

トンネル天井用車載型乾式研掃装置の開発

－性能確認試験と現場適用－

Dry Grinding and Dust Suction System on-Board Vehicle for Tunnel Ceiling

- Performance Verification and Field Application -

石井敏之* 西山宏一** 栗津利一** 白石祐彰*

要旨

都市内高速道路における片側車線供用下でのトンネル天井面の補修・補強工事は、一般通行車両への飛散抑止を行いながら、短い規制時間内での人力作業となる。特に、塗膜等の除去を行う表面処理は、高所で無理な姿勢での作業となり、処理面仕上がり品質のばらつきや作業環境の悪さ等が問題となっている。そこで、天井面の表面処理を機械化し、かつ粉塵等の飛散防止が行える「天井用車載型乾式研掃装置」を開発した。

本研掃装置の性能確認試験を行い、トンネル剥落防止対策工事の現場に適用した。その結果、塗膜を取り残すことなく、処理面仕上がり品質の向上、粉塵等の飛散抑止による作業環境の改善、および作業の省力化と安全性の向上が図れることを確認した。

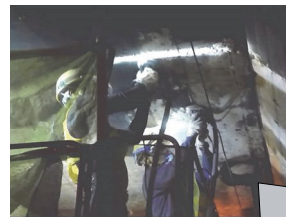
キーワード：補修工事、トンネル天井面、表面処理、機械化、飛散抑止

1. まえがき

都市内高速道路におけるボックスカルバートンネル天井面（以下、天井面と称す）の補修・補強工事は、写真－1に示すように、片側車線供用下で、一般通行車両へのコンクリート片や粉塵等の飛散抑止を行いながら短い規制時間内での人力作業となっている。このような補修・補強工事において、下地処理としての天井面の排気ガスで汚れた塗膜やモルタル等を薄く削り取る表面処理は、一般的に、飛散防止を行った高所作業車上で、作業員が天井を見上げた姿勢でディスクサンダー等の動力工具を使い、排気ガス由来の有害な粉塵等が飛散する環境での作業となっている。そのため、天井面の表面処理は、①作業員の技量差に起因する処理面仕上がり品質のばらつき、②発生した粉塵等による作業環境の悪化、③高所での無理な姿勢による安全性と作業効率の低下、等が問題となっている。

そこで、天井面の表面処理を、地上部から全ての操作が行えるように機械化し、同時に発生した粉塵等の飛散を抑止できる「天井用車載型乾式研掃装置」（以下、研掃装置と称す）を開発した。本報では、研掃装置の概要と、開発において実施した性能確認試験および現場適用について報告する。

2. 研掃装置の概要



写真－1 人力による天井面の表面処理

2.1 構成

研掃装置の外観を写真－2に、仕様を表－1に示す。

研掃装置は、機動性および施工時の設置・撤去時間短縮の観点から車載型とした。研掃装置の構成は、天井面の表面処理を自動運転で行う研掃装置本体を搭載した4t車と、集塵機、発電機、コンプレッサー等を搭載した2t車からなる。なお、4t車を選定したのは、普通自動車免許の取得者で運転が可能となるからである。

*技術研究所 **東日本支社リニューアル技術部

研掃装置本体の構成は、**図-1**に示すように、天井面の表面処理を自動運転で行うケレン機、ケレン機が走行・横行を行う架台、この架台を上下に移動・停止させる多段式リフターと天井面接触センサー、研掃装置本体を設置・支持するアウトリガー、およびこれらを操作する手元ペダントスイッチからなる。

以下、主な装置部位について説明する。

a. ケレン機

ケレン機の外観を**写真-3**に示す。ケレン機は、天井面の表面処理を行う部分と発生した粉塵等の飛散抑止を行う部分からなる。

表面処理を行う部分は、鋼製ビットを配した円盤状の研掃ヘッドを、高速回転させながら、2台のエアシリンダーで天井面に一定の力で押付け、一定速度で走行させる構造となっている。なお、押付け力（エアシリンダー圧）と走行速度は、現地の対象構造物を用いた試験施工を行い、適切な処理面の付着力等を考慮して定める。また、押付け力の制御は、レギュレータとリニアブッシュにより、処理面の凹凸に追従させながら押付け力が一定になるように行っている。

飛散抑止を行う部分は、発生した粉塵等を、研掃ヘッドの周囲に設けたウレタンとブラシによる2重の飛散防止枠による遮断と、研掃ヘッドの吸引孔から集塵機で吸引させる構造となっている。



写真-2 研掃装置の外観

表-1 研掃装置の仕様

装置部位	項目	仕様
ケレン機	走行速度	0.5~10 m/min
	押付け力	0.2~0.9 kN
	鉛直凹凸	±40 mm 追従
	研掃幅	250 mm
多段式リフター	昇降速度	0.375 m/min
	昇降高さ	1,200 mm
	施工高さ	4.3~5.0 m
全 体	総重量	42.2 kN
	施工範囲	走行：2.69 m 横行：1.56 m 面積：4.2 m ²
	非常停止	装置本体：3箇所 手元ペダントスイッチ：2箇所

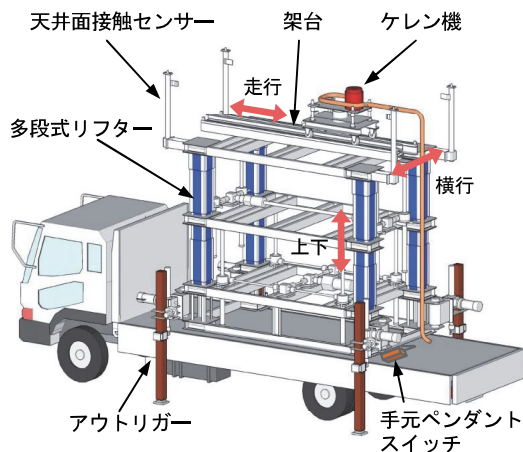


図-1 研掃装置本体の構成

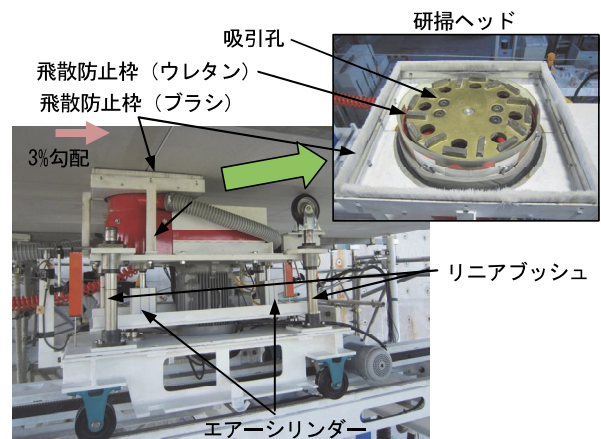


写真-3 ケレン機

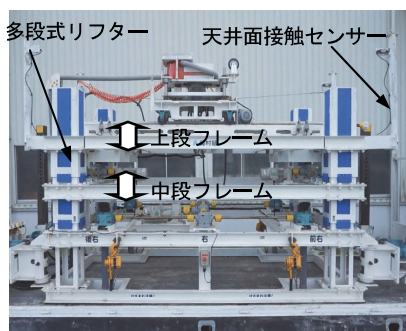


写真-4 多段式リフター

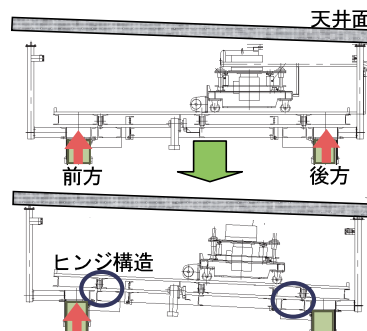


図-2 ケレン機の勾配調整

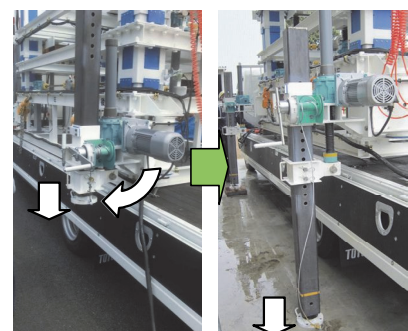


写真-5 アウトリガー

b. 多段式リフター

多段式リフターの外観を写真-4に示す。多段式リフターは、ケレン機を格納位置から天井面近傍まで上昇・下降させると共に、ケレン機と天井面との勾配調整を行うものである。ケレン機の上昇・下降は、ケレン機が走行と横行を行う架台と連結している上段フレームと中段フレームを、リフターによって上下に移動させることによって行う。また、ケレン機は、上段フレームの4隅に設置した天井面接触センサーが天井面に接触することによって、上昇時に天井面近傍で自動停止する。なお、天井面が道路縦断方向に勾配を有する場合には、図-2に示すように、ヒンジ構造を有する上段フレームの接触していない一端側を再度上昇させ、天井面とケレン機を平行にする。

c. アウトリガー

アウトリガーの外観を写真-5に示す。アウトリガーは、穴あき鋼管柱とジャッキからなる。研掃装置本体の設置・支持は、4隅に配したアウトリガーを90度回転させて道路側に配し、穴あき鋼管柱を地表面近傍でピン止め後、ジャッキを伸長させることによって行う。なお、アウトリガーにより、研掃装置本体は、道路の縦断および横断勾配に関係なく水平に設置、支持させる。

2.2 施工手順

標準的な施工フローを図-3に示す。

研掃装置を車載した4t車と2t車の規制帯への入場後、配管・配線を接続し、4本のアウトリガーで研掃装置本体を道路勾配に関係なく水平に設置する。次に、ケレン機を天井面近傍まで上昇させ、ケレン機と天井面が平行になるように勾配調整を行う。ケレン機による表面処理は、写真-6に示すように、ケレン機を開始地点に移動後、天井面に一定の力で押付けながら一定速度で走行させる自動運転で行われる。なお、ケレン機による表面処理の施工パスは、研掃装置本体を設置後、1パスの走行終了後にケレン機を研掃幅程度横行させ、再度走行させる操作の繰り返しとなる。研掃装置設置1回当たりの最大表面処理面積は4.2m²である。

3. 性能確認試験

研掃装置の性能確認試験として、要素試験と全体試験を実施した。要素試験は、表面処理を行うケレン機の性能等を確認するものである。一方、全体試験は、模擬天井を用いて、研掃装置による設置～表面処理～撤収までの一連の作業を行い、同装置の仕様および操作性等の確認を行うものである。

3.1 要素試験

a. 試験方法

要素試験は、写真-7に示すように、研掃装置を構成するケレン機と架台をH鋼に敷設し、表-2に示す試験

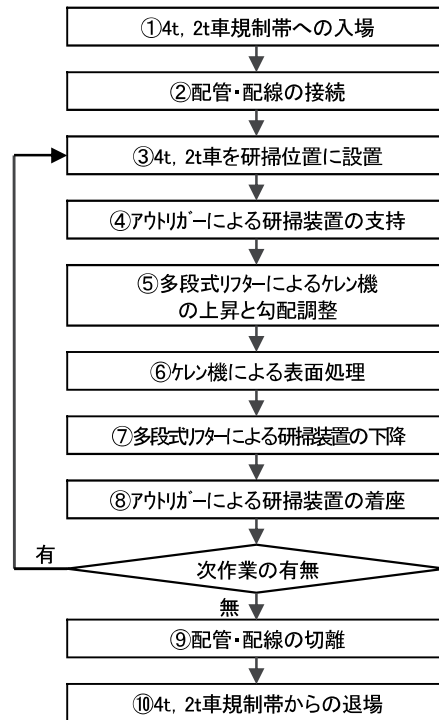


図-3 施工フロー

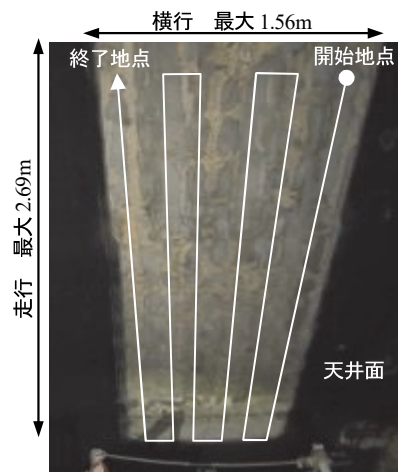


写真-6 ケレン機の施工パス

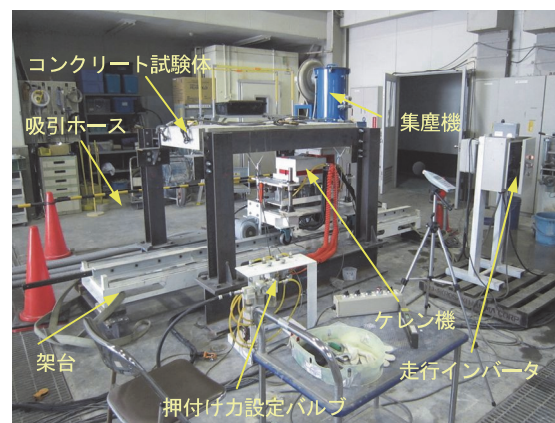


写真-7 要素試験状況

条件で、ケレン機によるコンクリート試験体の表面処理を行った。

コンクリート試験体は、形状が長さ 1700×幅 800×厚さ 150mm で、24-12-20N のコンクリートを使用して作製した。処理面の種類は、コンクリート表面とエポタール（3層塗り）を塗布した塗膜面の2種類とした。

計測項目は、図-4に示すように、ケレン機の走行速度確認用のレーザ水平変位（1台）、押付け力としての鉛直荷重（前部2台、後部2台の計4台）、ケレン機と天井面の離間距離としての鉛直変位（前部1台、後部1台の計2台）とした。

b. 試験結果

(a) 走行速度

ケレン機の走行速度は、走行モータのインバータ周波数で設定した。走行速度確認用の水平変位から、走行速度（0.5~10.0m/min）はインバータの周波数制御で設定でき、ケレン機の前進と後退との走行速度には差が見られなかった。また、ケレン機の走行では、架台両端に設けたリミットスイッチにより、逸走することなく自動停止することを確認した。

(b) 押付け力

押付け力の設定は、ケレン機を静止状態で、前後部のエアシリンダー圧を 0.28MPa（ケレン機が浮上し天井面に接触する直前の圧力）にした後、後部エアシリンダー圧のみを増加させて行った。なお、押付け力はその時に増加した荷重として定めた。

その結果、後部エアシリンダー圧を増加させても、ケレン機は前後に傾斜することなく走行することができ、押付け力（0.2~0.9kN）は後部エアシリンダー圧により設定できることを確認した。

なお、ケレン機は市販装置を改造したもので、表面処理時の押付け力は、約 0.6kN が標準的な仕様となっている。試験および施工では、押付け力を 0.6kN を中心として行った。

(c) ケレン機の凹凸追従

速度 1m/min、押付け力 0.6kN の走行条件で、天井面勾配が 0.0%（水平）、ケレン機の走行勾配が 1.8%時における、天井面とケレン機前後の離間距離の時刻歴を図-5に示す。離間距離は、移動開始時から終了まで前後共に約 17mm 低くなっている。この値は、ケレン機の走行距離から求めた離間距離の変化量 20mm（1m/min×1.1min×1.8%）とほぼ一致しており、ケレン機は天井面の高さの変化に追従している。よって、ケレン機は走行方向の天井面の凹凸に追従できることを確認した。

(d) 飛散対策

飛散防止として、研掃ヘッドの周囲に2重の飛散防止枠と吸引による集塵機を設けている。試験時の集塵用の吸引ホース長は、現場での適用を考慮して 30m とした。

目視による観察では、飛散防止枠から漏れる粉塵は見

表-2 試験条件（要素試験）

項目	水準
走行速度	5水準(0.5、1.0、2.0、3.0、5.0、7.0 m/min)
押付け力	4水準(0.2、0.4、0.6、0.9 kN)
処理面	2水準(コンクリート研掃、塗膜除去)

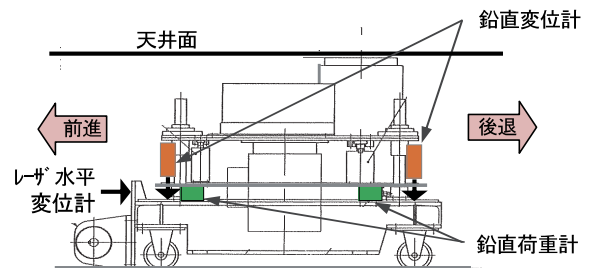


図-4 計測位置（ケレン機）

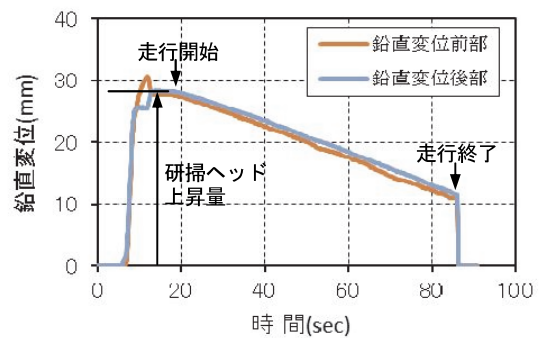


図-5 離間距離の時刻歴

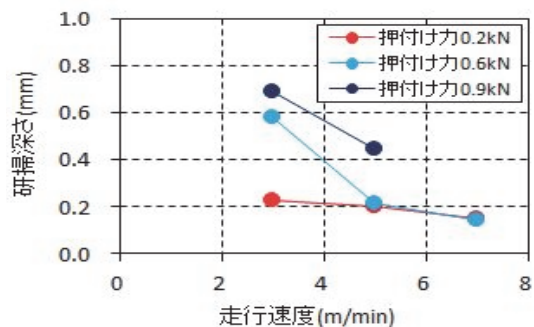


図-6 研掃深さと研掃条件の関係

られず、吸引による集塵は確実に行われた。また、吸引ホース内の残留粉塵量と集塵機のバケツ内粉塵量の重量比は約 1 : 10 であった。吸引ホース内に滞留する粉塵量は少なく、集塵機のバケツ内に確実に吸引できることを確認した。

(e) 研掃深さ

研掃深さは、ケレン機による研掃後の表面をレーザ変位計を用いて走行直角方向に3側線を計測し、両端部の深さを平均して求めた。研掃深さと研掃条件（走行速度、押付け力）の関係を図-6に示す。

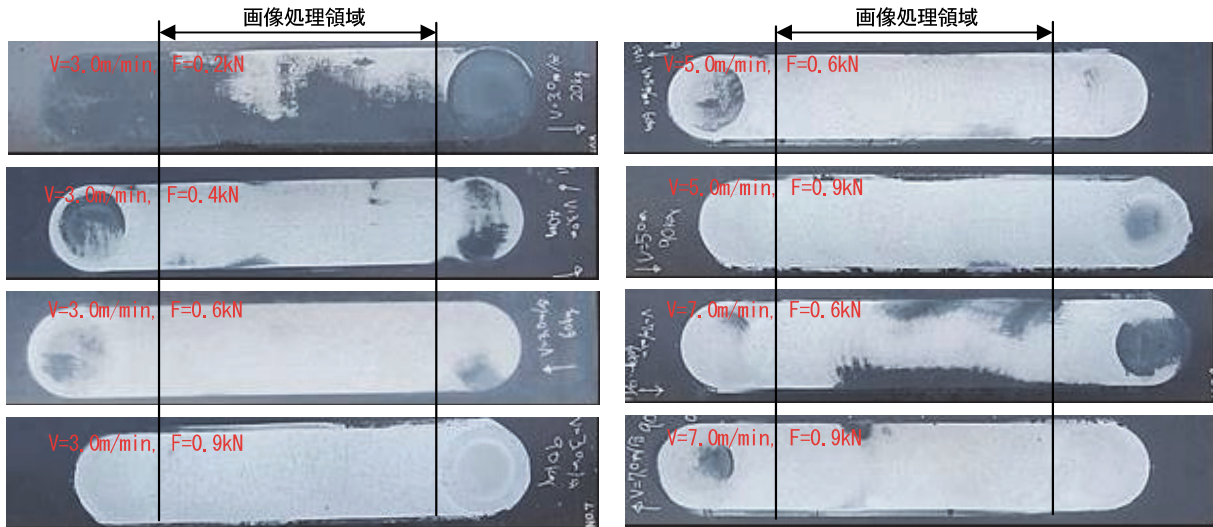


写真-8 塗膜除去状態

研掃深さは、移動速度が遅くなるほどまた押付け力が大きくなるほど、深くなっている。今回の試験での最大研掃深さは、押付け力 0.9kN、移動速度 3.0m/min の時、0.7mm 程度であった。試験体コンクリート強度は $30\text{N}/\text{mm}^2$ (呼び強度 $24\text{N}/\text{mm}^2$) であり、コンクリート強度等によっても研掃深さが変化すると考えられる。これらより、現場での表面処理時には、必要とする研掃深さや表面状態になるように、施工前に、ケレン機の走行速度および押付け力を設定する試験を行う必要がある。

研掃幅は、押付け力や走行速度に関係なく 240～250mm であった。ケレン機を 220～230mm 横行させれば十分な施工ラップ長が確保できることを確認した。

(f) 塗膜除去率

塗膜除去率は、ケレン機で塗膜除去された面積の、施工面積に対する比として設定し、画像処理により求めた。塗膜除去状態を写真-8に、塗膜除去率と押付け力の関係を図-7に示す。

塗膜除去率は、押付け力が大きいほど、移動速度が遅いほど大きくなる。押付け力 0.6kN 時では、移動速度が 5m/min 以下であれば塗膜除去率が 100% となり、塗膜を完全に除去することができた。

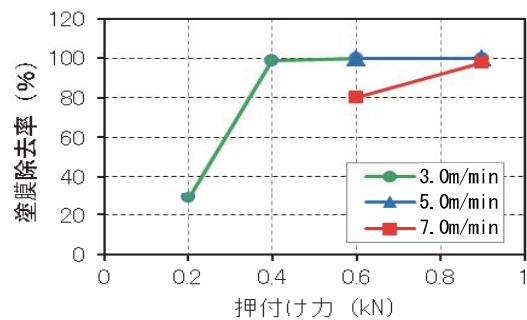


図-7 塗膜除去率と研掃条件の関係

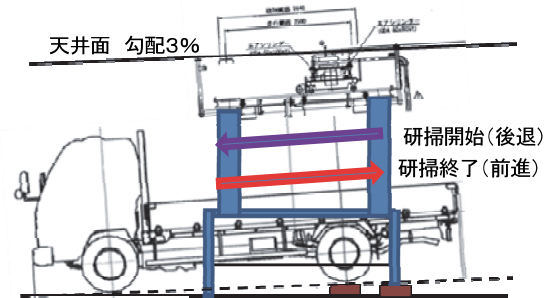


図-8 全体試験 (CASE1: 前下がり)

3.2 全体試験

a. 試験方法

試験は、図-8と写真-9に示すように、3%勾配を有する模擬天井を用いて、研掃装置による設置～表面処理～撤収までの一連の作業を行い、操作性、安全性および表面処理状況の確認を行った。試験条件として、車体勾配を 3%とした前下がり (CASE1: 図-8)、後下がり (CASE2) の 2 ケースとした。計測は、要素試験と同じ項目で行った。

b. 試験結果

図-3に示した研掃装置の施工フローに従って、研掃装置の設置～表面処理～撤収までの作業を行った。



写真-9 全体試験状況

装置の設置・撤収および表面処理については、全ての作業が地上の手元ペンダントスイッチで行うことができ、操作性に関して問題がなかった。

模擬天井表面処理時の押付け力の時刻歴を図-9に示す。

設定押付け力は 0.58kN とした。荷重計より求めた試験時の押付け力は約 0.6kN となっており、設定した押付け力で表面処理が行われたことを確認した。また、飛散防止枠からの粉塵等の漏れはなかった。

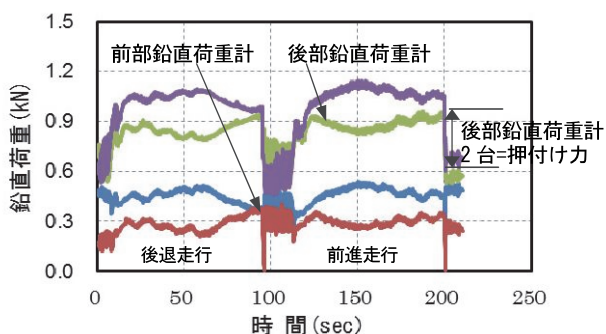


図-9 模擬天井表面処理時の押付け力の時刻歴

4. 現場適用

4.1 現場概要

適用した工事は、都市内高速道路におけるトンネル剥落防止工事である。適用したトンネルは、写真-10に示すように、中央分離帯が設けられた片側2車線ずつの4車線を有するボックスカルバートで、その内空形状は、高さ4.7m×幅16.1m×長さ100mである。



写真-10 適用トンネル外観

4.2 適用結果

a. 適用の概要

本研掃装置を適用した表面処理は、天井面の剥落防止工事において、躯体コンクリートと剥落防止材との一体化を図るために行う、排気ガスで汚れた塗膜の除去作業である。今回の研掃装置の適用日数は6日間で、その施工面積は計画施工面積2,630m²の内の150m²で、一部区間での適用となった。

施工状況を写真-11に示す。施工条件として、道路規制条件は、片側車線供用下の1車線規制帯内での夜間作業(規制時間4~6時間)である。研掃装置による表面処理条件は、現地での試験施工から、ケレン機の走行速度4.5m/min、押付け力0.6kNとした。

b. 施工性能

研掃装置による表面処理の施工時間、および施工出来高等を表-3に示す。同表において、作業時間とは規制帯への入場から研掃装置の格納までの時間、組立時間とは研掃装置の設置開始から表面処理の開始前までの時間、格納時間とは表面処理の終了後から研掃装置の格納までの時間とした。また、表面処理時間とは表面処理の開始から終了後の研掃装置移動を含めた次作業の表面処理の開始までの時間とした。

同表より、研掃装置による作業時間は約2.5~4.5時間で、規制時間の4~6時間より約1.5時間短くなった。また、研掃装置の組立時間は20~31分、格納時間は20~33分で、共に30分程度かかり、表面処理時間以外に約1時間の準備・撤収の時間を要した。表面処理時間は14~23分/回で、平均で18分/回程度であった。表面処理時間は12分/回程度を想定していたが、1.5倍程度の時間を要した。今回の研掃装置は一部区間での適用であったため、作業員の操作の習得不足等により、表面処理時間が想定していたものより長くなった。

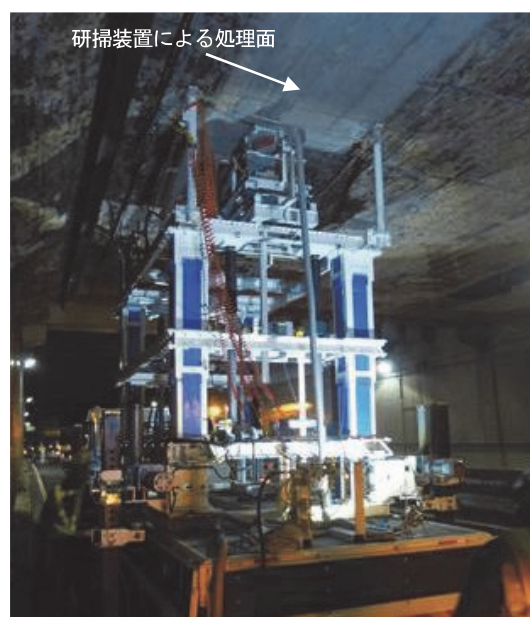


写真-11 施工状況(表面処理)

表-3 適用結果

項目		施工結果
規制時間		4~6時間
作業時間		約2.5~4.5時間
作業準備時間	組立時間	約30分
	格納時間	約30分
表面処理時間		約18分/回
施工面積(1回設置当たり)		3.0m ² /回
施工性能		約7m ² /h

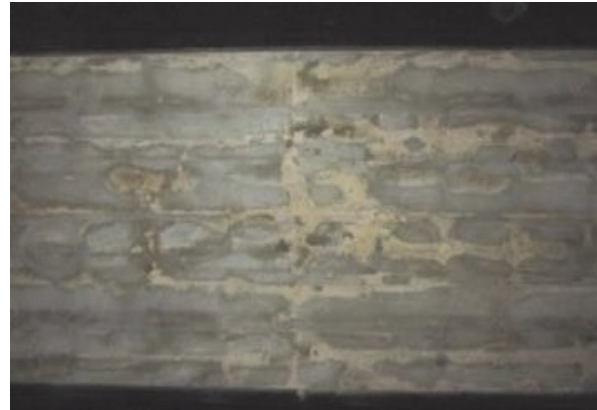


写真-12 処理面出来形の比較（左：人力による施工 右：研掃装置による施工）

作業員の人数については、研掃装置の操作者として1人、補助員としてアウトリガー設置時や配管・配線接続、および次作業への車両移動作業等に2人と、計3人が必要であった。また、今回の1回の研掃装置設置時の表面処理施工面積は、 $2.5\text{m} \times 0.2\text{m} \times 6$ パス = $3.0\text{m}^2/\text{回}$ であった。この結果、今回の本研掃装置の適用による天井面表面処理の施工性能は約 $7\text{m}^2/\text{h}$ であった。今後、研掃装置の操作者の操作技術の向上等により、組立・格納時間および表面処理時間を短縮でき、施工性能は向上するものと考えている。

c. 処理面の出来形

処理面の出来形として、ディスクサンダーによる人力施工と研掃装置による施工の比較を写真-12に示す。

研掃装置による施工の場合には、適切な一定の押付け力と一定の走行速度で表面処理が行われたため、塗膜の削り残しが見られず、確実に除去されていることがわかる。一方、ディスクサンダーによる人力施工の場合には、天井面のわずかな凹凸の影響により、塗膜を完全に除去するのに多大な時間と労力が必要となるため、型枠継ぎ目部等に塗膜の取り残しが見られた。その結果、建研式付着力試験による付着強度は、人力施工の場合で約 $1.5\text{N}/\text{mm}^2$ 、研掃装置による場合で約 $3.4\text{N}/\text{mm}^2$ となり、大きく向上した。これらのことより、研掃装置による表面処理では、天井面の一般通行車両の排気ガスにより汚れた塗膜が、一定の研掃条件下で確実に除去され、処理面仕上がり品質のばらつきが改善されたことから、付着強度が大きくなったと考えられる。

d. 作業性

本研掃装置による表面処理の作業は、写真-13に示すように、操作者の手元ペンダントスイッチ等で全ての操作が地上から行えた。これにより、高所での無理な姿勢による人力作業がなくなり、天井面の表面処理の省力化および安全性の向上が図れることを確認した。

また、表面処理時に発生した粉塵等は、確実に飛散防止枠と集塵機によって遮断・吸引された。これにより、片側車線供用下での本研掃装置による施工においては、

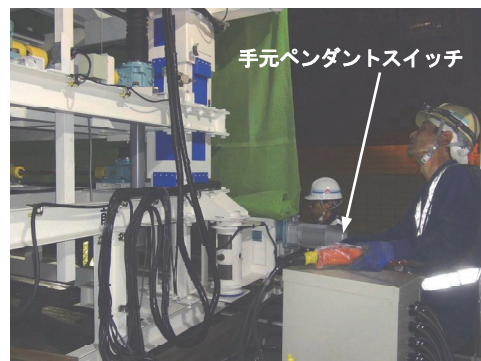


写真-13 研掃装置の操作状況

一般通行車両への粉塵等の飛散抑止および作業箇所での飛散抑止による作業環境の改善ができることを確認した。

5. あとがき

都市内高速道路におけるトンネル剥落防止対策工事において、今回開発した研掃装置を、天井面の塗膜除去作業の一部区間に適用した。本研掃装置の適用により、既設コンクリート表面の汚れや塗膜を取り残すことなく確実に除去でき、処理面仕上がり品質のばらつきも改善されたことから、付着性能が人力施工に比して向上した。また、表面処理時に発生した粉塵等の飛散が抑止され、作業環境の改善も図れた。これらより、表面処理の作業が省力化され、安全性も向上した。

今後は、コンクリート構造物の補修・補強工事において、高品質化・省力化ができる施工技術として、既に実用化している「ウォータージェットによるコンクリート表面処理機¹⁾とあわせて、発注者に積極的に提案していく所存である。

【参考文献】

- 1) 石井敏之、白石祐彰、川西健之、森本克秀、「補修・補強工事へのウォータージェットを用いたコンクリート表面処理機の適用」、土木建設技術発表会 2013、pp.100-103、2013.11

掘削ずりの高速運搬システムの開発

—山岳トンネルの急速施工実現に向けて—

Development of High Speed Mucking System for Mountain Tunnels

浅野 剛* 塚本耕治* 齋藤隆弘*
熊澤伸康** 岩崎 光*** 中村優一****

要旨

建設が進められている中央新幹線ではトンネルが全延長の約 85%を占め、施工される山岳トンネルは長大トンネルとなるため、コスト低減に加え、事業効果の早期発現に対して有力な方法である急速施工に対するニーズが高まっている。山岳工法で施工されるトンネル工事において、ずり運搬は一連のサイクルの約 30%を占めており、その高速化は急速施工を実現するためのポイントとなっている。このような状況をふまえ、長大トンネルで標準的な連続ベルトコンベヤーによるずり運搬を対象として、高速化する方法を提案した。本方法の特長は以下の 2 点である。

- i. 移動式伸縮ベルコンを用い、ずり運搬時にクラッシャーを切羽から 20m 地点まで近づける
- ii. クラッシャーをトンネル進行方向に直列に 2 台配置し、二段階破碎を行う

本報は、提案した高速ずり運搬システムの概要、および実証試験による性能の分析・評価結果について報告するものである。

キーワード：山岳工法、急速施工、ずり運搬、移動式伸縮ベルコン、クラッシャー、二段階破碎

1. まえがき

発破掘削で施工される山岳トンネルにおける主な作業は、①穿孔・装薬・発破、②坑外へのずり運搬、③支保工設置であり、各々が全施工時間の約 3 分の 1 を占めている¹⁾。①～③は並行作業が難しく、急速施工を実現するためには、各々の作業時間を短縮する必要がある。①の高速化については、油圧削岩機の性能向上、複数台のドリルジャンボ使用等、③については、時間当たりの吹付け性能が高い大型機械の使用等の対応策が提案・実施されている。一方、②については、高速化のための新しい方法は具体化されていない。検討の対象としている長大トンネルにおけるずり運搬方法としては、坑内環境、安全性の観点から、連続ベルトコンベヤー（以後、連続ベルコン）方式が採用される場合が多い²⁾。このような状況をふまえ、連続ベルコン方式によるずり運搬に着目して、高速化する方法を提案した。施工速度としては、①および③の高速化のための方法を併用することで、断面積 100m² のトンネルにおける C 級地山以上の区間で、月進 230m 以上を安定的に確保することを目標とした。

本報では、提案した高速ずり運搬システムの概要と、実機を用いた実証試験による運搬システムの性能検証結果について報告する。

2. ずり運搬性能への影響要因と現状の課題

連続ベルコン方式によるずり運搬における、標準的な切羽付近の機械配置を図-1に示す。発破後のずりは、サイドダンプによりクラッシャーに運搬・投入される。クラッシャーで破碎されたずりは、連続ベルコンの切羽側終端となるテーブルピース台車を經由して、連続ベルコンにより坑外まで運搬される。

切羽から坑外へのずりの運搬性能 (A) は、切羽からクラッシャーまでの運搬性能 (A_1)、クラッシャーの破碎性能 (A_2)、および連続ベルコンの運搬性能 (A_3) により決まる (図-1 参照)。

A_1 に対する影響要因は、運搬機械の性能 (例えば、サイドダンプのバケット容量等) および切羽からクラッシャーまでの距離である。バケット容量はトンネル断面積に対して施工性等を考慮して決められることから、ずり運搬時に切羽とクラッシャーの距離を短縮することが A_1 の向上に対して有効となる。

A_2 に対する影響要因は、クラッシャーの仕様および設定される破碎後の最大粒径 (D) である。クラッシャーについては、施工性や要求性能を考慮し、対費用効果が高い機械が選択される。仕様が同じクラッシャーを用いる場合、 D を大きく設定するほど A_2 は向上する。

*技術研究所 **東日本支社機械部 ***土木本部土木技術室 ****東日本支社土木技術部

一般的なクラッシャーの模式図を図-2に示す。切羽から運搬された掘削ずりは、クラッシャーのホッパーに投入された後、ホッパー底板を振動させることでジョークラッシャー方向にフィードされる。この時、処理の効率化を目的としてジョークラッシャーによる破碎前に、粒径 100~150mm 以下のずりは破碎不要分としてふるいにより取り除かれる。破碎後の最大粒径 D は、ジョークラッシャー下部の開口幅の最大値 (OSS) により決まり、OSS が大きいほど D が大きくなり、クラッシャーの破碎性能 A_2 が向上する。

A_3 に対する影響要因は、連続ベルトコンのベルト幅である。必要なベルト幅は D の 3 倍程度であり、 D が大きくなると必要なベルト幅が広がる。 D の設定値を大きくしてベルト幅を広くすると、 A_2 、 A_3 ともに向上するため運搬性能が上がる。しかし、ベルト幅を広げることは、切羽から坑口までの距離が長くなる長大トンネルでは大きなコスト増の要因となる。さらに、限られたトンネル断面内における施工性の観点からも、ベルト幅

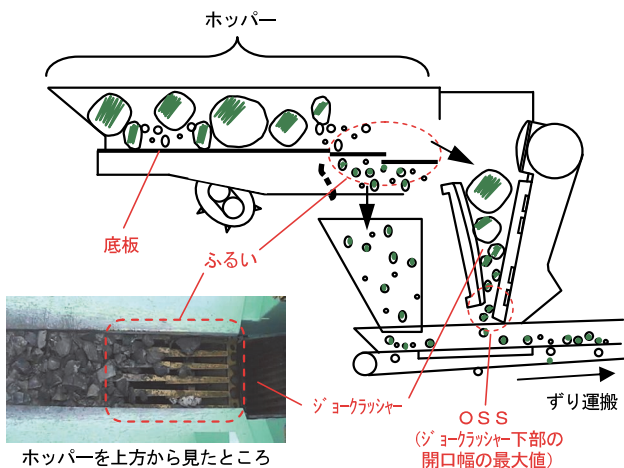


図-2 クラッシャーの模式図

は制限を受ける。

標準的な連続ベルトコン方式によるずり運搬方法の場合、発破時の退避や作業性を考慮して図-1に示すように切羽からクラッシャーまでの距離は約 60m、ベルト幅は 600~750mm ($D=200\sim250\text{mm}$) とされることが多い。現状では A_1 が A_2 を上回り、クラッシャーへの投入待ちが発生している状況が多く見られる。そのため、ずり運搬時に切羽とクラッシャーの距離を縮めることが A_1 の向上には有効である。同時に、 A_2 を向上させることにより A_1 、 A_2 、 A_3 のバランスをとることが A の向上に向けての課題となっている。

3. 高速ずり運搬システムの概要

ずり運搬に関する現状での課題をふまえ、目標月進の実現に必須となる高速ずり運搬システムの開発に取り組んだ。提案システムにおける機械配置を図-3に、本システムで想定している切羽からクラッシャーまでのずり運搬機械、クラッシャーおよび移動式伸縮ベルトコン (以後、伸縮ベルトコン) の仕様を表-1に示す。目標月進の実現およびコストの観点から、切羽から坑外へのずりの運搬性能 A は 550t/h 以上、破碎後の最大粒径 D は 250mm 以下を目標とした。提案したシステムの特長を以下に示す。

3.1 伸縮ベルトコンの採用

クラッシャーとテールピース台車との間に伸縮ベルトコンを設置する。発破時には、伸縮ベルトコンを縮めるとともにクラッシャーを切羽から 40m 地点まで退避させておき、飛石による損傷を防止する。発破後、すみやかにクラッシャーをずり発生箇所近傍 (切羽から 20m 程度) に移動する。同時に伸縮ベルトコンを延伸し、クラッシャーとテールピース台車間に運搬ルートを作成する。

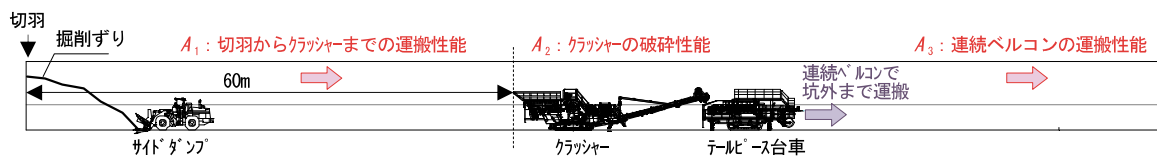


図-1 連続ベルトコン方式によるずり運搬時の標準的な機械配置

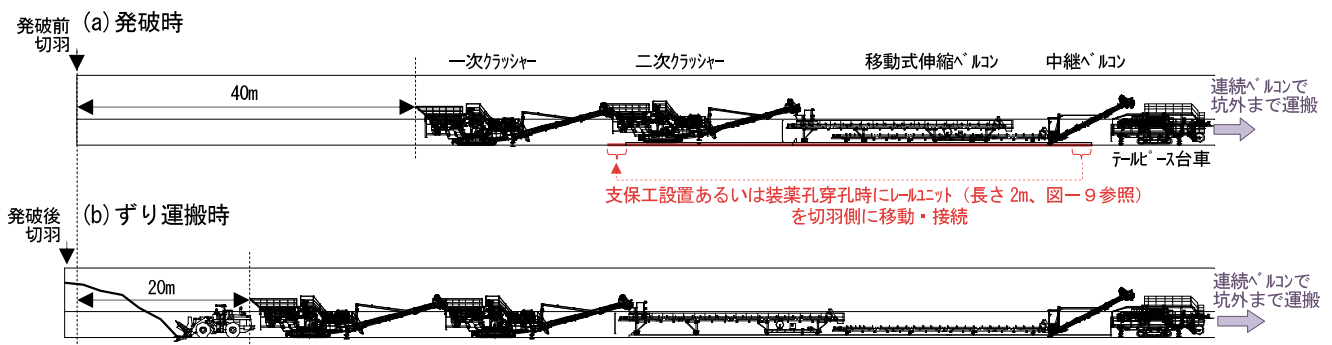


図-3 提案システムにおける機械配置 (発破時およびずり運搬時)

伸縮ベルコンを使用せずに一般的な方法で連続ベルコンを20m 延伸する場合には3時間程度必要となるが、伸縮ベルコンを用いることで5分以内に移動が可能となる。

3.2 2台のクラッシャーの直列配置

汎用的なクラッシャーNT300級を2台使用し、これらを直列に配置して二段階破碎を行う。切羽側に配置したクラッシャー（以後、一次クラッシャー）により一次破碎したずりを、そのまま坑口側に配置したクラッシャー（以後、二次クラッシャー）に投入して二次破碎する。切羽から運搬される大径のずりを最初に破碎する一次クラッシャーのOSSを大きくするとともに、二次クラッシャーのOSSを小さくすることで、クラッシャーの破碎性能 A_2 を確保しつつ、 D を小さくすることが可能になる。

本システムでは、二次クラッシャーには一次クラッシャーで破碎したずりを投入するため、二次クラッシャーの処理性能に余裕が生じる。この余裕を利用して、1時間あたり100t程度のずりを一次クラッシャーを経由させず二次クラッシャーに投入する（以後、直接投入）。2台のクラッシャーを部分的に並列使用することで、全体の処理性能をさらに向上できる。

4. 実証試験の内容

提案したシステムの性能確認を目的として、実機を用いた実証試験を実施した。試験方法として、クラッシャー1台を用いた単独試験、およびクラッシャー2台を直列に配置した2連試験を計画した。

表-1 本システムで用いる機械の仕様

使用機械	仕様
サイドダンプ コマツ WA500	寸法（全長×全幅×全高）9.9×3.4×4.8m バケット容量3.8m ³
クラッシャー 中山鉄工所 NT300	稼働時寸法（全長×全幅×全高）20×3.1×4.7m 最大供給岩塊寸法（厚さ×幅）600×800mm クラッシャー駆動モータ形式 132kW、440V
移動式 伸縮ベルコン	ベルト幅 900mm 伸縮量 21m 電動機出力 15kw×2、200V

4.1 試験サイトの状況

実証試験は稼働中の碎石場で実施した。試験サイトにおける2連試験実施時のクラッシャー、伸縮ベルコンの配置を図-4、写真-1に示す。試験では、実施工のずり運搬システムで用いるテールピース台車および連続ベルコンは使用せず、クラッシャーおよび伸縮ベルコンを用いてシステムの性能を検証した。

4.2 試験に用いた掘削ずり

掘削ずり（以後、供試体）として、碎石場で採取される岩石を用いた。岩種は中生代の砂岩である。圧縮強度は平均342N/mm²と非常に大きく³⁾、強度の面からは岩盤等級B以上と判断できる⁴⁾。国内のトンネルにおける岩石強度がこの値を上回る可能性は低く、この供試体を用いて得られるクラッシャーの破碎性能 A_2 は、実施工への適用にあたっては安全側の評価になると考えられる。試験に用いたクラッシャーの仕様を考慮し、投入ずりのうち、最大供給幅寸法800mmを超えるずりは供試体から取り除いた。

4.3 単独試験の方法

単独試験の目的は、クラッシャー単体の性能確認である。クラッシャーの処理性能検討では破碎不要分を30%とする場合が多いが⁵⁾、掘削ずりの状況に左右されることから、単独試験ではジョークラッシャーの破碎性能そのものを把握するために、供試体の破碎不要分を取り除いた。具体的には、100mm×150mmのスケルトンバケットで供試体をふるい、バケット不通過分を試験に用いた。



