

ダムコンクリートのポンプ圧送工法への 流動化剤の適用について

APPLICABILITY OF SUPERPLASTICIZER FOR CONCRETE DAMS CONSTRUCTED BY PUMPING METHOD

吉田 弥智*・鈴木 志朗**・高橋 次吉***・吉岡 保彦****

By Hirotomo YOSHIDA, Shiro SUZUKI, Tsuguyoshi TAKAHASHI and Yasuhiko YOSHIOKA

Construction of a concrete gravity dam by pumping method has been planned and completed at Nagayo dam in Nagasaki prefecture. Since superplasticizer is an important mean to obtain small content of water and cement in concrete, which is especially desirable for dams, the authors conducted a series of experimental studies for obtaining more data on the applicability of superplasticizer to concrete with lean mix and large size aggregate. The following conclusions were drawn from the study : (1) Superplasticizer is very effective to reduce pumping resistance, and hence to enlarge the applicability of pumping method to larger concrete dams. (2) The addition of superplasticizer scarcely affect any mechanical properties, heat generation of cement hydration, and resistance to freezing and thawing.

1. まえがき

代表的な大規模土木構造物であるコンクリートダムの合理化施工について、建設省を中心として種々の工法の研究と実施工がされている。その1つとして、中小規模ダムを対象として、ダムコンクリートをポンプによって圧送し、ダムを建設するPCD工法(Pumped Concrete for Dams工法)が長崎県の長与ダムの本体施工にわが国で初めて適用され、配合設計や品質管理の手法等に関する基本的資料が集積された¹⁾。今後、経済的にダムを建設する需要はさらに高まり、一般汎用建設機械の使用を基本とするPCD工法は中小規模ダムの建設に有効な手段として用いられることが多いと予想される。

長与ダムの施工においては、単位セメント量の低減とポンパビリチーの向上を目的として流動化コンクリートが採用された。ここで用いられた流動化コンクリートは、ダムを対象とした貧配合かつ大粒径骨材を使用するもの

であり、一般土木用コンクリートを対象として制定された「流動化コンクリート施工指針(案)」(土木学会)の範囲からは若干外れたものであるといえる。流動化コンクリート自体がまだ新しいコンクリート技術であり、今後さらに検討すべき課題も多く残されていることに加えてPCD工法は新しいダム施工法であり、したがってPCD工法を対象とした貧配合流動化コンクリートについては、その基本的物性あるいはポンプ圧送性に関する検討資料などもいまだ十分とはいえない現状である。

本報告は、PCD工法に流動化コンクリートを適用することの効果や問題点の解明および設計資料を得ることを目的として、貧配合流動化コンクリートの諸物性に関する実験およびポンプ圧送性に関する検討を行った結果を述べるものである。

2. 貧配合流動化コンクリートの諸物性について

(1) 概要

流動化コンクリートに関する既存の資料等はかなり蓄積されてきているが、そのほとんどが粗骨材最大寸法40mm以下、単位セメント量300kg/m³以上のものであり、貧配合、大粒径であるダム用コンクリートに流動

* 正会員 工博 名古屋工業大学教授
(〒466 名古屋市昭和区御器所町)

** 正会員 (株)竹中土木技術本部第二技術部長
(〒104 中央区銀座8-21-1)

*** 竹本油脂(株)取締役第三事業部長
(〒443 愛知県蒲郡市港町2-5)

**** 正会員 竹中技術研究所主任研究員
(〒136 江東区南砂2-5-14)

化剤を適用した例は皆無に近い。PCD工法においては、ポンプ圧送性とダムコンクリートとしての要求品質を同時に確保する必要があり、このためにフライアッシュ混入高炉セメントコンクリートに流動化剤を用いた場合の圧縮強度、耐久性、発熱特性を把握する目的で以下の実験を実施した。

(2) 使用材料および配合

セメントは長与ダムにおける施工例等を参考に²⁾、三菱社製のB種高炉セメント(スラグ混入率38%)をベースとし、これの内割20%をフライアッシュで置き換えたものを使用した。セメントおよびフライアッシュの物理試験結果を表-1、表-2に示す。細骨材には大井産川砂を、粗骨材には硬質砂岩を原石とする愛知県鉢地産の碎石を使用した。これらの物理試験結果を表-3に示す。ベース混和剤は、AE剤1種類(天然樹脂酸系)、AE減水剤2種類(リグニンスルフォン酸塩、有機酸系誘導体)の計3種類とし、流動化剤はアルキルアリルスルフォネートを主成分とするもの1種類(表中にはSPと略記)とし、いずれも市販品を使用した。配合は、粗骨材最大寸法を60mmとし、単位セメント量(C+F)を200kg/m³、225kg/m³、250kg/m³の3種類、混和剤を3種類、およびセメント種別の比較としてB種高炉セメント単味のもの1種類(AE剤)に対し、それぞれベースおよび流動化の計18配合を実験に用いた。配合設定の基本方針は、長与ダムにおける標準配合²⁾等を参考にして、ポンプ圧送性を十分に保有するよう配慮するとともに、単位セメント量も同上配合をカバーする範囲をとることとした。目標スランプはベースで8cm、流動化後12cmとし、所要のスランプ、空気量が得られるよう試し練りにより各単位量を定めた。表-4にコンクリートの配合とまだ固まらないコンクリートの試験結果を示す。

表-4 コンクリートの配合と試験結果

配合 番号	溶和剤 種別	コンクリート 種別	スランプ (cm)	空気 量 (%)	水セメ ント比 (%)	細骨材 率 (%)	単位重量 (kg/m ³)						測定値							
							C	F	W	S	G	A D	S P	スランプ(cm)	空気量(%)	フライア ッシュ ベース 流動化 剤	ト温度 (°C)			
1							65.0	400	160	40	130	796	1218	0.180	-	7.5	-	54	-	200
2							57.7	388	180	45	130	765	1228	0.225	-	7.5	-	54	-	200
3							52.0	380	200	50	130	739	1228	0.275	-	7.5	-	54	-	195
4							65.0	400	160	40	130	796	1218	0.180	0.000	8.5	120	59	52	195
5							57.7	388	180	45	130	765	1228	0.225	0.13	6.5	120	53	48	200
6							52.0	380	200	50	130	739	1228	0.275	0.125	7.0	120	51	55	200
7							60.5	400	160	40	121	807	1231	0.500	-	8.0	-	53	-	195
8							53.8	388	180	45	121	773	1242	0.563	-	9.0	-	59	-	200
9	AE 減水剤						48.4	380	200	50	121	747	1244	0.625	-	8.0	-	53	-	195
10							60.5	400	160	40	121	807	1231	0.500	0.050	7.5	130	55	54	190
11							53.8	388	180	45	121	773	1242	0.563	0.13	9.5	140	44	39	185
12							48.4	380	200	50	121	747	1244	0.625	0.125	7.5	125	53	52	190
13							61.5	400	160	40	1231	804	1228	0.400	-	7.5	-	53	-	190
14							-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	AE 減水剤						49.2	380	200	50	123	747	1239	0.500	-	7.0	-	53	-	190
16							61.5	400	160	40	123	804	1228	0.400	0.000	7.5	115	53	53	190
17							-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
18							49.2	380	200	50	123	747	1239	0.500	0.188	6.0	125	53	53	190
19	AE 剤	ベース	8	50	60.0	388	225	0	136	768	1220	0.135	-	7.0	-	56	-	56	-	190
20							60.0	388	225	0	136	768	1220	0.135	0.13	7.5	120	56	51	190

