

モンテカルロ法を用いた高流動コンクリートの限界粗骨材量推定方法

荻原淳平¹・中井雅司²・名和豊春³

¹正会員 工修 北海道電力株式会社 土木部土木技術グループ (〒060-8677 札幌市中央区大通東1-2)

²正会員 北海道電力株式会社 総合研究所土木グループ主査研究員 (〒067-0033 江別市対雁2-1)

³正会員 工博 北海道大学大学院工学研究科助教授 社会基盤工学専攻 (〒060-8628 札幌市北区北13西8)

本論は、材料品質が異なる粉体系高流動コンクリートの配合設計方法を確立するために、重要な配合因子である粗骨材量の推定方法を提案するものである。本手法は、自己充填性の限界状態を付着モルタル膜に覆われた粗骨材同士の架橋現象として捉え、粗骨材の粒度分布および架橋構造にモンテカルロ法を用いた確率モデルを適用し、粗骨材量を推定する方法である。また、本手法の妥当性を検証するために既往の研究結果と比較検討した。その結果、粗骨材の品質（粒度分布、形状）、モルタル性状（降伏値、単位容積質量）からU形充填装置の障害条件に対する限界の粗骨材量を推定できることが明らかとなった。この手法を用いることにより、粗骨材の品質やモルタル性状に係らず、任意の鉄筋障害条件に対し自己充填性が得られる粗骨材量が推定でき、配合設計への反映が可能となる。

Key Words : *self-compacting concrete, self-compactability, volume of coarse aggregate, wall effect, Monte-Carlo simulation*

1. 序論

我が国において高流動コンクリートは、「特殊コンクリート」としての位置付けが強く、一般的なコンクリートとしての普及には至っていない¹⁾。この原因としては、一般のコンクリートと比べ生コン出荷価格が高いことが挙げられている^{1),2)}。したがって、普及拡大を図るには、高流動コンクリートの低コスト化が重要な課題となる。この課題解決のための手段としては、リサイクル材料の利用等による材料コストの低廉化、製造や品質管理の簡素化などの他に、配合設計の省力化が考えられる。

著者らは、海外炭フライアッシュを用いた高流動コンクリートの配合設計の合理化を図るための諸研究を実施しており、本論は、これらのうち、配合設計の省力化を図るために、コンクリートの品質などに直接結びつく要因である粗骨材量の推定方法について提案するものである。

2. 限界粗骨材量の推定方法

自己充填性が重要な性能である高流動コンクリー

トの配合設計では、粗骨材量の決定が最優先である。これは、コンクリートを粗骨材とモルタルの2相材料とすると、モルタルを適性なレオロジー性状（降伏値、塑性粘度）に調整しても、粗骨材量がある限度を越えると自己充填性が得られない^{3),4)}ためである。この現象は、粗骨材の容積割合がある限度を越えると、粗骨材同士が互いに接触しやすくなり、鉄筋等の間隙において粗骨材同士の架橋現象（噛み合い）が生じるためである⁵⁾。

架橋現象を生じさせず自己充填性を得るための粗骨材量として日本建築学会では、単位粗骨材かさ容積 $Vg/Glim$ (Vg : 単位粗骨材絶対容積, $Glim$: 粗骨材の実積率) が $0.50 \sim 0.55 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 程度の範囲内になるように設定することを提案している⁶⁾。また、土木学会では、実積率の下限値を制約したうえで粗骨材量の範囲を規定している⁷⁾。このように、自己充填性が得られる粗骨材量は、粗骨材の実積率と深く関係があることが分かっている。これは、ある空間を粗骨材が通過する時、量が同じであれば実積率が大きいほど骨材粒子間距離が大きくなり⁸⁾、鉄筋等の間隙部で粒子相互の接触の可能性が低くなるためである。

しかし、松尾・小沢⁹⁾の報告によると、V漏斗流

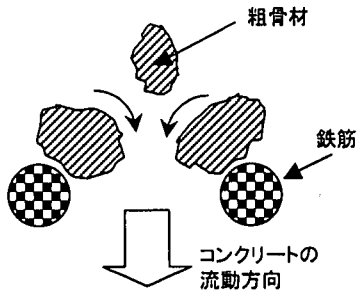


図-1 鉄筋通過時の粗骨材の挙動

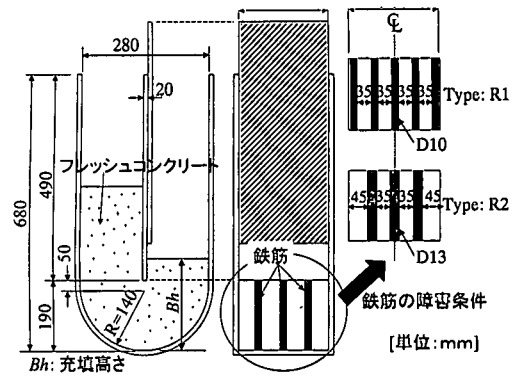


図-2 U形充填装置の概要

下試験による間隙通過性は、間隙が緩い条件であれば Vg/G_{lim} のみで評価可能としているが、間隙が厳しい条件では粒度分布の影響も考慮する必要があることを指摘している。著者らも既報¹⁰⁾において、U形充填装置(R1, R2)を用いた自己充填性に関する実験を行っており、松尾らの報告と同様な結果が得られ、 Vg/G_{lim} が同一でも粒度が細かいほど自己充填性が向上することを確認している。また、間隙通過性や自己充填性に及ぼす影響因子は、粒度分布の他に粗骨材の最大寸法 G_{max} ^{11),12)}や形状¹³⁾も関係することが報告されている。実績率は、これらの影響因子を総合的に評価する指標であると考えられるが、同一の実績率であってもそれぞれの因子の影響度合によって自己充填性は異なるものとなる。

自己充填性が得られる粗骨材量は、コンクリートが通過する間隙条件や粗骨材の品質の他にモルタルの流動性や粘性にも左右されると考えられる。したがって、自己充填性が得られる粗骨材量の算出にあたっては、従来の実績率のみで評価するのは困難であり、上記の各影響因子と自己充填性の関連性を整理することが必要であると考えられる。

本論は、以上の背景を踏まえて、自己充填性に影響を及ぼす因子を定量的に扱い、自己充填性が得られる粗骨材量を数値シミュレーションから推定する方法を提案するものである。

(1) 間隙部閉塞モデルのコンセプト

コンクリートの配合と間隙通過性の関係を把握するために、実験的検討や理論解析、数値解析¹⁴⁾など様々な研究が行われてきている。これらの中で、限界粗骨材量の推定方法に関しては、藤原ら¹³⁾が提案している間隙通過性の閉塞メカニズムモデルがある。彼らは、鉄筋間の粗骨材の架橋現象を図-1のように捉えており、鉄筋を通過するコンクリート中の粗骨材は、鉄筋に接触することで回転運動を行い、回転運動した粗骨材同士が鉄筋間隙部で接触し、安定

した構造を形成した場合に粗骨材同士が架橋して、コンクリートが閉塞すると仮定している。

著者らが提案するモデル(間隙部閉塞モデル)は、藤原らの閉塞メカニズムの考えを基に下記に示す5つの基本的な仮定条件を設定した。

- 1) 自己充填性の限界状態は、U形充填装置(図-2)の充填高さが30cmになる状態⁷⁾とし、鉄筋間隙付近で付着モルタル膜に覆われた粗骨材同士が架橋した際に生じる。ただし、モルタルと粗骨材が分離した状態で充填高さが30cmになる場合もあるが、ここでは材料分離が生じない場合を対象とする。なお、スランブフローの目安は土木学会高流動コンクリート施工指針に準拠して以下のとおりとする。
 - ・上限値：700mm (650+50mm)
 - ・下限値：500mm (550-50mm)
- 2) 鉄筋には、コンクリートが付着し拘束され、そのコンクリートは流動しないものとする。
- 3) 架橋現象は、鉄筋に付着し拘束されたコンクリート膜に覆われた鉄筋の間隙断面(有効間隙幅 $Le \times$ 高さ h)で生じる。ただし、有効間隙幅 Le は、鉄筋に付着し拘束されたコンクリート膜厚 c および鉄筋純間隔 L_0 から算出される ($Le=L_0-2c$)。
- 4) 粗骨材の形状は、長短比で表される楕円体とする。
- 5) 鉄筋間隙での粗骨材は、長径を直径とする回転運動を行うものとする。

なお、間隙部閉塞モデルでは、自己充填性の限界状態(U形充填高さ30cmになる状態)における粗骨材量を限界粗骨材量 Vg_{lim} (95%信頼区間)、また、後述するモンテカルロ法により得られる Vg_{lim} の95%信頼区間下限値で配合設計に用いる粗骨材量を許容限界粗骨材量 Vg_{lim}' と定義する。

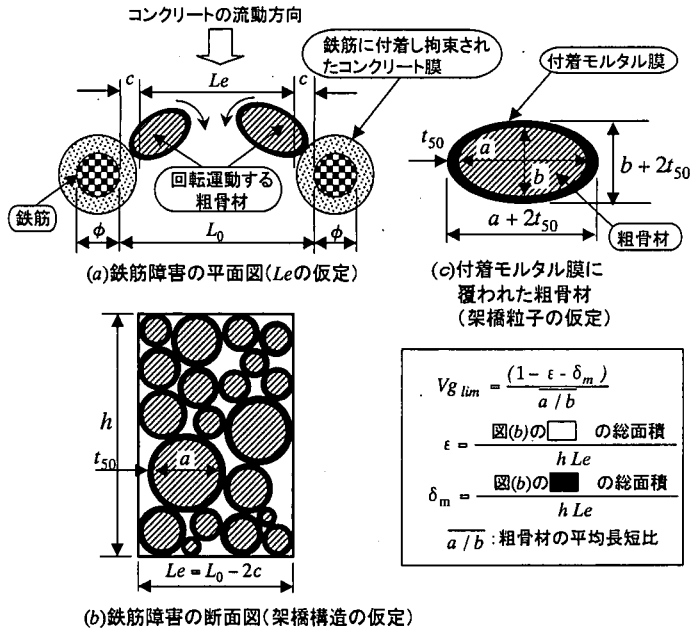


図-3 間隙部閉塞モデルのコンセプト

間隙部閉塞モデルを図-3に示す。このモデルは、U形充填装置の鉄筋障害の領域において、付着モルタル膜に覆われた粗骨材が回転しながら接触した後、間隙断面（有効間隙幅 Le 、高さ h ）で安定した構造（架橋）となり、自己充填性の限界状態を2次元問題として取り扱ったものである。

藤原らは、粗骨材同士が鉄筋の平均純間隔 L_0 で架橋するとしているが、著者らは平均純間隔 L_0 から付着拘束されるコンクリート膜厚 c を除いた有効間隙幅 Le で架橋すると仮定する。