写真-1 クラッシャーと移動式伸縮ベルコンの配置 (実証試験サイト)

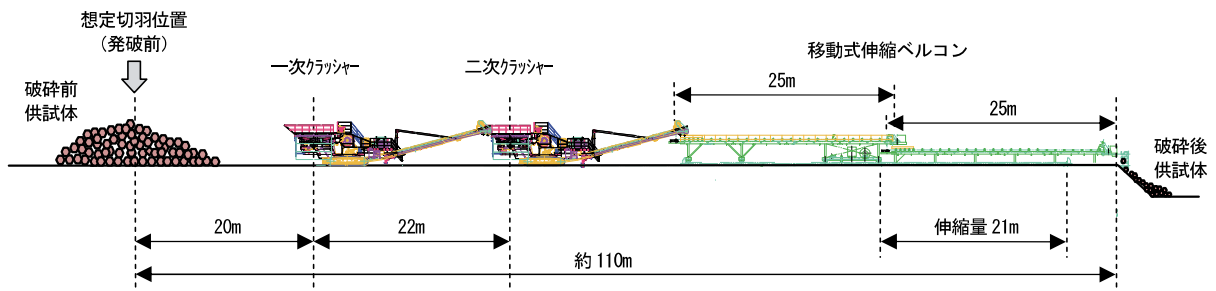


図-4 実証試験における機械配置 (2連試験、ずり運搬時)

供試体は、本システムの実工事への適用時にあわせて一次クラッシャーから 20m 地点に配置し、サイドダンプでクラッシャーまで運搬した。破碎した供試体は伸縮ベルコンにより運搬して終端部のポケットに落下させ、それをダンプトラックに積み込み、トラックスケールで重量を計測することでクラッシャーの破碎性能を評価した。供試体の粒径については、地上に敷設した鉄板上に供試体を広げて高所作業車から写真撮影して確認した。1回の試験におけるホッパーへの供試体投入時間は約10分とし、試験時間中はホッパーに供試体が満たされている状況を維持した。

計測項目、および計測方法を2連試験の場合とあわせて表-2に示す。

4.4 2連試験の方法

2連試験は、伸縮ベルコンの伸縮、クラッシャーの移動等の施工性を含めたずり処理性能の確認を目的として実施した。2台のクラッシャーはいずれも通常の仕様であり、特別な設備は追加していない。

実施工では、一次クラッシャーにおける破碎不要分も二次クラッシャーに投入されることになるため、2連試験では粒径 100~150mm 以下を含む供試体を用いた。スケルトンバケットによるふるいを全く行わないケースと、単独試験と同様の粒径 100~150mm 以下を含まないずりに単独試験の破碎後ずりを混入した2パターンを供試体として用いた。各パターンにおいて、ふるい試験により把握した平均破碎不要分は 29.0%、9.5%である。

試験時の供試体配置、破碎後の重量計測による処理性能の評価方法、供試体の粒径確認方法は単独試験と同じであるが、ずり投入は表-3に示すパターンで実施した。切羽に近い一次クラッシャーへの投入を優先し、ホッパーの状況から一次クラッシャーへの投入が難しい場合のみ二次クラッシャーへの投入可否を判断し、可能な場

表-2 計測項目と計測方法

計測項目	計測方法
岩石強度	1回の試験で用いる供試体について、5個の岩石に対しシュミットハンマー試験を実施
破碎不要分の重量比率	1回の試験で用いる供試体全体の10%をスケルトンバケットでふるい、通過・不通過の重量比をトラックスケールで計測
供試体の粒度分布	地上に広げた供試体を写真撮影し画像処理により最大長さを抽出
処理後の供試体重量	試験終了後に、処理した供試体を10tダンプに積み込み、トラックスケールで計測
クラッシャー電流値	クラッシャー制御盤の電源ケーブルにクランプを設置し、クランプメータで計測

表-3 2連試験における供試体投入パターン

クラッシャーの状況		対応
一次クラッシャー	二次クラッシャー	
投入可能	投入可能	一次クラッシャーに投入
投入可能	投入不可	一次クラッシャーに投入
投入不可	投入可能	二次クラッシャーに投入
投入不可	投入不可	待機

合に二次クラッシャーに直接投入した。一次、二次クラッシャーとも投入不可の場合には投入待ちとなるが、試験では投入待ちとなるような状況は発生しなかった。1回の試験におけるホッパーへの供試体投入時間は単独試験と同様に約10分としたが、ずり処理を1時間継続した場合（新幹線断面で一掘進長 3m 以上のずり運搬時間に相当）も1ケース実施した。

5. 実証試験結果

5.1 単独試験

単独試験における試験ケースおよび結果を表-4に、処理速度と OSS の関係を図-5に示す。単独試験で用いた供試体には破碎不要分は含まれていないことを考慮し、破碎不要分が一般的な 30%の場合の処理速度（以後、換算処理速度）として「破碎速度/0.7」を用いた。OSS は NT300 における最大値 190mm から 20mm ピッチで3ケースとし、各ケースとも2回試験を実施した。

図-5より、OSS を大きくするほど換算処理速度が大きくなるのがわかる。OSS が 190mm の場合の換算処理速度は 486.0~514.3t/h であり、二次クラッシャーへの直接投入を 100t/h と想定すると、OSS を 190mm とすることで目標とするずりの運搬性能 550t/h を十分に達成可能であると判断した。

破碎前後の供試体の粒径データを表-5に、OSS が 170mm の場合の破碎後の粒径分布を図-6に示す。OSS を 170mm とすることで、約 99%のずりが、破碎後の最大粒径 D の目標値 250mm 以下となることがわかる。

表-4 試験ケースおよび結果（単独試験）

OSS (mm)	最大ずり径 (mm)		換算処理速度 (t/h)	試験前供試体の 100×150mmスケルトンバケット通過比率 (%)
	破碎前	破碎後		
150	780	290	360.9	0
150	680	250	423.9	0
170	720	320	461.3	0
170	770	280	413.3	0
190	700	350	486.0	0
190	720	380	514.3	0

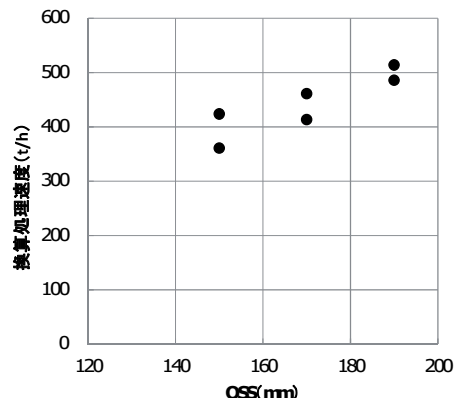


図-5 換算処理速度と OSS の関係（単独試験）

5.2 2連試験

a. クラッシャーの処理性能

2連試験における試験ケースおよび結果を表-6に、破砕後の供試体の粒径分布を図-7に示す。単独試験結果に基づき、処理速度に影響する一次クラッシャーのOSSは190mm、Dに影響を及ぼす二次クラッシャーのOSSは、D=250mmが実現可能な170mmとした。

スケルトンバケットによるふるいを全く行わないケースについては、供試体の平均破砕不要分は29.0%であり、クラッシャーの設計に用いられる一般的な値である30%と同等の値であったことから、実測値をそのまま換算処理速度とした。単独試験の破砕後のずりを混入したケースでは供試体の平均破砕不要分は9.5%であったことから、破砕不要分30%の場合の換算処理速度を「実測処理速度×0.905/0.7」により算定した。

表-5 破砕前後の供試体の粒径（単独試験）

		平均径 (mm)	最大径 (mm)	250mmアンダー比率 (%)
破砕前		228	790	67.4
破砕後	OSS : 190mm	150	380	94.4
	OSS : 170mm	122	320	98.9
	OSS : 150mm	115	290	99.5

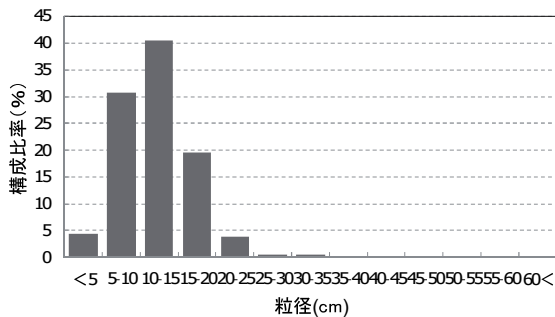


図-6 破砕後の粒径分布（単独試験、OSS170mm）

表-6 試験ケースおよび結果（2連試験）

OSS (mm)		最大ずり径 (mm)		換算処理速度 (t/h)	試験前供試体の100×150mmスケルトンバケット通過比率 (%)
一次クラッシャー	二次クラッシャー	破砕前	破砕後		
190	170	720	280	551.0	25
190	170	790	300	558.9	27
190	170	720	275	559.8	35
190	170	710	285	589.1	8
190	170	690	305	581.0	11

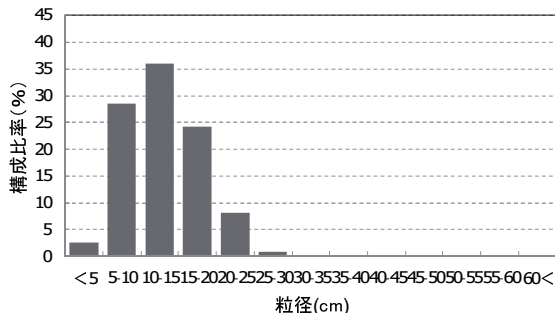


図-7 破砕後の粒径分布（2連試験）

本システムによる換算処理速度は551.0~589.1t/hであり、目標とする550t/h以上の性能を持っていることを確認できた。破砕後の供試体については、単独試験におけるOSS170mmのケースと同様に、粒径250mm以下の比率が99%以上となっている（図-7参照）。

2連試験では、時間あたりの二次クラッシャーへの直接投入回数は12~18回（72~108t）であり、運搬4~8回に1回の投入となった。二次クラッシャーへの直接投入の可否は、二次クラッシャーのホッパーの状況により判断した。直接投入前の一次および二次クラッシャーのホッパーは写真-2のような状況となっている。二次クラッシャーのホッパーには、一次クラッシャーから破砕された供試体が投入され、その堆積高さは20cm程度である。直接投入直後には写真-3のような状況になるが、2~3分程度経過すると投入前の状況に戻り、再度直接投入が可能となる。この時の一次および二次クラッシャーの電流値の推移を図-8に示す。直接投入前には二次クラッシャーの電流値に大きな変化は見られない。OSS190mmで一次破砕された供試体を、OSS170mmで



一次から二次クラッシャーへ投入



写真-2 直接投入前のホッパー内の状況（2連試験）



写真-3 直接投入直後の二次クラッシャーのホッパー内の状況（2連試験）

二次破碎する際には、大きな負荷は発生していないことがわかる。直接投入時に電流は増加するが、その値は一次クラッシャーと同程度にとどまっており、2分程度経過すると直接投入前の状態に戻っている。

b. 実施工への適用性

ずり運搬時の切羽と一次クラッシャーとの距離を20mとしてクラッシャーを2台用いる本システムでは、目標とした運搬速度、破碎後の最大ずり径を実現できることを前項で述べた。しかしながら、本システムを実工事に適用するためには、発破時に伸縮ベルコンを縮めて退避した状態から、それを伸ばすとともに2台のクラッシャーを移動し、ずり搬出が可能な状態とするまでの作業を効率的に行う必要がある。一般的な積算基準では、ずり出し準備の時間は5分とされていることから¹⁾、5分以内にクラッシャーが退避した状態からずり搬出が可能な状態まで移動することを目標とし、2連試験で実施可能であることを確認した。

本試験では、伸縮ベルコンの移動についてはレール方式を採用した。レールの構造を図-9に示す。レール4本と枕木から一つのレールユニットを構成しており、トンネル進行方向の長さは2mである。切羽の進行にあわせて、中継ベルコンの下方の空間(図-3(a)参照)を

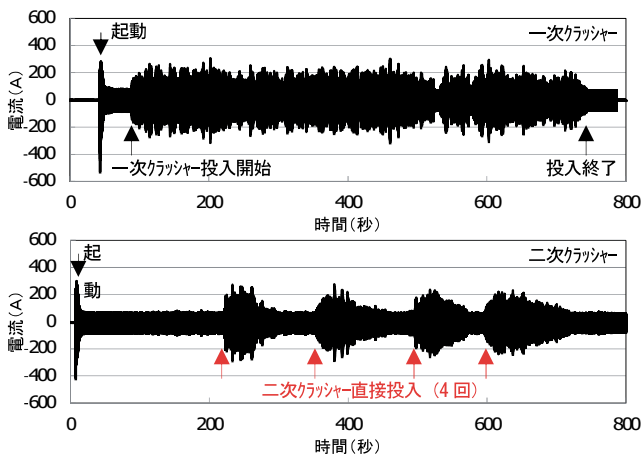


図-8 クラッシャーの電流値の推移(2連試験)

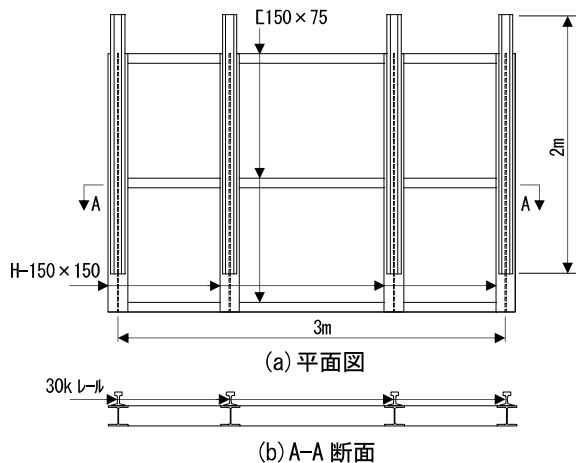


図-9 移動式伸縮ベルコン用のレールの構造

利用してレールユニットを取り外し、切羽側に連結する。この手順を支保工設置時、あるいは装薬孔穿孔時に行うことで施工サイクルへの影響を回避できる。なお、伸縮ベルコンの移動方法については履帯方式等も可能であり、これについては検討の余地があると考えている。

6. まとめ

急速施工実現のポイントとなっているずり運搬に着目し、高速化する方法を提案するとともに、その性能確認を目的として実機を用いた実証試験を実施した。試験により得られた知見、本システムの特長を以下に要約する。

- i. 伸縮ベルコンを用いることで、5分以内で2台のクラッシャーをずり運搬時の所定の位置(切羽から一次クラッシャーまで20m)に移動できる
- ii. 2台のクラッシャーを用いた二段階破碎と並行して、二次クラッシャーに直接ずりを投入する「部分的並列使用」が可能である
- iii. ずり運搬時にクラッシャーと切羽距離を近づけることに加え部分的並列使用を実施することで、「処理速度 550t/h、破碎後の最大ずり径 250mm以下」を実現できる
- iv. 上記処理速度は、現在最も一般的である NT300 級クラッシャー1台を用いる方法に対して60%、国内最大級で特殊機械とされる NT500 を用いた場合に対して14%上回っている
- v. 汎用的なクラッシャーNT300級を2台用いるため機械トラブル時の対処が容易であり、1台のクラッシャーが作動不能になった場合でも切羽停止を回避できる

7. あとがき

本システムは、北海道新幹線の立岩トンネルで採用し、引き続き性能を検証していくとともに、中央新幹線等で今後建設が予定されている長大トンネルにおけるずり運搬システムとして提案していく予定である。

【参考文献】

- 1) NATM 積算研究会、「NATM の施工と積算」、p.293、2006.9
- 2) 土木学会、「トンネル標準示方書 山岳工法・同解説」、pp.152-156、2006.7
- 3) 大泉砕石株式会社、「大泉砕石(株) 飯渕工場 砕石原山岩質調査 報告書」、2012.7
- 4) 三木幸蔵、「絵とカラー写真で理解する 岩盤力学入門」、p.197、1986.11
- 5) 社団法人日本建設機械化協会、「骨材の採取と生産」、p.220、1975

高耐久性ビット（スタミナビット）の開発

Development of High Durability Cutter Bits for Tunnel Boring Machines

川嶋英二* 犬飼 貴** 木下茂樹** 星 智久***

要 旨

近年シールド工事の大口径、長距離化が進んでいる中で、掘削性能を左右する超硬ビットの性能を向上させることが、シールド工事における課題として挙げられる。これまでカッタービットの材質や交換方法等の研究を進めてきたが、耐久性に優れた刃先の形状、すなわち切削した土砂の流れをスムーズにし、切削性、耐摩耗性を向上させる研究はほとんど実施されてこなかった。本研究では、3Dプリンタを用いて作成したビットを使用した模型実験及び3Dスキャナによる摩耗計測手法の開発を行うとともに、高耐久性ビットとして新たな形状を有する「スタミナビット」の開発に取り組んだ。模型実験では、カッタービットの切削の観察手法として良好な結果を得た。また、摩耗計測に関しては、3Dスキャナによってビット形状の詳細な把握ができる手法を確立した。

キーワード：カッタービット、長距離シールド、3Dスキャナ、3Dプリンタ

1. まえがき

近年、シールド工事は下水道や地下鉄のみならず、道路トンネルや農業水路への適用も増加傾向にあり、施工の大断面や長距離化が進み、様々な地質からなる地盤を効率的に掘削する技術が求められている^{1), 2)}。その中で、掘削性能を左右する超硬ビットの性能を向上させることも、課題の1つとして挙げられる。特に礫質地盤においては、ビットの損耗が顕著となることが分かっており、その対策が必要となる。

本研究では、高耐久性ビットを開発する目的で、ビットの透明模型を用いた模擬地盤での切削実験および試作モデルの実現場への適用を行った。

以下に、開発の経緯、切削実験での検証結果、実施工における計測等について報告する。

2. 高耐久性ビットの開発

2.1 開発の背景

一般的に、礫質地盤のシールド掘削においては、先行ビットであるシェルビットが大きな役割を果たすことが知られている。シェルビットで地盤を先行切削し、ティースビットで切削・取り込みをすることが求められるが、礫質地盤における長距離掘進では、先行ビットの耐摩耗性の向上が課題である。

シールド分野において、カッタービットの開発は、①材質の研究、②形状の研究、③長寿命化等の切削機構

(メカニズム、システム)の研究、④ビット交換等の施工方法の研究、に区分される。その中で、長距離シールドへの対応としては、主にビット交換手法の開発に取り組まれており、例えばリレービット工法など地盤改良を施工せず機内でビット交換を行う方法が実用化されている。これらの技術は、主に大口径シールドが対象となり、中小口径シールドにおいては現在のところ有効な手段がなく、また機内スペースも狭隘であることから開発は困難であるため、ビットそのものの長寿命化・高耐久化が求められる。

2.2 使用材料の選定

A. 超硬チップ

通常シールド機のカッタービットのチップ材としては、JIS規格(JIS M 3916)の鉱山工具超硬焼結合金が一般的に使用され、耐衝撃性に優れるE5種が用いられる(表-1)。また砂地盤等の長距離掘進では、耐摩耗性に優れるE3種が用いられることもある³⁾。母材(シャンク)部分はS50C(機械構造用炭素鋼)が用いられるケースが多い。

シェルビットは耐衝撃性を有するE5種をチップに用いて、さらに比較的軟らかいシャンク部で挟み込むことで、衝撃を吸収し、礫地盤において切削性を向上させていると考えられている。

表-1 カッタービット刃先材料の分類

JIS分類 番号	特性値		化学成分(参考)		
	硬度(HRA)	抗折力 kgf/mm ² (N/mm ²)	W (%)	Co (%)	C (%)
E 1	90 以上	120(1177)以上	87~90	4~8	5~6
E 2	89 以上	140(1373)以上	85~89	5~10	5~6
E 3	88 以上	160(1569)以上	83~87	7~12	5~6
E 4	87 以上	170(1667)以上	82~86	8~13	5~6
E 5	86 以上	200(1961)以上	78~85	9~17	5~6

(注) W：タングステン、Co：コバルト、C：カーボン

*東北支店土木第2部 **東日本支社土木技術部 ***東日本支社土木第1部

b. 材質の選定

超鋼チップのメーカーでは、化学成分の調整により、JIS 規格に準じつつ独自の材質性能を保証しているものもある。その中で、筆者らは SG30 という材質に着目し、メーカーと協力して今回の開発におけるシェルビットに採用している。材質の性能を表-2 に示す。SG30 種は、通常使用する E5 種の 2 ランク上の硬度 (E3 種と同等) と 1.5 倍の抗折力を持つ材質で、これまで当社のシールド工事において 2 件の実績を有している。

耐摩耗性が以前のビットより高いことに加えて折損しにくいいため、材質面からは耐久性のあるビットの製作が可能である。なお SG30 は、超合金チップメーカー、株式会社スターロイ社の製品である。

表-2 各種チップ材の材質性能比較表

合金種別	JIS E5 種	JIS E3 種	SG30 種
硬度 (HRA)	86.0 以上	88.0 以上	88 (E3 種と同等)
抗折力 (N/mm ²)	1961 以上	1569 以上	2940 (E5 種の 1.5 倍)
特徴	通常のビットに用いられる合金	E5 種より硬度があるので硬質地盤に適用されるがチップが欠け易くコストも高い	E3 種の硬度を持ちながら折れにくく、コストも E3 種と同等

2.3 ビット形状の決定

a. シェルビットにおける課題点

シェルビットは礫層において先行して地山を切り崩す役割を果たすため、より切削性に富む形状としている。超合金素材を使用したチップ材を、比較的軟らかい母材 (シャンク部) で挟み込むことで、衝撃を吸収し礫地盤において抗折性能を向上させている。

先行ビットの形状の中でも、シェルビットは大豊建設が初めて採用したビットで、長年の実績からチップが欠けにくく、また摩耗しにくい形状を選択している。すなわち、チップとシャンクの幅方向の断面比率がほぼ 1:1、また端面は切削した土砂をチャンバー内にスムーズに取り込めるような、いわゆる流線型に近い形状を持つ。

一方で礫地盤と砂地盤が互層となっているような地盤や、砂地盤の掘削延長が長い場合などは、砂質分の研磨作用によりシャンク部が先行して摩耗し、歯槽膿漏のようにチップが欠け落ちる事例もある。シェルビットの摩耗状況 (写真-1) を見ても、シャンク部が先行して摩耗しており、シャンク部の摩耗対策が複合地盤においては課題となる。

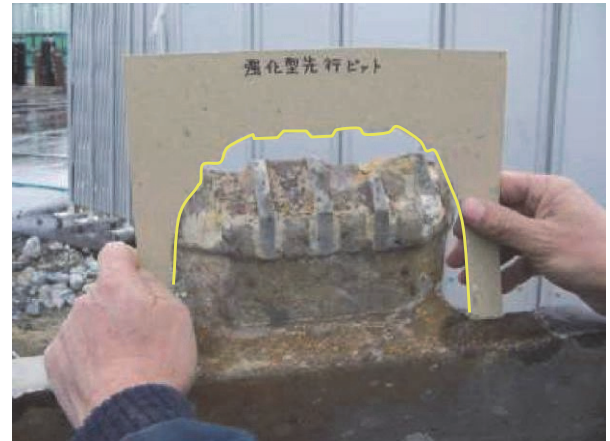


写真-1 シェルビットの摩耗状況

b. 摩耗対策

シャンク部分の摩耗を低減するために以下の方針でビット形状を決定し (図-1、2)、高耐久性の新たなカッタービットとして「スタミナビット」と命名した。

- i. 薄いチップ材を製作することで、チップの配置間隔を狭くして、より多くのチップを埋め込む
- ii. シャンク部分に円柱状のチップをさらに埋め込む

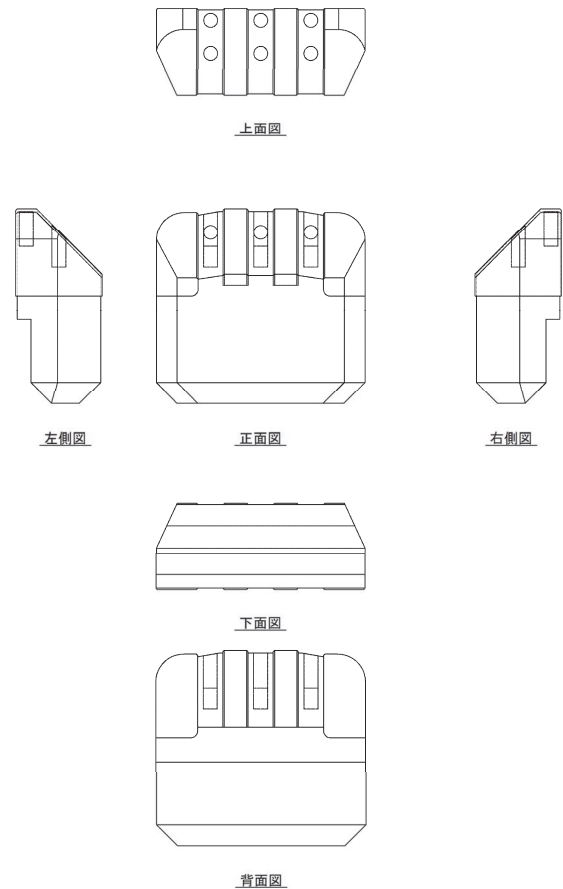


図-1 スタミナビットの形状

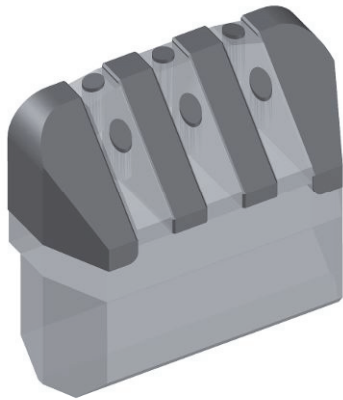


図-2 スタミナビットの形状 (3D)

素材は透明樹脂を使用し、2/3 サイズの模型を製作した。製作時間は模型の高さに比例し、3DCAD の製図に 2 時間、出力に 11 時間要した。製作した模型を写真-2 に示す。

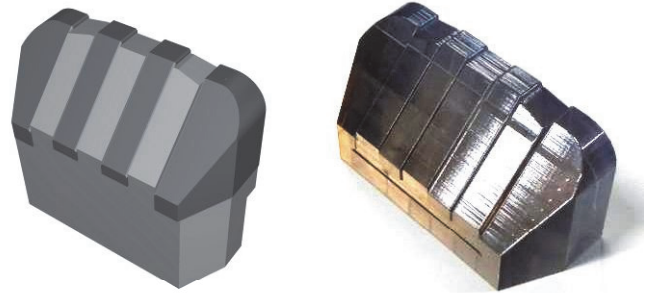


図-3 シェルビット形状 写真-2 製作した模型

3. 3Dプリンタによる模型実験

3.1 模型実験の背景

カッタービットの研究はこれまで、材質の研究、チップの配置や長寿命化等の切削機構の研究やビット交換等の機械的機構の研究などが主体で、ビットの形状については、各メーカーのノウハウや経験、実績に頼っており、具体的な研究があまりなされていない。その理由として、ビットの刃先と地山の接触面を直接確認する方法がなく、定量的に評価することが困難であったことが挙げられる。

今回開発を行った「スタミナビット」は、従来のシェルビットの形状を踏襲しつつ、円柱チップをシャンク部分に埋め込むという新しい形状としている。この円形チップの効果を確認する目的において、そもそもビットが地盤を切削する際の形状の効果について検証を行う必要があると考えた。

そこで、正確に形状を複製することが可能な 3D プリンタを用いて、「スタミナビット」の透明模型を製作し、模擬地盤で切削実験を行い、形状の効果について確認を行った。実験を行った結果、透明模型を用いることで、刃先と地盤の接触状況を観察することができ、また模擬地盤の切削状況を観察することで、切削性能を評価できることを確認した。

3.2 カッタービット透明模型の製作

本研究において 3D プリンタで製作するカッタービットの模型は、切削した土砂の影響を受けやすいシェルビットとした。使用した 3D プリンタの仕様を表-3 に、シェルビットの形状を図-3 に示す。

表-3 3Dプリンタ仕様

プリンタ	Stratasys 社製Objet30 Pro
形式	ポリジェット方式
造形サイズ	294(W)×192.7(D)×148(H) [mm]
造形解像度	600(X)×600(Y)×600/900(Z) [dpi]
鉛直解像度	8μm(標準)/16μm(高解像度)
精度	0.1mm

3.3 模擬地盤による切削箇所の確認

模擬地盤は、透明模型との接触面の視認性を検証するために、人工砂、球状プラスチックビーズ、砂礫土の 3 ケース用意した。写真-3～5 は模擬地盤に透明模型を設置した時の状況である。材料の彩度の違いから視認しやすさに違いがあるものの、十分な光源下では透明模型を介して地盤との接触面を視認できることを確認した。

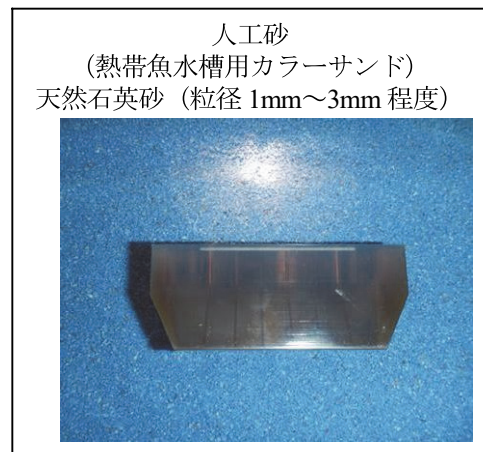


写真-3 透明模型設置状況 (人工砂)



写真-4 透明模型設置状況 (ビーズ)

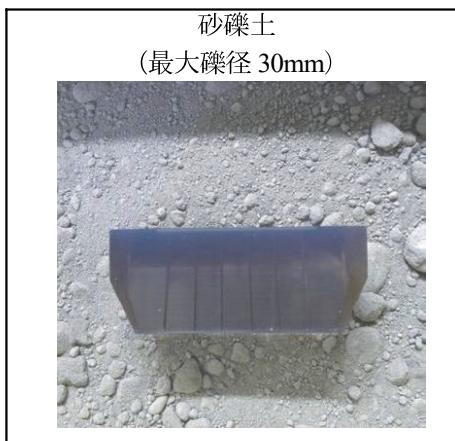


写真-5 透明模型設置状況 (砂礫土)

3.4 模擬地盤による切削状況の確認

切削状況の確認方法として、青色の人工砂上に2cm間隔で色彩の違う人工砂でマーカーク線を設置した模擬地盤を作成し、ビットの透明模型を一方方向に切削しながら移動させた(写真-6)。移動距離は0から8cmまでとし、10cm/分程度の移動速度とした。また、試験中は継続的なマーカの移動を把握するため、試験装置上方からビデオカメラとデジタルカメラで撮影を行った。

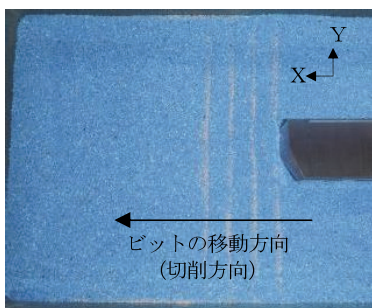


写真-6 透明模型による切削状況

マーカの移動量を示したものを図-4に、平均移動量を示したものを図-5に示す。マーカの移動量は、撮影した映像を画像解析することで定量化している。カッタービット刃先周辺の人工砂は、接触面で押し出されることによるビット進行方向への移動と、押し分けられることによる左右への移動が確認された。また、マーカの移動量から確認すると、切削方向に移動するもの主体となった。左右に移動する人工砂においても、カッタービットのテーパ面(写真下方、透明部分を介して確認できる箇所)より、垂直面(写真上方)の方が移動量が多かった。移動した人工砂は、前面の人工砂に流れを阻害され盛り上がるような運動をする。この盛り上がった人工砂が、実地盤においてカッタービットで切削された残土と考え、人工砂の運動量の大小がカッタービットの切削性能を示すと考えられる。

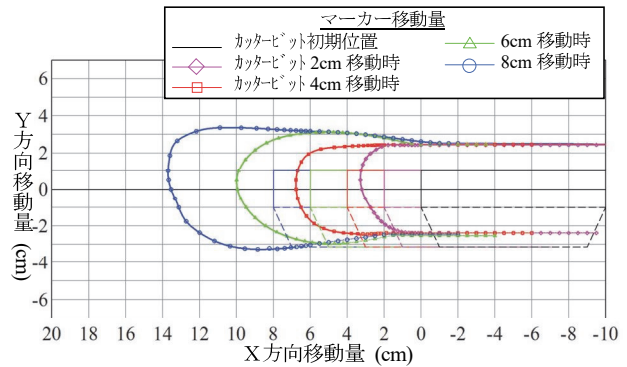


図-4 カッタービット位置別のマーカ移動量

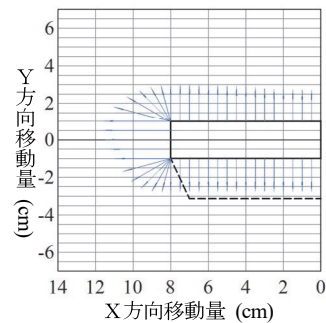


図-5 平均移動量

3.5 模型実験結果のまとめ

模型実験の結果、以下の知見を得た。

- i. 透明模型は、カッタービットの刃先と地山接触面を直接観察することができ、ビットの切削による土砂の移動方向は切削方向に移動するものが主体的となることを確認した
- ii. カッタービットのテーパ面より、垂直面の方が人工砂の移動量が多くなった
- iii. 移動した人工砂は、前面の人工砂に流れを阻害され盛り上がるような運動をすることが確認された。これらは、3Dプリンタで製作した透明模型による観察の成果であり、切削性能の評価につながる結果である。

4. 3Dスキャナによる摩耗計測手法の開発

4.1 開発の背景

シールド工事におけるカッタービットの長寿命化の開発では、実施工におけるカッタービットの摩耗量の計測が不可欠である。また、計測された摩耗量は、カッタービットの研究において基礎的資料となるため、高耐久性カッタービットの開発においても重要な役割を果たすと考えている。

一般的には、シールドの掘進完了後にカッタービットの摩耗量を測定して、計画時に推定した計画摩耗量と比較および考察をし、使用したカッタービットの性能を評価しており、通常は解体したカッタービットを取り外し、

施工前の形状に切り抜いた型紙にあてがいスケールで摩耗量を測定している（写真－7～8）。この方法では、摩耗量をカッターヘッドの先端で2次元的に把握することしかできないため、カッタービット側部の摩耗、チップの欠け、チップ周辺の摩耗状況を定量的に評価できない。



写真－7 ビット摩耗量測定



写真－8 側部の摩耗・チップの欠け

そこで今回、カッタービットの摩耗量を3次元的に把握するために、3D スキャナを用いて計測する方法を、実際のシールド機で試験した。以降にその方法を示す。

4.2 3Dスキャナによるカッタービット計測試験

4.1 で述べた課題を解決するために、3D スキャナを用いてカッタービットを計測する方法が有効であると考えた。3D スキャナは、対象物にレーザー等を照射し、点群データとして対象物の形状の三次元座標を取得するものである。今回、3D スキャナを用いて実際にカッタービット計測試験を行い、以下の事項を確認した。

- i. 3D スキャナでカッタービットの3次元データを取得できるか
- ii. 測定精度はどの程度得られるか

試験に使用した3D スキャナ（写真－9）には非接触ハンディタイプのもを使用した。対象物を15回/秒ごとに測定することで、対象物にマーカ等を設置することなく連続的に形状をスキャンすることができる。3D スキャナの仕様を表－4に示す。

計測試験は写真－10に示すように、シールド機製作工場で行った。計測した結果を画像で確認しながら測定し、さらに画像の合成等の操作を行った。作業時間は、1つのカッタービットで約30分から45分であった。

表－4 3Dスキャナ仕様

3Dスキャナ	OPTECH 社製 Artec EVA	データの取得時間	最大2,000,000 点/秒
3D解像度	最大0.5mm	出力フォーマット	OBJ、STL 等
3D距離精度	最大100cm以上	電源	12V
光源	フラッシュバルブ (非レーザー)	質量	0.85kg
測定距離	0.4～1m	寸法	261.5×158.2× 63.7mm



写真－9 3Dスキャナ

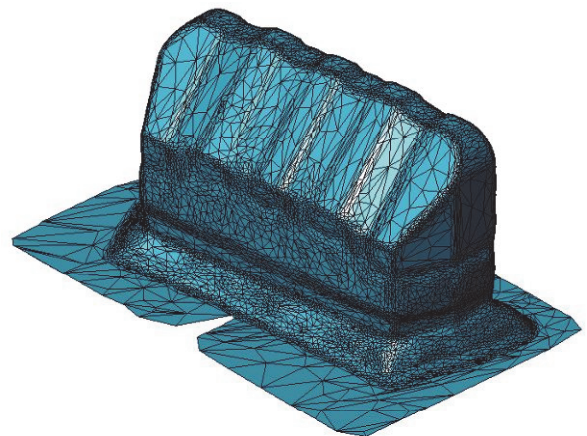


写真－10 計測試験状況

4.3 計測結果

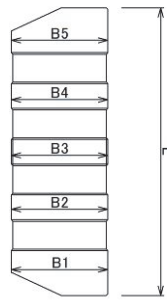
計測した画像の例を図－6に示す。点群データとして取得したデータを、CAD 上で確認できるよう3D メッシュ要素に変換している。

表－5は、カッタービットの幅方向を3D スキャナとノギスで計測した結果の差分を示したものである。全6点の計測データの差異の最大値は0.74mmで、標準偏差は0.27mmであった。両者の結果はほとんど一致しており、3D スキャナで計測することが実用上問題ないことが確認できた。



図－6 計測結果 (3D図面)

測点名	実測	3D	差
L	200.75	200.96	0.21
B1	62.50	63.01	0.51
B2	62.20	62.87	0.67
B3	62.30	63.04	0.74
B4	62.20	62.26	0.06
B5	62.10	62.20	0.10



表一五 計測結果（ノギス計測と3Dの比較）

5. 得られた知見

高耐久性ビットの開発に向けた本研究の取り組みにおいて、以下の知見を得た。

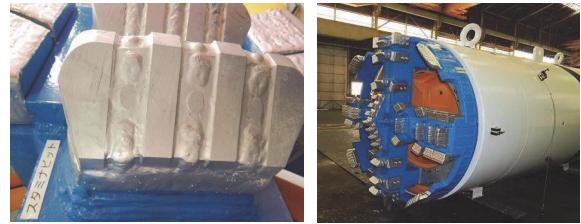
- i. 3D プリンタを用いることで、短時間で切削ビットの試作品（模型）の製作が可能である
- ii. 模型による切削性能実験では、カッタービットの刃先と地山接触面を直接観察することができ、ビットの切削による土砂の移動方向は切削方向に移動するものが主体的となることを確認した
- iii. カッタービットのテーパ面より、垂直面の方が掘削対象地盤（実験では人工砂）の移動量が多くなり、移動した人工砂は、前面の人工砂に流れを阻害され盛り上がるような運動をすることが確認された
- iv. 3D プリンタで製作した透明模型による観察により、切削性能の評価ができる
- v. 3D スキャナを用いることで、今まで出来なかった実際のシールド機に取り付けた切削ビットの3次元的な摩耗計測ができるようになった

6. あとがき

3D プリンタと 3D スキャナを用いることで、今まで出来なかったビットの試作品の製作と3次元的な摩耗計測ができるようになった。現在、①犬山系シールド（写真一11）、②仙台シールド、③京都新川シールド、④豊橋シールド（写真一12）の4現場で実稼働中のシールドマシンに高耐久性カッタービット「スタミナビット」を装着し、実際のシールド機の先端で地盤の切削実験を行っている。



写真一11 スタミナビットの装着状況（犬山系）



写真一12 スタミナビットの装着状況（豊橋）

各現場ではシールド機の到達やビット交換が予定されていることから、使用した高耐久性ビットを取り出し、効果の検証を行う予定である。その上で、対象となった地盤を含めた切削条件と摩耗状況を整理して分析し、「スタミナビット」の性能評価を行う計画である。

【参考文献】

- 1) 外木場康将、中村誠喜、宇留間高広、榊原光義、「シールド切羽可視化システムの構築と実現場への適用（その1）」、第69回土木学会年次学術講演会、pp.1275-1276、2014.9
- 2) 松田敦夫、木下茂樹、外木場康将、榊原光義、「シールド切羽可視化システムの構築と実現場への適用（その2）」、第69回土木学会年次学術講演会、pp.1277-1278、2014.9
- 3) 田中一雄、大道武治、深海仁司、山本 享、坪内範和、脇田雅之、小倉嵩敬、「超長距離・高速掘進シールドにおけるビット摩耗特性について」、第56回土木学会年次学術講演会、p.140、2001.9

長距離流動と狭隘部充填を可能にした中詰材の開発

ーガスパイプライン敷設工事におけるガス管周辺の

隙間部充填に適した中詰材の基本性能ー

Infilling Air Mortar Enabling Long Distance Grouting and Narrow Space Filling

- Basic Performance of Infilling Mortar Suitable for Filling Annular Space around Steel Pipe in Gas Pipeline Construction -

廣中哲也* 星 智久** 三澤孝史*

要 旨

トンネル内にガスパイプラインを敷設する工事において、内径 1100mm の推進管内に外径 900mm のガス管を設置する場合に、延長 500m を一度に充填することを目標に材料開発を進め、その性能確認のため、配合試験および充填・流動実験を実施した。その結果、開発した中詰材は、上記条件下で想定される中詰めの作業時間である製造から 7 時間経過後に、材料分離を生じることなく、優れた流動性を維持し、硬化後には高い透気性を有することが確認できた。

キーワード：ガスパイプライン、中詰材、エアモルタル、高流動性、非分離性

1. まえがき

ガスパイプライン敷設工事では、推進工法やシールド工法で構築されたトンネル空間の充填とガス管の防食を目的として、トンネルとガス管の間の空間をエアモルタルで充填することが行われている。この中詰材には、万が一、ガスが漏洩した場合に検知できるように、高い透気性が要求されており、エアモルタルの空気量を増やす対策がとられてきた。しかし、空気量を増やすと、材料分離が生じやすく、また、圧送・充填のために必要な流動性を長時間維持できないため、圧送距離および 1 回に充填できる区間の長さが限られていた。

今回、推進工法やシールド工法により構築されたトンネル内にガスパイプラインを配管する工事において、ガス管周辺の充填に使用する材料として、長時間の流動性を保持し、優れた充填性・透気性を有する中詰材を日鉄住金パイプライン&エンジニアリング(株)および(株)タックと共同開発した。

本報では、開発した中詰材の概要および各種の性能確認実験結果について報告する。

2. 開発した中詰材の概要

2.1 開発目標の設定

図-1 に開発目標のイメージを示す。河川下等でのガスパイプライン敷設工事を想定して、内径 1100mm の推進管内に外径 900mm のガス管を延長 500m 施工する条件を設定し、推進管端部から中詰材を圧送して推進管とガス管との隙間部に充填することを目標とした。

そのため、開発する中詰材は、一般の要求性能に加えて、上記の施工条件と通常の圧送設備の仕様によって定まる製造から充填完了までの 6~7 時間の間、優れた流動性を保持する必要がある。

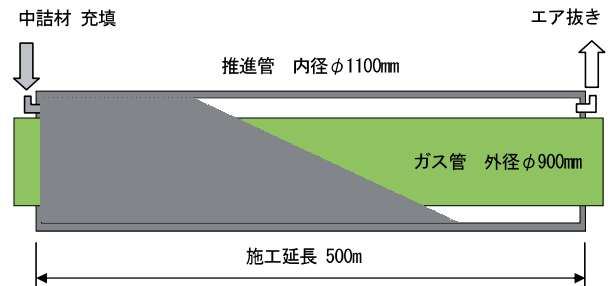


図-1 開発目標のイメージ

2.2 中詰材の要求性能

ガスパイプライン敷設工事に適用できる中詰材の性能としては、高流動性、非分離性が求められ、さらに、前

*技術研究所 **東日本支社機械部

述の施工時間に応じた流動性の保持機能も要求される。また、ガス管特有の中詰材の性能として高い透気性も必要とされることから、これら全ての性能を満足する中詰材を開発することが本研究の目的である。

ガス事業者の定める品質基準を参考にして、今回の開発目標を満足するための中詰材の性能を表-1に示す。

表-1 ガスパイプライン工事における中詰材の性能

項目		性能
フレッシュ性状	流動性 充填性	フロー150~200mm (シリンダー法) ・流動性が高く、トンネル内の空間を充填できること
	流動性の保持性能	製造からの流動性の保持時間 6~7時間 ・推進管とガス管との隙間部を充填完了するまで流動性を保持すること (空気量 30~50%の中詰材と通常の圧送設備を用いて、内径 1100mm の推進管に外径 900mm のガス管を延長 500m に施工した場合を想定)
	材料分離抵抗性	ブリーディング率 0% ・ブリーディング水の発生による体積変化を生じないこと
	軽量性	密度 0.8g/cm ³ 以下 ・充填時に外径 900mm のガス管が浮き上がらない密度とする
硬化性状	強度特性	圧縮強度 0.2~0.5N/mm ² 程度 (材齢 28 日) ・ガス漏洩時に人力掘削できる程度の低強度
	発熱特性	硬化温度 60°C未滿 ・ガス管塗膜の耐熱温度以下
	透気性	透気係数 0.1cm/秒以上 ・漏洩時に、中詰材を透過して感知センサーまで到達すること
	通電性	ガス管の電気防食のために設置する電極の通電性を妨げないこと