表-1 セメントの物理試験結果

セメント	比重	粉末度		凝結時間		曲げ強さ(MPa)		圧縮強さ(MPa)			
		フレーン (g/cm ²)	88μ粒分 (%)	水重量 (%)	始発 (時分)	終結 (時分)	3日	7日	28日	3日	7日
B種高炉 (三美)	3.04	3,950	0.8	29.8	3~10	4~55	3.0	4.1	7.1	11.6	19.3
											41.5

表-2 フライアッシュの試験結果

項目	物理試験			化学試験	
	比重	比表面積 (cm ² /g)	単位水量比 (%)	湿分 (%)	強熱減量 (%)
JIS規格値	>1.95	>2400	<102	<1.0	<50
試験成績	23.1	3,115	-	0.03	1.3

(メチレンブルー吸着量 0.322mg/g)

表-3 使用骨材の物理試験結果

種類	产地	最大寸法 (mm)	比重	吸水量 (%)	粗粒度	ふるい通過率(%)									
						60	40	20	10	5	2.5	1.2			
細骨材	大井川 (川砂)	2.5	2.62	1.59	27.5	-	-	-	-	100	90	70	44	17	4
粗骨材	鉢地産 石	60	2.67	0.45	7.57	100	82	44	16	1	-	-	-	-	-

圧縮強度、耐久性の検討には配合番号1~20のうち、No.8, 11, 14および17の4配合を除く16配合を用い、発熱特性の検討にはNo.8, 11の2配合を用いた。

(3) 試験方法

ベースコンクリートの練りませは、100l練り可傾式ミキサーを使用し、全材料投入後3分間行った。流動化コンクリートは、ベースコンクリートの練りませ後ただちに流動化剤を添加し、1分間攪拌を行って製造した。コンクリートの製造後、40mm網ふるいでウェットスクリーニングを行い、スランプ(JIS A 1101)および空気量(JIS A 1128)を測定し、圧縮強度試験体を作成した。さらに、25mmスクリーニング試料にて10×10×40cm凍結融解試験体(JIS A 6204付属書2、試験開始材令11週)および気泡間隔係数測定用試験体(ASTM C-457)を作成した。また、発熱特性の検討では、1バッチ70lを練りませ、一部を40mmふるいでウェットスクリーニングした後、スランプ、空気量の測定を行い、残りの60mmフルサイズのコンクリートを断熱温度上昇試験の試料とし、Φ30×30cmのブリキ製コントナに詰め、断熱温度上昇測定器で材令1週までの温度上昇の測定を行った。

(4) 試験結果および考察

各配合の硬化コンクリートの試験結果を表-5に示す。

a) 圧縮強度

表-5から明らかなように、水セメント比65%の配合でも材令91

表-5 硬化コンクリートの試験結果

配合番号	混和剤種別	コングリートセメント比(%)	単位セメント比(%)	圧縮強度(MPa)			凍結融解試験		気泡間隔係数試験
				7日	28日	91日	耐久性係数	変形率(%)	
1	ベース	650	200	2.1(38)	1.87(100)	2.86(153)	93	97	4.7
2		577	225	2.9(41)	2.18(100)	3.38(155)	94	98	5.2
3		520	250	1.00(39)	2.54(100)	3.54(139)	96	98	4.5
4		650	200	2.4(38)	1.85(100)	3.04(156)	92	97	4.6
5		577	225	2.5(41)	2.32(100)	3.63(156)	94	98	4.5
6		520	250	1.07(40)	2.67(100)	3.83(143)	96	99	5.4
7	AE剤	605	200	2.7(35)	2.18(100)	3.12(143)	87	97	5.0
8		-	-	-	-	-	-	-	-
9		484	250	1.19(40)	2.94(100)	3.86(131)	84	98	4.2
10		605	200	2.85(38)	2.18(100)	3.08(141)	86	97	5.5
11		-	-	-	-	-	-	-	-
12		484	250	1.29(41)	3.14(100)	4.01(128)	84	98	3.8
13	減水剤	615	200	2.79(36)	2.19(100)	3.15(144)	96	98	4.7
14		-	-	-	-	-	-	-	-
15		492	250	1.21(41)	2.98(100)	3.92(132)	97	98	4.3
16		615	200	2.78(35)	2.21(100)	3.17(143)	95	97	5.6
17		-	-	-	-	-	-	-	-
18		492	250	1.20(39)	3.11(100)	3.98(128)	95	98	4.8
19	AE剤	600	225	1.02(39)	2.61(100)	3.27(125)	93	98	5.1
20		600	225	1.06(38)	2.76(100)	3.50(127)	89	98	3.9

日で 30 MPa 程度の強度が得られており、通常のダムコンクリートとしての強度は十分である。図-1に各材令ごとのベースコンクリートと流動化コンクリートの圧縮強度の比較を示す。本実験のようなダム用貧配合コンクリートにおいても、流動化剤の使用による圧縮強度の顕著な変化は認められず、本実験では長期材令になるほど、流動化コンクリートの圧縮強度が大きくなる傾向が認められた。