架橋構造は、付着モルタル膜厚 t で覆われた長径 a 、短径 b の粗骨材（楕円体）が回転し接触して架橋すると仮定したことから、間隙断面において付着モルタル膜厚を有する直径 $a+2t$ の円が見掛け上接触した状態となる。したがって、限界粗骨材量 Vg_{lim} は、図中に示す間隙断面に占める楕円の総面積の割合として表し、式(1)で与えられる。

$$Vg_{lim} = \frac{(1 - \epsilon - \delta_m)}{a/b} \quad (1)$$

ここに、 Vg_{lim} : 限界粗骨材量 (m^3/m^3)

ϵ : 間隙断面 ($Le \times h$) における円形粒子 (径: $a+2t$) の空隙率

δ_m : 間隙断面 ($Le \times h$) における見掛け付着モルタル率

$\frac{a}{b}$: 粗骨材の平均長短比

式(1)の ϵ は、間隙断面の寸法、付着モルタル膜厚、モンテカルロ法を適用した粗骨材の粒度分布および

架橋構造が考慮された空隙率として算出される。間隙部閉塞モデルでは、 ϵ および δ_m が大きく、粗骨材の形状が扁平になるほど、自己充填性の得られる粗骨材量が減少する。

粒状体や粉体を容器に充填した場合の空隙率は、容器の寸法や形状の影響を受け、充填粒子は容器壁近傍に近づくほど充填されにくくなる。この影響は、粉体工学の分野において壁効果¹⁵⁾と呼ばれ、単一粒径の場合、容器径が小さくなるほど、壁効果により空隙率が大きくなる。したがって、粗骨材とモルタル性状が同じ (a/b , δ_m が同じ) でも、コンクリートが通過する間隙断面が小さくなるほど、式(1)に示す空隙率が大きくなり、 Vg_{lim} が小さくなる。

一方、著者らと異なる充填装置を対象とした藤原らの限界粗骨材量（原文では X_{vt} ）は、式(2)で与えている。

$$Vg_{lim} = \frac{(1 - \epsilon_{min})}{a/b} - \Delta Vg \quad (2)$$

ここに、 ϵ_{min} : Horsfield の最密充填配置による空隙率 (原文では $\epsilon_{min}=0.19$)

ΔVg : 鉄筋純間隔中央部による粗骨材量の増加量 (m^3/m^3) (原文では X_s)

式(2)は、壁効果の影響による ΔVg や空隙率 ϵ_{min} をある条件下に固定して別々に算出しているが、壁効果は、本来、空隙率に含まれるものである。また、空隙率は、充填粒子の粒度分布や充填構造（本論では粗骨材の架橋構造に相当）および容器寸法（鉄筋間

隙寸法に相当)などにより異なるため、これらの複合体として考えるのが妥当である。

著者らの限界粗骨材量の推定方法は、藤原らの閉塞メカニズムモデルの概念を基本として、空隙率の考え方に修正を加え、モルタル性状、粗骨材の粒度分布を勘案して、任意の鉄筋障害条件にも対応できる限界粗骨材量の推定方法を提案するものであり、算出結果に対して統計評価が可能な点と粗骨材の粒度分布を考慮していることからモルタル性状の相違による限界粗骨材量が算出できる点にその特徴を有し、推定精度も高いモデルといえる。

(2)粗骨材粒子のモデル化

a)粒度分布の定量化

自然現象や社会現象の確率事象の多くは、正規分布で表わされることはよく知られている。これに対し、粉体の粒度分布は、出現頻度のピークが細かい粒子径の方に偏り、粗い粒子径側に尾をひいた非対象分布となりやすいため、粉体工学の分野では、このような分布を表現する関数として、2つのパラメータを有する対数正規分布や Weibull 分布 (Rosin-Rammler 分布) がよく用いられている¹⁶⁾。粗骨材は、粒体に属するが、粒度分布形状は粉体と同様と考え、本論では、式(3)で与えられる Weibull 分布の確率密度関数¹⁷⁾を採用することとした。

$$f(d') = \frac{p}{\theta} \left(\frac{d'}{\theta}\right)^{p-1} \exp\left[-\left(\frac{d'}{\theta}\right)^p\right] \quad (3)$$

ここに、 $f(d')$: 個数基準の確率密度関数

d' : $d'-5$ (粗骨材の最小径 5mm の場合)

d : 粗骨材の粒子径 (mm)

p, θ : パラメータ

式(3)はパラメータ p, θ が決まれば確率密度関数が決まり、 p は確率密度関数の形、 θ は広がりに関係するパラメータである。

本章(5)節では、任意の粒度分布に従う粒子径をランダムに発生させる必要があるため、式(3)は粗骨材粒子の個数に基づく関数でなくてはならない。JIS A 1102 で測定した粗骨材の粒度分布は、粗骨材粒子質量に基づくデータから作成されるため、個数測定による粒度分布と一致しない¹⁶⁾。個数基準の粒度分布を得るには、JIS A 1102 で得た質量データを式(4)を用いて個数データへ変換する必要がある。なお、式(4)は、以降の計算に影響しない程度に簡略化したものであり、厳密な意味で各粒径区分の質量を個数へ変換するものではない。

$$f_i = \frac{W_i}{ds_i^3} \quad (4)$$

ここに、 f_i : 粒径区分 i の個数

i : 粒径区分 No ($i=1\sim 4, G_{max}=20\text{mm}$)

$i=1$ の場合、粒径区分 5~10mm

$i=2$ の場合、粒径区分 10~15mm

$i=3$ の場合、粒径区分 15~20mm

$i=4$ の場合、粒径区分 20~25mm

W_i : 粒径区分 i のふるいに留まる質量割合 (%)

ds_i : 粒径区分 i の代表径 (mm)

$i=1$ の場合、 $ds_1=7.5\text{mm}$

$i=2$ の場合、 $ds_2=12.5\text{mm}$

$i=3$ の場合、 $ds_3=17.5\text{mm}$

$i=4$ の場合、 $ds_4=22.5\text{mm}$

個数基準の粒度分布の平均値 μ と標準偏差 σ は、それぞれ式(4)を用いて式(5)、式(6)で得られる。

$$\mu = \sum_{i=1}^4 (ds_i - 5) f_i / \sum_{i=1}^4 f_i \quad (5)$$

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^4 (ds_i - 5 - \mu)^2 f_i / \sum_{i=1}^4 f_i} \quad (6)$$

これらの式から、式(3)のパラメータ p は、式(7)を解くことで得られる¹⁸⁾。

$$\frac{\sqrt{\left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{p}\right) - \left[\Gamma\left(1 + \frac{1}{p}\right)\right]^2\right]}}{\Gamma\left(1 + \frac{1}{p}\right)} - \frac{\sigma}{\mu} = 0 \quad (7)$$

ただし、 $\Gamma(s) = \int_0^{\infty} x^{s-1} e^{-x} dx$

また、パラメータ θ は、式(7)で p が求まったので、式(8)から求めることができる¹⁸⁾。

$$\theta = \frac{1}{\mu} \Gamma\left(1 + \frac{1}{p}\right) \quad (8)$$

以上で式(3)のパラメータの推定が可能となる。本来であれば、個数基準の粒度分布が式(3)で表わされるかどうかの適合度検定¹⁹⁾を行わなくてはならない。しかし、自由度 df (df =粒径区分数-1-推定パラメータ数)に従うカイ 2 乗分布において統計量を検定するためには、今回の粒径区分数では少なすぎたことから検定が不可能であった。検定を行うためには、ふるい分けの粒径区分を増やすことが必要であるが、ここでは現実的ではないと考えられる。

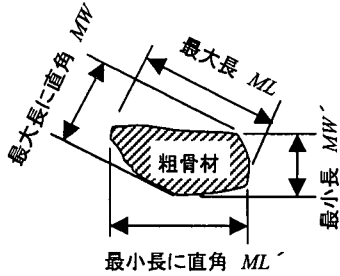


図-4 長短比の測定方法

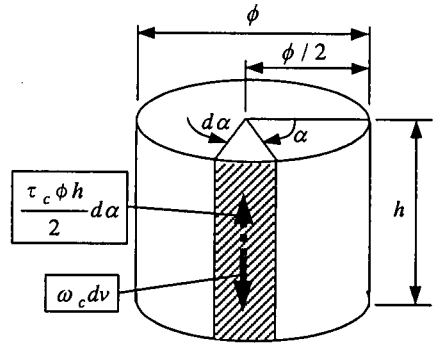


図-5 鉄筋表面の微小面積に作用する力

b) 粒子形状の定量化²⁰⁾

粒子形状を定量化する方法の一つとして、三軸径がある。これは、粒子内の直交する三軸を考え、その長径 a 、短径 b 、厚さ e を測定し、それらの比 a/b 、 b/e から粒子の形状を評価するものである。粒子形状を定量化するには、3次元で表現するのが理想であるが、本論では、測定の簡略化などを勘案し、2次元問題として扱い、粗骨材の投影断面から長径と短径の測定を行って定量化した。

測定の際に注意することは、長径を先に測定するか、あるいは、短径を先に測定するかによって長短比が異なることである。本論では、粗骨材の回転運動を仮定しているため、図-4 に示すように長径を先に測定する方法を採用した。したがって、長短比は式(9)で算出した。

$$a/b = \frac{ML}{MW} \quad (9)$$

ここに、 a/b : 長短比

ML : 粗骨材粒子の最大長 (= 長径 a)

MW : 最大長に直角方向の長さ (= 短径 b)

(3) 付着モルタル膜厚の算出

高流動コンクリートのコンクリート性状やモルタル性状は、降伏値と塑性粘度で表されるビンガムモデルで表現できることが一般的に知られている²¹⁾。木村ら²²⁾は、コンクリートをビンガムモデルとしたモルタルと粗骨材の2相材料と考え、直径 d の球と仮定した粗骨材1個に付着するモルタル質量を式(10)で算出している。

$$W_m = \frac{5\pi d^2 \tau_m}{6 \cdot 102} \quad (10)$$

ここに、 W_m : 1個の球に付着するモルタル質量(g)

d : 粒子径(cm)

τ_m : モルタルの降伏値(Pa)

太田²³⁾によると、粗骨材(碎石)の表面積は、実験から粗骨材と同一体積球の表面積の約1.85倍に相当するとしていることから、本論では、粗骨材を楕円体と仮定し、式(10)を式(11)に示す楕円体1個に付着するモルタル質量に変換することとした。

$$W_m' = 1.85 \frac{5\pi}{6} (ab^2)^{2/3} \frac{\tau_m}{102} \quad (11)$$

ここに、 W_m' : 1個の楕円体に付着するモルタル質量(g)

a : 長径(cm)

b : 短径(cm)

