

粉体混和材を外割混合したコンクリートの強度式の検討

陶山, 裕樹
長崎総合科学大学工学部

小山, 智幸
九州大学大学院人間環境学研究院都市・建築学部門

小山田, 英弘
九州大学大学院人間環境学研究院都市・建築学部門 | 九州大学大学院人間環境学研究院都市・建築学部門

松藤, 泰典
北九州市立大学国際環境工学部

<https://doi.org/10.15017/20660>

出版情報：都市・建築学研究. 18, pp.61-68, 2010-07-15. 九州大学大学院人間環境学研究院都市・建築学部門

バージョン：

権利関係：

粉体混和材を外割混合したコンクリートの強度式の検討

Review of Strength Formula for Concrete Mixed with Mineral Admixture of Powder with Constant Cement Content

陶山裕樹*¹, 小山智幸*², 小山田英弘*², 松藤泰典*³

Hiroki SUYAMA, Tomoyuki KOYAMA, Hidehiro KOYAMADA
and Yasunori MATSUFUJI

Regarding the correlation between micro pore and compressive strength of concrete mixed with mineral admixture of powder with constant cement content, this paper performs an examination based on the existing strength theory and reviews its effectiveness. The result shows that there is an excellent match between the experimental results and the strength formula with porosity in the Balshin formula and the Ryshkewich formula as porosity of 20nm or higher, as well as the strength formula with average particle size in the Kundesn formula as average porosity size, and porosity as effective porosity. In addition, this paper proposes a formula for estimating strength from mix proportion.

Keyword : Fly Ash, Lime Stone Powder, Constant Cement Content, Micro Pore, Strength Formula
フライアッシュ, 石灰石粉, 外割混合, 細孔空隙, 強度式

1. はじめに

近年, フライアッシュをはじめとする副産物の粉体に関するリサイクルが課題視されている。副産物粉体を混和材としてコンクリートに混合する手法は有効なリサイクルである。しかし, 従来の内割混合ではセメント量が減少するためコンクリートの性能低下が懸念される。これに対し, セメント量を一定とする外割混合ではコンクリートの性能が保持でき, 更には混和材による性能向上を期待することができる。筆者らはこれまでの研究^{1)~3)}において, 一般に混和材として化学反応性が低いまたは無いと言われるフライアッシュ, 砕石粉, および石灰石粉などをコンクリートに外割混合し, 圧縮強度が増加することを確認した。また, これら粉体を外割混合したコンクリートの細孔空隙が細分化し, 圧縮強度の増加に寄与することを示した。

本研究では, 既存の複数の強度理論をもとに, 圧縮強度と細孔空隙の関係を, ゲルスペース比, 有効細孔量, 一定径以上の細孔量, 平均細孔径等の指標を用いて考察を行い, これらの指数を用いた強度式の有効性について検討を行った。更に, 粉体(セメント+混和材)の混合

量による強度変化について細孔空隙に着目した検討を行い, 粉体量から圧縮強度を推定する式を提案した。

2. 実験 I

2.1 概要

実験 I に使用した材料を表-1 に示す。フライアッシュは比表面積が異なる 2 種類のものを使用した。一方は JIS A 6201 のコンクリート用フライアッシュ II 種に適合する細粉であり, 他方は JIS 規格外の粗粉である。砕石粉は長崎県産の安山岩を原料とし, 砕砂を乾式製造する過程で風力分級により砕砂から分離されたものを使用した。石灰石粉は JIS A 5008 の舗装用石灰石粉, 高炉スラグ微粉末は JIS A 6206 の高炉スラグ微粉末 4000 に適合するものを使用した。調合は表-2 に示すように単位水量を 185kg/m^3 , 単位セメント量を $90\ell/\text{m}^3$ に統一し, 混和材の種類および混合量を変化させた。混和材は, 絶対容積に 4 段階の水準を設け, 大量リサイクルの観点から練混ぜが可能な水準まで混合した。粗骨材に安山岩砕石(表乾密度 2.75g/cm^3) を想定し, 試験体はこれを除いたモルタルとした。空気量はコンクリート換算を行った値が $4.5\pm 1.5\%$ の範囲に収まるよう化学混和材により調整した。試験体は $\phi 50\times 100\text{mm}$ の寸法で作製し, 試験材齢まで 20°C の環境下で封かん養生を行った。圧縮強度試験は JIS A 1108 に準じて行った。圧縮強度試験の後に試験体

*¹ 長崎総合科学大学工学部

*² 都市・建築学部門

*³ 北九州市立大学国際環境工学部

を破碎し、2.5~5mm の粒を細孔分布の測定用試料として採取した。細孔空隙の測定には水銀圧入式ポロシメータを用い、6nm~90 μ m の細孔分布を測定した。

圧縮強度の測定結果を図-1 に示す。今回使用したすべての混和材において外割混合を行ったモルタル硬化体の圧縮強度は無混合と比較して大きく、単位混和材量が増加するに従って増加する傾向を示した。以降の項で、既存の複数の強度理論・強度式を参考にして、圧縮強度と細孔空隙の関係について考察を行う。