2.3 中詰材の配合

開発した中詰材の使用材料および配合例を表-2に示す。一般に、ガスパイプライン敷設工事に求められる高い透気性を得るために中詰材の空気量を増やすと、時間経過に伴い、気泡の消失による材料分離が生じやすくなるので、長時間にわたる施工が困難となり、一度に充填できる流動距離が制限される。

このような課題に対し、所定の透気性を満足する空気量と材料分離抵抗性、流動性とのバランスを取り、従来よりも長時間の流動性を保持できる材料を開発した。

開発した中詰材は、エアモルタル系の材料で、新しく開発したベースモルタルに起泡剤を添加したものである。ベースモルタルは、セメント、ベントナイト、水を基本構成とし、これに微量のセルロースファイバーと流動化剤を添加したものである。

また、中詰材の流動性を高めるために、通常の2倍程度添加した流動化剤と膨潤性を有するベントナイトを併

用することで、長時間の材料分離抵抗性と流動性を保持している。さらに、透気性を向上するために、安定した独立気泡の生成に効果のあるノニオン系セルロースファイバーとノニオン系界面活性剤(起泡剤)を使用した。

表-2 中詰材の使用材料および配合例 (1m³当たり)

ベースモルタル (モルタル量 588L/m ³)					気泡 (気泡量 412L/m ³)		
単位量 (kg/m ³)					単位量 (kg/m ³)		空気量 (L)
水 W1	セメント C	ベントナイト B	混和剤 1	混和剤 2	水 W2	混和剤 3	
512	200	24	4.5	0.01	19.8	0.8	391
【使用材料】							
水 W1 : ベースモルタルの練混ぜ水							
水 W2 : 起泡剤の希釈に使用する水							
セメント C : 高炉セメント B 種、密度 3.04g/cm ³							
ベントナイト B : 特殊ベントナイト、密度 2.60g/cm ³							
混和剤 1 : 流動化剤、リグニンスルホン酸塩系粉末							
混和剤 2 : 助剤、ノニオン系セルロースファイバー							
混和剤 3 : 起泡剤、ノニオン系界面活性剤							

3. 中詰材の基本物性

3.1 試験項目および管理目標値

表-3に中詰材の試験項目と管理目標値を示す。

表-3 中詰材の試験項目および管理目標値

試験項目	試験方法	管理目標値
フロー	JHS A 313 シリンダー法 ・直径 8cm × 高さ 8cm の円筒コーンに試料を投入し、コーンを引き上げた時に広がる直径を測定する	150mm 以上
湿潤密度	重量法 ・所定容器の重量を計測して、フレッシュ時の密度を算出する	0.8g/cm ³ 以下
ブリーディング率	メスシリンダー法 ・メスシリンダーに中詰材を入れ、経過時間と水量を測定する	0%
圧縮強度	JIS A 1108 コンクリートの圧縮試験方法 ・試験体 φ50 × 100mm の円柱試験体を使用、材齢 28 日で実施 (各材齢 3 体)	0.2~0.5N/mm ²
透気係数	専用透気試験機 (図-6、写真-1 参照) により、側面をエポキシ樹脂でコーティングした円柱供試体 φ50 × 100mm の下面から透気する空気量と圧力を測定する	0.1cm/秒以上
硬化温度	簡易断熱温度上昇試験 ・断熱材で囲った型枠内に中詰材を打設し、熱電対により硬化時の温度を測定する (図-4 参照)	60°C 以下

3.2 フレッシュ性状

図-2に開発した中詰材のフローおよび湿潤密度の経時変化を示す。フローは、製造からの経過時間が長くな

るにしたがって小さくなっている。中詰材として、十分な流動性を示すフロー150mm以上を製造から7時間後まで確保しており、推進管とガス管との隙間部を充填完了するまで流動性を保持できた。

湿潤密度は、0.74~0.76g/cm³と製造から7時間後までほぼ一定の値を示しており、ガス管が浮き上がらない目標値0.8g/cm³以下を満足し、気泡の消失や材料分離のない安定した性状を確認できた。なお、製造から24時間後のブリーディング率は0%で材料分離を生じていない。

3.3 圧縮強度

図-3に空気量と圧縮強度の関係を示す。圧縮強度は、空気量の増加に伴って小さくなっており、空気量29.5~47.5%の範囲で人力掘削できる程度の低強度0.2~0.5N/mm²を満足した。

3.4 硬化温度特性

図-4に断熱温度上昇量測定用の断熱型枠、図-5に中詰材の温度測定結果を示す。混練直後の中詰材を発泡スチロール製の断熱型枠内に充填し、10日後(240時間)まで温度測定を実施した。最高温度(中央部)は、29.6℃と、目標値であるガス管塗膜の耐熱温度60℃未満を十分満足する硬化温度であった。

3.5 透気性

図-6に透気試験の概要、写真-1に透気試験状況を示す。本試験は、ダルシー則が成立するとして、下式により透気係数を算出する方法である¹⁾。

$$k = L \cdot Q / (h \cdot A \cdot t)$$

ここで、

k: 透気係数 (cm/秒)、L: 供試体高さ (cm)

Q: 流量 (cm³/秒)、h: 圧力 (高さ換算 cm)

A: 供試体断面積 (cm²)、t: 計測時間 (秒)

材齢28日まで気中養生した直径50mm×高さ100mmの円柱供試体の側面をエポキシ樹脂でコーティングすることで側面の通気を遮断して上下方向のみ透気するようにし、下面より圧力を段階的に変化させた時の透気量を流量センサーで測定した。透気試験は、室内配合試験および充填性確認実験時に実施し、透気係数は0.40~0.48cm/秒の値を示し、目標値の0.1cm/秒以上となった。

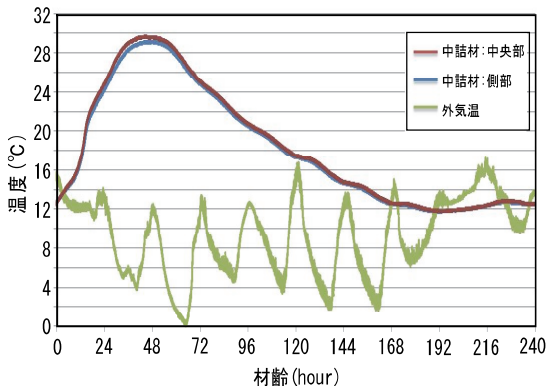


図-5 中詰材の温度の経時変化

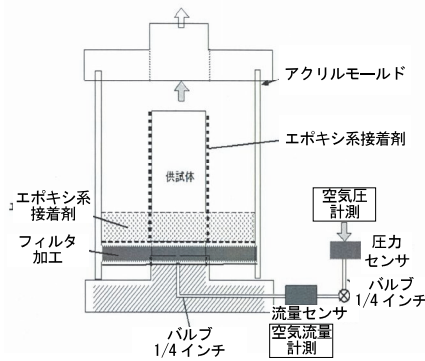


図-6 透気試験の概要



写真-1 透気試験状況

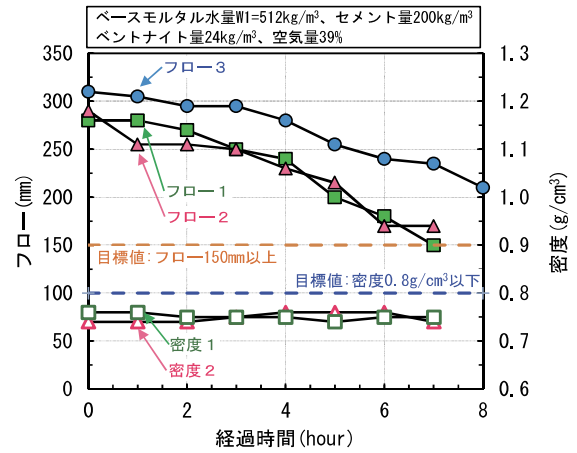


図-2 中詰材のフローおよび湿潤密度の経時変化

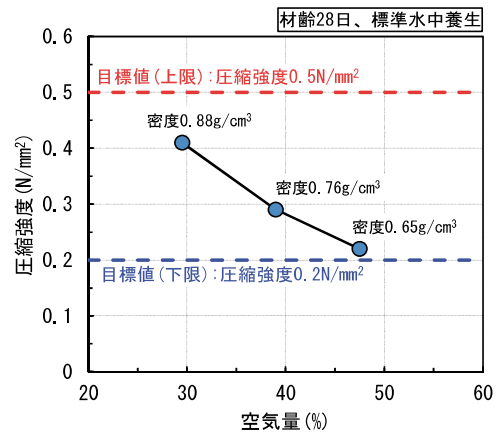


図-3 空気量と圧縮強度の関係

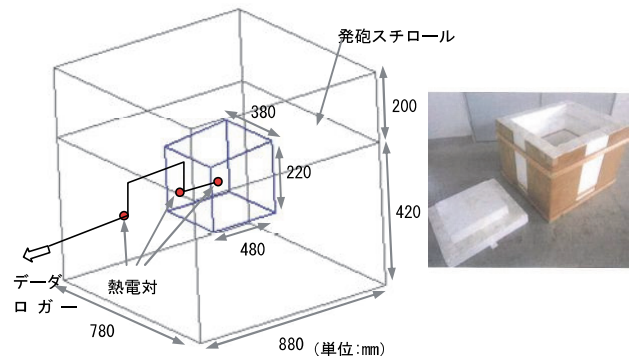


図-4 断熱温度上昇量測定用の断熱型枠

4. 性能確認実験

4.1 実験概要

a. 充填性確認実験

想定した条件での中詰材の充填性を確認するために、実大規模の円筒状鋼製型枠に、製造から所定の時間を経過した中詰材を充填する施工実験を実施した。

図-7に充填実験装置の側面図、図-8に中詰材の充填断面および写真-2に充填実験装置を示す。実験装置は、内径1100mmの鋼管の内側に、ガス管900Aに相当する外径900mmの鋼管を配置した。外側の鋼管は、中詰材の充填後に解体しやすいように3分割できる構造とし、充填状況を観察するためのアクリル製観察窓を設け、内側と外側の鋼管の隙間に中詰材を充填した。内側の鋼管には、実工事においてガス管の送り込み作業時に、ガス管を傷めないために装着するパイピングスムーサを設置しており、外側の鋼管との最小間隔は37.8mmである。

表-4に充填性の実験ケース、図-9に充填実験に用いた製造・圧送プラントの配置を示す。図-1に示したように、中詰材の充填に要する時間が中詰材の充填性に及ぼす影響を把握するために、実験装置への中詰材の充填開始時期をパラメータとした。ケース1は、製造直後の中詰材の充填性、ケース2は、施工延長500mの充填に必要な時間に相当する製造から7時間後の中詰材の充填性の把握を目的とした。なお、製造からの経過時間の7時間は、施工延長500m（空洞部の充填量約140m³）をモルタルポンプ（空気量40%の中詰材使用時の圧送量20m³/hour）1台により、完全に充填するのに必要な時間から算出した。また、製造から7時間後までの中詰材の練置き方法は、直径1.8mの攪拌機能付きタンクを使用し、攪拌速度を流動時間7時間として流動距離500mに対応するように4.75分/回転とした。

充填性実験は、実験装置の充填口から中詰材をモルタルポンプにより圧送、充填し、反対側のエア抜き口から中詰材が排出された時点で充填を終了とした（図-7参照）。

表-5に充填性実験の測定項目を示す。フローと密度は製造直後から7時間後までの経時変化、ブリーディング率は製造直後と7時間後の比較、充填状況は充填中の赤外線カメラの温度分布と硬化後の目視観察とした。

表-4 充填性の実験ケース

No.	中詰材の充填開始時期	練置き方法
ケース1	製造直後 ・製造直後の充填性	—
ケース2	製造から7時間後 ・施工延長500mの充填に相当する時間での充填性	攪拌

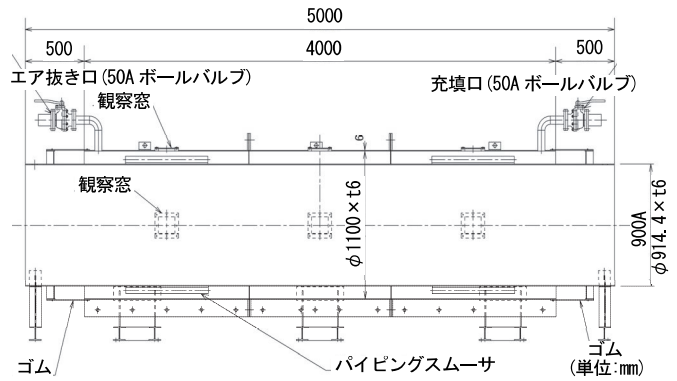


図-7 充填実験装置（側面図）

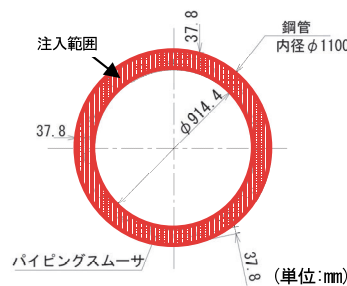


図-8 中詰材の充填断面



写真-2 充填実験装置

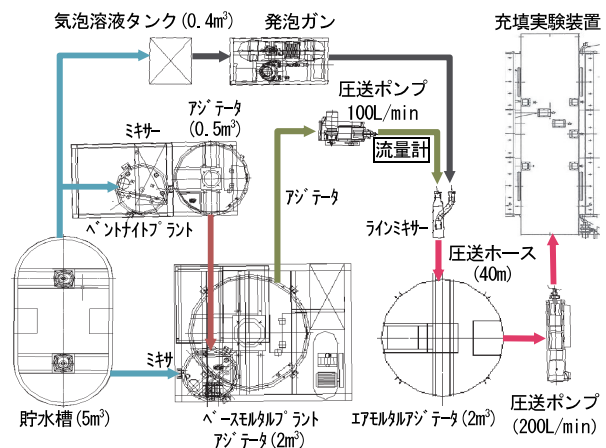


図-9 製造・圧送プラントの配置

表-5 充填性実験の測定項目

試験項目	試験方法と試料採取時期	管理目標値	
フロー	JHS A 313 シリンダー法 ・製造直後から1時間ごとに7時間後までの8回	150mm以上	
湿潤密度	重量法 ・製造直後から1時間ごとに7時間後までの8回	0.8g/cm ³ 以下	
ブリーディング率	メスシリンダー法 ・製造直後と7時間後の2回	0%	
充填性	充填中	赤外線カメラの温度分布	—
	硬化後	脱型後の目視観察	—

b. 流動後の性能確認実験

延長 500m を中詰材が流動することによる物性への影響を確認するために、製造直後の中詰材を用いて流動後の性能確認実験を行った。

写真-3 に簡易流動実験器を示す。実験方法は、幅 300mm、高さ 150mm、長さ 2000mm の塩化ビニル製実験器を傾斜させ、製造直後の中詰材を流動距離に相当するまで繰り返し自然流下させた。なお、流動実験器の傾斜角度は、予備試験結果から中詰材が自然流下できる 34° とした。

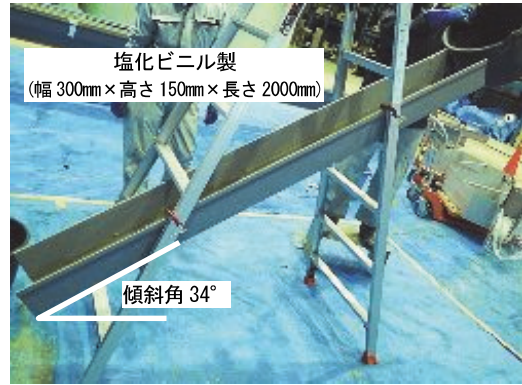


写真-3 簡易流動実験器

表-6 に流動後の試験項目を示す。流動前、流動距離 250m、500m の試料を用いて、中詰材の物性（フロー、密度、ブリーディング率、圧縮強度、透気係数）を測定した。

4.2 実験結果

a. 充填性確認実験

実機による製造から 7 時間後までの中詰材の経時変化について、フローは、十分な流動性を示す目標値 150mm 以上を確保し、湿潤密度は、ガス管が浮き上がらない目標値 0.8g/cm³ 以下を満足した。また、製造から 7 時間経過した中詰材の 24 時間後のブリーディング率は 0% であった。これにより、開発した中詰材は、実施工に必要な充填時間中に所要の性能を確保できた。

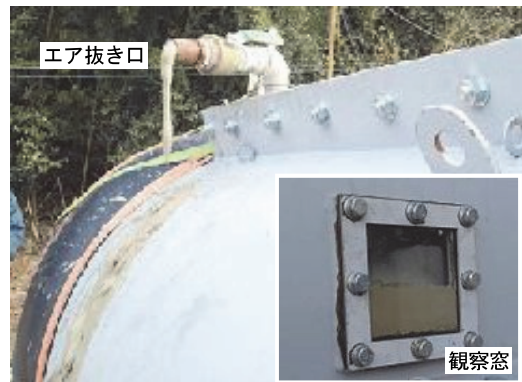


写真-4 充填確認状況（エア抜き口と観察窓）

写真-4 に充填確認状況（エア抜き口からの中詰材の吐出と観察窓）、図-10 に中詰材充填中の赤外線カメラによる温度分布と可視画像を示す。今回の実験では、鋼製型枠の温度に比べて、中詰材の練上がり温度の方が低かったことから、充填中に鋼製型枠の表面温度が低下した境界線までを中詰材の充填範囲と判断した。また、ケース 2 の中詰材の充填側の流動勾配は約 11~16% で推移した。さらに、中詰材が充填口と反対側の端部まで到達すると、流動勾配はゆるやかになり、中詰材の液面が上昇する性状を示した。材齢 28 日後に外側の鋼管を解体し、中詰材の充填状況を確認した。写真-5 に中詰材の硬化後の充填状況を示す。突起があるパイピングスムーサの周辺も含め、中詰材が空隙なく充填されていることを確認した。これにより、製造から 7 時間経過した中詰材を用いた場合に、最小間隔 37.8mm の推進管とガス管との隙間部が充填可能であることを確認した。

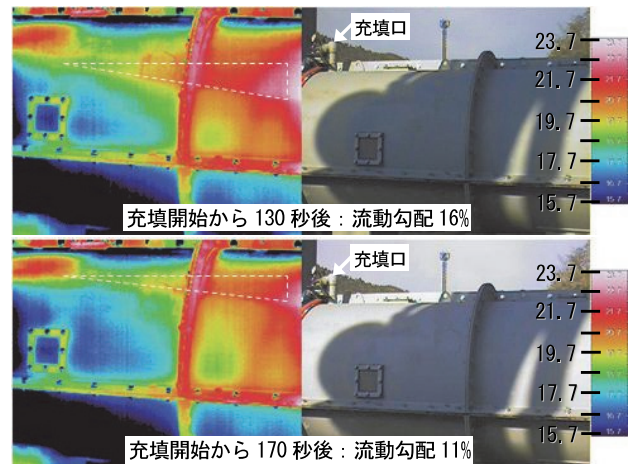


図-10 赤外線カメラによる温度分布と可視画像（ケース 2）

表-6 流動後の試験項目

試験項目	試験方法と測定時期	管理目標値
フロー	JIS A 313 シリンダー法 ・流動距離 0, 250, 500m	150mm 以上
湿潤密度	重量法 ・流動距離 0, 250, 500m	0.8g/cm ³ 以下
ブリーディング率	メスシリンダー法 ・流動距離 0, 250, 500m	0%
圧縮強度	JIS A 1108 圧縮試験方法 ・流動距離 0, 250, 500m	0.2~0.5N/mm ²
透気係数	専用透気試験機（図-6 参照） ・流動距離 0, 500m	0.1cm/秒以上



写真-5 硬化後の充填状況（ケース 2）

表一七 製造直後の中詰材を用いた流動後の性能確認試験結果

項目 (目標値)	バッチ No.	流動距離(m) ()内は製造からの経過時間		
		0	250	500
フロー (150mm 以上)	1	240	195(2時間)	190(4.5時間)
	2	280	215(1.5時間)	200(3時間)
湿潤密度 (0.8g/cm ³ 以下)	1	0.69	0.70	0.68
	2	0.72	0.70	0.69
ブリーディング率 (24時間後 0%)	1	0	0	0
	2	0	0	0
圧縮強度 (0.2~0.5N/mm ²)	1	0.261	-	0.282
	2	0.255	0.279	0.276
透気係数 (0.1cm/秒以上)	1	0.48	-	0.41

b. 流動後の性能確認実験

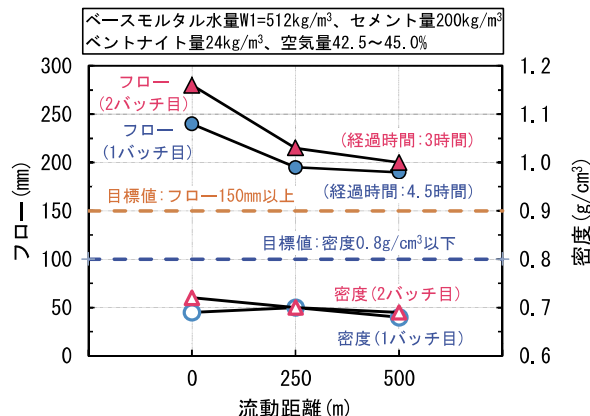
表一七に製造直後の中詰材を用いた流動後の性能確認試験結果、図一十一に製造直後の中詰材による流動距離とフロー、湿潤密度の関係を示す。今回の実験では、中詰材の500mの流動時間は3.0~4.5時間となり、フローは、経過時間および流動距離の増加に伴って小さくなるが、流動距離500m時のフローは190mmと目標値の150mm以上を示した。また、湿潤密度は、流動中の空気の巻き込みにより流動距離の増加に伴ってやや軽くなっており、流動距離500m時の密度は0.69g/cm³と目標値の0.8g/cm³以下を示した。

図一十二に製造直後の中詰材による流動距離と圧縮強度の関係を示す。500m流動後の圧縮強度は、流動前と同等の値を示しており、流動による影響が小さいことがわかる。また、流動後のブリーディング率および透気係数は目標値を満足し、流動後でも高い材料分離抵抗性と透気性を確保できた。

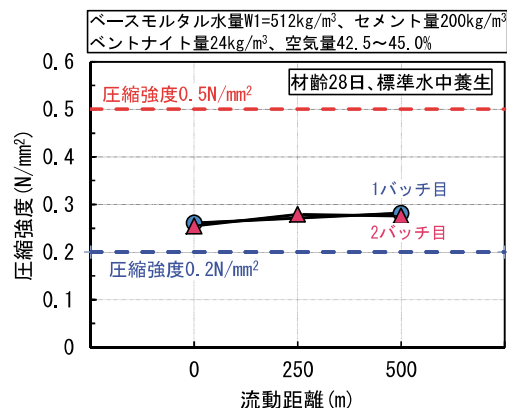
5. まとめ

ガスパイプライン敷設工事における延長500mの推進官とガス管との隙間部を一度に施工できる中詰材の開発を目標に、配合試験、充填性確認実験および流動後の性能確認実験を実施し、以下の結果を得た。

- i. 開発したエアモルタル系中詰材は、通常2倍程度添加した流動化剤と膨潤性を有するベントナイトを併用することで、長時間の材料分離抵抗性と流動性の保持を実現した
- ii. ノニオン系セルロースファイバーとノニオン系界面活性剤(起泡剤)を使用することで、消失のない安定した気泡の生成により、中詰材の所要の透気性が得られた
- iii. 充填作業に必要な製造から7時間経過した中詰材の物性は目標値を満足し、最小間隔37.8mmの隙間部の充填が可能であった



図一十一 製造直後の中詰材による流動距離とフロー、湿潤密度の関係



図一十二 製造直後の中詰材による流動距離と圧縮強度の関係

- iv. 製造直後の中詰材による500m流動後の物性は目標値を満足し、フロー190mm以上の優れた流動性、ブリーディングのない材料分離抵抗性、圧縮強度0.2~0.5N/mm²の目標の強度発現と透気係数0.4cm/秒の高い透気性を示した

6. あとがき

ガスパイプライン敷設工事におけるガス管周辺の充填に使用するために、長時間の流動性を保持し、優れた充填性・透気性を有する中詰材を開発した。今後は、本中詰材をガスパイプライン敷設工事において、工期短縮やコスト低減に寄与する材料として、積極的に提案したい。また、空気量やセメント量を調整することで、流動性のさらなる向上や強度設定の自由度が増すため、透気性を必要としない中詰材としても広く展開したい。

【参考文献】

- 1) 木原晃司、吉田宣弘、山之内宏安、平原 龍、「ガス導管用長距離トンネル内充てん材に対する迅速かつ標準化した透気性確認試験方法及び装置」、地下空間シンポジウム論文・報告集、第15巻、pp.95-102、2010.1

鉄バクテリア汚泥を利用した 自然由来の砒素汚染土壌の不溶化

—産業廃棄物を利用した重金属不溶化材の開発—

Insolubilization of Naturally Arsenic-Contaminated Soil by Use of Iron Bacteria Sludge

- Development of Heavy Metal Insolubilizer Utilizing Industrial Waste -

小河篤史* 倉田和彦**

要 旨

鉄バクテリアを利用した水処理方法である生物接触ろ過法では、水酸化第二鉄を豊富に含有する汚泥が発生する。この汚泥を原材料の一部として重金属不溶化材を開発し、シールドトンネル工事の立坑掘削において発生する自然由来の砒素汚染土壌の不溶化処理に適用した。その結果、土壌からの砒素溶出量を土壌環境基準値未満に低減することができた。

キーワード：自然由来汚染土壌、砒素、不溶化処理、鉄バクテリア

1. まえがき

近年、建設工事において自然由来の汚染土壌に遭遇し、その対策に高コストを要することから事業主の負担が増大するといった問題が顕在化している。平成 22 年に改正土壌汚染対策法が施行される以前は、自然由来の土壌汚染については法の対象外であり専ら人為由来の汚染のみが対象とされていたが、法改正にともなって自然由来の汚染土壌も土壌汚染対策法に基づいて適正に管理することが明確にされた。これを境に、これまで問題が表面化することが少なかった自然由来の汚染土壌の取扱いがクローズアップされてきた。

土壌汚染対策法で自然由来汚染の可能性があるとされているのは、砒素、鉛、水銀、ふっ素、ほう素、カドミウム、セレン、六価クロムといった重金属類に分類される 8 物質である。これらの重金属は、表 1 に示すように、ごく一般的に土壌や岩石に微量含まれており、なかでも鉱山付近の地層や海成粘土中に比較的多く含まれることが知られている。これらが酸化還元や pH の変化により化学形態が変化することで土壌や岩石からの溶出が

促進され、溶出量が土壌環境基準値を超過するものが自然由来の汚染土壌である。我が国では、特に泥質岩および泥質堆積物から砒素、海成堆積物からはふっ素が土壌環境基準値を超えて溶出する事例が多く報告されている^{2)~5)}。さらに、今後着工が予定されているリニア新幹線関連工事においては、大量の自然由来汚染土壌の発生が予想されており、これらを安全かつ経済的に処理する手法を開発することが喫緊の課題とされている。

一方、水中から鉄やマンガン等を除去する水処理技術に、鉄バクテリア（鉄やマンガンを酸化する細菌の総称）を利用した生物接触ろ過法がある。生物接触ろ過法では、処理の過程で水酸化第二鉄を豊富に含有する汚泥（以下、鉄バクテリア汚泥と称す）が発生し、通常は産業廃棄物として処分されている。しかし、水酸化第二鉄は有害な重金属を吸着する性質があることから⁶⁾、本汚泥を重金属不溶化材の原材料として有効利用することができれば、汚染土壌を経済的に処理できるだけでなく、廃棄物の減容化にも繋がるため、処理環境保全の観点から非常に有意義であると考えた。

本研究では、室内実験によって鉄バクテリア汚泥の物

表 1 世界および日本における重金属の存在度¹⁾

【単位：mg/kg】

	カドミウム	クロム	水銀	セレン	鉛	砒素	ふっ素	ほう素
地殻の平均値	0.2	100	0.08	0.05	13	1.8	625	10
大陸地殻の元素量	0.098	185	0.08	0.05	8	1	625	10
日本列島の上部地殻の平均値	—	84	—	—	16.9	6.5-7.1	—	—
日本の河川堆積物の平均値	0.158	65.2	0.054	—	23.1	9.32	—	—

* 土木本部環境技術室 ** 東北支店土木第二部

性値および砒素不溶化性能を確認した。また、鉄バクテリア汚泥を原材料の一部として使用し、重金属不溶化材を開発した。そして、開発した重金属不溶化材を実際のシールドトンネル工事の立坑掘削で発生する自然由来の砒素汚染土壌の不溶化に適用し、良好な結果を得られたので報告する。

2. 鉄バクテリア汚泥の物性値と不溶化性能の確認

不溶化材の原材料となる鉄バクテリア汚泥の物性値と砒素吸着能力を室内実験により確認した。

2.1 使用材料

実験に用いた材料は、奈良県大和郡山市の浄水場から採取した鉄バクテリア汚泥（写真-1）を用いた。レーザ回折／散乱式粒子径分布測定装置 LA-300（HORIBA製）によって鉄バクテリア汚泥の粒径を確認した結果、粒径分布は図-1に示すとおりで、平均粒径は 10.4 μm であった。また、蛍光 X 線分析装置 SEA5120A（日立ハイテクサイエンス製）により鉄バクテリア汚泥表面の元素を同定した結果、図-2に示すとおり鉄とマンガン



写真-1 鉄バクテリア汚泥の外観

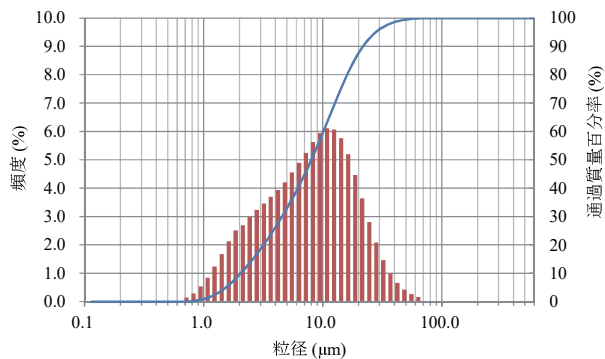


図-1 鉄バクテリア汚泥の粒径分布

2.2 鉄バクテリア汚泥の不溶化性能確認実験の方法

a. 鉄バクテリア汚泥を用いた不溶化試験

鉄バクテリア汚泥の砒素吸着能力を確認するため、国内の現場で採取した実際の自然由来砒素汚染土壌を用いて室内実験を行った。実験方法は、ビーカー内で土壌と鉄バクテリア汚泥を表-2に示す配合で混合・攪拌した後、環境省告示第22号に準拠して土壌からの砒素溶出量を分析した。ここで、不溶化材として添加する鉄バクテリア汚泥は粉末状（Case.1~3）とスラリー状（Case.4~6：それぞれ含水比100%となるように水を添加）のものを用いた。

b. 砒素吸着能のpH依存性確認試験

鉄バクテリア汚泥の砒素吸着能のpH依存性を確認するため、模擬汚染水を用いた吸着実験を行った。まず、蒸留水に砒素試薬を添加して砒素濃度を 3.0 mg/L の砒素汚染水を作成した後、ビーカーに 500mL を採取し pH を 3~12 に調整した。次に 0.5g の鉄バクテリア汚泥を砒素汚染水に投入して 6 時間攪拌した後、0.45μm のメンブランフィルターでろ過し、ろ液中の砒素濃度を分析した。なお、砒素濃度の分析は JIS K102 に準じて行った。さらに、実際に汚染土壌を不溶化する際の砒素溶出量に与える pH の影響を確認するため、(一社) 土壤環境センターが提唱する酸添加溶出試験とアルカリ添加溶出試験を実施し、それぞれ、JIS K0102 の 61 に定める方法に準拠して土壌からの砒素溶出量を確認した。ここで、酸添加溶出試験では溶媒として 0.769mmol/L の硫酸水溶液を、アルカリ添加溶出試験では溶媒として 3.85mmol/L の水酸化カルシウム溶液を使用した。

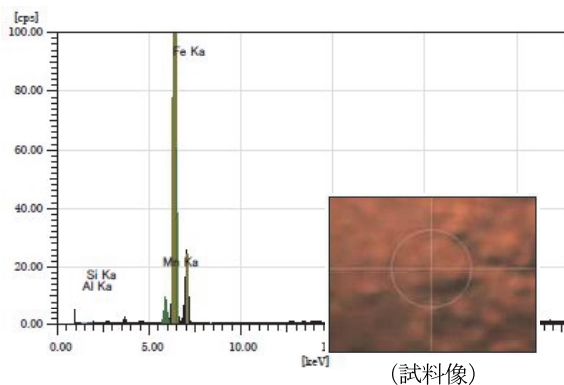


図-2 鉄バクテリア汚泥表面の X 線回折分析結果

表-2 砒素不溶化実験の配合

鉄バクテリア汚泥の有容	実混重量 (g)			備考
	汚染土壌	鉄汚泥	水	
粉体	200.6	9.9	0	添加量 50 kg/m ³ に相当
	200.6	19.8	0	添加量 100 kg/m ³ に相当
	200.6	39.6	0	添加量 200 kg/m ³ に相当
スラリー	200.6	9.9	5.6	添加量 50 kg/m ³ に相当
	200.6	19.8	11.2	添加量 100 kg/m ³ に相当
	200.6	39.6	22.4	添加量 200 kg/m ³ に相当

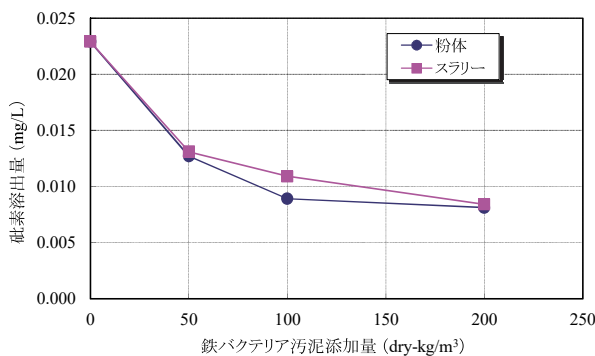


図-3 砒素不溶化実験の結果

2.3 鉄バクテリア汚泥の性能確認試験の結果

a. 砒素不溶化性能試験の結果

図-3に砒素不溶化実験の結果を示す。原土からの砒素溶出量は0.023mg/Lであったが、鉄バクテリア汚泥を添加すると、砒素溶出量が半分以下に低減された。鉄バクテリア汚泥の添加量が100kg/m³以上であれば、砒素溶出量を土壤環境基準値0.01mg/L以下まで低減できることが確認された。また、鉄バクテリア汚泥を粉体およびスラリー状のいずれかで混合した場合も、砒素溶出量に差は見られなかった。

b. 砒素吸着能のpH依存性確認試験の結果

鉄バクテリア汚泥の砒素吸着能のpH依存性試験の結果を図-4に示す。液相の砒素濃度はpHの上昇とともに増加した。pHが9以上になると、鉄バクテリア汚泥を投入・攪拌した後の液相砒素濃度と模擬汚染水の初期濃度はともに3.0mg/Lとほとんど差が見られず、鉄バクテリア汚泥に砒素が吸着されていないことがわかる。これは、鉄バクテリア汚泥の砒素吸着能はアルカリ雰囲気では著しく低下することを示している。

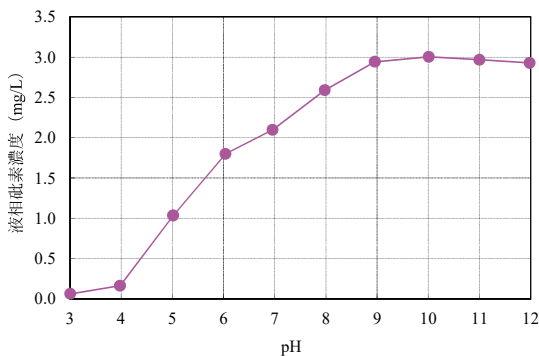


図-4 pH依存性試験の結果

酸添加溶出試験、アルカリ添加溶出試験および通常の溶出試験結果を図-5に示す。全ての試験において、鉄バクテリア汚泥の添加量が増大するにつれて砒素溶出量が低減される結果となった。通常の溶出試験と比較すると、酸添加溶出試験では添加量100dry-kg/m³以上の場合に砒素溶出量が大きく低減された。一方、アルカリ添加溶出試験では、添加量100dry-kg/m³において通常の溶出試験よりも砒素溶出量が增大した。これは、pH依存性

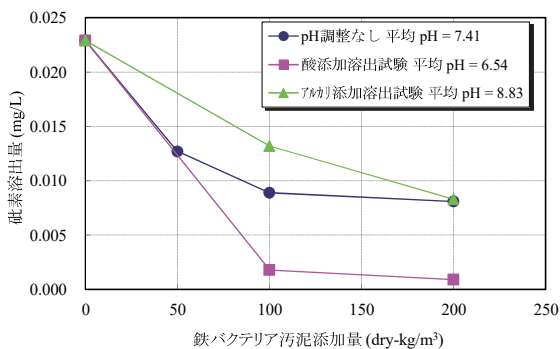


図-5 酸添加溶出試験およびアルカリ添加溶出試験の結果

試験の結果と同様の傾向を示しており、実際の砒素汚染土壌の不溶化においてもpHによって土壤溶出量が増減することが確認できた。

3. 鉄バクテリア汚泥を利用した重金属不溶化材の開発

鉄バクテリア汚泥が砒素不溶化能を有しており、それがpHに依存していることは第2章で述べたとおりである。したがって、鉄バクテリア汚泥を土壤不溶化材として利用し安定した性能を発揮させるためには、鉄バクテリア汚泥単体で利用するだけでなく、種々の添加剤等と混合して不溶化材として製品化する必要があった。そこで、鉄バクテリア汚泥、炭酸カルシウム、硫酸アルミニウム、硫酸第二鉄を混合し、鉄バクテリア汚泥を利用した重金属不溶化材（ウィークスRX(As-1)：以下、ウィークスRXと称す）を開発した（写真-2）。

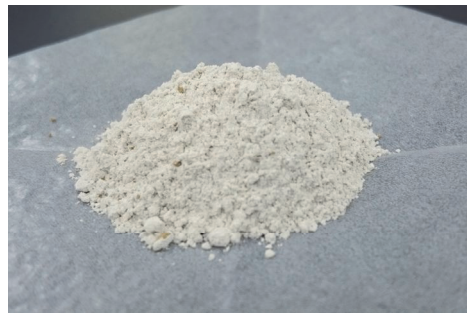


写真-2 ウィークスRX(As-1)の外観

4. 実サイトへの適用

国内のシールド現場において、発進立坑掘削時に自然由来の砒素汚染土壌が発生した。本工事では、砒素汚染土壌はダンプトラックで場外搬出され、場外の処理施設にて不溶化処理をする計画であったため、ウィークスRXを適用し不溶化処理を行った。

4.1 トリータビリティ試験

ウィークスRXを実際の汚染土壌の不溶化処理に適用する前にトリータビリティ試験を実施した。試験に用いた土壌は、現地で発生した砒素汚染土壌であり、砒素溶出量は0.048mg/Lと土壤環境基準値の4.8倍であった。実験方法は、容器に原土を100g採取し、そこに所定の添加率（重量比1、2、3%）でウィークスRXを添加する。その後、20秒間混合したものを環境省告示第22号

表-3 トリータビリティ試験の結果

パターン	ウィークス添加率 (%)	砒素溶出量 (mg/L)	溶出量低減率 (%)
ブランク	0	0.048	—
Case.1	1	0.007	85.4
Case.2	2	0.005	89.6
Case.3	3	0.006	87.5

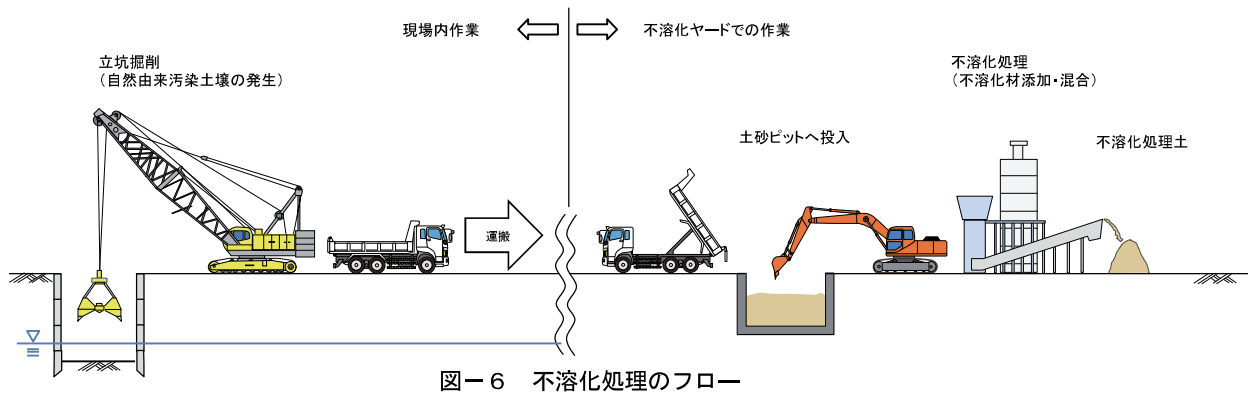


図-6 不溶化処理のフロー

に基づき砒素溶出量を測定した。トリータビリティ試験の結果は表-3に示すとおりで、全ての配合で土壤からの砒素溶出量を土壤環境基準値未満まで低減できた。ウィークスRXの添加率を変化させても、砒素溶出量には大きな違いが見られなかったため、汚染土壤とウィークスRXを十分に接触させることができれば、1%と少ない添加率でも不溶化が可能なが確認できた。

4.2 実適用の結果

ウィークスRXを約1,000 m³の自然由来砒素汚染土壤の不溶化処理に適用した。不溶化処理の配合は、汚染土壤の重量に対しウィークスRXを1%、セメントを5%添加することとした。ここでセメントを添加したのは、不溶化処理後にダンプトラックでの運搬が可能なまで強度を改善するためである。

不溶化処理の流れは図-6に示すとおりで、クラムシェルにて水中掘削した汚染土壤を10tベッセル車にて場外搬出し、場外の不溶化ヤードにおいてウィークスRXとセメントを混合した(写真-3)。不溶化処理土は強度発現のため7日間養生した後、環境省告示第22号に基づく溶出試験を実施して砒素溶出量を確認した。

不溶化処理の結果を表-4および図-7に示す。不溶化処理の施工は12日間に渡って実施し、それぞれ施工日毎を1ロットとして不溶化処理土の砒素溶出量を確認した。その結果、各施工日とも不溶化処理土からの砒素溶出量は土壤環境基準値を下回っており、不溶化処理が確実にできたことを確認した。施工日によって不溶化処理土からの溶出量に差はみられるが、概ね土壤環境基準値の1/2以下を達成できる結果となっている。今回の施工においては、不溶化処理土にセメントを添加していることから、土壤のpHはアルカリ側となっていることが推測される。第2章で示した鉄バクテリア汚泥の物性試験ではアルカリ側で吸着能の低下が確認されていたが、本施工における不溶化処理土の砒素溶出量は土壤環境基準値未満であったため、ウィークスRXは建設工事で利用されることの多いセメント系材料との併用も可能であることがわかった。

表-4 不溶化処理の結果

不溶化実施日	不溶化数量 (t)	養生日数	砒素溶出量 (mg/L)	判定
1日目	129.15	不溶化後7日	0.007	OK
2日目	167.28	不溶化後7日	0.007	OK
3日目	158.99	不溶化後7日	0.002	OK
4日目	182.74	不溶化後7日	0.003	OK
5日目	176.17	不溶化後7日	0.002	OK
6日目	164.06	不溶化後7日	0.004	OK
7日目	151.53	不溶化後7日	0.001	OK
8日目	160.19	不溶化後7日	0.005	OK
9日目	131.67	不溶化後7日	0.005	OK
10日目	131.88	不溶化後7日	0.005	OK
11日目	193.13	不溶化後7日	0.003	OK
12日目	117.05	不溶化後7日	0.005	OK
合計	1863.84	判定基準	0.01 mg/L以下	

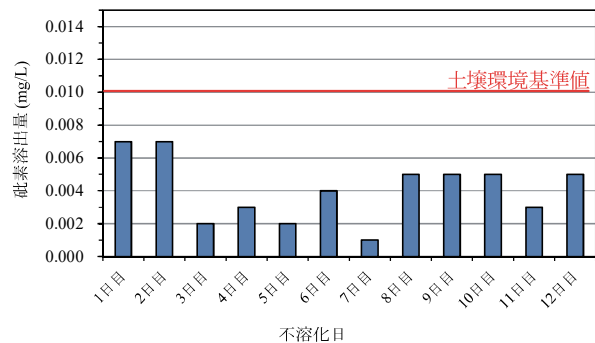


図-7 施工ロット毎の溶出試験結果



写真-3 不溶化処理の状況

5. まとめ

鉄バクテリア汚泥を用いた室内実験の結果から、鉄バクテリア汚泥は砒素を吸着する能力を有しており、溶出量が土壤環境基準値の2倍程度の砒素汚染土壤であれば、土壤1 m³に対し鉄バクテリア汚泥を100 kg程度混合することで、砒素溶出量を土壤環境基準値未満まで低減することができた。また、鉄バクテリア汚泥の吸着量はpHに依存しており、pHが酸性であるほど砒素吸着能力が高く、pHが高くなるにつれて砒素吸着能力が低下することがわかった。

