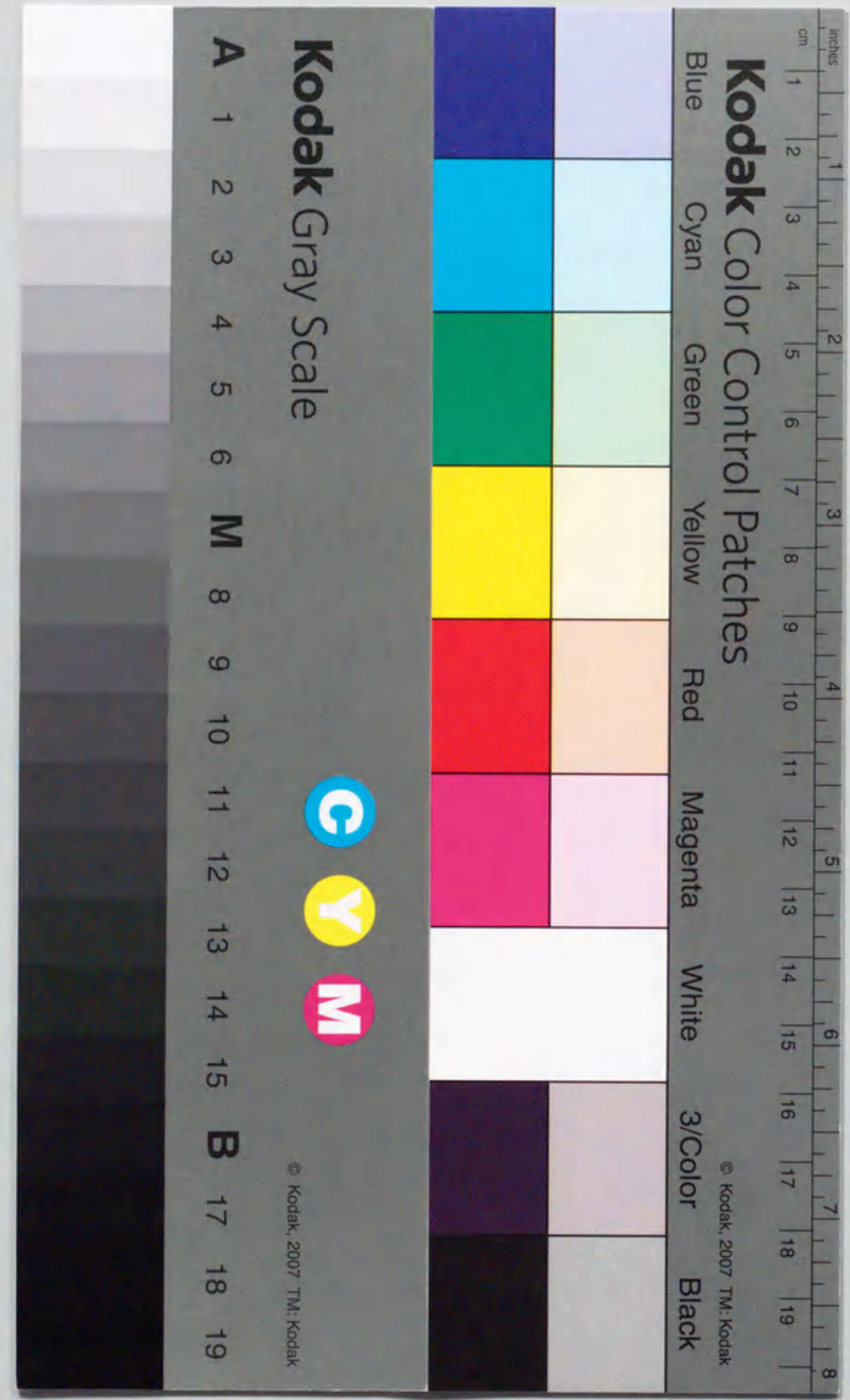


ダイラタンシーおよび凝集を考慮した高濃度サスペンションの
レオロジーモデルの構築とその定量化に関する研究

三島直生



①

報告番号	号
------	---

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

三島直生

第1章 序論

1.1 本研究の背景	7
1.2 本研究の目的	8
1.3 本論文の構成	9

第2章 既往の研究

2.1 概説	11
2.2 レオロジー性質のモデル化に関する研究	12
2.2.1 レオロジーモデル	12
(a) ニュートン性	
(b) 擬塑性	
(c) ダイラタンシー	
(d) ビンガム塑性	
(e) 非ビンガム塑性	
(f) チキソトロピー	
2.2.2 土のせん断破壊条件	14
(a) クーロンの式	
(b) モールの応力円	
2.2.3 フレッシュコンクリートのレオロジーモデル	16
2.2.4 コンシステンシー試験による変形抵抗性の定量化	18
2.2.5 試料境界面における特性	20
2.3 フレッシュコンクリートのレオロジー性質評価方法に関する研究	23
2.3.1 コンシステンシー試験方法	23
(a) スランプ試験	
(b) Lフロー試験	
(c) 各種ロート試験	
(d) モルタルフロー試験	
2.3.2 レオロジー試験	26
(a) 回転粘度計	
(b) 球引上げ粘度計	
(c) 平行板プラストメータ	
(d) せん断ボックス試験	
2.4 フレッシュコンクリートのレオロジー性質に及ぼす影響因子に関する研究	29
2.4.1 骨材粒子の接触の影響	29
(a) モデル可視化実験	
(b) レオロジー的研究	
2.4.2 経時変化の影響	32
(a) 物理凝集による経時変化	

(b) 化学凝集による経時変化	
2.4.3 振動の影響 40
(a) 加振によるレオロジー定数の変化	
(b) フレッシュコンクリート中の間隙水圧の変化	
2.5 飽和砂の流動性状に関する研究 46
2.5.1 液状化のメカニズム 46
2.5.2 液状化試験方法 47
(a) 繰返し3軸せん断試験	
(b) 繰返し単純せん断試験	
(c) 繰返しねじり試験	
2.5.3 飽和砂の流動特性 50
2.5.4 粒子形状および粒子間摩擦 57
2.6 フレッシュコンクリートの流動解析手法に関する研究 59
2.6.1 粘塑性有限要素法 (VFEM) 59
(a) スランプ試験	
(b) Lフロー試験	
(c) モルタルフロー試験	
(d) VB試験	
2.6.2 粘塑性サスペンション要素法 (VSEM) 62
(a) スランプ試験	
(b) Lフロー試験	
(c) ロート試験	
2.6.3 粘塑性空間要素法 (VDEM) 64
2.6.4 個別要素法 65
2.6.5 MAC法 66
2.7 まとめ 67

第3章 骨材粒子混入によるフレッシュコンクリートのレオロジー性状の変化

3.1 概説 69
3.2 せん断ボックス試験装置 70
3.3 骨材粒子間の接触のない場合 71
3.3.1 実験および解析の概要 71
(a) 実験装置と測定方法	
(b) 試料	
(c) 解析の概要	
3.3.2 実験および解析の結果とその考察 73
(a) 実験結果と解析結果の比較	
(b) サスペンションのビンガム定数	
3.4 骨材粒子間の接触のある場合 75
3.4.1 実験の概要 75
(a) 試料	

(b) 実験装置と測定方法	
3.4.2 実験結果とその考察 77
(a) 骨材粒子の角速度	
(b) サスペンションのレオロジー定数	
3.5 まとめ 81

第4章 せん断ボックス試験による高濃度サスペンションのレオロジー性質

4.1 概説 83
4.2 飽和砂 84
4.2.1 実験の概要 84
(a) 実験装置と測定方法	
(b) 試料	
4.2.2 実験結果とその考察 85
(a) 繰返しせん断回数	
(b) せん断ひずみ速度	
(c) コンシステンシー曲線	
(d) 動的内部摩擦係数	
(e) せん断層厚さ	
(f) 砂の種類	
(g) せん断変形履歴	
4.2.3 液状化した砂の流動メカニズムのより詳細なモデル化 90
(a) 液状化した砂の流動メカニズム	
(b) 液状化状態から液状化終了までの流動挙動のモデル化	
(c) 液状化終了後の流動挙動のモデル化	
4.3 フレッシュモルタルおよびセメントペースト 92
4.3.1 実験の概要 92
4.3.2 実験結果とその考察 93
(a) 細骨材容積率	
(b) セメントペーストの流動性	
(c) コンシステンシー曲線	
(d) セメントペーストの測定結果	
4.4 まとめ 96

第5章 せん断ひずみ依存型粘塑性モデルを用いたフレッシュモルタルの流動シミュレーション

5.1 概説 97
5.2 せん断ひずみ依存型の粘塑性モデル 98
5.2.1 構成モデル 98
5.2.2 ビンガム定数の増加係数の影響 99
(a) 解析の概要	

(b) 解析結果	
5.3 実験結果と解析結果の比較 101
5.3.1 実験の概要 101
5.3.2 実験結果と解析結果の比較 102
(a) スランプ試験	
(b) Lフロー試験	
5.4 フレッシュモルタルの間隙通過時の流動シミュレーション 104
5.4.1 解析の概要 104
5.4.2 解析結果 104
(a) 開口部半径の影響	
(b) 降伏値の増加係数の影響	
5.5 まとめ 106

第6章 フレッシュモルタルのレオロジー性質に及ぼすセメント粒子の凝集および液状化の影響

6.1 概説 107
6.2 セメント粒子の凝集の影響 108
6.2.1 側圧測定実験の概要 108
(a) 測定方法	
(b) 使用材料	
6.2.2 実験結果とその考察 109
(a) 側圧の変化	
(b) 側圧の減少速度	
(c) 初期側圧	
6.3 フレッシュモルタルの液状化現象の影響 111
6.3.1 間隙水圧測定実験の概要 111
(a) 測定方法	
(b) 使用材料	
6.3.2 実験結果とその考察 112
(a) 各試料の過剰間隙水圧の消散特性	
(b) 過剰間隙水圧の消散メカニズム	
6.4 まとめ 115

第7章 結論および今後の課題

7.1 結論 117
7.1.1 本研究の総括 117
7.1.2 本研究の位置づけ 118
7.2 今後の課題 120
7.2.1 レオロジー試験方法	
7.2.2 より詳細なレオロジーモデルの構築	

7.2.3 数値解析	
7.2.4 調合設計	
7.2.5 液状化砂の側方流動挙動の予測	

引用文献 123
------	-----------

既発表論文リスト 129
----------	-----------

謝辞 133
----	-----------

第1章 序論

1.1 本研究の背景

1.2 本研究の目的

1.3 本論文の構成

1.1 本研究の背景

近年、各地で相次いでいる鉄道のトンネル内や高架橋のコンクリート片の剥落事故は、大きな社会的問題となっており、その原因の究明とともに、対策の検討が急務となっている。これらの事故に関しては、多くの研究者によって、様々な原因が指摘されているが、その中の1つとして、コンクリート打設時の施工不良が挙げられている。施工不良とは、フレッシュコンクリートを型枠に充填する際に何らかの問題が発生し、硬化コンクリートが設計の前提となる材料性能を発揮できなかった状態を指すが、このことは、どのように優れた設計をし、良い材料を用いたとしても、十分な精度で施工されなければ、結局は不良品しか生産できないことを示している。

コンクリートは建築・土木構造物の主要な構成材料の1つとして広く用いられているにもかかわらず、その施工時における材料性質は、セメントや砂、砂利などを混合した複合材料であるために非常に複雑なものとなり、いまだに十分に解明されていない。このため、コンクリート構造物の生産は、力学を基に体系化された構造設計技術を用いて設計された構造物を、経験則のみにより施工するというアンバランスな状態となっているのが現状である。

また一方で、高機能・高耐久の要求に対して、高流動コンクリートや高強度コンクリートなどといった高性能なコンクリートが実用化され、それに伴い、鋼管充填コンクリート構造などの新しい構造形式の開発・実用化が進められている。しかし、これらの新しいタイプのコンクリートは、それぞれ独自のフレッシュ性状を示し、また、その施工条件も特殊なものが多いため、従来の普通コンクリートを対象として培われてきた経験則や蓄積されたデータがそのまま適用できない場合が多い。

コンクリート工事に関するこのような状況を解消するために、既に「施工設計法」という概念が提唱されている[1]。これは、フレッシュコンクリートの流動性の把握と、流動解析による施工性の予測により、合理的にコンクリート工事を計画・管理するシステムであり、現在、その実現に向けた研究が進められている段階である。

コンクリート工事の施工設計の基本となるのが、フレッシュコンクリートの材料性質の把握であり、複雑なフレッシュコンクリートの流動性状を定量的に把握するために、レオロジーを導入した研究が数多く行われてきた[2]。

フレッシュコンクリートのレオロジー一定数の定量化は、理論的研究および数値解析的研究においては、かなり進んでいるのに対し、具体的データを測定する実験的研究の分野ではほとんど進展していないといえる。たとえば、フレッシュコンクリートの流動挙動を、理論式や数値解析で再現することは既に可能となっており、それらの結果から、逆にレオロジー一定数を推定する方法も提案されている(2.3.1節)。しかし、実際の試料からレオロジー一定数を精度良く測定することには未だに成功していない。これまでに、数種類のフレッシュコンクリート用のレオロジー試験が提案され(2.3.2節)、実際に測定も行われているが、試験方法ごとに測定値のオーダーは全く異なり、どの試験による測定値が正しいのかの判断も不可能な状況である。

フレッシュコンクリートのレオロジーに関する多くの既往の研究では、均質な粘塑性体を仮定したビンガムモデルが用いられてきた。しかし、複合材料であるフレッシュコンクリートを、あらゆる状況において、均質な粘塑性体と仮定することには多くの問題があり、このことが、レオロジー一定数の定量化が進まない原因の1つともなっている。

一方、地盤工学の分野においては、従来、砂地盤の液状化現象による被害が数多く報告されており、近年の調査・研究によれば、地盤の液状化に起因する側方流動により建築構造物の杭基礎に多くの被害が発生していることが明らかとなっている。このため、液状化に伴う飽和砂の流動メカニズムを把握するとともに、その挙動の予測が重要課題となっている。

このように、対象とする試料は異なるものの、コンクリート工学および地盤工学の両分野において、現

在、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が切望されている。

1.2 本研究の目的

本研究の最終目的は、施工設計に適用可能なフレッシュコンクリートのレオロジーモデルの構築にある。現在のところ、フレッシュコンクリートに対して行われている実験的な研究のほとんどは、定性的な評価に留まっている。しかし、将来的には、コンクリート工事の更なる合理化・機械化が予想され、またその実現の基礎となる、高精度なフレッシュコンクリートのレオロジーモデルの構築とその定量化は、必要不可欠な課題である。

フレッシュコンクリートの各種性状をレオロジー的な立場から定量的に把握することは、現在よりも精密な材料管理の実現に不可欠である。また、この定量化されたレオロジー定数を入力データとした数値解析を行うことにより、コンクリート施工時の作業性予測が可能となる。さらに、レオロジー定数に与える調合要因の影響が定量化されれば、個々の材料特性から、コンクリートの調合の最適化が可能となり、従来の経験的な調合設計ではなく、より理論的かつ合理的な調合・材料設計が実現できる。

これまで用いられてきたビンガムモデルは、比較的単純なモデルであり、ある程度の流動性を持ったフレッシュコンクリートの流動特性を、マクロに見ればうまく表現することができる。しかし、実際のコンクリート工事における施工性は、配筋された型枠内に打設する際の充填性で評価される。このため、レオロジーモデルとしては、鉄筋間通過性などのミクロな流動性状を表現できなくてはならない。マクロに見れば均質と仮定できるフレッシュコンクリートも、ミクロな視点では固体粒子の影響が無視できず、粉粒体やサスペンションとしての性質が重要となる。

このため、本研究ではまず、サスペンション内部の個々の固体粒子の挙動および固体粒子間の接触に起因する変形特性の変化に注目し、モデル実験および数値解析による詳細な検討から、せん断変形時のサスペンションの変形メカニズムを把握する。さらに、性状の把握が比較的容易な高濃度サスペンションである飽和砂を試料とした実験を行い、高濃度サスペンションのレオロジー性質の把握およびそのモデル化を行い、得られたモデルをフレッシュモルタルに適用して、実験結果と数値解析結果の比較から、モデルの妥当性を検証する。

また、フレッシュコンクリートの実施工においては、高流動コンクリートを除いて、通常は加振によって型枠内に充填されており、加振時の流動化特性の把握が非常に重要である。さらに、フレッシュコンクリートは時間とともに流動性が大きく変化する性質があり、この経時変化特性の考慮も必要となる。