表-5中の19, 20の配合は、フライアッシュを添加しない高炉セメントコンクリートである。フライアッシュ混入高炉セメントコンクリートの強度と比較すると、従来の報告³⁾と同様に後者は早期強度発現性は劣るが、長期の伸びは大きいことが認められ、フライアッシュの混入が後述のようにポンプ圧送性の改善や発熱量の低減に効果的であることも考え合わせると、フライアッシュ混入高炉セメントはダムのポンプ施工に有効な材料であるといえる。

b) 凍結融解に対する抵抗性

流動化コンクリートの凍結融解抵抗性については多く

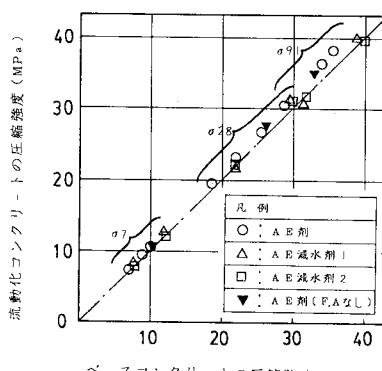


図-1 ベースと流動化コンクリートの圧縮強度の比較

の研究があり、さまざまな議論が行われてきたが、最近では、①十分な空気を連行させれば流動化後も十分な耐久性を有すること、②ベース混和剤や流動化剤の組合せいかんで気泡間隔係数が増加し、著しい耐久性低下を示すことがあること、③流動化コンクリートにおいても 200~300 μ 以下の気泡間隔係数とする必要があること、等が総括的なまとめとされている⁴⁾⁻⁶⁾。

図-2に本実験で得られた水セメント比と耐久性係数の関係を示す。水セメント比の増大に伴い耐久性係数が低下する傾向が認められるが、単位セメント量 200 kg/m³、水セメント比 65 % の配合でも 80 % 以上であり、特に厳しい環境を別にすれば、ダムコンクリートとして基本的に問題とならないことを示している。これは、今回の実験でウェットスクリーニング後も 5.5 % (スクリーニング前ではダム示方書に示されている 3.5~4.0 % よりも多い 5.0 % を目標) と比較的高めに設定したことが影響しているものと考えられる。しかし、流動化コンクリートとベースコンクリートを比較すると、前者の抵抗性が若干低下（最大 4 %）する傾向がみられる。

図-3に本実験で求めた気泡間隔係数と耐久性係数の関係を示す。また、図中には Powers の実験結果をも併せて示す。流動化による気泡間隔係数の増加はベースコンクリートの混和剤によって異なり、比較的大きいものも認められた。測定値は Powers の測定範囲とほぼ一致

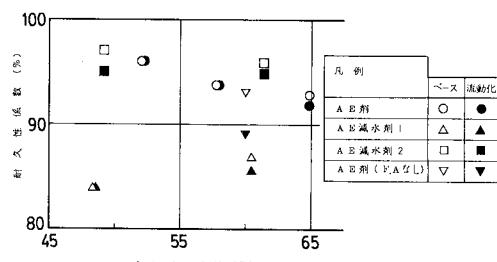


図-2 水セメント比と耐久性係数の関係

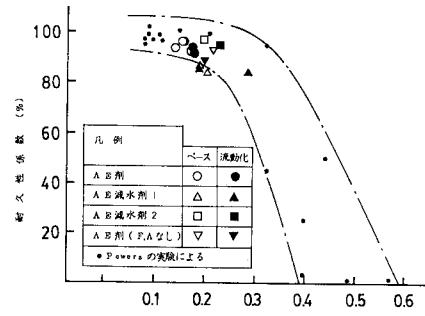


図-3 気泡間隔係数と耐久性係数の関係

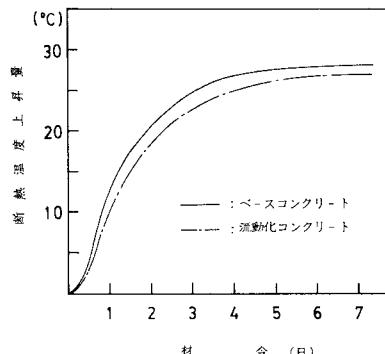


図-4 断熱温度上昇試験結果

しており、気泡間隔係数は $250\sim300 \mu$ 以下とする必要があることを示している。

山本ら⁵⁾は流動化コンクリートにおいては、通常のコンクリートより 0.5% 程度空気量を高めにすることを提案しているが、本実験からもポンプ圧送用流動化コンクリートにおいては 1% 程度増加させておくのが安全であるといえる。

c) 発熱特性

表-4のうち、No.8 および 11 の単位セメント量が 225 kg/m^3 のベースおよび流動化コンクリートの断熱温度上昇試験の測定結果を図-4 に示す。著者のうちの一人が参加した研究⁷⁾において、流動化剤の温度上昇に与える影響はほとんどないことを認めたが、本実験においても基本的にはほとんど同等であり、影響はないと考えてよいことが明らかとなった。すなわち、フライアッシュ混入高炉セメントと従来の文献⁸⁾における他のセメントを比較すると、中庸熱セメントの断熱温度上昇とほとんど同等であると思われ、住吉ら³⁾も述べているように、マスコンクリート用低発熱セメントとして有効と考えられる。

以上の結果より、PCD 工法を対象として貧配合低スランプのフライアッシュ混入高炉セメントコンクリートに流動化剤を適用し、圧送性の改善を図る場合においても、その物性はダムコンクリートとしての要求品質を満足するものであると考えられる。

3. 貧配合流動化コンクリートのポンプ圧送性に関する基礎実験

(1) 概要

ダムコンクリートのポンプ圧送実験は砂防ダム等で行われているが、公開資料はきわめて限定されているため、最大寸法が 60 mm の粗骨材を用いた貧配合流動化コンクリートのポンプ圧送実験を実施し、圧送の特性、改善効果、圧送前後の品質変化等について検討を行った。

表-6 使用骨材の物理試験結果

種類	産地名	最大寸法 (mm)	比重		吸水率 (%)	実績率 (%)	粗粒率
			乾燥	表乾			
細骨材	玄海海砂 (70%)	2.5	2.54	2.56	0.82	64.8	3.24
	宗像砂丘砂 (30%)		2.57	2.60	1.02	55.0	1.60
粗骨材	久山産碎石 (角閃岩)	6.0	2.94	2.96	0.75	65.2	7.80
			4.0	2.94	2.96	61.6	7.28