2.2 ゲルスペース比による強度式

Powers は材齢や調合に関係なくコンクリートの強度とゲルスペース比の間に式 (1) に示す関係が成立することを提唱した⁴⁾。

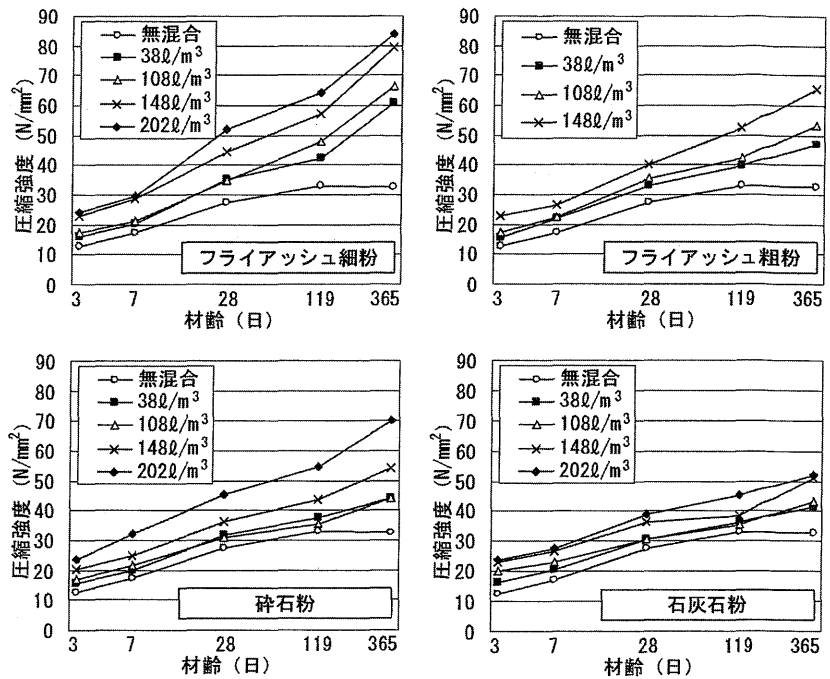


図-1 圧縮強度の経時変化 (混和材別)

表-1 使用材料

セメント	普通ポルトランドセメント 密度: 3.15g/cm ³ , 比表面積: 3,720cm ² /g
水	上水道水
混和材	フライアッシュ細粉 密度: 2.25g/cm ³ , 比表面積: 3,640cm ² /g 強熱減量: 1.4%
	フライアッシュ粗粉 密度: 1.92g/cm ³ , 比表面積: 990cm ² /g 強熱減量: 1.3%
	砕石粉 密度: 2.75g/cm ³ , 比表面積: 2,790cm ² /g
	石灰石粉 密度: 2.71g/cm ³ , 比表面積: 3,700cm ² /g
	高炉スラグ微粉末 密度: 3.02g/cm ³ , 比表面積: 3,730cm ² /g
細骨材	JIS R 5201 セメント強さ試験用標準砂 表乾密度: 2.61g/cm ³ , 吸水率: 1.69%
化学混和剤	高性能 AE 減水剤 標準型 (1種), ポリカルボン酸系 補助 AE 剤 (1種), 変性アルキルカルボン酸系 空気量調整剤

表-2 調合

水セメント比 (%)	単位水量 (kg/m ³)	絶対容積 (l/m ³)				空気量 (%)
		セメント	混和材	細骨材	粗骨材	
65	185	90	0	326		
			38	288		
			108	217	(354)	
			148	178		
			202	123		
						4.5 ± 1.5

$$\sigma = \sigma_0 \cdot x^k \quad \dots \text{式 (1)}$$

σ : 圧縮強度 (N/mm²)

x : ゲルスペース比

σ_0 : ゲルの固有強度 (N/mm²)

k : 定数

ゲルスペース比 x とは、水和セメントのゲル容積と空隙容積の和に対するゲル容積の比である。セメントの水和により 2.06 倍の体積のゲル空隙が生成すると仮定すれば⁵⁾、ゲルスペース比 x は式 (2) から算出できる。

$$x = \frac{2.06\alpha C_v}{\alpha C_v + W + Air} \quad \dots \text{式 (2)}$$

αC_v : 水和したセメントの元体積 (m³/m³)

W : 単位水量 (m³/m³)

Air : 空気量 (m³/m³)

水和したセメントはゲルとなり、(2.06-1) 倍の細孔空隙を埋める。このことから、未水和状態からの細孔の減量から水和したセメントの元体積 αC_v を式 (3) のように求めることができる。なお、式 (3) 中における有効細孔量 P_E とは、ポロシメータにより測定した総細孔量から骨材による影響をキャンセルした値である。

$$\alpha C_v = \frac{W/(1-Air) - P_E}{2.06-1} \quad \dots \text{式 (3)}$$

P_E : 有効細孔量 (m³/m³)

式 (3) を式 (2) に代入することで式 (2)' となり、本実験の調査では単位水量 W 及び空気量 Air がほぼ一定であることから、ゲルスペース比 x は有効細孔量 P_E によって変化する。

$$x = \frac{2.06}{1 + 1.06 \frac{W + Air}{W/(1 - Air) - P_E}} \quad \dots \text{式 (2)'}$$

ゲルの固有強度 σ_0 は使用したセメントによって異なる値を示すため、セメント以外の混和材が化学反応した場合、ゲルの固有強度 σ_0 が変化する。化学反応が原因と考えられる強度増加を示した高炉スラグ微粉末、及びポゾラン反応が無視できない 28 日以降のフライアッシュを混合した試験体には、同一の強度式を適用できない。以上のケースを除いて式 (1) による回帰分析を行い、ゲルスペース比 x から求めた強度の計算値と実験値の比較を図-2 に示す。このときの相関係数は 0.824、計算値と実験値の誤差については標準偏差が 20.0% であった。