実際に施工設計に適用可能なレオロジーモデルとしては、これらの全ての性質を1つのモデルで統一的に表現できるものでなければならないが、本論文では、このモデル化の前段階として、加振による流動化や経時変化のメカニズムに関する実験的な検討を行い、各影響因子の把握とその定量化手法の開発を試みる。

1.3 本論文の構成

本論文の構成は、以下の通りである。

第2章では、フレッシュコンクリートおよび飽和砂のレオロジーモデル、レオロジー性質評価法、レオロジー性質に及ぼす影響因子および数値解析手法に関する既往の研究を整理する。

第3章では、2次元に可視化したモデル試料を用いて、せん断変形が与えられたサスペンション内部の挙動を、実験的および解析的に検証した結果を示す。

第4章では、まず、飽和砂を試料としたせん断ボックス試験の結果を基に、液状化時の飽和砂の流動メカニズムに関して検討する。また、フレッシュモルタルを試料としたせん断ボックス試験を行い、飽和砂の実験結果から得られた高濃度サスペンションの流動メカニズムを適用して、フレッシュモルタルのより正確なレオロジー性質の把握および影響因子の検討を行う。

第5章では、第4章までの実験から得られたレオロジーモデルを、数値解析の構成モデルとして適用し、フレッシュモルタルの流動予測に関する解析的検討を行う。

第6章では、フレッシュモルタルの、経時および加振による流動性の変化に着目し、そのメカニズムの解明および評価手法に関する実験的な検討を行う。

第7章では、本研究により得られた結論と今後の課題について述べる。

第2章 既往の研究

- 2.1 概説
- 2.2 レオロジー性質のモデル化に関する研究
- 2.3 フレッシュコンクリートのレオロジー性質評価方法に関する研究
- 2.4 フレッシュコンクリートのレオロジー性質に及ぼす影響因子に関する研究
- 2.5 飽和砂の流動性状に関する研究
- 2.6 フレッシュコンクリートの流動解析手法に関する研究
- 2.7 まとめ

2.1 概説

本章では、本研究に関連する既往の研究を整理して述べる。

2.2節では、一般的なレオロジーモデルから、現在フレッシュコンクリートに対して適用されているレオロジーモデルについて概説し、2.3節では、フレッシュコンクリートのレオロジー性質評価方法に関する研究について、2.4節では、フレッシュコンクリートのレオロジー性質に影響を及ぼす諸因子について、2.5節では、飽和砂のレオロジー性質について、2.6節ではフレッシュコンクリートの流動解析手法およびその適用例に関する研究について、それぞれ取りまとめる。

2.2 レオロジー性質のモデル化に関する研究

物質の流動挙動を把握するためには、外力に対する変形抵抗性を定量的に把握しなければならない。変形抵抗性とは、外力や強制変形に対してその物質が一体となって抵抗する性質であり、フレッシュコンクリートの場合には、多相材料であるコンクリートを巨視的に見て、均質な連続体とみなした場合の、平均的なせん断変形に抵抗する性質を示す。

2.2.1 レオロジーモデル

レオロジーモデルとは、物質が変形するときのせん断応力 τ とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係を示すコンシステンシー曲線を、単純な構成則に当てはめてモデル化したものであり、既にさまざまな物質に対して多くのモデルが提案されている。図-2.2.1にコンシステンシー曲線の形状を示す[3]。

(a) ニュートン性 (Newtonian)

レオロジーモデルの中で最も単純なものはニュートンモデルであり、その流動特性は、式(2.2.1)で表される単純な比例関係となる。

$$\tau = \eta \dot{\gamma} \quad (2.2.1)$$

ここに、 τ :せん断応力 (Pa)、 η :粘度 (Pa·s)、 $\dot{\gamma}$:せん断ひずみ速度 (/s)

ニュートンモデルにおける粘性 η は定数となり、ニュートン性と呼ばれるのに対し、粘性 η が、せん断応力 τ またはせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関数である物質を、非ニュートン性 (non-Newtonian) と呼ぶ。このような非ニュートン性流体のコンシステンシー曲線を得るには、試料に与えるせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を複数水準に設定できる粘度計が必要となる。

ニュートン性	非ニュートン性				時間依存性 チキソトロピー
	擬塑性	ダイラタンシー	塑性		
			ビンガム塑性	非ビンガム塑性	
$\tau = \eta \dot{\gamma}$	$\tau = \mu \dot{\gamma}^n$ $\eta_a = \mu \dot{\gamma}^{n-1}$	$\tau = \mu \dot{\gamma}^n$ $\eta_a = \mu \dot{\gamma}^{n-1}$	$\tau = \eta_{pl} \dot{\gamma} + \tau_y$	$\tau = \mu \dot{\gamma}^n + \tau_y$	-
水 一般溶剤 単相溶液 モーターオイル 植物油 砂糖水溶液 食塩水溶液	でんぷんのり 粘着のり ゴム溶液 エマルション (液-液の分散相) 塗料 グリス ラード	でんぷん水溶液 高濃度サスペンション 粘土スラリー 流砂・飽和砂 塗料	トマトケチャップ マーガリン ねりはみがき 各種スラリー パテ 泡立てた卵白	塗料 印刷インキ マヨネーズ アスファルト	塗料 ココア 粘土サスペンション ねりはみがき クレンジングクリーム

τ :せん断応力(Pa), $\dot{\gamma}$:せん断ひずみ(無次元), $\dot{\gamma}$:せん断ひずみ速度(/s), τ_y :降伏値(Pa), η :ニュートン粘度(Pa·s), η_a :みかけ粘度(Pa·s), η_{pl} :塑性粘度(Pa·s), μ :非ニュートン粘性係数, n :非ニュートン粘性指数

図-2.2.1 コンシステンシー曲線の形状

(b) 擬塑性 (pseudoplasticity)

流動曲線が原点を通り、応力軸に向かって凸の曲線となるものを擬塑性と呼ぶ。流動方程式は式(2.2.2)のように表され、べき乗法則 (power law) と呼ばれる。

$$\tau = \mu \dot{\gamma}^n \quad (0 < n < 1) \quad (2.2.2)$$

ここに、 μ :非ニュートン粘性係数、 n :非ニュートン粘性指数

擬塑性流体の粘性 η は、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が大きくなるほど減少する。これは、せん断応力 τ の増大により凝集構造の破壊が進むからであり、 n が小さいほど流体の凝集構造が弱いことを示している。この意味で、擬塑性は構造粘性 (structural viscosity) とも呼ばれる。ニュートン性の試料の場合は $n=1$ となるため、構造破壊は起こらないことが示されている。

(c) ダイラタンシー (dilatancy)

擬塑性とは逆の挙動を示し、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の増加とともに粘度 η が増加する性質をダイラタンシーと呼ぶ。流動方程式は、式(2.2.3)のようにべき乗法則で表されるが、 $n > 1$ である。

$$\tau = \mu \dot{\gamma}^n \quad (n > 1) \quad (2.2.3)$$

この性質は、粉粒体を少量の水と混合したものに見られる。このような試料に対して、急激な外力を加えると、粒子は最密充填の状態から少し疎な充填状態に変化する。しかしながら、液体はその空隙全部を満たし得ないため、液体を介さないで粒子が直接接触し、摩擦のために流動性が減少し、固化するためにダイラタンシーが起こるものと説明されている。変形時にはわずかに体積膨張を伴い、外力を除けば再び流動性が回復する。

(d) ビンガム塑性 (Bingham plasticity)

流体の流動を表す特性値としては、既に述べたせん断応力 τ 、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ および粘度 η の他に、流体の塑性流動 (plastic flow) を表す特性値として降伏値 τ_y がある。降伏値 τ_y とは、コンシステンシー曲線の応力軸切片の値であり、応力が降伏値 τ_y 以下では試料は流動しない。降伏値 τ_y を持ち、コンシステンシー曲線が右上がりの直線となるものをビンガム塑性という。流動方程式は式(2.2.4)のように表される。

$$\tau - \tau_y = \eta \dot{\gamma} \quad (2.2.4)$$

ここに、 τ_y :降伏値 (Pa)、 η :塑性粘度 (Pa·s)

ビンガム流体の塑性粘度 η は、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ によらず、一定値となる。

(e) 非ビンガム塑性 (non-Bingham plasticity)

降伏値 τ_y を持ち、コンシステンシー曲線が、擬塑性もしくはダイラタンシーの挙動を示すものを、非ビン

ガム塑性と呼び、式(2.2.5)のように表される。

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma}^n \quad (2.2.5)$$

$1 < n < 0$ のとき、降伏値を持った擬塑性

$n > 1$ のとき、降伏値を持ったダイラタンシー

(f) チキソトロピー (thixotropy)

チキソトロピー(thixotropy)は、サスペンションやエマルションのような分散系液体にせん断応力 τ やせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を与えたときの、構造破壊と回復の不均衡によって起こる現象である。チキソトロピーを示す物質は、振動や攪拌などの外力を与えると粘性が減少して流動性が増すが、その後しばらく静置しておくとも元の状態に戻る。せん断変形によって粘性が減少する点では擬塑性とよく似た性質を示すが、構造破壊の回復に時間がかかる点に違いがある。擬塑性を示す物質は構造破壊が起こった後に瞬時に回復するが、チキソトロピーを示す物質はすぐには回復しない。この違いは、コンシステンシー曲線において、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を増加させていったときの測定値の軌跡と、その後せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を減少させていったときの軌跡がずれることによって測定される。チキソトロピーと逆の性質はレオペクシー (rheopexy) と呼ばれる。

2.2.2 土のせん断破壊条件

非連続体であるサスペンションや粉粒体の降伏条件は、均質な塑性体に比べて複雑なものとなる。粉粒体の降伏条件に関する研究としては、土質力学の分野での土のせん断破壊に関する研究がある。

(a) クーロンの式

土のせん断強さは、土の種類、粒子構造、密度、含水量など、多くの要因と関連があるが、問題を単純化した表現として、式(2.2.6)に示すクーロン (Coulomb) の式があり、現在でも実用的には妥当な破壊基準と認められている。

$$s = c + \sigma \tan \phi \quad (2.2.6)$$

ここに、 s : 土のせん断強さ(Pa)、 c : 粘着力(Pa)、 σ : せん断面に垂直に作用す有効応力(Pa)、

ϕ : 内部摩擦角($^\circ$)、 $\tan \phi$: 内部摩擦係数

図-2.2.2はクーロンの式を示したもので、この関係直線をクーロン線と呼ぶ。式(2.2.6)から、せん断強さ s は粘着力 c と摩擦抵抗 $\sigma \tan \phi$ から成り立つことがわかる。このうち、粘着力 c は、土粒子相互間の結合力や間

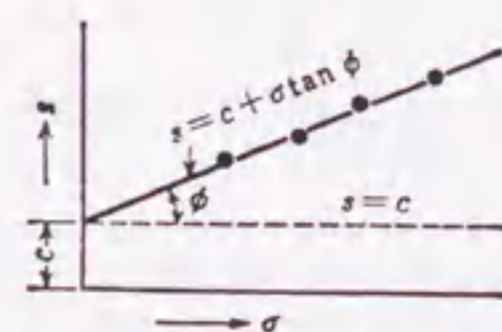


図-2.2.2 クーロン線

隙水の毛管張力などによる内部応力であって、土粒子が細かいほど増大する。一方、摩擦抵抗は、土粒子のかみ合せ、すべり摩擦、転がり摩擦などによる抵抗であって、粒子が粗いほど大きくなる。また、内部摩擦角 ϕ は、砂質土の相対密度と大きく関係している。

(b) モールの応力円

土中の応力状態について考えると、垂直応力のみが作用してせん断応力が0となる主応力面が必ず3つ存在し、それらは互いに直交している。これらの面に作用する垂直応力を、大きさの順に最大主応力 σ_1 ・中間主応力 σ_2 ・最小主応力 σ_3 という。このような応力状態を再現して行われるのが、図-2.2.3に示す3軸圧縮試験であり、3軸圧縮試験においては $\sigma_2 = \sigma_3$ とすることができるため、そのときの外力および内力を2次元に仮定して、図-2.2.4のように考えることができる。この3軸圧縮試験の結果は、図-2.2.5に示すモール (Mohr) の応力円によって表される。これによると、 σ_1 を任意に設定した場合の $\sigma_1 - \sigma_3$ を直径とする円の包絡線が、 $M_0 - M$ に示すクーロン線となり、また、 θ_{cr} はせん断破壊面が最大主応力面となす角度となる。図-2.2.5に示す円 C' は、クーロン線よりも下にあり、せん断破壊に達する以前の状態を表す。また、円 C' のような応力状態は存在しない[4]。

モールの応力円では、図-2.2.4に示す平面に直角な方向に作用する中間の主応力 σ_2 は考慮されておらず、適用範囲は厳密に言えば平面ひずみ問題に限られる。しかし、Taylor[5]によれば、 σ_2 の変化が破壊強度に及ぼす影響は極めて小さいとしている。

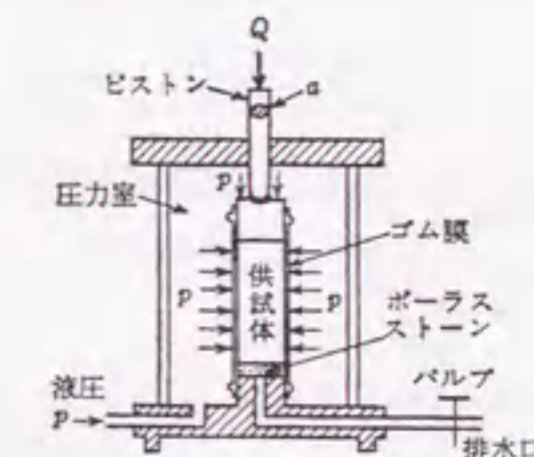


図-2.2.3 3軸圧縮試験機の機構

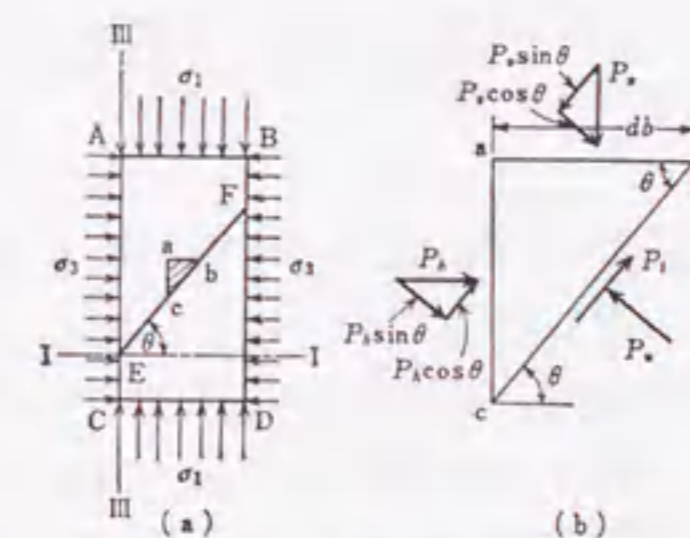


図-2.2.4 3軸圧縮試験における外力および内力

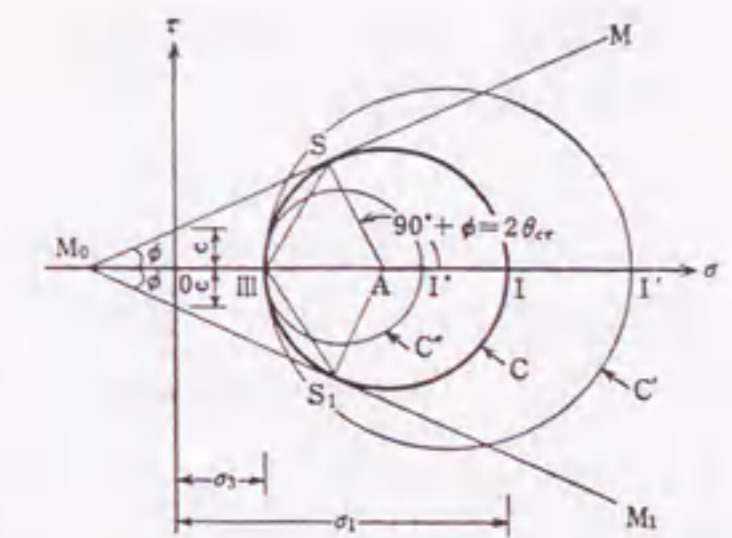


図-2.2.5 モールの応力円とクーロン線

2.2.3 フレッシュコンクリートのレオロジーモデル

フレッシュコンクリートのレオロジーモデルとして、最も一般的なものはビンガムモデルであり、現在、フレッシュコンクリートのレオロジー的研究のほとんどは、ビンガム定数、すなわち、降伏値 τ_y および塑性粘度 η を用いて流動性状の定量化を試みている。しかし、ビンガムモデルでモデル化できるのは比較的軟練りの試料に限られていることや、鉄筋間通過時などのマイクロな挙動を表現できないなど、問題点も多い。そのような問題点に対してビンガムモデル以外のモデルを用いて、より正確なフレッシュコンクリートの流動性の評価を行おうとする研究もある。