τ_m : モルタルの降伏値(Pa)

モルタルが楕円体表面に一定厚 t の厚さで付着すると仮定した際の楕円体1個に付着するモルタル体積は、式(12)で与えられる。

$$V_m' = \frac{\pi}{6} [(a+2t)(b+2t)^2 - ab^2] \quad (12)$$

ここに、 V_m' : 1個の楕円体に付着するモルタル体積(cm^3)

a : 長径(cm)

b : 短径(cm)

t : 付着モルタル膜厚(cm)

したがって、式(11)および式(12)より付着モルタル膜厚は、式(13)で与えられる。

$$4t^3 + 2(a+2b)t^2 + (2ab+b^2)t - \frac{9.25(ab^2)^{2/3} \tau_m}{2\omega_m \cdot 102} = 0 \quad (13)$$

ここに、 t : 楕円体に付着する付着モルタル膜厚(cm)

a : 長径(cm)

b : 短径(cm)

ω_m : モルタルの単位容積質量 (g/cm^3)

τ_m : モルタルの降伏値 (Pa)

(4) 鉄筋に拘束されるコンクリート膜厚の算出

図-3 では、モルタルと粗骨材の分離は対象外とするため、鉄筋には、コンクリートが付着し拘束され、そのコンクリートは流動しないものと仮定した。以下に鉄筋表面に作用する力の釣り合いから鉄筋に拘束されるコンクリート膜厚 c を算出する。

鉄筋表面では、コンクリートの流速が $0\text{cm}/\text{sec}$ と考えられるため、図-5 より鉄筋の微小面積 $\phi h/2d\alpha$ に作用する鉛直方向の力の釣り合いにより式(14)が導かれる²²⁾。

$$\omega_c dv = \frac{\tau_c \phi h}{2} d\alpha \quad (14)$$

ここに、 ω_c : コンクリートの単位容積質量 (g/cm^3)

dv : 微小面積上に拘束されるコンクリートの微小体積

τ_c : コンクリートの降伏値 (g/cm^2)

ϕ : 鉄筋径 (cm)

h : 鉄筋の長さ (cm)

式(14)を α について積分し、鉄筋に拘束されるコンクリート質量が式(15)で得られる。

$$\omega_c V_c = \int_0^{2\pi} \frac{\tau_c \phi h}{2} d\alpha = \pi \phi h \tau_c \quad (15)$$

ここに、 $\omega_c V_c$: 鉄筋に拘束されるコンクリート質量 (g)

コンクリートが鉄筋表面に一定厚 c の厚さで拘束されると仮定した際の鉄筋1本に拘束されるコンクリート体積は、式(16)で与えられる。

$$V_c = \pi h \left[\left(\frac{\phi}{2} + c \right)^2 - \left(\frac{\phi}{2} \right)^2 \right] \quad (16)$$

ここに、 V_c : 1本の鉄筋に拘束されるコンクリート体積 (cm^3)

c : コンクリート膜厚 (cm)

式(16)に式(15)を代入すると、コンクリート膜厚は、式(17)で与えられる。

$$c = \frac{1}{2} \left(\sqrt{\phi^2 + \frac{4\phi \tau_c}{\omega_c}} - \phi \right) \quad (17)$$

ここに、 τ_c : コンクリートの降伏値 (Pa)

小村ら²⁴⁾によると、コンクリートの降伏値は、コンクリートの単位容積質量 (密度) $\omega_c = 2.3\text{g}/\text{cm}^3$ と

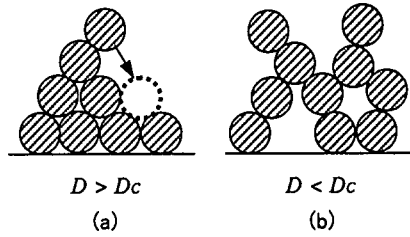


図-6 粒子の充填モデル

すると式(18)で与えられる。

$$\tau_c = \frac{9.12}{Sf^2} \times 10^7 \quad (18)$$

ここに、 Sf : コンクリートのスランブフロー (mm)

土木学会の高流動コンクリート施工指針⁷⁾によるとコンクリートのスランブフローは、高流動コンクリートの種類によらず7割以上が600~700mmで施工されている。本論でもコンクリート膜厚は、流動するコンクリートが鉄筋障害を通過する際の厳しい条件 (Le が小さい) を想定して、スランブフロー $Sf=600\text{mm}$ とし(18)式から降伏値を算出し、 $\omega_c = 2.3\text{g}/\text{cm}^3$ として式(17)から算出した。

(5) 付着モルタル膜に覆われた粗骨材粒子の架橋構造のモデル化

本章(1)節では、自己充填性の限界状態を2次元の間隙断面において円形粒子 (直径 $=d+2t$) が相互に接触し、安定した構造 (架橋構造) と定義したため、円形粒子の架橋構造のモデル化が必要となる。本節では、この架橋構造を円形粒子の充填構造として捉え、その作成方法について述べる。

a) 架橋構造の仮定

粒子の大きさによって充填構造が異なることが知られており、この充填構造の差異を説明するモデルとして図-6 が考えられている²⁵⁾。図は、対象とする充填粒子の径 D が、限界粒子径 Dc より大きい小さいかで充填構造が異なることを示しており、図-6 (a)のような粒子 ($D > Dc$) は、粒子間相互作用力 (付着力、凝集力) に比べ、粒子の重力が卓越するため、力学的に最も安定な位置まで転がり落ち充填されていく。これに対し、図-6(b)のように粒子 ($D < Dc$) が小さくなり、軽くなると粒子間相互作用力によって最初に接触した位置に固定されて、空隙率の大きな充填構造となる。この限界粒子径 Dc は、粒子の重力と粒子間相互作用力が等しくなる粒子径を意味しており、30~50 μm 程度といわれている。本論で対象とするのは粗骨材であり、最小粒子径は5mmであることから、図-6 (a)の充填構造を架橋構造の対象とした。

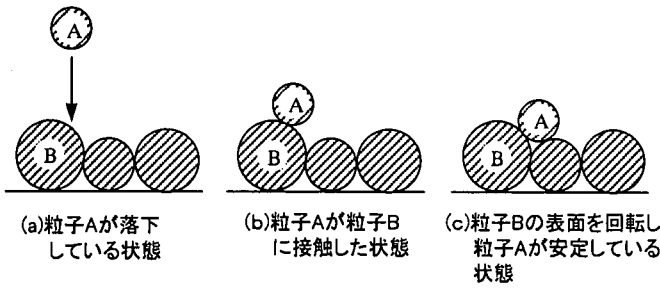


図-7 粒子の充填挙動

b) 仮定した充填構造の作成方法

ランダムな現象である球形粒子の充填構造を作成する手法として、球形粒子充填のランダム挙動を乱数により再現するモンテカルロ法²⁶⁾が適用されている。モンテカルロ法を適用した球形粒子充填の研究の中で、伊藤ら²⁷⁾は、不連続粒度分布の球形粒子充填シミュレーションを行っている。本論では、図-6(a)の充填構造と同様な構造が得られる伊藤らの充填挙動を採用し、連続粒度分布へ拡張した2次元の円形粒子充填プログラムを作成した。その手順および方法は、粒度分布に則した粒径を有する円形粒子をWeibull 擬似乱数により発生させ、これを充填層上部のランダム（一様擬似乱数）な位置にセットする。次に、セットした円形粒子を下記の3つの仮定に基づき垂直に落下させるものである。

- 1) 円形粒子は、個別に落下する。
- 2) 円形粒子は、衝突してもはずまない。
- 3) 充填された円形粒子は衝突によって移動しない。

なお、落下する円形粒子は、充填済みの円形粒子に接触し力学的に最も安定な位置まで転がり落ちた場所で停止すると仮定した。仮定した粒子の充填挙動を図-7に、充填構造の作成フローを図-8に示す。

充填構造の作成に用いたプログラム言語は、Visual Basic6.0 (Microsoft 社)^{28), 29)}。また、プログラムで使った Weibull 擬似乱数は、式(19)で与えた¹⁷⁾。

$$d' = \theta(-\log_e U)^{\frac{1}{p}} \quad (19)$$

ここに、 d' : Weibull 擬似乱数により発生する粒径 (mm)

