

コンクリートの乾燥収縮に及ぼす骨材の影響

EFFECT OF AGGREGATE ON DRYING SHRINKAGE OF CONCRETE

後 藤 幸 正*・藤 原 忠 司**

By Yukimasa GOTO and Tadashi FUJIWARA

1. 緒 論

多孔性に由来する吸水および弾塑性的特性のゆえに軽量骨材を用いたコンクリートの乾燥収縮は、普通コンクリートに比し大きいと考えるのが一般的な見方であろう。ところが、両者の比較を行った既往の研究のうちで、この推定に反する結果を得ている例が少なくない。この一般的概念をもってしては説明困難な現象は軽量コンクリートのひとつの疑問点として早くから研究対象に掲げられ、その原因についていくつかの所見が述べられてきてはいるが、それぞれに決め手を欠き統一的な見解を形成するまでには至っていないように思われる。

この例が端的に示すように、コンクリートの乾燥収縮に果たす骨材の役割はそれほど単純ではないと予想され、ともすればセメントペーストの影響にのみ重点が置かれがちであった従来の研究傾向のひとつの陥穽になっていると考えられる。

本研究は筆者らが先に行った骨材単独の乾湿に伴う長さ変化に着目した研究¹⁾をさらにコンクリートへ敷衍したものであり、先に得られたいくつかの基礎的知見を基にコンクリートの乾燥収縮への骨材のかかわりあいを究明しようとしたものである。

2. 実験概要

(1) 骨材試料の作製

解析の便宜上、骨材としては石質の均一

* 正会員 工博 東北大学教授 工学部
土木工学科
** 正会員 工修 岩手大学助手 工学部
土木工学科

な材料を用いるのが望ましい。この点、軽量骨材はその製造方法からして品質がほぼ均一であると思われるが、河川産骨材は種々の石質が入り混った状態にあり、この骨材を用いたコンクリートの特性から骨材の影響を抽出するのは難しい。そのため、普通骨材としては石質の均一と思われる岩石を岩手県内より採取し、それらを砕いて用いることにした。採取した岩石は成因別に分類すると **Table 1** に示すように火成岩 19 種、変成岩 4 種および堆積岩 15 種の計 38 種類であり、これに人工軽量骨材 5 種を加えると骨材の異なるコンクリート供試体を計 43 種類作製できることになる。

なお、実験に幅をもたせるため、岩石採取に際しては風化の進行していると思われるものもあえて選定した。

Table 1 Properties of used aggregate

1) igneous rock				3) sedimentary rock			
No.	stony kinds	ρ_0	w_0 (°/wt)	No.	stony kinds	ρ_0	w_0 (°/wt)
1	granite	2.62	0.76	24	limestone	2.68	0.55
2	"	2.27	6.72	25	"	2.66	0.67
3	diorite	2.95	0.47	26	"	2.67	0.57
4	gabbro	2.82	1.08	27	schalstein	3.00	0.63
5	diabase	2.74	0.96	28	"	2.89	0.81
6	porphyry	2.65	0.53	29	"	2.39	7.76
7	rhyorite	2.08	9.08	30	leparetic tuff	2.15	8.49
8	"	1.83	17.21	31	andesitic tuff	2.39	5.53
9	andesite	2.49	4.06	32	"	2.95	0.24
10	"	2.46	3.46	33	dacitic tuff	1.74	14.83
11	"	2.56	2.30	34	tuff	1.61	21.41
12	"	2.08	10.81	35	sandstone	2.26	6.17
13	"	2.59	2.41	36	"	2.17	7.60
14	"	2.45	3.47	37	conglomerate	2.74	0.71
15	"	2.74	1.54	38	"	2.27	6.39
16	"	2.51	3.54				
17	dacite	2.47	3.85				
18	basalt	2.54	2.05	4) artificial lightweight aggregate			
19	"	2.47	5.86	39	pelletized type M	1.27	19.33
				40	coated type M	1.24	24.37
				41	pelletized type B	1.25	17.37
				42	" J	1.34	9.65
				43	" S	1.36	5.37
2) metamorphic rock							
20	hornfels	2.66	1.14				
21	"	3.03	0.57				
22	"	2.66	0.60				
23	"	2.95	0.47				

ρ_0 : specific gravity under oven dry condition
 w_0 : initial water content

Table 2 Effect of aggregate shape on properties of aggregate and concrete

number of rotation		0	10 ³	10 ⁴	10 ⁵	
properties of aggregate	unit weight (kg/m ³)	1690	1720	1780	1810	
	solid volume percentage (%)	58.4	58.9	61.3	62.7	
	percentage of void (%)	41.6	41.1	38.7	37.3	
	angularity number	9	8	6	4	
	shape factor	$e=a/c$	2.54	2.45	2.34	2.20
		$f=ab/c$	2.71	2.66	2.38	2.44
$t=b/c$		1.66	1.66	1.59	1.52	
$F=(a+b)/2c$		2.08	2.07	1.97	1.86	
properties of concrete	slump (cm)	7.0	9.0	14.0	15.0	
	compressive strength (kg/cm ²)	①*	449	432	419	357
		②	700	675	644	661
	drying shrinkage (×10 ⁻⁴)	②	960	975	978	981
		③	733	721	729	729

* experimental condition for measuring shrinkage

No.	size of specimen	drying condition
①	4×4×16 cm	natural drying for 1 year
②	4×4×16 cm	oven dry condition
③	10×10×40 cm	natural drying for 1 year

したがって、本実験での使用骨材はあくまでも本問題解析のためのものであり、現に市販されている骨材に本実験結果を直接適用できない部分もありうることをあらかじめ断っておく。

ジョークラッシャーを用いて砕いた試料はそのままの状態では角ばりを保有するいわゆる砕石であり、しかもその角ばりの程度は試料の種類により相当に異なるので、この形状の違いがコンクリートの収縮に影響を及ぼす可能性がある。この点を確認するため、容積配合等が同一で用いる骨材の形状だけが異なるコンクリート供試体の乾燥収縮を測定してその影響を調べてみた²⁾。

骨材は市販の砕石（輝緑岩）であり、それをロサンゼルス試験機内で鋼球を用いずに回転させ、人工的に角ばりを落した。回転数は10³、10⁴ および10⁵ 回の3段階とし、すりへり作用を与えない試料も用いたので骨材形状の違いは計4種類になる。

Table 2 にその測定結果を示す。

回転数が増すほどに骨材の実積率は増大し、形状のよくなることが認められる。また、骨材個々の長軸 a 、中間軸 b および短軸 c を測定して求めた各形状係数からしても同様の傾向がうかがわれる。

次に、これらの骨材を用いて作製したコンクリートの諸性質に着目すると、スランプや強度は同一容積配合にもかかわらず骨材形状の影響を大きく受ける結果となっているのに対し、乾燥収縮の場合はいずれの実験方法を用いても各コンクリート供試体間に顕著な差が見受けられない。この結果は骨材形状が本主題の要因たりえないことを示しているとともに、形状以外の諸要因の影響を調べるに際し、形状に対する特別な配慮を必要としない

ことを意味している。しかしながら、ここで用いた骨材の形状の違いの範囲が比較的狭い点さらには同様の実験がほとんど存在せず本結果を裏付ける資料がない点を考慮すると、上記のごとく断定するのは性急すぎよう。そこで、すべての破砕試料を10⁴ 回転させ、ある程度角ばりを落した状態で使用することにした。

すりへり作用を与えた試料を径が15～5 mm の粗骨材と5 mm 以下の細骨材に分類したのち、さらにその中から粗骨材は15～10 mm と10～5 mm を等量になるように採取し、細骨材は5、2.5、1.2、0.6、0.3 および0.15 mm を境とする5区分がそれぞれ等量になるように採取して、0.15 mm 以下の石粉は除去した。これはすべての骨材の最大寸法および粒度分布を同一にしてその収縮に

及ぼす影響を消去するため、石粉による影響を除外するためである。すなわち、本解析ではこれらに影響要因として組み入れていない。なお、Pickett の実験³⁾ では最大寸法が、Carlson の実験⁴⁾ では粒度がコンクリートの収縮にそれほど関連しないとの結果を得ている。軽量骨材も粒度および石粉に関して同様の配慮を払った。

