粒子集合体モデルに基づくフレッシュモルタルの変形抵抗性に及ぼす 応力状態および载荷持続時間の影響に関する研究

STUDY ON EFFECTS OF STRESS STATE AND LOADING TIME ON DEFORMATION RESISTANCE OF FRESH MORTAR

李 柱 国*, 谷川 恭雄**, 森 博嗣***, 黒川 善幸****

*Zhuguo LI, Yasuo TANIGAWA, Hiroshi MORI
and Yoshiyuki KUROKAWA*

In this paper, the effects of stress state and loading time on deformation resistance of fresh mortar are investigated quantitatively, and the relational formulas between shearing strain rate and shearing stress, mean principal stress as well as loading time are induced by applying the mechanical constitutive law which the authors have already proposed on the assumption that fresh mortar is a kind of particle assembly. Moreover, the formulas for calculating apparent viscosity are given, which is defined as the ratio between shearing stress and shearing strain rate. As the results, (1) Shearing strain rate becomes higher with the increase of shearing stress in each stress state. (2) Shearing strain rate drops off with loading time in visco-elastic state and visco-elasto-plastic state, but increases in failure state. (3) Shearing strain rate decreases with the increase of mean principal stress in each stress state. And these results are verified by a series of shearing tests using mortar which is in from dry state to high flowing state.

Keywords : *apparent viscosity, shearing strain rate, constitutive law, effect of stress state, effect of loading time, fresh mortar*
見かけの粘性係数, せん断ひずみ速度, 構成則, 応力状態の影響, 载荷持続時間の影響, フレッシュモルタル

1. はじめに

現在、フレッシュモルタルまたはコンクリートのレオロジー的な研究のほとんどは、コンクリートを均質な連続体とみなし、降伏した後の高いせん断ひずみ速度領域のみに着目して、せん断応力とせん断ひずみ速度の関係を近似的に直線と仮定したビンガムモデルを用いて、流動性の評価・管理を試みている^{1), 2), 3)}。

しかし、フレッシュコンクリートが正確にビンガムモデルで表現されるような単純な性状を有しているとは限らない。多くの実験結果によれば、せん断応力が降伏値を超えると、せん断応力の増加に伴ってせん断ひずみ速度が増大し、両者の関係は、一般にせん断応力軸に対して凸の曲線となる^{3), 4)}。また、フレッシュコンクリートの変形抵抗性が、垂直応力^{5), 6), 7)}や载荷持続時間^{2), 8)}などに依存することが定性的に確認されているが、まだ定量化される段階には至っていない。そのため、回転粘度計、球引上げ粘度計、平行板ブラストメータ、せん断ボックス試験器⁹⁾などによって求めたレオロジー定数の各測定結果を直接比較することができず。また、標準的な計測方法はまだ確立されていない^{3), 10)}。

フレッシュコンクリートの流動性状を定量的に評価し、またその作業性を解析的に予測するためには、その変形挙動に関するより詳細な検討を行い、レオロジー定数の影響要因とその傾向を定量的に把握する必要がある³⁾。

筆者らは、既にEyringの粘性理論¹¹⁾を拡張し、村山の剛体粒子集合体の力学挙動の理論¹²⁾(以下、村山の理論と略称)に基づき、せん断応力 τ —ひずみ γ —载荷持続時間 t —環境温度 T の関係式を誘導することによって、フレッシュモルタルを粒子集合体とみなした場合の力学モデルを提案した¹³⁾。本研究では、この力学モデルを用い

て、フレッシュモルタルの変形抵抗性および粘性係数の影響要因について検討する。

2. フレッシュモルタルの構成則に関する既往の研究¹³⁾

2.1 力学モデル

練混ぜ直後のモルタルは、水、結合材および骨材で構成され、次の2種類の粒子群を含む粒子集合体とみなすことができる。

- 1) S1粒子(骨材)：相対変位挙動が時間に依存せず、境界面においてはCoulombの摩擦法則に従う滑動抵抗を示す。
- 2) S2粒子(セメント)：相対変位挙動が時間に依存し、滑動抵抗と粘性抵抗を示す。

ここでは、両粒子群が、互いに独立してフレッシュモルタルの変形に寄与するものと仮定する。

フレッシュモルタルの状態は、せん断応力がある限界 τ_0 を超え、その増加に伴って、粘弾性状態、粘弾塑性状態、破壊状態の順に移行する。各状態ごとの载荷応力 τ とS1、S2粒子群の諸抵抗の釣合い関係、および各粒子群のせん断ひずみと载荷応力の関係は、次のようになる。なお、S1、S2粒子の区別は添字1, 2で示す。

- (1) 粘弾性状態： $\tau_0 < \tau \leq \tau_{el}$, $\gamma_1 \leq (\gamma_{el})_1$, $\gamma_2 \leq (\gamma_{el})_2$

$$\tau = G_{01}\gamma_{e1} = \tau_0 + \tau_{e2} + G_{02}\gamma_{e2}, \quad \tau_{e2} = \eta_e(d\gamma_{e2}/dt), \quad \gamma = \gamma_1 + \gamma_2,$$

$$\gamma_{el} = (\gamma_{el})_1 + (\gamma_{el})_2 = \tau_{el}/G_{01} + \tau_{el}/G_{02}, \quad \gamma_1 = \gamma_{e1}, \quad \gamma_2 = \gamma_{e2} \quad (2-1)$$

ここに、 γ : 粒子集合体のせん断ひずみ、 τ_{el} : 粒子集合体の粘弾性限界、 γ_{el} : 粒子集合体の粘弾性限界せん断ひずみ、 γ_1, γ_2 : それぞれS1, S2粒子群のせん断ひずみ、 γ_e : せん断粘弾性ひずみ、 τ_0 : S2粒子の初期の接点結合強度、 G_0 : せん断弾性係数、 η_e : 粘弾性状態の粘度

* 名古屋大学工学研究科建築学専攻 大学院生・工修

** 名古屋大学工学研究科建築学専攻 教授・工博

*** 名古屋大学工学研究科建築学専攻 助教授・工博

**** 名古屋大学工学研究科建築学専攻 助手・工修

Graduate Student, Dept. of Architecture, Graduate School of Engineering, Nagoya Univ., M. Eng.
Prof., Dept. of Architecture, Graduate School of Engineering, Nagoya Univ., Dr. Eng.
Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Graduate School of Engineering, Nagoya Univ., Dr. Eng.
Research Assoc., Dept. of Architecture, Graduate School of Engineering, Nagoya Univ., M. Eng.

