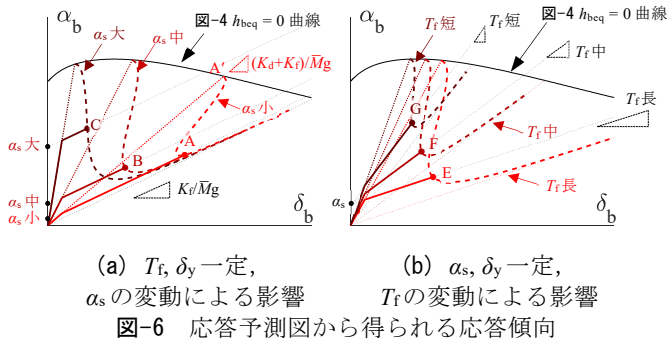
例題建物として、前述した JSSI テーマストラクチャである 20 層在来モデルを採用する。免震層の割線剛性周期 T_{beq} と等価減衰定数 h_{beq} をパラメータとした線形な免震層に対して、 $pS_v = 100 \text{ cm/s}$ ($h_0 = 5\%$) の地震動を想定した応答予測により、各パラメータが特定建物の各応答値に与える影響を可視化した応答予測図が図-4 である。同図で示す応答は 1～2 次モードを CQC により足し合わせており、最大層間変形角 R_{max} は等高線により表記している。また、黒点線はそれぞれの T_{beq} の免震層割線剛性に応じた直線であり、傾きは K_{beq}/Mg を意味する。また、縦軸の切片の値は K_{beq} が剛、すなわち基礎固定時の応答を意味しており h_{beq} に依存しない。同図より免震層の変形 δ_b が十分大きい領域では R_{max} の等高線は横軸に対してほぼ平行であるが、 δ_b が小さい領域では 2 次モードの影響が無視できなくなるため、 R_{max} の等高線がやや左下がりになることが読み取れる。また、 h_{beq} を増大させることは δ_b とベースシア係数 α_b の両方を低減させる効果があるが、 T_{beq} を増大させると α_b は低減しやすいが δ_b は増大する傾向があることがわかる。なお、 $h_{beq} = 0 \sim 0.05$ 程度で $T_{beq} = 1 \sim 3 \text{ s}$ の短周期の免震層を設定す

ると、 α_b が基礎固定時よりもかえって増大するケースがある。これは全体系の減衰の増大が見込めず加速度応答の低減効果が期待できないことに加えて、1 次モードの有効質量 ${}_1M_{eq}$ が基礎固定時よりも増大することに起因している。この領域の免震層諸元は、実務上は考慮されることは少ないが、応答性状を理解するうえで特徴的な傾向である。

図-4 の応答予測図を、式(1),(3)の関係を利用してバイリニア型復元力特性の免震層 ($T_f = 5.0 \text{ s}$) へ適用したものが図-5 である。具体的な解釈方法は次節にて説明するが、同図は文献⁶⁾の制振性能曲線の考え方を利用したものであり、多質点モデルにおける R_{max} の等高線および式(21)で算出される NL の等高線 (黒破線) を加えている。灰点線の傾きは免震層の接線剛性に対応しており、 K_d/Mg に相当する。 α_s は縦軸の切片値になることを考慮すると、灰点線は α_s に応じた免震層全体の折れ点通過後の骨格曲線 (2 次剛性) に相当する。 $\mu = 1$ の曲線はダンパー弾性時の応答すなわち線形モデルの応答の関係を示しており、図-4 における $h_{beq} = 0$ の曲線と同じである。

図-5 の応答予測図より、 K_d/K_f が大きく、かつ早期に降伏し μ が大きい免震層では、 δ_b 、 α_b および R_{max} のいずれの応答も同時に低減できることがわかる。また、原点を通る傾き K_d/Mg の直線より下側には応答解が存在していないことも読み取れる。これは、 T_f を特定の値に設定すると、 α_b の応答解の下限値が δ_b に応じて存在しており、 T_f を長く (= 傾き K_d/Mg を小さく) することで存在しうる解の領域を大きくできることを意味する。

このように、バイリニアモデルの免震層を等価線形化し、多質点系のモーダルアナリシスを行うことで、免震性能曲線の考え方を利用した応答予測図を作成できる。なお、図-5 の関係は、ダンパー非設置時の応答により軸を基準化して示すことも可能である。また、図-5 のパラメータである $K_d/K_f (= 1/p - 1)$ および μ を式(21)に代入して得られる NL の予測値を同図に等高線として表

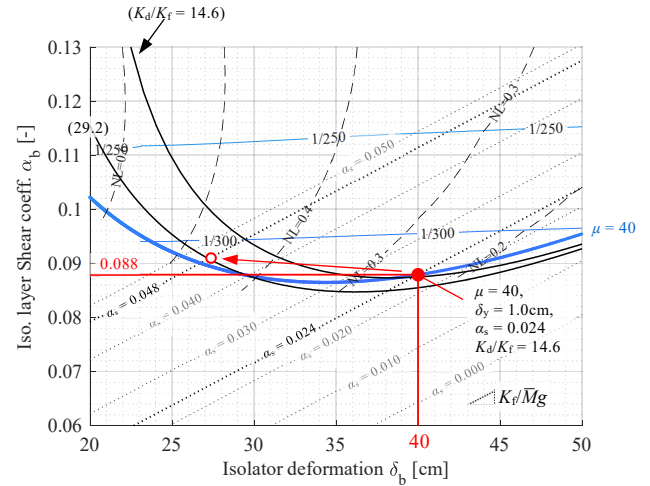


示することで、免震層自体の非線形性の程度を把握できる。なお、文献¹²⁾のような手法を応用することにより NL を用いて上層部の応答増幅率を考慮した手法へと拡張できると考えられ、この点は今後の検討課題である。

(2) 応答予測図から得られる応答傾向

図-4 および図-5 に示した応答予測図は変形とせん断力の関係を可視化した曲線であることから、免震層の骨格曲線をイメージしながら建物応答の情報を図式的に取得することができる。 $\mu=1$ 線上の点 (図-6(a) 点 A') と原点を結ぶ直線 (図-6(a) 赤点線) の傾きが、特定の K_d/K_f における免震層全体の弾性剛性に対応しており ($K_d + K_f)/Mg$ に相当する。特定の α_s における傾き K_f/Mg の直線 (図-6(a) 灰点線) と初期剛性に対応した直線との交点が履歴折れ点に相当し、折れ点通過後は傾き K_f/Mg の直線上を移動し、特定の K_d/K_f における応答曲線 (図-6(a) 赤破線) との交点 (図-6(a) 点 A) が最大応答となる⁶⁾。このように、図-5 の応答予測図を用いることで任意のダンパーに対して図式的に最大応答が得られるため、異なるダンパーによる応答比較にも有用である。

例えば、ダンパー降伏変位 δ_y と免震層の接線周期 T_f を固定しダンパーの降伏層せん断力係数 α_s が応答へ与える影響を定性的に示した関係が図-6(a) である。 α_s が小さい場合は点 A が最大応答点となるが、 α_s が増大するにつれ $K_d (= \alpha_s Mg/\delta_y)$ が増大し、最大応答点が $A \rightarrow B \rightarrow C$ へと変動する。すなわち、 α_s の増大により δ_b は減少する傾向があり、 α_b は低下して最小となる極値を過ぎた後に増大に転じることが同図から理解できる。同様に図-6(b) は、 δ_y と α_s を固定し T_f が応答へ与える影響を示している。 T_f が変動する場合、免震層全体の接線剛性に対応する灰点線の傾きが変動する。 T_f が長い場合の最大応答点 E が、 T_f の短周期化に伴い $E \rightarrow F \rightarrow G$ へと変動する。つまり、 T_f の短周期化により δ_b は減少し、 α_b は増大する傾向があることがわかる。以上のように、図-5 の応答予測図は免震層の骨格曲線と最大応答との対応関係を同時に把握しながら、応答予測やパラメータの選定に役立つと考えられる。



(3) 応答予測図を用いた免震層パラメータの選定例

応答予測図の活用例として、 T_f , α_s , δ_y を免震層パラメータとし、クライテリアを定めたときのパラメータ選定を行った例を示す。前述した 20 層在来モデルを対象とし、BCJ-L2 入力時の設計クライテリアを $\delta_b < 50$ cm, $R_{max} < 1/200$ rad, $\alpha_b < 0.100$ と設定し、免震層のパラメータを選定する。なお、 T_f は 5 s と仮定して、ダンパーの降伏せん断力係数 α_s および降伏変位 δ_y を選定する。クライテリアに余裕度を考慮し、 $\delta_b = 40$ cm を目標応答値として指定したうえでパラメータを読み取る。

図-5 における設定したクライテリア近傍の拡大図を図-7 に示す。 $\delta_y = 1.0$ cm のダンパーを用いて $\delta_b = 40$ cm に変位応答を指定する場合、 μ は $\delta_b/\delta_y = 40$ となり $\mu = 40$ の応答曲線 (青線) 上の $\delta_b = 40$ cm の値 (赤色プロット) が選定したパラメータであり、傾き K_f/Mg の直線から α_s を読み取ると $\alpha_s = 0.024$ であることがわかる。このとき $\alpha_b = 0.088 < 0.100$, $R_{max} < 1/300$ rad $< 1/200$ rad であり、予測した応答がクライテリア以内となっていることも同時に読み取れる。

仮に α_s を選定した値の 2 倍である 0.048 に変更した場合の応答変動を一例として考える。図-6(a) に示したように δ_y と T_f が一定で α_s が 2 倍になる場合は、 K_d/K_f も 2 倍になる。 $\alpha_s = 0.024$ のときの K_d/K_f は 14.6 であるため、 $K_d/K_f = 29.2$ の応答曲線と $\alpha_s = 0.048$ の灰点線との交点が、 α_s が 2 倍に変動したときの応答 (白色プロット) である。本モデルの場合は、 α_s を 0.024 から 0.048 に増大させることで δ_b は 27 cm 程度に小さくなるが、 α_b は 0.092 程度にやや増大する。このように、応答予測図によりパラメータ変更時の応答も簡易的に把握することができる。

図-7 で決定した免震層のパラメータ ($T_f = 5.0$ s, $\alpha_s = 0.024$, $\delta_y = 1.0$ cm) を用いた多質点系モデルに対して時刻歴応答解析を実施し、最大応答とクライテリアおよび応答予測値との関係を確認する。図-8 には基礎固定時

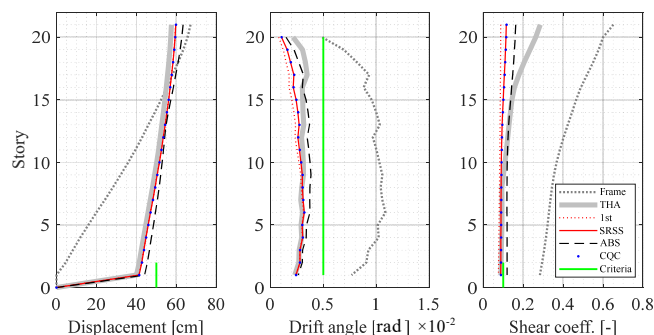


図-8 最大応答値の確認

の応答 (Frame), 時刻歴応答解析結果 (THA), 1 次モードのみの予測応答 (1st), SRSS, ABS, CQC の方法で 1 ~ 2 次モードのモーダルアナリシスによる予測応答, および設計クライテリア (Criteria) を示す。