骨材はすべて十分に吸水させ、完全飽水に近い状態で使用した。軽量骨材の場合は煮沸により、できるだけ飽水状態に近づけた。

(2) 骨材の性質

本文の目的からすれば、骨材の諸性質のなかでコンクリートの収縮に関連すると思われるものをできるかぎり測定しておく必要がある。このうち、粒度を含めた形態特性は前述のように各骨材ともほぼ同一になるよう設定したので、残るのは比重や吸水率等の物理的特性、弾性係数等の力学的特性および骨材自体の収縮特性などであろう。なお、筆者らの研究¹⁾ によれば、骨材の比表面積も収縮に関連すると予想されるので、この値も求めることにした。

前掲の **Table 1** に使用骨材の絶乾比重およびコンクリート打設時の骨材の含水率を示している。

弾性係数およびポアソン比の測定用試料としては普通骨材の場合破砕前の岩石から採取したφ2×4 cm の円柱を、軽量骨材の場合には直方体に整形したものを使用した。**Fig. 1** は応力-ひずみ曲線の測定例である。

載荷装置の都合上、適用荷重の上限が比較的小かったためか、この応力範囲でほとんどの試料が良好な直線性を示したなかで、石灰岩質の試料に下に凸の曲率をも

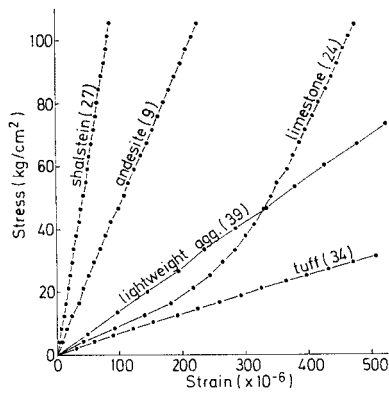


Fig. 1 Stress-strain curve of aggregate

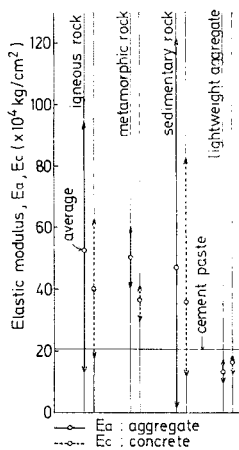


Fig. 2 Extent of elastic modulus

つ例が見受けられたのは興味深い。

Fig. 2 は弾性係数の範囲を成因別に分類してみたものである。図のように、本実験で用いた骨材の弾性係数の範囲は広く、実験に幅をもたせようとした意図が達せられている。

ポアソン比は一部の骨材について求めたが、種類の違いにかかわらずほぼ $\nu_a = 0.25$ の値となったため、すべての骨材にこの値を適用することにした。

骨材自体の乾湿に伴う長さ変化は従来看過されがちであった物性のひとつであろう。筆者らは先の研究においてその測定方法を種々検討し、コンタクトタイプダイヤルゲージを用いるのが測定の精度も比較的良好かつ実用的であるとの結論を得た。そこで、本実験においても、普通骨材の場合は破砕前の岩石から採取した直径 2 cm の細長な円柱を、軽量骨材については骨材を数個連結した棒状のものを試料とし、同じ方法で長さ変化を測定した。

比表面積の測定は BET 一点法⁹⁾で行った。吸着ガスとしては窒素を用い、比表面積の計算では σ_m (吸着分子 1 個が固体表面を占有する面積) = 16.2 \AA^2 とした。

(3) セメントペーストの性質

コンクリートの乾燥収縮に関連するセメントペーストの要因としてはセメントの化学成分や粉末度等の基本的性質をはじめ種々の要因が挙げられる。本実験の場合、骨材の影響を知るのが目的であり、この観点から各コンクリート供試体とも同一のセメントおよび同一水セメン

ト比のペーストとしたので、これらの性質のうち測定しておく必要のあるのはペーストの力学的特性ならびに収縮特性であろう。

これらの項目を測定する対象としてのペーストにはやっかいな側面が存在する。そのひとつは大きな水セメント比のペーストが、そもそも作製可能かという問題であり、事実、本実験の水セメント比 0.59 のペーストの場合にも打設後水とセメントとの著しい分離が生じ、硬化後のペーストが果たして初期の水セメント比を維持しているかという点に疑問がもたれた。問題の第二は乾燥時にひびわれの発生しやすいことであり、これが供試体内部にまで及ぶと収縮値に影響をもたらす。そしてこれらの問題発生は必然的であり、ペースト単独に着目するかぎり打開はむずかしいと考えられる。そこで、本実験では同一水セメント比で細骨材量を変えたモルタルを数種作製し、これらの傾向からペーストの値を推定することにした。

Fig. 3 にその結果を示す。細骨材量に対し弾性係数は単調な変化傾向になく、測定範囲の中間領域では細骨材量の増加に伴い増大するが、両端では逆の結果になっている。このうち、細骨材量が少ない場合は前述の懸念通り初期の水セメント比が低下したことが弾性係数の増大を招き、逆に多い場合にはペーストがマトリックスとしての機能を十分に果たしえなかったため弾性係数の下落につながったものと考えられる。そこで、信頼性のあると思われる中間領域の実測値を用いてペーストの弾性係数を推定することにした。推定には Hashin-Hansen 式⁹⁾を準用した。

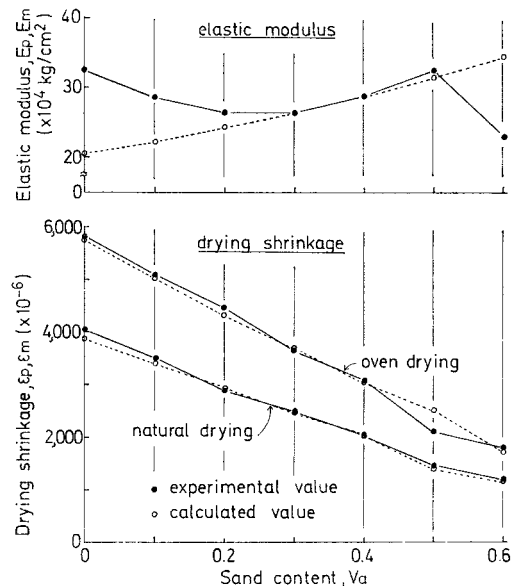


Fig. 3 Estimation of elastic modulus and drying shrinkage of cement paste

Table 3 Mix proportion

maximum size of coarse aggregate (mm)	water cement ratio W/C (%)	fine aggregate percentage s/a (%)	quantity of material per unit volume				
			water W (kg/m ³)	cement C (kg/m ³)	fine aggregate S (l/m ³)	coarse aggregate G	
						5~10 mm (l/m ³)	10~15 mm (l/m ³)
15	59	48.9	214	362	313	164	164

$$E_p = E_m \{n+1 - (n-1) V_a\} / \{n+1 + (n+1) V_a\} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $n = E_a/E_p$ 、 E ：弾性係数、 V_a ：細骨材率。なお、添字 a, p, m および c はそれぞれ骨材、ペースト、モルタルおよびコンクリートを示している。

$V_a = 0.3$ および 0.4 での実測値を用いるとすれば、上式の E_p および n を未知数とする連立方程式が成立し、解として $E_p = 20.4 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$ が得られる。なお、ポアソン比については $\nu_p = 0.25$ の値が得られた。

一方、乾燥収縮は上掲の弾性係数と異なり、単調に変化している。この結果は、上述の水とセメントの構成割合の変化およびひびわれを考慮することによって導かれる予想に反するものであるが、供試体打設面と底面との固有収縮の違いに起因するそりなども加わってみかけ上単調な傾向が現出したと考えられる。そこで、収縮についてもモルタルの実測値から推定してみた。複合体の収縮と骨材量との関係を端的に示している Pickett の式³⁾を準用すると、ペーストの収縮 ϵ_p は次式より求まる。

$$\epsilon_p = \epsilon_m / (1 - V_a)^\alpha \dots\dots\dots (2)$$

$$\alpha = 3(1 - \nu_m) / \{1 + \nu_m + 2(1 - 2\nu_a) E_m / E_a\}$$

ここで、

- ϵ ：乾燥収縮ひずみ
- ν ：ポアソン比

$V_a = 0.3$ および 0.4 の測定値からペーストの収縮を計算すると、両者の平均で $\epsilon_p = 3860 \times 10^{-6}$ (280 日間自然乾燥) および 5750×10^{-6} (絶乾状態) が得られる。