Fig. 1 Mechanical model of fresh mortar

(2) 粘弾塑性状態: $\tau_{el} < \tau \leq \tau_f$, $(\gamma_{el})_1 < \gamma_1 \leq (\gamma_f)_1$, $(\gamma_{el})_2 < \gamma_2 \leq (\gamma_f)_2$

$$\tau = \tau_{el} + G_1 \gamma_{p1} = \tau_0 + \tau_{el} + \tau_{p2} + G_2 \gamma_{p2},$$

$$\gamma_1 = (\gamma_{el})_1 + \gamma_{p1}, \gamma_2 = (\gamma_{el})_2 + \gamma_{p2}, \tau_{p2} = \eta_p (d\gamma_{p2}/dt) \quad (2-2)$$

ここに、 τ_f : 粒子集合体のせん断破壊強度、 γ_p : せん断粘弾塑性ひずみ、 $(\gamma_f)_1$, $(\gamma_f)_2$: 破壊開始点のS1, S2粒子群のせん断ひずみ、 G : 粘弾性限界点を割線の原点とする割線せん断弾性係数、 η_p : 粘弾塑性状態の粘度

(3) 破壊状態: $\tau > \tau_f$, $\gamma_2 > (\gamma_f)_2$

$$\tau = \tau_f + G_{f1} \gamma_{f1} = \tau_0 + \tau_f + \tau_{f2} + G_{f2} \gamma_{f2}, (\gamma_{f1})_1 = (\gamma_{el})_1 + (\tau_f - \tau_{el})/G_1,$$

$$(\gamma_{f2})_2 = (\gamma_{el})_2 + (\tau_f - \tau_0 - \tau_{f2} - \tau_{el})/G_2, \tau_{f2} = \eta_f (d\gamma_{f2}/dt),$$

$$\gamma_{f1} = (\gamma_{f1})_1 + \gamma_{f1}, \gamma_2 = (\gamma_{f2})_2 + \gamma_{f2}, \gamma_f = (\gamma_{f1})_1 + (\gamma_{f2})_2 \quad (2-3)$$

ここに、 γ_{f1} , γ_{f2} : 破壊状態における両粒子群のせん断ひずみ、 G_f : 破壊開始点を原点とするせん断弾性係数、 η_f : 破壊状態の粘度、 γ_f : 破壊開始点の粒子集合体のせん断ひずみ

式(2-1~3)に示す応力-ひずみ-時間の関係式、すなわち構成則は、Fig.1のような力学モデルで表現できる。モデル中のパラメータは、モルタルのコンシステンシーによって異なる。

2.2 各状態におけるS2粒子群のせん断ひずみ

S2粒子群が粒子集合体に寄与するひずみは、載荷持続時間に依存するので、Eyringの粘性理論¹¹⁾を拡張し、村山の理論¹²⁾および上述した力学モデルにより、次のように求められる¹³⁾。

(1) 粘弾性状態:

$$\gamma_{e2} = \frac{\tau - \tau_0}{G_2} + \frac{(\tau - \tau_0)}{B_e G_2} \ln[R_e t / \sqrt{1 + (\pi/\sigma_m)^2}] \quad (2-4)$$

ここに、 $R_e = A_e B_e c_\phi G_2$, $A_e = AbAN_2$, $B_e = A/(2N_2 b k T)$, $b = W_e/\sigma_m$, $A = (kT/h) \exp(-E_0/kT)$, k : ボルツマン定数、 h : プランク定数、 E_0 : エネルギー障壁の高さ、 T : 絶対温度、 $c_\phi = \cos \phi$, ϕ : 粒子間の摩擦角の平均値、 A : 粘弾性状態における滑動粒子の単位時間当りの平均移動距離、 N_2 : 単位面積における粘性粒子の個数、 W_e : 弾性限界の大きさに無関係な定数、 σ_m : 最大せん断応力面上の垂直応力(平均主応力)、 t : S2粒子群に変位が生じた後の経過時間、 τ_0 が小さくて無視できる場合には、載荷持続時間に等しい。

上式が成立する条件は、式(2-5)で表される。 γ_{e2} は、式(2-5)の限界を超え、さらに $t \rightarrow \infty$ になると、式(2-6)のようになる。

$$0 \leq \gamma_{e2} \leq \frac{B_e - 2}{B_e G_2} (\tau - \tau_0) \quad (2-5)$$

$$(\gamma_{e2})_{t \rightarrow \infty} = (\tau - \tau_0)/G_2 \quad (2-6)$$

(2) 粘弾塑性状態:

$$\gamma_{p2} = \frac{v \tau_r [\frac{1}{v} \alpha - \delta + \ln\{R_p(t - t_{el})/\sqrt{1 + (\tau/\sigma_m)^2}\}]}{G_2 [2 + \delta - \ln\{R_p(t - t_{el})/\sqrt{1 + (\tau/\sigma_m)^2}\}]} \quad (2-7)$$