図-8 より THA の応答がクライテリアを下回っていることが確認できる。つまり, 図-7 のような手順により, 指定した応答に対する免震層のパラメータをただちに選定できるといえる。応答予測の精度に関しては, $ABS > THA > SRSS \approx CQC$ の結果であったが, いずれの手法でも十分な精度で応答を予測できている。なお, CQC と SRSS の結果が同程度であったのは, 1 次と 2 次モードの周期の差が大きく CQC の相関係数がほぼ 0 であったためである。 R_{max} と α_b の 17 層目付近で THA が応答予測結果をわずかに超えている部分は, 1 次モードの応答より大きかったことから高次モードの影響であるといえる。選定した応答値 (図-7 赤色プロット) の NL は図-7 の NL 等高線より 0.25 程度と読み取れ, 図-3 で確認した傾向 ($NL < 0.4$ では非線形成分による高次モードの影響は小さい) と合致している。この例のように, 応答予測図は NL を把握しながら応答値を選択することもできる。

以上の検討により, 応答性能図を用いることで, 設定した設計クライテリアに対し, 応答目標値を指定することで免震層のパラメータを, 時刻歴応答解析を行わずに簡易的に決定できることが確認できた。

4. まとめ

超高層免震建物は, 上部構造を剛体とみなせないため, 設計クライテリアを満足する免震層諸元を選定するためには時刻歴応答解析を繰り返し行う試行錯誤が必要とされていた。本報では, より効率的に免震層のパラメータ (免震層接線周期 T_i , ダンパー降伏せん断力係数 α_s , ダンパー降伏変位 δ_y) を選定した検討事例として, 応答予測図を利用した方法を検討した。以下に要約する。

- 1) 文献^{9),8)}に示される性能曲線の考え方を参考に, 免震層の等価線形化と多質点系モデルのモーダルアナ

リシスにより, 上部構造の層間変形角の情報や刺激関数に依存する有効質量の影響も含んだ応答予測図の作成手法を示した。

- 2) 応答予測図の図式的解釈を示し, 応答予測図を用いて, 設定したクライテリアから免震層のパラメータを選定した検討事例を示した。
- 3) 時刻歴応答解析の結果と, 多質点系免震建物モデルの応答予測の結果を比較し, 複素固有値を用いたモーダルアナリシスにより十分な精度で応答を予測できることを確認した。つまり, 応答予測図から読み取る応答の妥当性を確認した。
- 4) 時刻歴応答解析によりバイリニア型の免震層では上層部の応答が増幅することを確認した。これは, 本報での応答予測手法では高次モードの影響が十分に考慮されていないことに起因すると考えられた。バイリニアモデルの非線形性に関する指標である非線形係数 NL を応答予測図に等高線図として表示できることを示した。 NL が大きい場合の高次モードによる上層部の応答増幅を応答予測図に反映することは, 今後の検討課題とする。

参考文献

- 1) 日本建築学会：免震構造設計指針, 2013.10
- 2) 小林正人, 谷崎豪, 松田紳吾：免震部材の多様化に対応した免震建物の設計用地震荷重分布, 日本建築学会構造系論文集, Vol.77, No.676, pp.859-868, 2012.6
- 3) 寺澤友貴, 佐野航, 竹内徹：一般化応答スペクトル解析法に基づく免震構造の設計手法, 日本建築学会構造系論文集, Vol.85, No.775, pp.1187-1197, 2020.9
- 4) 大浦英恵, 秦一平, 阿久戸信宏, 伊藤愛実, 山上哲哉, 郭鈞桓：複素固有値を考慮した基礎免震構造物の地震応答予測手法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.89, No.819, pp.513-524, 2024.5
- 5) 日本免震構造協会：パッシブ制振構造設計施工マニュアル第4版, 2024.6
- 6) 笠井和彦, 伊藤浩資：弾塑性ダンパーの剛性・降伏力・塑性率の調節による制振構造の応答制御手法, 日本建築学会構造系論文集, Vol.70, No.595, pp.45-55, 2005.9
- 7) 笠井和彦, 湊直生, 川鍋佳史：粘弾性ダンパーの等価剛性の調節による制振構造の応答制御手法, 日本建築学会構造系論文集, Vol.71, No.610, pp.75-83, 2006.12

- 8) 笠井和彦, シムアンパン サラン, 松田和浩: 免震建物の上部構造周期を考慮した免震性能曲線の提案, 日本建築学会構造系論文集, Vol.81, No.720, p.239-249, 2016.2
- 9) 笠井和彦, 伊藤浩資, 渡辺厚: 等価線形化手法による一質点弾塑性構造の最大応答予測法, 日本建築学会構造系論文集, Vol.68, No.571, pp.53-62, 2003.9
- 10) A. D. Kiureghian : A Response Spectrum Methods for Random Vibration Analysis of MDF system, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.24, No.2, pp.615-619, 1981
- 11) Skinner R.I., Robinson W. H. and McVerry G.H.: An Introduction to Seismic Isolation, Wiley, 1993
- 12) 西村拓也, 田村和夫, 猿田正明, 森川和彦, 飯場正紀: 免震建築物の層せん断力係数の評価に関する研究, その 1, その 2, 日本建築学会大会(北陸) 学術講演梗概集, B-2, pp.231-234, 2010.9

CLT 床端部の壁構造の違いが重量床衝撃音遮断性能に及ぼす影響

Influence of Wall Types at CLT Floor Edges on Heavy Floor Impact Sound Insulation

R&D センター 小林 秀彰 HIDEAKI KOBAYASHI

R&D センター 赤尾 伸一 SHINICHI AKAO

木材利用促進の観点から CLT を用いた建築物の検討が行われており、大規模・中層木造の場合には RC 造等との組合せが有効とされている。本研究では、CLT 床端部を RC 壁もしくは CLT 壁に固定した 2 種類の箱型の試験体を製作し、CLT 床端部の壁構造の違いが重量床衝撃音遮断性能に及ぼす影響を実験的に確認した。実験結果から、CLT 床端部の壁構造が異なると CLT 床の振動特性が変化することや、CLT 床端部の構造が CLT 壁の場合は、壁も含めた総合的検討が必要なことを明らかにした。

キーワード : CLT 床, 重量床衝撃音, 端部条件, 混構造, CLT 壁, RC 壁

To promote the use of wood, Cross-Laminated Timber (CLT) buildings are being developed and considered. For large-scale wooden structures, the combination with Reinforced Concrete (RC) structures is widely recognized for its effectiveness. This study involved fabricating a box-type test specimen with two types of wall structures: a CLT wall and an RC wall at the end of a CLT floor. The research experimentally investigated how these different wall structures affect the heavy floor impact sound insulation performance. Results indicated that the vibration characteristics of the CLT floor varied depending on the wall structure at the floor's edge. Furthermore, it was determined that when the end structure of the CLT floor is a CLT wall, a comprehensive study including the wall is necessary.

Key Words: CLT floors, Heavy floor impact sound, End condition, Mixed structure, CLT walls, RC walls

1. はじめに

2010 年の「公共建築物等における木材の利用の促進に関する法律」制定以降、公共建築物における木材の利用が取り組まれてきた。本法律は、2021 年に名称が「脱炭素社会の実現に資する等のための建築物等における木材の利用の促進に関する法律」へ変更され、法の対象が公共建築物から建築物一般へ拡大した。さらに、日本政府は 2050 年までに温室効果ガスの排出を全体としてゼロにする、カーボンニュートラルを目指すと言明したことから、建設資材製造時の CO₂ 排出量削減や、炭素貯蔵効果がある木材資源の建築物への利用がさらに普及推進されていくと考えられる。

このような中、木の繊維方向を交差させた板を何層も貼り合わせた木構造材である CLT (Cross Laminated Timber) (写真-1) を床や壁に使用した建物が増えてきている。CLT は施工性の面で優れるものの、大規模・中層



写真-1 CLT パネル

木造建築物に適用する場合は防耐火性能が要求されるため、RC 造や S 造、ハイブリッド耐火木材と組合せるのが有効とされている¹⁾。しかし、CLT と異種構造との組合せによる重量床衝撃音レベルの測定事例は少なく、さらなるデータの蓄積が必要である。

本報では、CLT 床端部を RC 壁もしくは CLT 壁へ固定した 2 種類の箱型の試験体を製作し、壁構造の違いによる重量床衝撃音遮断性能を比較測定した結果を報告する。

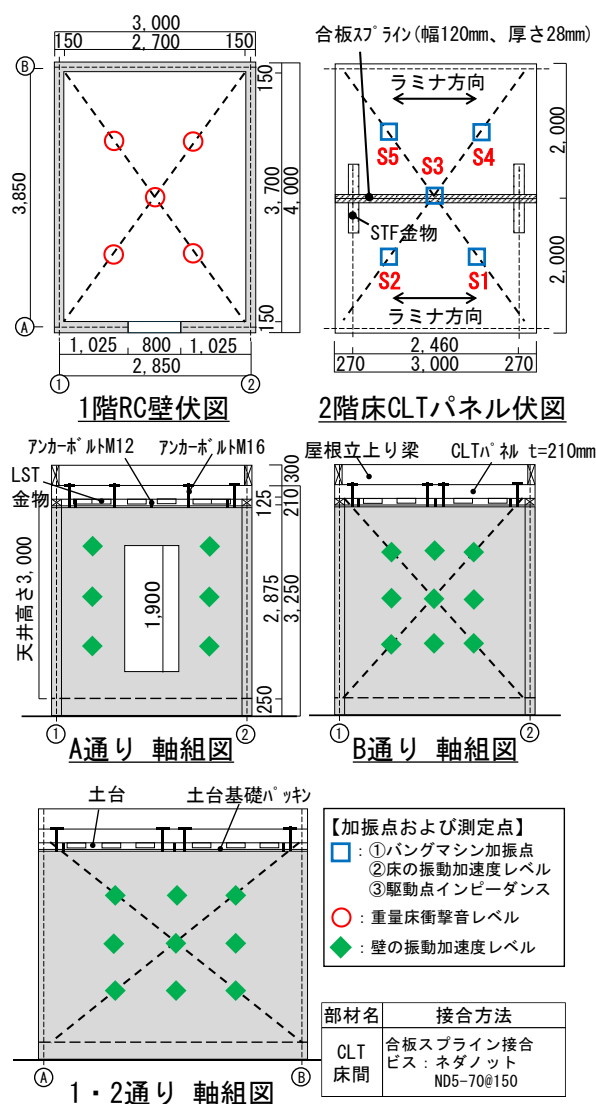


図-1 CLT床版+RC壁の試験体(試験体A)(寸法: mm)

2. 実験概要

図-1にCLT床版+RC壁(試験体A)の試験体、図-2にCLT床版+CLT壁(試験体B)の箱型試験体の詳細を示す。試験体は2階建てであり、試験室の内寸は平面寸法が3,700mm×2,700mm、1階床から天井までの高さは試験体Aが3,000mm、試験体Bが3,020mmである。床CLTパネルは厚さ210mm(5層7プライ)、壁CLTパネルは厚さ150mm(5層5プライ)、RC壁は厚さ150mmとした。CLTパネル間の接合は、床は合板スプライン接合、壁は雇い実接合である。CLT床端部と壁は、試験体Aはアンカースクリューで固定し、試験体BはTC金物と両ねじボルトで固定した。

