

三井住友建設技術研究開発報告

TECHNICAL RESEARCH REPORT OF
SUMITOMO MITSUI CONSTRUCTION

No.14 2016

ごあいさつ

三井住友建設技術研究開発報告第 14 号の発刊に当たり、ご挨拶申し上げます。

2016 年度から始まる第 5 期科学技術基本計画の中では、ものづくり革命や人材育成の強化の重要性が挙げられています。また、政府の推し進める「働き方改革」は人材育成とも深く関わり、担い手確保の重要な要素と考えられます。一方、本年度だけを見ても熊本地震や台風被害、大火災などの災害が発生し、安心安全な社会づくりや国土の強靱化に対する期待はますます高まっていると言えるでしょう。

このような背景の中、建設業においては労働力不足、技術者不足が深刻化して来ており、担い手の確保と同時に省力化や省人化が大きな課題となっています。このため、ICT を活用した施工管理やプレキャスト技術などによる省力化省人化施工は、生産システムの改革と品質確保を同時に達成できる方法として、多くの注目を集めており、技術開発においてもこれらに関連した領域のテーマにより注力されてきています。

本号では、「プレキャスト床版継手構造」「異種強度コンクリートが介在する耐震壁」などの生産性向上技術、「液状化による側方流動対策」「免震改修建物の動特性評価」など地震防災関連技術、「スマートデバイスを用いた施工管理」など ICT 活用技術、「超低収縮・超高強度コンクリート」や「水上太陽光フロートの開発」などの環境・エネルギー技術など合計 13 編の論文を掲載しています。

弊社では、2016 年度よりはじまる 3 カ年で中期経営計画を定め、本年度はその初年度にあたる年です。この中期経営計画では、「生産システムの改革」と「人材確保・育成・社員活力の向上」をフォーカステーマに掲げて活動を行ってきておりますが、技術開発部門におきましても上記技術開発を通して経営目標を達成するとともに安心・安全な社会の実現に向けて貢献していきたいと考えております。

今後とも皆様のご指導ご鞭撻の程、よろしくお願い申し上げます。

技術研究開発報告を多くの方々にご覧頂き、ご批評を賜れば幸いです。

2017 年 2 月

技術研究所長
谷 垣 正 治

三井住友建設技術研究開発報告 第14号

※ 論文はCD-ROMに収録しています

【論文・報告】

No.	タイトル	執筆者	概要	論文
1	免震改修建物の改修前後における常時微動計測を用いた動特性評価	徳武 茂隆 白山 貴志 川島 学 原田 浩之	1	15
2	福島第一原発炉内構造物解体に向けたAWJ切断工法の適用可能性検討 －熔融燃料デブリ模擬材の切断可能性および切断状況判定－	丸山 信一郎 綿谷 聡	2	21
3	新築集合住宅住戸専有部における気密性能に関する研究	池原 基博 酒井 英二	3	27
4	スマートデバイスを用いた施工管理省力化システムの開発	榎本 悠一 戸倉 健太郎	4	33
5	端部拵径鉄筋の定着性能に関する検討	三加 崇 竹山 忠臣 有川 直貴 篠崎 裕生	5	39
6	端部拵径鉄筋を用いたプレキャストPC床版継手構造の研究	有川 直貴 三加 崇 篠崎 裕生 浅井 洋	6	43
7	コンクリートパイプクーリングの自動制御に関する研究	樋口 正典 佐々木 亘 谷口 秀明 村尾 光則 斯波 明宏	7	49
8	ジオポリマーの研究動向の調査と基礎実験結果 －アルカリ水比がジオポリマーモルタルの圧縮強度に与える影響－	恩田 陽介 佐々木 亘 谷口 秀明	8	55
9	液状化流動が杭式改良体に及ぼす流動力の評価に関する実験的研究	高橋 直樹 戸村 豪治 津田 和夏希 草竹 真也 高田 昌典	9	63
10	表層改良と杭式改良体を併用した液状化側方流動対策工法の実証試験	戸村 豪治 高橋 直樹 津田 和夏希 草竹 真也	10	69

※ 論文はCD-ROMに収録しています

No.	タイトル	執筆者	概要	論文
11	異種強度コンクリートが介在するRC耐震壁に関する実験的検討	松永 健太郎 小坂 英之 平野 秀和 松井 幸一郎 佐古 潤治	11	77
12	実機ミキサによる超低収縮・超高強度コンクリートの製造およびその品質に関する検討	松田 拓 蓮尾 孝一 峯 竜一郎	12	83
13	水上太陽光フロートシステムに作用する風力係数	作田 美知子 岩本 毅 土屋 星	13	91
【社外発表論文一覧】				95

免震改修建物の改修前後における常時微動計測を用いた動特性評価

徳武 茂隆 白山 貴志 川島 学 原田 浩之

キーワード：耐震改修，免震構造，常時微動計測，FFT解析，固有周期

研究の目的

近年増えつつある免震を用いた耐震補強の建物において、常時微動計測を用いて改修前・改修後の建物の振動特性の変化を捉え、改修の効果について確認することを目的として、常時微動計測を実施した。

本報では、免震改修を行った「日本橋プラザビル」における、改修前・改修後の常時微動測定の一時的分析結果を報告する。

研究の概要

常時微動測定を耐震改修工事の「改修前」と「改修後」にそれぞれ行い、スペクトル分析により振動特性の確認を行う。

(水平2方向と上下方向、ねじれ及びロッキング)に記録した。

測定には(株)東京測振社の携帯用振動計 SPC-51A (サーボ型加速度計)を用いて、サンプリング周波数 100Hz、計測時間 30 分を基準として計測方向毎

計測した常時微動を用いて、スペクトル分析を行い、1 階の振動を入力とした周波数応答関数にて各階の振動特性について検討を行った。

研究の成果

計測を分析した結果、常時微動計測により免震を用いた耐震改修の改修効果は、免震階より上部の建物増幅特性の変化やねじれ応答の低減効果など、微小振幅のレベルでも十分に確認できることが分かっ

た。また、今後も更なるデータの蓄積により、免震改修建物の構造設計に資する基礎的なデータとして、十分に活用できるデータになると考えられる。

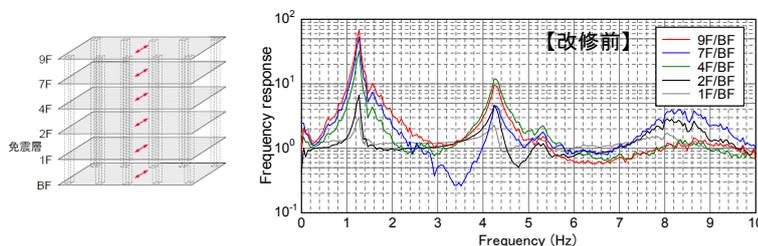


図-1 周波数応答関数 (改修前)

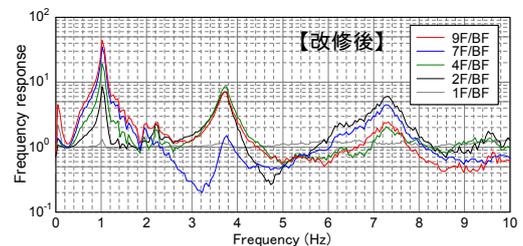


図-2 周波数応答関数 (改修後)

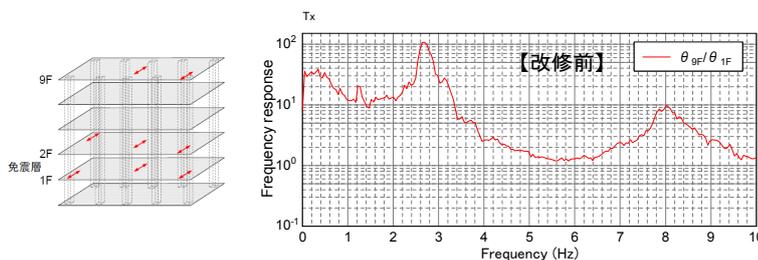


図-3 周波数応答関数 (ねじれ)

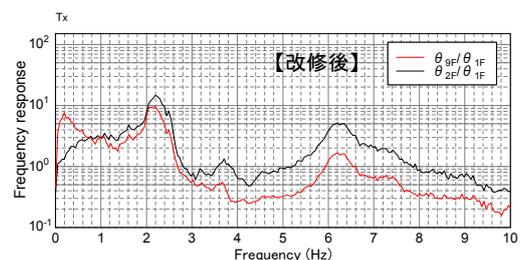


図-4 周波数応答関数 (ねじれ)

表-1 常時微動計測より確認された固有周期一覧(sec/Hz)

モード	改修前				改修後			
	短辺方向	長辺方向	上下方向	ねじれ	短辺方向	長辺方向	上下方向	ねじれ
1次	0.787 (1.27)	0.317 (3.15)	0.100 (9.98)	0.376 (2.66)	0.980 (1.02)	0.437 (2.29)	0.111 (8.97)	0.459 (2.18)
2次	0.234 (4.27)	— (—)	— (—)	0.125 (8.01)	0.267 (3.74)	0.147 (6.79)	— (—)	0.161 (6.20)
3次	0.120 (8.30)	— (—)	— (—)	— (—)	0.137 (7.28)	— (—)	— (—)	— (—)

※ () 内は振動数を示す。

Dynamic Characteristics of Seismic Retrofit Building with Base Isolation System before and after Retrofitting using Micro-tremor Measurement

SHIGETAKA TOKUTAKE TAKASHI SHIRAYAMA MANABU KAWASHIMA HIROYUKI HARADA

Key Words : Seismic Retrofit, Base Isolation, Micro Tremor Record, FFT Analysis, Natural Period

福島第一原子炉内構造物解体に向けた AWJ 切断工法の適用可能性検討 — 溶融燃料デブリ模擬材の切断可能性および切断状況判定 —

丸山 信一郎 綿谷 聡

キーワード：福島第一原発、炉内構造物解体、溶融燃料デブリ、アブレイシブウォータージェット (AWJ)

研究の目的

福島第一原子力発電所 (1F) (図-1) の炉内構造物はスリーマイル島原子力発電所 2 号機の事故復旧作業の知見から、原型を留めておらず、溶融燃料と混在した複雑狭隘な状態となっていると想定される。

このような状況から、炉内構造物を安全かつ合理的に切断解体する方法として、AWJ 切断工法を候補として検討した。検討では、AWJ の課題について試験を実施し、適用の可能性について確認した。

なお、本成果は、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構と実施した 1F 原子炉解体検討のための委託試験と共同研究試験によるものである。

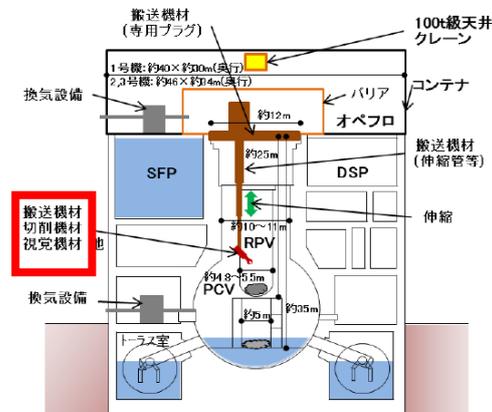


図-1 原子炉建屋内の構造

研究の概要

AWJ 切断工法が保有している課題について、以下の試験を実施した。試験では、開発した小型 AWJ 切断装置を用いて、水中雰囲気にて切断を行った。溶融燃料デブリ模擬材の切断状況を図-2 に示す。

- ① 溶融燃料デブリ模擬材を用いた切断試験
- ② 切断時ヘッドに作用する力計測試験
- ③ 切断音計測試験

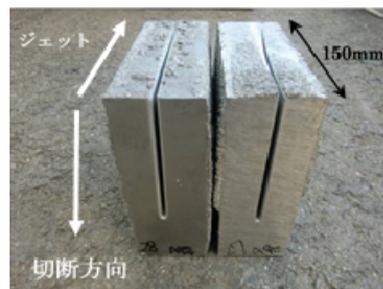


図-2 ステンレスおよびジルコニウム合金溶融試験体 (溶融燃料デブリ模擬材) 切断状況

研究の成果

上記①~③の試験より、以下を確認した。

- ① 圧力容器の厚さ相当 150~200mm の溶融燃料デブリ模擬材を切断できた。
- ② 切断時の AWJ 噴射によるヘッドに作用する力は約 180N であった。この値は、切断に影響を及ぼさない小規模な値であった。
- ③ 切断時の状況を水中では、音圧のレベル変化として捉えることができた。(図-3)

これらより、AWJ 切断工法は、1F の炉内構造物の解体方法の候補技術と成り得る可能性がある。

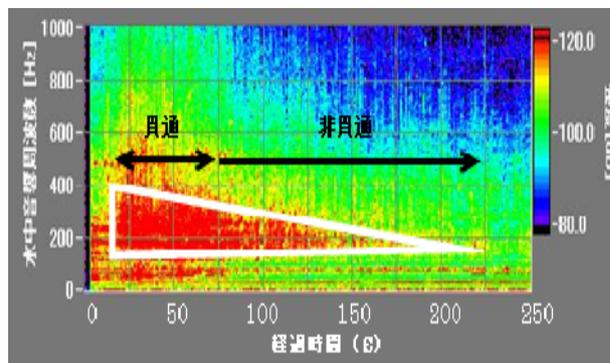


図-3 特定周波数帯域の音圧レベルの変化 (ステンレス板切断時 貫通→非貫通状況)

Applicability of AWJ Technique for Dismantling Reactor of the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station

- Cutting Test of Imitation of Fuel Debris and Optimization of the Condition -

SHIN-ICHIRO MARUYAMA SATOSHI WATATANI

Key Words : Fukushima Daiichi Nuclear Power Station, Dismantling Reactor Material, Abrasive Water Jet

新築集合住宅住戸専有部における気密性能に関する研究

池原 基博 酒井 英二

キーワード：集合住宅、気密性能、相当隙間面積、住戸専有部

研究の目的

近年、集合住宅等の高気密化が進んだ結果、室内外圧力差を原因とする問題が報告されるようになった。

換気計画を行う上では、「ファンの能力」、「建物の気密性能」、「給気口の性能」の3つを把握し、室内外圧力差が許容限度内であるか確認することが重要

である。しかし、最近の集合住宅住戸専有部の気密性能の調査事例は少ない。

本研究では、新築集合住宅2物件において、住戸専有部の気密性能の測定を行い、相当隙間面積 $C(\text{cm}^2/\text{m}^2)$ を算出した。

研究の概要

気密性能の測定は、「JIS A 2201 : 2003 送風機による住宅等の気密性能試験方法」の方法で行った。写真-1 に示す、送風機、流量調整器、流量測定装置、圧力差測定器、温度計が一体となった気密測定装置を設置し、送風機風量および室内外圧力差の測定を行い、最低5組のデータを取得した。測定結果より、総相当隙間面積 $\alpha A(\text{cm}^2)$ 、相当隙間面積 $C(\text{cm}^2/\text{m}^2)$ を算出し、 C 値の大小で気密性能を評価した。



写真-1 気密測定装置

研究の成果

内部廊下型タワーマンションの集合住宅Aおよび外部廊下型の集合住宅Bの2物件で測定を行い、測定結果より住戸専有部の C 値を算出した。測定した2物件の住戸専有部の気密性能は、それぞれ、約 $0.36(\text{cm}^2/\text{m}^2)$ 、約 $0.14\sim 0.20(\text{cm}^2/\text{m}^2)$ となった。表-1、表-2 に測定結果および気密性能算出結果を示す。

建物の気密性能は、建物構造の影響が大きいと考えられるため、今後は建物構造にも着目して、さらにいくつかの物件で測定を行い、データを蓄積する必要がある。

表-1 集合住宅Aの測定結果および気密性能

玄関扉を含めない数値		玄関扉 (メーカー資料)	玄関扉を含めた数値	
$\alpha A(\text{cm}^2)$	C 値(cm^2/m^2)	$\alpha A(\text{cm}^2)$	$\alpha A(\text{cm}^2)$	C 値(cm^2/m^2)
24.4	0.34	0.6	25.0	0.36

表-2 集合住宅Bの測定結果および気密性能

		住戸			
		2階 No.1室	2階 No.2室	2階 No.3室	2階 No.4室
住戸面積(m^2)		75.79	75.79	104.61	86.05
αA (cm^2)	住戸専有部(玄関扉含む)	15.0	10.5	17.6	13.9
C 値 (cm^2/m^2)	住戸専有部(玄関扉含む)	0.20	0.14	0.17	0.16

Study on airtight performance of dwelling units in newly built apartment buildings

MOTOHIRO IKEHARA EIZI SAKAI

Key Words : Apartment Buildings, Airtight Performance, Equivalent Leakage Area, Dwelling Unit

スマートデバイスを用いた施工管理省力化システムの開発

榎本 悠一 戸倉 健太郎

キーワード：ICT、省力化、スマートデバイス、施工管理

研究の目的

作業所を担当する技術者の長時間労働は慢性化しており、生産性の向上は喫緊の課題である。当社は2014年に「現場業務の改善、効率化プロジェクト」を立ち上げ、様々な施策を通じて、作業所業務の効率化に取り組んでいるところである。このプロジェクトの課題の一つに「配筋写真整理および配筋検査業務のICT化による省力化」が挙げられており、この目的を達成するため、スマートデバイス（iPad）

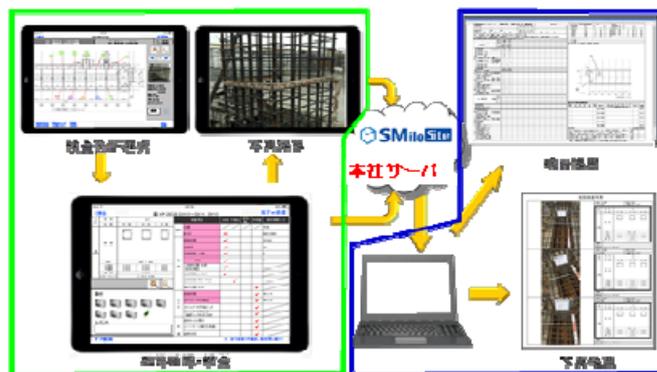
を活用したシステムを開発した。当初の目標である配筋写真整理及び配筋検査システムの開発により一定の効果を確認した後、同じプラットフォームを使って、複数の業務省力化システムを開発し、現在一連のシステムを「SMileSite」（スマイルサイト）と名付け、全国展開している。

システム概要

配筋写真整理及び配筋検査システムを例に、本システムの利用の流れを述べる。（図-1 参照）

- ① 現場で iPad を用いて配筋検査を行う。検査対象箇所を画面上で選択し、その部位の配筋リストを表示させ、それを見ながら検査を行う。チェック項目は当社の標準仕様に合わせており、画面をタッチする形で検査を進めることができる。
- ② 引き続き iPad 内蔵のカメラで配筋写真を撮影する。
- ③ 検査終了後、事務所等無線 LAN のある環境で検査データおよび写真をサーバーに転送する。
- ④ 自席の PC からサーバーにアクセスすると、ほぼ自動的に検査帳票や写真台帳を出力できる。

現在は配筋検査以外にも、継手検査・写真管理システム、住戸内仕上げ検査システム、スナップ写真（工程内写真撮影・台帳作成）システムを搭載している。今後は鉄骨検査への展開を予定している。



iPad を用いて各種検査

検査結果を PC で出力

図-1 SMileSite の流れ

システム導入の効果

2014年11月より実務運用を開始し、これまでおよそ1年半で5支店31作業所において本システムを導入している。開発前に行った検証において配筋検査、配筋写真撮影管理業務に対するICT導入による省力化効果は従来の紙ベースのやり方に比べて約43%と推定されたが、導入後作業所に行ったヒアリングにおいても、所期の効果を発揮しているようである。一方で展開に伴い様々な機能改善要望が出ており、継続的に改善を行うことでより使いやすいものにしていく考えである。



写真-1 配筋検査状況

Development of Supervision Laborsaving System by Smart Device

YUICHI ENOMOTO KENTARO TOKURA

Key Words : ICT , Labor Shortage , Smart Device , Construction Control

端部拡径鉄筋の定着性能に関する検討

三加 崇 竹山 忠臣 有川 直貴 篠崎 裕生

キーワード：端部拡径鉄筋，定着性能，引張試験，高応力繰返し試験，引抜き試験

研究の目的

コンクリート構造物の補強には、コンクリートの増厚、鋼板や繊維シートの接着など様々な方法があるなかで、側壁や床などをせん断補強する場合、削孔して鉄筋を挿入することで補強を行う方法が考えられる。しかしながら、異形鉄筋をコンクリートに定着させるには、十分な定着長を有することが必要であり、構造の形状・寸法によっては、定着長を確保することが難しい。その対策として、異形鉄筋の端部を加工して定着性能を向上させる方法が各種開発されている。端部に別の部材を突起状に取り付け

て定着構造とする例が多く見受けられるが、鉄筋の母材を突起状に加工することで定着性能を向上させた端部拡径鉄筋（図-1）の開発を行った。

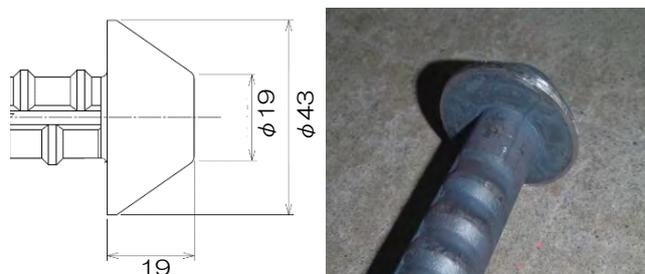


図-1 端部拡径鉄筋の突起形状

研究の概要

端部拡径鉄筋の定着性能を確認する目的で、引張試験、高応力繰返し試験を実施し、突起部の性能について確認するとともに、コンクリートに端部拡径鉄筋を埋め込んだ引抜き試験により、コンクリートへの定着性能を確認した。また、突起部を軸方向鉄筋に引っ掛けて使用する場合、突起部には偏心荷重が作用することを模擬して、突起部に斜め方向の引張力が作用する勾配引張試験を併せて実施した。

表-1 試験種類

試験種類		本報告
端部拡径鉄筋単体での性能評価	引張強度	○
	嵌合部の残留すべり量	
	勾配引張強度	○
	疲労強度	
コンクリートに埋め込んだ端部拡径鉄筋の性能評価	高応力繰返し性能	○
	引抜き強度	○
	疲労強度	

研究の成果

①引張試験，勾配引張試験

異形鉄筋の母材で破断し（写真-1）、降伏強度、引張強度は規格値を満足する結果であった。

②高応力繰返し試験

高応力繰返しによる突起部の変形は見られず、さらに荷重を増加させると異形鉄筋の母材で破断し、引張強度は規格値を満足する結果であった。

③引抜き試験

フック定着による既往の研究と比較すると、突起部の抜け出し変位が小さい。試験体は、異形鉄筋の母材で破断し、突起部周辺のコンクリートに損傷は見られなかった（写真-2）。



写真-1 引張試験の破断状況



写真-2 引抜き試験後の突起部状況

Anchorage Performance of the Reinforcing Bar with Expanded Diameter Head

TAKASHI SANGA TADAFUMI TAKEYAMA NAOKI ARIKAWA HIROO SHINOZAKI

Key Words : Expanded Diameter Head, Anchorage Performance, Tension Test, Repeated High Stress Test,

Pull-out Test

端部拡径鉄筋を用いたプレキャスト PC 床版継手構造の研究

有川 直貴 三加 崇 篠崎 裕生 浅井 洋

キーワード：端部拡径鉄筋，床版取替え，プレキャスト PC 床版，床版継手

研究の目的

高度成長期に建設された鋼橋上の RC 床版の多くは老朽化が著しく、現在、各事業主体による大規模修繕計画の中でその取替え工事が順次実施されている。プレキャスト PC 床版の継手には、ループ継手が一般的に用いられるが、床版厚さの制約やループ内の鉄筋配置が面倒などの欠点を有する。著者らはこれらを改善する方法として、先端を拡径加工した鉄筋を用いた継手構造を開発した（写真-1）。本研究では、継手部の曲げ試験を実施し、本継手構造がループ継手と同等の性能を有していることを確認した。



写真-1 拡径鉄筋継手

研究の概要

プレキャスト PC 床版の継手部における性能を確認するため、継手部を有する試験体の静的曲げ載荷実験（写真-2）を実施した。試験体は表-1 に示すループ継手、ループ継手と鉄筋径や版厚を合わせた拡径鉄筋継手、さらに床版厚さの違いや継手長の影響に着目した試験体の計 4 体とした。

表-1 試験体種類

試験体	継手形状	床版厚さ	継手長 (D は鉄筋直径)
L-24-15	ループ継手	240mm	15D
K-24-15	拡径鉄筋 継手		15D
K-20-15		200mm	15D
K-20-12			12D



写真-2 継手部を有する試験体の静的曲げ載荷実験

研究の成果

図-1 の荷重一支間中央変位の関係に示す通り、拡径鉄筋継手はループ継手と同等な曲げ挙動と耐力を有していた。また、床版厚が 200mm で、継手長が 12D のケースでも所要の性能が得られることを明らかにした。

今後、拡径部単体の性能（引張強度、疲労強度など）や、床版継手部の輪荷重繰返し载荷の影響などについて検討を進めていく予定である。

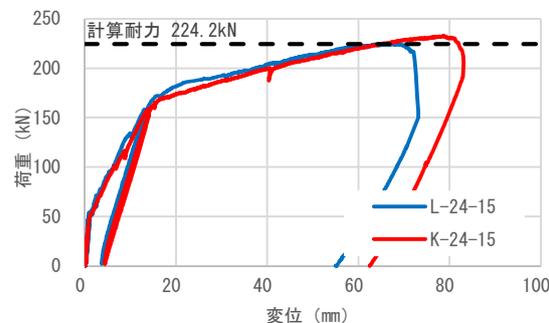


図-1 実験結果（荷重一支間中央変位）

An Experimental Study on the Splice Joint of Precast PC Slab Using Reinforcing Bar with the Expanded Diameter Head

NAOKI ARIKAWA TAKASHI SANGA HIROO SHINOZAKI HIROSHI ASAI

Key Words : Reinforcing bar with the expanded diameter head, Exchange of the slab, Precast PC slab, joint

コンクリートパイプクーリングの自動制御に関する研究

樋口 正典 佐々木 亘 谷口 秀明 村尾 光則 斯波 明宏

キーワード：コンクリート、パイプクーリング、自動制御、水和熱、熱伝達率

研究の目的

セメントの水和熱に起因する温度ひび割れの発生が懸念されるコンクリート構造物に対しては、ひび割れ発生の有無や、ひび割れが構造物の性能に与える影響を事前に照査し、適切な対策を講じる必要がある。しかし、事前の照査では、標準的な物性値や打込み時に想定される環境条件などを用いた照査と

なり、実際の施工時にそれらが変化した場合には計画した制御効果が得られない可能性もある。

本研究では、より確実な温度ひび割れ制御を行うため、コンクリート打込み後においても運転制御が可能なパイプクーリングに着目し、解析精度の向上と、施工時における自動制御について検討を行った。

研究の概要

パイプクーリングの解析精度の向上については、温度解析において特に重要となる。パイプ壁面での熱伝達率について試験を行った。試験は、図-1に示すような供試体を用いて、パイプに水や空気を流して冷却した時のコンクリート温度を計測し、逆解析によってパイプ壁面での熱伝達率を求めた。

施工時におけるパイプクーリングの自動制御に

ついては、図-2に示すようなパイプクーリング水温自動制御装置を試作し、図-1の供試体を用いて性能確認試験を行った。

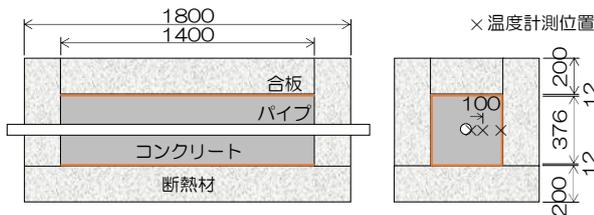


図-1 パイプクーリング供試体

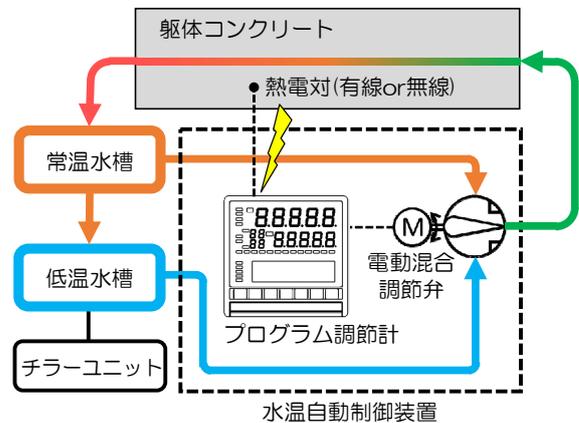


図-2 パイプクーリング水温自動制御装置

研究の成果

パイプ壁面での熱伝達率の推定結果を図-3に示す。パイプ壁面での熱伝達率は、既往の研究での値と大差ないことが確認できた。ただし、セメントの水和熱については温度依存性を考慮する必要がある。

パイプクーリング自動制御装置の性能確認試験の

結果を図-4に示す。型枠内壁面での温度が設定温度を上回ると通水温度が低下し、設定温度を下回ると通水温度が上昇している。これより、装置は正常に動作しており、自動制御の可能性が確認できた。

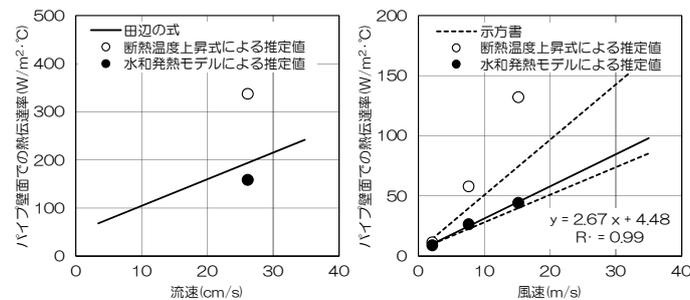


図-3 パイプ壁面での熱伝達率(左図:水冷、右図:空冷)

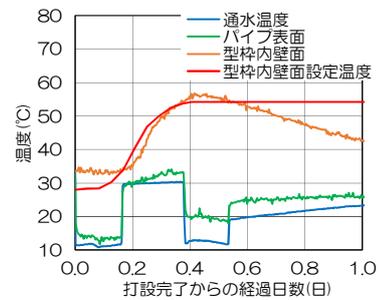


図-4 自動制御装置の性能確認試験結果

Study on the Automatic Control of the Concrete Pipe Cooling

MASANORI HIGUCHI WATARU SASAKI HIDEAKI TANIGUCHI

MITSUNORI MURAO AKIHIRO SHIBA

Key Words : Concrete, Pipe Cooling, Automatic Control, Heat of Hydration, Heat Transfer Rate

ジオポリマーの研究動向の調査と基礎実験結果 —アルカリ水比がジオポリマーモルタルの圧縮強度に与える影響—

恩田 陽介 佐々木 亘 谷口 秀明

キーワード：ジオポリマー，ジオポリマーモルタル，圧縮強度，積算温度

研究の目的

ジオポリマーは活性フィラーとケイ酸アルカリ溶液との脱水縮重合反応により硬化するバインダーである。ジオポリマーはポルトランドセメントを用いないことから、二酸化炭素の排出抑制技術として近年注目されている。

本研究では、ジオポリマーに関する基本的な情報と既往文献の調査結果をとりまとめた。また、水ガラスの成分比率および養生温度がジオポリマーモルタルの流動性と圧縮強度に与える影響について検討を行った。

実験概要

本実験では、成分比率の異なる水ガラスを用いて、単体量を一定にした場合とアルカリ金属と H₂O のモル比（以下、アルカリ水比）を同程度に調整したジオポリマーモルタルを作製し、圧縮強度試験を行った。活性フィラーにはフライアッシュと高炉スラグ微粉末を 9：1 の割合で用いた。アルカリ水比の

調整には、NaOH を用いた。

フロー試験は JIS R 5201 に準拠し、練上がり直後にモルタルフロー（15 打）を測定した。

圧縮強度試験体は 20℃と 50℃の恒温室にて封緘養生を行った。圧縮強度試験は各養生で、材齢 1, 7, 28 日に行った。

研究の成果

流動性については、文献調査およびフロー試験結果から、活性フィラーに対するケイ酸アルカリ溶液の質量比が大きく、水ガラスの成分比率や単体量の影響は小さいことがわかった。

水ガラスにおいても同程度の圧縮強度を示した。また、既往文献と同様にアルカリ水比が圧縮強度と相関関係にあることを確認し、その関係性に水ガラスの成分比率の影響は少ないことが明らかになった。

成分比率が異なる水ガラスを同一質量で用いた配合（図-1 中白抜き）では、アルカリ水比が高いほどジオポリマーモルタルの圧縮強度は大きい傾向を示した（図-1）。アルカリ水比を 0.196～0.188 に調整したジオポリマーモルタルでは、成分比率の異なる

ジオポリマーモルタルの強度発現性は、積算温度により整理することが難しい（図-2）。このことは、ジオポリマーモルタルの強度発現性がセメント系材料の強度発現性に比べて高い温度依存性を有していることを示しているものと考えられる。

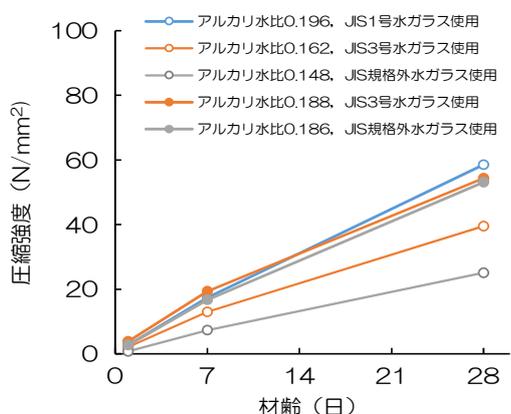


図-1 圧縮強度試験結果（20℃）

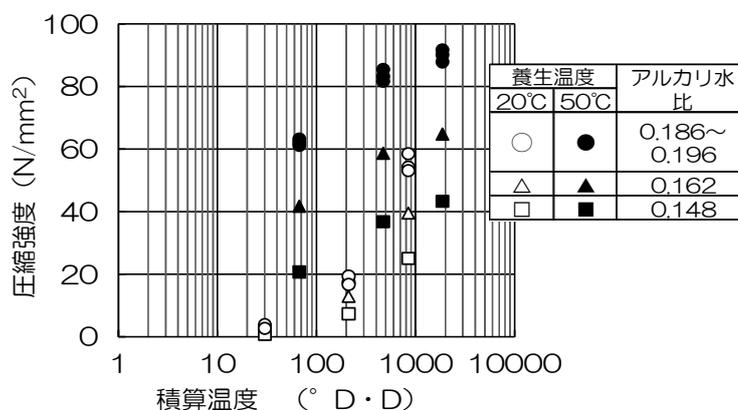


図-2 積算温度による整理

Researches Trend and Experimental Results about Fundamental Characteristics of Geopolymer

- Influence of the Molar Ratio of Alkali Metals to H₂O on Compressive Strength of Geopolymer Mortar-

YOSUKE ONDA WATARU SASAKI HIDEAKI TANIGUCHI

Key Words : geopolymer, geopolymer-based mortar, compressive strength, accumulated temperature

液状化流動が杭式改良体に及ぼす流動力の評価に関する実験的研究

高橋 直樹 戸村 豪治 津田 和夏希 草竹 真也 高田 昌典

キーワード：液状化, 側方流動, 深層混合処理工法, 遠心模型実験

研究の目的

本研究では、地表面を傾斜させて側方流動を生じさせる遠心模型実験を行い、改良杭の配置形状の違いが側方流動抑制効果に与える影響と改良杭に作用する流動力について検討した。本稿では、深層混合処理杭を効率的に配置して液状化による側方流動を抑制する流動閉塞杭（図-1）に作用する流動力の評価式を提案した。

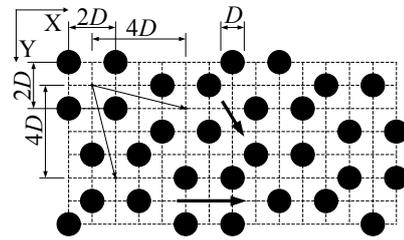


図-1 流動閉塞杭配置の概要 (D:杭の直径)

研究の概要

遠心模型実験は港湾空港技術研究所所有の遠心模型実験装置 Mark II を用いて行った。図-2 に実験模型と計測器配置の一例を示す。改良杭模型にはアクリルまたはアルミ製の杭を用い、ひずみゲージを貼りつけて曲げひずみを計測した。模型地盤は非液状化層と液状化層の二層構造とし、水圧計と加速度計を用いて模型地盤の過剰間隙水圧の発生特性、ならびに地震応答特性を評価した。模型地盤の変位は色砂を用いて計測した。入力波には周波数 100 Hz (実物スケールで 2 Hz) の正弦波を用い、加振時間は 0.5 秒または 1 秒とした。

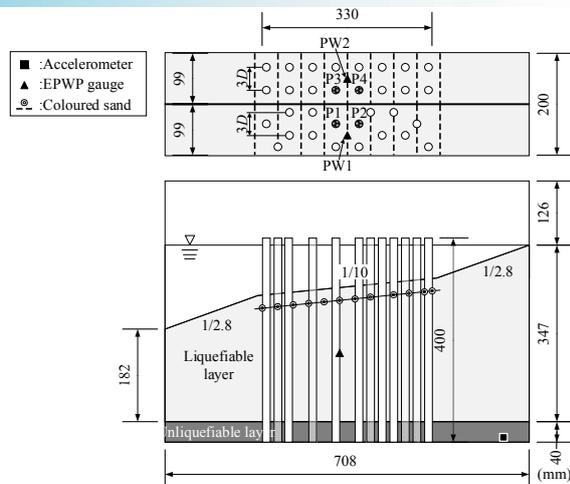


図-2 実験模型と計測器配置

研究の成果

杭模型に作用する荷重の分布の一例を図-3 に示す。図には全上載圧の 30 %の流動力が作用するものとした提案式(1)も示してある。式(1)では流動力は三角形分布荷重となるが、杭模型上部では実験値と式(1)での荷重分布形状は類似していた。局部的に式(1)より大きな荷重が作用するケースもあるが、入力波の加速度が特に大きい実験ケースを除き、実験値は概ね同式以下の荷重となった。これより、式(1)を用いて改良杭の構造設計ができる可能性を示した。

$$q_L = 0.3\gamma_L \cdot x \quad (1)$$

q_L : 液状化層中にある部材に作用する深さ x (m) の位置の単位面積当たりの流動力 (kN/m²),
 γ_L : 液状化層の平均単位体積重量 (kN/m³),
 x : 地表面からの深さ (m),

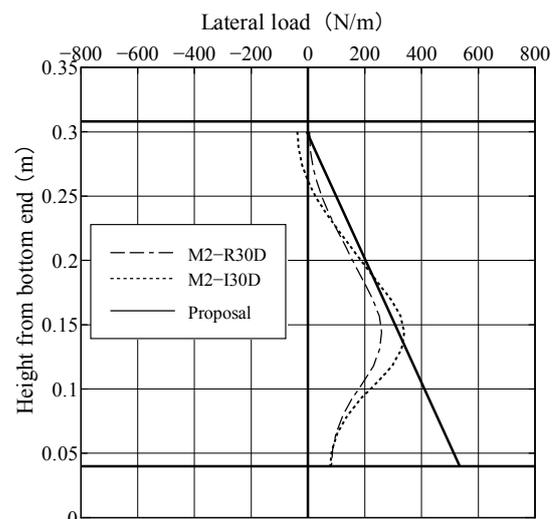


図-3 杭模型に作用する荷重の分布

Study on Lateral Loads Applied to Piles by Lateral Flow of Liquefied Ground

NAOKI TAKAHASHI GOJI TOMURA WAKAKI TSUDA SHINYA KUSATAKE MASANORI TAKADA

Key Words : Liquefaction, Lateral Flow, Deep Mixing Method, Centrifugal Model Test

表層改良と杭式改良体を併用した液状化側方流動対策工法の実証試験

戸村 豪治 高橋 直樹 津田 和夏希 草竹 真也

キーワード：液状化，側方流動，深層混合処理工法

研究の目的

筆者らは、深層混合処理工法における新たな改良杭配置方法である流動閉塞杭を提案し、液状化に伴う側方流動の抑制効果に関する検討を実施してきた。

表層地盤改良と改良杭を組み合わせて一つの構造とした例はこれまでにあまり報告されておらず、施工性や結合部の品質に関して不明な点も多い。表層

改良地盤上からの杭式深層混合処理の施工性や、改良杭施工時の表層改良地盤の硬化状態による杭頭結合部の性能の違いについて確認し、さらに杭頭結合部の固定条件を考慮した設計法へ反映させることを目的として、実施工で想定している流動閉塞杭の施工性確認のための現地試験を実施した。

研究の概要

施工性確認のための現地試験では、 $\phi 5\text{ m} \times$ 深さ 2 m の模擬地盤中に、厚さ 0.6 m の表層改良を表-1 に示す 3 ケースで施工し、その後、深層混合処理機を用いて杭径 $\phi 0.6\text{ m} \times$ 深さ 2 m の改良杭の施工を行った。養生期間経過後に改良杭周辺を掘削して一体となった表層改良と改良杭を取り出し、出来形を目視により確認するほか、品質確認試験を実施した。



写真-1 改良杭施工状況

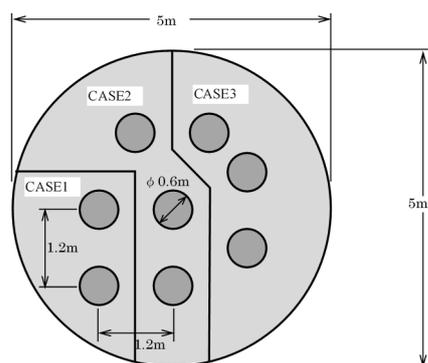


図-1 試験体配置図

表-1 試験ケース

試験ケース	概要	施工方法
CASE1	表層改良部硬化後に改良杭を施工	表層改良施工後に所定期間(28日)養生を行い、強度 1000 kN/m^2 発現後に改良杭の施工を実施する。
CASE2	表層改良部硬化前に改良杭を造成	表層改良施工時に遅延剤を添加して硬化を遅らせたうえで、2日後に改良杭の施工を実施する。
CASE3	表層改良と改良杭を同時に施工	表層改良を実施した後、概ね4時間以内に改良杭の施工を実施して、表層改良と改良杭の一体化を図る。

研究の成果

施工性確認のための現地試験を実施し、表層改良と改良杭の一体性およびそれらの施工性についても検討した。その結果、以下の結論が得られた。

- 表層改良地盤上からの改良杭の施工に関して、表層改良地盤の硬化の程度によらず施工速度の低下や表層改良地盤のひび割れ等は生じないことを確認した。
- 硬化後の表層改良地盤に対する施工性は特に問題ないが、表層改良の層厚や設計強度が大きくなるケースなど、改良杭の施工が困難な場合には遅延剤を用いて強度発現を遅らせることが望ましい。



写真-2 試験体取出し後状況

Field Experiment of Pile-type Improvement and Shallow Mixing against Flow of Liquefied Ground

GOJI TOMURA NAOKI TAKAHASHI WAKAKI TSUDA SHINYA KUSATAKE

Key Words : Slope Stability, Earthquake, Model Test

異種強度コンクリートが介在する RC 耐震壁に関する実験的検討

松永 健太郎 小坂 英之 平野 秀和 松井 幸一郎 佐古 潤治

キーワード：耐震壁，壁板，スラブ，拘束効果，終局強度，曲率

研究の目的

通常の建物では、スラブに必要とされるコンクリートの設計基準強度は耐震壁の設計基準強度よりも低いことが多く、壁板とスラブのコンクリートを打ち分けるか、スラブにも壁板用の高い強度のコンクリートを打設する。

スラブが壁板と交差する範囲もスラブと同じ強度のコンクリートを打設する工法が可能になれば、コ

ン止めを省略することができ、かつスラブに必要な以上の高い強度のコンクリートを打設する必要がなくなる。

そこで本研究では、壁高さの 1/10~1/15 程度の薄い層（スラブ厚さ分）のみが壁板の他の部分よりも低い強度のコンクリートで構成される、RC 壁板の水平加力実験を行った。

研究の概要

試験体は側柱のない単層の RC 壁板である。スタブ上部にはスラブを想定した厚さ 50mm の低い圧縮強度のコンクリート層を設けた。スラブ内にはスラブ筋のほかに U 形の補強筋 2 本を向かい合わせて壁板部で円形状になるように組み合わせ、低強度部分を拘束した。実験パラメータは、スラブの有無、U 形の補強筋の組数および U 形の補強筋の足のスタブへの定着の有無とした。

加力方法を、試験体上部に下向きの拘束力を加えながら水平力を载荷する方法とした。拘束力は各サイクルの正負の移行時に所定の側に切り替えた。加力方向に対して曲げ引張側にのみ拘束力を加えた。

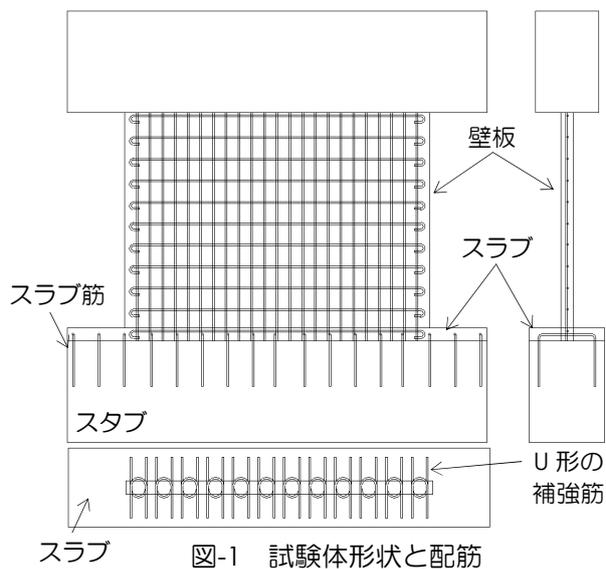


図-1 試験体形状と配筋

研究の成果

スラブのない試験体では壁板のせん断破壊を示し、最大荷重は低強度部分のコンクリート強度 $s_{\sigma B}$ で計算したせん断耐力 Q_{sp} の 1.48 倍、壁板のコンクリート強度 $w_{\sigma B}$ で計算したせん断耐力 Q_{wp} の 1.02 倍となった。スラブのある試験体でも最大荷重は Q_{wp} を上回った。スラブ内に U 形補強筋のある試験体 3 体の最大荷重は同程度であり、いずれも Q_{wp} を上回った。また、U 形補強筋の定着のない試験体に比べて定着のある試験体の方が下部の曲率は小さくなった。これは、スタブに定着する量が多いほど低強度部分の横拘束が大きくなったためであると考えられる。

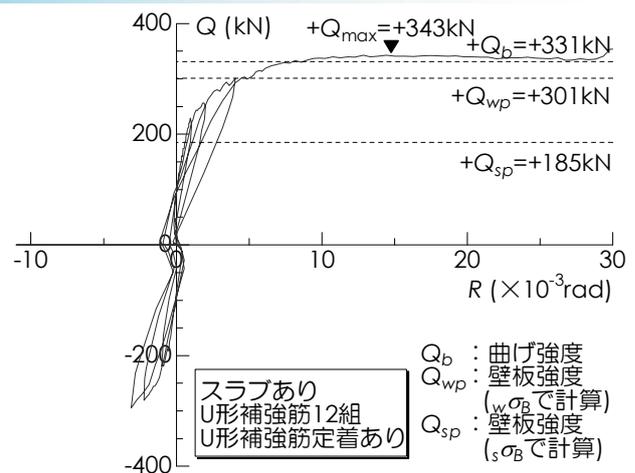


図-2 荷重—変形関係 (NO13-SU12)

Experimental Study of Reinforced Concrete Shear Wall Using Different Concrete in Strength

KENTARO MATSUNAGA HIDEYUKI KOSAKA HIDEKAZU HIRANO
KOICHIRO MATSUI JUNJI SAKO

Key Words : Shear Wall, Wall Panel, Slab, Confinement Effect, Ultimate Strength, Curvature

実機ミキサによる超低収縮・超高強度コンクリートの製造 およびその品質に関する検討

松田 拓 蓮尾 孝一 峯 竜一郎

キーワード：超高強度コンクリート，フェロニッケルスラグ細骨材，自己収縮，練混ぜ負荷

研究の目的

筆者らはこれまでの研究において、結合材をポルトランドセメントとシリカフュームとフライアッシュの三成分とし、細骨材にフェロニッケルスラグ細骨材を用いた超低収縮・超高強度コンクリートを開

発している。本研究の目的は、これをプレキャスト製品工場の実機ミキサで製造しその品質を確かめると同時に、過去に検討された超高強度コンクリートと比較することでその性能を評価することである。

研究の概要

夏期（8月）、標準期（10月）および冬期（1月）にプレキャスト製品工場の実機ミキサで超低収縮・超高強度コンクリートを製造し、練混ぜ負荷とフレッシュ性状および採取した円柱供試体の種々の温度

条件での強度発現を確認した。同時に、周囲を50mmの断熱材で被覆した模擬柱試験体を製造し、その温度と自己収縮およびコア強度を測定した。



写真-1 コンクリート打込み状況

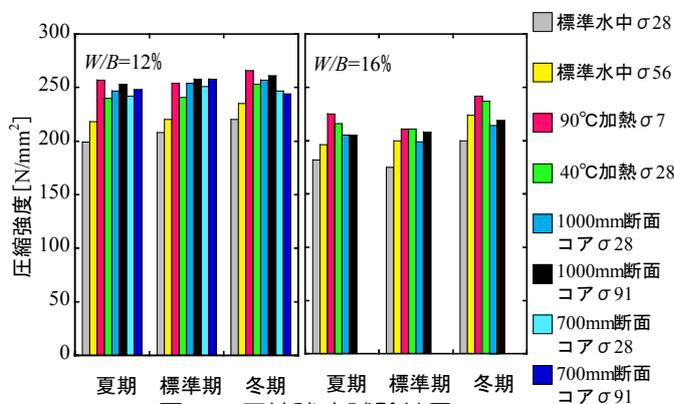


図-1 圧縮強度試験結果

研究の成果

- 1) フレッシュ性状と圧縮強度の安定したコンクリートの製造が可能で、部材を断熱材で被覆し養生することで、W/B=12%と16%でそれぞれ250N/mm²級および200N/mm²級のコア強度が得られる。
- 2) W/B=12%の場合、管理用供試体の養生を40°C加熱養生とすることで、設計基準強度220N/mm²として合理的な管理が可能と考えられる。

- 3) W/B=16%の場合、管理用供試体の養生を40°C加熱養生もしくは標準水中養生とすることで、設計基準強度180N/mm²として合理的な管理が可能と考えられる。
- 4) 過去に検討された超高強度コンクリートに比べて、練混ぜ負荷が小さく流動性と強度が高い一方で、自己収縮は大幅に少ない(図-2)。

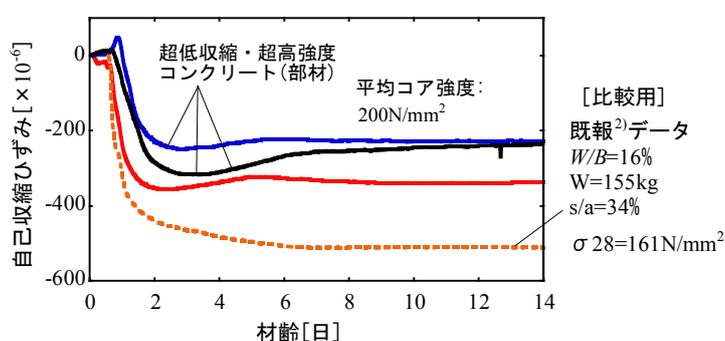
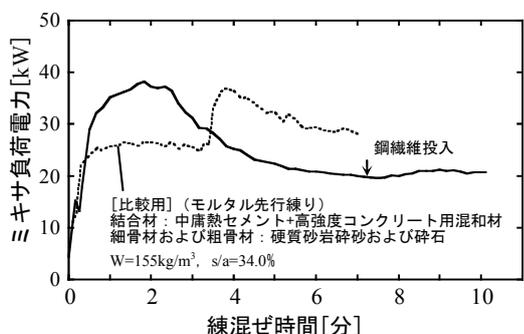


図-2 過去に検討された超高強度コンクリートとの違い (W/B=16%での比較)

Study on Manufacturing and Quality of Ultra-Low Shrinkage and Ultra-High Strength Concrete Using Actual Full- Scale Mixer

TAKU MATSUDA KOICHI HASUO RYUICHIRO MINE

Key Words : Ultra-high-Strength Concrete, Ferro-nickel Slag Fine Aggregate, Autogenous Shrinkage, Mixer Load

水上太陽光フロートシステムに作用する風力係数

作田 美知子 岩本 毅 土屋 星

キーワード：水上太陽光フロートシステム，風力係数，風洞実験

研究の目的

水上太陽光発電システムは陸上より高い発電量が期待でき、さらにため池等の水面の活用ができることから市場の成長が期待される。太陽光発電システムを設置する際には、耐風安全性を検討する必要がある。水上に設置される太陽光発電システムにおいても強風時のフロートの浮上りや浮遊等の検討のために、フロートシステムが受ける風力を把握することは重要である。

本研究では図-1 に示す当社が開発した水上設置型の太陽光発電フロートシステムを対象として、太陽

光パネルを含む太陽光フロートシステムが受ける風力について風洞実験により検討を行った。

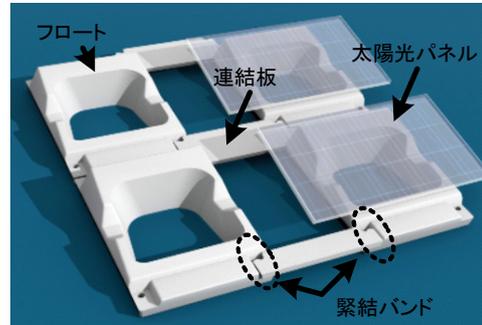


図-1 開発した水上太陽光フロートシステムイメージ

研究の概要

実験では、東西方向 11 個のフロート配列を 1 ユニットと考え、18 ユニートを縮尺 1/25 で模型化した。風圧測定点は 2 ユニットに合計 343 点設け、16 ユニットは風圧測定点を設けずに形状のみを再現した。実験は、単体ユニットと複数ユニットを配列した状況の 2 ケース行った。実験模型を図-2 に示す。実験風向は、風向北を 0° とし、0° ~180° まで 37 風向で測定した。フロートおよびユニット（東西 11 フロート全体）の風力係数は、各軸方向の風力係数 C_{Fx} , C_{Fy} , C_{Fz} として整理した。

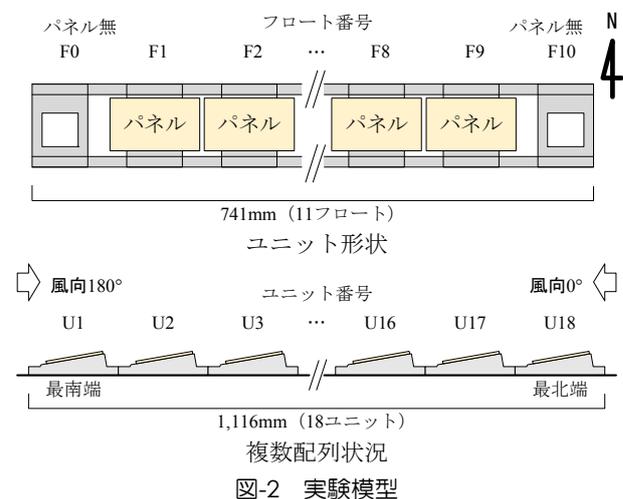


図-2 実験模型

研究の成果

結果の一例として、複数ユニットを配列した場合の Z 方向のユニットの風力係数を図-3 に示す。θ = 0° で最北端のユニット U18 が負のピーク風力係数の最大値約-1.0 をとるが、その他のユニットでは値の差は小さい。

本実験では、耐風安全性の検討に必要なデータとして、パネルの風力係数、各フロートの風力係数およびユニット全体の風力係数を得た。その結果、南北方向に複数フロートを配置する場合には、最南端および最北端に設置されるフロートでは風力係数が大きくなるが、それ以外のフロートではほぼ同様の風力特性を示し、その風力係数は最南端や最北端

に設置されるフロートよりも小さくなることが示された。

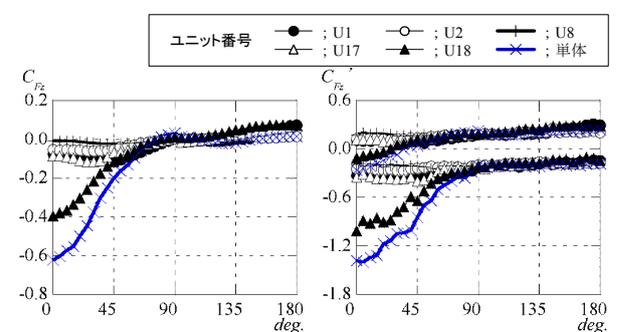


図-3 ユニットの風力係数(複数ユニット配列時)

Wind Force Coefficient acting on Floating Solar Power System

Michiko Sakuta Takeshi Iwamoto Sei Tsuchiya

Key Words : Floating Solar Power System, Wind Force Coefficient, Wind Tunnel Experiment

免震改修建物の改修前後における常時微動計測を用いた動特性評価

Dynamic Characteristics of Seismic Retrofit Building with Base Isolation System before and after Retrofitting using Micro-tremor Measurement

徳武 茂隆 SHIGETAKA TOKUTAKE

白山 貴志 TAKASHI SHIRAYAMA

川島 学 MANABU KAWASHIMA

建築技術部 原田 浩之 HIROYUKI HARADA

本報告は、常時微動計測により免震改修を行った建物の改修前・改修後の振動特性を確認することを目的としている。計測の対象とした建物は、1972年に建てられた地上9階、地下1階のSRC造建物である。建物の1階柱中央に免震装置を設置し、上下階の大梁間にオイルダンパーを併用した免震改修建物である。常時微動計測は、水平、ねじれ、ロッキングについて行い、スペクトル解析を行った。解析の結果、改修後の固有周期は改修前の固有周期に比較して15～30%の伸びが観測された。また、改修後の上部構造の応答の低減や、ねじれ振動の低減なども確認でき、免震改修による効果の一端が確認できた。

キーワード：耐震改修，免震構造，常時微動計測，FFT解析，固有周期

This report describes to confirm dynamic characteristics of the building before and after seismic retrofitting with base isolation system using micro tremor records. The observed building was built in 1972 which has nine-storey and a basement with steel and reinforced concrete structure. The building has isolators in the center of the each column at ground floor, and has oil dampers between ground and first floor. The measurement is implemented for every case, Horizontal, Vertical, Torsional and Rocking. The records were analyzed with FFT and ensemble averaged. As a result, it is confirmed that natural period of the building after seismic retrofitting is increased by 15～30% comparing with the before, and seismic retrofitting with base isolation system reduce upper structural response and torsional vibration response.

