

斜面災害防止のための のり枠工の高品質化に向けた検討

佐丸 雄治¹・宇梶 伸²・別府 正顕³・杉山 好司⁴

¹ フェロー会員 ライト工業(株) 相談役(〒102-8236 東京都千代田区九段北四丁目 2-35)

E-mail: samaru@raito.co.jp (Corresponding Author)

² 正会員 ライト工業(株) 施工技術本部 部長(〒102-8236 東京都千代田区九段北四丁目 2-35)

E-mail: n-ukaji@raito.co.jp

³ 正会員 ライト工業(株) 施工技術本部 担当部長(〒102-8236 東京都千代田区九段北四丁目 2-35)

E-mail: mbepu@raito.co.jp

⁴ ライト工業(株) 顧問(〒102-8236 東京都千代田区九段北四丁目 2-35)

E-mail: sugiyama@mud.biglobe.ne.jp

斜面のり枠工は豪雨・地震災害の頻発する我が国で斜面防災を担う不可欠な技術の一つである。従来ののり枠工では低スランブモルタルをエア搬送していたが使用骨材の分離などによって強度不足となり易いため、一般土木工事と同じくコンクリートポンプにより圧送し輸送管先端でエア吹込みする施工方式を開発した。これにより高スランブ材料が材料分離を起こさず長距離・高所までポンプ圧送したのち、エア吹込みによりスランブの低下を図りながら急斜面上の型枠にも材料分離、流動、ダレなどを起こすことなく打設できることを示した。そのために重要なエア吹込み打設時の水分飛散現象に着目し打設後のスランブの適切な管理法を設けると共に、セピオライトを添加することで打設後のモルタルに分離抵抗性とダレ抵抗性を付加しのり枠工の高品質化を図った。

Key Words: slope, shotcrete, frame structure, pump delivery method, high-quality slope protection frames

1. 背景と目的

斜面のり枠は、山岳地が多く、豪雨・地震災害が頻発する我が国でのインフラ建設において、なくてはならない重要技術である。特に近年、地域の集中豪雨が増加し、地下に浸透した降雨水による地中の間隙水圧の増大と地盤のせん断強度の低下で、大規模斜面災害が頻発している。

吹付けのり枠工の模式図を図-1に示す。枠内に緑化や

平吹きなどを併用したのり枠工においては、横梁でガリ侵食を防ぐと共に降雨水の浸透により層境界で生じる大規模すべりを防ぐことにより、これらの災害に対し有効性を発揮すると考えられる。

また、2016年(平成28年)4月に発生した熊本地震では、斜面の大規模崩壊が発生した¹⁾。しかし、「2012年度(平成24年度)の九州北部豪雨後に対策を行った斜面は地震にも強かったのだ、それらの対策工が参考になると考えられる」との報告²⁾があり、のり枠工が地震時の斜面災害対策としても有効であることが示された。

(1) 技術の発展経緯

のり枠工の基本となる斜面への吹付け工の歴史を辿れば、モルタルを圧縮空気(以後、エアと呼ぶ)で施工面に吹き付ける工法は、1907年アメリカの彫刻家で生物学者の Carl E. Akeley にとって見いだされたといわれており、1910年に石膏の被覆工事に初めて使用された。1914年にはモルタル吹付けが工事に用いられた。1910年代半ばに

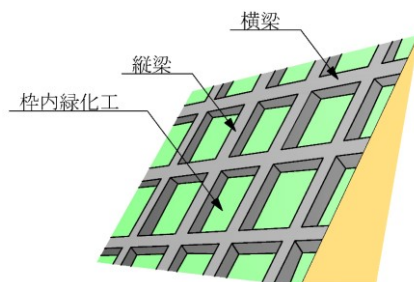


図-1 吹付けのり枠工

アメリカとヨーロッパでほぼ同時期に吹付け能力や吹付け厚さが改良されていった²⁾。導水渠・貯水槽などに使われ、NATMの仮覆工にも応用された。一方、日本における吹付け工は、1924年(大正13年)に鉄道トンネルの漏水防止や小規模斜面保護に初めて使用された³⁾。その後吹付け工は、1968年(昭和43年)の飛騨川バス転落事故を契機として道路整備事業に数多く採用されるようになっていった。

日本の吹付け工は、戦後しばらく斜面を面的に吹き付ける平吹き工が主体で、斜面の岩石風化防止や雨水浸透防止の役目程度しか持たされなかった。現場実績を重視し経験的に施工されてきたため、吹付けモルタルについては配合指定のみで強度指定はなく、技術データの蓄積がほとんどない状態であった。

その後1975年には、厚さ2m程度以下の表層すべり崩壊を防ぐ目的を持つ梁構造物として吹付けのり枠工法(フリーフレーム工法)が誕生し、のり枠工の工事が増加してきた。これは梁鉄筋を使用したのり枠で斜面を抑える工法で、鉄筋コンクリート構造物に位置づけられる。のり枠工の型枠の組立てについては、足場が悪い急峻斜面であることから一般土木工事で使われている合板型枠とは異なり、**図-2**に示したプレハブ式の金網型枠の内部に組立て筋が配置され鉄筋を容易に設置でき、金網が型枠の役割を果たすため脱型不要で、モルタルを打設するだけで鉄筋コンクリート構造物が構築できる省力化工法である。

さらに、打設した縦横方向ののり枠交点の箱抜き孔にグラウンドアンカーを設け地山との一体化と地山補強を図る工法が1986年頃以降から始まり普及してきた。グラウンドアンカーを設置する施工現場例を**写真-1**に示す。

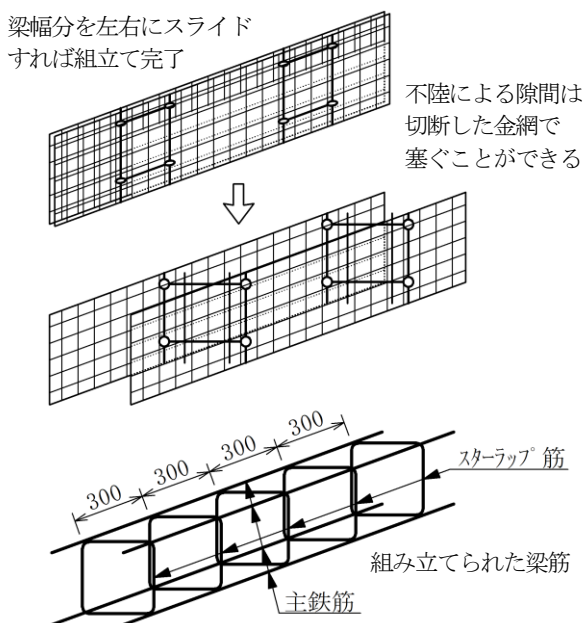


図-2 プレハブ式の金網型枠

(2) 技術の現状と問題点

通常行われてきた吹付けのり枠工では、セメントガンと称する圧力容器で練り混ぜた1~2cmの低スランプモルタルを高度の異なる打設箇所までホースによりエアのみで遠隔輸送する方式である。セメントガンからエア圧によって間欠的に輸送するため、始めは骨材がセメントペーストを保有していても骨材粒子の大小による速度差で輸送時に分離し易い。ホース先端のノズルからエア圧と共に高速で吐出されるモルタルは骨材からセメントペーストが少なくなり、打設時に骨材が分離してのり枠からののはね返りが起こり易い。

セメントペーストが希薄でほとんど骨材のみのはね返り材料を巻き込んだ梁断面の施工例を**写真-2**に示す。現場吹付け作業ではノズルからフレッシュ材料(本論文ではまだ固まらないモルタルやコンクリートをフレッシュ材料と呼ぶ)を吐出して発生したこのようなはね返り材料が続いて施工する部分に混入し梁構造の強度不足に繋がる可能性があり、のり枠工の品質を確保するための方策が望まれてきた。

実際、上記のような懸念ある施工を続けた結果、1995年の会計検査院の国会報告では吹付け工法は不良工事が

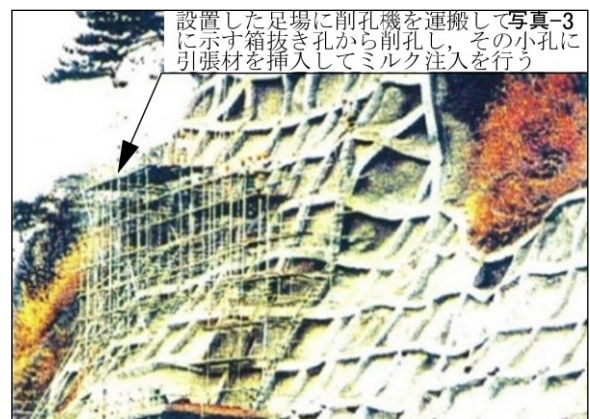


写真-1 グラウンドアンカーを設置するのり枠現場
(著者らが撮影)

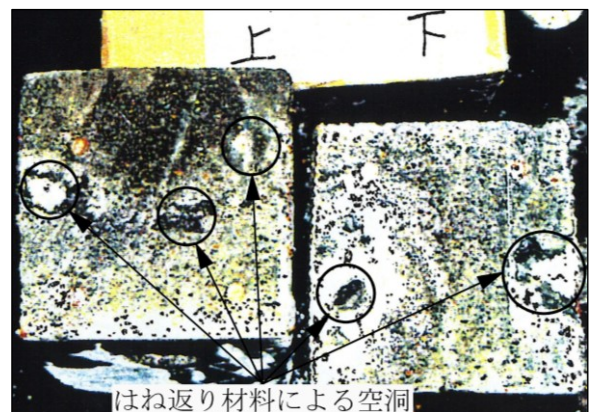


写真-2 はね返り材料を巻き込んだ梁断面

発生し易い工法として品質の改善が強く求められた。それを受けて、吹付けコンクリート指針(案)⁴⁾の周知や吹付け用ノズルを扱う技能工のレベル向上が図られた。

しかし、現状においてもなお、発注者の信頼に十分応えるレベルにはない。特に、エア搬送によると練混ぜ材料が分離し易く、吹付け打設時にはね返りが生じ易いため、それがそのまま残置された場合には強度が低下する可能性が常にあった。

はね返り材料の混入などで圧縮強度にばらつきが多いことから設計基準強度 f'_k の制定に慎重であった全国特定法面保護協会は、設計基準強度 f'_k の制定は必要として、吹付けのり枠工法誕生から遅れること 11 年、1986 年に $f'_k=12 \text{ N/mm}^2$ を初めて設定した。さらに 1995 年には $f'_k=15 \text{ N/mm}^2$ を確保させることにし、特に吹付けのり枠工については 2006 年に $f'_k=18 \text{ N/mm}^2$ を規定⁵⁾して圧縮強度の品質を確保するに至った。

吹付けのり枠工法においては、どうしたらのり枠で梁構造物を構築できるかという構造上の工夫に重点が置かれ、いかに均等なモルタル品質により必要強度を発現するかについては十分な目が向けられてこなかった。その上、地上の低い位置に設置したプラントからエア圧(通常 0.69 MPa の圧力)のみで高い施工箇所まで輸送する方式では、モルタルを押し上げるエア圧がホース抵抗で徐々に消費されるため、ある高さで輸送限界がある。輸送限界を伸ばすためにモルタルを貧配合に変更してホース抵抗を減らし、高さ 100 m を超す長大斜面へ適用する事例も増加した。その結果、品質上の不具合が生じることとなったため、1995 年に全国特定法面保護協会によって吹付け高さは 45 m 以内(標準使用のエア圧送用 $11 \text{ m}^3/\text{min}$ コンプレッサーの場合)と規定されて今日に至っている。

さらに問題となったのは、のり枠の交点のような鉄筋が密集する箇所へのモルタルの充填である⁴⁾。このような梁鉄筋が密集している箇所では図-3に模式的に示すようにノズルの距離や向きによっては鉄筋背面に空洞が発生し易く、その防止対策が不十分であった。のり枠交点の鉄筋組立て状況を写真-3に、のり枠にモルタルを吹き付けた状況を写真-4に、鉄筋背面の空洞発生状況を写真-5に示す。実際、工法の誕生間もない時期には鉄筋背面

で 30~100 mm もの空洞が発生する不具合が見られた。

このように不具合が生じ易い吹付け現場では本来、品質チェックのために施工管理が重要である。しかし急峻な斜面での吹付け工事であり、効率面から足場を設けず、のり肩からロープと安全帯で支えられた作業員がホース先端のノズルからモルタルをエアで吹き付ける方法をとらざるを得ない。厳しい作業環境であることからノズルからの吹付け作業は経験を要する。また監督員が容易に現場に近づけない場合もあり、施工会社の管理方針が必ずしも行き届かない可能性がある。従って、材料分離によるはね返りや空洞などが生じ難いモルタルの品質確保とその打設方法の工夫が重要である。

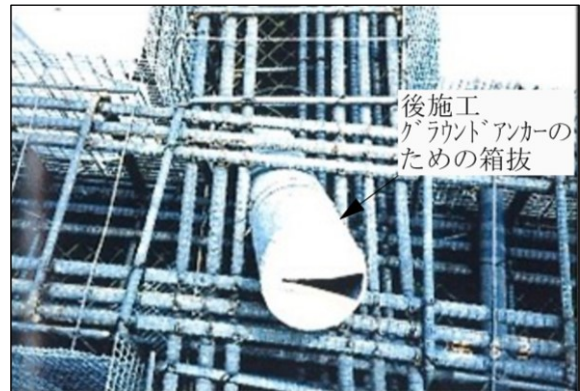


写真-3 のり枠交点の鉄筋組立て状況

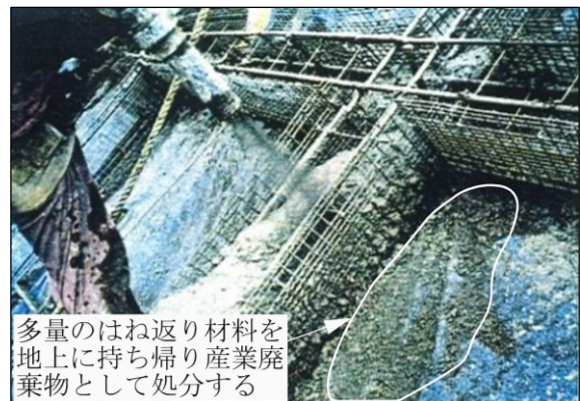


写真-4 のり枠吹付け状況



写真-5 縦梁に発生した鉄筋背面の空洞

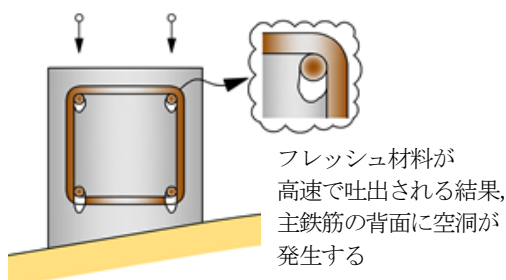


図-3 鉄筋背面の空洞発生(斜面方向)