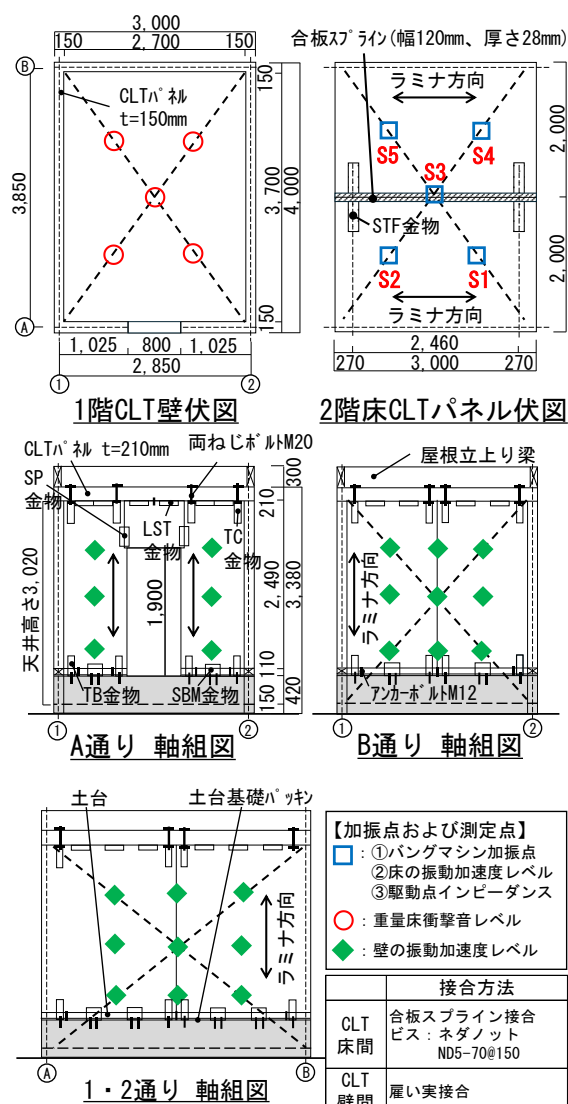


図-2 CLT床版+CLT壁の試験体(試験体B)(寸法: mm)

あわせて図中に測定点を記す。2階床CLTパネル上におけるバングマシン加振時の重量床衝撃音レベルを直下受音室内で測定し、同時に、壁と床下の仕上面で振動加速度レベルを測定した。受音点は加振点直下の同一位置で、高さは1,000~1,800mmまで200mmピッチの5点である。重量床衝撃音レベルの測定は、JIS A 1418-2:2000²⁾に準拠して行った。また、CLT床版の基本的な振動特性を確認するため、CLT床版上で駆動点インピーダンスレベルの測定も実施した。

表-1に実験仕上Caseを示す。試験体Aは、床構成をCLT素地(A-1)、耐火層(A-2)、耐火層+二重床(A-4)の3条件で、壁はRC素地とした。試験体Bは、床構成は試験体Aと同条件だが、壁構成をCLT素地(B-1)、耐火層

表-1 実験仕上 Case

試験体	Case	床構成	壁構成
A	A-1	CLT素地	RC素地
	A-2	【耐火層】 床上：強化PB21mm×2枚 床下：強化PB25mm+21mm	
	A-4	A-2+二重床(図-3)	
B	B-1	CLT素地	CLT素地
	B-2	【耐火層】 床上：強化PB21mm×2枚 床下：強化PB25mm+21mm	【耐火層】 強化PB 21mm×2枚
	B-3	〃	B-2 +付加壁 (図-3)
	B-4	B-2+二重床(図-3)	(図-3)

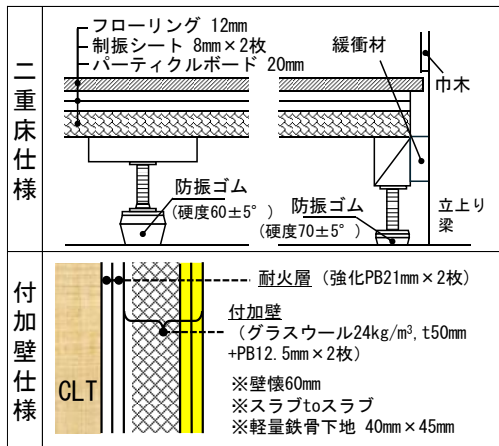


図-3 二重床と付加壁の実験仕様

(B-2)、B-2+付加壁(B-3、B-4)とした。耐火層(B-2)は試験室の室内側に固定している。図-3に、二重床と付加壁の実験仕様を示す。二重床は、重量床衝撃音に対する低減性能等級 Δ LH(II)-2の製品に、制振シート8mmを2枚挿入した。付加壁はCLT壁+耐火層の室内側に軽量鉄骨下地+石膏ボード(PB)12.5mm×2枚を施工し、その壁懐内にグラスウールを挿入した。付加壁の軽量鉄骨下地と、CLT壁に直貼りされた耐火層の石膏ボードとは非接触である。

写真-2に、試験体の施工状況の一部を示す。

3. 実験結果

(1) CLT床版の駆動点インピーダンス

図-4に、CLT床版上のS1～S5点における駆動点インピーダンスレベルの測定結果を示す。床中央のS3の結果から、CLT床の1次固有振動数は試験体A(RC壁)のA-1の場合が約52Hz(50Hz帯域内)、試験体B(CLT壁)のB-1の場合が約45Hz(50Hz帯域内)であり、インピーダンスレベルの落ち込みはCLT壁よりもRC壁の方が大きい結果であった。また、S3よりも壁端部に近いS1・

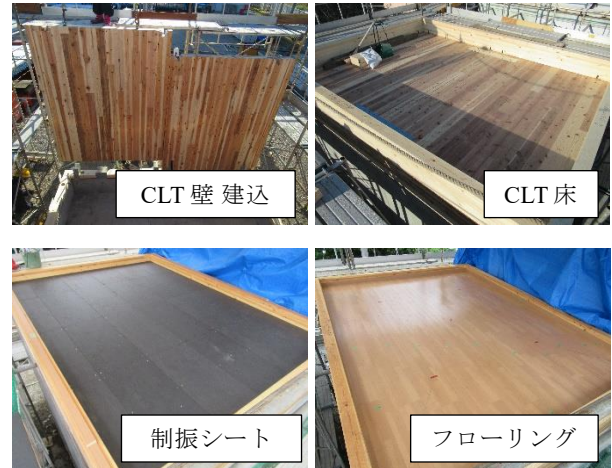


写真-2 試験体の施工状況(一部)

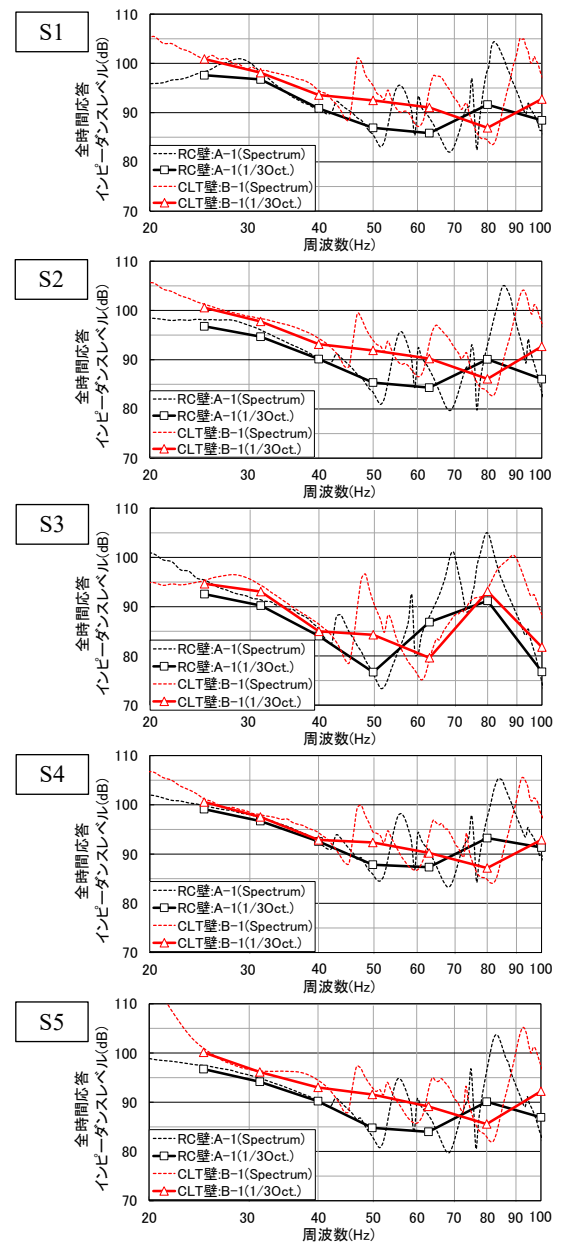


図-4 床の駆動点インピーダンスレベル測定結果

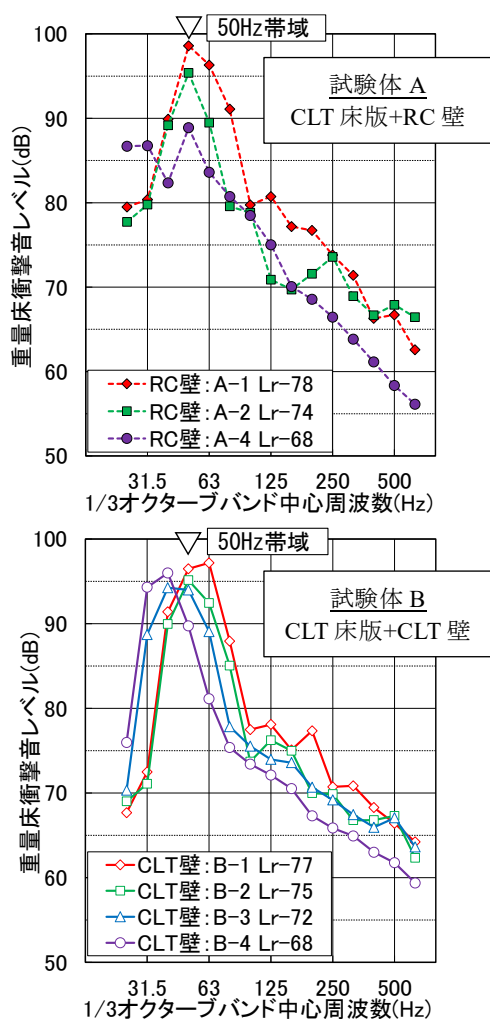
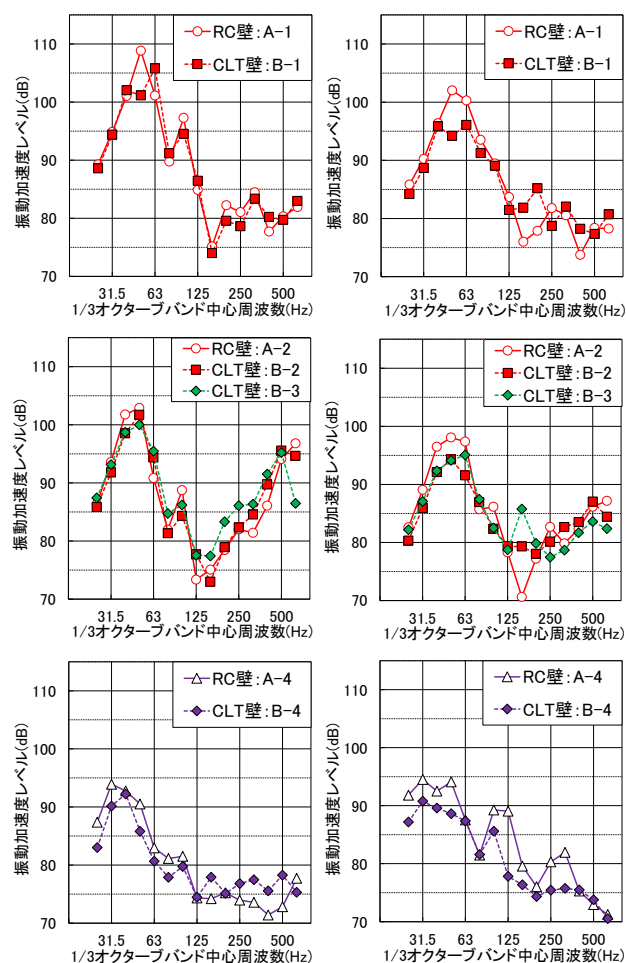