Key Words: Seismic Retrofit, Base Isolation, Micro Tremor Record, FFT Analysis, Natural Period

1. はじめに

筆者らは、新築の超高層RC造建築物や免震RC造建築物を対象として、竣工直後の構造性能の把握を目的として常時微動測定を実施してきた^{1),2)}。計測を始めた2008年以降、これまでに10棟を超える建物で計測を行い、そのデータの集積は現在も続けられている。

一方で近年、耐震補強において免震や制振を用いた耐震改修が増えつつあり、当社においても2010年以降、免震を用いた耐震補強の設計及び施工の案件がともに4件（うち設計のみ及び施工のみが1件ずつ）と増えてきている。特に官公庁における耐震補強では、大地震後に建物の機能を維持し、震災後に対策本部などの機能を即座に機能させるよう、免震構法を採用した改修が増えてきている。そこで筆者らは、これらの免震を用いた耐震補

強案件で、超高層建物で採用してきた常時微動測定を用いて、改修前および改修後の建物の振動特性の変化をとらえることを目的に計測を始めている。

本報では、その1つである都内に位置する事務所ビルにおける常時微動測定の分析結果を報告する。

2. 計測対象の建物概要

(1) 既存建物概要

既存建物は東京都中央区にある非常に狭隘な土地に建てられた事務所ビルで、1972年（昭和47年）竣工の他社の施工により建設された、いわゆる旧耐震の建物である。

建物規模は地上9階建てで、1～5階がSRC造、6～9階及び地下階がRC造の建物である。短辺方向は純ラ

ラーメン構造，長辺方向は耐震壁付ラーメン構造で，地下階は4周を壁に囲まれている。長辺方向については9階においてセットバックがある。建物の外観を図-1に，表-1に既存建物の概要を示す。



図-1 既存建物外観写真（中央白い建物）

表-1 建物概要一覧

所在地	東京都中央区
建築年月	1972年6月（昭和47年6月）
建物用途	事務所
建物規模	地上9階，地下1階，塔屋なし
延べ面積	約2,100 m ²
建物高さ	30.95 m
構造種別	SRC造，非充腹形鉄骨（1階～6階梁） RC造（6階柱～R階及び地下）
構造形式	桁行方向 耐震壁付ラーメン構造 梁間方向 ラーメン構造
基礎構造	場所打ちコンクリート杭 （支持層 GL-24 m付近，砂礫層）

既存建物に対して行われた耐震診断では，耐震診断判定指標 I_s の最低値が短辺方向0.367，長辺方向0.712， C_{TUD} の最低値は長辺方向0.59，短辺方向0.29であり，壁量の多い長辺方向は I_s 値が基準となる指標（ $I_s \geq 0.6$ ）を満足しているものの，短辺方向ではほぼすべての階で耐震強度が不足し，耐震改修が必要とされた。

（2）耐震補強設計の概要

先に示したとおり，既存建物は地下階を有する建物であり，さらに建物外壁面と敷地境界との距離は約50cm程度と非常に小さく，建物周囲に免震クリアランスを十分に確保できない。そのため，地震時の免震層の変形を抑えつつ免震の機能を発揮するように，免震層にダンパーを併用したレトロフィット構法を採用して耐震改修を

行っている。具体的には，剛強な地下をそのまま利用し，建物1階の柱中央に免震装置を設置して2階から上階の地震力を低減し，地震力を減らすことにより，下部構造への負荷も減らす改修計画とした。設計では，極めて稀に発生する地震動入力に対して免震層（1階）の最大変形量を30cm以下と設定している。

本建物の免震装置より上部の短辺方向アスペクト比は3.0程度であることから，建物の転倒を抑えて免震装置にかかる引抜力を最小限とするために，免震機能をより向上させて上部建物にかかる地震力と転倒モーメントの低減を図る必要があった。そのため，耐震改修に主眼をおき，免震層の風に対するトリガー機能を外し，免震及び復元機能に天然ゴム系積層ゴム免震装置を，減衰機能にオイルダンパーを採用して，免震性能の向上を計ることとした。なお，天然ゴム系積層ゴムの採用は上述の免震機能の確保とともに，既存躯体への付加応力が小さくなるように配慮している。

図-2に既存建物の基準階平面図を，図-3に既存建物の断面図を，図-4に改修建物の免震装置及び減衰装置配置図を示す。また，設計における改修前建物と改修後建物の固有周期一覧を表-2，3に示す。なお，改修後における固有周期の積層ゴム剛性は天然ゴム系積層ゴムを採用しているため，歪みレベルに依らず一定となる。

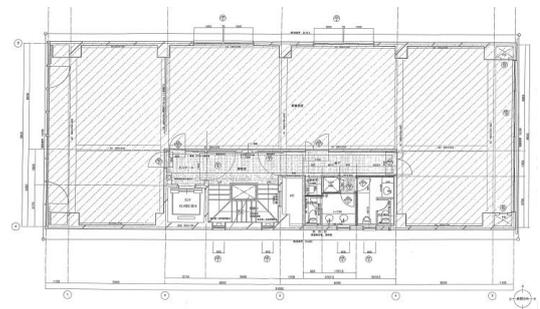


図-2 既存建物基準階平面図

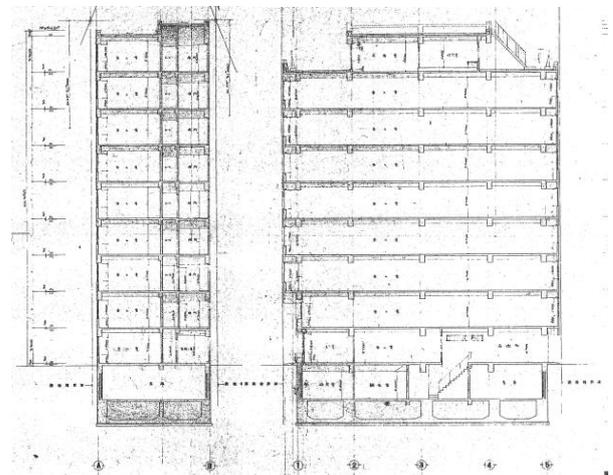


図-3 既存建物断面図

凡例	符号	装置呼び名	基数	備考
	NR1500	NR1-50004, 0-74, 0-128	4	環層ゴム支床
	NR1600	NR1-60003, 5-76, 0-192	4	環層ゴム支床
	NR1700	NR1-70003, 5-76, 0-192	2	環層ゴム支床
	QLB133	QLB133 (十字型)	1	連動転がり支床
	DP	DS3100700-E-1	4	オイルダンパ

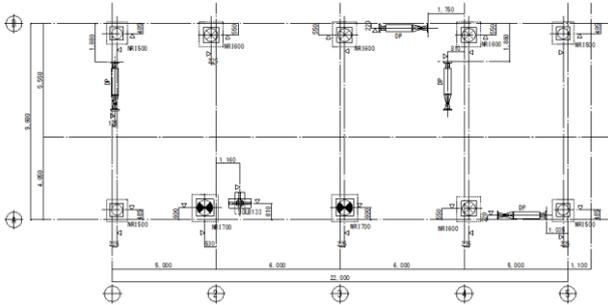


図-4 免震装置及び減衰装置配置図

表-2 改修前建物の設計固有周期一覧 (sec (Hz))

モード	短辺方向 (X方向)	長辺方向 (Y方向)
1次	0.675 (1.482)	0.216 (4.634)
2次	0.273 (3.666)	0.083 (12.08)
3次	0.176 (5.678)	0.052 (19.29)

※ () 内は振動数を示す。

表-3 改修後建物の設計固有周期一覧 (sec (Hz))

モード	短辺方向 (X方向)	長辺方向 (Y方向)
1次	3.757 (0.266)	3.719 (0.269)
2次	0.417 (2.400)	0.136 (7.370)
3次	0.224 (4.464)	0.068 (14.75)

※ () 内は振動数を示す。

なお、本建物の改修計画については、耐震改修促進法に基づく耐震改修計画の認定に際して、一般財団法人日本建築センターの「耐震診断評定委員会」の技術審査を経て評定書を受領している（評定番号：BCJ-耐震診断-126）。

3. 常時微動計測の概要

常時微動測定は、耐震改修工事の「改修前」と「改修後」にそれぞれ行った。改修前は2013年9月6日の改修設計前の現地調査時に、改修後は2016年1月16日の改修工事完了後に行った。

改修前、改修後どちらの測定も株式会社東京測振社の携帯用振動計SPC-51A（サーボ型加速度計）により行い、測定周波数は0.2～70Hz、測定レンジは150μ～10cm/sとしている。サンプリング周波数は100Hzであり、計測時間は1回の測定について30分を基準とした。

計測は、短辺及び長辺方向の水平2方向と上下方向、

さらに建物のねじれ及びロッキングについて調べるための計測を7ケースに分けて行った。ピックアップの配置位置は、改修前の水平及び上下については6chを使用し、9, 2, 1, B1階の建物中心位置に近いところとした。また、ねじれ及びロッキングについては9, 1, B1階において短辺及び長辺方向に腕を伸ばした形で、可能な限り建物平面の端部にて計測を行った。なお、改修後については免震層のねじれ及びロッキングの影響を確認するために、チャンネル数を増やして8chを使用し、2階での計測を追加している。図-5にピックアップの配置位置の概念図を示す。

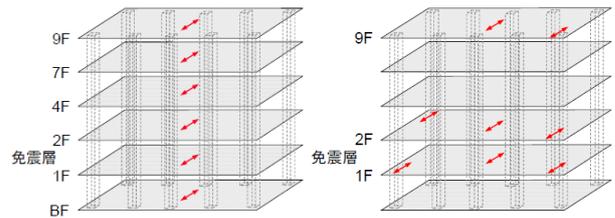


図-5 ピックアップの配置図と方向

（水平方向計測の配置例） （ねじれ計測の配置例）

なお、本報では水平及び上下動、ねじれに関する計測結果について報告する。ロッキングに関する計測結果については別途報告予定である。

4. スペクトル解析による分析

測定したデータの分析は、周波数応答関数にて建物の振動特性を確認することとする。周波数応答関数の推定は下式により評価する³⁾。

$$H_R(\omega) = \frac{S_{XY}(\omega)}{|S_{XY}(\omega)|} \sqrt{\frac{S_{YY}(\omega)}{S_{XX}(\omega)}} \quad (1)$$

ここに、 $S_{XX}(\omega)$ は入力のパワースペクトル、 $S_{YY}(\omega)$ は出力のパワースペクトル、 $S_{XY}(\omega)$ は入出力のパワースペクトルを示している。式(1)による周波数応答関数の推定を20秒ごとに分割した記録のアンサンブル平均により推定している。

(1) 水平及び上下方向に対する計測結果

水平及び上下動の9階と1階との周波数応答関数を改修前後について並べて図-8～13に示す。なお、計測結果の一例として短辺方向のスペクトルとそのアンサンブル平均を図-6, 7に示す。また、これらの周波数応答関数から読み取った固有周期の一覧を表-4に示す。

この結果より、改修前に比較して改修後はすべての方向

で15~20%程度免震化により固有周期が伸びていることが分かる。改修前の設計解析モデルの固有周期と計測結果との比較を見ると、計測の方が若干周期の伸びた結果が観測されている。これは、設計モデルによる固有値は

と、計測の方が若干周期の伸びた結果が観測されている。これは、設計モデルによる固有値は

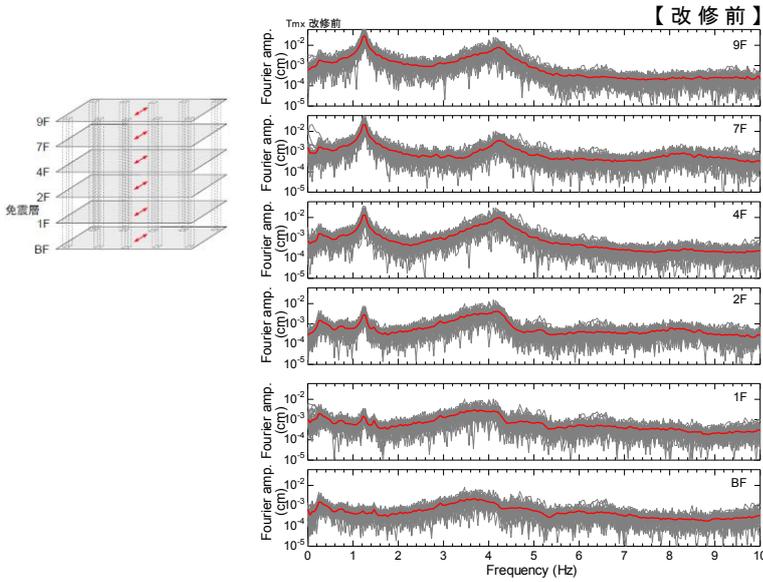


図-6 アンサンブル平均の結果（短辺方向）

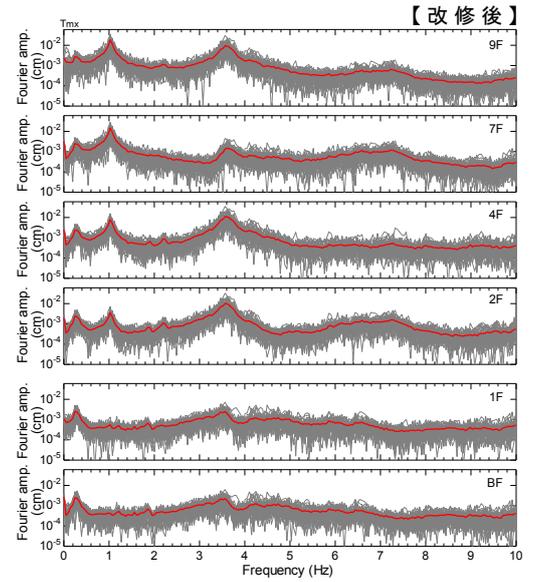


図-7 アンサンブル平均の結果（短辺方向）

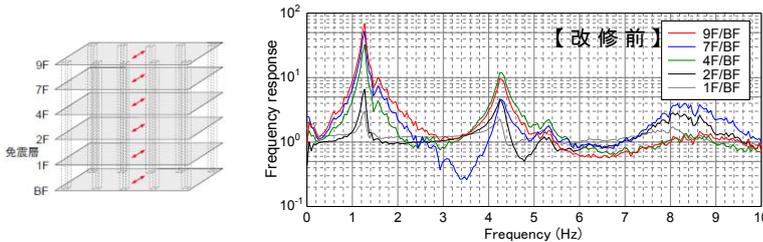


図-8 周波数応答関数（短辺方向）

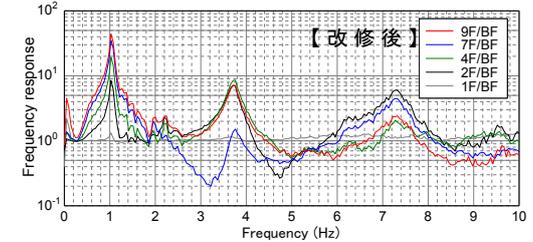


図-9 周波数応答関数（短辺方向）

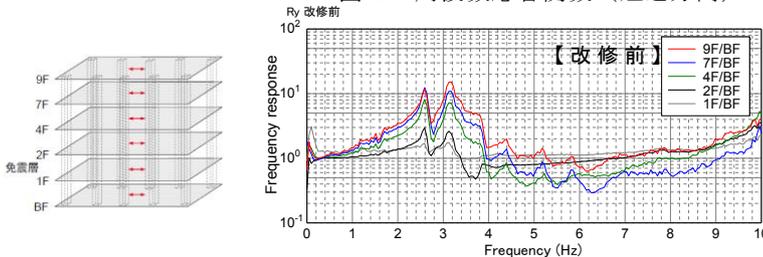


図-10 周波数応答関数（長辺方向）

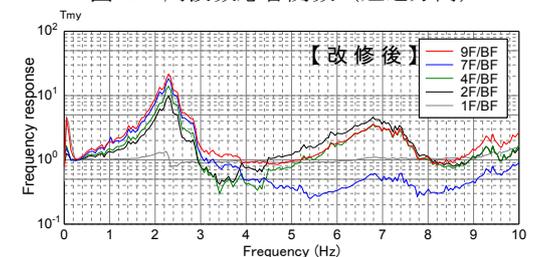


図-11 周波数応答関数（長辺方向）

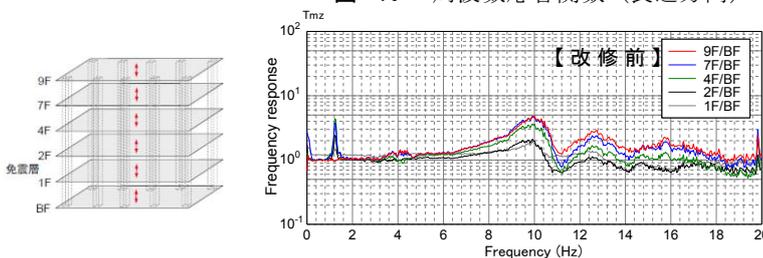


図-12 周波数応答関数（上下方向）

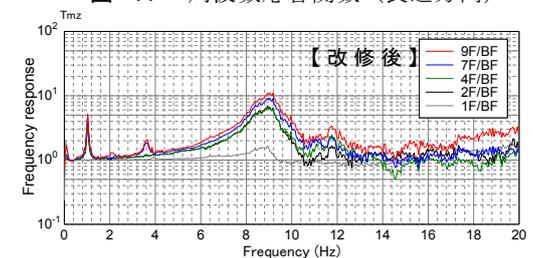


図-13 周波数応答関数（上下方向）

表-4 常時微動計測より確認された固有周期一覧 (sec (Hz))

モード	改修前			改修後		
	短辺方向 (X方向)	長辺方向 (Y方向)	上下方向 (Z方向)	短辺方向 (X方向)	長辺方向 (Y方向)	上下方向 (Z方向)
1次	0.787 (1.27)	0.317 (3.15)	0.100 (9.98)	0.980 (1.02)	0.437 (2.29)	0.111 (8.97)
2次	0.234 (4.27)	— (—)	— (—)	0.267 (3.74)	0.147 (6.79)	— (—)
3次	0.120 (8.30)	— (—)	— (—)	0.137 (7.28)	— (—)	— (—)

※ () 内は振動数を示す。

初期の弾性剛性による固有値解析結果であり、実際に計測した建物は竣工後に何度か中小地震による揺れを経験しているため、軽微なクラックの発生やなじみなどにより若干周期が伸びているものと思われる。改修後の固有周期については、表-3に示した改修建物の設計固有周期と比較して非常に短周期の値となっている。これは、本計測が常時微動計測であるため、積層ゴム免震装置及びオイルダンパーの微小振幅領域でのバネ性による影響であると考えられる。

また、どの方向の計測結果においても、改修前の周波数応答関数では2階から9階にかけて徐々に増幅が大きくなってきているのに対して、改修後の周波数応答関数では2階から9階にかけて徐々に増幅していく様子は見られない。これは、建物の免震化による効果が確認できている点であり、免震階における応答の増幅により上階での増幅が抑えられていることを示している。

なお、改修前Y方向の周波数応答関数において、最初のピークが2.57Hz付近に確認できるが、これは次に述べるねじれの固有周期が表れているものと考えられる。

(2) ねじれに対する計測結果

ねじれに対する計測は建物端部にて水平動を図り、端部の計測器設置位置の距離から下式により平面のねじれ回転角を算出した。

$$\theta = \frac{V_{X1}-V_{X2}}{L_Y} = \frac{V_{Y1}-V_{Y2}}{L_X} \quad (2)$$

ねじれに関する9階と1階との周波数応答関数を改修前後について並べて図14～17に示す。また、これらの周波数応答関数から読み取った固有周期の一覧を表-5に示す。なお、改修後については免震階の直上階である2階と1階との周波数応答関数も併記する。

この結果より、ねじれの固有周期についても改修前に比較して改修後は20～30%程度の周期の伸びが観測されており、改修前・改修後それぞれの計測方向毎のピーク位置には大きな差異がないため、各階平面が剛床により回転していることが分かる。

また、改修前に比較して、改修後の応答倍率は特に1次周期周辺では比較的小さい値となっており、免震改修により免震階よりも上階におけるねじれの増幅が抑えられていることが分かる。

なお、改修前のねじれの固有周期が2.6～2.7Hzであることから、先に示した水平動の長辺方向における最初のピークがねじれによる固有周期であると確認できる。

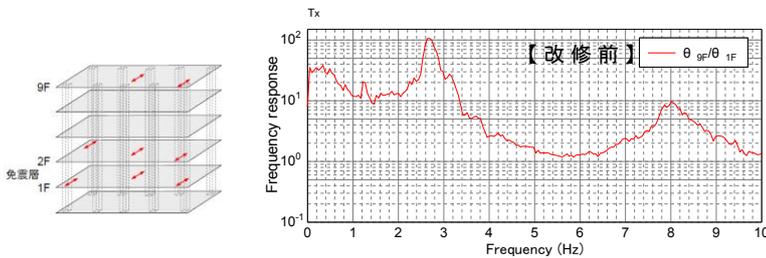


図-14 周波数応答関数 (ねじれ)

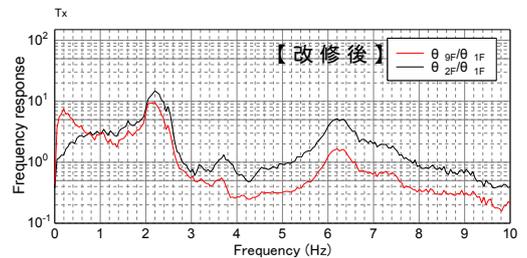


図-15 周波数応答関数 (ねじれ)

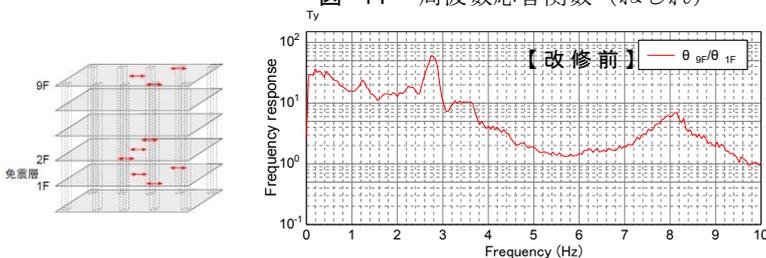


図-16 周波数応答関数 (ねじれ)

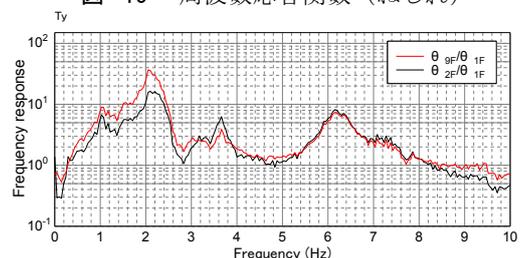


図-17 周波数応答関数 (ねじれ)

表-5 改修前の設計固有周期一覧 (sec(Hz))

モード	改修前		改修後	
	ねじれ (短辺方向計測)	ねじれ (長辺方向計測)	ねじれ (短辺方向計測)	ねじれ (長辺方向計測)
1次	0.376 (2.66)	0.366 (2.73)	0.459 (2.18)	0.478 (2.09)
2次	0.125 (8.01)	0.123 (8.12)	0.161 (6.20)	0.162 (6.16)

※ () 内は振動数を示す。

5. まとめ

免震を用いた耐震改修が行われた9階建て鉄骨鉄筋コンクリート造建物を対象に、耐震改修による振動特性の変化を確認する目的で、改修前・改修後において常時微動測定を行い、以下に示すことが分かった。

- ①改修前・改修後の常時微動計測の結果より、改修後には建物固有周期が15～20%程度伸びていることが確認でき、微小振幅における計測結果ではあるものの、耐震改修前後の振動特性の変化を捉えることにより免震改修の効果を確認できた。
- ②2階から9階にかけての応答倍率をみると、改修前には徐々に振幅の増幅が見られたが、改修後は免震階である1階より上階においては、1階に対してほぼ一定の増幅であった。このことから免震改修の効果を確認できている。
- ③ねじれ振動に関しても水平動と同様に、改修前に比較して改修後は20～30%程度の周期の伸びが観測された。
- ④ねじれ振動については、改修前よりも改修後の方が応答倍率が小さく、免震改修によりねじれの振動に対する増幅が小さくなっていると考えられる。

以上より、常時微動計測により免震を用いた耐震改修の改修効果は、微小振幅のレベルでも十分に確認できることが分かった。また、今後も更なるデータの蓄積により、免震改修建物の構造設計に資する基礎的なデータとして、十分に活用できるデータになると考えられる。

なお、本報告は計測結果の水平動やねじれ振動等、一部についての検討報告であり、今後ロッキング等の振動特性の把握や、設計解析モデルへの既存建物の振動特性のフィードバック等について検討を行っていく予定である。

謝辞：本建物の改修前・改修後の計測に当たり、株式会社ランドビジネス様にご理解とご協力いただきました。また、改修後の計測においては当社作業所にご協力いただきました。ここに記してお礼申し上げます。

参考文献

- 1) 平田裕一, 小田稔, 川島学; 常時微動測定に基づく超高層RC造建物の動特性評価(その1)(その2), 日本建築学会学術講演梗概集B-II, pp.724-727,2009.8
- 2) 平田裕一, 鈴木亨, 小田稔, 徳武茂隆, 川島学; 常時微動測定に基づく超高層RC造建物の動特性評価(その3), 日本建築学会学術講演梗概集B-II,

pp.1007-1008,2010.9

- 3) 理論地震動研究会編; 地震動—その合成と波形処理—, 鹿島出版会, 1994

福島第一原発炉内構造物解体に向けた AWJ 切断工法の 適用可能性検討

— 溶融燃料デブリ模擬材の切断可能性および切断状況判定 —

Applicability of AWJ Technique for Dismantling Reactor of the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station

- Cutting Test of Imitation of Fuel Debris and Optimization of the Cutting Condition -

丸山 信一郎 SHIN-ICHIRO MARUYAMA
綿谷 聡 SATOSHI WATATANI

福島第一原子力発電所（以下、1F と称す）の炉内構造物は、スリーマイル島原子力発電所 2 号機の知見から溶融燃料と混在した複雑狭隘な状態となっていると想定される。このような想定から、炉内構造物を安全かつ合理的に切断解体する方法として、アブレイシブウォータージェット（以下、AWJ と称す）切断工法を候補に適用可能性の検討を行った。検討にあたり、AWJ 切断工法が保有している課題（溶融燃料デブリ模擬材切断、切断可否判定）について試験を実施した。結果、AWJ 切断工法が 1F の炉内構造物の解体方法の候補と成り得ることを確認した。

キーワード：福島第一原子力発電所、炉内構造物解体、溶融燃料デブリ、アブレイシブウォータージェット

Based on findings during recovery works that followed the accident at Three Mile Island Station 2, it is assumed that the reactor internals at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station (1F) have complex geometries intermixed with melted fuel and confined in limited spaces.

Accordingly, abrasive water jet (AWJ) cutting method is considered to be a promising technique that can be safely and reasonably used for cutting and removing reactor internals. The authors conducted tests to examine the possibility of application and to solve the problems of this technique. In the tests imitation of fuel debris and optimization of the cutting condition is used. The test result made the measures for some of the associated issues clear, and demonstrated that AWJ cutting method is assumed as one of the promising techniques for removing reactor internals.

Key Words: Fukushima Daiichi Nuclear Power Station, Dismantling reactor internals, Fuel Debris, Abrasive Water Jet

1. はじめに

福島第一原子力発電所（以下、1F と称す）4 号機の使用済み燃料プールからの燃料取出しが 2013 年 11 月より開始されたことで、「東京電力（株）福島第一原子力発電所 1～4 号機の廃止措置等に向けた中長期ロードマップ」は次なるフェーズ（第 2 期）に移行した。第 2 期のゴールは、2020 年以降に、1F の 1 号機から 3 号機の原子炉格納容器と原子炉圧力容器の内部に存在する燃料デブリの取出しを開始することであり、必要な現場作業や関連研究開発の迅速な遂行が求められている。米スリー

マイル島 2 号機（以下、TMI-2 と称す）事故対応での経験に基づき、現在、原子炉格納容器を冠水させて水による遮蔽効果を利用する、いわゆる、冠水工法の実施が検討されている（図 -1）¹⁾。

また、原子炉建屋内の炉内構造物は、TMI-2 の事故対応の知見から、原型を留めておらず、溶融燃料と混在した複雑狭隘な状態になっていると想定される²⁾。このような状況から、炉内構造物を安全かつ合理的に切断撤去するには、構造物の状況に応じて柔軟に切断工法を選定する必要がある。上記を満たす切断工法として、アブレイシブウォータージェット（以下、AWJ と称す）切断工

法があげられている。

本報では、AWJ切断工法を用いて炉内構造物を解体する際に想定される課題について試験を実施し、得られた成果について述べる。

なお、本成果は、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構と実施した1Fの原子炉解体検討のための委託試験（溶融燃料デブリ模擬材を用いた切断試験）と共同研究試験（ヘッド切断反力計測試験，切断音計測試験）によるものである。

2. AWJ切断工法の特徴および課題

原子炉廃止措置研究開発センター「ふげん」では、原子炉解体に向けて、熱的および機械的切断工法の切断試験が実施されており、機械的切断工法の1つであるAWJ切断工法についても研究開発が進められている。当該工法については、内径φ95mmの圧力管に挿入可能な小型カッティングヘッドを用いた水中での二重管の切断実証やの板厚150mm以上のステンレス鋼の切断実証等が成果として確認されている³⁾。

これらの成果より、AWJ切断工法は、小型ヘッドを用いることができる点で狭隘な空間での切断を他の工法よりも有利に進められる可能性がある。また、150mm以上の厚みのある炉内構造物を切断できる点で、溶融燃料と混在した硬質部材の切断に対して適用の可能性がある。

しかしながら、AWJ切断工法を1F解体へ技術適用するにあたり、切断性能、装置の設置位置による操作性、および切断診断の点で課題がある。まず、切断性能については、材料が混在した部材に対する切断可否は未確認で、切断の実証の必要がある。次に、装置の設置位置による操作性については、压力容器の上部から燃料デブリにアクセスする場合を想定すると、切断装置のシャフトが長くなる可能性があり、切断時ヘッドに作用する力を把握しておくことが必要である。また、切断診断については、切断後水の濁りが発生するため目視に代わる間接的な切断判定法が必要とされる。

以上のことから、AWJ切断工法の有効性を確認するため、模擬デブリを用いた切断試験（性能）、切断時ヘッドに作用する力計測試験（装置）、および切断音計測試験（切断診断）を実施することとした。

3. 溶融燃料デブリ模擬材を用いた切断試験

(1) 目的

本試験では、1Fの炉内を想定し、燃料被覆管材料であるジルコニウム合金(Zry2)と主な炉内構造物材料であるステンレス鋼(SUS304)の溶融再凝固を模擬した試験体を用いた切断試験により、一般鋼材とは異なる物性を持つ材料の切断データを取得することを目的とした。

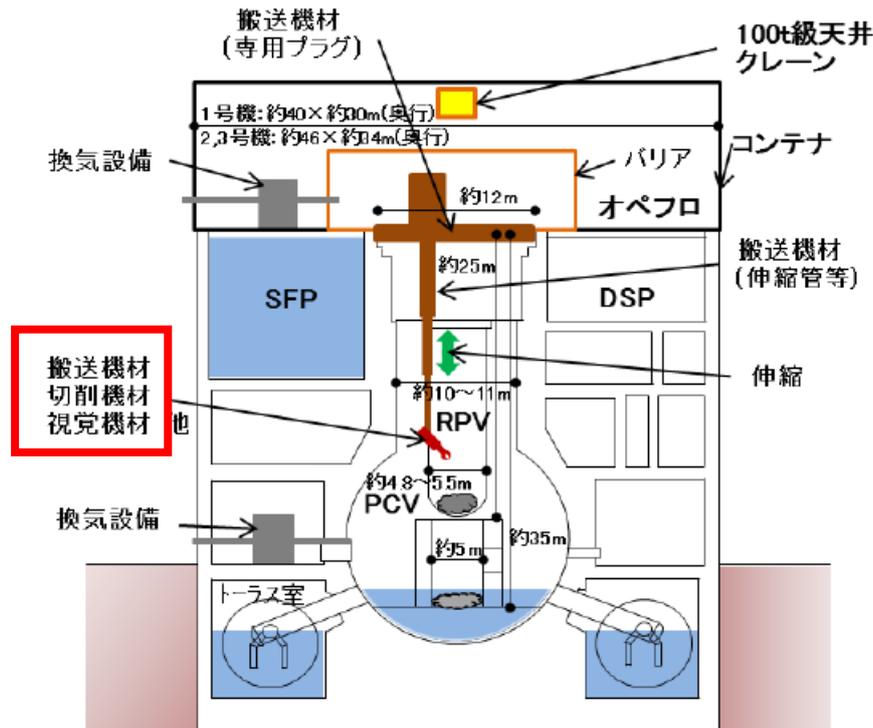


図-1 1F 原子炉建屋内の構造

(2) 試験方法

本試験では、熔融燃料デブリ模擬材として、ジルコニウム合金 (Zry2) とステンレス鋼 (SUS304) の熔融再凝固試験体 (Zry2 : SUS304=5 % : 95%) を用いて、表-1に示す切断条件により切断を実施した。模擬材の形状と寸法について図-2に示す。試験体のジェット方向の寸法は、圧力容器の厚さ150~200mmを模擬した。

表-1 切断条件

ヘッド種類	小型
切断雰囲気	水中
ポンプ圧力 (MPa)	230
研掃材供給量 (kg/min)	1.0
切断方向	上から下
切断速度 (mm/min)	5
スタンドオフ距離 (mm)	10
試験体	形状：矢型 寸法：150 mm -200 mm

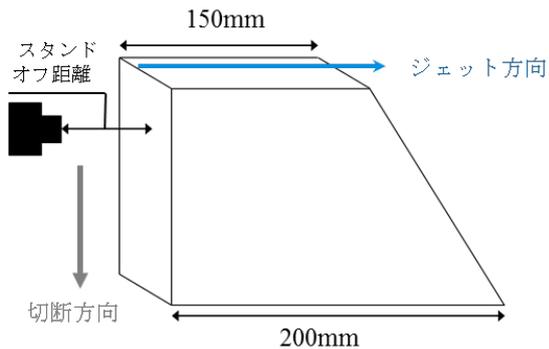


図-2 模擬材の形状と寸法

(3) 結果

AWJにて圧力容器の厚さ相当の150~200mmの熔融燃料デブリ模擬材を切断することができた。切断状況を写真-1に示す。

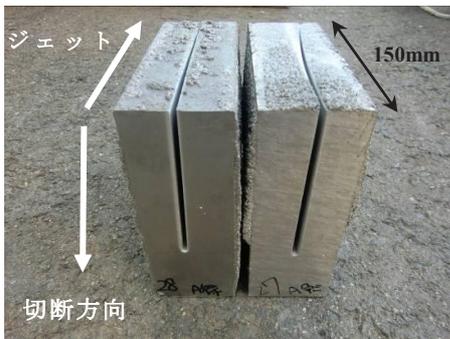


写真-1 模擬デブリ切断状況

4. 切断時ヘッドに作用する力計測試験

(1) 目的

F1 の炉内の構造より炉内構造物の解体では、圧力容器の上部から燃料デブリにアクセスすることが想定され切断装置のシャフトが長くなる可能性があり、切断時のAWJ噴射によりヘッドに作用する力が切断に影響を与えることが懸念される。そのため、この試験でヘッドに作用する力を把握することを目的とした。

(2) 方法

本試験では、表-2に示す仕様の歪ゲージをヘッドシャフトに取り付け、切断時のジェットによる歪データを取得し、ヘッドに作用する力を算出した。試験体切断条件を表-3に示す。

算出手順は、以下とした。

- ①歪ゲージをヘッドシャフトの表裏に2枚ずつ設置し4アクティブゲージ法より歪データを取得した。

(図-3)

- ②歪データの校正は、ヘッドシャフトに荷重をかけ、ロードセルを用いて、歪と荷重の関係(図-4)を求めた。校正を最小二乗法により行い、 $\mu = 0.9N$ とした。(写真-2, 図-4)

- ③歪ゲージより得たデータとロードセルにより求めた荷重の関係よりヘッドに作用する力を算出した。

表-2 歪ゲージの仕様

形式	WFLA-6-11-5LT
長さ (mm)	6
ゲージ率 (%)	2.10±1
抵抗値 (Ω)	120±0.5
温度補正值 (/ °C)	11×10 ⁻⁶
感度 (%)	-0.1

表-3 試験体切断条件

ヘッド種類	小型
切断雰囲気	水中, 気中
ポンプ圧力 (MPa)	230
研掃材供給量 (kg/min)	1.0
切断速度 (mm/min)	10 ~ 15

(3) 結果

表-3の切断条件における本装置での切断時のAWJ噴射によりヘッドに作用する力は、歪と荷重の関係より算出し、約 180N であることを確認した。力の大きさとして切断に影響を及ぼさない程度の数値であった。

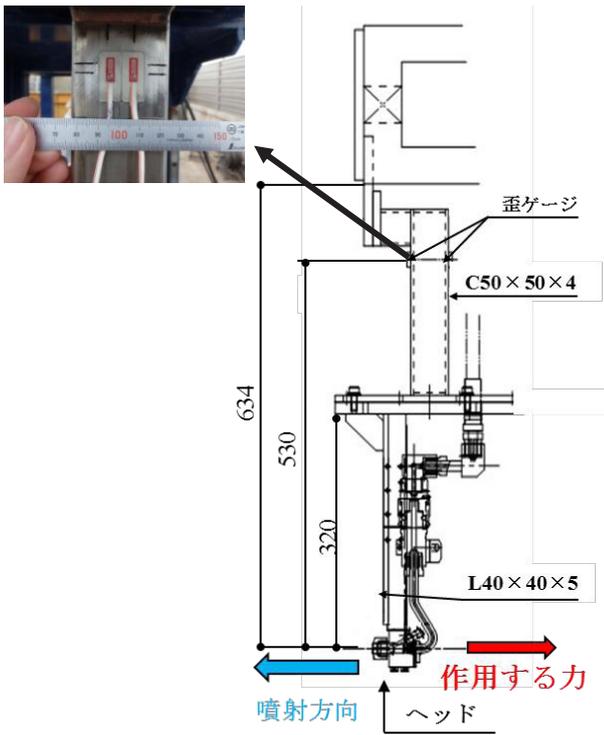


図-3 ヘッドシャフトへの歪ゲージ設置状況



写真-2 ロードセルを用いた荷重確認

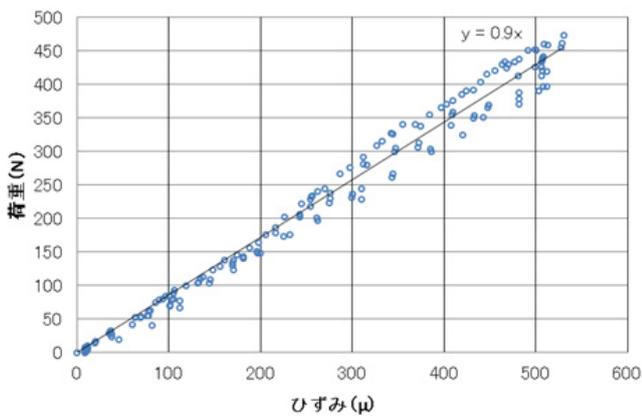


図-4 歪と荷重の関係

5. 切断音計測試験

(1) 目的

1Fの燃料デブリや炉内構造物の取出し作業は、高線量下のため、カメラ等の機器を用いた目視による切断状況の監視が困難な場合が想定される。そのため、目視による切断状況の監視の代替え方法として、切断音の音圧レベル変化による切断状況の監視の可能性について、水中および気中に設置したマイクを用いた切断音計測試験より確認することとした。

(2) 方法

図-5に示すように、切断装置の外に水中および気中にマイクを設置し、切断時の音圧レベルを計測した。計測では、部材の貫通時と非貫通時の状況を確認しやすくするため、板厚が階段状に変化するステンレス鋼板（1段目：板厚170mm、2段目板厚180mm）を切断速度10mm/minで、7.5分間実施し、切断部材の貫通時と非貫通時の周波数帯域毎の音圧レベルの経時変化データを図-6に示す音圧レベルの計測システム⁴⁾より取得した。

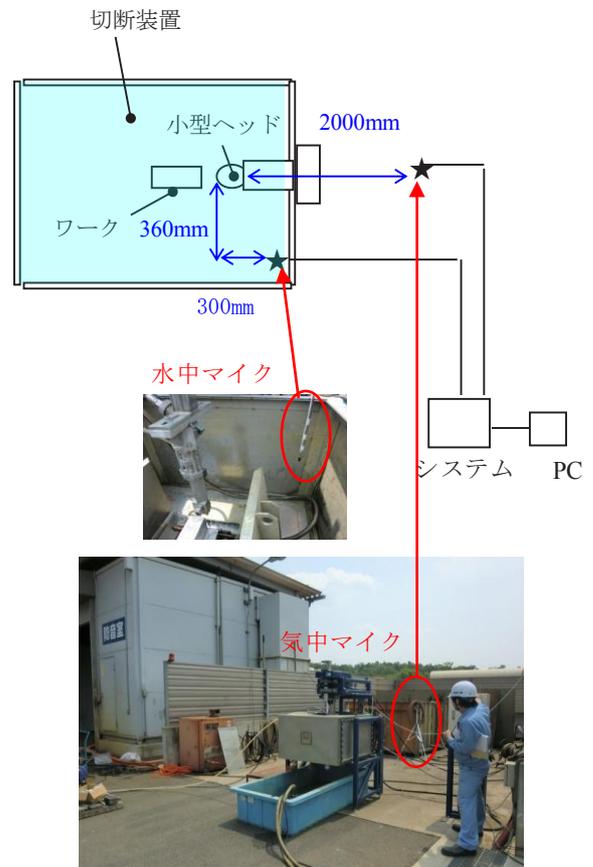


図-5 水中、気中マイク設置概要

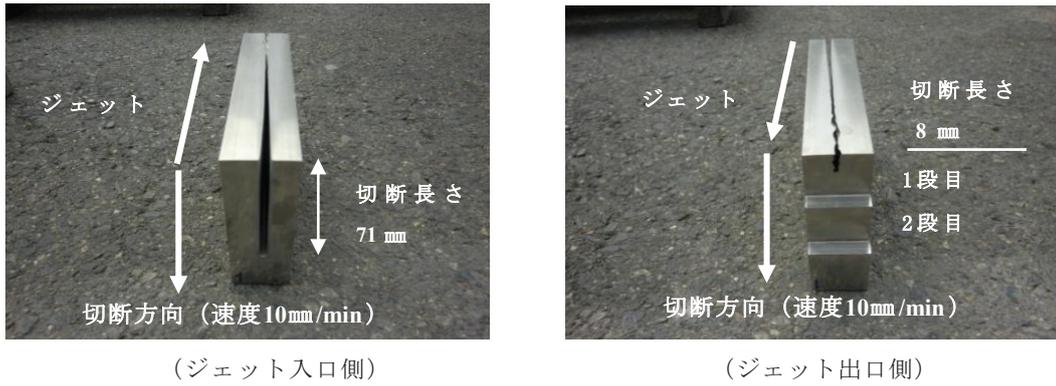


写真-3 切断状況 (ステンレス鋼板)

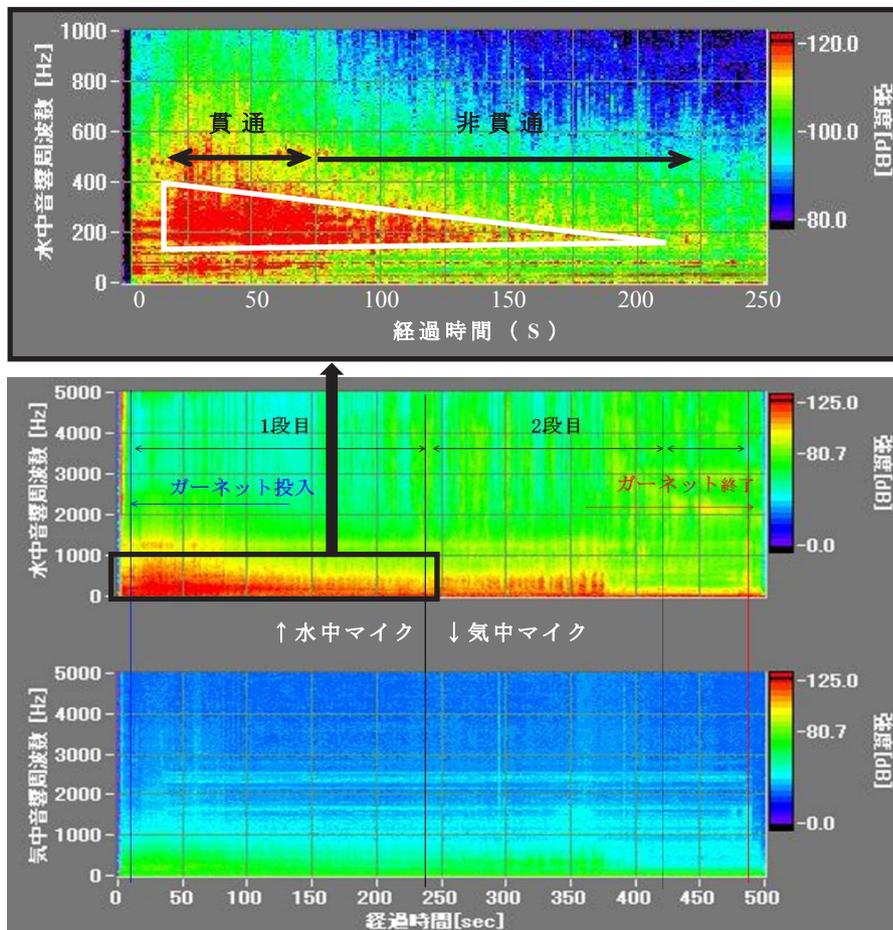


図-7 周波数帯域毎の音圧レベルの経時変化 (ステンレス鋼板)

(3) 結果

部材の切断状況を写真-3に、切断時の水中音の周波数帯域における音圧レベルの経時変化を図-7に示す。

切断長は、ジェット入口側71mm、出口側8mmで切断開始1分間程度は、貫通状態であったが、徐々に切断遅れが発生し非貫通状態へ移行した。水中音は、貫通状態から非貫通状態へ移行していく時に200～400Hzの帯域にて音のレベルが徐々に弱まる傾向を示した。しかし、気中音から、顕著な音のレベルの変化を確認することはできなかった。

6. 結論

本試験の成果と今後検討すべき課題について、以下にまとめる。

① 溶融燃料デブリ模擬材を用いた切断試験

AWJ切断工法にて圧力容器の厚さ相当150～200mmの溶融燃料デブリ模擬材を切断することができた。

AWJ切断工法は、溶融燃料と混在した硬質部材の切断に対して適用の可能性があると考えられる。

② 切断時ヘッドに作用する力計測試験

切断時のAWJ噴射によるヘッドに作用する力は約180Nであった。この値は、切断に影響を及ぼさない程度の小規模な値であることを確認した。

③ 切断音計測試験

切断時の状況を、気中では顕著な音の変化を捉えることはできなかったが、水中では音圧のレベル変化として捉えることができた。今後詳細なデータの取得は必要となるが、水中マイクを用いて切断状況判断は可能性であると考えられる。

以上のことから、AWJ切断工法は、1Fの炉内構造物の解体の候補技術の1つと成り得る可能性がある。しかしながら、1Fの炉内構造物の解体においては、まだ不確定要素も多く、構造物の状況に応じた柔軟な切断工法を選定する必要があるため、今後、AWJ切断工法だけでなく、他の複数の切断工法と組み合わせることによる複合的な切断工法のシステム化検討が必要となると考えている。

謝辞：本研究で対象とした1F炉内構造物撤去技術の検討評価に関して、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 バックエンド研究開発部門 原子炉廃止措置研究開発センター 技術開発部 佐野一哉技術主幹、技術開発課 中村保之主査にご指導、ご助言を賜りました。ここに記して深謝の意を表します。

参考文献：

- 1) 廃炉・汚染水対策事業事務局：平成25年度補正予算「廃炉・汚染水対策事業費補助金（燃料デブリ取出し代替工法の概念検討と要素技術の実現可能性検討）」に係る補助事業者公募要領，2014.2
- 2) 中村保之，手塚将志，岩井紘基，佐野一哉：福島第一原子力発電所 炉内構造物解体を想定した熱的及び機械的切断技術による適用性試験（2）アプレシブウォータージェット切断技術による切断試験（基礎データの取得），日本原子力学会2013年秋の年会予稿集，N13，2013.9
- 3) Yasuyuki Nakamura, Kazuya Sano, Yoshitugu Morisita, Shinichiro Maruyama, Shinichi Tezuka, Daisuke Ogane, Yuji Takashima : The Study on AWJ for Predicting Cutting Performance and Monitoring the Cutting Situation in the Water, Journal of Engineer for Gas Turbines and Power, Vol.133, 2011.6
- 4) 丸山信一郎，西尾新一：「ふげん」原子炉本体解体に向けたAWJ技術の適用性検討評価－厚板水中切断性能の把握と音による切断監視試験－，三井住友建設技術開発センター報告No,8, 2010.11

新築集合住宅住戸専有部における気密性能に関する研究

Study on airtight performance of dwelling units in newly built apartment buildings

池原 基博 MOTOHIRO IKEHARA

酒井 英二 EIZI SAKAI

近年、集合住宅等の高气密化が進んだ結果、室内外圧力差を原因とする問題が報告されるようになった。換気計画を行う上では、「ファンの能力」、「建物の気密性能」、「給気口の性能」の3つを把握し、室内外圧力差が許容限度内であるか確認することが重要である。しかし、最近の集合住宅住戸専有部の気密性能の調査事例は少ない。本研究では、新築集合住宅2物件において、住戸専有部の気密性能の測定を行い、C値を求めた。測定した住戸専有部の気密性能は、それぞれ約0.36(cm²/m²)、約0.14~0.20 (cm²/m²)となった。

キーワード：集合住宅、気密性能、相当隙間面積、住戸専有部

In recent years, as the airtight performance of houses increases, some problems arising from indoor-outdoor air pressure difference of dwelling units in apartment buildings occurs. Three important data of ventilation design are “exhausted air volume of air fan”, “air leakage area”, and “air volume of air intakes”. Designers need to make indoor-outdoor air pressure difference appropriate. However, published reports about the airtight performance are few. In this study, airtight performance measurement was carried out to clarify the air leakage of dwelling units in two newly built apartment buildings, and the value of equivalent leakage area per floor area (C-value) was calculated. As a result, C-value of the two apartment buildings are about 0.36 (cm²/m²), and about 0.14 to 0.20 (cm²/m²) respectively.