ここに、 $\alpha = \tau_{21}/(v B_p \tau_r)$, $\delta = -B_p(\tau - \tau_0 - \tau_{el} - \tau_r)/\tau_{21}$, t_{el} : S2粒子群の寄与するひずみ γ_2 が $(\gamma_{el})_2$ に達するまでの載荷持続時間、 τ_{f1} : 見かけの破壊強度、 $R_p = A_p B_p G_2 c_\phi / v$, $A_p = Ab'A_p N_2$, $B_p = A_p/(2N_2 b' k T)$, $b' = (1 + v_0)W_e/\sigma_m$, $v = 1 + ka v_0$, A_p : 粘弾塑性状態における移動粒子群の単位時間当りの平均移動距離、 $A_p = (1 + v_0 ka)A/(1 + v_0)$, τ_r : 破壊時の残留強度、 v_0 , ka : 比例定数、 $\tau_{21} = \tau_r \ln\{\tau_r/(\tau_{if} - \tau)\} + (1 + v_0)(\tau_{el} - \tau_0)$

(3) 破壊状態:

$$\gamma_{f2} = F_1 [\exp\{F_2(t - t_f)\} - 1]/F_2 \quad (2-8)$$

ここに、 $F_1 = A_f \exp[\frac{B_f}{N_2}(\tau - \tau_f)]$, $F_2 = \frac{B_f}{N_2} H \exp[\frac{B_f(\tau - \tau_f)}{N_2}]$,

$H = Ak_f A_f N_2 \tau_c$, $A_f = A A_f N_2$, $B_f = A_f/(2kT)$, k_f : 比例定数、 A_f : 破壊状態における移動粒子群の単位時間当りの平均移動距離、 $\tau_c = \tau_f - \tau_r$, t_f : 破壊時点の載荷持続時間

3. せん断ひずみ速度の影響要因に関する理論的考察

3.1 各状態におけるせん断ひずみ速度

粘着性をもたないS1粒子群のせん断ひずみは、載荷持続時間に依存しないため、粒子集合体のせん断ひずみ速度は、S2粒子群のせん断ひずみ速度に等しい。

(1) 粘弾性状態:

式(2-4)を載荷持続時間 t について微分すると、粘弾性状態におけるフレッシュモルタルのせん断ひずみ速度として、式(3-1)が得られる。

$$\frac{d\gamma_e}{dt} = \frac{\tau - \tau_0}{H_1 G_2 \sigma_m t} \quad (3-1)$$

ここに、 $H_1 = A/(2N_2 W_e k T)$

式(3-1)によれば、粘弾性状態におけるせん断ひずみ速度は、せん断応力が τ_0 以上のとき、せん断応力に正比例して直線的に増加する。

(2) 粘弾塑性状態:

式(2-7)を載荷持続時間 t について微分する。さらに、付録に詳述するように式(2-7)を解いて近似すると、式(3-2)が得られる。

$$\ln \frac{d\gamma_{p2}}{dt} = \ln H_2 + H_3 \tau - \ln(t - t_{el}) \quad (3-2)$$

ここに、 $H_2 = \frac{v \tau_r^2 \tau_{22}}{G_2 B_p \tau_{if}^n}$, $n = 2 + \frac{\tau_r}{\tau_{22}}$, $H_3 = \frac{n}{\tau_{if}}$,

$$\tau_{22} = \tau_r \ln(\tau_{if} - \tau_{el}) + (1 + v_0)(\tau_{el} - \tau_0)$$

式(3-2)を書き換え、粘弾塑性状態におけるフレッシュモルタルのせん断ひずみ速度を、式(3-3)のように求める。

$$\frac{d\gamma_p}{dt} = \frac{d\gamma_{p2}}{dt} = H_2 (t - t_{el})^{-1} \exp(H_3 \tau) \quad (3-3)$$

式(3-2, 3)より、粘弾塑性状態におけるせん断ひずみ速度は、せん

断応力の増加に伴って大きくなる。両者の関係は指数曲線で表され、片対数グラフ上では直線となる。

(3) 破壊状態：

式(2-8)を載荷持続時間 t について微分すると、破壊状態におけるフレッシュモルタルのせん断ひずみ速度として、式(3-4)が求められる。

$$\frac{d\gamma_f}{dt} = \frac{d\gamma_{f2}}{dt} = A_f \exp\left[\frac{B_f}{N_2}(\tau - \tau_f) + H_4 \tau_c \exp\left\{\frac{B_f(\tau - \tau_f)}{N_2}\right\}(t - t_f)\right] \quad (3-4)$$

ここに、 $H_4 = Ak_f \Lambda_f B_f$

式(3-4)の両辺を対数に取ると、次式となる。

$$\ln \frac{d\gamma_f}{dt} = \ln A_f + \frac{B_f}{N_2}(\tau - \tau_f) + H_4 \tau_c \exp\left\{\frac{B_f(\tau - \tau_f)}{N_2}\right\}(t - t_f) \quad (3-5)$$

式(3-4)より、破壊状態においては、せん断ひずみ速度はせん断応力の増加とともに増加し、両者の関係は指数曲線となる。式(3-5)中の第3項は、第2項に比べてかなり小さいため、これを無視すると、両者の関係図は、片対数グラフ上で直線に近似できる。

3.2 載荷持続時間の影響

(1) 粘弾性状態：

式(3-1)によれば、粘弾性状態におけるせん断ひずみ速度は、載荷持続時間に反比例する。式(3-1)の両辺を対数に取ると、式(3-6)が得られる。

$$\ln \frac{d\gamma_e}{dt} = \ln\left(\frac{\tau - \tau_0}{H_f G_{02}}\right) - \ln t - \ln \sigma_m \quad (3-6)$$