(4) コンクリートの性質

比較を容易にするため、すべてのコンクリート供試体の配合を Table 3 に示すような同一容積配合とした。

供試体は $4 \times 4 \times 16 \text{ cm}$ の角柱であり、打設後 28 日間標準養生したのち、 20°C 、R.H. 60% の恒温恒湿室に設置して乾燥に伴う長さの経時変化を転倒式コンパレータで測定した。長さおよび重量の経時変化の傾向から乾燥 280 日でほぼ平衡に達したと判断し、その後 105°C の乾燥炉で重量が一定になるまで乾燥させ、絶乾状態での終局ひずみも測定した。なお、前述のペーストおよびモルタルの収縮も同様の方法で測定している。

3. 問題の所在

コンクリートの乾燥収縮に関して得られた結果をはじめに骨材の諸物性との関連でとらえ、問題の所在を探ってみたい。

Fig. 4 はコンクリートの乾燥収縮の範囲を骨材の成因別に分類してみたものである。

前述の実験条件から明らかなように、各コンクリート供試体の相違は単に骨材の種類だけであり、図に示される収縮範囲の拡がりや骨材の物性の違いのみが反映された結果であると考えてよい。全体的にみて収縮の範囲は広く、絶乾時を例にとると、最大 (No. 33) は最小 (No. 25) の実に 14 倍もの収縮を示し、骨材種類のほかに骨材寸法さらにはセメントの諸特性までを影響要因として得た Powers⁷⁾ の値 (約 7 倍) を大幅に上回っている。このことは本実験での使用骨材にきわめて特殊なものが含まれていることを如実に示しているが、たとえこの特殊性を是認したとしても、骨材がコンクリートの収縮に大きく関連することは否定すべくもなく、本課題の重要性がうかがわれる。

この影響要因として、まず骨材の成因に着目すると、同一の成因であってもコンクリートの収縮範囲は

広く、単にこの要因のみで収縮を規定できないことが認められる。また、たとえば同じ安山岩を骨材とした場合でも、コンクリートの収縮には 2.4 倍もの開きが見受けられ、石質のレベルでも収縮を同一視できない。

次に、骨材の基本的物性とコンクリートの終局収縮との関連を求めたのが Fig. 5 である。なお、収縮の過大な一部のコンクリートについては特別な配慮を要すると思われるため、以下の検討には組み入れていない。

普通コンクリートに限って言えば、骨材自体の基本的物性がコンクリートの収縮に大きく関連し、骨材の選択には注意を要することが認められる。いまかりに、普通骨材が良質であることの条件として、図の斜線部分に範囲を限定すると、これらの条件を満たす骨材を用いたコンクリートの収縮範囲は軽量コンクリートより広い。このことはたとえ良質の骨材を用いたとしても普通コン

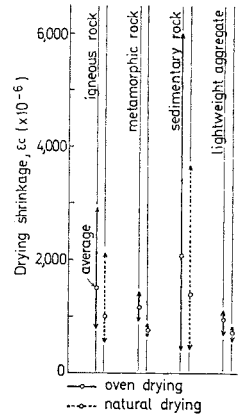


Fig. 4 Extent of drying shrinkage of concrete

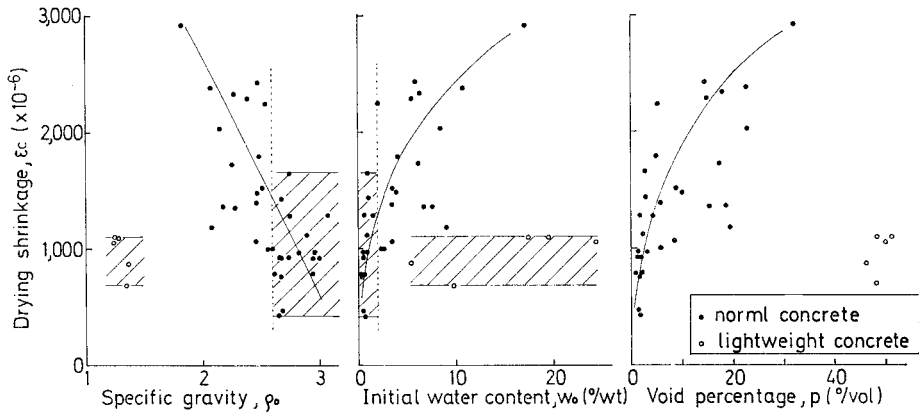


Fig. 5 Effect of physical properties of aggregate on drying shrinkage of concrete

リートの収縮は過大になる危険があることを示しているとともに、両コンクリートの比較に際し、留意すべきは普通コンクリートの収縮であることを意味している。

一方、軽量コンクリートの場合は試料の数が少なく、基本的物性との関連を規定するのは難しいが、各関係とも普通コンクリートの傾向から大きくかけ離れているのは明らかであり、ここに軽量コンクリートの特異性がうかがわれる。多孔性に由来する基本的物性の特殊性を考慮することにより導かれる予想に反し、図のように収縮が過小な軽量コンクリートのこの独特な現象は解明を要するひとつの重要な課題であろう。

骨材の弾性係数はペーストの収縮拘束の観点からコンクリートの収縮に関連する最も重要な因子としてとり挙げられることが多い。Fig. 6はこの関連をとらえたものであり、たしかに弾性係数の増大に伴い収縮が低減する傾向はこの拘束の役割を如実に示している。しかしな

がら、この場合も普通、軽量両コンクリートを包括した統一の傾向がみられず、この拘束効果だけですべてを説明することはできない。

骨材の役割を上述のような拘束という受動的な作用からだけとらえるのではなく、能動的側面も考慮に入れる必要のあることを先の研究で指摘した⁷⁾。実際、骨材自体も乾燥に伴い看過し得ないほどの長さ変化をする。

Fig. 7はこの骨材自体の長さ変化がコンクリートの収縮にいかに関連するかを示している。

図のように、両者には近似的な線形関係が成立する。特に注目すべき点は普通、軽量両コンクリートがほぼ同一線上に位置することであり、骨材自体の長さ変化がコンクリートの収縮に大きく関連することは疑いない。

以上、骨材の諸物性との関連でコンクリートの収縮をとらえてみたが、得られた結果から問題点を整理し、その解析の方向を探ってみよう。

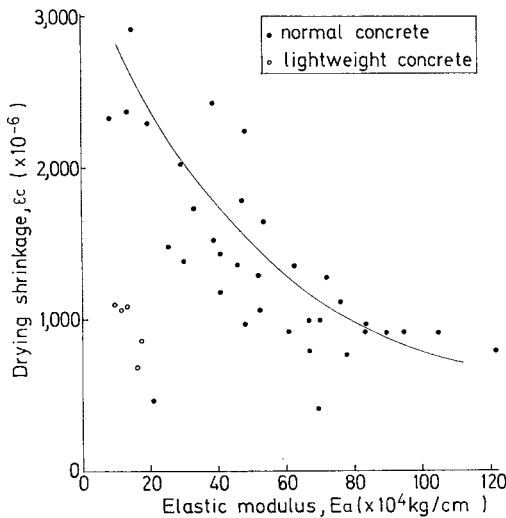


Fig. 6 Effect of elastic modulus of aggregate on drying shrinkage of concrete

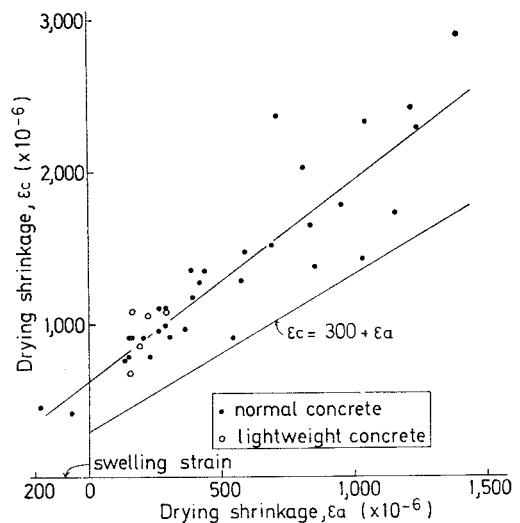


Fig. 7 Effect of length change of aggregate on drying shrinkage of concrete

最大の関心事はペーストの諸特性が既知として固定されたとき、骨材の特性からコンクリートの収縮が推定可能かという点であろう。これに関しては、骨材の単一の物性に着目するかぎり悲観的にならざるを得ない。たとえば、比較的相関が高いと思われる骨材自体の長さ変化にしても、それでコンクリートの収縮を普遍的に規定するわけにはいかない。Snowden らはこの関係に対し次の実験式を得ている⁹⁾。

$$\epsilon_c = 300 + \epsilon_a \dots\dots\dots (3)$$

Fig. 7 のように、上式は本実験結果をよく表示するものではない。これは両実験において骨材含有率が異なっていたことなどの理由によると思われるが、換言すれば、この含有率をはじめ、骨材の弾性係数等もコンクリートの収縮に関連することが明らかであり、骨材の側からコンクリートの収縮を表示しようとするなら、これらの関連要因をすべて含めた形で、複合的な観点から力学的に解析する必要があると考えられる。