鉄バクテリア汚泥を原材料の一部とした重金属不溶化材ウィークスRXを開発し、実際の自然由来の砒素含有土壤の不溶化に適用した結果、砒素溶出量を土壤環境基準値未満まで低減できた。実施工では、不溶化材だけでなく強度改善を目的としてセメントも添加したため、土中の砒素がセメントの水和反応生成物に取り込まれた可能性もあることから、不溶化処理に対するウィークスRXとセメントのそれぞれの寄与度は明らかとはならなかった。しかし、トリータビリティ試験において、ウィークスRXを1%添加するのみで不溶化が達成できることを確認しており、ウィークスRXが砒素に対して高い不溶化性能を有した材料であることが確認できた。

6. あとがき

近年、当社の施工案件においても自然由来の汚染土壤に遭遇する機会が増加している。山岳トンネルの掘削ずりとはもとより、都市部の大深度掘削で遭遇する海成粘土でも砒素等の有害物質が土壤環境基準値を超過する事例が後を絶たない。自然由来の場合、このような基準超過土壤を掘削等で部分的に除去したとしても、周辺の汚染状況は改善されないことから、不溶化等のリスク低減措置が有効であると考えられる。

ウィークスRXは、産業廃棄物である鉄バクテリア汚泥を原材料の一部としていることから一般に流通している不溶化材と比較すると、コストが安価であるという特徴をもつ。また、廃棄物の有効利用という観点からも環境に優しい材料となっている。今後は本材を広く普及させ、汚染土壤不溶化工事を通して安全で経済的な環境負荷の低減に寄与したい。

謝辞

本研究の遂行にあたっては、ウィークスRX(As-1)の共同開発者である株式会社日本海水の加納裕士氏および鶴沼光岳氏に多大なご協力を賜った。ここに記して謝意を表す。

【参考文献】

- 1) 嘉門雅史、勝見 武、「建設工事で発生する自然由来重金属含有土対応ハンドブック」、大成出版社、p.12、2015
- 2) 北岡 幸、「自然由来の重金属等に係る調査及び対策について」、地球環境、Vol.15、No.1、pp.23-30、2010
- 3) 島田允堯、「自然由来重金属等による地下水・土壤汚染問題の本質：砒素」、応用地質技術年報、No.29、pp.31-59、2009
- 4) 島田允堯、「自然由来重金属等による地下水・土壤汚染問題の本質：フッ素」、応用地質技術年報、No.30、pp.3-29、2010
- 5) 田本修一、岡崎健治、阿南修司、伊藤佳彦、五十嵐敏文、「堆積岩中の重金属類の風化と溶出特性に関する考察」、日本応用地質学会北海道支部、北海道応用地質研究会研究発表会講演予稿集、第29号、pp.1-4、2009
- 6) 和田信一郎、「土壤中における重金属類の動態」、地球環境、Vol.15、No.1、pp.15-21、2010

画像処理による杭施工精度の管理

Navigation System for Pile Construction by Image Processing

森田修二* 塚本耕治**

要旨

先掘り式の基礎杭施工の管理は杭打ち機の位置や鉛直精度の確保によって行われている。本報では、画像データを利用して基礎杭の施工精度の向上を図る手法を提案する。従来の同種の技術は、杭打ち機の画像を提示するのみで鉛直精度の確保に十分に活用されていない。

本システムでは、画像データから杭打ち機の傾きや駆動部位等の上下動をデジタル化する。リアルタイムに杭打ち機の傾斜計測と削孔深度の計測を行い、地中の孔曲がりを推定して修正ガイドラインを提示する技術である。オペレータの手元で画像表示するとともにインターネットを介して現場事務所などの拠点でも確認できる。今回は、アースオーガとアースドリルによる基礎杭施工で実証試験を行い実施工に有効な精度を確認したので報告する。

キーワード：杭の孔曲がり、画像処理、リアルタイム、傾斜計測、深度計測

1. まえがき

基礎杭の施工において、先掘り式の杭施工の管理は杭打ち機の位置や鉛直精度の確保によって行われている。施工完了後は、杭頭の出来形検査や孔壁測定器によって孔曲がりを測定することも行われる。また、既往の技術には、施工中にオーガ等の掘削機を撮影した CCD カメラなどの画像をオペレータに提示して、鉛直精度を維持する技術もあるが、十分に施工精度の管理に活用することは難しい。施工中では、杭打ち機のオーガやロッド軸は前後左右にぶれながら下降するため、画面内にガイドライン（鉛直度を示す直線）を表示するだけでは、オペレータが参考にするのは非常に難しい。

本研究では、リアルタイムに画像データの処理を行うことで、施工管理に活用する方法を提案する。杭打ち機の傾斜角や駆動部等の上下動の画像処理を行い、傾斜角の数値表示や地中の孔曲がりを推定して修正すべき傾斜角を提示する技術である。これは、傾斜計測と深度計測を連続的に行って地中の孔曲がりを推定することで可能となる技術である。ただし、地中に障害物などがなく大きな孔曲がないことが適用範囲である。

また、削孔中にもデジタル値で杭打ち機の傾斜角を表示するので、オーガやロッド軸のぶれに影響されず安定した誘導が行える。なお、データ処理の過程で座標変換などを行い、オペレータの目線で傾斜角を提示できる。今回は、アースオーガとアースドリルによる基礎杭施工で実証試験を行ったので報告する。

2. 画像処理システムの概要

2.1 全体構成

図-1にシステムの全体構成を示す。杭打ち機を2方向からビデオカメラで撮影し、その画像データを連続的にメイン PC（杭打ち機内の PC）に送信する。メイン PC ではリアルタイムで画像処理を行い、杭のオーガ軸などの傾斜角と上下の移動量を算出する。これらのデータを基に算出される孔曲がりや深度計測などの情報を画面表示する。また、オペレータの手元で画面表示するとともにインターネット経由で現場事務所などの拠点でも閲覧できる。なお、サブ PC を配置して補助員が画像処理や設定作業を行い、メイン PC で画面表示することもできる。



図-1 システムの全体構成

*西日本支社土木技術部 **技術研究所

2.2 画面表示の概要

図-2の画面表示では、杭打ち機（アースオーガの例）のオーガ（ロッド）軸を2方向から撮影した画像とその傾斜角や掘削深度、推定される地中の孔曲がりとその修正傾斜角を表示する。また、オペレータが容易に操作できるように、画面をワンタッチすることで画像処理の開始や一時停止、終了ができる。

オーガ軸の傾斜角は、オペレータの視線に変換して、左右と前後の傾斜角を表示する。オーガ軸は前後左右にぶれながら下降するので、オペレータが参考にしやすいようにデータ処理を行っている。また、ロッド継ぎやトラブル時の中断などでターゲットが一定範囲以上に移動した場合は、自動認識して通常施工のデータ収集から除外する。なお、想定外の事象については、オペレータにより一時中断などの対応が取れる。

2.3 画像処理による傾斜計測と深度計測

画像処理によって④傾斜計測と⑤深度計測を行う。図-3には、これらの処理のフローを示した。2台のビデオカメラ（図-1参照）のメインカメラでは、傾斜計測と深度計測を行い、サブカメラでは傾斜計測のみを行う。画像処理は6フレーム/秒の頻度で傾斜計測とテンプレート（自動設定するオーガ軸上の矩形面）の移動探索を行うが、テンプレートマッチング（移動前と移動後の矩形面の照合）が成立しない場合は、傾斜角の履歴を保存しながら傾斜計測を繰り返す。テンプレートマッチングが成立した時点で移動量（深度）算定と偏芯量算定を行い地中の孔曲がりを推定する。孔曲がりは鉛直移動量に傾斜角を乗じた偏芯量を積分して算定¹⁾している。

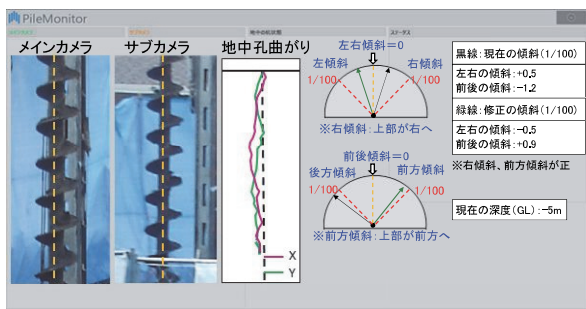


図-2 画面表示の例

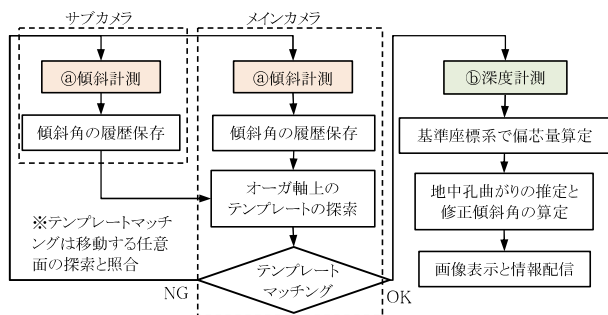


図-3 画像データの処理フロー

図-4には、画像処理によってオーガ軸の輪郭を捉えて傾斜角を算出する手順を示す。ターゲット範囲（ROI）の中で、Sobel フィルター²⁾を利用して傾斜計測を行う手順である。①エッジ抽出では、画素ごとに水平断面の輝度の変化を捉える。A-A断面、B-B断面、C-C断面における輝度変化をグラフ化した例を図-5に示す。オーガ軸の輪郭以外の輝度変化も含まれるので、単一の断面だけではオーガ軸の輪郭を正確に捉えることができない。ターゲット範囲の上端から下端まで画素ごとに水平断面の輝度変化を捉える。次に、②線分探索（図-4）に示す黄色線を回転・移動させながら水平断面ごとに黄色線が通過する輝度変化量を積分（図-5の破線）して、最も輝度変化量大きい黄色線をオーガの輪郭線として決定したものが、③線分照合（図-4）に示す赤線である。この赤線をオーガ軸の輪郭と認識して傾斜角度を算出する。

図-6には、深度計測の概要を示す。時々刻々変化するオーガ軸の画面の中で同一の部分画像を検出して、部分画像の移動量から深度計測を行う。この部分画像とは、①初期テンプレートに示すように、オーガ軸上で一定幅のマーシンを取って、オーガ表面に自動で設定する画像である。この部分画像の情報を画素単位で記憶する。

次に、移動したオーガの画像上で初期テンプレートに合致する部分画像を探索する。この探索は連続的に行い、

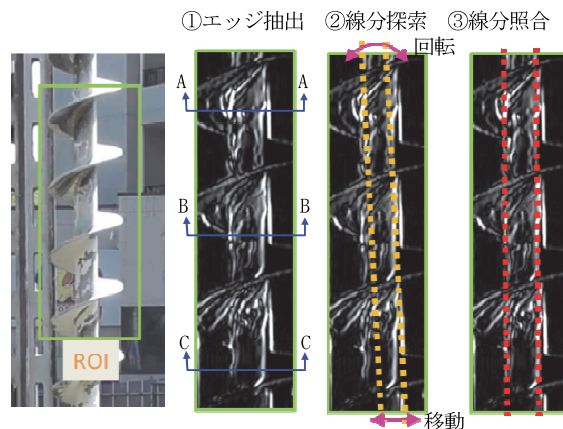


図-4 Sobel フィルターによる傾斜計測の手順

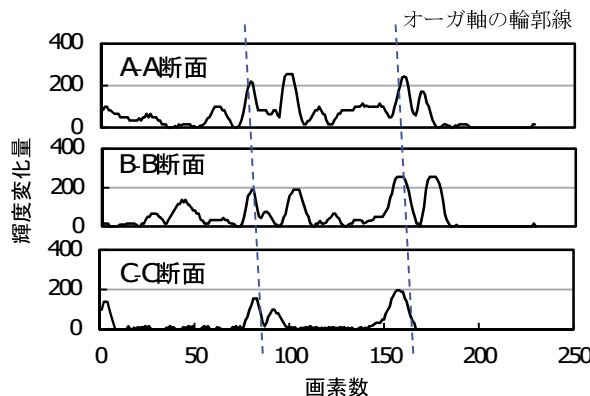


図-5 オーガ軸の水平断面の輝度変化

対象画像を画素ごとに照合（図-7参照）し、合致率が設定条件（例えば95%以上）を満たした場合に、部分画像が初期テンプレートに合致したと判定する。部分画像が合致した時点で、初期テンプレートの位置からの鉛直方向の移動量（ Δh_1 や Δh_2 ）を求めて、これらを積分することで深度計測を行う。なお、合致すべき部分画像がカメラから見て裏側にある場合は合致しないので、ほぼ1回転ごとに画像を検出する。また、削孔が進行すると、移動後の部分画像がターゲット範囲から逸脱するので、初期テンプレートを自動的に再設定し、同じ処理を繰り返す。なお、画像の照合が続けて成立しない場合も自動的に再設定する。

2.4 座標変換

現地の状況に応じてカメラが任意の場所に設置されるので、カメラ画像はオペレータの目線で見た画像とは異なる。したがって、座標変換を行ってオペレータの目線

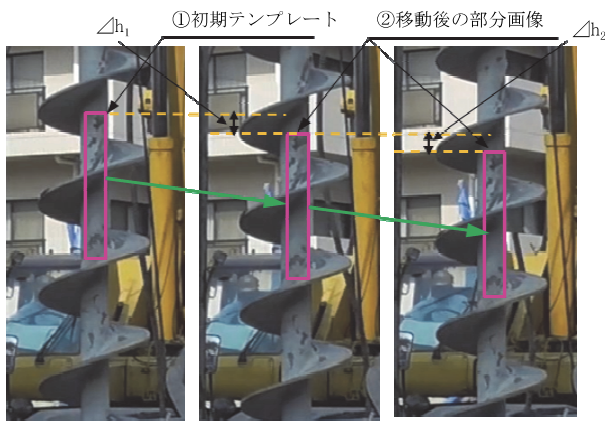


図-6 深度計測におけるテンプレートの設定と探索

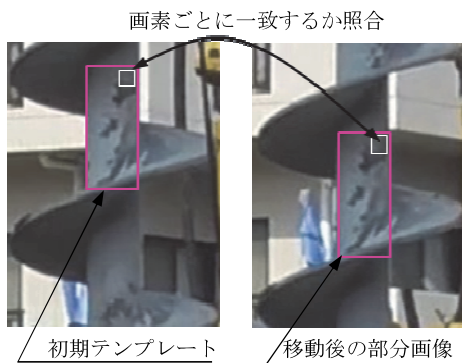


図-7 オーガ軸上の部分画像の照合

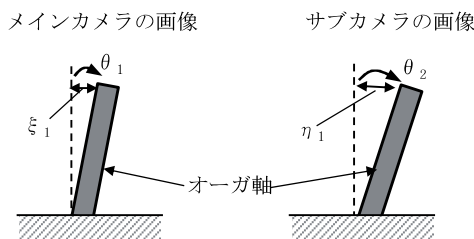


図-8 オーガ軸の傾斜角から偏芯量の算出

と一致する傾斜情報を提示する必要がある。基準座標系における杭とカメラ、オペレータの座標からオペレータ座標系へ座標変換を行った情報を提示する。この座標変換の処理を行うことで、正しくオペレータを誘導することができる。座標変換の手順を以下に示す。なお、基準座標系（X-Y）は杭伏図などにより設定する。

a. カメラ画像から点Aの偏芯座標を算出

図-8に示すように、オーガ軸の傾斜角から求められる単位長さあたりの偏芯座標（ ξ_1, η_1 ）を算出する。ここで、 $\xi_1 = \tan(\theta_1)$ 、 $\eta_1 = \tan(\theta_2)$ 、 θ はオーガ軸の傾斜角（ θ の添え字はカメラ番号）である。カメラから向って右傾斜（上部が右へ）が正とする。図-9は、杭中心を原点とし、メインカメラとサブカメラが示すカメラ座標系におけるオーガ軸の偏芯座標の点Aを表している。

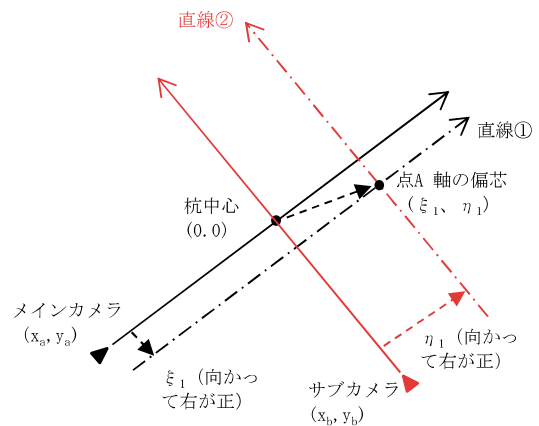


図-9 杭を中心とするカメラ座標系（平面）

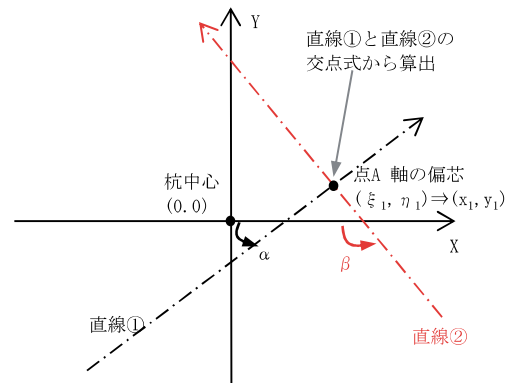


図-10 基準座標系における杭の偏芯（平面）

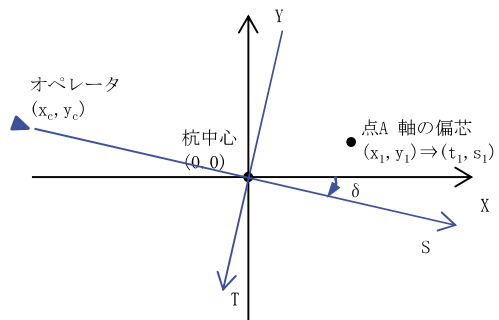


図-11 オペレータ座標系への変換（平面）

b. 基準座標系の点Aの偏芯座標を算出

図-10には、基準座標における杭の偏芯座標を示す。カメラ座標系は必ずしも直交座標ではないので、一般の座標変換式は適用できない。そのため、カメラ座標系と基準座標系のなす角 α と β を用いて、基準座標系における直線①と②の式(点Aを通る直線)を導出する。直線①と②の交点を式計算することで、基準座標系における偏芯座標 (x_1, y_1) が求められる。

c. オペレータ座標系の点Aの偏芯座標を算出

図-11に示すように、一般の座標変換式により基準座標系における点Aの座標をオペレータ座標系(T-S)における座標 (t_1, s_1) に変換する。 (δ) は基準座標系とオペレータ座標系のなす角度

$$t_1 = x_1 \times \sin(\delta) - y_1 \times \cos(\delta) \quad (1)$$

$$s_1 = x_1 \times \cos(\delta) + y_1 \times \sin(\delta) \quad (2)$$

d. オペレータ目線の傾斜角の算出

オペレータ座標系の点Aの偏芯座標から左右傾斜 (θ_l) と前後傾斜 (θ_s) を算出

$$\theta_l = a \tan(t_1), \quad \theta_s = a \tan(s_1)$$

3. 杭偏芯量の推定と修正傾斜角の設定

杭の地中の孔曲がり、杭打ち機の鉛直精度や地層分布、地盤の硬さによって生じる。地層や地盤の影響は杭打ち機の軸の傾斜に反映すると考えると、軸の傾斜角によって孔曲がりの傾向を把握できる。杭打ち機の軸の(傾斜角)×(スパン長)が杭の偏芯量を表すと仮定し、この偏芯量を積算して杭先端位置や孔曲がりを推定¹⁾した。スパン長は傾斜角を区分する間隔であり、短いほど滑らかな推定曲線となる。図-12に、この仮定に基づく杭の孔曲がりを示す。式(3)は地表から n 番目の杭先端の推定位置を表している。地中の障害物等で大きな孔曲がりが生じる場合は本推定式の適用外とする。

$$Dx_n = \sum_{i=1}^n dl \times Gx_i \quad (3) \quad \text{[アースドリル]} \quad \text{[アースオーガ]}$$

$$SDx_n = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (Dx_i + Dx_{i-1}) \quad (4)$$

$$Gx_{n+1}' = -\kappa \times \frac{SDx_n}{n \times dl} \quad (5)$$

$$SDx_n < SDx_{n-1} \Rightarrow \kappa = 1$$

$$SDx_n \geq SDx_{n-1} \Rightarrow \kappa = \kappa_a$$

Gx_i : 軸の傾斜角、 Dx_i : 偏芯量

SDx_n : 平均偏芯量

dl : スパン長、 n : 分割数

κ : 修正係数

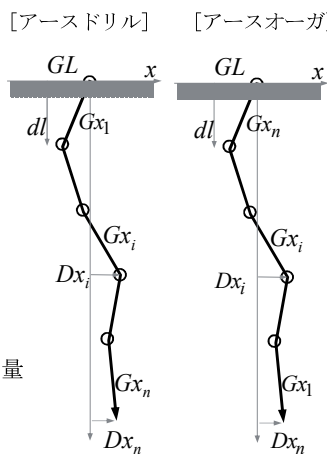


図-12 杭の孔曲がり

図-13に示すように、アースドリルは軸先端でのみ削孔するので、地表から削孔順に孔曲がりが決まる。一方、アースオーガはオーガ全体で削孔するので、地上での軸の傾斜角が地中でも維持されるとして、杭先端から施工順に孔曲がりが決まるものと仮定した。

Gx_i は画像から求められた地上の軸の傾斜角、 dl はスパン長、 n は削孔した杭長を dl で分割したスパン数、 Dx_i は n 番目の杭先端の中心線からの偏芯量、 SDx_n は n 番目までの杭の平均偏芯量である。スパン長 dl は画像処理におけるテンプレートマッチングの間隔とその間の深度計測によって決定される削孔長とする。

図-14には孔曲がりの修正フローを示す。式(5)は修正傾斜角を示しており、式(4)の平均偏芯量の逆方向に杭打ち機の軸を傾斜させる。孔曲がりの修正は杭打設の負担を軽減するために削孔済みの地中の杭長と同じ杭長の中で修正することを基本として、軸の修正傾斜角 Gx_{n+1}' を決定する。平均偏芯量 SDx_n が前ステップの SDx_{n-1} より増加している場合は、修正係数 κ を割増した修正係数 κ_a を乗じて修正傾斜角を決定する。ただし、限界角(例えば1/100)以内で修正を行う。

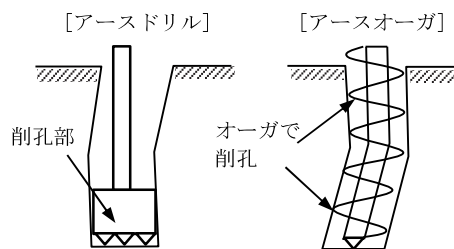


図-13 工法ごとの杭の孔曲がりの想定

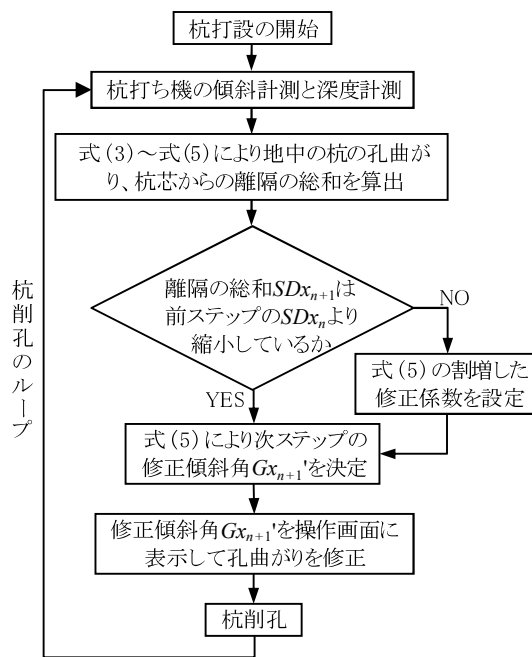


図-14 杭の孔曲がりの修正フロー

4. 現場実証試験

4.1 画像データによる検証

杭偏芯量の推定について、過去に実施された基礎杭工事の画像データを利用して推定精度の検証を試みた。本工事は鹿児島県の甫木水門改築工事であり、平成 27 年 3 月に施工完了している。基礎杭は径 700mm (p41~p136 の 96 本)、径 450mm (44 本)、径 350mm (40 本) をアースオーガ工法により施工されている。また、トータルステーションに取り付けた CCD カメラによる鉛直精度の管理を行っている。オペレータに杭打ち機の画像を提示している。この画像を利用して主要な基礎杭 (径 700mm) について、推定式による評価を試みた。保存画像は、データの間隔 (1 分間隔) が粗いので、大まかな傾向を検討した¹⁾。

図-15 には、直交 2 方向の変位を合成した推定の偏芯量を示す。偏芯量に幾分のばらつきは見られるが、概ね一定の勾配で推移し、深度 40m で杭先端の偏芯量は概ね 20cm 以下である。平均傾斜角は 1/200 以下である。

図-16 には画像処理による杭偏芯量の推定値から求めた傾斜角と出来形検査による傾斜角を比較した。本工事では、先掘した掘削孔に既成杭を挿入しており、出来形検査では杭頭の傾斜角と杭芯の偏芯量を計測している。杭頭の傾斜角は比較的浅層部の孔曲がりを反映していると考えられるので、推定値は GL-10m までの傾斜角の平均値と比較した。推定値と出来形検査の傾斜角の相関係数は 0.60 であり、推定値によって杭の孔曲がりの傾向は評価できている。

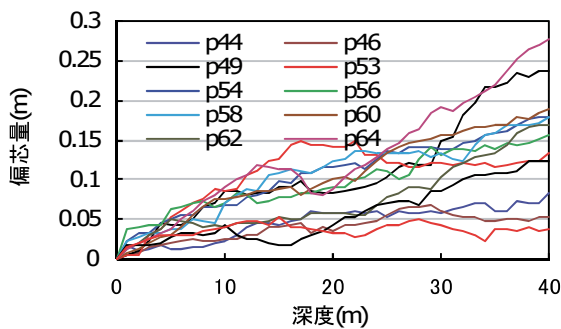


図-15 杭の深度と偏芯量

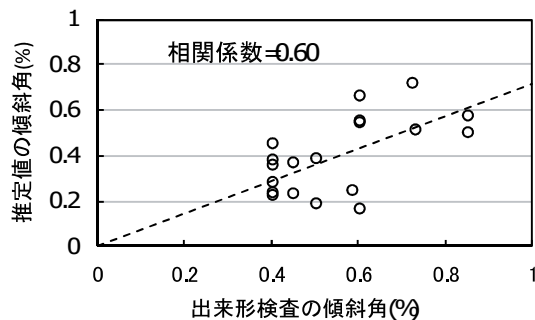


図-16 推定値と出来形検査の相関

4.2 適用事例 1 (アースドリル工法)

愛媛県伊予市本庁舎改築第 2 期工事におけるアースドリル工法による基礎杭施工で本システムの実証試験を平成 28 年 3 月に実施した。削孔径はφ1.5m、削孔長は約 20m である。写真-1 に杭打ち機の撮影状況を示す。1 期工事で完了した新庁舎の 2 階屋上から撮影している。図-17 には、杭とカメラの配置を示し、カメラ位置には対象の杭番号とカメラ番号を付記する。表-1 には、撮影条件の一覧を示す。座標値は東西南北の基準座標である。仰角は杭 no.23 がやや大きい。視準角は杭に対するカメラ①と②のなす角度であり、90 度が最も望ましいが、杭 no.13 が最も小さく比較的に条件が厳しい。計測間隔は画像処理でテンプレートマッチングが成立した平均間隔で概ね 5cm 程度で推移している。

写真-2 には杭打ち機のオペレータ室におけるタブレットの設置状況を示す。事前にメイン PC にカメラと杭、オペレータの座標を入力して補正や変換を行い、タブレットにはオペレータ目線のデータを表示している。

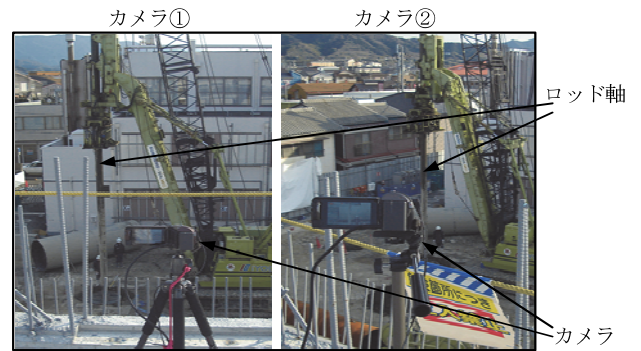


写真-1 杭打ち機の撮影状況 (杭 no.13)

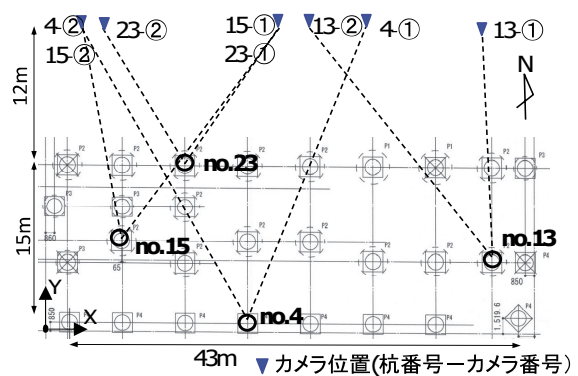


図-17 杭とカメラの配置 (事例 1)

表-1 撮影条件の一覧 (事例 1)

杭番号	杭座標		カメラ①座標		カメラ②座標		仰角	視準角	計測間隔
	X	Y	X	Y	X	Y			
4	19.3	0.9	30.5	28.7	3.6	28.3	18	52	4.8
13	42.7	6.9	41.7	28.2	25.3	28.7	24	36	4.5
15	7.3	8.7	22.3	28.7	3.6	28.3	26	48	5.2
23	13.3	15.9	21.8	28.2	5.5	28.7	32	66	5.5

※単位は、座標は m、角度は degree、計測間隔は cm

写真-3と図-18には、杭削孔後に行った孔壁測定
の状況（KODEN 社製の DM-602）と結果の例を示す。
計測装置を東西南北に一致するように設置して、各方向
の孔壁までの距離を超音波で測定している。

図-19には、孔壁測定結果と本システムによる推定
偏芯量の比較を示す。測定結果は、深度ごとに測定方向
の両端の孔壁位置の中心を杭軸の中心とした。拡底部分
（GL-17m～21m）は除外して、GL-15m までの比較を
示している。X方向が東西方向、Y方向が南北方向であ
り、推定偏芯量は仰角補正を行ってXY方向に変換した
結果を示している。部分的には推定値と計測値に差違が
見られるが、偏芯方向の傾向は概ね一致している。



写真-2 オペレータ室の機器設置状況

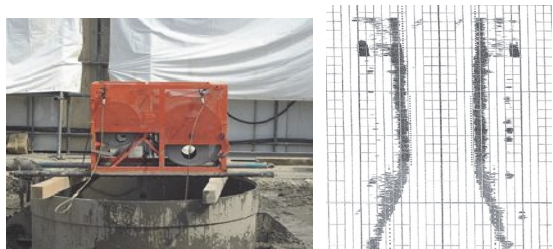


写真-3 孔壁測定状況

図-18 孔壁測定データ

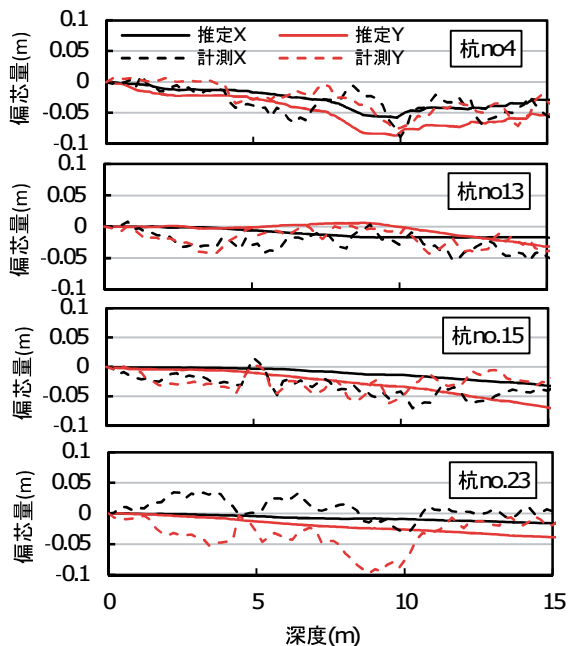


図-19 杭の偏芯量（事例1）

深度 GL-15m までの偏芯量は 0.1m 以下、傾斜角は
1/100 以下に抑えられている。

4.3 適用事例2（アースドリル工法）

アースドリル工法について、本システムの実証試験を
平成27年7月に実施³⁾した。アースドリルの削孔径は
φ1.3m、削孔長は約30mである。写真-4に撮影状況、
図-20に杭とカメラの配置を示す。

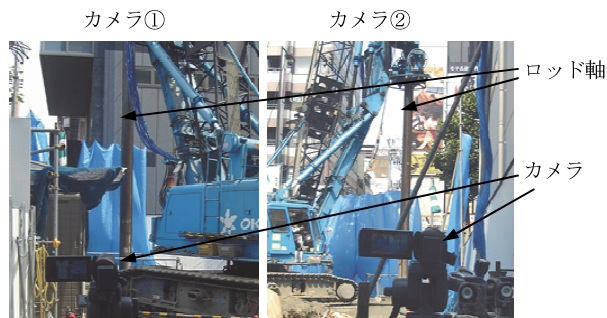


写真-4 アースドリルの撮影状況（杭no.3）

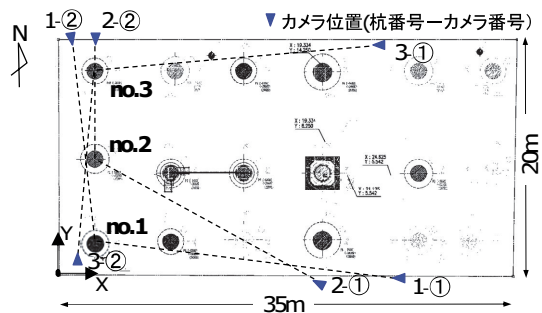


図-20 杭とカメラの配置（事例2）

表-2 撮影条件の一覧（事例2）

杭番 号	杭座標		カメラ①座標		カメラ②座標		視準角	計測 間隔
	X	Y	X	Y	X	Y		
1	3.3	3.1	27.5	0.0	1.6	18.7	103	4.7
2	3.3	9.7	21.0	0.0	3.4	18.7	118	5.7
3	3.3	16.8	25.5	18.7	2.0	2.0	99	7.6

※単位は、座標はm、角度はdegree、計測間隔はcm

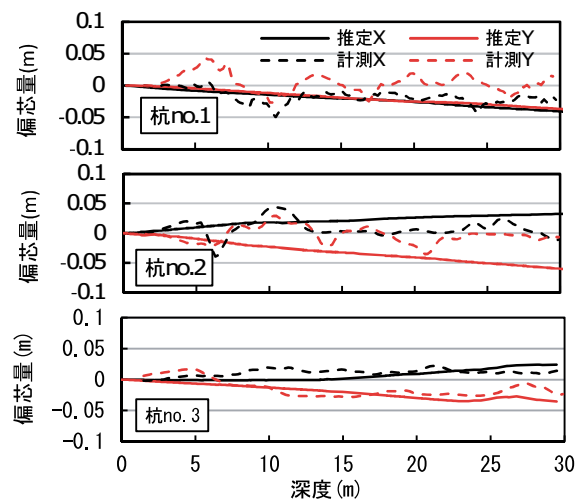


図-21 杭の偏芯量（事例2）

表-2に撮影条件の一覧を示す。敷地は20m×35mと街中の狭隘な状況であったが、問題なく本システムを適用できた。図-21には、孔壁測定結果と推定偏芯量の比較を示す。偏芯量は1/100を大きく下回り、方向性はほぼ一致している。特に杭no.3では、偏芯量と偏芯方向ともによく一致している。

4.4 適用事例3 (アースオーガ工法)

アースオーガ工法について、本システムの実証試験を平成27年8月に実施³⁾した。アースオーガの削孔径はφ0.6m、削孔長は約25mである。アースオーガ工法ではオーガを地盤に回転させて排土し、オーガを継ぎながら支持層まで削孔する。写真-5に撮影状況、表-3に撮影条件の一覧、図-22に杭とカメラの配置を示す。

図-23には、推定偏芯量と計測結果の比較を示す。杭削孔後に設置した既成杭の杭頭の傾斜角をデジタル傾斜計で計測(写真-6参照)した。既成杭の構成(上杭(5m)、中杭、下杭)を考慮して、傾斜角はGL-5mまでの推定値の結果と比較したが、傾向は一致している。図-24には、計測値と推定値の傾斜角の相関を示す。XYの両方向の結果を合わせて示した。ややばらつきはあるが、相関係数としては0.77という結果であった。

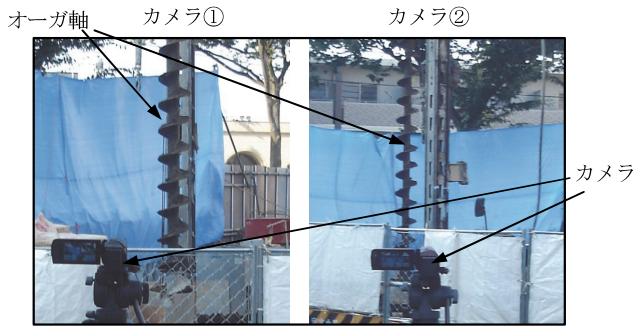


写真-5 アースオーガの撮影状況 (杭 no. 11)

表-3 撮影条件の一覧 (事例3)

杭番号	杭座標		カメラ①座標		カメラ②座標		視準角	計測間隔
	X	Y	X	Y	X	Y		
7	8.4	12.1	6.0	-8.5	23.0	12.5	98	5.3
11	0.0	0.0	-2.0	-7.0	18.0	-9.0	79	12.3
12	0.0	6.6	-2.0	-7.0	13.8	-9.5	48	8.6

※単位は、座標はm、角度はdegree、計測間隔はcm

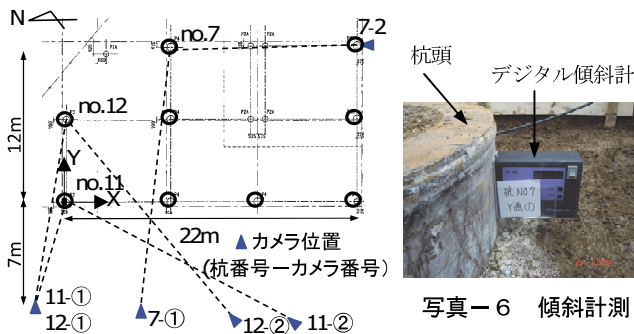


図-22 杭とカメラの配置 (事例3)

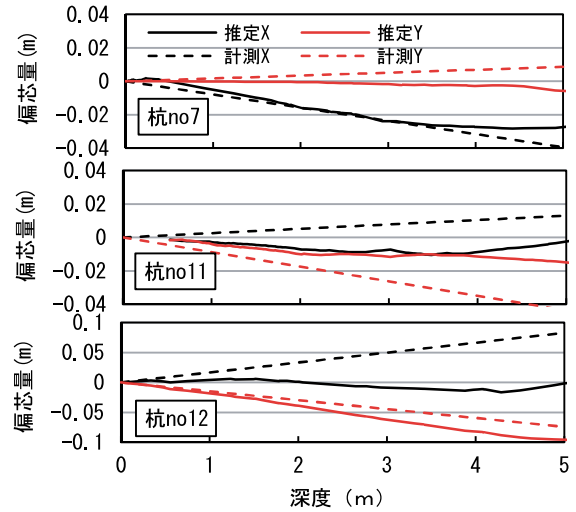


図-23 杭の偏芯量 (事例3)

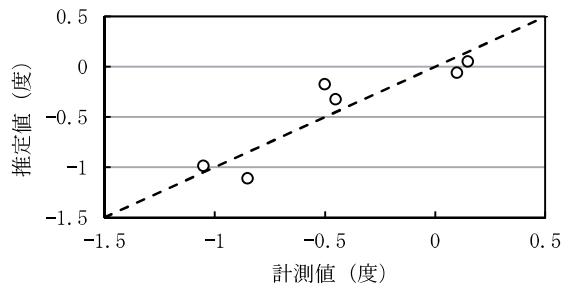


図-24 推定値と計測値の傾斜角の相関

6. あとがき

本研究では、杭打ち機の画像をリアルタイムで処理して傾斜計測と深度計測を行い、施工精度の管理に有効な情報をオペレータや現場事務所に配信するシステムを開発した。現場実証試験をアースドリル工法とアースオーガ工法で実施したが、類似の工法にも適用可能である。なお、今回の実証試験は、本システムの適用性の検証を目的とし、施工精度の管理に活用するには至っていない。

課題には、撮影環境によって画像不鮮明になる場合の解析精度の確保や施工状況に柔軟に対応できるシステムの構築が挙げられる。今後は適用事例を積み重ねて改良していきたい。最後に、愛媛県伊予市役所など関係者の方々には実証試験の場を提供いただいたことに感謝する。

【参考文献】

- 1) 森田修二、井 君人、宮本達哉、辻 栄治、「画像データによる杭施工精度の検証と施工管理への活用」、土木学会第69回年次学術講演会、第6部門、pp.595-596、2014.9
- 2) 田村秀行、「コンピュータ画像処理」、オーム社、2002.12
- 3) 森田修二、塚本耕治、坂元一雄、庄司正弘、「画像処理による杭施工精度の管理」、土木学会第71回年次学術講演会、第6部門(投稿中)

施工 C I M への取組み

ー山岳トンネル、鉄道営業線近接施工、土地造成の生産性向上ー

Application of CIM Systems for Construction Sites

- Improving Productivity in Mountain Tunneling, Construction near In-Service Railway Facilities and Land reclamation -

宮田岩往*

要 旨

国土交通省が推進している CIM¹⁾・i-Construction²⁾ (ICT 活用工事) 等の案件への対応準備として、山岳トンネル工事、鉄道営業線近接工事、土地造成工事の施工現場に CIM を適用し、その活用場面と有効性を検証した。山岳トンネル工事については、測量・計測システムのデータとトンネルの 3 次元モデルを連携させ、切羽観察記録、地山評価点、切羽写真等の施工管理データを含む CIM モデルを作成し、それにより、現場職員に負担を掛けずに施工・維持管理情報のデータベースを構築することを目的とした。鉄道営業線近接工事では、駅部を含む鉄道高架工事および地下駅開削工事の施工ステップを 3 次元モデルで可視化し、詳細な施工計画の立案と施工管理、発注者協議に活用した。土地造成工事については、カメラを搭載した UAV を用いて撮影した空中写真から 3 次元モデルを生成することで、広範囲なエリアの造成現場で構造物周りの埋戻し土量も含めた現況測量を短時間で実施できることを確認した。

キーワード：CIM、i-Construction、施工ステップ、可視化、UAV

1. まえがき

国土交通省では、3 次元モデルを用いて調査・設計・施工・維持管理の各段階ごとに発生するデータを連携・追加させ、事業全体の関係者間で情報を共有することによる一連の建設生産システムの効率化を目的として平成 24 年度から CIM (Construction Information Modeling) を推進している。さらに、平成 25 年度からは、設計・施工案件への試行適用を開始しており、年々適用範囲を拡大してきている。

また、平成 27 年 11 月には建設現場の生産性を向上させ、魅力ある建設現場を目指す取組みとして i-Construction を進めていくことが発表され、平成 28 年度からは i-Construction の三つの施策のうち、ICT 活用工事 (土工) の運用が開始されている。

今回、これらの CIM・i-Construction の展開を見据えて、山岳トンネル工事、鉄道営業線近接工事、土地造成工事に施工 CIM を適用し、工種ごとの活用場面と有効性を検証した。

山岳トンネル工事については、国土地理院から公開されている基盤地図情報による地形表面の 3 次元モデル、

設計図書として提供される地質平面図および地質縦断図、日々の施工に活用している測量・計測システムのデータ (切羽観察記録、地山評価点、切羽写真等) の各種データを活用して CIM モデルを作成することを考えた。そこで、まず特に日々発生する測量・計測システムのデータを取り込むことにより、効率的にトンネル CIM モデルが生成される仕組みの開発に取り組んだ事例を報告する。

次に、鉄道営業線近接工事では、近接施工となる駅部を含む鉄道高架工事および地下駅開削工事において、3 次元モデルを用いて施工ステップ等を可視化することで詳細な施工計画の立案、施工管理、発注者協議に活用した事例を報告する。

最後に、土地造成工事については、広範囲なエリアの造成現場において、構造物周りの埋戻し土量も含めた土量の把握を効率的に行うために、カメラを搭載した UAV による写真測量を実施した事例を報告する。

2. 山岳トンネル工事における C I M への取組み

2.1 概要

*管理本部情報システム部

山岳トンネル工事において、地形表面形状、地質平面図、地質縦断面図、測量・計測システムデータとトンネルの3次元モデルを連携させ、切羽観察記録、地山評価点、切羽写真等の施工管理データをデータベース化したCIMモデルを作成した。

