

フレッシュコンクリートのレオロジーモデルおよび試験方法に関する研究  
RHEOLOGICAL MODEL AND RHEOMETER OF FRESH CONCRETE李 柱 国\*  
Zhuguo LI

In this study, the author proposed rheological models to describe the rheological behaviors of fresh concrete before and after yield, based on the achievements of the author's past study about the shear stress-shear strain, shear strain rate relationships. Three rheological property indexes (RPI) were further suggested for fresh concrete, which are yield stress (shear failure limit stress), basic viscosity, and the shear strain rate under the yield stress (hereafter called briefly thixotropy index), respectively. The basic viscosity and the thixotropy index are experimentally determined on basis of the shear stress-shear strain rate relation that is measured when the mean particle contact angle of fresh concrete becomes zero. Furthermore, a ring shear apparatus (named RSNS) was developed to measure the three rheological property indexes and the rheological constants (RCs) in the rheological models. RSNS can measure the rheological performances of fresh concrete under a desired normal stress by either the stress-controlled test or the strain rate-controlled test. Test methods for the RPI and the RCs based on the RSNS rheometer were discussed. Finally, an experiment was performed to investigate the variation of the RPI and the RCs of high fluidity concrete with elapsed time.

**Keywords:** Fresh concrete, Rheological model, Rheological property index, Rheological constant, Rheometer

フレッシュコンクリート, レオロジーモデル, レオロジー性能指標, レオロジー定数, レオロジー試験法

## 1. はじめに

減水剤を代表とする各種のコンクリート用混和剤の開発・実用化に伴って、部材の断面寸法、配筋状態などを考慮したフレッシュコンクリートのワーカビリティの設計目標を容易に実現できる可能性が広がりつつある。しかし、コンクリートのフレッシュ性状は複雑化・多様化しており、スランプ試験による従来の性能評価法のみでは流動性を正確に評価しにくくなりつつある。このため、フレッシュコンクリートの性質を物理的な意味をもった数値で定量的に評価しようとする方法として、レオロジー的検討が行われるようになってきた。

フレッシュコンクリートのレオロジー的研究は、Tattersall G. H が1973年に Two-point Workability Test<sup>1)</sup>を提案してから、そのほとんどがフレッシュコンクリートを粘塑性体と仮定して、ビンガムモデルを基に展開してきている。ビンガム定数、すなわち降伏値と塑性粘度の測定方法は数多く提案されている。その代表的なものとして、二重円筒型回転粘度計(Coaxial Cylinder Rheometer, 例えば BML<sup>2)</sup>、平行板粘度計(Parallel Plate Rheometer, 例えば BTRHEOM<sup>3)</sup>、回転翼型粘度計(Impellers Rheometer, 例えば IBB<sup>4)</sup>、Two-Point rheometer<sup>5)</sup>、羽根型粘度計(Vane-In-Cup Rheometer, 例えば ICAR rheometer<sup>6)</sup>、せん断ボックス<sup>7), 8)</sup>などが挙げられる。これらの試験法で得られるビンガム定数は、降伏値のみを表現する<sup>9), 10), 11)</sup> スランプよりも多方面からフレッシュコンクリートの性質を評価できる。レオロジー試験は、スランプ試験のように簡便ではないにしても、前述のBTRHEOMやICARレオメーターなどは生コン工場や工事現場に適用できるものと思われる。

フレッシュコンクリートは、液体でも固体でもないため、その変形・流動挙動は、非線形特性、チキソトロピー特性、圧力依存性およびダイラタンシー特性などを有し、非常に複雑である。このため、ビンガム定数によって、これらの複雑な性質をすべて正確に評価するのは困難である。ビンガムモデルを用いた流動数値シミュレーションはフレッシュコンクリートの変形流動の実現象を再現し難い。

フレッシュコンクリートのレオロジー的挙動の非線形特性、チキソトロピー特性および圧力依存性を捉えるために、いくつかの改良型ビンガムモデルが提案されている<sup>8), 12), 13)</sup>。しかし、これらの改良はそれぞれの単一の特性のみを考慮し、根拠となる資料が不足しており、妥当性と有効性の検証が欠如している。また、降伏値と塑性粘度以外のパラメータの物理的な意味が不明確であり、測定方法が提案されていないという問題点もある。

ポンプ圧送技術および混和剤などの進歩により、コンクリートの施工は大幅な省力化が図られているが、施工段階の手際の良し悪しがコンクリートの性能を決める上では重要な要素となる。そこで、谷川・森は、従来のフレッシュコンクリートのレオロジー研究の目的をその性質の評価と管理から、流動数値シミュレーションに基づくワーカビリティ設計(最適化)まで拡張した<sup>14)</sup>。しかし、フレッシュコンクリートのレオロジー的研究は、TattersallのTwo-point試験法の提案をきっかけに本格的に展開されて以来、40年間が経っても、コンクリートの生産・施工に実用化されにくい状況にある。最大の理由と考えられるのは、レオロジー的性質の合理的な評価試験法および

\* 山口大学大学院理工学研究科情報・デザイン工学系専攻  
准教授・博士(工学)

Associate Prof., Dept. of Information and Design Eng., Graduate School of Science and Eng., Yamaguchi University, Dr. Eng.

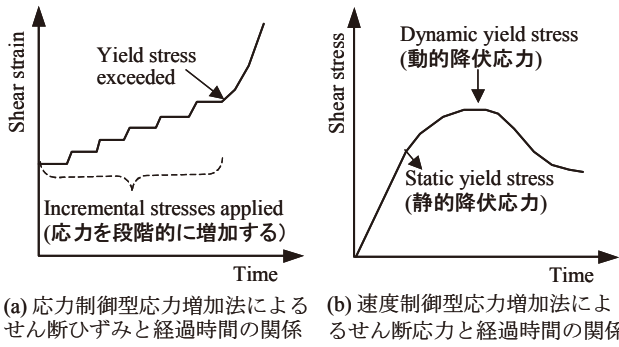


図1 降伏値の直接測定法

正確なモデルがまだ確立されていないことである。フレッシュコンクリートの性質を正確に評価し、数値解析に基づくワーカビリティ設計法を現実的なものにするために、ビンガムモデルに基づいた現在のレオロジー理論体系から脱却して、新たなレオロジーモデルをベースとしたレオロジー理論体系を構築することが不可欠である。

フレッシュコンクリートのせん断変形・流動の特徴は、せん断応力の増加方法によって異なり、図1に示すように明らかにされている<sup>15)</sup>。しかし、既存のレオロジー試験法のほとんどは、中・高流動性を有するコンクリートを対象とし、ビンガム定数の測定を目的として提案されたものである。固体と液体の両方の特性をもつフレッシュコンクリートの変形から流動までの広範囲のレオロジー的性質を精密に測定できない。このため、フレッシュコンクリートのレオロジー的性質の実験的考察による解明は事実上困難な状況にある。

筆者は、上記のような背景を踏まえて、フレッシュコンクリートのレオロジー的性質を解明する微視的解析手法を開発し、理論解析によってその小変形から高速流動に至るまでのせん断変形、せん断変形速度とせん断応力の関係式を得た<sup>16)</sup>。また、荷重制御が可能なリングせん断実験装置を試作した<sup>17)</sup>。本研究では、これらの研究成果を基に、フレッシュコンクリートの降伏前後の変形・流動抵抗モデルをそれぞれ提案し、モデル定数の測定方法を開発する。

## 2. レオロジーモデル

### 2.1 降伏前のせん断変形モデル

筆者の既往の研究<sup>16)</sup>によれば、せん断応力の増加に伴って、フレッシュコンクリートにはまずせん断変形が生じる。せん断応力がせん断破壊限界(降伏応力)を超えると、降伏してせん断流動が発生する。フレッシュコンクリートの降伏前せん断変形モデルは式(2-1)に示すようになる<sup>16)</sup>。

$$\gamma = \frac{c_6 \cdot \tau}{c_2 + c_3 \tau} \cdot \frac{1}{\sigma_n + C_{w2}} \cdot [1 - \exp(-qt)] = \gamma_\infty \cdot [1 - \exp(-qt)] \quad (2-1)$$

$$(\tau \leq \tau_f, \gamma \leq \gamma_f, t \leq t_f)$$

ここに、 $c_2 = \phi + \theta_0$ ,  $c_3 = \frac{\theta_f - \theta_0}{\tau_f}$ ,  $c_6 = \frac{1}{2} N A_0$

$$q = c_8 (\sigma_n + C_{w2}) \left( \frac{c_2 + c_3 \tau}{c_6} \right)^2, C_{w2} = N f_{wm} \cos \theta,$$

$$\gamma_\infty = \frac{c_6 \cdot \tau}{c_2 + c_3 \tau} \cdot \frac{1}{\sigma_n + C_{w2}}$$

式(2-1)によって、せん断ひずみは、せん断応力の増加に伴って大

きくなる。また、一定のせん断応力が作用するときのせん断ひずみ $\gamma$ は、経過時間 $t$ とともにゼロから増加してやがて最大値 $\gamma_\infty$ に近づく。

一定の荷重速度( $s_1$ )でせん断荷重を加えて、応力制御型応力増加法で $\dot{\gamma}$ を測定する場合、降伏前のせん断ひずみ速度式は式(2-2)に示すようになる<sup>16)</sup>。

$$\dot{\gamma} = \frac{c_2 c_6 s_1 / (\sigma_n + C_{w2}) [1 - \exp(-q \frac{\tau}{s_1})] + \frac{c_7 \tau (c_2 + 3c_3 \tau)}{\exp(q \tau / s_1)}}{(c_2 + c_3 \tau)^2} \quad (2-2)$$

せん断応力 $\tau$ の増加に伴って、式(2-2)の右辺の第1項の値は大きくなるが、第2項はせん断応力がある値を超えると減少していく。このため、降伏前のせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は、 $\tau$ の増加につれて最初は増加するが、ある値に達すると逆に減少していき、降伏時点の直前にゼロに近づく。せん断ひずみ速度の増加現象は、サスペンション状態の挙動であり、減少段階は、粘弾塑性状態であるとされている<sup>16)</sup>。