次に、本研究遂行の動機となった軽量コンクリートの収縮の特異性に関しては、Fig. 7 にその機構の一端をうかがい知ることができよう。すなわち、軽量コンクリートの過小な収縮は主として骨材自体の長さ変化が小さいことに帰因すると考えられる。しかしながら、この因果関係は新たな疑点を派生させ、軽量骨材自体の長さ変化が過小であることの原因説明を要求するであろう。また、同図には骨材自体の乾燥時における長さ変化が膨脹側に位置するというきわめて独特な挙動を示す例も見受けられる。このように、従来看過されることの多かった骨材自体の長さ変化がコンクリートの収縮に大きく関連し、しかもその変化挙動が多様であることから、この点をさらに根底から掘り下げる必要のあることが痛感される。そこで、前記の複合特性の解明に進む前に、この点の解明に努めてみたい。

4. 骨材自体の長さ変化の影響

骨材自体の長さ変化がコンクリートの収縮に及ぼす影響を知るためには、まず長さ変化機構を明らかにする必要があるであろう。この機構については毛管張力の観点から説明されることが多い。細孔中に凝縮した水分がメニスカスを形成すれば、液は大気に対して次のような負圧を受けることが Laplace により明らかにされている。

$$F = 2r/r \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 r ：表面張力、 r ：細孔径。

この負圧により物質は収縮し、その値は L'Hermite によると、

$$\epsilon = \Delta l/l = F(e/V)\chi \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 e ：液量(容積)、 V ：固相の全容積、 χ ：固体

の圧縮率。

上式中の χ は次のように表示される。

$$\chi = 3(1-2\mu)/E \dots\dots\dots (6)$$

また、液量 e と固相の全容積 V との比は容積含水率 w_v に等しい。したがって、式 (5) を書き換えると、

$$\epsilon = \{3(1-2\mu)/E\} w_v F \dots\dots\dots (7)$$

岸谷らはこの毛管張力機構に基づき、厚肉球殻モデルを設定して収縮ひずみに対し、次式を導いている⁹⁾。

$$\epsilon = \{3(1-\mu)/2E\} w_v F \dots\dots\dots (8)$$

両式は形が類似しており、弾性部分の係数に若干の違いが存在するだけという興味深い結果になっている。なお、毛管張力 F は次のようにも表示される。

$$F = (RT/MV_F) \ln(p_s/p) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 R ：気体定数、 T ：絶対温度、 M ：分子量、 V_F ：比容積、 p_s/p ：相対湿度。

したがって、乾燥条件が固定されれば、この F は一定となる。この場合、式 (7) あるいは (8) より、骨材の長さ変化の相対的な違いをもたらす要因は弾性的性質ならびに容積含水率ということになり、ポアソン比を各骨材とも同一であるとすると、次式が成立する。

$$\epsilon = k_1 w_v / E, k_1 : \text{定数} \dots\dots\dots (10)$$

換言すれば、毛管張力機構が成立するためには、各骨材の ϵ と w_v/E の関係が同一線上に位置する必要があるであろう。この点を検討するため、飽水した骨材を絶乾状態にまで乾燥させたときの長さ変化を上式に適用してみたのが Fig. 8 である。

図のように、上式は基本的に成立しない。岸谷らは式 (8) の誘導に際し、長さ変化と容積含水率とが線形関係にあるとの仮定を設けている。この仮定を検討してみた

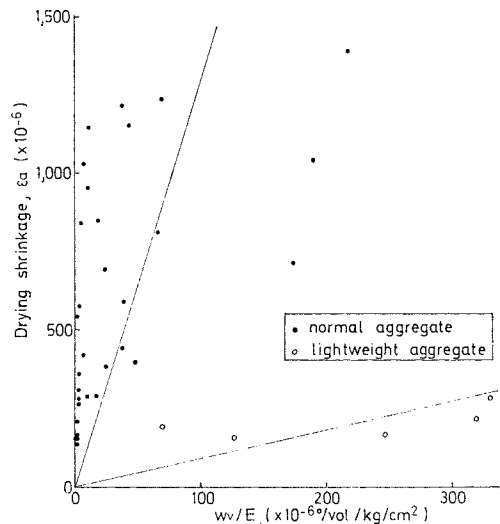


Fig. 8 Relation between w_v/E and drying shrinkage of aggregate

のが Fig. 9 である。

図より明らかに、長さ変化は容積含水率にほとんど関係しない。したがって、この点が骨材に関し、式 (8) を基本的に成立させない原因になっていると考えられる。

このように、毛管張力機構に対してはひとつの疑問点が見い出されたが、この点を角度を変えて検討し直してみよう。いまかりに、絶乾状態の骨材を水中浸漬して十分吸水させ、続いて乾燥させる場合を想定すると、メニスカスの形成および消滅過程により、骨材は水中で収縮後膨張、乾燥して同じく収縮後膨張の挙動を示すことに

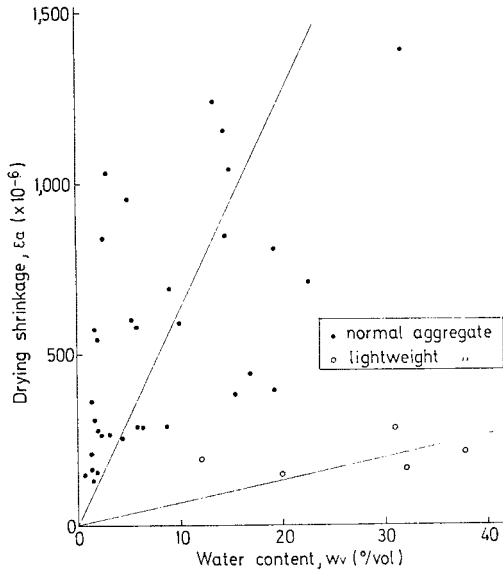


Fig. 9 Relation between water content and drying shrinkage of aggregate

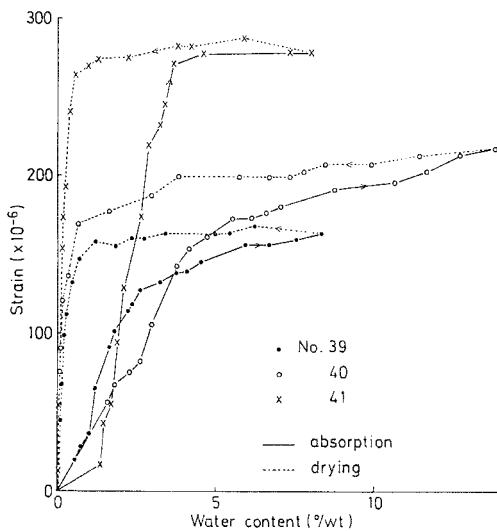


Fig. 10 Length change of lightweight aggregate due to absorption and drying

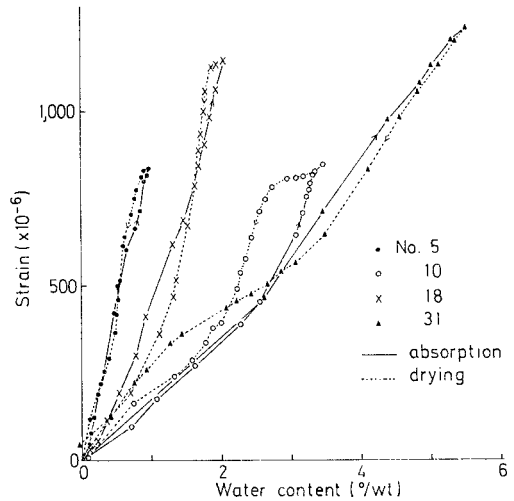


Fig. 11 Length change of normal aggregate due to absorption and drying

なる¹⁾。近藤らは試作した軽量骨材について乾燥後期で膨張する結果を得、その原因をメニスカスの消滅に求めている¹⁰⁾。これに対し、市販の軽量骨材を用いた本実験ではそのような傾向が見当たらない。Fig. 10 は軽量骨材を自然吸水させ、その後乾燥させたときの含水率の変化に対応した長さ変化の等温線を示している。