(3) 技術改善の方法

このような吹付けのり枠の施工上の問題点を解決するため、著者らのチームはのり枠品質を高めるための各種検討に取り組んできた。そのうち最も重要な工夫点は、従来の材料分離を生じ易い低スランプ材料のエア輸送方式に代わり、一般土木工事の施工と同様に圧送に適した高スランプ材料をコンクリートポンプで輸送する方式の採用である。これにより、輸送時や打設時の材料分離、打設時の骨材のはね返り、鉄筋背面の空洞発生などの改善を目指した。

その一方で、斜面のり枠工特有のさらなる問題として急斜面上ののり枠へ高スランプモルタルを充填すると、金網型枠内のモルタル表面が重力によって下流側にダレる現象が現れ予定の設計断面が得られない。特に斜面方向に直交する横梁では図4に模式的に示すように、斜面方向の縦梁（スターラップ筋がダレを防止する）よりもダレが生じ易い。

そのため後述するように、輸送管先端でのエア吹込み時にモルタルからの水分飛散現象を利用して適切なスランプまで低下させ、適度な流動性確保とダレ防止を同時に満足するモルタル打設が重要となる。さらにこのようなモルタル品質の向上を図るために、スランプの調整に加えて適切な混和剤を利用することが現実的対応策として考えられる。

(4) 本研究の目的

現在も多用されているエア圧送方式に代わり、コンクリートポンプにより高スランプ材料が材料分離を起こさず圧送し、輸送管先端付近でエア吹込みを行う方式による高品質のり枠の施工技術を確認する。そのため本研究ではのり枠の高品質化を実現する一連の関連施工技術の実用化を図る。

すなわち、多数回の実物大屋外試験、及びそれと関連した室内試験とデータ分析や簡易モデル解析などを行い、輸送時や打設時の材料分離、及び打設時ののはね返りが生じ難いことを確認すると共に、金網型枠打設時に鉄筋背面まで回り込む適度な流動性と金網型枠からのダレ防止など多くの特性を併せ持つ適切なモルタルの材料特性を検討する。

そのため、モルタル材料の水分、スランプ、水セメン

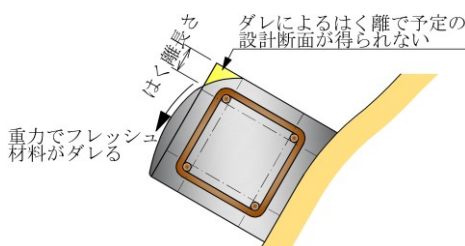


図4 横梁内のダレ発生（斜面横断方向）

ト比、圧縮強度、混和剤、粘性などに着目して一連の試験を行い、適切なモルタルの品質条件を確定し現場施工へ適用すると共に、施工管理の観点から簡便なスランプの管理方法や現場作業性、施工実績なども含め本工法の現場適用性を明示する。

2. ポンプ圧送エア併用吹付打設方式の特徴

これまでの吹付けのり枠工の施工システムを図5に示し、今回開発したポンプ圧送のり枠工の施工システムを図6に示す。長大斜面の施工においては輸送時の材料分離を避けるため、地上に設置したモルタル練混ぜプラント（ミキサー）またはトラックミキサーから、鋼製配管を通してコンクリートポンプによりモルタルを圧送する。そして高所にある打設位置手前でY字管エア投入器と称する装置によりモルタルにエアを吹き込み、それ以降15mの長さのフレキシブルホース（仕様は樹脂コーティングしたホース）を用いて先端ノズルからのり枠に打設する方法であり、これをポンプ圧送エア併用吹付打設方式と呼ぶ。これによる圧送ポンプから打設位置までの高度差を打設高さと呼ぶ。

長距離・高所へのポンプ圧送には、「コンクリートポンプによる圧送に適している条件は、コンクリートが流動性、変形性、分離抵抗性の性質を保有しなければならない」⁹⁾とあり、「配管内のコンクリートの流れは、そのほとんどが管壁におけるすべりによって生じている。

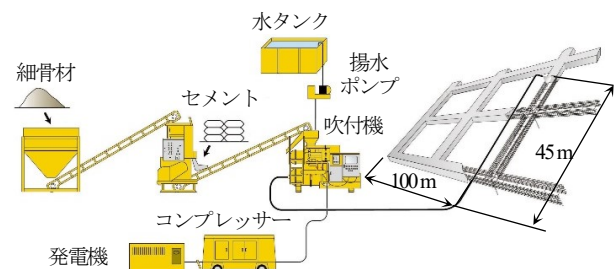
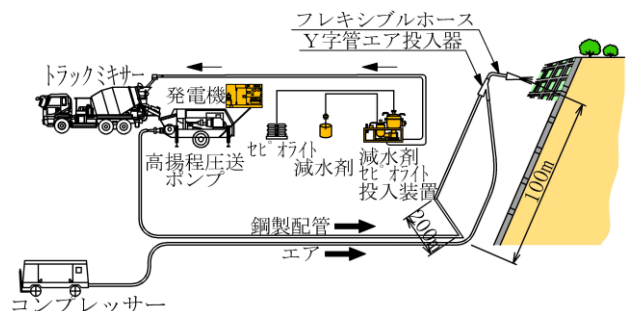


図5 吹付けのり枠工の施工システム



多くの発注者から打設高さは100mを求められたため、鉛直管を100m、付随して水平管を200mとした

図6 ポンプ圧送のり枠工の施工システム

このすべりはセメントペーストなどが移動することによる潤滑層の形成と密接な関係がある」⁹⁾とされ、これらの条件を満足する必要がある。

一般土木工事において、125 A (5B) 管使用で練上がりスランプ 21.0 ± 1.5 cm による高所への圧送事例⁷⁾に対し、今回の方式は、急峻斜面の作業のため配管の運搬が困難であることから細く軽い内径 80 mm (3B) 管を使用して圧送する。混和剤を使い、高所への圧送を満足するものとして練上がりスランプは 22.5 ± 2.5 cm に設定した。

写真-6, 7 には、エアのみで圧送する吹付け方式と、ポンプ圧送エア併用吹付打設方式それぞれでの先端ノズルからのモルタル吐出状況を高速写真(シャッター速度 1/15 000 秒)で比較している。モルタルが希薄でパラパラ吐出しているエアのみで搬送する吹付け方式に対し、ポンプ圧送エア併用吹付打設方式では濃密かつブロック状で吐出して、材料分離が生じ難いことが確認できる。

一方、金網型枠に打設後は既述の如くダレ抵抗性を持った低スランプモルタルになることが必要である。圧送の最終段階でホースにエアを吹込みノズル先端から打設するが、この際に空中でモルタルから水分が飛散する現象を利用して、金網型枠打設に適した低いスランプまで調整することが要求される。さらにこのエア吹込みはホースの質量軽減と作業性向上にも寄与する副次的効果もある点については後ほど述べる。

このようにして金網型枠に打設されたモルタルは、材

料分離が起きず鉄筋の背面にも空洞を残さない適度の流動性と同時に、急斜面上の金網型枠に打設後もモルタル表面が重力でダレない塑性状態となる特性が要求される。

この二律背反する特性を得るための適切な混和剤として、材料メーカーからの情報を参考に、モルタル材料の分離・ダレ防止に有効な逆チキソトロピー性を有する混和剤として、鉱物繊維セピオライトに注目した。

そのため、配合材料に混和剤セピオライトを添加し、金網型枠へ打設に適した低スランプにするための実物大屋外試験を行うこととした。

3. 実物大屋外試験

(1) 概要

ポンプ圧送エア併用吹付打設方式の確立を目指し、文献調査、4回の室内試験・解析や19回の実物大屋外試験など4年半に及ぶ検討を実施した。

実物大屋外試験ではモルタル・コンクリート共に候補としたが、試験を進めていくうちに後述するようにコンクリートではフレッシュ材料のダレや打設時の材料分離が十分には制御できないおそれが明確となり、最終的にはモルタル(最大骨材粒径 5 mm)を選択した。使用材料のうち、セメントや骨材は試験場所の近傍で調達し、表-1に示すように混和材のフライアッシュのほか、混和



写真-6 エアのみで搬送する吹付け方式

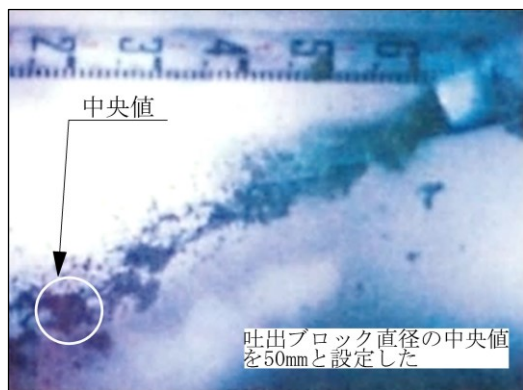


写真-7 ポンプ圧送エア併用吹付打設方式

表-1 使用材料

材料	名称	材料の特性	密度 (g/cm ³)
セメント	普通ポルトランドセメント	比表面積 3 350 cm ² /g	3.16
細骨材	栃木県鬼怒川砂	吸水率 2.2%, FM 2.84	2.55
	埼玉県秩父山砂	吸水率 2.1%, FM 3.19	2.60
	茨城県久慈川砂	吸水率 1.7%, FM 3.09	2.52
粗骨材	茨城県久慈川砂利 (最大粒径 15 mm)	吸水率 0.9%, FM 5.33	2.61
混和材	フライアッシュ	比表面積 2 940 cm ² /g	2.20
混和剤	高性能減水剤	ナフタリン系	1.05
	分離防止剤・ダレ防止剤	セピオライト	2.00

*1 吸水率：表面乾燥飽水状態の骨材質量から絶対乾燥状態の骨材質量を差し引きし、それを絶対乾燥状態の骨材質量で割ったもので、骨材内部の空隙量を示す。吸水率は3%以下と規定される。

*2 粗粒率(FM)：骨材のふるい分け試験をし、各ふるいの呼び寸法(mm)に対し、各ふるいにとどまる骨材の質量百分率の和を100で割ったもの。良好な細骨材の粗粒率は2.3~3.1である。

表-2 セメント1に対する配合比範囲

名称	スランブ (cm)	空気量 (%)	水セメント比 W/C (%)	セメント C	混和材 FA [フライアッシュ]	細骨材 S	粗骨材 G	高性能減水剤 WR [ナフタリン系]	分離防止剤・ダレ防止剤 VC [セピオライト]
配合	22.5±2.5	4±1.5	60 以下	1	0～0.2	3～3.6	0～1	0.01～0.015	0.015～0.02

表-3 実物大屋外試験実施内容

試験番号	試験目的	試験結果
第1, 2回	コンクリート圧送ポンプのみの金網型枠打設試験	予定の設計断面充填は不可. エア併用方式に変更
第3回	はね返り材料の少ない条件調査	スランブ 20～25 cm が良好
第4回	エア投入条件やY字管エア投入器の効果判定試験	エア投入位置はノズル手前 15 m, ノズルは従来型, エア条件はエア圧 (重力単位) 4 kgf/cm ² , エア量 3 Nm ³ /min が優れる
第5～6回	スランブ低下の原因調査とパイプレータの効果確認試験	圧送距離によるスランブ低下を調査. 以後の試験でも配合・圧送距離・施工高さを変化させ調査. 密実にするため加えた振動では逆チキソトロピー効果で横梁からモルタルの大半が流失
第7回	貧配合材料の試験とそのエア条件による品質確認試験	貧配合で圧送試験を実施. セピオライトの変化によるダレ防止特性, エア条件を変化させて充填性の確認
第8回	新規開発コンクリートポンプの性能試験	新規開発ポンプは吐出量が不足し, ケーシング挿入部シール漏水の改良はその後の検討でも不可. 最終的に新規販売のスイングバルブ式コンクリートポンプを採用
第9回	低品質骨材を使った 300m 長距離圧送試験と製造工場が異なるフライアッシュの圧送性試験	低品質骨材の秩父山砂が途中で分離し閉塞した. 電発磯子・電発高砂・電発竹原のフライアッシュの圧送性は共に良好
第10回	打設高さ 50 m におけるスランブの違いによる圧送性確認, コンクリート配合による圧送試験	スランブ 15 cm の圧送はポンプ元圧が高くなり適用不可. スランブ 25 cm の優位を確認. セメント比 1.0 の粗骨材のコンクリートの圧送は可
第11～16, 18回	各種金網型枠の側圧による変形試験	梁幅・梁高を 200mm から 100mm ずつ 500mm まで大きくし, 増加した側圧に対し変形防止のために金網構造を補強
第17回	各種コンクリートの圧送比較	セメント比 0.5, 1.0 で距離 300 m の圧送は可能. しかし, はね返りが多く適用は不可
第19回	先端ホース質量軽減装置の効果確認試験	先端ホース質量 7 kg をさらに軽量化させる装置を検討. 諸装置で実施したが不可

表-4 スランブ低下を調査した試験条件

条件 試験 番号	フレキシブル ホースを含む配管延長 (m)	斜面 勾配 (度)	打設 高さ (m)	打設箇所	使用コンクリート ポンプ	最大理論 吐出圧力 (MPa)	実吐出量 (m ³ /h)	使用細骨材
第5, 6回	32.5, 43.5, 75	45	1.5	梁幅 200 mm の 金網型枠内	4B スクイズ式ポンプ	2.5	3	栃木県鬼怒川砂
第9回	315.6	0	0.0	水平ホース先端 のバケツ内	4B シリンダー貫入式 ピストンポンプ	9.8	3	栃木県鬼怒川砂 埼玉県秩父山砂
第10回	158.8	60	50.0	梁幅 200 mm の 金網型枠内	4B シリンダー貫入式 ピストンポンプ	9.8	3	茨城県久慈川砂 茨城県久慈川砂利
第11回	60	60	1.5	梁幅 200 mm の 金網型枠内	4B シリンダー貫入式 ピストンポンプ	9.8	3	栃木県鬼怒川砂
第17回	200	45	1.5	梁幅 200 mm の 金網型枠内	4B シリンダー貫入式 ピストンポンプ 4B スイングバルブ式 ピストンポンプ	9.8	3	栃木県鬼怒川砂 茨城県久慈川砂利

剤として高性能減水剤, 分離防止剤・ダレ防止剤を添加し, 配合の影響を調べるために配合比を表-2の範囲で変化した. 実施した実物大屋外試験の内容を表-3に示す.