U : 区間 (0, 1) の一様擬似乱数

p, θ : 式(3)のパラメータ

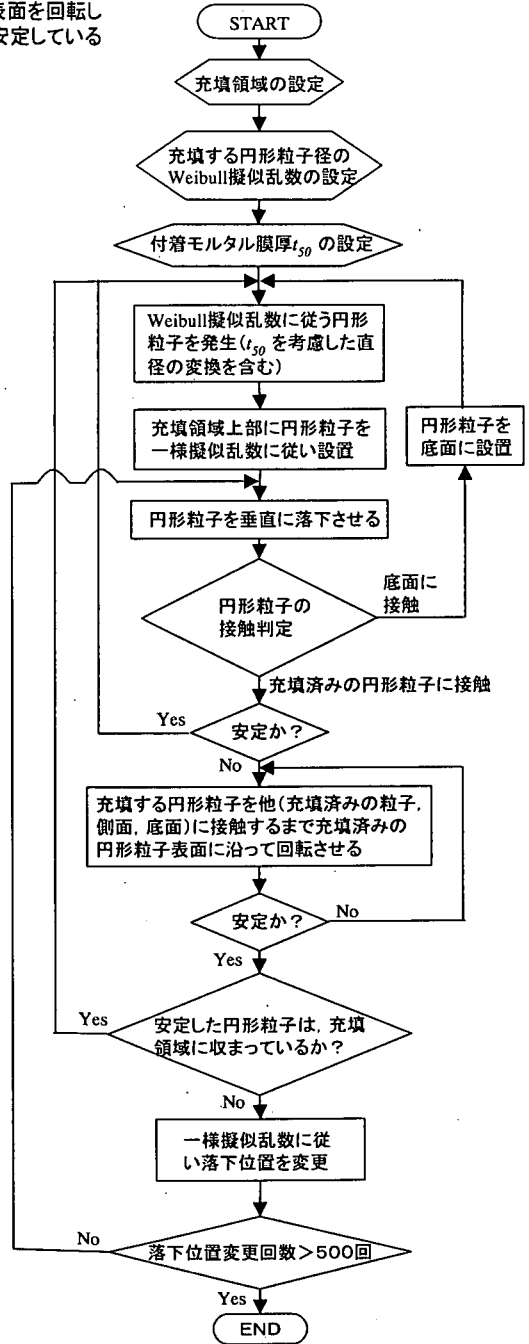


図-8 充填構造の作成フロー

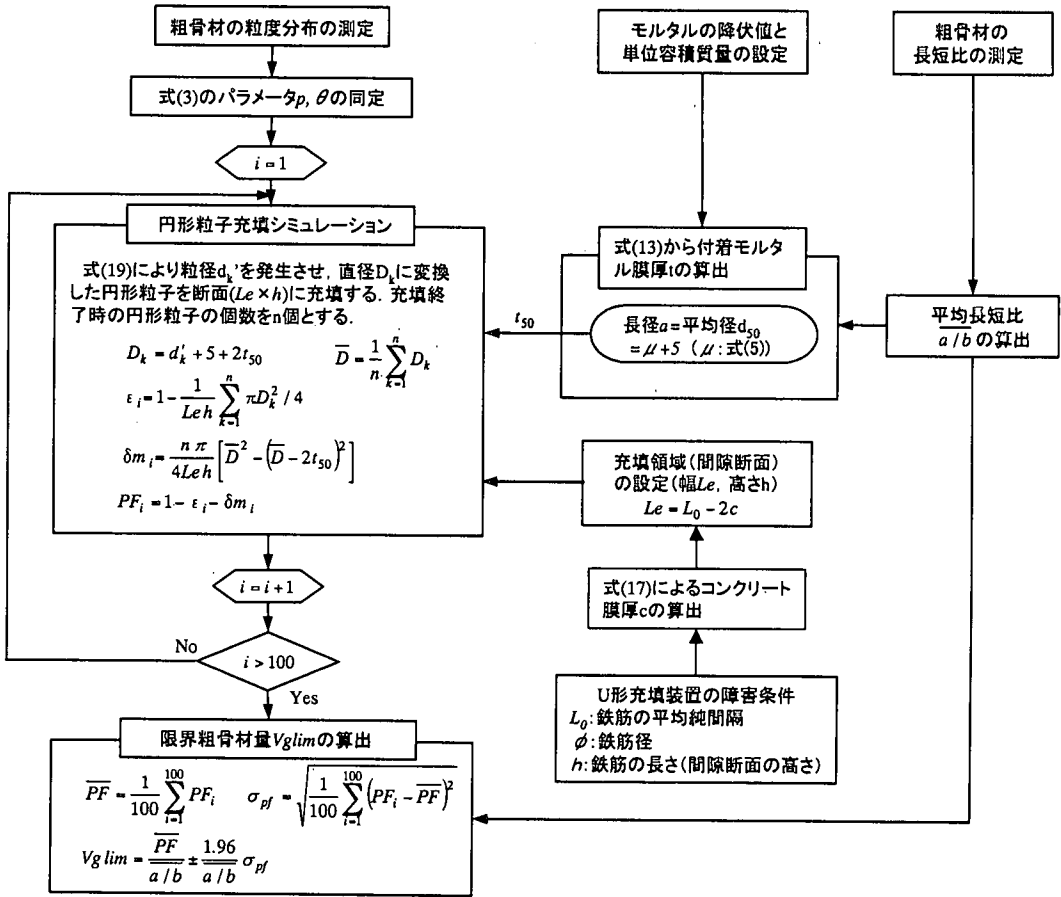


図-9 限界粗骨材量の算出フロー

(6)限界粗骨材量の算出方法

図-9は、モンテカルロ法を用いた限界粗骨材量の算出フローを示したものである。円形粒子充填シミュレーションで使用する付着モルタル膜厚は、計算の簡素化を図るために、平均径 d_{50} に対する膜厚 t_{50} とした。また、円形粒子充填シミュレーションの試行回数は、限界粗骨材量 V_{glim} の95%信頼区間の精度を高めるため100回³⁰⁾とした。

3. 間隙部閉塞モデルの検証

間隙部閉塞モデルの妥当性を検証するために、既往の研究で得られている実験結果との比較検討を行った。なお、モデル解析に用いた入力値の求め方は、表-1に示すとおりで、コンクリート膜厚 c を設定するコンクリート性状を共通の値にした他は既往の実験条件に適合させ、図-9の算出フローに基づき、限界粗骨材量 V_{glim} を算出した。

(1)粗骨材の粒度分布の影響

図-10および図-11は、著者らが既報¹⁰⁾で示した実験結果で、粒度分布の違いにより自己充填性が得られる限界粗骨材量 V_{glim} が異なる例を示したものである。図中の最大U形充填高さは、各単位粗骨材絶対容積 V_g において水粉体比容積比 V_w/V_p を変化させ、その他の配合条件(表-2)は同一として求めたものである。なお、限界粗骨材量 V_{glim} は、最大U形充填高さ Bh_{max} が30cmに相当する粗骨材量としている。

実験に用いた粗骨材の粒度分布および実積率を図-12、図-13に示す。

以下に間隙部閉塞モデルによる限界粗骨材量 V_{glim} の推定値と実験結果の比較について記述する。

a)間隙部閉塞モデルで使用するパラメータの設定

①粒度分布:

解析に使用した粗骨材の粒度分布は、図-12を2章(2)節の個数基準の確率密度関数に変換した。その結果を図-14に示す。

表-1 解析に用いる入力値とその求め方

解析に用いる入力値		入力値の求め方
記号	定義	
θ, p	粗骨材の個数基準粒度分布に従う確率密度関数の定数	(1)節: 測定した粒度分布より求める (2)節: 粗骨材の粗粒率より推定
t_{so}	付着モルタル膜厚	下記の値を式(13)に代入し求める
ε_m	モルタルの降伏値	(1)節: 測定したモルタルフローより推定 (2)節: モルタル降伏値の測定結果を入力
ω_m	モルタルの単位容積質量	(1)節,(2)節: コンクリート配合より求める
d_{50}	粗骨材の平均径(個数基準粒度分布における)	(1)節,(2)節: $\mu+5(\text{mm})$ 。ただし、 μ は式(5)より求める
a/b	粗骨材の平均長短比	(1)節: 長短比の測定結果を入力 (2)節: 実積率から推定
L_c	間隙部の有効間隙幅	$L_c = L_0 - 2c$ として算出
L_0	鉄筋の平均純間隔	(1)節,(2)節: 鉄筋障害条件を入力
c	鉄筋に拘束されるコンクリート膜厚	(1)節,(2)節: $S_f=600\text{mm}$, $\omega_c=2.3\text{g/cm}^3$ として、 ϕ から式(17)より求める
ϕ	鉄筋径	(1)節,(2)節: 鉄筋障害条件を入力
h	間隙部の高さ	(1)節,(2)節: 鉄筋障害条件を入力

表-2 配合条件

Vf/Vp (%vol)	Vs/Vm (%vol)	Wsp/Wp (%wt)	Va (%)
50	45	1.5	6±1

Vf/Vp: 粉体容積に対するフライアッシュの容積置換率
Vs/Vm: モルタル容積に対する細骨材容積比
Wsp/Wp: 粉体質量に対する高性能AE減水剤添加率
Va: 空気量

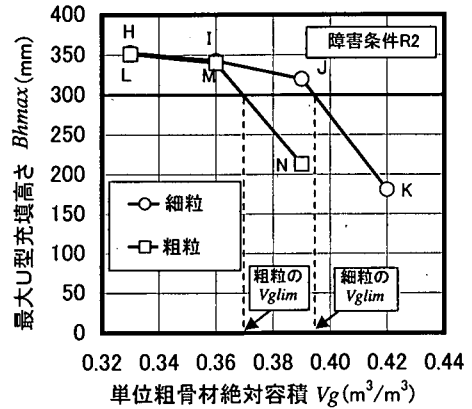
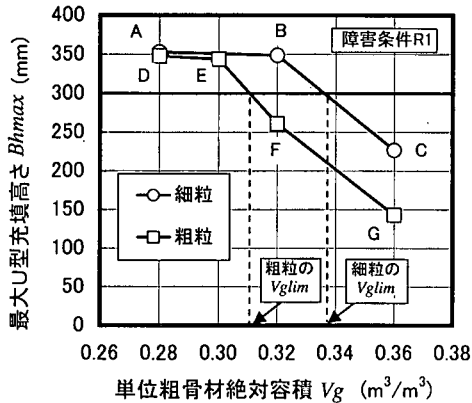


図-10 単位粗骨材絶対容積と最大充填高さとの関係 (R1)

図-11 単位粗骨材絶対容積と最大充填高さとの関係 (R2)