2.3 有効細孔量による強度式

多孔質材料における強度と細孔量の関係については多くの実験式が提唱されている。Balshin は金属セラミックについて式 (4)、Ryshkewich は焼結アルミナとジルコニアについて式 (5) が成立することを示しており⁹⁻⁸⁾、多くの論文でこれらの強度式がコンクリートにも適用されている。

$$\sigma = \sigma_0(1 - P)^k \quad \dots \text{式 (4)}$$

$$\sigma = \sigma_0 \exp(-kP) \quad \dots \text{式 (5)}$$

σ_0 : 空隙量 0 のときの強度 (N/mm²)

P : 空隙量 (m³/m³)

k : 定数

空隙量 P を有効細孔量 P_E として式 (4) 及び式 (5) による回帰分析を行い、有効細孔量 P_E から求めた強度の計算値と実験値の比較を図-3, 4 に示す。このときの相関係数は 0.872 と 0.869、計算値と実験値の誤差は標準偏差が 20.6% と 20.8% であった。Balshin の式と Ryshkewich の式による計算値の精度は同程度であり、ゲルスペース比による強度式を用いた計算値より相関係数が優れているものの、誤差に大きな違いはなかった。

2.4 一定径以上の細孔量による強度式

2.2, 2.3 で示した 3 つの強度式は、有効細孔量 P_E のみを細孔空隙構造の指標として強度を求める式であった。しかし、一般に総細孔量が同じであっても、細孔径が小さい材料ほど強度が大きいと言われている^{9) 10)}。また、筆者らのこれまでの研究において一定径以上の細孔量と圧縮強度の相関係数を算出し、20nm 以上の細孔量が圧

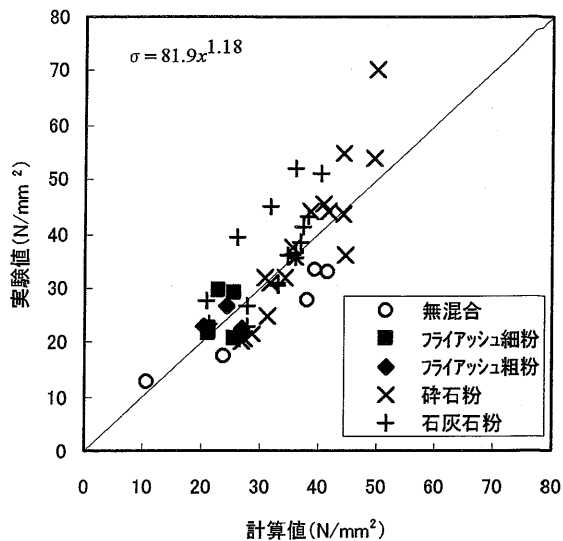


図-2 ゲルスペース比による強度式から求めた計算値と実験値の関係

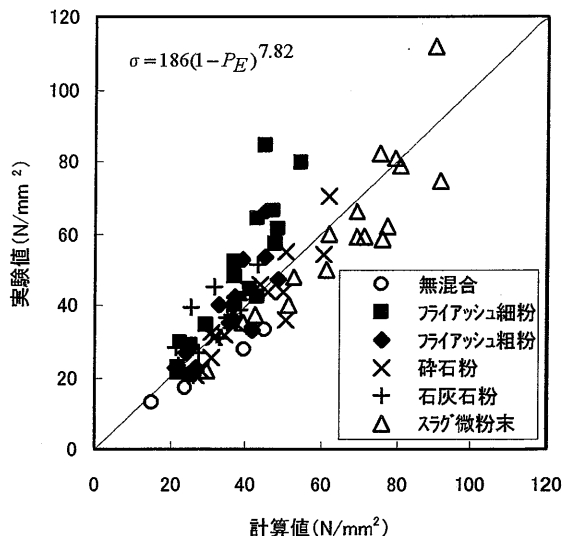


図-3 Balshin の式により有効細孔量から求めた強度の計算値と実験値の関係

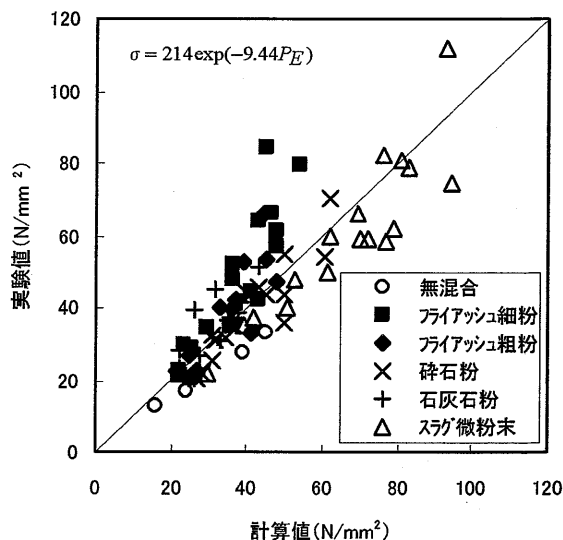


図-4 Ryshkewich の式により有効細孔量から求めた強度の計算値と実験値の関係

縮強度と最も高い相関係数を示すことを確認している¹¹⁾。以上のことから、式(4)及び式(5)における空隙量 P を20nm以上の細孔量 P_{20} として回帰分析を行った。20nm以上の細孔量 P_{20} から求めた強度の計算値と実験値の比較を図-5, 6に示す。このときの相関係数は0.935と0.934、計算値と実験値の誤差は標準偏差が15.6%と15.7%であった。20nm以上の細孔量 P_{20} を用いた強度式は、有効細孔量 P_B を用いた強度式と比較して相関係数、誤差ともに優れており、計算値と実験値の対応が向上していることが判る。

