

論文 高流動コンクリートの間げき通過時の圧力損失に関する研究

丸岡 正知^{*1}・石澤 由^{*2}・芦澤 良一^{*3}・藤原 浩巳^{*4}

要旨：高流動コンクリート流動時に生じる圧力損失現象を把握する方法として、仮想細管理論を適用し、この妥当性を実験的に検討した。その結果、モルタル性状が同一のコンクリートでは、圧力損失は粗骨材体積濃度と鉄筋純間隔で説明可能であった。また、流動停止現象を仮想細管理論に基づき説明することは限られた範囲であるが可能である。

キーワード：高流動コンクリート、圧力損失、粗骨材体積濃度、仮想細管理論

1. はじめに

高流動コンクリートの間げき通過性は、施工条件により流動性や材料分離抵抗性の実現と相反する性状になることが考えられ、十分な間げき通過性の付与および実現には施工条件に応じた配合条件の設定が必要であると考えられる。

コンクリートの間げき通過性を左右する条件として、多数の要因の中でも単位粗骨材絶対容積およびモルタルのレオロジー特性の影響が大きいと考えられる。また、モルタルがほぼ同程度のレオロジー特性を有する場合でも、単位粗骨材容積により、間げき通過性は大きく異なることが知られている¹⁾。

筆者らは以前より高流動コンクリートの間げき通過性に関する検討を続けており、粗骨材間げきを細管に見立てたモデルを提案し、これによる障害鉄筋による流動時の圧力損失現象の説明を試みている²⁾。

本論では、同一配合条件のモルタル部分を有し、単位粗骨材容積を変化させた高流動コンクリートの鉄筋間げき通過性を定量的に把握するための一方法として、モデル型枠を利用した鉄筋間げき部通過時に生じる自由面高さの差を測定することにより、間げき通過において生じる圧力損失の定量化と現象のモデル化を試み、実

験的に検討した結果である。なお、本論におけるモルタルレオロジー定数算定式が文献²⁾とは異なっていることをあらかじめ付記する。

2. 圧力損失発生モデルに関する検討

2.1 圧力損失の発生について

鉄筋純間隔が大きく、単位粗骨材絶対容積が $0.30\text{m}^3/\text{m}^3$ 以下の比較的小さいとされる配合条件では、コンクリート中に占めるモルタル容積が大きく、障害物周辺で流線が変化した場合にも粗骨材が比較的自由に移動可能であり、相互に干渉しにくいとため、障害鉄筋の流動方向上流と下流の自由面高さの差はほとんど認められない。

一方、鉄筋純間隔が小さく、単位粗骨材絶対容積が $0.33\text{m}^3/\text{m}^3$ を越えるような配合の高流動コンクリートを流動させた場合、障害鉄筋からの抵抗力や、粗骨材間げきが狭いことにより、粗骨材の自由な移動が拘束されるため、粗骨材の閉塞現象が生じ、障害鉄筋の流動上流側では、コンクリート中の全コンクリート容積に対する単位粗骨材容積の割合(以下、粗骨材体積濃度(X_v)と称する)が増大する傾向が認められる。

その結果、流動障害前後で自由面高さの差、すなわち圧力損失が生じることとなる。

*1 宇都宮大学助手 工学部建設学科 工修 (正会員)

*2 宇都宮大学大学院 工学研究科建設工学専攻

*3 鹿島建設(株)技術研究所 工修

*4 宇都宮大学助教授 工学部建設学科 工博 (正会員)

2.2 仮想細管モデルと流動停止現象について

圧力損失発生現象に着目したコンクリートの流動停止寸前および停止状態をモデル化するために、筆者らは図-1に示すように、コンクリートを粗骨材とモルタルの固液二相系の混相流体として取り扱い、流動停止寸前のコンクリートの粗骨材間げきを細管とみなし、図-2に示すように、この中をビンガム流体とされるモルタルが栓流となり流動するモデルを仮定した(以下、仮想細管モデルと称す)。コンクリートの流動時、鉄筋間げき周辺では、無障害部分と比較して X_v が増大し、粗骨材間隔は小さくなり、粗骨材間げき容積が減少する。これを仮想細管径が小さくなることに置き換えた。この細管内をモルタルが流動するため、細管内壁とモルタルとの間に生じるずり応力が流動抵抗となり、流速が低下し、やがて流動は停止する。従って、流動停止時に生じる充てん高さの差は仮想細管内における細管壁とモルタルとの間で生じるずり応力等の総和と等しいとした。