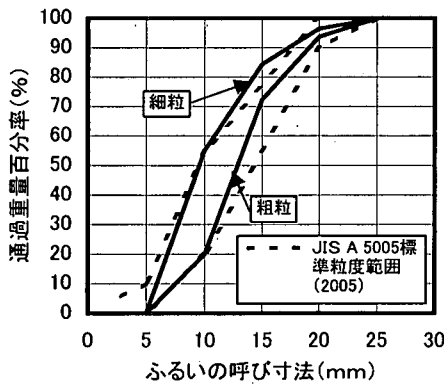


図-12 粗骨材の粒度分布

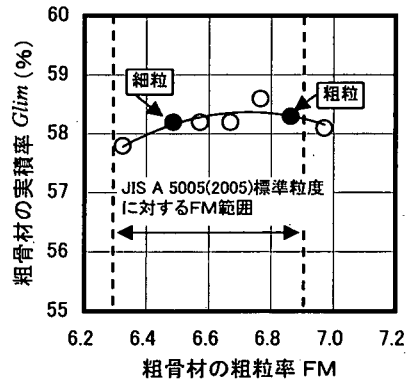


図-13 粗骨材の実積率

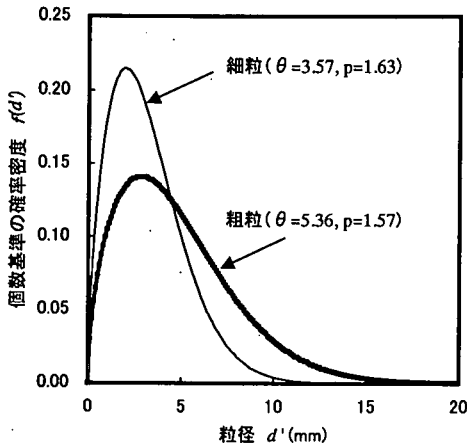


図-14 各粒度分布の確率密度関数

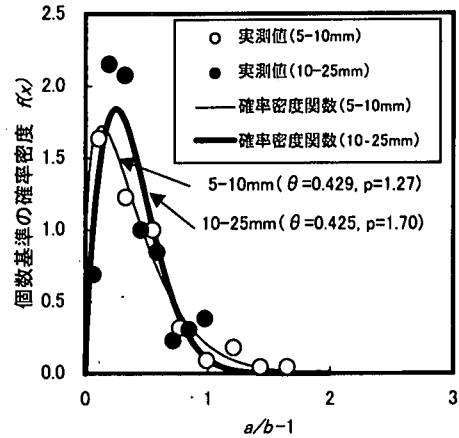


図-15 長短比の実測データと確率密度関数

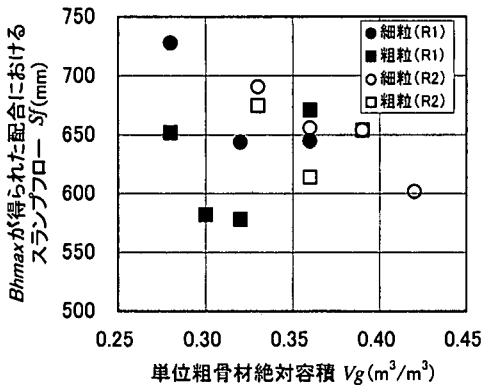


図-16 単位粗骨材絶対容積とスランプフローの関係

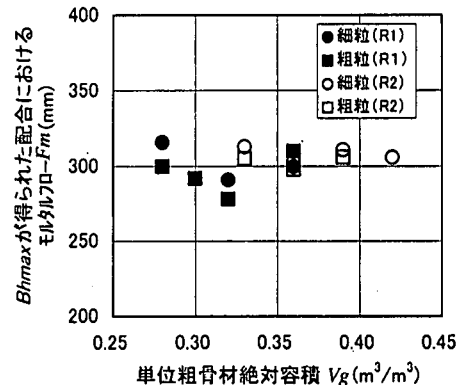


図-17 単位粗骨材絶対容積とモルタルフローの関係

②平均長短比：

粗骨材の長短比測定には、画像入力装置としてデジタルカメラ、画像解析装置としてパソコンと市販ソフトを用いた。粗骨材を粒径区分 5-10mm と 10-25mm の 2 つの粒子群に分け、粒径区分ごとに撮影した。また、撮影した画像をパソコン内に取り込み、市販ソフト Power Point 97 (Microsoft 社)を用い長径と短径を求め、式(9)により長短比を算出した。なお、粗骨材の標本個数は、無作為に各々100個抽出した。

実験¹⁰⁾では、粗骨材を粒径区分 5-10mm と 10-25mm の粒子群から各々質量割合 (細粒の場合は粒径区分 5~10:10~25mm=55:45, 粗粒の場合は 20:80) で混合してコンクリートを練り混ぜたことから、平均長短比もこれと同様に算出した。すなわち、実測した粒径区分ごとの長短比を式(3)の Weibull 分布の確率密度関数に当てはめ定量化した。図-15 に実測したデータと実測データを当てはめた確率密度関数を

示す。なお、粒径区分ごとに適合度検定を行い、有意水準 5%で適合していることを確認している。解析で使用した平均長短比は、粒径区分ごとに長短比の確率密度関数に従う乱数を発生させ、粒径区分ごとの長短比分布から、合計 500 個になるよう個数割合に従い別々に抽出し、その平均値を用いた。なお、発生させた全ての乱数は、有意水準 5%検定(頻度検定と系列相関検定)^{31),32)}を満足することを確認している。

③モルタル性状：

モルタル性状を定量化するためには、コンクリート中のモルタルの単位容積質量および降伏値を設定する必要がある。

図-16 および図-17 は、図-10 および図-11 に示したコンクリートのスランプフローとモルタルフロー (5mm ふるいによりウェットスクリーニングしたモルタルを対象) に及ぼす単位粗骨材絶対容積 V_g

表-3 配合ケース

水粉体質量比 Ww/Wp (%)	細骨材容積比 Vs/Vm (%vol)	単位粗骨材絶対容積 Vg(m ³ /m ³)	高性能AE減水剤添加率 Wsp/Wp (%)	空気量 Va (%)
32.4	0.35~0.55	0.25	1.5~1.9	6±1
		0.28		
		0.30		

表-4 使用材料

材料名	諸元
普通ポルトランドセメント	密度3.16g/cm ³ 、 ブレン比表面積3360cm ² /g
海外炭フライアッシュ(北電苫東2号機産)	PR/BA炭(強熱減量1.8%、メチレンブルー吸着量0.64mg/g、密度2.13g/cm ³ 、ブレン比表面積2790cm ² /g、密かさ比重1.221g/cm ³ 、充填率57.3%)
骨材	浜厚真産陸砂(表乾密度2.70g/cm ³ 、単位吸水率2.13%、FM2.48、実積率65.5%) 手稲産砕石2005(表乾密度2.68g/cm ³ 、単位吸水率1.44%、FM6.84、実積率59.3%)
高性能AE減水剤	ポリカルボン酸エーテル系と架橋ポリマーの複合体
空気量調整剤	AE剤(高アルキルカルボン酸系)

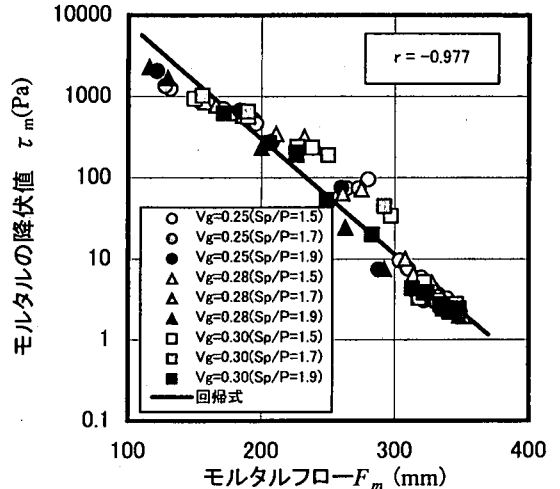


図-18 モルタルフローと降伏値の関係

表-5 各配合におけるモルタル性状

障害条件	粒度分布	配合名	Vg (m ³ /m ³)	各材料の単位量 (kg/m ³)				モルタル性状		
				W	C	F	S	単位容積質量 (g/cm ³)	モルタルフロー (mm)	降伏値 (Pa)
R1	細粒	A	0.28	172	302	218	805	2.08	316	7
		B	0.32	168	276	199	766	2.05	291	15
		C	0.36	160	252	182	707	2.03	300	11
	粗粒	D	0.28	161	319	230	805	2.10	300	12
		E	0.30	158	309	223	780	2.10	292	15
		F	0.32	151	299	216	756	2.09	278	24
		G	0.36	163	246	177	707	2.02	310	8
R2	細粒	H	0.33	159	279	201	744	2.06	313	8
		I	0.36	160	252	182	707	2.03	303	10
		J	0.39	151	239	172	671	2.02	311	8
	粗粒	K	0.42	143	226	163	634	2.01	305	9
		L	0.33	154	287	207	744	2.08	305	10
		M	0.36	142	280	202	707	2.08	298	12
		N	0.39	151	239	172	671	2.02	306	9

の影響を示したものである。なお、図中のデータは、コンクリートが分離しない範囲で得られた最大のスランブフローおよびモルタルフローを示している。図から鉄筋障害条件に係らず、細粒は、粗粒に比べ Vg が同じであればスランブフローが大きくなる傾向を示した。また、モルタルフローも同様な結果であった。これより、粗骨材の粒度が細粒ほど、コンクリートが分離せずに流動性が高まり、自己充填性を向上させ、結果として限界粗骨材量が多くなったものと考えられる。したがって、実験¹⁰⁾では、粒度分布の違いによりモルタル性状が異なったものと考えられることから、解析に用いるモルタル性状を粒度分布ごとに設定する必要がある。実験¹⁰⁾では、モ

ルタルの降伏値を測定しなかったため、ウエットスクリーニングによるモルタルフローと降伏値の関係を新たな実験から設定することとした。実験に使用したコンクリートの配合ケースを表-3に、使用材料を表-4に示す。なお、コンクリートの練混ぜ方法は、前述の実験¹⁰⁾と同一とした。図-18は、モルタルフローと降伏値の関係を示したもので、これらの関係を回帰した結果を式(20)に示す。なお、降伏値は、回転粘度計(HAAKE社製RS150、羽根形センサー)を用いて応力制御方式(最小応力0.05Pa)で測定した。

$$\log_{10} \tau_m = -0.0142 F_m + 5.32 \quad (20)$$

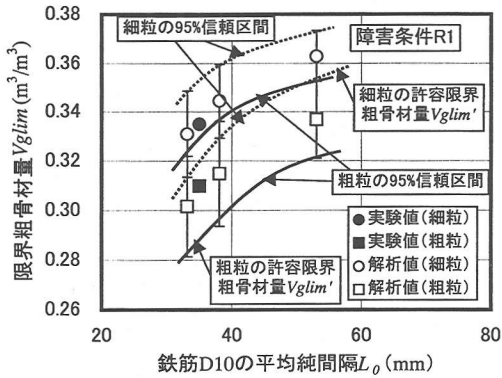


図-19 実験値と解析値の比較 (障害条件 R1)

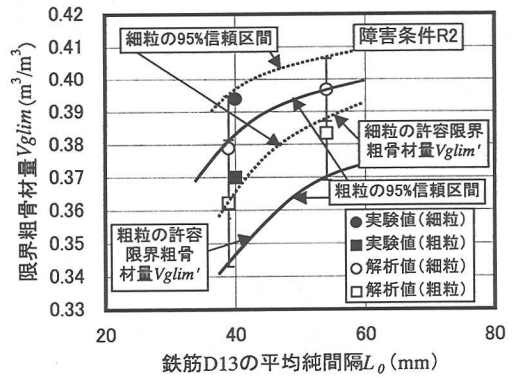


図-20 実験値と解析値の比較 (障害条件 R2)

表-6 解析パラメータ

障害条件	粒度分布	解析パラメータ									
		粗骨材の品質				モルタル性状			鉄筋障害条件		コンクリート膜厚 c (mm)
		θ	p	平均径 d_{50} (mm)	平均長短比	単位容積質量 (g/cm^3)	降伏値 (Pa)	付着モルタル膜厚 t_{50} (mm)	平均純間隔 L_0 (mm)	鉄筋径 ϕ (mm)	
R1	細粒	3.57	1.63	8.2	1.45	2.04	13	0.8	35	10	6.5
	粗粒	5.36	1.57	9.8	1.47	2.09	19	1.0			
R2	細粒	3.57	1.63	8.2	1.45	2.02	9	0.5	40	13	7.0
	粗粒	5.36	1.57	9.8	1.47	2.05	11	0.7			

ここに、 τ_m : モルタルの降伏値 (Pa)

F_m : モルタルフロー (mm)

以上の結果に基づいて求めた図-10 および図-11 に示したコンクリート中のモルタルの単位容積質量および降伏値の推定値を表-5 に示す。解析に用いるモルタル性状は、各鉄筋障害条件において粒度分布ごとに限界粗骨材量 V_{glim} を挟む 2 点の配合 (表-5 の \square) の平均値を用いることとした。

④コンクリート膜厚の設定:

鉄筋に拘束されるコンクリート膜厚は、式(17)より算出した。結果を以下に示す。

障害条件 R1 ($L_0=35$ mm, 鉄筋径 ϕ 10mm) : $c=6.5$ mm

障害条件 R2 ($L_0=40$ mm, 鉄筋径 ϕ 13mm) : $c=7.0$ mm

b) 間隙部閉塞モデルによる予測結果と実験値の比較

図-19 および図-20 に実験値および間隙部閉塞モデルにより推定した限界粗骨材量 V_{glim} の解析値との比較結果を示す。なお、解析に使用した各パラメータの値を表-6 に示す。

実験値、解析値ともに限界粗骨材量 V_{glim} は、鉄筋障害条件によらず細粒の方が大きく、鉄筋の平均純間隔が小さくなるほど小さくなり、その絶対値もほぼ同レベルであった。また両図の解析値から限界

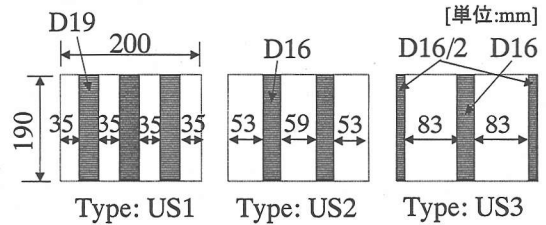


図-21 U形充填装置の鉄筋障害条件

粗骨材量 V_{glim} に与える粒度分布の影響は、鉄筋の平均純間隔が大きくなるほど違いが小さくなっていく傾向が見られ、松尾・小沢⁹⁾の実験で得られた現象と同様であった。また、実験値は、解析値の 95% 信頼区間に入り、本論で提案した間隙部閉塞モデルによる限界粗骨材量の推定方法は、任意の粒度分布に対して適用できるものと考えられる。

(2)鉄筋障害条件の影響

前項では、土木学会の試験方法に基づいた鉄筋障害条件⁷⁾についての検証を行ったが、鉄筋間隔や鉄筋径の変動幅は実構造物と比較するとあまり大きいとはいえない。

坂本ら^{33),34)}は、U形充填装置の鉄筋障害部を図-21

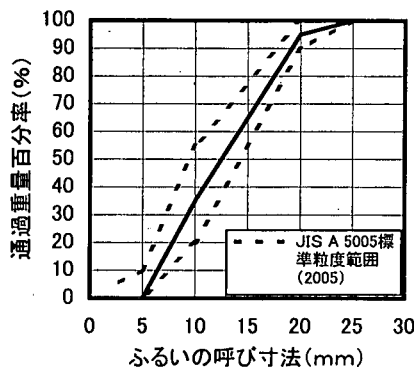


図-22 推定した粗骨材の粒度分布

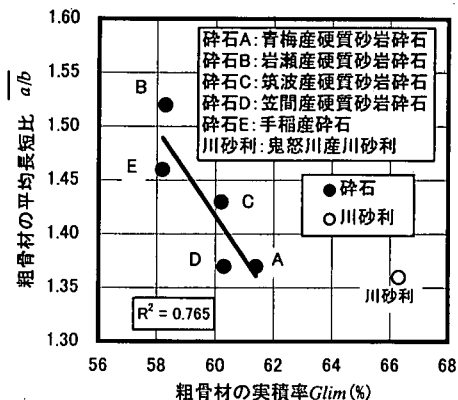


図-23 粗骨材の実積率と平均長短比の関係

に示すように大きく変化させた3種類の配筋条件を用いて、鉄筋障害条件と粗骨材量が併用系高流動コンクリートの自己充填性に及ぼす影響についての実験を行っている。以下は、坂本らの実験結果を比較対象に間隙部閉塞モデルの任意の鉄筋障害条件への適用性を検証する。

a) 間隙部閉塞モデルで使用するパラメータの設定

① 粒度分布：

坂本らの実験では、粒度分布のデータが示されていないため、粗骨材 ($G_{max}=20\text{mm}$) の粒度分布を坂本らの粗粒率 (6.7%) の実測値から推定し、図-22 のように仮定した。なお、仮定した粗度分布は JIS A 5005 標準粒度範囲内において想定される粗粒率に対応する粒度分布の影響を評価し設定したものである。この粒度分布に対する式(3)のパラメータは、 $\theta = 4.19$, $p=1.35$ 。また、個数基準分布による粗骨材の平均径 d_{50} は、8.8mm となった。

② 平均長短比：

図-23 に岩井らのデータ (原文の方形率に相当)³⁵⁾ と著者らのデータ (細粒と粗粒の平均値) を用いた実積率と平均長短比の関係を示す。川砂利を除いた砕石では、実積率と長短比の相関が高いことから、ここでは実積率から式(21)を用いて平均長短比を推定した (実積率 60.3%, 平均長短比 1.40)。

$$\overline{a/b} = -0.0401 G_{lim} + 3.82 \quad (21)$$

ここに、 $\overline{a/b}$ ：粗骨材の平均長短比

G_{lim} ：粗骨材の実積率 (%)

③ モルタル性状：

坂本らは、コンクリートからウェットスクリーングしたモルタルの降伏値を測定している。しかし、各障害条件に対するモルタル降伏値の対応が不明であったことから、モルタル性状は全配合 (文献中の

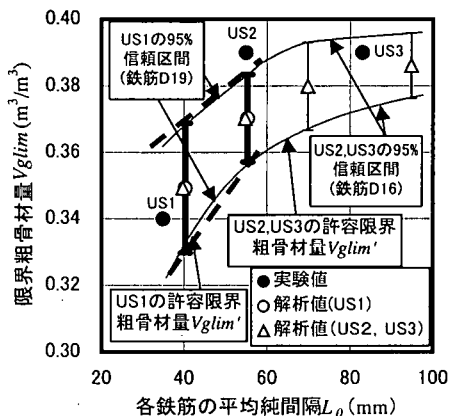


図-24 既往の実験値と解析値の比較

C4~C7 と記述されている配合) の平均値を採用することとし、モルタルの降伏値を 15Pa, 単位体積質量を 2.10g/cm³ と仮定した。これらの値を式(13)に代入して付着モルタル膜厚 t_{50} を算出した ($t_{50}=0.8\text{mm}$)。

④ コンクリート膜厚：

鉄筋に拘束されるコンクリート膜厚は、式(17)より算出した。結果を以下に示す。

障害条件 US1 ($L_0=35\text{mm}$, 鉄筋径 $\phi 19\text{mm}$) : $c=7.7\text{mm}$

障害条件 US2 ($L_0=55\text{mm}$, 鉄筋径 $\phi 16\text{mm}$) : $c=7.4\text{mm}$

障害条件 US2 ($L_0=83\text{mm}$, 鉄筋径 $\phi 16\text{mm}$) : $c=7.4\text{mm}$

b) 間隙部閉塞モデルによる予測結果と実験値の比較

実験^{33),34)}から求められたU形充填高さ 30cm となる粗骨材量 (限界粗骨材量) と間隙部閉塞モデルによる推定値の比較結果を図-24 に示す。鉄筋障害条件に係らず解析の 95%信頼区間に実験値がほぼ入り、著者らの提案した間隙部閉塞モデルは、任意の鉄筋条件に対する限界粗骨材量の推定にも適用可能と考えられる。また、坂本らの実験の高流動コンクリ

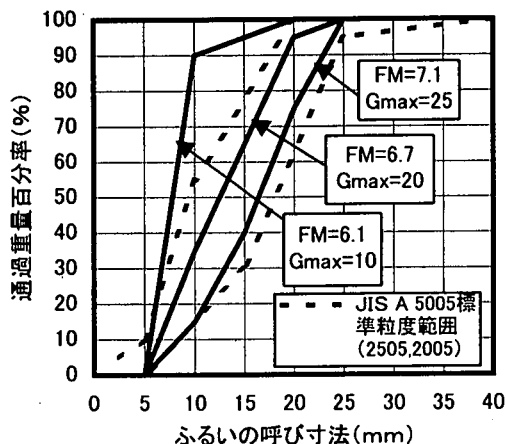


図-25 解析に使用した粗骨材の粒度分布

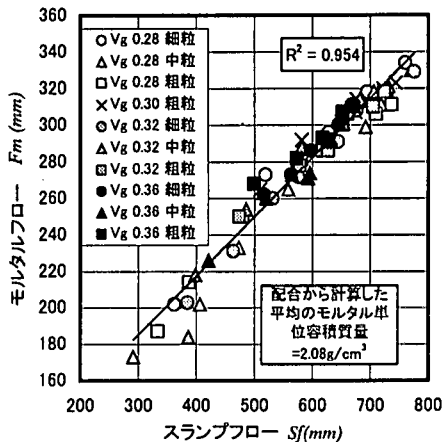


図-26 スランプフローとモルタルフローの関係

表-7 解析ケース

解析条件					解析パラメータ															
粗骨材の粗粒率 FM	スランプフロー Sf(mm)	鉄筋	鉄筋の平均純間隔 L _o (mm)	粗骨材の実積率 Glim (%)	θ	ρ	d ₅₀ (mm)	ω_m (g/cm ³)	τ_m (Pa)	t ₅₀ (mm)	\bar{a}/b	ϕ (mm)	c (mm)	Le (mm)	h (mm)					
6.1	650	D10	35(R1)	59	2.90	3.40	7.6	2.08	12	0.7	1.45	10	6.5	22	190					
		D13	40(R2)	57						0.7	1.53	13	7.0	26						
	600	D10	35(R1)	59						1.1	1.45	10	6.5	22						
		D13	40(R2)	57						1.1	1.53	13	7.0	26						
	6.7	650	D10	35(R1)						59	4.19	1.35	8.8	12		0.7	1.45	10	6.5	22
			D13	40(R2)						57						0.7	1.53	13	7.0	26
600		D10	35(R1)	59	1.1	1.45	10		6.5	22										
		D13	40(R2)	57	1.1	1.53	13		7.0	26										
7.1		650	D10	35(R1)	59	5.77	1.28		10.3	12						0.7	1.45	10	6.5	22
			D13	40(R2)	57											0.7	1.53	13	7.0	26
	600	D10	35(R1)	59	1.2						1.45	10	6.5	22						
		D13	40(R2)	57	1.1						1.53	13	7.0	26						

トは、著者ら（粉体系）と異なる種類の併用系高流動コンクリートであるが、間隙部閉塞モデルはモルタル性状を物理量で捉えているため、高流動コンクリートの種類に係らず適用可能と考えられる。

以上の結果から、配合設計の粗骨材量は、安全率を考慮して、間隙部閉塞モデルを用いて推定した限界粗骨材量 V_{glim} の 95%信頼区間の下限値（許容限界粗骨材量 V_{glim}^* ）を用いることにより高流動コンクリートが成立するものと考えられる。