### 2.2 降伏後のせん断変形抵抗モデル

フレッシュコンクリート中の粒子は、粒子間力が粒子内部摩擦角と粒子接点角からなる粒子滑動抵抗角による抵抗より大きいときに移動する。降伏前には、一部の粒子(滑動粒子と呼ぶ)はその受ける粒子間力に対抗できる安定位置まで移動し、粒子接点角は増大する。このため、粒子のインターロッキング(噛み合い)は強くなる。しかし、粒子接点角の増加に限界があるため、この限界を超えた粒子は安定位置に至らず、滑動し続けて、粒子接点角が減少していく。このような粒子は破壊粒子と呼ばれる。破壊粒子が生じる時点で試料が降伏し、せん断破壊状態に入る。せん断破壊状態では、平均粒子接点角は減少して、粒子のインターロッキングは弱くなっていく<sup>18)</sup>。降伏後に次々と発生する破壊粒子、滑動粒子および粒子間力が滑動抵抗を打ち勝てずに動かない静止粒子が混在する。

移動粒子(滑動粒子と破壊粒子)接点の平均変位についての考察手段は現時点ではまだなく、平均変位の影響要因はまだ不明である。降伏前に、各滑動粒子は粒子接点角が大きい安定位置まで移動すると、平均粒子接点角( $\theta$ )は増大する。降伏時に、 $\theta$ はその最大値( $\theta_0$ )に達する。 $\theta$ が大きくなるほど、滑動粒子が各自の安定位置まで移動する距離が長くなり、粒子接点の平均変位は大きくなると考えられる。考察の便宜上、本研究では降伏前の滑動粒子接点の平均変位( $A_0$ )を式(2-3)の第1式によって近似的に表すことにした。

理論上、破壊粒子は安定位置がなく、際限なく移動する。しかし、破壊粒子の移動は、静止粒子、安定位置へ移動している滑動粒子および境界に妨害されるため、やがてある位置に停止するはずである。破壊粒子は大きい粒子間力を受けるが、この粒子間力とその停止位置の滑動抵抗の差は、隣接の滑動粒子や静止粒子によって負担される。したがって、一旦、破壊粒子が生じると、滑動粒子と破壊粒子は次々と生じて、試料は変形し続ける。降伏後は、経過時間とともに、破壊粒子数は増加し、試料の平均粒子接点角 $\theta$ は減少する。

筆者の既往の研究<sup>16)</sup>では、理論上安定位置を有しない破壊粒子接点の変位が滑動粒子接点の変位より長いと仮定し、せん断破壊状態の全移動接点の平均変位( $A_0$ )は、式(2-3)の第2式のように、平均粒子接点角の減少に伴って増大すると仮定した。

$$\begin{aligned} \text{降伏前: } & A_b = A_0 / \cos \theta \\ \text{降伏後: } & A_a = A_f / \sin \theta, \quad A_f = A_0 / \cos \theta_f \end{aligned} \quad (2-3)$$

式(2-3)の第2式に示す仮定に基づいて、降伏後のせん断変形抵抗式は、式(2-4)に示すように得られた<sup>16)</sup>。

$$\tau = \tau_f^* + C \cdot \exp[-k\dot{\gamma}(t-t_f)]\dot{\gamma} \quad (2-4)$$

ここに、 $\tau_f^* = \sigma_n \tan\left[\theta_f e^{-k\dot{\gamma}(t-t_f)} + \phi\right] + C_{wl}$

$$C = \frac{\theta_f N h \exp(E/kT)}{A_f A_c N_c}, \quad C_{wl} = N f_{wm} [\cos\theta \tan(\theta + \phi) - \sin\theta]$$

式(2-4)中の $\tau_f^*$ は、内部摩擦、間隙水の付着力および粒子接点角によるせん断抵抗である。 $C_{wl}$ は、間隙水の表面張力とサクシオン効果によるせん断抵抗分であり、その値は $\theta$ に依存するが、比較的小さいため、 $\theta$ が変動しても $C_{wl}$ に大きな変化を生じないと考え、本研究では定数とした。降伏後の $\theta$ は変形の増加に伴って $\theta_f$ より小さくなっていくため、 $\tau_f^*$ は、変形の増加につれて減少する。

式(2-4)の右辺の第2項は、粘性抵抗を表すものである。 $\dot{\gamma}$ の係数である $C \cdot \exp[-k\dot{\gamma}(t-t_f)]$ は、見かけ粘度と見なされ、降伏後の変形(= $\dot{\gamma} \times (t-t_f)$ )の増加に伴って小さくなる。見かけ粘度は、粒子の凝集・分散状態に依存するため、粒子が完全に分散するときに最小になり、変形がさらに増加しても変わらないと考えられる。したがって、 $C \cdot \exp[-k\dot{\gamma}(t-t_f)]$ が変形の増加に伴って際限なく減少してゼロに近づくことは不自然である。この不具合を解消するために、本研究では式(2-3)の第2式の仮定を見直した上で、降伏後のせん断変形抵抗式について再考した。

前述したように、破壊粒子は、その移動が滑動粒子と静止粒子に阻害されるため、どこかに停まるはずである。このため、破壊粒子の移動距離は滑動粒子の移動距離と同じである。したがって、 $A_a$ は、滑動粒子接点の最大平均変位、すなわち降伏時点の平均接点変位と等しいとすれば合理的である。降伏時点の平均粒子接点角は $\theta_f$ であるため、式(2-3)の第1式によって、 $A_a$ は式(2-5)によって表される。

$$A_a = A_0 / \cos\theta_f \quad (2-5)$$

式(2-5)を利用して、文献16)の手法で解析すると、降伏後のせん断変形抵抗モデル式は、式(2-6)に示すように得られた。

$$\begin{aligned} \tau &= \sigma_n \tan\left[\theta_f e^{-k\dot{\gamma}(t-t_f)} + \phi\right] + C_{wl} + \frac{\eta}{\cos[\theta_f e^{-k\dot{\gamma}(t-t_f)}]}\dot{\gamma} \\ &= \tau_f^* + \eta_a \dot{\gamma} \quad (\tau > \tau_f, \dot{\gamma} > \dot{\gamma}_f, t > t_f) \end{aligned} \quad (2-6)$$

ここに、 $\eta$ : 環境温度に依存するが、粒子配列に無関係な粘度(ここでは、基本粘度と呼ぶこととする)

$$\eta = \frac{\cos\theta_f N h \exp(E/kT)}{A_0 A_c N_c}, \quad \eta_a = \eta / \cos[\theta_f e^{-k\dot{\gamma}(t-t_f)}]$$

式(2-6)は、降伏後の流動挙動の非線形性、圧力依存性およびチキソトロピー性を共に表現できる。せん断速度 $\dot{\gamma}$ の係数、すなわち見かけ粘度 $\eta_a$ は、降伏後の変形(= $\dot{\gamma} \times (t-t_f)$ )の増加に伴って小さくなり、やがて基本粘度 $\eta$ に近づく。

一方、変形速度制御型せん断応力増加法による試験の場合、降伏後のせん断変形( $\gamma_a$ )は、式(2-7)のようであるため、せん断変形抵抗式は式(2-8)によって表される。

$$\gamma_a = \frac{1}{2} s_2 (t-t_f)(t-t_f) = \frac{1}{2} s_2 \left(\frac{\dot{\gamma}}{s_2}\right)^2 = \frac{\dot{\gamma}^2}{2s_2} \quad (2-7)$$

$$\tau = \sigma_n \tan[\theta_f e^{-k\dot{\gamma}^2/2s_2} + \phi] + C_{wl} + \frac{\eta}{\cos[\theta_f e^{-k\dot{\gamma}^2/2s_2}]} \dot{\gamma} \quad (2-8)$$

降伏時点のせん断応力は、式(2-9)によって表される<sup>16)</sup>。

$$\tau_f = \sigma_n \tan(\theta_f + \phi) + C_{wl} \quad (2-9)$$

### 2.3 レオロジー的性質の評価指標の提案

前述したように、降伏値と塑性粘度は、フレッシュコンクリートのような材料にとって物理的な意味が不明確である。レオロジー的性質を評価・管理するための指標として明確な意味をもつ工学量を提案する必要がある。

式(2-1)、式(2-2)および式(2-6)に基づいて、フレッシュコンクリートのせん断変形とせん断変形抵抗の模式図を図2に示す。同図に示す関係は、荷重制御の場合には応力の持続時間、変形速度制御の場合にはせん断速度の持続時間が同じである時のものである。これらの模式図は既の実験によって検証されている<sup>19)</sup>。

図2(a)に示すように、フレッシュコンクリートのせん断ひずみ( $\dot{\gamma}$ )はせん断応力( $\tau$ )の増加に伴って増加するが、せん断破壊限界ひずみ $\dot{\gamma}_c$ に達すると、試料は降伏し、せん断破壊状態に入る。砂などの非粘着性粒状体の場合、せん断破壊状態では平均粒子接点角が減少するとともに、せん断応力も減少する。しかし、粘着性粒状体の場合は、せん断破壊状態においてせん断変形が加速度的に増加するため、粘性抵抗は増大し、降伏後のせん断応力はある程度まで増大する。

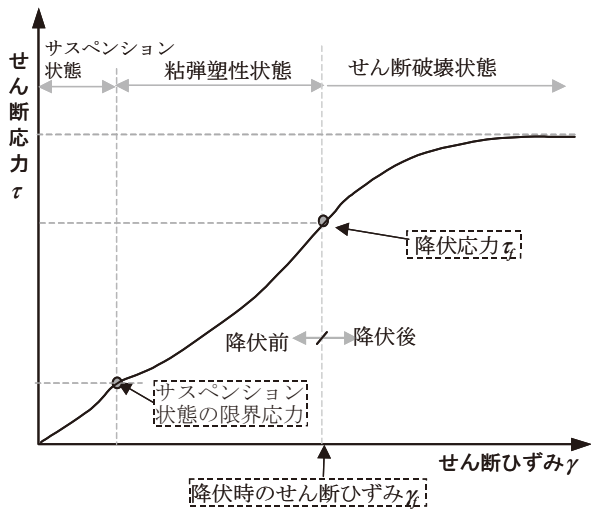
一方、図2(b)に示すように、降伏後に、変形速度を制御する場合には、 $\dot{\gamma}$ の増加に伴って $\tau$ が増加する(流動曲線の上昇部分(Up-curve))。 $\tau$ と $\dot{\gamma}$ の関係は非線形である。あるせん断速度に達した後、 $\dot{\gamma}$ を低減するにつれて、 $\tau$ は減少する(流動曲線の下降部分(Down-curve))。