村田[6]は、フレッシュコンクリートをビンガムモデルと仮定し、スランプ試験時の流動と変形を解析した結果、スランプ値が15~20cmのコンクリートの場合は解析値と実測値がよく一致するが、スランプ値がそれ以下のコンクリートの場合は一致しなかったと報告している。また、内部摩擦角を考慮した場合、スランプ値が15~20cm以下のコンクリートにおいても、解析値と実測値はかなりよく一致することから、通常のコンシステンシーのコンクリートはビンガム流体と粉体の中間の挙動を示すと述べている。

下山[7]は、コンクリートの物性を塑性流体とする視点から離れ、硬練りコンクリートを湿った砂のような塑性体と仮定し、物性値として粘着力や内部摩擦角を用いるモール・クーロンの降伏条件によってその変形を解析するとともに、実験による検証を試みた。その結果、底面摩擦力を考慮した場合のスランプ値の計算値が、約2cmの誤差で実測値と一致することを確認した。なお、この解析では、物性値である粘着力 c および内部摩擦角 ϕ を、間隙水圧を考慮した越川の方法[8]に従って3軸圧縮試験により求めている。

越川[9]は、スランプ値が2~10cmのフレッシュコンクリートに関して、粒状体定数である粘着力 c および内部摩擦角 ϕ を3軸圧縮試験により求めており、得られた粒状体定数を用いて型枠に作用する側圧の解析を行った結果が実測結果とよく一致していることを報告している。

以上に述べたような研究では、垂直応力を変化させたときの降伏応力の測定が中心であり、コンシステンシー曲線上では応力軸上の降伏条件のみを論ずるものであるため、降伏後の流動挙動を表現できない。

森ら[10, 11]は、それまで一定値であるとの仮定のもとで測定されてきた降伏値 τ_y と塑性粘度 η の2つのビンガム定数が、応力状態の影響を受けると仮定した複合モデルを提案し、軟練りコンクリートの降伏値 τ_y および塑性粘度 η の応力依存性に関する実験的な検討を行っている。森らの実験は、1面せん断ボックス試験およびせん断ボックス試験を用いて行われているが、その結果を要約すると以下のようなようになる。

- 1) フレッシュコンクリートの降伏値は、比較的軟練りの場合でも垂直応力の増加に伴って増加する。
- 2) 降伏値の応力依存性は、一般に、骨材量の多いものほど著しい。
- 3) フレッシュコンクリートの塑性粘度は、垂直応力の増加に伴って増加する傾向を示す。実験の結果明らかとなったフレッシュコンクリートのレオロジー性質は、概念図として図-2.2.6のように表される。これは以下のような4つのパラメータ (η' , η_0 , τ_y' , τ_{y0}) の関数で表されるレオロジーモデルとして表現することができる。

$$\tau = \dot{\gamma} (\eta' \sigma_n + \eta_0) + (\tau_y' \sigma_n + \tau_{y0}) \quad (2.2.7)$$

ここに、 τ :せん断応力 (Pa)、 $\dot{\gamma}$:せん断ひずみ速度 (/s)、 σ_n :垂直応力 (Pa)、

η' :垂直応力に伴う塑性粘度の変化割合 (s)、 η_0 :垂直応力の無い場合の塑性粘度 (Pa)、
 τ_y' :垂直応力に伴う降伏値の変化割合 (無次元)、 τ_{y0} :垂直応力の無い場合の降伏値 (Pa)

- 4) これらのレオロジーパラメータの定量化には、せん断ボックス試験のようなせん断粘性試験が適している。

寺西ら[12]は、球挿入型回転粘度計により、高流動コンクリートのマトリックスモルタルのコンシステンシー曲線を求めている。図-2.2.7および図-2.2.8に示すように、球を挿入する深度によって得られるレオロジー性質が異なることから、静水圧がモルタルのビンガム定数に影響を与え、その影響は降伏値 τ_y に対して顕著であると述べている。

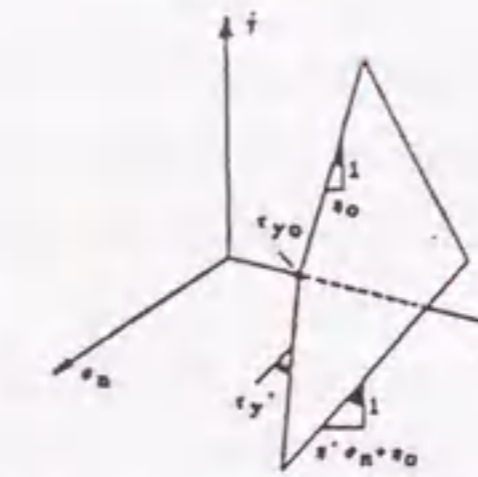


図-2.2.6 フレッシュコンクリートの複合モデル

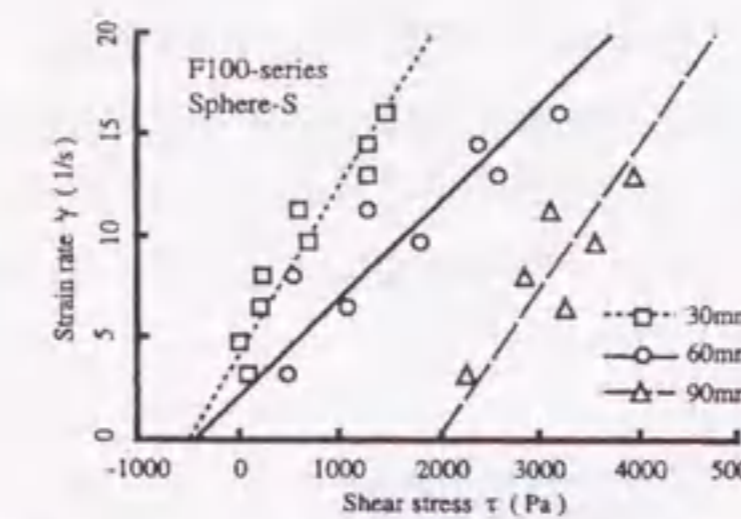


図-2.2.7 コンシステンシー曲線に及ぼす球挿入深さの影響

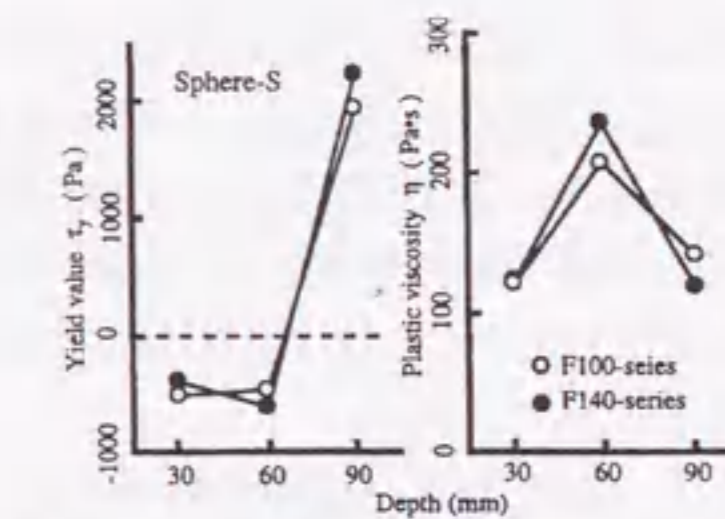


図-2.2.8 ビンガム定数と球挿入深さの関係

2.2.4 コンシステンシー試験による変形抵抗性の定量化

フレッシュコンクリートの品質管理方法として、レオロジーを用いた研究以外にも、コンシステンシー試験によって、精密な性状把握を行おうとする研究も試みられている。これは、もともと調合設計法の確立を目的とした研究の延長であり、施工に最適なコンシステンシーをあらかじめ設定しておき、そのコンシステンシーを満足するようなコンクリートを得るための調合を精度良く決定しようとするものである。用いられるコンシステンシー試験は、図-2.2.9および図-2.2.10に示すようなモルタル用のフロー試験およびロート試験であり、フロー値およびロート流下時間をパラメータとして定量的な把握を行っている。

フレッシュコンクリートのレオロジー的な研究において、レオロジーモデルのモデル化およびレオロジー定数の測定方法の確立の遅れなどにより、細かな影響因子の把握が進んでいないのに対し、これらの研究においては、混和剤の影響などの調合要因の定量化が比較的進んでいる。ある特定のコンシステンシー試験に基づいた性状の把握であるために、あらゆる条件下に結果が適用できるわけではないが、現段階では最も実用的な手法であると思われる。

岡村ら[13]は、高流動コンクリートの配合設計法を確立するために、フレッシュコンクリートの変形抵抗性に及ぼす使用材料の特性および配合の影響を、拘束水比 β および変形係数 E をパラメータとして、定量的に評価することを試みている。

拘束水とは、固体粒子表面に拘束される水のことであり、拘束水比 β とは、各材料と拘束水との容積比を示す。粒子表面に拘束された水はコンクリートの変形に寄与しないために、この拘束水量が流動性状に大きく影響するとしている。逆に、固体粒子に拘束されず、コンクリートの変形に寄与する水を自由水と呼ぶ。

図-2.2.11に、粉体の拘束水比 β_p の算定方法を示す。水粉体容積比 w/p を1.1, 1.2, 1.3, 1.4としたペーストでフロー試験を行い、落下前のフロー値から相対フロー面積比 Γ_p を算定する。相対フロー面積比 Γ_p と水セメント容積比 w/c の間には線形の関係があり、直線近似した水粉体容積比 w/p 軸の切片が拘束水比 β_p であり、直線の勾配が変形係数 E_p である。拘束水比 β は各粒子種類ごとに固有な値を取り、セメントなどの粉体の拘束水量が最も大きく、細骨材や粗骨材などの比較的粒径の大きな粒子は、拘束水量は少ないが、固体粒子どうしの衝突接触によるかみ合いによって変形に対して抵抗するとしている。

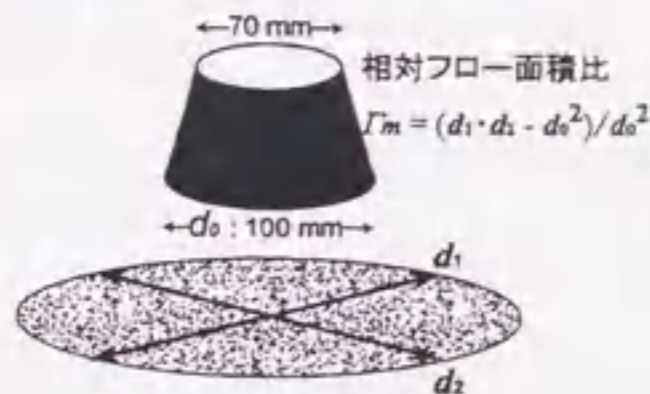


図-2.2.9 モルタルフロー試験

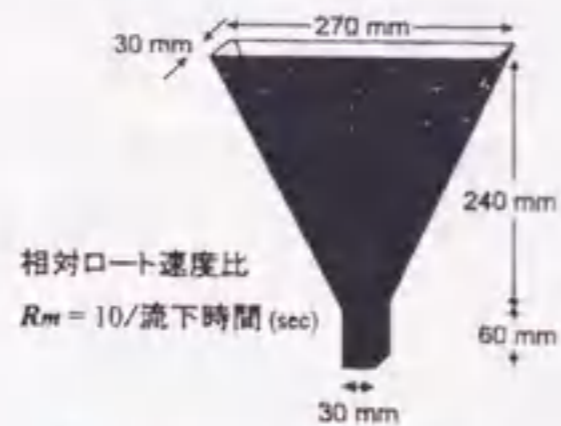


図-2.2.10 モルタル用ロート試験

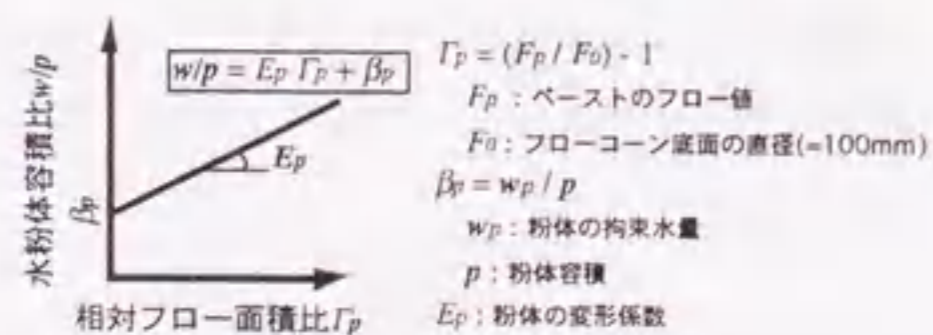


図-2.2.11 相対フロー面積比 Γ_p と水粉体容積比 w/p の関係

枝松ら[14]は、粉体における拘束水比および変形係数の算出方法を細骨材に適用し、その妥当性を確認するとともに、粉体と細骨材の境界となる粒子径を求めている。図-2.2.12および図-2.2.13に、それぞれモルタルの拘束水比 β_m および変形係数 E_m と細骨材容積比 s/m の関係を示す。 β_m および E_m は、図-2.2.11の相対ペーストフロー面積比 Γ_p を相対モルタルフロー面積比 Γ_m として求めた値である。また、同図中の石灰石微粉末は、モルタル中の細骨材を石灰石微粉末に置換した試料である。同図から明らかなように、細骨材を用いた試料では、細骨材容積比によって β_m および E_m が変化しているのに対し、石灰石微粉末を用いた細骨材を含まない試料では一定値となっている。これは、細骨材を混入した場合には、ある細骨材容積比 s/m 以上になると、細骨材粒子間のかみ合いによる変形抵抗が大きくなるためとしている。このことから、 β_m および E_m が混入容積の影響を受けるものを細骨材と定義し、粉体と細骨材の境界を求めた。その結果、0.09mm付近に境界となる粒子径があることが明らかとなったと報告している。

俵ら[15]は、ペーストの流動性に及ぼす高性能AE減水剤の影響に関して検討している。図-2.2.14に、実験から得られた水粉体容積比 w/p とペーストのフロー面積比 Γ_p の関係を示す。同図からわかるように、高性能AE減水剤添加量ごとに関係曲線は変化し、拘束水比 β_p および変形係数 α_p は、図-2.2.15に示すように曲線的に低下していくと報告している。