一定のせん断応力に対して、粘弾性状態のせん断ひずみ速度と載荷持続時間の関係は、両対数グラフ上で右下りの直線となる。

(2) 粘弾塑性状態：

式(3-2, 3)によれば、粘弾塑性状態では一定のせん断応力下のせん断ひずみ速度は、載荷持続時間の増加に伴って小さくなる。両者の関係は、両対数グラフ上で右下りの直線となる。

(3) 破壊状態：

式(3-4, 5)によれば、破壊状態におけるせん断ひずみ速度は、載荷持続時間とともに指数曲線的に増加する。両者の関係は、片対数グラフ上で右上がりの直線で表される。

Fig. 1に示した力学モデルより明らかなように、粘弾性限界以上のせん断応力 τ が作用したとき、フレッシュモルタルの状態は、載荷持続時間の増加に伴って移行する。したがって、 $d\gamma/dt-t$ 関係のグラフは、粘弾性限界以下の一定のせん断応力が作用するときは、両対数グラフ上で1本の右下りの直線であり、粘弾性限界から破壊強度までの範囲で一定のせん断応力が作用するときには、2本の右下りの直線となる。また、破壊強度以上になると、 $d\gamma/dt-t$ 関係のグラフは、三つの領域に分けられ、最後の部分が片対数グラフ上で右上がりの直線で表される。

3.3 垂直応力の影響

フレッシュモルタルでは、粉体の内部摩擦が無視できないため、その変形挙動は応力状態に依存する^{3),4)}。本研究では、粒子集合体中の最大せん断応力面に作用する垂直応力、すなわち平均有効応力がその変形挙動に及ぼす影響について検討する。

村山の理論¹²⁾によれば、粒子集合体の力学挙動はその粒子配列に

支配され、粒子配列は、最大せん断応力面に沿う粒子の滑動抵抗角(粒子接点角と粒子間摩擦角の和)の分布およびその中央値で表される。また、筆者らの研究^{10),15)}によって、粒子集合体が負担できる応力比 $Z(=\tau/\sigma_m)$ の値は、その時点における全粒子の平均滑動抵抗角の正接値に等しい。粘弾性限界、破壊限界および全破壊状態において、粒子集合体が負担できる応力比は、粒子材料および試料を作成した締固め応力によって決定される粒子配列に特有な粒子滑動抵抗角に対応する定数である。したがって、式(3-7)が得られる。

$$\tau_{el} = Z_{el} \sigma_m, \quad \tau_f = Z_f \sigma_m, \quad \tau_{if} = Z_{if} \sigma_m, \quad \tau_r = Z_r \sigma_m \quad (3-7)$$

ここに： Z_{el} , Z_f , Z_{if} , Z_r ：それぞれ粘弾性限界、破壊限界、見かけの破壊限界および全破壊状態における粒子集合体が負担できる応力比(定数)

一方、 τ_0 は、載荷する前のセメントの水和生成物による S_2 粒子の初期の接点結合強度で、材料の品質と静置時間が一定であれば、垂直応力にかかわらず定数となり、特に、普通セメントを使用した練混ぜ直後のモルタルでは、 τ_0 の値は極めて小さく、無視できると考えられる。

なお、村山の理論¹²⁾によれば、 S_2 粒子群のせん断弾性係数 G_{02} は、垂直応力 σ_m の増加に伴って比例的に増加し、式(3-8)で表される。

$$G_{02} = 3\sigma_m / (2\sqrt{2}c_e N_2 \Lambda W_e) \quad (3-8)$$

(1) 粘弾性状態：

式(3-8)を式(3-1)式に代入して、式(3-9)を得る。

$$\frac{d\gamma_e}{dt} = \frac{\tau - \tau_0}{V_1 \sigma_m^2 t} \quad (3-9)$$

ここに、 $V_1 = 3/4\sqrt{2}c_e N_2^2 W_e^2 kT$

上式の両辺を対数に取ると、式(3-10)が得られる。

$$\ln \frac{d\gamma_e}{dt} = \ln \frac{\tau - \tau_0}{V_1 t} - 2 \ln \sigma_m \quad (3-10)$$

式(3-10)によれば、粘弾性状態において、せん断ひずみ速度は垂直応力の増加とともに減少する。両対数グラフ上で、両者の関係図は右下りの直線となる。

(2) 粘弾塑性状態：

式(3-7)、(3-8)を、式(3-2)に示した H_2 値の式に代入し、 τ_0 を無視すると、式(3-11)が得られる。

$$H_2 = \frac{Z_r^2 (\ln \sigma_m + V_3)}{V_2 Z_{if}^n \sigma_m^{n-1}} \quad (3-11)$$

ここに、 $V_2 = 3/[4\sqrt{2}c_e(1+v_0)^2 N_2^2 W_e^2 kT]$,

$$V_3 = \ln(Z_{if} - Z_{el}) - (1+v_0)Z_{el}/Z_r$$

式(3-11)を式(3-3)に代入すると、粘弾塑性状態におけるせん断ひずみ速度と垂直応力の関係を、式(3-12)のように表すことができる。

$$\frac{d\gamma_p}{dt} = \frac{V_4 (\ln \sigma_m + V_3)}{(t - t_{el}) \sigma_m^{n-1}} \exp\left(\frac{n \tau}{Z_{if} \sigma_m}\right) \quad (3-12)$$

ここに、 $V_4 = Z_r^3 / V_2 Z_{if}^n$

上式の両辺を対数に取ると、式(3-13)になる。

$$\ln \frac{d\gamma_p}{dt} = \ln(\ln \sigma_m + V_3) - \ln \sigma_m + \frac{n \tau}{Z_{if} \sigma_m^{n-1}} + \ln\left(\frac{V_4}{t - t_{el}}\right) \quad (3-13)$$