Key Words: Apartment Buildings, Airtight Performance, Equivalent Leakage Area, Dwelling Unit

1. はじめに

近年、省エネルギーを推進した結果、戸建住宅、集合住宅等の高气密化が進んでいる。その結果、特に集合住宅において、給気、排気または給排気ファンによる室内外圧力差を原因とする問題が報告されるようになった¹⁾。

レンジフードファン稼働時の室内負圧による問題が生じる原因の一つとして、建物の隙間から入ってくる給気量を実態より大きく想定してしまうことが考えられる。その結果、設置した給気口の個数が少なかったり、給気口の大きさが小さかったりした場合、「ファンの能力」との関係で、室内が当初の想定以上の負圧になる。この室内負圧が限度を超えて大きくなると、「玄関扉が重くて開かなくなる」「エアコン稼働時にドレン管内でポコポコ音が発生する」「排水管トラップの封水破封によって排水管内の悪臭が室内側に侵入してくる」等さまざまな問題が発生する可能性がある。

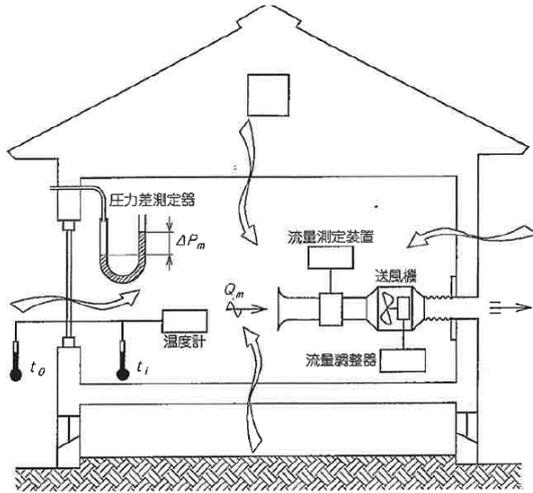
また、負圧による問題が生じないように、必要以上の

個数や大きさの給気口を設置する場合、結果的に給気量が過大になり、外気負荷増加によって空調消費エネルギーが増加する問題がある。

換気計画を行う上では、「ファンの能力」、「建物の気密性能」、「給気口の性能」の3つを把握し、室内外圧力差が許容限度内であるか確認することが重要である。「ファンの能力」および「給気口の性能」に関しては、製造メーカーの実験結果等のデータが入手可能である。しかし、「建物の気密性能」に関しては、近年、調査事例、参考データ等が公表されている例は少ない²⁾³⁾⁴⁾⁵⁾。そこで、今回、新築集合住宅住戸専有部において、気密性能の測定を行い、相当隙間面積を確認したので報告する。

2. 気密性能の測定方法

図-1に JIS 基準「JIS A 2201 : 2003 送風機による住宅等の気密性能試験方法」(以下、JIS A 2201 と記載する。)に示される測定装置の構成例を示す⁶⁾。測定時に



出典 : JIS A 2201 : 2003 (送風機による住宅などの気密性能 試験方法)

図-1 JIS A 2201 に示される測定装置の構成例

は、送風機、流量調整器、流量測定装置、圧力差測定器、温度計を設置する。

開口部・給排気口等は部位ごとに処理の仕方が定められており、基本的には閉じた状態とし、空気の流れを遮断するように処理を行う。部位によってはテープ等で目張りを行う。(以下、開口部の処理、給気口の処理等と記載する。)

送風機を流量調整器によって徐々に回転させ、給気(増圧法)または排気(減圧法)して室内外圧力差を発生させる。今回の測定で用いた減圧法では、室内の空気が送風機を通して室外に流出し、同量の空気が建物の隙間あるいは開口部から流入する。給気口等の開口部を適切に処理する事で、送風機の風量と建物の隙間から出入する空気の量が等しくなるため、送風機の風量を測定することで建物の隙間から出入りする空気の量を求めることができる。

通気量 $Q(\text{m}^3/\text{h})$ と室内外圧力差 $\Delta P(\text{Pa})$ の関係は、式(1)のような通気特性式で表わされる。

$$Q = a \times (\Delta P)^{1/n} \quad (1)$$

ここで、 a は通気率(室内外圧力差が $1(\text{Pa})$ の時の1時間当たりの通気量)、 n は隙間特性値である。

室内外圧力差と送風機の風量の測定データは最低5組取得する。得られた測定データから最小二乗法によって回帰式を作成し、 a および n を算出する。式(2)～式(4)に示すように、室内外圧力差 ΔP が $9.8(\text{Pa})$ の時の通気量 $Q_{9.8}$ および空気の密度 $\rho(\text{kg}/\text{m}^3)$ から総相当隙間面積 $\alpha A(\text{cm}^2)$ を算出し、さらに総相当隙間面積を住戸面積 S

表-1 建物および対象住戸概要

	集合住宅A	集合住宅B
所在地	東京都	東京都
設計施工	当社	当社
建物形状	内部廊下型 タワーマンション	外部廊下型
構造	鉄筋コンクリート構造 (一部鉄骨構造)	鉄筋コンクリート構造 (一部鉄骨構造)
測定階	17階・43階	2階
床面積	70.98m ² 2室 74.75m ² 2室	75.79m ² 2室 104.61m ² 1室 86.05m ² 1室
換気方式	24時間換気：第1種換気 台所換気：第1種換気	24時間換気：第3種換気 台所換気：第3種換気

(m²)で除して、相当隙間面積 $C(\text{cm}^2/\text{m}^2)$ を求める。気密性能は C 値の大小で評価し、 C 値が小さいほど気密性能が高いと判断する。

$$Q_{9.8} = a \times (9.8)^{1/n} \quad (2)$$

$$\alpha A = Q_{9.8} \times 0.627 \times \rho^{0.5} \quad (3)$$

$$C = \alpha A / S \quad (4)$$

測定する上で特に配慮すべき項目としては、「外部風の影響」、「煙突効果の影響」である。詳細は後述する。

3. 気密性能の測定

(1) 建物および対象住戸概要

本研究では、2物件の集合住宅専有部で測定を行った。表-1に測定を実施した建物2物件の建物及び対象住戸概要を示す。集合住宅Aは、東京都にある内部廊下型のタワー型マンションである。専有部の換気方式は、第1種換気で、台所には強制同時給排気型レンジフードが設置され、24時間換気として、ファンとダクトによる各居室への強制給気と浴室天井内にある浴室暖房換気乾燥機からの強制排気を行っている。集合住宅Bは、東京都にある外部廊下型のマンションである。専有部の換気方式は第3種換気で、台所には排気型レンジフードが設置され、24時間換気として、給気は居室に設置された給気口から給気し、浴室天井内にある浴室暖房換気乾燥機からの強制排気を行っている。また、集合住宅Bについては、玄関扉の枠部分に室内外の差圧を解消するための差圧解消装置が設置されている⁷⁾。



写真-1 気密測定装置

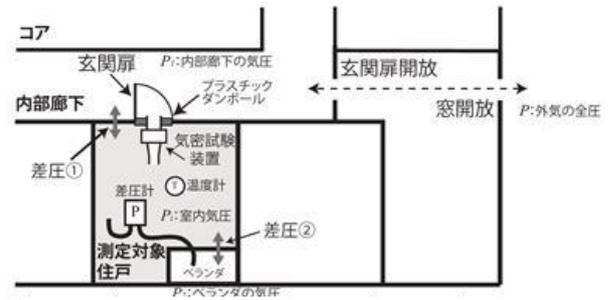


図-2 集合住宅Aの測定器の設置状況



プラスチックダンボールを設置(仮固定)し、確認した高さに気密測定装置を通す穴を開ける。

気密測定装置を設置する。装置とボードの隙間をふさぐ。

写真-2 気密測定装置の設置状況

(2) 集合住宅Aの気密測定

a) 測定概要

集合住宅Aの対象住戸は、17階、43階にある住戸専有部2室ずつである。測定は2日間連続で実施した。今回の測定では減圧法を用いた。

本研究では、写真-1に示すような、送風機、流量調整器、流量測定装置、圧力差測定器、温度計が一体となった気密測定装置「KNS-5000C(コーナー札幌)」を用いた。JIS A 2201では「試験装置の設置場所は、建物の気密性に影響しないような建物外皮の開口部とし、できるだけ小さな窓などを選択する。」と規定されている。今回は、バルコニーに面した窓に送風機が設置できなかったため、玄関扉部分に送風機を設置して測定を行った。測定装置は玄関扉をとり外し、玄関扉部分にとりつけたプラスチックボードに開口を設けて設置した。プラスチックボードとサッシの隙間を養生テープでふさぐことで隙間の処理を行った。写真-2に気密測定装置の設置状況を示す。

内部廊下はエレベーターシャフトと一体空間であるため、煙突効果による測定データへの影響を考慮し、測定時の内部廊下は、同フロアの別住戸の窓及び玄関扉を開

放することにより大気開放とした。

また、気密性能の測定では、外部風が測定データに大きく影響を及ぼす。JIS A 2201では、「試験時には、外部に風速がない状態で測定することを原則とする。ただし、微風速による建物内外の圧力差が、3Pa以下であれば測定できる」と規定されている。そのため、内部廊下と室内との差圧(差圧①)を気密測定装置で測定し、別途、差圧計「testo521(テストー)」を設置し、バルコニー側にチューブの先端を出すことで、外部と室内との差圧(差圧②)を測定し、外部風の影響を確認した。

本物件では、換気方式が第1種換気であり、換気の経路としてダクト方式と天井チャンバー方式の併用で計画されていたため、室内側と天井チャンバー部分や給排気ダクトに隙間がないことを確認したうえで、室内側のレンジフードや浴室暖房換気乾燥機、給気口の室内カバー、エアコンスリーブ等の開口部を内部から目張りを行うという方法で開口部の処理を行った。

測定器の設置状況を図-2に示す。測定は2~4セット実施し、1セットの測定で5点のデータを取得した。

b) 測定結果

集合住宅Aの測定では、43階No.1室以外の測定結果は外部風の影響が大きかった。そこで、43階No.1室の2セット目、3セット目の結果から外部風の影響の小さいデータを抽出し、C値を算出した。

表-2に43階No.1室の測定結果を示す。今回は、JIS A 2201の測定条件であるゼロ流量時における室内外差圧3(Pa)以下を参考に、差圧①と差圧②の測定値の差が±2(Pa)以内のデータを無風に近い有効な測定データとして抽出した。その結果、2セット目に2点、3セット目に4点の合計6点のデータが得られた。図-3に抽出した6点のデータによる差圧①と風量のグラフを示す。

図-3の抽出データより、式(2)~式(4)を用いてC値

表-2 43階No.1室の測定結果

43階No.1室 測定結果	気密測定装置 風量 (m ³ /h)	気密測定装置 室内-内部廊下 圧力差① (Pa)	差圧計 室内-室外 圧力差② (Pa)	②-① (Pa)	②-① ≦±2Pa
2セット目	72	14.2	18.8	4.6	
2セット目	88	27.7	26.4	-1.3	○
2セット目	111	35.6	33.9	-1.7	○
2セット目	132	44.2	41.9	-2.3	
2セット目	148	48.1	50.5	2.4	
3セット目	64	20	20.8	0.8	○
3セット目	98	27.6	30.1	2.5	
3セット目	131	38.5	39.4	0.9	○
3セット目	153	52.7	51.1	-1.6	○
3セット目	171	65.4	64.4	-1.0	○

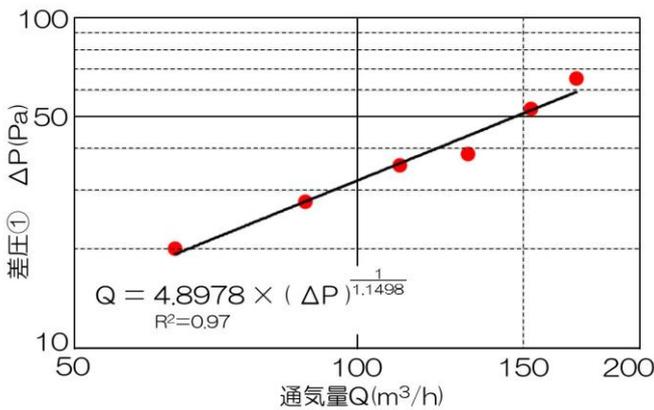


図-3 抽出データによる差圧①と風量の対数グラフ

表-3 集合住宅Aの気密性能

玄関扉を含めない数値		玄関扉(メーカー資料)		玄関扉を含めた数値	
α A(cm ²)	C値(cm ² /m ²)	α A(cm ²)	α A(cm ²)	C値(cm ² /m ²)	
24.4	0.34	0.6	25.0	0.36	

を算出した結果、0.34(cm²/m²)となった。この値は、玄関扉の隙間面積が含まれていないため、玄関扉の総相当隙間面積 αA は玄関扉メーカー資料の数値を引用し、玄関扉の αA も含めた住戸専有部のC値は0.36 (cm²/m²)となった。表-3に抽出データから算出した集合住宅Aの気密性能の結果を示す。

(3) 集合住宅Bの気密測定

a) 測定概要

集合住宅Bの対象住戸は2階にある住戸専有部4室である。測定は2日間連続で実施した。今回の測定でも、集合住宅Aと同様に減圧法を用いた。

集合住宅Bでは、気密試験装置は、集合住宅Aと同様に玄関扉部分に送風機を設置した。また、廊下側とバルコニー側に風速計を設置した。住戸外側に設置されている給気口等の部分を養生テープで目張りすることで、開口部の処理を行った。表-4に集合住宅Bの各測定ケース

表-4 集合住宅Bの各測定ケースでの開口部の処理

	給気口	レンジフード 排気口	差圧解消装置
ケース①	目張りあり	目張りあり	目張りあり
ケース②	目張りあり	目張りなし	目張りあり
ケース③	目張りあり	目張りなし	目張りなし シャッターを閉めた状況
ケース④	目張りあり	目張りなし	目張りなし シャッターを開けた状況

表-5 集合住宅Bの部位別 αA の算出結果

		住戸				
		2階 No.1室	2階 No.2室	2階 No.3室	2階 No.4室	
住戸面積(m ²)		75.79	75.79	104.61	86.05	
α A (cm ²)	A 住戸専有部(玄関扉除く)	ケース①	14.0	9.5	16.6	12.9
	B レンジフードの排気ダクト	ケース①②の差	10.7	13.4	11.9	12.5
	C 差圧解消装置(閉)	ケース②③の差	2.8	0	1.4	1.9
	D 差圧解消装置(開)	ケース②④の差	60.2	61.6	56.5	60.6
	E 玄関扉(差圧解消装置(閉)を含む)		2.5	2.5	2.5	2.5
	F 玄関扉(差圧解消装置(開)を含む)		64.1	64.1	64.1	64.1
住戸専有部(玄関扉含む)		A+(E-C)*	15.0	10.5	17.6	13.9

※ A+(E-C) = 「住戸専有部(玄関扉除く)」+「玄関扉(差圧解消装置(閉)を含む)」-「差圧解消装置(閉)」
ただし、C「差圧解消装置(開)」の数値は4室の平均値1.5で計算した。

での開口部の処理を示す。住戸専有部の αA はケース①より算出し、ケース②とケース①の αA の差を求めることでレンジフードの排気ダクトの αA を算出した。差圧解消装置のシャッターを閉めた状況の αA はケース③とケース②の差から算出した。差圧解消装置のシャッターを開けた状況の αA はケース④とケース②の差から算出した。

b) 測定結果

集合住宅Bの測定では、JIS A 2201の測定条件を満たし、得られたデータはC値算出に有効であった。式(2)~式(4)を用いて αA およびC値を算出した。表-5に集合住宅Bの部位別 αA の算出結果、表-6に αA から求めた住戸専有部のC値の算出結果を示す。玄関扉の αA は表-5に示すEとCの差から算出し、1.0(cm²)とした。

「住戸専有部(玄関扉含む)の αA 」は「住戸専有部(玄関扉含まない)の αA 」と「玄関扉の αA 」の合計値として算出した。その結果、住戸専有部のC値は約0.14~0.20(cm²/m²)となった。

測定データから算出した差圧解消装置により付加される αA は約60(cm²)となり、差圧解消装置の性能を確認することもできた。この数値は、玄関扉メーカー資料から算出した数値61.6(cm²)とほぼ同様の結果となり、測定精度は問題がなかったと考えた。

表-6 集合住宅BのC値の算出結果

		住戸			
		2階 No.1室	2階 No.2室	2階 No.3室	2階 No.4室
住戸面積(m ²)		75.79	75.79	104.61	86.05
αA (cm ²)	住戸専有部(玄関扉含む)	15.0	10.5	17.6	13.9
C値 (cm ² /m ²)	住戸専有部(玄関扉含む)	0.20	0.14	0.17	0.16

(4) 考察

集合住宅AおよびBの気密性能測定を行い、測定結果より住戸専有部のC値を算出した。内部廊下型の集合住宅Aでは約0.36(cm²/m²)、外部廊下型の集合住宅Bでは約0.14～0.20(cm²/m²)となった。

両物件は、内部廊下型のタワーマンションと外部廊下型のマンションと形状が異なっている。住戸専有部の壁面がALC、乾式壁、躯体や柱等RC構造の壁、それぞれがどの程度の割合で構成されているかで、建物の隙間量は異なると考えられる。しかし、同構造の建物ではそれぞれ1物件ずつでしか測定を行っておらず、また、内部廊下型の集合住宅Aでは外部風の影響により取得できたデータ数が少なかったため、壁体構成による違いを検討するためには、さらにいくつかの物件で測定を行う必要があると考える。また、前述の壁体構成以外の建物構造の着目点の例として、サッシ等級の大きい物件での測定等が考えられる。

4. まとめ

本研究では、新築集合住宅2物件の住戸専有部の気密性能の測定を行い、換気設計を行う際に重要であるC値を算出した。今回測定を行った2物件の気密性能はそれぞれ約0.36(cm²/m²)、約0.14～0.20(cm²/m²)となった。

内部廊下型集合住宅の測定は外部風の影響により1室のみでの測定であったため、同様の物件で再度測定を行う必要があると考えられる。また、建物の気密性能は、建物構造の影響が大きいと考えられるため、今後は建物構造にも着目して、さらにいくつかの物件で測定を行い、データを蓄積する必要があると考える。

謝辞：本研究は国士舘大学理工学部、原准教授の指導の下で行われました。その他、測定にご協力いただいたすべての方々に御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 日本建築学会 環境工学委員会 空気環境運営委員会 換気・通風小委員会：シンポジウム「建物の気密性能を改めて考えるーその実態と評価・測定法ー」資料、日本建築学会編、2014.12.16
- 2) 村上周三、矢作和久、長谷川功、大山信一：集合住宅の気密性能と換気設備の実態調査 その1 調査住戸の概要と気密性能について、日本建築学会大会学術講演梗概集、No.4548、pp.1095-1096、1987.10
- 3) 溝口舞、倉渕隆、鳥海吉弘、小寺定典：集合住宅における気密性能が設備機器に及ぼす影響に関する実態調査、日本建築学会大会学術講演梗概集、No.41374、pp.747-748、2010.9
- 4) 鳥海吉弘、倉渕隆、風間り子：集合住宅における隙間特性に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、No.41341、pp.681-682、2013.8
- 5) 木村洋、西村欣英：集合住宅の室内負圧に関する研究 その3 超高層集合住宅における実測、日本建築学会大会学術講演梗概集、No.41339、pp.695-696、2015.9
- 6) 日本工業標準調査会標準部会 建築技術専門委員会：JIS A 2201 2003 送風機による住宅等の気密性能試験方法、2002.3.19
- 7) 高橋貴大、原英嗣、池原基博、酒井英二：新築集合住宅住戸専有部における気密性能に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、No.41397、pp.837-838、2016.8

スマートデバイスを用いた施工管理省力化システムの開発

Development of Supervision Laborsaving System by Smart Device

榎本 悠一 YUICHI ENOMOTO

戸倉 健太郎 KENTARO TOKURA

作業所を担当する技術者の長時間労働は慢性化しており、生産性の向上は喫緊の課題である。当社はこうした状況を解決するため、スマートデバイスを活用したシステムを開発した。当初の目標である配筋写真整理及び配筋検査システムの開発により一定の効果を確認した後、同じプラットフォームを使って、住戸内仕上げの検査システム、配筋写真以外の写真撮影管理システムなどを開発した。現在一連のシステムを「SMileSite」（スマイルサイト）と名付け、全店展開している。

キーワード：ICT、省力化、スマートデバイス、施工管理

Improving the productivity of construction industry is strongly required to reduce long working hours of experts on job-site. To solve the problem, the authors developed the ICT system using smart devices. With the developed system, the effectiveness for works related to inspection of arrangement of reinforcement was proved. Furthermore, using the same platform, the authors also developed other systems such as for inspecting final process of dwelling construction and for management system to organize not only photos of arrangement of reinforcement but also ones related to the other work. This serial system named “SMileSite” has been used nation wide.

Key Words: ICT , Labor Shortage , Smart Device , Construction Control

1. はじめに

近年作業所を担当する技術者の長時間労働は慢性化しており、若者から就職先として忌避される理由の一つとなっている。こうした状況を改善する為、作業所技術者の労働時間の短縮と生産性の向上は喫緊の課題となっている。そのため当社では2014年に「現場業務の改善、効率化プロジェクト」を発足し、さまざまな施策に取り組んでいる。長時間労働の要因はさまざまなものが考えられるが、施工品質を確認する検査業務とそのエビデンス

となる記録を作成する作業は大きなウェイトを占めている。現場を確認する検査の本質部分は確実に行わなければならないが、書類や写真帳を作成する作業は大きな省力化のポイントといえる。配筋写真撮影管理および配筋検査業務は検査のなかでも特に時間がかかっており、また実質的な「配筋を確認する」時間よりも付随する写真撮影や書類作成に膨大な時間がかけられていることが作業分析データなどからわかっている。そこでプロジェクトの目標の一つに当該業務のICT化による省力化が対象として挙げられた。

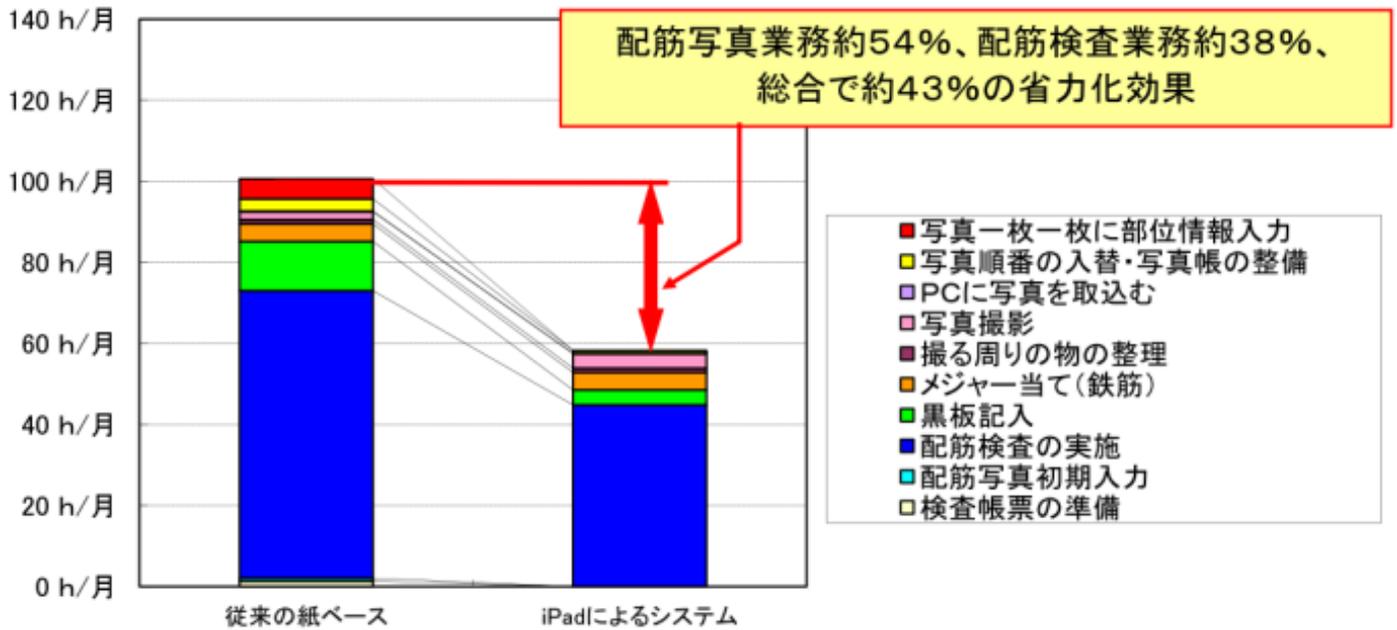


図-1 ICT化の効果比較

2. ICT化の効果確認

配筋検査や配筋写真管理については、プロジェクト発足時にすでにいくつかの市販システムが存在した。ICTの導入は本当に効果があるのか、導入するとしたら市販システムを評価してそのまま採用するか、新規開発を行うかといった判断をするために、これらの市販されているシステムを単体あるいは、組み合わせて使用することで、従来の紙のチェックシートによる検査と通常のデジタルカメラにより写真撮影をするやり方に対しどれくらいの時短効果があるかを実際に現場で検証した。検証対象としては、従来方式（検査帳票の事前準備か否かによる手順により2パターン）、検査と写真管理を網羅したシステム（2種3パターン）、検査は紙による従来方式で、写真撮影管理のみICTシステムを使用した場合（3パターン）の計3通り8パターンを行った。その結果、最も時間のかかった従来の方式と比べ、検査と写真撮影を両方網羅したシステムの一つは最大43%もの省力化効果があることがわかった。（図-1）この結果から、本業務へのICT活用の効果は確認出来たが、市販システムのままでは使いにくい点や、当社の規定に合わない仕様も併せて確認された。このため最終的に、市販システムをカスタマイズするという形での開発を行うこととした。

開発は当初の目的である配筋検査および配筋写真撮影管理から開始し、引き続きその他作業所において担当者の負担となっている管理業務を対象にシステムを拡張している。

3. システム説明

(1) システムの流れ

本システムの流れを配筋検査、配筋写真撮影管理を例にして述べる。（図-2参照）

- ① 現場でiPadを用いて配筋検査を行う。検査対象箇所を画面の伏図上で選択（タップ）することで、その部位に検査マーク（ピン）が表示される。ピンについてメニューから階数・位置・符号、通り芯を選択する。これにより対象部位の符号に応じた配筋断面図が表示されるので、検査者はその配筋断面図を参照しながら検査を行う。画面に当社の標準チェック項目が表示されるのでタッチしながら検査を進める。
- ② 検査後、同画面にて内臓カメラを起動し、引き続き写真を撮影する。通信型SDカードを搭載したデジタルカメラで撮影した写真を登録することも可能である。



図-2 SMileSite の流れ

- ③ 検査対象箇所ごとに①と②を繰り返し検査を進める。検査終了後は無線 LAN を介して、サーバーに検査結果および写真のアップロードを行う。SIMカード搭載のiPadであれば、公衆回線経由でもアップロードが可能である。
- ④ 自席の PC から本システムの専用 WEB サイトにアクセスし、検査帳票や写真台帳の出力を行う。検査帳票は検査した位置と検査結果の内容が自動的にまとめられて出力され、写真台帳も検査箇所ごとに自動作成される。

(2) 搭載しているシステム

本システムの現在の展開機能は次のとおりである。

- a) 配筋検査・配筋写真撮影管理 (継手検査含む)
- b) 住戸内装仕上検査
- c) スナップ写真撮影管理 (配筋検査以外の現場で日常撮影する写真)

各システムの機能と特徴およびメリットについて述べる。

a) 配筋検査・配筋写真撮影管理 (継手検査含む)

配筋検査・配筋写真撮影管理に併せて、関連する検査として機械式継手の検査・写真撮影管理の機能を搭載している。機械式継手の検査・写真撮影管理機能は配筋検

査と検査項目が異なるだけで、ほぼ同様の操作で検査を行う事ができる。

これら鉄筋関連の機能におけるメリットとしては次の点が挙げられる。(検査状況は写真-1)

- ① チェックシートは基本的に検査時に伏図や検査者の情報を入力することで自動作成されるので、紙ベースの時のように事前作成する必要がない。
- ② 写真に写しこむ黒板に配筋断面図を描く必要がなくなるなど、記載内容を軽減できる。監理者等の了解を得られれば黒板自体を省略できる場合もある。
- ③ 検査帳票・写真台帳は出力処理を行うのみで、自動的に作成される。

b) 仕上げ検査機能

集合住宅の住戸内仕上げの検査を対象として開発した機能である。(図-3) 操作方法としては、画面に表示される住戸プランに対し、指摘事項のある位置をタップしてピンを作成する。ピンに対し部屋名・位置・指摘事項を選択して完了。指摘カ所の、写真を撮影することもできる。指摘事項を担当する協力会社は指摘事項ごとに事前登録するか、検査時に登録することもできる。



写真-1 配筋検査状況



図-3 仕上検査状況



図-4 スナップ写真画面

本機能におけるメリットとしては、

- ① 紙で行う従来の方法の場合、自主検査、施主検査といった検査の種類×部屋数分のチェックシート用紙を作成する必要があったが、本システムではその手間が省略できる。
- ② 従来の紙の方法では、1枚のチェックシートに複数の協力会社に関連する指摘が混在するため、検査終了後に関連する協力会社数を拾い出してその数だけチェックシート用紙をコピーして各社に配布する必要があった。本機能では、協力会社ごとの振り分けについても、事前登録あるいは検査時に指定することで協力会社ごとに自動的に振り分けて出力することができる。

c) スナップ写真撮影管理機能

作業所では、配筋写真以外にもさまざまな写真を記録として残す必要がある。配筋写真のみiPadで撮影するのでは、担当者はiPadと通常のデジタルカメラの両方を持つ必要があることになる。このため、同じiPadのプラットフォームを使って、撮影する写真の種類ごとに後の仕分けを省力化すること、撮影した写真の枚数を各項目ごとにカウントすることで、写真の撮り忘れ防止にもなる機能を開発した。(図-4)本機能の具体的な活用シーンとしては、現場の状況や材料検収、現場内パトロール、杭等の工程、検査の状況写真、内装工事の進捗写真等が挙げられる。

操作方法としては、撮影する写真の種類ごとにフォルダを選択するイメージで写真を撮影するだけである。

撮影後は項目ごとに撮影枚数を表示する(仮称)写真管理MAPから、撮影済・未撮影の項目を把握することができる。

スナップ写真撮影管理機能のメリットは、以下のようものが挙げられる。

- ① 現場に持って行くのはiPadのみでOKとなり、持ち物が減る。
- ② 写真撮影後、写真台帳を作る場合には、専用WEBサイトから自動作成できる。
- ③ 特に必ず撮影しなければならない写真については(仮称)写真管理MAPによって撮影枚数を把握し、撮り忘れを防止することができる。

今現在共通のプラットフォーム上に搭載している機能は以上であるが、今後は鉄骨検査についても開発する予定である。当社では一連の管理業務省力化システムについて、「SMileSite」(スマイルサイト)と名前をつけ、全店展開を行っている。

(3) スマートデバイスの有効活用

作業所へのスマートデバイス（本稿の例ではiPad）導入は現在SMileSiteの活用が主目的となっているが、ほかのアプリケーション（以下アプリ）等を使用することで（セキュリティへの配慮は必要であるが）更なる業務の省力化につなげることができる。事例としては、構造図等の設計図書をPDF化してクラウドサービスにアップし、スマートデバイスで閲覧すれば重い図面類を持ち歩かずに済む。また、BIMを導入している場合は3Dモデルをスマートデバイスで閲覧し、施工管理に活用する事例もあり、こちらは協力会社との意思疎通等に役立つ。今後さまざまな建設向けアプリがリリースされることが考えられ、効果を発揮する可能性がある。

また、付随する効果として、チェックシートや図面を紙で持ち歩く場合は、どうしても汚れたり、雨天時には検査自体が困難になるが、スマートデバイスを活用すると、こうしたことを回避することができる。iPad自体は防水性がないが、耐衝撃、耐水、防塵性能を兼ね備えた優れたケースが何種類もリリースされており、現場の過酷な環境での活用に対応している。

4. 導入実績と効果

本システムは2014年11月から現場導入を開始し、現在（2016年6月）までのおよそ1年半の間に、5支店31作業所への導入を行っている。

こうしたシステムは使うほどにさまざまな要望が出てくるものであり、導入後に行ったヒアリングにおいても数々の機能改善要望が出ている。これは本システムへの期待の大きさを表していると考えている。これらの要望に対しては優先順位をつけ、より使いやすいものとするべく継続的に改善を行っている。利用者の感想として感覚的に80%もの効率化となったという意見もあれば、一方でそもそもICTになじめない者もいる。このため、今後はよりわかりやすい使い勝手の改善や、指導法の工夫等を検討する必要がある。

5. まとめ

以上、スマートデバイス（iPad）を活用した施工管理業務の省力化システムの開発と機能展開、実績と効果について紹介した。

施工管理へのICT導入は今後ますます進化、拡大していくことが予想される。今回はiPadを採用したが、デバイスの進化のスピードや寿命は近年非常に短くなっており、すぐ次のものへの対応を検討していく必要がある。

今後通信環境の発達と、ウェアラブル端末といった新しいデバイスの発達により、より現場で動きやすく、使いやすいシステムとすることも可能となるであろう。

こうしたICTの進化を活用し、さらに検査の中身についての自動化も含めて、建設分野の生産性向上を継続的に検討していく必要がある。

端部拡張鉄筋の定着性能に関する検討

Anchorage Performance of Reinforcing Bar with Expanded Diameter Head

三加 崇 TAKASHI SANGA
 竹山 忠臣 TADAFUMI TAKEYAMA
 有川 直貴 NAOKI ARIKAWA
 篠崎 裕生 HIROO SHINOZAKI

異形鉄筋をコンクリートに定着する場合、異形鉄筋の先端に突起を設けることで、短い長さで定着させることが考えられ、これまでに各種の方法が検討されてきた。これらの突起部は、異形鉄筋と別の材料を用いて、摩擦接合や特殊ボルトによる構造とすることが主流である。著者らは、異形鉄筋の端部に熱間処理を行うことで突起が異形鉄筋と同じ材質である端部拡張鉄筋を開発した。端部拡張鉄筋の定着性能を確認するために、拡張部の引張試験、勾配引張試験、高応力繰返し試験およびコンクリートに埋め込んでの引抜き試験を実施した。その結果、各種試験において異形鉄筋の母材が先に破断する結果となり、端部拡張鉄筋における突起の性能が異形鉄筋の母材より高い耐力を有していることを確認した。

キーワード：端部拡張鉄筋，定着性能，引張試験，高応力繰返し試験，引抜き試験

Conventional anchorage head for rebars such as friction type or bolt type are made of materials different from rebar itself. The authors developed anchor heads made of the same material as rebars by employing hot forming. The anchorage performance was confirmed by tension tests, slope tension tests, repeated high stress tests and pull-out test. The anchorage head shows higher strength than the strength of rebar itself.

Key Words: Expanded Diameter Head, Anchorage Performance, Tension Test, Repeated High Stress Test, Pull-out Test

1. はじめに

コンクリート構造物の補強には、コンクリートの増厚、鋼板や繊維シートの接着など様々な方法がある。そのなかで側壁や床などをせん断補強する場合には、増厚等の補強が困難であり、構造物の形状を変化できない場合がある。この場合、削孔して鉄筋を挿入することで補強を行う方法が考えられる。しかしながら、異形鉄筋をコンクリートに定着させるには、十分な定着長を有することが必要であり、構造の形状・寸法によっては、定着長を確保することが難しい。その対策として、異形鉄筋の端部を加工して定着性能を向上させる方法が各種開発されている。端部に別の部材を突起状に取り付けて定着構造とする例が多く見受けられるが、鉄筋の母材を加工することで定着性能を向上させる構造について開発を行った。

本定着構造は、鉄筋の先端を熱して型に押し込むことで、鉄筋先端の径を拡張した突起構造（以下、端部拡張

鉄筋）である。その性能を確認する目的で、端部拡張鉄筋の引張試験、高応力繰返し試験を実施し、突起部の性能について確認するとともに、コンクリートに端部拡張鉄筋を埋め込んだ引抜き試験を実施し、コンクリートへの定着性能を確認した結果について報告する。また、端部拡張鉄筋の突起部を軸方向鉄筋に引っ掻けて使用する場合、突起部には偏心荷重が作用することになるが、その状態を模擬した引張強度の確認を目的に、突起部に斜め方向の引張力が作用する勾配引張試験を実施した結果についても併せて報告する。

2. 突起部形状

端部拡張鉄筋に使用する異形鉄筋は、径がD19、材質がSD345である。突起部の形状を図-1に示す。突起部は、先端の直径がφ19mm、鉄筋側の直径がφ43mm、厚さが19mmの円形の台形状である。端部拡張鉄筋の製作

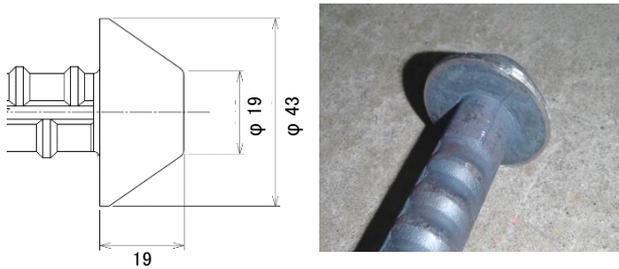


図-1 端部拡張鉄筋の突起部形状

表-1 試験種類

試験種類		本報告
端部拡張鉄筋単体での性能評価	引張強度	○
	嵌合部の残留すべり量	
	勾配引張強度	○
	疲労強度	
コンクリートに埋め込んだ端部拡張鉄筋の性能評価	高応力繰り返し性能	○
	引抜強度	○
	高応力繰り返し性能	
	疲労強度	

方法は、異形鉄筋の端部を熱した後に、径より太い円柱の形状の型枠に荒打ちを行う。その後、所定の形状となる型枠へ本打ちを行う2段階の製作を行った後に除冷した。本定着構造の特徴は、異形鉄筋と突起部が同じ材料からできており、一体性を有している突起形状となっていることにある。

3. 試験方法

試験の種類は、鉄筋定着・継手指針¹⁾を参考に選定した。指針で示されている試験および本報告で実施した試験種類の一覧を表-1に示す。異形鉄筋D19のSD345を使用した端部拡張鉄筋を対象として、引張試験、勾配引張試験、高応力繰り返し試験およびコンクリートに埋め込んだ引抜き試験の4種類を実施した。

(1) 引張試験

端部拡張鉄筋の突起部が、鉄筋と同等以上の強度を有することを確認するために、引張試験を実施した。試験方法を図-2に示す。引張試験は、片側の突起部にプレートにてアンカーするように設置して実施した。載荷試験は、通常の異形鉄筋の引張試験と同様に単調載荷で、異形鉄筋の破断もしくは突起部の破壊まで実施した。測定項目は、耐力を確認することを目的として、荷重のみとした。試験体数は、6体である。

(2) 勾配引張試験

端部拡張鉄筋の突起部が軸線からずれて勾配を有した



図-2 引張試験方法

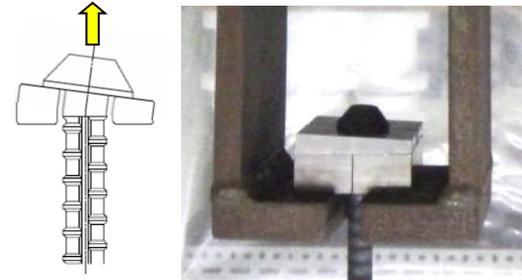


図-3 勾配引張試験方法

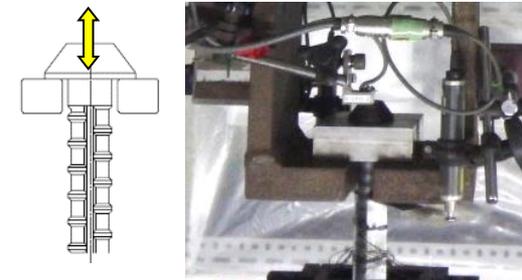


図-4 高応力繰り返し試験方法

状態で設置される場合が考えられる。そこで、勾配を有する突起部の引張特性を確認するため、突起部に5度の角度を設けたプレートでアンカーするように設置して引張試験を実施した。試験方法を図-3に示す。引張試験は、片側の突起部を固定とする方法で、異形鉄筋の破断もしくは突起部の破壊まで実施した。測定項目は、耐力を確認することを目的として荷重のみとした。試験体数は、3体である。

(3) 高応力繰り返し試験

端部拡張鉄筋の突起部に発生する高応力の繰り返し作用時における耐荷性状を確認するために、高応力繰り返し試験を実施した。試験方法を図-4に示す。試験は、引張試験と同様に片側の突起部にプレートでアンカーするようにして設置した。載荷荷重は、上限値を93.9kN（規格降伏強度の95%）、下限値を1.9kN（規格降伏強度の2%）として、30回繰り返した後に、単調載荷により異形鉄筋の破断もしくは突起部の破壊まで実施した。測定項目は、荷重および突起部の変形とした。試験体数は、3体である。

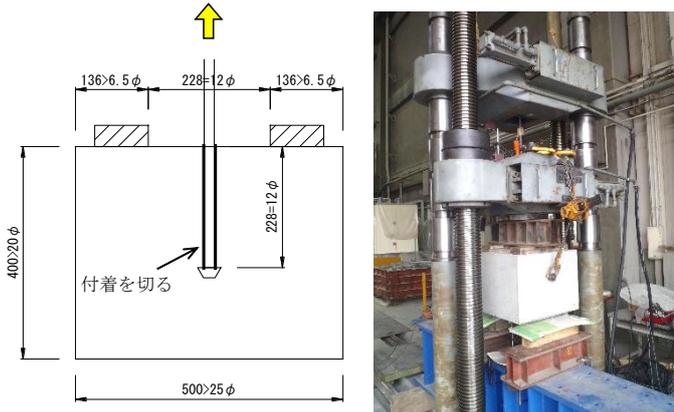


図-5 引抜き試験

表-2 引張試験結果

	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)
No.1	396	586
No.2	386	585
No.3	387	585
No.4	402	585
No.5	391	583
No.6	409	586
平均	395	585
規格値	345~440	490以上



写真-1 引張試験の破断状況

(4) 引抜き試験

コンクリートに端部拡径鉄筋を埋め込み、定着性能を確認する目的で引抜き試験を実施した。試験方法を図-5に示す。試験体は、500mm×500mm×400mmのコンクリートブロックに端部拡径鉄筋を埋め込む構造である。コンクリートは設計基準強度が24N/mm²を使用した。端部拡径鉄筋は、埋め込み深さを247mmで異形鉄筋部分を228mm(直径の12倍)とした。端部拡径鉄筋の突起部のコンクリートへの定着性能を確認するため、異形鉄筋の部分については、コンクリートと付着しないようにビニールテープを巻き付けて設置した。測定項目は、荷重と突起部の抜け出しとした。突起部の抜け出しは、コンクリート下端までの長さを有する全ねじボルトを突起部下端に溶接して計測した。試験体数は、3体である。

表-3 勾配引張試験結果

	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)
No.1	389	587
No.2	386	584
No.3	387	587
平均	387	586
規格値	345~440	490以上



写真-2 勾配引張試験 破断状況

4. 試験結果

(1) 引張試験

引張試験結果を表-2、破断状況を写真-1に示す。引張試験は、異形鉄筋の母材で破断し、降伏強度が395 N/mm²(規格値: 345N/mm²~440N/mm²)および引張強度が585 N/mm²(規格値: 490 N/mm²以上)で規格値を満足する結果であった。

異形鉄筋の母材で破断したことから、端部拡径鉄筋の突起部は、異形鉄筋の母材よりも高い引張耐力を有することが確認できた。

(2) 勾配引張試験

勾配引張試験結果を表-3、破断状況を写真-2に示す。勾配引張試験も、引張試験と同様に異形鉄筋の箇所破断し、降伏強度が387 N/mm²、引張強度が586 N/mm²で規格値を満足する結果であった。5%の勾配では、端部拡径鉄筋の突起部が定着性能に及ぼす影響はほとんどないと考えられる。

(3) 高応力繰り返し試験

高応力繰り返し試験の結果を表-4、応力度と突起部変位の関係を図-6、破断状況を写真-3に示す。高応力を30回繰り返しした後でも、突起部の変形はほとんどなかった。高応力繰り返し後の荷重の増加に対しても、引張試験と同様に異形鉄筋箇所破断し、降伏強度が383 N/mm²、引張強度が581 N/mm²で規格値を満足する結果であった。高応力の繰り返し荷重が端部拡径鉄筋の突起部の定着性能に及ぼす影響は、ほとんどないと考えられる。

表-4 高応力繰り返し試験結果

	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)
No.1	381	576
No.2	385	584
No.3	385	584
平均	383	581
規格値	345~440	490以上

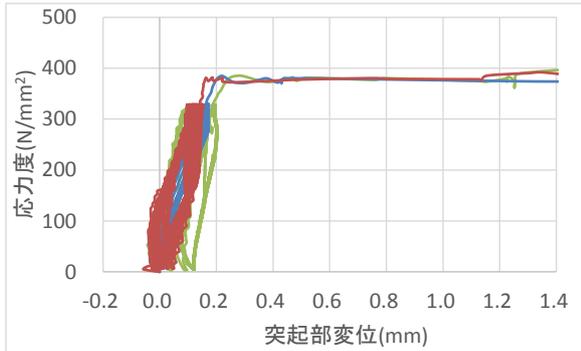


図-6 高応力繰り返し試験の
応力と突起部変位の関係



写真-3 高応力繰り返し試験 破断状況

(4) 引抜き試験

引抜き試験時の応力と突起部の抜け出し変位の関係を図-7に示す。既往の研究²⁾で実施されたフック定着における抜け出し変位の関係を併せて示す。試験時のコンクリートの強度は、26.2N/mm²であった。フック定着と比較した場合、本定着具の抜け出し量が小さいことがわかる。破壊は、引張試験と同様に異形鉄筋箇所破断し、端部拡張鉄筋の突起部周辺のコンクリートに損傷は見られなかった(写真-4)。本定着部構造において、コンクリートへの定着性能は、異形鉄筋の母材破断まで確保されていることがわかった。

5. まとめ

本試験結果より、端部拡張鉄筋の性能について以下の知見を得られた。

- ①端部拡張鉄筋の突起部は、異形鉄筋の母材の引張耐

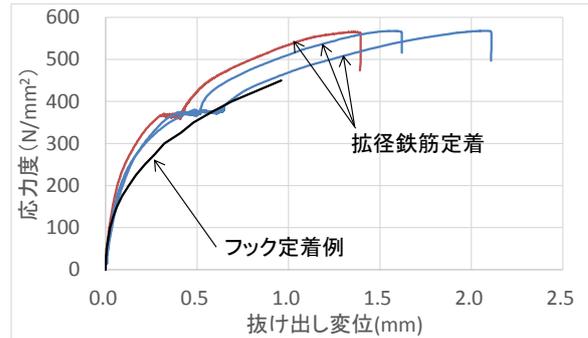


図-7 引抜き試験の応力と突起部抜け出し変位の関係



写真-4 引抜き試験 突起部状況

力以上の耐力を有していることが確認できた。

- ②突起部の定着角度が5度以下の場合には、引張試験と同等の結果であり、角度による性能の低下は見られないことを確認した。
- ③高応力繰り返し試験では、突起部の変形はほとんど見られず、30回繰り返した後でも、引張試験と同等で性能の低下は見られないことを確認した。
- ④コンクリートに端部拡張鉄筋を埋め込んだ引抜き試験から、異形鉄筋の母材の破断まで定着性能が保持され、フック定着と比較して、抜け出し変位が小さいことを確認した。

D19を対象として、各種試験を実施した結果、開発した端部拡張鉄筋は、優れた定着性能を有することを確認した。今後は、拡張定着具の疲労性能を確認していくとともに、その他の径についても検討を行っていく予定である。

参考文献

- 1) コンクリートライブラリー 128号 鉄筋定着・継手指針, 土木学会, pp.57-84, 2007
- 2) 竹山忠文, 田中美帆, 田中章. 内田裕市; 機械式定着の性能評価試験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.30, No.3, pp.697-702, 2008

端部拡径鉄筋を用いたプレキャスト PC 床版継手構造の研究

An Experimental Study on the Splice Joint of Precast PC Slab Using Reinforcing Bar with the Expanded Diameter Head

有川 直貴 NAOKI ARIKAWA
三加 崇 TAKASHI SANGA
篠崎 裕生 HIROO SHINOZAKI
浅井 洋 HIROSHI ASAI

我が国では老朽化した鋼橋上の RC 床版の取替えが緊急の課題である。プレキャスト PC 床版の継手には、ループ継手が一般的に用いられるが、床版厚さの制約や、ループ内の鉄筋配置が面倒である、などの欠点を有する。著者らはこれらを改善する方法として、先端を拡径加工した鉄筋を用いた継手構造を開発し、継手部の曲げ試験を実施して、本継手構造がループ継手と同等の性能を有していることを確認した。さらに、実験結果から端部拡径鉄筋の継手長が 12D 以上で十分な性能が得られること、床版厚を 200mm まで薄くしても所要の性能が得られることを明らかとした。

キーワード：端部拡径鉄筋，床版取替え，プレキャスト PC 床版，床版継手

The replacement of the RC slab on deteriorated steel bridge is an urgent issue in Japan. Loop joints are generally used for joints of pre-casted PC slabs, but they still have problems such as required slab thickness or reinforcing bar arrangement in the loop. The authors developed joint structure using reinforcing rods which have expanded tip as an anchorage and conducted bending tests of the joint part and confirmed that this joint had performance that is equal to a loop joint. The test results proved that required performance was obtained even in the case of 12D in splice length of joint and in the case of 200mm in slab thickness.