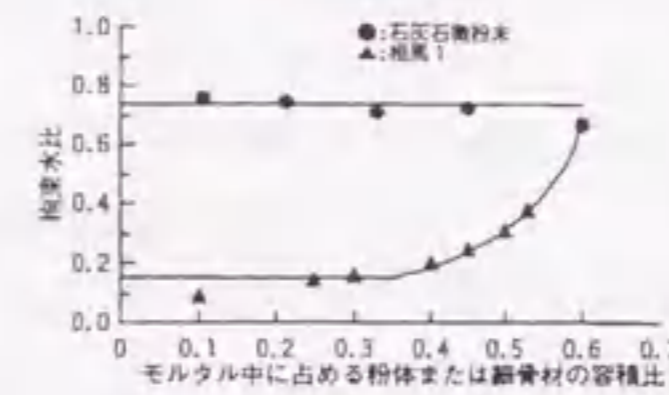


図-2.2.12 粉体または細骨材の容積比と拘束水比の関係

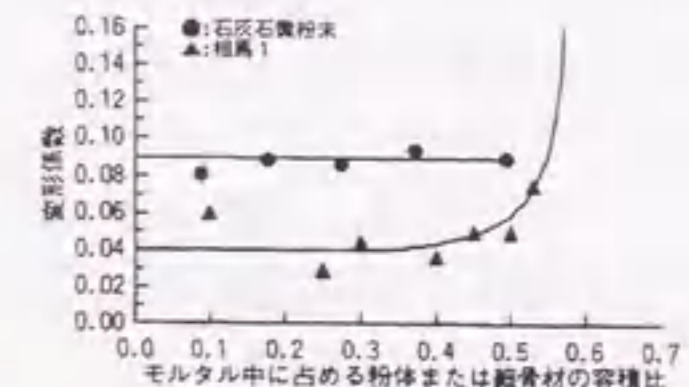


図-2.2.13 粉体または細骨材の容積比と変形係数の関係

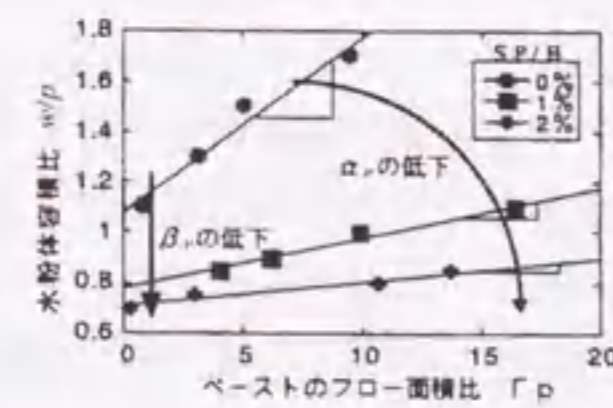
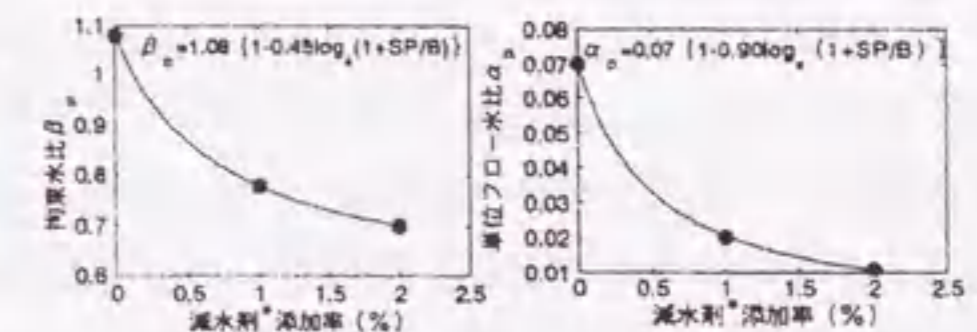


図-2.2.14 ペーストのフロー面積比 Γ_p と水粉体容積比 w/p の関係



(a) 拘束水比 β_p (b) 単位フロー水比 α_p (変形係数)

図-2.2.15 高性能AE減水剤添加率の影響

2.2.5 試料境界面における特性

フレッシュコンクリートの流動挙動を把握するためには、変形抵抗性に加えて試料境界面におけるすべり・付着性状の把握が非常に重要となってくる。これらの境界条件の違いは、ポンプ圧送性や型枠内の流動挙動、コンシステンシー試験結果、数値解析結果などに大きな影響を及ぼすと考えられている。しかし、フレッシュコンクリートのすべり抵抗性および付着抵抗性については十分に解明されておらず、不明な点も多い。

谷川ら[16]は、表面のなめらかな鋼板とのすべり抵抗性に関して、図-2.2.16に示すようなすべり抵抗試験装置を用いて、すべり面に働く垂直応力 σ_n とすべり速度 v_s を3段階に変えて基礎的な測定を行った。この実験では、すべり面のサイズは10×15cmとし、垂直応力 σ_n は5~15 gf/cm²、すべり速度 v_s は0.5~2.5cm/sの範囲としている。測定結果の一例を図-2.2.17に示す。実験の結果、すべり抵抗応力 σ_h は、すべり速度 v_s および垂直応力 σ_n にはほぼ比例して増加する傾向があることがわかった。すべり速度 v_s に関する比例定数をすべり粘性係数 η_s として定義した場合に、モルタルでは水セメント比の小さいものほど大きくなるが、コンクリートでは顕著な差が見られない。また、モルタルでは垂直応力 σ_n の増加によって大きくなる傾向を示すが、コンクリートではほとんど変化しない。垂直応力 σ_n に関する比例定数を摩擦係数 μ と定義すると、摩擦係数 μ はモルタルよりもコンクリートの方が大きく、モルタルではセメント量の多いものほど小さくなる。すべり抵抗応力 σ_h とすべり速度 v_s の関係を直線近似した場合のすべり抵抗応力軸との交点をすべり降伏応力 τ_s とした場合に、すべり降伏応力 τ_s はモルタルよりもコンクリートの方が大きく、また、垂直応力に比例して大きくなっている。以上のような性質を表現するために、式(2.2.8)を用いている。

$$\sigma_h = S_1 v_s \sigma_n + S_2 v_s + S_3 \sigma_n + S_4 = \eta_s v_s + \tau_s \quad (2.2.8)$$

$$\eta_s = S_1 \sigma_n + S_2, \quad \mu = S_1 v_s + S_3, \quad \tau_s = S_3 \sigma_n + S_4$$

ここに、 σ_h : すべり抵抗応力 (Pa)、 v_s : すべり速度 (m/s)、 σ_n : 垂直応力 (Pa)、
 η_s : すべり粘性係数 (Pa·s/m)、 μ : 摩擦係数、 τ_s : すべり降伏応力 (Pa)、
 $S_1 \sim S_4$: 試料ごとに決まる定数

また、フレッシュコンクリートのレオロジー定数である降伏値 τ_0 および塑性粘度 η と $S_1 \sim S_4$ の間に相関関係はなく、すべり抵抗応力 σ_h は試料のコンシステンシーとは独立した特性を持っていると述べている。

ここで用いている垂直応力 σ_n は、コンクリートの比重を2.4とした場合に、おもりの部分をコンクリートに置き換えると高さ2~6cm程度となり、コンシステンシー試験時の流動を想定していると考えられ、すべり速度 v_s に関しては、スランプ試験やLフロー速度の初期流動速度を考えると、小さいように思われる。定量的には、今回のすべり速度の範囲では、すべり抵抗応力 σ_h はモルタルで1~4gf/cm²程度、コンクリートで2~6gf/cm²程度となり、すべり降伏応力 τ_s はモルタルで1~3gf/cm²程度、コンクリートで2~5gf/cm²程度と

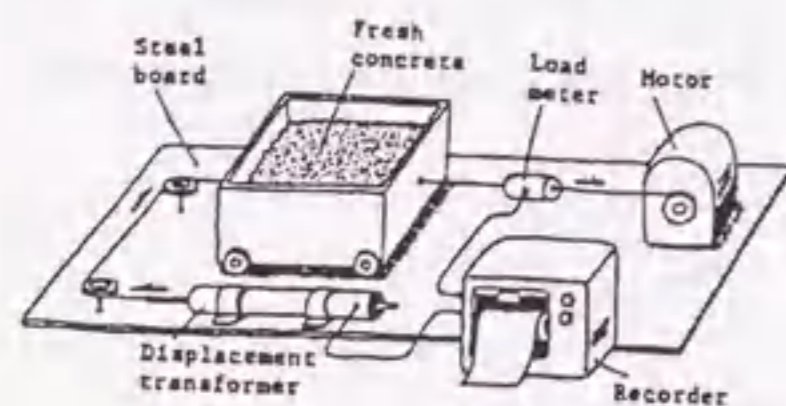


図-2.2.16 すべり抵抗試験装置

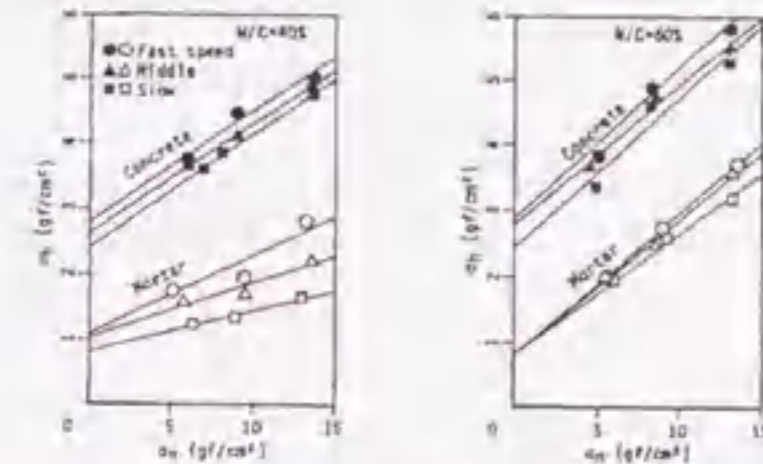


図-2.2.17 すべり抵抗応力 σ_h と垂直応力 σ_n の関係

なっている。これらはスランプ値が10~20cm、W/Cが40~60%の普通コンクリートの値である。

谷川ら[17]は、同様の装置を用いてすべり抵抗応力を測定した。その実験で用いた式を式(2.2.9)に示す。

$$\sigma_h = \tau_0 + \mu \sigma_n \quad (2.2.9)$$

ここに、 σ_h : すべり抵抗応力 (gf/cm²)、 σ_n : 垂直応力 (gf/cm²)、 μ : 摩擦係数、 τ_0 : 付着力 (gf/cm²)

試料は、W/C=40~70%の普通コンクリートで、スランプ値がコンクリートで5~20cm程度のものを使用している。実験の結果、モルタル、コンクリート共に水セメント比の増加に伴って付着力 τ_0 は減少し、摩擦係数 μ は増加する傾向が見られた。また、摩擦係数 μ がモルタルよりもコンクリートの方がかなり大きくなったが、これは粗骨材の影響と考えられるとしている。すべり抵抗のパラメータとしては、この実験で使用した試料の範囲では、付着力 τ_0 はモルタルで0.80gf/cm²、コンクリートで1.00gf/cm²、摩擦係数 μ は、モルタルで0.15、コンクリートは0.32の一定値とみなせると述べている。

谷川ら[18]は、高性能AE減水剤やシリカフュームを用いた低水セメント比のコンクリートを用いてすべり抵抗試験を行い、普通コンクリートのすべり抵抗挙動との比較を行っている。試料はW/C=25.30%で、目標スランプ値は18cm、スランプフロー値は35~40cm程度であった。また、すべり抵抗試験装置は図-2.2.16と同様のものを使用し、垂直応力 σ_n は13~40gf/cm²の範囲、すべり速度 v_s は0.3~1.1cm/sの範囲で変化させた。

その結果、低水セメント比の試料のすべり抵抗応力 σ_h は、通常のコンクリートと比べて大きく異なり、すべり摩擦係数 μ は約0.1~0.5倍と小さく、逆に付着力は3~5倍大きくなる。シリカフュームを混入した場合は、すべり摩擦係数 μ は小さくなり、付着力 τ_0 およびすべり降伏値 τ_s は大きくなるため、降伏値は小さいが鋼板やスコップなどに付着しやすい試料となるとしている。

森ら[19]は、泥しょうを注入した土砂および各種混和剤を混入したフレッシュモルタルを用いて、引張付着試験および高速のすべり抵抗試験を行い、その性状および両者の測定値の関係について検討を行った。図-2.2.18および図-2.2.19に引張付着試験装置および高速のすべり抵抗試験装置を示す。引張付着試験の結果の一例を図-2.2.20に示す。測定時には図-2.2.21に示すような異なった付着抵抗の形態が確認されており、この形態の違いによって、必ずしも界面の付着力が測定されているわけではないが、流動シミュレーションの入力情報としては、付着抵抗の形態も包含した特性値の方が合理的であると報告している。また、付着応力-変位の曲線に囲まれた面積を付着タフネス T_a と定義し、付着タフネス T_a は変形能力も含んだ付着特性を表現しているパラメータであるため、分離抵抗性の評価指標として利用できると述べている。

すべり抵抗試験結果からは、すべり抵抗係数 $S_1 \sim S_4$ は各試料特有の値であり、また、すべり抵抗係数のう

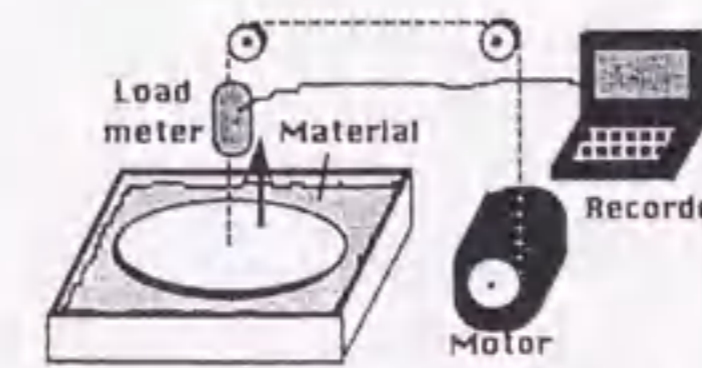


図-2.2.18 引張付着試験装置

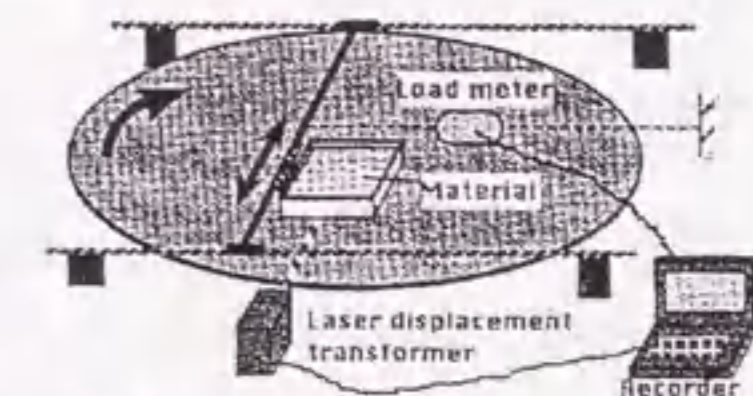


図-2.2.19 高速すべり試験装置

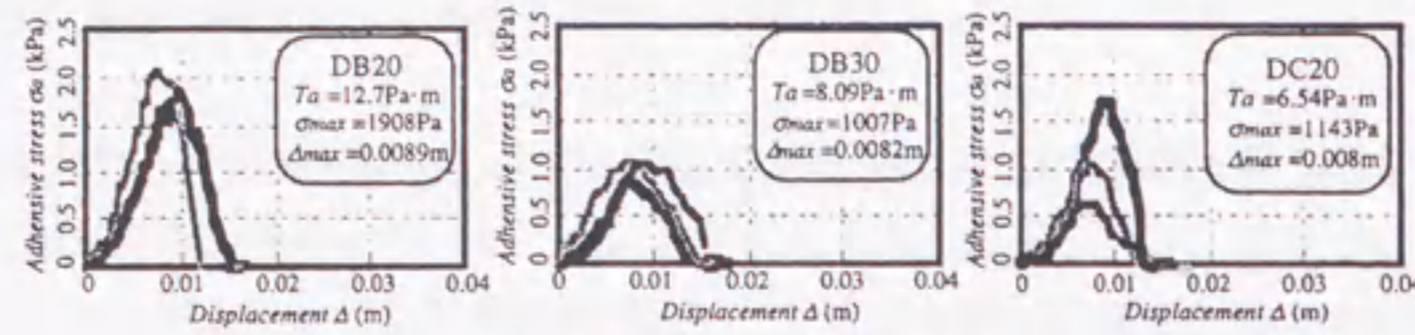


図-2.2.20 付着応力 σ_a -変位 Δ 曲線

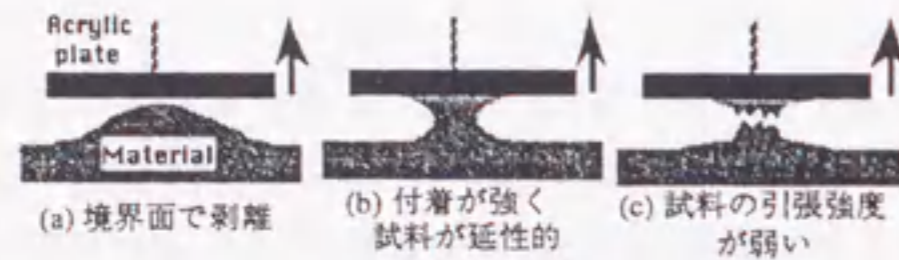


図-2.2.21 試料の付着抵抗形態

ちの S_1 および S_2 と付着タフネス T_a の間に相関があるため、すべり速度が非常に大きく、すべり抵抗応力が S_1 および S_2 によってほぼ決まるような場合には、引張付着試験の測定値から、およそのすべり抵抗力を推定することができるかと報告している。