実物大屋外試験のうち, スランブ低下を調査した5回の試験条件を表-4に示す. そのうち第5, 6回の試験では最大理論吐出圧 2.5 MPa, 最大吐出量 6 m³/h (実吐出量

3 m³/h)の既存のスクイズ式ポンプを使用した。その試験での施工システムを模式的に図-7に示す。それ以降は機械メーカーと共同開発をした最大理論吐出圧 9.8 MPa, 最大吐出量 6 m³/h (実吐出量 3 m³/h)のシリンダー貫入式のピストンポンプの試作機を使用した。その試験のうち打設高さ 50 m の第 10 回実物大屋外試験についての施工システムを模式的に図-8に示す。このシステムは打設高さを最大 100 m, 水平距離 200 m で配管延長は最大 300 m と想定し、輸送管径は細く軽い 80 mm という条件で選定した。

第 4 回実物大屋外試験において、吐出ノズルの選択はこれまで使用してきたテーパーのある従来型ノズル、直線部を長くしたノズル、テーパーを緩くしたノズルと比較した。その結果、吹付け幅が狭くならず吐出時のモルタルの垂れがないことから、これまで使用してきた図-9のテーパーのある従来型ノズルを選定した。

Y 字管エア投入器によるエア投入位置は、圧力損失が少なく、かつ作業時のホースの振り回しや移動のし易さからノズル手前 15 m と定めた。また、投入したエア圧とエア量の比較試験を行った。エア圧 (ゲージ圧) は 400 kPa が良好との報告⁹⁾があり、エア量は狭い梁幅への吐出時に材料が拡散せず、はね返りを減らすため 3 Nm³/min 程度 (ここでの N はコンプレッサーに記載され

ているノルマルで、1 Nm³ は 1 気圧, 0°C, 乾燥空気状態に換算した 1 m³ の量を示す) が良好と想定した。重力単位における圧力 4 kgf/cm², エア量は 3 Nm³/min から数値を 1 ずつ増減させたものを組み合わせて、エア圧は 294.3 kPa, 392.4 kPa, 490.5 kPa, エア量は 2.24 m³/min, 3.35 m³/min, 4.47 m³/min の組合せで試験を行い、密実に充填されることでフレッシュ材料の単位容積質量 (JISA 1116) が大きく圧縮強度が高いエア圧が 392.4 kPa, エア量が 3.35 m³/min が優れているとの結果を得た。

コンクリートポンプ施工指針では小口径配管の水平管内圧力損失の記載がない⁹⁾ため、100 A (4B) 管スランプ 12 cm における設定値より外挿法で余裕をもって設定することとした。すなわち、1 m あたりの圧力損失を水平管で 0.0196 MPa, 鉛直管で 0.0392 MPa を目標にして、水平管 200 m, 鉛直管 100 m においてコンクリートポンプにかかる最大の圧送負荷 P_{max} を以下のように計算した。

$$P_{max} = 0.0196 \times 200 + 0.0392 \times 100 = 7.84 \text{ MPa} \quad (1)$$

最大理論吐出圧 P は、 $1.25 P_{max}$ 以上であれば圧送可能⁹⁾と既往実績から判断できるため式(1)から $P = 1.25 P_{max} = 9.8 \text{ MPa}$ となる。すなわち、最大理論吐出圧 $P = 9.8 \text{ MPa}$ が必要である。

第 7 回実物大屋外試験では、貧配合で金網型枠にモルタルを打設し、ダレ防止特性と充填性を観察した。この際に行ったスランプの測定はミキサー、Y 字管エア投入器でのバケツ、ノズルから吹付け打設したバケツまたは金網型枠から万能スコープで採取した試料をスランプコーンに投入し JIS A 1101 の規格に従って実施した。

試験は、まず 45° の模擬斜面上に設置した横梁に以下のように実施した。

セメント C が 1 に対し、高性能減水剤は 1 %, 分離防止剤・ダレ防止剤としてのセピオライトは 1 % を加えたフレッシュ材料を距離 28.5 m 圧送し打設した。結果は、ミキサーでの練上がりスランプ 17.5 cm では 5 mm, スランプ 22.5 cm では 8 mm のダレによるはく離長が生じた (写真-8)。スランプ 12.5 cm ではダレが生じなかった。次に、60° の急峻な模擬斜面上に設置した横梁に同じく

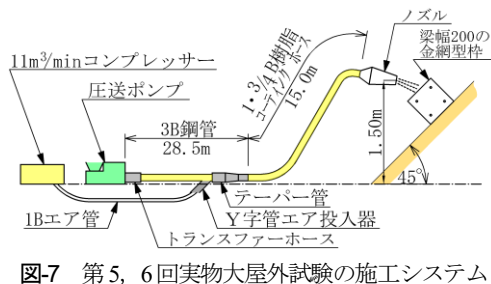


図-7 第5, 6回実物大屋外試験の施工システム

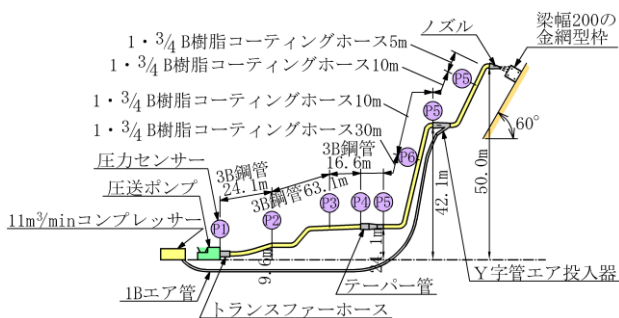


図-8 第10回実物大屋外試験の施工システム

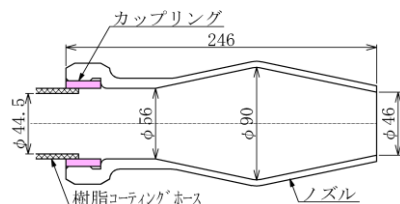


図-9 ノズルの形状(寸法単位はmm)

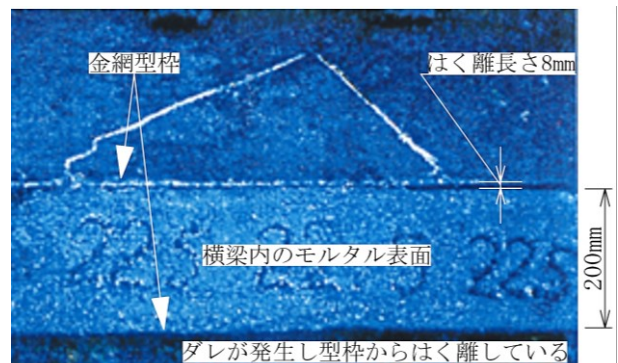


写真-8 スランプ 22.5 cm におけるダレの発生

高性能減水剤 1%を添加したスランブ 23.2 cm のフレッシュ材料を距離 28.5 m 圧送して打設し、ダレが生じないセピオライトの量を調べた。すると、セピオライトを 2%加えるとスランブが 23.2 cm でも横梁にダレもなく分離やはね返りもほとんど発生せず、写真-9のように金網型枠の形状どおりに充填されていた。

(2) 結果と分析

5 回の実物大屋外試験で、スランブと圧縮強度が圧送距離と共にどのように変化したのかを打設高さ 0 m, 1.5 m, 50 m の場合について検討した。配合についてはセメント C が 1 に対し、フライアッシュ FA は 0.2, 細骨材 S は 3 が多く使用され、高性能減水剤 WR はスランブ 22.5 ± 2.5 cm となるように 0.01~0.015, 分離防止剤・ダレ防止剤は後述するように 0.015~0.02 の範囲であるが、開発初期に標準とした配合 C : FA : S : WR : VC = 1 : 0.2 : 3 : 0.015 : 0.02 に対し混和剤の量を変え、また細骨材を増加させ貧配合にした影響も確認することにした。

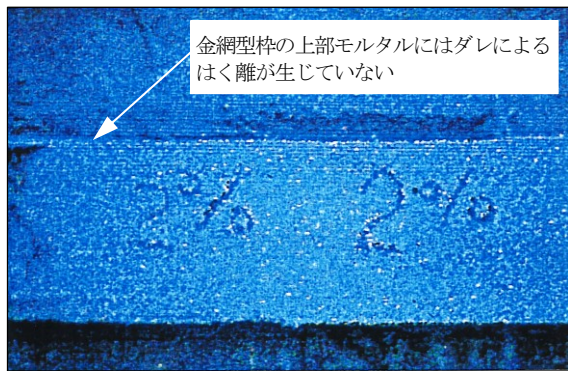


写真-9 形状どおりに充填された金網型枠の状況

表-5 には一連の実物大屋外試験で採用した配合、及び配合設計での水セメント比について、ミキサー、Y 字管エア投入器、打設後の金網型枠の 3 カ所で測定されたスランブと圧縮強度をまとめている。

表-5 から、ミキサーから Y 字管エア投入器を経て金網型枠に至るフレッシュ材料の圧送距離別のスランブの変化を図-10 に示す。これによって配合にかかわらず、圧送距離や打設高さだけでは依らない試験ごとの違いは見られるものの、全体的に類似の変化傾向を示すことが分かる。平均値としてミキサーにおいて 22.9 cm であったものが、Y 字管エア投入器で 17.0 cm, 金網型枠で 5.0 cm に変化した。ミキサーから Y 字管エア投入器までのスランブの低下は平均 5.9 cm と長距離圧送であっても小さいことがわかる。

その変化の原因は、主として外気温や管内圧力損失の

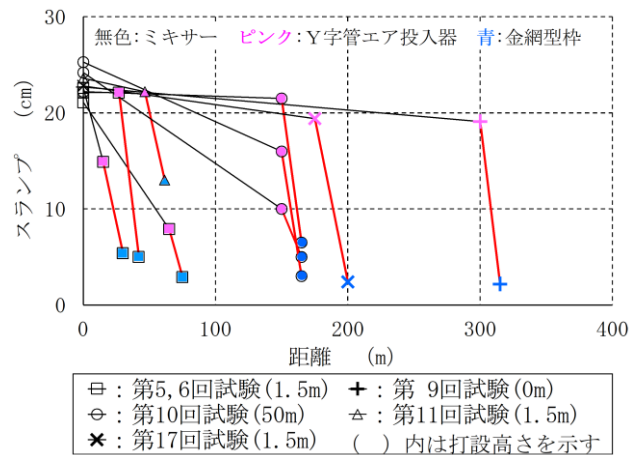


図-10 圧送距離別のスランブの変化

表-5 配合設計における水セメント比、場所別のスランブと圧縮強度の変化
(エア条件はエア圧 392.4 kPa, エア量 3.35 m³/min とすべて同一)

項 目 試験回数 試験番号		水セメント 比 (%)	打設 高さ (m)	スランブ (cm)			圧縮強度 σ_c (N/mm ²)			ダレの 発生 状況	配合条件					
				ミキサー M	Y字管 エア投入器 Y	金網 型枠 N	ミキサー M	Y字管 エア投入器 Y	金網 型枠 N		C	FA	S	G	WR	VC
第 5, 6 回	No.1	50	1.5	22.6	14.9	5.4	33.45	42.18	44.34	無し	1	0.2	3	0	0.015	0.02
	No.2	64	1.5	22.1	22.1	5.0	25.21	26.68	29.23	無し	1	0.2	3	0	0.01	0
	No.3	40	1.5	21.1	7.9	2.9	35.81	43.56	50.23	無し	1	0	3	0	0.01	0.01
第 9 回	No.4	54	0.0	22.7	19.1	2.2	29.43	25.41	34.53	無し	1	0.2	3.6	0	0.015	0.02
第 10 回	No.5	62	50.0	22.2	21.5	6.5	19.42	16.97	18.74	無し	1	0.2	3.6	0	0.015	0.02
	No.6	61	50.0	24.2	10.0	5.0	21.39	24.72	19.71 ^{*1}	無し	1	0.2	3.6	0	0.015	0.02
	No.7	61	50.0	25.3	16.0	3.0	26.68	24.43	31.00	無し	1	0.2	3.6	0	0.015	0.02
第 11 回	No.8	54	1.5	23.6	22.2	13.0	29.23	32.77	28.45 ^{*2}	無し	1	0.2	3.6	0	0.015	0.02
第 17 回	No.9	58	1.5	22.6	19.4	2.4	26.88	28.02	32.27	無し	1	0.2	3.6	1	0.015	0.02
平均値		56.0	—	22.9	17.0	5.0	27.5	29.4	32.1	—						
場所別の差		—	—	5.9		12.0	1.9		2.6	—						

*1, *2 共に、3 本の供試体圧縮強度の変動係数が大であった。

* 暑中コンクリートの場合、ポンプを停止していると閉塞が発生するが、それ以外の気温や湿度の影響はない。

増加による温度上昇から生じるわずかな水分蒸発で失われるためと考えられる。これに対し、Y字管エア投入器から吐出ノズルまでの距離は15mと一定であるが、その間とノズル吐出以降金網型枠（距離0.3m）までのスランプの低下は大きく平均12.0cmもあった。