図-5 重量床衝撃音レベル 測定結果

S2・S4・S5では、50～63Hz帯域(1/3OctBand.)において、RC壁よりもCLT壁の方が駆動点インピーダンスレベルは約5dB高い結果となった。S3の63～80Hz帯域では、壁端部に近い他の点と比較してCLT壁とRC壁の優劣が逆転していた。

(2) 重量床衝撃音レベル

図-5に、重量床衝撃音レベルの測定結果を示す。重量床衝撃音レベルの算出にあたっては、JIS A 1418-2²⁾に準拠し、加振点ごとに受音点5点の結果をエネルギー平均し、最後に全加振点で算術平均した。試験体A(RC壁)は、1次固有振動数の50Hz帯域を中心に仕上げの効果が表れており、床衝撃音遮断性能のLr値としての評価は、A-1:Lr-78、A-2:Lr-74、A-4:Lr-68となった。試験体B(CLT壁)は床と壁への仕上げ材の付加により重量床衝撃音のピーク周波数が低域にシフトしており、試験体Aと異なる傾向が見られ、床衝撃音遮断性能のLr値としての評価はB-1:Lr-77、B-2:Lr-75であった。B-2に付加壁を設置したB-3はLr-72であり、B-2に対して



(a) S3 加振時

(b) S5 加振時

図-6 床の振動加速度レベル(床5点エネルギー平均値)

Lr値が3dB低下している。この理由に、B-2にはCLT壁からの放射音が寄与し、B-3は付加壁を設置することでこれが低減されていることが考えられる。また、B-3にA-4と同様の床仕様としたB-4は、A-4と同じくLr-68であったが、50～63Hz帯域以外の20～40Hz帯域、そして80～100Hz帯域は5～10dB程度傾向が異なった。

(3) 床と壁の振動加速度レベル

図-6に、床の振動加速度レベルの測定結果を示す。結果は、バングマシンでS3・S5を加振した際のS1～S5の床5点の振動加速度レベルのエネルギー平均値である。S3・S5に、63Hz帯域付近以下を見ると、概して試験体A(RC壁)の方が試験体B(CLT壁)よりも振動が大きく、S3よりもS5の方がその差が大きくなる。これは図-3の傾向と同様であり、試験体AとBとで異なる床端部の固定方法や接合部分の剛性、さらには壁構造等が影響したものと推察される。

図-7に、バングマシンで床中央S3を加振した際の1通り壁中央と床中央S3の振動加速度レベルの測定結果

の比較を示す。試験体 A(RC 壁)は、全帯域において各 Case で壁と床の振動加速度レベル差が約 10dB 以上であった。これに対して試験体 B(CLT 壁)は、B-1・B-2・B-4 の 40~50Hz 帯域において壁の振動加速度レベルは床と同程度もしくはそれ以上であった。この測定結果からも、試験体 B の上記 Case においては、CLT 床のみではなく CLT 壁からの放射音も含めて重量床衝撃音レベルに寄与していることが伺える。また CLT 壁の試験体 B において、B-2 と B-2+付加壁の B-3(右下図)を比較すると、付加壁の設置により 40~50Hz 帯域において壁の振動加速度レベルが 5~10dB 程度低減されていた。

4. まとめ

CLT 床端部を RC 壁もしくは CLT 壁へ固定した 2 種類の箱型の試験体を製作し、CLT 床端部の壁構造の違いが重量床衝撃音遮断性能に及ぼす影響を実験で確認した。本研究で得られた知見を以下にまとめる。

- (1) CLT 床版の振動特性は CLT 床端部の壁構造の影響を受ける。
- (2) CLT 床端部の壁構造によって、仕上げ材による重量床衝撃音レベルの周波数特性は異なる。
- (3) CLT 床端部の構造が CLT 壁の場合には、CLT 造の重量床衝撃音遮断性能は床のみならず壁も含めた総合的検討が必要である。その理由に、壁からの放射音が重量床衝撃音レベルに影響することを考察した。

本研究は、試験体で 2 種類の壁構造の比較を行ったが、実建物においては建物工法や床版の大きさ・端部支持条件などのバリエーションがさらに多くなり、床衝撃音遮断性能に関係してくると考えられる。しかし、実建物での CLT 床版の床衝撃音遮断性能の測定事例はまだ少ない。その特性を把握するために、今後、データを蓄積していくことが重要であると考えられる。

参考文献

- 1) 国土交通省：新しい木質材料を活用した混構造建築物の設計・施工技術の開発、
https://www.mlit.go.jp/tec/gijutu/kaihatu/pdf/h28/1608_01_05clt.pdf, 2024.6.5 参照
- 2) JIS A 1418-2:2019, 建築物の床衝撃音遮断性能の測定方法 ー 第 2 部：標準重量床衝撃源による方法 ー

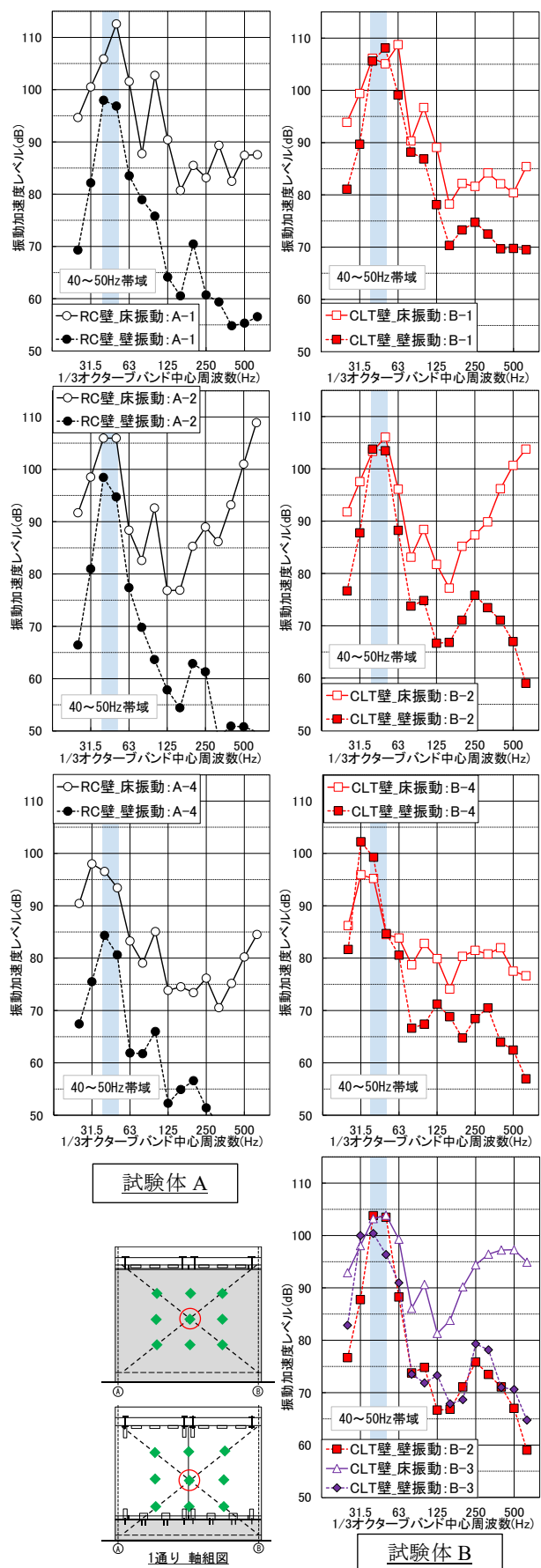


図-7 S3 加振時の壁・床中央の振動加速度レベル比較

気流可視化による机上にヒーターを設置した熱気流システムの 換気効果検証

Verification of Ventilation Effectiveness of Heated Airflow System with Heater on Desk using Airflow Visualization

R&D センター	酒井 英二	EIZI SAKAI
R&D センター	小島 千里	CHISATO KOJIMA
設備部	紺野 康彦	YASUHIKO KONNO
設備設計部	菰田 裕士	HIROSHI KOMODA
カーボンニュートラル推進部	池原 基博	MOTOHIRO IKEHARA

屋内での新型コロナウイルス感染症の飛沫感染を防ぐために、パーティション（PT）が使用されている。しかし PT を設置すると、机上に汚染質を滞留させ室内換気に悪影響を与える可能性がある。この問題を軽減するために、筆者らはヒーターを使用して上昇気流を誘導する熱気流システムを開発した。本システムの換気効果の検証を目的に、気流の可視化と汚染質量の測定を行った。測定では、汚染質発生源を机上に設置し、室内給気方式を置換換気として、PT とヒーターの組み合わせ 4 種類を行った。その結果、PT だけでは机上面における汚染質の濃度が悪化するが、ヒーターを設置することで机面上に上昇気流が発生し、汚染質の排気が促進されること、また PT とヒーターを設置することで汚染質の排気が一層促進されることも分かった。

キーワード：新型コロナウイルス、換気効果、気流可視化、ヒーター、パーティション

Partitions (PT) have been used to prevent the droplet transmission of COVID-19 indoors. However, these PT may interfere with indoor ventilation by allowing pollutants to remain on desks. To mitigate this issue, a heated airflow system has been developed using line heaters to induce an upward airflow. To verify the ventilation effectiveness of this system, airflow visualization and pollutant amount measurements were conducted. A pollutant source was placed on a desk within a room equipped with a displacement ventilation system, and four combinations of PT and heater setups were investigated. The results indicated that PT alone increases pollutant concentrations on the desktop, whereas the installation of a heater, which creates an upward airflow, enhances the exhaust of pollutants. Additionally, the combination of PT and heater installation was found to further promote pollutant exhaust.