2.2 実施内容

図-1に示すように、国土地理院が公開している基盤地図情報の数値標高モデルにより作成したトンネル上部の地形表面の3次元モデルに設計図書地質平面図を配置する。また、トンネル線形に合わせて設計図書地質縦断面図を配置する。この地形モデルに、トンネルを施工するために使用している測量・計測システムの切羽観察記録、地山評価点、切羽写真等の施工管理データを連携させることで、トンネル施工に関する情報をデータベース化したトンネル CIM モデルによりそれらを可視化した(図-2)。このトンネル CIM モデルには、図-3に示すように切羽ごとの切羽観察記録がデータベース化されており、図-4に示すように切羽ごとの切羽写真や切羽断面の天端部、左肩部、右肩部、および総合地山評価点が点数によって色分けされて表示される。また、図-5に示すように、地山等級に合わせて実際に設置された実施支保パターンがパターンごとに色分けされて表示される。この CIM モデルには、他にもボーリングデータや削孔検層³⁾システムデータ等を統合して表示させることも出来る(図-6、7)。

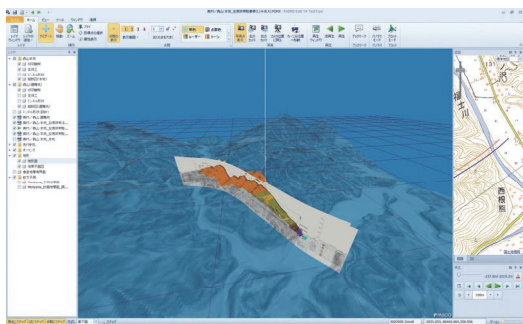


図-1 地形表面+地質平面+地質縦断

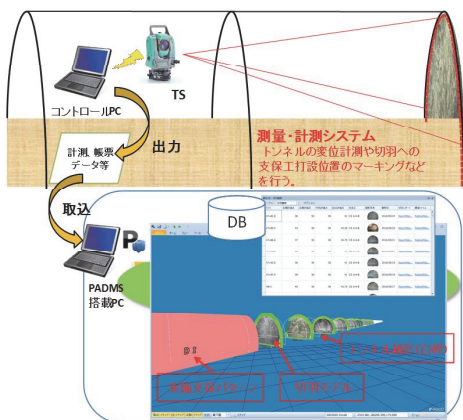


図-2 測量・計測システムとのデータ連携

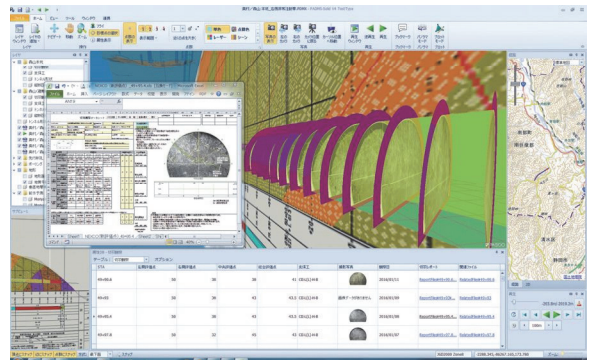


図-3 データベース化された切羽観察記録

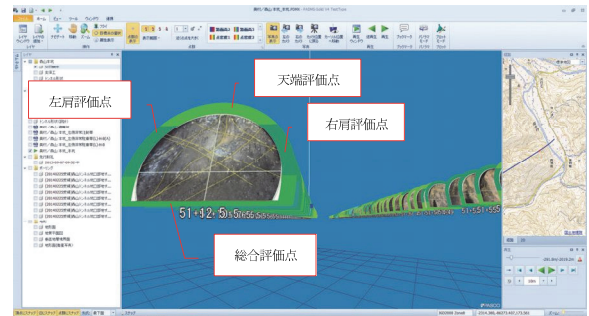


図-4 データベース化された切羽写真+地山評価点

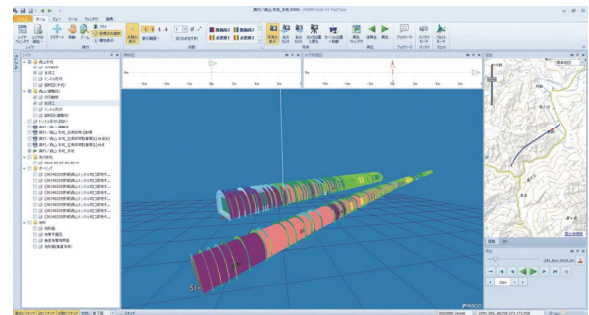


図-5 データベース化された実施支保パターン

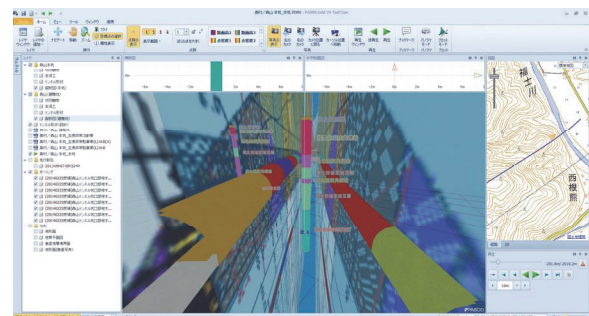


図-6 ボーリングデータ

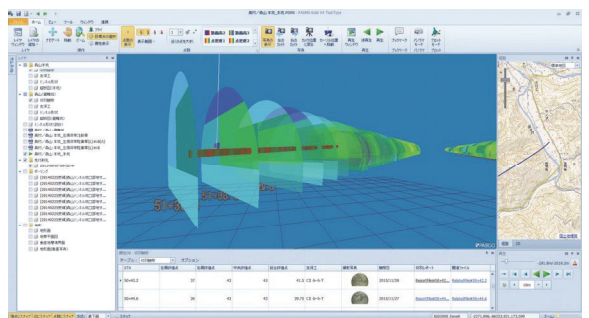


図-7 削孔検層システムデータ

2.3 実施結果

測量・計測システムのデータを取り込んだトンネルの CIM モデルが作成されたことで、現場職員に負担が掛からずにデータベース化された施工・維持管理情報を得られることが有効であるとの評価を得た。

3. 鉄道営業線近接工事における CIM への取り組み

3.1 概要

鉄道営業線近接工事のうち、駅部を含む営業線近接施工となる高架工事および地下駅開削工事において、施工 CIM を活用した。

a. 駅部を含む営業線近接施工となる鉄道高架工事

営業線近接施工となる高架工事において、3次元モデルを用いた施工計画の立案、施工管理、および発注者協議等におけるそれらの活用により、円滑な施工を目的に施工 CIM を導入した。

b. 鉄道地下駅の開削工事

鉄道地下駅開削工事においても同様に、3次元モデルを用いた施工計画の立案、施工管理、および発注者協議等におけるそれらの活用により、円滑な施工を目的に施工 CIM を導入した。また、主要ターミナル駅部での施工となるため、個別に存在している複数の関係機関が保有する情報を3次元モデルを用いて一元的に可視化することに取り組んだ。

3.2 実施内容

a. 駅部を含む営業線近接施工となる鉄道高架工事

この工事は、複線の既設線（上下各1線）を仮線に移設した上で施工を行う仮線方式の連続立体交差事業であり、I 期工事で下り線の高架橋を構築して高架への切替が完了した後に、II 期工事で上り線の高架橋の構築を行うものである。しかし、II 期工事では仮線で営業中の上り線との近接工事となり、より綿密な施工計画が必要であるため、構造物（既設+新設）、仮設、営業線（上り線）の3次元モデルを作成した（図-8）。

平面線形がカーブとなる区間では部分的に架線と近接する区間があり、柱および軌道梁・スラブ構築時に設置する足場と架線トラスとの離隔が確保できるかを3次元モデル上で確認した（図-9）。

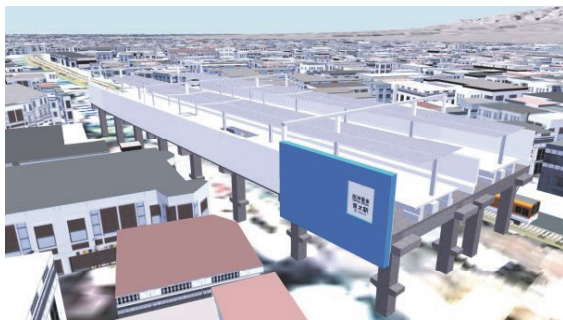


図-8 駅部の3次元モデル

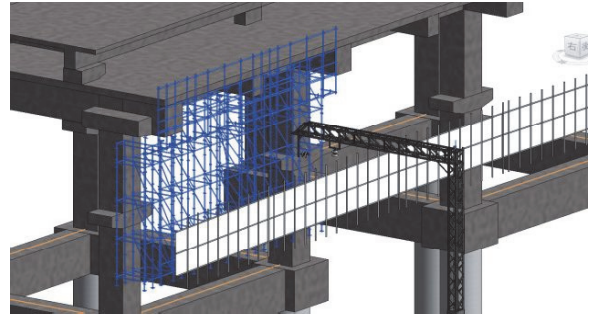


図-9 架線と足場の離隔確認

また、営業中の上り線と最も近接施工となる駅部区間については、施工ステップに合わせた3次元モデルを作成し、各施工ステップごとに営業線に支障なく施工ができることを確認しながら詳細な施工計画に活用した（図-10~13）。

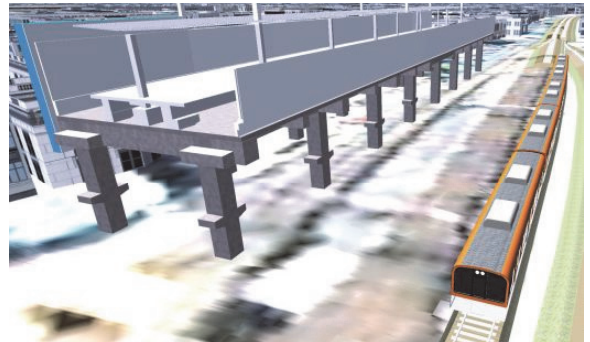


図-10 施工ステップ（着手前）

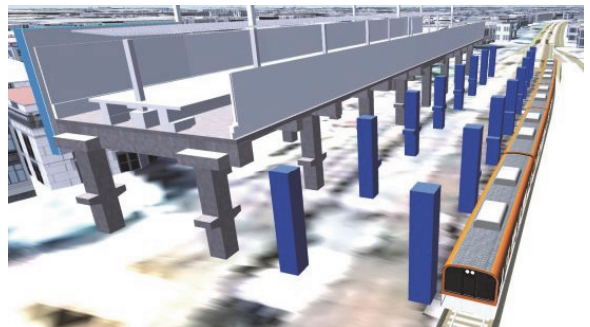


図-11 施工ステップ（柱構築）

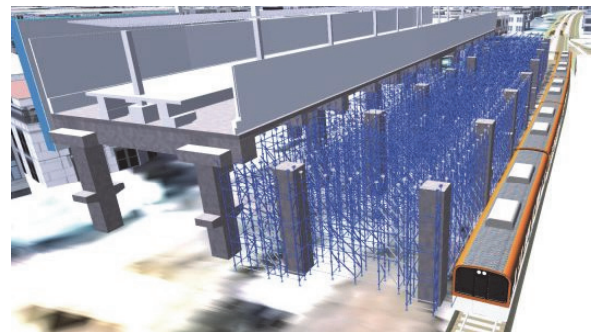


図-12 施工ステップ（型枠支保工）

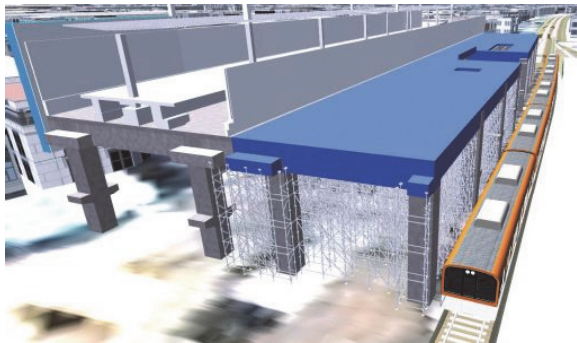


図-13 施工ステップ (軌道梁・スラブ)

b. 鉄道地下駅の開削工事

この工事は、主要ターミナル地下駅、および地下通路を拡幅する工事であり、地上と地下が密接に関係する場所であるとともに、複数の関係機関が保有する情報が個別に存在している。これらの散在する情報を一元的に可視化することで、各種検討や合意形成の迅速化が図られ、工事の安全管理や品質確保の向上を目的として3次元モデルを導入した。

そのために、MMS (モービルマッピングシステム)⁴⁾で取得した点群データと航空写真 (オプリーク航空カメラ⁵⁾)から生成した3次元都市モデルを活用して、地下の躯体 (既設+新設) と地上の周辺建物との相関を可視化した (図-14~16)。



図-14 MMS取得データ (点群+写真)



図-15 MMS取得データ (色付き点群)

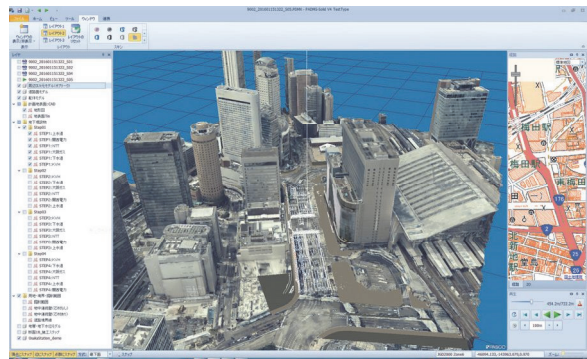


図-16 3次元都市モデル (オプリーク航空カメラ)

また、施工エリアには複数の機関が管理する埋設物が多数存在するため、工事中だけでなく工事完了後の維持管理にも活用できるように埋設物のモデルに管理者、管種、径、土被り等の属性データを付加してデータベース化したCIMモデルを作成した (図-17)。さらに、工事の進捗に合わせて埋設物を切り廻す必要もあるため、工事期間ごとの埋設物と躯体との位置関係を可視化した。

また、この地域は地下水位が高く、施工上も特に配慮が必要なため、地下躯体と地層・水位の3次元モデルの関係を可視化した (図-18)。

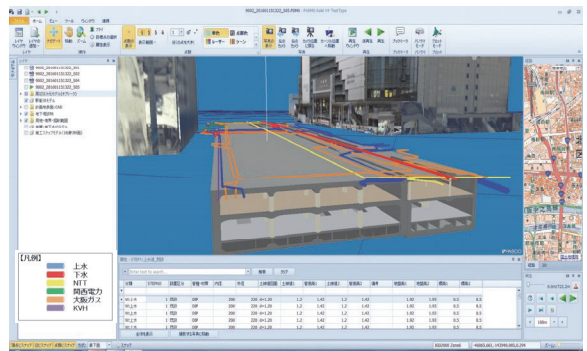


図-17 CIMモデル (地下埋設物データベース)

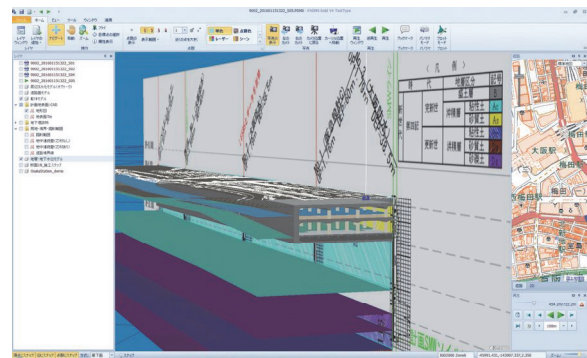


図-18 3次元モデル (躯体+地層)

さらに、工事手順を視覚的に分かり易く表現するため、2次元図面の施工ステップ図を3次元躯体モデルと重ねて配置することで、簡易な施工ステップの2.5次元モデルを作成して可視化した (図-19、20)。

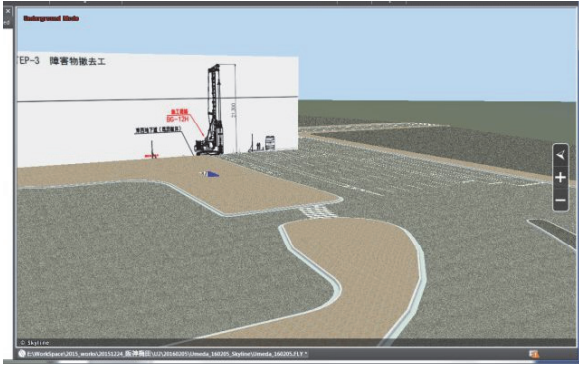


図-19 施工ステップ（地上部）

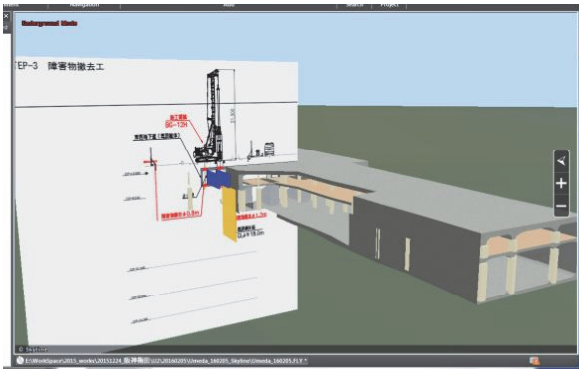


図-20 施工ステップ（地下透過）

3.3 実施結果

a. 駅部を含む営業線近接施工となる鉄道高架工事

2次元の設計図面（平明図・横断図）では明確ではなかった型枠支保工と架線トラスとの位置関係を3次元モデルで可視化することにより、計画段階で離隔距離の確認ができ、詳細な施工計画に有効であった。

また、施工ステップを3次元モデルで可視化し、様々な方向から視点を変えて確認することで、2次元図面では気づきにくい問題点を確認でき、より精度の高い施工計画が立案できた。

b. 鉄道地下駅の開削工事

躯体の3次元モデルと、元々2次元図面で計画していた施工手順を重ね合わせることで、少ない労力でわかりやすい施工ステップモデル（2.5次元モデル）を活用できた。

また、地下躯体モデルと属性を付加した埋設物モデルを組み合わせることで、施工中の施工管理だけでなく竣工後の維持管理としての活用も期待できる。

4. 土地造成工事におけるCIMへの取組み

4.1 概要

土地造成工事において、UAV写真測量による現況測量を行い、構造物周りの埋戻し土量も含めた全体の切盛土量を把握し、土砂の合理的な運搬計画に活用した。

4.2 実施内容

この工事は、病院建設に係る造成工事であり、当初は

造成工事のみであったが、現在は病院建築工事も並行して行っている状況である。建築工事着工前のある程度の土量をバランスさせていたが、建築工事の進捗に合わせて埋戻し用土砂の仮置き場を縮小させる必要が出てきたため、UAV写真測量技術⁹⁾を用いて現況測量を行い、全体の切盛土量を把握して、土砂の合理的な運搬計画に活用した。

この工事では、以前にもUAV写真測量による計測を行ったが、今回は構造物周りの埋戻し土量を詳細に把握する必要があったため、図-21に示すように場内を13コースに分けて撮影した。90mの高度から撮影する計画でフライトした結果、表-1に示すように平均高度は90.7m、平均地上解像度は1.24cm、ラップ率は80%（サイドラップ65%）となった。

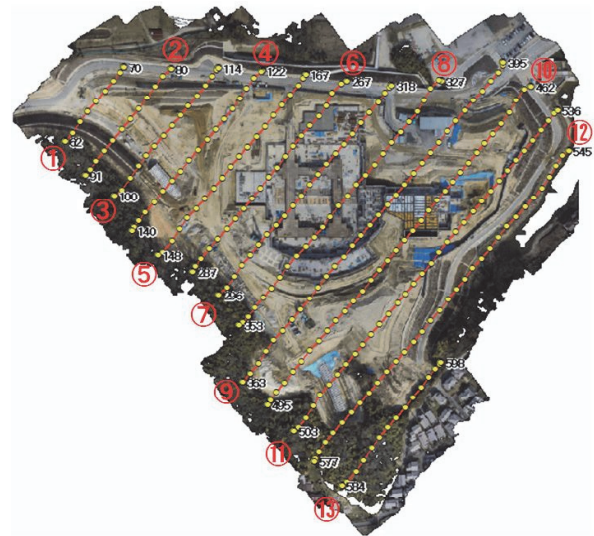


図-21 UAV飛行ルート

表-1 撮影結果

カメラ	Sonyα7R	①	0062 ~ 0070	9枚	11:05 ~ 11:11
焦点距離	35mm	②	0080 ~ 0091	12枚	
ピクセルサイズ	4.8μm	③	0100 ~ 0114	15枚	
ピクセル数	7360x4912	④	0122 ~ 0140	19枚	
平均高度	90.7m	⑤	0148 ~ 0167	20枚	11:21 ~ 11:27
平均地上解像度	1.24cm	⑥	0267 ~ 0287	21枚	
コース	13コース	⑦	0296 ~ 0318	23枚	
枚数	296枚	⑧	0327 ~ 0353	27枚	
ラップ率	コース内 80% コース間 65%	⑨	0363 ~ 0395	33枚	
		⑩	0462 ~ 0495	34枚	10:29 ~ 10:36
		⑪	0503 ~ 0536	34枚	
		⑫	0545 ~ 0577	33枚	
		⑬	0584 ~ 0598	15枚	

4.3 実施結果

撮影作業は準備作業を含めて2時間で終わり、その後撮影データ処理、不要物の除去（足場、重機等）、土量計算を含めて、約4日で全体の切盛土量を把握することができた。撮影データ処理を行い、足場、重機等の不要物を除去して土量計算に用いた3次元モデルを図-22に示す。

計測に合わせて精度も検証した結果、平面誤差 (XY) は最大で 4.70cm、高さ誤差 (Z) は 7.12cm となり、土量計算には支障のない結果となった。精度検証に用いた 3 次元モデルを図-23 に示す。

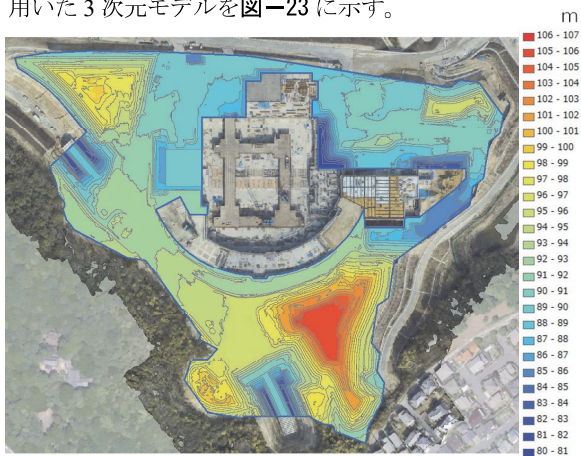


図-22 等高線表示 (標高)



図-23 UAV計測による3次元モデル

5. あとがき

国土交通省が推進している CIM・i-Construction (ICT 活用工事) 等の案件への対応準備として、山岳トンネル工事、鉄道営業線近接工事、土地造成工事の施工現場に CIM を適用した。

山岳トンネル工事については、地形やトンネルの 3 次元モデルと測量・計測システムデータの連携で、3 次元モデルと切羽測点ごとの施工管理データが関連付けられる CIM モデルを作成することにより、現場職員に負担を掛けずに施工・維持管理情報のデータベースが構築されることが有効との評価を得た。今後はこのモデルを用いて切羽前方地山の予測に活用していく予定である。

鉄道営業線近接工事のうち、鉄道高架工事については、駅部を含む高架構造物の 3 次元モデルを作成し、そのモデルを用いて施工ステップを可視化することで、より精度の高い施工計画の立案、施工管理への活用、発注者協議における合意形成の迅速化に有効であることを確認した。今後、この工事はⅡ期工事の最盛期に入っていくため、必要に応じてモデルを修正しながら施工管理に活用していきたい。

鉄道地下駅の開削工事については、これから躯体工事が始まっていくため、部分的に鉄筋等の干渉確認が必要となる場面が出てくるのが予想されるので、工事所職

員のニーズに合わせて対応していきたい。また、埋設物の切廻し位置等、施工中の情報を CIM モデルに反映させ、維持管理に有効活用できる CIM モデルに作り上げていきたい。

土地造成工事については、i-Construction での活用が期待されている UAV 写真測量によって、広範囲なエリアの切盛土量を迅速に把握することができ、施工管理に有効であることが確認できた。しかし、i-Construction の基準⁷⁾が公表される前の平成 28 年 3 月に実施したため、結果的に i-Construction で規定されている 5cm 以内の精度を満たす結果とはなっていない。だが、地上解像度やラップ率を調整して計測することで基準を満たすことができると考えられるため、次回の計測で検証していきたい。

【参考文献】

- 1) CIM 技術検討会、「CIM 技術検討会 平成 27 年度報告」、pp.2-3、2016.6
- 2) 国土交通省大臣官房技術調査課 工事監視官 山下眞治、「国土交通省における CIM の取り組み【CIM の新たな検討体制】」、CIM 2016、一般財団法人経済調査会、pp.4-5、2015.7
- 3) 塚本耕治、「削孔検層法によるトンネル切羽前方探査—打撃によるエネルギーを指標に用いた地山評価—」、土木技術、Vol.70、No.9、pp.27-32、2015.9
- 4) 橋 菊生、間野耕司、島村秀樹、「河川堤防計測へのモバイルマッピングシステムの適用」、写真測量とリモートセンシング、Vol.54、No.4、pp.166-177、2015.9
- 5) 津留宏介、「広がるデジタル航空カメラの世界 (その 2)」、写真測量とリモートセンシング、Vol.49、No.6、pp.409-413、2012.1
- 6) 五十嵐善一、浦本洋市、矢尾板啓、津口雅彦、佐藤俊明、「UAV 空中写真による造成施工現場の三次元データを用いた差分解析」、第 70 回土木学会年次学術講演会、VI-007、2015.9
- 7) 国土交通省大臣官房技術調査課、総合政策局公共事業企画調整課、国土技術政策総合研究所、国土地理院、「新たに導入する 15 の基準及び積算基準について」、2016.3

モルタル吹付けによる既存耐震壁補強工法の 施工実験と既存建物への適用

Construction Experiment and Practical Application of Seismic Retrofitting Method using Spray Mortar for Existing Shear Walls

岸本 剛* 河野政典* 服部晃三** 古田英之**

要 旨

モルタル吹付けによる既存耐震壁の壁厚を増す耐震補強工法を開発した。本工法は、コンクリートを打ち込む代わりにポリマーセメントモルタルの吹付けにより壁厚を増す工法で、ポンプ車と生コン車、型枠を使わないので、省スペースでの施工が可能である。加えて、あと施工アンカーを用いる代わりにエポキシ樹脂の接着で既存躯体と一体化する方法を採用しているため、あと施工アンカー打込みの騒音や振動を低減できるので建物を使用しながら耐震補強工事が可能である。今回、吹付け時の施工性、および吹付け後硬化したポリマーセメントモルタルの圧縮強度の特性と管理方法を実大施工実験により確認し、実建物の耐震補強工事へ適用した。

キーワード：耐震補強、ポリマーセメントモルタル、吹付け、省スペース、低騒音低振動

1. まえがき

近年、地球環境保護への関心が高まるなか、少子・高齢化、人口減少の到来を背景に、建築物のあり方としてスクラップアンドビルドから既存建物ストック活用へと志向が移りつつある。耐震補強に関する動向については、1995年に発生した兵庫県南部地震を契機に、耐震改修促進法が制定され、耐震改修の重要性が見直された。その後、2011年に発生した東北地方太平洋沖地震においては、耐震補強された建物に大きな被害が生じることなく、耐震補強の有効性が実証された¹⁾。さらに、2013年には耐震改修促進法が改正され、既存不適格建物の耐震性向上の取り組みが促進されることにより、今後、補強工事の増加が見込まれる。

耐震性能が不足する既存建物の耐震補強として、新たに壁を増設する工法が一般的に用いられている²⁾。壁の増設には、オープンフレームに耐震壁を新設する方法（増設壁）や、既存の耐震壁の壁厚を増す方法（増打ち壁）がある。動線や採光等を確保するために補強位置が限定され、増設壁を設置できない場合は、増打ち壁が採用される。増打ち壁による耐震補強では、通常、現場打ちコンクリートにより既存耐震壁の壁厚を増すが、コンクリートの打込みに伴う騒音、打込み現場におけるコンクリートポンプ車や配管に必要な広い施工スペース、および型枠設置の工事期間の確保が問題となる。また、増

打ち壁と既存躯体の一体化を図るため、通常、あと施工アンカーが用いられるが、あと施工アンカー工事には騒音や振動が伴うため、建物を使用しながらの耐震補強工事は難しく、建物使用者の一時的な移転が必要となる場合もある。

そこで、増打ち壁を既存躯体とエポキシ樹脂で接着接合する方法を採用し、コンクリートを打ち込む代わりにポリマーセメントモルタル（以下、「PCM」）の吹付けにより増打ち壁を構築する工法（以下、「本工法」）を開発し、既報^{3), 4)}にて構造的な性能および設計方法を報告した。今回、本工法を実建物の耐震補強工事に適用するにあたり、既存耐震壁にPCM吹付け時の施工性や、吹付け施工されたPCMの圧縮強度等の強度特性と管理方法を確認するため、実大スケールでの吹付け施工実験を実施した。本報では、施工実験と実建物の耐震補強工事への適用事例について報告する。

2. 工法概要と施工手順

2.1 工法概要

本工法の概要を図-1に示す。本工法では、増打ち壁を既存躯体とエポキシ樹脂で接着接合する（以下、「接着工法」）。なお、従来のあと施工アンカーにより接合する（以下、「あと施工アンカー工法」）ことも可能である。

*技術研究所 **西日本支社建築設計部

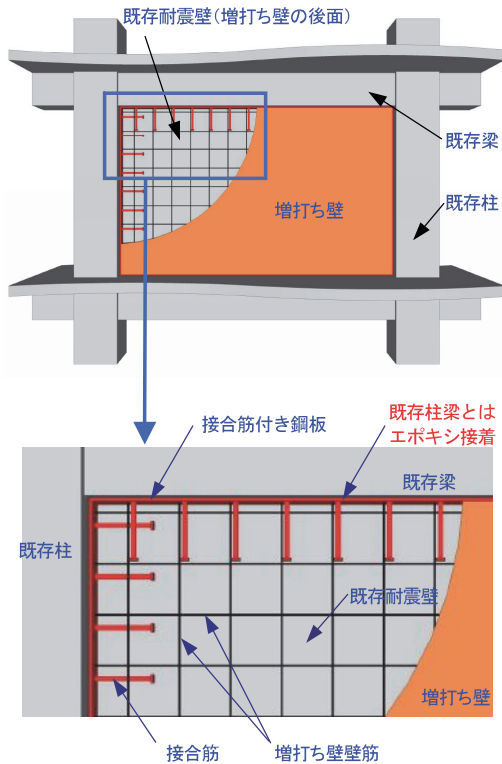


図-1 工法概要

本工法の特長には、

- i. 補強対象が既存壁の存在する位置なのでオープンフレームに壁を新設する場合に比べ建物の機能性を損なわない
- ii. モルタルに高強度材料を使用するため現場打ちコンクリートに比べ壁厚を薄くできる
- iii. 既存躯体と接着接合するため、あと施工アンカー工事の必要がなくなり騒音や振動を低減できる
- iv. 省スペースでの施工（ポンプ車不要）、工期短縮（型枠不要）が可能となる

が挙げられる。

2.2 施工手順

本工法の施工手順を図-2に示す。接着工法と従来のあと施工アンカー工法の違いは、既存柱梁と増打ち壁の接合方法の違いのみで、その他は同じである。

a. 準備工事

既存コンクリート表面に仕上げ材（塗料、タイル、ボード類等）が施されている場合は、仕上げ材を撤去し、コンクリートを露出させる。接着材等が付着している場合にはグラインダー等により除去する。

コンクリートにより既存耐震壁を増厚する工法の場合、既存躯体と新設コンクリートの一体性を高めるため、既存コンクリートの目荒らしを行うが、本工法では付着性に優れているPCMを用いるため目荒らしは不要である。

b. 接合筋付き鋼板の取付け工事

工場で接合筋を溶接した鋼板を、増打ち壁周囲の既存躯体にエポキシ樹脂にて接着接合する。

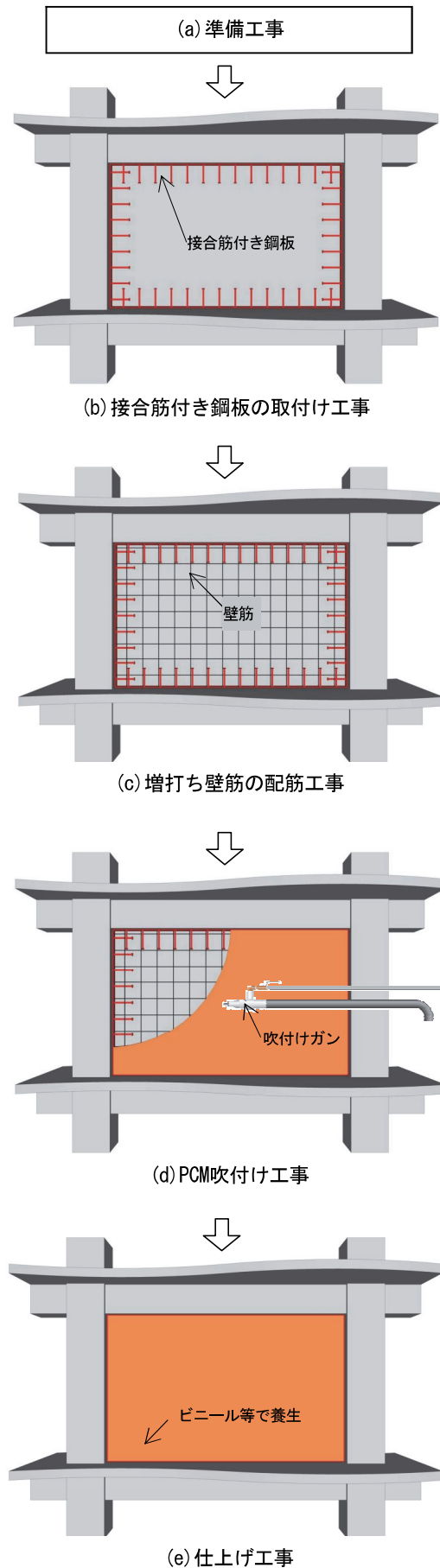


図-2 施工手順

c. 増打ち壁筋の配筋工事

壁筋の配筋作業は従来の方法と同様である。通常、既存躯体との接合部分に割裂防止筋を設置するが、本工法においては不要^{3), 4)}である。

d. PCM吹付け工事

構造実験および施工実験により、耐震補強工事に適用できるPCMを選定した。選定された材料は4種で、設計強度は36 N/mm²、および40N/mm²である。設計基準強度のほか、1回の吹付け厚さや圧送距離等の施工条件により材料を使い分ける。

また、各材料に応じた練り混ぜ方法、吹付け機器を用いて吹付け施工を行う。

e. 仕上げ工事

表面を左官仕上げ後、乾燥ひび割れを防止するため、ビニール等で養生する。

3. 施工実験

3.1 実験概要

実験目的は、本工法に用いるPCMの施工性、強度管理方法、強度特性を確認することである。

本工法に用いるPCMには、施工性として吹付け時に自重で垂れないこと、および鉄筋裏へ密実に充填できることが要求される。また、強度管理として練り混ぜ時、吹付け時の圧縮強度の管理方法を定める必要がある。一方、本工法では、既存耐震壁と増打ち壁のせん断耐力を単純累加する設計法⁴⁾を提案しているため、強度特性として吹付け施工したPCMの圧縮強度、ヤング係数、ポアソン比を確認する必要がある。

施工実験での確認項目を表-1に、試験体の概要を表-2に、PCM練り混ぜ状況を写真-1に、吹付け施工状況を写真-2に示す。

表-1 施工実験での確認項目

	確認項目
施工性	自重で垂れない回の吹付け厚さ 1回で壁厚を吹き付けることができない場合の壁厚方向の分割方法(層分け)
	PCMの鉄筋裏への充填性
強度管理	PCMの増打ち壁の圧縮強度の管理方法
強度特性	圧縮強度、ヤング係数、ポアソン比等の物性値

表-2 施工実験試験体の概要

吹付け材 PCM		市販品 4種 [A, B, C, D]*	
増打ち壁	壁厚	160mm	
	配筋	材料 A, C, D	D10@200 (ダブル)
		材料 B	D10@200 (シングル)
	接合筋	材料 A, C, D	D13@200 (ダブル)
		材料 B	D13@200 (シングル)
割裂防止筋	ただし、あと施工アンカー φ100-D6@50		

*材料特徴 圧送可能距離：材料A, Bは30m程度、C, Dは30m以上

試験体の壁厚、壁筋、接合筋は構造実験⁴⁾の結果を元に決定した。なお、施工実験ではPCMの施工性や強度特性の確認が目的のため、接合筋付き鋼板による既存躯体との接着接合ではなく、接合筋と同径、同ピッチのあと施工アンカーにより接合した。また、鉄筋の裏側の充填性を確認する上で条件が悪い過密配筋を再現するため、本工法では不要な割裂防止筋を配置した。

まず、各材料に応じた練り混ぜ水量、およびフレッシュ管理値でモルタルを練り上げ、吹き付けた。材料によっては1回の吹付け厚さが異なり、厚くすると材料が自重で垂れてくる懸念された。材料A, C, Dは



写真-1 PCM練り混ぜ状況



写真-2 吹付け施工状況



<左官仕上げ>

写真-3 仕上げ状況

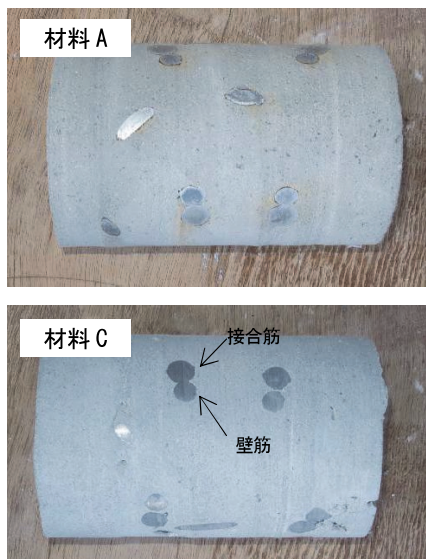


写真-4 PCM充填状況の一例

1回で壁厚160mmを吹き付けることが不可能なため、壁厚方向に3層に分け、吹き付けることとした。各層はダブル配筋の各鉄筋を覆う厚さまでとした。すなわち、1層目はダブル配筋の1列目の鉄筋を覆う厚さ60~70mm、2層目は2列目の鉄筋を覆う厚さ60~70mm、3層目は仕上げ吹きとして厚さ約30mmとした。なお、材料Bは1回で200mm以上吹付けが可能な材料であるため、1回で160mmを吹き付けた。吹付け後、左官仕上げを行い、その後、乾燥を防ぐため表面をマスキングシートで覆った。仕上げ状況を写真-3に示す。

3.2 施工性能

選択したPCMは吹付け施工時に既存耐震壁より垂れることなく、今回実施した層分けの方法で施工可能であることが分かった。

また、PCM硬化後にその充填性を確認するため、配筋が過密な位置からコアを採取した。コアのPCM充填状況の一例を写真-4に示す。有害となる空隙は確認されなかった。

3.3 強度特性

a. 圧縮強度と管理方法

ミキサ練り直後の試料と圧送ホースのノズル先から採取した吹付け試料、およびコア供試体の強度試験結果の一例を図-3に示す。ノズル先から採取した試料は、ミキサから直接採取した供試体よりも圧縮強度が大きい傾向にあった。また、いずれの材料においてもコア供試体の強度は、ノズル先から採取した供試体と同等以上の強度であった。そのため、本工法では強度管理をノズル先から採取したPCMにより行うこととした。

図-4に、ノズル先から採取した吹付け試料供試体の現場封緘28日強度を示す。材料Aは40 N/mm²以上、材料B~Dは50 N/mm²以上であった。これらの結果から、各材料の設計基準強度として、材料Aは36N/mm²、

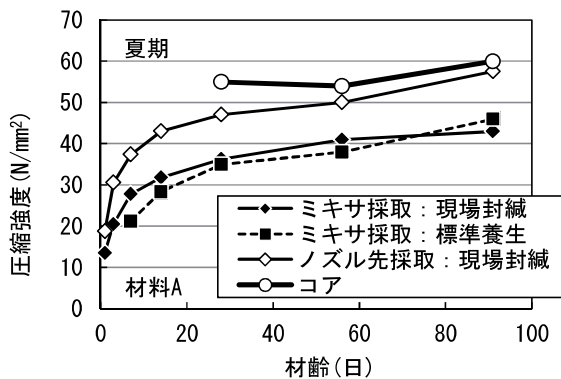


図-3 圧縮強度試験結果の一例

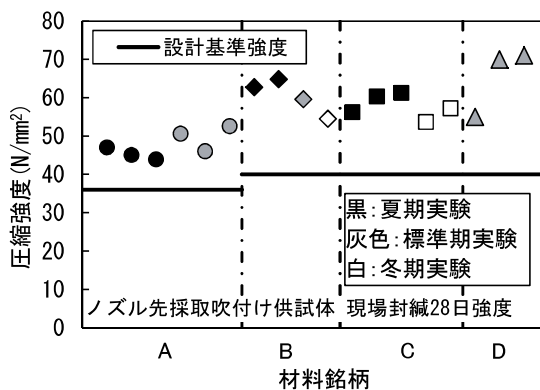


図-4 各材料の現場封緘28日強度

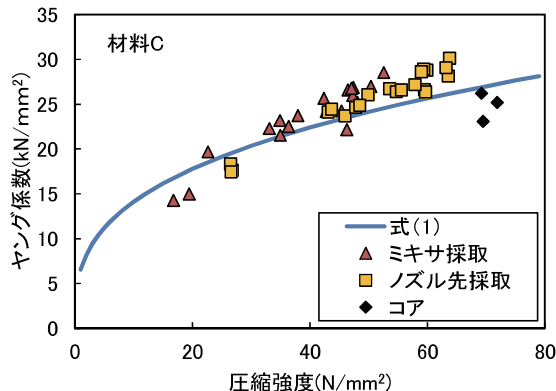


図-5 圧縮強度とヤング係数の関係

材料B~Dは40N/mm²とした。

b. ヤング係数とポアソン比

材料Cの圧縮強度とヤング係数の関係の試験結果の一例を図-5に示す。同図にはRC規準⁵⁾によるコンクリートのヤング係数の計算式(1)による値を併せて示す。この結果から、PCMのヤング係数もコンクリートに準じて推定できることを確認した。

$$E = 33500 \cdot \left(\frac{\gamma}{2.4}\right)^2 \cdot \left(\frac{\sigma_B}{60}\right)^{1/3} \quad (1)$$

ここに、 E : ヤング係数 (N/mm^2)
 γ : モルタルの単位容積質量 (t/m^3)
 σ_B : モルタルの圧縮強度 (N/mm^2)

また、図-6に PCM の圧縮強度とポアソン比の関係を示す。ミキサ採取とノズル先採取とも、ポアソン比は概ね 0.2 であることを確認した。

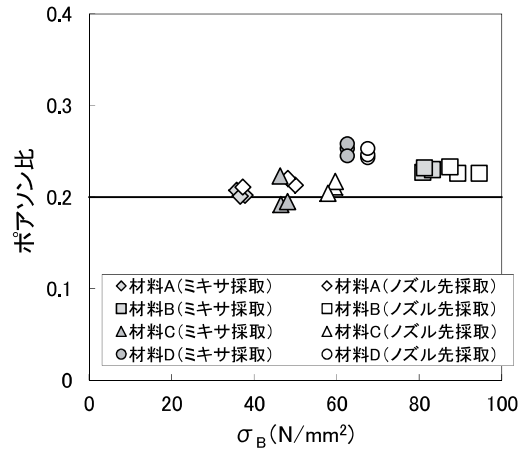


図-6 圧縮強度とポアソン比の関係

4. 適用耐震補強工事

4.1 建物概要と補強増打ち壁の概要

本工法を適用した建物の概要、および耐震補強概要を表-3に、本工法による補強位置を図-7に示す。本建物では、あと施工アンカーが既存躯体中の鉄骨フランジに干渉し、必要な埋め込み長さが確保できないため、増打ち壁補強 18 構面のうち、2 構面に本工法を適用した。

補強増打ち壁の概要を表-4に示す。設計基準強度が $36N/mm^2$ 、圧送距離が 30m 以内であることから、図-4に示す材料 A を選定した。

4.2 施工状況

吹付け施工の準備工事として、既存躯体の仕上げ材撤去後、壁面にクラックが確認されたため、樹脂注入により補修を行った。接合筋の取付け状況を写真-5、6に、配筋状況を写真-7に示す。あらかじめ工場において接合筋を長さ 1.2~2.0m の鋼板に所定ピッチで溶接し、その鋼板をエポキシ樹脂を用いて既存躯体に接着した。また、吹付け施工に先立ち、使用する PCM の試験練りを行い、練り混ぜ水量を決定した。フレッシュと圧縮強度の試験結果を表-5に示す。今回採用した PCM については施工実験と同様に、コンクリート用スランブコーンの 1/2 の寸法のスランブコーンによるミニスランブ試験により管理した。

吹付け施工状況を写真-8に示す。壁厚 100mm でシングル配筋であったため、2 層に分けて吹き付けた。1 層目の吹付け厚さは、鉄筋を覆う厚さの約 70mm、2 層目は仕上げ吹きとして厚さ約 30mm 吹き付けた。