4. 限界粗骨材量に及ぼす各因子の影響

前章で間隙部閉塞モデルの妥当性を検証し、その適用性が評価できたことから、本章では間隙部閉塞モデルを用いて限界粗骨材量に及ぼす各因子の影響評価を行った。限界粗骨材量に影響を及ぼす因子は前章までの結果を踏まえ、コンクリートのスランプ

フロー、粗骨材の粒度分布（粗粒率）と実積率、鉄筋障害条件を取り挙げた。以下にこれらの要因についての影響度を評価するために仮定した条件を示す。

粗骨材の粒度分布は、図-25 に示す 3 種類とし、粗骨材の平均長短比は、実積率 57~62%の範囲を対象にして、式(21)から求めた。また、鉄筋障害条件は、現場において標準的に打設される高流動コンクリートを想定した鉄筋純間隔 (35mm~200mm) および鉄筋径 (D10~D19) を対象とした。なお、解析に必要なモルタル性状は、高流動コンクリートが成立するコンクリートのスランプフローの範囲になるように設定する必要がある。そこで、モルタル降伏値は、図-26 に示す実験結果¹⁰⁾から得られたモルタルフローとスランプフローの関係式(22)を用い、この結果を式(20)に代入して求めた。単位容積質量は、図-26 の全配合の平均値 2.08g/cm³ を使用した。ただし、図-26 においてスランプフローが約 650mm 以上になるとコンクリートが分離ぎみとなったため、

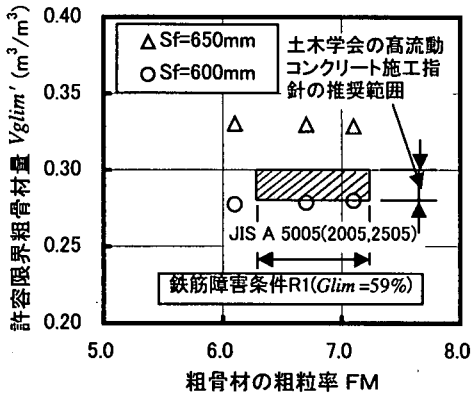


図-27 スランプフロー及び粗粒率の影響 (R1)

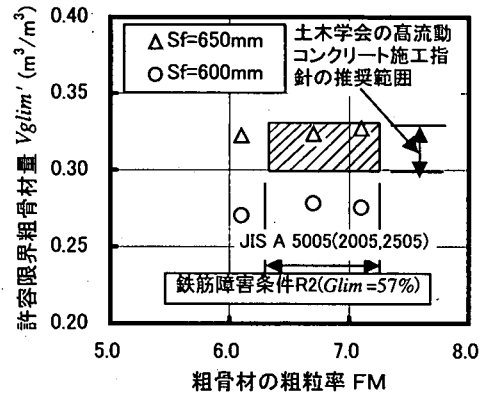


図-28 スランプフロー及び粗粒率の影響 (R2)

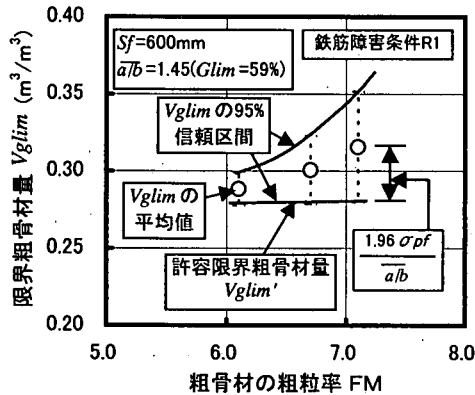


図-29 限界粗骨材量と許容限界粗骨材量の関係

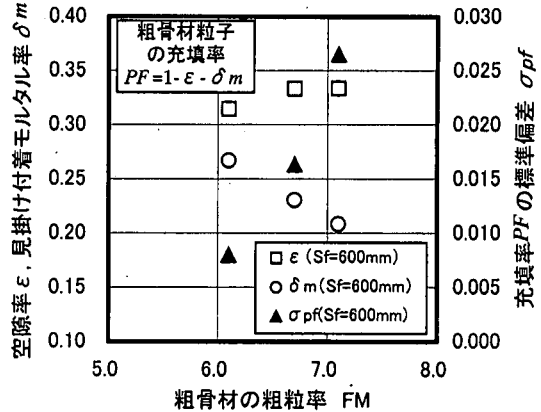


図-30 解析による空隙率と見掛け付着モルタル率及び充填率の標準偏差

解析に使用したモルタル降伏値は、スランプフロー $Sf=600\sim 650\text{mm}$ の範囲内で設定した。

$$Fm = 0.324 Sf + 87.6 \quad (22)$$

ここに、 Fm ：ウェットスクリーニングしたモルタルフロー(mm)

Sf ：コンクリートのスランプフロー(mm)

(1)スランプフロー及び粗粒率の影響

限界粗骨材量に及ぼすコンクリートのスランプフローと粗骨材の粒度分布(粗粒率)の影響を評価するために、表-7に示す解析ケースにより比較検討を行った。鉄筋障害条件ごとの解析結果を図-27及び図-28に示す。なお、図中の許容限界粗骨材量 $Vglim'$ とは、自己充填性の得られる限界粗骨材量 ($Vglim$ の95%信頼区間の下限値)のことをいう。両図から、許容限界粗骨材量は、スランプフローに大きく左右されるが、粗粒率の影響は小さいことが分った。配合設計にあたっては、スランプフロー600mmと

650mmは許容される品質変動内にあると考えられるため、例えば650mmを目標スランプフローとした場合は、50mm少ないスランプフロー600mmに対応する許容限界粗骨材量で設定するのが良いと考える。

粗粒率の影響を詳細に評価するため、以下の検討を行った。図-27を算出した際の限界粗骨材量と許容限界粗骨材量の関係を図-29に示す。図から、粗骨材の粗粒率が小さく(単粒)なるほど限界粗骨材量の平均値が小さくなり、その信頼区間(ばらつき)の幅も小さくなるのが分かるが、限界粗骨材量の下限値である許容限界粗骨材量は、粗粒率に係らずほぼ同レベルの値になった。また、図-29の値を算出した際の粗粒率に対する空隙率と見掛け付着モルタル率および充填率の標準偏差の関係を図-30に示す。図から粒度が細粒になるほど、壁効果により空隙率が減少するが、一方で見掛け付着モルタル率が増加することが分かる。この間隙断面に対する見掛け付着モルタル率は、一般に粒子が細くなるほど比表面積が大きくなり、モルタル性状が同一であれば付着拘束されるモルタル量が多くなることを意味

表-8 解析ケース

解析条件					解析パラメータ										
粗骨材の粗粒率 FM	スランプフロー Sf(mm)	鉄筋	鉄筋の平均純間隔 L_0 (mm)	粗骨材の実積率 Glim(%)	θ	p	d_{50} (mm)	ωm (g/cm ³)	τm (Pa)	t_{50} (mm)	$\frac{a}{b}$	ϕ (mm)	c (mm)	Le (mm)	h (mm)
6.7	600	D10	35 (R1)	59	4.19	1.35	8.8	2.08	21	1.1	1.45	10	6.5	22	190
				62						1.1	1.33				
			60	59						1.1	1.45				
				62						1.1	1.33				
			125	59						1.1	1.45				
				62						1.1	1.33				
		D19	35	59						1.1	1.45	19	7.7	20	
				62						1.1	1.33				
			60	59						1.1	1.45				
				62						1.1	1.33				
			200	59						1.1	1.45				
				62						1.1	1.33				

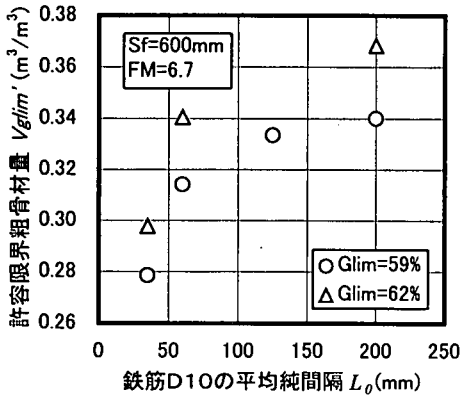


図-31 実積率及び鉄筋の平均純間隔の影響

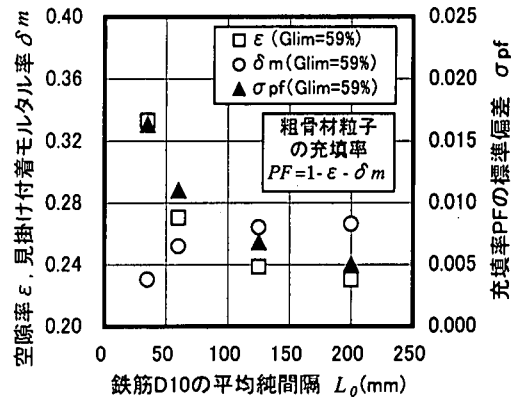


図-32 解析による空隙率と見掛け付着モルタル率及び充填率の標準偏差

している。したがって、各粗粒率において空隙率と見掛け付着モルタル率及び充填率の標準偏差の影響が互いに相殺され、その結果として許容限界粗骨材量に粗粒率の影響が現れない結果になったものと考えられる。これらの結果から、同一のスランプフローであれば、許容限界粗骨材量に与える粗骨材の粗粒率の影響は小さいものと考えられ、3章(1)節で示した粒度分布による限界粗骨材量の違いは、主にスランプフロー(モルタルフロー)の相違から生じたものと考えられる。

土木学会の高流動コンクリート施工指針⁷⁾では、障害条件 R1 において実積率 59%以上を使用した場合、自己充填性の得られる粗骨材量の推奨値を 0.28~0.30m³/m³ (Sf=600~700mm において)としている。また、障害条件 R2 においては、実積率 57%以上を使用した場合、自己充填性の得られる粗骨材量の推奨値を 0.30~0.33m³/m³ (Sf=600~700mm において)としている。土木学会の高流動コンクリート施工指針⁷⁾の推奨範囲は、R1 では解析値の低めの値(図-27)を、R2 では高めの値(図-28)に相当するが、いずれも間隙部閉塞モデルで推定される範囲内であることが分かる。

(2)実積率及び鉄筋障害条件の影響

限界粗骨材量に及ぼす粗骨材の実積率と鉄筋障害条件の影響を調べるために、スランプフローSf=600mm、粗粒率 FM=6.7 に固定し、表-8 に示す解析ケースごとに許容限界粗骨材量 V_{glim}' を算出した。その結果を図-31 に示す。図から許容限界粗骨材量は、鉄筋の平均純間隔が大きく、実積率が大きいほど多くなる。また、許容限界粗骨材量に及ぼす鉄筋の平均純間隔の影響は、平均純間隔が大きくなるほど次第に小さくなっていく傾向にあり、純間隔が 60mm 付近で急激に変化することが分かる。なお、土木学会の高流動コンクリート施工指針⁷⁾においても、自己充填性のランク 1 とランク 2 の配筋条件(最小鋼材あり)のしきい値として 60mm を採用している。