表-7 コンクリートの配合

記号	空気量 (%)	スランプ (cm)	水セメント比 (%)	細骨材 率 (%)	単位重量 (kg/m^3)					流動化剤 (C%)
					C	W	S	G	AD	
40-B	4.0	8	68.7	43.0	230	158	79.9	1,222	0.104 (AE剤)	—
40-S	"	15	"	"	"	"	"	"	"	0.45
60-B	4.5	8	62.6	38.5	230	144	72.7	1,347	0.138	—
60-S	"	15	"	"	"	"	"	"	"	0.45
40-RB	4.0	12	54.0	40.0	29.5	159	75.6	1,264	0.0738 (AE剤)	—
40-RS	"	18	"	"	"	"	"	"	"	0.4

(2) 使用材料および配合

セメントは、ダムコンクリートに使用されることが多い、また圧送性が良好な B 種フライアッシュセメント(混入率 17%) を用いた。細骨材には玄海産海砂と宗像産砂丘砂の混合砂を、粗骨材には最大寸法 40 mm および 60 mm の久山産碎石(角閃岩)を用いた。使用骨材の物理試験結果を表-6 に示す。ベースコンクリートには天然樹脂酸系 AE 剤を、流動化剤にはアルキルアリルスルフォネートを主成分とする市販品を用いた。

実験に用いた配合は表-7 に示すように、粗骨材最大寸法が 40 mm および 60 mm で、単位セメント量を 230 kg/m^3 としたベースおよび流動化コンクリート(40 B, 40 S, 60 B, 60 S, B はベースコンクリートを、S は流動化コンクリートを示す。)の 4 配合および 40 mm 骨材で一般の構造物に用いられる単位セメント量の多い 2 配合(40 RB, 40 RS)の計 6 配合とした。貧配合コンクリートの目標スランプはベースで 8 cm 、流動化後で 15 cm とした。

(3) コンクリートポンプおよび配管

ダムの合理化施工は汎用建設機械を用いることを原則としている。このため実験には汎用機の中で最大級の能力を有する横型单動複列油圧ピストン式(最大吐出量 $85 \text{ m}^3/\text{h}$ 、シリンダー径 220 mm 、ストローク長 1400 mm)のコンクリートポンプ車を使用した。ただし、吐出口径は 8 インチとし、ホッパー容量と攪拌機構は汎用タイプのものを改良した。輸送管径は骨材最大寸法の 2.5~3 倍が必要といわれていることから、8 インチとし、図-5 に示す「コ」の字形の水平配管の後、 7.5 m の立上りを設けた。配管の実長は 91.5 m 、RC 示方書による水平換算長は約 170 m である。

(4) 実験方法

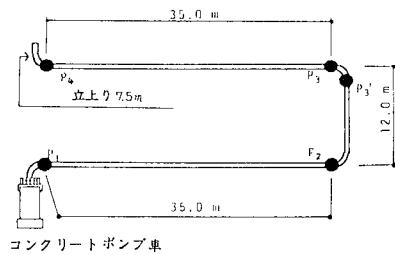


図-5 ポンプ車および圧送管の配置

流動化コンクリートの製造はトラミキ車による後添加方式とし、高速攪拌時間は貧配合であることを考慮して2分間とした。基準の設定吐出量は $30\text{ m}^3/\text{h}$ とし、3段階に吐出量を変化させ、ポンプ車のストローク数、攪拌油圧、主油圧および圧送時間の計測を行うとともに、図-5に示す5か所に設置した圧力計により管内圧力の計測を行った。また、圧送前後のコンクリートの品質変化を把握するため $30\text{ m}^3/\text{h}$ 圧送時に、圧送前後でスランプ、空気量の測定と圧縮強度試験体の作成を行った。

(5) 実験結果および考察

a) ポンプ圧送性

① 一般的傾向……長与ダムにおける施工実験では、ポンプ圧送実験に供した12種類の配合のほとんどに逆転運転が発生し、これが高じて閉塞につながったものが約半数あったこと、閉塞は輸送管内ではなく、すべてポンプ車出口のY字管までのうちで発生したこと、等が報告されているが¹⁾、本実験においては、いずれの配合、吐出量においても閉塞や逆転運転を伴うことなく圧送された。この原因としては、本実験での骨材が実績率の大きい良質のものであったこと、これとともに運搬時間が長いことやセメント種別の差によりプラスチシナーに富むコンクリートであったこと、長与ダムではスランプが12cmであったのに対し、本実験ではスランプを15cmとしたことおよびホッパーへの投入方法が異なったこと、等が関係しているものと推察される。したがってダムコンクリートをポンプ圧送する場合には、材料の選定や練りませ方法について十分留意することが基本的に重要であると思われる。

② 主油圧……図-6に吐出量と主油圧の関係を示す。吐出量の増加に対して主油圧は直線的に増加することが認められることから、このような貧配合コンクリートであっても管内の流れは流体としての特性を有するものと推察される。

図-7は、流動化による主油圧低減効果の一例として、図-6における吐出量 $40\text{ m}^3/\text{h}$ 時の各配合の主油圧を示している。40mmの骨材を用いたコンクリートの場合には、流動化による主油圧の低減効果は貧配合の方が大きく、ベース配合よりも約20%低減されている。ま

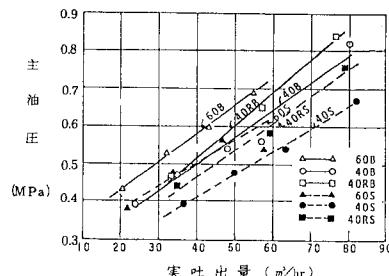


図-6 吐出量と主油圧の関係

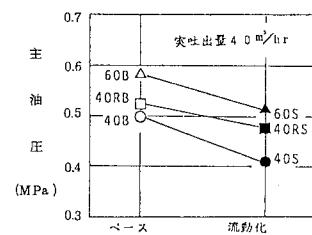


図-7 流動化による主油圧低減効果

た、60mmコンクリートでの低減効果は40mmよりやや小さいが、約15%の低減がみられる。主油圧は圧送性の良否を判定する指標の1つと考えられ、上記の結果から判断すれば、流動化による圧送負荷の改善効果はかなり大きいものといえる。

スランプが大きく、しかも富配合なコンクリートの方が貧配合なコンクリートよりも流動化による主油圧の低減効果が小さかった理由としては、ベースコンクリートと流動化後のスランプの比が前者の方が小さく、またペーストの水セメント比も小さく、粘性抵抗が大きかったためと推察される。

③ 管内圧力および圧力損失……本実験に供したコンクリートにおいても管内圧力の分布は一般的コンクリートと同様に直管部では直線となった。測点P₁～P₂間の単位長さ当たりの圧力損失と実吐出量の関係を図-8に示す。これにはスランプ15cmの普通コンクリートを5インチ管で圧送した場合のデータを併記した⁹⁾。まず、