吹付け後、左官仕上げを行い、その後、乾燥を防ぐた

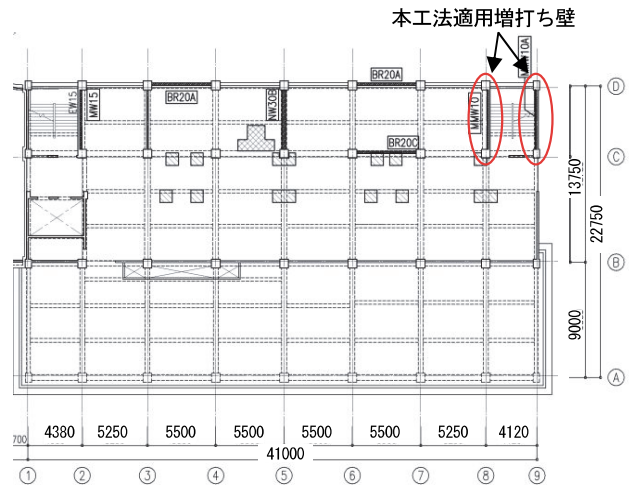


図-7 本工法適用階の平面図



<接合筋付き鋼板>

写真-5 接合筋の鋼板への取付け状況

建物用途	病院から集合住宅へ用途変更
延床面積	6219.195m ²
建物規模	地上 8 階、地下 1 階 (8×3 スパン)
構造種別	鉄骨鉄筋コンクリート造
竣工年	1981 年

<耐震補強概要>
 桁行方向：鉄骨ブレース補強、および耐震スリット
 梁間方向：増設耐震壁補強
 新設耐震壁 11 構面、
 増打ち壁 18 構面のうち、本工法適用 2 構面

設計基準強度	36N/mm ²	
増打ち壁	壁厚	100mm
	配筋	D10@150 シングル
	接合筋	D16@200 シングル
PCM 吹付け総量	2.2m ³	

表-5 フレッシュと圧縮強度の試験結果

	管理値	1日目		2日目	
ミニスランプ (mm)	15~45	33	45	37	42
練り上がり温度(°C)	10~35	31	28	28	28
圧縮強度* (N/mm ²)	36	50.8		50.4	

*ノズル先採取試料現場封緘材齢28日



写真-6 接合筋付き鋼板の取付け完了状況



写真-7 配筋状況



写真-8 吹付け施工状況



写真-9 仕上げ状況

め、表面のマスキング養生を行った。仕上げ状況を写真-9に示す。

圧縮強度の管理は、ノズル先から採取した吹付け試料による現場封緘の供試体を用い28日で実施した。圧縮強度の試験結果を表-5に併せて示す。これにより、管理強度である36N/mm²を上回ることを確認した。

5. まとめ

本工法を実際の建物の補強に適用できることを以下のことから確認した。

- i. 壁厚方向に層分けする施工方法で、PCMが自重で垂れるのを防止できる
- ii. 吹付け施工したPCMには有害となる空隙は見られず、密実に充填できる
- iii. 吹き付けたPCMのコア供試体の強度は、ノズル先から採取した供試体と同等以上の強度を有しており、ノズル先の強度で管理できる
- iv. PCMのヤング係数はコンクリートに準じ評価でき、ポアソン比は0.2として設計できる

6. あとがき

本工法は、その特長から従来の施工が困難な場合においても対応可能であることから、適用場面は増えていくことが予想される。今後も耐震改修促進に貢献していきたい。

【参考文献】

- 1) 例えば、高橋香菜子、Hamood AL-WASHALI、前田匡樹、「2011年東北地方太平洋沖地震における宮城県内のRC造校舎の耐震性能と被害傾向の検討と被害事例」、コンクリート工学年次論文集、Vol.34、No2、2012.5
- 2) 日本建築防災協会、「既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修指針・同解説」、2001
- 3) 岸本 剛、河野政典、山上 聡、服部晃三、平松一夫、「モルタル吹き付けによる既存耐震壁の耐震補強工法の開発」、奥村組技術研究年報 No.39、2013
- 4) 岸本 剛、河野政典、服部晃三、山口敏和、秋竹壮哉、「モルタル吹き付けによる既存耐震壁の耐震補強工法の拡充」、奥村組技術研究年報 No.41、2015
- 5) 日本建築学会、「鉄筋コンクリート計算規準・同解説」、2010

現場添加型の高流動化コンクリートの実用化

トラックアジテータによる製造実験と

実工事への適用性に関する実機実験

Practical Application of Site-Mixed High-Superplasticized Concrete

- Mixing Test Using Truck Agitator and Practical Application Test -

河野政典* 横山聡司**

要旨

建設現場において、レディミクストコンクリートを積載したトラックアジテータに、分離抵抗性を有する流動化剤を添加し製造する高流動化コンクリートを実用化するため、トラックアジテータによる製造実験と、実工事への適用性に関する実機実験を行った。その結果、トラックアジテータを用いて安定したフレッシュ性状のコンクリートを製造するための攪拌条件が得られ、実工事への適用に際して必要となるフレッシュ性状が十分維持でき、圧縮強度は流動化前後で同等であることを確認した。本実験結果に基づき、コンクリートに流動性、充填性が求められる部材への本現場添加型の高流動化コンクリートの適用を進めている。

キーワード：現場添加、高流動化コンクリート、トラックアジテータ、流動化剤

1. まえがき

近年、形状が複雑な部材、配筋が密な部材が増えつつあり、コンクリート工事においては、それらに対応すべく、流動性、充填性が高い高流動コンクリートのニーズが高まってきている。高流動コンクリートとしては、JIS A 5308 高強度コンクリート（以下、「JIS 高強度コン」と称す）や、大臣認定高強度コンクリート（以下、「認定コン」と称す）が使用されている。しかし、これらのコンクリートを用いた場合、必要以上に強度が高くなることが多く、さらに、セメント量が多いためひび割れ発生リスクが高まる。また、JIS 高強度コンや、認定コンの製造については、レディミクストコンクリート工場が限定される。これらの問題の解決手段として、建設現場で JIS A 5308 普通コンクリート（以下、「JIS 普通コン」と称す）を積載したトラックアジテータに流動化剤、あるいは、高性能 AE 減水剤を投入し、流動性を高めたコンクリートを製造する方法がある。しかし、これらの混和剤を投入すると流動性が高められる一方、材料分離が懸念されることから、JASS5 では流動化コンクリートのスランプの上限を条件付きで 23cm としている¹⁾。このような背景から、近年、材料分離を抑えるために増粘成分が配合された流動化剤（増粘剤一液タイプ）が開発されている²⁾。この流動化剤を用いることによって、

全国の現場で、より流動性の高いコンクリートが使用できるようになる。しかしながら、現場添加型の高流動化コンクリートについては、安定したフレッシュ性状を得るためのトラックアジテータによる製造方法の確立が必要であり、また、実現現場へ適用するためには、各季節におけるフレッシュコンクリートの経時変化や、圧縮強度への影響を把握する必要がある。

そこで、今回、現場添加型の高流動化コンクリートの実用化を目的として、トラックアジテータによる製造実験と、実工事への適用性に関する実機実験を行った。本報では、その概要および得られた結果について報告する。

2. 高流動化コンクリートの対象範囲と条件

実用化を目指す現場添加型の高流動化コンクリートの流動化前のコンクリート（以下、「ベースコン」と称す）には、調合管理強度 27~45N/mm² の JIS 普通コンを用いた。

流動化の目標スランプフローについては、JIS 普通コンの規格外となるスランプ 23cm に相当するフロー45cm を最小とし、50cm、55cm の計 3 点を設定した。一般的な調合設計では、スランプやスランプフローに応じ、ワーカビリティを考慮し、最適な細骨材率を決定する。しかし、流動化後の細骨材率はベースコンと変わらない

*技術研究所 **東日本支社建築工務部

ため、そのスランプフローに対しての最適な細骨材率とずれが生じる。そこで、事前の室内実験により、流動化後のワーカビリティに不具合が生じないベースコンのスランプの条件を検討した。その結果に基づき、目標スランプフローを 55cm とするベースコンのスランプを 21cm、スランプフロー50cm では 18cm、スランプフロー45cm では 15cm とした。

一般的に、目標スランプフローが大きいほど、分離抵抗性が小さくなると考えられ、また、JASS5 ではスランプを 21cm とする条件として調査管理強度 33N/mm² 以上としている。これらを考慮し、ここでは、スランプ 21cm をベースコンとするスランプフロー55cm については、調査管理強度を 36 N/mm² 以上とした。また、JASS5 では単位水量を 185kg/m³ 以下としていることから、AE 減水剤を用いたベースコンについては、スランプ 18cm で単位水量が 185kg/m³ 程度となる調査管理強度 33 N/mm² までとした。以上の条件をまとめると、表-1となる。

3. トラックアジテータによる製造実験

3.1 実験概要

a. 実験要因と組合せ

トラックアジテータのドラムミキサの回転、攪拌によって、均一なフレッシュ性状を有する流動化コンクリートの製造条件を検討するため、生コンの積載量、流動化剤の添加方法、攪拌時間、および攪拌速度を実験要因とした。実施した製造実験の組合せの一覧を表-2に示す。実験は3工場で行い、A工場では夏期、標準期、冬期の3期で実施した。実験に用いるコンクリートについては、セメント量が少なく、また、ベースコンのスランプが小さいほど、所定の流動化フローを得るために要する攪拌時間が長くなると考え、ベースコンは調査管理強度 27N/mm²、スランプ 15cm の調査とした。なお、実用化の対象範囲の上限とした 45 N/mm²、スランプ 21cm の調査についても、確認のため実験水準の一つに加えた。

トラックアジテータの最大回転速度、すなわち高速回転速度について、20台のトラックアジテータで調査したところ、1分間あたりの回転数は最小 13.0、最大 20.7、平均 15.6 回であった。そこで今回の実験では、いずれのトラックアジテータでも攪拌ができ、比較的騒音が抑えられる 10 回転/分を標準の回転速度として採用した。

攪拌時間については、「流動化コンクリート施工指針・同解説」(以下、「流動化指針」と称す)を参考に、2分および3分を実験水準としたが³⁾、後述の実験結果に示す通り、積載量 4.0m³ で2分間の攪拌では均一性が得られなかった。そのため3分間の攪拌を基本とし、さらに、流動化剤の分散性を高めるため、流動化剤の投入を2回に分け、初めに所要の半量を投入し、1分間攪拌

表-1 高流動化コンクリートの対象範囲と条件

	流動化目標スランプフロー				
	45cm		50cm		55cm
調査管理強度 (N/mm ²)	27~33	36~45	27~33	36~45	36~45
使用する減水剤	AE 減水剤 高性能 AE 減水剤	高性能 AE 減水剤	AE 減水剤 高性能 AE 減水剤	高性能 AE 減水剤	高性能 AE 減水剤
ベースコンの条件	スランプ (cm) 15		18		21

表-2 製造実験の組合せ一覧

工場	時期	試験内容					
		ベースコンの管理強度と混和剤種類	ベースコンスランプ→流動化フロー (cm)	積載量 (m ³)	流動化剤投入方法	攪拌時間 (分)	回転速度 (回転/分)
A	夏期	27N/mm ² AE	15→45	4	一括	2	10[中速]
				4	2分割	1+2	10[中速]
	標準期	27N/mm ² AE	15→45	4	2分割	1+2	10[中速]
				4	一括	2	15[高速]
	冬期	27N/mm ² AE	15→45	4	2分割	1+2	10[中速]
				45N/mm ² SP	21→55	4	2分割
B	冬期	27N/mm ² AE	15→45	5 (11.5t車)	2分割	1+2	10[中速]
C	標準期	27N/mm ² AE	15→45	4	2分割	1+2	10[中速]

*[ベースコン混和剤種類(AE:AE 減水剤, SP 高性能 AE 減水剤)]

表-3 コンクリートの調査と使用材料

工場	時期	管理強度 (N/mm ²)	スランプ (cm)	W/C (%)	S/A (%)	単位量 (kg/m ³)				Ad Cx%
						W	C	S	G	
A	夏期	27	15	53.7	44.5	175	326	792	1011	1.1
	標準期	27	15	54.9	45.2	172	314	813	1009	1.0
	冬期									0.9
B	冬期	45	21	39.4	46.0	172	437	781	936	0.9
B	冬期	27	15	55.0	49.0	173	315	878	940	0.75
C	標準期	27	15	54.8	48.0	172	314	863	944	1.2

【使用材料】

セメント：普通ポルトランドセメント

細骨材：A工場 山砂(富津産)+砕砂(八戸産)

B工場 砕砂(菅野産)+砕砂(横瀬産)+山砂(成田産)

C工場 砕砂(相模原産)+山砂(富津産)+砕砂(横瀬産)

粗骨材：A工場 2005 石灰岩砕石(八戸産)

B工場 2010+1505 石灰岩砕石(横瀬産)

C工場 2005 石灰岩砕石(相模原産)+硬質砂岩砕石(奥多摩産)

混和剤：A工場 x社製 AE 減水剤(管理強度 27N/mm²)

y社製 高性能 AE 減水剤(管理強度 45N/mm²)

B, C工場 y社製 AE 減水剤

流動化剤 y社製増粘剤一液タイプ

後、残りの半量を投入し、2分間攪拌する方法とした。

積載量は 10t 車で、満載に近い 4.0m³ を基本とした。なお、近年都心で見られる 11.5t 車についても実験を行い、その場合については満載に近い 5.0m³ で行った。また、10t 車の実験においては、約半量となる 2.0m³ の積載条件でも実験を行った。

b. 調査と材料

コンクリートの調査と使用材料を表-3に示す。流動化剤には増粘剤一液タイプを用い、全ての工場で同一の

ものを使用した。流動化後のフレッシュ管理値を表-4に示す。ベースコンの空気量はいずれの調合も4.5%とし、流動化後のコンクリートの空気量も同様とした。

c. 実験方法と試験項目

コンクリートを実機で練り上げ、一般的な現場荷卸し時間として25分後を想定し、ベースコンのフレッシュ試験（スランプ、空気量、コンクリート温度）を実施した。荷卸しのフレッシュ性状確認後、表-2に示す条件で流動化を行った。ドラムミキサ内の均一性を確認するため、流動化後、ドラムミキサからコンクリートを連続排出し、初流、中流、終流のコンクリート試料を採取してフレッシュ試験、および圧縮強度用の供試体を製作した。

均一性の判定について、流動化指針には、トラックアジテータ内のコンクリートのおよそ1/4と3/4のところから試料を採取してスランプ試験を行った場合、両者のスランプの差が3cm以内であることが記されている³⁾。ここで、スランプ管理における管理幅±2.5cmに対して、均一性の判定基準3cmの比は0.6である。これを参考に、スランプフローにおける均一性の判定基準は、フローの管理幅±7.5cmに対して0.6より小さい、約0.3となる5cm以内とした。すなわち、初流、中流、終流から採取したスランプフロー値を用い、3つのスランプフローの差が5cm以内であれば均一性を有すると判断した。

圧縮試験供試体は標準養生とし、材齢7、および28日に試験を行った。

3.2 実験結果

a. スランプフロー

スランプフローの比較を図-1(1)、(2)に示す。図-1(1)に示すように、A工場の夏期において実施した攪拌時間2分の結果では、スランプフローの測定値の差が5cmを超える結果となった。しかし、攪拌時間3分とした場合、測定値の差が5cm以内であったため、均一性を有すると判断した。

標準期において実施した高速攪拌（15回転/分）の実験では、中速と回転数が同一となる2分間の攪拌で均一性が得られる。また、積載量を半量とした2.0m³の実験においては、中速2分の攪拌で均一性が得られる。さらに、調合管理強度の上限とした45N/mm²においても、中速3分の攪拌で均一性が得られることを確認した。

図-1(2)に示すように、B工場で実施した5.0m³積載でも、4.0m³積載と同一攪拌条件で均一性が得られることを確認した。

実験結果から、通期にわたり、均一性が確保される攪拌の条件を表-5に示す。

b. 圧縮強度

圧縮強度の比較の一例を図-2に示す。ベースコンクリート、流動化後の初流、中流、終流の圧縮強度はいずれの条件においても、ほぼ同じであった。さらに、フ

表-4 スランプフローと空気量の管理幅

		管理幅
流動化 コンクリート	スランプフロー	45±7.5cm 55±10cm
	空気量	4.5±1.5%

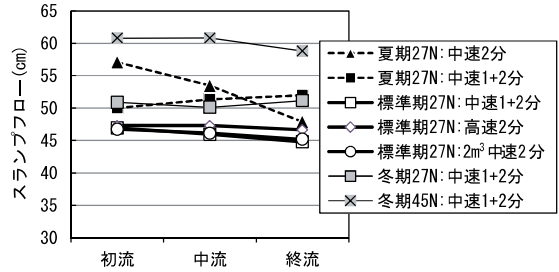


図-1(1) スランプフローの比較[A工場]

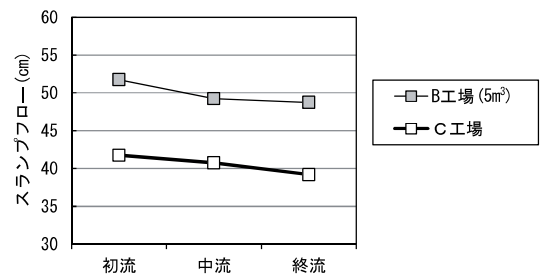


図-1(2) スランプフローの比較[B、C工場]

表-5 攪拌の条件

回転速度	10回転/分
攪拌時間	1+2分
流動化剤投入方法	初めに半量、1分間攪拌後、残り半量を投入
積載量	10t車では4.0m ³ まで、11.5t車では5.0m ³ まで

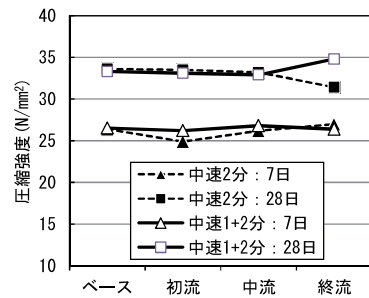


図-2 圧縮強度の一例[A工場夏期]

レッシュ試験において均一性を満足しなかったA工場の夏期の攪拌時間2分においても、圧縮強度については、初流、中流、終流ともほぼ同じであった。

4. 実工事への適用性に関する実機実験

4.1 実験概要

a. コンクリートの概要

流動化後のフレッシュコンクリートの経時変化、圧縮

強度等への影響について検討した実機実験の一覧を表-6に示す。コンクリートの調合管理強度は、実用化の対象範囲とした 27~45N/mm²、流動化フローは 45~55cmとした。また、製造実験同様、実験は3工場で行い、A工場では3期にわたり実施した。

b. 調合と材料

コンクリートの調合を表-7に示す。使用材料は表-3と同じである。流動化剤は全ての工場で同一のものとした。経時変化によりスランブフローが管理幅を下回った場合、スランブフローを回復させるため、流動化剤を再添加する。その際は、増粘成分が含まれていない通常の流動化剤を用いることとした。これは、再添加の時点で、既にコンクリートに最初の流動化剤に含まれている増粘成分が混入されているからである。

流動化後のフレッシュ管理値を表-8に示す。

表-6 実機実験の一覧

記号	27F45AE	30F50AE	33F50AE	33F50SP	36F55SP	45F55SP	
管理強度 (N/mm ²)	27	30	33	33	36	45	
混和剤種類	AE	AE	AE	SP	SP	SP	
ベースコン→流動化フロー (cm)	15→45	18→50	18→50	18→50	21→55	21→55	
A工場	夏期	○	-	○	○	-	○
	標準期	○	-	○	○	-	○
	冬期	○	-	○	○	-	○
B工場	冬期	-	○	-	○	-	
C工場	標準期	-	○	-	○	-	

*[ベースコン混和剤種類(AE:AE減水剤,SP高性能AE減水剤)]

表-7 コンクリートの調合と使用材料

工場	時期	記号	W/C (%)	S/A (%)	単位置量 (kg/m ³)				Ad Cx%
					W	C	S	G	
A	夏期	33F50AE	46.5	43.6	186	400	736	974	1.1
		33F50SP	48.5	46.5	173	357	818	963	1.2
		45F55SP	38.8	45.8	172	444	773	936	1.15
	標準期	33F50AE	47.4	44.4	182	384	760	974	1.0 (0.9)
		33F50SP	49.4	46.8	173	351	826	960	1.1 (1.0)
		45F55SP	39.4	46.0	172	437	781	936	1.0 (0.9)
B	冬期	30F50AE	50.8	48.5	183	360	839	915	0.75
		36F55SP	45.6	51.7	175	384	894	859	0.75
C	標準期	30F50AE	51.7	47.5	185	358	821	915	1.4
		36F55SP	47.4	49.6	175	370	866	885	1.0

A工場 27F45AEは表-3の通り、Ad()内は冬期添加率

表-8 スランブフローと空気量の管理幅

		管理幅
流動化 コンクリート	スランブフロー	27F45 : 45±7.5cm 30F50, 33F50 : 50±7.5cm 36F55 : 55±7.5cm 45F55 : 55±10cm
	空気量	4.5±1.5%

c. 実験方法と試験項目

コンクリートの練り量を 2.0m³とし、製造実験と同様に、コンクリートを実機で練り上げ、25分経過後にベースコンのフレッシュ試験を行い、その後、流動化を行った。流動化の攪拌の条件は表-5に準じた。

流動化後、スランブフロー、空気量試験に加えて、表-9に示す材料分離抵抗性に関する試験を練り上がりから120分経過まで実施した。

さらに、ベースコンと流動化後の圧縮強度を比較するため、供試体をそれぞれで採取し、標準養生を行って、材齢7、および28日に圧縮強度試験を行った。

4.2 実験結果

a. スランブフロー

夏期におけるスランブフローの経時変化の一例を図-4(1)に、標準期の一例を図-4(2)に示す。流動化後の

表-9 材料分離抵抗性に関する試験項目

試験項目	試験方法
Jリング試験	スランブコンの周囲に障害物となる直径300mmのリングに等間隔にφ16の鋼棒を16個取り付けた治具をセットし(写真-1)、スランブフロー試験の要領でスランブコンを引き抜いた後、スランブフローの広がり距離を測定。
L型フロー試験	図-3に示すL型フロー試験器を用いて流動後のスランブ、フロー(流動距離)を測定。
L型フロー粗骨材洗い試験	フロー後の流動先端部と流動元のコンクリート試料を3リッター採取し、粗骨材を洗い出し、水中質量を測定。
円筒貫入試験	内径φ30の筒の周囲にφ7mmの穴が28個空いた円筒貫入試験器(写真-2)を、コンクリート試料を詰めたφ150、深さ300mmの容器に挿入し、10秒後に引き上げる。流入したモルタルの高さを測定(2回平均)。



写真-1 Jリング試験状況 写真-2 円筒貫入試験器

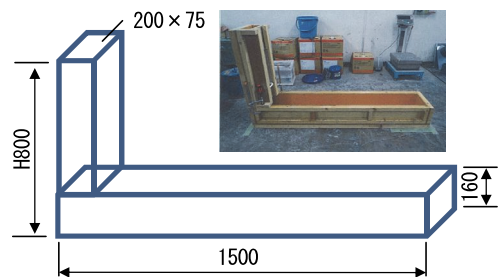


図-3 L型フロー試験器の形状

スランプフローは、時間経過とともに小さくなる傾向にあった。夏期（外気温 25℃以上）においては、打込み終了までの時間の限度を 90 分と想定した。図-4 (1) に示すように、A 工場で実施した夏期の 33F50SP では、流動化直後のフローが管理幅の下限近傍であったため、90 分後にフローが管理値を下回ったが、その後、流動化剤の再添加によりフローが回復することを確認した。一方、標準期、および冬期においては、打込み終了までの時間の限度を 120 分と想定した。図-4 (2) に示すように、A 工場の標準期の実験では、いずれも 120 分までフローが管理範囲内にあったが、流動化剤の再添加によりフローが回復することを一部の調査で確認した。なお、B および C 工場におけるスランプフローの経時変化の傾向については、A 工場と大きな違いはなかった。

一般的な流動化コンクリートにおいては、流動化後のスランプ低下が大きいとされている¹⁾。しかし、今回用いている流動化剤で製造した高流動化コンクリートにおいてのスランプフローの低下はなだらかであり、また、

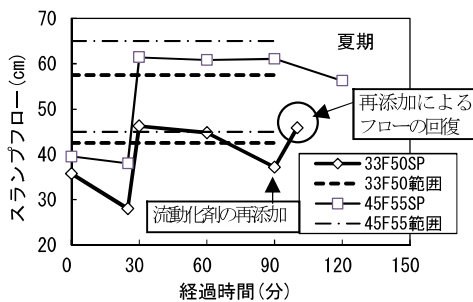


図-4 (1) スランプフローの経時変化の一例 [A工場夏期 SP 調査]

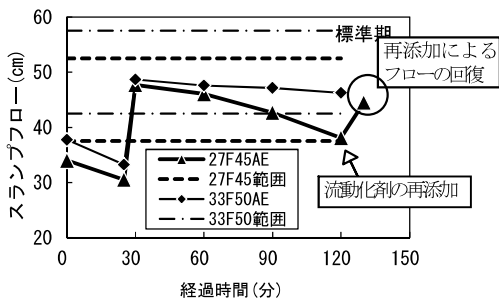


図-4 (2) スランプフローの経時変化の一例 [A工場標準期 AE 調査]

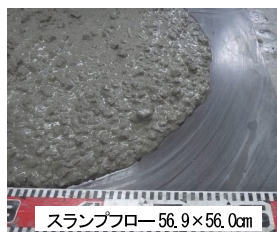


写真-3 スランプフローの状態[夏期 33F50AE]



写真-4 Jリングフローの状態[夏期 33F50AE]

フローの管理値を下回った場合でも、再添加することでフローの回復が可能であることから、実工事への適用性を十分有するものであった。

なお、A 工場で実施した夏期の 33F50AE では、管理値の上限近傍であったが、写真-3 に示すように、スランプフローの状態から分離傾向は確認されなかった。

b. 空気量

流動化前後の空気量の比較を図-5 に示す。流動化後の空気量の変化は、-0.5~+0.3%の範囲であり大きな変化はなかった。また、再添加における空気量の変化は、-0.1~+0.5%の範囲で、ベースコンを流動化した場合よりわずかにプラス側であるが、大きな違いはなかった。

c. Jリングフロー

J リング試験の結果として、J リングフローとスランプフローとの差の一例を図-6 に示す。フロー差に変動はみられるものの、その差は多くの場合で-5~0cm の範囲内となり、ASTM C1621/C1621M-14 の判定では「極端なブロッキングは見られない」との評価である。すなわち、間隙性や分離抵抗性については問題のない程度の性能を有していると判断した。

スランプフローの上限値であった A 工場夏期 33F50AE は、写真-4 に示すように、J リングフローの状態からも分離傾向は確認されなかった。

d. L型フロー

L型フローの状況を写真-5 に示す。写真に示すように、いずれの調査においても、流動先端部まで粗骨材は良好に流動し、分離しなかった。

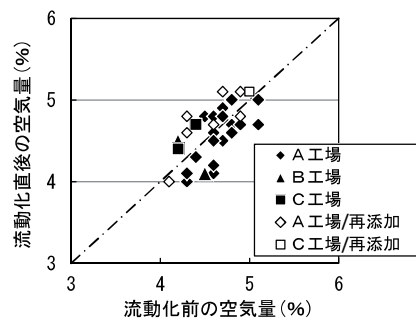


図-5 流動化前後の空気量の比較

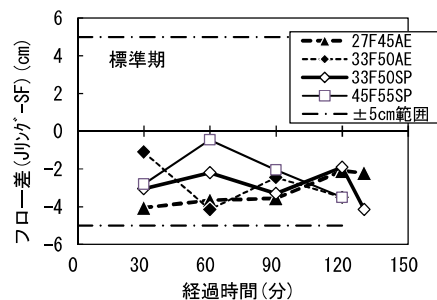


図-6 Jリングフローとスランプフローとの差の一例 [A工場標準期]

また、粗骨材洗い試験で測定した流動元の粗骨材水中質量に対する流動先端部の粗骨材質量の比は、いずれも 1.0 以上であり、粗骨材の良好な流動性を示した。

e. 円筒貫入量

A 工場における円筒貫入量とスランプフローの関係を図-7 に示す。スランプフローが大きいほど貫入量が多い傾向にあり、ベースコンクリートに高性能 AE 減水剤 (SP) を使用した調査より、AE 減水剤 (AE) を使用した調査のほうがやや多く、夏期 33F50AE が最も貫入量が多い結果となった。前述のように、夏期 33F50AE はスランプフロー、および J リング試験において分離傾向は見られず、また、L 型フロー試験におけるフロー先端部分にも粗骨材が良好に流動していた。しかしながら、別途実施した現場添加型高流動化コンクリートの施工実験実績において、円筒貫入量が 40mm 程度のコンクリートでは、部材の打込みにおいて粗骨材の沈降は見られなかったが、60mm を超えたコンクリートでは、粗骨材が沈降する傾向にあった。そのため、円筒貫入による分離抵抗性の指標として、ここでは貫入量の上限を 60mm とした。したがって、夏期 33F50AE については、スランプフローを 50cm 程度までに抑えることが望ましい。

f. 圧縮強度

試験結果の一例として、A 工場における流動化前後の材齢 28 日圧縮強度の比較を図-8 に示す。流動化直後の強度、経時 120 分 (流動化後 90 分) までの強度、および再添加後の強度は、ベースコンと同等の強度であった。また、B および C 工場の結果においても同様であった。

5. まとめ

現場添加型の高流動化コンクリートを実用化するため、トラックアジテータでの製造実験と、実工事への適用性の確認として夏期、標準期、冬期の 3 期において実機実験を行った。その結果、安定したフレッシュ性状の高流動化コンクリートが製造できる条件として、流動化剤のドラムミキサへの投入方法、および攪拌方法が得られた。また、その方法で製造したコンクリートについては、打込みに必要となるフレッシュ性状を十分維持することができ、圧縮強度は流動化前後で同等であり、実工事への適用性を有していることを確認した。

6. おわりに

建設現場周辺に、高強度コンクリートの出荷実績を有する工場がない場合、高流動コンクリートの手配が困難となることが多い。そのような地域において、本技術は非常に有効な手段となる。現在、実験結果に基づき、本

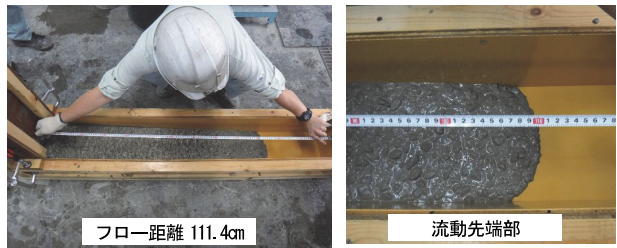


写真-5 L型フローの状況 [A工場標準期 33F50AE]

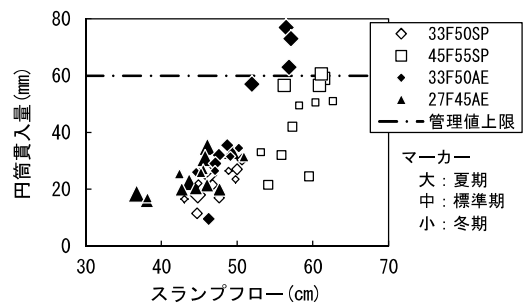


図-7 円筒貫入量とスランプフローの関係 [A工場]

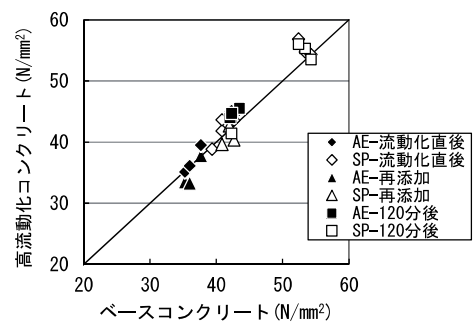


図-8 流動化前後の圧縮強度の比較 [A工場]

現場添加型の高流動化コンクリートを免震下部の基礎コンクリートなどに適用を進めている。また、昨今、増加傾向にある耐震補強工事においても、流動性を有するコンクリートが必要となる場合も多い。今後、そのような工事を含め積極的に適用を進めたい。

なお、本技術については、第三者評価機関より建築技術性能証明を取得している。

【参考文献】

- 1) 日本建築学会、「建築工事標準仕様書・同解説 JASS5 鉄筋コンクリート工事 2015」、pp.457-466、2015.7
- 2) 齊藤和秀、土谷 正、森本孝敏、「JIS A 6204 コンクリート用化学混和剤の変遷～平成における各種混和剤の技術進歩～」、コンクリート工学、Vol.54、No.52、pp.508-513、2016.5
- 3) 日本建築学会、「流動化コンクリート施工指針・同解説」、pp.85-91、1989.9

立体自動倉庫に適用する制震技術の開発

Passively-Controlled Rack for Automatic Warehouse

舟木秀尊* 舟山勇司** 小山慶樹*

要旨

東北地方太平洋沖地震において、立体自動倉庫のラックから荷物が落下する事例が発生した。ラックから荷物が落下すると、荷物が損傷するだけでなく、自動搬送機の走行を妨害し、物流の停滞を招く恐れがある。ラックの地震対策としては、ブレース等を設置して耐震補強する方法やラックの頂部に動吸振器を設置する事例等がある。しかし、動吸振器を設置する地震対策では、荷物の数や配置によってラックの固有周期が変動すると、制震効果が十分に得られない可能性がある。そこで、本研究では、ラックの荷物の状態が変化しても制震効果への影響を少なくできる地震対策として、一对のラックの片側柱脚に転がり支承と粘性ダンパーを取り付けた制震ラックを開発した。

キーワード：立体自動倉庫、制震ラック、転がり支承、粘性ダンパー、振動台実験、地震応答解析

1. まえがき

東北地方太平洋沖地震において、地震動を受けた立体自動倉庫のラックから荷物が落下する事例が発生した。ラックから荷物が落下すると、荷物が損傷するだけでなく、自動搬送機の走行を妨害し、物流の停滞を招く恐れがある。ラックの地震対策としては、ラックの頂部に動吸振器を設置する事例¹⁾等が報告されているが、荷物の数や配置によってラックの固有周期が変動すると、制震効果が十分に得られない可能性がある。そこで、荷物の状態によって制震効果が左右されないように、ラックの長周期化と減衰の付加を同時に実現する制震技術を開発した。

2. 制震ラックの概要

一般的なラック構造を図-1に示す。一对のラックは、自動搬送機の通路を挟んで、荷物の出し入れを行う方向に向かい合っている。製品を置いたパレットは、ラックの柱に設けられた腕木に載せられており、地震によりラックが揺れると滑動して落下することがある。

制震ラックの概念図を図-2に示す。一般的なラックは耐震構造になっており、床に固定されている。それに対し、制震ラックには、頂部で一体化した一对のラックの片方の柱脚に転がり支承とダンパーが取り付けられている。向かい合うラックは、片方の柱脚をローラー支持にすると固有周期が長くなり、地震動との共振を免れることが期待できる。また、あわせてダンパーの変形を増

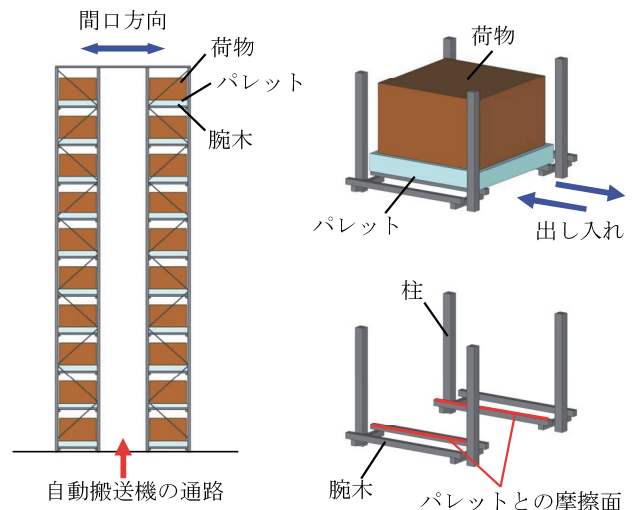


図-1 一般的なラック構造

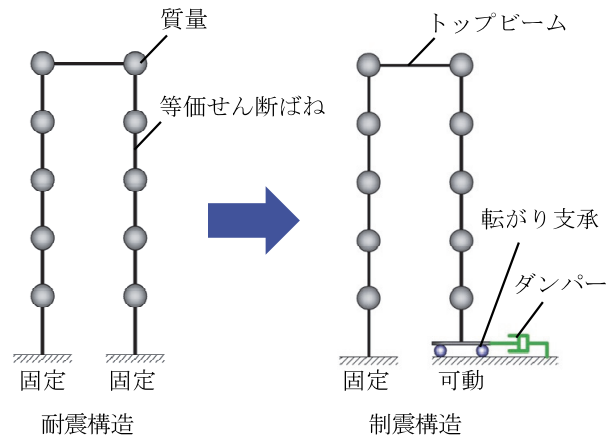


図-2 制震ラックの概念図

*技術研究所 **西日本支社建築設計部

大きさせることで、大きな減衰効果を発揮する。すなわち、地震が発生すると、転がり支承が取り付けられた柱脚が滑らかに水平移動し、その動きに応じてダンパーが減衰を發揮する仕組みである。地震後、可動側ラックの柱脚は、ラック自身の水平剛性を復元力として元の位置に戻る。実機の制震ユニットの外観を写真-1に示す。



写真-1 制震ユニットの外観

3. 地震応答解析

3.1 解析モデル

荷物の落下を表現するため、荷物の積まれたパレットと腕木の間に摩擦力が作用するモデルで地震応答解析を行った。初めに、実在するラックを対象として代表的な3構面を取り出し、立体モデルを作成した。次に、柱脚を固定したラックの頂部に強制変形を与えて水平剛性を求めた後、設計で適用されている等価せん断ばねモデルを作成した。解析モデルの諸元を表-1に、解析モデルの概要を図-3に示す。パレットは腕木に載せられており、接触面でのすべりを考慮するため、静止摩擦係数を $\mu = 0.3$ 、動摩擦係数を $\mu = 0.2$ とした²⁾。また、パレットと腕木との相対変位がパレットサイズの50% (50cm)に達した場合、荷物の積まれたパレットは落下して解析モデル上の荷物とパレットの質量がなくなるものとした。さらに、トップビームには、部材の軸剛性を表すばねを設定した。

表-1 解析モデルの諸元 (片側ラックあたり)

質点	高さ H (m)	質量 m_f (kg)	等価剛性 K_f (kN/cm)	パレットと荷物の質量 m_p (kg)
14	19.01	87.6	20.8	0.0
13	17.59	211.2	24.6	1050.0
12	16.32	120.9	27.8	1050.0
11	15.20	146.5	24.8	1050.0
10	13.91	133.8	25.0	1050.0
9	12.46	219.1	23.8	1050.0
8	11.01	246.7	18.3	1050.0
7	9.49	221.8	24.9	1050.0
6	8.04	248.8	35.8	1050.0
5	6.52	221.8	41.0	1050.0
4	5.07	248.8	49.8	1050.0
3	3.55	203.5	73.3	1050.0
2	2.10	235.6	126.9	1050.0
1	0.58	104.7	239.3	1050.0

3.2 入力地震動

入力地震動は、気象庁、および防災科学技術研究所の強震観測 (K-NET) により得られた表-2に示す3波とした。解析に用いる入力波は、それぞれの地震で得られた水平方向の最大加速度が大きい方向の成分とした。入力加速度レベルは2段階とし、原波とその1/5とした。

3.3 解析結果

地震応答解析から得られた最大応答値の一覧を表-3に示す。制震ラックでは、原波の加速度を1/5にした入力波においてパレットと腕木のずれは極めて小さく、原波を入力した場合でも落下することはなかった。一方、非制震ラックでは、原波の加速度を1/5にした入力波においてパレットと腕木のずれは最大で8.9cm発生し、原波を入力した場合には50cmに達して落下するものがあった。この結果から、制震ラックは積荷の落下を防止できることを確認した。

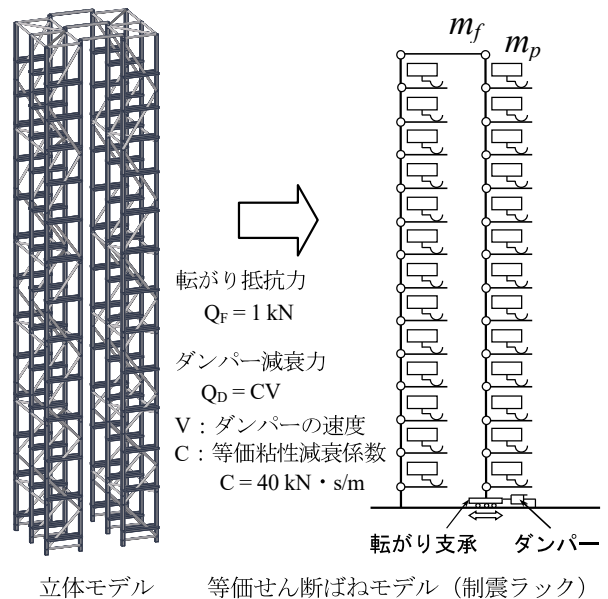


図-3 解析モデルの概要

表-2 入力地震動

地震波	観測点	計測震度 (震度)	最大加速度 (方向)
1995年1月17日 兵庫県南部地震	神戸海洋気象台	6.4 (6強)	818 cm/s ² (NS)
2004年10月23日 新潟県中越地震	小千谷市城内	6.3 (6強)	898 cm/s ² (EW)
2011年3月11日 東北地方太平洋沖地震	K-NET 白河	6.1 (6強)	1295 cm/s ² (NS)

表-3 最大応答値の一覧

	原波の1/5		原波	
	制震	非制震	制震	非制震
パレットずれ量	0.3 cm	8.9 cm	44.4 cm	落下
柱の最大せん断力	17.8 kN	26.9 kN	47.2 kN	51.6 kN
制震ユニット変位	5.0 cm	—	16.3 cm	—
制震ユニット速度	25.8 cm/s	—	77.7 cm/s	—
制震ユニット抵抗力	10.3 kN	—	31.1 kN	—

4. 振動台実験

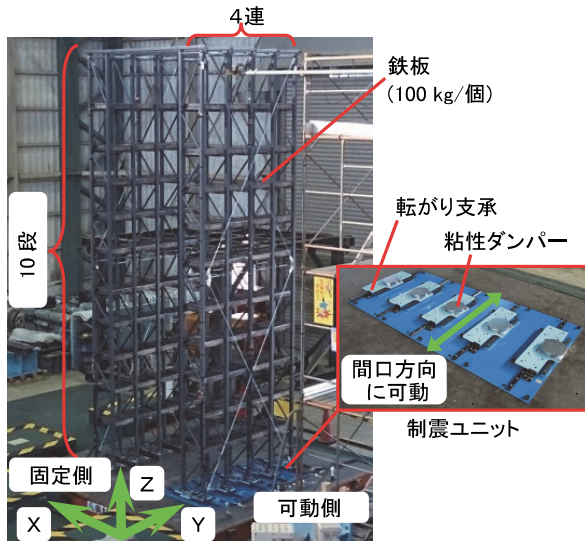
4.1 制震ラックモデル

制震ラックの性能を確認するため、振動台実験を行った。振動台実験の状況を写真-2に示す。また、ラックの形状と計測点を図-4に、部材リストを表-4に示す。実験に用いたラックは、一般的なラックに使用されている材料を用いて製作されており、高さ10段、奥行き方向4連のラックが荷物の搬入スペースを挟んで一對の構造となっている。ラックは、計80個の荷物を収納できる腕木を有しており、積載物として100kg/個の鉄板を固定した。

実験では、制震ユニットを組み込んだ制震ラックと、転がり支承を治具で固定した非制震ラックの2種類の実験が行えるラックを製作した。制震ユニットには、5基の転がり支承と粘性ダンパーが取り付けられている。転がり支承の摩擦係数は、納品時の検査から0.006である。粘性ダンパーは、転がり支承の直線的な動きを回転運動に変換し、減衰力を発揮する。粘性ダンパーの減衰特性(1基あたり)を図-5に示す。なお、ダンパーなしの制震ラックの実験も行うため、個々の粘性ダンパーは脱着式とした。計測項目は、振動台と一對のラック(1、6、10段目)の応答加速度、および制震ユニットの応答変位とした。

4.2 加振ケース

入力地震動は、気象庁、および防災科学技術研究所の強震観測により得られた観測波を採用した。加振ケース



振動台加振軸【X・Y・Z】

写真-2 振動台実験の状況

表-4 部材リスト

部材	サイズ(mm)	材質
柱	□-50×50×2.3	STKR400
腕木	L-30×30×3	SS400
トップビーム	C-75×45×15×2.3	SSC400
ラチス	φ-27.2×2.3	STKR400
軸ブレース	M10	SS400

を表-5に示す。ラックの制震されている間口方向(X軸)の1方向を基本とし、直交方向(Y軸)や鉛直方向(Z軸)を加えた実験も行った。地震波の入力レベルは、加速度を100cm/s²から段階的に大きくし、非制震ラックではラックが弾性範囲に収まるレベルまで、制震ラックでは原波(白河波1295cm/s²)、もしくは原波を再現できない地震波に対しては振動台で加振できる最大レベル(神戸波500cm/s²、エルセントロ波550cm/s²)を上限とした。また、ラックの振動特性を確認するためにランダム波(0.02秒~5.00秒)の実験を行った。