2.5 Griffith 理論に基づいた強度式

Griffith は物体内には微細なクラックが潜在しており、クラック端部での応力集中が破壊を助長するという考えを基に、脆性材料の強度に式(6)が成立することを提唱した¹²⁾。

$$\sigma = \sqrt{\frac{4\gamma E}{\pi D}} \quad \dots \text{式(6)}$$

- γ : 単位面積あたりの表面エネルギー
- E : 弾性係数
- D : 内在クラックの直径

コンクリートにおける内在クラックが細孔空隙に相当すると仮定し、内在クラックの直径 D に平均細孔径 \bar{d} を当てはめ、なおかつ単位面積あたりの表面エネルギー γ が全試験体でほぼ等しいと仮定して式(6)を式(7)に簡略化した。

$$\sigma = k\sqrt{\frac{E}{\bar{d}}} \quad \dots \text{式(7)}$$

- \bar{d} : 平均細孔径
- k : 定数

弾性係数 E は最大応力の1/3と50 μ ひずみの割線から求めた静弾性係数、平均細孔径 \bar{d} は全細孔量の4倍を全細孔表面積で除した値(4V/A)とし、式(7)による回帰分析を行った。弾性係数 E と平均細孔径 \bar{d} から求めた強度の計算値と実験値の比較を図-7に示す。相関係数は0.775、計算値と実験値の誤差は標準偏差が30.1%であった。高炉スラグ微粉末において計算値と実験値の対応がとれていないが、これは高炉スラグ微粉末の化学反応により定数 k の係数である単位面積あたりの表面エネルギー γ が変化したためと考察される。そこで高炉スラグ微粉末を除いた強度の計算値と実験値の比較を図-8に示す。相関係数は0.915、計算値と実験値の誤差は標準偏差が23.6%であった。相関係数は優れているものの、計算値は低強度において実験値より高く、高強度において低くなる傾向が顕著であり、これによって誤差が大き