Key Words: COVID-19, Ventilation effectiveness, Airflow visualization, Heater, Partition

1. はじめに

新型コロナウイルス感染症対策のひとつとして、人の会話や咳やくしゃみなどの飛沫防止効果を目的にパーティションの机上設置が広く行われてきた。しかし、パーティションの設置は、机上に汚染質が滞留し室内換気に悪影響を与える可能性がある。今回開発した熱気流システムは、こうしたパーティションの抱える問題解決を目指して開発してきたものである。既報^{1),2)}では、気流解析により換気効率を求め、換気性能の高さを示した。本

報では実験により、気流の可視化と換気効果の検証を行ったので報告する。

2. 熱気流システムの仕組み

熱気流システムは、従来のパーティションの設置位置にヒーターなどの発熱体を設置し、その近傍の空気を加熱することにより生じる上昇気流を利用して汚染質の排出を促進する仕組みである。

熱気流システムには、ヒーターをパーティションの下

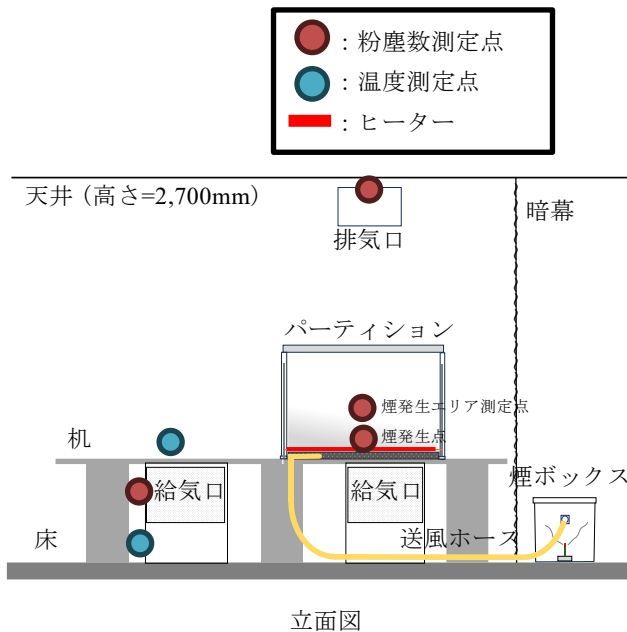
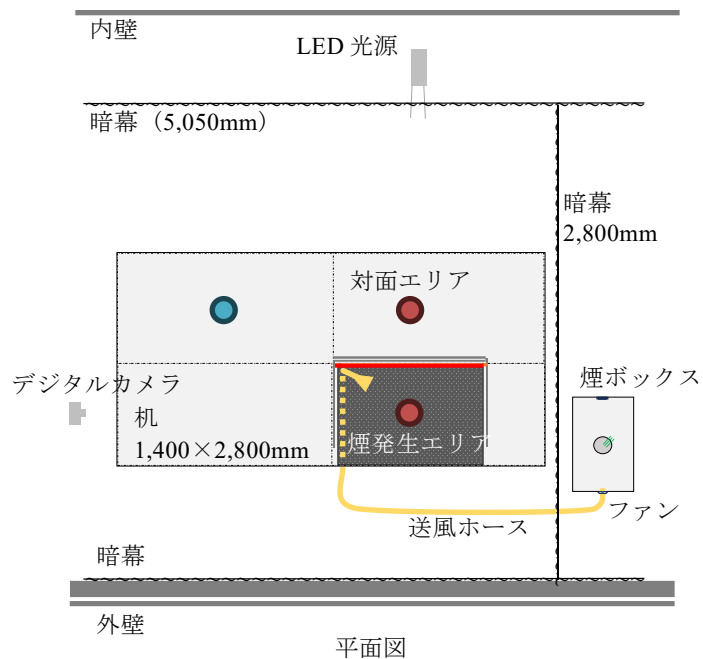
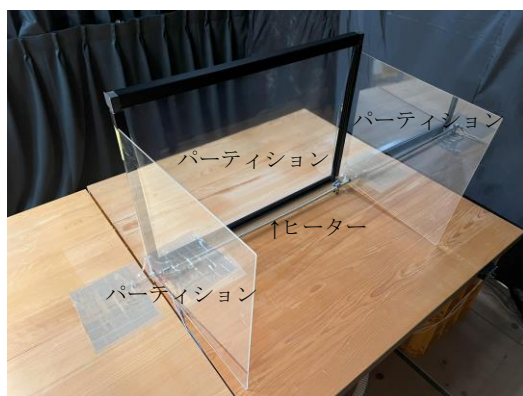


図-1 実験エリア



0分	5分	10分	15分	20分	25分	30分
煙ボックスに煙充填	煙放出部から煙発生	煙発生なし				
実験開始	線香着火	フ	フ			実験終了
	稼働	停止				

図-2 実験1回のスケジュール

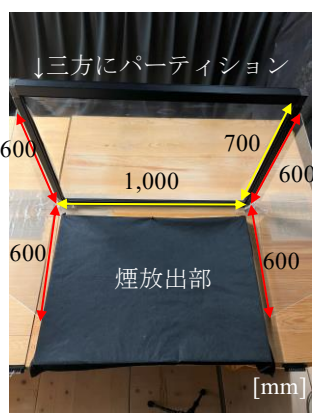


写真-2 実験条件

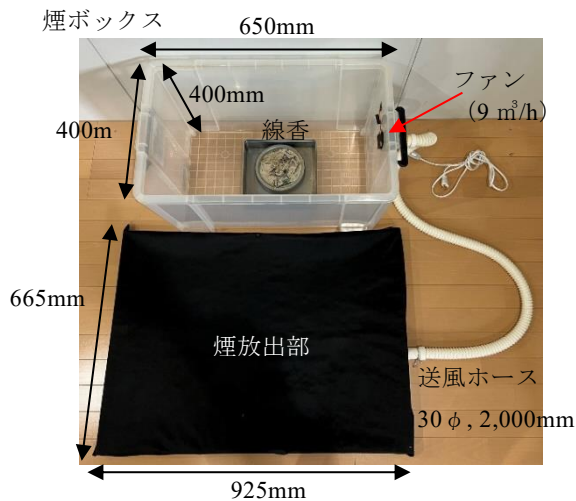


写真-3 煙発生システム

端に設置する方式とパーティションを設置せずにヒーターのみを机上に設置する方式がある。写真-1 は、パーティションの下端にフレキシブル鋼管に入れたヒーターを設置したものである。

3. 実験概要

実験では、咳やくしゃみなどの高速で断続的に場が乱れる状況ではなく、呼吸による汚染質が滞留している机上空間に着目し、熱気流システムによる汚染質の排出効果を確認すべく、気流可視化と汚染質量の測定による換気効果検証を行った。

（1）実験エリア

実験エリアの構成を図-1 に示す。実験では、可視化を考慮して、机（1,400mm×2,800mm）の周り（2,800mm×5,050mm）を暗幕（高さ 2,700mm）で囲んだ。実験エリア内の給排気（207 m³/h、換気回数約 5.4 回/h）は、既報¹⁾²⁾の気流解析結果からヒーターによる汚染質除去が効率的だと考えられる置換換気を想定し、給気は机の下に全周に給気口のある立方体のチャンバーを 2 台設置（全給気口面積約 1.2 m²）して行い、排気は天井に設置した排気口（200mm×200mm）で行った。

（2）実験条件

実験では、図-1 に示す机上の煙発生エリア（700mm×1,000mm）に、写真-2 に示す設定を行った。設定は、「机のみ」を基本に、パーティションとヒーターの組み合わせとし、PT（パーティション設置）、H（ヒーター設置）、PTH（パーティションとヒーター設置）の計 4 条件とした。パーティションは、写真-2 の正面

（700mm×1,000mm）が透明フィルム製で、左右（600mm×600mm）が亚克力製とした。ヒーターは、シリコンゴムヒーター（2m、25W）を 2 つ折にし、フレキシブル鋼管（15φ、1,000mm）に入れたものを写真-1 のようにパーティション下端に設置した。なお、煙発生エリアとパーティションを境として向かい合うエリアを対面エリアと呼ぶ（図-1 参照）。

（3）汚染質（煙）発生方法

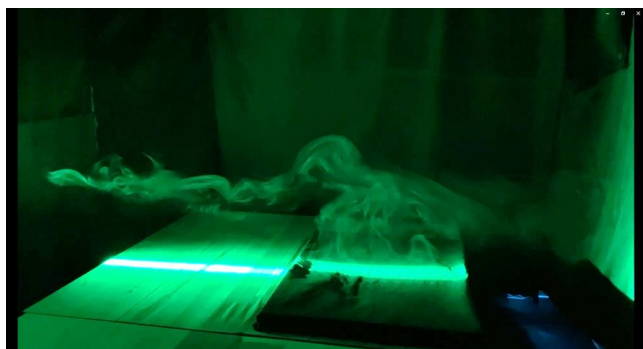
気流の可視化および汚染質量の測定が行え、入手しやすい疑似汚染質として線香の煙を選定した。線香の煙発生時の熱による上昇気流対策および机上に滞留している状況を再現するために、写真-3 に示す煙発生システムを作成した。煙発生システムは、煙ボックス（400mm×650mm×400mm）と煙放出部（665mm×925mm×40mm）を送風ホース（30φ、2,000mm）で繋いでいる。煙放出部から離れた煙ボックスで線香に火をつけて煙を作ることによって線香の煙発生時の熱の影響を除外する。発生した煙を煙ボックスからファン（9 m³/h）で煙放出部に送り、不織布を張った煙放出部上面全面から秒速 4mm 程度で吹出し、初速を抑えることで、煙を机上に滞留させた。なお、1 条件毎に煙ボックスで線香 6 本に火を着け、煙を発生させた。

（4）測定方法

測定点を図-1 に示す。気流可視化実験では、平面図上方の暗幕外から煙発生エリアに LED 光源（パラレルアイ M、新日本空調）からの光を照射することで煙を可視化し、平面図左方からデジタルカメラにて撮影を行った。煙の粉塵数測定実験では、デジタル粉塵計（LD-5R、柴田科学）を用いて 1 秒間の粉塵数（CPM（吸引量 1.7L/分））を測定した。測定点は、「煙発生点（煙放出部上面中央）」と「煙発生エリア測定点（煙発生エリア中央の机上 300mm）」、「対面エリア測定点（対面エリア中央の机上 300mm）」、「排気口」、「給気口」の計 5 点とした。温度は、デジタル温度計（TR-71、T&D）を用いて逐次確認した。測定点は、「机上」と「給気口付近の床上」とした。

（5）実験スケジュール

実験は、気流可視化実験を 4 条件×1 回、煙の粉塵数測定実験を 4 条件×2 回行った。各実験を行う前には、20 分程度扉等を開け実験エリアの換気を行った。実験 1 回のスケジュールを図-2 に示す。煙ボックス内の線香に火を着け、煙ボックス内に煙が充満したと考えられる 5 分後からファンを稼働し煙放出部から煙を 5 分間発生



机のみ



PT



H



PTH

写真-4 気流可視化状況

させた。その後、ファンを停止し 20 分間測定を続けた。

4. 実験結果

実験時の温度は、「机上」が 13.0～18.1℃,「給気口付近の床上」が 12.8～16.3℃と若干「机上」の温度が高い状況であった。また、パーティションの有無やヒーターの有無による違いは見られなかった。