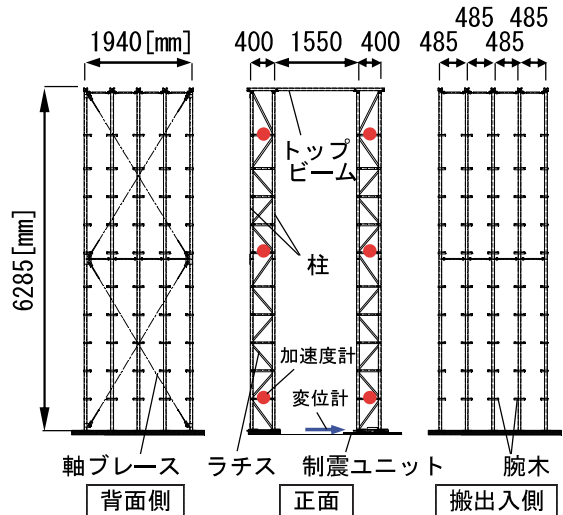


図-4 ラックの形状と計測点

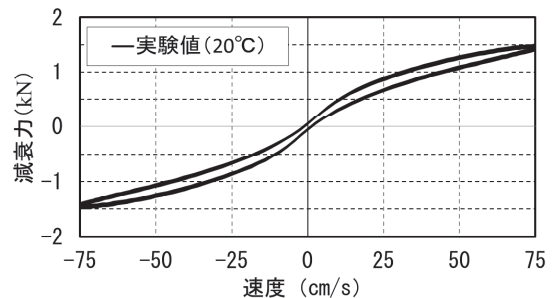


図-5 粘性ダンパーの減衰特性(1基あたり)

表-5 加振ケース

入力波	加振方向【振動台軸】	最大加速度【振動台軸】(cm/s ²)
ランダム波(0.2 Hz~50 Hz)	【X】.【Y】.【Z】	200【X】.【Y】.【Z】
1995年1月17日 兵庫県南部地震 (神戸海洋気象台)	NS【X】	100.200.300.400.500【X】
	NS-EW【XY】	200【X】・151【Y】
	NS-UD【XZ】	200【X】・81【Z】
	NS-EW-UD【XYZ】	200【X】・151【Y】・81【Z】
1940年5月18日 インペリアルバレー地震 (エルセントロ)	NS【X】	100.200.342.550【X】
	NS-UD【XZ】	550【X】・331【Z】
2011年3月11日 東北地方太平洋沖地震 (K-NET 白河)	NS【X】	200.400.800.1295【X】
	NS-EW【XY】	400【X】・293【Y】
	NS-UD【XZ】	400【X】・136【Z】
	NS-EW-UD【XYZ】	400【X】・293【Y】・136【Z】

※ 下線部は制震ラックのみ実施した加振ケース

4.3 振動特性

制震ラックと非制震ラックの振動特性について、ランダム波 200cm/s² 加振時の振動台入力に対するラック最上段（10 段目）のフーリエスペクトル比を図-6に示す。一對のラックの1次固有周期は、柱脚の固定された非制震ラックでは 0.39 秒であるのに対して、片方の柱脚が水平移動する制震ラック（ダンパーなし）では 0.94 秒となった。また、制震ユニットに粘性ダンパーを取り付けると、制震ラック（ダンパーあり）の1次モードは非制震ラックの卓越周期と一致し、各振動モードの応答は減衰効果により低減された。

4.4 制震ラックと非制震ラックの応答比較

入力加速度を段階的に大きくした実験において、ラック最上段における最大応答加速度を図-7に示す。非制震ラックの入力加速度は、ラックが塑性域に達しないように 400 cm/s² を上限とした。実験値を比較すると、制震ラックの応答加速度は、地震波や加振レベルによらず、非制震ラックと比べて約 1/2 程度に低減されている。また、非制震ラックの応答加速度は、制震ラックに比べてばらつく傾向があった。これは、非制震ラックの減衰が小さく、地震波の特性が応答に表れやすいためである。一方、制震ラックは地震波の特性によって応答がばらつかず、制震効果が安定している。次に、神戸海洋気象台の観測波（NS 成分、200cm/s²）を入力した実験について、制震ラックと非制震ラックを重ね合わせた時刻歴応答波形を図-8に示す。制震ラックの6 段目、10 段目の応答加速度には、それぞれ制震効果が表れており、非制震ラックに比べて最大で約 1/4 程度にまで低減されている。また、制震ユニットの応答変位に着目すると、ラックが振動しても、ラック自身の水平剛性を復元力として、加振後は元の位置に戻っている。この際の収納棚に載せた荷物の落下状況を写真-3に示す。制震ラックが荷物の落下防止に有効であることを確認した。

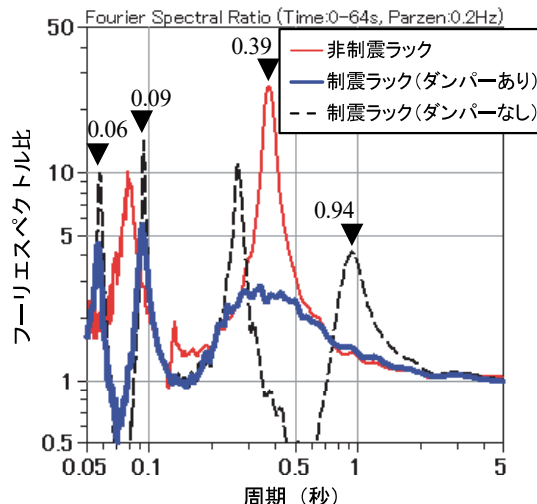


図-6 フーリエスペクトル比（ランダム波 200cm/s²）

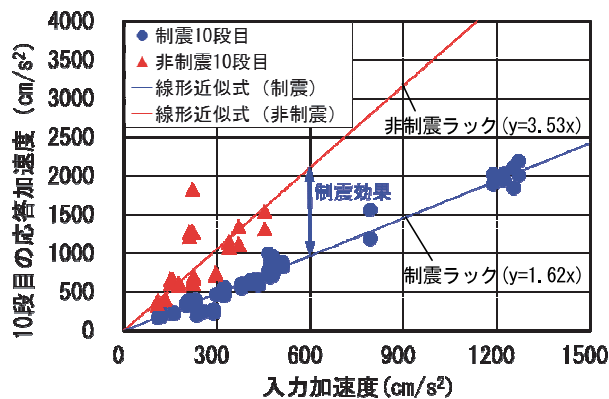


図-7 制震ラックと非制震ラックの最大応答加速度



a) 制震対策なし b) 制震対策あり

写真-3 収納棚に載せた荷物の落下状況（神戸海洋気象台、NS 成分、200cm/s²加振）

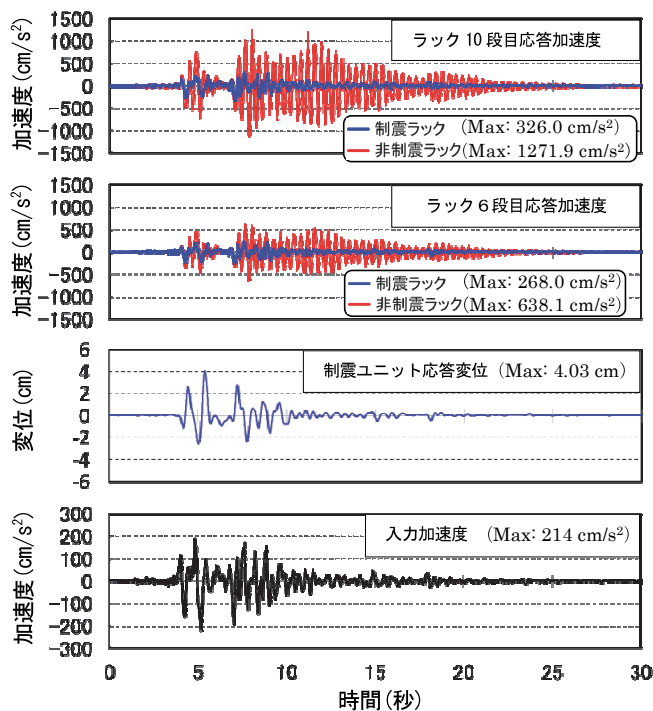


図-8 制震ラック・非制震ラックの時刻歴応答波形（神戸海洋気象台、NS 成分、200cm/s²加振）

4.5 2方向、および3方向加振の影響

制震されている方向 (X 軸) の1方向加振に対して、直交方向や鉛直方向を同時に入力する2方向加振 (XY 軸)、および3方向加振 (XYZ 軸) が、制震されている間口方向の応答に与える影響を把握するための実験を行った。制震ラックについて、加振方向の違いによる間口方向の応答を比較したものを図-9に示す。非制震ラックにおいて入力加速度レベルが最も大きい東北地方太平洋沖地震の白河波をNS成分400cm/s²の最大加速度に合わせて基準化した入力波 (EW成分293cm/s²、UD成分136cm/s²) である。加振方向の違いによる間口方向の制震効果への影響はほとんど見られず、いずれも非制震ラックに比べて応答を低減している。また、他の地震波においても同様の結果であった。これは、転がり支承には直交や上下からの負荷を受けても摩擦抵抗が極めて小さい直動システムが採用されているため、2方向や3方向の加振でラックが振られても、1方向加振の時と同様に制震効果が発揮されたからである。

4.6 積載物の配置パターンの影響


立体自動倉庫のラックに収容される積載物は、時々刻々と搬出入を繰り返すことから、ラックの振動特性は常に変化することが予想される。実験に用いたラックの積載物の配置パターンと固有周期の関係を表-6に示す。片側ローラー支承はダンパーなしの制震ラックであり、

柱脚固定は非制震ラックをモデル化したものである。各モデルの1次から3次までの固有周期 (T1、T2、T3) は、柱脚固定よりも片側ローラー支承が長くなるが、その変化は一定でない。CASE2の配置は、可動側の積載量に着目したモデルである。可動側に積載物のないCASE2の1次固有周期は、柱脚固定の0.31秒に対して片側ローラー支承が0.45秒であり、積載物がすべてに配置されたCASE1に比べて固有周期の変化は小さい。固有周期をより長くして地震動との共振を免れるためには、CASE2は不利なケースである。CASE3は荷棚の上半分に積載物があり、制震ラックとしての1次固有周期がCASE1とCASE2の間にある配置パターンである。

次に、制震ラック (ダンパーあり) について、積載物の配置が制震効果に及ぼす影響を確認する実験を行った。積載物の配置は、腕木に設置する鉄板を①全ての棚に設置 (CASE1)、②固定側にのみ設置 (CASE2)、③上半分に設置 (CASE3) とした。入力波は、各観測波 (神戸海洋気象台、エルセントロ、白河) の1方向加振とし、加速度は非制震ラックの実験で最大加速度が最も大きくなる入力加速度レベルとした。積載物の配置パターンと応答低減率を図-10に示す。制震ラック最上段の応答加速度は、積載物の配置によってラックの振動特性が変化しても、地震動と共振させずに減衰を付加した効果によって入力波によらず1/2程度に低減された。

表-6 積載物の配置パターンと固有周期

Mass Model		固有周期 (秒)		
		CASE1	CASE2	CASE3
片側ローラー支承	T1	0.95	0.45	0.70
	T2	0.30	0.21	0.24
	T3	0.19	0.13	0.13
柱脚固定	T1	0.38	0.31	0.36
	T2	0.23	0.14	0.21
	T3	0.14	0.09	0.11

※  は、収納棚に積載していることを示す

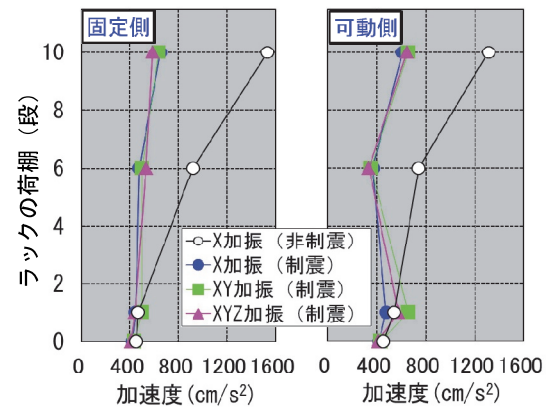
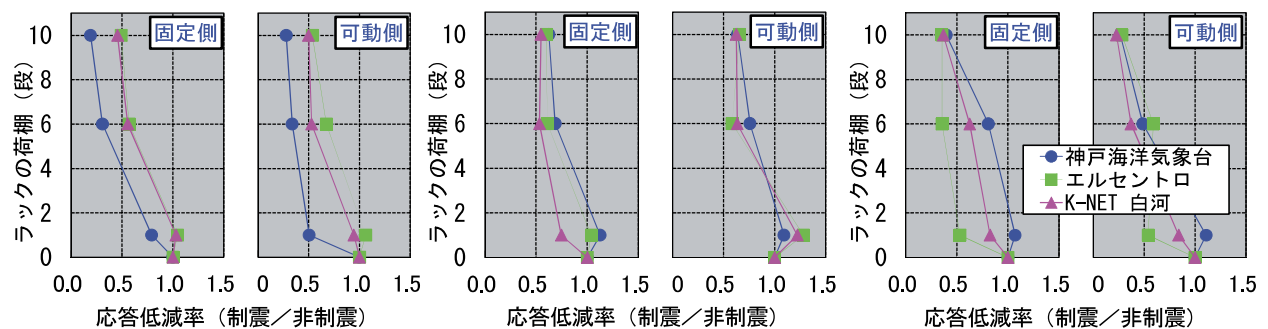


図-9 加振方向の違いによる間口方向の応答比較 (K-NET 白河、NS 400cm/s²、EW 293cm/s²、UD 136cm/s²)



a) 積載物を全てに設置 -CASE1- b) 積載物を固定側に設置 -CASE2- c) 積載物を上半分に設置 -CASE3-

図-10 積載物の配置パターンと応答低減率

5. シミュレーション

制震ラックの振動台実験を対象としてシミュレーションを行った。解析モデルを図-11に、解析モデルの諸元を表-7に示す。これは、すべての収納棚に積載物を設置している実験ケースを対象とした。柱脚を固定した立体モデルの頂部に強制変位を与えて水平剛性を求めた後、ラック自身と積載物の質量を足し合わせて腕木の位置に集中させた22質点の等価せん断ばねモデルを作成した。なお、一对のラックの片側柱脚に配置する粘性ダンパーの減衰力は、単体試験を踏まえて図-12に示すように速度依存型モデルとした。また、転がり支承の転がり抵抗は、直交や上下からの負荷による影響は無視できるものと考え、ラック片側の全質量と転がり支承の摩擦係数0.006から0.25kNと仮定した。地震応答解析と実験データを比較したものを図-13に示す。エルセントロ波(NS成分、550cm/s²)を入力波とするシミュレーションの結果は、実験結果のラック10段目と6段目の応答加速度および制震ユニットの応答変位を概ね再現している。

6. まとめ

ラックの間口方向を対象とした制震ラックについて、振動台実験と地震応答解析を行い、立体自動倉庫に適用できることを実証した。主な結果を以下に示す。

- i. 一对のラックの片側柱脚に転がり支承と粘性ダンパーを取り付けた制震ラックは、一般的な耐震構造のラックと比較して、地震による荷物の落下を低減できる
- ii. 収容棚の積載物の配置を3段階に変化させた実験から、制震ラックは振動特性の変化によらず、ラック最上段の応答加速度を1/2程度に低減できる
- iii. シミュレーションの結果は、振動台実験の結果とよく一致しており、解析モデルの妥当性を確認すると共に、ラックの仕様に応じた制震ラックの設計が可能となった

7. あとがき

物流施設や工場におけるラックの高さや積載物は様々ではなく、地震対策の提案にあたっては、それぞれに適した設計が求められる。また、新設ラックだけでなく既存ラックへの適用も考えると、あと施工に適した装置が望まれる。なお、一对のラックの片側脚部に設置する装置は、転がり支承と粘性ダンパー以外の組み合わせも可能である。今後は、合理的かつ効果的な地震対策を提案するために、本技術に適用する制震装置のバリエーション

表-7 解析モデルの諸元
(ラック片側あたり)

質点	高さ	質量	等価剛性
	[cm]	[kg]	[kN/cm]
11	624.0	47.0	23.8
10	544.0	435.1	31.8
9	482.5	430.3	39.5
8	431.0	428.3	41.6
7	379.5	428.3	44.5
6	328.0	443.2	40.8
5	266.0	428.2	57.0
4	214.5	428.3	68.2
3	163.0	428.3	87.3
2	111.5	428.3	127.6
1	60.0	447.0	247.7

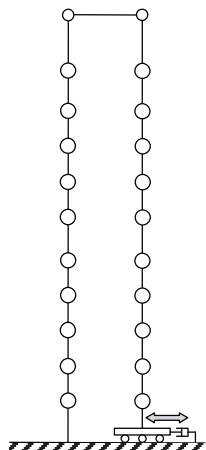


図-11 解析モデル

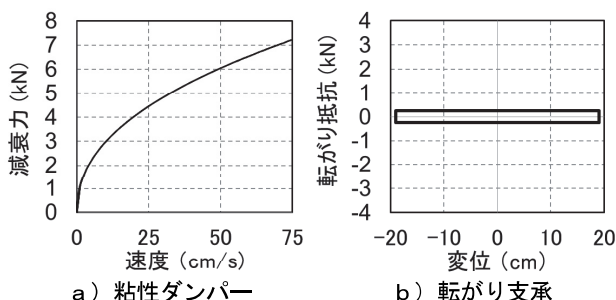


図-12 制震ユニットのモデル化

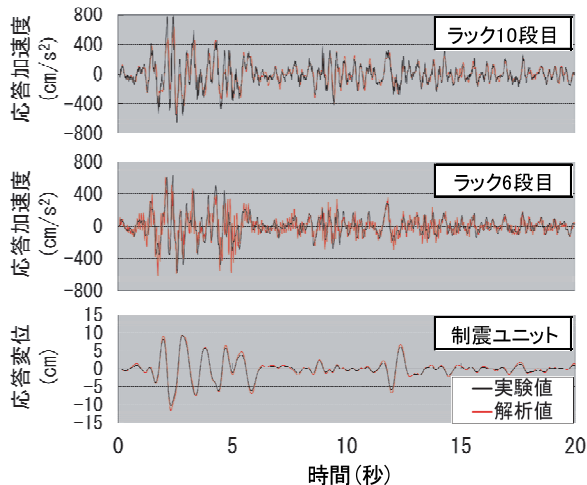


図-13 解析値と実験値の比較

を増やすことや、免震という選択肢についても検討していきたい。

また、本研究では、防災科学技術研究所 K-NET、および気象庁の強震記録を使用させていただいた。ここに記して感謝の意を表す。

【参考文献】

- 1) 塚田 乙、出雲洋治、高木政美、青野翔ほか、「自動倉庫ラック制震装置の開発」、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1019-1026、2013.8
- 2) 小川信行、「可動載荷質量を有する骨組の地震応答」、日本建築学会構造系論文集、第370号、pp.28-39、1986.12

免震建物に設置された積層ゴムの経年変化

Aged Deterioration of Natural Rubber Bearing

Installed in the Base-isolated Building

舟木秀尊* 安井健治* 山上 聡* 小山慶樹*

要 旨

免震建物の主要構造部材である積層ゴムは、実用化されてから 30 年程度であり、その経年による性能変化を把握するためには長期の追跡調査が必要である。免震構造の実用化にあたっては、積層ゴムの剛性等の経年変化を加熱促進試験によって予測しているが、実建物で確かめた例は少ない。本研究では、経年による積層ゴムの性能変化を考慮した設計法の妥当性を確認するために、1986 年に竣工した免震建物を対象とし、積層ゴムの剛性、減衰、クリープ等の経年変化の追跡調査を実施している。本報告は、そのうちの剛性と減衰の経年変化についての報告である。

キーワード：免震建物、積層ゴム、経年変化、自由振動実験、静的加力実験

1. まえがき

免震建物の主要構造部材である積層ゴムは、建物に適用され始めてから 30 年程度で、その経年変化を知るためには長期の追跡調査が必要である。本研究では、積層ゴムの経年変化が設計時に予測した範囲で推移していることを確かめるために、約 30 年前に竣工した免震建物を対象として積層ゴムの剛性、減衰、クリープ等の経年変化の追跡調査^{1),2)}を実施している。本報告は、そのうちの剛性と減衰の経年変化についての報告である。

2. 対象建物および免震装置

対象となる免震建物は、つくば市内に建設された当社の技術研究所管理棟であり、1986 年 9 月に竣工している。対象建物を写真-1に示す。免震装置は、天然ゴム



写真-1 対象建物

系積層ゴム 25 基と、鋼棒製ダンパー 12 基を使用している。建物概要と免震装置の諸元を表-1に、免震装置の配置を図-1に示す。なお、本建物は、過去にリニューアル工事を実施しているが、免震装置の変更は行っていない。

表-1 建物概要と免震装置

項目	諸元	
構造	鉄筋コンクリート造 4 階 基礎免震	
高さ	15.5m	
建築面積	348.18m ²	
延べ床面積	1,330.1m ²	
軒高	13.75m	
免震装置	積層ゴム	天然ゴム系積層ゴム φ500×25
	ダンパー	鋼棒製ダンパー φ50×12

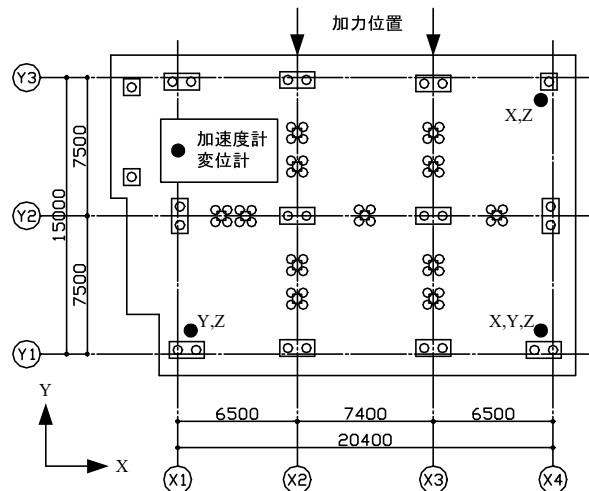


図-1 免震装置の配置

* 技術研究所

3. 実験方法

3.1 実験の概要

免震層の鋼棒製ダンパーを取り外し、積層ゴムだけの静的加力実験と自由振動実験を実施した。建物北側に構築された反力体に、2台の油圧ジャッキを取り付けた載荷装置を設置し、建物を加力した。載荷装置を図-2に示す。実験に際しては、耐圧盤から各油圧ジャッキ加力点近傍の上部構造に変位計を設置し、耐圧盤と上部構造の相対変位を計測した。竣工時(1986年9月)、19年目(2005年9月)、30年目(2016年7月)とも、同じ載荷装置を用いて実施している。載荷装置の設置状況を、写真-2に示す。追跡調査における実験条件の差異として、試験時の気温、建物重量等が考えられる。しかし、気温については、過去の実施時期が8月中旬から9月であるのに対し、今回が7月中旬であり、大きく異なることはなく、建物重量の変化もほとんどない。

3.2 静的加力実験

静的加力実験は、載荷装置をセットした状態で建物を片押しで加力して、油圧ジャッキ2台の荷重の合計が2,500kNに達したところで除荷する方法とした。建物の変位は100mm(積層ゴムせん断変形率 γ =約100%)を超えないものとした。静的加力実験では、油圧ジャッキに設置したロードセルにより荷重を、加力点に設置した変位計より建物の変位を、サンプリング周波数10Hzで収録した。

3.3 自由振動実験

自由振動試験は、載荷装置をセットした状態で、油圧ジャッキにより建物を所定の変位(100mm)とした後、載荷装置の解放ジャッキにより、積層ゴムに導入されたせん断力を瞬時に開放し、上部構造を自由振動させた。自由振動実験では、加力点に設置した変位計より建物の変位を、加力点上部に設置した加速度計より加速度を、サンプリング周波数100Hzで収録した。

4. 実験結果

4.1 静的加力実験

静的加力実験における荷重と変位の関係を図-3に示す。実験値の水平剛性は、設計値の21.1kNに対して、いずれも高くなっている。積層ゴムの剛性の変化が小さい変位50~70mmの区間で求めた水平剛性は、竣工時の剛性21.3kN/mmに対して、19年目と30年目の剛性はいずれも22.0kN/mmとなっている。19年目の剛性が竣工時に比べて3%程度高くなっていたのに対し、30年目の剛性は19年目と比べて変化がなかった。

各変位における積層ゴムの剛性変化を評価するため、ゼロから正側ピーク加力時までの変位と荷重の関係を非線形性を考慮して3次式に近似し、求めた近似式より

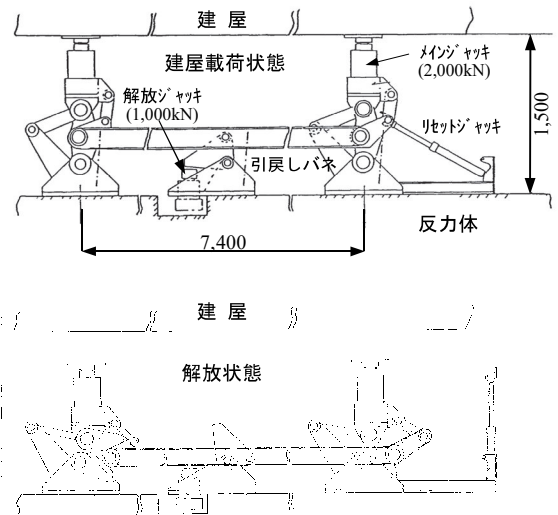


図-2 載荷装置

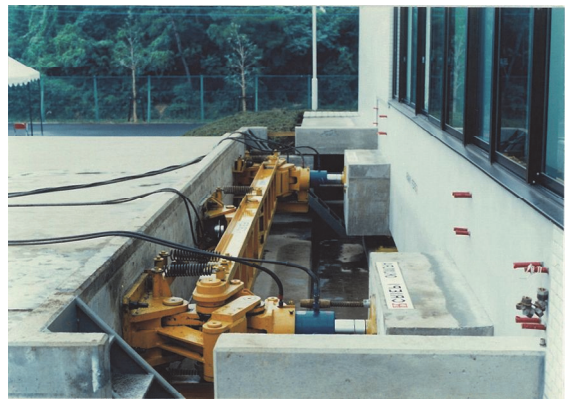


写真-2 載荷状況

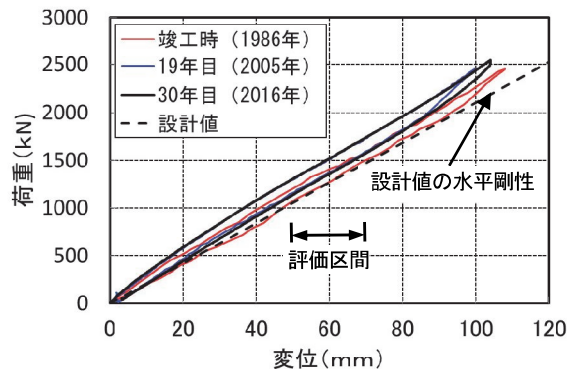


図-3 荷重と変位の関係

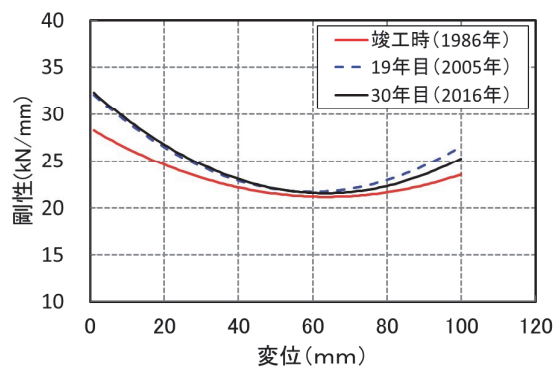


図-4 各変位における積層ゴムの剛性

各変位における接線剛性を求めた。求めた各変位における剛性を図-4に示す。各変位における剛性は、経年により高くなっている。各変位における竣工時と19年目の剛性比、および竣工時と30年目の剛性比を図-5に示す。変位60mm付近の剛性比は小さいが、変位が大きくなるにつれて大きくなる。剛性比を変位0~100mm間で平均すると、19年目において竣工時から6.3%大きくなったのに対して、30年目では竣工時から5.5%大きくなった。30年目の剛性は、19年目に比べて僅かに小さくなっている。試験方法が異なるため直接比較できるものではないが、竣工後、約10年で実施した別置き積層ゴムの特性確認試験³⁾において、積層ゴムの剛性の変化は、5%以内となっている。

4.2 自由振動実験

自由振動実験における変位の時刻歴波形を図-6に示す。初期変位の影響を除くため、初期サイクルを除く自由振動10回繰り返しに要した時間を評価した。竣工時には18.48秒であったが、19年目では17.83秒となり、3.5%短くなっていた。今回30年目では17.67秒となり、竣工時から4.4%短くなっている。

積層ゴムの剛性変化を評価するため、免震建物を1質点の振動系とし、(1)式における積層ゴムの剛性のみが変化すると仮定すると、自由振動10回繰り返し時の積層ゴムの剛性は、19年目では平均して7%程度高く、30年時では9%程度高くなっている。

各変位レベルにおける、積層ゴムの剛性の変化を評価するために、各サイクルにおける周期と振幅を、図-7のように求める。実験結果を用いて、1/2サイクル毎に周期の変化を評価したものを図-8に示す。各振幅(a)における周期(T)は、振幅が小さくなるにつれて周期が短くなる傾向にある。19年目と30年目の各振幅における周期は、ややばらつきが見られるものの、竣工時から概ね4%程度短くなっている。

1/2サイクル毎に全振幅を用いて評価した減衰定数の変化を図-9に示す。変位60mm以上ではh=0.02程度、それ以下では振幅が小さいほど減衰が大きく、変位20mmではh=0.04程度と評価される。竣工時と経年時を比較して、積層ゴムの減衰定数に大きな変化はみられない。

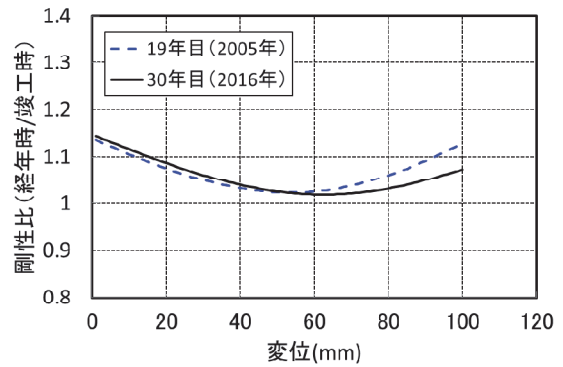


図-5 竣工時と経年時の剛性比

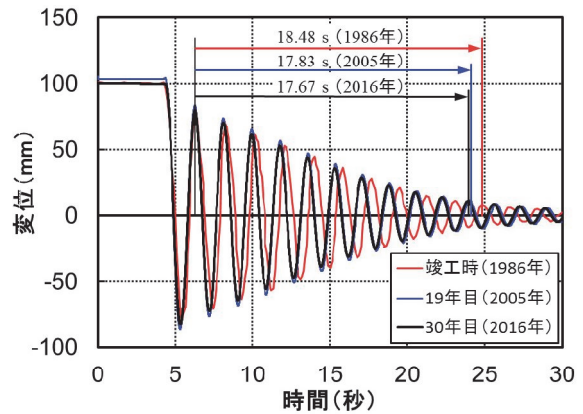


図-6 変位の時刻歴波形 (自由振動試験)

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{m}{k}} \quad (1)$$

T : 周期、m : 建物質量、k : 積層ゴムの剛性

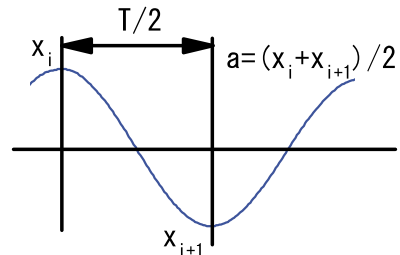


図-7 周期と振幅の評価

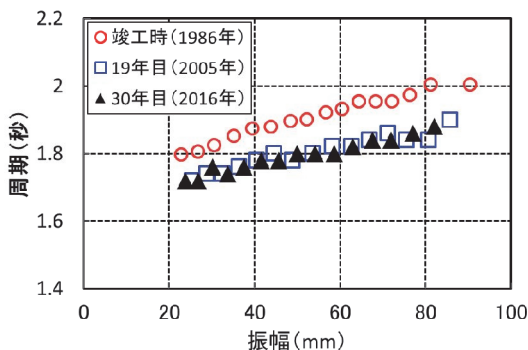


図-8 周期の変化

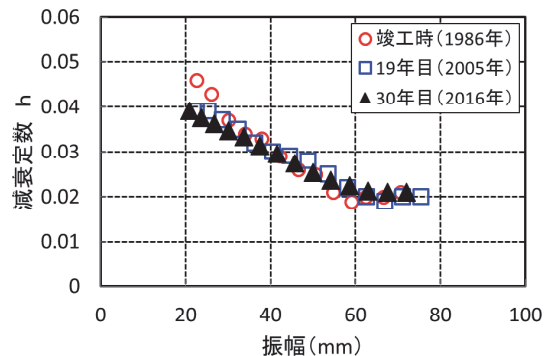


図-9 減衰定数の変化

5. 経年変化の予測値との比較

本免震建物を設計する際、積層ゴムの経年変化による水平剛性等の変化を予測している。積層ゴムの経年変化については、ゴムの化学反応速度理論に基づく加熱促進試験により、その性状を推定している⁴⁾。加熱促進試験は、積層ゴムを80℃前後の温度条件で一定期間加熱し、加熱後の特性変化をアレニウスの理論に基づき、加熱期間を常温に換算した期間での特性の変化とみなす方法である。

積層ゴムのようにゴムと鉄板が積層された構造においては、酸素によるゴムの劣化は積層ゴム表面のみで発生し、内部までの酸素の進行はないと考えられる。設計時には、空気中における積層ゴム(φ400)の加熱促進試験と酸素に触れない積層ゴム内部のゴム層を想定した窒素中におけるゴム材料の加熱促進試験を実施している。

竣工時、19年目、30年目における自由振動実験から得られた積層ゴムの水平剛性について、竣工時を基準とした19年目と30年目の剛性変化率を図-10に示す。自由振動実験の自由振動10回繰り返すに要した時間により評価した積層ゴムの水平剛性の変化率は、窒素中促進試験による予測値と良く対応しており、積層ゴム内部を想定したゴム材料が、免震建物に設置された積層ゴムの経年変化の実態を表していると推察される。これにより、積層ゴムの水平剛性の経年変化は、設計時に予測した範囲で推移していることを確認した。

6. まとめ

竣工後、約30年経過した免震建物を対象として、積層ゴムの経年による性能変化を調査した。免震層の鋼棒製ダンパーを取り外し、積層ゴムのみの静的加力実験と自由振動実験を実施した。主な結果を以下に示す。

- i. 静的加力実験によれば、変位0~100mm間で平均した積層ゴムの水平剛性は、19年目の調査において竣工時から7%程度高くなっていたのに対し、30年目の調査では竣工時から6%程度高くなっている
- ii. 自由振動実験によれば、自由振動10回繰り返すに要した時間から評価した積層ゴムの水平剛性は、19年目において竣工時から7%程度高くなっていたのに対し、30年目では9%程度高くなっている
- iii. 自由振動実験によれば、積層ゴムの減衰性能は、竣工時と19年目、および30年目を比較して、大きな変化はなかった

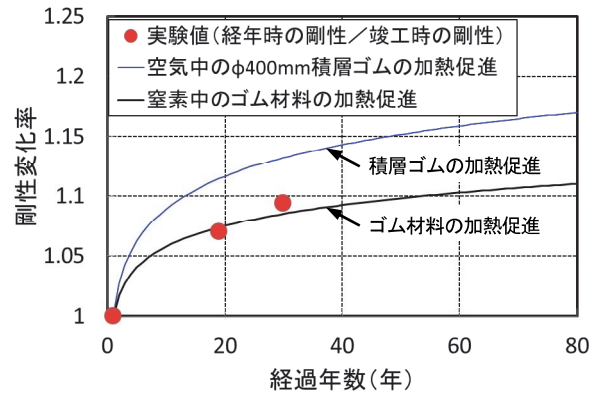


図-10 竣工時に対する経年時の剛性変化率

- iv. 自由振動実験より求めた積層ゴムの水平剛性の変化は、窒素中のゴム試験片の加熱促進試験によって評価した予測値と良く対応しており、設計時の想定範囲に収まっている

免震建物における静的加力実験および自由振動実験より、積層ゴムの経年変化を評価することができたのは有意義であった。本建物は、日本で最初に実用化された免震建物であり、今後は積層ゴムだけでなく鋼棒製ダンパーの経年変化についても、引き続き検討を進める予定である。

【参考文献】

- 1) 安井健治、早川邦夫、山上 聡、「免震建物に設置された積層ゴムの経年変化」、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.601-602、2006.7
- 2) 安井健治、早川邦夫、山上 聡、「建物に設置された積層ゴムの経年変化」、奥村組技術研究年報、No.32、2006.7
- 3) 早川邦夫、安井健治、野口 聡、「積層ゴムの経年変化」、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.569-570、1997.9
- 4) 安井健治、早川邦夫、山上 聡、「積層ゴムの経年変化」、奥村組技術研究年報、No.32、2007.7

建築環境シミュレーション技術を活用した ゼロエネルギービルの試設計

Trial Designing of net Zero Energy Building With Enviroment Simulations

岩下将也*

要 旨

2015 年 12 月に、経済産業省により ZEB の定量的定義が定められたことで、ZEB を設計目標とした具体的な設計検討ができるようになった。ZEB の設計にあたって、建物のエネルギー消費量の予測方法が用意されているが、周辺の建物等によって形成される日影の影響や、省エネルギー技術の導入による室内環境の変化については、汎用的なエネルギー算定プログラムでは評価することができない。本検討では、ZEB の設計精度を高めることを目的とし、市街地の複合ビルをモデルケースにした ZEB の試設計を行った。3D モデルを用いて、建物への日射の到達状況を予測し、太陽光発電パネルの発電量と開口部の熱負荷を算定し、ZEB の評価に必要なエネルギー算定に反映させた。また、選定した省エネルギー技術が、室内環境を満足することを確かめ、ZEB が実現できることを確認した。

キーワード：ZEB、ペリメーターレス、温度分布、照度分布、シミュレーション

1. はじめに

経済産業省がネット・ゼロ・エネルギー・ビル（以下 ZEB）のビジョンを掲げて以降、各企業・団体によって ZEB の実現性が検討されている。2015 年 12 月には、「ZEB のロードマップとりまとめ」¹⁾ が発表され、これまでは曖昧であった ZEB の考え方が具体的に定められた。ここには ZEB の施策上の分類と定量的定義（表 1）が示されており、建物規模等に合わせて設計目標を立てることができる。また、ZEB の実現性が確認できるエネルギーの算定プログラムも整備されて²⁾、具体的な設計検討が可能となっている。

ZEB の実現のためには太陽光発電パネルの発電量や、建物の熱負荷の算定が必要となり、建物への日射の到達状況を詳細に検討する必要がある。しかし、一般的なエネルギー算定プログラムでは、日射の到達状況を考慮した算定をすることができない。また、省エネルギー技術の導入にあたっては、エネルギー消費量の算定だけでなく、その技術が室内環境に与える影響も考慮する必要がある。

本検討では、周辺建物の日影の影響を考慮した太陽光発電パネルの発電量、開口部の熱負荷、および省エネ

表 1 ZEB の施策上の分類と定量的定義¹⁾

分類	定義
『ZEB』	再生可能エネルギーを除き、基準一次エネルギー消費量から50%以上の一次エネルギー消費量削減、かつ再生可能エネルギーを加えて、基準一次エネルギー消費量から100%以上の一次エネルギー消費量削減
nearly ZEB	再生可能エネルギーを除き、基準一次エネルギー消費量から50%以上の一次エネルギー消費量削減、かつ再生可能エネルギーを加えて、基準一次エネルギー消費量から75%以上100%未満の一次エネルギー消費量削減
ZEB Ready	再生可能エネルギーを除き、基準一次エネルギー消費量から50%以上の一次エネルギー消費量削減

ル技術の室内環境に与える影響を評価することを目的とし、市街地の複合ビルを対象とした ZEB の試設計を行った。3D モデルを用いて周辺建物による日影面積を算定し、太陽光発電パネルの発電量、開口部の熱負荷を予測した。エネルギー消費量の算定プログラムにその結果を反映させた。また、選定した省エネルギー技術のもたらす温熱・光環境を解析によって評価し、ZEB の実現性を確認した。

*技術研究所

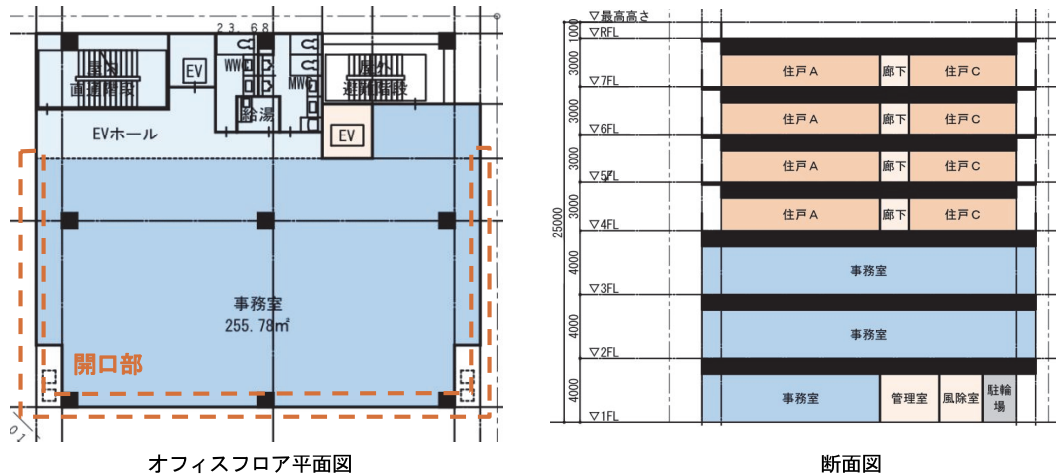


図-1 対象建物の概要

2. 対象建物

対象とする建物は地上7階建ての複合ビルで、1～3階がオフィスフロア、4～7階がマンションフロアとなっている。建物概要を図-1、採用する省エネルギー技術を表-2、建物の配置図を図-2に示す。オフィスフロアをZEBの試設計対象とする。東西南面は、室内の解放感を得る目的から、ガラスの開口部となっている。

ZEBの実現には再生可能エネルギーの供給が必要であることから、屋上に太陽光発電パネルの設置を計画した。

また、建物の西側には高層建物、南側の中層建物があるため、屋上や開口部に到達する日射が部分的に遮られることが想定される。採用する省エネルギー技術のうち、日射の到達に大きく影響を受ける技術（太陽光発電パネルの発電量、開口部の熱負荷）については、日影を考慮した検討が必要である。また、開口部の高性能化、タスクアンビエント照明については、室内環境の設計目標を満足させる必要がある。

これらの検討には、汎用的なエネルギー算定プログラム以外に、日影の到達状況、熱、気流、光のシミュレーションが必要となる。以下では3Dモデルに基づく解析によって、表-2に示す①②③の項目について検討した。その結果をエネルギー算定プログラムへ反映させ、さらに周辺環境・室内環境を考慮したZEBの試設計をした。

3. 太陽光発電パネルの発電量推定

建物屋上にはキュービクル・室外機等の設備を除いた全面に太陽光発電パネルを配置している。西側の高層建物が西日をささげること、太陽光発電パネルの一部が日影となり、発電量が少なくなることが想定される。そのため、月別・時刻別のパネルへの日射の到達状況を3Dモデル³⁾によりシミュレーションした。シミュレーション結果を図-3に示す。周辺建物の日影があるもの

表-2 採用する省エネルギー技術

①太陽光発電パネル	・地中熱利用空調
②タスクアンビエント照明	・昼光利用による省エネ
③開口部の高性能化	・トイレの人感センサ
・高効率照明(LED)	・外壁の高断熱化
・高効率空調機器	



図-2 配置図

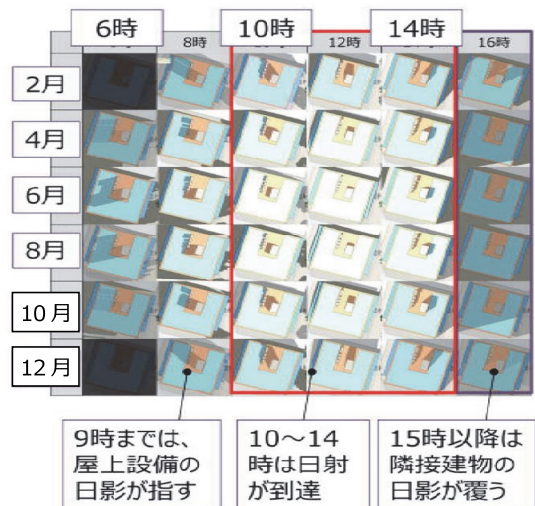


図-3 屋上日射到達面(月別・時刻別)

の10時～14時にかけては、年間を通してほぼ全面に日射が到達していることが確認できる。シミュレーションで得られた時刻別の日射到達面積に、各時刻の平面日射量³⁾を乗じ、JIS C 8907に規定される方法で年間発電量を推定した。その結果、年間で34,000kWhの発電が可能である試算を得た。

4. 開口部の熱負荷と快適性

4.1 検討概要

対象建物は、東西南面が全面開口部であるため、建物規模に比して開口部の面積が大きく、外皮からの熱負荷の増大が懸念される。

また、小規模オフィスでは外皮・開口部の近傍まで座席が配置されることが多く、日射の影響で開口部近傍の温熱環境が変化し、執務者の快適性を損なうことが考えられる。熱負荷の低減効果が高く、かつ、開口部近傍でも快適性が確保できるペリメーターレスな開口部が求められる。検討する開口部の対策案は図-4に示す3案とし、開口部近傍の体感温度と熱負荷を熱気流解析によって求めた。