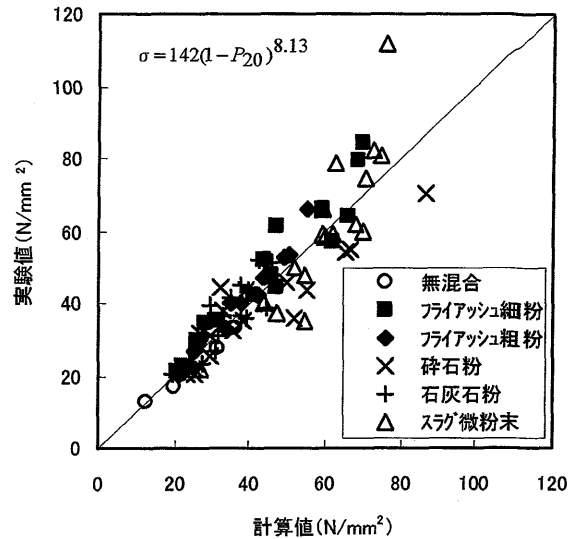


図-5 Balshinの式により20nm以上の細孔量から求めた強度の計算値と実験値の関係

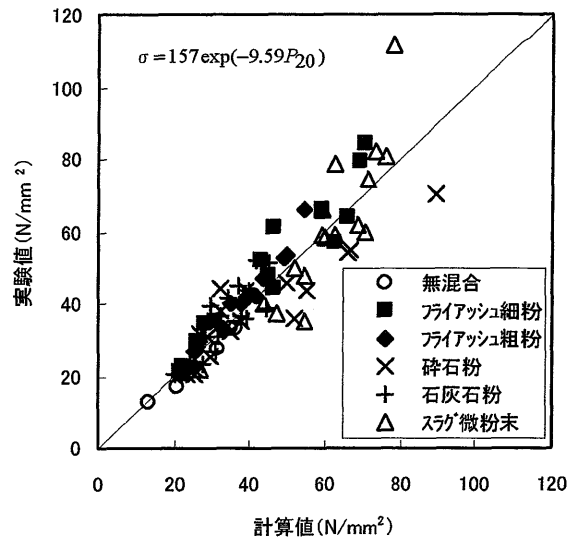


図-6 Ryskhewichの式により20nm以上の細孔量から求めた強度の計算値と実験値の関係

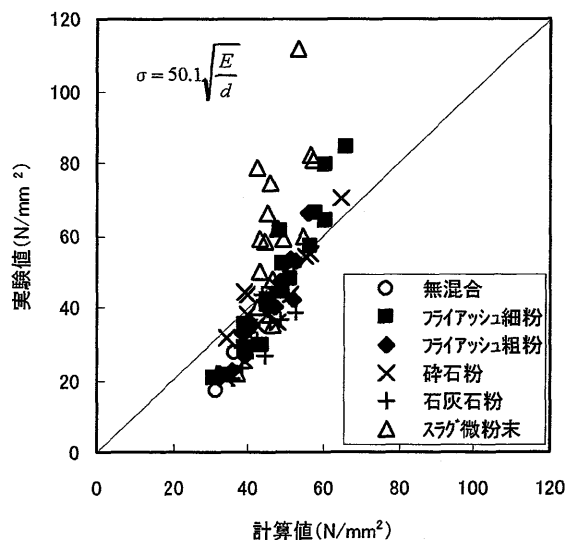


図-7 式(7)により弾性係数と平均細孔径から求めた強度の計算値と実験値の関係

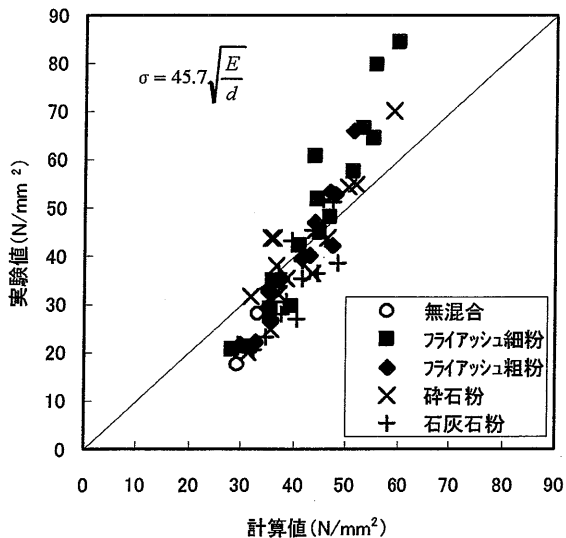


図-8 式 (7) により弾性係数と平均細孔径から求めた強の計算値と実験値の関係 (スラグ微粉末を除く)

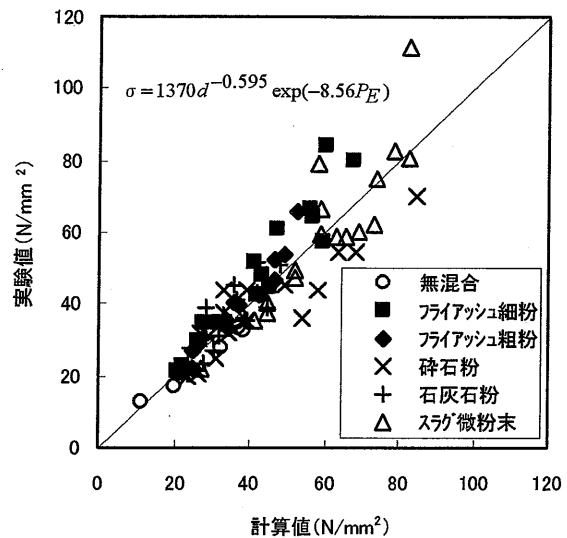


図-9 Knudsen の式により平均細孔径と有効細孔量から求めた強度の計算値と実験値の関係

なった。セメントの水和反応の程度によって単位面積あたりの表面エネルギーを変化させることで、より精度の高い強度式を提案できる可能性がある。

2.6 有効細孔量と平均空隙径による強度式

Knudsen はセラミックの強度が空隙量と同時に粒径の影響を受けることを明らかにし、Ryshkewich の式を発展させた式 (8) を提唱した¹³⁾。

$$\sigma = K_1 G^{-K_2} \exp(-K_3 P) \quad \dots \text{式 (8)}$$

G : 平均粒径

K_1, K_2, K_3 : 定数

セラミックの粒径が変化した場合、平均粒径に比例して粒子間の空隙径も変化する。式 (8) をコンクリートの細孔空隙に適用するにあたり、平均粒径 G に代わって平均細孔径 \bar{d} を指標とし、空隙量 P を有効細孔量 P_E とし、式変形を行った式 (8)' を用いる。

$$\sigma = k_1 (k_2 \bar{d})^{-k_3} \exp(-k_4 P_E) \quad \dots \text{(8)'}$$

σ (N/mm²): 圧縮強度

\bar{d} (nm): 平均細孔径

P_E (cm³/cm³): 有効細孔量

k_1 (N/mm²), k_2 (nm), k_3, k_4 : 定数

式 (8)' による重回帰分析を行い、強度の計算値と実験値の比較を図-9 に示す。重相関は 0.932、計算値と実験値の誤差の標準偏差は 15.6% であった。相関関係、誤差の標準偏差ともに 2.4 で示した 20nm 以上の細孔量を用いた Balshin の式及び Ryshkewich の式によるものと同程度となり、計算値と実験値がほぼ同じ精度で対応していることが判った。

3. 強度式の提案

式 (8)' を利用することで、コンクリートの調合から平均細孔径 \bar{d} と有効細孔量 P_E を推定することで、調合から圧縮強度 σ が算定できる。まず、平均細孔径 \bar{d} の推定式について検討を行う。セメントの水和反応に伴い、水和生成物が細孔を埋めるため細孔量は減少する。一方、埋められずに残った細孔は、セメントと混和材の粒子によって分断される。このとき、細孔を分断する粒子量の 3 乗根に比例して細孔径は変化する。よって、平均細孔径 \bar{d} と粉体量 Pow の間に式 (9) が成立すると仮定できる。粉体量 Pow (m³/m³) は、セメントと混和材の絶対容積 (ℓ/m³) の和を総容積 1,000 (ℓ/m³) で除した値である。

$$\bar{d} = k_5 \frac{P_E}{\sqrt[3]{Pow}} \quad \dots \text{式 (9)}$$

Pow (m³/m³): 粉体量

k_5 (nm): 定数

実験 I のデータを用いて式 (9) による回帰分析を行い、有効細孔量 P_E と粉体量 Pow から求めた平均細孔径 \bar{d} の計算値と、実験値の比較を図-10 に示す。重相関は 0.920 であり、両値は優れた対応を示している。平均細孔径 \bar{d} は粉体量 Pow から推定することができる。式 (9) を式 (8)' に代入することで、粉体量 Pow と細孔量 P から圧縮強度 σ を求める式 (10) が得られる。

$$\sigma = k_1 \left(k_6 \frac{P_E}{\sqrt[3]{Pow}} \right)^{-k_3} \exp(-k_4 P_E) \quad \dots \text{式 (10)}$$

k_6 : 定数 (= $k_2 k_5$)