式(3-13)によれば、せん断ひずみ速度は垂直応力とともに小さくなる。 τ_{el} 以上のせん断応力に対して、両者の関係は片対数グラフ上で

双曲線で表される。

(3) 破壊状態：

式(3-7)を式(3-4)、(3-5)に代入し、対数に取って、それぞれ式(3-14)、(3-15)を得る。

$$\frac{d\gamma_f}{dt} = A_f \exp \left[\frac{B_f}{N_2} \tau - \frac{B_f Z_f}{N_2} \sigma_m + V_3 \sigma_m \exp \left(\frac{B_f (\tau - Z_f \sigma_m)}{N_2} \right) (t - t_f) \right] \quad (3-14)$$

ここに、 $V_3 = H_4 (Z_f - Z_r)$

$$\ln \frac{d\gamma_f}{dt} = \ln A_f + \frac{B_f}{N_2} \tau - \frac{B_f Z_f}{N_2} \sigma_m + V_3 \sigma_m \exp \left(\frac{B_f (\tau - Z_f \sigma_m)}{N_2} \right) (t - t_f) \quad (3-15)$$

V_3 は非常に小さく、式(3-15)の右辺の第4項の σ_m に伴う変化は第3項の変化に比べて無視できるほど小さいため、破壊状態におけるせん断ひずみ速度は、垂直応力の増加に伴って小さくなる。両者の関係図は、片対数グラフ上で近似的に右下りの直線となる。

4. 粘性係数

一般に、物体が周囲の物質に対して相対的に移動しているときに粘性抵抗を受ける。フレッシュモルタルのような粒子集合体では、粒子間の摩擦が無視できないため、せん断変形をしているときに、必ずしもすべての粒子が相対移動をしているとは限らない。したがって、フレッシュモルタルでは、摩擦性滑動抵抗に打ち勝って相対移動をするセメント粒子の滑り接点のみで、粘性抵抗が発揮される。粘性抵抗応力は、 S_2 粒子群(セメント粒子群)が受けた総せん断応力から摩擦性滑動抵抗を差し引いた残りの抵抗応力に相当する。この粘性抵抗応力と S_2 粒子群のせん断ひずみ速度の比は、移動状態にある粘性粒子接点に現れる真の粘性係数の平均値であり、この値を S_2 粒子群の粘性係数と呼ぶ。この粘性係数は、Fig.1に示すダッシュポット η_e 、 η_p 、 η_f で表される。セメント粒子の接点の微視的構造特性および変位挙動を解明するには、 S_2 粒子群の粘性係数が有用なパラメタになるものと考えられる。

本研究では、フレッシュモルタルが受ける総せん断応力とそのせん断ひずみ速度の比をフレッシュモルタルの見かけの粘性係数と呼び、 η_a と記する。フレッシュモルタルの品質の定量的な評価および作業性の解析的な予測には、試料のマクロな挙動を表す見かけの粘性係数を用いるのが実用的である。以下では、フレッシュモルタルの見かけの粘性係数について考察を行う。

(1) 粘弾性状態：

式(3-9)によって、粘弾性状態におけるフレッシュモルタルの見かけの粘性係数 η_{ae} は、式(4-1)のように求められる。

$$\eta_{ae} = \frac{V_1 \sigma_m^2 t}{1 - \tau_0 / \tau} \quad (4-1)$$

上式より、見かけの粘性係数は、垂直応力および载荷持続時間の増加に伴って大きくなる。 η_{ae} は、 τ_0 が小さくて無視できる場合には、せん断応力にかかわらない定数であり、 τ_0 が無視できない大きさの場合には、せん断応力の増加とともに減少する。

(2) 粘弾塑性状態：

式(3-12)によって、粘弾塑性状態におけるフレッシュモルタルの見かけの粘性係数 η_{ap} は、式(4-2)のように得られる。

$$\eta_{ap} = \frac{(t - t_{el}) \sigma_m}{V_4 (\ln \sigma_m + V_3)} \frac{\tau}{\exp(n \tau / Z_{if} \sigma_m)} \quad (4-2)$$

上式によって、見かけの粘性係数 η_{ap} は、载荷持続時間および垂直応力の増加とともに大きくなり、せん断応力の増加に伴って急速に減少する。

(3) 破壊状態：

式(3-14)より、破壊状態におけるフレッシュモルタルの見かけの粘性係数 η_{af} は、式(4-3)のようになる。

$$\eta_{af} = \frac{\tau}{A_f \exp \left[\frac{B_f}{N_2} \tau - \frac{B_f Z_f}{N_2} \sigma_m + V_3 \sigma_m \exp \left(\frac{B_f (\tau - Z_f \sigma_m)}{N_2} \right) (t - t_f) \right]} \quad (4-3)$$

上式によれば、見かけの粘性係数 η_{af} は、垂直応力とともに増加し、载荷持続時間およびせん断応力の増加に伴って減少する。

5. せん断ひずみ速度の影響要因に関する実験的考察

試作のせん断試験装置¹⁹⁾を用いて、Table 1に示す2種のフレッシュモルタルを試料として、異なる条件下のせん断ひずみ速度の測定を行い、上述した理論解析結果の妥当性を検証した。

5.1 実験概要

Fig.2にせん断試験装置を示す。ポリスチレンフォーム板 B_t の上に置いた底がない型枠に、練混ぜ直後のモルタルを満たして、上面を平らにした後、型枠を取り去る。一旦圧密した後、試料の厚さを測り、板 B_u とおもり W_v (総荷重 P_v)を載せ、別のおもり W_h (荷重 P_h)によって水平方向に载荷した状態で、レーザ変位計により試料のせん断変位を2msごとに測定した。せん断ひずみ速度は、測定したせん断変位より計算によって求めた。