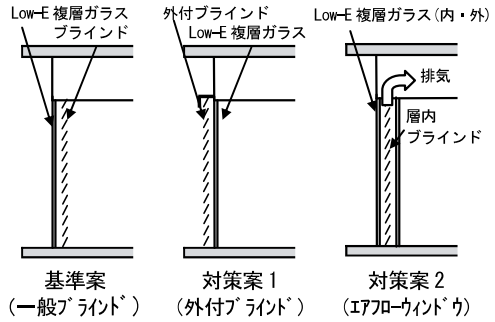


図-4 開口部の各対策案

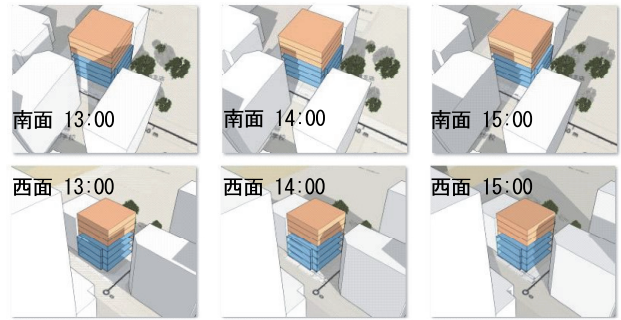


図-5 各壁面への日射到達状況

4.2 開口部への日射の到達状況

建物東・南面および建物南・西面への日射の到達状況を図-5に示す。部分的に日影が形成されるが、周辺建物の隙間から日射が到達していることが分かる。この結果とアメダス気象データ（標準年）をもとに、到達日射量と外気温の年間発生時間分布を、各開口面ごとに作成した。図-6に建物南面の、日射量と外気温の年間発生時間分布を示す。図中の数字は、日射量と外気温の年間発生時間を示す、例えば30℃、600Wの環境は年間で2時間発生することを示している。

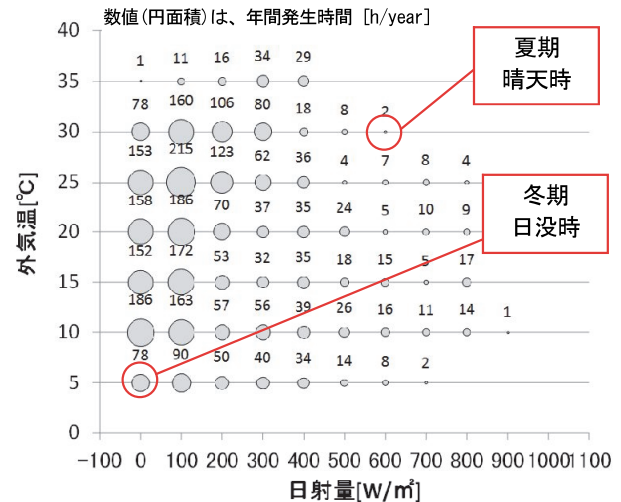


図-6 日射量・外気温年間発生時間分布

4.3 温熱快適性の解析

夏期および冬期の設計目標を以下のように設定した。夏期においては、日射が到達した際も、開口部近傍の体感の温度上昇が1℃を超えないこととした。その評価方法として、開口部から5.0m（インテリアゾーン境界）と開口部から0.5m（開口部近傍）の体感温度の差を適用した。体感温度には、輻射温度も考慮された作用温度を用いた。

冬期においては、コールドドラフトの影響がないこととし、その評価方法は、ISO7730に従い、開口部近傍で上下温度差が3.0℃を超えないことを設計目標とした。それぞれの状況が最も発生しやすいと想定される気象分布を図-6より2点（夏期晴天時、冬期日没時）選定し、各気象状況・各案ごとに熱気流解析をした。解析には樹ソフトウェアクレイドルの熱気流解析ソフト STREAM V12を使用した。

解析結果を図-7に示す。夏期晴天時の温熱環境は、基準案で評価値1.5℃となったが、対策案1で0.9℃、対

策案2で0.6℃にとどまり、2つの対策案はいずれも設計目標を満たすことがわかった。冬期の解析では、基準案の評価値は1.3℃、その他で1℃程度となり、いずれの案も設計目標を満たした。

4.3 熱負荷の算定

快適性の評価の際に得られた熱負荷と、各方位別の温度・日射量分布より、各対策案の年間外皮負荷の削減効果を推定した。図-8に、南面における推定結果を示す。対策案1は基準案に対し、冷房負荷が低減しているものの、暖房負荷は増大している。これは日射によって暖められたブラインドの熱が外で放熱されるため、暖房の補助エネルギーとして使うことができないためである。対策案2は、冷房負荷・暖房負荷とも基準案と比較し大きく熱負荷が低減する結果となった。夏期は、各 Low-E

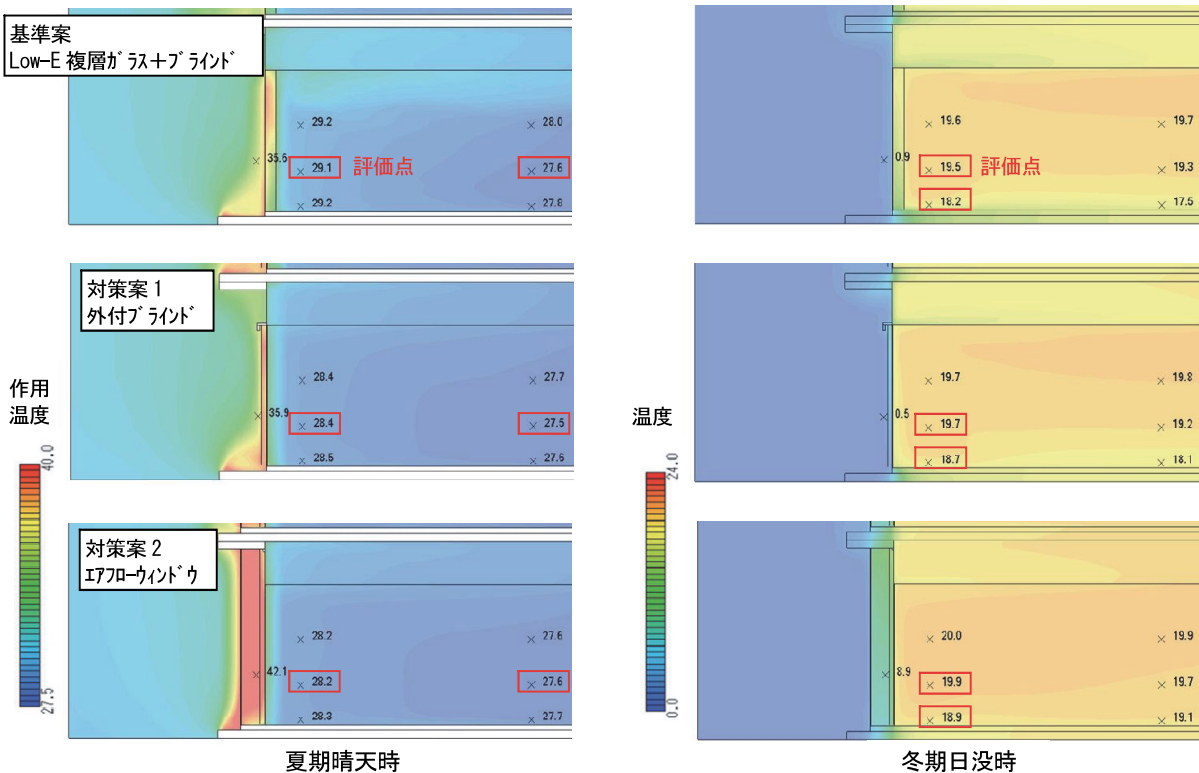


図-7 開口部近傍の温熱環境の解析結果

複層ガラスが日射をさえぎり、かつ、層内で熱伝達を防いでいるため、冬期は断熱性によって、室内の熱が伝熱しないためと考えられる。

各案の快適性と熱負荷の解析結果より、開口部の仕様には対策案2エアフローウィンドウを採用することとした。

5. タスクアンビエント照明の照度分布と電力量

照明のエネルギー消費量は、建物全体のエネルギー消費量の3~4割を占める。照明設備の省エネルギー対策は、発光効率の高い照明器具を選定することが基本となる。ZEBなどの大きな省エネルギー効果が求められる建物においては、空間内の照度分布の最適化などの設計技術による省エネルギー対策も重要となる。

タスクアンビエント照明は、執務空間をタスクエリア(机の配置されているエリア)とアンビエントエリア(それ以外のエリア)に分割し、各エリア別に必要照度を確保することで、照明エネルギーを削減する技術である。対象建物のように執務面積の割合が大きい建物においては大きな省エネルギー効果が期待できる。

一般的なタスクアンビエント照明は、パーティションと机が一体となりパーティションにタスクライトが取り付けられる方式、天井からの吊り下げ照明でタスクエリアの照度を確保する方式などがある。これらの方式は発光効率の高い製品が少ないことや、机のレイアウトや机そのものの仕様変更が困難である欠点もある。

検討したシステムは発光効率の高い調光タイプの汎用

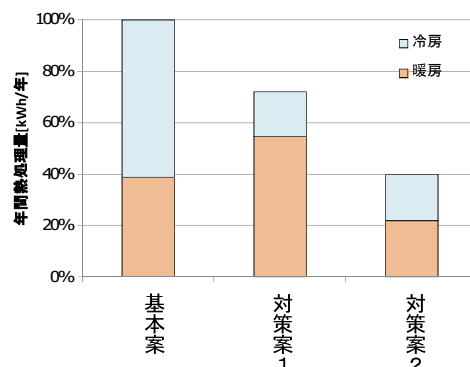


図-8 各対策の年間負荷

的なベース照明と、机上においたタスクライトで各エリアの照度を確保する方式である。ベース照明は全般照明を想定して設計し、器具ごとの調光によってエリア分けをする。ベース照明の調光とタスクライトのON/OFFによって、タスクエリアとアンビエントエリアの照度を調整することができ、机のレイアウト変更にも対応が可能である。目標照度は、タスクアンビエント照明での運用を想定した場合は机上面750lx、その他床面300lx、全般照明での運用を想定した場合に机上面750lxとした。3次元照度分布解析ソフトDiaLux ver 4.0 (DIAL社)を使い、器具の選定・配置と解析から、設計目標を満たす器具配置を模索した。

照明点灯パターン別の照度分布とエネルギー消費量を図-9、表-3に示す。図-9(a)の机配置のもと、全般照明(図-9(b))とタスクアンビエント照明(図-9(c)、(d))の解析をした。(b)でタスクライトを使わな

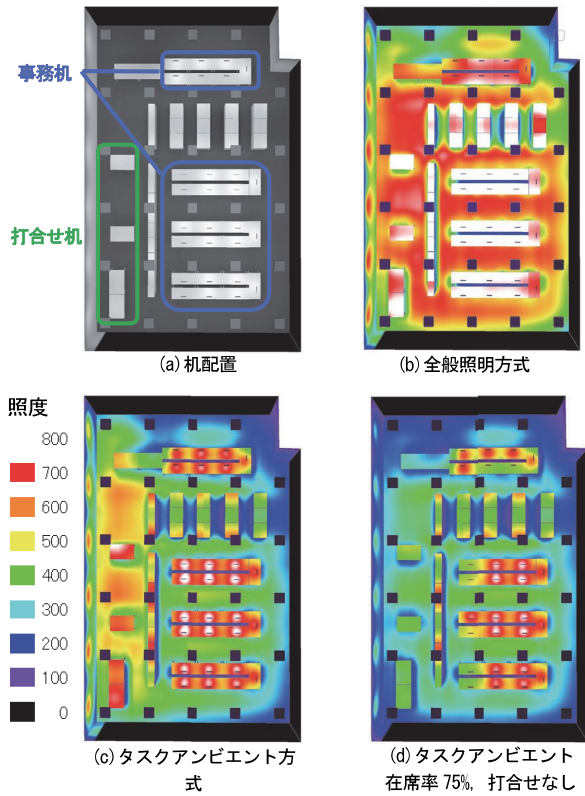


図-9 照明稼働パターンごとの照度分布

表-3 照明稼働パターンごとと電力量

照明モード	用途	減光率	器具数 台	電力 W/台	電力 W	電力 W	省エネ 効果
全館照明	アビエントライト (全29台)	100%	29	61	1769	1,769	0%
	タスクライト (全28台)	OFF	28	12	0		
タスク アンビエント	アビエントライト (全29台)	100%	6	61	366	1,404	21%
	タスクライト (全28台)	ON	28	12	336		
タスク アンビエント	アビエントライト (全29台)	50%	29	61	884.5	1,137	36%
	タスクライト (全28台)	ON	21	12	252		
	タスクライト (全28台)	OFF	7	12	0		

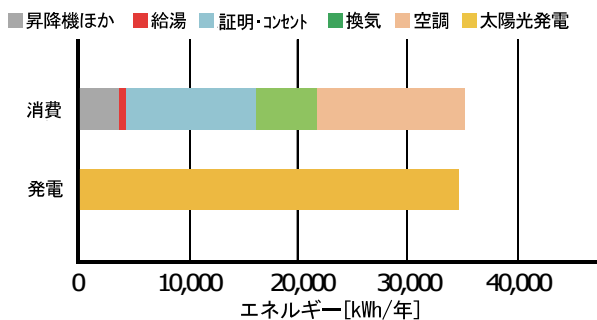


図-10 年間エネルギー消費と発電量

い全館照明方式である。(c)はすべての事務机および打合せ机に照明を点灯させた場合である。(d)は発生頻度の高い状況として在席率75%で打合せがない場合を想定して一部のタスクライトと、打合せ机上部のベース照明を消灯した場合である。すべての解析の場合で設計目

標を満足知ることを確認した。また、全館照明図-9(b)と比較してタスクアンビエント照明図-9(d)は、36%の削減効果が得られることが分かった。

6. 対象建物のZEBの実現性

4、5節の結果および汎用的なエネルギー算定プログラム⁴⁾を利用し、次のように建物全体のエネルギー消費量を算定した。

- i. エアフローウィンドウの熱負荷低減効果は、各方位の開口部の熱負荷をLow-E 複層ガラス+ブラインドでモデル化し、4節で計算した外皮負荷の削減率を熱負荷に反映させた
- ii. タスクアンビエント照明の照明熱負荷を、表-3および年間の稼働スケジュールから算定した
- iii. 表-1に示すその他の省エネルギー技術を、プログラムの標準機能から算定した

すべての計上した年間エネルギー消費量と、3節の太陽光発電パネルの年間発電量を図-10に示す。年間エネルギー消費量が、年間発電量と同等となっており、設計段階でのZEBが実現できることを確認した。

7. まとめ

小規模オフィスのZEBの実現性を確認し、以下の知見が得られた。

- i. エアフローウィンドウを適用することで、年間の外皮の熱負荷を半減し、開口部近傍の体感温度を0.9℃低減する効果が得られた
- ii. タスクアンビエント照明を適用することで、全館照明と比較して、36%の省エネルギー効果が得られた
- iii. エネルギー消費量の内訳は、空調・換気が最も大きな割合を占めた

今後はより大規模な建物でZEBが実現できるよう、空調設備の省エネルギー技術について模索する必要がある。

【参考文献】

- 1) 経済産業省「ZEBロードマップ検討委員会とりまとめ」、2015.12.17
- 2) 国土交通省国土技術政策総合研究所他「一次エネルギー消費量WEB算定プログラム」
- 3) 新エネルギー・産業技術総合開発機構「年間月別日射量データベース(Monsola 11)」
- 4) (財)省エネルギーセンター、「業務用ビルのエネルギー原単位管理ツールESUM ver.5.0」

アクティブ・ノイズ・コントロールの 制御方法に関する研究

—騒音変動に対する追従性能の検討—

A study on Active Noise Control Method

- Evaluation of Performance in Tracking Fluctuating Noise -

金澤朗蘭* 安井健治* 柳沼勝夫* 稲留康一*

要 旨

実用化した重機騒音対策用アクティブ消音システムには、LMS アルゴリズムを組み込むことで、重機の作業状況に応じて卓越周波数変動する騒音の低減を可能とした。周波数変動の追従スピードを決定するステップサイズパラメータ μ は、制御システムの安定性を優先し、実験により数値を決定していた。ここで、騒音の周波数変動のスピードに応じた μ を設定することにより、アクティブ消音システムの性能を向上させ、対象の騒音をより低減できる可能性がある。そこで本報では、ステップサイズパラメータ μ と制御による騒音の低減性能の関係を確認した。その結果、騒音の周波数変動に応じた適正な μ の範囲を確認し、安定性と低減効果を向上できた。

キーワード：能動騒音制御、フィードバック制御、フィードフォワード制御、LMS アルゴリズム

1. まえがき

建設現場では、使用する建設機械、特に重機から、低周波数の音を主成分とする騒音が発生する機会が多い。この騒音には、エンジンの回転数に応じて、他の周波数よりも突出して音圧が高い周波数が存在する（以下、卓越周波数と記す）。また屋内において、建設現場で発生する騒音のうち、中高音域の音圧は窓や壁によって大幅に遮断されるため、遮断されない低音域の音圧は住民に対する影響が大きくなる。さらに、低い周波数の音は防音塀や防音壁を設置しても、回折や透過のため、効果的に音圧を低減するのが難しい¹⁾。

これらの重機から発生する低周波数の騒音の対策方法として、アクティブ・ノイズ・コントロール（Active Noise Control、以下 ANC と記す）がある。ANC とは、対象とする騒音と逆位相の音をスピーカから発生させて干渉により騒音を低減させるものであり、重機騒音対策に適用するケースが近年増加しつつある^{2)~5)}。著者らは、平成 23 年度に重機騒音用の ANC システムを実用化した^{6)~7)}。この ANC システムには、重機騒音の卓越周波数を同定するアルゴリズム（LMS アルゴリズム）を組み込んでいる。このため、重機の作業に応じて重機騒音の卓越周波数変動しても、変動に追従して逆位相

の音を出力する制御が行われる。これまで、クレーン 2 件およびバックホウ 2 件に ANC システムを適用し、9 ~10dB 程度の効果を確認した。

卓越周波数変動する騒音に対して低減効果を得るには、周波数変動に速やかに対応した逆位相の音を発生させることが効果的であると考えられる。ここで、卓越周波数の同定速さは、LMS アルゴリズムにおけるステップサイズパラメータ μ によって決定される。 μ が大きいと同定が速くなるが、卓越周波数を同定する精度が低下し、制御が不安定になる傾向がある。重機騒音用の ANC システムでは、これまで事前に、安定して制御可能な μ を設定し、実際の重機に適用していた。しかし、騒音の変動速さによっては同定精度が不十分な場合があり、 μ の検討によって騒音の低減効果を向上できる可能性がある。

そこで、シミュレーションおよび実験により、騒音の変動速さと μ を変化させたときのシステムの周波数同定速さを確認し、騒音を低減するために適切な μ を検討した。その結果、これまでの実機適用時に設定した μ の妥当性と、効果的な騒音低減の μ の範囲を確認した。

本報告では、まず、提案の制御方法による ANC システムの概要を説明する。続いて、実際に適用した重機の騒音特性、および ANC のシミュレーションを行い、適

* 技術研究所

用効果を示す。次に、その効果を高めるために、 μ の検討を行い、制御効果の向上を確認した。

μ の検討では、実験によりステップサイズパラメータ μ による制御効果の変化を確認し、制御効果が十分に得られる、各ステップサイズパラメータ μ とそれに対応する騒音の変動スピードについて検討した。

2. 実用化したアクティブ消音システム

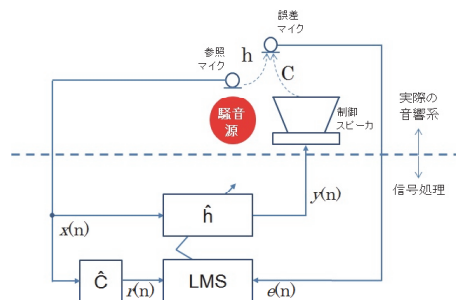
2.1 従来の制御方法との比較

一般的な ANC の制御方法として、図-1 (a) に示すようなフィードフォワード型(以下、FF 型と記す)と、図-1 (b) に示すようなフィードバック型(以下、FB 型と記す)がある。FF 型は、参照マイクで騒音を観測し、騒音と逆位相の音波を騒音源近傍で干渉させる制御方法である。また、FB 型は、誤差マイクの位置で、騒音と制御スピーカからの音波とが逆位相となるよう制御を行う方法である。図-1 中の h 、 C は、実際の音響系の伝達特性を示す。また \hat{h} 、 \hat{C} はそれぞれの伝達特性を表すフィルタ係数である。

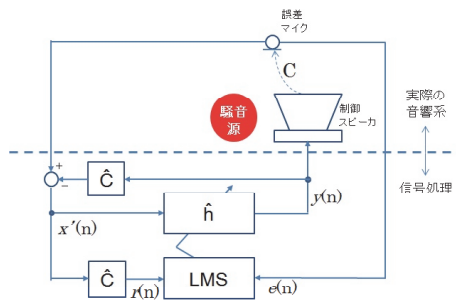
FF 型の制御では、参照信号と誤差信号を観測し、誤差信号が最小となるよう、 \hat{h} フィルタの係数を更新する。フィルタ係数の更新方法として、ANC では一般的な Filtered-X-LMS⁸⁾ の適応アルゴリズムを用いることが多い。FB 型も同様に Filtered-X-LMS アルゴリズムを用いるが、参照信号を観測しないため、誤差信号から制御音を差し引いたものを参照信号としている。

図-1 の制御方法には、二次音源である制御スピーカから、音圧の低減位置である誤差マイクまでの伝達関数 C を、制御に取り入れるためにモデル化した \hat{C} が含まれている。アナログの伝達関数 C をデジタルフィルタ \hat{C} にするため、量子化誤差等によるモデル化誤差が生じる。 \hat{C} のモデル化誤差によってシステムが不安定になる可能性があるため、 \hat{C} をもたない ANC システムとして、参照信号用と誤差信号用の2本のセンサを用いたシステム⁹⁾ や、誤差信号のみを用いるアルゴリズム¹⁰⁾ など、様々なアルゴリズムが提案されている。

そこで、制御性能の向上を目的として参照信号のみを用いる、 \hat{C} を持たない FF 型の制御方式による ANC システムを提案した。図-2 に、提案する制御方法のブロックダイヤグラムを示す。提案する制御方法は、FF 型の制御方法を基本としている。制御による効果を向上させるため、参照マイクで観測した信号にバンドパスフィルタ(図-2 中の BPF)を適用し、卓越周波数以外は制御対象から外している。さらに、バンドパスフィルタの下限周波数から上限周波数の範囲内において、重機騒音の変動に応じた卓越周波数を、LMS アルゴリズムを用いて同定し、卓越周波数の信号に対し逆位相の信号を生成する。なおバンドパスフィルタは、事前測定し



(a) フィードフォワード型



(b) フィードバック型

図-1 ANC の制御方法

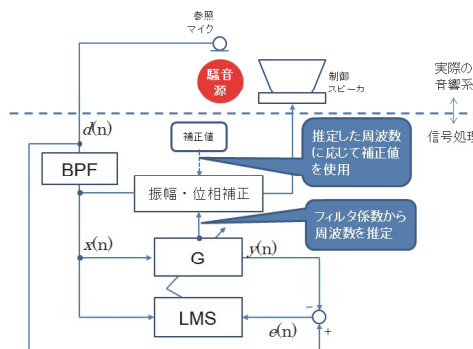


図-2 提案する制御方法

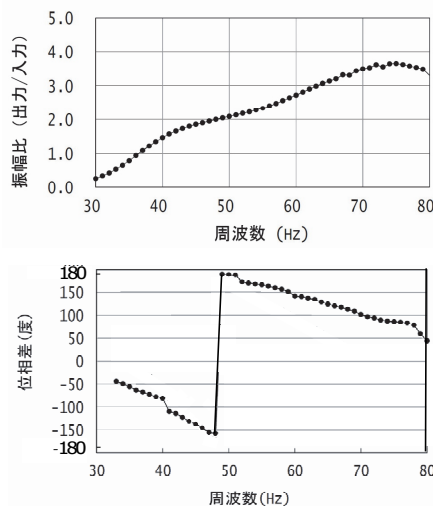


図-3 システム全体の振幅比・位相差の例

た重機騒音の各作業時における卓越周波数が、フィルタの範囲内となるよう下限周波数と上限周波数を決定した。

ANC では、バンドパスフィルタの特性によってシステムの入力/出力の間に振幅および位相の差が生じるが、

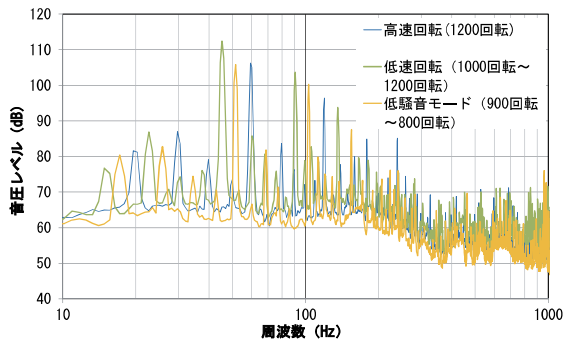


図-4 ANCを適用したラフテレーンクレーン騒音の周波数特性

これらの差は周波数特性をもつ。そこで、まずシステムの振幅比と位相差を測定し、これらの差を解消するための補正値を周波数ごとに算出する。算出した各周波数に対応する補正値のデータはシステムに組み込まれ(図-2中の振幅・位相補正)、LMSによる卓越周波数の同定結果に応じて補正値を取り出して、出力信号に加え、振幅と位相の誤差を解消する。

2.2 振幅比および位相差の補正

まず、バンドパスフィルタ挿入前のシステムにバンドパスフィルタの振幅比と位相差を付加(振幅比:乗算、位相差:加算)することで、システム全体の振幅比と位相差を求める。これをもとに、システムの振幅比が1、位相差がゼロとなる補正値を算出し、補正値としてシステムに組み込む。

図-3にシステム全体の振幅比と位相差の例を示す。例では、48Hzにおいて振幅比2、位相差が -160° であるため、振幅の補正値は1/2、位相の補正値は 160° となる。

3. 重機騒音の特性と適用による効果

ANCシステムの適用状況を写真-1に示す。また、重機騒音の特性を図-4および図-5に示す。図-4は適用した重機であるラフテレーンクレーンの排気筒近傍での測定結果例、図-5は適用した重機であるバックホウの排気筒近傍での測定結果例である。2つの重機騒音はともに状況(作業)によって卓越周波数が変動していた。ラフテレーンクレーンでは、エンジンの回転数に応じて卓越周波数が変動し、約40~70Hzにおける音圧レベルが大きい。バックホウではアイドルからエンジンをふかすと、卓越周波数の音圧レベルが大きくなり、約30~60Hzの間に卓越周波数が存在した。ラフテレーンクレーンおよびバックホウの、各作業時における騒音とスピーカから放射された逆位相音の音圧振幅を図-6に示す。スピーカからは騒音の逆位相音が放射されており、干渉によって卓越周波数の音圧を十分に低減できる状態であることを確認した。

図-7に、各重機におけるANCの適用効果を示す。

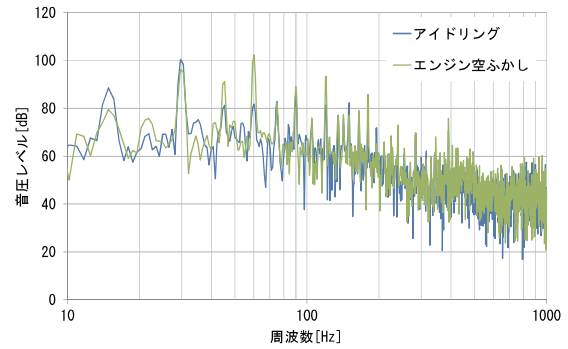


図-5 ANCを適用したバックホウ騒音の周波数特性



左:ラフテレーンクレーン、右:バックホウ

写真-1 機器の設置状況

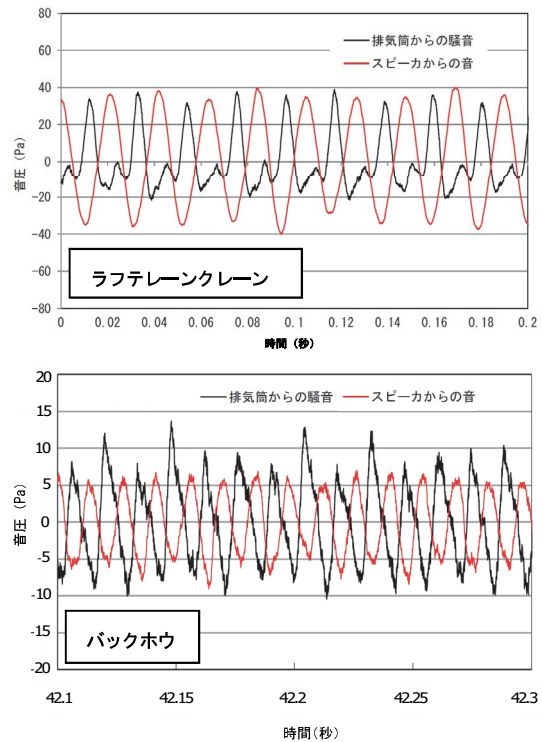


図-6 騒音とスピーカからの音(逆位相音)の音圧振幅

なお、同図は、各重機の後方5m地点で測定した30秒間の平均音圧レベルである。またこのとき、各重機は同じ作業を続けていた。図-7より、ANCの適用によって卓越周波数の音圧が9~10dB低減したことがわかる。

ただし、図-4および図-5に示したように、作業によって卓越周波数が変動するため、制御による騒音の低減効果を得るには、騒音の変動スピードに制御スピードを対応させる必要がある。なお、2つの適用例において、

表一 制御型と同定時間

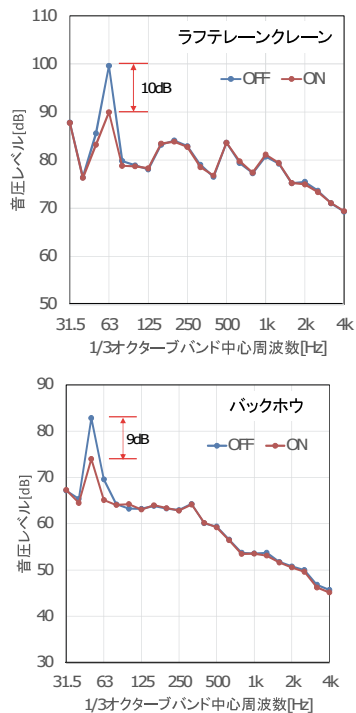
音源	同定時間[sec]			
	FF型	FB型	提案型	
正弦波	50Hz	0.044	0.781	0.992
	60Hz	0.044	0.820	0.780
	70Hz	0.039	1.231	0.640
	80Hz	0.035	1.641	0.223
	90Hz	0.031	1.680	0.200
	100Hz	0.028	1.758	0.111
変動	40-50Hz	0.023	1.035	0.650
	40-60Hz	0.029	1.133	0.620
	40-70Hz	0.027	1.172	0.560
	40-80Hz	0.027	1.348	0.205
	40-90Hz	0.023	1.680	0.195
	40-100	0.029	1.758	0.125

μ は 0.001 としたが、騒音の変動直後に干渉の不具合で騒音が増幅するようなことはなく、概ね騒音変動に追従していたことを聴感により確認した。

4. 提案の制御方法の有用性

図一 2 に示した、提案の制御方法（以下、提案型と記す）について、制御対象である卓越周波数の同定に必要な時間（以下、同定時間と記す）を確認した。なお比較のため、一般的な FF 型の制御方法および FB 型の制御方法についても同様に出力信号 $y(n)$ の同定時間を確認した。音源は正弦波とし、周波数が変動せず一定の場合、周波数が変動する場合について、同定時間をシミュレーションした。表一 1 に、シミュレーションを行った音源の一覧と同定時間を示す。なお、それぞれの制御型のシミュレーション方法は、図一 1 および図一 2 に示すブロックダイアグラムのものとした。ブロックダイアグラム中の伝達特性 \hat{h} 、 \hat{C} はそれぞれ実測により求めた h 、 C と同じ特性とし、特性を十分に反映できる次数とした。サンプリング周波数は、音波の 1 波長を 64 分割以上（位相差 5.6 度以下）でモデル化することを仮定し、400Hz までの音に適用するために 25,600Hz とした。 μ は制御が発散しない最大の値をシミュレーションにより求め、FF 型： $\mu=0.001$ 、FB 型： $\mu=0.001$ 、提案型： $\mu=0.01$ を用いた。同定時間は、制御の開始時刻から出力信号の周波数が収束するまでのデータ数を、サンプリング周波数で除した値を同定時刻とした。また、周波数が変動する音源の場合、変動直後の時点制御の開始時点として収束時間を算出した。

表一 1 より、FF 型は他の制御型に比べて同定時間が短くなった。これは、FF 型は他の制御型と異なり、LMS に入力する信号がともに観測信号であり（図一 1 (a) 中、 $x(n)$ と $e(n)$ ）、システム内で信号を作成する必要がないためと考えられる。また、 μ の値が異なるため同定時間の単純比較はできないが、より大きな μ を使用しても安定して制御できたことから、FB 型よりも提案型の方が安定性は高いといえる。この理由として、提案型の制御では音響系のフィードバックを使用していないため、周波数同定後に位相差を間違えない限り、制



図一 7 ANC の適用効果

御は発散しない。これに対して、一般的な FB 型の制御では、フィードバックの過程で騒音と制御音の位相が 90° ずれると誤差信号 $e(n)=0$ となり制御が発散する。

音源が正弦波の場合、FF 型と提案型では周波数が高くなるほど同定時間が短くなり、FB 型では周波数が高くなるほど同定時間が長くなった。周波数が高くなるほど波長が短くなるため、サンプリング周波数が一定の場合、ANC では周波数が高くなるほど騒音と制御音の位相差の影響が大きくなり、制御効果に影響する。

図一 2 に示した FB 型の制御では、フィルタ係数への入力信号を、ひとつ前のフィルタの出力信号から算出するため、わずかな誤差が生じる。このため、誤差を解消するための収束計算に時間を要したものと考えられる。提案型は FF 型の制御方法を用いているため、誤差は予め補正済みであり、波長が短く（＝周波数が高く）なるにつれ同定時間が短くなったと考えられる。

一方、音源に周波数が変動する正弦波を使用した場合、FF 型では周波数の変動幅によって同定時間に大きな変化がみられなかった。これは、周波数が変動しない場合はフィルタ係数の初期値がゼロなのに対し、入力の変動する場合はすでに同定されたフィルタの係数を初期値として同定を始めるため、同定時間が短く、周波数による違いがほとんどなかったと考えられる。また、FB 型および提案型では、音源の周波数が変動する場合でも、変動しない場合と同じ同定時間の傾向を示した。

以上より、提案型の制御方法はその他の制御方法よりも、安定性が高く速い制御が可能ながシミュレーションにより確認できた。

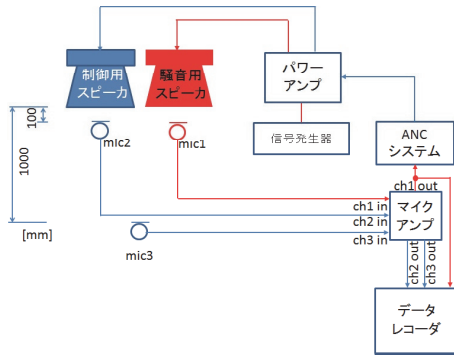


図-8 実験ブロックダイアグラム

表-2 実験で用いた騒音源

音源	
正弦波	50Hz
	60Hz
	70Hz
	80Hz
	90Hz
	100Hz
実音	ラフテレーンクレーン(低速回転) 中心周波数: 50Hz
	バックホウ 中心周波数: 80Hz

5. ステップサイズパラメータ μ が制御効果に与える影響

5.1 実験条件

提案した制御方法による ANC システムにより、実際にスピーカおよびマイクを使用し、ステップサイズパラメータ μ の変化が、制御効果に及ぼす影響を実験室で確認した。併せて、実適用時における $\mu=0.001$ の妥当性を確認した。実験ブロックダイアグラムを図-8に示す。騒音用スピーカ、制御音を出力する制御用スピーカ、参照信号を観測するマイク: mic1、制御信号を観測するマイク: mic2、効果を確認するマイク: mic3 を図-8のように構成した。また、各マイクへの入力音はデータレコーダに収録した。

サンプリング周波数は 25,600Hz である。 μ は 0.0001 ~ 0.1 とした。騒音として用いた音源の一覧を表-2に示す。音源にはシミュレーションの場合と同様に、正弦波および実際に重機の排気筒近傍で収録した実音を用いた。

5.2 実験結果

a. 正弦波

一例として、音源が 90Hz 正弦波の場合の mic3 で観測された音圧レベルの変化を図-9に示す。なお、同図中の結果は、 μ を変化させた場合の測定結果について、制御開始の時点を描いたものである。シミュレーションでは PC の内部処理だけで済んでいたが、実際のシステムでは ANC システムから AD-DA 変換などの処理が加わるため、同定時間は約 1~2.5 秒とシミュレーションに比べて大幅に長くなった。なお、音源に他の周波数の正弦波を用いた場合も、同様の傾向を示した。

図-9より、ステップサイズパラメータ μ の大きさに

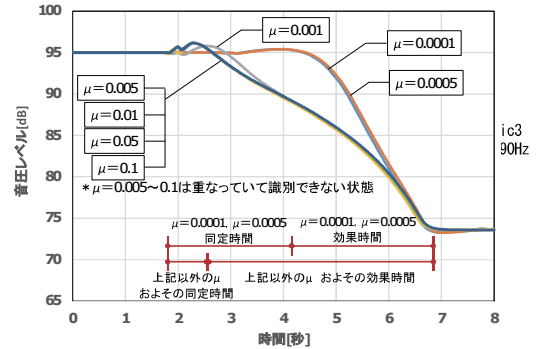


図-9 μ による制御効果の時間変化の一例

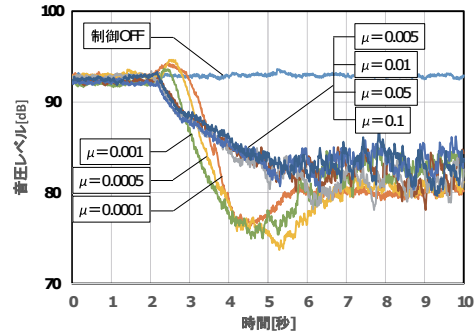


図-10 μ による制御効果の時間変化

関わらず、制御によって 20dB 程度の効果が得られた。同様に、 μ の大きさによる収束時間の違いは 0.2 秒程度と、実用上大きな差はなかった。ただし、 μ によって同定時間（システムへの入力音の周波数を同定する時間）と効果時間（周波数の同定から制御効果が一定となるまでの時間）の割合に違いがあった。ここで、収束時間 = 同定時間 + 効果時間とした。 $\mu=0.0001$ および $\mu=0.0005$ の場合には、同定時間と効果時間がほぼ同程度であったのに対し、 $\mu=0.001$ 以上の場合では、同定時間よりも効果時間の方が長くなった。一般的に、 μ が小さいほど周波数の同定精度が高い。このため、本実験においても $\mu=0.0001$ および $\mu=0.0005$ の場合には、その他の μ の場合と比較して同定精度が高く、周波数の同定後は短い時間で制御効果が得られたと考えられる。

b. ラフテレーンクレーン

音源として、収録したラフテレーンクレーン排気筒近傍の騒音を用いた場合の結果を図-10に示す。ここで使用した騒音は図-4に示されているように、低速回転時の周波数特性が現れている。なお、用いたラフテレーンクレーン騒音は、制御 OFF において一定の音圧レベルであり卓越周波数についても大きな変動はみられなかった。図-10より、 $\mu=0.0001 \sim 0.001$ の場合は約 12dB、 $\mu=0.005 \sim 0.1$ の場合には約 10dB 程度の制御効果が確認できた。また、音源が正弦波の場合と同様、 μ によって収束時間に大きな違いは見られず、また周波数の同定精度が高い $\mu=0.0001 \sim 0.001$ では効果時間が短くなった。しかし、 μ が 0.005 よりも大きくなると、 $\mu=0.001$ 以下の場合と比較して効果時間が長く、さらに制

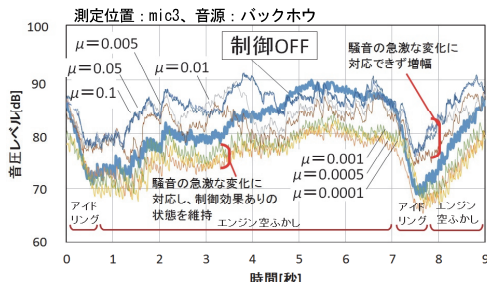


図-11 μによる制御効果の時間変化

御効果についても小さくなった。これは、 μ が大きくなるにつれて周波数の同定精度が低下すること、また音源が正弦波の場合と異なり、卓越周波数に多少の変動が生じる実際の騒音では周波数の同定精度が低下したためと考えられる。

c. バックホウ

バックホウ排気筒からの騒音を音源に用いた場合の結果の一部を図-11に示す。掘削時にはアイドリング状態とエンジンをふかした状態が交互に現れる。このため、その状況を再現しバックホウ排気筒からの騒音を収録した。なお、騒音は図-5に示す周波数特性をもつ。図-11より、バックホウ騒音の音圧レベルは、アイドリング状態からエンジンの空ふかしまでで 20dB 程度変化した。騒音の変動が大きいと、正弦波やラフテレーンクレーン騒音のように明確な収束時間はわからないが、ラフテレーンクレーン騒音の場合と同様、 $\mu=0.0001\sim 0.001$ の場合では周波数の同定精度が高いために、約 10dB の制御効果が得られたと考えられる。しかし、 $\mu=0.0001\sim 0.001$ の場合よりも周波数の同定精度が悪い $\mu=0.005\sim 0.1$ の場合では、制御の開始から数秒間は、制御 OFF の時よりも音圧レベルが増幅した。その後、徐々に周波数が正しく同定され、 $\mu=0.01\sim 0.005$ では 5dB 程度、 $\mu=0.05\sim 0.1$ では 3dB 程度の制御効果が得られる時間帯も存在したが、多くの時間帯で制御 OFF の場合と同程度の音圧レベルか、それ以上となっていた。また、エンジンの空ふかし後、アイドリング→エンジン空ふかしという、約 0.3 秒での急激な騒音の変化に対し、 $\mu=0.005\sim 0.1$ では再び制御 OFF よりも音圧レベルが増幅したが、 $\mu=0.0001\sim 0.001$ では制御効果を維持していた。

6. あとがき

ANC システムの卓越周波数の同定アルゴリズム (LMS) に適用するステップサイズパラメータ μ の大きさが、制御による騒音の低減効果に大きく影響することを、シミュレーションおよび実験により明らかにした。結論は以下の通りである。

- i. 提案した制御方法と、一般的な FF 型制御方法および FB 型制御方法を使用した場合の安定性と同定時間を比較したところ、提案型は一般的な FF 型制御方法および FB 型制御方法よりも大きな μ

を採用でき、速く安定に制御できることを確認した

- ii. 提案した制御方法を適用した ANC について、ステップサイズパラメータ μ による収束時間と制御効果を実験室で確認したところ、正弦波および今回用いたラフテレーンクレーン騒音のように音源の変動が少ない騒音の場合には、収束時間および制御効果に違いは見られなかった。しかしバックホウのような変動騒音では、制御によって騒音の低減効果を得るために、 μ を少なくとも 0.001～0.0001 とする必要がある

今後は、より多くの建設機械へ適用し実績件数を増やしたい。

【参考文献】

- 1) 環境省「よくわかる低周波音」5 低周波音を防止するには、<<http://www.env.go.jp/air/teishuha/yokuwakaru/05.pdf>> (参照 2016.1.30)
- 2) 山田、藤橋、サイドブランチ型消音器による建設機械騒音の低減 その 3、バックホウへの適用範囲拡大、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp193～194、2015.9
- 3) 松岡、小林、半田、鈴木、ANC を用いた建設機械騒音に関する実験的検討、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.227～228、2008.9
- 4) 漆戸、阿部、建設重機が発生する低周波音のアクティブコントロールによる制御、フジタ技術報告第 49 号、2013
- 5) 内野、宮崎、井上、重機等の排気低周波音低減用アクティブ消音器の開発、佐藤工業技術研究所報第 39 号、pp.75～78、2014.12
- 6) 金澤、稲留、アクティブ・ノイズ・コントロールの制御方法に関する研究、奥村組技術研究所報第 38 号、pp.98～103、2012.9
- 7) 柳沼、安井、金澤、アクティブ・ノイズ・コントロールの制御方法に関する研究—アクティブ消音システムの実工事への適用—、奥村組技術研究所報第 40 号、pp.103～108、2014.9
- 8) たとえば、西村、宇佐川、伊勢、アクティブノイズコントロール、日本音響学会編、コロナ社、pp75、図 3.3、2006
- 9) 大沼、小沼、杉村、西村、波形同期法によるディーゼルエンジンの排気音のアクティブコントロール、日本船用機関学会誌第 27 巻第 4 号、pp.337～342、1992.4
- 10) 梶川、野村、2 次経路モデルを必要としないアクティブノイズコントロールシステム、電子情報通信学会論文 A、基礎・境界 J82-A(2)、pp.209～217、1999.2