せん断破壊状態においては、せん断流動に伴って破壊粒子が増加するため、平均粒子接点角 $\theta$ は減少し続ける。ある変形量(= $\dot{\gamma}(t-t_f)$ )に達すると、 $\theta = \theta_f \cdot e^{-k\dot{\gamma}(t-t_f)}$ はゼロに近づく。 $\theta$ がゼロになると、せん断変形抵抗式(2-6)は、式(2-10)のようになり、 $\tau$ と $\dot{\gamma}$ の関係は線形となる。このため、流動曲線の下降部分は直線である。

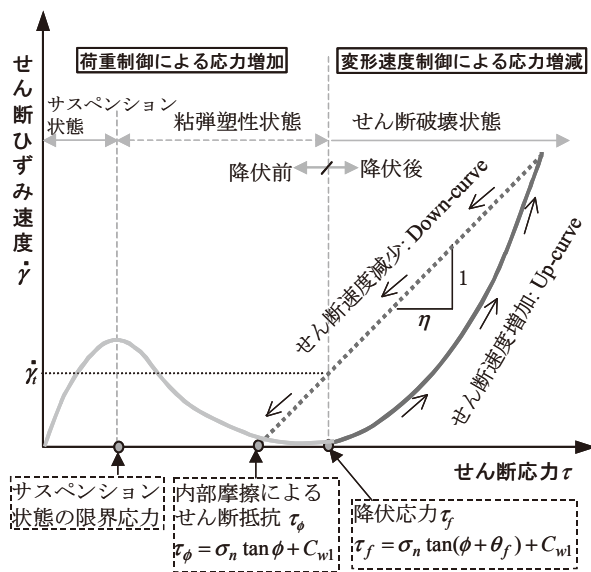
$$\tau = \tau_\phi + \eta \dot{\gamma}, \quad \tau_\phi = \sigma_n \tan\phi + C_{wl} \quad (2-10)$$

したがって、流動曲線の下降部分を直線と近似して得られるビンガム定数(降伏値 $\tau_\phi$ と塑性粘度)は、それぞれ粒子内部摩擦と練混ぜ水の付着力によるせん断抵抗および基本粘度 $\eta$ である。 $\eta$ は粒子配列に無関係なものとしてフレッシュコンクリートの液体性質を反映できる。 $\tau_\phi$ は、粒子配列による抵抗を含まないため、フレッシュコンクリートの粒状体特性を十分に反映できない。しかし、降伏応力 $\tau_f$ は、式(2-9)に示すように、粒子配列による抵抗も含め、フレッシュコンクリートの粒状体特性を十分に反映できるものである。

降伏後の流動曲線のUp-curveとDown-curveが重ならないことは、チキソトロピー現象として一般に知られている。チキソトロピー特性は、一般に粒子の凝集・分散に起因するものと考えられ、せん断変形抵抗に大きく影響する。通常、Up-curveとDown-curveからなるヒステリシスループ(hysteresis loop)の面積によってチキソトロピー性質を定量的に評価する。しかし、ヒステリシスループの面積は、最大せん断速度(ループの頂点)に依存する。また、式(2-6)と式(2-8)に示すように、同じせん断速度であっても、せん断抵抗は、せん断変形の持続時間( $t$ )またはせん断変形加速度( $s_2$ )および垂直応力( $\sigma_n$ )に



(a) せん断変形モデル(荷重制御による変形増加)



(b) せん断変形抵抗モデル

図2 フレッシュコンクリートの変形・流動特性モデル

によって異なる。このため、ヒステリシスループの面積は、チキソトロピー性質を正確に評価できるかどうかについて疑問の余地がある。

現在、粒子の凝集・分散程度の定量化方法はまだ提案されていない。一方、粒子集合体の平均粒子接点角 $\theta$ は、粒子の噛み合いの強さを反映し、粒子の凝集・分散に依存するものと思われる。分散する粒子が多いほど、 $\theta$ は小さい。本研究では図2(b)に示す $\eta$ を用いてフレッシュコンクリートのチキソトロピー性質を評価することにした。 $\eta$ は、Down-curveにおいて、降伏応力 $\tau_f$ と等しいせん断応力が作用するときのせん断速度である。工学上、 $\eta$ は、最緊密の粒子配列( $\theta=\theta$ )を有するときのせん断速度(ゼロに近い)と最もゆるい粒子配列( $\theta=0$ )になったときのせん断速度の差である。ここに、 $\eta$ をチキソトロピー指数と略称することにする。式(2-6)より、 $\eta$ は、式(2-11)によって表される。

$$\dot{\gamma}_t = \frac{(\tau_f - \tau_\phi)}{\eta} = \frac{\sigma_n [\tan(\theta_f + \phi) - \tan \phi]}{\eta} \quad (2-11)$$

本研究では、実用性と試験測定の利便性を考慮して、降伏応力 $\tau_f$ 、基本粘度 $\eta$ およびチキソトロピー指数 $\eta$ をフレッシュコンクリート

のレオロジー的性質の評価指標として提案した。この3つの指標はそれぞれフレッシュコンクリートの粒状体特性、液体性質およびチキソトロピー性質を表す。 $\tau_f$ 、 $\eta$ は、フレッシュコンクリートの変形抵抗性および分離抵抗性と関連するものであり、 $\eta$ は、振動や流動過程ではチキソトロピーの発生による変形能力の変化を反映するものである。 $\tau_f$ は、フレッシュコンクリートのせん断変形(ひずみ硬化)からせん断流動(ひずみ軟化)に移行するための最小せん断応力である。しかし、 $\tau_f$ と $\eta$ の測定結果は、せん断面上の垂直応力 $\sigma_n$ に依存する。本研究では2.55kPaを $\sigma_n$ の標準値とした。この標準値は、せん断面上部のコンクリート(単位容積質量:2350kg/m<sup>3</sup>)の厚さが15cmの場合の自重による垂直応力である。標準値以外の垂直応力を受ける場合、 $\tau_f$ と $\eta$ の測定値を、式(2-9)と式(2-11)によって標準垂直応力の場合の数値に換算する。

式(2-9)中の $C_{wl}$ は、 $\sigma_n$ の影響を受けないため、実際の垂直応力と標準値の比で $\tau_f$ を比例換算すると、誤差を生じる。しかし、式(2-9)の右辺の第2項( $C_{wl}$ )は第1項に比べてかなり小さいため、 $\sigma_n$ の比例換算による誤差は小さいものと思われる。

上記の3つのレオロジー性能指標によってフレッシュコンクリートの主要な性質を評価できる。しかし、流動解析を行うために、パラメータ $c_2/c_6$ 、 $c_3/c_6$ 、 $c_8$ 、 $C_{wl}$ 、 $\eta$ 、 $\phi$ 、 $\theta_f$ 、 $\kappa$ の値を測定しておく必要がある。性能指標とこれらのパラメータの測定方法を次章に記述する。

### 3. レオロジー性能指標と定数の試験方法

#### 3.1 試験装置

##### 3.1.1 BTRHEOM レオメーター

Huら<sup>20)</sup>は、BTRHEOMと呼ばれるレオメーター(rheometer)を開発した(図3を参照)。平行板粘度計と類似するものであるが、試料にせん断力を加えるものは板ではなく、羽根(blade)である。下部の羽根は固定され、上部羽根が回ると、2つの羽根の間にある試料はリングせん断される。軟練りから高流動コンクリートに適用しようと報告しており、スランプが8~29cm(スランプフロー:75cm)のフレッシュコンクリートの測定実績がある<sup>20),21)</sup>。スランプが8cm以下のフレッシュコンクリートはビンガム体とは考えにくいと、測定実績がない。

BTRHEOM法ではビンガム降伏値と塑性粘度を計測するとき、試料容器の内壁面に摩擦がないこと、および試料容器の内壁面と試料の間にすべりが生じないことなどを仮定している。また、上下羽根と試

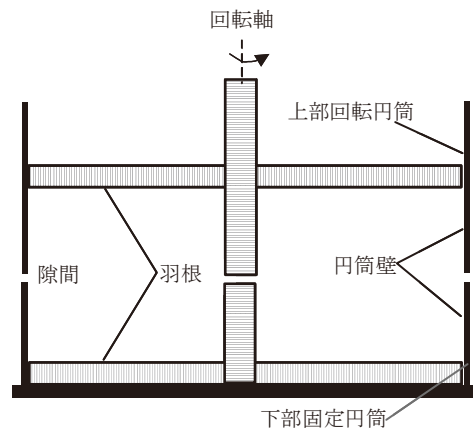


図3 BTRHEOM レオメーターの縦断面

料の間にすべりが発生しないと考えられる。

上記の仮定に基づいた試験結果の信頼性を検証するために、Huらは、BTRHEOMの試験結果と有限要素法の計算結果、他の2つのレオメーター(二重円筒型回転粘度計：CEMAGREF-IMGと回転翼型粘度計：LAFARGE)の試験結果と比較した。

降伏値のBTRHEOMによる試験結果は、同様な仮定を導入した有限要素法による計算結果と大差がない。しかし、塑性粘度の試験値は計算値より10%大きく、修正する必要がある。また、BTRHEOMによる降伏値と塑性粘度の試験結果は、試料に材料分離を生じない場合にはCEMAGREF-IMGの結果とほぼ同じであり、LAFARGEの結果と密接に相関している<sup>20)</sup>。したがって、BTRHEOMは壁面の影響が存在するものの、軟練りから高流動までのフレッシュコンクリートのビンガム定数の測定に適用しようと指摘されている。