式 (10) による重回帰分析を行って得られた圧縮強度 σ の計算値と、実験値の比較を図-11 に示す。重相関は

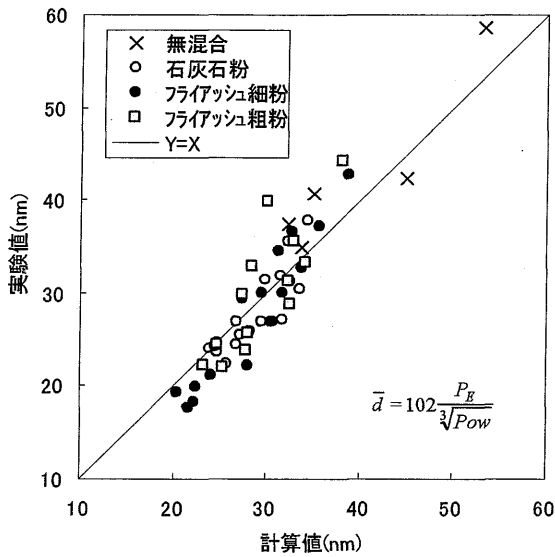


図-10 式 (9) により求めた平均細孔径の計算値と実験値の関係

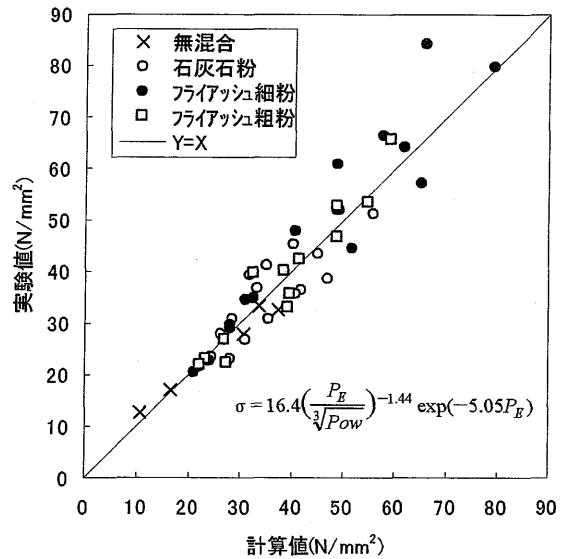


図-11 式 (10) により求めた圧縮強度 σ の計算値と実験値の関係

0.955 であった。

式 (10) より、コンクリートの調合から圧縮強度 σ を算定するためには、平均細孔径 と併せて有効細孔量 P_E を推定する必要がある。しかし、水セメント比や材齢によってセメントの水和率は変化し、水和率から細孔量 P を求める一般式も確立しておらず、調合から有効細孔量 P_E を推定することは困難である。しかし、有効細孔量 P_E が同等のコンクリート同士であれば、圧縮強度の比を式 (10) を用いて粉体量 Pow の変化から推定することができる。ここに、基準となる調合の圧縮強度を σ_S 、粉体量 Pow_S とする。有効細孔量 P_E が一定であれば、基準調合について式 (11) が成立する。

$$\sigma_S = k_1 \left(k_6 \frac{P_E}{\sqrt[3]{Pow_S}} \right)^{-k_3} \exp(-k_4 P_E) \quad \dots \text{式 (11)}$$

σ_S (N/mm²): 基準調合の圧縮強度
 Pow_S (m³/m³): 基準調合の粉体量

式 (10) の両辺を式 (11) の両辺で除し、式変形することで式 (12) が得られる。式 (12) は、基準調合の圧縮強度を σ_S と粉体量の変化 Pow/Pow_S から圧縮強度 σ を求める式である。

$$\sigma = \left(\frac{Pow}{Pow_S} \right)^{k_3/3} \sigma_S \quad \dots \text{式 (12)}$$

式 (12) は有効細孔量 P_E が一定であれば、水セメント比や材齢が変化しても成立すると考えられる。そこで、水セメント比を変化させた調合の実験 II を行い、式 (12) の妥当性について検討した。

4. 実験 II

4.1 概要

実験 II に使用した材料を表-3 に示す。実験 II では有効細孔量 P_E を同水セメント比・同材齢で一定にするため、混和材に石灰石粉を用いた。石灰石粉は化学反応性を有さず、外割混合しても有効細孔量 P_E がほぼ一定であることを、これまでの研究³⁾ により確認している。今回使用した石灰石粉は JIS A 5008 の舗装用石灰石粉を満足する

表-3 使用材料

セメント	普通ポルトランドセメント 密度: 3.15g/cm ³
水	上水道水
混和材	石灰石粉 密度: 2.71g/cm ³
細骨材	長崎産海砂 表乾密度: 2.76g/cm ³ , 吸水率: 1.6%
化学混和剤	高性能 AE 減水剤 標準型 (1 種), ポリカルボン酸系 補助 AE 剤 (1 種), 変性アルキルカルボン酸系 空気量調整剤