Key Words: Reinforcing bar with the expanded diameter head, Exchange of the slab, Precast PC slab, joint

1. はじめに

近年、建設業では、高度経済成長期に建設された構造物の老朽化が問題視されている。その中で特に老朽化が進んでいると言われているのが鋼橋上の RC 床版であり、各事業主体による大規模修繕計画の中で優先的に取替え工事が進められている。

旧基準で設計された RC 床版は現行基準の床版厚よりも薄いため、基準に合致する厚さの RC 床版で取替えを実施すると重量が増加して鋼桁や下部構造の補強が必要になる可能性がある。そこで、取替え後の床版はプレキャストの PC 構造にして床版厚の増加を抑制するとともに、現場における施工期間の短縮や高品質化、省力化を図ることが一般的に行われる。

プレキャスト PC 床版の継手には、重ね継手やループ

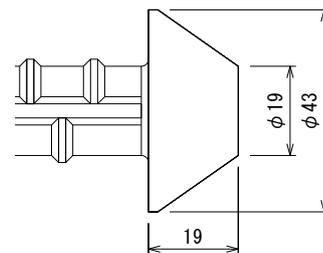


図-1 拡径鉄筋形状

継手が用いられるが、重ね継手では継手長が大きくなること、ループ継手ではループ鉄筋の曲げ内径とかぶり度で床版厚がある程度限定されてしまう欠点がある。そこで、これらの改善を目的とし、図-1 に示すような端部を拡径加工した鉄筋（以下、拡径鉄筋とする）を用いた継手構造（以下、拡径鉄筋継手とする）を開発した。

本論文では、この拡径鉄筋継手の静的曲げ試験を実施し、本継手構造がループ継手と同等の曲げ性能を有していることを確認した。また、実験結果から本継手構造の必要継手長さや、床版厚さの影響などについて考察した。

2. 拡径鉄筋を用いた継手の概要

重ね継手とループ継手および拡径鉄筋継手の概要を図-2 に示す。図-2a) の重ね継手は、鉄筋ふしの機械的付着によりコンクリートを介してもう一方の鉄筋に引張力が伝達される。一般的に、重ね継手長は $25D$ 以上とされており、PC床版で一般的な $D19$ の場合、 475mm 以上の継手長が必要となる。重ね継手よりも継手長を短くできる継手として図-2b) に示すループ継手がある。ループ継手は直線部鉄筋の付着力に加え、曲げ加工部の支圧力を併用できることから、継手長を $15D$ 程度に短くすることができる。しかし、ループ継手はループ鉄筋の曲げ内半径によって床版厚が決まるため、一般的な $D19$ 鉄筋の場合、 240mm 程度以下に床版厚さを小さくすることができない。また、ループ継手は閉合した鉄筋が交差する構造のため、ループ内の橋軸直角方向鉄筋は、あらかじめループ内に配置しておくことができず、PC版敷設後に横から差し込む必要がある。このような点を改善できる工法として開発した継手が図-2c) に示す拡径鉄筋継手である。拡径鉄筋の拡径部は鍛造加工である。拡径鉄筋継手はループ継手と同様に鉄筋の付着力に拡径部の支圧力を併用できる継手である。拡径鉄筋継手を用いることで床版厚の設計自由度が増すとともに橋軸直角方向鉄筋の施工性が向上する。

3. 実験概要

図-3 に試験体形状を示す。試験体は2つのプレキャスト部材とこの部材同士の継手部からなる試験体である。試験体形状は全長 $3,530\text{mm}$ 、厚さ $200\text{mm}\sim 240\text{mm}$ 、幅 970mm とし、長辺方向中央に継手部を設けた。プレキャスト部の打継目地は遅延剤を用いて洗い出し処理を行った。荷重方法は継手部を含む 700mm を等曲げ区間とし、支間 $3,100\text{mm}$ の単純支持で、引張鉄筋の設計降伏荷重まで荷重し、一度除荷した後、破壊まで単調荷重し

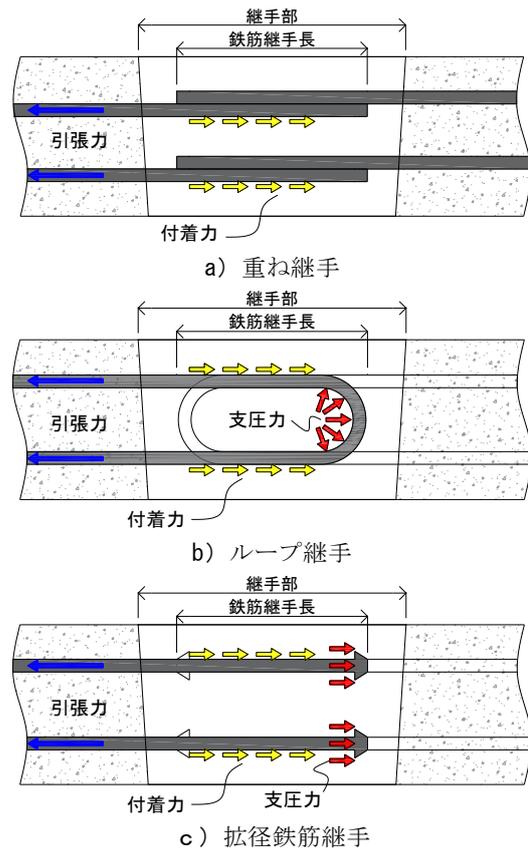


図-2 プレキャストPC床版の継手構造

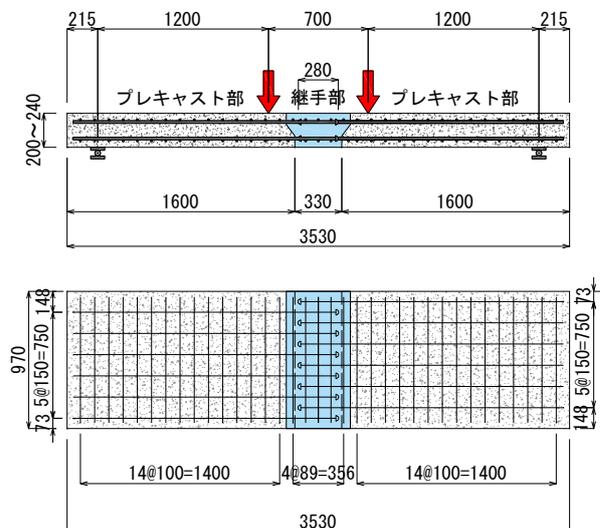


図-3 試験体形状

表-1 試験体種類

試験体	継手形状	床版厚さ	継手長
L-24-15	ループ継手	240mm	15D
K-24-15	拡径鉄筋継手		200mm
K-20-15		15D	
K-20-12		12D	

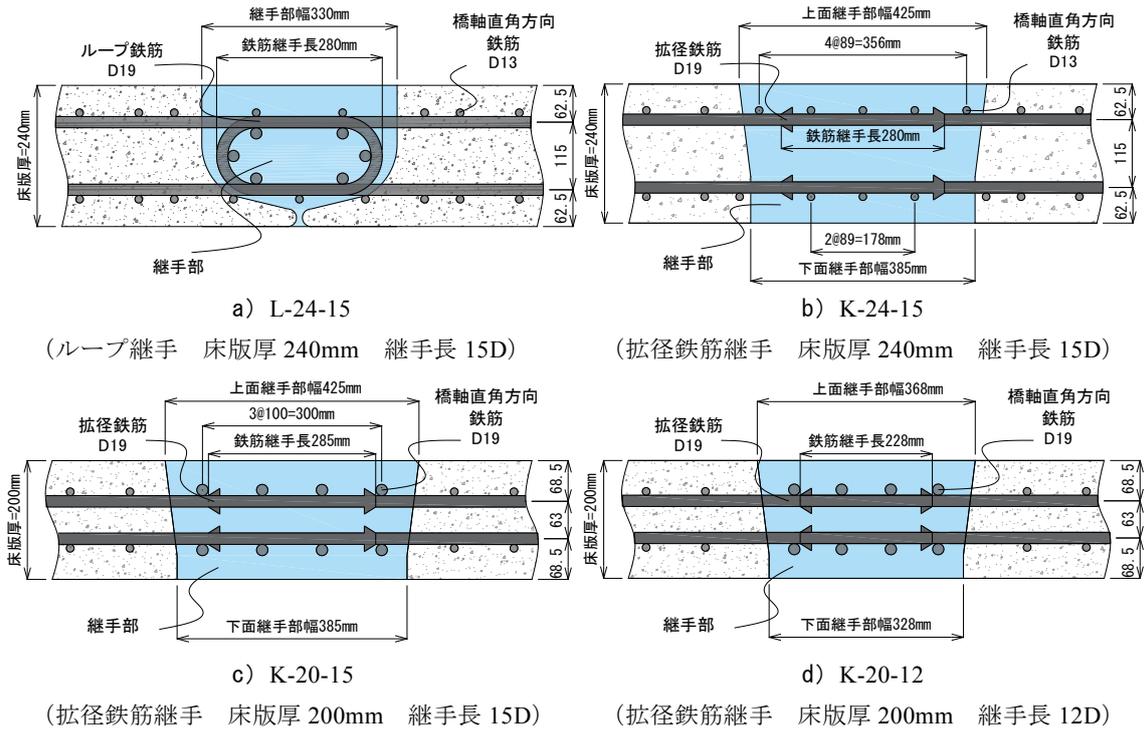


図-4 継手部詳細

た。

表-1 に試験体種類を示す。試験体は基準となるループ継手を用いた L-24-15 と拡張鉄筋継手を用いた K-24-15, K-20-15, K-20-12 の 4 体とした。試験体名の 1 番目の記号はループ継手 (L) と拡張鉄筋継手 (K) の違い, 2 番目の数字は床版厚さ (cm), 3 番目の数字は鉄筋径の倍数で表した継手長, である。

図-4 に継手部詳細を示す。拡張鉄筋継手の曲げ性能がループ継手と同等であることを確認するためループ継手を用いた L-24-15 と拡張鉄筋継手を用いた K-24-15 の試験を実施した。ループ継手は指針¹⁾に従って設計した。L-24-15 のループ鉄筋は D19 とし, ループ鉄筋の曲げ内径は 5D (D は鉄筋径) とした。鉄筋継手長は 15D の 280mm とした。橋軸直角方向鉄筋はループ継手内部に D19 を 6 本配置し, 軸方向鉄筋外側に D13 を上側 2 本, 下側 1 本配置した。継手部の上部の幅は 330mm, 下部はループ継手では標準となっているあごを付けており, 隙間は約 10mm である。

K-24-15 はループ継手と曲げ性能を比較するため拡張鉄筋にループ継手と同じ D19 を用い, 上下鉄筋の間隔と鉄筋継手長はループ継手と同寸法となるよう配置した。橋軸直角方向鉄筋は軸方向鉄筋外側にのみ D13 を上側 5 本, 下側 3 本配置した。継手部の上部の幅は 425mm, 下部の幅は 385mm とした。K-20-15 は, 床版厚さを薄くした場合の挙動を検討するため床版厚さを 200mm と

表-2 材料特性

	PCa 部		継手部	
	圧縮強度 (N/mm ²)	弾性係数 (kN/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	弾性係数 (kN/mm ²)
L-24-15	75.6	32.7	77.0	33.1
K-24-15			75.0	35.1
K-20-15	77.0	35.5	75.0	35.1
K-20-12	79.9	36.9		

表-3 計算耐力と実験結果

	計算耐力 (kN)	実験値 (kN)	実験値/計算値
L-24-15	224.2	224.3	1.00
K-24-15	224.2	232.6	1.03
K-20-15	186.4	188.2	1.01
K-20-12	186.4	186.3	0.99

し, 拡張鉄筋は D19 とし, 鉄筋継手長は 15D とした。軸直角方向鉄筋は, 床版が薄く設計上 D13 では鉄筋量が不足するため D19 を上側 4 本, 下側 4 本配置した。K-20-12 は同じ床版厚さ 200mm で, さらに鉄筋継手長を短くした場合の挙動を検討するため K-20-15 試験体の鉄筋継手長を 12D とした試験体である。

表-2 に載荷試験時でのコンクリート材料特性を示す。

鉄筋の材料特性は降伏強度で 376.9N/mm²、弾性係数は 194kN/mm²であった。

4. 実験結果と考察

(1) ループ継手と拡径鉄筋継手の比較

表-3 に計算耐力と実験における最大荷重を、図-5 にループ継手 L-24-15 と拡径鉄筋継手 K-24-15 の荷重-支間中央変位の関係を示す。計算耐力は、材料の強度試験結果を用いてファイバーモデルにより計算した。鉄筋の応力-ひずみ関係は 2 直線で、コンクリートの応力-ひずみ関係は、3 直線で材料試験結果を近似した。コンクリートの限界圧縮ひずみは 3,500 μ とした。図-5 より K-24-15 はループ継手の L-24-15 とほぼ同様な挙動を示し、160kN 付近で鉄筋が降伏して勾配が緩やかとなり、その後、両試験体ともコンクリートの圧壊により荷重が低下した。表-3 から拡径鉄筋継手を用いた K-24-15 の最大荷重は 232.6kN であり、ループ継手を用いた L-24-15 の最大荷重 224.3kN と同程度であった。また、計算値とも良く一致していた。

図-6 に各試験体のひび割れ性状を示す。ループ継手における曲げひび割れは、最初に継手下部のあご先端部から生じ、その後、プレキャスト部でも等間隔に生じた。一方、拡径鉄筋継手では、プレキャスト部と継手部の界面で最初の曲げひび割れが生じ、その後、一般部でもひび割れが生じた。ループ継手でのあご先端部のひび割れや、プレキャスト部と継手部の界面でのひび割れは、他の曲げひび割れよりもその幅が大きく推移する傾向が見られた。

破壊は両試験体とも継手部上面コンクリートの圧縮破壊であった。圧縮破壊にともなって、拡径鉄筋継手では、継手下部に水平方向のひび割れが生じていた。これは、拡径鉄筋先端部の引張負担が大きくなり、割裂ひび割れとなったものと考えられる。

以上の結果から、拡径鉄筋継手はループ継手と同等の性能を有しており、継手構造として成立することが確認できた。

(2) 床版厚さの検討

K-20-15 は床版厚さを 200mm にしたものである。荷重-支間中央変位の関係を図-7 に示す。荷重が 130kN 程度で鉄筋が降伏し、その後変位が大きく増加して、継手部の圧縮縁コンクリートが圧壊した。破壊時の荷重は 188.2kN で計算値とほぼ一致した。ひび割れの状況は、K-24-15 と同様にプレキャスト部と継手部の界面での曲げひび割れが発生し、圧縮縁コンクリートの圧壊にとも

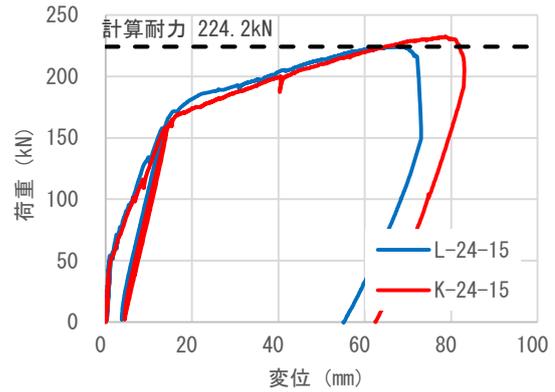


図-5 荷重-支間中央変位比較 (L-24-15, K-24-15)

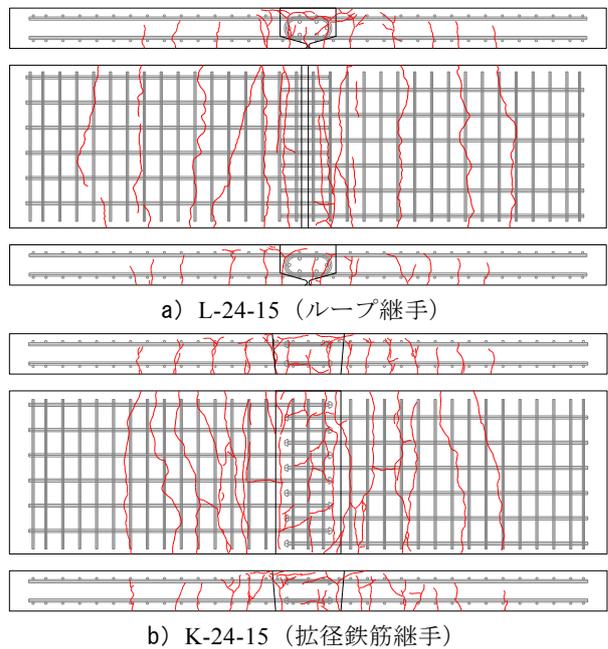


図-6 ひび割れ性状

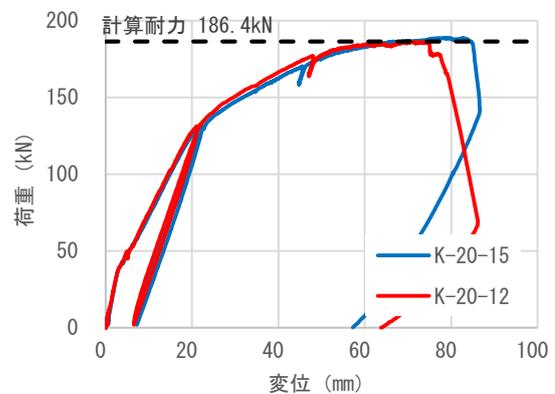


図-7 荷重-支間中央変位比較 (K-20-15, K-20-12)

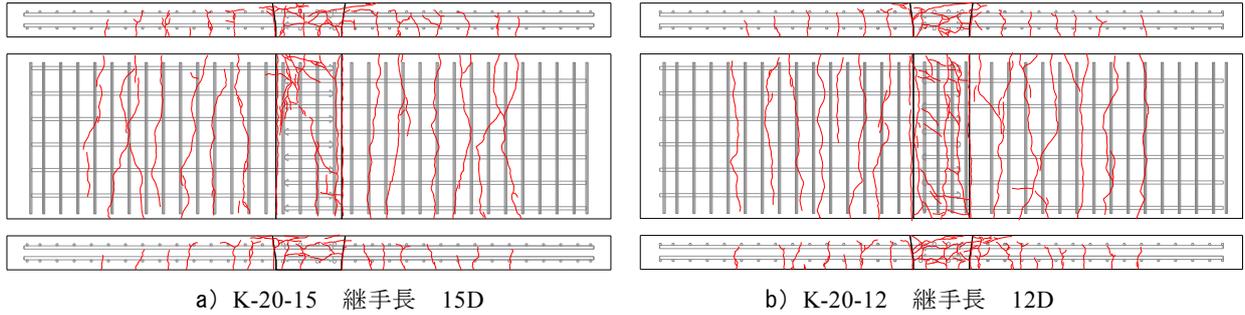
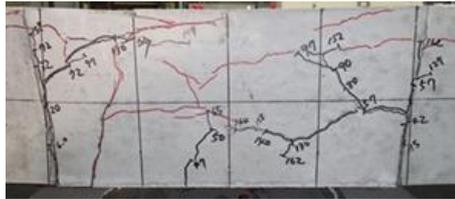
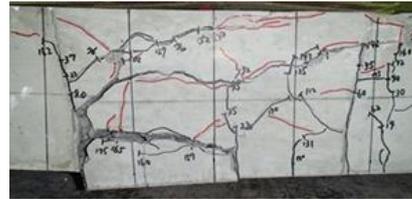


図-8 ひび割れ性状



a) K-20-15



b) K-20-12

写真-2 破壊状況（継手部）

なって、継手部の水平方向のひび割れが生じた。

以上の結果から、床版厚さを 200mm にしても本継手構造は所要の性能を得られることが分かった。

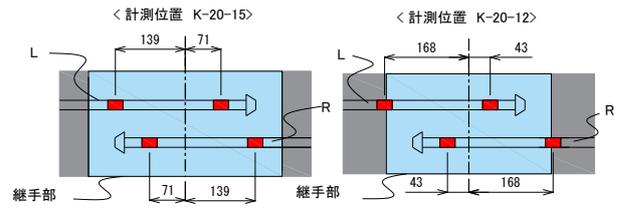
(3) 鉄筋継手長の検討

鉄筋継手長の影響を検討するため、図-7 に K-20-15（継手長 15D）、K-20-12（継手長 12D）の荷重-支間中央変位の関係を示した。

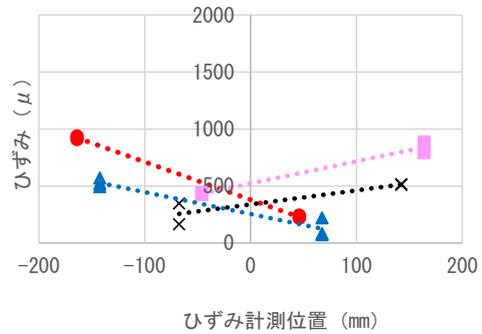
K-20-15 の耐荷挙動については（2）に記述した通りである。K-20-12 についても同様に、130kN 程度で鉄筋が降伏し変位の増大が顕著になり、その後継手面上縁のコンクリートが圧壊した。圧壊時の荷重は、K-20-15 が 188.2kN、K-20-12 が 186.3kN とほぼ同じであった。また、計算値ともほぼ一致していた。

ひび割れ状況を図-8 と写真-2 に示す。これまでの試験体と同様に、継手部界面でのひび割れが先行して発生した。破壊後の継手部のひび割れ（写真-2）については、水平方向のひび割れが継手長の短い K-20-12 の方が多く、拡張部の負担が継手長の長い K-20-15 よりも大きいことが予想される。さらに、K-20-12 では継手側面や下面が一部剥離していた。継手長が短くなり、拡張部の負担が大きくなると、付着割裂による水平ひび割れが生じやすくなるとともに、側面や下面へひび割れを押し広げようとする力が作用するため、剥離が生じたものと考えられる。この剥離は荷重低下の要因にはなっていないが、継手長を短くする場合には注意が必要である。

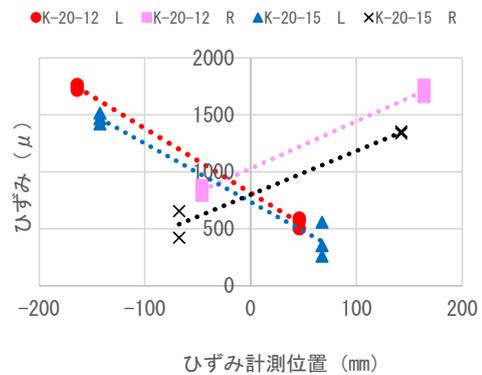
図-9 に K-20-15 と K-20-12 の引張鉄筋ひずみの分布を示す。鉄筋ひずみの計測位置は拡張部の支圧力による



●K-20-12 L ■K-20-12 R ▲K-20-15 L ×K-20-15 R



a) 荷重 50kN 時



b) 荷重 100kN 時

図-9 K-20-15, K-20-12 引張鉄筋ひずみ分布

引張力負担分と継手部区間における鉄筋の付着力による引張力負担分を確認することとし、鉄筋拡径部近傍と継目部近傍において計測した。

ひずみの分布は載荷荷重 50kN と 100kN での分布を示した。各荷重におけるひずみ分布は K-20-15, K-20-12 とともに継目部近傍ひずみが大きく拡径部近傍ひずみが小さくなる傾向を示した。以下の式(1)で載荷荷重 50kN 時、100kN 時の鉄筋ひずみを計算した。

$$\varepsilon = \frac{M}{7/8 \cdot d \cdot A_s \cdot E_s} \quad (1)$$

ここに、 ε ：鉄筋のひずみ、 M ：作用モーメント (N・mm)、 d ：鉄筋有効高さ、 A_s ：鉄筋の断面積 (mm²)、 E_s ：鉄筋のヤング係数 (N/mm²)

計算ひずみはそれぞれ約 750 μ 、約 1,500 μ となり、概ね継ぎ目部近傍のひずみと一致していた。

図-10 は、継手部における引張鉄筋ひずみ分布の概念図を示したものである。比較のため、継手長の長い場合 (15D) と短い場合 (12D) について記載した。本試験では、継手部が等曲げ区間内にあるため、継手なしの場合の引張鉄筋のひずみ分布はほぼ一定となる (図点線)。一方、本継手のように等曲げ区間内で鉄筋先端が解放されている場合、鉄筋ひずみは先端に向かって徐々にひずみが低下する分布となる。図では、簡易的に直線的にひずみが減少するとしているが、実際には付着力に応じた曲線分布となる。仮に、十分長い重ね継手であれば、ひずみ値はいずれゼロとなる。継手は、左右からの 2 本の鉄筋で構成されるため、継手長さが十分長い場合、両者のひずみ値の合計が概ね、図点線で示した曲げひずみと一致することとなる。

拡径鉄筋継手は継手長を短くしており、ひずみ低下曲線の途中で鉄筋がなくなるため、その位置でのひずみは拡径部で受け止めることとなる。この場合、継手長さが短いほど拡径部で負担する引張ひずみは大きくなる。図-9 の実験値は、概ね概念図の通りのひずみ分布となっていることから、このことが裏付けられる。

今回の試験では、鉄筋継手長を 12D と短くしても所要の性能が得られることが分かったが、鉄筋ひずみ分布で示した通り、先端拡径部の引張負担が大きくなることから、その影響については十分に検討されるべきである。

5. まとめ

重ね継手やループ継手の課題を克服するため、先端を

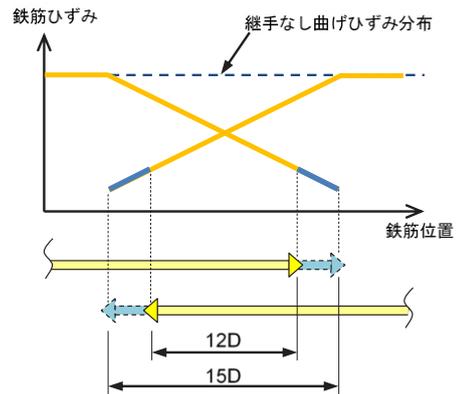


図-10 継手部における引張鉄筋ひずみ分布の概念図

拡径加工した鉄筋を用いた拡径鉄筋継手構造を開発し、継手部の曲げ試験を実施した。本実験の範囲で以下を確認した。

- ① 拡径鉄筋継手は荷重と支間中央変位の関係、引張鉄筋のひずみ挙動、破壊性状の観点からループ継手と同等な曲げ性能を有する。
- ② 拡径鉄筋継手を用いた床版は厚さ 200mm まで小さくしても所要の性能が確保できることが明らかとなった。
- ③ 拡径鉄筋継手の継手長は 12D 以上で所要の性能が得られるが、継手長が短くなることで下面かぶりコンクリートの剥離が発生する。
- ④ 拡径鉄筋継手の継手長を短くすると拡径部における引張力負担が大きくなることを確認した。

本実験により、端部拡径鉄筋を床版継手に用いた場合の、継手の曲げ挙動について検討した。端部拡径部単体の性能 (引張強度、疲労強度など) や、床版継手部の輪荷重繰返し載荷の影響については現在、別途試験を実施しており、実構造への適用を念頭においた検討を進めている。

参考文献

- 1) 社団法人プレストレスト・コンクリート建設業協会：PC床版設計・施工マニュアル (案)

コンクリートパイプクーリングの自動制御に関する研究

Study on the Automatic Control of the Concrete Pipe Cooling

樋口 正典 MASANORI HIGUCHI

佐々木 亘 WATARU SASAKI

谷口 秀明 HIDEAKI TANIGUCHI

土木設計部 村尾 光則 MITSUNORI MURAO

土木技術部 斯波 明宏 AKIHIRO SHIBA

コンクリート構造物における確実な温度ひび割れ制御を目的として、パイプクーリングにおける温度解析精度向上と自動制御について検討を行った。温度解析精度向上については、パイプ壁面での熱伝達率が既往の研究での値と大差ないこと、セメントの水和熱については温度依存性を考慮する必要があることを確認した。パイプクーリングの自動制御については、打込み後のコンクリート温度をもとにパイプクーリングの水温を自動制御する装置を試作し、自動制御が可能であることを実証した。

キーワード: コンクリート, パイプクーリング, 自動制御, 水和熱, 熱伝達率

This paper describes the improvement of accuracy in thermal analysis and automatic control in the pipe cooling for the purpose of reliable thermal crack control in concrete structures. In the analytical accuracy, the following results were obtained; 1) Heat transfer rate in the pipe wall has no much difference as compared with the value in the previous studies, 2) It is necessary to consider the temperature dependence of heat of hydration of cement. In the automatic control of the pipe cooling, the prototype device that control water temperature of the pipe cooling automatically based on temperature of the placed concrete demonstrated that automatic control is totally feasible.

Key Words: Concrete, Pipe Cooling, Automatic Control, Heat of Hydration, Heat Transfer Rate

1. はじめに

セメントの水和熱に起因する温度ひび割れの発生が懸念されるコンクリート構造物に対しては、ひび割れ発生の有無やひび割れが構造物の性能に与える影響を事前に照査し、適切な対策を講じる必要がある。しかしながら、事前の照査では、標準的な物性値や打込み時に想定される環境条件などを用いた照査となり、それらに変化が生じた場合には計画した制御効果が得られない可能性もある。また、一般的な温度ひび割れ制御対策¹⁾を図-1に示すが、そのほとんどが設計や施工計画の段階において決定され、実施されるもので、実際の施工時における条件変化にはほとんど対応できない。そこで、より確実な温度ひび割れ制御を行うため、コンクリート打込み後においても運転制御が可能なパイプクーリングに着目し、施工時における温度ひび割れ制御について検討を行った。

パイプクーリングとは、あらかじめコンクリート中に

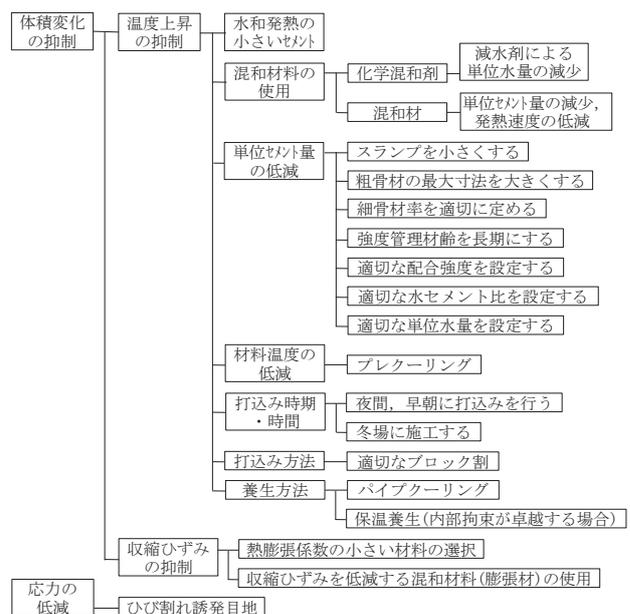


図-1 温度ひび割れ制御対策¹⁾

埋め込んだパイプの中に水や空気を流して、打込んだ後のコンクリートを冷却する方法である。一般には、事前の温度応力解析によって決定された条件で運転が行われるが、コンクリート温度の計測データを参考にして、技術者が手動で温度や流量などを調整することも可能である。ただし、最も調節が必要になる温度上昇時は夜間になることが多く、手動での十分な管理・調整は困難と考えられる。また、アラーム機能などを用いた遠隔操作も可能と考えられるが、タイムラグが大きく、急激な変化に対しては対応できない可能性がある。

本研究では、事前解析の精度をできるだけ上げ、施工時における変動を調節可能な範囲に収めるために、パイプクーリングの温度解析において特に重要となる、パイプ壁面での熱伝達率について検証を行い、パイプ中を流れる水や空気の温度や流量がコンクリートの冷却効果に及ぼす影響について検討を行った。また、施工時におけるパイプクーリングの自動制御を目的として、打込み後のコンクリート温度をもとにパイプクーリングの水温を自動制御する装置を試作し、その検証試験を行った。

2. パイプクーリング試験

(1) 試験概要

コンクリート打込み後にパイプクーリングの運転制御を行う場合、施工時における変動を調節可能な範囲に収めるため、事前解析の精度をできるだけ上げておく必要がある。そこで、パイプクーリングの温度解析において特に重要となる、パイプ壁面での熱伝達率について試験を行った。

試験は、図-2に示すような供試体を用いて、パイプに水や空気を流して冷却した時のコンクリート温度を計測し、逆解析によってパイプ壁面での熱伝達率を求めた。供試体におけるコンクリート部分の形状は 376×376×1400mm であり、外周を厚さ 12mm の合板と厚さ 200mm の断熱材で覆い、断熱を行った。断熱材は発泡スチロールを使用した。試験はパイプ中に水を流す水冷試験と、

空気を流す空冷試験を実施した。

水冷試験では、一般に 1 インチ程度の鋼管が使用されることから、外径 38.1mm、内径 34.9mm の電縫鋼管を使用した。空冷試験では、冷却効率と実績²⁾から、外径 83mm、内径 80mm のスパイラルシース管を使用した。温度計測位置は、図-2にも示すように、パイプ外面、型枠の内壁面、内壁面から 100mm の中間位置の 3 点とした。また、使用したコンクリートの水和発熱特性を確認するために、パイプを設置せず冷却を行わない供試体についても同時に試験を行った。その場合は、パイプ外面に代わり供試体の中心位置で温度計測を行った。

コンクリートは、早強ポルトランドセメントを使用した呼び強度 40 のレディーミクストコンクリートを使用した。配合条件を表-1に示す。また、水冷および空冷試験における冷却条件を表-2に示す。水冷試験における流速については、一般的な流量が 10~20l/min であることから、流量として 15l/min を設定した。空冷試験における流速については、実施が可能と考えられる範囲で 3 水準を設定した。

表-1 コンクリートの配合条件

呼び強度	スランプ (cm)	粗骨材の最大寸法 (mm)	水セメント比 (%)	細骨材率 (%)	空気量 (%)	単位量(kg/m ³)	
						セメント(早強)	水
40	12	20	47.4	45.9	4.5	353	167

表-2 パイプクーリングの冷却条件

	設定温度(実温度)	設定流速(実流速)
水冷試験	25℃(平均 25.8℃)	26.1cm/s(平均 26.1cm/s)
空冷試験	外気吸引 (-0.1~10.2℃)	2.0m/s(平均 2.1m/s)
		7.5m/s(平均 7.6m/s)
		15m/s(平均 15.2m/s)

逆解析は、2次元有限要素法による温度解析とし、解析モデルは、長手方向に直交する断面を、断熱材を含めて 1/4 のみモデル化した。パイプクーリング供試体の解析モデルを図-3に示す。なお、逆解析を行う上で、合板と断熱材を個別に扱うことは難しいため、合板は断熱材の一部としてモデル化した。



図-2 供試体の概要図

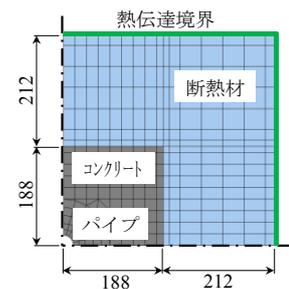
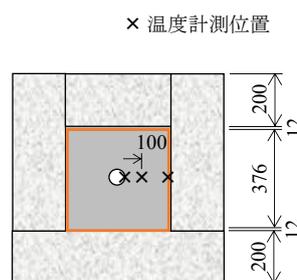


図-3 解析モデル

(2) コンクリートおよび断熱材の熱特性

パイプを設置せず冷却を行わなかった供試体での試験結果を用い、逆解析によってコンクリートおよび断熱材の熱特性を求めた。その結果を表-3に示す。表中には、参考として標準的な値も併記したが、コンクリートの熱特性値の標準値は、コンクリート標準示方書[設計編]³⁾に示される値であり、断熱材に使用した発泡スチロールの熱伝導率の標準値は、コンクリート標準示方書[設計編]²⁾に示される熱伝達率の参考値から算出したもので、外気にふれる面の熱伝達率 6W/m²°C (シート) と発泡スチロール (厚さ 50mm) +シートの熱伝達率 2W/m²°Cを用い、修正熱伝達率の式³⁾から逆算したものである。

逆解析に用いたコンクリートの断熱温度上昇式は、日本コンクリート工学会の提案¹⁾する式(1)を用いた。ここに、tは材齢(日)、Q(t)は材齢t日までの断熱温度上昇量(°C)、Q_∞は終局断熱温度上昇量(°C)、rは断熱温度上昇速度に関する係数、t_{0,Q}は発熱開始材齢(日)である。

$$Q(t)=Q_{\infty}[1-\exp\{-r(t-t_{0,Q})\}] \quad (1)$$

表-3 コンクリートおよび断熱材の熱特性の推定値

		断熱温度上昇式		水和発熱モデル		標準値(参考)		
		水冷	空冷	水冷	空冷	水冷	空冷	
コンクリート	打込み温度(°C)	33.2	16.8	33.2	16.8	33.2	16.8	
	密度(kg/m ³)	2330		2330		2330		
	比熱(kJ/kg°C)	1.22		1.13	1.14	1.15		
	熱伝導率(W/m°C)	2.7		2.7		2.7		
	水和発熱特性	Q _∞ (°C)	55.3	55.9	岸モデル ⁴⁾		60.3	61.9
		r	4.38	1.99			2.97	1.75
t _{0,Q} (日)		0.104	0.214	0			0	
断熱材	初期温度(°C)	34.0	11.4	34.0	11.4	34.0	11.4	
	密度(kg/m ³)	34		34		34		
	比熱(kJ/kg°C)	1.25		1.25		1.26		
	熱伝導率(W/m°C)	0.0741		0.0741		0.15		
	熱伝達率(W/m ² °C)	14.0	7.6	14.0	7.6	14	8	

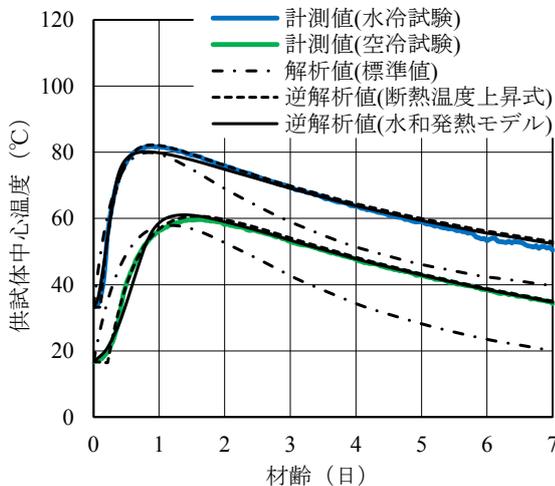


図-4 無冷却供試体における計測値と解析値の比較

水和発熱モデルは、岸らが提案する複合水和発熱モデル⁴⁾を使用した。本モデルは、セメントの水和反応を構成鉱物ごとに記述し、鉱物組成の違いとして表現した水和発熱モデルであり、鉱物反応ごとに異なる温度依存性を反映して、任意の温度履歴に対応したものである。

計測値と解析値の比較を図-4に示す。断熱温度上昇式および水和発熱モデルを用いた逆解析値と計測値は非常に良く一致しており、精度よく逆解析が行われていることがわかる。また、標準値を用いた解析では、最高温度に達するまでの昇温過程は一致するが、降温過程が異なることがわかる。

(3) パイプ壁面での熱伝達率

パイプクーリング供試体での試験結果を用い、逆解析によってパイプ壁面での熱伝達率を求めた。コンクリートおよび断熱材の熱特性は、表-3に示す推定値を用いた。

水冷試験における熱伝達率の推定結果を図-5に示す。図中の実線は、田辺らが提案する熱伝達率と流速の関係⁵⁾で、式(2)で表される。ここに、hはパイプと水との境界における熱伝達率(kcal/m²h°C)、uは水の流速(cm/s)である。

$$h=4.75u+43.0 \quad (2)$$

水冷試験におけるパイプ壁面での熱伝達率は、断熱温度上昇式を用いた場合で 337W/m²°C、水和発熱モデルを用いた場合で 159W/m²°Cと推定され、水和発熱モデルを用いた方が小さい値を示した。これは、水和発熱モデルが温度依存性を考慮したもので、放熱に伴う温度低下に対応しているためと考えられる。また、田辺の式との比較では、水和発熱モデルを用いた方が比較的近い値を示

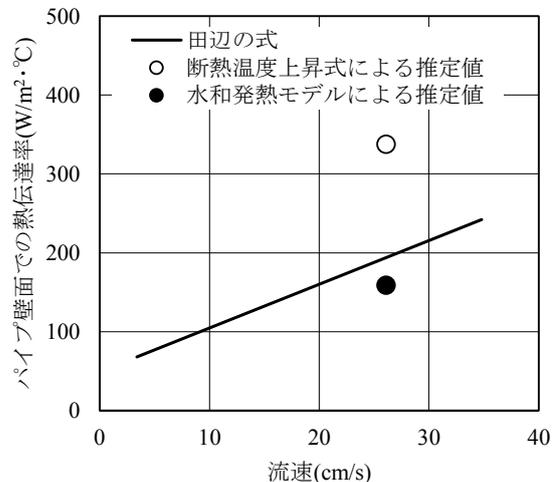


図-5 水冷試験における熱伝達率の推定結果

した。ただし、計測値と解析値の比較を図-6 に示すが、いずれの発熱特性を用いた場合でも、田辺の式から得られる熱伝達率を用いた場合との差は小さく、ピーク温度で2~3℃の差である。このことから、温度解析に使用するパイプと水との境界の熱伝達率については、田辺の式が適用できることが確認できた。

空冷試験における熱伝達率の推定結果を図-7 に示す。図中の破線は、コンクリート標準示方書[設計編]³⁾に示される、コンクリートの露出面における熱伝達率の参考値から算出したもので、風速 2~3m/s の場合は 12~14W/m²℃で、風速 1m/s 当たり 2.3~4.6W/m²℃程度増加するという条件を満足する範囲を示したものである。三厨ら⁶⁾は、空気を用いたパイプクーリングでは、このコンクリート露出面における熱伝達率と風速の関係が適用できるとしている。

空冷試験におけるパイプ壁面での熱伝達率は、水と発熱モデルを用いた場合に比べて、断熱温度上昇式を用いた場合に大きな値を示し、水と発熱モデルを用いた場合

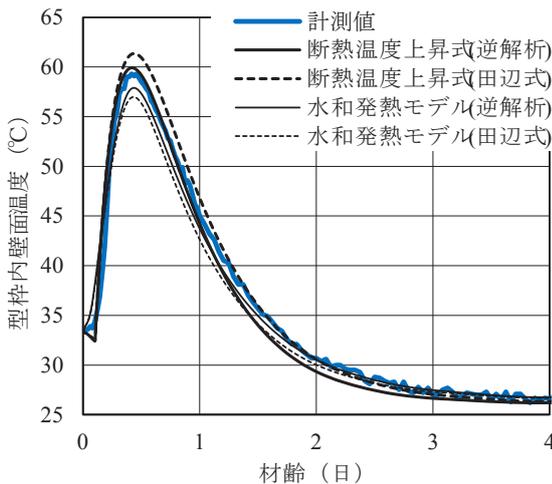


図-6 水冷試験における計測値と解析値の比較

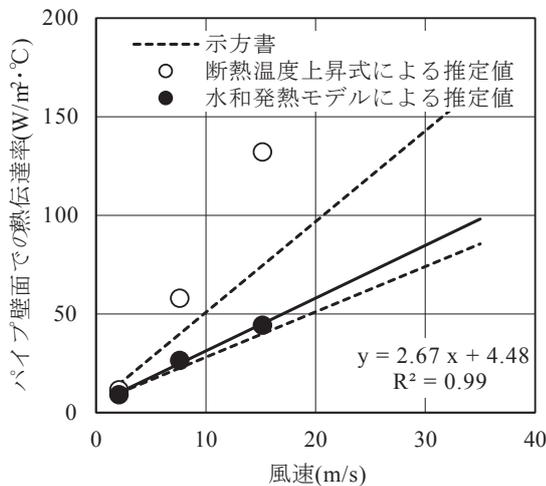


図-7 空冷試験における熱伝達率の推定結果

には示方書での参考値の範囲内にあるが、断熱温度上昇式を用いた場合には大きく外れる結果となった。これは、水冷試験での結果と同様で、水と発熱モデルが温度依存性を考慮したもので、放熱に伴う温度低下に対応しているためと考えられる。このことから、パイプクーリングの温度解析では、クーリングによる温度変化も考慮する必要があり、特に温度依存性を考慮した水と発熱モデルを適用する必要があるものとする。

また、今回の試験で得られた、パイプと空気との境界における熱伝達率 h_{air} (W/m²℃)と風速 u_{air} (m/s)の関係は式(3)で表され、コンクリート標準示方書に示される、コンクリート露出面での熱伝達率と風速の関係が適用できることが確認できた。

$$h_{air}=2.67u_{air}+4.48 \quad (3)$$

(4) クーリング温度や流量が冷却効果に及ぼす影響

パイプ中を流れる水や空気の温度や流量がコンクリートの冷却効果に及ぼす影響を確認するために感度解析を行った。コンクリートや環境条件は水冷試験と同様とし、コンクリートの水と発熱特性は、岸らが提案する複合水と発熱モデル⁴⁾を使用した。また、解析モデルは図-3 を使用し、パイプ壁面での熱伝達率は式(2)および式(3)を用いて算出した。

パイプクーリングにおける水の温度と流速がコンクリートの冷却に及ぼす影響を図-8 に、空気の温度と流速がコンクリートの冷却に及ぼす影響を図-9 に示す。なお、ここでの内壁面は図-2 における型枠の内壁面を指す。

この結果から、水や空気の温度が低いほど、また流量が多いほど、冷却効果は高くなることがわかる。ただし、

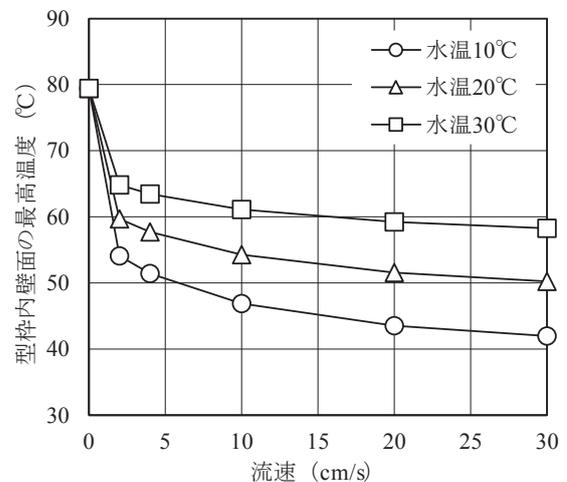


図-8 パイプクーリングにおける水の温度と流速がコンクリートの冷却に及ぼす影響

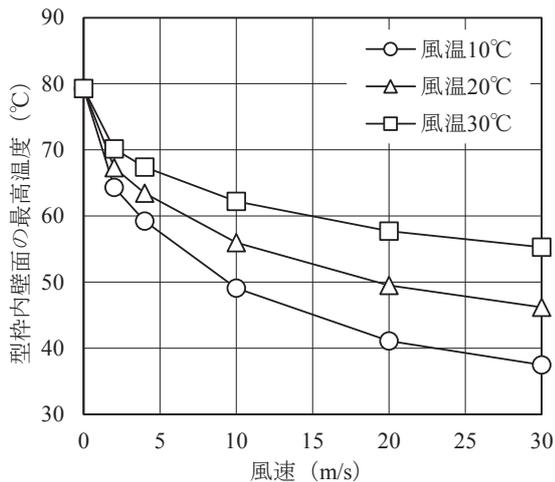


図-9 パイプクーリングにおける空気のと風速がコンクリートの冷却に及ぼす影響

流量については、ある程度以上の流量で効果が頭打ちになる傾向があり、それは水冷において顕著である。前述の水冷試験では、パイプ壁面での熱伝達率が大きく変化しても、効果に大きな差が生じない結果が得られたが、この頭打ち現象が影響していることが考えられる。

3. パイプクーリングの自動制御に関する検討

パイプクーリングの運転条件は、一般に事前の温度応力解析によって決定されるが、その際に想定した物性値や環境条件が施工時になって変化した場合には、計画した制御効果が得られない可能性もあり、水や空気の温度や流量の調整が必要になることもある。

そこで、より迅速かつ確実な制御を目指し、パイプクーリングの自動制御について検討を行った。

(1) パイプクーリング水温自動制御装置の試作

より一般的な水を用いたパイプクーリングを対象とすれば、前述の感度解析の結果からも明らかなように、流量の効果には頭打ちがあり、流量よりも水温を制御した方が効率は良い。そこで、装置の単純化も考慮し、パイプクーリングの水温を自動制御する装置を試作した。装置の概要図を図-10に示す。

本装置は、躯体コンクリートにおける代表的な温度を計測し、その温度が設計時に想定された温度を上回らないように、パイプクーリングの水温を自動制御する装置である。その特徴としては、①完全自動制御のため迅速かつ確実な制御が可能で、省力化も図れる、②制御効率のよい水温制御を採用した、③常温水に低温水を混合する、電動混合3方調節弁を用いた冷水混合方式による水

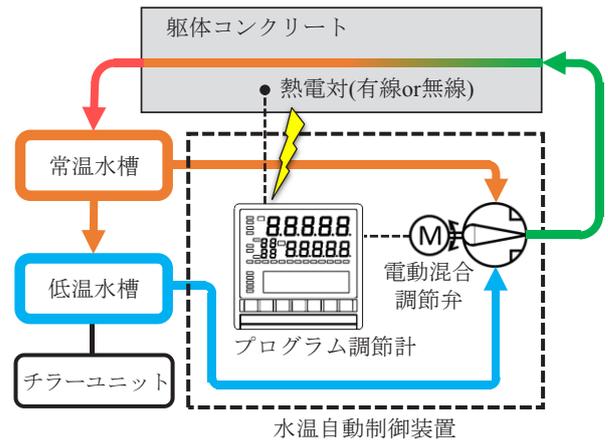


図-10 パイプクーリング水温自動制御装置の概要図

温制御を採用することによって、水温調節のレスポンスを高めた、④躯体コンクリートの温度が最高温度に到達した後は、常に常温水が循環し、常温水槽の水温も徐々に上昇することから過冷却を防止できる、などが挙げられる。

一方、本装置を適用する上での留意点としては、水温の調節幅を確保する必要があり、常温水と低温水の温度差が小さくなる冬期は適用が困難である。また、設計段階では常温水でのクーリングを前提とする。

(2) 試作装置の性能確認試験

試作したパイプクーリング水温自動制御装置の性能確認試験を行った。供試体は図-2を使用し、温度計測位置も同一とした。低温水の温度は10°C、冷却水の流量は15 l/minに設定した。試験状況を写真-1に示す。

供試体の温度計測結果を図-11に示す。図中の赤線は型枠内壁面における設定温度で、この温度をもとに通水温度の制御を行う。すなわち、型枠内壁面における温度が、この設定温度を超えると低温水が混合され、通水温度が低下することになるが、最高温度到達後は過冷却を防止するために最高温度を維持する設定としている。

計測結果を見ると、型枠内壁面での温度が設定温度を上回ると通水温度が低下し、設定温度を下回ると通水温度

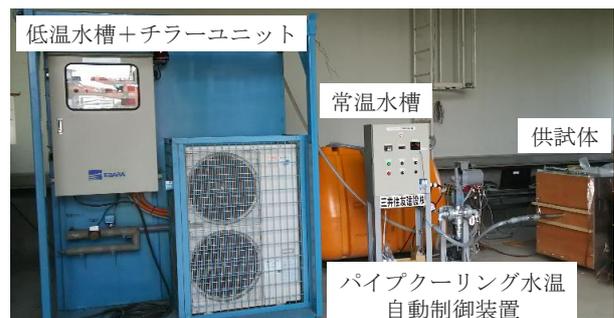


写真-1 試験状況

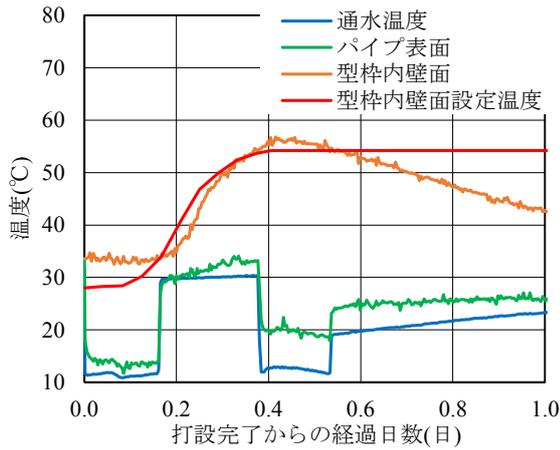


図-11 供試体の温度計測結果

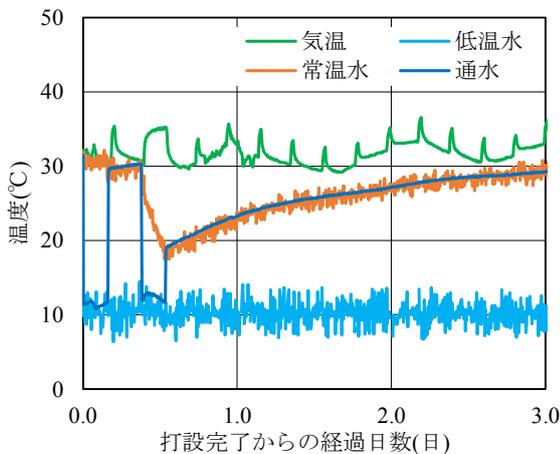


図-12 気温と水温の計測結果

度が上昇していることがわかる。このことから、装置は正常に動作しており、自動制御の可能性が確認できる。一方、設定温度を超えた段階で通水温度が下がるため、実際の温度は設定温度よりも少し高くなるのがわかる。そのため、設定温度は目標温度よりも小さく設定する必要がある。その程度については、諸条件によって異なると考えられるが、 -5°C 程度と考える。なお、今回の試験では、前述の水冷試験での計測値(図-6)から 5°C を差し引いた値を設定値としている。

また、気温と水温の計測結果を図-12に示すが、設定温度以下で、最高温度に達した後は、常温水の循環によって通水温度が徐々に上昇する傾向を示し、過冷却を防止する効果が確認できた。

4. まとめ

今回得られた知見を以下に示す。

- ① パイプクーリングにおける解析精度の向上を目的として、パイプ壁面での熱伝達率について試験を行った結果、パイプと水との境界の熱伝達率については田辺の式⁵⁾が、パイプと空気との境界における熱伝達率に

については、コンクリート標準示方書[設計編]³⁾に示される、コンクリート露出面での熱伝達率と風速の関係が適用できることが確認できた。なお、今回の試験で得られた、パイプと空気との境界における熱伝達率 h_{air} ($\text{W}/\text{m}^2\text{C}$)と風速 u_{air} (m/s)の関係は次式で表される。

$$h_{\text{air}}=2.67u_{\text{air}}+4.48$$

- ② パイプクーリングの感度解析を行った結果、水や空気の温度が低いほど、また流量が多いほど、冷却効果は高くなることがわかった。ただし、流量については、ある程度以上の流量で効果が頭打ちになる傾向があり、それは水冷において顕著である。したがって、水を用いたパイプクーリングの場合、流量よりも水温を制御した方が効率は良い。
- ③ 躯体コンクリートにおける代表的な温度を計測し、その温度が設計時に想定された温度を上回らないように、パイプクーリングの水温を自動制御する装置を試作し、その性能確認試験を実施することによって、自動制御が可能であることを実証した。今回試作した装置の特徴は、常温水に低温水を混合する、電動混合3方調節弁を用いた冷水混合方式による水温制御を採用することによって、水温調節のレスポンスを高めたところにあるが、水温の調節幅を確保する必要があり、常温水と低温水の温度差が小さくなる冬期は適用が困難である。また、設計段階では常温水でのクーリングを前提とすることに留意する必要がある。

参考文献

- 1) 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 2008, 2008.11
- 2) 小坂寛巳, 山口正晃, 竹内 光, 樋口正典：張出し式PC橋りょう柱頭部への高流動コンクリートの適用, コンクリート工学, Vol.33, No.6, pp.36-43, 1995.6
- 3) 土木学会：2012年制定 コンクリート標準示方書[設計編], 2012
- 4) 岸 利治, 前川宏一：ポルトランドセメントの複合水和発熱モデル, 土木学会論文集, No.526, V-29, pp.97-109, 1995.11
- 5) 田辺忠顕, 山川秀次, 渡辺 朗：パイプクーリングにおける管壁面の熱伝達率の決定ならびに冷却効果の解析, 土木学会論文報告集, 第343号, pp.171-179, 1984.3
- 6) 三厨晋也, 小坂寛巳, 山口正晃, 吉田光男：PC鋼線用シースを利用した空気によるパイプクーリング工法, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.1, 1995

ジオポリマーの研究動向の調査と基礎実験結果

- アルカリ水比がジオポリマーモルタルの圧縮強度に与える影響 -

Researches Trend and Experimental Results about Fundamental Characteristics of Geopolymer

- Influence of the Molar Ratio of Alkali Metals to H₂O on Compressive Strength of Geopolymer Mortar -

恩田 陽介 YOSUKE ONDA

佐々木 亘 WATARU SASAKI

谷口 秀明 HIDEAKI TANIGUCHI

環境負荷低減に資する建設材料技術のひとつにジオポリマーがある。ジオポリマーモルタルの開発にあたって、ジオポリマーの研究開発の動向を調査し、その特徴をとりまとめた。次いで、水ガラスの成分比率がジオポリマーモルタルの流動性および圧縮強度に与える影響について実験を行った。実験の結果、流動性に与える水ガラスの成分比率や単位量の影響は小さいこと、アルカリ金属と水分子のモル比と圧縮強度の関係に与える水ガラスの成分比率や単位量の影響は小さいこと、ジオポリマーモルタルの強度発現性に与える養生温度の影響はセメント系材料で一般的に用いられる積算温度では評価が難しく、高い温度依存性を有していると考えられることなどがわかった。

キーワード：ジオポリマー、ジオポリマーモルタル、圧縮強度、積算温度

Geopolymer is one of construction materials that contribute to reduce environmental impacts. In the development of geopolymer mortar, we investigated the trend of studies on geopolymer and summarized characteristics of geopolymer. Additionally, we examined the influence of component proportion of water glass on fluidity and compressive strength of geopolymer mortar. The followings are obtained; 1) The component proportion and unit quantity of water glass had a small influence on the fluidity of geopolymer mortar. 2) The component proportion and unit quantity of water glass had a small influence on the relationship between the molar ratio of alkali metals and H₂O and compressive strength of geopolymer mortar. 3) The strength development of geopolymer mortar has higher temperature dependency than cementitious materials, but does not show any significant dependency on accumulated temperature commonly used to cementitious materials.