しかし、この装置は、ビンガムモデル定数の測定を目的として開発されたものであるため、変形速度制御下での測定しかできない。また、0.2 rev/s以下の回転速度では測定できず、変形抵抗に与える垂直圧力の影響を評価できないなどの制限がある。

### 3.1.2 リングせん断試験法の場合のせん断応力とせん断ひずみ

リングせん断試験法(Ring shear test)は、持続的な大変形下の力学挙動を測定でき、せん断面上の垂直応力を調整できるなどの利点があるため、土砂の力学性能試験に広く利用されており、ASTM規格(ASTM D7608-10, ASTM D6467-13)も策定されている。BTRHEOMレオメーターは、リングせん断試験法に属するものである。

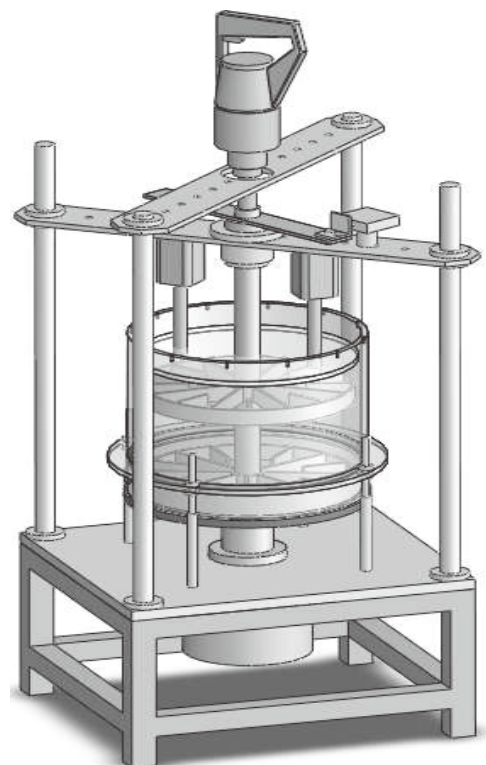
本研究では、BTRHEOMレオメーターを参考として、応力制御と変形速度制御機能を共に有し、フレッシュコンクリートの小変形から流動までのレオロジー的挙動を測定でき、せん断面上の垂直圧力を調整できる装置を試作した。ここに、試作したレオメーター(図4を参照)をRSNS(Ring Shear under Normal Stress)と略称することにする。

図4に示すように、RSNSは、二つの上下羽根(blade)によってせん断力を試料に加える。羽根は、幅と厚さがそれぞれ30mmと3mmの鉄板を内径が30mmの中心円筒から放射状に配置したものである。両羽根の間隔は骨材の最大寸法に応じて250mmまで調整できる。上羽根と上部円筒内壁の隙間に試料が入らないように、羽根の外周にモヘアシールを貼り付けた。

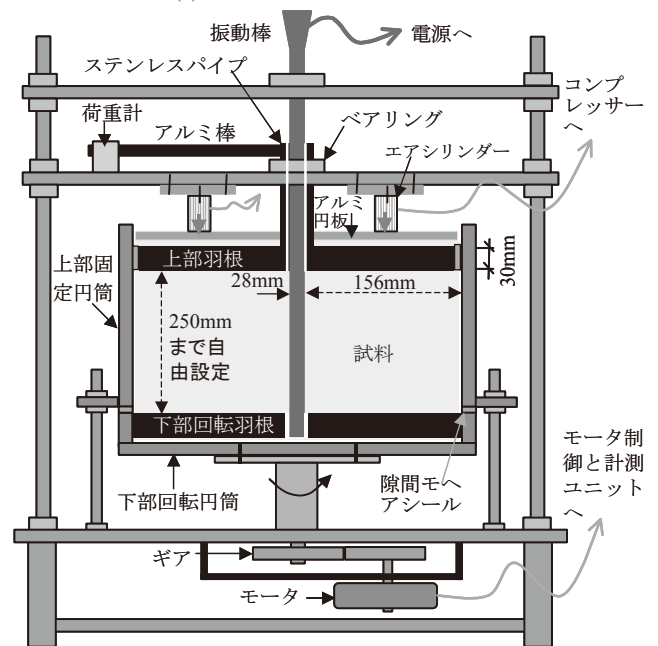
上羽根の中心円筒に連結した鉛直ステンレスパイプ(内径30mm)をアルミ棒に接続した。アルミ棒は荷重計に連結するため、上羽根は回転できない。上下部の円筒は、内径が340mmの硬質塩ビ管製である。上部円筒が不動である。下部円筒が回転できるように、両円筒の接合部に3mmの隙間を設け、試料が隙間に入らないようにモヘアシールを貼り付けた。下羽根は、下部円筒と一体化されてモータの駆動で下部円筒と一緒に回転する。

振動によって試料を円筒に密実に充填し、リングせん断の中心不動部をつくるために、直径が28mmの棒状パイプを、下部円筒の底板に接触しないように両羽根の中心にあるステンレスパイプを挿入した。また、振動棒を動かさないようにするために、その上部を水平板に固定した。

実験時に、まず上羽根の上端面より2cm程度高い位置まで試料を円筒内に充填する。自己充填コンクリートでない場合は、試料の上面が沈下しなくなるまでパイプによって加振する。次に、試料の高さを測定し、アルミ円板を試料に載せ、2本のエアシリンダーを円板



(a) RSNSの3次元イメージ



(b) RSNSの縦断面図

図4 RSNSレオメーター

に取り付ける。エアシリンダーをコンプレッサーに接続し、エアレギュレーターで空気圧を調整することによって、エアシリンダーにより試料に加える垂直圧力を変化させる。

試作したモータの制御システムは、トルク制御機能と角速度制御機能を備えている。最初に、トルク制御でトルクをゼロから増加して回転角度を測定する。一旦せん断応力が降伏応力を超え、試料がせん断破壊状態に入ると、角速度制御に自動的に切り替えて試料の変形速度を上昇や下降させてトルクを測定する。

円筒の内壁面とパイプの表面に摩擦抵抗と付着抵抗が存

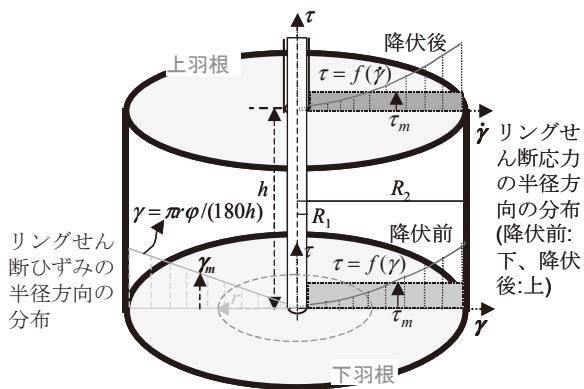


図5 半径方向のリングせん断ひずみとリングせん断応力の分布

在することより、下羽根より試料に加えられるトルクの一部は摩擦抵抗と付着抵抗によって消費されるため、荷重計で検出した上羽根のトルクは下羽根が試料に加えるトルクより小さい。しかし、前述したBTRHEOMの測定精度の検討結果によって、摩擦抵抗と付着抵抗の影響はそれほど大きくない。また、RSNSの場合、試料の半径方向の幅(156mm)は、BTRHEOMの場合(100mm)より大きく、摩擦抵抗と付着抵抗の影響はさらに低減すると考えられる。したがって、試料のせん断応力を計算する際には、下羽根のトルク(モータの出力トルクから装置抵抗を引いた値)を用いることにした。

フレッシュコンクリートはせん断変形とともにダイラタンシーを生じる。この体積変化を考慮して、本研究では上羽根の形状を図4に示すように試料が上下に通過できるものにした。したがって、ダイラタンシーが生じて、試料のせん断厚さは変わらない。

半径方向では、振動棒の表面から離れるほど、試料の円周方向のせん断変位は大きい。境界の影響を無視すれば、試料底面(下羽根の上端面)のリングせん断ひずみは、半径方向に沿って図5の左下に示すように線形分布となる。振動棒の中心からの距離が $r$ である位置のリングせん断ひずみ $\gamma$ とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は式(3-1)によって表される。

$$\gamma = \frac{\pi \cdot \phi}{180h}, \quad \dot{\gamma} = \frac{\pi \cdot \Omega}{180h} \quad (3-1)$$

リングせん断平均せん断ひずみ $\gamma_m$ と平均せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}_m$ は、円筒と振動棒の中間位置に発生して、式(3-2)によって表される。

$$\gamma_m = \frac{\pi(R_1 + R_2)\phi}{360h}, \quad \dot{\gamma}_m = \frac{\pi(R_1 + R_2)\Omega}{360h} \quad (3-2)$$

水平せん断面における各円周位置のリングせん断ひずみは中心から離れるほど大きい。せん断応力は、各円周位置のせん断ひずみやせん断ひずみ速度に対応して、半径の増加につれて大きくなる。試料の任意水平せん断面に作用するトルク( $\Gamma$ )は、式(3-3)のように表されるため、下羽根の上端面にある環状試料の平均せん断応力 $\tau_m$ は式(3-4)に示すようになる。

$$\Gamma = \int_{R_1}^{R_2} 2\pi r^2 \tau dr \quad (3-3)$$

$$\tau_m = \frac{3\Gamma_m}{2\pi(R_2^3 - R_1^3)} \quad (3-4)$$

試料の最外周のリングせん断ひずみが最も大きいため、その位置のせん断応力が最大になる。したがって、試料のせん断破壊が最外周から

中心に向けて漸進的に発生する(progressive failure)<sup>23)</sup>。せん断破壊時点の最外周のせん断応力が降伏応力と等しい。しかし、最外周のせん断応力は計測できないため、土質力学分野では通常平均せん断応力と平均せん断変位やひずみの関係によって土砂の力学性能について考察し、せん断破壊時点の平均せん断応力をせん断強度としている<sup>23), 24), 25)</sup>。リングせん断試験で測定されるせん断強度は一面せん断試験の実験結果(真のせん断強度)より小さいが、せん断破壊時の変形が大きい場合にはこの差異は小さく、リングせん断試験はせん断強度の測定に適用できると指摘されている<sup>23)</sup>。また、せん断破壊後に応力が低下し、やがて安定値に近づいた残留状態ではせん断変形が大きい場合、平均せん断応力は、環状試料の内外周部のせん断応力とほぼ同じである<sup>24)</sup>。したがって、リングせん断試験は、一般にせん断抵抗が小さくなった粘土(変形が大きい場合)に適用される<sup>23)</sup>。この知見によって、リングせん断試験は、変形が大きいフレッシュコンクリートに適用しようと考えられる。