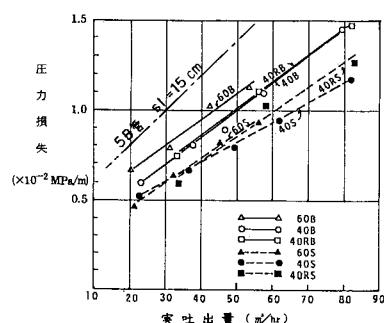


図-8 吐出量と圧力損失の関係

流動化による圧力損失の低減効果では、主油圧と同様に約20%の効果が認められる。また、 $G_{max}=25\text{ mm}$ の一般のコンクリートを5インチ管で圧送した場合と比較すると、単位長さ当たりの圧力損失はベースコンクリートで30%，流動化コンクリートで40%以上小さくなっているのが認められる。これは、コンクリートが貧配合であることによる負荷の増加以上に、管径が増すことによる圧送負荷低減効果が大きいためと考えられる。

b) 圧送前後の品質変化

圧送前後および流動化剤添加前後のスランプ、空気量の変化を図-9に示す。流動化剤の添加量は各配合ともセメント量の0.45%で一定としたが、スランプの増加量は骨材径で差ではなく約6cmであり、貧配合コンクリートの場合でも一般コンクリートと同様にセメントに対する重量比で添加量を決定でき、その効果もほとんど変わらないものと思われた。

圧送前後のスランプの変化は、流動化コンクリートの方がベースコンクリートに比べてやや大きいが、通常のコンクリート工事で認められるものと大差なく、またダム工事においては施工上欠点とならないことから基本的に問題とはならないと考えられる。圧送前後の空気量の変化もベースコンクリート、流動化コンクリートで大差はないが、1%の低下が認められる場合もあった。また、流動化剤の添加により空気量が若干減少する傾向がみられた。これらの点を考えると、耐久性を配慮すべきダムにおいては、前述のようにベースコンクリートの空気量

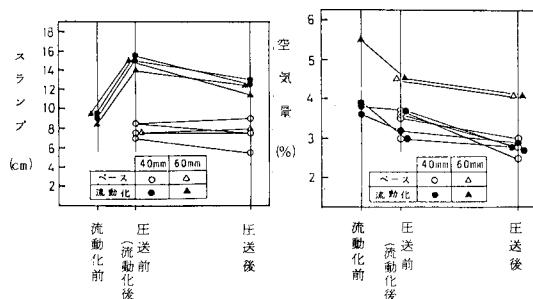


図-9 圧送によるスランプ、空気量の変化

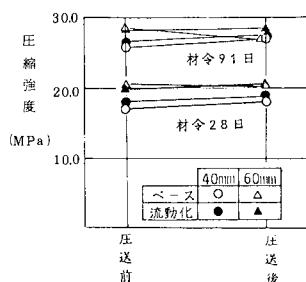


図-10 圧送前後の圧縮強度の変化

を通常の場合よりもかなり高めに、60mm骨材の場合で5~6%程度に設定すべきと思われる。

図-10には圧縮強度の圧送前後の変化を示すが、ベースおよび流動化コンクリートとも圧送による強度低下ではなく、むしろ空気量の低下により圧送後に若干の強度増加を示す傾向が認められる。

4. PCD工法における圧送負荷の評価について

(1) 概要

ダムコンクリートのポンプ圧送工法は、長崎県の長与ダムにおいてわが国で初めて本体施工に適用され、成功裏に施工が完了するとともに、貧配合コンクリートのポンプ圧送性についての技術的資料の蓄積が行われた。

今後、本工法がさらに発展するためには、より貧配合コンクリートの、より長距離への安定圧送が求められ、このためには圧送負荷の低減を図ることが最大の要点といえる。このことから、8インチ管を用いた圧送実験のデータから各配管条件の水平換算圧力損失を求め、貧配合コンクリートの流れの特徴を示すとともに、これに基づいた配管系全体に対する圧送負荷の低減方法およびその効果について考察した。

(2) 水平圧力損失の算定

コンクリートがまだ固まらない状態において、降伏値 τ_y と塑性粘性係数 η を有するビンガム体に近い性状を示すことが古くから知られており、ビンガム体が管内流動するときの流量と圧力損失を与える式としてBuckingham-Reiner式が有名である。

$$Q = \frac{\pi \cdot R^4 \cdot \Delta P}{8 \cdot L \cdot \eta} \left\{ 1 - \frac{4}{3} \left(\frac{2 \cdot L \cdot \tau_y}{R \cdot \Delta P} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{2 \cdot L \cdot \tau_y}{R \cdot \Delta P} \right)^2 \right\} \quad (1)$$

ここに、 Q : 流量, R : 管半径, ΔP : 圧力損失, L : 管路長さ

まだ固まらないコンクリートの管内流動が式(1)によって示される理想的なビンガム体としての挙動を示すか否かはさまざまな議論のあるところであるが、佐久田は式(1)をもとにしてコンクリートの圧送実験における圧力損失のデータから、コンクリートの降伏値、塑性粘性係数を推定する方法を示している¹⁰⁾。

本検討では、佐久田の示した方法を用いて長与ダム上流仮締における圧送実験のデータ¹¹⁾から貧配合流動化コンクリートの大まかな降伏値、塑性粘性係数を算出し、吐出量と圧力損失の関係を求ることとした。表-8に圧送に供したコンクリートの配合を、また表-9に降伏値、塑性粘性係数の計算結果を示す。

これによると、①降伏値、塑性粘性係数とともに、配合間で顕著な差はみられず、降伏値は村田の回転粘度計に

表-8 コンクリートの配合

配合番号	目標スランプ cm	目標水セメント比	細骨材率 (%)	アグリガット (%)	充填率 (%)	単位量 (kg/m^3)						
						C	F	W	S	G	A.D.	S.P.
1	8	~	4.0	62.0	75.0	~	247	~	153	655	1245	0.618
2	8	12	~	~	37.0	~	248	~	154	691	1201	0.620
3	5	10	~	~	~	~	239	~	148	700	1219	0.598
4	5	10	~	~	~	20	185	46	143	703	1226	0.578
5	8	12	~	~	~	20	191	48	148	696	1213	0.598
												1080