この考えに従い、半径 r 、長さ l の細管内を降伏値 τ_f のビンガム流体の流動が停止する時に作用している圧力差 ΔP は式(1)で求められる⁴⁾。

$$2\pi r \cdot l \cdot \tau_f = \Delta P \cdot \pi r^2 \quad (1)$$

式(1)を変形すると、

$$\frac{l}{r} = \frac{\Delta P}{2\tau_f} \quad (2)$$

と表せる。すなわち、仮想細管長さと半径の比は、流動時の圧力差と降伏値により表現できる。

このモデル化に際しての問題点は、粗骨材体積濃度に応じ、仮想細管長さ半径比 l/r をどのように求めるかということである。

これを把握する手法として以下に示す方法により実験的に検討した。

2.3 モルタルのレオロジー定数の算出方法

本検討では、仮想細管内をビンガム流体としたモルタルが流動することを考えているので、モルタルのレオロジー定数である降伏値 τ_f および塑性粘度 η_{pl} を求める必要がある。これらは、実験毎にコンクリートをウェットスクリーニン

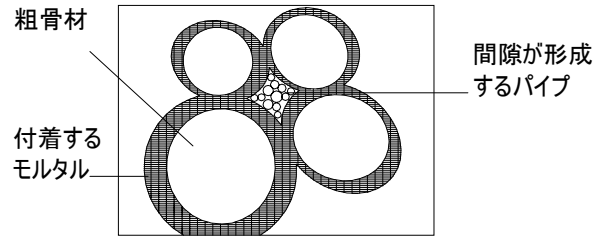


図-1 仮想細管の考え方

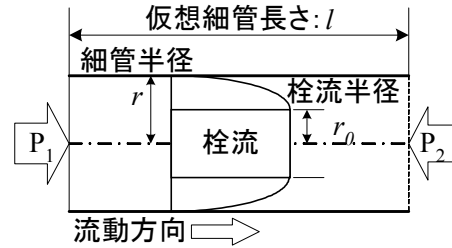


図-2 仮想細管モデル

グしたモルタルを用い、0打フロー値および J_{14} 漏斗流下時間を測定し、次に示す谷川ら^{5),6)}により導かれた0打フロー値と降伏値の関係式および J_{14} 漏斗流下時間と塑性粘度の関係式(3)~(6)を用い間接的に求めた。

$$\tau_f = \frac{\rho G \alpha R_0^2 H}{\sqrt{3}} \frac{1}{R^2} \quad (3)$$

$$\eta_{pl} = \frac{3\beta\Lambda^2 \rho G t}{8 \left\{ \frac{(z_t - z_b)(z_t + 3z_b)}{2z_b^3} + \frac{1}{z_b} \ln \left(\frac{z_t}{z_b} \right) \right\}} \quad (4)$$

$$\beta = 1 - \frac{4}{3} \frac{\tau_f}{\tau_R} + \frac{1}{3} \left(\frac{\tau_f}{\tau_R} \right)^4 \quad (5)$$

$$\tau_R = \frac{\rho G R_0 \left(a_f + 1 + \frac{1}{a_f} \right)}{3 \left(1 + \frac{1}{a_f} \right) \sqrt{1 + \Lambda^2}} \quad (6)$$

ここで、 τ_f :降伏値(Pa), ρ :単位容積質量(kg/m^3), G :重力加速度(m/s^2), R_0 :フローコーンの下面半径(m), H :フローコーンの高さ(m), R :フローの広がり半径(m), α :コーンの形状に関する変数($\alpha = (1 + a + a^2)/3$, $a = 7/10$), η_{pl} :塑性粘度($\text{Pa}\cdot\text{s}$), t : J_{14} 漏斗流下時間(sec), τ_R :漏斗内壁面でのすべり抵抗(Pa), z_t, z_b, Λ, a_f :漏斗の形状に関するパラメータ(J_{14} 漏斗の場合, $z_t=0.490$, $z_b=0.098$, $\Lambda=0.0714$, $a_f=0.200$)。