Key Words: geopolymer, geopolymer mortar, compressive strength, accumulated temperature

1. はじめに

2015年に開催された気候変動枠組条約第21回締約国会議において、2020年以降の温暖化対策の国際枠組みを定めたパリ協定が採択された¹⁾。我が国では、パリ協定を踏まえた地球温暖化対策計画が閣議決定された²⁾。これに対応すべく、日本建設業連合会が、温室効果ガスの一つであるCO₂排出量削減対策が重要であるとの認識のもと、1996年に「建設業の環境自主行動計画」を策定している³⁾。建設業界全体の積極的な取り組みにより、

2012年度目標「施工段階におけるCO₂排出量の原単位で1990年度比13%削減」を達成し、「2020年までに施工段階におけるCO₂排出量の原単位で1990年度比20%削減」、「2030年までに同25%削減」の達成に向けた活動がなされている。

コンクリート構造物の建設においては、CO₂削減策として、使用するセメントの使用量の削減、コンクリートの耐久性の向上、高性能化、リサイクル材料の使用など、設計、材料、施工、維持管理、解体段階でさまざまな対策が検討されている。また、材料製造、施工および輸送

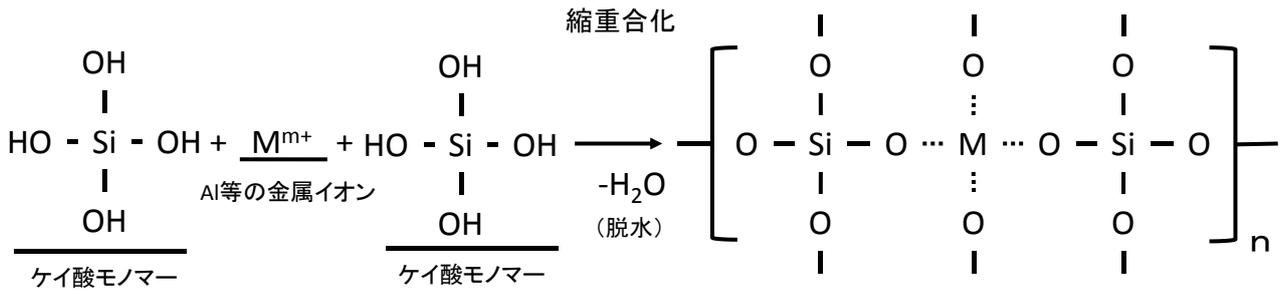


図-1 ジオポリマーの硬化概念図^{10), 11)}

表-1 水ガラスの JIS 規格

	JIS1 号	JIS2 号	JIS3 号
外観	水あめ状の無色ないしわずかに着色した液体		
比重 (15°CBe)	-	54 以上	40 以上
SiO ₂ (%)	35~38	34~36	28~30
Na ₂ O (%)	17~19	14~15	9~10
Fe (%)	0.03 以下	0.03 以下	0.02 以下
水不溶分 (%)	0.2 以下	0.2 以下	0.2 以下

に関する CO₂ の排出割合は、それぞれ、71%、23%、および 6%であり、材料関連の 30%削減は、全体で 21%の削減に相当するとする報告⁴⁾もある。特に、ポルトランドセメントの製造には原料として他産業で発生した廃棄物や副産物が利用され、最終処分場への負担軽減に大いに貢献しているが、その一方で、製造時のエネルギー由来の CO₂ 以外に、原料由来の CO₂ 排出が避けられない⁵⁾。

このため、近年では、ポルトランドセメントの一部または大部分を高炉スラグ微粉末やフライアッシュなどの副産物で置換したコンクリートの利用拡大を目的とした研究活動が盛んになっている⁶⁾。著者らも、混和材による環境負荷低減⁷⁾、ASR 抑制⁸⁾、耐塩害性⁹⁾等を図る研究開発や、高炉スラグ微粉末やフライアッシュを用いたコンクリートの地下連続壁や PC 床版等への適用を進めてきた。

また、結合材にセメントを使用しないコンクリートとして、ジオポリマーを用いたコンクリートの研究開発が進められている。ジオポリマーとは、活性フィラーとケイ酸アルカリ溶液からなる結合材であり、ジオポリマーの硬化反応は、ポルトランドセメントの水和反応とは異なる。ジオポリマーは、活性フィラーに含まれるケイ素やアルミニウム等の金属イオンがケイ酸アルカリ溶液と接することで、脱水を伴いながら縮重合化することにより硬化する(図-1)^{10), 11)}。1970 年代にフランスの材

料学者 Davidovits がメタカオリン(粘土の焼成物であり、無機質、シリカやアルミニウムを含む)をケイ酸アルカリ性溶液と混合し、無機重合による固化体を得る手法を発見した¹⁰⁾。そこから、ケイ酸ポリマーの重合化による結合材をジオポリマーと命名し、これによる固化体の製造方法をジオポリマー法としたことからジオポリマーの研究は始まっている。

本稿では、ジオポリマーの研究の動向を調査し、その特徴を取りまとめるとともに、ジオポリマーモルタルの基礎的性質に対する水ガラスの成分比率の影響に関して実験を行った。

2. ジオポリマーの研究動向に関する調査

本章では、ジオポリマーの既往研究を調査し、とりまとめた。なお、本章で用いた図表は、既往文献を元に著者らが再作成したものである。

(1) 使用材料および配合

ジオポリマーの主要な構成材料はケイ酸アルカリ溶液と活性フィラーで、セメントコンクリートと同様に、これに骨材を混合し、モルタルおよびコンクリートを製造できる¹²⁾。

a) ケイ酸アルカリ溶液

使用されるケイ酸アルカリ溶液は、ケイ酸ナトリウ

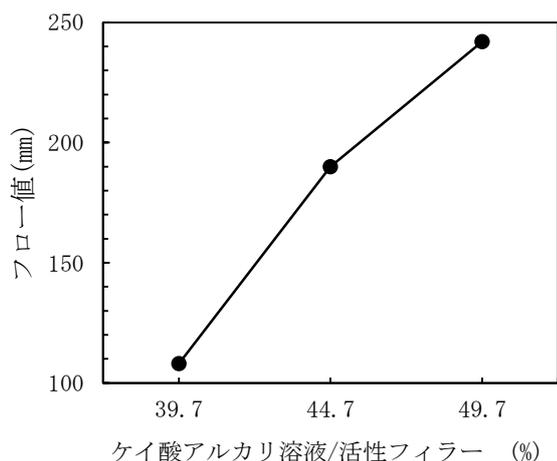


図-2 ジオポリマーモルタルのフロー (文献¹⁴⁾より再作図)

ム水溶液（以下、水ガラス）やケイ酸カリウム水溶液であるが、特に水ガラスを使用した研究が多い。水ガラスは SiO_2 と Na_2O がさまざまな比率で混合している液体で、JIS K 1408 では、表-1 に示す混合比率が 1～3 号として規格化されている。 SiO_2 と Na_2O 以外の成分はほとんどが水である。

また、アルカリ源として NaOH や KOH 等¹³⁾も併せて用いられることが多い。ジオポリマー中の Na や K 等のアルカリ金属原子の総量と H_2O 分子の総量のモル比（以下、アルカリ水比）は、ジオポリマーの強度に影響を与える主要な要因であるとされる¹³⁾。詳しくは後述するが、アルカリ水比を高くするとジオポリマーの強度が高くなると報告されている。

これ以降においてはケイ酸アルカリ溶液とは水ガラスやケイ酸カリウム水溶液を水で希釈し、アルカリ源を添加したものを指す。

b) 活性フィラー

活性フィラーには、主にアルミナやシリカを含む粉体が用いられる。使用される活性フィラーとして、前述のメタカオリンのほか、フライアッシュや高炉スラグ微粉末等がある¹⁴⁾。また、主にコスト面の改善等を目的に、不活性フィラー（強度発現に寄与しない鉱物粉体や廃棄物粉体等）の利用もされている¹¹⁾。

c) 骨材

ジオポリマーと組み合わせて用いる骨材には、一般のセメントモルタルやセメントコンクリートに用いられ

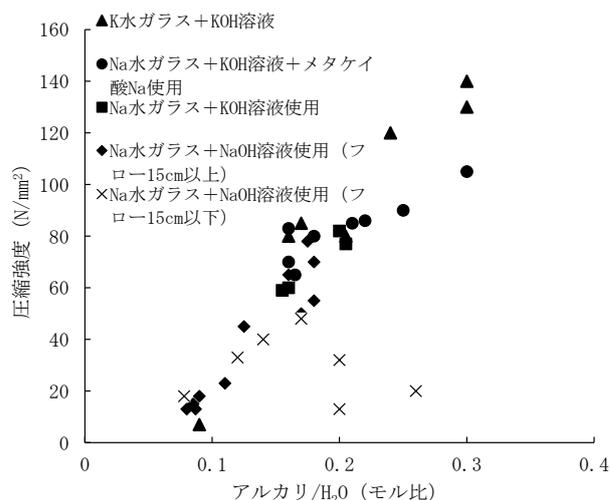


図-3 ジオポリマーモルタルの強度 (文献¹³⁾より再作図)

ているものがそのまま使用可能である。骨材によってはアルカリシリカ反応の発生が懸念されるが、アルカリ環境下で骨材から溶出するシリカがジオポリマーの材料である水ガラスの成分と同じであるため、生成されたシリカが材料として固化反応に寄与し、セメントコンクリートのように膨張性の生成物が生成しないとする報告もある¹⁵⁾。

(2) ジオポリマーの品質

ジオポリマーの流動性および可使用時間、強度発現性、収縮、耐久性に関する一般的な見解を、以下に述べる。

a) 流動性および可使用時間

ジオポリマーの流動性は、セメントモルタルやセメントコンクリートと同様な試験方法により確認されている。たとえば、一宮ら¹⁴⁾は、図-2 に示すように、活性フィラーの質量に対するケイ酸アルカリ溶液の質量を変化させ、モルタルフローとの関係を調べている。これによれば、活性フィラーに対するケイ酸アルカリ溶液の質量比を高くすることで、ジオポリマーモルタルのフロー値も大きくできることがわかる。

ジオポリマーモルタルの可使用時間は、セメントに比べ短い傾向にあるが、原田ら¹⁶⁾は活性フィラーに用いる高炉スラグ微粉末の粒度をで調整することで可使用時間を長くすることができることを確認している。

b) 強度発現性

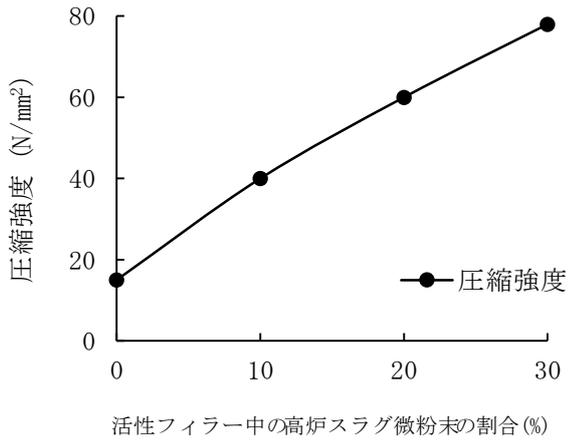


図-4 圧縮および曲げ強度と高炉スラグ微粉末置換率の関係 (文献¹⁴)より再作図)

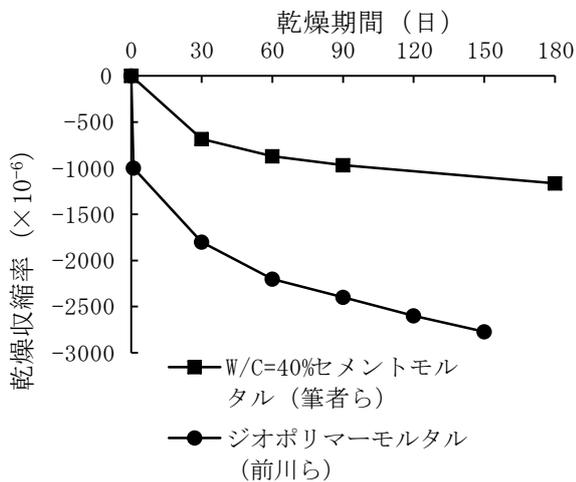


図-5 ジオポリマーモルタルとセメントモルタルの収縮 (文献¹⁸)より再作図)

上原ら¹³⁾は、図-3に示すとおり、ケイ酸カリウムと水酸化カリウムを組み合わせたケイ酸アルカリ溶液を用いたジオポリマーモルタルを80℃の電気炉で6時間養生を行った試験体から最大圧縮強度140N/mm²の固化体を得ている。その結果からジオポリマーモルタルの圧縮強度がアルカリ水比と相関が高いことを見出している。また、一宮ら¹⁷⁾は、フライアッシュをベースとし一部を高炉スラグ微粉末で置換した活性フィラーを用いて、ジオポリマーモルタルを作成し、昇温速度13.3℃/h、最高温度60℃にて3時間保持、降温速度13.3℃/hの蒸気養生を行い、その後材齢7日で圧縮強度試験を実施している。その結果、図-4に示すように高炉スラグ微粉末の置換率を高くするとジオポリマーモルタルの圧縮強度が高くなることを確認している。

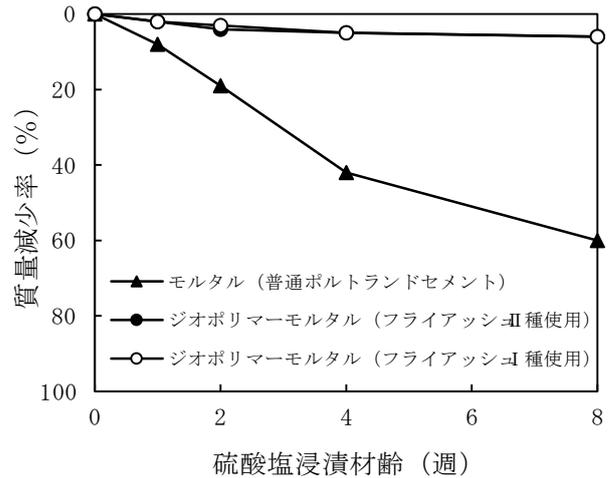


図-6 ジオポリマーの耐硫酸塩性 (文献¹⁶)より再作図)

なお、ジオポリマーの強度発現には、蒸気養生が必要であるとする報告¹⁴⁾がある。

c) 収縮

ジオポリマーは脱水を伴う縮重合反応によって硬化するため、硬化時の収縮が大きい¹¹⁾。一例として、前川ら¹⁸⁾が実施したジオポリマーモルタルの乾燥集収縮試験の結果と、筆者らが実施したセメントモルタルの乾燥収縮試験の結果¹⁹⁾を比較すると、図-5に示すとおり、ジオポリマーモルタルの収縮率は乾燥約150日で約2700×10⁻⁶と、セメントモルタルの約2.5倍の大きさとなっている。この収縮が硬化に伴うものか単に乾燥に伴うものかは明らかではないが、いずれにせよ、ジオポリマーはセメントに比べて収縮の大きい材料であり、実用化を図るうえで大きな課題の一つであると考えられる。

d) 耐久性

セメント系材料がCaを主体とし、SiやAlを含んでいる材料であるのに対して、ジオポリマーはSiやAlを主成分としている。そのため、Caを有していないジオポリマーでは、Caに起因する劣化現象に対して高い抵抗性を持つ。たとえば、原田ら¹⁵⁾は5%の硫酸溶液にジオポリマーモルタルを浸漬し、その質量変化からジオポリマーモルタルの耐硫酸性を評価している。その結果では、図-6に示すように、セメントモルタルに比べ、ジオポリマーモルタルの質量変化は小さく、ジオポリマーモルタルが高い耐硫酸抵抗性を有していることを示している。また、同文献においてアルカリ骨材反応に対しても有効であると報告されている。その他、上原ら²⁰⁾は、フライアッシュと高炉スラグ微粉末を活性フィラーとしたジオポリマーコンクリートについて、アルカリ水比が大きいほど、活性フィラー中の高炉スラグ微粉末の割合

表-2 使用材料

材料		記号	物性等
ケイ酸アルカリ溶液	水	W	上水道水
	水ガラス	JIS1号相当	Wg1 密度1.58g/cm ³ , SiO ₂ 32.4%, Na ₂ O15.5%
		JIS3号相当	Wg3 密度1.40g/cm ³ , SiO ₂ 29.1%, Na ₂ O9.4%
		JIS規格外品	Wg5 密度1.32g/cm ³ , SiO ₂ 25.6%, Na ₂ O7.07%
アルカリ源		AL	NaOH 純度95%以上
活性フィラー	フライアッシュ I 種	FA	密度2.44g/cm ³ , 比表面積5950cm ² /g
	高炉スラグ微粉末	BS	密度2.9g/cm ³ , 比表面積4380cm ² /g
細骨材	砕砂	S	密度2.63g/cm ³

表-3 配合

配合	アルカリ水比	ケイ酸アルカリ溶液 / 活性フィラー	単位量 (単位: kg/m ³)								
			ケイ酸アルカリ溶液					活性フィラー		S	
			W	Wg1	Wg3	Wg5	AL	FA	BS		
WG1	0.196	0.50		100							
WG3	0.162	0.50	99		100			46	441	49	1507
WG5	0.148	0.50				100					
WG3-0.1	0.188	0.50	83		112			50	441	49	1504
WG5-0.1	0.186	0.50	67			127		51	441	49	1500

が大きいほど、塩化物イオンの侵入に対する抵抗性は高いことを確認している。なお、中性化については、セメントコンクリートの評価に使用されるフェノールフタレイン溶液による試験方法では評価が難しいと報告されている^{15), 21)}。

3. ジオポリマーモルタルの基礎実験

文献調査の結果より、使用されるケイ酸アルカリ溶液は、粘性が高い JIS 1 号相当の水ガラスを水で希釈して用いる場合¹⁴⁾や、粘性が小さい JIS 2 号の水ガラスを希釈せず用いる場合¹⁸⁾等、研究者により様々であることがわかった。しかし、ケイ酸アルカリ溶液中に存在する水ガラス中の水もしくは別途加えた水は、ジオポリマーの流動性や強度発現に影響を与えられとされる。しかし、水ガラスを構成する成分の比率がジオポリマーモルタルの強度発現に与える影響は必ずしも明らかになっていない。そこで、成分比率の異なる水ガラスを用いてジオポリマーモルタルを製作し、その比率がジオポリマーモルタルの流動性や圧縮強度に与える影響について検討を行った。また、養生温度が圧縮強度発現性に与える影響についても併せて確認した。

(1) 使用材料および配合

使用材料を表-2 に示す。ケイ酸アルカリ溶液は水ガラス、水およびアルカリ源を用いて作製した。水ガラスは JIS 1 号相当品、3 号相当品および JIS 規格外品を使用し、成分比率がジオポリマーモルタルの圧縮強度に与える影響を検討した。アルカリ源には NaOH を用いた。活性フィラーにはフライアッシュ I 種と高炉スラグ微粉末の 2 種類を用いた。なお、高炉スラグ微粉末は文献^{13), 14)}を参考に高炉スラグ微粉末 4000 とし、置換率を 10%とした。

ジオポリマーモルタルの配合を、表-3 に示す。WG1, WG3 および WG5 は、各材料の単位量は一定とし、成分比率の異なる水ガラスを用いたものである。アルカリ水比の計算にあたって、水ガラスの成分は表-2 に示した SiO₂ および Na₂O の他はすべて H₂O であると仮定した。水については、本実験では上水道水を使用した計算上は H₂O が 100%であるとした。アルカリ源として使用した NaOH についても、計算上は純度 100%であるとした。

活性フィラーに対するケイ酸アルカリ溶液の質量比はジオポリマーの流動性に影響があると報告されている

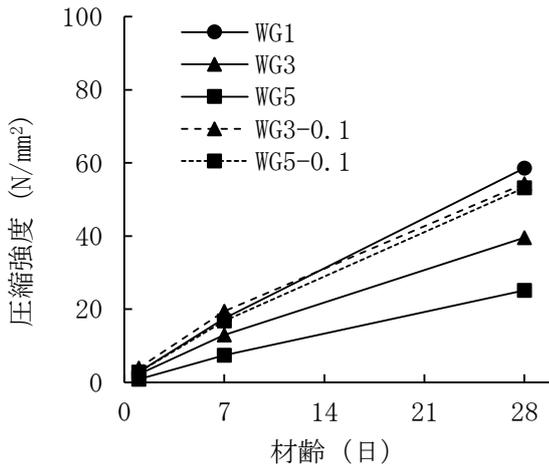


図-7 圧縮強度試験結果 (20°C養生)

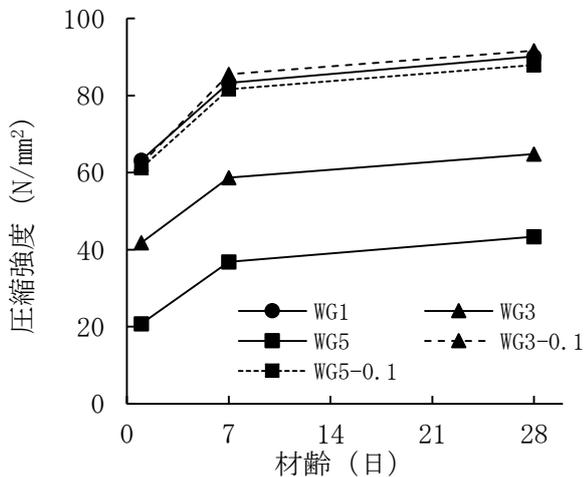


図-8 圧縮強度試験結果 (50°C養生)

指標である。今回の実験では、いずれの配合においても活性フィラーに対するケイ酸アルカリ溶液の質量比を0.5とし、モルタルフローへの影響を確認した。

(2) ジオポリマーモルタルの作製および試験の方法

ジオポリマーモルタルの練混ぜ手順は、次の通りである。はじめに、水、水ガラスおよびアルカリ源を混合し、ケイ酸アルカリ溶液を作製した。その後、活性フィラーと細骨材を30秒間空練りした後、ケイ酸アルカリ溶液を添加し、60秒間練り混ぜた。かき落としを行った後、再度60秒間練り混ぜて排出した。

フロー試験は JIS R 5201 に準拠し、練上がり直後にモルタルフロー (15打) を測定した。

圧縮強度試験の供試体は、φ50×100mmの型枠を使用し、2層に分けて詰め込み、各層振動・締固めを行って作製した。供試体は封緘状態とし、室温が20°Cと50°C

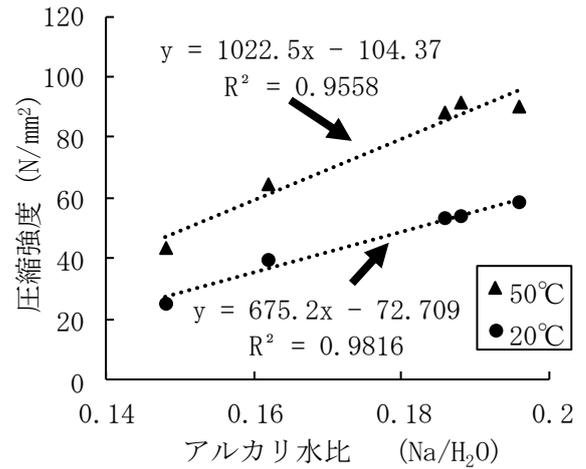


図-9 圧縮強度とアルカリ水比の関係

の恒温室で養生を行なった。試験は、JIS A 1108に準拠して実施し、試験材齢は1, 7, 28日とした。

(3) フロー試験結果

活性フィラーに対するケイ酸アルカリ溶液の質量比を一定とした結果、モルタルフロー (15打) は116~128mmの範囲となり、配合によらず同程度であった。水ガラスの成分比率や単位量の影響は小さいことが確認された。

(4) 圧縮強度試験結果

20°Cおよび50°Cの試験体による圧縮強度試験の結果を、それぞれ、図-7および図-8に示す。単位量を一定とし成分比率の異なる水ガラスを使用したWG1, WG3およびWG5の各材齢における圧縮強度を比較すると、その大小関係は、養生温度や材齢に関わらずWG1 > WG3 > WG5となった。一方、アルカリ水比をWG1と同程度となるよう調整したWG3-0.1やWG5-0.1の圧縮強度は、いずれの養生温度でもWG1と同程度の値が得られた。

図-9は、各養生方法における材齢28日の圧縮強度について、アルカリ水比で整理したものである。この図より、養生温度毎にアルカリ水比が大きくなるほど圧縮強度も直線的に大きくなることが確認できるが、水ガラスの成分比率の影響は小さいようである。すなわち、既往の文献¹³⁾でジオポリマーモルタルの圧縮強度とアルカリ水比には相関関係が認められることが報告されているが、このアルカリ水比は、使用した水ガラスの成分比率によらず、ジオポリマー中のケイ酸アルカリ溶液としてのアルカリ水比と考えてよいことがわかった。

今回の実験結果ではアルカリ水比を0.195とした配合で約80N/mm²の圧縮強度が得られている。この値は図-

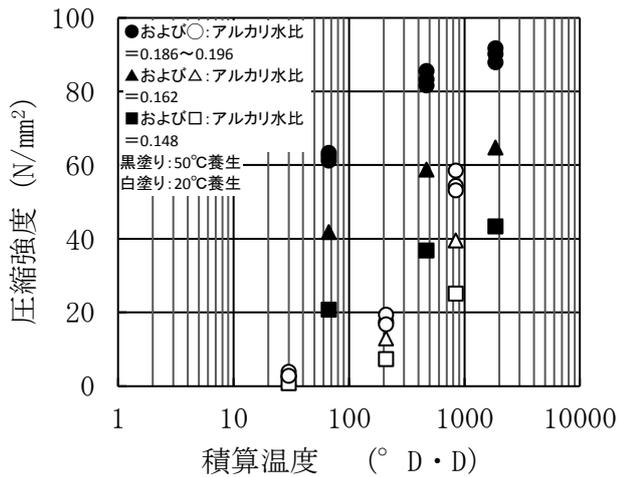


図-10 積算温度による圧縮強度の整理

3と比較すると、おおむね同程度の圧縮強度を示している。しかし、図-3では養生方法を80°Cの電気炉に入れ6時間保持するとしており、本実験の養生方法とは異なる。本実験では、20°Cまたは50°Cの養生室にて、各材齢の圧縮強度試験の直前まで養生を行っており、文献¹³⁾と比較すると、養生温度は低く、養生期間は長い。50°Cで養生した材齢28日の圧縮強度は図-3と同程度となったが、20°Cで養生した材齢28日の圧縮強度は50°Cの約58~65%の圧縮強度しか得られていない。本研究の範囲内においては、50°Cによる養生がジオポリマーの強度発現に有効であると考えられる。

本実験において、50°C環境で養生した試験体の材齢1日における圧縮強度は、20°C環境での材齢28日の圧縮強度とほぼ一致していた。セメントモルタルやコンクリートにおいて、一般に、圧縮強度発現に与える温度の影響は積算温度により整理することが可能である。そこで、今回の実験で得られた圧縮強度を積算温度で整理したものが図-10である。図中にプロットされている点のうち、白塗りの点は20°C養生によるものであり、黒塗りの点は50°C養生によるものである。同じ条件では積算温度が大きくなるほど圧縮強度も大きくなっているが、養生温度が異なると、積算温度と圧縮強度の関係は全く異なっており、50°C養生では直線的であるのに対し、20°C養生では加速的に強度が増進している。したがって、ジオポリマーモルタルの強度発現にあたる温度の影響をセメント系材料と同様の手法による積算温度で整理することは難しいことがわかった。このことは、ジオポリマーモルタルの強度発現性が、セメント系材料のそれに比べて高い温度依存性を有していることを示しているものと考えられる。

4. まとめ

本論文では、ジオポリマーの研究動向を調査し、その特徴を取りまとめるとともに、調査結果を踏まえ、ジオポリマーの主要な材料の一つである水ガラスに着目し、ジオポリマーモルタルの流動性および圧縮強度に与える水ガラスの成分比率の影響について実験的に確認した。その結果、以下の知見が得られた。

- ① 流動性については、活性フィラーに対するケイ酸アルカリ溶液の質量比の影響が大きく、水ガラスの成分比率や単位量の影響は小さい。
- ② 圧縮強度はアルカリ金属と水分子のモル比（アルカリ水比）が大きくなると直線的に大きくなるが、使用した水ガラスの成分比率の影響は小さい。
- ③ 強度発現を促進するには養生温度を高くすることが有効であるが、一般のセメントコンクリートと同様な手法による積算温度では養生温度の影響を評価できない。

参考文献

- 1) 環境省：国連気候変動枠組条約第21回締約国会議（COP21）及び京都議定書第11回締約国会合（COP/MOP11）の結果について、<http://www.env.go.jp/earth/cop/cop21/>, (2016.6現在)
- 2) 環境省：地球温暖化対策計画（案）, <https://www.env.go.jp/press/102259/29516.pdf>, (2016.6現在)
- 3) 一般社団法人日本建設業連合会：「建設施工段階のCO2排出量」について, <http://www.nikkenren.com/kankyuu/co2.html>, (2016.6現在)
- 4) 堺孝司, 尾島克宏, 草薙悟志, 入谷祥王：交通渋滞差差点における鉄筋コンクリート地下道建設による交通便益に関する研究, 土木学会論文集 G, Vol. 63, No. 1, pp. 40-50, 2007. 2
- 5) 一般社団法人セメント協会：セメント産業における環境対策, <http://www.jcassoc.or.jp/cement/1jpn/jg1.html>, (2016.6現在)
- 6) 国立研究開発法人土木研究所他：低炭素型セメント結合材の利用技術に関する共同研究報告書, 第471号, 2016.1
- 7) 例えば, 斯波明宏, 谷口秀明, 樋口正典：早強セメントを用いた環境負荷低減型コンクリートの諸特性, 三井住友建設技術開発センター報告, Vol.

- 11, pp. 37-42, 2013. 10
- 8) 例えば, 谷口秀明, 三上浩, 浅井洋, 樋口正典, 藤田学: 高強度コンクリートのアルカリシリカ反応性に関する研究, 三井住友建設技術研究所報告, Vol. 6, pp. 91-96, 2008. 11
- 9) 例えば, 谷口秀明, 渡辺博志, 手塚正道, 藤田学: 塩害暴露試験によるコンクリートの塩分浸透性の評価プレストレストコンクリート-その2: 高炉スラグ微粉末を用いたコンクリート, プレストレストコンクリート, Vol. 55, No. 1, pp. 45-51, 2013. 1
- 10) Davidovits J: Geopolymer Chemistry & Applications, Institut Geopolymere, 2008.
- 11) 池田攻: ジオポリマーバインダーによる鉱物質粉体の常温固化と材料化, 資源と素材, Vol. 114, No. 7, pp. 497-500, 1998.
- 12) 上原元樹, 束原実, 横川勝則: ジオポリマー法による環境負荷低減 PC まくらぎの作製, 土木学会年次学術講演会概要集, Vol. 64, V-369, pp. 735-736, 2009. 9
- 13) 上原元樹: ジオポリマー法による環境負荷低減コンクリートの開発, 鉄道総研報告, Vol. 22, No. 4, pp. 41-46, 2008. 4
- 14) 一宮一夫, 津郷俊二, 原田耕司, 池田攻: ジオポリマーモルタルの配合ならびに製造法に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 33, No. 1, pp. 575-580, 2011. 7
- 15) 原田耕司, 一宮一夫, 津郷俊二, 池田攻: ジオポリマーモルタルの耐久性に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 33, No. 1, pp. 1937-1942, 2011. 7
- 16) 原田耕司, 一宮一夫, 津郷俊二, 池田攻: ジオポリマーの諸特性に関する一考察, コンクリート工学年次論文集, Vol. 34, No. 1, pp. 1894-1899, 2012. 7
- 17) 一宮一夫, 原田耕司, 津郷俊二, 池田攻: 活性ファイラーにフライアッシュと高炉スラグ微粉末を用いたジオポリマーの耐酸性と高温特性, コンクリート工学年次論文集, Vol. 35, No. 1, pp. 2005-2010, 2013. 7
- 18) 前川明弘, 三島直生, 畑中重光: ジオポリマーを結合材として使用したポーラスコンクリートの基礎物性に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 36, No. 1, pp. 2224-2229, 2014. 7
- 19) 佐々木亘, 谷口秀明, 樋口正典: 乾燥を受ける早強コンクリートのひび割れ抵抗性に影響を与える配合要因に関する検討, 三井住友建設技術開発センター報告, Vol. 12, No.4, pp. 41-46, 2014. 10
- 20) 上原元樹: セメントを用いない低炭素材料であるジオポリマーの開発, 第296回鉄道総研月例発表講演要旨, pp. 1-4, 2016. 1
- 21) 南浩輔, 松林卓, 舟橋政司: ジオポリマー硬化体の諸物性に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 35, No. 1, pp. 1957-1962, 2013. 7

液状化流動が杭式改良体に及ぼす流動力の評価に関する実験的研究

Study on Lateral Loads Applied to Piles by Lateral Flow of Liquefied Ground

	高橋 直樹	NAOKI TAKAHASHI
	戸村 豪治	GOJI TOMURA
土木設計部	津田 和夏希	WAKAKI TSUDA
土木技術部	草竹 真也	SHINYA KUSATAKE
土木設計部	高田 昌典	MASANORI TAKADA

液状化による側方流動を防止する根本的な方法は液状化を生じさせないことであるが、対策範囲が広域に及ぶ場合には莫大な費用が必要となるため、合理的な側方流動対策が必要であると考えられる。筆者らは、低改良率の杭式改良による側方流動対策に関する検討を行い、効果の最大化を目指してその配置についても検討を深めてきた。本研究では、地表面を傾斜させて側方流動を生じさせる遠心模型実験を行い、改良杭の配置形状の違いが側方流動抑制効果に与える影響と改良杭に作用する流動力について検討した。本稿では改良杭に作用する流動力に関して整理を行い、流動力の評価式を提案した。

キーワード：液状化、側方流動、深層混合処理工法、遠心模型実験

The characteristics of soil have to be changed in order to prevent the lateral flow of liquefied soil. However, their construction cost is high and impracticable when the target area spreads widely. The improvement method should be more feasible. The authors are investigating the most effective arrangement of DM (Deep Mixing) piles to optimize cost-effectiveness. It is proposed to irregularly displace the DM piles to prevent lateral flow in various directions. In the present study, centrifuge model tests were conducted to clarify the improved effect of the DM piles against the lateral flow and its arrangement in detail. The lateral load acting on the DM pile from liquefied ground, which is required for determining design strength of the DM pile, was investigated.

Key Words: Liquefaction, Lateral Flow, Deep Mixing Method, Centrifugal Model Test

1. まえがき

既往の大地震において、液状化に伴う側方流動（以後、側方流動と略す）が傾斜地や沿岸部埋立地の広い領域で生じた例が報告されている。例えば、1995年兵庫県南部地震では神戸市などの臨海埋立地が液状化して、護岸の水平移動に伴いその全域において海方向への大きな水平変位が発生した¹⁾。側方流動が生じる範囲は数百メートル四方にわたるため²⁾、護岸のみならず広い範囲で各種構造物基礎や埋設管などが甚大な被害を受けた。我が国の臨海埋立地には、海中に土砂を投入して造成された緩い地盤が多く存在する。将来これらの地域を襲う可能性のある大規模地震に対して、側方流動から各種構造物基礎や埋設管などを守るために対策が必要とされて

いる。しかしながら、広範囲にわたる地盤改良の施工には大きな費用がかかるため、対策が進んでいないのが現状であり、側方流動対策を比較的安価に行える工法が求められている。

そこで、筆者らは低改良率の杭式改良を用いて、未改良部の液状化は許容しつつも側方流動を抑制する対策に関する検討を行っている。また、杭式深層混合処理工法に適用可能な改良杭配置である流動閉塞杭（図-1）を提案し、対策効果の最大化を目指して様々な検討を進めている³⁾⁻⁵⁾。流動閉塞杭はどの方向から見ても改良杭が存在して地盤中で流動を阻害するため、様々な方向に流動する側方流動に対して対策効果が高まるものと考えられる。なお、杭式改良による工法の原理は、流動化する液状化地盤を完全にせき止めるのではなく、改良杭に

表-2 実験ケース

実験ケース	杭配置	杭直径 D (mm)	杭間隔 (mm)	杭の拘束条件		最大加速度 (m/s^2)	全体 (s)	前半 (s)	後半 (s)	
				下部	上部					
M1：杭頭の拘束条件の違いが流動抑制効果に与える影響	M1-UN	無し	-	-	-	-	2.4 * 50	0.5	-	-
	M1-I15D-p	流動閉塞杭	40	60 (1.5D)	1D根入	ピン	2.3 * 50	0.5	-	-
	M1-I15D-f	流動閉塞杭	40	60 (1.5D)	1D根入	自由	2.3 * 50	0.5	-	-
	M1-I15D-fp	流動閉塞杭	40	60 (1.5D)	1D根入	プレート固定	1.9 * 50	0.5	-	-
	M1-R15D-p	整列	40	60 (1.5D)	1D根入	ピン	2.3 * 50	0.5	-	-
M2：流動閉塞杭の流動抑制効果の確認	M2-UN	無し	-	-	-	-	4.0 * 50	1	-	-
	M2-R20D-s	整列	15	30 (2D)	固定	自由	1.6 * 50	1	0.5	0.5
	M2-I20D-s	流動閉塞杭								
	M2-R20D-l	整列	15	30 (2D)	固定	自由	3.3 * 50	1	-	-
	M2-I20D-l	流動閉塞杭								
	M2-R30D	整列	15	45 (3D)	固定	自由	2.4 * 50	1	0.5	0.5
M2-I30D	流動閉塞杭									

*実験ケース名の末尾の数字は、同一条件で実施した実験の区別を表す。
*ハッチングの有無は、同一の土槽を用いた実験の区別を表す。

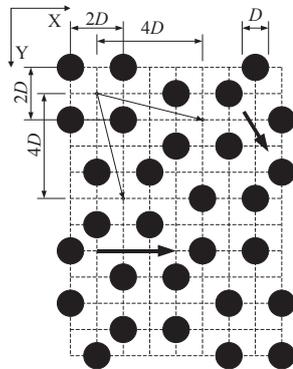


図-1 流動閉塞杭配置の概要 (D : 杭径)

表-1 遠心模型実験の相似則

物理量	実物	模型
密度, ρ	1	1
応力, σ	1	1
長さ, L	1	1/N
時間, t	1	1/N
加速度, α	1	N
速度, U	1	1
せん断ひずみ速度, $\dot{\gamma}$	1	N
液状化した土の粘性係数, μ	1	1/N
水の粘性係数, μ_w	1	1

よって地盤の流動を阻害し、流動量を減らすことにある。本工法は低改良率による施工のため対策費用を小さくすることが可能となり、広範囲にわたる側方流動対策として適用可能である。

本研究では、地表面を傾斜させて側方流動を生じさせる遠心模型実験を行い、改良杭の配置形状の違いが側方流動抑制効果に与える影響と改良杭に作用する流動力について検討した。本稿では改良杭に作用する流動力に関して整理を行い、流動力の評価式を提案した。

2. 遠心模型実験

(1) 実験概要

実験は港湾空港技術研究所所有の遠心模型実験装置 Mark II (最大加速度 113g, 最大積載量 = 2760kg) ⁶⁾を用いて行った。本実験における相似則の一覧を表-1 に示す。

a) 実験ケース

表-2 に実験ケースを示す。表には模型杭の概要とその境界条件および入力加速度についても示してある。なお、杭模型の概要は c) 実験模型と計測項目で、入力加速度については d) 入力波において後述する。M1 シリーズ (以後、M1 と略す) は杭の配置形状と杭頭の拘束条件の違いが側方流動抑制効果に与える影響について着目した実験である。M2 シリーズ (以後、M2 と略す) は、土質試料と間隙流体を変えて改良杭間の地盤のすり抜けが起こりやすとした条件において流動閉塞杭の側方流動抑制効果を整列配置と比較して検討したものである。

b) 模型地盤の作製方法と使用材料

模型地盤は所定の密度となるよう空中落下法によって作製した。非液状化層の目標相対密度は 90 % であり、用いた試料は相馬珪砂 5 号 (平均粒径 $D_{50}=0.35$ mm, 均等係数 $U_c=1.6$) または飯豊珪砂 7 号 (平均粒径 $D_{50}=0.174$ mm, 均等係数 $U_c=1.5$) である。一方、液状化層には相馬珪砂 5 号、またはこれに非塑性のシリカパウダー ($D_{50}=0.05$ mm, 砂: シルト=22% : 78%) を重量比で 7 : 3 となるように混ぜた混合試料を用いた。相馬珪砂 5 号を用いたときの目標相対密度は 40 % であり、混合試料を用いた際の目標相対密度は 50 % とした。

通常、遠心模型実験では透水を遅らせるために間隙流体に所定の粘性を有する溶液を用いることが多い。非

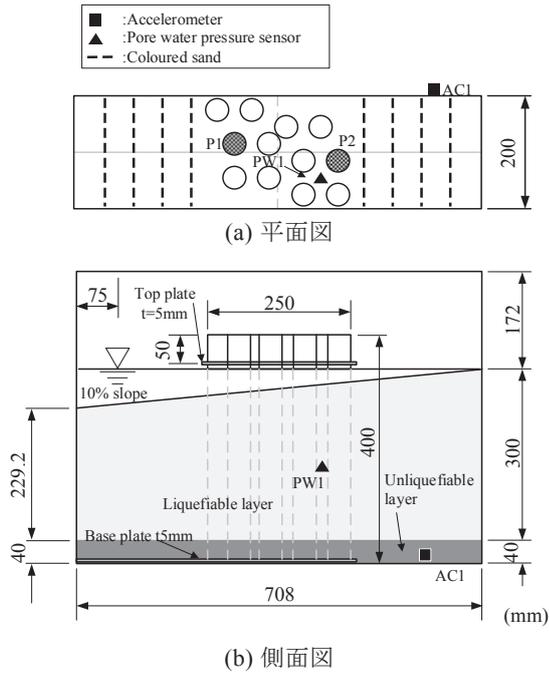


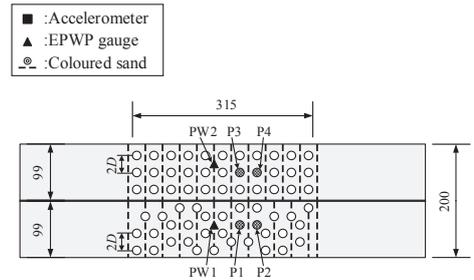
図-2 実験模型と計測器配置 (M1, M1-I15D-p, M1-I15D-fp)

液状化層および液状化層の両方に相馬珪砂 5 号を用いた M1 では、脱気水に水溶性セルロースエーテルを添加して所定の粘度とした溶液を間隙流体として用いた。しかしながら、粘性流体は流動性を低下させるという報告がある⁷⁾。そこで、地盤の流動性を高めるために M2 では間隙流体に脱気水を用いた。なお、これらの実験では Takahashi et al⁸⁾の方法を参考にして前述した細粒分としてシリカパウダーを混ぜて透水性を下げ、水圧の消散を遅らせることとした。これにより透水係数は細粒分を混ぜないものよりも 1/24~1/30 程度に小さくなった。

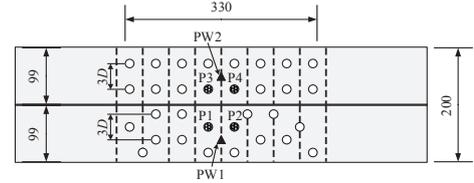
全ての実験において、模型地盤は 30 g の遠心力場を下端からの浸透により斜面頂部まで飽和させ、加振時の遠心加速度は 50 g とした。

c) 実験模型と計測項目

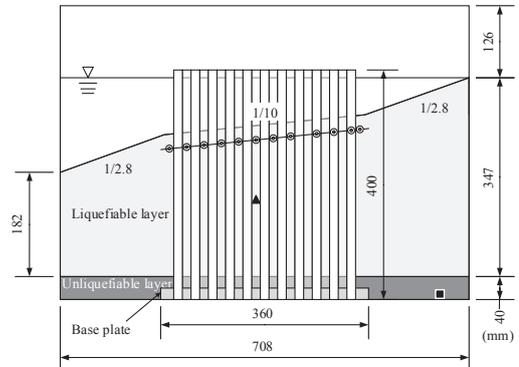
M1 の実験模型と計測器配置を図-2 に示す。前述したように、M1 では非液状化層および液状化層に相馬珪砂 5 号を用いた。地表面の勾配は斜面の全てで 10 % である。改良杭は実物で直径 2 m のものを想定し、その模型には外径 40 mm、内径 28 mm のアクリルパイプを用いた。密度の調整はパイプ内部に丸鋼を配し、空隙にシリコンを充填することにより行った。杭模型は、先ず所定の位置に直径 44 mm の穴を開けた厚さ 5 mm のアクリルプレートに土槽底部に固定し、次にその穴の中心と杭模型の中心が一致するように設置した。プレートと杭模型周囲に隙間があるため、その下端は自由に回転する



(a) 平面図 (M2-R20D-s, M2-I20D-s, M2-R20D-l, M2-I20D-l)



(b) 平面図 (M2-R30D, M2-I30D)



(c) 側面図 (M2-R20D-s, M2-I20D-s, M2-R20D-l, M2-I20D-l)

図-3 実験模型と計測器配置 (M2)

ことが可能であり、最大 2 mm までの滑動を許容することができる。M1-I15D-p, M1-I15D-fp および M1-R15D-p では図-2 (b)に示すよう杭模型の上端側に寸法が 270 mm×198 mm で下端側プレートと同じ穴の空いたプレートを、杭模型上端部から 50 mm 下がった位置に設置した。さらに M1-I15D-fp では、このプレートと杭模型とを接着剤で固定した。固定には一辺 10 mm の立方体の一面を杭模型の曲率に合わせたアクリル製の駒を利用し、これを杭模型の周囲 4 方向に配置して杭模型とプレートとを接着し、両者の固定度を高めるように努めた。図-2 (a)に色付きの P1 と P2 で示す杭模型の外周面にはひずみゲージを貼り付けて曲げひずみを計測した。

一方、図-3 に示す M2 の実験には、一度に 2 つの模型を加振できるよう幅 200 mm の中間を厚さ 2 mm のステンレス板で仕切った土槽を用いた。模型地盤は、厚さ 40 mm の非液状化層と混合砂を用いて作製した液状化層の二層構造とした。斜面中央部の地表面勾配は 1/10

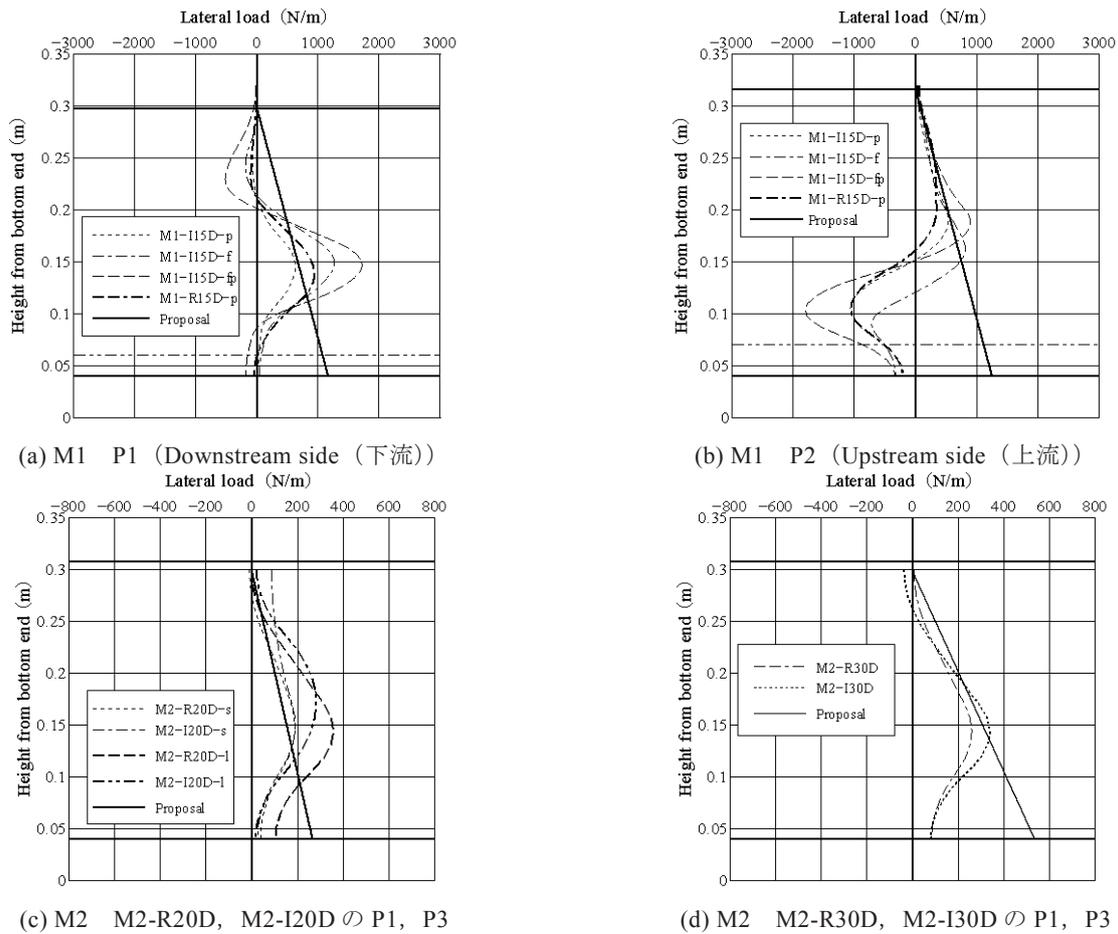


図-4 杭模型に作用する荷重の分布

であり、その上流および下流側には勾配が 1/2.8 の領域を設けた。これは駆動力を高めて側方流動を生じ易くするためである。M2 では、改良杭の配置形状の違いが流動抑制効果に与える影響を明確にすることに主眼を置いた。そこで、多くの杭を配置するよう検討した結果、杭模型には外径 15 mm、内径 13 mm のアルミパイプを用いることにした。パイプ内部には液状化層に用いた試料を充填しただけであり、密度の調整は行っていない。杭模型の下端は厚さ 20 mm のアクリル板に埋め込むことにより固定条件とし、上端の境界条件は自由とした。図-3 (a)および(b)に色付きの P1~P4 で示す杭模型の外周面にひずみゲージを貼付けて曲げひずみを計測した。

d) 入力波

入力波には周波数 100 Hz (実物スケールで 2 Hz) の正弦波を用いた。M1 の加振時間は 0.5 秒であり、M2 では最大加速度の継続時間を 0.5 秒と 1 秒の二つとし、前者についてはその後に側方流動を持続させるために加速度の振幅を最大値の 1/3 にしてさらに 0.5 秒間加振を継続させた。各実験における実測最大加速度を表-2 に示す。

(2) 流動力に関する実験結果と考察

ここでは、杭模型に作用する流動力について考察する。なお、数値は模型スケールでの値とする。

図-4 に杭模型に作用する荷重分布を示す。荷重分布は、ひずみから求めた曲げモーメント分布を微分して得られるせん断力分布を、再度 3 次の平滑化スプライン関数で評価した後に微分したもので、上流側から作用する場合を正とした。M1 については、無改良での実験後の観察から側方流動が発生したと考えられる深さを二点鎖線で示した。M1 および M2 とともに上部では上流側から深度方向に漸増する荷重が作用するが、下部ではその荷重が減少していることがわかる。これは、流動量の分布が土槽の境界条件の影響を受けたためと考えられる。すなわち、M2 では液状化層下端まで側方流動が生じたが下方の流動量は上方のそれより小さかったため流動力が減少し、M1 では液状化層深部において側方流動が生じなかったため下方では逆向きの荷重が作用する結果となったものと思われる。

図-4 には、式(1)に示す杭模型に作用する流動力の提案式より算出される流動力分布も示した。

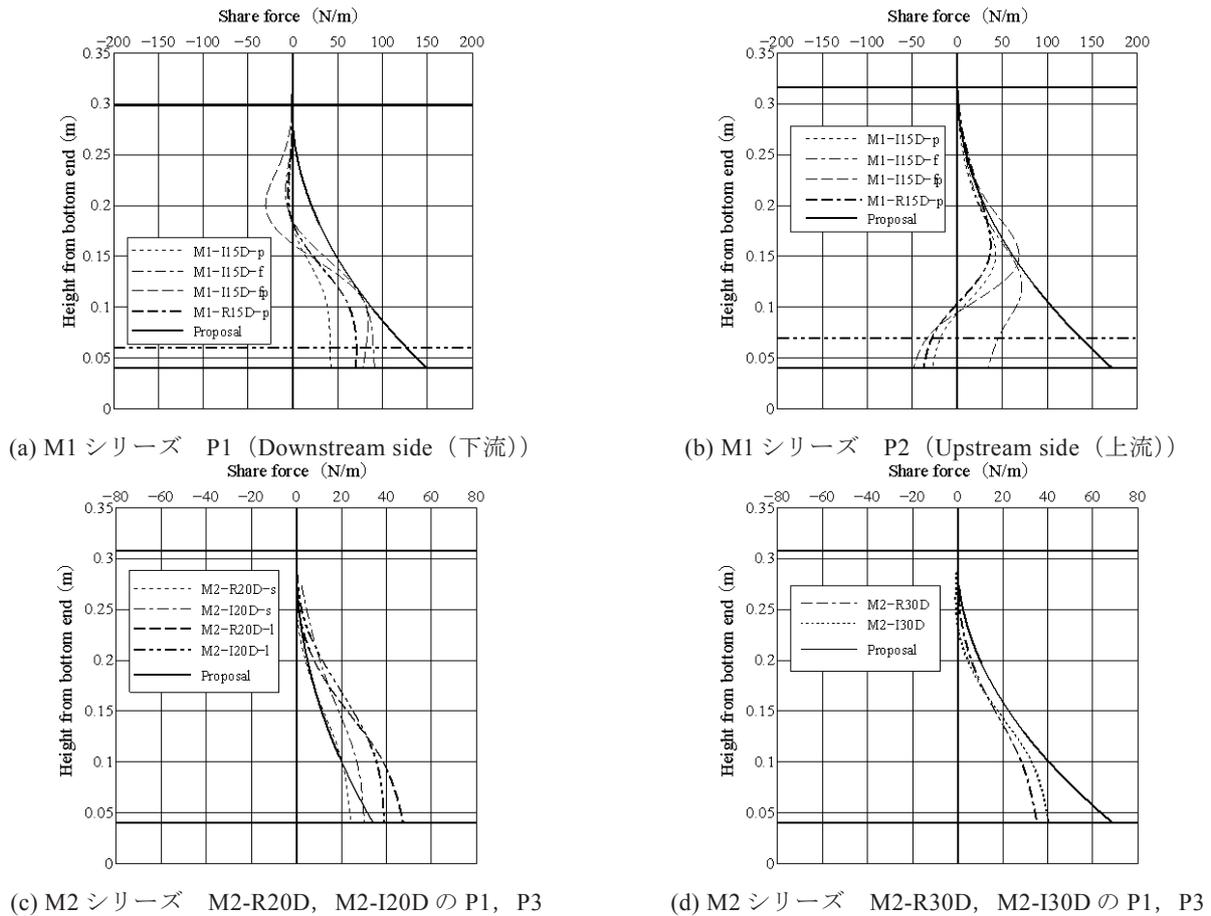


図-5 杭模型に作用するせん断力

$$q_L = 0.3\gamma_L \cdot x \quad (1)$$

式中の各パラメータは、

- q_L : 液状化層中にある部材に作用する深さ x (m) の位置の単位面積当りの流動力 (kN/m^2) ,
- γ_L : 液状化層の平均単位体積重量 (kN/m^3) ,
- x : 地表面からの深さ (m) ,

である。

式(1)は、液状化層中の改良杭模型に全上載圧の 30 % の流動力が作用すると考えたものである。その際、流動力は各杭で均等に分担されるものとした。式(1)は、1995 年に発生した兵庫県南部地震の際に橋梁基礎杭に生じた被害と整合するように逆解析により導かれた道路橋示方書 V 耐震設計編⁹⁾に示される流動力式を参考に設定したものである。式(1)では流動力は三角形分布荷重となるが、杭模型上部では実験値と式(1)での荷重分布形状は類似している。局部的に式(1)より大きな荷重が作用するケースもあるが、入力波の加速度が特に大きい M2-R20D-I および M2-I20D-I を除く全てのケースで概ね同式以下の荷重となった。また、荷重分布形状が類似す

る上部においては、入力波の大小に関わらず杭間隔が大きくなるほど流動力が式(1)よりも小さくなる傾向が見られた。これは杭間隔が広いほど杭模型間の地盤のすり抜けが大きくなり、改良杭に作用する荷重が低減されるためと思われる。

改良杭上部の拘束条件を変化させた M1 の結果によると、M1-I15D-f→M1-I15D-p→M1-I15D-fp の順で拘束が大きくなるほど上流と下流との分布形状の差が大きくなった。これは、改良杭上部を繋ぐ版を介して、上流と下流の改良杭が荷重を伝達しあったためと考えられる。

図-5 は杭模型に作用する荷重を杭の上端から積分して求めた荷重の合力を示したものである。M1 については、側方流動が発生した深さを二点鎖線で示した。杭模型上部においては式(1)を上回るケースもあるが、流動を生じた深度での値は入力波の加速度が特に大きい M2-R20D-I および M2-I20D-I を除く全てのケースで式(1)以下となった。したがって、地震波の加速度が特に大きい場合を除いて、側方流動を生じると想定される土層全てに対して式(1)による流動力を見込むことで、改良杭の構造設計が可能と考えられる。なお、地震波の加速度が

特に大きい場合に改良杭の動的な応答が大きくなることについては、今後検討の余地がある。

同一条件で流動閉塞杭と整列配置を比較した M2 の結果によると、同じ改良率では杭模型の曲げモーメント分布および杭模型に作用する流動力に有意な差は見られなかった。一方、流動経路が長くなる流動閉塞の側方流動量が整列配置のそれよりも小さくなることは観測されている¹⁰⁾。杭模型に作用する流動力に杭配置の違いによる影響が明確に認められなかったのは、その大小には液状化地盤の流速や粘性などの要因が複雑に関係しているため、本実験条件下では有意な差として表れなかった可能性が考えられる。

3. まとめ

本研究では、遠心模型実験により改良杭の配置形状の違いが側方流動抑制効果に与える影響と改良杭に作用する流動力について検討した。その結果、改良杭に作用する流動力に関して得られた結論は以下のとおりである。

- ① 側方流動抑制対策としての改良杭について、全上載圧の30%の流動力が作用するものとした提案式により設計ができる可能性を示した。
- ② 改良率が小さいほど、提案式の流動力に対する改良杭に作用する荷重の比率は小さくなった。

本提案式による構造設計法の案は森川らの論文¹¹⁾を参照願いたい。なお、側方流動の低減量を定量的に評価するには至っていないため、今後は改良率や杭の配置形状に応じた側方流動の低減量を評価するための研究を進めていくことが重要である。

謝辞：本研究は、(国研)港湾空港技術研究所と東京大学、三井住友建設(株)の共同研究として実施しました。本共同研究においては、共同研究三者のみならず、多くの関係各位のご助力を頂きました。深謝申し上げます。

参考文献

- 1) Hamada, M., Isoyama, R. and Wakamatsu, K. : The 1995 Hyogoken-nanbu (Kobe) earthquake liquefaction ground displacement and soil condition in Hanshin Area, 地震予知総合研究振興会, 1995.
- 2) 安田進, 石原研而, 原田健二 : 液状化にともなう護岸背後地盤の流動範囲に影響を与える要因, 第2回土木学会阪神・淡路大震災に関する学術講演会論文集, pp.113-120, 1997.
- 3) Takahashi, N., Derakhshani, A., Rasouli, R., Towhata, I. and Yamada, S. : Shaking model tests on mitigation of

liquefaction-induced ground flow by new configuration of embedded columns, *Proceedings of the 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Paris*, pp.1623-1626, 2013.