いずれの軽量骨材も水分の増減が単に長さの増減を招いており、いわゆる乾燥膨張は確認されない。ただし、含水率とひずみとが線形関係になく、また等温線が著しい履歴をもつ現象はこの長さ変化がそれほど単純な機構に従うものではないことを示しており、看過できない。この点に関しては、骨材内部の細孔構造と内部での水分移動過程とにより説明可能であると思われる¹⁾。

上図と同様の関係を普通骨材について求めてみたのが Fig. 11 である。

軽量骨材とは違って、比較的単純な挙動を示し、毛管張力機構の成立をさらに明確に否定している。

このように、図示しなかった分も含めて、骨材の長さ変化挙動に関するほとんどの測定結果は長さ変化の起因としての毛管張力を是認してはいない。ところが、測定結果のごく一部に例外が見受けられた。Fig. 12 は石灰岩についての同様の測定結果である。

いずれも前掲の普通骨材とは異なる挙動を示しているが、特に水中で収縮し、乾燥のほぼ終了間際に膨張して水中浸漬前の容積に回復している二例についてはその長さ変化の起因として毛管張力をとり挙げざるを得ない。すなわち、メニスカスの形成が水中収縮を、その消滅が乾燥膨張をもたらしたと考えるのが合理的であろう。このように、石質によっては毛管張力機構に従うような長さ変化挙動を示す場合もあり、この機構を全面的に否定

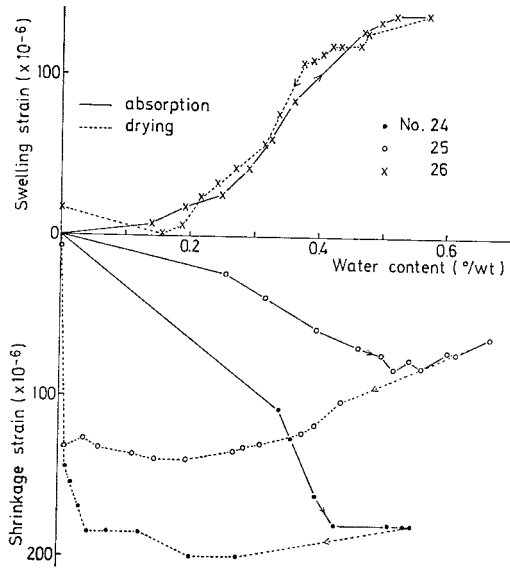


Fig. 12 Length change of limestone due to absorption and drying

するわけにはいかない。

一方、物質の長さ変化の起因として、水分の吸脱着に伴う実質の表面エネルギーの変化をとり挙げる説が存在する。そして、多くの骨材が水中膨張、乾燥収縮の挙動を示す現象はこの機構とよく符合する。そこで次に、この機構を検討してみよう。

乾湿の変化に伴い、骨材実質上で水分の吸脱着が行われると、Gibbs の式に相当する次のような応力が発生する。

$$F = S \Delta r = RTn \int_0^p (1/p) dp \dots\dots\dots(11)$$

ここで、 S : 内部表面積、 Δr : 吸脱着に伴う表面エネルギーの変化量、 n : モル数。

この応力による長さ変化は Bangham らの式を組み合わせることにより、

$$\epsilon = (\rho S/E) \Delta r \dots\dots\dots(12)$$

ここで、 ρ : 真比重。

上式中の弾性係数は通常の試験から得られる空隙まで含めたみかけの値ではなく、骨材実質部分に対するものであるから、各骨材間にそれほど差がないものと予想される。吸脱着に伴う表面エネルギーの変化も吸着質が同一（水分）であるかぎり、吸着媒の違いによる影響をさほど受けないであろう。さらに、真比重は各骨材間に顕著な差が見受けられない。これらのことから、上式中最も重要な比較因子は内部表面積であると考えられる。そこで、上式を次のような単純な形に書き換えてみる。

$$\epsilon = k_2 S, k_2 : \text{定数} \dots\dots\dots(13)$$

Fig. 13 にこの式の検討を示している。

比較的良好的な直線関係が成立し、この機構の妥当性が

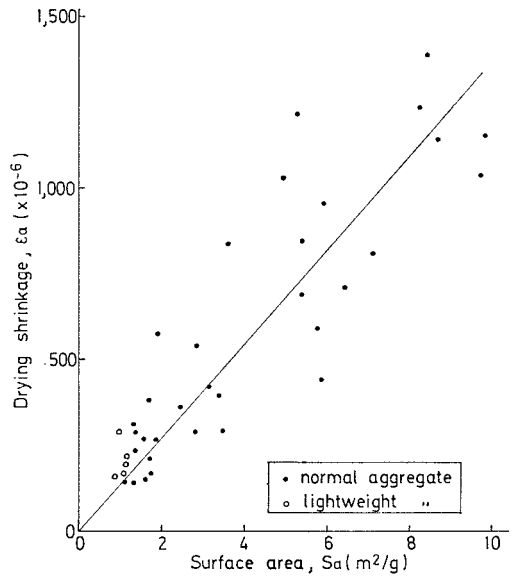


Fig. 13 Relation between surface area and drying shrinkage of aggregate

裏付けられている。特に注目すべき点は普通、軽量両骨材がほぼ同一線上に位置することであり、この結果から前記に課題として浮上してきた軽量骨材の特異性が説明可能となろう。すなわち、軽量骨材の長さ変化の小さな理由はその内部表面積の小さいことにあると考えられる。このように、内部表面積こそが多くの骨材の長さ変化を決定する要因であり、ここに、表面積→骨材の長さ変化→コンクリートの収縮という一連の因果関係の成立をみることができる。しかしながら、この関係は一義的に定まるわけではなく、複合則をもってはじめて完結す

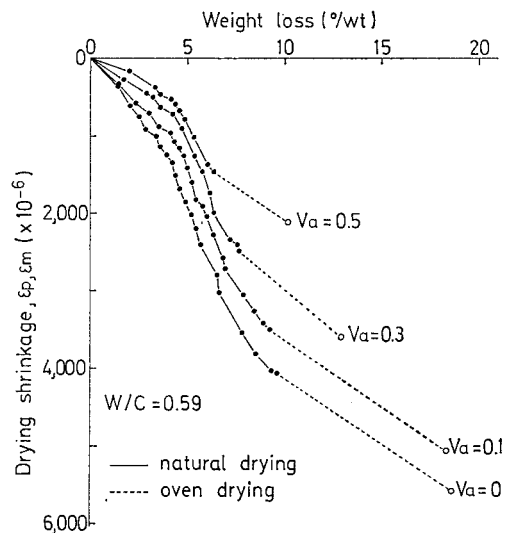


Fig. 14 Drying shrinkage of cement paste and mortar

ることは前述したとおりである。

さて、機構的にとらえてきた骨材の長さ変化をコンクリートの収縮に及ぼす影響という観点から整理し直してみることにしよう。このためには、コンクリートを構成するもう一方の材料であるセメントペーストの特性に若干触れておかねばなるまい。

Fig. 14 はペーストおよびモルタルの乾燥時における重量減少に伴う長さ変化を示している。

また、**Fig. 15** はこの収縮を内部表面積との関連でとらえたものである。

両図より、乾燥して収縮する挙動および収縮が内部表面積にほぼ比例する傾向を看取するならば、ペーストも表面エネルギーの変化を起因として長さ変化すると考えることができよう。しかし、骨材に比し、ペーストの細孔構造はより複雑であり、これを結論とするにはさらに

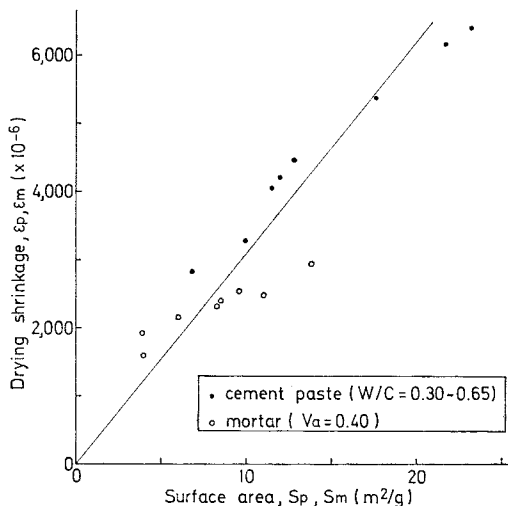


Fig. 15 Relation between surface area and drying shrinkage of cement paste and mortar