なお、高流動モルタルの試験が可能であり、また、試料にせん断変形以外の変形が生じることを可能な限り避けるために、今回の実験では、試料の厚さを3mmとした。

実験-Iでは、 P_v を一定とし、 P_h を変化させて、Dシリーズの試料

Fig. 2 Apparatus for shearing test

Table 1 Mix proportion and measured consistency

Series	W/C	S/C	HAE/C	D_{max} (mm)	mSl (mm)	mSf (mm)	$mLts-10$ (s)	Consistency
D	0.62	1.5	0.00	0.6	100	155	∞	Dry
H	0.55		0.02		140	395	0.19	High-flowing

[Notes] W/C: Water-cement ratio, S/C: Sand-cement ratio, D_{max} : Maximum diameter of sand, mSl : 1/2-Size slump value¹⁶⁾, mSf : 1/2-Size slump flow value¹⁶⁾, $mLts-10$: 1/2-Size L-flow time¹⁷⁾, HAE/C: High-range water-reducing AE agent-cement ratio.

について19回、Hシリーズの試料について12回の測定を行い、垂直応力が一定の条件下で、せん断応力および荷重持続時間がせん断ひずみ速度に与える影響を検討した。

実験-IIでは、 P_v および P_h をともに変化させて、Dシリーズについて3水準、Hシリーズについて2水準のせん断応力を作らせて測定を行い、垂直応力の影響について調べた。

5.2 実験結果および考察

5.2.1 実験-I：荷重持続時間およびせん断応力の影響

既往の研究¹³⁾に示した手法によって、異なるせん断応力下のせん断ひずみと荷重持続時間の関係グラフより、試料の粘弾性限界 τ_e および破壊強度 τ (試料の区別は添字H, Dで示す)を求めた。高流動モルタルのHシリーズは、粘弾性限界が非常に小さくて、粘弾性挙動をほとんど示さないことが確かめられた。

(1) 荷重持続時間の影響

平均主応力および環境温度が一定の場合、一定のせん断応力下における $d\gamma/dt-t$ 関係をFig.3, 4に示す。

Fig.3の高流動モルタル(Hシリーズ)は、粘弾性挙動を示さない(Fig.3(a))が、Fig.4の硬練りモルタル(Dシリーズ)の場合は、粘弾性限界より小さいせん断応力が作用すると、試料に粘弾性せん断ひずみが生じる。Fig.4(a)では、粘弾性せん断ひずみ速度は、両対数グラフ上で荷重持続時間の増加とともに直線的に減少し、式(3-6)、式(4-1)の傾向をよく表している。

せん断応力が粘弾性限界以上で破壊強度以下の範囲にあるとき、Fig.3(b)およびFig.4(b)によれば、両対数グラフ上で $d\gamma/dt-t$ 関係は、高流動モルタルの場合には、粘塑性ひずみ速度を表す右下りの直線で現れるのに対して、硬練りモルタルの場合には、二つの領域が認められる。前述の理論と比べると、Fig.4(b)の左側の直線は、粘弾性状態のせん断ひずみ速度を表す式(3-6)、右側の直線は、粘弾塑性状態のせん断ひずみ速度を表す式(3-2)の傾向をそれぞれ示している。これらの結果より、高流動モルタルと硬練りモルタルのいずれの場合に対しても、粘弾塑性状態の $d\gamma/dt-t$ 関係に関する理論解析結果が実証された。

一方、せん断応力が破壊強度以上になると、Fig.4(c-1)に示すように、硬練りモルタルの $d\gamma/dt-t$ 関係は、三つの領域に区別でき、解析で仮定した三段階の状態が確認できる。両対数グラフ上で、初めの2本の右下りの直線領域は、粘弾性状態および粘弾塑性状態におけるひずみ速度を示している。また、2種の試料に対して、いずれの $d\gamma/dt-t$ 関係図(Fig. 3(c-1), Fig. 4(c-1))でも、右側の領域が、Fig. 3(c-2), 4(c-2)に示すように片対数グラフ上では直線となり、式(3-5)と一致している。

(2) せん断応力の影響

Fig.5およびFig.6は、平均主応力と環境温度が一定の場合におけるせん断ひずみ速度とせん断応力の関係を示したものである。高流動モルタル(Hシリーズ)の場合には、粘弾性ひずみが生じなかった(Fig.5(a))が、硬練りモルタルの場合には、Fig.6(a)に示したように、粘弾性状態におけるせん断ひずみ速度は、せん断応力の

Fig. 3 Variations of shearing strain rate $d\gamma/dt$ of H series with loading time t
($\sigma_m = 200\text{Pa}$, $T=15^\circ\text{C}$)

Fig. 4 Variations of shearing strain rate $d\gamma/dt$ of D series with loading time t
($\sigma_m = 302\text{Pa}$, $T=15^\circ\text{C}$)

増加に伴って直線的に増加し、式(3-1)と一致している。

一方、Fig.5(b)およびFig.6(b)によれば、軟練り試料および硬練り試料のいずれに対しても、粘弾塑性状態においては、せん断ひずみ速

Fig. 5 Effect of shearing stress τ on shearing strain rate $d\gamma/dt$ of H series ($\sigma_m = 200\text{Pa}$, $T=15^\circ\text{C}$)

Fig. 6 Effect of shearing stress τ on shearing strain rate $d\gamma/dt$ of D series ($\sigma_m = 302\text{Pa}$, $T=15^\circ\text{C}$)

度とせん断応力の関係は、片対数グラフ上で右上がりの直線となり、式(3-2)の傾向をよく表している。

また、破壊状態では、Fig.5(c)およびFig.6(c)に示すように、せん断ひずみ速度は、片対数グラフ上でせん断応力とともに直線的に増加し、見かけの粘性係数は、片対数グラフ上でせん断応力の増加に伴って小さくなる。この傾向は理論式(3-5)と一致している。