(1) 気流可視化実験

写真-4に「机のみ」および「PT」,「H」,「PTH」の気流可視化状況を示す。写真は、煙放出部上面全面から煙が発生している状態で、煙発生（ファン稼働）から 2～3 分後の煙の状態が安定したと考えられる時点である。

「机のみ」では、煙が煙発生エリア上に 0～30cm 程度の高さまで塊状で存在し、対面エリア上では机上 30cm 程度の高さで層状に漂う様子が確認できた。「PT」では、パーティションにより煙発生エリア上が高濃度になるだけでなく、パーティションがない側に拡散した煙が対面エリア上まで回り込み、パーティションを乗り越えて拡散した煙と合流している様子が確認できた。「H」では、ヒーターによる上昇気流により、周辺の煙が上部へ移動する様子が確認できた。煙発生エリア上では、「机のみ」と同様塊になっている。一方、対面エリア上では煙が確認できない。「PTH」では、ヒーターによる上昇気流がパーティションに沿ってスムーズに煙を上部へ運ぶ様子が確認できた。煙発生エリア上では、「机のみ」や「H」と比較して煙が低い位置に存在している。対面エリア上では「H」と同様煙が確認できない。

(2) 煙の粉塵数測定実験

1 秒毎の煙の粉塵数測定は変動を含むため、1 分平均値を測定点毎に図-3 に示す。「煙発生点」の粉塵数は、煙放出部からの発生量の確認を意図して測定したものであるが、2 回目が若干低い値を示した。これは、1 回目と 2 回目を 2 日に分けて行った結果、外乱等の影響で生じたものと考えられる。「煙発生エリア測定点」では、煙発生（ファン稼働）から「PT」の粉塵数が著しく増加した。これは、写真-4 の「PT」の様子からも確認できる。「対面エリア測定点」では、「PT」を除いて「煙発生エリア測定点」と同様の傾向を示した。しかし、写真-4 の「H」の様子から、煙発生エリアと対面エリアの煙の分布状況は異なっているため、煙発生エリアの測定点が煙の塊の上の位置にあったと考えられる。「排気口」では、煙発生（ファン稼働）から「PTH」の粉塵数が著しく増加し、「H」の粉塵数も増加した。これは、写真-

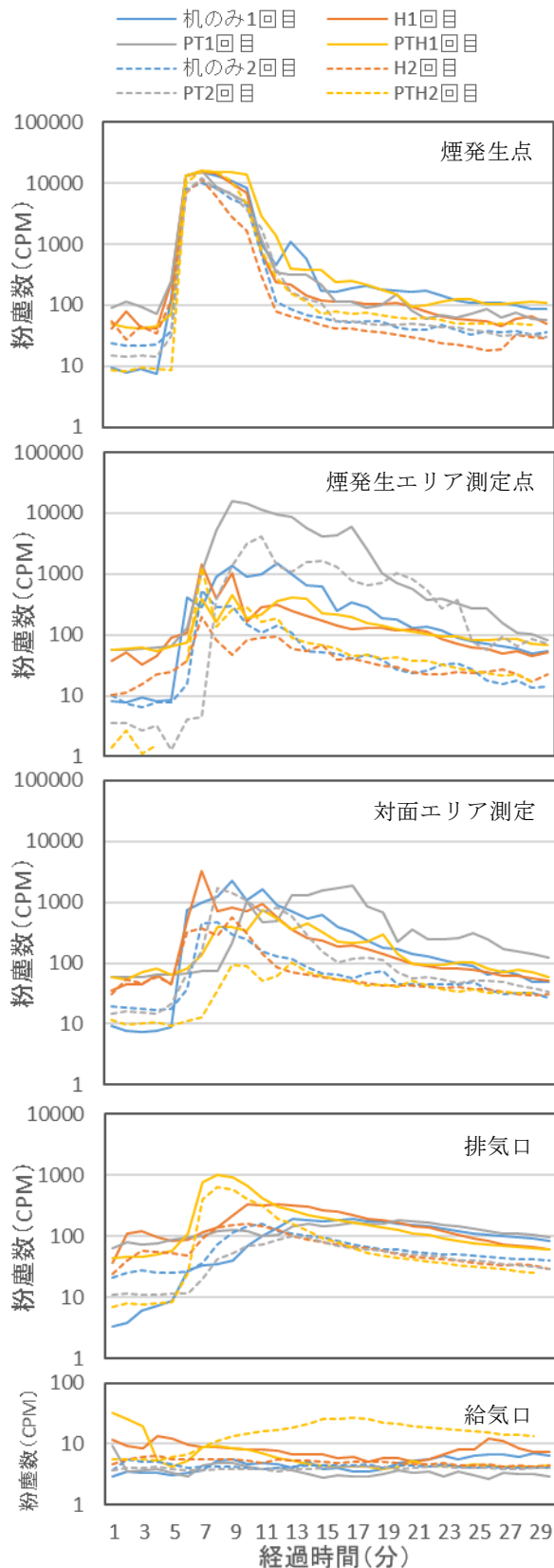


図-3 粉塵数の1分平均値

4 の「PTH」と「H」の様子から考えると、「PTH」はヒーターによる上昇気流とパーティションの相乗効果で、「H」はヒーターによる上昇気流で煙が上部排気口へと運ばれて排出されたと考えられる。「給気口」では、「PTH」の2回目が他のデータより高い値を示しているが、最大で 27CPM であり、影響は極めて低いと考える。

5. まとめ

本報では、咳やくしゃみなどの高速で断続的に場が乱れる状況以外の、呼気による汚染質が滞留している机上空間に着目し、開発した熱気流システムによる汚染質の排出効果を確認すべく、気流可視化と汚染質量の測定による換気効果検証を行った。給気が机の下、排気が天井という置換換気を想定した条件において、以下のような知見を得た。

- ① 机上にパーティションを設置すると机上のパーティションに囲まれた部分の汚染質量の濃度が上昇することについて、可視化と定量化に成功し、パーティションを設置するのみでは課題があることが確認できた。
- ② 机上にヒーターを設置した場合には、パーティションの有無に拘わらず、上昇気流が発生し煙が室外へ排出されていることが確認できた。

参考文献

- 1) 紺野康彦, 菰田裕士, 池原基博, 小島千里, 酒井英二: 机上にヒーターを設置した熱気流システムの換気効果に関する解析検討, 空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集, G-28, pp.109-112, 2023.9
- 2) 酒井英二, 小島千里, 紺野康彦, 菰田裕士, 池原基博: 机上にヒーターを設置した熱気流システムの換気効果に関する解析検討, 三井住友建設技術研究開発報告, 第 21 号, pp.77-83, 2023.10

社外発表論文一覧 2023 年度(2023/4/1～2024/3/31)

対外発表論文一覧 2023年度(2023/4/1～2024/3/31)

論文(査読付き)

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
1	梁主筋に機械式定着工法を用いた梁段差を有する柱梁接合部の応力伝達機構	古澤護 石川裕次	三井住友建設 芝浦工業大学	第69回構造工学シンポジウム	2023/4/16
2	Comparison of sound emission models for road vehicles in Japan and European countries	Yasuaki Okada Tomokazu Tsuboi Tomoki Ichikawa Tomoaki Uemura Koichi Yoshihisa	名城大学理工学部 名城大学理工学部 三井住友建設 鴻池組 名城大学理工学部	Acoustical Science and Technology Volume 44, Issue 3	2023/5/1
3	Development of a Deep Learning-Based Anomaly Detection System for Structures	Mehboob Rasull Manabu Kawashima Khuyen Trong Hoang	三井住友建設	2023 fib symposium, Istanbul, Turkey	2023/5/7
4	Assessment of Environmental Burden of Natural Disasters by Estimating CO2-emissions by Performing Fine-grained End-to-end Simulations of Disasters and Economy	Amit Gill Maddegedara Lalith Manabu Kawashima Akio Kasuga	三井住友建設 東京大学 三井住友建設 三井住友建設	2023 fib symposium, Istanbul, Turkey	2023/5/7
5	建築施工管理業務シミュレーションに基づくICTツール選択手法	戸倉健太郎 春山真一郎	三井住友建設 慶應義塾大学	日本建築学会計画系論文集 (2023-0981)811号 P.2567-2576	2023/6/1
6	野外音楽イベントにおけるたてのり振動の測定とその分析	成田修英 朝日智生 井上竜太 田中彩 原田浩之	戸田建設 日建設計 竹中工務店 鹿島建設 三井住友建設	日本建築学会技術報告集 第29巻 第72号	2023/6/20
7	Precisely controlled dynamic disintegration of steel-concrete composite structures	Koji Uenishi Kota Wada Hiroshi Yamachi Junichiro Nakamori	東京大学 東京大学 三井住友建設 三井住友建設	5th International Conference on Structural Integrity and Durability	2023/6/23
8	波動伝播を援用した精密衝撃破砕工法の実験	山地宏志, 中森純一郎 坂本良, 田中幹雄 上西幸司	三井住友建設 ニチゾウテック 東京大学	安全工学2023	2023/6/23
9	Seismic performance of SFRC precast beams post-tensioned by unbonded tendons at widened beam end	Masanori TANI Ryo YAMADA Aoi FURUSAWA Yudai HORIGUCHI Kentaro MATSUNAGA Kenji TANO Hiroshi SHINJO	京都大学 京都大学 京都大学 京都大学 三井住友建設 三井住友建設 三井住友建設	WCEE2024 18th World Conference on EARTHQUAKE ENGINEERING	2023/6/30
10	Utilizing Firm-level Data to Enhance an Agent-Based Model for Simulating Post-Disaster Economies	Joshua Panganiban Amit Gill Maddegedara Lalith Yoshiki Ogawa Muneo Hori Tsuyoshi Ichimura Kohei Fujita	東京大学 三井住友建設 東京大学 東京大学 海洋研究開発機構 東京大学 東京大学	WCEE2024 18th World Conference on EARTHQUAKE ENGINEERING	2023/6/30
11	実機ミキサを用いて製造したポルトランドセメントを使用しない超低収縮・高強度コンクリートの性状	峯竜一郎, 坂本達 臺哲義, 松田拓	三井住友建設	コンクリート工学年次論文集 Vol.45	2023/7/5
12	環境条件の違いが鋼繊維の腐食に及ぼす影響に関する実験的研究	利キホウ 上田尚史 高谷哲 佐々木亘	関西大学大学院 関西大学 京都大学 三井住友建設	コンクリート工学年次論文集 Vol.45	2023/7/5
13	下弦材に座屈拘束部材を挿入した損傷制御型トラス梁に関する研究	仲田章太郎 吉敷祥一 石川裕貴 巽信彦 江頭寛 川島学	豊橋技術科学大学 東京工業大学 元 東京工業大学 愛知工業大学 三井住友建設 三井住友建設	日本建築学会構造系論文集/88 巻 (2023) 812 号 p. 1463-1474	2023/10/1
14	Investigating the effects of cracks and low-calcium supplementary cementitious materials on steel fiber corrosion in cement paste	Chananun Chaimongkhon Satya Medepalli Yuqian Zheng Taku Matsuda Tetsuya Ishida Tiao Wang	三井住友建設 東京大学 東京大学 三井住友建設 東京大学 東京大学	Construction and Building Materials Vol.399	2023/10/5
15	アラミド繊維シート補強と組み合わせた電気防食工法の実験的検討	佐々木亘 清水宏一朗 臺哲義 山本誠, 安藤重裕	三井住友建設 三井住友建設 三井住友建設 住友大阪セメント	コンクリート構造物の補修,補強, アップグレード論文報告集	2023/10/13
16	湿潤養生期間が低炭素型セメントを用いたコンクリートの物質移動抵抗性に及ぼす影響	福留和人 立壁玲奈 伊勢野純世 齋藤淳	安藤ハザマ 関西電力 三井住友建設 安藤ハザマ	コンクリート構造物の補修,補強, アップグレード論文報告集	2023/10/13