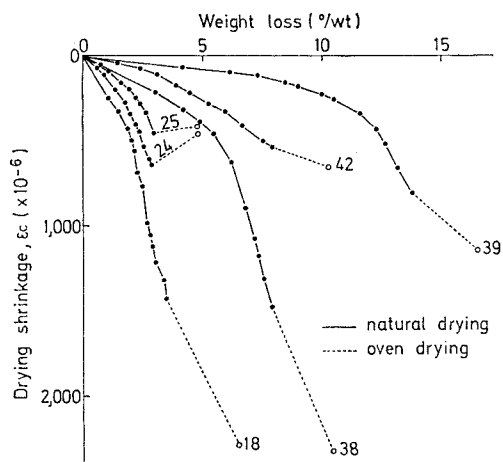


Fig. 16 Drying shrinkage of concrete

詳細な検討を要すると考えられる。この点に関しては本主題からはずれるため、これ以上の追求は止めるが、いずれにせよ、乾燥時に単調な収縮挙動を示す事実だけは異論のないところであろう。

マトリックスとしてのペーストが単調収縮する以上、表面エネルギーの変化を起因として乾燥時に収縮する骨材を用いたコンクリートは明らかに単調収縮する。

Fig. 16 は重量損失に伴うコンクリートの長さ変化挙動を示したものであり、この現象が容易に確認される。

一方、同図に示されるように、毛管張力機構に従うと思われる石灰岩を用いたコンクリートはペーストが単調に収縮するにもかかわらず、乾燥後期で明らかに膨張している。これは **Fig. 12** に見受けられた骨材自体の乾燥膨張がコンクリート中においても具現した結果にほかならない。

このように、骨材自体の長さ変化機構の違いはコンクリートの長さ変化の挙動に直接的に反映されるため、骨材の選択にあたっては、その特性をよく見極める必要があると考えられる。特に、その観測が恐らく本実験がはじめてであると思われる石灰岩の乾燥膨張はこれまでの常識から逸脱するものであり、しかもこの石灰岩がわが国の碎石の1割以上を占める¹¹⁾ことを考慮すると、現実上の問題は少なくとも、この現象に対するある程度の事前の認識が望まれる。なお、Feldman ら¹²⁾はある種の石灰岩を用いたコンクリートがアルカリ骨材反応により膨張した例を報告しているが、本実験の場合は骨材自体がアルカリとの接触がなくとも膨張しており、これとは機構を異にすると思われる。むしろ、本実験で用いた石灰岩は同様に乾燥膨張が観察されたといわれている¹³⁾ Vycor ガラスなどに類似した細孔構造を有していたため、メニスカスの形成、消滅がなされたと考えるのが妥当であろう。また、**Fig. 1** で明らかになった石灰岩の下に凸の応力-ひずみ曲線はこの膨張現象を促進する一要因になるものと推定される。

Table 4 Drying shrinkage ($\times 10^{-6}$)

No.	29	33	34
ϵ_a	6 130	7 690	4 740
ϵ_c	4 440	6 010	5 460

本項の最後として、上述の検討で除外してきた三例について考察してみよう。これらは **Table 4** に示されるようにその収縮がきわめて大きい。

この過大な収縮の原因としては憶測の域を出ないが、粘土分の影響が考えられる。事実、これらのコンクリート打設中にワーカビリティの急激な変化がみられ、まったく“乾いた”コンクリートができ上がってしまったのは骨材中に含まれていた粘土分が水分を強く吸着したためと推定される。そして Powers によると、粘土分の存在は収縮を過大にする⁷⁾。したがって、この成分の存

在の有無には格別の配慮が必要であろう。

5. 複合機構からとらえた骨材の影響

コンクリートの収縮に関する複合則についてはすでに多くの理論が提示されている。ここでは、理論のみが先行しがちでその実験的検証が比較的乏しいと思われるこれら複合式を本実験結果を用いて検討しながら、本主題を考察してみることにする。

既存の複合式を整理し、一括して示せば **Table 5** のようになる。

表では各材料のポアソン比が等しいと仮定しており、この仮定のもとでは Fulton 式と大野式が、また $n \leq 1$ における Hansen らの式と C and CA 式がまったく同一になり、さらに川瀬式は結果的に C and CA 式に類似する。

これらの理論式に含まれる要因のうち、最も基本的なものは骨材の容積含有率 V_a であろう。**Fig. 17** はこの要因の影響を調べたものである。

図のように、この影響は大きい。したがって、この要因が欠落している Cribb 式および Hobbs 式は現実への適用性に大きな疑問が残る。さらに、Hobbs 式の場合は骨材に代る空隙を含んだ複合体の体弾性率 G_h をひとつの要因として含んでおり、現実的ではない。この問題を解消するため、Hobbs 式をさらに発展させたのが C and CA 式である。

以上のことから、ここでは **Table 6** に示す6つの理論式を利用してみた。解析の対象としたのは骨材の長さ変化が吸着理論に従うコンクリートのみであり、この計算結果と実測値との比較を **Table 6** および **Fig. 18**

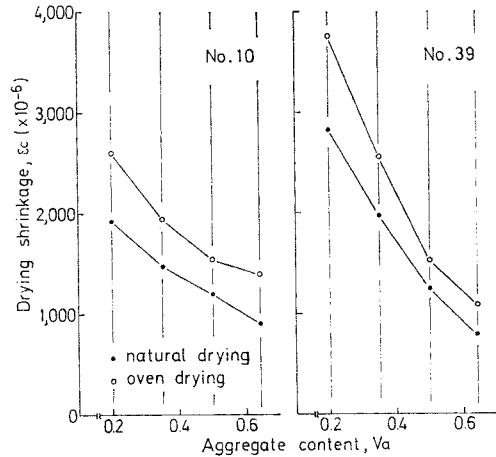


Fig. 17 Effect of aggregate content on drying shrinkage of concrete

に示している。

これらの結果を本課題に沿いながら検討してみよう。上式中、最もよく引用される Pickett 式は Lamé の厚肉球殻理論を出発点とし、ペーストの収縮に対する骨材の拘束効果に着目して導かれたものであり、解析モデルの設定が現実にもっとも近いものであると考えられる。この Pickett 式の実測値に対する計算値の相関は **Fig. 18** (a) に示されるように良好とはいえない。特に、実測値に比し計算値の幅が著しく狭い傾向はこの式の特徴的な欠陥になっている。そして、この傾向は同図 (b) の Patten 式にも見受けられる。この両者に共通した欠陥の原因として考えられるのは両式ともに骨材自体の収縮を無視していることであろう。繰り返し述べるように、骨材はそれ自体収縮性の物質であり、この要因を看過しては正しい解析を行えないことが明らかになっている。したがって、両式はこの難点を有するがゆえに現実との適合性が悪いと考えられる。

骨材自体の収縮を看過していることのほかに、Pickett 式にはもうひとつの難点が存在する。それは式中にコンクリートの弾性係数 E_c を含むことであり、このため、この式は厳密

Table 5 Theoretical equation on drying shrinkage of concrete

Proposer	Equation
C and CA ⁽⁴⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = (n+1 + (2mn-n-1)V_a)/(n+1 + (n-1)V_a)$
Pickett ⁽⁹⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = (1-V_a)^\alpha, \alpha = 3(1-\nu_c)/(1+\nu_c + 2(1-2\nu_a)E_c/E_a)$
Fulton ⁽⁵⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = (1 + (mn-1)V_a)/(1 + (n-1)V_a)$
Hansen-Nielsen ⁽⁶⁾	$\begin{cases} \epsilon_c/\epsilon_p = (1-m)(n+1 + (n-1)V_a)^2 - 2nV_a/(n+1) + m, & \text{for } n \geq 1 \\ \epsilon_c/\epsilon_p = (1-m)(n+1 - (n-1)V_a)/(n+1 + (n-1)V_a) + m, & \text{for } n \leq 1 \end{cases}$
Patten ⁽⁷⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = (2 + (n-1)V_a)(1-V_a)/2(1 + (n-1)V_a)$
Cribb ⁽⁸⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = (G_c - G_a + mn(G_p - G_c))/G_c(1-n)$
Hobbs ⁽⁹⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = ((2n-mn+1)G_h - (1-m)G_a)/(n+1)G_h$
Ono ⁽²⁰⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = (1 + (mn-1)V_a)/(1 + (n-1)V_a)$
Kawase ⁽¹¹⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = 1 - 3n(1-m)(1-\nu_p)V_a/(2(1-V_a)(1-2\nu_a) + 2n(1-2\nu_p)V_a + n(1-\nu_p))$
Kishitani-Baba ⁽⁹⁾	$\epsilon_c/\epsilon_p = (1 - (1-mn)V_a)(n+1 - (n-1)V_a)/(n+1 + (n-1)V_a)$