2.4 コンクリート流動試験における圧力損失の求め方

図－3 に実験に使用した型枠形状寸法およびコンクリートの流動停止後における、型枠のA槽およびB槽での表面高さの測定方法を示す。表面高さはそれぞれ3箇所で測定し、それらの値を平均して求めた。これより、A槽とB槽の表面高さの差 Δh を計算し、これより流動時の圧力損失 ΔP を式(7)により求めた。

$$\Delta P = \rho G \Delta h - \Delta P_R \quad (7)$$

ここに、 ΔP ：圧力損失(Pa)， ρ ：単位容積質量(kg/m^3)， G ：重力加速度(m/s^2)， Δh ：障害鉄筋がある場合の自由面高さの差(m)， ΔP_R ：すべり抵抗(Pa) ($\Delta P_R = \rho G \Delta h_0$ ， Δh_0 ：障害鉄筋のない型枠における自由面高さの差(m))

以上から、高流動コンクリートの配合条件と鉄筋間げき条件の組み合わせによる圧力損失の推定を試みた。さらに、前述の仮想細管理論に基づき、圧力損失から仮想細管長さ l と半径 r の比 l/r についても検討した。

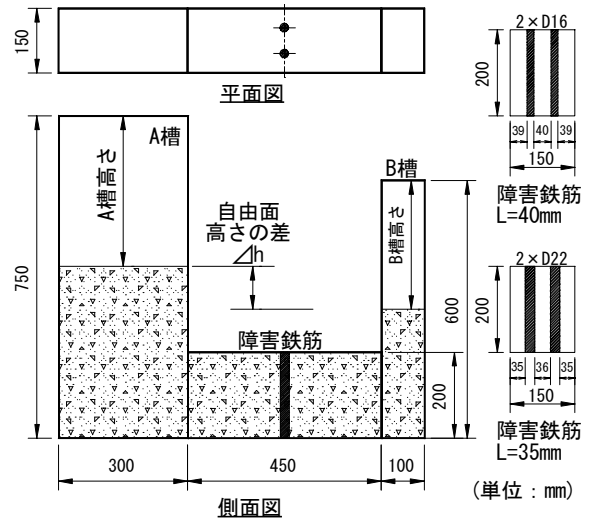
2.5 流動停止状態における仮想細管長さ l および半径 r の実測

コンクリート流動停止状態における仮想細管長さ l および仮想細管半径 r の幾何学的な推定を目的とし、一部の試験条件において、以下に示す方法で l および r の推定を行った。

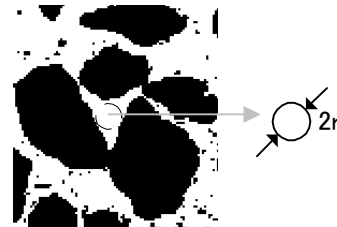
自由面高さの測定を行ったものと同一条件のコンクリートおよび型枠を使用し、流動試験実施後、流動停止状態のまま静置し、コンクリートを硬化させた。脱型後に切断し、断面画像データを取得し、画像解析により断面における粗骨材が占める面積、粗骨材数、間げき面積、間げき数を求めた。これらから、 l および r を以下の方法に基づき算出した。

仮定条件としては、図－4 に示すように、i) 断面における粗骨材間げきに仮想細管が形成されるものとする。ii)粗骨材間げき面積と仮想細管の断面積は等しいものとし、これより仮想細管半径を算出できるとした。

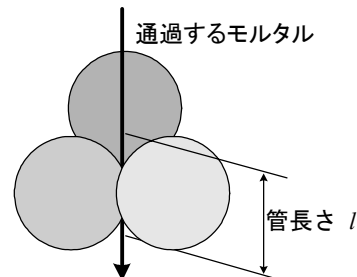
また仮想細管半径 r の算出方法は、i)得られた



図－3 型枠形状および表面高さの差の測定法



図－4 取得した画像データにおける粗骨材間げきと仮定した細管のイメージ



図－5 最密充填状態の粗骨材と細管長さの仮定

画像データを粗骨材部分とモルタルに分け二値化処理する。ii)二値化データから粗骨材や鉄筋により囲まれる間げき面積を測定し、面積を個々に算出する。iii)算出した間げき面積を、同一面積を有する円に置き換え、この円の半径を求める。iv)求められた円の半径を平均し、これを細管半径とした。

仮想細管長さ l については、本論では便宜的に図－5 に示すように、i)粗骨材を球状であるとみなす、ii)粗骨材が密に存在している状態における球体に囲まれた間げき部分の長さは、球体の直径と等しい、とする2つの仮定を元に算出した。方法は、前出の二値化画像データを元に、断面に