表-9 降伏値、塑性粘性係数の計算結果

特性	配合	平均				
		1 (S $\ell=8\text{cm}$)	2 (S $\ell=8+1\text{cm}$)	3 (S $\ell=5+1\text{cm}$)	4 (S $\ell=5+1\text{cm}$)	5 (S $\ell=8+1\text{cm}$)
降伏値 (τ_y) ($\times 10^{-4}\text{N/mm}^2$)	2.25	1.05	2.14	1.63	1.17	1.65
粘性粘性係数 (η) ($\text{N} \cdot \text{s}^2/\text{m}^3$)	1.34	1.37	1.61	1.61	1.56	1.50

よりデータ¹²⁾とほぼ一致する。②塑性粘性係数は、既往のデータと比較してやや大きめの値となっている。これは、管径を8インチとした効果以上にここで対象としたコンクリートが貧配合であり、管壁近くにペースト層が生じにくく、見掛け上塑性粘性係数が大きくなっているためと考えられる。これらの結果をもとに、降伏値と塑性粘性係数として表-9の平均値を採用し、これから吐出量と圧力損失の関係を求めた。この結果を図-11に示す。図中には過去の多くの研究者によって示された水管1m当たりの圧力損失を併記した。

これによれば、各研究者の圧力損失のデータは、実験方法や対象としたコンクリートがまちまちであるにもかかわらず、そのばらつきはきわめて小さいといえる。水管1m当たりの圧力損失は、管径を増加させることで大きく減少し、特に高吐出量の範囲でその傾向は顕著となっている。

今回の計算値は、他の測定値の傾向からもほぼ妥当であり、ここで採用した5配合はそのいずれもが、8インチ管を用いた圧送に対して適切な配合であったといえる。

(3) 各配管条件の水平換算長

水平換算長は、各種の配管条件の圧力損失と単位長さの水平管の圧力損失の比で示される。水平管1m当たりの圧力損失として図-11に示した値を用いると各種

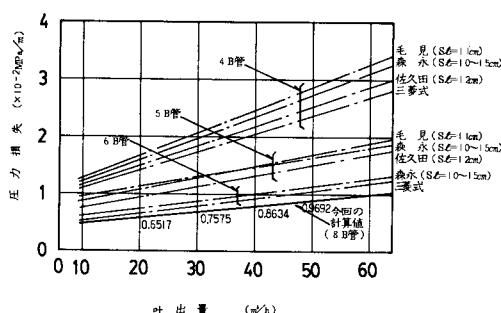


図-11 吐出量と圧力損失の関係

表-10 垂直管の水平換算長

Q(m^3/h)	今回計算値 (8B管, S $d=1\text{cm}$)	5 B 管		4 B 管	
		S $\ell=8\text{cm}$	S $\ell=21\text{cm}$	S $\ell=8\text{cm}$	S $\ell=21\text{cm}$
20	4.5 m	3.4 m	5.2 m	2.4 m	3.9 m
30	4.0	2.9	4.5	2.1	3.5
40	3.6	2.6	3.9	1.9	3.0
50	3.3	2.5	3.6	1.8	2.7
平均	3.9 m	2.9 m	4.3 m	2.1 m	3.3 m

輸送管の水平換算長が求められる。

a) 垂直管の水平換算長

垂直管の圧力損失は、水平管の圧力損失にコンクリートの比重を加えたものであると考えられ、表-10にて吐出量ごとの垂直管の水平換算長を算定した。また、これと比較の意味で既往の文献の一例⁹⁾を併記した。

垂直管の水平換算値は、スランプが大きくなるほど大きく、吐出量が大きくなるほど小となる。今回検討を行ったスランプ12cmのコンクリートを8B管で圧送する場合は、従来の一般コンクリートを対象とした指針の数値と大差ないものであるといえる。

b) 水平曲管の水平換算長

水平曲管の前後ににおける管内圧力の実測データから算定した水平曲管1m当たりの水平換算長を表-11に示す。実験に用いた曲管の半径は1.0mである。表-11に示した値は、既往の指針等に示された値に比べて2倍弱であり、水平曲管部にてかなり大きい圧力損失を生じていることが明らかとなった。

この原因は、圧送されたコンクリートが従来のコンクリートに比べて貧配合であり、曲がりによって流れの乱れが発生しやすく、曲管部の流れは摩擦流動になっているためと考えられ、このような現象がダムを対象とした貧配合コンクリートのポンプ圧送における特徴であるといえる。

c) 垂直曲管の水平換算長

表-11 水平曲管の水平換算長

配合番号	吐出量 (m^3/h)	圧力差 ($\times 10^{-2}\text{MPa}$)		水平直管の 圧力損失 ($\times 10^{-2}\text{Pa/m}$)	水平換算長 (m)
		曲管前	曲管後		
1	40	2.646	1.666	8.937	0.863
	30	2.450	1.470	9.042	1.19
	40	2.646	1.666	8.937	0.863
	50	2.842	1.666	1.0791	0.969
3	40	2.646	1.666	8.937	0.863
	50	2.842	1.666	1.0791	1.11
	40	2.646	1.568	9.917	0.863
4	50	2.940	2.058	7.851	0.969
	30	2.548	1.568	9.042	0.758
	40	2.646	1.764	7.957	0.863
	50	2.842	1.764	9.811	0.969
	40	2.646	1.764	7.957	0.963
5	40	2.646	1.764	7.957	0.963
	50	2.842	1.764	9.811	0.969

注) 圧力差は測定位置の関係より (曲管前後の測定値) - (水平直管 1m の圧力損失) として算出した。

表-12 垂直曲管の水平換算長

配合番号	吐出量 (m³/h)	圧力差($\times 10^{-2}$ MPa)		水平直管の 圧力損失 ($\times 10^{-2}$ MPa/m)	水平換算長 (m)
		曲り管前	曲り管後		
1	4.0	1.666	1.470	1.96	0.863
	3.0	—	—	0.758	—
3	4.0	1.666	1.372	2.94	0.863
	5.0	1.666	1.470	1.96	0.969
4	4.0	1.568	1.274	2.94	0.863
	5.0	2.058	1.568	4.90	0.969
5	3.0	1.568	1.274	2.94	0.758
	4.0	1.764	1.372	3.92	0.863
	5.0	1.764	1.568	1.96	0.969

表-13 圧力損失総括表

管径 吐出量	8インチ			
	20 m³/h	30	40	50
水平直管 (K_q) ($\times 10^2$ MPa/m) 0.6517	0.7575	0.8634	0.9692	
垂直管 (V_q) 4.5 m	4.0	3.6	3.3	
水平曲管 (B_{Hq}) —	11.9 m	10.4	9.8	
垂直曲管 (B_{Vq}) —	3.9 m	3.4	3.0	