土木学会コンクリート標準示方書では、打込み最小スランプが12cm以上のフレッシュ材料を100A(4B)配管で水平換算距離150~300m圧送する場合について、スランプ低下の目安は1.5cmとされている⁹⁾。実際の工事では、125A(5B)配管で高低差185m圧送距離600mを圧送した場合、練上がりスランプ21.0±1.5cmのスランプ低下は平均3.0cmとの報告⁷⁾もある。このようにコンクリートポンプ圧送によるスランプの低下はわずかであるといわれているが、Y字管エア投入器から金網型枠の間ではエア吹込みにより大幅なスランプ低下が発生することが分かった。

上記のようにスランプ低下は、配合の変化にかかわらず、圧送距離や打設高さにはあまり依らず、エア吹込みで金網型枠に打設する過程で主に発生している。材料節約を目的に細骨材をセメント比3.6にした貧配合におい

ても、エア吹込みの重要な影響因子であるエア圧とエア量による充填性の影響を調べるために、第4回実物大屋外試験において密実に充填された392.4kPaと3.35m³/min以外の条件も調査することとした。

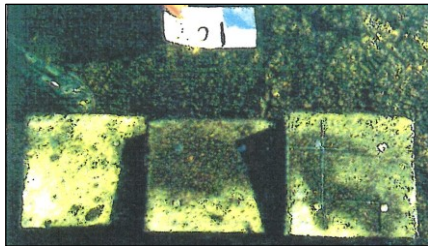
上記のエア条件を中心に、エア圧やエア量を組み合わせて表-6にあるNo.201~No.209の9ケースに変化させて金網型枠に打設し結果を比較した。圧送距離は28.5mと短い条件で、練上がりスランプが24.3cm程度のものが金網型枠で7.8cm程度であって、スランプはエア圧とエア量の変化による影響はなかった。

これらの条件で打設した横梁断面を写真-10に示す。試験できなかったNo.207のケースを除き、すべてのケースで断面品質は、分離やはね返りがほとんど発生せず、

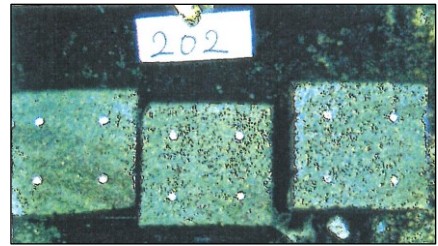
表-6 吹込みエア条件の組合せ（試験番号）

エア圧 \ エア量	2.24 m ³ /min	3.35 m ³ /min	4.47 m ³ /min
294.3 kPa	No.201	No.204	No.207
392.4 kPa	No.202	No.205	No.208
490.5 kPa	No.203	No.206	No.209

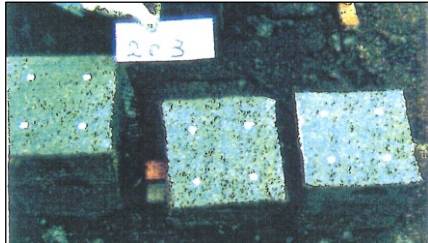
No.201



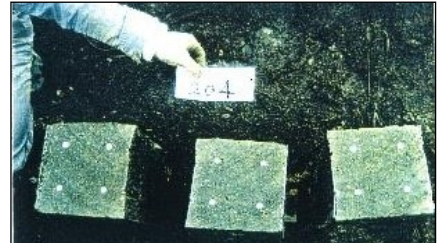
No.202



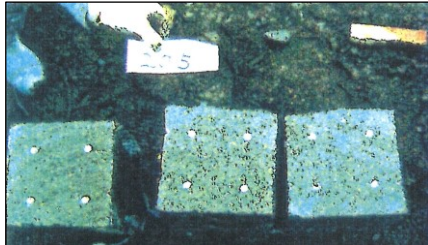
No.203



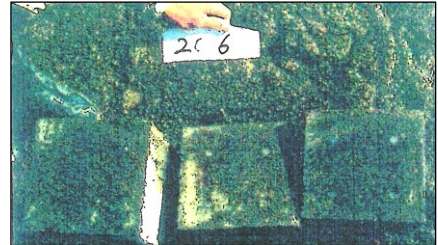
No.204



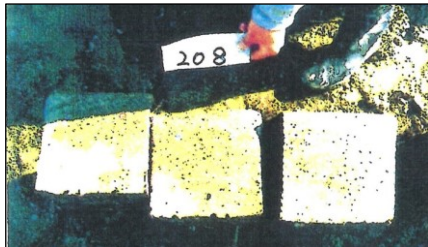
No.205



No.206



No.208



No.209



写真-10 鉄筋背面にも充填された横梁断面状況

ダレも生じず、鉄筋背面には空洞が残らず充填されていた。すなわち、スランプが 20~25 cm で表-6 のエア圧とエア量の範囲であれば充填結果に大きな違いはなく、のり枠の材料分離防止、ダレ防止や空洞防止が可能であることが分かった。

このようにエア吹込み過程で大幅なスランプの低下が発生する原因としては、以下が考えられる。

- 高速のエア吹込みによりフレッシュ材料が加速攪拌され、骨材に付着したセメントペースト中から軽い水分がホース中で分離しノズル吐出時に観察されるように水滴となって飛散する。
- エア吹込みによるモルタルの加速と攪拌のため、高性能減水剤の静電的反発力が減少し、減水剤効果を急速に失う。
- 後述するように混和剤セピオライトを加えて逆キソトロピー（レオベキシー）の性質をもったモルタルは、エア吹込みに伴う高速流によって攪拌され、金網型枠に打設されて運動を停止すると降伏値が増大し、急速に流動性を失い塑性状態になったと考えられる。このうち上記 a), c) については後ほど考察を加える。

上記 b) については、輸送管内でフレッシュ材料は、高速エアを吹き込むことで攪拌され減水剤効果を失う結果、ノズルから全てがブロック状になって吐出されることが確認できる。しかし、これによるスランプ低下の実証的検討は、ほとんどないのが現状である。

4. 水分飛散現象のモデル計算

上記 3.(2) a) で述べたように、スランプ低下の第一原因は、エア吹込み時の水分飛散である。前出のエア吹込みした場合の写真-7 から、ノズルから吐出直後にモルタルと共に水分が霧状になり噴流端部に拡散していることが観察できる。

フレッシュコンクリートの洗い分析試験（JISA 1112）での水セメント比 W/C の減少を表-5, No.1 の配合で測定

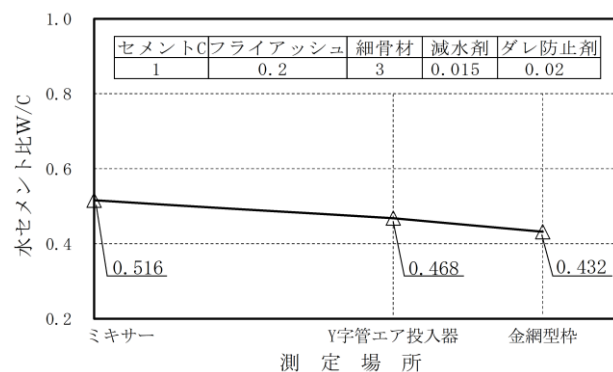


図-11 洗い分析試験による場所別の水セメント比 W/C

した結果を図-11 に示すが、Y 字管エア投入器でのエア吹込みから金網型枠の間で $46.8 - 43.2 = 3.6\%$ の減少であった。

以下ではこの現象を単純な力学モデルで置き換えることで、Y 字管エア投入器においてエア吹込みによるモルタル表面水減少を計算し、その計算結果を図-11 の測定値と比較し評価する。

(1) ホース内と吐出後の材料の運動

モルタルに Y 字管でエアを吹き込み、ノズルから流体状態で吐出し金網型枠で塑性状態になるまでの区間の運動状態を図-12 に模式的に示す。

図-12 に示すようにノズルから 15 m 手前の Y 字管エア投入器によりエアを投入する位置を断面 1、吐出するノズル位置を断面 2 とし、ホース断面積は一定とする。また、各断面での変数量は断面番号の添字をつけ、さらにエアを a 、モルタルを c の添字で表す。実物大屋外試験で採用したエア条件を用い、エア圧（ゲージ圧）は 392.4 kPa、エア量は $3.35 \text{ m}^3/\text{min}$ とする。

ホースに沿って速度・圧力の変化を求めるためにベルヌーイの定理を用いる。この定理は完全流体に対するものであるが、392.4 kPa、 20°C で粘性係数 $\mu = 1.829 \times 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ の空気や大気圧、 20°C で粘性係数 $\mu = 1.002 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ の水などの粘性流体に対しては損失水頭を考慮の上、実用上十分な精度で適用できる¹⁰⁾。

圧縮性気体のベルヌーイの式¹⁰⁾を重力加速度 g で割り、各項の単位を長さ（水頭）で表した断面 n と断面 $n+1$ の区間に適用した式を以下に示す。

$$\frac{v_n^2}{2g} + \frac{\gamma}{\gamma-1} \times \frac{p_n}{\rho_n g} = \frac{v_{n+1}^2}{2g} + h + \frac{\gamma}{\gamma-1} \times \frac{p_{n+1}}{\rho_{n+1} g} + h_L \quad (2)$$

ここに、 v ：流体の速度（m/s）、 g ：重力加速度（ 9.81 m/s^2 ）、 h ：水平基準点からの流体の高さ（m）、

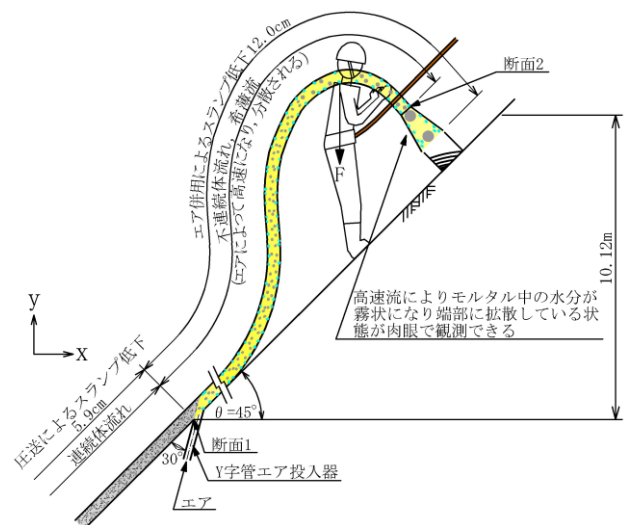


図-12 エア併用部の運動状態

p : 流体の圧力 (kPa), ρ : 流体の密度 (t/m^3), γ : 比熱比 (空気の場合は $\gamma=1.4$) h_L : 損失水頭 (m) である.

使用する $1 \cdot 3/4\text{B}$ 管 (内径 $d=44.5\text{mm}$) のフレキシブルホース内の断面 1 でモルタルは分散しているものの質量を計算する場合はエアとフレッシュ材料の断面割合を模式的に図-13 のように想定し, 両者は同じ流速で一体となって移動すると考える. フレッシュ材料は非圧縮性であるためホース内で断面積は一定であり, その結果エアの断面積は一定と考えられる.

実物大屋外試験での実測値に基づき Y 字管エア投入器位置でのモルタルの実吐出量 $3 \text{ m}^3/\text{h}$ からモルタル流量 $Q_c=0.000833 \text{ m}^3/\text{s}$, エア流量 $Q_a=0.0558 \text{ m}^3/\text{s}$, $Q_c+Q_a=0.0566 \text{ m}^3/\text{s}$ を使うと, 断面 1 において内径 44.5mm のホース断面積 $A=0.001554 \text{ m}^2$ から流速 $v_1=36.5 \text{ m/s}$ が求まり, 占有断面積 A は同じ単位時間の流量である Q_a と Q_c の比となるからエアで $A_{1a}=0.001531 \text{ m}^2$, モルタルで $A_{1c}=0.0000228 \text{ m}^2$ が求められる.

一様円管の損失水頭 h_L は圧力水頭の損失であり, 次のようになる.

$$h_L = \frac{\gamma}{\gamma-1} \left(\frac{p_n}{\rho_n} - \frac{p_{n+1}}{\rho_{n+1}} \right) / g \quad (3)$$

この式(3)と式(2)から, 以下の式が得られる.

$$v_{n+1}^2 = v_n^2 - 2gh \quad (4)$$

式(4)を断面 1, 2 区間に適用し, $v_{1a}=36.5 \text{ m/s}$, $h=10.12\text{m}$ を代入すると $v_{2a}=33.7 \text{ m/s}$ が得られる.

$1 \cdot 3/4\text{B}$ 管内を 0.54 m/s の速度で移動していた高スランプモルタルは, Y 字管エア投入器で加えられた 1B 管 (内径 25.4mm) での 110.3 m/s の高速エアにより発生した負圧 (ベンチュリー効果) によって内部の水分が表面に引き寄せられる. その結果, 微細水滴がモルタル粒子表面に貼り付き覆うようになり, ホース内でその一部ははく離してホース内の端部を浮遊移動する (水分は, はく離飛散するときは表面張力により表面積が最小の球となるため, 飛散前もこの水滴球の状態でもルタルブロックへ貼り付いていると想定する). 一方, モルタルはホース中心部を移動する.

Y 字管エア投入器からの高速エアは, $1 \cdot 3/4\text{B}$ 管のフレキシブルホース内では断面が拡大して減速しモルタル流速と同等の $v_{1a}=v_{1c}=36.5 \text{ m/s}$ となる.

ノズル吐出時の噴流端部には肉眼で大きな水滴が多数

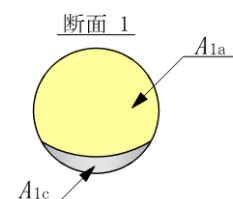


図-13 ホース内のエアとフレッシュ材料の断面割合

観察されることから類推すると, はく離した軽い水滴はモルタル粒子とは混ざることなくホース内の端部を移動し, 吐出時は他の水滴と衝突し粒径を拡大していると考えられる.