5.2.2 実験-II：垂直応力の影響

Fig.7, 8に、せん断ひずみ速度と最大せん断応力面上の垂直応力、すなわち平均主応力の関係を示す。既往の研究^{14), 15)}によって、試料の応力レベル限界値は、垂直応力とともに増加することがわかっているため、せん断応力の大きさは予備実験によって決定した。

高流動モルタルが粘弾性挙動を示さないため、この状態の $d\gamma/dt-t$ 関係図(Fig.7(a), (b-1), (c-1))は存在しない。硬練りモルタル(Dシリーズ)の場合には、580Paのせん断応力が作用するとき、試料が粘弾性挙動のみを示す。このとき、Fig.8(a)によって、 $d\gamma/dt-\sigma_m$ 関係は、両対数グラフ上で直線で表される。平均主応力の増加に伴って、せん断ひずみ速度は小さくなる。これは、理論式(3-10)とよく一致している。また、Fig.8(b-1)およびFig.8(c-1)に示すように、最大の粘弾性限界以上のせん断応力が作用するとき、粘弾性状態における $d\gamma/dt-\sigma_m$ 関係のグラフも、式(3-10)の傾向をよく表している。

Fig.7(b-2), (c-2)およびFig.8(b-2), (c-2)によれば、いずれの試料、および最大の粘弾性限界から最小の破壊強度までの範囲にあるせん断応力に対しても、粘弾塑性状態におけるせん断ひずみ速度は、片対数グラフ上で平均主応力の増加に伴って双曲線的に減少し、式(3-13)

と一致した。

また、せん断応力が最大破壊強度以上になると、Fig.7(c-3)およびFig.8(c-3)によって、いずれの試料に対しても、破壊状態における $d\gamma/dt-\sigma_m$ 関係は、片対数グラフ上で右下りの直線となり、式(3-15)の傾向を表している。

6. まとめ

本研究では、フレッシュモルタルの変形抵抗性および粘性係数に及ぼす応力状態および荷重持続時間の影響を定量的に把握することを目的として、理論的なモデルを仮定して実験的な検討を行った。本研究によって得られた知見は以下のとおりである。

- 1) フレッシュモルタルのせん断ひずみ速度および見かけの粘性係数は、せん断応力または荷重持続時間の増加に伴って、粘弾性、粘弾塑性および破壊状態の三段階で変化する。
- 2) フレッシュモルタルのせん断ひずみ速度は、せん断ひずみの増加に伴って増加するが、応力状態によって両者の関係は異なり、それぞれ式(3-1)、(3-3)、(3-4)で表示される。
- 3) フレッシュモルタルのせん断ひずみ速度は、破壊時点までは荷重持続時間とともに減少するが、破壊の後、急激に大きくなる。両者の関係は、それぞれ式(3-1)、(3-3)、(3-4)で表示される。
- 4) フレッシュモルタルのせん断ひずみ速度は、垂直応力の増加とともに小さくなる。両者の関係は、式(3-9)、(3-12)、(3-14)で表示される。
- 5) 本研究で定義した見かけの粘性係数は、定数ではなく、応力状

Fig. 7 Effect of mean principal stress σ_m on shearing strain rate $d\gamma/dt$ of H series ($T=15^\circ\text{C}$) Fig. 8 Effect of mean principal stress σ_m on shearing strain rate $d\gamma/dt$ of D series ($T=15^\circ\text{C}$)

態および載荷持続時間によって異なり、フレッシュモルタルの変形抵抗性をよく表現できる。各応力状態および載荷時点における見かけの粘性係数は、式(4-1)、(4-2)、(4-3)で求められる。

以上、提案した力学モデルに基づいて、フレッシュモルタルのせん断変形に及ぼす応力状態および載荷持続時間の影響を検討した。本研究では、応力状態を区分するためのパラメタ(w , τ_{el} , τ と γ_{el} , γ または τ_{el} , τ)および見かけの粘性係数 η_a を得た。また、求められた各式によって、フレッシュモルタルの流動性状を定量的に評価することが可能となった。ただし、各種条件下における情報の蓄積は、今後の課題である。

参考文献

- 1) 村田二郎：フレッシュコンクリートの挙動に関する研究, 土木学会論文集, No.378, V-6, pp.21-23, 1987.2.
- 2) Tattersall, G.H. and Banfill, P. F. G. : The Rheology of Fresh Concrete, Pitman Advanced Publishing Program, 356 pp., 1983.
- 3) 日本コンクリート工学協会：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, pp.3-5, 1996.4.
- 4) 寺田謙一：せん断ボックス試験に基づくフレッシュコンクリートのレオロジー定数の定量化に関する研究, 名古屋大学博士論文, pp.86-102, 1999.2.
- 5) 森 博嗣：フレッシュコンクリートの流動解析法に関する研究, 名古屋大学博士論文, pp.69-98, 1989.10.
- 6) 森 博嗣・谷川恭雄：フレッシュコンクリートの構成則に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No.396, pp.9-16, 1989.2.
- 7) 森 博嗣・田中政史・谷川恭雄：フレッシュコンクリートのせん断変形性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No.421, pp.1-10, 1991.3.
- 8) Chong Hu and Francois de Larrard : The Rheology of Fresh High-Performance

Concrete, Cement and Concrete Research, Vol. 26, No. 2, pp. 283-294, 1996.