垂直曲管の水平換算長は、b) に示した水平曲管の場合と同様に実測データから算出した。この結果を表-12 に示す。実験に用いた曲管は、水平曲管同様半径 1 m である。

同じ曲管でも水平曲管の場合のような大きい圧力損失はみられず、表-10 に示した垂直管の水平換算長とはほとんど同等であった。

このように垂直曲管の圧力損失が小さくなつた理由は、本実験の範囲では明確ではないが、垂直管の場合と同様に、重力加速度とポンプからの圧力の方向の影響により水平曲管よりも流れの乱れの生じ方が少ないことがその原因の 1 つと推察される。

d) 圧送負荷算定方法の提案

これまでの検討において、貧配合コンクリートのポンプ圧送時の性質は、一般コンクリートの場合とは若干異なっていることを示した。したがって、配管系の圧力損失の算定にあたっては、これらの特性に対する配慮が必要となる。表-13 にこれまでの検討結果を示す。

表-13 を用いて、任意の吐出量に対する圧送負荷算定方法を次のように提案できる。

$$P_i = K_q(L_H + V_q \cdot L_V + N \cdot B_{Hq} + M \cdot B_{Vq}) \dots \dots \dots (2)$$

ここに、 P_i ：配管根元における管内圧力 (MPa)

K_q ：吐出量 Q のときの水平管 1 m 当たりの圧力損失 (MPa/m)

L_H ：水平管の実長 (m)

V_q ：吐出量 Q のときの垂直管の水平換算長 (m/m)

L_V ：垂直管の実長 (m)

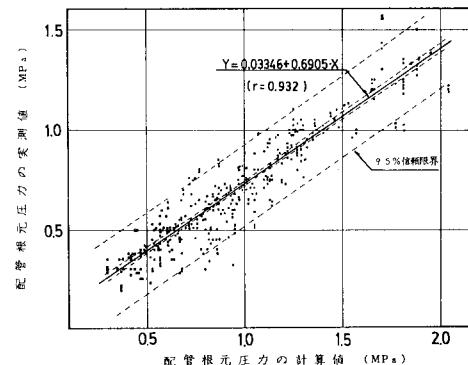


図-12 配管根元圧力の計算値と実測値の比較

N ：水平曲管 (90°) の箇所数

B_{Hq} ：吐出量 Q のときの水平曲管の水平換算長 (m/箇所)

M ：垂直曲管 (90°) の箇所数

B_{Vq} ：吐出量 Q のときの垂直曲管の水平換算長 (m/箇所)

長与ダム実施工時の各配管条件に対する配管根元の管内圧力の実測値¹³⁾と、上式により算定した管内圧力の比較を図-12 に示す。両者の相関はきわめて高く、低吐出圧域では両者はよく一致している。また、比較的高吐出圧域での両者の差は、高々 20 % 程度以下であることから、実用的な吐出圧域において、上式を用いることで精度よく管内圧力の算定が行えるものといえる。

一方、貧配合コンクリートのポンプ圧送においては、ポンプ機器上の問題点として、ポンプ内圧力損失がきわめて大きいことが指摘されている^{1), 2)}。したがって、貧配合コンクリートのポンプ圧送の可否に対する検討にあ

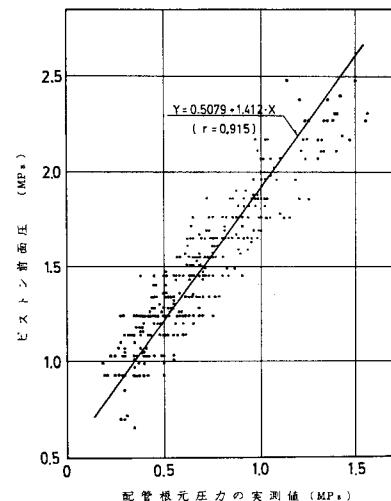


図-13 配管根元圧力とピストン前面圧の関係

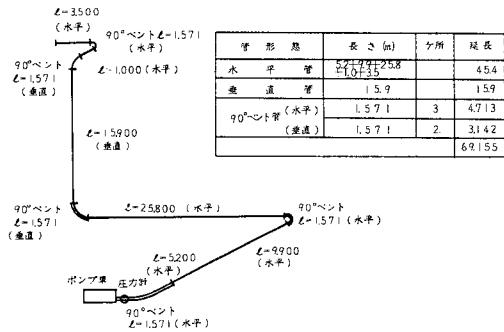


図-14 一般的な配管形態

たっては、このポンプ内ロスの把握が重要な要素となる。このために、図-13に長与ダム実施工時における配管根元の管内圧力の実測値と、圧送中の主油圧の測定値¹³⁾から求めたピストン前面圧の関係を示す。両者の差がポンプ内ロスと考えることができるが、図によれば0.7~1.1 MPa程度であるといえる。

以上のことから、貧配合コンクリートのポンプ圧送の可否の検討に対して次の式が提案できる。

$$P_i + P_{loss} < \alpha \cdot P \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

ここに、 P_i : 配管根元における管内圧力 (MPa)

P_{loss} : ポンプ内ロス (平均的に 0.9 MPa 程度)

α : 安全率 (0.8 程度が妥当)

P : コンクリートポンプの吐出能力 (MPa)

(4) 圧送負荷の低減対策

前節までにおいて示した貧配合コンクリートの流れの特徴と各種配管条件における圧力損失等から、貧配合コンクリートの長距離安定圧送のためには、水平曲管部における圧力損失の低減対策が重要な課題であると推察された。そこで、ダム本体施工時の典型的配管形態として図-14に示す配管形態を設定し、これに対してすべて8B管を用いた場合と、90°曲管3箇所（図中に二重線で示す）に9B管を用いた場合について圧送実験を行いピストン前面圧、配管根元圧力の比較を行った。

この結果、水平曲管部に9B管を採用することによって、ピストン前面圧は平均0.4 MPa程度低減できることが明らかとなった。これは、全圧送負荷の約20%に相当しており、負荷の大きい水平曲管部の管径を増加させることにより、圧送負荷全体を低減できることが確認できた。

5. まとめ

本報告は、中小規模コンクリートダム合理化施工法の一つであるPCD工法に用いられる貧配合流動化コンクリートの基本的物性およびポンプ圧送時の特性を明らかにし、さらにこれらの結果に基づいて圧送負荷の算定方