2.3 フレッシュコンクリートのレオロジー性質評価方法に関する研究

2.3.1 コンシステンシー試験方法

(a) スランプ試験

スランプ試験は、フレッシュコンクリートの流動特性を評価するための試験として最も一般的に用いられている試験方法であり、コンクリート打設後における流動勾配や流動距離を評価するのに適した試験である。図-2.3.1にスランプ試験装置を示す。自由表面が大きく、外部からの拘束が小さい条件下における変形性を測定でき、ある変形量になるまでに要する時間を測定することで、コンクリートの変形速度に関する特性値を算出する試みも行われている。

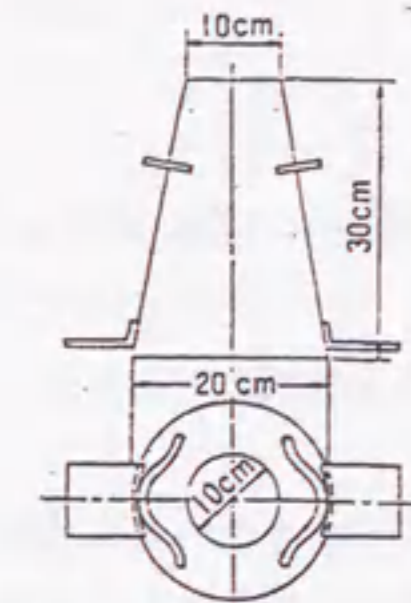


図-2.3.1 スランプ試験装置

通常のコシステンシーを持ったコンクリートに対しては、スランプコーンに対し3層に分けて充填し、各層25回の突き固めを行う。高流動コンクリートなどの流動性の高い試料に対しては、3層各5回の突き固めを行う。コーン引上げ後の、流動が停止した試料の、初期状態からの沈下量をスランプ値 Sl とし、広がった試料の最大直径とそれに直交する方向の直径の平均値をスランプフロー値 Sf とする。また、直径50cmの円を予め底板上に描いておき、その中心に置いたスランプコーンを引き上げた瞬間から、コンクリートがこの円を越えて広がるまでの時間を測定し、50cm到達時間 t_{50} とする。

黒川ら[20]は、静的な外力の釣合いから、降伏値 τ_y がスランプ値 Sl またはスランプフロー値 Sf の関数として求められるとし、スランピング中の試料の形状を円錐台形と仮定して次式を求めた。

$$\tau_y(Sl) = \frac{7\rho G(H-Sl)}{1200\sqrt{3}}, \quad \tau_y(Sf) = \frac{\rho G Vol.}{25\sqrt{3}\pi Sf^2} \times 10^8 \quad (2.3.1)$$

ここに、 τ_y : 降伏値 (Pa)、 ρ : 試料密度 (kg/m^3)、 G : 重力加速度 ($=9.8067\text{m/s}^2$)、 H : 初めの高さ (=30cm)、 $Vol.$: スランプコーンの容積 (m^3)

また、塑性粘度 η は、実測のスランピング曲線と理論曲線の曲率を比較することによって求められるとし、次式を求めた。

$$\eta = \frac{7\rho G D^2 H Sl. (Sf.^2 - sf.^2)}{7200 Sf.^2 \{sf.^2 H - Sf.^2(H - Sl.)\}} t_{sf} \quad (2.3.2)$$

ここに、 η : 塑性粘度 ($\text{Pa}\cdot\text{s}$)、 D : スランプコーンの底面の直径 (=200mm)、 $sf.$: スランプフローイング値 (mm)、 t_{sf} : スランプフローイング到達時間 (s)

以上の推定式では、底面におけるすべり抵抗を考慮していないことにより、降伏値 τ_y を大きめに、塑性粘度 η を小さめに見積もる傾向があり、また、静的な力の釣合いのみを考えていることなどにより、速度の速いスランピング挙動に対しては、推定精度はやや低下する。

また、小門ら[21]は、スランプの最終形状の試料断面を放物線と仮定して、スランプフロー値 S_f と降伏値 τ_y の関係を次式のように示している。

$$\tau_y = \frac{15^2 \rho g V^2}{4 \pi^2 S_f^5} \quad (2.3.3)$$

ここに、 τ_y : 降伏値 (Pa)、 ρ : 流体の密度 (g/mm³)、 g : 重力加速度 (mm/s²)、 V : 試料の容積 (=1.75 $\pi \times 10^6$ mm³)

式(2.3.1)と式(2.3.3)のそれぞれから求まる降伏値 τ_y を比較してみると、同じスランプフロー値 S_f のときに、小門ら[21]の推定値の方が、黒川ら[20]の推定値よりも150~200Pa程度小さくなる。

(b) Lフロー試験

図-2.3.2にLフロー試験装置を示す。鉛直部に容器天端までコンクリートを充填し、上端面をコテでならす。ただし、高流動コンクリートの場合は突き固めない。鉛直容器開口部にある仕切板を引き上げ、流動させたときの、水平方向への流動距離をLフロー値 L_f 、試料天端の沈下量をLスランプ値 L_s 、流動停止または容器端部に接するまでの時間を最終フロー時間 $L_{t_{end}}$ として測定し、流動距離を時間で除して静止までの平均速度であるLフロー速度 $L_v = L_f / L_{t_{end}}$ を算出する。また、試験器入口に取り付けた光センサによる流動速度の自動測定により、出口より5cmの位置から10cmまで、および、5cmから15cmまでの流動時間をLフロー時間 $L_{t_{5-10}}$ 、 $L_{t_{5-15}}$ として測定する。

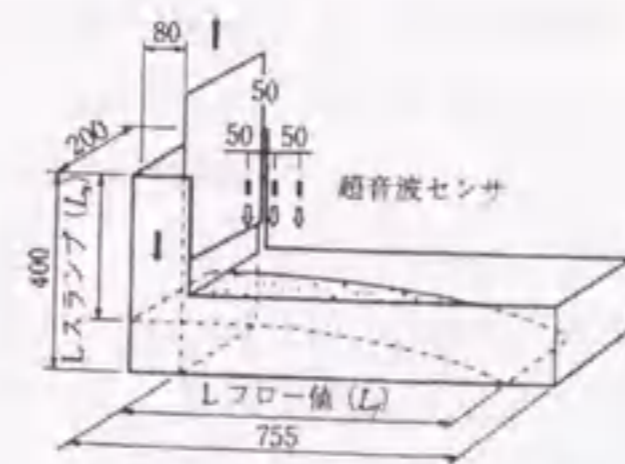


図-2.3.2 Lフロー試験器

Lフロー値 L_f およびLスランプ値 L_s は、スランプ試験におけるスランプフロー値 S_f およびスランプ値 S_l とそれぞれ対応するもので、主にコンクリートの降伏値 τ_y に関する値と考えられる。これに対して、Lフロー速度 L_v 、Lフロー時間 $L_{t_{5-10}}$ 、 $L_{t_{5-15}}$ は、コンクリートの粘性に関する値を検出している。なお、Lフロー速度 L_v によって粘性を相対比較する場合には、スランプフロー値 S_f などにより降伏値 τ_y を揃える必要がある。

黒川ら[22]は、粘塑性有限要素法 (VFEM) を用いた数値解析の結果から、塑性粘度 η と5-10cmLフロー時間 $L_{t_{5-10}}$ の関係を次式のように求めている。ただし、解析を行ううえで、2.2.5節に示したすべり抵抗の構成式(2.2.8)のうち、Lフロー試験においては、垂直応力 σ_n に関する項よりも、すべり速度 v_s に関する項の影響が支配的であることから、 S_1, S_3 は0とし、 S_2, S_4 を(5000, 250)または(10000, 500)にして計算している。

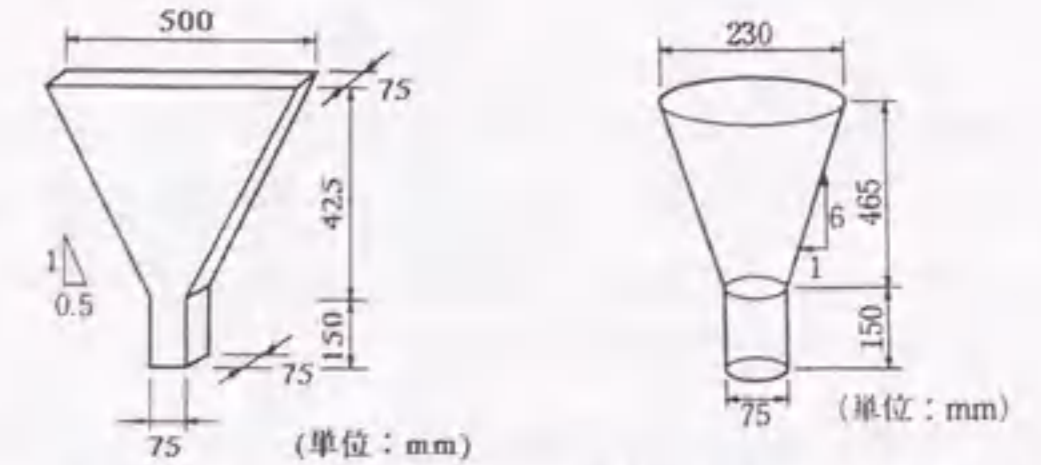
$$L_{t_{5-10}} = \left\{ \left(\frac{8.33 \times 10^{-5}}{\rho} - 2.35 \times 10^{-8} \right) \tau_y^2 + \frac{3.78}{\rho} - 4.98 \times 10^{-5} \right\} \eta \quad (2.3.4)$$

ここに、 $L_{t_{5-10}}$: Lフローが5cm~10cm間の流動時間 (s)、 ρ : 試料密度 (kg/m³)、 τ_y : 降伏値 (Pa)、 η : 塑性粘度 (Pa·s)

なお、塑性粘度 η が50Pa·s以下では誤差が生じるが、これは推定式で慣性力による影響を考慮していないためであり、粘性が大きく、流動速度の小さい範囲では、推定式と解析結果は良く一致している。

(c) 各種ロート試験

高流動コンクリートの流動性や間隙通過性を評価する試験法として、ロートからの流下時間を計測する方法が用いられており、ロートの形状によって、Oロート試験、Vロート試験等の名称で呼ばれている。図-2.3.3に、Vロート試験装置およびOロート試験装置を示す。これらはいずれも、流動速度の大小でコンクリートの見かけの粘度を評価するものであるが、出口の寸法と粗骨材の最大寸法の関係や粗骨材量によっては、テーパ部において粗骨材のかみ合いが生じ、流動速度が低下したり、途中で閉塞が生じることもあり、これらの性状で間隙通過性や充填性を評価することも可能である。



(a) Vロート試験装置 (b) Oロート試験装置

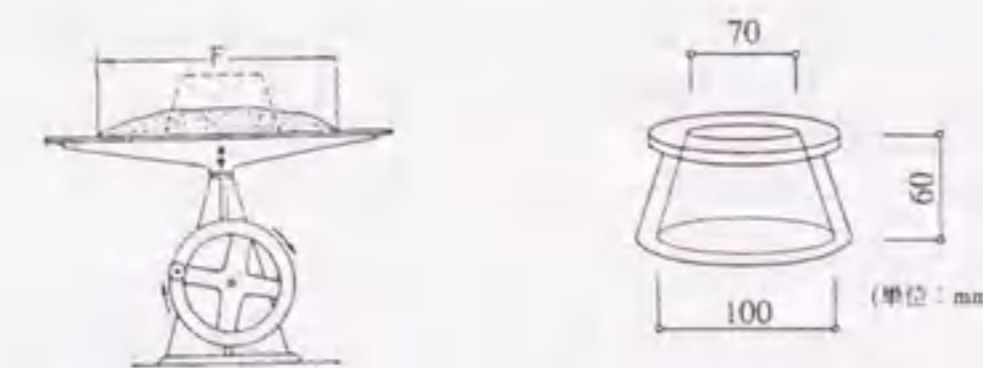
図-2.3.3 ロート試験装置

Vロート試験およびOロート試験は、ともにロートに流し込んだ試料がすべて流下するまでの時間を測定する。Vロート試験は、コンクリートの充填性・間隙通過性を評価しようとするものであり、Oロート試験は、コンクリートの見かけの粘度や分離抵抗性・間隙通過性を判定するものである。いずれのロート流下時間もスランプフロー値 S_f との相関はないとされている[23]。

(d) モルタルフロー試験

フレッシュモルタルのコンシステンシー評価試験の1つで、比較的硬練りの試料でも、自由落下による衝撃で試料が変形するために、試料の性状把握が可能となる。図-2.3.4にモルタルフロー試験装置を示す。フローテーブルの中央に置いたフローコーン内に、フレッシュモルタルを2層に分けて入れ、各層15回ずつ突く。試料表面をならした後に、静かにフローコーンを引き上げ、その後、15秒間に15回フローテーブルを自由落下させる。測定データは通常、15回落下後のフロー値 FL_{15} のみであるが、落下前のフロー値 FL_0 や、特定の回数落下後のフロー値を測定する場合も多い。

森ら[24]は、粘塑性有限要素解析手法を用いて、モルタルフロー試験の解析を行っている。落下による衝撃力は、各節点に作用する加速度に置換して与えている。その結果、図-2.3.5に示すようなグラフを用いて、最初の4回の落下によるフローの変化量 $FL_4 - FL_0$ と、15回落下後のフロー値 FL_{15} から、フレッシュモルタルのレオロジー定数を推定することができるが、降伏値 τ_y および塑性粘度 η がともに大きい試料に対しては、誤差が大きくなるとしている。



(a) フローテーブル (b) フローコーン

図-2.3.4 モルタルフロー試験装置

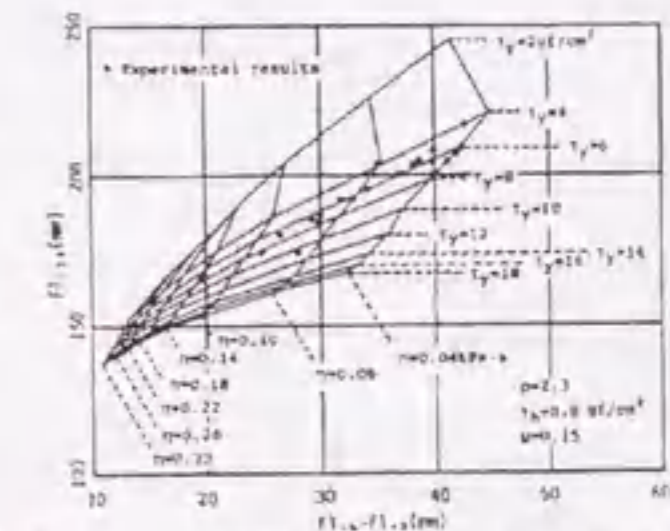


図-2.3.5 フロー値 (FL_{15} , $FL_4 - FL_0$) とレオロジー定数の関係

2.3.2 レオロジー試験

(a) 回転粘度計

回転粘度計は、フレッシュコンクリートに対しては、一般に2重円筒式のものを使用される。図-2.3.6に2重円筒式回転粘度計を示す。回転する内円筒あるいは外円筒のトルク-回転数の関係から、理論的にせん断応力 τ とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係が求められる。ツーポイントテストの概念より、ビンガムモデルに対しては回転数を変化させて2組以上のトルク-回転数関係を測定して、コンシステンシー曲線を求める。ただし、理想的なビンガム流体を用いても、試験装置の特性として、回転数の小さい範囲では試料が部分的にしか流動しないため、大きな曲率を持つコンシステンシー曲線が測定される。降伏値 τ_0 は、この曲線の直線部分の延長線と応力軸との交点から換算式を用いて求めることができる。

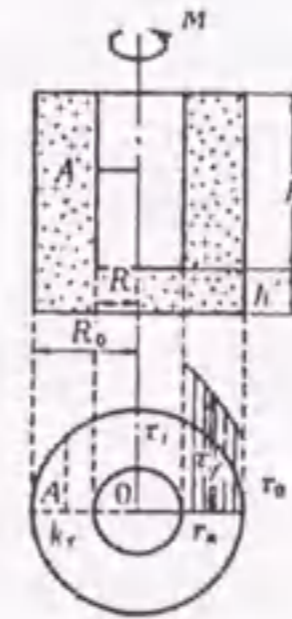


図-2.3.6 2重円筒式回転粘度計

以下に、回転粘度計をフレッシュコンクリートに適用する場合の問題点を挙げる[25]。

- 1) 粗骨材のような大きな固体粒子の運動により、層流分布が乱される。
- 2) 理想的な層流分布に近づけるには、試験装置を大きくし、相当量のコンクリートを用いて測定する必要がある。
- 3) 内円筒底部において発生するトルク損失はコンクリートでは無視できず、また、補正することが難しい。
- 4) 塑性粘度が小さく降伏値が大きいコンクリートでは、試料と円筒の境界面ですべりが発生しやすい。
- 5) 塑性粘度が小さく降伏値が大きいコンクリートでは、速い回転数の測定が必要となるが、その際、練混ぜ効果によって試料の性状変化が起こりやすい。
- 6) 試料の自重によって内部に圧力分布が生じるため、容器の上下で応力状態が異なり、固体粒子の摩擦抵抗の影響が現われる。
- 7) 実際の試験結果では、コンシステンシー曲線の直線部分を定めにくく、また、回転数を変化させる範囲や、上昇（載荷）および下降（除荷）曲線によって得られるコンシステンシー曲線が変化する場合が多く、測定結果の再現性に問題がある。