- 9) 寺田謙一・谷川恭雄・森 博嗣・黒川善幸・三島直生・若林信太郎：せん断ボックス試験に基づくモデル材料を用いたフレッシュコンクリートのレオロジー性質に関する研究，日本建築学会構造系論文集，No.511，pp. 17-24，1998.9.
- 10) 水口裕之：フレッシュコンクリートの流動特性に関する基礎的研究，pp. 21-42，1984.2.
- 11) 後藤廉平：レオロジーとその応用，共立出版，pp.49-51，1963.
- 12) 村山朔郎：土の力学挙動の理論，技報堂出版，pp.1-498，1990.10.
- 13) 李柱国・谷川恭雄・森 博嗣・黒川善幸：粒子集合体を用いたフレッシュモルタルの構成則に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，No.523，1999.9. (印刷中)
- 14) 李柱国・谷川恭雄・森 博嗣・黒川善幸：セメント系材料のフレッシュ時の粘弾性限界に関する微視的考察，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.19，No.1，pp.661-666，1999.7.
- 15) 李柱国・谷川恭雄・森 博嗣・黒川善幸：フレッシュモルタルのせん断破壊限界応力に関する実験的考察，日本建築学会大会学術講演梗概集（広島），A-1，1999.9. (印刷中)
- 16) 小村理恵・森 博嗣・谷川恭雄・黒川善幸：フレッシュコンクリートのスランピング挙動に関するレオロジー的研究，日本建築学会構造系論文報告集，No.462，pp.1-10，1994.8.
- 17) 米澤敏男：高強度コンクリートの品質管理を目的としたL型フロー試験法に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.263-264，1988.10.

[付録]

式(3-2)の誘導

式(2-7)を載荷時間 t について微分して、式(1)を得る。

$$\begin{aligned} \frac{d\gamma_{p2}}{dt} &= \frac{\tau_r(2v+1/\alpha)}{G_{02}[2+\delta-\ln\{R_p(t-t_{el})/\sqrt{1+(\tau/\sigma_m)^2}\}]} \cdot \frac{1}{t-t_{el}} \\ &= \frac{\tau_r(1+2v\alpha)}{G_{02}\alpha\delta^2(1+2/\delta)^2[1-\frac{1}{2+\delta}\ln\{\frac{R_p(t-t_{el})}{\sqrt{1+(\tau/\sigma_m)^2}}\}]} \cdot \frac{1}{t-t_{el}} \end{aligned} \quad (1)$$

式(1)の両辺を対数にとり、近似的に計算すると、式(2)になる。

$$\begin{aligned} \ln \frac{d\gamma_{p2}}{dt} &= \ln \frac{\tau_r}{G_{02}} + \ln(1+2v\alpha) - \ln\alpha\delta^2 - \ln(1+\frac{2}{\delta})^2 \\ &\quad - \ln[1 - \frac{1}{2+\delta} \ln\{\frac{R_p(t-t_{el})}{\sqrt{1+(\tau/\sigma_m)^2}}\}]^2 - \ln(t-t_{el}) \\ &\doteq \ln \frac{\tau_r}{G_{02}} + 2v\alpha - \ln(\alpha\delta^2) - \frac{4}{\delta} + \frac{2}{2+\delta} \ln\{\frac{R_p(t-t_{el})}{\sqrt{1+(\tau/\sigma_m)^2}}\} \\ &\quad - \ln(t-t_{el}) \\ &= \ln \frac{\tau_r}{G_{02}} + 2v\alpha - \ln(\alpha\delta^2) - \frac{4}{\delta} + \ln\{\frac{R_p}{\sqrt{1+(\tau/\sigma_m)^2}}\}^{\frac{2}{2+\delta}} \\ &\quad \cdot (t-t_{el})^{\frac{-2}{2+\delta}} \\ &\doteq \ln \frac{\tau_r}{G_{02}} + 2v\alpha - \ln\alpha\delta^2 - \frac{4}{\delta} - \ln(t-t_{el}) \quad (\delta \text{の値が大きいとき}) \end{aligned} \quad (2)$$

式(2-7)に示した α, δ の値を上式に代入して、式(3)を得る。

$$\begin{aligned} \ln \frac{d\gamma_{p2}}{dt} &= \ln \frac{v\tau_r^2}{G_{02}B_p} + \frac{2\tau_{21}(\tau_0 + \tau_{el} - \tau_r - \tau)}{B_p\tau_r(\tau_0 + \tau_{el} + \tau_r - \tau)} + \ln\tau_{21} \\ &\quad - 2\ln(\tau_{if} - \tau) - \ln(t-t_{el}) \end{aligned} \quad (3)$$

上式の第2項の値は0と近似できる。第3、4項の値は式(4)、(5)のようになる。

$$\begin{aligned} \ln\tau_{21} &= \ln[\tau_r \ln \frac{\tau_r}{\tau_{if} - \tau} + \tau_{el} - \tau_0] \\ &= \ln[\tau_r \ln \frac{\tau_{if} - \tau_{el}}{\tau_{if} - \tau} + (1+v_0)(\tau_{el} - \tau_0)] \\ &= \ln[\tau_{22} \cdot \{1 - \frac{\tau_r \ln(\tau_{if} - \tau)}{\tau_{22}}\}] \doteq \ln\tau_{22} - \frac{\tau_r}{\tau_{22}} \ln[\tau_{if}(1 - \frac{\tau}{\tau_{if}})] \\ &\doteq \ln\tau_{22} - \frac{\tau_r}{\tau_{22}} \ln\tau_{if} + \frac{\tau_r}{\tau_{22}\tau_{if}} \tau \end{aligned} \quad (4)$$

ここに、 $\tau_{22} = \tau_r \ln(\tau_{if} - \tau_{el}) + (1+v_0)(\tau_{el} - \tau_0)$

$$2\ln(\tau_{if} - \tau) = 2\ln[\tau_{if}(1 - \tau/\tau_{if})] = 2\ln\tau_{if} - 2\tau/\tau_{if} \quad (5)$$

式(4)および式(5)を式(3)に代入すると、式(3-2)が得られる。

(1999年5月10日原稿受理，1999年7月12日採用決定)