法等を提案したものである。得られた主な成果を列挙すれば以下のとくである。

(1) 貧配合コンクリート（本実験では単位セメント量200 kg/m³~250 kg/m³、水セメント比65%以下の範囲）であっても、流動化剤の使用による物性の変化はほとんどなく、特にポンプ圧送性改善のためにフライッシュを20%程度加えた場合にも同様にほとんど変化はない。

(2) ダムコンクリートに特に要求される凍結融解に対する抵抗性は、従来から指摘されているようにベース混和剤の連行空気の量と質によって決定し、本実験の範囲では水セメント比65%の配合を含めて、流動化剤の使用による耐久性の低下はほとんど認められなかった。これは、ベースコンクリートの空気量を従来のコンクリートよりも高く設定した効果と考えられ、ポンプ圧送を対象とした貧配合流動化コンクリートでは、ベースコンクリートの空気量を5.0~6.0%程度に設定する必要があるものと考えられる。

(3) 発熱特性についてもベースおよび流動化コンクリートはほとんど同等であるといえる。しかし、ポンプ圧送性から考えると長与ダムの施工で採用された単位セメント量(217 kg/m³~239 kg/m³)を大幅に低減することは困難と思われ、発熱量を考慮した施工計画の検討に十分な配慮が必要と考えられる。

(4) 貧配合コンクリートであっても、一般コンクリートと同等の流動化剤の添加量（セメントに対する重量比）で大差ない流動化効果が得られ、圧送後の品質の変化もベースコンクリートとほとんど同等である。

(5) 流動化コンクリートを用いることで圧送負荷は大きく低減できる。その程度は $G_{max}=40\text{ mm}$ 、スランプ8 cmのコンクリートを15 cmにしたときに20%， $G_{max}=60\text{ mm}$ 、スランプ8 cmのコンクリートを15 cmにしたときに15%であった。

(6) 8B管を用いた圧送実験の結果、60 mmの大粒径骨材を用いた貧配合コンクリートでも、圧送されている状態は流体としての特徴を有していることが明らかとなった。すなわち、吐出量の増加に伴い圧力損失は直線的に増加し、水平管内の圧力の分布も直線的である。

(7) 8B管を用いた貧配合流動化コンクリートのポンプ圧送実験のデータから得られた降伏値は、村田の回転粘度計によるデータとほぼ一致する。塑性粘性係数は既往のデータと比較してやや大きく、これは管径を8インチとした効果以上に、ここで対象としたコンクリートが貧配合であり、管壁近くにペースト層が生じにくく、見掛け上粘性係数が大きくなっているためと思われる。

(8) 水平曲管部の水平換算長はきわめて大きく、既往の指針等に示された値の約2倍となっている。この原

因は曲がりによる流れの乱れの発生しやすさにあると考えられ、ダムを対象とした貧配合コンクリートのポンプ圧送時の特徴的な現象であろうと推察されるが、今後のデータの蓄積によって詳細な検討を行う必要がある。

(9) 各種配管条件の水平換算長をもとにした著者らの提案する圧送負荷算定法は、従来の算定式に比べて簡便であり、貧配合コンクリートのポンプ圧送時の特徴であるきわめて大きなポンプ内ロス（約 0.9 MPa、滑り弁式のコンクリートポンプによる貧配合コンクリートの圧送時にはおおむねこの程度のポンプ内ロスが発生する）を考慮することにより、高い精度でポンプ圧送の可否を検討することができる。

(10) 貧配合コンクリートの流れの特徴を考慮し、9B 管を効率的に用いることによって圧送負荷を 20 % 程度低減できることが明らかとなった。このことは、合理的な配管システムの採用によって、より貧配合コンクリートのより長距離への圧送が可能となることを示している。

謝 辞：本報告を行うにあたり、長与ダムのポンプ施工に関する貴重なデータの提供とご高配を賜った長崎県長与ダム建設関係各位に深く感謝致します。また、諸実験の実施およびデータの収集、解析に多大の協力を頂いた竹中土木の丹原利夫氏、竹中技術研究所の佐久田昌治氏に対して厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 福岡辰義：長与ダムのコンクリートポンプ工法について、ダム日本、No. 474, pp. 1~13, 1984.
- 2) 山住有巧：PCD 工法について（コンクリートポンプによるダムコンクリートの打設）、ダム技術、Vol. 1-3,

- pp. 16~24, 1983.
- 3) 住吉 宏ほか：フライアッシュ混入高炉セメントを用いたコンクリートの性質、セメント技術年報 34, pp. 287~290, 1980.
- 4) 太田利隆：流動化コンクリートの諸性質（特に凍結融解抵抗性）について、コンクリートライブラリー、第 51 号、pp. 93~101, 土木学会、昭和 58 年 10 月.
- 5) 山本泰彦・小林茂敏：流動化剤の流動化性能および流動化コンクリートの凍結融解抵抗性、土木学会論文集、第 348 号／V-1, pp. 71~75, 1984 年 8 月.
- 6) Powers, T. C. : Void Spacing as a Basis for Producing Air-Entrained Concrete, Jour. of ACI, Vol. 50, May, 1954.
- 7) 金森信和ほか：流動化剤を用いたマスコンクリートの温度上昇および強度に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 113~118, 1981.
- 8) 柳田 力：マスコンクリートにおける温度上昇の実用的推定方法、土木技術資料、Vol. 11, No. 4, pp. 3~9, 1969 年 4 月.
- 9) 山根 昭ほか：コンクリートポンプの圧送負荷の算定、竹中技術研究報告、第 19 号, pp. 36~45, 竹中技術研究所、1978 年 4 月.
- 10) 佐久田昌治：フレッシュコンクリートの管内流動の特性、フレッシュコンクリートの物性値の測定ならびに挙動に関するシンポジウム梗概集, pp. 83~88, 土木学会, 1983.
- 11) 長与ダム合理化施工検討業務報告書：長崎県長崎土木事務所、(財)国土開発技術研究センター、昭和 57 年 3 月(未公開資料).
- 12) 村田二郎：まだ固まらないコンクリートのレオロジーの研究、コンクリートジャーナル、Vol. 10, No. 12, pp. 1~10, 1972 年 12 月.
- 13) 長与ダム合理化施工検討業務報告書：長崎県長崎土木事務所、(財)国土開発技術研究センター、昭和 59 年 3 月(未公開資料).

(1984.10.4・受付)