- 4) Morikawa, Y., Takahashi, N., Tsuda, W., Towhata, I., Takahashi, H., Sassa, S., and Kohama, E. : Dynamic centrifuge test on the reduction of lateral flow of liquefied ground by column type stabilization, *Proceedings of International Conference on Piling & Deep Foundations, Stockholm*, pp.703-712, 2014.
- 5) Takahashi, H., Takahashi, N., Morikawa, Y., Towhata, I. and Takano, D. : Efficacy of pile-type improvement against lateral flow of liquefied ground, *Geotechnique*, DOI:http://dx.doi.org/10.1680/jgeot.14.P.238, 2016.
- 6) 北詰昌樹 : 新遠心装置の開発と研究への適用, 港湾技研資料, No.812, pp.1-35, 1995.
- 7) Arulanandan, K., Yogachandran, C., Muraleetharan, K.K., Kutter, B.L., and Chang, G.S. : Seismically induced flow slide on centrifuge, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE 114, No. 12, pp.1442-1449, 1988.
- 8) Takahashi, H., Sassa, S. and Morikawa, Y. : Centrifuge modelling of earthquake-induced submarine landslide and its gravity flow transition, *Proceedings of the 8th International Conference on Physical Modelling in Geotechnics, Perth*, pp.1009-1015, 2014.
- 9) 日本道路協会 : 道路橋示方書・同解説 (V耐震設計編), 平成24年3月.
- 10) 津田和夏希, 高橋直樹, 須川智久, 森川嘉之, 高橋英紀, 東畑郁生 : 杭式深層混合処理工法の液状化に伴う側方流動対策効果に関する遠心模型実験 その2 : 配置形状が対策効果に与える影響について, 第49回地盤工学研究発表会, pp.1267-1268, 2014.
- 11) 森川嘉之, 高橋英紀, 津田和夏希, 高橋直樹, 戸村豪治, 東畑郁生 : 杭式改良体による液状化地盤の側方流動抑制工法の開発, 港湾空港技術研究資料 (投稿中).

表層改良と杭式改良体を併用した 液状化側方流動対策工法の実証試験

Field Experiment of Pile-type Improvement and Shallow Mixing against Flow of Liquefied Ground

戸村 豪治 GOJI TOMURA

高橋 直樹 NAOKI TAKAHASHI

土木設計部 津田和夏希 WAKAKI TSUDA

土木技術部 草竹 真也 SHINYA KUSATAKE

筆者らは、深層混合処理工法における新たな改良杭配置方法である流動閉塞杭を提案し、液状化に伴う側方流動の抑制効果に関する検討を実施してきた。表層地盤改良と改良杭を組み合わせて一つの構造とした例はこれまでにあまり報告されておらず、施工性や結合部の品質に関して不明な点も多い。表層改良地盤上からの杭式深層混合処理の施工性や、改良杭施工時の表層改良地盤の硬化状態による杭頭結合部の性能の違いについて確認し、さらに杭頭結合部の固定条件を考慮した設計法へ反映させることを目的として、実施工で想定している流動閉塞杭の施工性確認のための現地試験を実施した。その結果、改良杭は表層改良の固化の状態によらず施工可能であり、改良杭と表層改良が一体となった良好な構造体の施工が可能であることが確認できた。

キーワード：液状化、側方流動、深層混合処理工法

The authors have proposed cement-treated soil columns against liquefied ground flow, and examined the effect of the countermeasure. There are not much research on the combination of shallow mixing and columnar improvement into one structure so far and there remains many unknown points on the workability and the quality of the joint part. Field tests were conducted to confirm the workability of columnar improvement from shallow mixing ground and the performance of the pile head joint and to establish a design method considering the fixing conditions of the pile head joint. As a result, it was confirmed that the columnar improvement can be constructed regardless of the state of shallow mixing, and that it is possible to construct a high quality structure by this construction method.

Key Words: liquefaction, lateral flow, deep mixing

1. はじめに

地震時に発生する液状化に伴い、地盤が水平方向に大きく変位する現象は側方流動と呼ばれ、基礎構造物や地下埋設構造物の震害の大きな原因となっている。液状化に伴う側方流動を防止する根本的な方法は、液状化の発生を抑制することであるが、対象範囲が広域に及ぶ場合には大きな費用が必要となるため、側方流動を抑制する合理的な対策が必要であると考えている。そこで、筆者らは低改良率の杭式改良を用いて、未改良部の液状化は許容しつつも側方流動を抑制する対策として、杭式深層混合処理工法に適用可能な改良杭配置である流動閉塞杭を提案し、対策効果の最大化を目指して様々な検討を進めて

いる¹⁾。

本構造では杭頭部を表層改良と一体化することで杭頭部の回転を拘束し、水平力に対して抵抗する機構を採用しており、施工に際しては、最初に表層改良を行った後、改良地盤上から杭式深層混合処理によりセメント系固化材スラリーと原位置土を攪拌混合して改良杭の構築を行う。このように表層地盤改良と改良杭を組み合わせて一つの構造とした例はこれまでにあまり報告されておらず、施工性や結合部の品質に関して不明な点も多い。そこで、表層改良地盤上からの杭式深層混合処理の施工性や、改良杭施工時の表層改良地盤の硬化状態による杭頭結合部の性能の違いについて確認し、さらに杭頭結合部の固定条件を考慮した設計法へ反映させることを目的として、

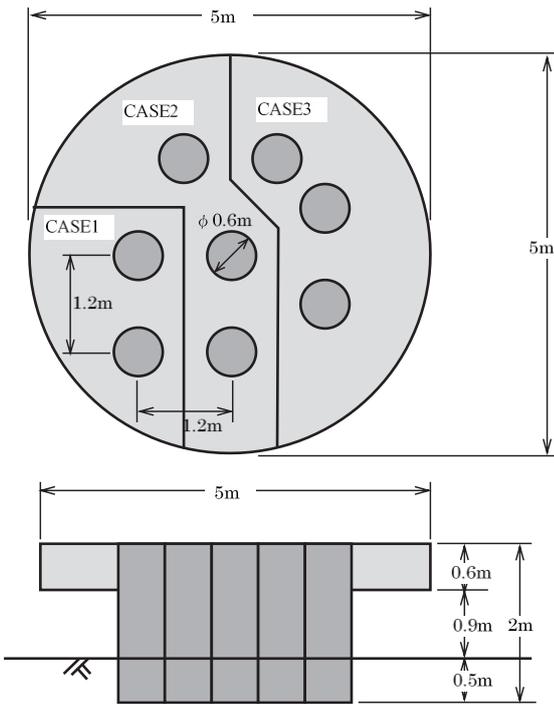


図-1 試験体配置図

表-1 試験ケース

試験ケース	概要	施工方法
CASE1	表層改良部硬化後に改良杭を施工	表層改良施工後に所定期間(28日)養生を行い、強度 1000kN/m ² 発現後に改良杭の施工を実施する。
CASE2	表層改良部硬化前に改良杭を造成	表層改良施工時に遅延剤を添加して硬化を遅らせたうえで、2日後に改良杭の施工を実施する。
CASE3	表層改良と改良杭を同時に施工	表層改良を実施した後、概ね4時間以内に改良杭の施工を実施して、表層改良と改良杭の一体化を図る。

表-2 使用材料

種類	材料名	備考
地盤材料	山砂	稲敷郡三浦村産, w _n =17.2% 細粒分まじり砂(SF)
固化材	高炉セメントB種	太平洋セメント(株)製
混和剤	ジオリター (ソイルメント用遅延剤)	主成分:オキシカルボン酸塩 (株)フローリック製

実施工で想定している流動閉塞杭の施工性確認のための現地試験を実施した。

2. 試験方法

(1) 試験概要

施工性確認のための現地試験では、図-1に示すようにφ 5m×深さ2mの模擬地盤中に、厚さ0.6mの表層改良を表-1に示す3ケースで施工し、その後、深層混合処理機を用いて杭径φ 0.6m×深さ2mの改良杭の施工を行った。養生期間経過後に改良杭周辺を掘削して一体とな

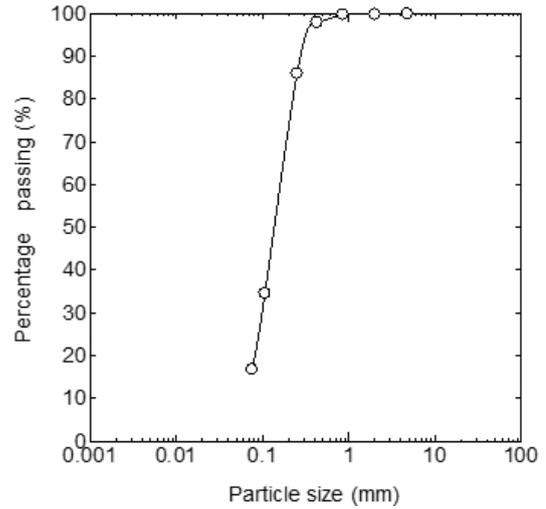


図-2 模擬地盤材料の粒径加積曲線

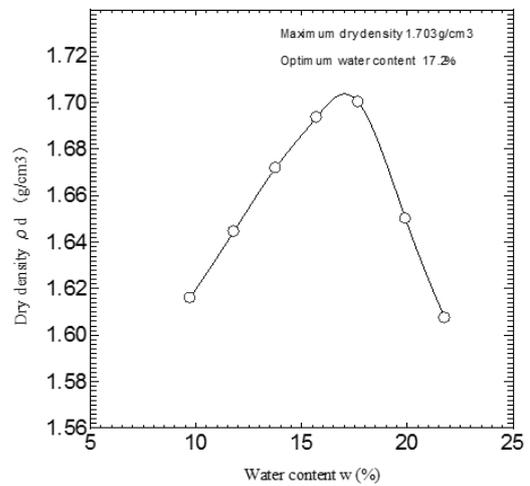


図-3 模擬地盤材料の締固め特性

った表層改良と改良杭を取り出し、出来形を目視により確認するほか、品質確認試験を実施した。

(2) 材料及び配合

現地試験に使用した材料を表-2に、模擬地盤材料用の山砂の粒度分布および締固め特性を図-2、図-3にそれぞれ示す。

表層改良および改良杭の設計強度はともに 1000 kN/m² とし、事前に室内配合試験を実施して配合を決定した。模擬地盤材料の性状から(現場/室内)強度比を 0.66 とし、室内配合試験における28日材齢での一軸圧縮強度の目標値は 1500 kN/m² とした。

また、CASE2は遅延剤を使用して硬化を遅らせた状態で表層改良施工から数日後に改良杭の施工を行う条件としているが、CASE3の同時施工条件においても表層改良の施工開始から改良杭の施工完了まで4時間以上要するこ

表-3 使用材料

項目	表層改良	改良杭
地盤材料	稲敷郡三浦村産山砂(細粒分まじり砂(SF))	
設計基準強度	1000kN/m ² (室内目標強度 2000kN/m ²)	
固化材の種類	高炉セメントB種 太平洋セメント(株)製	高炉セメントB種 住友大阪セメント(株)製
固化剤添加量	140kg/m ³	110kg/m ³
水・固化材比	W/C=170%	W/C=120%
遅延剤種類	ジオリター10 (株)フローリック製	—
遅延剤配合	CASE1 遅延剤無し CASE2,3 5.6kg/m ³ (C×4%)	—



図-4 模擬地盤作製状況 (型枠組立)



図-5 模擬地盤作製状況 (地盤作製)



図-6 模擬地盤材料の練混ぜ状況



図-7 表層改良の施工状況

表-4 各ケースの配合および養生日数 (表層改良)

項目	CASE①	CASE②	CASE③
地盤材料	稲敷郡三浦村産山砂 (細粒分まじり砂(SF))		
設計基準強度	1000kN/m ²		
固化材の種類	高炉セメントB種 太平洋セメント(株)製		
固化剤添加量	140kg/m ³		
水・固化材比	W/C=170%		
遅延剤添加量	—	ジオリター10 5.6kg/m ³ (C×4%)	
養生日数	26日	2日	同時施工

とからCASE2と同様に長期強度の発現性に影響を与えない範囲で初期硬化を遅らせるために遅延剤を添加することとした。

表-3に決定したそれぞれの配合を示す。

(3) 施工方法

a) 模擬地盤

施工性確認のための現地試験の模擬地盤は、φ 5 m×高さ 2 m の鋼製型枠を用いて地上で作製した。使用した地盤材料の自然含水比は約 20 % で、最適含水比である 17.2 % よりやや高かったが、特に含水比調整は行わずに自然含水比の状態で使用した。まず、型枠内部に底部から層厚0.2mずつランマおよびプレートコンパクターを用いて締め、層ごとに「コアカッターによる土の密度試験 (JGS:1613)」を行って、締め度度が概ね 95 % となるよう、全部で7層に分けて高さ 1.4 m まで模擬地盤を作製した。模擬地盤の作製状況を図-4、図-5に示す。

b) 表層改良地盤

鋼製型枠の周囲に採石で重機用足場を造成した後、型枠内の上部 0.6 m の箇所を図-1に示す三区画に分けて、それぞれCASE1～CASE3の施工エリアとした。

表層改良地盤の材料は、図-6に示した鋼製箱 (ベッセ

表-5 主要機械一覧

機械名	形式	数量
杭打機本体	GI-80C-HT-K II	1
攪拌ヘッド	ヘッド径 φ600	1
プラント	半自動プラント	1
グラウトポンプ	グラウトポンプ	1
水槽	3m ³	1
発電機	60KVA	1
バックホウ	0.45m ³ 級	1
計測機	深度計, 流量計, トルク計	1



図-8 深層混合処理機



図-9 攪拌ヘッド(φ600mm)



図-10 改良杭施工状況



図-11 不陸整正後状況

ル)に計量した模擬地盤材料と固化材スラリー, さらに、改良杭と表層改良地盤の界面を確認するためのコンクリート着色用顔料を投入し、バックホウを用いて練混ぜを行って作製した。

均一に練混ぜた材料を型枠内へ投入し、コンクリートバイブレーターを用いて振動締固めを行って全体が均一になるようにし、表面を均して厚さ 0.6 m の表層改良地盤を作製した。表層改良の施工状況を図-7に示す。表層改良地盤は各ケースで養生日数が異なるため、改良杭を施工する日に合わせてそれぞれ異なる日に作製した。各ケースの配合および改良杭施工時の養生日数を表-4に示す。

c) 改良杭

表層改良地盤の作製から所定の養生日数経過後に、深層混合処理機を用いて杭径φ 600 mm の改良杭計 8 本の施工を行った。施工に使用した主要機械の仕様一覧を表-5に示す。また、深層混合処理機全体および攪拌ヘッドの写真を図-8, 図-9に示す。

改良杭の施工では、最初に所定の杭芯に攪拌ヘッドの中心を合致させ、攪拌ロッドの垂直性を保ちながら掘削

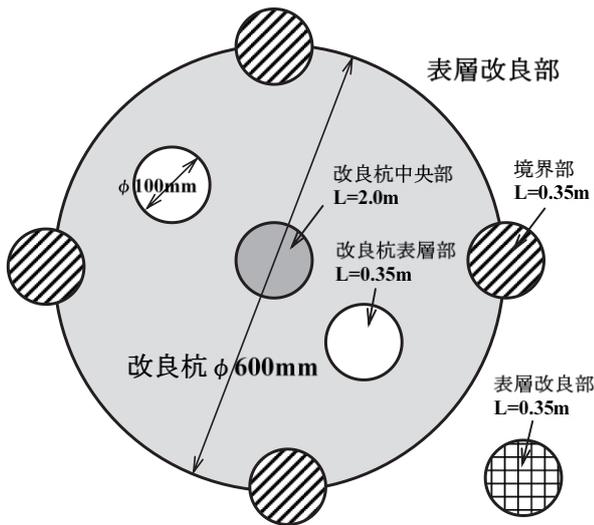


図-12 改良杭周辺の品質確認用コア採取位置

表-6 品質確認用コア試験項目

採取位置	コア長	目的	品質確認
改良杭中央部	2.0m	改良杭の高さ方向の強度分布確認	一軸圧縮試験
改良杭表層部	0.35m	改良杭表層部の地盤塊混入状況確認	目視等
境界部	0.35m	境界部の界面の状態を確認	目視等
表層改良部	0.35m	強度確認	一軸圧縮試験

表-7 改良杭施工時の表層改良地盤強度

	CASE1	CASE2	CASE3
養生日数	26日	2日	同時施工
圧縮強度	1690kN/cm ²	320kN/cm ²	—

を行う。掘削速度は 0.5 m/min とし、速度に合わせて所定の配合となるよう、全自動プラントで自動計量された固化材スラリーを攪拌ヘッド先端より吐出しながら攪拌混合を行った。

攪拌ヘッドが所定深度に達したら、先端部の上下反復攪拌（ダブルリング）を行って着底部の混合を行った後、再度混合攪拌を行いながら 1.0 m/min の速度で引き抜き作業を行った。施工状況を図-10 に示す。

杭最上部は表層地盤表面より 0.3 m 程度高くなるように仕上げ、改良杭打設翌日にバックホウにて表層改良地盤表面と同等の高さになるよう不陸整正を行って仕上げた。不陸整正後の状況を図-11 に示す。

(4) 品質確認試験方法

表層改良地盤の作製時には、各ケースとも品質確認用のテストピース (φ 100 mm×200 mm) を採取し、7、28 日材齢の他、CASE1、CASE2については改良杭施工時の材齢で強度確認のための一軸圧縮試験を実施した。



図-13 表層改良地盤掘削状況

また、改良杭施工から約 2 ヶ月の養生期間経過後に、鋼製型枠を撤去し改良杭周辺の模擬地盤を掘削して表層改良地盤と改良杭を取り出し、出来形を目視により確認した。

その他、改良杭周辺のコア抜きボーリングを実施して、改良杭の高さ方向の強度の違いや、改良杭中の表層改良地盤塊の混入状況、改良杭と表層改良部の界面における付着状況などを確認した。図-12 および表-6 に品質確認用コアの採取位置と試験項目を示す。

3. 試験結果と考察

(1) 改良杭の施工性

表-7に改良杭打設時における表層改良地盤のテストピースの一軸圧縮試験結果を示す。図-13にCASE1の硬化地盤での改良杭の施工状況を示すが、硬化地盤からの施工でも施工速度の低下や表層改良地盤のひび割れなどは特に認められなかった。今回の実証試験では、φ 600 mmの施工機械を用いており、実施工ではより大口径の改良杭の施工を行うことも考えられるが、その場合、杭径の増加に伴って攪拌翼の必要トルクは増大するものの、施工機械の大型化により杭径当たりの攪拌能力はより向上する。したがって、実施工においても硬化後の表層改良地盤に対する施工性に関しては特に問題ないといえる。また、CASE2やCASE3のように表層改良地盤の硬化前に改良杭の施工を行うケースでは、施工機械設置場所の地盤の支持力を確保するための養生を別途考慮する必要があるが、改良杭の施工自体には特に問題は確認されなかった。このように、表層改良の施工後に改良杭を施工して一つの構造とする場合でも、表層改良の硬化状態によらず、施工性や結合部の品質に関して良好であることが



図-14 試験体取出し状況



図-15 試験体取出し後状況

確認できたものとする。

実際の施工に際しては、通常、表層改良の硬化後に改良杭の施工を行うことになると思われるが、表層改良の層厚や設計強度が大きくなるケースなど、改良杭の施工が困難な場合には遅延剤を用いて強度発現を遅らせることも可能である。

養生期間経過後に図-14に示すように改良杭周辺を掘削して表層改良と改良杭を取り出した。取り出し後の状況を図-15に示すが、表層改良と改良杭が一体となった良好な構造体となっていることがわかる。

(2) 改良杭の性状

改良杭の施工から72日養生後に地上より深さ2mまでサンプリングした改良杭のコアの状況を図-16に示す。サンプリングコアを目視にて確認したところ、すべての杭で改良地盤塊の混入等は見られず、表層改良地盤から施工した場合でも、硬化の有無にかかわらず均質な改良杭の施工が行われていることが確認できた。

次に、所定の深度でコアを採取して一軸圧縮試験を実施した。採取コアの位置を図-17に示し、試験結果を図-18、図-19に示す。



図-16 改良杭の深度方向サンプル

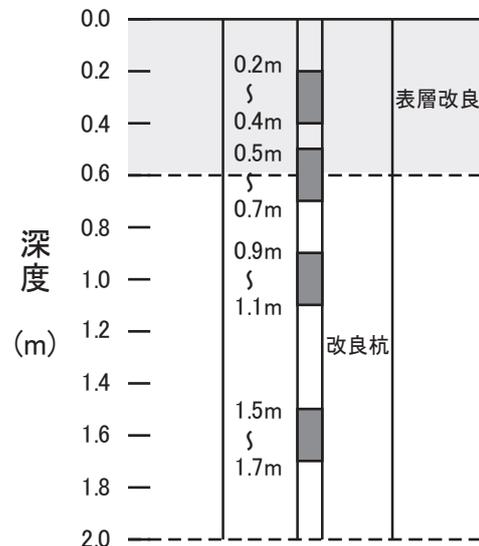


図-17 改良杭のサンプリング深さ

図-18、図-19はそれぞれ、改良杭の深度方向の強度分布および湿潤密度分布を表しているが、特に改良杭上部の表層改良地盤中の強度や湿潤密度がかなり大きくなっており、設計強度の4倍程度の一軸圧縮強度となっている箇所も見られた。また、図-20に示すように供試体の一軸圧縮強度と湿潤密度には相関関係が見られ、全体

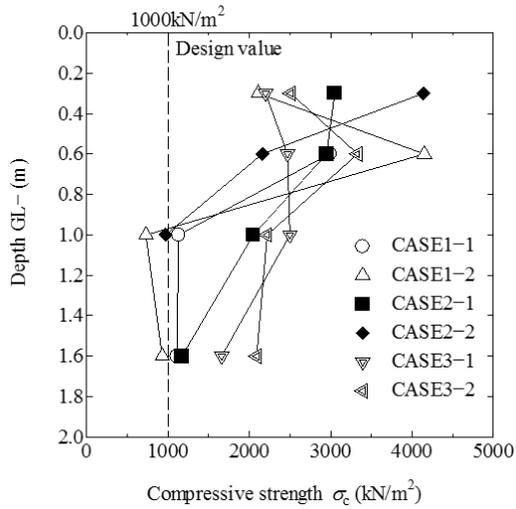


図-18 改良杭の深度方向の強度分布

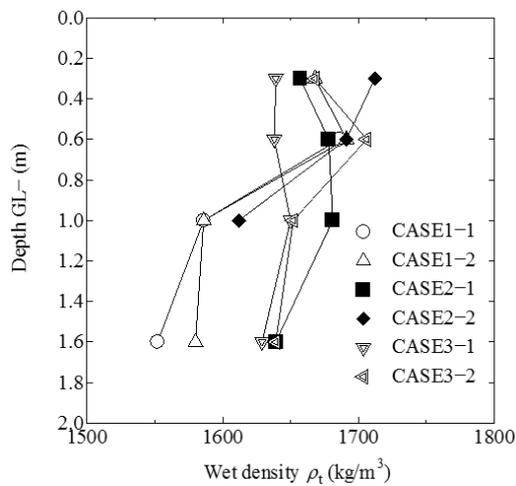


図-19 改良杭の深度方向の湿潤密度分布

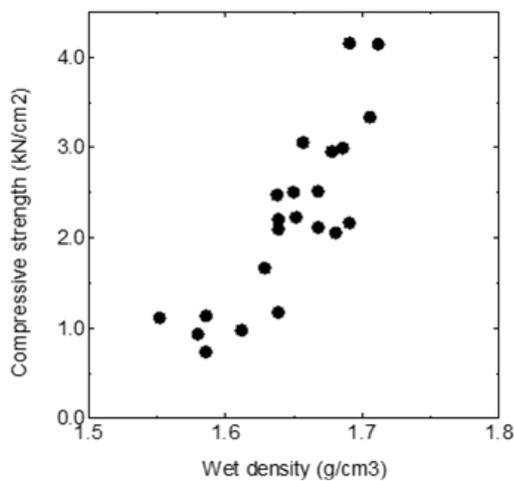


図-20 湿潤密度と一軸圧縮強さ

的に改良杭は上部に行くほど一軸圧縮強度と湿潤密度が高くなる傾向が確認できた。

これは、表層改良地盤中に改良杭の施工を行った場合には単位地盤体積当たりの改良材添加量が多くなるため



図-21 表層改良 / 改良杭境界部サンプリング孔

と考えられる。特に、表層改良地盤の硬化前に改良杭の施工を行ったCASE3では表層改良地盤より下部となる箇所でも改良杭の強度が大きくなる傾向を示しており、改良杭施工時にスラリー状の改良材とともに硬化前の表層改良地盤がある程度一緒に攪拌された状態で改良杭が構築されているものとする。しかし、改良材添加量の割増し率やその影響範囲を予め考慮することは困難であることから、特に設計には反映せず安全側の傾向として見込むべきであると考えられる。

(3) 杭頭結合部の性状

改良杭施工時の表層改良地盤の硬化状態による杭頭結合部の性能の違いについて確認するため、改良杭と表層改良境界部のコアサンプリングを実施し、採取コアおよ

びサンプリング孔内部の目視確認を行った。

図-21に各ケースの境界部のサンプリング孔内部の状況を示すが、どのケースでも境界部の外観には差はみられず、CASE2、CASE3のみならず、表層改良地盤が硬化した後に改良杭を施工したCASE1の場合でも改良杭と表層改良地盤の境界部は一体化していることが確認できた。

4. まとめ

施工性確認のための現地試験を実施し、表層改良と改良杭の一体性およびそれらの施工性についても検討した。その結果、得られた結論は以下のとおりである。

- ① 表層改良地盤上からの改良杭の施工に関して、表層改良地盤の固化の程度によらず施工速度の低下や表層改良地盤のひび割れ等は生じないことを確認した。
- ② 硬化後の表層改良地盤に対する施工性は特に問題ないが、表層改良の層厚や設計強度が大きくなるケースなど、改良杭の施工が困難な場合には遅延剤を用いて強度発現を遅らせることが望ましい。
- ③ 改良杭は上部ほど一軸圧縮強さと湿潤密度が高くなる傾向が見られた。これは改良杭施工時に表層改良地盤材料が混合されることにより、単位地盤体積当たりの改良材添加量が多くなるためと考えられた。

謝辞：本研究は（国研）港湾空港技術研究所と東京大学、三井住友建設（株）の共同研究として実施したものである。本共同研究においては、共同研究三者のみならず、多くの関係各位のご助力を頂きました。深謝申し上げます。

参考文献

- 1) Naoki Takahashi et al.: Shaking model tests on mitigation of liquefaction-induced ground flow by new configuration of embedded columns, Proceedings of the 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Paris, pp1623-1624, 2013.
- 2) 草竹真也, 戸村豪治, 高橋直樹, 津田和夏希, 森川嘉之, 高橋英紀, 東畑郁生: 流動閉塞杭の実証実験—その1: 施工性の確認および品質試験—, 第51回地盤工学研究発表会, 2016.

異種強度コンクリートが介在する RC 耐震壁に関する実験的検討

Experimental Study of Reinforced Concrete Shear Wall Using Different Concrete in Strength

松永 健太郎 KENTARO MATSUNAGA

小坂 英之 HIDEYUKI KOSAKA

建築生産計画部 平野 秀和 HIDEKAZU HIRANO

建築生産計画部 松井 幸一郎 KOICHIRO MATSUI

建築生産計画部 佐古 潤治 JUNJI SAKO

スラブと壁板が交差する範囲にもスラブと同強度のコンクリートを打設した RC 壁板の水平加力実験を実施した。スラブの有無、スラブ内に配置した拘束筋の数量およびスタブへの定着の有無をパラメータとした。スラブの無い試験体ではスラブに相当する部分の損傷が顕著であったが、スラブを有する試験体ではスラブ部分での水平ずれが確認されたものの優れた変形性能を示した。壁板のコンクリート強度を用いて計算した終局強度を最大荷重が上回った。これは、スラブの厚さが壁板高さに比べて薄く、上下の高強度のコンクリートと加力直交方向のスラブの存在によって交差範囲が拘束されたことによるものと考えられる。

キーワード：耐震壁，壁板，スラブ，拘束効果，終局強度，曲率

Shear loading tests of wall panel having slab-wall panel joint region whose concrete strength is the same as slab were conducted. The test parameters were the presence or absence of the slab, number of confinements and the presence or absence of anchoring of the confinements. On the one hand the specimen without slab showed significant damage in the slab, on the other hand the specimen with slab showed excellent deformation performance although the horizontal slip between the slab and wall panel was observed. The maximum loads exceeded the ultimate strength calculated by using the compressive strength of wall panel. It was considered for slab-wall panel joint to be confined by slab thickness of wall panel height and high strength concrete of wall panel and orthogonal direction slab.

Key Words: Shear Wall, Wall Panel, Slab, Confinement Effect, Ultimate Strength, Curvature

1. はじめに

通常の建物では、スラブに必要とされるコンクリートの設計基準強度は、耐震壁の設計基準強度よりも低いことが多い。コンクリート打設時には、スラブと壁板（壁梁）の間に型枠（コン止め）を設置して各々に異なるコンクリートを打ち分ける場合（図-1 (1)）と、スラブにも壁板用の高い強度のコンクリートを打設する場合（図-1 (2)）がある。

図-1 (3)に示すように、スラブが壁板と交差する範囲もスラブと同じ強度のコンクリートを打設する工法（以下、本工法）が可能になれば、止め型枠工事が省力化されることによってコンクリートの打継ぎ部の処理に関わる品質上の諸問題を回避でき、施工性も改善される。また、スラブに必要以上の高強度コンクリートを用いる場

合と比べると、材料費を削減することもできるものと考えられる。

本工法の壁板では、壁高さの 1/10～1/15 程度の薄い層（スラブ厚さ相当）のみが壁板の他の部分よりも低い強度のコンクリートで構成されることになり、そのような異種強度のコンクリートが混在する RC 壁板の破壊性状や終局強度は不明である。そこで本研究では、スラブと壁板の交差部に薄い低強度コンクリート層を有する RC 壁板の水平加力実験を行った。

2. 実験概要

(1) 試験体

試験体一覧を表-1 に、試験体の形状および配筋を図-2 に示す。試験体は側柱のない単層の RC 壁板 5 体であ

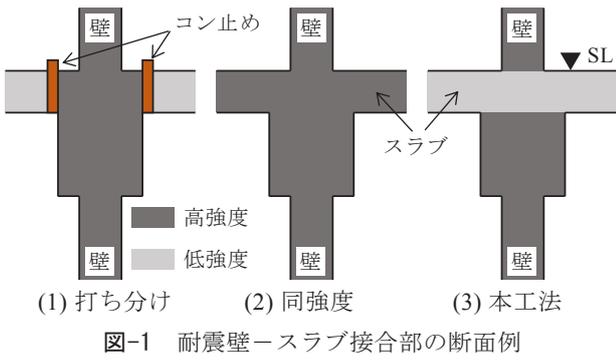


図-1 耐震壁-スラブ接合部の断面例

表-1 試験体一覧

試験体	壁				スラブ		U字筋	
	厚さ		縦筋	横筋	有無	配筋	組数	定着
	計画 (mm)	実測 (mm)						
NO13 ¹⁾		53			無し		-	
NO13-N		55			無し		-	
NO13-S	50	81	1-D6 @50	1-D6 @85	有り	1-D6 @100	-	
NO13-SU12S		58					12	無し 有り
NO13-SU12		53					9	有り
NO13-SU9		53						

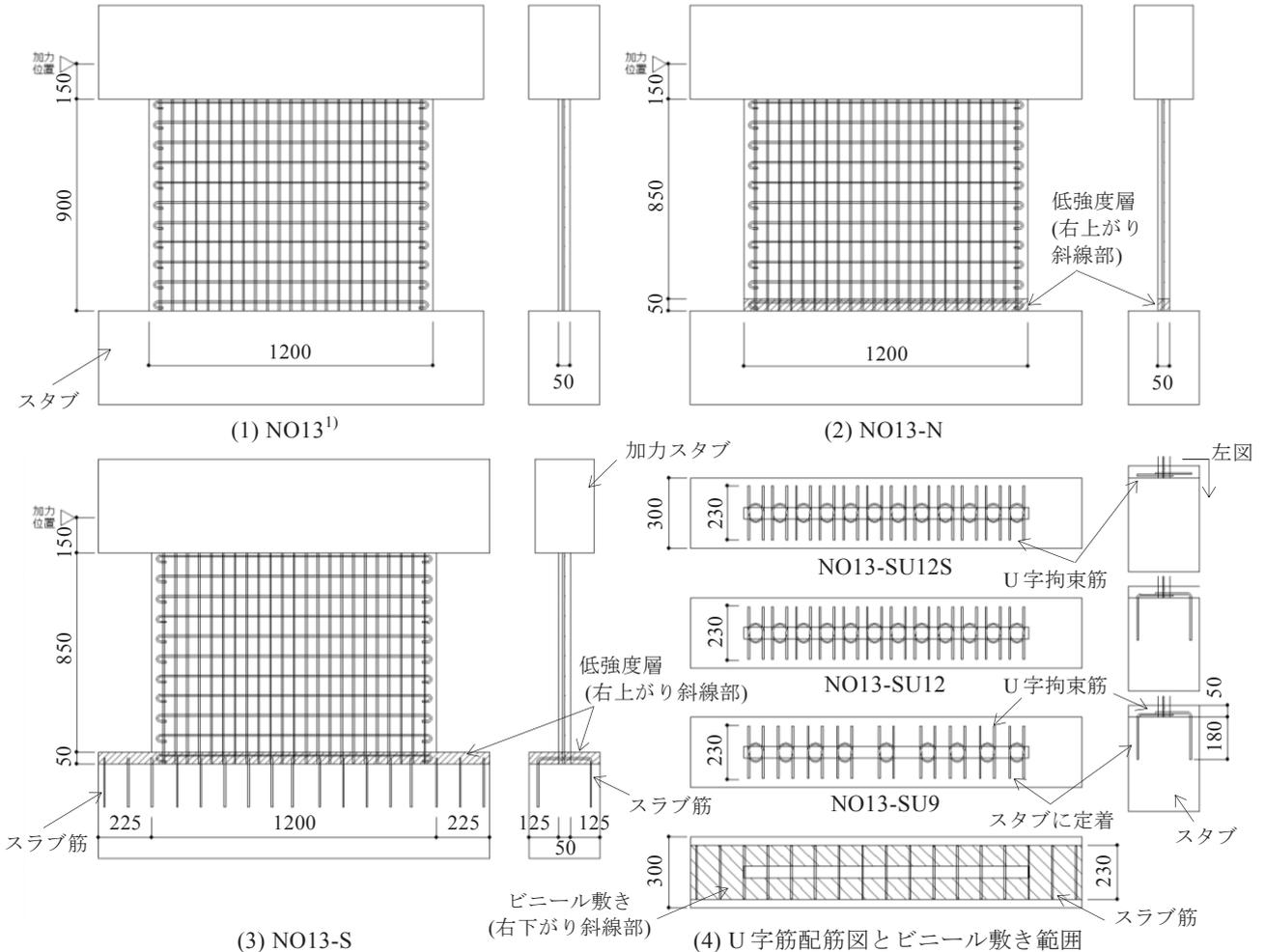


図-2 試験体の形状と配筋

る。いずれもスタブ上面から高さ 50mm の範囲にはスラブを想定して低い強度のコンクリート（以下、低強度層と記す）を用い、低強度層を除く壁板部分、スタブおよび加力スタブには、圧縮強度が低強度層よりも 2 倍以上高いコンクリートを用いた。試験体の形状および配筋は、既報¹⁾においてせん断破壊を示した壁板全体が同一コンクリートで打設された NO13 と同一とした。

NO13-N はスラブがなく、低強度層にスラブのない試験体である。NO13-S、NO13-SU12S、NO13-SU12 および NO13-SU9 の 4 体は、低強度層にスラブを設けた試

験体である。スラブコンクリートは、スタブ上面の図-2 (4) に示す範囲にビニールを敷いた後、壁板部分（壁板とスラブの交差部分）を含めて同時に打設した。スラブ内には加力直交方向にスラブ筋（D6@100mm）を配筋し、両端部をスタブに折り曲げ定着させている。したがって、スラブ筋定着部のせん断抵抗によって低強度層は横方向に拘束された状態になっている。NO13-SU12S、NO13-SU12 および NO13-SU9 には、スラブ筋のほかに図-2 (4) に示すように U 形の補強筋（U 字拘束筋）を配筋した。U 字拘束筋 2 本を組み合わせると壁板部で円形状

表-2 コンクリートの材料試験結果

試験体	壁		スラブ	
	圧縮強度 $w\sigma_B$ (N/mm ²)	ヤング係数 wE_c (N/mm ²)	圧縮強度 $s\sigma_B$ (N/mm ²)	ヤング係数 sE_c (N/mm ²)
NO13	37	24800	-	-
NO13-N	55	24800	21	17300
NO13-S	70	23700	21	17600
NO13-SU12S	56	25600	15	15000
NO13-SU12	61	26100	19	16400
NO13-SU9	61	26800	18	15200

表-3 鉄筋の材料試験結果

試験体	呼び名	降伏点 σ_y (N/mm ²)	引張強度 σ_u (N/mm ²)	伸び (%)	適用部位
NO13	D6	388	548	23	壁筋
NO13 以外	D19	379	580	24	スタブ・加力スタブ主筋
	D10	360	503	22	スタブ・加力スタブ主筋
	D6	342	520	24	壁筋, スラブ筋, U字拘束筋

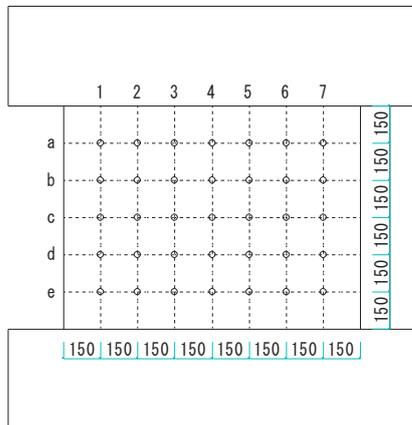


図-3 壁厚計測位置

になるようにし、これを 1 組として NO13-SU12S および NO13-SU12 には 12 組を、NO13-SU9 には 9 組を配筋した。NO13-SU12S は U 字拘束筋の端部をスタブに定着させていないが、NO13-SU12, NO13-SU9 は端部をスタブに折り曲げ定着させている。

壁厚の計測位置を図-3 に示す。水平・鉛直両方向に 150mm 間隔に計 35 箇所を計測した。壁厚は 50mm とする計画であったが、NO13-S はコンクリート打設時に型枠下部が変形し、壁板下部が上部よりも厚くなって均等な断面形状ではなかったため、計測値の相加平均を壁厚の実測値とした。以後の検討に用いる壁厚は表-1 に示す実測値とする。

試験体を使用したコンクリートおよび鉄筋の材料試験結果を表-2 および表-3 にそれぞれ示す。

(2) 加力方法および計測位置

加力方法は既報¹⁾と同様であり、図-4 に示す加力装置を用いて試験体上部に拘束力 V_j (180kN) を加えなが

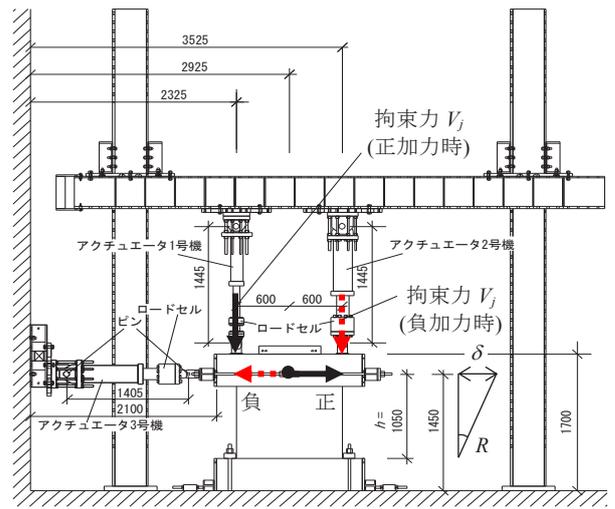


図-4 加力方法

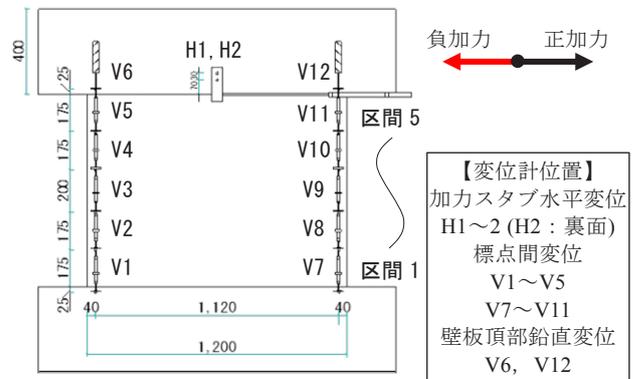


図-5 変位の計測位置

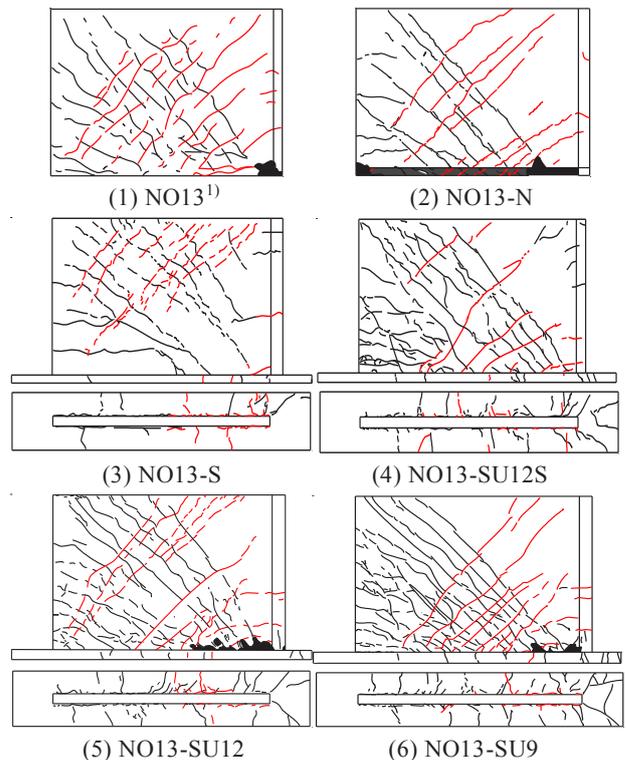


図-6 ひび割れ状況 (黒：正加力, 赤：負加力)

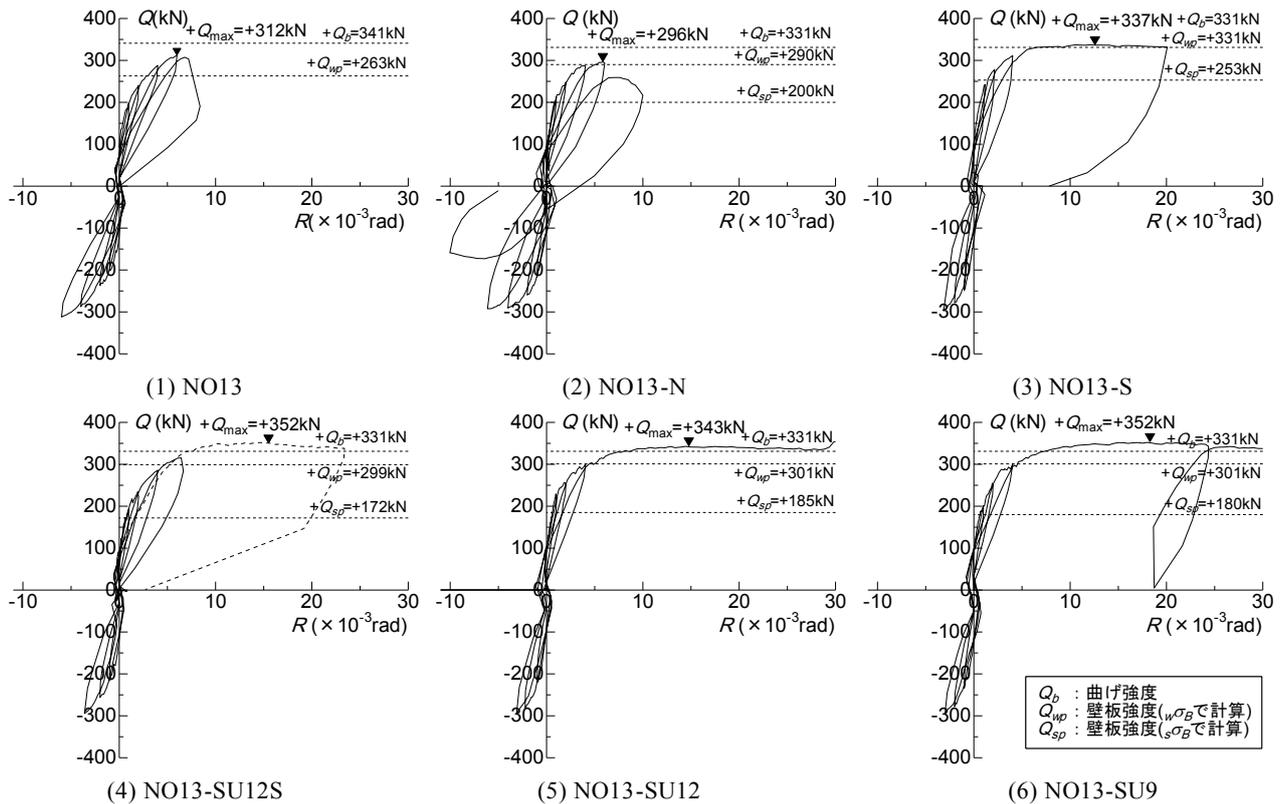


図-7 荷重-変形曲線

ら、水平力 Q を載荷した。水平力は変位漸増の正負繰返し加力とし、各サイクルの部材角 R は 1000 分の 1, 2, 4, 6, 10, 20rad を基本とした。拘束力 V_j は各サイクルの正負の移行時 ($R=0$) に所定の側に切り替えて、加力方向に対して曲げ引張側のみ加えている。

変位の計測位置を図-5 に示す。壁板端部位置における鉛直（標点間）変位および加力スタブ中央の水平変位を計測した。

3. 実験結果

(1) ひび割れ状況

各試験体の加力後のひび割れ状況を、壁板がせん断破壊した NO13¹⁾と比較して図-6 に示す。スラブのない NO13-N は、NO13 に比べて壁板の斜めひび割れはやや少なく、加力の進展に伴って低強度層の曲げ圧縮域でコンクリートの圧壊が進み、低強度層の損傷が顕著であった。

スラブのある 4 体では、曲げ引張域から伸びる水平のひび割れが NO13, NO13-N よりも多く確認され、低強度層では水平ずれが確認された。NO13-S は、壁厚の厚い壁下部では斜めひび割れは比較的少ないが、NO13-SU12S, NO13-SU12, NO13-SU9 では壁板に斜めひび割れが多数発生した。低強度層の上部の高強度コンクリー