粘性流体の場合、半径方向上の各円周位置の環境変位は理論上半径に比例する。しかし、粒状体材料の場合、粒子の噛み合いによって粒子どうしは集団的に移動し、試料の変形は複雑である。大きな変位をしようとする粒子は、変位が少ない粒子に阻害され、その変位が減少する。これに対して、変位が小さい粒子は、変位が大きい粒子に引っぱられてその変位が増加する。このため、せん断帯(shear band)が形成される<sup>23)</sup>。また、粒子の移動軌跡は、図6に示すように円周ではなく、外周に逸脱する形になる<sup>26)</sup>。ミクロな視点で見ると、各円周位置の粒子の移動距離は平準化され、各円周位置にあった元の粒子のせん断変位に大差はないと考えられる。変位が増加した粒子は、変位の減少した粒子が負担できない応力分を負担するようになる。フレッシュコンクリートの場合、粗骨材の寸法は土砂粒子よりはるかに大きいため、この平準化効果はより大きいと思われる。したがって、本研究では、平均せん断応力と平均せん断ひずみの関係よりフレッシュコンクリートのレオロジー的性質を考察することにした。

平均せん断応力は最外周のせん断応力より小さい。また、平均せん断応力の作用位置におけるせん断ひずみは、平均せん断ひずみと等しくない。このため、平均せん断応力と平均せん断ひずみ、平均せん断速度の関係に基づいたレオロジー定数の試験結果に誤差を生じる。文献<sup>24)</sup>によれば、土の場合には試料の内外側境界面の半径比( $R_1/R_2$ )は0.5以上であれば、平均応力と最外周の応力の差はわずかである。RSNSを用いた場合のフレッシュコンクリートのレオロジー定数の計測誤差についての定量的考察を今後の課題とする。数値解析結果と試験結果を比較してレオロジー定数の試験結果の修正係数を提案する予定である。

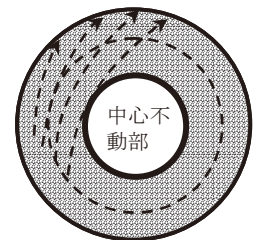


図6 粒子の移動軌跡<sup>26)</sup>

### 3.1.3 リングせん断試験法の試料に作用する垂直応力

環状試料に外部の垂直圧力を加えない場合、試料の自重は試料のせん断面に垂直応力を生じさせる。試料の内外境界面の摩擦力と付着力の存在によって垂直応力は小さくなるが、この影響は境界面付近の試料に限られると思われる。RSNSの試料幅は大きいため、境界面の影響は相対的に小さく、無視してもよい。したがって、この場合には試料のせん断面に作用する平均垂直応力は、式(3-5)によって表される。

$$\sigma_n = 9.8 \cdot (h_t + \frac{1}{2}h) \rho \quad (3-5)$$

一方、エアシリンダーにより試料に垂直圧力を加える場合、試料の内外周面の摩擦抵抗は増大すると考えられる。試料は縦方向にダイヤタンシーを生じるが、縦方向の変形速度が極めて小さいため、境界面における縦方向の粘性抵抗はほとんどないと思われる。また、円周方向の摩擦抵抗は、縦方向の摩擦抵抗と等しいと考えられる。内外境界面の円周方向の粘性付着抵抗は、試料の変形速度に依存するため、ごく低速変形の場合には小さい。したがって、ごく低回転速度でせん断試験を行う場合は、縦方向と円周方向の壁面抵抗が殆ど摩擦抵抗であり、両者が等しいと近似しても大差はない。下羽根より試料に加えるトルクと荷重計で検出した上羽根トルクの差を計測し、内外境界面の円周方向の摩擦抵抗と粘性付着抵抗が計算できたら、外部垂直圧力を加える場合の垂直応力は式(3-6)によって計算される。しかし、上羽根の上面にある試料とアルミ円板の間に摩擦が存在するため、現時点では上羽根に作用するトルクを正確に検出できない。したがって、本研究では、内外境界面の摩擦抵抗を無視して、式(3-7)によって垂直応力を近似的に計算することにした。

$$\sigma_n = 9.8 \cdot (h_t + \frac{h}{2}) \rho + \frac{m_a + 2PA_c - (\Gamma_m - \Gamma_u) / R_2}{\pi(R_2^2 - R_1^2)} \quad (3-6)$$

$$\sigma_n = 9.8 \cdot (h_t + \frac{h}{2}) \rho + \frac{m_a + 2PA_c}{\pi(R_2^2 - R_1^2)} \quad (3-7)$$

## 3.2 レオロジー定数の計測理論

### 3.2.1 降伏前の測定

降伏応力は、せん断破壊前の最大せん断応力である。他の材料と同じように荷重制御型応力増加法によってせん断応力をゼロから一定の荷重速度で増加して降伏応力を測定する。

この場合、荷重増加速度を極めて小さくすると、変形の応力追従性はよくなる。荷重速度が小さくい時に、式(2-1)よって、式(3-8)が成立する。

$$\frac{\tau / (\sigma_n + C_{w2})}{\dot{\gamma}} = \frac{c_2 + c_3 \tau}{c_6} \quad (3-8)$$

練混ぜ水の表面張力とサクシオン効果による付着力に起因する垂直応力分  $C_{w2}$  は試料の自重や外部圧力による垂直応力  $\sigma_n$  に比べて小さいため、 $C_{w2}$  を無視すると、式(3-8)は式(3-9)のようになり、 $(d\sigma_n)/\dot{\gamma} \sim \tau$  関係グラフは直線となる。直線とせん断応力軸の交点の応力および直線の傾きより、 $c_2/c_6$ 、 $c_3/c_6$  の値を求めることができる。

$$\frac{\tau / \sigma_n}{\dot{\gamma}} = \frac{c_2}{c_6} + \frac{c_3}{c_6} \tau \quad (3-9)$$

また、せん断応力を一定とし、 $C_{w2}$  を無視した場合、式(2-1)によって式(3-10)に示す近似式が得られる( $x < 1$  の場合、 $\ln(1+x) \approx x$ )。

$$\ln(-\ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_\infty}) = -qt \quad (3-10)$$

式(3-10)に示す関係の実験結果のプロットより、 $q$  値を求め、さらに  $c_8$  の値が得られる。

$c_2/c_6$ 、 $c_3/c_6$  および  $c_8$  の値が得られると、式(2-1)を利用して、降伏前の任意応力状態と応力持続時間下のせん断ひずみを計算できる。

測定手順として、まず、モータのトルク入力値を設定して、下羽根より一定のごく小さいトルクを試料に加え、上羽根の受けるトルクと下羽根の回転角度を測定する(この測定過程をトルク一定段階と略称)。モータの小さいトルク入力値の設定は、試行錯誤で行う。荷重計は上羽根の受けるトルクをぎりぎりに検出でき(1.0~3.0N・m)、かつ、下羽根はごく小さい速度(0.5~1.5deg/s)で回転できる程度のトルクとする。次に、モータのトルク入力値を小さい増加速度で増やして測定を行う。モータの出力トルクと下羽根の回転角度を記録する(この測定過程をトルク増加段階と略称)。モータの回転速度が急増した段階で、試料がせん断破壊状態に入ったと判断し、回転速度が 5deg/s を超えたら、この段階の測定が自動的に終了する。これらの測定時には、エアシリンダーにより試料に外部から垂直圧力を加えない。

トルク増加段階の試験結果を利用して、式(3-2)と式(3-4)によって平均応力  $\tau_m$  と平均ひずみ  $\gamma_m$ 、平均ひずみ速度  $\dot{\gamma}_m$  をそれぞれ計算し、 $\tau_m - \gamma_m$  と  $\tau_m - \dot{\gamma}_m$  の関係グラフをそれぞれ作り、降伏応力  $\tau_f$  と降伏ひずみ  $\gamma_f$  を確定する。また、 $(\tau_m / \sigma_n) / \dot{\gamma}_m - \tau$  関係グラフ(直線)を作成し、式(3-9)に示す関係によって、直線の傾きは  $c_3/c_6$  であり、直線と  $(\tau_m / \sigma_n) / \dot{\gamma}_m$  軸との交点の値を  $c_2/c_6$  とする。

さらに、トルク一定段階の試験結果によって、 $\ln(-\ln(\dot{\gamma}_m / \dot{\gamma}_{m\infty})) - t$  関係グラフ(直線)を作成し、式(3-10)によって直線の傾きの絶対値を  $q$  とし、 $\tau$ 、 $\sigma_n$  および  $c_2/c_6$ 、 $c_3/c_6$  の値によって  $c_8$  をさらに求める。

### 3.2.2 降伏後の測定

式(2-6)と式(2-9)によって、式(3-11)が得られる。

$$\tau - \tau_f = \sigma_n \left\{ \tan \left[ \theta_f e^{-\kappa \dot{\gamma} (t-t_f)} + \phi \right] - \tan(\theta_f + \phi) \right\} + \frac{\eta}{\cos[\theta_f e^{-\kappa \dot{\gamma} (t-t_f)}]} \dot{\gamma} \quad (3-11)$$

$x$  が小さいときに、 $\tan x \approx x$  の近似が成立する。また、せん断速度が非常に小さいときには粘性抵抗(式(3-11)の右辺の第2項)は小さくて無視してもよい。したがって、せん断速度が極めて小さい場合、式(3-11)を式(3-12)に示すように簡略化できる。

$$\tau_f - \tau = \sigma_n \theta_f (1 - e^{-\kappa \dot{\gamma} (t-t_f)}) \quad (3-12)$$