対外発表論文一覧 2023年度(2023/4/1～2024/3/31)

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
17	PCラーメン橋における柱頭部の超急速施工 ー新東名高速道路滝沢川橋ー	草部真子 小野誠 東田学 宮地謙介	三井住友建設 三井住友建設 三井住友建設 中日本高速道路	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
18	プレキャスト部材を活用した柱頭部の施工 ー奥山田川橋(仮称)ー	荒木正幸 川名梨香子 中村健一 崔準祐	三井住友建設 三井住友建設 三井住友建設 西日本高速道路	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
19	ガラス繊維FRPロッドを補強材に使用した超高耐久床版の開発	福田泰樹 松井隆行 篠崎裕生 内堀裕之	西日本高速道路 西日本高速道路 三井住友建設 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
20	交通荷重による振動下での縦目地コンクリートの打込み試験について	大庭大 高橋勇希 西村一博 中村誠孝	三井住友建設 中日本高速道路 三井住友建設 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
21	施工生産性に配慮したエクストラード橋主塔定着部の新たな構築方法	小平健太 中積健一 田中伊純 宮地謙介	三井住友建設 三井住友建設 中日本高速道路 中日本高速道路	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
22	中国自動車道阿口大橋の床版取替工事における床版の設計	鈴木隆雅 早矢仕正尚 見尾拓海 中積健一	三井住友建設 西日本高速道路 西日本高速道路 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
23	プレストレストコンクリートの超音波法による応力推定法に関する検討	賀上諒太郎 大野健太郎 小森由仁 永元直樹	東京都立大学 東京都立大学 東京都立大学 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
24	斜角を有する鋼桁橋の床版取替の合理化施工 ー東北自動車道鹿妻堰橋ー	天野雄介 狩野武 成岡尚哉 佐藤正樹	三井住友建設 三井住友建設 東日本高速道路 東日本高速道路	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
25	東名高速道路 所領橋(左ルート)の床版取替報告	大塚尊之 金田遥 西村一博 長野寛大	三井住友建設 中日本高速道路 三井住友建設 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
26	東名高速道路 諸淵橋(左ルート)の床版取替報告	佐藤晴海 瀬戸大輔 堤公嗣 谷口博胤	三井住友建設 中日本高速道路 三井住友建設 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
27	収縮と発熱を抑えた50MPa級コンクリートの強度発現に与える温度の影響	基哲義, 小宮克仁 佐々木亘, 松田拓	三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
28	セメントを用いない超低収縮高強度繊維補強コンクリートの長期強度特性	佐々木亘, 篠崎裕生 松田拓	三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
29	梁端拡幅部で圧着接合されたアンボンドPCaPC梁部材の力学挙動の改善	古澤蒼生 山田諒 谷昌典 松永健太郎	京都大学大学院 京都大学大学院 京都大学大学院 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
30	アンボンドPCaPC柱のせん断挙動にせん断スパン比と帯筋比が及ぼす影響	大槻大和 山田諒 谷昌典 松永健太郎	京都大学大学院 京都大学大学院 京都大学大学院 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
31	アンボンドPCaPC柱のせん断挙動に水平力の載荷方向が及ぼす影響	西川真生 山田諒 谷昌典 松永健太郎	京都大学大学院 京都大学大学院 京都大学大学院 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
32	超高耐久床版を適用した蓼野第二橋(下り線)の車両載荷試験とモニタリング	ランコスチャミラ 内堀裕之 福田泰樹 松井隆行	三井住友建設 三井住友建設 西日本高速道路 西日本高速道路	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
33	新東名高速道路 皆瀬川橋の設計・施工	秋道正吾 小谷内祐弥 原田拓也 中積健一	三井住友建設 中日本高速道路 中日本高速道路 三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26

対外発表論文一覧 2023年度(2023/4/1～2024/3/31)

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
34	後楽園北歩道橋(ダブルバックバンド構造)の補強工事	古賀友一郎, 藤原保久 渡辺昭三	三井住友建設	第32回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集	2023/10/26
35	梁端拡幅部で圧着接合されたアンボンドPCaPC梁部材の履歴復元力特性とリユース時の構造性能の評価	松永健太郎 谷昌典 新上浩 田野健治	三井住友建設 京都大学大学院 三井住友建設 三井住友建設	日本建築学会構造系論文集 89 巻 816 号 p. 190-201	2024/2/1
36	On typical inhomogeneities controlling dynamic disintegration of concrete structures	Koji Uenishi Hiroshi Yamachi Junichiro Nakamori	東京大学 三井住友建設 三井住友建設	Engineering Fracture Mechanics Volume 298	2024/3/8

論文

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
1	ポルトランドセメントを使用しない超低収縮・高強度コンクリートの実用化に向けた検討 その7 長期材齢における力学特性・収縮性状・クリープ性状	坂本遼, 松田拓 峯竜一郎, 小宮克仁 若林信太郎, 横山徹	三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
2	ポルトランドセメントを使用しない超低収縮・高強度コンクリートの実用化に向けた検討 その8 長期材齢における爆裂試験結果	小宮克仁, 松田拓 峯竜一郎, 坂本遼 若林信太郎, 横山徹	三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
3	ポルトランドセメントを使用しない超低収縮・高強度コンクリートの実用化に向けた検討 その9 実大柱の載荷加熱試験結果	峯竜一郎, 松田拓 坂本遼, 小宮克仁 若林信太郎, 田野健治	三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
4	建設3D プリンティングのための高チクソトロピー性を有するモルタルの開発 その3 モルタルのチクソトロピー性に対するダイユータンガムおよび微細繊維の影響	室田真子 寺西浩司 小林智史	三井住友建設 名城大学 東邦化学工業	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
5	起振観測信号を用いた高解像度な浅層反射法の検討	神山圭佑 水谷司 程塚保行, 川島学	三井住友建設 東京大学 三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
6	免震鋼構造における実効変形比に基づくブレース配置の設計法	新井雄大 佐藤大樹, Alex SHEGAY 戸張涼太, 安永隼平 植木卓也, 森岡由光	三井住友建設 東京工業大学 JFE シビル JFE スチール	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
7	プレストレスによりアンボンド圧着接合された集成材梁の加力実験 その1 実験概要および結果	井上樹里也, 白山貴志 徳武茂隆, 蛭田駿	三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
8	プレストレスによりアンボンド圧着接合された集成材梁の加力実験 その2 試験体D-q のひずみについて	白山貴志, 井上樹里也 徳武茂隆, 新上浩	三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
9	低強度コンクリート短柱の残存軸耐力評価	汐待駿栄 八十島章	三井住友建設 筑波大学	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
10	コンクリート接合面の力学的性状に関する研究 その1 2面せん断実験	古澤護 田野健治, 松永健太郎 岩崎光 亀川倫太郎 大村哲矢	三井住友建設 三井住友建設 東京都市大学 東京工業大学 東京都市大学	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
11	コンクリート接合面の力学的性状に関する研究 その2 1面せん断実験	亀川倫太郎 古澤護, 田野健治 松永健太郎 岩崎光, 大村哲矢	東京工業大学 三井住友建設 三井住友建設 東京都市大学	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
12	コンクリート接合面の力学的性状に関する研究 その3 1面せん断実験を対象としたFEM 解析	尾野淳一 田野健治, 松永健太郎 古澤護 岩崎光, 大村哲矢	東京都市大学 三井住友建設 三井住友建設 東京都市大学	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
13	コンクリート接合面の力学的性状に関する研究 その4 2面せん断実験を対象としたFEM 解析	岩崎光 田野健治, 松永健太郎 古澤護 尾野淳一, 大村哲矢	東京都市大 三井住友建設 三井住友建設 東京都市大学	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
14	アンボンドPCaPC 柱梁接合部のせん断終局耐力に関する実験的研究	松永健太郎 谷昌典 新上浩, 田野健治	三井住友建設 京都大学 三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13

対外発表論文一覧 2023年度(2023/4/1～2024/3/31)

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
15	高圧縮軸力を受けるアンボンドPCaPC柱部材のせん断終局耐力に載荷方向が及ぼす影響(その1: 背景および実験概要・損傷状況)	大槻大和, 西川真生 谷昌典, 山田諒 松永健太郎, 田野健治 新上浩, 古澤護	京都大学 京都大学 三井住友建設 三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
16	高圧縮軸力を受けるアンボンドPCaPC柱部材のせん断終局耐力に載荷方向が及ぼす影響(その2: せん断力-変形角関係と耐力評価)	西川真生, 大槻大和 山田諒, 谷昌典 松永健太郎, 田野健治 新上浩, 古澤護	京都大学 京都大学 三井住友建設 三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
17	生活空間における音環境の評価に関する実験的検討 その1 マイクロホンアレイを活用した音環境評価システム	森尾謙一, 田中菜津 市川友己, 小林秀彰	日本音響エンジニアリング 三井住友建設	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
18	生活空間における音環境の評価に関する実験的検討 その2 音の分布に着目した気になりやすさの評価	市川友己, 小林秀彰 森尾謙一, 田中菜津	三井住友建設 日本音響エンジニアリング	日本建築学会2023年度大会(近畿) 学術講演概要集	2023/9/13
19	土木学会誌アンケート結果報告: その1 アンケート結果概要	田中聖三 田邊麻由子 菊原紀子 二井昭佳	広島工業大学 三井住友建設 五洋建設 国士舘大学	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
20	土木学会誌アンケート結果報告: その2 年代別の学会誌購読状況	田邊麻由子 菊原紀子 田中聖三 二井昭佳	三井住友建設 五洋建設 広島工業大学 国士舘大学	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
21	土木学会誌アンケート結果報告: その3 土木学会誌PDF公開に対する会員の認識	菊原紀子 田中聖三 田邊麻由子 二井昭佳	五洋建設 広島工業大学 三井住友建設 国士舘大学	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
22	非鉄製のプレストレスト コンクリート箱桁橋における AFRP 外ケーブルの長期状態監視	ホアン チョン クエン 福田泰樹 内堀裕之	三井住友建設 西日本高速道路 三井住友建設	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
23	MaaSによる地域活性化の事例の検討-その2 地上・地下一体型の人流・物流システムの提案-	笠博義 平野孝行 吉川猛 三石晋 森田晃司 荒木義久 西家翔 上田正人 柳博文 河田 浩史 高橋里美, 高山秀樹	安藤・間 西松建設 基礎地盤コンサルタンツ 応用地質 大林組 佐藤工業 竹中工務店 中央開発 鉄建建設 三井住友建設 一般財団法人エンジニアリング協会	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
24	弾性波を用いた埋設物探査手法の適用性に関する基礎的実験	程塚保行 水谷司 神山圭佑	三井住友建設 東京大学 三井住友建設	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
25	海洋環境下に長期暴露したFRP-PC部材における環境負荷の算出	RIBEIRO BRUNO 幸田英司 細居清剛, 武市知大 永元直樹 浅井一行 服部篤史, 塩谷智基	京都大学 東京製鋼インターナショナル 神鋼鋼線工業 三井住友建設 東海技術センター 京都大学	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
26	副産物を大量に使用した圧縮強度50 N/mm ² 級コンクリートの現場での練混ぜに関する検討	臺哲義, 小宮克仁 佐々木亘	三井住友建設	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
27	CFRPロッドを用いたプレテンション梁の曲げ耐荷挙動	篠崎裕生 福田泰樹 永元直樹	三井住友建設 西日本高速道路 三井住友建設	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
28	測定時の人為的誤差と材質変動が超音波法によるコンクリートの応力推定に及ぼす影響	賀上諒太郎, 小森 由仁 大野 健太郎, 上野 敦 鎌田 知久 永元直樹, 安藤直文	東京都立大学 東京都立大学 東京都立大学 三井住友建設	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
29	室内および海洋環境下に長期暴露されたFRP 補強材の耐久性および引張特性	細居清剛 幸田英司 武市知大 永元直樹 RIBEIRO Bruno 服部篤史, 塩谷智基	神鋼鋼線工業 東京製鋼インターナショナル 神鋼鋼線工業 三井住友建設 京都大学 京都大学	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
30	プレストレスを導入した緊張材による壁式橋脚の耐震補強における新しい緊張材料の適用性検証試験結果に関する報告	清水宏一朗, 安藤直文 藤原保久 高原良太, 飛田一彬 後藤源太	三井住友建設 三井住友建設 高速道路総合技術研究所 高速道路総合技術研究所	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14