このように多くの問題があるため、回転粘度計は、固体粒子の小さいモルタルやペースト、もしくは降伏値 τ_0 の非常に小さい範囲の試料にしか適用できない。装置の寸法などにもよるが、一般に、コンクリートに適用するのであれば、スランプ値で15cm程度が限界であると考えられている。ただし、この限界内においても、円筒内との境界面でのすべりは無視できないため、補正が必要である[26, 27]。

(b) 球引上げ粘度計

球引上げ粘度計は、球の大きさが一定の場合、ビンガム流体の試料に対して、異なる速度で球を引き上げ、複数の引上げ速度および引上げ荷重の関係を測定し、理論式からコンシステンシー曲線を求める。球引上げ粘度計を図-2.3.7に示す。

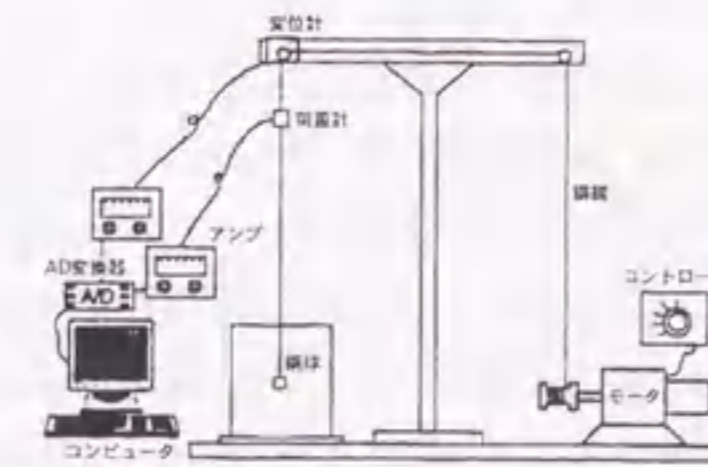


図-2.3.7 球引上げ粘度計の概略

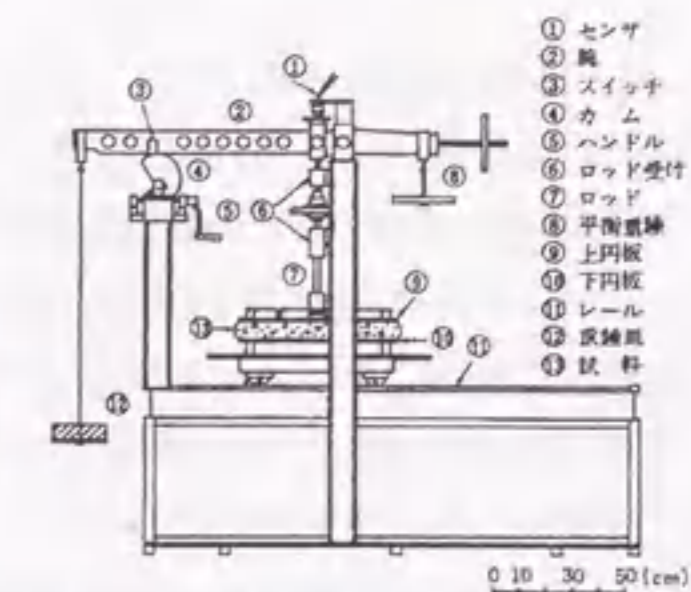


図-2.3.8 平行板プラストメータの概略

球引上げ粘度計をフレッシュコンクリートに適用する場合の問題点は、以下のようなものである[25]。

- 1) 球の周囲で層流を形成するためには、粗骨材の寸法に対して充分大きな球を用いる必要があり、必然的に容器も大きいものとならざるをえない。球径の5倍以上の容器が必要とされている。
- 2) 塑性粘度が小さく降伏値が大きいコンクリートでは、球体表面においてすべりが発生する。
- 3) 球体にペーストが付着し、みかけ上球径が大きくなる可能性がある。
- 4) 粗骨材のアーチングやインターロックの影響が生じる可能性がある。
- 5) 容器内の試料を均質な状態に保つのが難しい上、自重による内部応力の影響を受ける可能性がある。
- 6) 一般に、得られたコンシステンシー曲線の直線部分を決定することが難しい。

試験結果からビンガム定数を求める計算方法には、ニュートンモデルを対象としたStokes式をビンガムモデルに拡張した式と、ビンガムモデルを対象として提案されたAnsley式の2つの基本式がある[26]。この2つの式より求めたレオロジー定数は一致せず、Stokes式を用いて測定値をプロットした場合には、Ansley式の約3倍の降伏値 τ_0 が算出される。コンシステンシー曲線の直線部分からレオロジー定数を求める場合には、Ansley式が正しいと報告されている[10, 24]。

適用範囲としては、粗骨材の影響を受けるコンクリートに適用された例は少なく、非常に軟らかいセメントペーストおよびモルタルの測定に限定され、フロー値160mm程度以上が必要である。

(c) 平行板プラストメータ

平行板プラストメータは、比較的硬練りのコンクリートに適用される。図-2.3.8に平行板プラストメータの概略を示す。試料を一定荷重で載荷して、試料の高さ方向の変形速度を測定し、この結果よりコンシステンシー曲線が求まる。降伏値 τ_0 は、直線部の延長線と応力軸との交点より求め、塑性粘度 η は、直線部の逆勾配より求めるのが一般的である。しかし、比較的硬練りコンクリートの降伏値 τ_0 は、直線部の切片ではなく曲線的に立ち上がる点とする報告もあり[24]、この場合、直線部の切片より求めた降伏値 τ_0 は大きめの値を算出することになる。また、硬練りのコンクリートに圧縮力を加えて測定するため、試験結果はコンクリート中の粗骨材のインターロッキングの影響を含んだレオロジー性質であるとの指摘もされている[25]。適用範囲は、モルタルではフロー値200mm程度以下、コンクリートではスランプ値15cm以下とされている。

(d) せん断ボックス試験

森ら[11]は、応力状態を変化させたフレッシュコンクリートのレオロジー試験として、まず、せん断速度を変化させることができる1面せん断試験装置を試作し、さらに速度の速い試験条件で測定を行う目的で、図-2.3.9に示すようなせん断ボックス試験装置を試作し、繰返しせん断試験を行っている。その結果、圧力を考慮したレオロジーパラメータの定量化には、せん断粘性試験が適しているとしている。

寺田ら[28, 29]は、水平型と鉛直型の2種のせん断ボックス試験装置を試作し、モデル材料を用いた実験を行っている。試験装置の概略を図-2.3.10に示す。実験結果から、水平型の場合は、せん断層厚さの薄い試料のとき、試料に強制変形を与える板の近傍で、マトリックスが上方へ盛り上がるのが観察されたため、せん断面に対して垂直方向の変位が拘束される鉛直型の方が、試験装置内のせん断変形が均一であり、試験装置内の寸法効果の測定に適していると報告している。

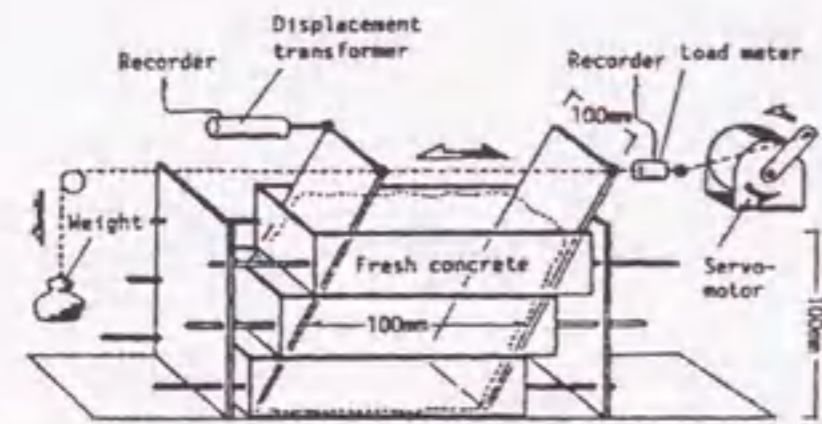


図-2.3.9 森らによるせん断ボックス試験装置

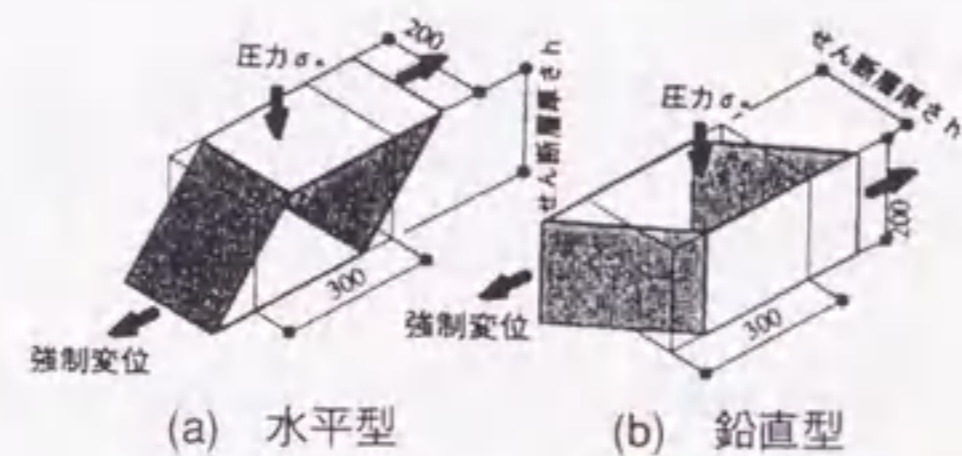


図-2.3.10 寺田らによるせん断ボックス試験装置の概略

2.4 フレッシュコンクリートのレオロジー性質に関する影響因子に関する研究

通常のフレッシュコンクリートのレオロジー性質の評価は、骨材などが均質に分散しており、かつ、振動などの特別な外力の作用していない状態を仮定して行われている。しかし、実際の試料では、振動や経時変化をはじめとする、種々の要因のためにレオロジー性質が変化することがある。そのようなレオロジー性質の変化は、ビンガムモデルを仮定した通常のレオロジー定数の測定時には誤差とみなされ、測定値の再現性の低さの原因となっている。しかし、このような各種影響要因をパラメータとして取り入れ、レオロジー性質として評価しなければ、本来のフレッシュコンクリートのレオロジー性質を評価したことにはならない。本節では、通常のレオロジーモデルでは考慮されていないが、実際の試料の性質に大きく影響を与える因子に関する既往の研究を取りまとめる。

2.4.1 骨材粒子の接触の影響

これまで、フレッシュコンクリートの流動性状の把握を目的としたほとんどの研究では、フレッシュコンクリートを均質な粘塑性体と仮定してきた。しかし、実際のフレッシュコンクリートは、図-2.4.1に示すように、コロイド分散系を分散媒として、セメントなどの微粒子および連行空気などを分散したペーストに、細骨材および粗骨材を混合した混相流体である。また、各種分散相は、図-2.4.2に示すように非常に広範囲な粒径分布となっており[15]、その粒径および構成物質により、変形抵抗性に対して全く異なった影響を及ぼす[13]。このため、その流動挙動は極めて複雑なものとなっており、均質な粘塑性体を仮定した流動性状の把握には限界がある。

フレッシュコンクリート中の各要素の構成比率を考えると、割合によっても異なるが、骨材粒子がその体積の約6~7割を占める。それにもかかわらず、これまで行われてき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では、骨材粒子間の接触の影響を考慮したものがほとんどなく、フレッシュコンクリートを2相材料と仮定した余剰ペースト膜厚理論[30, 31]でさえ、骨材粒子間の接触は無いものと仮定し、ペースト分のコンシステンシーと、骨材粒子表面に存在するペースト層の厚さのみでフレッシュコンクリートの流動性が決まるとしている。図-2.4.3に余剰ペースト膜厚の概念を示す。しかし、現実の流動時や鉄筋間通過時などの大ひずみを伴う変形時に、骨材粒子間の距離が一定に保たれているとは考えにくく、骨材粒子間の接触の影響の考慮は不可欠である。

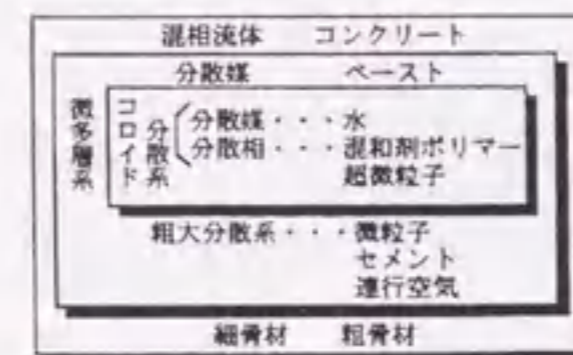


図-2.4.1 高流動コンクリートの構成材料の分類

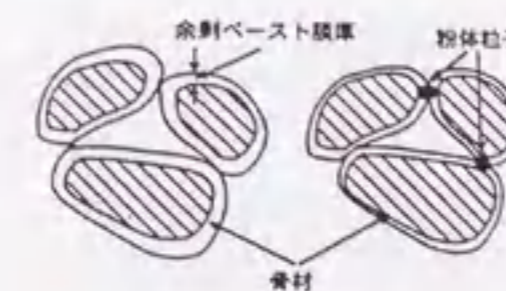


図-2.4.3 余剰ペースト膜厚の概念

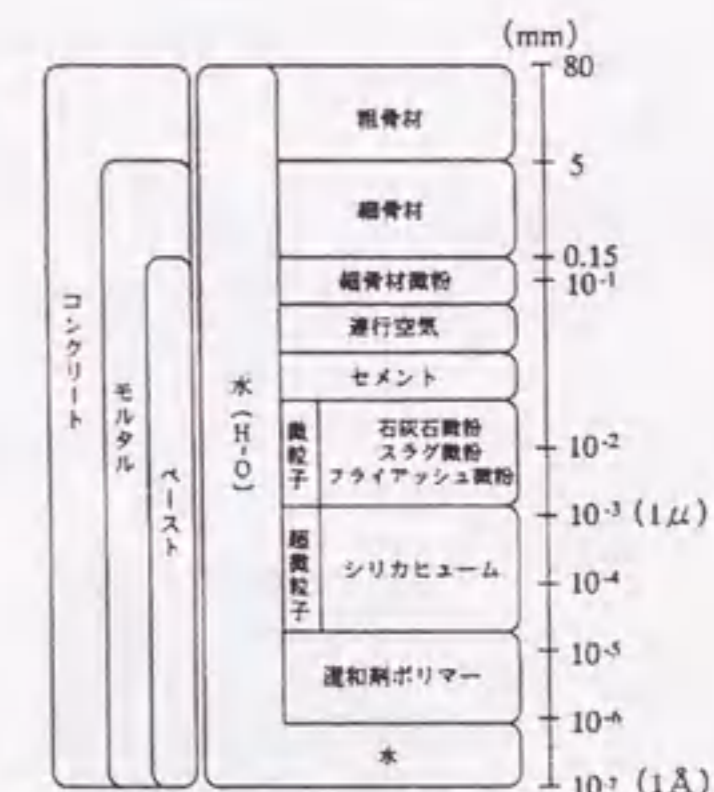


図-2.4.2 高流動コンクリートの構成材料の粒径の比較

(a) モデル可視化実験

骨材粒子の挙動に着目した研究としては、モデル試料を用いた可視化実験が挙げられる。橋本ら[32]は、図-2.4.4に示すような装置を用いて、ポンプ圧送時の管内閉塞のメカニズムに関する検討を行っている。実験では、フレッシュコンクリート内部の粗骨材粒子の挙動を可視化するために、モルタルを透明な吸水性高分子水溶液に置き換え、粗骨材として比重を調節したモデル粗骨材を用いている。実験の結果、図-2.4.5に示すようなテーパー管部において、骨材粒径の違いによる流動速度の差が発生している様子や、粗骨材粒子のアーチング現象によってモデルコンクリートが閉塞する様子が観察されたとしている。