ノズルから流速 $v_{2a}=33.7 \text{ m/s}$ で吐出する時点で, 減水剤効果を失っているモルタルは衝突しグループ化してブロックが形成される. 写真-7 の目視観察により吐出時のブロックを球体でモデル化し, ブロック直径は $20 \sim 80 \text{ mm}$ の範囲にあり中央値を 50 mm と設定した. この設定値が及ぼす影響については, 中央値であるブロック直径 50 mm の後述減少水セメント比 $W/C=3.1\%$ に対し, 別途感度分析で検討したものによれば, ブロック直径 $20 \sim 80 \text{ mm}$ の減少水セメント比の幅は $W/C=6.8 \sim 2.2\%$ となっており, ブロック直径 50 mm に比べ直径 $20 \sim 80 \text{ mm}$ が少なく吐出されるならば減少水セメント比 $W/C=6.8 \sim 2.2\%$ の影響は少ない.

実物大屋外試験においてホースとノズルを水平にセットして水平吐出運動を実際に目視観察し, その結果得られたスケッチを図-14 に模式的に示す. 吐出直後の運動を注意深く観察すると, モルタルの固体成分は拡がらず直進するのに対し, 水滴は空気抵抗を受けゆっくりと霧状にホース上下から片側 30° の範囲に拡散しているのが観察できる. 水滴の吐出速度の測定方法として 5 m の箱尺を水平に設置しストップウォッチにて 1 秒ごとに進む距離を 2 回目視計測した. その結果, 1.5 m の距離では 0.50 m/s の速度であることが確認できた. 測定した速度などの精度は悪いものの, 観察した水滴の速度 0.50 m/s を $0.4 \sim 0.6 \text{ m/s}$ の範囲, 水滴の片側拡散範囲 30° を $20^\circ \sim 40^\circ$ の範囲で, 後述水滴直径 0.00280 m がどう変化するかを別途感度分析で検討したものによれば, $0.00327 \sim 0.00269 \text{ m}$ の範囲にあり, 10% 程度の誤差であり, 測定値の誤差が水滴直径に及ぼす影響は少ない.

(2) 水分飛散量の計算

以下, Y 字管エア投入器からノズルを経て噴流として 1.5 m 吐出した流れを簡潔にまとめる. 連続して圧送されていたモルタルは Y 字管エア投入器において高速エア

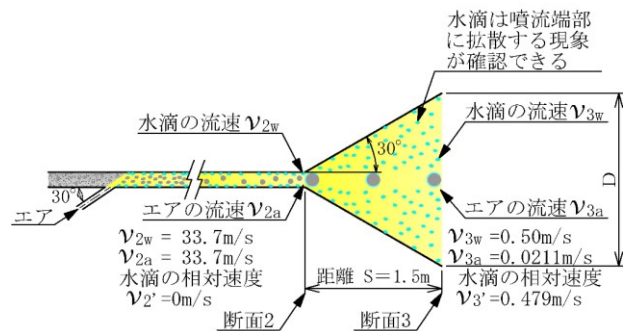


図-14 ノズルからの水平吐出運動

というエネルギーを付加され一瞬で後述 5.00 mm 程度の直径になって分散し、高スランプモルタルの表面には発生した負圧によって後述直径 0.28 mm 程度の水滴が貼り付き、その一部がはく離しホース内端部を移動する。吐出時には減水剤効果を失ったモルタル粒子は衝突し大きくなりブロックを形成する。同じく吐出時にはホース内端部の微細水滴も他の水滴と衝突して大きくなっている。

Y 字管エア投入器の位置からモルタル粒子表面の水滴がはく離し飛散するが、ホース内ではモルタル直径や水滴直径は観察できない。そのため、吐出したモルタル粒子を視認し、ノズルから 1.5 m の地点で観察された水滴が空気中の粘性を受けて進行する現象から運動方程式によってノズル吐出後の水滴直径を求め、かつ Y 字管によるエア投入直後での水滴直径から水分飛散量を求める。

まず、ノズルから吐出された水滴の直径を運動方程式より求める。水滴が 1.5 m 進んだ地点を断面 3 として、エアの速度 v_{2a} 、 v_{3a} と断面積 A_{2a} 、 A_{3a} による連続の式を適用する。

$$A_{2a} \times v_{2a} = A_{3a} \times v_{3a} \quad (5)$$

水滴と同様にエアは、ノズルより 30° の角度で広がっていく断面 3 での円錐直径 $D=1.777$ m から $A_{3a}=(\pi/4)D^2=2.48$ m² とし、1・3/4 B 管 (内径 44.5 mm) のホース断面積 $A_{2a}=0.001554$ m² と $v_{2a}=33.7$ m/s を式(5)に代入すると $v_{3a}=0.0211$ m/s が得られる。

断面 2, 3 の水滴とエアの速度差を相対速度 v'_2 、 v'_3 とすると、前述の水滴の実測速度 $v_{3w}=0.50$ m/s を使って断面 3 の相対速度は $v'_3=0.500-0.0211=0.479$ m/s となる。ノズル出口では相対速度は $v'_2=0$ と考えているため、断面 2~3 間で作用する加速度 a を一定と仮定すると、その間の二乗の相対速度の差と変位 S により加速度 a は、時刻を t とすると等加速度直線運動の変位式 $S=v'_2 t + (1/2)at^2$ 、速度式 $v'_3=v'_2 + at$ から t を消去することから、

$$a = (v'_3{}^2 - v'_2{}^2) / 2S \quad (6)$$

で表され、 $a=0.479^2/(2 \times 1.5)=0.0765$ m/s² となる。水滴に働く力 F は、

$$F = ma = (4/3)\pi r_w^3 \rho_w a \quad (7)$$

一方、乱流空気中で水滴が受ける抵抗力 F' は、

$$F' = (1/2)C_D \rho_a v'_3{}^2 (\pi r_w^2) \quad (8)$$

ここに、 m : 質量 (t)、 r_w : 水滴の半径 (m)、 ρ_w : 水の密度 (t/m³)、 C_D : 水滴の抗力係数、 ρ_a : 空気密度 (t/m³) であるから、 $F=F'$ から次式が得られる。

$$(4/3)r_w \rho_w a = (1/2)C_D \rho_a v'_3{}^2 \quad (9)$$

上式の水滴の抗力係数 C_D はレイノルズ数 Re の関数で

あり実験図表¹¹⁾から、仮に水滴直径を $2r_w=3$ mm と設定すると相対速度 $v'_4=0.479$ m/s での大気圧、20°C の空気の動粘性係数 $\nu=1.502 \times 10^{-5}$ m²/s から $Re=95.6$ であり $C_D=1.06$ となる。大気圧、20°C の空気の密度 $\rho_a=1.20$ kg/m³ $=0.00120$ t/m³、水の密度 $\rho_w=1.00$ t/m³ を使って式(9)から 1 次近似値として半径 $r_w=0.001432$ m、直径 $2r_w=0.00286$ m が得られ、続けて得られた $Re=91.3$ 、 $C_D=1.05$ から 2 次近似値の直径 $2r_w=0.00284$ m に対し、 $Re=90.6$ 、 $C_D=1.04$ から 3 次近似値の直径 $2r_w=0.00280$ m を以下で用いる。

次に、Y 字管によるエア投入時点での水滴直径を運動方程式の計算で求め、その水滴直径が衝突してノズルから吐出時の水滴直径 2.80 mm に成長する水滴個数によって、ノズル吐出後に中央値 50 mm と設定したモルタルブロック直径から逆算で Y 字管にてエアを吹き込んだ後のモルタルブロック直径を求める。

1・3/4 B 管内を 0.54 m/s のモルタル速度と Y 字管エア投入器で 30° の角度で加えられた 1B 管 (内径 $d'=25.4$ mm) での速度 $v_{1B}=110.3$ m/s のホース軸方向の速度は $v_{1B} \times \cos 30^\circ = 95.5$ m/s から、断面 1 の相対速度 $v'_1=95.5-0.54=95.0$ m/s となる。断面 1 でエアを投入しホース壁に到達するとエアとモルタルの速度は一致する。壁到達時の断面を 1' とするとそこでの相対速度 $v'_{1'}=0$ となる。ホース壁までの斜距離の軸方向距離 $S_s=(d'/\sin 30^\circ) \times \cos 30^\circ$ における加速度 a_s は、前述と同様にその間の二乗の相対速度の差と変位 S_s により、

$$a_s = (v'_{1'}{}^2 - v'_1{}^2) / 2S_s \quad (10)$$

で表され、 $a_s=95.0^2/(2 \times 0.0445 \times 0.866)=58600$ m/s² となる。式(7)、(8)と同様の記号とすると、 $F=F'$ から次式が得られる。

$$(4/3)r_w \rho_w a_s = (1/2)C_D \rho_a v'_1{}^2 \quad (11)$$

上式の水滴の抗力係数 C_D は同じくレイノルズ数 Re の関数であり、仮に水滴直径を $2r_w=0.3$ mm と設定すると相対速度 $v'_1=95.0$ m/s でのゲージ圧 392.4 kPa (絶対圧 493.7 kPa)、20°C の空気の動粘性係数 $\nu=0.931 \times 10^{-5}$ m²/s から $Re=3060$ であり抗力係数 $C_D=0.40$ となる。ゲージ圧 392.4 kPa (絶対圧 493.7 kPa)、20°C の空気の密度 $\rho_a=5.89$ kg/m³ $=0.00589$ t/m³、水の密度 $\rho_w=1.00$ t/m³ を使って式(11)から 1 次近似値として半径 $r_w=0.000136$ m、直径 $2r_w=0.000272$ m が得られ、続けて得られた $Re=2780$ 、 $C_D=0.41$ から 2 次近似値は直径 $2r_w=0.000280$ m であり、 $Re=2860$ 、 $C_D=0.41$ から 3 次近似値も直径 $2r_w=0.000280$ m であるので、得られた $2r_w=0.00028$ m を以下で用いる。

Y 字管でエアを投入した後 0.28 mm の水滴直径が求めたため、前述ノズル吐出後の水滴直径 2.80 mm に衝突して成長するための水滴個数は、体積を比較すると

1000個となる。Y字管でエアを投入した後のモルタルブロック直径を求めるためには、衝突確率が同じとすればノズル吐出後の直径50mmのモルタルブロックが衝突する前では個数1000個で除すればよいと考えられる。その結果ブロック直径は5.00mmになる。水滴直径を含むブロック直径5.00mmと水滴直径を除外したブロック直径4.44mmから、Y字管でエアを投入した後の水分減少量を計算で求める。

前述のようなメカニズムでモルタル粒子表面に引き寄せられた微細水滴は、ホース内では0.54m/sの速度の高スランプモルタルとホース軸方向の速度95.5m/sの高速エアにおける相対速度の違いで、球体前方よどみ点付近の正圧域以外の負圧域が表面を覆うと考えられる。Y字管によってエア吹込みする図-12の断面1におけるレイノルズ数 $Re=4.54 \times 10^5$ では臨界レイノルズ数 Re_c を超過しているため、ホース内で層流境界層から乱流境界層に遷移し抗力を減少させ、球では前方よどみ点の前後左右 $\theta=147^\circ$ でエア流体は乱流はく離¹³⁾する。

図-15において、はく離する球の中心から 33° の扇形範囲の球表面積を求める。図-16において、はく離表面積の全表面積に占める割合は $\beta=A_2/A_1=0.0809$ となる。エア流体のはく離はモルタルブロック表面の微細水滴のはく離と考えられるので微細水滴の飛散量は、ホース内における直径5.00mmのモルタル球体表面の水滴直径0.28mmが球体全表面を覆う水滴膜体積の8.09%が飛散するとした。

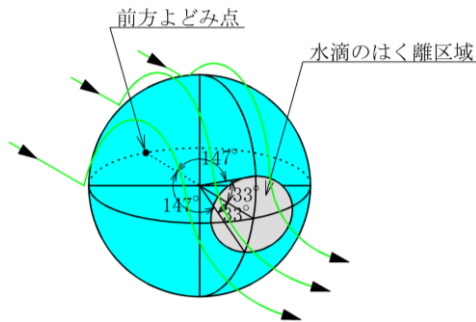


図-15 球表面の水滴はく離区域

角度 θ におけるz軸を中心とした球の球周 $\ell_1=2\pi r_A \cos \theta$
球周上の微小幅 $\ell_2=r_A d\theta$ 微小帯状球表面積は $\ell_1 \times \ell_2$

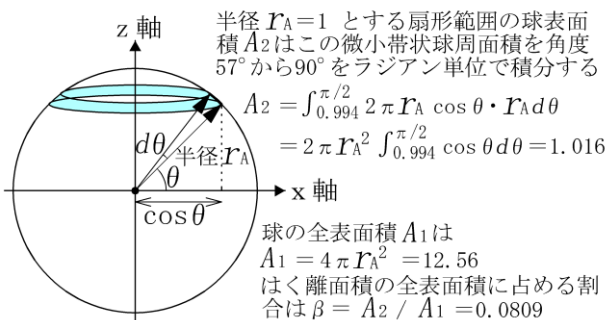


図-16 球のはく離表面積割合

Y字管エア投入器でエアを投入した後の水滴直径が求まったため、この球形モルタルブロックの表面から飛散する水分を上記の仮定に従って求め、Y字管エア投入器での水セメント比 W/C がどう減少するかを計算で求める。

水滴直径分の厚さ0.28mmの水滴膜と内部の球形モルタルブロックの関係を図-17に示す。

水滴膜体積 V' は、水滴膜を含んだ半径を r_{w2} 、モルタルブロックの半径を r_{w1} とすると水滴膜体積 $V'=(4\pi/3) \times (r_{w2}^3 - r_{w1}^3)$ 式に、 $r_{w2}=0.250$ cm、 $r_{w1}=0.222$ cmを代入すると $V'=0.01961$ cm³となる。水滴膜体積 V' から飛散した水滴の体積を求めるには、図-18の如く密な場合の水滴球 D_w の直方体に対する体積割合 $f=60.4\%$ の値を準用し、はく離表面積の全表面積に占める割合 $\beta=8.09\%$ を用いると、飛散減少した水分質量 $W'_w=V' \times f \times \beta \times \rho_w$ の式に、 $V'=0.01961$ cm³を代入すると $W'_w=0.000958 \times 10^{-3}$ kgとなる。