$n = E_a/E_p, m = \epsilon_a/\epsilon_p, G$: bulk modulus

Table 6 Examination of theoretical equation on drying shrinkage of concrete

(calculated value)/(experimental value)

Elastic modulus, E_p	Drying condition	C and CA	Pickett	Fulton	Hansen	Patten	Kishitani
experimental value	natural drying (i)	1.636	1.528	1.112	1.380	1.148	1.252
	oven drying (ii)	1.710	1.540	1.145	1.411	1.157	1.290
effective value	natural drying (iii)	1.310	—	0.711	1.107	0.942	1.132

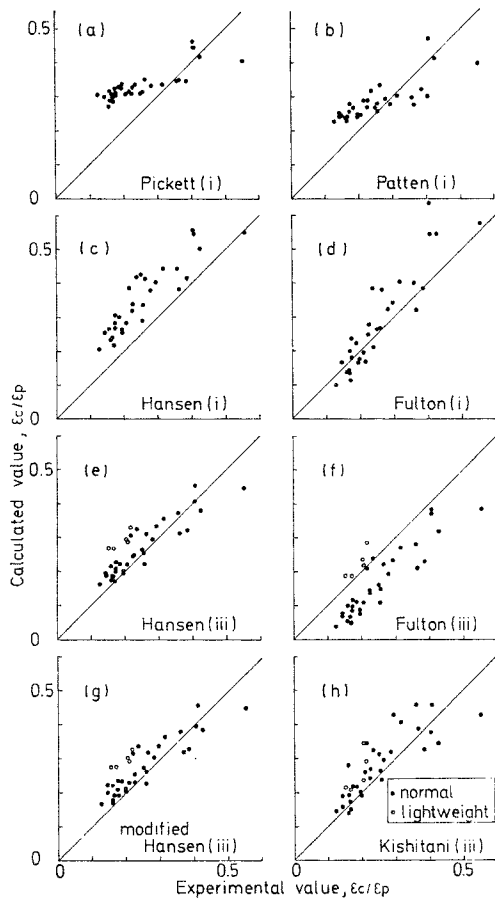


Fig. 18 Examination of theoretical equation on drying shrinkage of concrete

な意味での複合法則とはなっていない。これらの難点を克服し、Pickett 式をさらに発展させたのが Hansen-Nielsen 式であり、同図 (c) に示されるように Pickett 式に比し計算値の幅が広がっている。これは骨材自体の収縮が計算値に反映された結果と考えられ、この要因を考慮することの重要性が認められる。しかしながら、この式をもってしても実測値との相関は依然として悪く、コンクリートの収縮にはさらに別の要因の関連が予想される。

相関の比較的良好な同図 (d) の Fulton 式は並列モデルを設定しており、ペースト相と骨材相とが同一ひずみになるとの仮定をしている。しかしながら、ペーストは一般に骨材の拘束により引張応力を受け、その応力が持続的であることから当然塑性変形するであろう。

Fig. 19 はこの引張クリープの実測値である。

この比較的短期間での実測値から、次の Branson らの式²²⁾を利用し、載荷 280 日でのクリープ係数を求めると各応力レベルの平均で $\epsilon_p = 2.40$ が得られる。

$$C_t = C_u t^{0.8} / (10 + t^{0.8}) \dots\dots\dots (14)$$

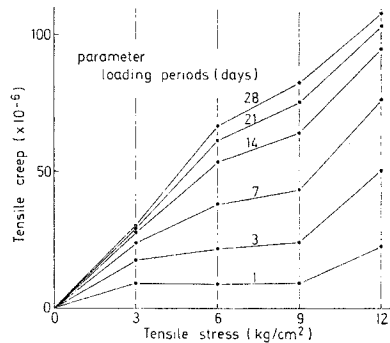


Fig. 19 Tensile creep of cement paste

ここで、 C_t : 載荷期間 t でのクリープひずみ、 C_u : 終局クリープ。

ペーストの塑性変形を複合機構にどのような形で組み込むかは難しい問題であるが、いま単純にペーストの弾性係数をクリープの影響を含めた有効弾性係数の形で表示し、その値を理論式に適用してみることにする。同図 (e) はこのようにして行った Hansen らの式の検討であり、図のようにペーストの塑性変形を考慮に入れると実測値との相関がきわめて改良される。したがって、コンクリートの収縮に対しこのペーストの塑性変形は無視できない重大な要因であると考えられる。

同図 (f) の Fulton 式の場合はこの塑性変形を考慮に入れると計算値が過小となり、むしろ考慮外とした方が良好な相関を示している。これは並列モデルの特性に由来すると考えられる。また Patten 式はこれを考慮した場合、その相関は Table 6 のように一見良好となっているが、同図 (b) のような計算値の幅が狭い傾向はさらに著しくなり、現象をよく表示するものではない。

岸谷らの式では理論式自体に塑性変形が組み込まれているとされている。しかしながら、Table 6 のように、有効弾性係数を用いた方が相関がよくなるようであり、また、これを用いた場合の相関は Hansen らの式に匹敵するが、その変動は同図 (h) のように相対的に大きい。

以上、本実験の場合は骨材の容積含有率 V_a を一定 (0.64) とした場合の結果のみを利用していることから、厳密な検討とはいえないが、この結果の範囲内ではペーストの塑性変形を考慮に入れた Hansen らの式が現実を最も的確に表示しているように思われる。この式は前述のように Pickett 式を発展させたものであり、その際コンクリートの弾性係数に関する複合式として次の直列、並列式を用いている。

$$\text{直列式: } E_c/E_p = n / \{n - (n-1)V_a\}, n \geq 1 \dots\dots\dots (15)$$

$$\text{並列式: } E_c/E_p = 1 + (n+1)V_a, n \leq 1 \dots\dots\dots (16)$$

この弾性係数の複合機構についてはこのほかにも多くの理論式が提唱されており、またそれらに関する実験的

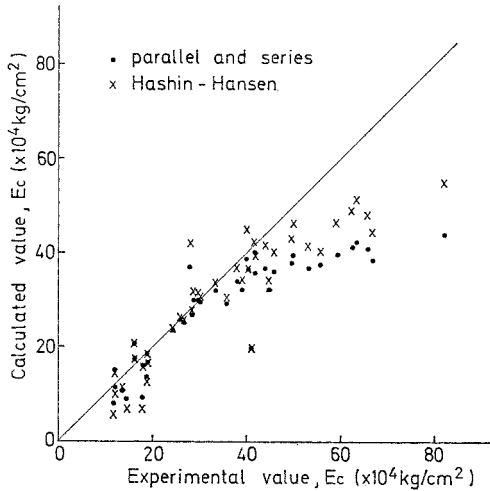


Fig. 20 Examination of theoretical equation on elastic modulus of concrete

検討も行われているが、上式の適合性については疑問視する傾向が強く、最も支持されているのは次の Hashin-Hansen 式⁶⁾であるように思われる²³⁾。

$$E_c/E_p = \{n+1+(n-1)V_a\} / \{n+1-(n-1)V_a\} \dots\dots\dots(17)$$

そこで、この式を用いて Hansen らの式を修正してみると、収縮の複合式として次式が得られる。

$$\frac{\epsilon_c}{\epsilon_p} = \left[\left(\frac{n-1}{n+1} \right)^2 V_a^2 - 2 \frac{n^2+1}{(n+1)^2} V_a + 1 \right]^{\frac{n}{n-1}} \times \left\{ \frac{1 - \left(\frac{n-1}{n+1} \right)^2 V_a}{1 - V_a} \right\}^{\frac{1}{n-1}} \times (1-m) + m \dots\dots\dots(18)$$