トの圧壊の状況は U 字拘束筋を定着させた NO13-SU12, NO13-SU9 のほうが、U 字拘束筋を定着していない NO13-SU12S に比べて激しくなっている。

(2) 荷重-変形関係

各試験体の荷重-変形曲線を図-7 に示す。なお、NO13-SU12S については実験治具の不備により $R=6.43 \times 10^{-3}\text{rad}$ 時点でねじれが大きくなったため、その後にねじれを防止して再実験を行った結果を破線で示す。スラブのない NO13-N は、部材角 $R=5.84 \times 10^{-3}\text{rad}$ で最大荷重を示し、その後荷重が低下した。破壊形式は、壁板全体が同一コンクリートの NO13 と同様にせん断破壊であった。

一方、スラブのある NO13-S, NO13-SU12S, NO13-SU12 および NO13-SU9 では、最大荷重は NO13-N を上回り、荷重低下は見られず、優れた変形性能を示した。この 4 体の最大荷重は同程度であり、いずれも破壊形式は曲げ破壊と判断される。

(3) 曲率分布

$R=6 \times 10^{-3}\text{rad}$ 時の曲率分布を図-8 に示す。曲率は、図-5 に示す壁両端位置で計測（高さ方向に 5 分割）した各標点間の鉛直変位から求めた。せん断破壊を示した NO13 では、最下部の区間 1 の曲率は $16 \times 10^{-6}/\text{mm}$ となっている。これに対し、スラブのない NO13-N では、低強度層を含む区間 1 の曲率は $40 \times 10^{-6}/\text{mm}$ と大きな

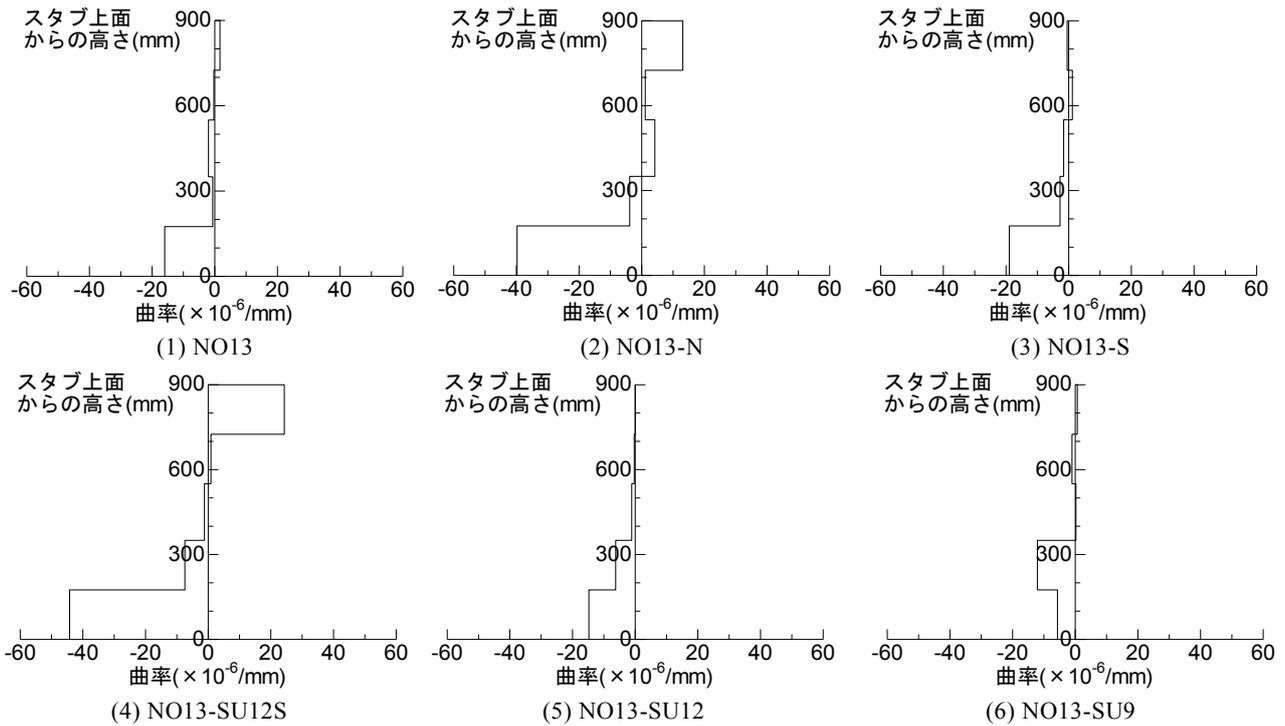


図-8 壁板の曲率分布 ($R=6 \times 10^{-3}$ rad 時)

表-4 最大荷重実験値と強度計算値

試験体	最大荷重時実験値			壁板強度計算値				破壊形式	
	荷重 Q_{max} (kN)	せん断応力度 τ_{max} (N/mm ²)	部材角 R_{max} ($\times 10^{-3}$ rad)	曲げ強度 Q_b^{*1} (kN)	壁のコンクリート 強度 $v\sigma_B$ 使用時		スラブのコンクリート 強度 $s\sigma_B$ 使用時		
					Q_{wp} (kN)	$\frac{Q_{max}}{Q_{wp}}$	Q_{sp} (kN)		$\frac{Q_{max}}{Q_{sp}}$
NO13	312	4.91	5.99	341	263	1.18	-	-	せん断
NO13-N	296	4.49	5.84	331	290	1.02	200	1.48	せん断
NO13-S	337	3.47	12.7	331	331	1.02	253	1.33	曲げ
NO13-SU12S	352	5.06	15.5	331	299	1.18	172	2.04	曲げ
NO13-SU12	343	5.43	14.8	331	301	1.14	185	1.85	曲げ
NO13-SU9	352	5.56	19.1	331	301	1.17	180	1.95	曲げ

※1 $Q_b = M_u/h$, $M_u = 0.5p_{sv}t_w l_w' \sigma_{sv} l + 0.5Nl + M^2$, $l = 0.9l_w'$, h : 加力高さ, l_w' : 壁板長さ, p_{sv} : 壁縦筋比, t_w : 壁厚 (表-1 の実測値), σ_{sv} : 壁縦筋の降伏強度, N : 軸力 ($=V_j$), M : 拘束力 V_j による曲げ戻しモーメント

っている。NO13-S では、壁板下部の壁厚が厚いために、区間 1 の曲率は NO13 と同程度であった。スラブ内に U 字拘束筋を配筋した 3 体の曲率分布を比較すると、U 字拘束筋の端部を定着していない NO13-SU12S では区間 1 の曲率が NO13-N と同程度に大きくなっているのに対し、U 字拘束筋をスタブに定着させた NO13-SU12 と NO13-SU9 では区間 1 の曲率は小さくなっている。これは、定着のある鉄筋 (スラブ筋+U 字拘束筋) の多い試験体のほうが低強度層の横拘束が大きくなったためであると考えられる。スラブが連続する場合の拘束の程度については別途検討が必要であるが、壁板の両側にスラブがあり、上下に高強度コンクリートがあることによって、低強度層の壁板部のコンクリートは拘束されたような応力状態になることが推察される。

(4) 終局強度

各試験体の最大荷重実験値 Q_{max} と強度計算値 Q_b , Q_{wp} , Q_{sp} を表-4 に示す。 Q_b は同表脚注に示す曲げ強度式による M_u のせん断力換算値である。壁厚には表-1 に示す実測値を用いた。 Q_{wp} は壁板部分の高強度コンクリートの圧縮強度 $v\sigma_B$ を用いて算定した壁板強度であり、 Q_{sp} はスラブ部分の低強度層のコンクリートの圧縮強度 $s\sigma_B$ を用いて計算した壁板強度である。本壁板強度算定法³⁾は、壁縦筋を考慮したトラスアーチ機構に基づくものであり、コンクリートの ϕ 方向圧縮応力度 (ϕ : トラス機構の圧縮束の角度, $\cot\phi=1$) が有効強度 ($v\sigma_B$, v : 有効係数, σ_B : コンクリートの圧縮強度) に達する場合はせん断強度を、 $v\sigma_B$ 未満で壁縦筋が全降伏する場合は曲げ強度 (Q_b に一致) を与えるものである。

せん断破壊を示した NO13 の実験値 Q_{max} は Q_b を下回り、壁板強度計算値 Q_{wp} との比率 Q_{max}/Q_{wp} は 1.18 となっている。スラブがなく低強度層を有する NO13-N の Q_{max} は曲げ強度のせん断力換算値 Q_b に達しておらず、実験時にせん断破壊を示したことと対応しているが、 Q_{max} は低強度層の ${}_s\sigma_B$ を用いて計算した Q_{sp} の 1.48 倍 ($=Q_{max}/Q_{sp}$) となり、高強度コンクリートの ${}_w\sigma_B$ を用いて計算した Q_{wp} 相当 ($Q_{max}/Q_{wp}=1.02$) の終局強度を示した。

スラブのある NO13-S の Q_{max} は Q_b 相当の荷重を示している。壁板下部の壁厚が厚い試験体であるため、 Q_{wp} 、 Q_{sp} を壁厚の実測値を用いて算定すると、 Q_{max}/Q_{wp} は 1.02、 Q_{max}/Q_{sp} は 1.33 であった。

スラブ内に U 字拘束筋のある NO13-SU12S、NO13-SU12 および NO13-SU9 の Q_{max} は同程度であり、いずれも Q_b を上回り、 Q_{max}/Q_{wp} は 1.14~1.18、 Q_{max}/Q_{sp} は 1.85~2.04 となっている。本実験では U 字拘束筋の定着の有無や数量によって最大荷重に差異は見られなかった。

4. まとめ

スラブと壁板の交差部に薄い低強度コンクリート層を有する RC 壁板の水平加力実験を行った結果、その低強度層にスラブを設けた試験体の最大荷重は、壁板の大部分を占める高強度コンクリートの圧縮強度を用いて計算した壁板強度を上回った。これは、低強度層の厚さが壁板高さに比べて比較的薄く、上下には高強度のコンクリートが存在し、加力直交方向にはスラブが存在することによって、低強度層が拘束されたことによるものと考えられる。

謝辞

本実験は、室蘭工業大学構造物水平加力試験室で実施されたものである。実験の実施にあたり同大学大学院教授 溝口光男博士ならびに溝口研究室の大学院生・学部生の皆様より多大なるご協力を得ました。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 高橋俊一，荒井康幸，溝口光男，小坂英之，山中久幸：鉛直接合部滑り破壊型 PCa 連層耐震壁における壁パネルの強度についての実験（その 3. 追加実験），日本建築学会大会学術講演梗概集，C-2 構造IV，pp.171-172，2006.9
- 2) 国土交通省国土技術政策総合研究所他：壁式鉄筋コンクリート造設計施工指針，海文堂出版，p.10，

2003.2

- 3) 小坂英之，溝口光男，荒井康幸：鉄筋コンクリート連層壁板の強度算定法，日本建築学会構造系論文集，第 79 巻，第 695 号，pp.129-136，2014.1

実機ミキサによる超低収縮・超高強度コンクリートの製造 およびその品質に関する検討

Study on Manufacturing and Quality of Ultra-Low Shrinkage and Ultra-High Strength Concrete Mixed with Actual Full- Scale Mixer

松田 拓 TAKU MATSUDA
蓮尾 孝一 KOICHI HASUO
峯 竜一郎 RYUICHIRO MINE

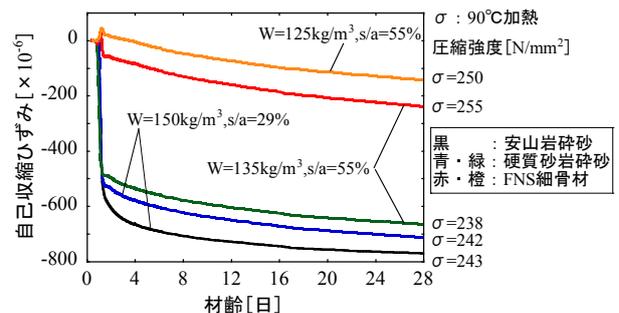
結合材をポルトランドセメントとシリカフェームとフライアッシュの三成分とし、細骨材にフェロニッケルスラグ細骨材を用いた超低収縮・超高強度コンクリートを実機ミキサで製造した。その結果、1) 過去に検討した超高強度コンクリートよりも練混ぜ負荷が小さく、流動性と強度が高まる一方、自己収縮は著しく少なくなり、2) フレッシュ性状と圧縮強度の安定したコンクリートの製造が可能で、3) 部材を断熱材で被覆し養生すると 250N/mm² 級のコア強度が得られ、設計基準強度で 220N/mm² を満足すること等を確認した。
キーワード：超高強度コンクリート、フェロニッケルスラグ細骨材、自己収縮、練混ぜ負荷

Ultra-Low shrinkage and Ultra-High strength Concrete using 3-ingredients binder such as portland cement, silica fume, fly-ash and using ferro-nickel slag fine aggregate was manufactured by actual machine mixer. As the result, the followings are verified 1) In comparison with conventional concrete, mixer load is lower, fluidity and strength development are superior, and autogenous shrinkage decreased remarkably, 2) Concrete with stable fresh property and strength can be obtained, 3) Covered with insulation material at curing, strength reaches to 250MPa and satisfies design strength of 220MPa.

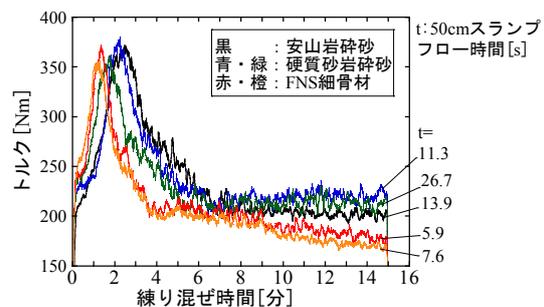
Key Words: Ultra-high Strength Concrete, Ferro-nickel Slag Fine Aggregate, Autogenous Shrinkage, Mixer Load

1. はじめに

筆者らは、結合材（B）をポルトランドセメントとシリカフェームとフライアッシュ（FA）の三成分とし、細骨材に「空隙構造が粗大で吸水率が大きい」フェロニッケルスラグ（FNS）細骨材を用いた超低収縮・超高強度コンクリートを開発している¹⁾。図-1は、既報¹⁾で示された「結合材を前述の三成分とし、粗骨材に硬質砂岩砕石、細骨材に前述のFNS細骨材、硬質砂岩砕砂、安山岩砕砂をそれぞれ使用したコンクリート」の、室内試験結果の一部である。FNS細骨材を使用したコンクリート（以降、開発したコンクリート）は、単位水量（W）を低減して細骨材率（s/a）を増加させた条件下で十分な流動性が得られ、他よりも高強度かつ自己収縮が少ない（図-1a）。図-1b）はそれらの練混ぜ時におけるトルクの測定結果（8秒ごとの平均値）である。練混ぜ手順は、強制二軸ミキサ（容量 100L）を使用し、水と化学混和剤以外の材料を投入⇒30秒攪拌⇒水と化学混和剤を



a) 自己収縮ひずみの測定結果



b) 練混ぜ時のトルク測定結果

図-1 既報¹⁾のコンクリートの性状 (W/B=12%)

投入⇒15分間練り混ぜとした（練混ぜ量は90L）。これを見ると、開発したコンクリートは他より練上がり時のトルクが小さく流動性に優れることに加え、実機ミキサでの製造に際し、練混ぜ負荷に対するミキサの耐久性においても有利と推察される。本報告は、開発した超低収縮・超高強度コンクリートをプレキャスト製品工場の実機ミキサで製造し、その品質を確認したものである。

2. 使用材料と調合

使用材料と調合を表-1, 2に示す。結合材には低発熱系のセメントとシリカフェームをプレミックスしたセメント（SFPC）とFA、細骨材にFNS，粗骨材に硬質砂岩碎石，鋼繊維を用いた。調合はW/B = 12%と16%とし，Wはそれぞれ135kg/m³と120kg/m³，saは55%とした。

3. 実機ミキサでのコンクリート製造

(1) 練混ぜ時間の検討

実機製造では、コンクリートの練混ぜ完了後に鋼繊維を投入する。そこで、鋼繊維を投入する前の練混ぜ時間を検討した。使用したミキサは容量1.67m³の強制二軸ミキサである。モルタルの先行練りは行わず，ミキサを起動後にFNS，SFPC，FA，G，W+SPの順に全材料を投入後，所定の時間でミキサを停止・再起動し，その都度ミキサの中心部と端部から円柱供試体（φ100×h200mm）×3本/箇所を採取した。ミキサの停止・再

表-1 使用材料

名称	種類	物性等	記号
セメント	シリカフェーム プレミックスセメント	密度：3.04 比表面積：6690cm ² /g	SFPC
細骨材	フェロニッケル スラグ細骨材	密度：2.98 粗粒率：2.60，吸水率：2.91%	FNS
粗骨材	碎石2005 (硬質砂岩)	密度：2.62 実積率：62.1%	G
水	工業用水	-	W
混和材	フライアッシュ (JIS I種相当品)	密度：2.40 比表面積：5300 cm ² /g	FA
化学混和剤	高性能減水剤（I種）	ポリカルボン酸系	SP
鋼繊維	コンクリート 補強用鋼繊維	外径：0.2mm 長さ：15.0mm	sf

表-2 調合

W/B	S/a	単位量 [kg/m ³]							目標 空気量[%]	スラン プフロー 値 [cm]
		SP	結合材			FNS	G	sf ^{※※}		
[%]	[%]	[B×%]	W	SF PC	FA					
12	55	1.90 (1.70) [※]	135	900	225	729	529	39.3	3.0 ±1.0 ， -1.5	70±10
16	55	1.70 (1.50) [※]	120	600	150	984	713	23.6	2.0 ±1.0	70±10

※()は冬期実験 ※※鋼繊維は外割り添加

起動を実施した時間（試料採取時間）は，W/B=12%で13, 15, 17分，W/B=16%で5, 7, 9分とした。ミキサ内の試料採取箇所を図-2に示す。試料採取時間と圧縮強度（後述する40℃加熱条件，材齢27日）およびその標準偏差との関係を図-3に示す。W/B=12%では採取箇所と採取時間によらず，強度発現は同等で，全体の標準偏差は10N/mm²以下と許容できるものと判断し，練混ぜ時間を15分と決定した。

W/B=16%では，採取箇所と採取時間によらず強度発現は同等で，標準偏差は採取時間が遅いほど小さくなったが全体としてW/B=12%より小さいことに加え，製造に要する時間を考慮し，練混ぜ時間を7分と決定した。

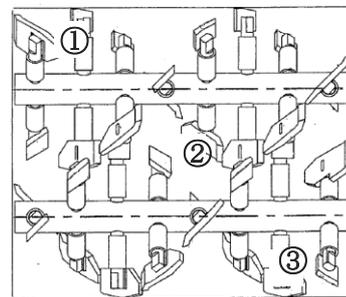


図-2 ミキサ内の試料採取箇所

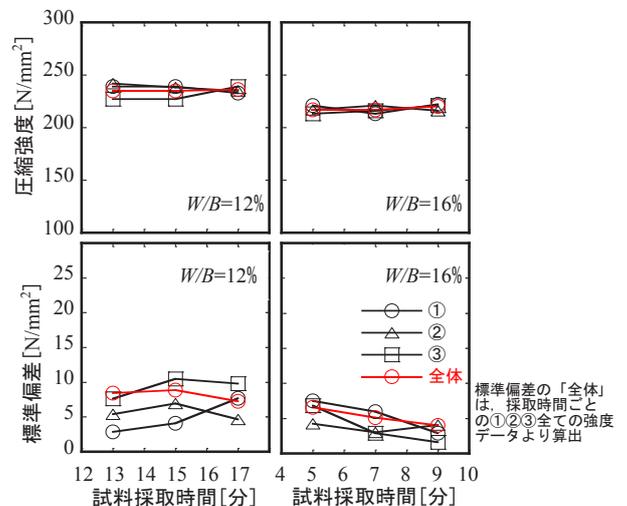


図-3 試料採取時間と圧縮強度（鋼繊維は無添加）

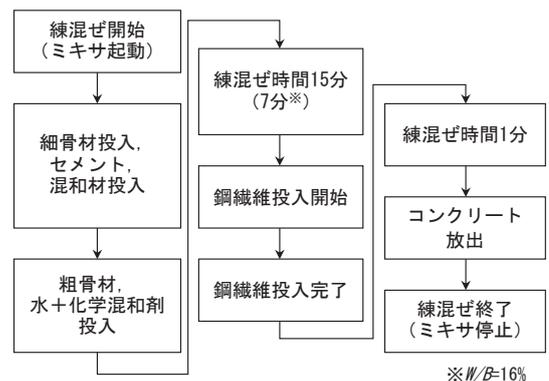


図-4 コンクリートの練混ぜ手順

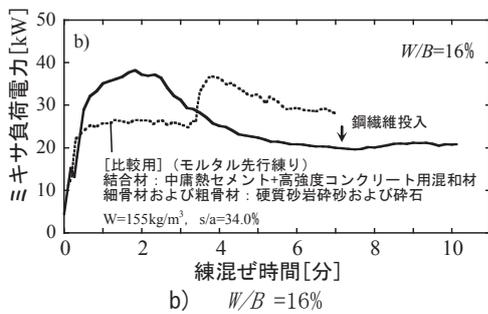
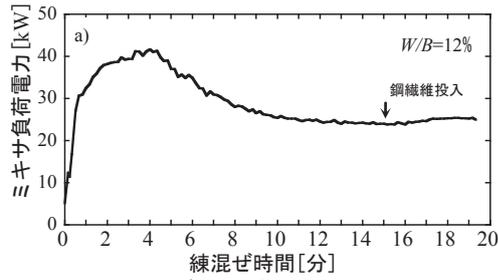


図-5 ミキサ負荷電力の測定結果

(2) 実機製造の概要

コンクリートの製造は夏期（8月）、標準期（10月）および冬期（1月）に実施した。 $W/B=12\%$ は夏期、標準期、冬期それぞれで4、5、9バッチ製造し、 $W/B=16\%$ は全ての時期に各3バッチ製造した。コンクリートの練混ぜ手順を図-4に示す。コンクリートの練混ぜ完了後に連続して鋼繊維を投入し、投入完了後1分間の練混ぜを実施した。鋼繊維はミキサ2軸間の中心位置の上方部に設置した振動機付き投入ホッパーより投入した。

コンクリート製造時における実機ミキサの負荷電力（ $0.90\text{m}^3/\text{バッチ}$ ）の測定例を図-5に示す。 $W/B=12\%$ の負荷電力は約4分でピークとなり、約14分で一定値に収束した。 $W/B=16\%$ の負荷電力は約2分でピークとなり、約7分で一定値に収束した。鋼繊維投入に要した時間は $W/B=12\%$ で約3分、 16% で約2分であり、鋼繊維投入後の電力負荷は僅かに大きくなった。図-5b)には比較用として、過去に検討した「結合材に中庸熟セメントと高強度コンクリート用混和材を使用し、細骨材と粗骨材に硬質砂岩を用いたコンクリート²⁾」を同量練り混ぜた時の測定値を併記している。比較用のコンクリートは練混ぜ負荷によるミキサの損傷を懸念し、モルタルを先行練りしている。開発したコンクリートのミキサ負荷電力の測定値は、一括練り（モルタル先行練りをしない）にもかかわらず、比較用のコンクリートに比べ、ピーク時で同等かつ放出時は明らかに小さい。すなわち実機ミキサでの製造において、開発したコンクリートは比較用のコンクリートよりも練混ぜ負荷に対するミキサの耐久性に優れ、また放出時点（もしくは練上がり直後）の

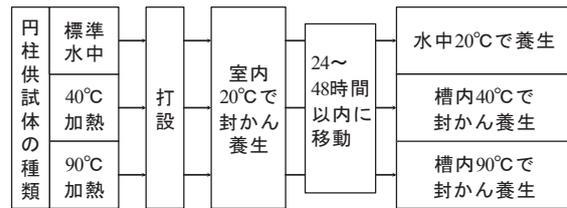
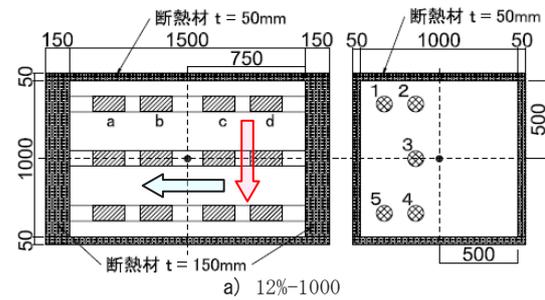


図-6 円柱供試体の種類と養生方法

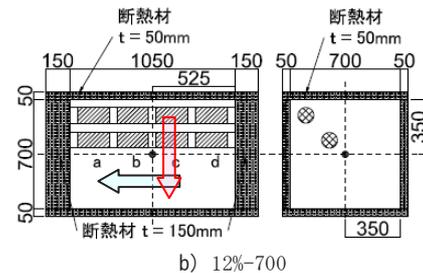
表-3 模擬柱試験体の種類

名称	12%-1000	12%-700	16%-1000
W/B [%]	12.0		16.0
寸法[mm]	1000×1000×h1500	700×700×h1050	1000×1000×h1000

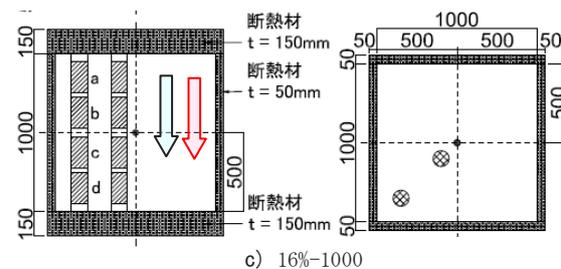
h: 柱軸方向



a) 12%-1000



b) 12%-700



c) 16%-1000

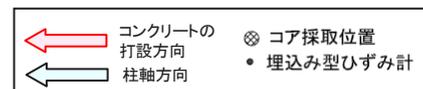


図-7 模擬柱試験体の概要およびコア採取位置

流動性が優れる（ワーカブルである）と確かめられた。

放出後のコンクリートのフレッシュ性状を試験し、円柱供試体（ $\phi 100 \times h200\text{mm}$ ）と模擬柱試験体を作製した。円柱供試体の種類と養生方法を図-6に、模擬柱試験体の種類と概要およびコア採取位置を、表-3と図-7にそれぞれ示す。全ての模擬柱試験体には、柱軸方向の端面2面に厚さ150mmの断熱材、残り4側面に厚さ50mmの

断熱材を設置した。材齢21日まで養生後に断熱材を取り外し、以降屋外雰囲気中で静置し、材齢28および91日におけるコア強度を確認した。 $W/B=12\%$ は柱軸方向に対して直角方向にコンクリートを打ち込み、 $W/B=16\%$ は柱軸方向と同じ方向にコンクリートを打ち込んだ。いずれの模擬柱試験体も、コアボーリングは柱軸方向に行い、4個/孔のコア供試体 ($\phi 100\text{mm} \times h200\text{mm}$) を採取した。コアの採取は図-7に示すように、12%-1000 は5本/体、12%-700と16%-1000 は各2本/体とし、部材中



写真-1 コンクリート打込み状況 ($W/B=12\%$, 冬期)

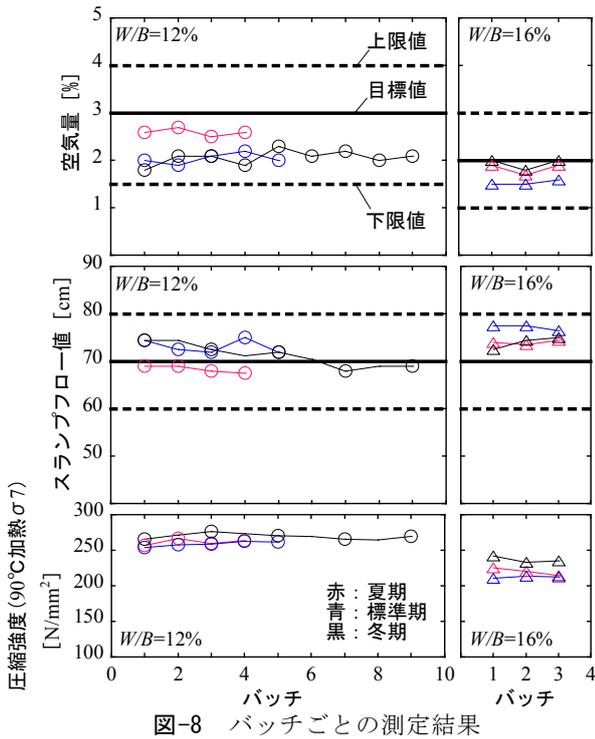


図-8 バッチごとの測定結果

表-4 バッチ間の圧縮強度 (90°C加熱 σ_7) の変動

W/B [%]	季節	平均値 [N/mm ²]	標準偏差 [N/mm ²]	変動係数 [%]	バッチ数
12	夏期	260	4.88	1.87	3
	標準期	259	3.53	1.36	5
	冬期	270	3.92	1.45	9
16	夏期	220	5.23	2.37	3
	標準期	212	1.81	0.85	3
	冬期	237	4.83	2.04	3

心部と外側部分とから実施した。全ての模擬柱試験体には中心部分に熱電対内蔵型の埋込み型ひずみ計を設置し、温度とひずみを計測した。模擬柱試験体へのコンクリート打込み状況を写真-1に示す。

(3) フレッシュ性状と円柱供試体の強度のばらつき

フレッシュコンクリートの温度は、 $W/B=12\%$ では夏期、標準期、冬期それぞれ35.0~37.0°C、22.0~27.0°C、18.0~21.5°Cとなり、 $W/B=16\%$ では夏期、標準期、冬期それぞれ33.0~34.0°C、24.0~25.0°C、14.0~16.0°Cとなった。空気量、スランプフロー、円柱供試体の圧縮強度 (90°C加熱 σ_7) の結果を図-8に示す (材齢n日の圧縮強度を σ_n と表記)。空気量、スランプフロー値とも変動は少なく、目標範囲内にあった。90°C加熱 σ_7 は、 $W/B=12\%$ では夏期、標準期、冬期それぞれ257~266N/mm²、254~263N/mm²、265~277N/mm²の範囲にあり、 $W/B=16\%$ では夏期、標準期、冬期それぞれ215~225N/mm²、211~214N/mm²、233~242N/mm²の範囲にあった。

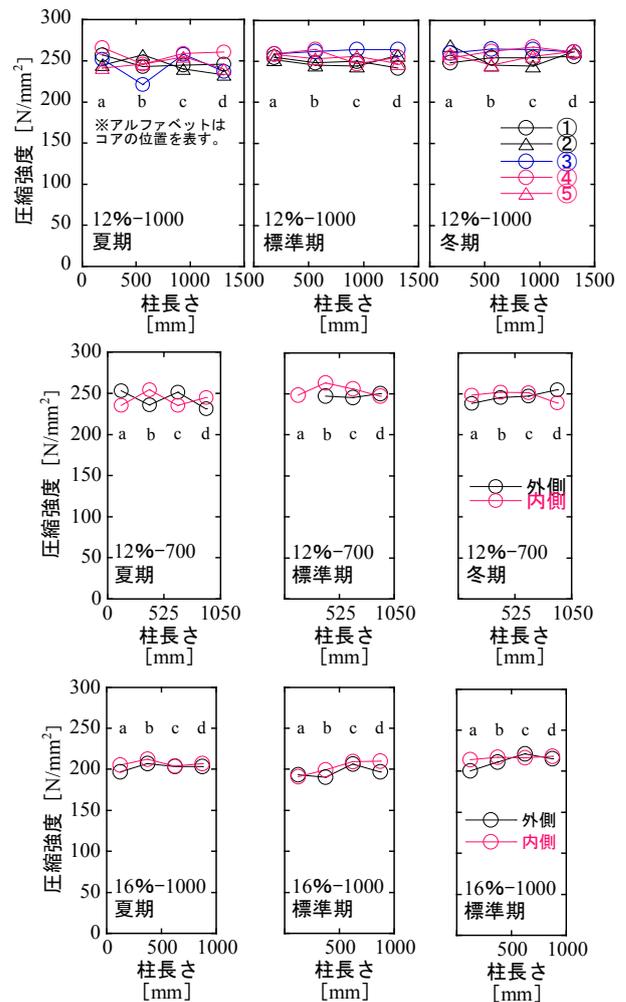


図-9 模擬柱内部の強度の分布 (材齢28日)

表-5 模擬柱試験体コア強度（材齢28日）のまとめ

単位: N/mm ²					
	試験体	各模擬柱の の平均値	W/B ごとの の平均値	各模擬柱 の標準偏差	各模擬柱 の平均値-2σ
夏期	12%-1000	247	250	10.8	226
	12%-700	242		9.23	224
標準期	12%-1000	254		6.93	240
	12%-700	251		6.46	238
冬期	12%-1000	257		7.43	243
	12%-700	247		6.07	235
夏期	16%-1000	205	206	4.51	196
標準期	16%-1000	199		8.11	183
冬期	16%-1000	214		6.62	201

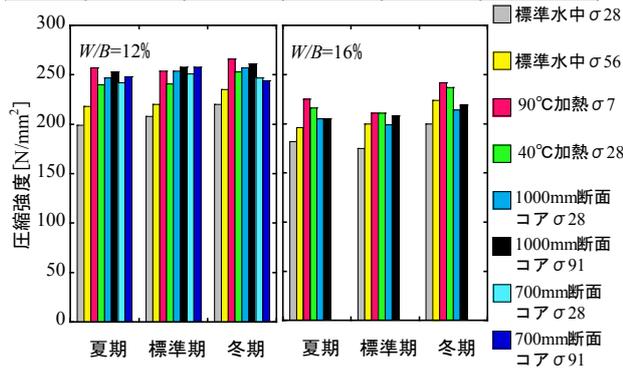


図-10 圧縮強度試験結果

圧縮強度（90℃加熱σ7）の平均値，標準偏差，変動係数を表-4に示す。標準偏差と変動係数にはW/Bの違いによる差異は認められず，W/B=12%と16%でそれぞれ，1.81～5.23N/mm²，0.85～2.37%の範囲にあった。

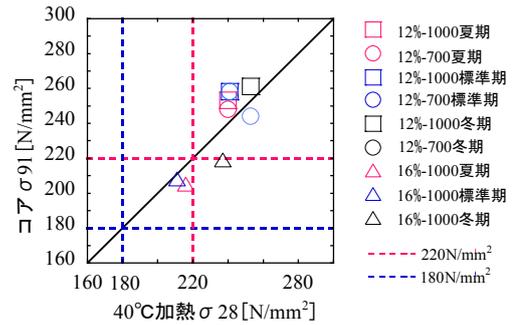
(4) 模擬柱試験体中における強度の分布とばらつき

材齢28日における各模擬柱試験体内部の強度分布を図-9に示す。いずれの模擬柱試験体も，部材内外部や打込み時の高さ方向によらず，強度の分布は一様であった。模擬柱試験体コアの強度試験結果を表-5にまとめる。コア強度には製造時期による明確な差異は認められないが，12%-1000の方が若干，12%-700よりも高い結果となった。各模擬柱試験体の平均値-2σの結果を見ると，W/B=12%と16%とでそれぞれ，220N/mm²および180N/mm²を上回っている。このことから，W/B=12%と16%の構造体コンクリート強度はそれぞれ，設計基準強度（Fc）220N/mm²および180N/mm²を十分に満足するものと推察される。

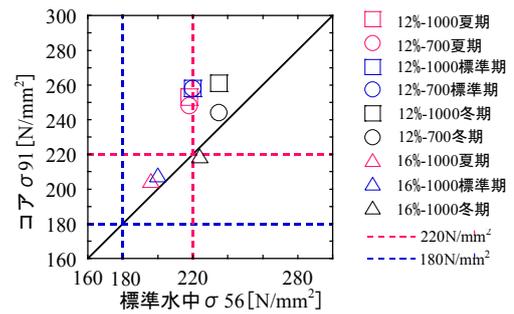
(5) 円柱供試体と模擬柱試験体コアの強度の関係

円柱供試体と模擬柱試験体コアの強度試験結果を図-10に示す。コア強度は各模擬柱試験体の平均値である。製造時期による大きな違いは認められなかった。

W/B=12%の結果を見ると，円柱供試体については標準水中σ28<標準水中σ56<40℃加熱σ28<90℃加熱σ7の関係で，40℃加熱σ28がコア強度と概ね同等である。



a) 40℃加熱σ28とコアσ91との関係



b) 標準水中σ56とコアσ91との関係

図-11 円柱供試体の強度とコア供試体強度との関係

W/B=16%の結果を見ると，円柱供試体についてはW/B=12%と同様に標準水中σ28<標準水中σ56<40℃加熱σ28<90℃加熱σ7の関係だが，40℃加熱σ28以外に標準水中σ56もコア強度と概ね同等である。また，コア強度は材齢28日から91日にかけて，若干増進する傾向が見られた。

40℃加熱σ28および標準水中σ56とコア強度（コアσ91）との関係を図-11に示す。W/B=12%の場合，標準水中σ56はコアσ91よりも明らかに低いものがありかつ220N/mm²を下回っているが，40℃加熱σ28はコアσ91と同等かつ220N/mm²より高い。すなわち，W/B=12%のコンクリートについては40℃加熱σ28を用いることで，構造体コンクリート強度をFc220N/mm²として管理できると考えられる。W/B=16%の場合，40℃加熱σ28と標準水中σ56はどちらもコアσ91と同等かつ180N/mm²より高い。すなわち，W/B=16%のコンクリートについては，40℃加熱σ28と標準水中σ56のどちらを用いても，構造体コンクリート強度をFc180N/mm²として管理できると考えられる。

4. 自己収縮の検討

(1) 室内試験

実機ミキサでの製造に先立ち，室内試験により20℃条件での自己収縮を確認した。自己収縮試験体は□100×

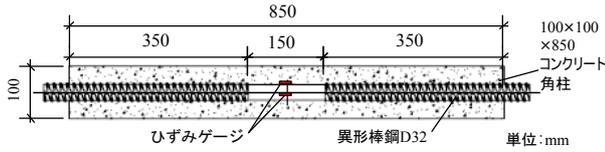


図-12 一軸拘束試験体の概要

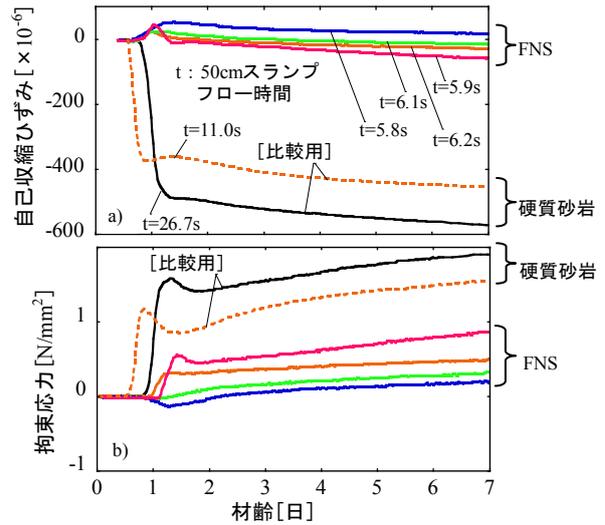
100×400mmの角柱に埋込み型ひずみ計を設置したものである。一軸拘束応力は、既報²⁾で示した□100×100×850mmの角柱にD32の異形棒鋼を配置したものである(図-12)。測定結果を図-13に示す。調合条件は図中に示すとおりであり、単位水量を135~120kg/m³、細骨材種類をFNSと硬質砂岩とし、鋼繊維は添加していない。図中には比較用に、図-5にも示した既報のコンクリートの自己収縮試験結果²⁾を併記している。また、各コンクリートの50cmスランプフロー時間を示している。

W/B=12%の結果から、これまでと同様に、細骨材にFNSを使用すると硬質砂岩を使用した場合に比べ、流動性が高まりかつ自己収縮が極めて小さくなった。

次にFNSを使用した調合を見ると、自己収縮ひずみと拘束応力ともにW/B=12, 16, 17, 18%の順で小さく、50cmスランプフロー時間はどれも約6秒と非常に流動性が高い。すなわち、開発したコンクリートはW/Bを12%から18%まで大きくすると、単位水量を135kg/m³から120kg/m³まで低減しても流動性を損なうことなく、更に自己収縮を低減可能と分かった。また、同じW/B(16%)で見ると、開発したコンクリートは既報²⁾のコンクリートに比べ、流動性が高く自己収縮が小さい。開発したコンクリートについては、全ての自己収縮ひずみは初期に膨張側に挙動している。本検討の自己収縮ひずみは、線膨張係数を時間変化させずに10×10⁻⁶/°Cの一定値と仮定して全ひずみから温度ひずみを差し引き求めているため、若材齢における挙動の厳密な評価は難しい。ここで拘束応力の測定結果を見るとW/B=18%でコンクリートに圧縮応力(鋼材に引張り力)が発生している。すなわち、少なくともW/B=18%は初期に膨張している。他の調合は、「膨張しているものの、その時点でのペーストの骨格が拘束応力を発現させるほど強固に形成されていない」可能性が考えられる。これら一連の機構の解明は今後の課題である。

(2) 模擬柱試験体の温度履歴と自己収縮

模擬柱試験体の温度と自己収縮ひずみの結果を図-14に示す。図-14a)において温度履歴を同じ製造時期で比較した場合、部材断面寸法の大きい1000×1000mm断面の方が、700×700mm断面よりも最高温度が多少高くかつ温度降下の速度が遅い分、高い温度条件で養生されて



	結合材	細骨材	W/B [%]	単位水量 [kg/m ³]	s/a [%]	備考	
凡例	— (赤)	SFPC+FA	FNS	12	135	55	開発
	— (黒)	SFPC+FA	硬質砂岩	12	135	55	比較
	— (青)	SFPC+FA	FNS	16	120	55	開発
	— (緑)	SFPC+FA	FNS	17	120	55	開発
	— (紫)	SFPC+FA	FNS	18	120	55	開発
	— (点線)	中庸熟セメント+高強度コンクリート用混和材	硬質砂岩	16	155	34	比較 ²⁾

図-13 自己収縮試験結果 (室内試験, 20°C条件)

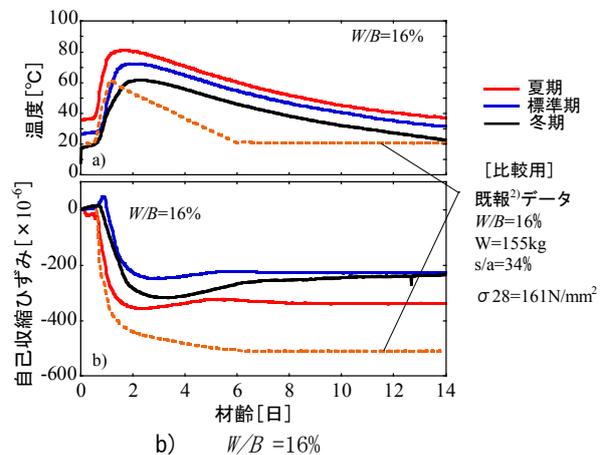
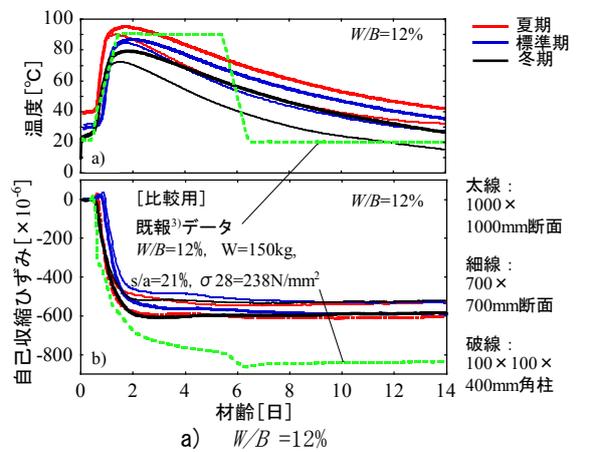


図-14 模擬柱試験体の温度と自己収縮

いる。そのため、3.4で前述したコア強度と同様に、自己収縮ひずみは12%-1000の方が若干、12%-700より大きい結果となったと推察される。

一方、製造時期で比較すると温度履歴は大きく異なり、冬期、標準期、夏期の順で高い。 $W/B=12\%$ で見ると、冬期の700×700mm断面と夏期の1000×1000mm断面とでは最高温度の差は23℃となった。しかしながら自己収縮ひずみには3.4で前述したコア強度と同様に、製造時期による明確な差異は認められなかった。

図-14中には、既往の自己収縮測定結果²⁾³⁾(□100×100×400mm角柱の雰囲気温度を制御)を併記している。既報³⁾はFNSを用いているが、 s/a が21%と小さい点で開発したコンクリート($s/a=55\%$)と異なる。模擬柱試験体のコア強度は、 $W/B=12\%$ と16%でそれぞれ約250、200N/mm²である(表-5)。同じ W/B で比較すると、開発したコンクリートで製造した模擬柱試験体の品質は、既報²⁾³⁾の超高強度コンクリートに比べ、自己収縮は少なく高い強度が得られた。なお、図-14に示した自己収縮は図-13の結果に比べ大きい理由は、温度条件の違い³⁾(前者が高温条件、後者が20℃条件)と考えられる。

5. まとめ

開発した超低収縮・超高強度コンクリートをプレキャスト製品工場の実機ミキサで製造し、以下の知見を得た。

- ① 過去に検討された W/B が同じで結合材と細骨材の異なる超高強度コンクリートよりも、練混ぜ負荷が小さく流動性と強度が高まる一方、自己収縮は著しく少なくなる。
- ② フレッシュ性状と圧縮強度の安定したコンクリートの製造が可能で、部材を断熱材で被覆して養生することで $W/B=12\%$ と16%でそれぞれ250N/mm²級および200N/mm²級のコア強度が得られる。
- ③ $W/B=12\%$ の構造体コンクリート強度は、管理用供試体の養生を40℃加熱養生とすることで、設計基準強度220N/mm²として合理的な管理が可能と考えられる。
- ④ $W/B=16\%$ の構造体コンクリート強度は、管理用供試体の養生を40℃加熱養生もしくは標準水中養生とすることで、設計基準強度180N/mm²として合理的な管理が可能と考えられる。

謝辞 本開発にあたり、東京大学大学院工学系研究科野口貴文教授にご指導頂きました。また、一連の実験に、東京理科大学 兼松学教授ならびに研究室各位、大

平洋金属(株)、日本シーカ(株)、太平洋セメント(株)に協力頂きました。感謝いたします。

参考文献

- 1) 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，コンクリート工学年次論文集，Vol.37, No.1, pp.1117-1122, 2015
- 2) 加納嘉ほか：超高強度コンクリートの自己収縮特性評価手法に関する検討，日本建築学会大会梗概集(北海道)，pp.57-51, 2013
- 3) 松田拓ほか：シリカフェームとフライアッシュを併用した超高強度コンクリートに関する研究，コンクリート工学年次論文集，Vol.36, No.1, pp.1462-1467, 2014

水上太陽光フロートシステムに作用する風力係数

Wind Force Coefficient acting on Floating Solar Power System

作田 美知子 MICHIKO SAKUTA

岩本 毅 TAKESHI IWAMOTO

企画推進部 土屋 星 SEI TSUCHIYA

近年、太陽光発電システムは陸上だけでなく水上にも設置されている。太陽光発電システムを設置するには、耐風安全性の検討のために、太陽光パネルを含めた水上太陽光フロートシステムが受ける風力を把握することが重要である。本研究では、近年開発された水上設置型太陽光発電フロートシステムを対象として、太陽光パネルを含むフロートシステムが受ける風力について風洞実験により検討を行った。南北方向に複数フロートを配置する場合、最南端および最北端に設置されるフロートでは風力係数が大きくなる。それ以外のフロートでは風上側のフロートの遮蔽により風力係数は小さく、南北方向の位置に因らず風力係数はほぼ同じ値をとる。

キーワード：水上太陽光フロートシステム、風力係数、風洞実験

Recently solar power system has been constructed on the water area as well as on the ground. Examining safety against wind, it is important to examine wind force acting on floating solar power system including solar panel. In this study, the wind force coefficient acting on floating solar power system developed recently was measured by wind tunnel experiment. In the case that floats are arranged in north-south direction, the wind force coefficient acting on enclosed area are constantly distributed and the value is smaller than that at northern and southern edge due to shielding of the windward floating solar power system.