図-11のY字管エア投入器における水セメント比 $W/C=0.468$ に対し、直径5.00mmの球形モルタル体積 V のうちセメントと、水分が飛散した後の水分から、残りの水セメント比 W/C を求める。 $V=(4\pi/3)r_{w2}^3$ 式に $r_{w2}=0.250$ cmを代入し $V=0.0654$ cm³、 $W/C=0.468$ から使用した栃木県鬼怒川砂では空気量4%であるからセメント C は直径5.00mmの体積に対し1m³あたりの配合 $W_c=468$ kg/m³である。 $C=V \times W_c$ 式に $W_c=468$ kg/m³を代入すると、 $C=0.0306 \times 10^{-3}$ kgが得られる。

直径0.28mmの水滴膜体積に $f=60.4\%$ と $\beta=8.09\%$ を

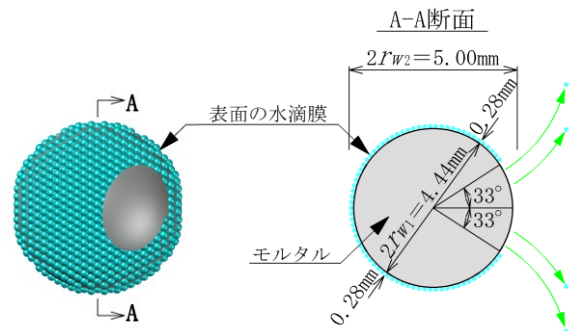


図-17 水滴膜と内部球形モルタルブロックの関係

$D_w=1$ とする
4つの水滴球体積
 $V'=4 \cdot (4/3)\pi (D_w/2)^3$
 $=2.09$
外接する直方体体積
 $V=3.464 D_w^3=3.46$
体積割合
 $f=V'/V=0.604$

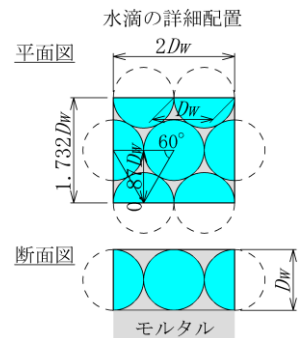


図-18 水滴球体積割合

乗じた水分が失われる結果、直径 5.00 mm の球について残された水分 W は、 1 m^3 あたりの配合水 $W_w=219 \text{ kg/m}^3$ を使い、水分飛散量 W'_w を減じることで残された水分 $W=V \times W_w - W'_w$ 式に $V=0.0654 \text{ cm}^3$, $W_w=219 \text{ kg/m}^3$, $W'_w=0.000958 \times 10^{-3} \text{ kg}$ を代入すると $W=0.01336 \times 10^{-3} \text{ kg}$ となる。よって、モルタル表面水飛散後の水セメント比 $W/C=0.01336 \times 10^{-3}/0.0306 \times 10^{-3}=0.437$ となり、エア吹込みによる水セメント比 W/C の減少は $0.468-0.437=0.031$ となる。計算上 3.1% の減少となる。実物大屋外試験の水セメント比 W/C の減少実績は図-11 から 3.6% でありほぼ一致している。

上記の計算から W/C が 3.1% 減少すると C/W 理論の一つの式である圧縮強度 $f'_c=-20.6+21.1 C/W^{13}$ の差として 3.2 N/mm^2 程度の圧縮強度増加が考えられる。表-5, No.1 の圧縮強度の試験結果からは 2.2 N/mm^2 の増加であるからほぼ等しい。

以上のように設定した条件の下で簡易なモデルにより計算した減少水セメント比 W/C は測定結果とほぼ整合している。

5. 打設時の材料分離防止

ポンプ圧送エア併用吹付打設で高スランプ材料をノズルから高速で打設した場合は写真-10 に示すように材料分離が生じ難いことが確認できた。

これを理論的に裏付けるためにノズルから金網型枠に打設された材料の動きを運動方程式によって検討する¹⁴⁾。

図-19 に模式的に示すようにエア吹込みによって加速され吐出されたフレッシュ材料は、金網型枠到着後は打設済みのフレッシュ材料の粘性による抵抗力を受けながら個別に進行し、相対速度が 0 となって停止したときの変位を X とする。粘性抵抗力にはストークスの法則が成立すると考えられる。粒子を球形とすると受ける粘性抵抗力 F は、ストークスの法則から

$$F' = 6\pi r_p \eta v' \quad (12)$$

一方、粒子に働く力 F は運動方程式から求める。

$$F = ma_p = (4/3)\pi r_p^3 \rho_p (dv'/dt) \quad (13)$$

ここに、 r_p : 粒子の半径 (cm), η : フレッシュ材料

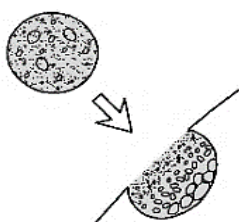


図-19 打設されたフレッシュ材料の運動

の粘性係数 (poise ($\text{g/cm} \cdot \text{s}$), 温度に依存するが 20°C で測定), v' : 骨材の相対速度 (cm/s), m : 質量 (g), a_p : 粒子の持つ加速度 (cm/s^2), ρ_p : 粒子の密度 (g/cm^3), X : 変位 (cm) である。

この2つの力は、運動中は常にバランスしているとして、 $F+F'=0$ より次式が得られる。

$$dv'/dt + 9\eta \cdot v'/2\rho_p r_p^2 = 0 \quad (14)$$

この変数分離形の微分方程式を積分し初期条件 $t=0$ においての相対初速度を $v'=v'_0$ と表し、さらに $t=0$ で初期変位 0 として相対速度 v' を時間積分すると、

$$X = (-2\rho_p r_p^2/9\eta)v'_0[\exp(-9\eta/2\rho_p r_p^2)t - 1] \quad (15)$$

であり、相対速度が 0 になる $t=\infty$ での時の変位 X_∞ は、

$$X_\infty = (2\rho_p r_p^2/9\eta)v'_0 \quad (16)$$

これから変位は、粒子の密度 ρ_p , 粒子の半径 r_p の2乗、相対初速度 v'_0 に比例し、粘性係数 η に反比例する。粒子の密度と相対初速度は与条件であるから、材料の分離は粘性係数が小さく骨材の半径が大きいほど大きくなる。

ここで骨材粒径ごとの変位を計算によって求めてみる。

実験でノズルから吐出された骨材の速度は、ノズルから 0.5~1.0 m 区間では大きくは変化しない測定結果がある¹⁵⁾ので、フレッシュ材料が打設面に入る瞬間 $t=0$ の粒子の初速度はノズル吐出速度 $v'_0=33.7 \text{ m/s}$ を使う。

粘性係数 η は後述レオメーターによる実測値で、セメント C , 混和材 FA , 高性能減水剤 WR , 細骨材 S , 粗骨材 G , 分離防止剤・ダレ防止剤 VC とすると粗骨材無しの $C:FA:S:G:WR:VC=1:0.2:3.6:0:0.015:0.02$ の配合で $\eta=37 \text{ poise}$ ($\text{g/cm} \cdot \text{s}$) となり、粗骨材を加えた $C:FA:S:G:WR:VC=1:0.2:3.6:1:0.015:0.02$ の配合で $\eta=127 \text{ poise}$ ($\text{g/cm} \cdot \text{s}$) と大きい。

フレッシュ材料の速度値 $v_{3c}=33.7 \text{ m/s}=3370 \text{ cm/s}$, 鬼怒川砂の場合の骨材粒子密度 $\rho_p=2.55 \text{ g/cm}^3$ を式(16)に代入すると、モルタル配合、粒径 $2r_p=0.3 \text{ mm}$ のとき $X_\infty=0.01 \text{ cm}$, モルタル配合、粒径 $2r_p=5 \text{ mm}$ のとき $X_\infty=3.23 \text{ cm}$, 久慈川砂利の場合の骨材粒子密度 $\rho_p=2.61 \text{ g/cm}^3$ でのコンクリート配合、粒径 $2r_p=15 \text{ mm}$ のときは同様の計算で $X_\infty=8.66 \text{ cm}$ が得られる。

最小の梁幅・梁高 200 mm で評価すると、コンクリート配合では粗骨材が分離するおそれがあるが、モルタル配合であれば梁高 200 mm の 16% の相対変位であり、計算上も材料分離はしないといえる。

6. 打設時のダレと空洞発生防止

本工法で用いたモルタル材料には分離防止剤・ダレ防止剤としてセオピライトを添加したことは既に述べた。

ゲル物質を撈拌すると流動性があるゾルに変化し、そのまま放置すると流動性を失って再び固まりゲル物質に変化する性質はチキソトロピー効果と呼ばれる。セピオライトは材料の分離抵抗性とダレ抵抗性を有しており、これはチキソトロピー効果とは反対の逆チキソトロピー（レオペキシー）¹⁶効果と見なすことができる。また、ヒステリシスループ面積の大きさがチキソトロピーの度合いを表す¹⁷とされている。以下では、打設した後のモルタルのダレ防止に重要なこの逆チキソトロピー（レオペキシー）効果に着目し、モルタル打設後の特性について検討する。

(1) 粘性に関する材料物性測定

フレッシュ材料の粘性に関する試験は、土木学会フ

表-7 配合組合せ

セメント <i>C</i>	混和材 <i>FA</i>	高性能 減水剤 <i>WR</i>	細骨材 <i>S</i>	粗骨材 <i>G</i>	分離防止剤・ ダレ防止剤 <i>VC</i>
1	0.2	0.015	3.6	0 1 2	0 0.01 0.02 0.03

レッシュコンクリート物性値測定方法ワーキンググループによるガイドライン（案）¹⁸に準じて行った。

試験方法は、二重円筒回転型粘度計（これをレオメーターと呼ぶ）を使用し、容器にモルタルやコンクリートを投入し、モルタルは2 cm²、コンクリートでは7 cm²に1回の割合で突き固める。レオメーターの回転を毎分10回転から10回転ピッチで毎分50回転まで上昇させ、各回転数におけるトルクを測定してせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ 、せん断応力 τ を求める。その後に回転数を下降させてからせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ とせん断応力 τ を求め、X-Yレコーダーを用いてヒステリシスループを作図する。これより、ヒステリシスループ面積とせん断ひずみ速度が0の時のせん断応力である降伏値を算出した。

材料節約を目的に貧配合が選択されたため、試験ではほぼ固定化された配合としてセメント*C*は1、混和材*FA*は0.2、高性能減水剤*WR*は0.015、細骨材*S*は3.6に対し、粗骨材や分離防止剤・ダレ防止剤の影響を調べるために粗骨材*G*は3種類、分離防止剤・ダレ防止剤比率*VC*は4種類に変化させ、室内試験結果における各変数との関係を品質管理手法により分散分析した。その配合組合せを表-7に示し、分散分析結果を表-8に示す。ヒステリシス

表-8 分散分析の結果

【ヒステリシスループ面積】

基本統計量

要因	因子A（セピオライト）				因子B（粗骨材）		
水準	<i>C</i> ×0.00	<i>C</i> ×0.01	<i>C</i> ×0.02	<i>C</i> ×0.03	<i>C</i> ×0	<i>C</i> ×1	<i>C</i> ×2
サンプル数	3	3	3	3	4	4	4
合計	9.200	11.01	25.97	46.17	37.76	34.23	20.36
平均	3.067	3.670	8.657	15.39	9.440	8.558	5.090
標準偏差 (σ)	0.434	1.096	2.476	4.563	6.878	5.410	2.726
平均+ σ	3.501	4.766	11.13	19.95	16.31	13.97	7.816
平均- σ	2.633	2.574	6.180	10.83	2.562	3.148	2.364

2要因の組合せによる平均値表

		因子A（セピオライト）			
		<i>C</i> ×0.00	<i>C</i> ×0.01	<i>C</i> ×0.02	<i>C</i> ×0.03
因子B (粗骨材)	<i>C</i> ×0	2.560	5.170	9.470	20.56
	<i>C</i> ×1	3.620	3.260	11.20	16.15
	<i>C</i> ×2	3.020	2.580	5.300	9.460

分散分析表

要因	偏差平方和	自由度	平均平方	<i>F</i> 値	<i>P</i> 値	判定 ^(注)
因子A	293.3	3	97.76	13.72	0.004	**
因子B	42.30	2	21.15	2.970	0.127	
誤差	42.74	6	7.123			
全体	378.3	11				

【降伏値】

基本統計量

要因	因子A（セピオライト）				因子B（粗骨材）		
水準	<i>C</i> ×0.00	<i>C</i> ×0.01	<i>C</i> ×0.02	<i>C</i> ×0.03	<i>C</i> ×0	<i>C</i> ×1	<i>C</i> ×2
サンプル数	3	3	3	3	4	4	4
合計	1.200	1.900	2.120	1.980	2.550	2.380	2.270
平均	0.400	0.633	0.707	0.660	0.638	0.595	0.568
標準偏差 (σ)	0.037	0.069	0.138	0.045	0.113	0.179	0.123
平均+ σ	0.437	0.703	0.842	0.705	0.750	0.774	0.690
平均- σ	0.363	0.564	0.571	0.615	0.525	0.416	0.445

2要因の組合せによる平均値表

		因子A（セピオライト）			
		<i>C</i> ×0.00	<i>C</i> ×0.01	<i>C</i> ×0.02	<i>C</i> ×0.03
因子B (粗骨材)	<i>C</i> ×0	0.450	0.720	0.730	0.650
	<i>C</i> ×1	0.360	0.550	0.860	0.610
	<i>C</i> ×2	0.390	0.630	0.530	0.720

分散分析表

要因	偏差平方和	自由度	平均平方	<i>F</i> 値	<i>P</i> 値	判定 ^(注)
因子A	0.168	3	0.056	4.795	0.049	*
因子B	0.001	2	0.005	0.425	0.671	
誤差	0.070	6	0.012			
全体	0.248	11				