名和ら[33]は、モデルペーストとして JIS Z 8809 粘度標準液を用いて、モデルモルタルの流動性状に及ぼすペースト粘度の影響に関する検討を行っている。細骨材としては相馬砂を用い、流動性の評価はガラスロートの流下試験で行っている。図-2.4.6に実験の結果得られたロート流下率と溶液粘度の関係を示す。同図に示すように、モデルモルタルを流動させるためのペースト粘度には適切な範囲があり、それ以下の粘度の場合には、細骨材が分離することにより閉塞し、それ以上の粘度の場合には、流動性の低さから閉塞が発生すると分析している。

森ら[34]は、鉄筋間通過挙動を表現することができる力学モデルの構築を目的として、2次元鉄筋間通過実験を行い、鉄筋間通過時の個々の粗骨材の運動を詳細に観察し、粗骨材の運動が鉄筋間通過性に及ぼす影響について検討している。図-2.4.7に試験装置を示す。試料は2次元の2相系モデルと仮定し、粗骨材粒子には直径30mm、高さ30mmの亚克力製円柱体を用い、模擬モルタルとしては、降伏値2.3Pa、塑性粘度

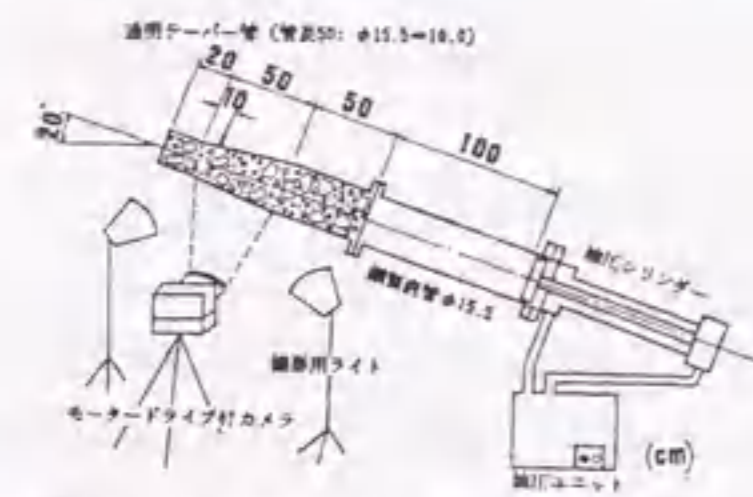


図-2.4.4 コンクリートポンプ圧送可視化試験装置

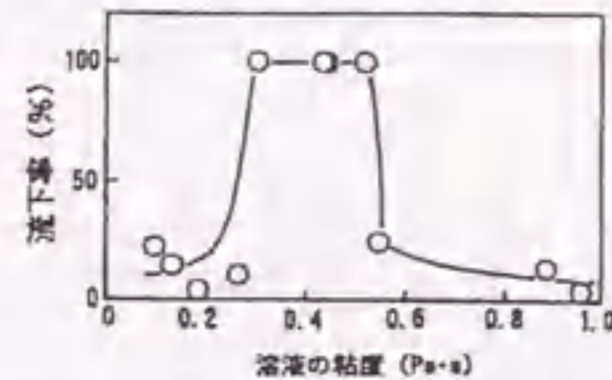


図-2.4.6 モデルコンクリートの流動特性に及ぼす溶液粘度の影響



(a) 管内流動状況 (b) 管内閉塞状況

図-2.4.5 可視化ポンプ圧送試験の結果

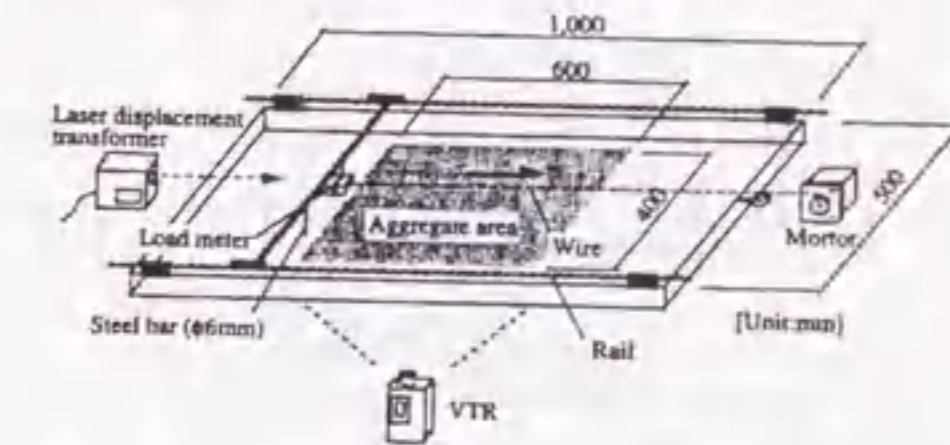


図-2.4.7 鉄筋間通過試験装置の概要

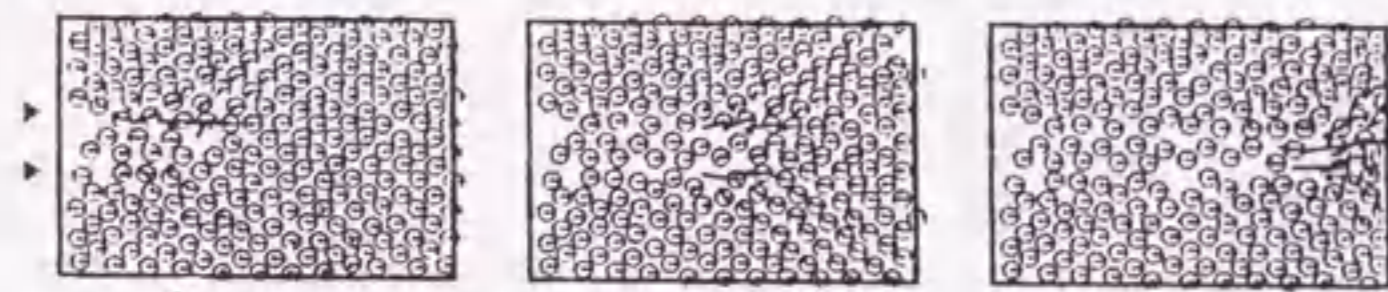


図-2.4.8 鉄筋間通過時の粗骨材の移動状況

0.54Pa·sのアニオン系高吸水性樹脂のほか、比較のために水を用いている。図-2.4.8に実験結果を示す。粗骨材の移動状況からは、鉄筋間通過時の粗骨材粒子間の接触の様子が観察され、水と吸水性樹脂の比較からは、マトリックスの粘性が粗骨材の円滑な流動に寄与する要因であることが明らかとなったとしている。

呉ら[35]は、図-2.4.9に示すような2次元の間隙通過性試験装置、および、モルタルと粗骨材の2相からなる可視化モデル材料を用い、間隙通過時の骨材の挙動を実験的に検討している。モデルモルタルとしては、降伏値6.6Pa、塑性粘度2.7Pa·s、モルタルフロー値209mmである高吸水性樹脂溶液を用いている。また、粗骨材にはポリウレタン樹脂にガラスビーズを混入した比重1.27、直径17mmの球を用いている。実験の結果、間隙通過試験を可視化することによって、間隙通過時の骨材の速度変化および閉塞現象などの挙動を直接観察でき、閉塞が起こらない場合の流体の間隙通過時の挙動は、巨視的には見かけ上のレオロジー定数の増加として解釈できると述べている。

(b) レオロジー的研究

現在のところ、骨材粒子間の接触をレオロジーモデルに導入している研究は極めて少ない。2.2節でも述べたように、森ら[10, 11]はビンガム定数の応力依存性を考慮した複合モデルを提案しており、これは、レオロジー定数の中に内部摩擦を考慮していることになるため、レオロジーモデルとして骨材粒子間の接触を考慮した先駆的な研究といえる。

大内ら[36]は、フレッシュコンクリートの流動性は、モルタルの変形性と粘性のみでは評価できないとして、粗骨材とモルタル構成粒子間の相互作用に関する検討を行っている。図-2.4.10にその概念を示す。コンクリートが変形するにはモルタル相の変形が必要となるが、同時に粗骨材粒子どうしの接近を伴う。そのとき、モルタルに発生する直応力 σ がモルタルのせん断変形抵抗 τ を増加させるとしている。また、その度合いは、モルタル構成粒子の特性と細骨材容積比に影響され、細骨材容積比が大きいほど、また、粉体や細骨材の粒形が角ばっているほど、モルタルのせん断変形抵抗性の増加が大きいとしている[37]。粒子間相互作用の評価試験法としては、モルタル中に粒径10mmのガラスビーズを容積比20%で混入して、既存のモルタル用ロート試験を行う方法を提案しており、ガラスビーズを混入した試料と無混入の試料のロート速度の比 R_{mb}/R_m を粗骨材・モルタル構成粒子間相互作用の指標としている。実験の結果、 R_{mb}/R_m は、モルタル自体の変形抵抗性からは独立しており、粉体および細骨材の物理特性および細骨材容積比のみから決定されるとしている。また、自己充填性の評価指標としても R_{mb}/R_m は有効であるとしている。

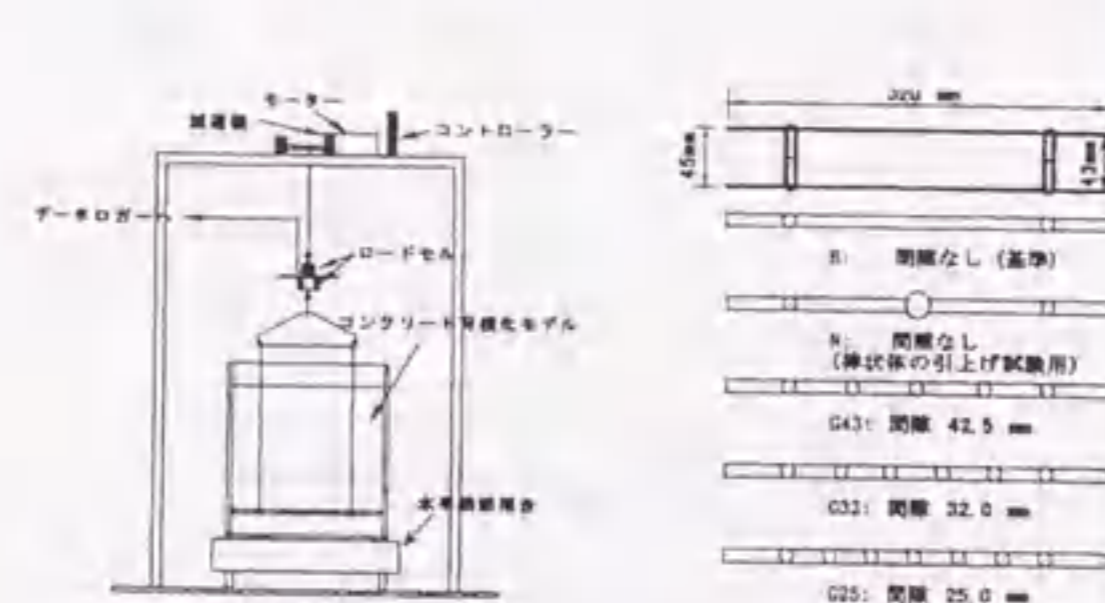


図-2.4.9 間隙通過試験装置および間隙の種類

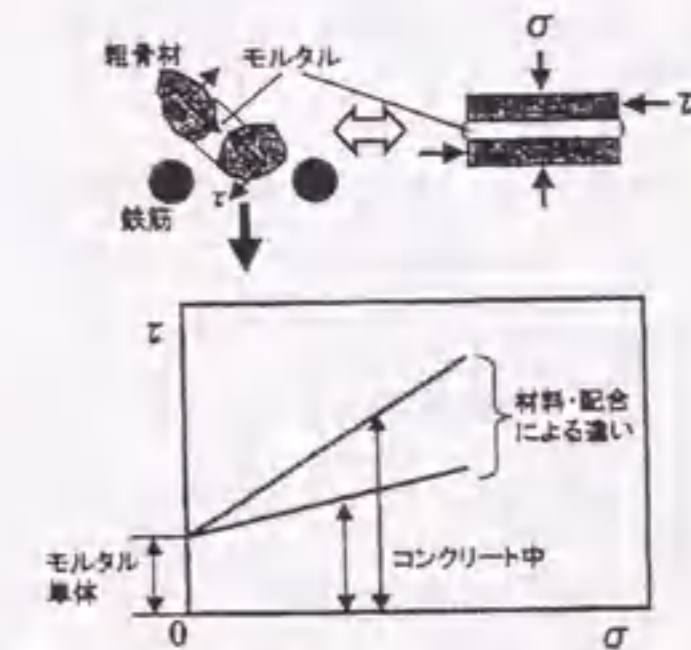


図-2.4.10 コンクリート変形時にモルタルに発生する直応力 σ によるせん断応力 τ の増加

2.4.2 経時変化の影響

練混ぜ後の時間経過に伴うスランプロスの流動性の低下は、様々な要因によって生じると考えられているが、図-2.4.11に示すようなセメントの水和過程から考えて、練混ぜ後1~2時間における流動性の変化は、セメント粒子の凝集が最も大きく影響を及ぼしていると考えられる。また、そのセメント粒子の凝集には、現在のところ、大きくわけて2つのメカニズムが考えられている。1つは物理的な理由によるものであり、セメント粒子間の衝突に起因した凝集である。もう1つは化学的な理由によるものであり、セメント粒子の水和反応の進行に伴う凝集である[38]。経時変化の影響要因を図-2.4.12に示す。

(a) 物理凝集による経時変化

一般に、固体と液体が接しているとき、その界面には電気2重層が形成され、固体表面には固体と一体となって動く固着層が形成される。このときの液体内の電位分布は図-2.4.13のようなになる[39]。比表面積の大きな粒子は、それぞれ表面にこのようなイオンの層を持っており、他の粒子とこの電気2重層によって結合し、綿毛構造の集合組織を作る。これに対し、砂のような粗い粒子は、表面にほとんどイオン層を作らないので分散系の組織になりやすい。固着層とその外に存在する液体との電位差のことをζ電位といい、セメントの分散効果はζ電位に強く依存している[39]。

粒子間に働く力には、このほかに、ファン・デル・ワールス力がある。ファン・デル・ワールス力は、セメントや粘土粒子のような細かい粒子が、極めて近接したときに働く吸引力のことである。粒子間に働く力は、同種のイオンによる反発力とファン・デル・ワールス力による吸引力の関係によって、距離によって反発力と吸引力が変化する。湿った土に振動を加えると、土粒子間の距離が変化してゲルからゾルに変化し、静置すると再びゲルに戻る。これは、土粒子間の距離が、振動によって近づけられて反発し合い、また、静置によって距離が戻り、吸引力の作用範囲に入るためと考えられる。図-2.4.14に、粘土粒子間に働く力と距離の関係を示す[40]。