この式の検討が Fig. 18 (g) に示されている。

図のように、修正の効果は見受けられない。これは弾性係数の複合式の適合性に本実験の場合は Fig. 20 のように両者で顕著な差が見受けられなかったことによると思われるが、一般に Hashin-Hansen 式の信頼性が高いといわれている以上、上式は本課題に対し、最も厳密な理論表示であると考えられる。

以上、複合式を利用して本課題を考察してみたが、コンクリートの収縮には骨材の容積含有率や弾性係数のほかに骨材自体の長さ変化も関連することが確認され、また骨材の拘束を起因とするペーストの塑性変形もこれに大きく関与していることが見いだされた。

6. 軽量コンクリートの特異性

最後に、本研究の解析課題のひとつである軽量コンクリートの特異性について整理しておこう。この乾燥収縮が予想外に小さいことの原因としては前述の軽量骨材自

体の乾燥膨張によるとの説¹⁹⁾、同じく骨材自体の破碎状などの表面状態が影響するとの説²⁴⁾、比較において両コンクリートの容積配合が異なっていたためではないかとの説²⁵⁾および骨材が保水性であることからペーストへの給水が行われ収縮が遅延するとの説²⁶⁾が存在する。しかしながら、本実験の場合、軽量骨材の長さ変化は毛管張力に支配されず、骨材形状はコンクリートの収縮に影響せず、また容積配合を同一にしてもさらに絶乾状態にしても軽量コンクリートの収縮はやはり予想より小さいことから、これらの説に対しことごとく否定的な結果になっている。そして、本結果からすれば、比表面積が小さいことに帰因する骨材自体の収縮の小さいことが軽量コンクリートの収縮を予想以下にしている主因であると考えられる。

ただし、この説明をもってしても十分とはいえない傾向が Fig. 18 の結果に見受けられる。たとえば、同図(e)の場合、骨材自体の収縮を考慮した普通コンクリートの計算値の適合性がきわめて優れているのに対し、軽量コンクリートの場合は同じ条件での計算値が実測値よりやや大きい。このことは軽量コンクリートの場合には計算式に含まれている以外の要因がさらに加わっていることを示している。そして、その要因として考えられるのは骨材の多大な含水性によるペースト構造の変化であろう。すなわち、乾燥過程で骨材からペーストへの水分の補給が行われると、ペーストの収縮が遅延するばかりでなく、水和の継続によってペースト構造そのものが変化し、最終的な収縮値が小さくなると推定される。このように、軽量コンクリートには普通コンクリートとは同一視できない側面が多々存在するように思われる。

7. 結 論

コンクリートの乾燥収縮への骨材のかかわり合いを骨材の物性、長さ変化機構および複合機構の側面からとらえてみた。その結果、本実験の範囲内においても長さ変化が表面エネルギーの変化によってもたらされる骨材、毛管張力によって長さ変化する骨材、粘土分を含む骨材および軽量骨材とでそれぞれに異なる役割を果たすことが認められ、その影響の形態は多様であることが判明した。ただし、多くの骨材は上述の第1の範疇にあるようであり、その場合骨材の内部表面積が骨材の長さ変化を支配し、さらにこの長さ変化はコンクリートの収縮に大きく関連する。軽量コンクリートもほぼこの機構に従うが、骨材自体の多大な含水性が普通コンクリートとは異なる特性をさらに付加していると推定される。

このように、骨材がコンクリートの収縮に果たす役割はそれほど単純ではないことから、その選定および使用

にあたっては慎重な配慮が必要であると考えられる。

終わりに、本研究遂行にご協力いただいた東北大学ならびに岩手大学のコンクリート研究室各位に深甚の謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 後藤幸正・藤原忠司：乾湿に伴う骨材の体積変化，土木学会論文報告集，No. 247，pp. 97～108，1976.
- 2) 藤原忠司・帷子国成・倉谷一仁：コンクリートの諸性質におよぼす骨材形状の影響，岩手大学工学部研究報告，第29巻，pp. 83～92，1976.
- 3) Pickett, G. : Effect of Aggregate on Shrinkage of Concrete and Hypothesis Concerning Shrinkage, Jour. ACI, Vol. 52, No. 5, pp. 581～590, 1956.
- 4) Carlson, R.W. : Drying Shrinkage of Concrete as Affected by Many Factors, Proc. ASTM, Part 2, Vol. 38, pp. 419～437, 1939.
- 5) 近藤連一：多孔材料，技報堂，p. 38.
- 6) Hansen, T.C. : Influence of Aggregate and Voids on the Modulus of Elasticity of Concrete, Cement Mortar and Cement Paste, Jour. ACI, Vol. 62, pp. 193～216, 1965.
- 7) Powers, T.C. : Causes and Control of Volume Change, Jour. Research and Development Laboratories (PCA), Vol. 1, No. 1, pp. 29～39, 1959.
- 8) Snowden, L.C. and A.G. Edwards : The Moisture Movement of Natural Aggregate and Its Effect on Concrete, Magazine of Concrete Research, Vol. 14, No. 41, pp. 109～116, 1962.
- 9) 岸谷孝一・馬場明生：建築材料の乾燥収縮機構，セメントコンクリート，No. 346，pp. 30～40，1975.
- 10) 近藤連一・関口明男・皆川忠昌：人工軽量骨材の細孔径分布と膨張収縮特性，セメント技術年報 XXI，pp. 485～492，1967.
- 11) 渡辺 明：コンクリートの性質におよぼす骨材の影響，セメントコンクリート，No. 331，pp. 44～56，1974.
- 12) Feldman, R.F. and P.J. Sereda : Characteristics of Sorption and Expansion Isotherms of Reactive Limestone Aggregate, Jour. ACI, Vol. 58, No. 2, pp. 203～214, 1961.
- 13) Feldman, R.F. and P.J. Sereda : Sorption of Water on Compacts of Bottle-Hydrated Cement, Jour. Applied Chemistry, Vol. 14, No. 2, pp. 87～104, 1964.
- 14) Hobbs, D.W. : The Dependence of the Bulk Modulus, Young's Modulus, Creep, Shrinkage and Thermal Expansion of Concrete upon Aggregate Volume Concentration, Materials and Structure/Research and Testing, Vol. 4, No. 20, pp. 107～114, 1971.
- 15) Fulton, F.S. : A Co-Ordinated Approach to the Shrinkage Testing of Concrete and Mortars, Magazine of Concrete Research, Vol. 13, No. 39, pp. 133～140, 1961.
- 16) Hansen, T.C. and K.E.C. Nielsen : Influence of Aggregate Properties on Concrete Shrinkage, Jour. ACI, Vol. 62, No. 7, pp. 783～794, 1965.
- 17) Christian, B.H. and B.J.F. Patten : Multiphase Aspects of Concrete Drying Shrinkage, Civil Engineering Transactions, Institution of Engineers, Australia, Vol. 2, pp. 229～236, 1968.
- 18) Cribb, J.L. : Shrinkage and Thermal Expansion of a Two Phase Material, Nature, Vol. 220, No. 9, pp. 576～577, 1968.
- 19) Hobbs, D.W. : Bulk Modulus, Shrinkage and Thermal Expansion of a Two Phase Material, Nature, Vol. 222, No. 31, pp. 849～851, 1969.
- 20) 大野和男：モルタル及びコンクリートの乾燥収縮と亀裂防止に関する研究，北海道大学工学部研究報告，No. 9，pp. 49～110，1953.
- 21) 川瀬清孝：コンクリートの長さ変化率の推定式，日本建築学会論文報告集，p. 28，1966.10.
- 22) Branson, D.E. et al. : The Prediction of Creep and Shrinkage Properties of Concrete, Highways Commission Report (Iowa) HR-136, p. 140.
- 23) 趙 力采・小林一輔：コンクリートの弾性係数における複合特性，コンクリートジャーナル，Vol. 12, No. 7, pp. 27～34，1974.
- 24) 柿崎正義・野田孝敏：人工軽量骨材コンクリートのひびわれに関する実験的研究，セメント技術年報 XXI，pp. 361～366，1967.
- 25) 六車 照・深田隆俊：膨張ケツ岩人工軽量骨材コンクリートの乾燥収縮試験，セメント技術年報 XIX，pp. 431～436，1965.
- 26) 西林新蔵・阪田憲次：コンクリートの乾燥収縮の内部機構に関する一考察，材料，第22巻，232号，pp. 52～56. 1973.

(1978.4.8・受付)