Key Words: Floating solar power system, Wind force coefficient, Wind tunnel experiment

1. はじめに

エネルギー自給率の向上や地球温暖化対策等の観点から太陽光発電システムの導入が進められてきた。これまで太陽光発電システムは主に陸上に設置されてきたが、近年、日本においても水上に太陽光発電システムを設置する事例がみられるようになった。水上での太陽光発電は陸上より高い発電量が期待でき、また各地で未利用となっているため池等の水面が活用できることから今後市場の成長が期待される。

太陽光発電システムを設置するには、耐風安全性を検討する必要がある。水上に設置される太陽光発電システムにおいても、強風時のフロートの浮上りや浮遊等の検討が必要となりフロートシステムの風荷重を把握することは重要である。地上設置あるいは屋根面に設置する太陽光電池アレイ支持物については、JISC8955:2011¹⁾に風荷重算定法が示されており、さらに、近年は5°～

60°までのパネル勾配での風力係数や複数アレイによる風力係数の低減効果等について研究がされている²⁾。地上に設置される太陽光発電システムの風荷重は、太陽光パネルが受ける荷重が支配的となるが、水上設置の場合は太陽光パネルを含めたフロートシステム全体が受ける風圧力を検討する必要がある。そのため、水上太陽光フロートシステムの耐風安全性の検討に、地上設置用太陽光パネルの風荷重を適用することは難しい。

そこで、本研究では当社が開発した水上太陽光フロートシステムを対象として、太陽光パネルを含むフロートシステムが受ける風力について風洞実験により検討を行った。

2. 水上太陽光フロートシステムの概要

当社が開発した水上設置型の太陽光発電用フロートシステムは、太陽光パネルを装着するフロート、フロート

を連結する連結板，フロートと連結版を固定する緊結バンドによって構成される。フロート本体のサイズは，幅1,029mm，奥行1,550mm，太陽光パネルはフロート毎に一枚ずつ取り付ける。設置可能な太陽光パネルの外形サイズは幅1,500～1,700mm，奥行980～1,000mm，高さ35～50mmであり，設置角度は10度である。複数のフロートを配列する際には，東西の両端部分はパネルの防護や通路の確保を目的にパネルなしのフロートを1列配置する。水上太陽光フロートシステムのイメージを図-1に示す。

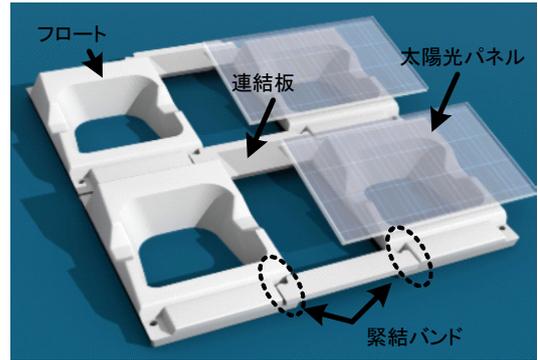


図-1 開発した水上太陽光フロートシステムイメージ

3. 実験概要

実験では，パネルを設置するフロート9個の両端部にパネルを設置しない足場用フロートを配置した東西方向11個のフロート配列を1ユニットと考え，18ユニットを縮尺1/25で模型化した。フロートに設置するパネルサイズは幅1,662mm，奥行990mmを想定した。風圧測定点は18ユニットのうち2ユニットに合計343点設け，16ユニットは風圧測定点を設けずに形状のみを再現した。実験は，単体ユニットと複数ユニットを配列した状況の2ケース行った。複数ユニットを配列とした実験では，風圧測定点を設けた模型をターンテーブル中央に固定し，風圧測定点のない模型の位置を変えることで南北方向の測定位置を変更した。実験模型を図-2に示す。風向は図-2に示すように設定し，風向北を0°として0°～180°まで37風向を5°ピッチで測定した。

実験気流は，建築物荷重指針・同解説（以下，荷重指針）の地表面粗度区分Ⅱを想定し，べき指数0.15の勾配流を用いた。実験気流の平均風速，乱れの強さを図-3に示す。パネル平均高さH（模型スケール10mm）での風速は約9m/s，乱れ強さは約19%である。実験気流の乱れ強さは，荷重指針で示される乱れ強さよりも小さいが，本実験結果においてはピーク風圧係数の補正等はない。実験のサンプリング周波数は200Hzとし，実スケール600秒相当の計測を5回行い，風圧係数を求める際の平均化個数は6個とした。

4. 実験結果

パネル面の風力係数 C_f は式(1)で定義する。

$$C_f(t) = \frac{f(t)}{1/2 \rho U_H^2 \cdot A_p} \quad (1)$$

$C_f(t)$; パネルの風力係数の時刻歴， $f(t)$; パネル面に加わる風力の時刻歴， A_p ; パネル面積(=0.066m × 0.040m)， U_H ; パネル平均高さ10mmでの実験風速(=約9m/s)， ρ ; 空気密度

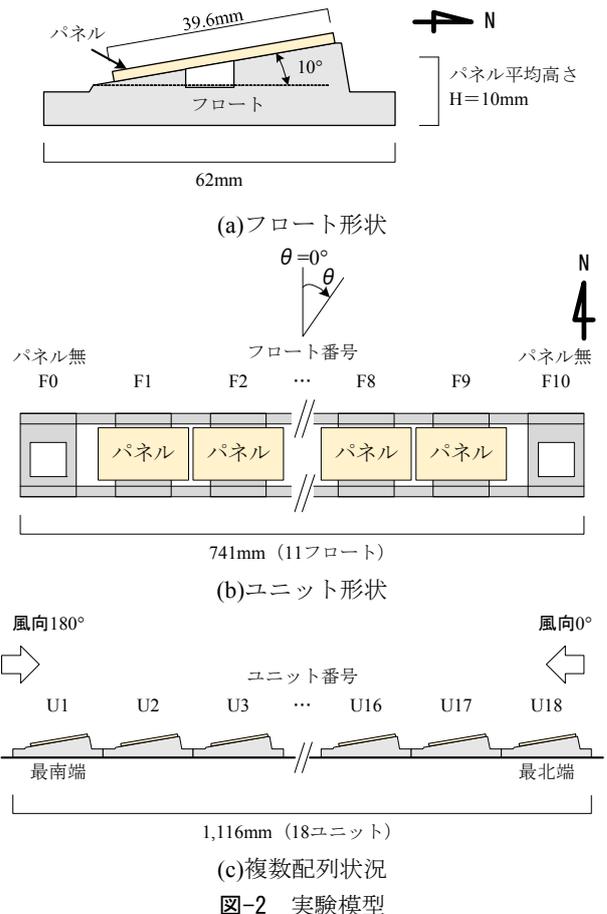


図-2 実験模型

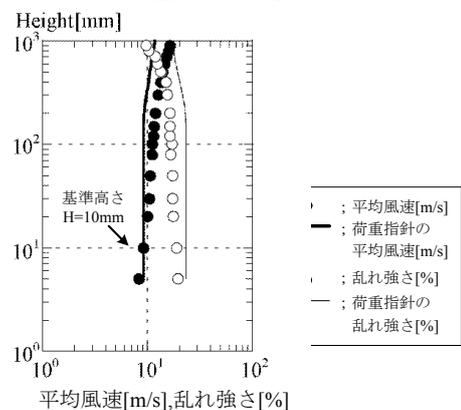


図-3 実験気流

フロートおよびユニットの風力係数は各軸方向の風力係数 C_{Fx}, C_{Fy}, C_{Fz} として式 (2) ~ 式 (4) で定義する。風力の定義を図-4に示す。

$$C_{F_x}(t) = \frac{F_x(t)}{1/2 \rho U_H^2 \cdot A}, \quad C_{F_y}(t) = \frac{F_y(t)}{1/2 \rho U_H^2 \cdot A}$$

$$C_{F_z}(t) = \frac{F_z(t)}{1/2 \rho U_H^2 \cdot A} \quad (2),(3),(4)$$

$C_{F_x}(t), C_{F_y}(t), C_{F_z}(t)$; それぞれ x, y, z 方向のフロートもしくはユニットの風力係数の時刻歴, $F_x(t), F_y(t), F_z(t)$; それぞれ x, y, z 方向のフロートもしくはユニットに加わる風力の時刻歴, A ; フロート面積 ($=0.041\text{m} \times 0.062\text{m} \times \text{フロート個数}$ (ユニットの風力係数の場合は11個とする。))

(1) パネルの風力係数

パネル上面の風力はパネル上面に設けた4点の測定点の風圧力, パネル下面の風力はフロート内部に設けた1点の測定点およびフロート側面の4点の測定点の風圧力から求めた。単体ユニットで測定した場合のパネルの風力係数を図-5に, ピーク風力係数の全風向中の最大値, 最小値を表-2に示す。パネルの風力係数は, 既往の太陽光パネルの実験と同様に $\theta = 0^\circ$ で負の最大値, $\theta = 180^\circ$ で正の最大値をとる。ピーク風力係数の最大値, 最小値は既往のパネル勾配 10° の実験結果²⁾と同程度の値をとる。本実験では, パネルの風力係数は中央部よりも東西端部に設置されるパネルで値が小さい。これはパネル下面の風力がフロート形状の影響を受けるためである。

複数ユニットで測定した場合のフロート F5 のパネルの風力係数を図-6に示す。最南端のユニット U1 ではピーク風力の最大値は単体ユニットと同程度の値をとるが, 最北端のユニット U18 ではピーク風力係数の最小値は単体ユニットと比べて小さい。これは, 風下側にユニットがあることにより最北端のユニット U18 のパネル上面の負圧が単体ユニットと比べて小さくなるためである。最北端, 最南端以外のユニットでは, ユニットの位置に係らず風力係数は同程度の値をとる。

(2) フロートの風力係数

パネルおよび連結板を含む各フロートの風力係数を求めた。連結板の風力は各フロート片側1枚分を負担することとしたが, 中央に位置するフロート F5 のみ両側2枚分とした。単体ユニットで測定した場合のZ方向のフロートの風力係数を図-7に示す。パネルが設置されるフロートでは, パネルの風力係数と同じく $\theta = 0^\circ$ で負の最大値をとる。東西端部のフロート F1, F9 では中央部のフロート F5 よりもピーク風力係数の最小値は小さくな

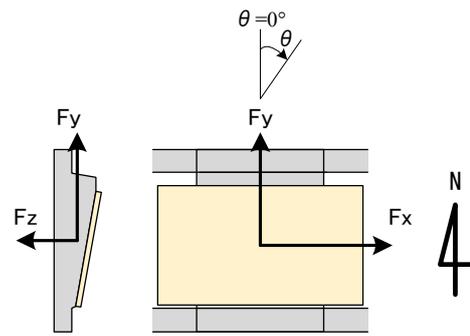


図-4 風力の定義

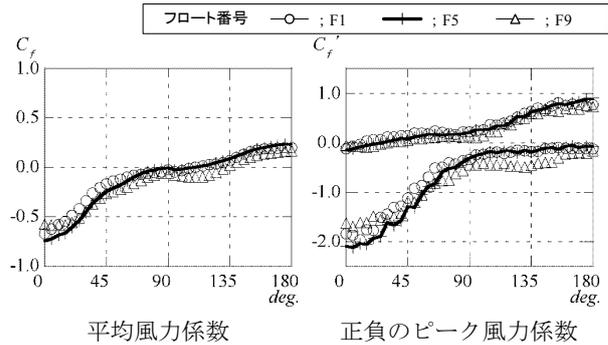


図-5 パネルの風力係数 (単体ユニット時)

表-2 パネルのピーク風力係数の最大値, 最小値 (単体ユニット時)

	東西端部のパネル (F1, F9)	中央部のパネル (F1, F9以外)
最大値	0.80	1.06
最小値	-1.96	-2.45

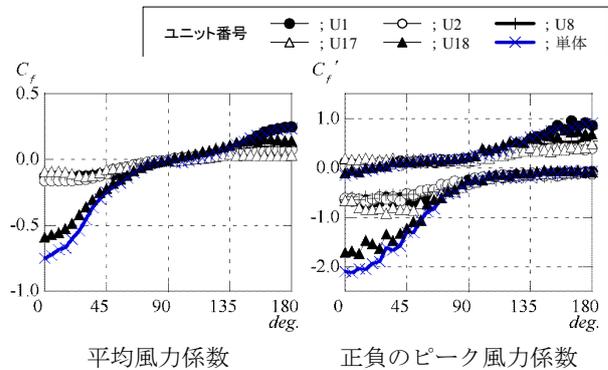


図-6 パネルの風力係数 (複数ユニット配列時, フロートF5)

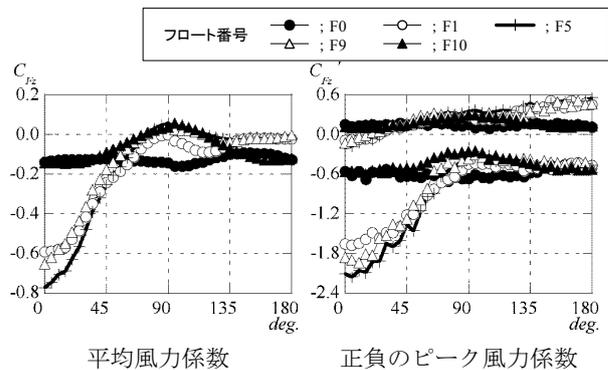


図-7 フロートのZ方向風力係数 (単体ユニット時)

る。パネルが設置されないフロートF0,F10は風向による値の変化は小さい。

複数ユニットで測定した場合のフロート F5 の Z 方向の風力係数を図-8に示す。θ = 0° で最北端のユニット U18 が負の最大値をとる。U1 および U17 の値は他のユニットよりわずかに大きな値をとるが、その他のユニットでは風力係数の差は小さい。

(3) ユニットの風力係数

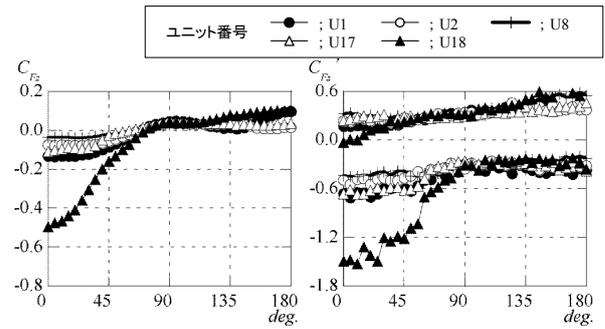
ユニットの風力係数として、東西方向11個のフロートに加わる風力係数を求めた。複数ユニットを配列した場合のユニットの風力係数を図-9に示す。X方向の風力係数は、最南端および最北端に位置するユニット U1,U18 はそれぞれ θ = 135°, 45° 付近において風上側のフロートによる遮蔽効果が小さく、ピーク風力係数の絶対値はそれぞれ約 0.08,0.1 と大きくなる。それ以外のユニットでは同程度の値をとり、ピーク風力係数の絶対値は最大で約 0.05 である。Y方向の風力係数は、最南端および最北端のユニット U1,U18 は風上側に位置するときに絶対値が大きくなる。θ = 0° では負のピーク風力係数は U18 で約 -0.55 となるが、それ以外のユニットでは約 -0.15 となる。Z方向の風力係数は、θ = 0° で最北端のユニット U18 が負のピーク風力係数の最大値約 -1.0 をとるが、その他のユニットでは差は小さい。

以上のことから、X,Y,Z 方向のいずれの風力係数も最南端、最北端に設置されるユニットでは風力係数は大きくなるが、最南端、最北端以外のフロートではその風力係数は小さくほぼ同じ値と考えることができる。なお、

JISC8955:2011 では架台が複数配列される場合に、中央部は周囲端部に対して50%の荷重の低減としているが、本実験では中央部に設置されるフロートユニットは最北端および最南端に設置されるフロートの風力係数の50%よりも小さい値となる。これは、パネルを含めたフロートシステムの形状により、風下側への遮蔽が大きいためと考えられる。

5. おわりに

本論文では、当社が開発した水上太陽光発電フロートシステムを対象として風圧実験を行い、耐風安全性の検討に必要なデータを得た。その結果、南北方向に複数フロートを配置する場合には、最南端および最北端に設置されるフロートでは風力係数が大きくなる。それ以外のフロートではほぼ同様の風力特性を示し、その風力係数は風上側のフロートの遮蔽により、最南端および最北端に設置されるフロートよりも小さくなる。



平均風力係数 正負のピーク風力係数
図-8 フロートF5のZ方向風力係数
(複数ユニット配列時)

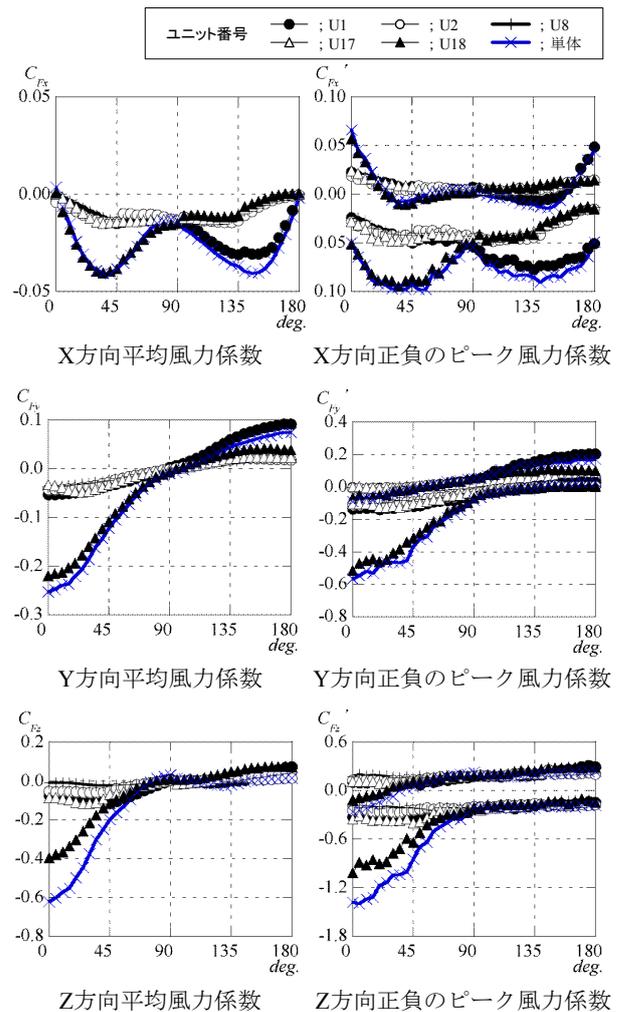


図-9 ユニットの風力係数 (複数ユニット配列時)

参考文献

- 1) JIS C 8955 : 2011 太陽電池アレイ用支持物設計標準
- 2) 高森浩治ほか; 地上設置形太陽電池パネルの設計用風力係数 (その1: 風洞実験概要および単独パネルの風力係数, その2: アレイ群の風力係数および設計用風力係数の提案), 日本建築学会大会学術講演梗集, pp.167-170, 2013.8

社外発表論文一覧

平成27年度(2015/04/01～2016/03/31)

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
論文(査読付き)					
1	Structural Sustainability leading to Structural Elegance	Akio KASUGA	当社	Elegance in Structures IABSE Conference NARA 2015	2015/5/13 ～5/15
2	Design and Construction for Durability and Maintainability of Reinforced Concrete Arch Bridge with Curved Girder	H. UCHIBORI N.NAGAMOTO M.NAKAJIMA O.AKITA	当社 当社 当社 国土交通省	Elegance in Structures IABSE Conference NARA 2015	2015/5/13 ～5/15
3	Design and Construction of Butterfly Web Bridge -Akutagawa Bridge-	Y.KAMINAGA K.ASHIZUKA A.TAKAHASHI T.YAMAMOTO Y.HASHI K.KAWANO	当社 西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱ 当社	Elegance in Structures IABSE Conference NARA 2015	2015/5/13 ～5/15
4	Development of Non-Metal Bridge Contributed High Durability	Y.FUKUNAGA T.OHSHIRO T.MATSUI A.KASUGA H.ASAI N.NAGAMOTO	西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱ 当社 当社 当社	Elegance in Structures IABSE Conference NARA 2015	2015/5/13 ～5/15
5	DESIGN AND CONSTRUCTION OF THE MUKOGAWA BRIDGE	K.MIZUNO J.SAMIZO M.FUKUDA A.KASUGA	当社 西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱ 当社	Concrete-Innovation and Design fib Symposium Proceedings Copenhagen	2015/5/18 ～5/20
6	STUDY ON 500M SPAN EXTRADOSED BRIDGES	A.KASUGA N.NAGAMOTO K.KATA Y.ISHII	当社 当社 当社 当社	Concrete-Innovation and Design fib Symposium Proceedings Copenhagen	2015/5/18 ～5/20
7	DESIGN AND CONSTRUCTION OF OKEGAWA VIADUCT WHICH HAS PRECAST SEGMENTAL U-SHAPED BUTTERFLY WEB GIRDERS	A.HOMMA A.KASUGA	東日本高速道路㈱ 当社	Concrete-Innovation and Design fib Symposium Proceedings Copenhagen	2015/5/18 ～5/20
8	MECHANICAL PROPERTIES OF HIGH-STRENGTH FIBER REINFORCED CONCRETE WITH ARAMID,PVA OR STEEL FIBER	W.SASAKI H.TANIGUCHI M.HIGUCHI T.MIYAGAWA	当社 当社 当社 京都大学	Concrete-Innovation and Design fib Symposium Proceedings Copenhagen	2015/5/18 ～5/20
9	Dynamic centrifuge model tests on pile-type deep mixing method reducing lateral flow of liquefied ground	Y. Morikawa H. Takahashi W. Tsuda N. Okuno N. Takahashi I. Towhata	Port and Airport Research Institute Port and Airport Research Institute 当社 当社 当社 The University of Tokyo	Deep Mixing 2015	2015/6/2 ～6/5
10	Effective Plane Arrangement of Deep Mixing Piles to Resist Lateral Flow of Liquefied Ground	H. Takahashi Y. Morikawa N. Takahashi D. Takano I. Towhata	Port and Airport Research Institute Port and Airport Research Institute 当社 Port and Airport Research Institute The University of Tokyo	Deep Mixing 2015	2015/6/2 ～6/5
11	杭式改良による液状化側方流動量の抑制効果に関する遠心模型実験と流体解析	高橋直樹 高橋英紀, 森川嘉之 東畑郁生 高野大樹 津田和夏希	当社 港湾空港技術研究所 東京大学 港湾空港技術研究所 当社	土木学会論文集B3(海洋開発) 特集号(Vol.71, No.2)	2015/9/4
12	側方流動する液状化地盤中の改良杭に作用する流動力についての実験的研究	津田和夏希 高橋英紀, 森川嘉之 高橋直樹 東畑郁生	当社 港湾空港技術研究所 当社 東京大学	土木学会論文集B3(海洋開発) 特集号(Vol.71, No.2)	2015/9/4
13	Multi-span extradosed bridges	Akio KASUGA	当社	Proceedings of the international conference on Multi-Span Large Bridges	2015/7/1 ～7/3
14	トンネル壁面連続撮影画像からの画像処理による画像展開図作成手法の開発と検証	松本潤児 河村圭 塩崎正人	山口大学 山口大学 当社	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14～16
15	タッチパネルを利用したデジタル画像からのひび割れ抽出作業の効率化	河村圭 吉野孝亮 塩崎正人	山口大学 山口大学 当社	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14～16
16	AFRPシート補強T形PC梁の耐衝撃挙動に及ぼす補強方法の影響	栗橋祐介 今野久志 三上浩 岸徳光	室蘭工業大学 寒地土木研究所 当社 釧路工業高等専門学校	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14～16

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
17	AFRPおよびPFRPシートで曲げ補強したRC梁の重錘落下衝撃実験	佐藤元彦 栗橋祐介 三上浩 岸徳光	室蘭工業大学 室蘭工業大学 当社 釧路工業高等専門学校	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
18	材料特性の異なるFRP板で水中接着曲げ補強したRC梁の曲げ耐荷性状	三上浩 栗橋祐介 小室雅人 岸徳光	当社 室蘭工業大学 室蘭工業大学 釧路工業高等専門学校	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
19	AFRP板水中接着により曲げおよびせん断補強したRC梁の耐荷性状	杉本成司 栗橋祐介 三上浩 岸徳光	大成建設 室蘭工業大学 当社 釧路工業高等専門学校	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
20	鋼合成桁とPC桁接合部における鋼桁ウェブのずれ止めの設計法に関する実験的研究	篠崎裕生 有川直貴 浅井洋 牧剛史	当社 当社 当社 埼玉大学	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
21	外面リブ付鋼管を有する大断面コンクリート合成構造の高橋脚への適用に関する実験的研究	村尾光則 篠崎裕生 睦好宏史	当社 当社 埼玉大学	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
22	接合面における面外拘束を考慮した鋼合成桁-PC桁接合部の非線形解析	牧剛史 篠崎裕生 有川直貴 浅井洋	埼玉大学 当社 当社 当社	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
23	短繊維のかさ容積による高強度繊維補強コンクリートの流動性の評価	佐々木亘 谷口秀明 樋口正典 宮川豊章	当社 当社 当社 京都大学	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
24	遺伝的アルゴリズムによる建築構造物のライフサイクルデザイン手法の実用化に関する研究	金子侑樹 平田裕一 古川忠稔 大森博司	名古屋大学 当社 名古屋大学 名古屋大学	日本建築学会技術報告集 Vol.21, No.48	2015/7/14~16
25	縦筋を考慮したトラスアーチ機構に基づくRC耐震壁の強度検討	小坂英之 溝口光男 荒井康幸	当社 室蘭工業大学 室蘭工業大学名誉教授	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
26	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	松田拓 蓮尾孝一 野口貴文	当社 当社 東京大学	コンクリート工学年次論文集 (CD-ROM)Vol.37	2015/7/14~16
27	供用後40年経過したPC桁の性状から推定されるPC橋の性能評価	青木圭一 渡邊晋也 三加崇 宮永憲一 睦好宏史	高速道路総合技術研究所 施工技術総合研究所 当社 高速道路総合技術研究所 埼玉大学	土木学会論文集E2(材料・コンクリート構造) Vol.71, No.3	2015/9/20
28	Rapid Degradation of Concrete Anchorage Performance by Liquid Water	Nobuhiro Chijiwa Hong Thi Mai Mitsuyasu Iwanami Tomohisa Saito Atsushi Yamaya Hiroyuki Motegi Hiroo Shinozaki	東京工業大学 東京工業大学 東京工業大学 ユーラスエナジーホールディングス㈱ 東電設計㈱ 東電設計㈱ 当社	Journal of Advanced Concrete Technology	2015/9/28
29	A Wave-Based Approach toward Precisely Controlled Dynamic Structural Demolition	上西幸司 山地宏志	東京大学大学院 当社	13th U.S. National Congress on Computational Mechanics	2015/8/26 ~8/30
30	A new lower limit of self-similarity in source scaling relationships estimated from laboratory-scale repeating events	Nana Yoshimitsu Hironori Kawakata Naoki Takahashi	東京大学 立命館大学 当社	2015 SCEC Annual Meeting	2015/9/12 ~9/15
31	A precise fragmentation technique for geomaterials based on wave dynamics	上西幸司 山地宏志	東京大学大学院 当社	Proceedings Of EUROCK 2015 & 64th Geomechanics Colloquium	2015/10/7 ~10/10
32	杭式改良による液状化側方流動量の抑制効果に関する遠心模型実験と流体解析による流れの再現	高橋直樹, 津田和夏希 高橋英紀, 森川嘉之 高野大樹 東畑郁生	当社 港湾空港技術研究所 港湾空港技術研究所 関東学院大学	第12回地盤工学関東支部発表会Geokanto2015	2015/10/9
33	Web 3Dと時空間データベースを援用した地下空間開発支援システムの設計とその実装	徐招峰 山地宏志 佐藤稔紀, 松井裕哉 板倉賢一	室蘭工業大学 当社 日本原子力研究開発機構 室蘭工業大学	土木学会論文集F3(土木情報学), Vol.71, No.1	2015/10/20
34	多賀城高架橋(南宮地区)の施工	北川祐至, 境誠司 荻野目太志, 村田宣幸	当社	プレストレストコンクリート工学会第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22
35	圏央道桶川第4高架橋の送電線下における主桁架設	筑紫宏之, 柴田宙 鈴鹿良和 村田賢士	当社 当社 東日本高速道路㈱	プレストレストコンクリート工学会第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
36	プレテンション桁での仮設PC鋼材配置による桁の反り上がり抑制方法	竹之井勇, 谷口博胤 浅井宏隆 高島知之	当社 当社 首都高速道路㈱	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22
37	アラミドFRPロッドによるRC橋脚の耐震補強効果に関する実験的検討	安藤直文, 藤原保久 仁平達也, 田中章	当社 鉄道総合技術研究所	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22
38	彦島大橋の耐震補強工事の施工	木寺久幸, 松岡猛 安藤直文 徳永雄司	当社 当社 山口県	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
39	西橋這橋の施工	川根昌也, 常盤浩 花井崇	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
40	施工中におけるPC箱桁橋(張出し架設・支保工分割架設)のひずみ計測	林克弘, 石田雅博 中山良直 狩野武	土木研究所 PC建設業協会 当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
41	和歌山ジャンクションAランプ橋の設計	鍋谷佳克, 諸橋明 山本泰造, 山口将夫	当社 西日本高速道路㈱	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
42	新名神高速道路 安楽川橋(仮称)の設計	渡邊光, 紙永祐紀 小保田剛規, 谷本泰雄	当社 中日高速道路㈱名古屋支社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
43	世界最大支間長を有する波形鋼板ウェブ箱桁橋の設計—安威川橋—	増田徹 山中康司 高橋章 妹尾佳	当社 当社 西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
44	コンクリート打込み時のPEシースの耐圧・変形状に関する実験的検討	梅津健司 藤井晔宏 池田秀樹 下村匠	当社 東拓工業㈱ ㈱栗本鐵工所 長岡技術科学大学	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
45	PCグラウト自動質量計測方法を用いたレオロジー特性に関する一考察	藤岡泰輔 細野宏巳 大野寛太 星田真一	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
46	PC床版の拡幅構造に関する実験的研究	藤原保久, 安藤直文 山内貴宏, 森田明男	当社 首都高速道路㈱	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
47	床版の施工方法がコンクリートの表層品質に及ぼす影響	浅井宏隆, 大野寛太 佐々木亘, 細野宏巳	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
48	数値解析による鋼材腐食の生じたPC桁の耐荷性状評価	斉藤成彦 小林京志郎	山梨大学 当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
49	早強コンクリートの収縮ひび割れ抵抗性に与える混和材ならびに骨材量の影響	佐々木亘, 谷口秀明 石澤正大, 樋口正典	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22
50	各種硬化促進材料を用いたコンクリートの強度発現性と発熱特性	思田陽介, 石澤正大 佐々木亘, 谷口秀明	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22
51	コンクリートの表面近傍にアラミド繊維を配置した梁の曲げ挙動とひび割れ性状	竹山忠臣, 有川直貴 三加崇, 浅井洋	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
52	壁構造物の施工方法がコンクリートの表層品質に及ぼす影響	石澤正大, 斯波明宏 藤岡泰輔, 樋口正典	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
53	ステレオ撮影技術を用いた床板横締めPC鋼材配置計測システムの開発	大野寛太, 掛橋孝夫 三上博, 細野宏巳	当社	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
54	PC橋の架設時応力の評価における格子モデルの適用性の検討	狩野武 松沢政和, 水田崇志 玉越隆史	当社 ㈱オリエンタルコンサルタンツ 国土交通省	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22,23

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
55	格子モデルを用いたPC橋の解析手法についての一考察	原田健彦, 岡田昌之 狩野武 玉越隆史	㈱オリエンタルコンサルタンツ 当社 国土交通省	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
56	鋼合成桁-PC桁接合部のウェブずれ止めの挙動に関する研究	篠崎裕生 , 有川直貴 浅井洋 牧剛史	当社 当社 埼玉大学	プレストレストコンクリート工学会 第24回シンポジウム論文集 (Vol.57, No.5)	2015/10/22～ 10/23
57	施工方法によるコンクリートの表層品質の向上に関する検討	佐々木亘 , 石澤正大 樋口正典 , 斯波明宏 浅井宏隆	当社	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 第15巻	2015/10/16～ 10/17
58	鋼管ジベルを用いた鋼管矢板高耐力継手の実験的研究	有川直貴 , 篠崎裕生 富山茂樹, 村尾光則	当社	複合・合成構造の活用に関する シンポジウム講演集 Vol.11th	2015/11/5
59	Efficacy of pile-type improvement against lateral flow of liquefied ground	H. Takahashi N. Takahashi Y. Morikawa, D.Takano I. Towhata	Port and Airport Research Institute 当社 Port and Airport Research Institute Kanto Gakuin University	Geotechnique march.2016	2016/3/1

論文

1	プレキャスト技術の海外移転に関する研究—日本の熟練技術を現地市場に適応させる試み—	菅谷和人 稲村雄大	当社 芝浦工業大学	建築生産シンポジウム論文集 Vol.31st	2015/7/1
2	耐火被覆CFT柱の耐火性能に関する研究(その7 コンクリートの高温圧縮強度試験)	丹羽博則 仲宗根淳 宮本圭一 住学 近藤史朗 菊田繁美 道越真太郎 西村俊彦 新上浩	大林組 熊谷組 鹿島建設 鴻池組 清水建設 戸田建設 大成建設 竹中工務店 当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
3	耐火被覆CFT柱の耐火性能に関する研究(その8 解析的検討)	菊田繁美 西村俊彦 宮本圭一 仲宗根淳 丹羽博則 新上浩 近藤史朗 道越真太郎	戸田建設 竹中工務店 鹿島建設 熊谷組 大林組 当社 清水建設 大成建設	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
4	プレテンション方式によるPCaPC梁を用いた架構の開発(その1)柱梁接合部を一体化したPCaPC大梁の載荷実験	江頭寛 , 新上浩 松永健太郎 小坂英之	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
5	アンボンドPCaPC造梁の損傷評価を目的とした実験的研究(その2 損傷評価)	森口佑紀, 宮本皓 河野進, 渡邊秀和 小原拓 江頭寛 樋渡健 岡安隆史	東京工業大学 東京工業大学 東京工業大学 当社 東亜建設工業 鹿島建設	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
6	杭頭・基礎梁端部・1階柱脚の半固定工法の解析的検討	長嶋龍太郎 小田稔, 平田裕一 田野健治 , 伊藤彰 高岡雄二	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
7	異なる強度のコンクリートで構成されたRC梁に関する実験的研究 その4 実験概要および矩形梁の実験結果	小坂英之 松浦恒久 藤井睦 伊藤仁 長山浩二 足立将人	当社 安藤ハザマ 鴻池組 銭高組 大日本土木 日本建築総合試験所	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
8	異なる強度のコンクリートで構成されたRC梁に関する実験的研究 その5 T形梁の実験結果	松永健太郎 高橋裕治 平田延明 渡邊一弘 平田吉一, 北谷慶夫	当社 NIPPO 長谷工コーポレーション ピーエス三菱 大木建設	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
9	中開孔が近接した大開孔を有するRC基礎梁のせん断性状に及ぼす開孔間の補強筋量および内法スパン比の影響 その2 実験結果	平田延明 細矢博 田野健治 山下勝司 竹内健一 和泉信之	長谷工コーポレーション 奥村組 当社 浅沼組 青木あすなろ建設 千葉大学	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
10	扁平梁一柱接合部における張出部のねじれ耐力に関する研究	姪田駿 中村聡宏 勅使川原正臣	当社 名古屋大学大学院 建築研究所	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
11	せん断力を受ける鉄筋内臓CFT継手の力学性状に関する実験的研究(その3 角形断面継手のせん断力伝達機構の考察)	石川元喜 長嶋龍太郎 川嶋郁哉 蛭川利彦	九州大学大学院 当社 竹中工務店 九州大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
12	2011年東北地方太平洋沖地震を経験した中層SRC造建物の振動特性の変化	川島学 永野正行 鹿嶋俊英 井口道雄	当社 東京理科大学 建築研究所	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
13	超高層免震集合住宅の風揺れ居住性に関する研究 その1 風洞実験概要と正方形平面集合住宅の居住性	小島千里 扇谷匠己, 岡崎充隆 神田亮	当社 長谷工コーポレーション 日本大学	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
14	せん断専用取付ボルトを用いた積層ゴムの引抜対応浮上り機構の開発 その1 引抜対応浮上り機構の概要と引抜対応ゴムの性能	鈴木亨, 小田稔 原田浩之, 南圭祐	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
15	せん断専用取付ボルトを用いた積層ゴムの引抜対応浮上り機構の開発 その2 せん断対応ボルトの性能	小田稔, 原田浩之 長嶋龍太郎 松永健太郎	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
16	せん断専用取付ボルトを用いた積層ゴムの引抜対応浮上り機構の開発 その3 φ1300天然ゴム系積層ゴムを用いた性能確認試験	河井慶太, 鈴木亨 小田稔, 原田浩之	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
17	せん断専用取付ボルトを用いた積層ゴムの引抜対応浮上り機構の開発 その4 せん断用ボルトの健全性と引抜対応ゴムの有効性の検討	原田浩之 小田稔, 南圭祐 河井慶太	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
18	モード適応型増分解析に関する基礎的検討	平田裕一 山崎久雄	当社 ユニオンシステム	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
19	静的締固め砂杭工法を適用した地盤における改良前後の力学特性	西成田由, 伊藤彰 瀬藤慎一, 川島学	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
20	外装材の部材耐力に基づいた強風災害リスク評価 その3 卓越開口による内圧変化を考慮したリスク評価事例	畦直人, 野田博 作田美知子 佐々木亮治 山岸邦彰	近畿大 当社 風工学研 金沢工大	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
21	汎用多点風速計の周波数応答補正による瞬間風速評価方法に関する研究	松山哲雄, 吉田幸彦 丸田栄蔵 作田美知子	WindStyle WindStyle 当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
22	コンクリート中で20年を経過したアラミド筋の引張強度変化	赤尾伸一, 谷垣正治 泉敬介, 土田崇 宮内理治, 中村英夫 大川慶直	当社 関電工 東レ・デュボン 日本原子力研究開発機構	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
23	250N/mm ² 級高強度プレキャストコンクリートの開発 その1 製造方法およびコンクリートのフレッシュ性状と強度	松丸真, 小室邦博 松田拓, 蓮尾孝一 加納嘉 野口貴文	SMCプレコン 当社 当社 東京大学	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
24	250N/mm ² 級高強度プレキャストコンクリートの開発 その2 プレキャスト部材の品質	松田拓, 蓮尾孝一 加納嘉 松丸真, 小室邦博 野口貴文	当社 当社 SMCプレコン 東京大学	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
25	積算温度による脱型強度管理手法	佐古潤治 蓮尾孝一	当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
26	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その1 全体概要	中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子 荒巻卓見	日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 建築研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
27	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その2 実験概要	大塚秀三 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子 荒巻卓見	ものづくり大 日本大 日本大 東京都市大 東大 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研 建築研 日本大大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
28	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その3 コンクリートの調合とフレッシュコンクリートの性状	木村友哉, 荒巻卓見 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子	日本大大学院 日本大 日本大 東京都市大 東大 ものづくり大 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研 建築研	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
29	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その4 模擬部材試験体から採取したコア供試体の概要および模擬床部材における見掛け密度	田部菜津子, 荒巻卓見 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子	日本大大学院 日本大 日本大 東京都市大 東大 ものづくり大 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研 建築研	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
30	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その5 模擬柱部材および模擬壁部材における見掛け密度	須藤絵美 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子 荒巻卓見	内山アドバンス 日本大 日本大 東京都市大 東大 ものづくり大 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研 建築研 日本大大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
31	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その6 圧縮強度	蓮尾孝一 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子 荒巻卓見	当社 日本大 日本大 東京都市大 東大 ものづくり大 東洋建設 五洋建設 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研 建築研 日本大大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
32	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その7 各養生およびコア供試体の強度発現性	吉岡昌洋 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子 荒巻卓見	長谷工コーポレーション 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 建築研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
33	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その8 せき板の存置期間の相違による強度発現性への影響	高橋祐一 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子 荒巻卓見	五洋建設 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 建築研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
34	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その9 模擬壁部材におけるせき板の存置期間の相違による初期強度発現性への影響	荒巻卓見 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子	日本大学大学院 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 建築研究所	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
35	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その10 模擬床部材におけるせき板の存置期間の相違による初期強度発現性への影響	榊村啓 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之 荒巻卓見	ものづくり大学大学院 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
36	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その11 模擬部材の温度履歴とせき板取り外し時の積算温度	石渡翔太 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之 荒巻卓見	ものづくり大学大学院 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
37	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討(その12 積算温度と圧縮強度の関係に基づくせき板解体時期の管理)	唐沢智之 中田善久, 榊田佳寛 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之 荒巻卓見	鉄建建設 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
38	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その13 各種温度履歴に基づく有効材齢と圧縮強度の関係	佐藤幸恵 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 棚野博之, 土屋直子 荒巻卓見	東京都市大学 日本大学 日本大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 建築研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
39	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その14 模擬部材表面の温度履歴に基づく圧縮強度の推定	CHOI Hyeonggil 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 荒巻卓見	室蘭工業大学 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
40	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その15 せき板の存置期間の相違が細孔構造に及ぼす影響	宮内博之 棚野博之, 土屋直子 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 荒巻卓見	建築研究所 建築研究所 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
41	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その16 圧縮強度管理の基準に関する一考察	中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 荒巻卓見	日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
42	各種結合材を用いた構造体コンクリートの圧縮強度管理の基準に関する検討 その17 せき板の存置期間に関する一考察	棚野博之, 土屋直子 中田善久, 榊田佳寛 宮田敦典 佐藤幸恵 野口貴文 大塚秀三 安田正雪 高橋祐一 蓮尾孝一 吉岡昌洋 唐沢智之 河野政典 鹿毛忠継 荒巻卓見	建築研究所 日本大学 日本大学 東京都市大学 東京大学 ものづくり大学 東洋建設 五洋建設 当社 長谷工コーポレーション 鉄建建設 奥村組 国土技術政策総合研究所 日本大学大学院	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
43	階段と2階居室の構成からみる領域形成の仕組み 佐渡島岩首の農村住居における出入口と室構成に関する研究 その2	岩根祐介 岡本拓朗 南部峻宏, 西田修 片桐知美, 西村伸也 米山直希	当社 新潟県庁 新潟大学 新潟大学 合田工務店	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
44	カドグチ・オモテの設えからみる出入口周りの空間特性 佐渡島岩首の農村住居における出入口と室構成に関する研究 その1	西田修, 南部峻宏, 片桐知美 岡本拓朗 西村伸也 米山直希 岩根祐介	新潟大学 新潟大学 新潟県庁 新潟大学 合田工務店 当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
45	業務用連立トイレシステムの排水特性と搬送性能に関する研究	羽賀聖剛 秋山和也 大塚雅之	当社 大成建設 関東学院大学	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
46	WIB工法による鑄造工場振動対策	竹宮宏和 高岡雄二,原田浩之	E&Dテクノデザイン 当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
47	ウェブ高強度型ハイブリッドH形鋼のせん断実験(その1 実験概要および実験結果)	田中浩史 御手洗達也 半谷公司,宍戸唯一 斉藤拓人 増田浩志	新日鐵住金 新日鐵住金 新日鐵住金 当社 宇都宮大学	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
48	ウェブ高強度型ハイブリッドH形鋼のせん断実験(その2 最大せん断耐力の考察)	斉藤拓人 御手洗達也 田中浩史,半谷公司 宍戸唯一 増田浩志	当社 新日鐵住金 新日鐵住金 新日鐵住金 宇都宮大学	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
49	塗装の汚れ評価方法に関する研究 その6 水接触角と汚れとの関係	板谷俊郎 奥田章子 浦川和也 藪井孫文 川又篤 大岡督尚 富田泰宇 西脇靖洋	戸田建設 大林組 佐藤工業 銭高組 鉄建建設 東急建設 フジタ 当社	日本建築学会大会学術講演梗概集・建築デザイン発表梗概集 Vol.2015 (CD-ROM)	2015/7/20
50	剛支持領域をもつ多層版の変位法による解析	三上浩 井之上賢一 水野政純 河野一資 廣瀬清泰 堀川都志雄	当社 ファイベックス 大成ロテック 弘栄貿易 井沢設計 大阪工業大学	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
51	トンネル走行型計測でのボケ画像低減に関する基礎実験	塩崎正人 千葉史隆 河村圭	当社 当社 山口大学大学院	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
52	画像処理を用いたトンネル壁面画像展開図作成における結合エラー補正に関する研究	古賀通博,松本潤児 河村圭 塩崎正人	山口大学大学院 山口大学大学院 当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
53	コンクリート壁面撮影画像からのひび割れ図作成ソフトの開発に関する研究	村上慧季 河村圭 塩崎正人	山口大学 山口大学大学院 当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
54	単色光と陰影による煤で汚れたコンクリート壁面の段差高推定に関する研究	石森章之 塩崎正人 佐田達典,池田隆博	日本大学大学院 当社 日本大学	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
55	現場打ちコンクリート箱桁橋の構造の合理化に関する検討	永元直樹 内堀裕之 中島大樹	当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
56	1周波ソフトウェア受信機によるRTK測位の建設工事への適用性	千葉史隆 三上博	当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
57	AFRP板水中接着工法で曲げおよびせん断補強したRC梁の耐荷性能向上効果	杉本成司 栗橋祐介 三上浩 岸徳光	大成建設 室蘭工業大学大学院 当社 釧路工業高等専門学校	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
58	固定支保工分割架設で施工中のPC箱桁橋のひずみ計測	石井豪,和田圭仙 石井豪 中山良直 狩野武	土木研究所 安部日鋼工業 プレストレスト・コンクリート建設業協 当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
59	張出し架設で施工中のPC箱桁橋のひずみ計測	中山良直 林克弘,石田雅博 狩野武	プレストレスト・コンクリート建設業協会 土木研究所 当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
60	格子モデルを用いたPC橋の解析方法に関する一考察	原田健彦,岡田昌之 玉越隆史,狩野武 狩野武	オリエンタルコンサルタンツ 国土技術政策総合研究所 当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
61	PC橋の架設時応力の評価における格子モデルの適用性の検討	狩野武 玉越隆史 水田崇志,松沢政和	当社 国土技術政策総合研究所 オリエンタルコンサルタンツ	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
62	AFRPシート下面接着した扁平RC梁の重錘落下衝撃実験	栗橋祐介 今野久志 三上浩 岸徳光	室蘭工業大学 寒地土木研究所 当社 釧路工業高等専門学校	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
63	AFRPシート曲げ補強によるT形PC梁の耐衝撃性向上効果	岸徳光 栗橋祐介 今野久志 三上浩	釧路工業高等専門学校 室蘭工業大学 寒地土木研究所 当社	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
64	AFRPおよびPFRPシートを併用して補強したRC梁の重錘落下衝撃実験	佐藤元彦 栗橋祐介 三上浩 岸徳光	室蘭工業大学大学院 室蘭工業大学 当社 釧路工業高等専門学校	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
65	プレテンション桁での仮設PC鋼材配置による鉛直方向クリーブ変形抑制方法	竹之井勇 高島知之	当社 首都高速道路㈱	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
66	コア削孔を用いた内部ひずみ測定手法のRC部材への適用に関する検討	佐橋宗明 小林勇佑,伊藤始 西野哲史,真田裕行	当社 富山県立大学 北電技術コンサルタント	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
67	断面欠損した鋼引張部材の当て板接合による補修方法と性能回復に関する実験的検討	米山洋生 中村一史 松井孝洋 堀井久一	当社 首都大学東京 東レ ユニシ	土木学会年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)Vol.70th	2015/8/1
68	東電1Fの炉内構造物解体を想定した切断技術適用性試験(3)(2)アブレイシブウォータージェット切断技術による要素技術試験結果と考察	中村保之,手塚将志 岩井紘基,佐野一哉 丸山信一郎,綿谷聡	JAEA JAEA 当社	日本原子力学会秋の大会予稿集 Vol.2015(CD-ROM)	2015/8/21
69	間隙水による弾性波伝播特性の変化	高橋直樹 川方裕則,中山雅之 土井一生	当社 立命館大学 京都大学	日本地すべり学会研究発表会講演集 Vol.54th	2015/8/25
70	ロボット技術・情報通信技術の運用空間指針とインバータノイズ対策	赤尾伸一 泉敬介 川瀬隆治 大川慶直 神徳徹雄 鍛冶良作	当社 関電工 東急建設 元日本原子力研究開発機構 産業技術総合研究所 産業技術総合研究所	2015年電気設備学会全国大会	2015/9/1 ~9/2
71	地層構造の違いによる水平慣性力載荷時の斜面崩壊機構	小林敬尚,中田幸男 兵動正幸 戸村豪治	山口大学大学院 山口大学大学院 当社	第50回地盤工学研究発表会	2015/9/1 ~9/3
72	衝撃振動実験による盛土の耐震補強技術の検討	戸村豪治 中田幸男,兵動正幸 小林敬尚	当社 山口大学大学院 山口大学大学院	第50回地盤工学研究発表会	2015/9/1 ~9/3
73	杭式改良による液状化側方流動量の抑制効果に関する研究-その1:遠心模型実験と流体解析による流れの再現	高橋直樹 高橋英紀,森川嘉之 東畑郁生 高野大樹 津田和夏季	当社 港湾空港技術研究所 東京大学 港湾空港技術研究所 当社	第50回地盤工学研究発表会	2015/9/1 ~9/3
74	杭式改良による液状化側方流動量の抑制効果に関する研究-その2:遠心模型実験での改良杭への流動力の評価-	津田和夏季 森川嘉之,高橋英紀 高橋直樹 東畑郁生	当社 港湾空港技術研究所 当社 東京大学	第50回地盤工学研究発表会	2015/9/1 ~9/3
75	土層実験における弾性波の計測	中山雅之 川方裕則 土井一生 高橋直樹	立命館大学 立命館大学 京都大学防災研究所 当社	日本地震学会2015年度秋季大会	2015/10/26
76	封圧下でも使用可能な広帯域型の圧電トランスデューサの開発	川方裕則 稲葉秀弘 吉光奈奈 高橋直樹 瀬戸井健	立命館大学 ㈱富士セラミックス 東京大学 当社 共和技研	第20回アコースティック・エミッション総合コンファレンス	2015/11/19
77	ロボット技術・情報通信技術の運用空間の必要性と提案	赤尾伸一 川瀬隆治 泉敬介,土田崇 大川慶直 神徳徹雄,鍛冶良作	当社 東急建設 関電工 元日本原子力研究開発機構 産業技術総合研究所	第六回横幹連合カンファレンス	2015/12/5~ 12/6
78	ロボット技術・情報通信技術の運用空間に関する検討 より安心安全な医療空間に関する提案	泉敬介 赤尾伸一 土田崇 川瀬隆治 大川慶直 神徳徹雄,鍛冶良作	関電工 当社 関電工 東急建設 元日本原子力研究開発機構 産業技術総合研究所	第六回横幹連合カンファレンス	2015/12/5~ 12/6
79	循環器医療現場での電磁障害事例に基づく電磁環境測定の必要性について	川瀬隆治 泉敬介,土田崇 赤尾伸一 大川慶直 鍛冶良作,神徳徹雄	東急建設 関電工 当社 元日本原子力研究開発機構 産業技術総合研究所	第六回横幹連合カンファレンス	2015/12/5~ 12/6

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
報文ほか					
1	安全対策・労働災害防止 3Dクレーンブーム位置監視システムの実用化 近接工事における立体的なクレーン作業範囲の監視	三上博 千葉史隆 伊達峰司	当社	日本建設機械施工協会誌 Vol.67, No.5	2015/5/25
2	建設機械・建設施工の安全対策 1)建設施工における安全対策へのICT活用 2)リアルタイムな空間位置情報の取得・活用で安全確保	三上博	当社	建設機械 Vol.51, No.6	2015/6/1
3	連続繊維補強材によるコンクリート構造物の補修・補強 入門 3)連続繊維補修補強工法の適用分野と留意点	谷垣正治	当社	コンクリート工学 Vol.53, No.4	2015/4/1
4	プラウドタワー白金台	平松宏基 山内研 前田政則 徳武茂隆	野村不動産 HOU一級建築士事務所 当社 当社	近代建築 Vol.69, No.4	2015/4/5
5	新時代を拓く最新施工技術 第68回 超高層住宅の構工法の35年の進化と生産性の評価	菅谷和人	当社	建築技術 No.785	2015/5/17
6	建設業の海外展開,海外における建設施工 ノンタブリ橋建設工事 タイ初のエクストラロード橋プロジェクト	高橋克行	当社	日本建設機械施工協会誌 Vol.67, No.4	2015/4/25
7	八ッ場ダム湖面1号橋(八ッ場大橋)上部工事の設計と施工	橋本裕一 田中英明,小川宗正 津田久 大嶋秀明	群馬県 建設技術研 当社 川田建設	橋梁と基礎 Vol.49, No.5	2015/5/1
8	ハンタブリ橋の施工	Apichai Wachiraprakarnpong Chawalit Machimdarnong 高橋克行,平喜彦 齋藤謙一,二宮大樹	Bridge Construction Bureau Epsilon Co., Ltd 当社 当社	橋梁と基礎 Vol.49, No.5	2015/5/1
9	橋梁等構造物の点検ロボットカメラ開発	千葉嘉隆 熊谷裕司	日立産業制御ソリューションズ 当社	配管技術 Vol.57, No.6	2015/5/1
10	ネアックルン橋(つばさ橋)の施工—南部経済回廊を繋ぐカンボジア初の長大斜張橋—	北田郁夫,丸二信彦 飯島基裕,石井昌治	当社	プレストレストコンクリート(プレストレストコンクリート工学会) Vol.57, No.3	2015/5/31
11	2011年東北地方太平洋沖地震によるダム被害と復旧に関する調査報告(その4)	鎌谷勝彦	当社	月刊ダム日本 No.848	2015/6/10
12	インフラ維持更新【施工・取組み事例】安心・安全な水の安定供給を目指して—小田中浄水場更新事業—	馬場則幸,保崎恭範 中嶋浩久 田名部直勝	当社 当社 前澤工業	土木施工 Vol.56, No.7	2015/6/22
13	リニア新幹線を支えるトンネル工事向け工法と技術 1)レゾウォールサイレンサによるトンネル発破音の低減工法の開発	岩本毅 山地宏志 中森純一郎	当社	建設機械 Vol.51, No.7	2015/7/1
14	橋梁 東九州自動車道寺迫ちようちよ大橋の設計と施工 世界初のバタフライウェブ箱桁橋	前原直樹 中積健一	西日本高速道路㈱ 当社	日本建設機械施工協会誌 Vol.67, No.7	2015/7/25
15	保線を支えるサプライヤー 三井住友建設株式会社	廣部永隆	当社	新線路 Vol.69, No.8	2015/8/15
16	将来的な維持管理性の向上を目指した「Dura-Bridge」の開発	緒方辰男 大城社司 春日昭夫 永元直樹	西日本高速道路㈱ 西日本高速道路㈱ 当社 当社	JACIC情報 (日本建設情報総合センター) 2015, Vol.30, No.1	2015/9/15
17	「PEシースをを用いたPC橋の設計施工指針(案)」の制定における検討課題	下村匠 呉承寧 梅津健司 佐藤徹	長岡技術科学大学 愛知工業大学 当社 昭和コンクリート工業	プレストレストコンクリート(プレストレストコンクリート工学会) Vol.57, No.5	2015/9/30
18	サロマ湖漁港橋の設計・施工 ～国定公園内のPCフィンバック橋～	掛水則秀 庄司和晃 安藤幹夫 濱本泰弘	北海道開発局網走港湾事務所 ㈱ドーコン 当社 当社	プレストレストコンクリート(プレストレストコンクリート工学会) Vol.57, No.5	2015/9/30
19	橋梁等構造物の点検ロボットカメラ	藤原保久 梅津健司 山下弘幸, 千葉嘉隆	当社 当社 ㈱日立産業制御ソリューションズ	建設機械 Vol.51, No.10	2015/10/1
20	PC橋のソリューション 進化する主桁断面	春日昭夫	当社	橋梁と基礎 Vol.57, No.5	2015/11/1

No.	題名	執筆者名	所属	発表誌名	発行年月日
21	橋梁維持管理技術の検証と評価 橋梁等構造物の点検ロボットカメラ =近接目視困難箇所へのひび割れ幅を高精度で測定=	藤原保久 梅津健司 山下弘幸, 千葉嘉隆	当社 当社 ㈸日立産業制御ソリューションズ	建設機械 Vol.51, No.11	2015/11/1
22	フルプレキャスト工法による超高層RC造建物の施工	蓮尾孝一, 松田拓 高橋誠, 佐古潤治	当社	コンクリート工学 Vol.53, No.10	2015/10/1
23	つばさ橋の施工 —カンボジア初の長大斜張橋—	北田郁夫, 丸二信彦 飯島基裕, 金重順一 石井昌治, 鈴木政則	当社	橋梁と基礎 vol.49, No.10	2015/10/1
24	PC橋のソリューション プレキャストセグメント工法	室田敬	当社	橋梁と基礎 Vol.49, No.11	2015/11/1
25	つばさ橋(ネアックルン橋)の施工 —大河メコン河に架ける長大コンクリート橋—	北田郁夫, 丸二信彦 飯島基裕, 鈴木政則	当社	コンクリート工学 vol.53, No.11	2015/11/1
26	日東友好のシンボル「つばさ橋」—カンボジア初の長大斜張橋(ネアックルン橋)の建設—	丸二信彦	当社	土木技術 vol.70, No.11	2015/11/1
27	インフラ海外展開2015 ベトナム最長の海上橋に挑戦—ラックフェン国際港アクセス道路・橋梁工事—	山地斉	当社	土木施工 Vol.56, No.12	2015/11/21
28	新東名高速道路(浜松いなさ～豊田東)新東名高速道路郡界川橋(仮称)の設計・施工—不等橋脚高を有する国内最大規模の連続ラーメン箱桁橋—	吉野正道 中積健一 玉井裕明 笠原哲二	当社 当社 当社 当社	プレストレストコンクリート (プレストレストコンクリート工学会) Vol.57, No.6	2015/11/30
29	新東名高速道路(浜松いなさ～豊田東)新東名高速道路豊田巴川橋(仮称)の設計・施工—分岐構造・幅員変化のある波形鋼板ウェブ箱桁橋—	池谷博文 浅井学 吉田幸太郎 鈴木鹿良和	当社 当社 当社 当社	プレストレストコンクリート (プレストレストコンクリート工学会) Vol.57, No.6	2015/11/30
30	世界の長大橋梁の基礎 ニヤッタン橋—日越友好橋—の鋼管矢板基礎	山地斉 柳瀬進 安達剛 近藤慎也	当社 当社 当社 当社	基礎工 Vol.44, No.1	2016/1/15
31	ゼネコン新時代 PC橋梁における破壊的インベーション	永元直樹	当社	土木学会誌 Vol.101, No.1	2016/1/15
32	建設機械 GNSSを利用した「法面締固め管理システム」を採用した盛土の総合管理	草竹真也 福田智之 千葉史隆	当社 当社 当社	日本建設機械施工協会誌 Vol.68, No.1	2016/1/25
33	橋梁の寒冷地対策「ロハスの橋」プロジェクト—凍結防止剤散布下における高耐久RC床版の実現を目指して—	岩城一郎 江頭慶三 岸良竜 渡邊法久 樋口正典 阿合延明	日本大工 日本橋梁建設協 太平洋セメント 中研 スリーエムジャパン 当社 BASFジャパン	橋梁と基礎 Vol.50, No.2	2016/2/1
34	レゾウォールサイレンサーの原理と実際	(山地宏志) 社名のみ記載	当社	北陸の建設技術 第26巻2号(2016年2月号)	2016/2/10
35	自立型地盤監視局の開発と運用の実際	山地宏志 大津慎一 申森純一郎	当社	電力土木 No.382	2016/3/3
36	屋外騒音測定におけるマイクの使い方	岩本毅	当社	音響技術Vol.45 no.1	2016/3/1