また、 $x$  が  $< 1$  の場合には  $\ln(1+x) \approx x$  との近似式を利用すると、式(3-12)によって式(3-13)が得られる。

$$\ln(-\ln \frac{\tau_f - \tau}{\sigma_n \theta_f}) = -\kappa \cdot \dot{\gamma} \cdot (t - t_f) \quad (3-13)$$

式(3-13)によって、 $\ln\{-\ln[(\tau_f - \tau) / \sigma_n \theta_f]\}$  と  $(t - t_f)$  の関係は線形であり、直線の傾きよりパラメータ  $\kappa$  を求めることができる。

変形  $(\dot{\gamma}(t-t_f))$  が十分に大きくなると、平均粒子接点角はゼロに近づいて、式(2-6)を式(3-14)のように簡略化することができる。 $\tau \sim \sigma_n$  関係は線形であり、直線の傾きが平均粒子内部摩擦角  $\phi$  の正接値である。

$$\tau = \sigma_n \tan \phi + (C_{w1} + \eta \dot{\gamma}) \quad (3-14)$$

トルク制御の測定ではモータの回転速度が急増加して 5deg/s を超えたら、回転角速度制御に切り替えて測定を行い、モータの出力トルクおよび回転角速度を記録する。この測定は4ステップに分けられる。

ステップ1—回転速度一定段階：モータの回転角速度は、一定であり、かつ、ごく小さい(5deg/s)。モータのトルクは試料の回転変位に伴って徐々に減少していき、初めに一定値に近づいたら、ステップ2に移行する。

ステップ 2—回転速度増加段階：モータの回転角速度を回転速度一定段階の値(5deg./s)から小さい加速度で増加する。回転角速度が45deg./sになると、ステップ3を始める。

ステップ 3—回転速度減少段階：回転速度増加段階における回転角速度を増加してもモータの出力トルクがあまり変わらなくなったら(試料と下羽根の間にすべりを生じるため)、回転角速度を徐々に減少して測定を行う。

ステップ 4—垂直圧力増加段階：回転速度減少段階における回転角速度が所定のごく小さい回転角速度(5deg./s)になったら、それを維持し、エアシリンダーを動作させて空気圧を4段階(0MPa, 0.3MPa, 0.5MPa, 0.7MPa)に調整して測定を行う。

各段階の平均せん断応力、平均せん断速度および平均垂直応力の試験結果に基づいて、レオロジー定数および式(2-6)中の各パラメータを下記の手順で算出する。

- 1) 回転速度減少段階における  $\tau_m \sim \dot{\gamma}_m$  の関係は、図 2(b)に示す Down-curve のような線形である。直線の傾きより基本粘度  $\eta$  を求める。
- 2) 垂直圧力増加段階の  $\tau_m - \sigma_n$  関係グラフ(直線)を作成し、直線の傾きより  $\phi$  を求める。また、直線とせん断応力軸の交点の応力値より  $C_{w1}$  を算出する(交点の応力値と  $\eta\dot{\gamma}$  の差)。
- 3)  $\tau_f$ ,  $\sigma_n$  および  $\phi$ ,  $C_{w1}$  の値を用いて、式(2-9)によって降伏時点の平均粒子接点角  $\theta$  を算出する。
- 4) 回転速度一定段階の実験結果を利用して、式(3-13)に示す  $\ln\{-\ln[(\tau_f - \sigma_n)/\theta]\}$  と  $\ln(\dot{\gamma}_m)$  の関係グラフ(直線)を作成して、直線の傾きより  $\kappa$  を求める。

#### 4. 高流動コンクリートのレオロジー定数の経時変化

##### 4.1 実験概要

本研究では、前章で提案した性能指標とレオロジーモデル式のパラメータの測定方法に基づいて、高流動コンクリートの性能指標とレオロジー定数を測定し、その経時変化について考察した。上下羽根の間隔を 100mm とした。実験に用いたコンクリートの調合を表 1 に示す。海砂、碎石および遅延型高性能 AE 減水剤などを用いた。練混ぜ直後、60 分後および 120 分後のスランブおよびスランブフロー値を表 1 に示す。

RSNS を用いて上記の三つの時点で 3 回の測定を行った。得られたモータの出力トルク、回転角度および回転角速度によって試料の平均せん断応力、平均せん断ひずみおよび平均せん断ひずみ速度を計算した。また、試料とアルミ円板の重さおよびエアシリンダーの空気圧によって、垂直応力を計算した。さらに、性能指標および 7 つのパラメータを算出した。

##### 4.2 実験結果および考察

##### 4.2.1 降伏前のレオロジーモデルの定数

トルク増加段階の  $\tau_m \sim \dot{\gamma}_m$  の関係がモータの出力トルクと回転角の計測結果によって得られた。例として、練混ぜ直後の結果を図 7 に示す。トルク一定段階よりトルクを増加したため、関係グラフはゼロのせん断応力からではない。 $\tau_m \sim \dot{\gamma}_m$  関係グラフ上の第 2 屈曲点のせん断応力とせん断ひずみをそれぞれ降伏応力  $\tau_f$  と降伏時のせん断ひずみ  $\dot{\gamma}_f$  とした。練混ぜ直後のトルク増加段階の  $\tau_m \sim \dot{\gamma}_m$  の関係を図 8 に示す。同図に示すように、降伏応力  $\tau_f$  のときの  $\dot{\gamma}_m$  は極めて小さい。

$\tau_f$ ,  $\dot{\gamma}_f$  とコンクリート練混ぜ後の経過時間との関係を図 9 に示す。経過時間の増加に伴って、 $\tau_f$  は大きくなるが、 $\dot{\gamma}_f$  はあまり変わらないことが認められた。

また、トルク増加段階の  $(\tau/\sigma_n)/\dot{\gamma}$  の対数と載荷時間  $t$  の関係(紙面の都合で関係図をここに示していない)について線形回帰分析を行い、得られた直線関係式より、 $c_2/c_6$  と  $c_3/c_6$  の値を図 9 に示すように求めた。

トルク一定段階のせん断ひずみ  $\dot{\gamma}$  の経時変化の測定結果に基づいて得られた  $\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_0$  の対数と時間の関係(リングせん断の場合においては  $\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_0$  は平均値である。紙面の都合で関係図を省略)について線形回帰分析を行い、 $q$  値を求め、さらに  $c_8$  値を計算した(図 9 を参照)。

図 9 を見ると、コンクリートを練り混ぜた後の経過時間が長いほど、 $c_2/c_6$  と  $c_3/c_6$  が大きい、 $c_8$  は小さい傾向が見られた。ばらつきが生じる原因の一つとして、練混ぜ直後の試料の流動性が非常に高く、下羽根付近の試料が分離したことが考えられる。

##### 4.2.2 降伏後のレオロジーモデルの定数

上記の三つの時点で回転速度増加段階と回転速度減少段階の  $\tau_m \sim \dot{\gamma}_m$  の関係をそれぞれ測定した。例として、2 回目(練混ぜ 60 分後)の測定結果を図 10 に示す。どの段階でも、せん断速度の増加に伴って、せん断応力が一義的に増加することはなく、減少→増加→減少のように変化した。せん断ボックスによる実験においても、せん断速度の増加に伴ってせん断応力が減少する現象が現れた<sup>27)</sup>。せん断応力の減少→増加→減少→…のように変化するの、一定の境界に拘束される粒子どうしの噛み合いの強化・弱화가変形に伴って順次発生したためであると思われる。回転速度増加段階の最初にせん断ひずみ速度は増加してもまだ小さく、粘性抵抗の増加は少ないため、粒子どう

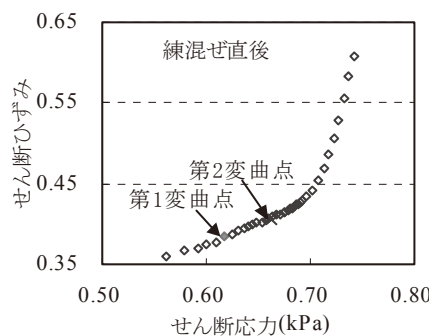


図 7 降伏前の  $\dot{\gamma}_m \sim \tau_m$  関係

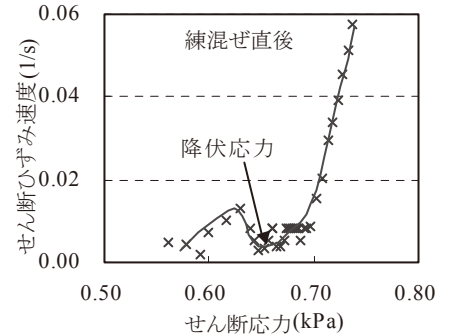


図 8 降伏前の  $\dot{\gamma}_m \sim \tau_m$  関係

表 1 用いた高流動コンクリートの調合および流動性の経時変化

W/C	s/a (%)	単位質量(kg/m <sup>3</sup> )					流動性の経時変化	単位容積質量(kg/m <sup>3</sup> )
		W	C	S (表乾)	G (表乾)	SP (C×%)		
0.38	44.6	165	434	748	980	1.5**	0min.: Sf = 70 ⇒ 60min.: Sf = 45, Sl = 22 ⇒ 120min.: Sf = 30, Sl = 16	2330

注) W/C: 水セメント比, W: 練混ぜ水, C: セメント, S: 海砂, G: 碎石, s/a: 細骨材率, Sl: スランブ(cm), Sf: スランブフロー(cm), SP: 遅延型高性能 AE 減水剤

しの噛み合いの弱化によるせん断抵抗の減少は優勢になり、せん断ひずみ速度が増加してもせん断応力は減少する。本来、粒子が一旦分散すると、せん断変形が続く限りに、粒子凝集や噛み合いが再形成できないと考えられる。しかし、粒子の移動領域がボックスや円筒内に限られると、粒子どうしの噛み合いは、崩壊した後に試料の変形につれて再び形成する。この噛み合いの強化によってせん断抵抗が増え、せん断応力は増大する。最強の噛み合いが再形成すると、また破壊していき、せん断抵抗が減少する。