注) **: 1%有意, *: 5%有意

ループ面積は分離防止剤・ダレ防止剤で信頼区間 99 % の 1 % 有意であり、降伏値は分離防止剤・ダレ防止剤で信頼区間 95 % の 5 % 有意であった。これは分離防止剤・ダレ防止剤を使用することでフレッシュ材料のダレ防止効果が高いことを示している。

鬼怒川砂や久慈川砂利を使用した表-7 の配合組合せで試験した分離防止剤・ダレ防止剤比率とヒステリシスループ面積の関係を図-20 に示す。打設後のスランプに近い $7.5 \pm 2.5 \text{ cm}$ における分離防止剤・ダレ防止剤比率を 0 ~ 3 % に変化させたモルタルやコンクリートのヒステリシスループ面積は、分離防止剤・ダレ防止剤比率が増加するとヒステリシスループ面積が大きくなる。コンクリートと比較してモルタルは、同一比率では大きなヒステリシスループ面積が得られ、ダレ防止にはモルタルの方が良いことが分かる。

さらに、金網型枠に打設したフレッシュ材料がダレずに充填され形状どおりに硬化するにはヒステリシスループ面積が大きいことのほか降伏値が高いことが望ましい。

モルタルの分離防止剤・ダレ防止剤比率と降伏値の関係を図-21 で示す。これによると分離防止剤・ダレ防止剤比率が 1 % までは、添加比率が増加するに従い降伏値が大きくなり、1 % を超すと増加は緩やかになる。配合

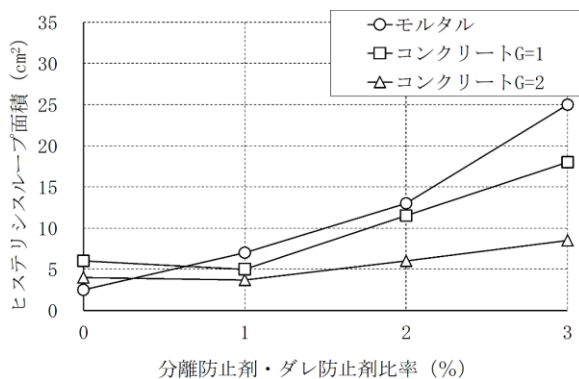
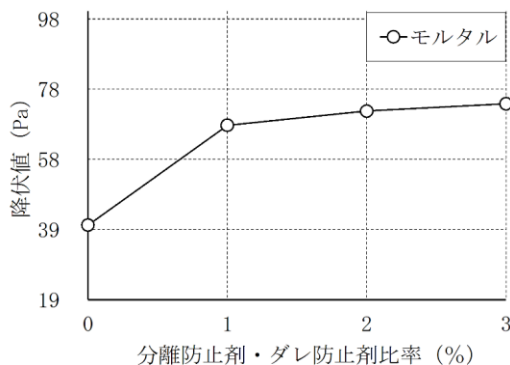


図-20 分離防止剤・ダレ防止剤比率とヒステリシスループ面積



降伏値は、図-25 において各回転数のせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ とせん断応力 τ の曲線から線形となる測点を用い最小二乗法によって直線式を決定し、その直線式と τ 軸上の切片のせん断応力である。

図-21 分離防止剤・ダレ防止剤比率と降伏値

費用を節約する意味でも、工事施工では添加比率を 2 % 程度以下とするのが良い。その後の試験では 1.5 % でもダレが防止できていることが判明している。

実際、セピオライトを 2 % 加えた 60° の斜面勾配の横梁ではダレは生じず、この室内試験結果を裏付けていた。

(2) メカニズム分析

粘性流体のうち、ビンガム流体にはせん断ひずみ速度を上昇させた後に下降させても、ヒステリシスループが上昇曲線の下に下降曲線がきて同一位置に戻らないチキソトロピー特性を持つ材料がある。そのヒステリシスループを図-22 に示す。これとは逆に、上昇曲線の上に下降曲線がくる逆チキソトロピー（レオペキシー）特性の材料について図-23 に示す。ヒステリシスループに囲まれた面積が大きいとレオペキシー性が大きいことを示しているが、せん断ひずみ速度を増加させるに従い構造が破壊して流動し、速度を減少させると構造が急速に再生され元の状態以上に降伏値が増大する性質があるため、微少なせん断力を加えることにより構造の再生が促進されることも知られている。

今回用いた分離防止剤・ダレ防止剤としてのセピオライトの構造模式図は図-24 のように、枕木を積んで 1 本

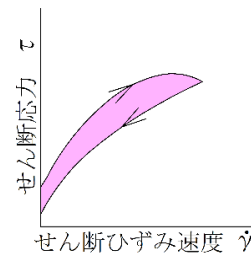


図-22 チキソトロピー特性のヒステリシスループ

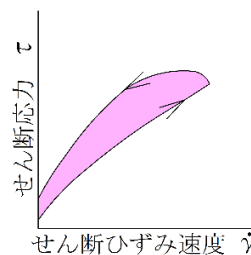


図-23 レオペキシー特性のヒステリシスループ

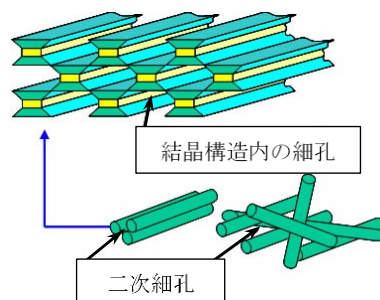
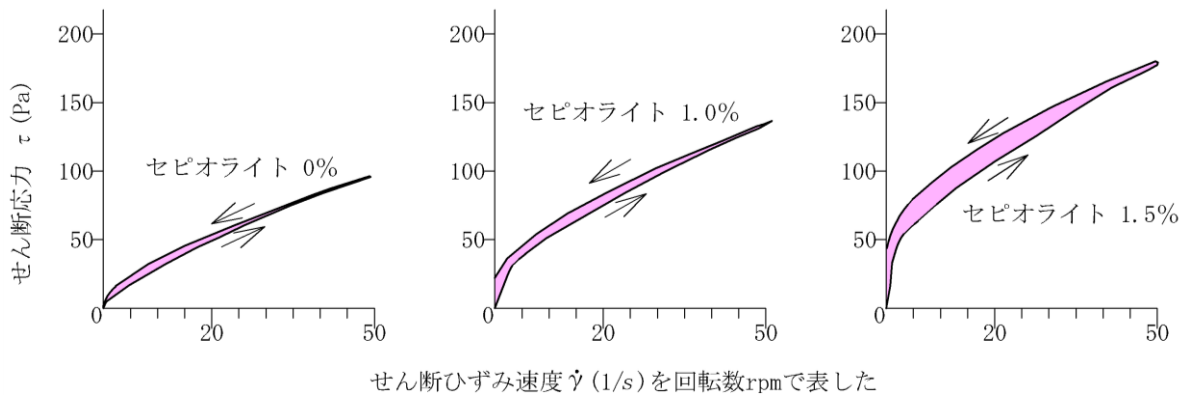


図-24 セピオライトの構造模式図

せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ (1/s)を回転数rpmで表した

ヒステリシスループは、フレッシュコンクリート物性値測定方法についてのガイドライン（案）において、各回転数におけるせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ (1/s)，せん断応力 τ (gf/cm²)を次式で計算し図示したもの。

$\dot{\gamma} = 2\Omega_j / (1-a)$ ，ここに、 Ω_j ：内円筒近傍における試料の角速度の実測値 (rad/s)， a ：装置定数 $=R_j^2/R_n^2$ （ここでは0.563）， R_j ：内円筒近傍の測点から内円筒中心までの距離（ここでは7.5 cm）， R_n ：流動半径（ここでは10 cm）。

$\tau = M / 2\pi R_j^2 h$ ，ここに、 M ：トルク (gf・cm)， h ：試料の高さ（任意である）。

図-25 モルタル配合のヒステリシスループ

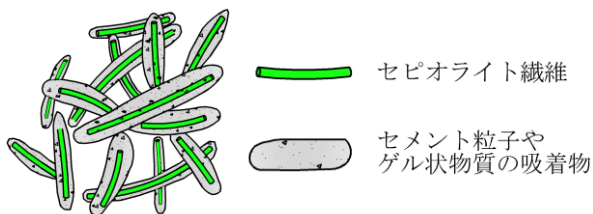


図-26 練混ぜ後のセピオライトのミクロ状態

おきに抜いたようなチャンネル構造の繊維状粘土鉱物であり、多孔質で比表面積が大きく吸着性が優れており、水に分散したスラリーは、塗料のダレ止めに使われる¹⁹⁾特性を持っていることはこれまで知られていた。

ここで、セピオライトスラリーをビンガム流体であるセメントに混合した効果を試験してみた。室温 20℃で、 $C : FA : S : WR = 1 : 0.2 : 3.6 : 0.015$ の配合でスランプ 23.0 cm におけるセピオライトの添加割合を 0%，1.0%，1.5%とした時のレオメーターによって測定したせん断ひずみ速度とせん断応力の関係を図-25 に示す。せん断ひずみ速度を 0 から最大、そして 0 に戻したときのヒステリシスループにおいて、いずれの場合もせん断ひずみ速度の違いに依らずせん断応力が運動前より大きくなり、降伏値も増加するレオペキシー挙動が確認できた。

すなわち、ポンプ圧送エア併用吹付打設方式で水分を飛散しながら金網型枠に打設されたモルタルは周囲の材料の抵抗を受け、先行材料と一体となりその運動を停止する。その時、レオペキシー効果によるせん断応力の増加による降伏値の上昇でさらにスランプが低下し、ゾルからゲルに移行していたフレッシュ材料はダレを生じることなく充填されると考えられる。

本工法で使用する普通ポルトランドセメントの場合は水と反応した瞬間から水和反応が開始し、水の反応と同時にゲル状物質が生成される。こうした状態にセピオラ

イトが存在していると、セピオライトの強い吸着特性によって、セメント粒子やセメントの水和反応生成物であるゲル状物質がセピオライトの表面に吸着²⁰⁾され、ミクロには図-26 のような状態と想定できる。セピオライトの繊維は三次元的にランダムに分散していると考えられ、それがゲル状物質に対して繊維補強効果を与え粘性や降伏値の増加となって現れると考えられる。

三次元ランダムに存在するゲル状物質を吸着したセピオライトは、モルタル圧送時には運動することで吸着物質が離脱したセピオライト繊維の二次元配向が起き、粘性が大幅に減少し圧送特性を促進する。一方、金網型枠打設時に運動が停止すると、セピオライト繊維は二次元配向が弱まって分散し時間と共に増加するゲル状物質を再吸着する働きによって運動前の状態以上に急速に移行する。これらの状態変化からレオペキシー効果により粘性や降伏値の増大をもたらすと考えられる。

一方、このレオペキシー効果を適切に発揮させることで金網型枠に打設初期には軟らかいモルタル粒子が流動性を保持して鉄筋背面の空洞充填を図ることも重要な要件である。

7. 現場施工と施工管理

既に述べたように本工法ではモルタル練混ぜプラントからコンクリートポンプによりモルタルを高所に圧送し、打設手前でエアを吹き込み、フレキシブルホースの先端ノズルからのり枠に打設する。モルタル圧送後にノズル吐出 15 m 手前でエア吹込みするが、その際の加圧によるホースの押上げ効果やノズル吐出モルタルの反発力などの副次的効果によって先端部の質量軽減が期待できる。

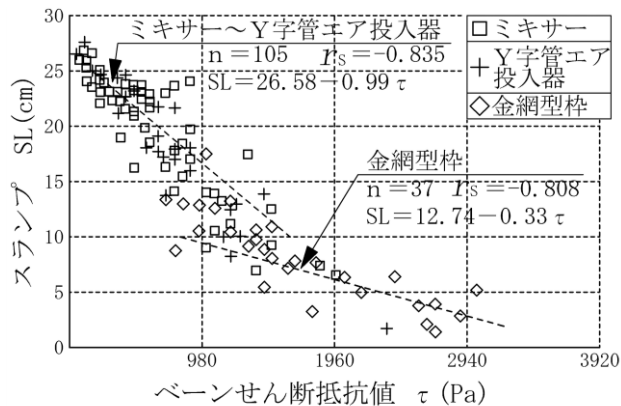
そこで、実物大屋外試験において 45°の一定勾配斜面

で打設作業中の荷重の測定を試みた。図-12 のように作業員が受ける荷重は、前方の先端ノズルから延長 5.00 m 区間のモルタル打設時のホースに加わる力 F である。計測方法は作業員の肩に相当する位置で、バネばかりで計測したホースの荷量を質量に換算した。

その結果、モルタルで充填されたと仮定した場合の 5.00 m のホースを含めた合計質量 28.5 kg に対し、作業員の負担は 75.4 % 減の 7 kg と大幅に軽減されとの結果が得られ、現場施工における作業性や安全性の向上につながる事が分かった。

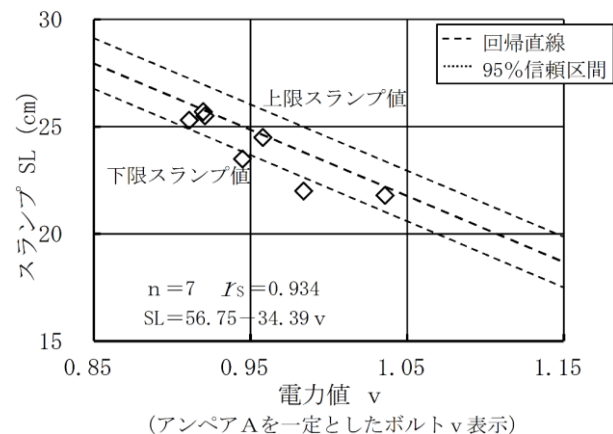
そして、のり枠工法の高品質化の観点からは、圧送中には流動性・分離抵抗性を保有しなければならないが、金網型枠打設後は適度な流動性、及び分離抵抗性とダレ抵抗性を併せ持つ必要がある。この二律背反的特性を得るための混和剤の効果については既に詳述したが、混和剤の効果に全面的に依存するのではなく、まずはスランプの適切な管理が重要である。しかしながら、急峻斜面でスランプ試験を実施することは実際には困難である。