存在する個々の粗骨材面積および個数を算出し、平均粗骨材断面積を計算し、これが粗骨材を球体と見なしたときの断面に相当するとして断面の直径を計算し、これを仮想細管長さ l とした。

3. 実験概要

3.1 使用材料

本実験で使用した材料を表－1に示す。

3.2 コンクリートの配合

本実験におけるコンクリートの配合条件を表－2に示す。

本実験では、粗骨材体積濃度 X_v が30%の条件を基準とし、モルタル部分の各材料の配合容積割合を $W:C:Ls:S=26.9:18.83:8.07:46.2$ とした。なお、石灰石微粉末は粉体体積の30%とした。 X_v の条件が異なる配合においても粗骨材および混和剤以外の材料の配合容積割合は一定とした。

また、モルタル部分が全く同一の配合でも X_v が異なるとコンクリートのスランプフローおよび空気量が増えるため、配合毎に混和剤はスランプフロー $650 \pm 50 \text{ mm}$ 、空気量 $5.0 \pm 0.5\%$ となるように適宜調整した。従って、後に示すウェットスクリーニング後のモルタルのレオロジー性状は試験条件毎に異なっている。

3.3 試験手順

コンクリートの練り混ぜは公称容量100リットルのパン型ミキサを用い、1バッチ70リットルで練り混ぜた。練り混ぜ順序は、ミキサに細骨材および粉体を投入し、60秒間空練り後、掻き落としを行い、混和剤をあらかじめ混和した練り混ぜ水を投入し60秒間練り混ぜた。最後に、粗骨材を投入した後、120秒間練り混ぜ、コンクリートを排出した。その後、十分に切り返しを行い、コンクリートのスランプフロー、空気量、コンクリート温度を測定した。

コンクリート流動試験の手順を以下に示す。コンクリートはフレッシュ性状測定後の試料を十分に切り返し用いた。モデル型枠は図－3に示す形状のものを2台用い、練り混ぜバッチ間の誤差を少なくなるよう考慮した。2台の型枠の一

表－1 使用材料

セメント C	普通ポルトランドセメント 密度: 3.15 g/cm^3 、ブレン: $3350 \text{ cm}^2/\text{g}$,
細骨材 S	茨城県笠間産砕砂 表乾密度: 2.66 g/cm^3 , F.M.:2.93 茨城県産洗砂 表乾密度: 2.62 g/cm^3 , F.M.:1.95 (砕砂:洗砂=7:3で混合して使用)
粗骨材 G	茨城県笠間産砕石 Gmax=20mm, 表乾密度: 2.65 , F.M.:6.73
混和材 Ls	埼玉県秩父産石灰石微粉末 密度: 2.71 g/cm^3 , ブレン: $4000 \text{ cm}^2/\text{g}$,
混和剤	ポリカルボン酸系高性能AE減水剤 空気量調整剤

表－2 各粗骨材体積濃度毎の高流動コンクリートの基本配合条件

X_v (%)	W/C (%)	Air (%)	単位量(kg/m^3)					密度(kg/m^3)	
			W	C	Ls	S	G	コンクリート	モルタル
28	45.5	5.0	180	397	146	817	742	2283	2140
30			175	385	142	793	795	2290	2136
32			170	374	137	768	848	2297	2131
34			164	362	133	744	901	2304	2126

方に障害鉄筋を組み込み、他方には組み込まず、同時に流動試験を行った。流動開始は2型枠で同時とした。なお、障害鉄筋は鉄筋純間隔 L が35および40mmとなるようにした。

測定項目は、各々の型枠で流動開始から流動停止までの時間および充てん状態、流動停止後の型枠A槽およびB槽の上端から自由面の位置とした。得られた自由面位置から充てん高さの差を算出した。

また、流動試験と平行してウェットスクリーニングモルタルにより0打フローおよび J_{14} 漏斗流下時間の測定を行い、モルタルのレオロジー定数を算出した。

4. 試験結果

4.1 コンクリート流動試験

表－3に流動試験により得られた結果およびウェットスクリーニングモルタルのフレッシュ性状試験結果を示す。また、図－6に粗骨材体積濃度 X_v と圧力損失の関係を示す。