三つの時点で測定した Down-curve の各サイクルの最小せん断応力(前後の数個データの平均値)とせん断速度の関係の直線回帰式より、基本粘度を求め、チキソトロピー指数 $\dot{\gamma}$ を算出した(図 11 を参照)。

また、垂直圧力増加段階(せん断ひずみ速度は一定)では、同じ垂直圧力を作用した期間のせん断応力は、時間とともに増大→減少→増大と推移した。垂直圧力を加えた直後のサイクルの最小せん断応力と垂直応力の関係について回帰分析式を行い、試料の $\phi$ と $C_{wl}$ の値を求めた(図 11 を参照)。なお、回転速度一定段階のせん断応力に基づいて $\ln\{[\tau - d]/\sigma_0\theta\}$ と $\dot{\gamma}(t-t_0)$ の関係グラフ(直線)を作成し、直線の傾きより $\kappa$ 値を求めた(図 11 を参照)。

図 11 によれば、フレッシュコンクリートの練混ぜ後の経過時間が長くなると、 $\phi$ ,  $\theta$ , および $\dot{\gamma}$ は増大した。しかし、基本粘度 $\eta$ と $C_{wl}$ は増加したが、経過時間がさらに増加すると逆に減少した。 $\kappa$ 値は $\eta$ と逆の傾向を示すことが明らかとなった。

## 5. まとめ

本研究では、フレッシュコンクリートのせん断応力とせん断ひずみ、せん断ひずみ速度との関係についての筆者の既往の理論的解析結果に基づいて、フレッシュコンクリートの降伏前後のレオロジーモデルおよびレオロジー性能指標を提案した。また、トルク制御機能と回転速度制御機能を備えるリングせん断試験装置を試作し、レオロジー性能指標とレオロジー定数の測定方法を提案した。なお、高流動コンクリートのレオロジー性能指標とレオロジー定数を測定し、それらの経時変化について考察した。

降伏前後のレオロジーモデル式はそれぞれ式(2-1)と式(2-6)に示すようである。三つのレオロジー性能指標はそれぞれ降伏応力、基本粘度(平均粒子接点角がゼロとなったときの粘度)およびチキソトロピー指数 $\dot{\gamma}$ (平均粒子接点角がゼロとなったときに、降伏応力と等しいせん断応力の作用下のせん断ひずみ速度)である。

高流動コンクリートのレオロジー定数の経時変化に関する今回の実験結果によって、練混ぜ後の経過時間が長いほど、 $\tau_0$ ,  $\phi$ ,  $\theta$ ,  $\dot{\gamma}$ ,  $c_2/c_6$ ,  $c_3/c_6$ は大きくなるが、 $\eta$ はあまり変わらず、 $c_8$ は減少する。また、 $\eta$ ,  $C_{wl}$ は経過時間とともに増加するが、経過時間が長くなると逆に減少する。なお、 $\kappa$ 値は $\eta$ ,  $C_{wl}$ と逆の傾向を示すことがわかった。今後、練混ぜ後の測定回数を増加して詳細な考察を行う予定である。

## 謝辞

本研究のリングせん断試験装置の設計・製作に際して、筑波大学大学院システム情報工学研究科・飯高稔先生にご協力をいただきました。また、論文の作成に際して、名古屋大学名誉教授・谷川恭雄先生にご助言をいただきました。ここに、付記して謝意を表します。

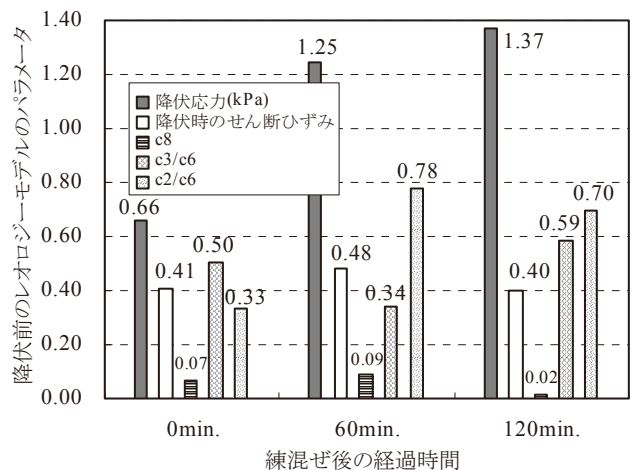


図 9 降伏前のレオロジーモデルのパラメータの測定値



図 10 回転速度増加と減少段階における $\dot{\gamma}_m - \tau_m$ 関係

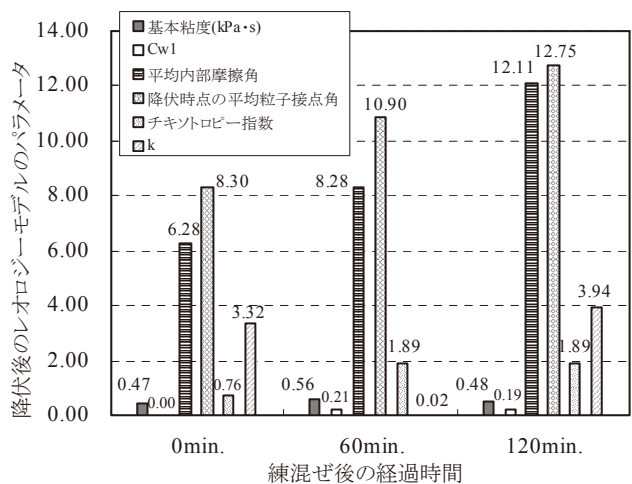


図 11 降伏後のレオロジーモデルのパラメータの測定値

## 記号

- $\tau$ : せん断応力(Pa)
- $\tau_m$ : 各円周位置のリングせん断応力の平均値
- $\tau_0$ : せん断破壊限界応力(降伏応力, Pa)
- $\tau_\phi$ : 内部摩擦に起因するせん断抵抗
- $\dot{\gamma}$ : せん断ひずみ

$\gamma_m$  : 各円周位置のリングせん断ひずみの平均値  
 $\gamma_f$  : 降伏時のせん断ひずみ  
 $t$  : せん断応力持続時間  
 $t_f$  : 降伏時点までのせん断応力持続時間  
 $\dot{\gamma}$  : せん断ひずみ速度  
 $\dot{\gamma}_m$  : 各円周位置のリングせん断ひずみ速度の平均値  
 $\gamma_\infty$  : 降伏応力より小さい一定の応力作用下の最大せん断ひずみ  
 $\sigma_n$  : 最大せん断応力作用面上の垂直応力(Pa)  
 $G$  : 割線弾性係数  
 $\eta_b$  : 降伏前の見かけ粘度(s<sup>-1</sup>)  
 $\eta_a$  : 降伏後の見かけ粘度(s<sup>-1</sup>)  
 $f_{vm}$  : 水の表面張力とサクシオン効果による粒子間の平均付着力  
 $\theta_0$  : 初期平均粒子接点角  
 $\theta_f$  : 降伏時点の平均粒子接点角  
 $\phi$  : 平均粒子内部摩擦角  
 $N$  : 単位せん断面上の粒子接点の総数  
 $A_b$  : 降伏前の全移動接点の平均変位  
 $A_a$  : 降伏後の全移動接点の平均変位  
 $A_0$  : 載荷初期の全移動接点の平均変位  
 $A_f$  : 降伏時点の全移動接点の平均変位  
 $A_c$  : 結合材粒子接点のエネルギー障壁を乗り越えるまでの平均変位  
 $E$  : 結合材粒子の平均ポテンシャルエネルギー障壁の高さ  
 $T$  : 絶対温度  
 $k$  : ボルツマン定数(1.3808 × 10<sup>-16</sup>erg/deg.)  
 $B$  : プランク定数(6.626 × 10<sup>-27</sup>erg・s)  
 $s_1$  : 応力制御型応力増加法により試験する場合の載荷速度(N/s)  
 $s_2$  : せん断速度の増加速度(せん断ひずみの加速度)(s<sup>-2</sup>)  
 $N_c$  : 単位せん断面上の結合材粒子接点の総数  
 $\kappa$  : チキソトロピーの発生しやすさを表す比例定数  
 $C_{w1}$  : 水の表面張力とサクシオン効果による粒子間の付着力に起因するせん断抵抗  
 $C_{w2}$  : 水の表面張力とサクシオン効果による粒子間の付着力に起因するせん断面上の垂直圧力  
 $\eta$  : 粒子配列に無関係の粘度  
 $\eta_a$  : 見かけ粘度  
 $h$  : 試料の有効厚さ(m)  
 $h_1$  : 上羽根の下端面から試料表面までの厚さ(m)  
 $R_1$  : 環状せん断型レオメーターの中心軸の半径(m)  
 $R_2$  : 環状せん断型レオメーターの容器の半径(m)  
 $\Gamma$  : 試料の水平せん断面に作用するトルク  
 $\Gamma_a$  : 荷重計で検出した上羽根のトルク(N・m)  
 $r$  : リングせん断型レオメーターの軸中心からの距離(m)  
 $\Omega$  : 下羽根の回転角速度 (deg./s)  
 $\varphi$  : 下羽根の回転角(deg)  
 $\rho$  : 試料の単位容積質量(kg/m<sup>3</sup>)  
 $m_a$  : アルミ円板の重さ(N)  
 $P$  : エアシリンダーの空気圧(MPa)  
 $A_c$  : エアシリンダーの断面積(mm<sup>2</sup>)  
 $\Gamma_m$  : 下羽根が試料に加えるトルク(N・m)