表-4 調合

水セメント比 (%)	単位水量 (kg/m ³)	絶対容積 (ℓ/m ³)				空気量 (%)
		セメント	混和材	細骨材	粗骨材	
65	185	90	0	326		4.5
53		110	20	306		
45		130	40	286		
39		150	60	266		
34		170	80	246	(354)	
31		190	100	226		
28		210	120	206		
25		230	140	186		
			160	166		

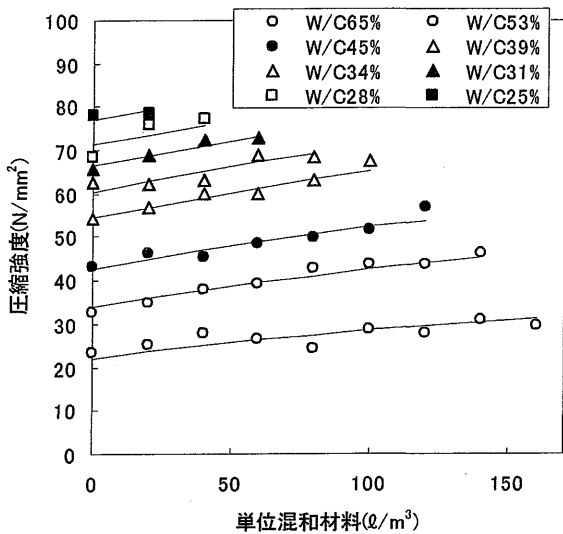


図-12 単位混和材料の変化に伴う圧縮強度 σ の変化(材齢7日)

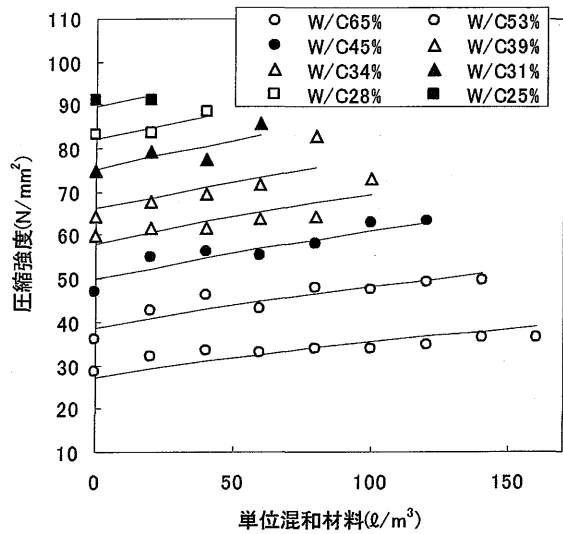


図-13 単位混和材料の変化に伴う圧縮強度 σ の変化(材齢28日)

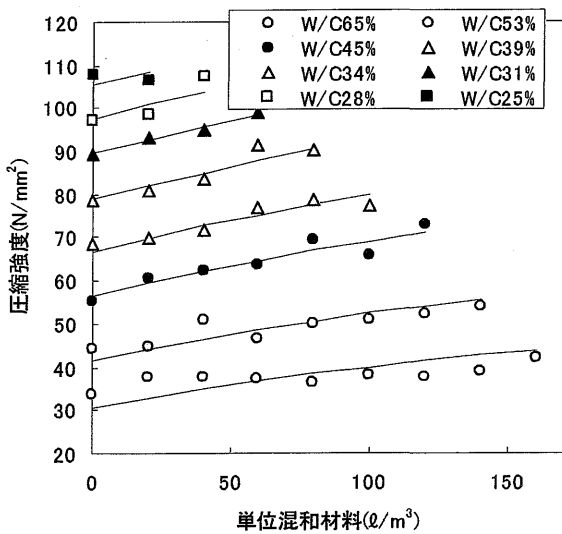


図-14 単位混和材料の変化に伴う圧縮強度 σ の変化(材齢91日)

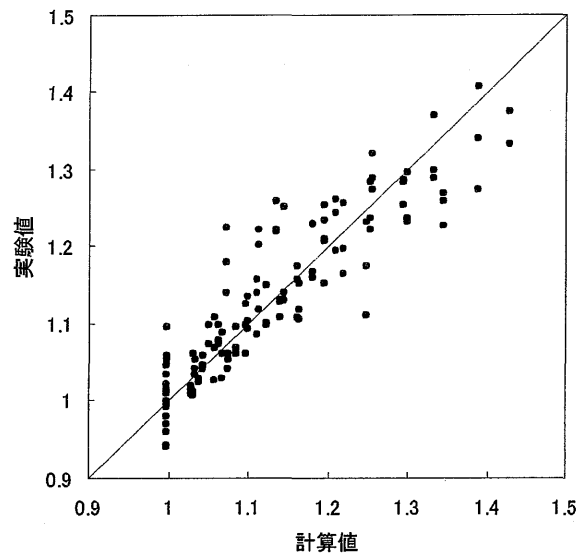


図-15 式(12)により求めた圧縮強度の変化 σ/σ_s の計算値と実験値の関係

品質であった。調合は表-4 に示すように単位水量を 185kg/m^3 に統一し、セメント、混和材および細骨材の絶対容積を変化させた計 44 調合である。粗骨材には碎石を想定し、試験体は粗骨材を除いたモルタルとした。空気量はコンクリート換算を行った値が $4.5 \pm 1.5\%$ の範囲に収まるよう調整した。試験体は $\phi 50 \times 100\text{mm}$ の寸法のもので作製し、試験材齢まで 20°C の環境下で封かん養生を行った。材齢 7, 28, 91 日に、JIS A 1108 に準じた圧縮強度試験を行った。