いずれの鉄筋純間隔であっても、配合の X_v の増大に伴い圧力損失は増大する傾向が認められた。これは次の理由によるものと考えられる。

表－3 コンクリート流動試験における圧力損失およびモルタルレオロジー値の推定結果

鉄筋 純間隔 L (mm)	X _v (%)	スランブ フロー (mm)	圧力差(Pa)		圧力 損失 ΔP (Pa)	0打 フロー 2R (mm)	J ₁₄ 漏斗 流下時間 t (sec)	推定 降伏値 τ_f (Pa)	栓流 パラメータ β	推定 塑性粘度 η_{pl} (Pa·s)
			障害有り	障害なし ΔP_R						
35	28	638	302	156	146	265	32.4	90.8	0.666	4.81
	30	680	452	0.0	452	263	55.5	91.7	0.661	8.17
	32	668	1399	615	784	252	44.4	99.9	0.631	6.23
	34*	643	7451	526	6925	248	63.1	103	0.619	8.66
40	28	645	698	686	12	225	48.6	126	0.593	5.86
	30	670	608	381	227	205	46.0	151	0.450	4.60
	32	638	2108	1396	712	260	43.4	93.9	0.653	6.30
	34	663	929	112	817	260	38.0	93.6	0.653	5.51

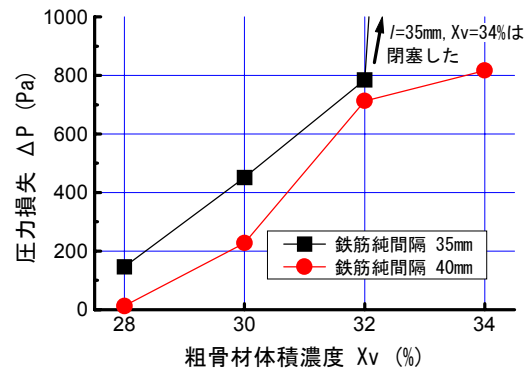
* : L=35mm, X_v=34%の条件ではコンクリートは障害鉄筋部で閉塞した。

すなわち、配合のX_vの増大に伴い、流動時に鉄筋近傍を通過する粗骨材数が増大し、鉄筋に接触する粗骨材数も増大する。流動するコンクリートの流線は、鉄筋間げき中央付近で密となる。流線の変化に従い、粗骨材の流動に直角の方向への移動が生じる。鉄筋に接触した粗骨材はコンクリートの流動に伴い、接触点付近を中心とした回転運動を生じながら鉄筋間げき中心方向への移動が生じる⁷⁾。その結果、障害鉄筋付近では、流動方向上流側で流線の変化に応じX_vが増大し、さらに鉄筋間では回転運動や移動により、X_vはさらに増大するものと推察される。このようにしてX_vの増大に伴い圧力損失は増大すると考えられる。

L=40mm, X_v=28, 30%およびL=35mm, X_v=28%の試験条件では、藤原ら⁷⁾により得られた1方向鉄筋における閉塞条件に該当しないため、圧力損失は増大せず、良好な間げき通過性を示したと考えられる。

一方、X_v=34%, L=35mmの試験条件では、コンクリートは障害鉄筋を多少通過するが、型枠B槽の底面部において、高さ10cm程度しか充てんされなかった。このため、本条件ではコンクリートが障害鉄筋部で閉塞したものと見なした。これは、藤原らの結果⁷⁾と合致した。

これまでの結果から、高流動コンクリートの型枠内流動の際に生じる圧力損失現象への影響が大きい因子としてX_vとLを取り上げ、これらを説明変数として重回帰分析を行った結果を表－4に示す。ただし、ここでは明らかな閉塞現



図－6 粗骨材体積濃度と圧力損失の関係

表－4 重回帰分析結果

説明 変数	偏回帰 係数	標準回 帰係数	t 値	重相関 係数	自由度調 整寄与率
X _v	149.1	1.009	9.874	0.980	0.961
L	-33.56	-0.273	-2.668		

象が確認できたデータは除外した。これから、式(9)が求められる。

$$\Delta P = -2839 + 149.1X_v - 33.56L \quad (9)$$

以上より、高流動コンクリートの型枠内流動の際に生じる圧力損失はコンクリートのX_vとLより説明できると推察される。

4.2 画像解析による仮想細管寸法の推定結果

表－5に試験条件毎の画像解析により得られた仮想細管長さおよび半径について示す。また、式(2), (3), (9)を用い、圧力損失 ΔP より推定された l/r についても併記した。これらの関係を図－7に示す。