鉄筋の平均純間隔の影響を詳細に評価するため、平均純間隔に対する空隙率と見掛け付着モルタル率および充填率の標準偏差の関係を検討した。その結果を図-32 に示す。図より、平均純間隔が大きくなるほど、空隙率が次第に小さくなり一定値に近づく。これは、粉体工学の分野において、充填粒子径を固定した場合、容器サイズを大きくしていくと空隙率

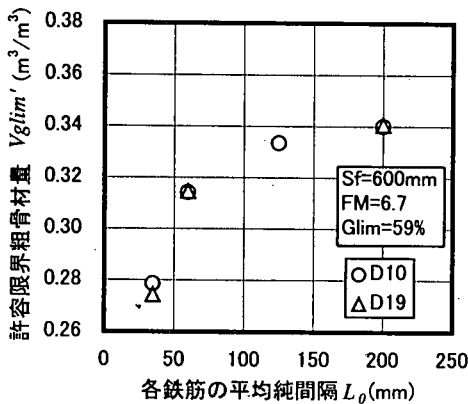


図-33 鉄筋径及び鉄筋の平均純間隔の影響

が次第に小さくなり、ある一定値に収束することと同じ現象¹⁵⁾で、間隙部閉塞モデルの妥当性を裏付ける結果である。

許容限界粗骨材量に及ぼす鉄筋径の影響結果を図-33に示す。図から許容限界粗骨材量は、同一の平均純間隔において鉄筋径が太いほど小さくなるが、平均純間隔に比べその影響はそれ程大きくない。三浦ら³⁶⁾によると、同じ鉄筋の純間隔であっても太径の鉄筋を用いた方が、コンクリートの間隙通過性が低下することを報告しており、閉塞部間隙モデルは、この現象も良く表現できていると考えられる。

以上から、許容限界粗骨材量に及ぼす影響因子のうち、モルタル性状（スランプフロー）、鉄筋の平均純間隔及び実積率が支配的であることが分かった。数多くの施工・実験データから決定されている土木学会の高流動コンクリート施工指針⁷⁾において推奨する粗骨材量は、スランプフロー、鉄筋障害条件、実積率を重要な要因として決定しており、本論で提案した限界粗骨材量の推定モデルの妥当性がこのことから確認される。また、自己充填性ランクに対する配筋条件のしきい値についても本モデルの推定値と一致しており、このことから本モデルの妥当性が裏付けされる。

5. 結論

自己充填性の限界状態を付着モルタル膜に覆われた粗骨材同士の架橋現象として捉え、粗骨材の粒度分布および架橋構造にモンテカルロ法を用いた確率モデルを適用し、限界粗骨材量を推定する間隙部閉塞モデルを構築した。また、既往の研究結果と比較・検証することにより、間隙部閉塞モデルの妥当性を評価し、さらに土木学会の高流動コンクリート施工

指針との比較からも間隙部閉塞モデルの妥当性が確認された。したがって、間隙部閉塞モデルを適用することにより、粗骨材の品質（粒度分布、平均長短比）およびモルタル性状（降伏値、単位容積質量）からU形充填装置の任意の鉄筋障害に対する限界粗骨材量 V_{glim} を推定できることが明らかとなった。

今後は、間隙部閉塞モデルの精度向上及び算出の簡素化を図るため、平均長短比及びコンクリート中のモルタル降伏値について検討する必要がある。また、粗骨材の平均長短比と実積率との関係、コンクリート中のモルタル降伏値に対してはモルタル単独で練混ぜた際のモルタルフローとの関係を分析する予定である。また、今回の検討で、自己充填性の限界状態に及ぼすモルタル性状が分かったので、モルタル配合因子（水粉体比、粉体品質、混和剤量、細骨材品質、細骨材量）と自己充填性の関連性についても併せて検討していく予定である。

参考文献

- 1) 高田和法, J.C.Walraven, W.Benneken: オランダにおける自己充填コンクリート実用化の現状と今後の展望, コンクリート工学, Vol.38, No.3, pp.17-23, 2000.
- 2) 和泉意登志: 高流動コンクリート (建築), コンクリート工学, Vol.36, No.11, pp.41-43, 1998.
- 3) 名和豊春, 江口仁, 大久保正弘, 深谷泰文: 高流動コンクリートの配合と流動性に関する一考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.369-374, 1992.
- 4) 堂園昭人, 藤原浩巳, 下山善秀: 高流動コンクリートの鉄筋間通過性に関する研究, 土木学会第49回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.308-309, 1994.
- 5) 岡村甫, 小沢一雅: 自己充填コンクリートの配合設計法の現状と課題, 土木学会論文集, No.496/V-24, pp.1-8, 1994.
- 6) 高流動コンクリートの材料・調合・製造・施工指針(案)・同解説, 日本建築学会, 1997.
- 7) 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, 土木学会, 1998.
- 8) 超流動コンクリート研究委員会報告書(I), 日本コンクリート工学協会, pp.12-18, 1993.
- 9) 松尾茂美, 小沢一雅: 自己充填コンクリートの充填性に及ぼす粗骨材特性の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.1, pp.165-170, 1994.
- 10) 荻原淳平, 名和豊春, 中井雅司, 斎藤敏樹: 高流動コンクリートの自己充填性に及ぼす粗骨材の影響, セメント・コンクリート論文集, No.53, pp.397-402, 1999.
- 11) 野口貴文, 友澤史紀, 吳相均: 高流動コンクリートの間隙通過性に関するレオロジー的考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.1, pp.23-28, 1995.
- 12) 斎藤力, 近松竜一, 米村晃, 山田明: 高流動コンクリートの自己充填性に及ぼす粗骨材の影響について, 土

- 木学会第 52 回年次学術講演会講演概要集, 第 5 部, pp.866-867, 1997.
- 13) 藤原浩巳, 長瀧重義, 大即信明, 堂園昭人: 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.
- 14) 森博嗣, 谷川恭雄: フレッシュコンクリートの流動解析技術の現状, コンクリート工学, Vol.32, No.12, pp.30-40, 1994.
- 15) 三輪茂雄: 粉体工学通論, 日刊工業新聞社, pp.36-39, 1981
- 16) 粉体工学の基礎編集委員会: 粉体工学の基礎, 日刊工業新聞社, pp.31-46, 1992.
- 17) 藪谷千風彦: すぐに役立つ統計分布, 東京図書, pp.237-243, 1998.
- 18) 脇本和昌: 統計学-見方・考え方, 日本評論社, pp.107-109, 1984.
- 19) 藪谷千風彦: 統計学入門 2, 東京図書, pp.330-335, 1994.
- 20) 緑川猛彦, 丸山久一: 保水能力に関する各種粉体の粒子形状や粒度分布の評価, 土木学会論文集, No.544/V-32, pp.121-130, 1996.
- 21) フレッシュコンクリートの力学モデル研究委員会報告書, 日本コンクリート工学協会, pp.1-5, 1996.
- 22) 木村昌博, 梅原秀哲, 吉田弥智: プレーンコンクリートの材料分離の定量化に関する基礎的研究, セメント・コンクリート論文集, No.43, pp.168-173, 1989.
- 23) 太田誠一郎: 骨材の表面積と新表面積による構築混合物の検討とその応用に関する研究, 土木学会論文集, No.61 別冊 3-3, pp.1-48, 1959.
- 24) 小村理恵, 谷川恭雄, 森博嗣, 黒川善幸, 蔡英: フレッシュコンクリートのスランピング挙動に関する研究(その 1: レオロジー定数の推定方法), 日本建築学会大会学術講演概要集(東海), pp.519-520, 1994.
- 25) 荒井康夫: 粉体の材料化学, 培風館, pp.1-23, 1987.
- 26) 瀬瀬満, 河村祐治: モンテカルロ法入門-確率論的シミュレーション法の化学工業への応用/ランダム現象のシミュレーション(その 1), ケミカルエンジニアリング, 9月号, pp.67-74, 1993.
- 27) 伊藤孝至, 鰐部吉基, 坂尾弘: 粒度分布をもつ粉体のランダム充てん過程のシミュレーションとその充てん構造の解析, 日本金属学会誌, 第 50 巻第 4 号, pp.423-429, 1986.
- 28) 若山芳三郎: 学生のための Visual Basic, 東京電機大学出版社, 1998.
- 29) 加藤潔: Excel 環境における Visual Basic プログラミング, 共立出版, 1999.
- 30) 菅民郎, 檜山みぎわ: やさしい統計学の本まなぶ, 現代数学社, pp.61-65, 1995.
- 31) 瀬瀬満, 河村祐治: モンテカルロ法入門-確率論的シミュレーション法の化学工業への応用/乱数(その 2), ケミカルエンジニアリング, 1月号, pp.97-103, 1993.
- 32) 脇本和昌, 垂水共之, 田中豊: パソコン統計解析ハンドブック/I 基礎統計編, 共立出版, pp.179-195, 1984.
- 33) 坂本淳, 横井謙二, 新藤竹文: 高流動コンクリートの自己充填性に及ぼす粉体量・粗骨材量の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.415-420, 1998.
- 34) 横井謙二, 新藤竹文, 坂本淳, 横田和直: ビオクリートの自己充填性に及ぼす配合要因の影響, 大成建設技術研究所報, 第 30 号, pp.59-64, 1997.
- 35) 岩井信彰, 樹田佳寛, 阿部道彦: 高流動コンクリートのフレッシュ性状に及ぼす骨材の形状・寸法の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.1, pp.117-122, 1996.
- 36) 三浦律彦, 近松竜一, 十河茂幸: 高流動コンクリートの配合設計手法に関する一提案, 高流動コンクリートシンポジウム論文報告集, 土木学会コンクリート技術シリーズ No.10, pp.59-64, 1996.

(2000.10.16 受付)

AN ESTIMATING METHOD OF MAXIMUM COARSE AGGREGATE VOLUME FOR SELF-COMPACTING CONCRETE BY MONTE-CARLO SIMULATION

Junpei OGIHARA, Masashi NAKAI and Toyoharu NAWA

This paper proposes an estimating method of the coarse aggregate volume used for self-compacting concrete. This method employs a probability model derived by the Monte-Carlo simulation, which regards the critical state of self-compactability as a bridge structure of the coarse aggregate covered with adherent mortar films. The probability model was compared to the published results of previous experiments for examination and validation of its applicability. The comparison clarified that the application of the model would enable to estimate the coarse aggregate volume for self-compacting concrete and facilitate its mix design.