4.2 結果および考察

各材齢における単位混和材量の増加に伴う、圧縮強度 σ の変化を図-12~14 に示す。これまでの研究と同様に、単位混和材量が増加すると共に圧縮強度 σ は増加する傾向を示した。図中の曲線は式(12)の定数 k_3 を全調合・全材齢で 1.05 (回帰分析により求めた値の平均) に統一

し、粉体量の変化 Pow/Pow_s から求めた圧縮強度 σ の計算値である。水セメント比が 65%かつ単位混和材量が 40ℓ/m^3 以下の領域において、実験値と計算値に大きな差が生じている。これはブリーディング水が多量であったため、有効細孔量 P_E が変化したためと考えられる。

定数 k_3 を 1.05 とした式(12)を用いて、粉体量の変化 Pow/Pow_s から求めた圧縮強度の変化 σ/σ_s の計算値と実験値の比較を図-15 に示す。相関係数は 0.911 であった。強度が推定可能な基準調合を適切に設定すれば、式(12)を用いて圧縮強度 σ を推定できる。ただし、式(12)は有効細孔量 P_E が変化しない場合のみ成立する。このため式(12)の適用範囲は、石灰石粉などの反応性を有さない粉体を外割混合したコンクリートである。フライアッシュを外割混合したコンクリートにおいては、ポゾラン反応が顕在化しない若材齢にのみ適用可能である。

5. まとめ

本研究では、既存の強度理論を基に、圧縮強度と細孔空隙の相関性を、ゲルススペース比、有効細孔量、一定径以上の細孔量、平均細孔径等の指標を用いて考察し、これらの指数を用いた強度式の有効性について検討を行った。結果、Balshinの式とRyshkewitchの式の空隙量 P を20nm以上の細孔量 P_{20} とした強度式と、Knudsenの式の平均粒径 G を平均細孔径 \bar{d} 、空隙量 P を有効細孔量 P_E とした強度式が実験データと優れた対応を示した。また、調合から圧縮強度 σ を推定する式として式(12)を提案した。式(12)は有効細孔量 P_E がほぼ一定であることを条件に成立し、 P_{ov}/P_{ovs} から求めた圧縮強度の変化 σ/σ_s の計算値と実験値の相関係数は0.911であった。なお、本研究の実験結果において定数 k_3 は1程度であった。

謝辞

本研究は、科学研究費補助金基盤研究(C)「種々の副産粉体を外割大量混合した構造体コンクリートの構造性能・耐久性能(研究代表者:小山智幸, H20~H22)」の分担研究として助成を頂いて行った。また、実験の遂行にあたり、元長崎総合科学大学技術員助手の佐々木幸弘氏から多大な助力を頂いた。末尾ながら謝意を表す。

参考文献

- 1) 松藤泰典, 小山智幸, 船本憲治, 伊藤是清: 石炭灰を外割大量使用するコンクリートの調合に関する研究, コンクリート工学論文集, Vol.12, No.2, pp51-60, 2001年
- 2) 陶山裕樹, 小山智幸, 伊藤是清, 松藤泰典: 副産物系無機粉体を外割混合したコンクリートの強度発現性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, pp.269-274, 2006年
- 3) 陶山裕樹, 小山智幸, 小山田英弘, 松藤泰典: 無機粉体を外割混合したコンクリートの力学性状に及ぼす細孔空隙構造の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.1, pp.231-236, 2007年
- 4) T. C. Powers: The Physical Structure and Engineering of Concrete, Portland Cement Association Research Department Bull. 90, Chicago, 1958
- 5) T. C. Powers and T. L. Brownyard: Studies of the Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste, Journal of the American Concrete Institute, pp101-132, 249-336, 469-504, 1946, pp549-602, 669-712, 845-880, 933-992, 1947
- 6) M. Y. Balshin: Dependence of mechanical properties of metal powders on porosity and limiting properties of metal-ceramic materials, Doklady Akademii Nauk USSR 67, pp. 831-834, 1949
- 7) E. Ryshkewitch: Compression strength of porous sintered alumina and zirconia, Journal of American Ceramic Society, Vol.36, pp. 65-68, 1953
- 8) W. Duckworth: Discussion of Ryshkewitch paper by Winston Duckworth, Journal of American Ceramic Society, Vol.36, p. 68, 1953
- 9) 日本コンクリート工学協会: 反応モデル解析研究委員会報告書 (I), pp.115,117, 1996年
- 10) K. Takemoto, and H. Uchikawa: Proc. Of 7th International Congress on the Chemistry of Cement, Paris, Vol.1, pp.N2/1-2/29, 1980
- 11) 陶山裕樹, 小山智幸, 山口謙太郎, 小山田英弘, 打越元基, 伊藤是清, 松藤泰典: 副産物系無機粉体を外割混合したコンクリートの強度発現に関する研究 その2 材齢1年までの細孔空隙構造からの検討, 日本建築学会九州支部研究報告, 第46号・1, pp.85-88, 2007年
- 12) Griffith, A. A.: Phil. Trans. Roy. Soc., Vol.21, p.163, 1920
- 13) F. P. Knudsen: Dependence of Mechanical Strength of Brittle Polycrystalline Specimens on Porosity and Grain Size, Journal of American Ceramic Society, Vol.42, pp.366-387, 1959

(受理:平成22年6月10日)