## 参考文献

- 1) Tattersall G. H. : The rational of a Two-Point workability test, Magazine of Concrete Research, Vol.25, No.84, pp.169-172, 1973
- 2) Wallevik O.H., and Gjorv, O.E. : Development of a Coaxial Cylinder Viscometer for Fresh Concrete, Proc. of the RILEM Colloquium, Hanover, pp. 213-224, 1990.10
- 3) de Larrard F., and Hu C., et al : A new rheometer for soft-to-fluid fresh concrete, ACI Materials Journal, Vol.94, No.3, pp.234-243, 1997
- 4) Beaupre D., and Mindness S. : Rheology of fresh shotcrete, Proc. of Special Concretes: Workability and Mixing (Scotland), pp. 225-235, 1994
- 5) Tattersall G.H., and Bloomer S.J. : Further development of the Two-Point test for workability and extension of its range, Magazine of Concrete Research, No. 31, pp. 202-210, 1979
- 6) Koehler E.P., and Fowler D.W. : Development of a portable rheometer for fresh portland cement concrete, Report of International Center for Aggregates Research, The University of Texas at Austin (No.: ICAR105-3F), pp.57-176, 2004
- 7) Ukraincik V. : Study on fresh concrete flow curves, Cement and Concrete Research, Vol.10, pp. 203-212, 1980.3
- 8) 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質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
- 9) 村田二郎・下山善秀 : 静的荷重によるフレッシュコンクリートの変形, セメント技術年報, Vol.30, pp.270-273, 1976
- 10) 小村理恵・谷川恭雄・森博嗣・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対するレオロジー的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.462, pp.1-10, 1994.8
- 11) 小門武ほか : スランプフロー試験によるフレッシュコンクリートの降伏値評価法の研究, 土木学会論文集, No.578/V-37, pp.19-29, 1997.11
- 12) F. de Larrard, C. F. Ferraris, and T. Sedran : Fresh concrete : a Herschel-Bukley material, Material and Structure, Vol.31, No.211, pp.494- 498, 1998
- 13) Nicolas Roussel : A thixotropy model for fresh fluid concretes: Theory, validation and applications, Cement and Concrete Research, Vol.36, pp.1797-1806, 2006
- 14) 谷川恭雄・森博嗣 : コンクリートの「施工設計法」の確立をめざして, セメント・コンクリート, No.501, pp.11-20, 1988.11
- 15) Koehler E.P., and Fowler D.W. : Development of a portable rheometer for fresh portland cement concrete, Report of International Center for Aggregates Research, The University of Texas at Austin (No.: ICAR105-3F), pp.57-176, 2004
- 16) 李柱国 : フレッシュコンクリートのレオロジー的性状に関する理論的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.77, No.679, pp.982-001, 2013.5
- 17) 李柱国, 李潔勇, 飯高稔 : フレッシュコンクリートの応力制御型レオロジー試験法の開発, コンクリート工学年次論文集, Vol.33, No.2, pp.124-130, 2011.7
- 18) 村山朔郎 : 土の力学挙動の理論, 技報堂出版, pp.27-375, 1990
- 19) 李柱国・李潔勇 : フレッシュコンクリートのせん断変形特性に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.75, No.653, pp.1173-1180, 2010.7
- 20) C. Hu, and F. D. Larrard, et al : Validation of BTRHEOM, the new rheometer for solid-to-fluid concrete, Materials and Structure, Vol.29, pp.620-631, 1996.
- 21) Hu, C. : Rhdologie des b&ons fluides' (Rheology of fluid concretes), Ph. D. thesis of ENPC, l~tudes et P, echerches des LPC, S&ie ouvrages d'art, 1995
- 22) Coussot, P. : R.hdologie des boues et laves torrentielles-]-tudes de dispersions et suspensions concentr&s, Th~se de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, et l~tudes du CEMAGREF, S&ie Montagne, No. 5, p. 418, 1993
- 23) Abouzar Sadrekarimi, and Scott M. Olson : A new ring shear device to measure the large displacement shearing behavior of sands, Geotechnical Testing Journal, Vol. 32, No.3, pp.1-12, 2011.9
- 24) Stark T. D., and Contreras I. A. : Constant volume ring shear apparatus, Geotechnical Testing Journal, Vol.19, No.1, pp.3-11, 1996
- 25) Neal R. Iverson, Robert W. Baker, and Thomas S. Hooyer : A ring-shear device for the study of till deformation: tests on tills with contrasting clay contents, Quaternary Science Reviews, Vol.16, pp.1057-1066, 1997
- 26) Osano S. N. : Direct shear box and ring shear test comparison: why does internal angle of friction vary, ICAS TOR Journal of Engineering. Vol. 5, No. 2, pp.77-93, 2009
- 27) 三島直生 : ダイラタンシーおよび凝集を考慮した高濃度サスペンションのレオロジーモデルの構築とその定量化に関する研究, 名古屋大学博士論文, p.94, 2001.

# RHEOLOGICAL MODEL AND RHEOMETER OF FRESH CONCRETE

Zhuguo LI\*

\* Associate Prof., Dept. of Information and Design Eng., Graduate School of Science and Eng., Yamaguchi University, Dr. Eng.

For improving the efficiency of concrete construction and ensuring the construction quality of concrete component with individual geometry and reinforcing bar arrangement, optimization of the workability of fresh concrete is necessary and possible, according to component's structural formation and construction method. The study on the rheological model that can express the complex rheological behaviors of various fresh concrete, including non-linearity, dilatancy, vertical pressure-dependence, and loading time-dependence, etc., is very important and urgent for realizing the workability design based on numerical flow simulation.

The quantitatively experimental investigation on the rheological properties of fresh concrete is very difficult because present rheometers are originally designed for only measuring yield value and plastic viscosity. For this reason, the author developed a microscopic approach in the past study<sup>16)</sup>, in which fresh concrete is considered as a viscous particle assembly containing water, the mean particle contact angle ( $\theta$ ) is introduced to express the particles' interlocking degree that increases in the viscous elastic-plastic state but decreases in the failure state, and the micro strain of fresh concrete arises from the movement of the sliding particles occurring in probability. Using this microscopic approach, the author has further investigated quantitatively the relationships between shear stress ( $\tau$ ) and shear strain ( $\gamma$ ), shear strain rate  $\dot{\gamma}$  before and after yield, respectively<sup>16), 19)</sup>.

In this study, the author further modeled the rheological properties of fresh concrete based on the achievements of the past studies mentioned just above. The shear deformation model before yield is shown in Eq.(2-1). With increasing the  $\tau$  and loading time ( $t$ ), the  $\gamma$  increases, but the greater the normal stress ( $\sigma_n$ ), the smaller the  $\gamma$ . The diagram of the shear deformation model is shown in Fig.2 (a). After yield, because the shear deformation speeds up, viscous resistance is yielded and thus results in a continuous increase of shear stress. Eq. (2-2) shows the  $\dot{\gamma}$ - $\tau$  relationship before yield. With increasing the  $\tau$  till to the yield stress ( $\tau_y$ ), the  $\dot{\gamma}$  firstly increases before suspension limit, then decreases and approaches to zero at the time point of rupture, as shown in Fig.2 (b). The  $\tau_y$  is shown in Eq. (2-9) that indicates that it depends on the  $\sigma_n$ , and mean particle contact angle ( $\theta$ ) at the time point of yield, besides mean inter-particle frictional angle ( $\phi$ ). The shear resistance model after yield was proposed as shown in Eq. (2-6) that consists of the particle-characteristic resistance portion (the first and the second term in the right side of the equation) resulting from the particle fabric, and the viscous resistance portion (the third term). The first term and the apparent viscosity ( $\eta_a$ ) decrease with the increase in shear deformation after yield, thus the increase of the  $\dot{\gamma}$  with the  $\tau$  speeds up, as shown in Fig.2 (b). Based on the proposed rheological models, three rheological property indexes (RPI) were suggested for fresh concrete's evaluation and quality control, which are  $\tau_y$ , basic viscosity ( $\eta$ ), and thixotropy index ( $\dot{\gamma}$ ), respectively. The  $\eta$  and  $\dot{\gamma}$  are the viscosity and shear strain rate under a shear stress equal to the  $\tau_y$  when the  $\theta$  is near to zero.

For measuring the RPI and the rheological constants (RCs) in Eq. (2-1) and Eq. (2-6), a ring shear apparatus was developed, named RSNS rheometer, as shown in Fig.4, which is able to increase shear stress by torque-controlled method or by rotation speed-controlled method. The  $\sigma_n$  is changed by two air cylinders driven by a compressor. The upper blade can't rotate, but the lower blade is driven by an electric motor. The central standstill axis of RSNS is a rod-shaped vibrator that is also used for compacting fresh concrete sample. Mean shear strain, mean strain rate, mean shear stress, and the  $\sigma_n$  are calculated by Eq. (3-2), Eq.(3-4), and Eq. (3-7), respectively.

Then, the test methods of the RPI and RCs were discussed in case of using the RSNS rheometer. Before yield,  $q$  and  $c_s$  are measured by keeping the torque unchanged, according to Eq. (3-10) and Eq. (2-1). And the  $\tau$ - $\dot{\gamma}$  relationship curve is gotten by increasing the torque at a very small rate for determining the  $\tau_y$ , as well as  $c_2/c_6$  and  $c_3/c_6$  according to Eq.(3-9). After yield, based on the down-curve (straight line) of the flow curve measured by reducing the rotation speed of the lower blade, Eq. (2-10) is obtained, the  $\eta$  and  $\dot{\gamma}$  are thus determined. When calculating the  $\dot{\gamma}$ , the shear stress used is equal to the  $\tau_y$ . And using the result of the  $\tau$ - $\sigma_n$  relationship, which is measured at a very small shear rate under different pressures of air cylinders, the  $\phi$  and  $C_{wl}$  are determined according to the Eq. (3-14). Furthermore, the  $\theta$  is calculated by substituting the values of  $\tau_y$ ,  $\sigma_n$ ,  $\phi$ , and  $C_{wl}$  into Eq. (2-9). Finally, based on the measuring results of shear stress on the condition that the  $\dot{\gamma}$  is very small constant, the rheological constant  $\kappa$  is determined, using the relationship shown in Eq. (3-13).

Using the above test methods, variation of the RPI and RCs of high fluidity concrete with elapsed time were investigated. The experimental results of the RPI and RCs are shown in Fig. 9 and Fig.11.

(2014年7月7日原稿受理, 2014年12月22日採用決定)