図－7より、配合条件および鉄筋間げき条件から、最も間げき通過性の高い組み合わせと考えられるX_v=28%, L=40mmの場合、重回帰式による l/r の推定値と画像解析結果から得られた l/r

は大きく異なった。この理由として、 $X_v=28\%$ 、 $L=40\text{mm}$ の条件の組み合わせでは、粗骨材間に十分な間げきが存在し、障害鉄筋近傍での X_v の増大現象が顕著ではないため、圧力損失が生じにくいのではないかと考えられる。実際に流動試験における充てん高さの差はほとんどなく、圧力損失も他の条件と比較して大幅に小さかった。従って、この組み合わせでは、 X_v の増大現象は起こりにくいと考えられる。

また、他の条件では、圧力損失からの l/r の推定値と画像処理の結果より得られた l/r が等しくなると仮定した直線に近い位置に分布した。従って、圧力損失を X_v と L をパラメータとした重回帰式により推定し、仮想細管理論より l/r を求める方法は、コンクリートがある程度の流動勾配を生じるような配合条件および鉄筋純間隔の組み合わせの範囲でおおむね適用性があると考えられる。

5. まとめ

高流動コンクリート流動時に生じる圧力損失現象を把握する方法として、仮想細管モデルを提案し、この適合性について実験的に検討した結果、以下の結論が得られた。

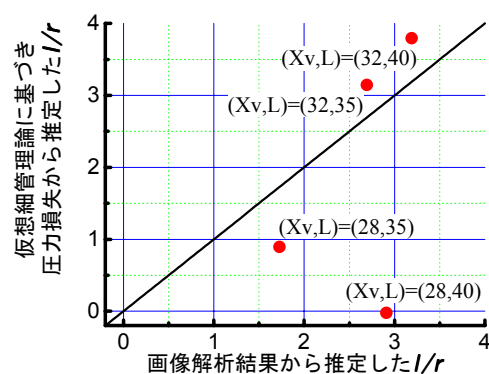
高流動コンクリートのモルタル部のレオロジー性状がほぼ一定の場合、このコンクリートが型枠内を充てん時に鉄筋間げきにより生じる圧力損失はコンクリートの粗骨材体積濃度と鉄筋純間隔で説明することができた。

また、コンクリートの型枠内充てん時に自由面に流動勾配が生じるような条件において、流動停止現象を仮想細管理論に基づき説明することはおおむね可能であると考えられる。しかしながら、流動停止現象を正確に予測するには現在のところ精度不足であると考えられる。

今後、粗骨材に付着し流動に寄与しないペースト、モルタル層も考慮し、さらなる検討を続け、より正確に流動停止現象を説明可能なモデルの構築を図る予定である。

表－５ 画像処理による算出結果および推定値

$L(\text{mm})$	35		40	
$X_v(\%)$	28	32	28	32
粗骨材が占める面積 (mm^2)	7133	9462	9073	7888
粗骨材数 (個)	141	177	112	124
細管長さ: l	8.03	8.25	10.16	9.00
平均間げき面積 (mm^2)	67.73	21.01	38.28	35.03
細管半径: r (mm)	4.64	2.59	3.49	3.34
画像から求めた 指標値: l/r	1.729	3.190	2.909	2.695
仮想細管理論より ΔP からの推定値: l/r	0.892	3.796	-0.023	3.146



図－７ 画像解析結果より求めた l/r と圧力損失から求めた l/r の関係

参考文献

- 1) 土木学会:高流動コンクリート施工指針,コンクリートライブラリー93, pp.17-19, 1998
- 2) 丸岡正知ほか:高流動コンクリートの間げき部圧力損失現象に関する研究,セメント・コンクリート論文集 56, pp.562-568, 2002
- 3) 岡小天:レオロジー, pp.53-56, 1976
- 4) 岡田清編:最新コンクリート工学,国民科学社, pp.3-7, 1986
- 5) 渡辺健治ほか:フレッシュモルタルのレオロジー性質に及ぼす再攪拌の影響,コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.2, pp.427-432, 2000
- 6) 谷川恭雄ほか:セメント系粘性材料のロート試験に関するレオロジー的考察,新材料・新工法研究会,新材料・新工法研究会資料集Ⅱ, pp.139-144, 1993
- 7) 藤原浩己ほか:高流動コンクリートの間隙通過性に関する研究,土木学会論文集, No.550/V-33, pp.23-32, 1996