対外発表論文一覧 2023年度(2023/4/1～2024/3/31)

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
31	多角形支保工による大口径円形土留めを用いた水道用PCタンクの解体	原勝哉, 渡辺英樹 大石広明, 安田泰 田中麗路	三井住友建設	令和5年度土木学会全国大会 第78回年次学術講演会講演概要集	2023/9/14
32	DEVELOPMENT OF A LARGE-SCALE AGENT-BASED ECONOMIC SIMULATOR FOR HIGH-RESOLUTION SIMULATION OF POST-DISASTER ECONOMIES	Joshua Panganiban Amit Gill Maddegedara Lalith Muneo Hori Tsuyoshi Ichimura Kohei Fujita	東京大学 三井住友建設 東京大学 海洋研究開発機構 東京大学 東京大学	第16回日本地震工学シンポジウム	2023/11/23
33	振動台実験データより抽出したRC構造物の性能曲線および振動特性の関係	川島学 永野正行	三井住友建設 東京理科大学	第16回日本地震工学シンポジウム	2023/11/23

報文ほか

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
1	東急ハーヴェストクラブVIALA鬼怒川溪翠	早瀬明日香 佐藤武	東急設計コンサルタント 三井住友建設	近代建築 Vol.77 No.4	2023/4/5
2	からくさホテルカラーズ東京八重洲	小室光矢, 増野郁子 中橋千宜	入江三宅設計事務所 三井住友建設	近代建築 Vol.77 No.4	2023/4/5
3	土木技術開発の進化(インフラ整備における技術基本計画)2.技術開発の進化と施工事例(民間の取組)2-3.工法・施工事例 RC橋脚の急速施工技術SPER(スパー)工法の進化～ハーフプレキャストの高度化と適用部位拡大～	村尾光則 吉野正道 富山茂樹	三井住友建設	土木施工 Vol.64 No.5	2023/4/21
4	技術で魅せるすごいコンクリート構造物 シンプルなデザインに様々な技術が結集する 桜小橋	谷口秀明	三井住友建設	月刊コンクリートテクノ Vol.42 No.5	2023/5/1
5	北陸新幹線(金沢・敦賀間)工程短縮策を講じた連続PCラーメン橋群の設計・施工―北陸新幹線 大蔵余座橋梁―	朝長光, 相澤宏幸 池端文哉 石田豪史	鉄道建設・運輸施設整備支援機構 パシフィックコンサルタンツ 三井住友建設	橋梁と基礎 Vol.57 No.5	2023/5/1
6	九州・北陸で新たに整備された新幹線の基礎・土構造物 埋積谷上の大深度場所打ち杭の施工―北陸新幹線大蔵余座橋りょう―	亀山敦史 石田豪史 相澤宏幸	鉄道建設・運輸施設整備支援機構 三井住友建設 鉄道建設・運輸施設整備支援機構	基礎工 Vol.51 No.5	2023/5/15
7	岩城製薬佐倉工場 高薬理活性溶液注射剤ラインを新設～2023年夏に稼働～	山本文也 福田誠人 小嶋美穂	岩城製薬佐倉工場 スベラファーマ 三井住友建設	Pharm Tech Japan Vol.39 No.7	2023/6/1
8	バタフライウェブを用いた2面吊りエクストラードズド橋―新東名高速道路 中津川橋(仮称)―	田中伊純 蛭沢佑紀 中積健一 小平健太	中日本高速道路 中日本高速道路 三井住友建設 三井住友建設	コンクリート工学 Vol.61 No.6	2023/6/1
9	沖縄本土復帰50周年とダム その3～工事関係者や施工者による思い出記事の掲載～ダム工事の思い出	青木元老朗	三井住友建設	月刊ダム日本 No.944	2023/6/10
10	維持管理・長寿命化・リニューアル 超高耐久床版による床版取替工事 蓼野第二橋(下り線)床版取替工事	岡野雅 福田泰樹 木寺久幸	三井住友建設 西日本高速道路 三井住友建設	建設機械施工 Vol.75 No.6	2023/6/25
11	東海大学 阿蘇くまもと臨空キャンパス	山本健一 野間修一 藤田裕二 加藤信一	石本建築事務所 石本建築事務所 三井住友建設 石本建築事務所	近代建築 Vol.77 No.7	2023/7/5
12	橋梁の未来に思いを馳せる 新陳代謝する交通ネットワークの実現と維持	永元直樹	三井住友建設	土木学会誌 Vol.108 No.7	2023/7/15
13	食料・エネルギーの「地産国消」に貢献する vol.2 農業用ため池を活用した水上太陽光発電の取り組み	土屋星	三井住友建設	土地改良 Vol.61 No.3	2023/7/15
14	デジタルツールを用いた安全対策と突発大量高濁度湧水対策 国道493号(北川道路)道路改築(和田トンネル)工事	仲哲路	三井住友建設	建設機械 Vol.59 No.8	2023/8/1
15	庁舎のZEB動向② 向日市新庁舎(建築計画と省エネルギー技術の連携によるコンパクトなZEB Ready庁舎)	高木英治 栗原寿和 田原正寛	三井住友建設	建築設備と配管工事 Vol.61 No.9	2023/8/5
16	鉄筋組立自動化システムの開発・稼働「Robotaras II」による鉄筋の供給・配置・結束の自動化	岡本菜里	三井住友建設	建設機械 Vol.59 No.9	2023/9/1

対外発表論文一覧 2023年度(2023/4/1～2024/3/31)

No.	題 名	執筆者名	所 属	発表誌名	発行年月日
17	建設現場のカーボンニュートラル 環境への取り組み	大山信一	三井住友建設	建設機械 Vol.59 No.10 Page.31-38	2023/10/1
18	PC有ヒンジ箱桁橋の連続化とPCグラウト充填調査・再注入ー中央自動車道 日川橋ー	野口彰宏, 村岡史郎 石田圭吾 石田義博, 清水宏一朗 福元涼太	中日本高速道路 中日本高速道路 三井住友建設 三井住友建設	橋梁と基礎 Vol.57 No.10 Page.28-34	2023/10/1
19	建築物の解体 その2 最近の動き コンクリート部材のリユースシステムの開発ー建物の解体を容易にするアンボンドPC圧着接合法ー	松永健太郎 新上浩	三井住友建設	建築防災 No.549 Page.14-19	2023/10/1
20	農業用水施設と文化財	広瀬伸	三井住友建設	土地改良 Vol.61 No.4 Page.21-24	2023/10/15
21	カーボンニュートラル・グリーン社会の実現に向けて 2023(持続可能な社会の実現を目指して)2. カーボンニュートラル・グリーン社会の実現に向けた取組み コンクリート構造物のライフサイクルにおける低炭素化の方策	春日昭夫	三井住友建設	土木施工 Vol.64 No.11 Page.90-93	2023/10/20
22	社会インフラと自動認識 RFIDタグ一体化の鉄筋コンクリート用スペーサの開発 IoT化取組み範囲を拡大し、トレーサビリティ活用を本格化	杉本崇	三井住友建設	月刊自動認識 Vol.36 No.13 Page.16-21	2023/11/10
23	インフラシステム海外展開 3.調査・施工事例 海外地下鉄工事におけるBIM取組みについて ジャカルタ都市高速鉄道	安威紫陽 金重順一 近藤慎也	三井住友建設	土木施工 Vol.64 No.12 Page.68-71	2023/11/20
24	錐ヶ瀧構拡張工事 - PC箱桁の床版拡張 -	紙永祐紀 福本達也 室充 喜多雄士	三井住友建設 三井住友建設 中日本高速道路 高速道路総合技術研究所	プレストレストコンクリート NOV-DEC Vol.65 No.6	2023/11/30
24	馬込川地震・高潮対策工事でのDX 取組み ー静岡県と三井住友建設における「建設DX」ー	前田明子 福田達樹 下川貴嗣 水田武利	三井住友建設 静岡県 三井住友建設 三井住友建設	土木施工 Vol.65 No.1 Page.50-53	2023/12/20
25	「プレキャストPC橋技術規準」の概要	永元直樹 渋谷智裕	三井住友建設 八千代エンジニアリング	プレストレストコンクリート JAN-FEB Vol.66 No.1	2024/1/31
26	隼人道路 PC橋上下部工事, および, 九州自動車道 床版取替工事の見学記	鈴鹿良和 吉澤陽介	三井住友建設 パシフィックコンサルタンツ	プレストレストコンクリート JAN-FEB Vol.66 No.1	2024/1/31
27	電動式建設機械による発生騒音・振動の測定事例	小林秀彰 市川友己	三井住友建設	騒音制御 Vol.48 Page.50-54	2024/2/1
28	「プレキャストPC橋技術規準」の概要	永元直樹 渋谷智裕	三井住友建設 八千代エンジニアリング	コンクリート工学 Vol.62, No.2	2024/2/1

三井住友建設技術研究開発報告 No.22 2024

Technical Research Report of
SUMITOMO MITSUI CONSTRUCTION

2024 年 10 月 1 日発行

October 2024

編集・発行

三井住友建設株式会社 技術開発本部

Published and Edited by

Technical Development Division of
SUMITOMO MITSUI CONSTRUCTION CO., LTD.

〒104-0033 東京都中央区新川二丁目 27 番 1 号
TEL: 03-4582-3120 FAX: 03-4582-3234

2-27-1 Shinkawa, Chuo-ku, TOKYO 104-0033, Japan
TEL: 03-4582-3120 FAX: 03-4582-3234

URL <https://www.smcon.co.jp/>