そこで、金網型枠へ打設したモルタルの抵抗力を簡便に評価できる指標として、のり枠でベーンせん断試験を試みた。試験機は、地盤工学会基準案 JGS 1411 に準じ、



第9, 10, 11回試験 (全データ)

図-27 ベーンせん断抵抗値とスランプの関係



(アンペア A を一定としたボルト v 表示)

図-28 電力値とスランプの関係

ブレードの幅 30 mm、高さ 60 mm と独自に設定した。

その結果図-27 のように、ベーンせん断抵抗値とスランプの関係は、ミキサーあるいは Y 字管エア投入器と金網型枠打設時では明らかな違いがあることが分かった。しかし、いずれも相関係数 $r_s = 0.835, 0.808$ の明瞭な相関が確認でき、ベーンせん断試験が現場での施工管理に使用可能であることが分かった。

また、製造プラントにおける練混ぜ時に抜き取りして調べるスランプ試験に代わり、連続してコンシステンシーを計測するシステムも開発した。すなわち、ミキサーの羽根を回転させるトルクとモルタルのコンシステンシーに相関があると推定して、練混ぜ時の電力値とスランプの関係を調べた。その結果、このプラントシステムではミキサーにおいて両者には図-28 に示すように相関係数 $r_s = 0.934$ と密接な関係があり、現場の施工管理に使用可能であることが分かった。

以上に基づき、20 ~ 25 cm の目標スランプに対し練混ぜ時の電力値範囲を設定し、のり枠打設現場ではベーンせん断試験を実施するという施工管理を行った。また、練混ぜ時の電力値を測定し、設定範囲を超える電力値を示せば警報を鳴らして練混ぜプラントを停止し不具合原因を除去してから運転を再開するルールを導入した。

現場施工回数が増加し管理が安定してくると、ミキサーでの練上がりスランプだけで金網型枠打設時のスランプの管理が可能となった。そのため、現在では練上がりスランプ 20 ~ 25 cm を管理値として施工管理をしており、これによりのり枠の必要強度発現と高品質化を実現している。

実物大屋外試験では輸送距離 300 m が実現し、打設高さは 50 m で最大理論吐出圧力 9.8 MPa のピストンポンプの半分以下の圧力で吐出でき、さらにその後のダム工事では打設高さ 100 m の圧送が実現した。打設高さ 100 m のダム工事の施工状況を写真-11 に示す。その後、打設高さ 100 m 超の高所での圧縮強度 σ_{28} は 38.5 N/mm² 以上の実績があり、高強度と高品質が実現している。

今ではこの工法の実績は、2022 年 3 月現在で 272 件を



写真-11 打設高さ 100 m のダム工事の施工状況

数えている。長距離・高所圧送を可能にするために練上がりスランプの基準を20~25cmとし、粗粒率(FM)などの物性に留意した細骨材の選定や、加圧ブリージング試験値を考慮した高性能減水剤や分離抵抗性・ダレ抵抗性を持つセピオライトなどの配合材料を表-2の範囲で増減するなどの施工を工夫している。その結果、輸送管径80mmで配管延長だけでは680m、高所を含めると540mの配管延長、かつ190mの高所圧送を記録している。

なお、最近の大規模斜面災害ではアクセス道路がなく、施工高さが45m以上になることによって吹付けのり枠の施工は数カ所の中継足場に繰り返し材料を送ることによる工期増やコスト増が発生し、打設高さ190mが可能なこの工法が優位となる場合が考えられる。

この工法のコストは、同じ断面の比較で吹付けのり枠に対し30%程度高価になる。しかしグラウンドアンカーを使用し、W/Cを減少することで圧縮強度を42N/mm²にすれば梁幅が600mmから500mm(実物大屋外試験で梁幅500mmまでを準備)に小さくできる。これにより、使用セメントは減少してコストはほぼ同等になり、CO₂が減少して環境負荷が低減する。

8. まとめ

従来のエア搬送とは異なるモルタルのポンプ圧送エア併用吹付打設により高所に高品質のり枠を施工するために一連の実物大屋外試験と関連する室内試験や簡易な解析モデルによる計算を行った。その際、モルタル圧送や打設によるモルタル材料の水分やスランプの変化などが金網型枠打設後ののり枠の品質に与える影響について種々の検討を行った。その結果、以下の主要な知見を得た。

- 長距離・高所までポンプ圧送し易いスランプの大きな材料で、輸送中や打設時に材料分離を起こさず、打設後は急斜面上の金網型枠にダレずに充填可能な混和剤の選び方とスランプの目標値を明らかにした。
- ポンプ圧送でのモルタルの長距離・高所輸送には大きなスランプが設定されるが、エア吹込みによって目立ったスランプの低下が生じることが分かった。その主要原因はエア吹込みによるノズル吐出時の水分の飛散や減水剤の効果減少のほか、混和剤によるレオペキシー効果であることを明らかにした。水分飛散については単純な力学モデルを仮定した計算によりそのメカニズムを定性的に明らかにした。
- 顕著なレオペキシー挙動を示すセピオライトを使用してエアを吹き込むとモルタルには分離抵抗性とダレ抵抗性が認められた。すなわち、打設後モルタルの降伏値が大きくなって金網型枠内での流動が抑制されダ

レが防止できた。さらに練上がりスランプ20~25cmとした場合、打設後のスランプは平均値で5.0cm程度になることで材料分離がなく均質に充填され、鉄筋背面の空洞発生も見られないことが分かった。

- 急斜面での厳しい作業環境を考慮し、ここで採用したエア吹込み方式では、副次的効果として作業員の質量負担を7kgまで軽量化でき、型枠内の隅々までの確実な充填が容易となった。さらに施工管理を容易とする現場でのスランプ管理法などを開発し、のり枠工の高品質化を実現した。

この技術開発によって長距離・高所へのポンプ圧送による高品質のり枠の施工可能性が裏付けられた。これにより頻発する地域の豪雨斜面災害が防止でき、さらに近い将来に発生が予想されている大地震から物流インフラを維持するため、重要な国道や高速道路の斜面を高品質のり枠で守ること、及びこの工法のコスト削減が今後の目標になる。

謝辞：本論文は、内容全般にわたり関東学院大学 出雲淳一教授、中央大学 國生剛治名誉教授の有益な助言をいただきました。ここに感謝の意を表します。

REFERENCES

- (社)土木学会西部支部：平成28年熊本地震被害調査報告書，pp. 27, 47, 2017. [Japan Society of Civil Engineers - West : H28-Nen Kumamotojishin Chousa Houkokusho, pp. 27, 47, 2017.]
- 横山章：コンクリートブックスNo.17ショットクリート工法，pp. 1-2，セメント協会，1972. [Yokoyama, A.: Concrete Books 17 Shotcrete Kouhou, pp. 1-2, Japan Cement Association, 1972.]
- 桜沢昇：吹付け用の機械の最近，コンストラクション，Vol.10, No.4, pp. 15-22, 1972. [Sakurazawa, N.: Fukitukeyou No Kikai No Saikin, Konsutorakusyon, Vol.10, No.4, pp. 15-22, 1972.]
- (社)土木学会：吹付けコンクリート指針(案) [のり面編]，pp. 53-54, 2005. [Japan Society of Civil Engineers: Fukitsuke Concrete Shishin (An) Norimen-hen, pp. 53-54, 2005.]
- 全国特定法面保護協会：のり枠工の設計・施工指針(改訂版第3版)，pp. 57-58, 2006. [Japan Slope Protection Association: Noriwakukou No Sekkei & Sekou Shishin (3rd rev. ed.), pp. 57-58, 2006.]
- (社)土木学会：コンクリートのポンプ施工指針[2012年版]，pp. 14-26, 2012. [Japan Society of Civil Engineers: Concrete No Pump-sekou Shishin (2012 ed.), pp. 14-26, 2012.]
- 黒田康弘，山崎庸行，柳澤保治，小笹寿幸：報告 高低差185m，圧送距離600mの高所・長距離圧送，pp. 1405-1410，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21, No.2, 1999. [Kuroda, Y., Yamazaki, N., Yanagisawa, Y. and Kozasa, T.: Houkoku Kouteisa 185m Assoukyori 600m No Kousho-Choukyori Assou, Concrete Kougaku Nenji Ronbun Houkoku-shuu, Vol.21, No.2, pp. 1405-1410, 1999.]

- 8) 赤坂雄司, 安藤慎一郎, 坂本淳, 杉山律, 魚本健人: 吹付けコンクリートの圧送空気性状と施工特性, 土木学会第 57 回年次学術講演会第 5 部 (平成 14 年 9 月), pp. 961-962, 2002. [Akasaka, Y., Andoh, S., Sakamoto, J., Sugiyama, R. and Uomoto, T.: A Compressed Air Character of Pumped and Cxecution in Shotcrete, *Proceedings of Annual Conference of the Japan Society of Civil Engineers*, Vol.57, Part 5, pp. 961-962, 2002.]
- 9) (社) 土木学会: 2017 年制定 コンクリート標準示方書【施工編】, pp. 75, 2018. [Japan Society of Civil Engineers: *Concrete Hyoujun Shihousho 2017 Edition*, pp. 75, 2018.]
- 10) 牧野光雄: 航空力学の基礎, pp. 29-33, 産業図書, 2012. [Makino, M.: *Koukuu-rikigaku No Kiso*, pp. 29-33, Sangyou Tosho, 2012.]
- 11) 西海孝夫, 一柳隆義: 演習で学ぶ「流体力学」入門 第 2 版, pp. 433, 秀和システム, 2018. [Nishiumi, T. and Ichiyanaagi, T.: *Introduction to Fluid Mechanics: Learned through Exercise, 2nd Edition*, pp. 433, Shuwa System, 2018.]
- 12) 須藤浩三, 児島忠倫, 清水誠二, 蝶野成臣, 西尾正富: エース 流体の力学, pp. 125-128, 朝倉書店, 1999. [Sudou, K., Kojima, T., Shimizu, S., Chono, S. and Nishio, M.: *Eisu Ryuutai No Rikigaku*, pp. 125-128, Asakura Shoten, 1999.]
- 13) 浅賀榮三, 渡辺和之, 高際浩治: 絵ときコンクリート, pp. 97, オーム社, 2000. [Asaga, E., Watanabe, K. and Takagiwa, K.: *Etoki Concrete*, pp. 97, Ohm-sha, 2000.]
- 14) 岩崎訓明: コンクリートの特性, pp. 35-37, 共立出版, 1975. [Iwasaki, N.: *Concrete No Tokusei*, pp. 35-37, Kyouritsu Shuppan, 1975.]
- 15) 石関嘉一, 加藤佳孝, 西村次男, 魚本健人: 吹付けコンクリートの施工条件がリバウンドに及ぼす影響, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.69, No.2, pp. 233, 2013. [Ishizeki, Y., Kato, Y., Nishimura, T. and Uomoto, T.: Study of the Influence of Shotcrete Conditions on Rebound, *Transactions of the Japan Society of Civil Engineers (E2: Material and Concrete Structure)*, Vol.69, No.2, pp. 233, 2013.]
- 16) 日本レオロジー学会: 講座・レオロジー, pp. 28-30, 高分子刊行会, 1993. [The Society of Rheology, Japan: *Kouza Rheology*, pp. 28-30, Koubunshi Kankoukai, 1993.]
- 17) 川崎種一: 回転粘度計による粘性測定の実際, *New Food Industry*, Vol.22, No.4-6, pp. 1-7, 1980. [Kawasaki, T.: Kaitennenndokei Niyoru Nenseisokutei No Jissai, *New Food Industry*, Vol.22, No.4-6, pp. 1-7, 1980.]
- 18) (社) 土木学会 コンクリート施工研究小委員会: フレッシュコンクリート物性値測定方法ワーキンググループによるフレッシュコンクリート物性値測定方法についてのガイドライン (案), pp. 179-180, 1986. [Japan Society of Civil Engineers - Concrete Sekoukenkyu Sho-iinkai: *Fresh-concrete Busseichi Sokutei-houhou Working-group Niyoru Fresh-concrete Busseichi Sokutei-houhou Nituiteno Guideline (Draft)*, pp. 75, 2018.]
- 19) 槇宏二: セピオライト「ミルコン」の技術と特徴, *JETI*, Vol. 57, No.13, pp.78-79, 日本出版制作センター, 2009. [Maki, K.: Techniques and Features of Sepiolite "Milcon," *JETI*, Vol. 57, No.13, pp. 78-79, Japan Publishing Production Center, 2009.]
- 20) 下坂康哉, 和田猛郎: 新素材セピオライトー近くて遠い粘土ー, 地質ニュース, 385 号, pp. 8-12, 産業技術総合研究所 地質調査総合センター, 1986. [Shimosaka, K. and Wada, T.: Shinsozai Sepiolite—Chikakute Tooi Nendo—, *Chishitsu News*, No.385, pp. 8-12, Geological Survey of Japan, 1986.]

(Received April 11, 2022)

(Accepted August 30, 2022)

HIGH-QUALITY SLOPE PROTECTION FRAMES EXAMINATION FOR SLOPE DISASTER PREVENTION

Yuji SAMARU, Noboru UKAJI, Masaaki BEPPU and Kouji SUGIYAMA

Slope protection frames are indispensable to prevent local disasters in Japan where torrential rains and earthquakes occur frequently. Conventional slope protection frames, which are typically constructed by shotcreting using low-slump mortar delivered by air, often face a problem of inadequate strength due to separation of aggregates. We developed a material delivery system in which a typical concrete pump for civil works is used to deliver the material and air is injected at the end of the delivery pipe. With this system, a high-slump material can be delivered over a long distance to a high-altitude site without causing material separation and can be placed in formwork at a steep slope using compressed air. Blowing air into the material reduces the slump and enables the material to be placed without causing separation or flow-out. When air is added to the material, water droplets are scattered at the nozzle. We focused on this phenomenon and developed measures to control the slump after placement. Moreover, addition of sepiolite improved separation resistance and flow-out resistance of the mortar after placement, which led to an improvement in the product quality of the slope protection frames.