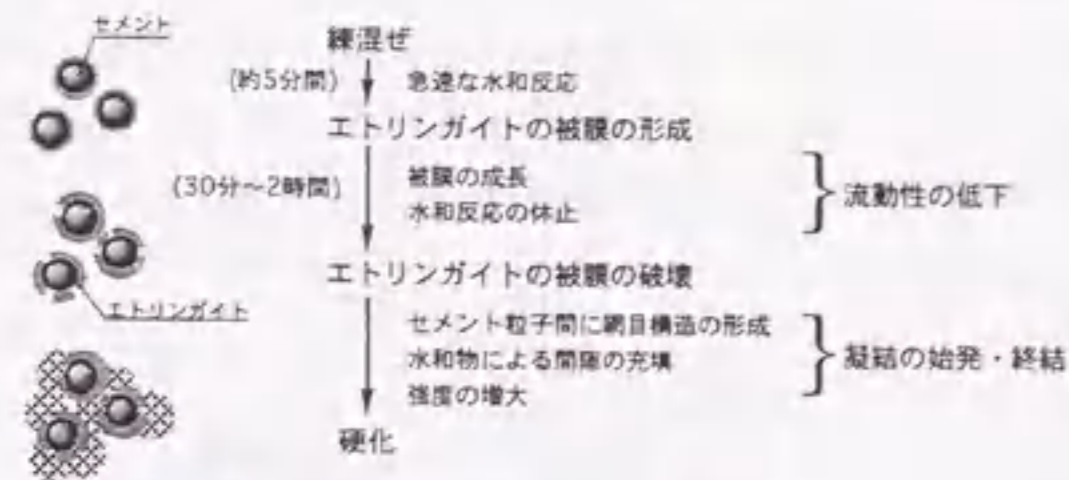


図-2.4.11 セメントの水和過程

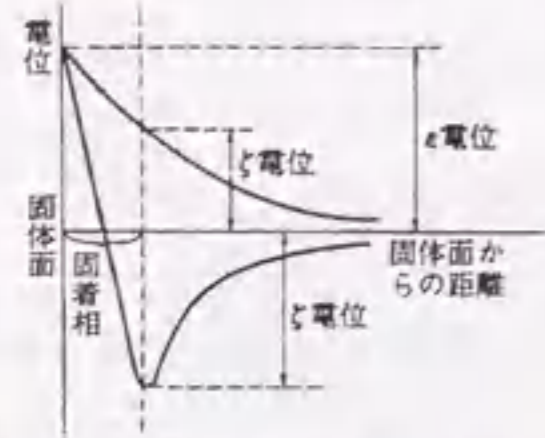


図-2.4.13 固体-液体界面の電位分布

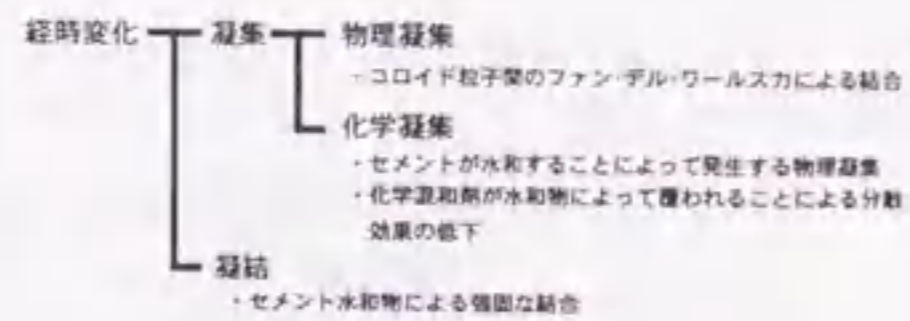


図-2.4.12 経時変化の影響要因

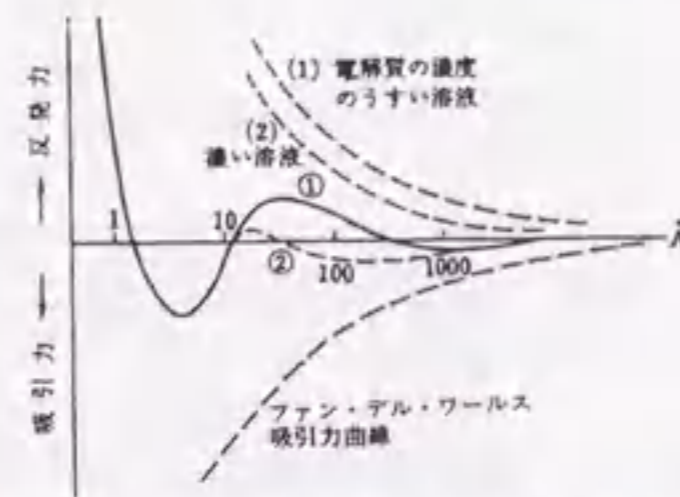


図-2.4.14 粒子間に働く力と距離の関係

服部[41]は、セメント粒子の比表面積が、接水後30分経過しても変化しないという実験結果から、水和反応の影響が小さい場合にも、物理的な要因によってセメント粒子の凝集は発生すると述べている。

また、新しい粘性概念に基づいたサスペンションの粘度式を用いて、攪拌下および無攪拌下のセメントペースト粘度を計算し、コンクリートのアジテーション、ミキシング、スランプロスおよび粘度測定の意味に関する考察を行っている[42]。

式(2.4.1)に、攪拌されているペーストの経時粘度を示したサスペンションの一般粘度式を示す。

$$\eta_s = B_3 n_3^{2/3} \left\{ \frac{U_0 (\dot{\gamma} H t^2 + 1) + H t}{(H t + 1)(\dot{\gamma} t + 1)} \right\}^{2/3} \quad (2.4.1)$$

ここに、 B_3 : 粒子間摩擦係数 (N·s)、 n_3 : 単位面積当りの一次粒子数 (m^2)、

U_0 : 初期凝集度 (無次元)、 $\dot{\gamma}$: せん断速度 (/s)、 H : 凝集速度定数 (/s)、 t : 時間 (s)

また、分散系の攪拌下における3通りの粘性挙動、すなわち、攪拌下のセメントペースト粘度が一定になる条件、攪拌下に粘度が下降する条件、攪拌下に粘度が上昇する条件が、式(2.4.1)で計算できるとして、これらをセメントペーストに適用した計算例を図-2.4.15のように示している。この例は、普通セメントのペーストを容器に入れて、攪拌を開始するときのシミュレーションであり、セメントペースト中の一次粒子の初期凝集度 U_0 を0.00005と仮定して、無攪拌 $\dot{\gamma}=0$ またはせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}=0.01 \sim 10$ で攪拌したときの経時粘度を計算した結果である。セメントペーストを $\dot{\gamma}=0.1$ で攪拌し始めた場合、 $U_0=0.00005$ のときのみ、みかけ上ニュートン粘性を示し、時間にかかわらず一定の粘度を示すことになり、このせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ より小さいときは、粘度は上昇し、大きいときは下降するとしている。現実のアジテーションでは、図-2.4.15に示すように、せん断速度 $\dot{\gamma}$ のわずかな差によって、粘度が緩やかに上昇または下降して、平衡に至るような粘度曲線をたどるものと考えられる。

セメントペーストをよく攪拌しても、 $U_0=0$ となる完全分散は不可能である。凝集度 $U_0=0.00005 \sim 0.1$ に分散したセメントペーストを、それぞれ無攪拌下に静置したときの経時粘度を式(2.4.1)を用いて計算したものを図-2.4.16に示す。同図より、初期の粘度増加は、分散の良い $U_0=0.00005$ のときが最大で、 U_0 が大きくなるほど上昇曲線の傾斜が小さくなるとしている。このことから、コンクリートのスランプロスが、同じ組成であるにもかかわらず、急速に低下する場合と緩やかに低下する場合があるのは、経時変化の速度が U_0 に依存するためであると述べている。また、回転粘度計で測定したときの状況を計算でシミュレートしたところ、回転粘度計により測定される粘度は、常に実体とかけ離れていると報告している。

以上のことから、一般に初期の粘度変化は、初期凝集度 U_0 、凝集速度定数 H およびせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の

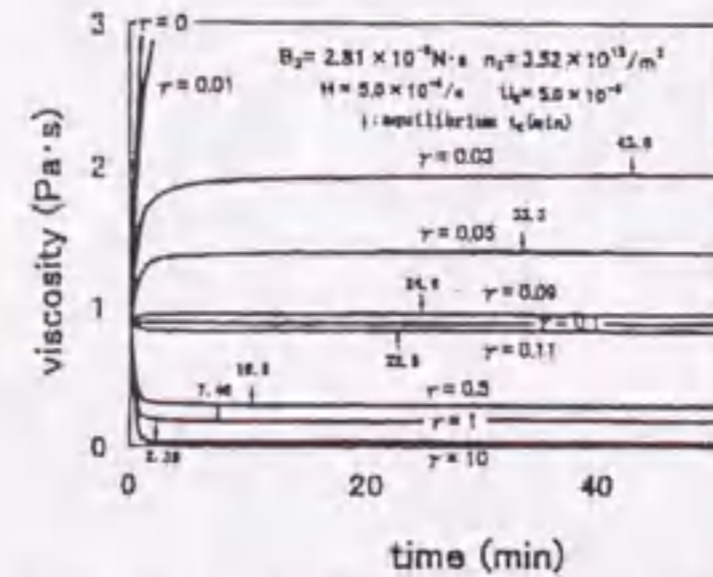


図-2.4.15 攪拌下の経時粘度の計算例

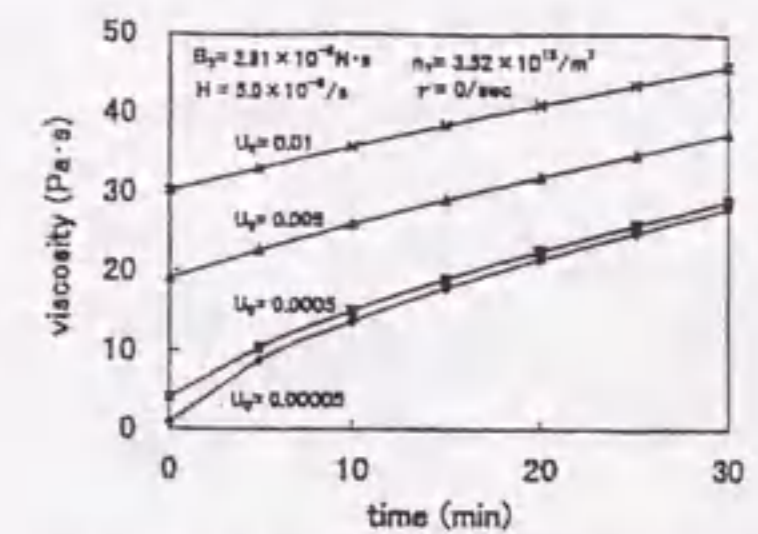
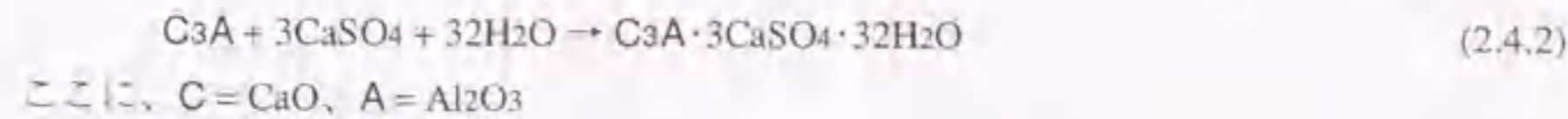


図-2.4.16 無攪拌下の経時粘度の計算例

相対的關係で決まり、粒子間摩擦係数 B_3 、単位面積当りの一次粒子数 n_3 および凝集速度定数 H が一定のとき、または良く混練されているときほど初期凝集度 U_0 が小さくなり、スランプロスは大きくなることあるとしている。

(b) 化学凝集による経時変化

内川[43]は、セメントの水和反応によってセメント粒子周囲に発生したエトリンガイトなどの水和物によって、粒子の表面エネルギーが増加し、凝集が起こるとしている。エトリンガイトとは、ポルトランドセメントが接水したときに、最初に生成される水和物である。生成反応を以下に示す。



接水直後にエトリンガイトが生成されることによって、水和反応が抑制されて急結が防止されるために、モルタルやコンクリートの施工に必要な流動性を維持できる。結晶は針状で、結晶中に多量の水分を固定できる[39]。

また、混和剤を添加したフレッシュコンクリートの経時変化のメカニズムは、さらに複雑なものとなる。高性能AE減水剤に代表される界面活性剤は、1分子中に親水基と親油基すなわち疎水基を含有しており、親油基の鎖長によってその効果は著しく変動する。図-2.4.17に界面活性剤の基本構造を示す。セメント粒子は機械的に水中に分散しても、粒子間の凝集力によって大きな二次粒子を形成するため、個々の一次粒子までには分散されにくい。界面活性剤は、図-2.4.18に示すように、分散効果によりセメントの二次粒子を一次粒子に分散し、コンクリートの粘性を低下させる性質を持つ。

高性能AE減水剤の分散作用は立体障害作用で説明されるが、これは以下のような立体的な反発効果による。立体的なかさばりによる高性能AE減水剤の作用機構の概念を図-2.4.19に示す。セメント粒子の凝集は、まず、表面吸着層の接触や交差で始まるが、このとき、吸着層が重なることにより、重なり部分の分子密度が大きくなり、膨張力が働く混合・浸透圧効果、および、吸着層が接近することにより層が圧縮され、反発力が働く容積制限効果などの作用により粒子間の接触が阻害される。この他、ポリカルボン酸系のものでは、上記の2つ以外に、イオンによる静電的反発力の効果も加わると考えられる[43]。

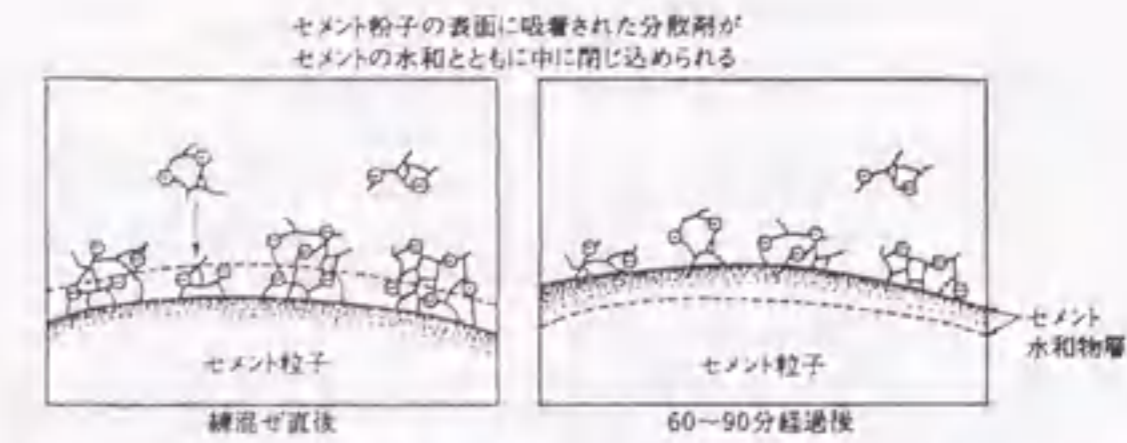
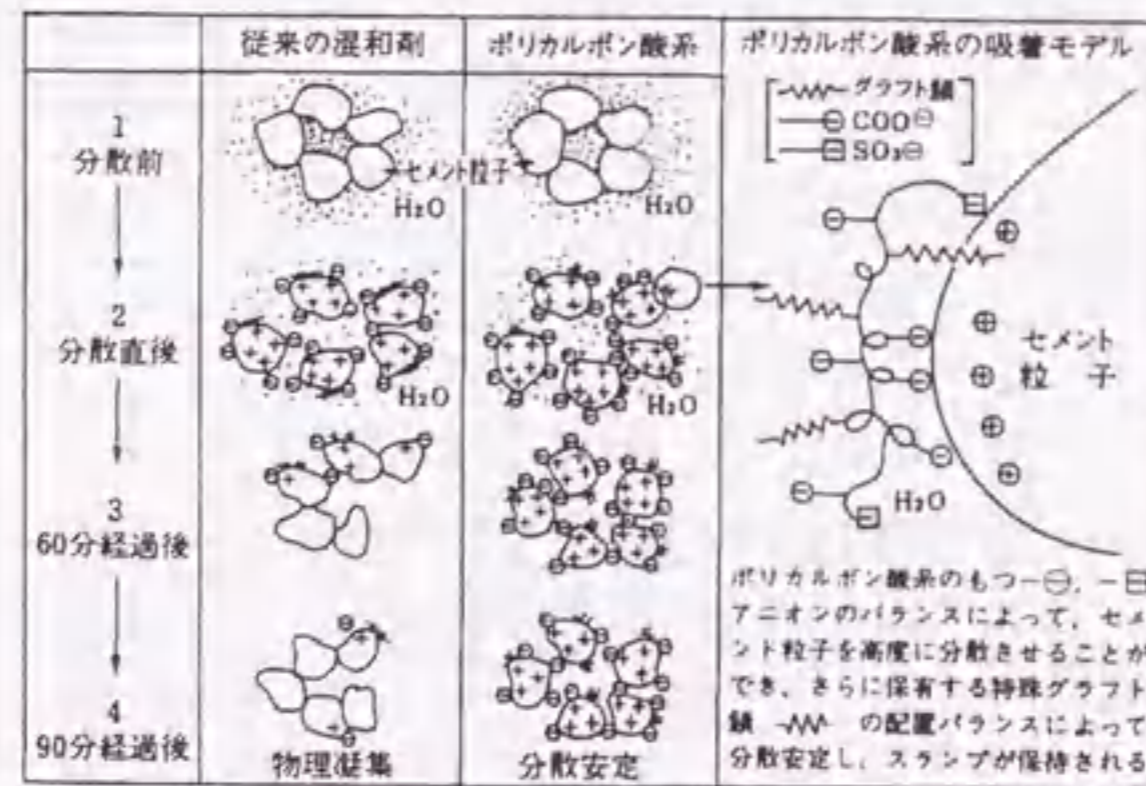
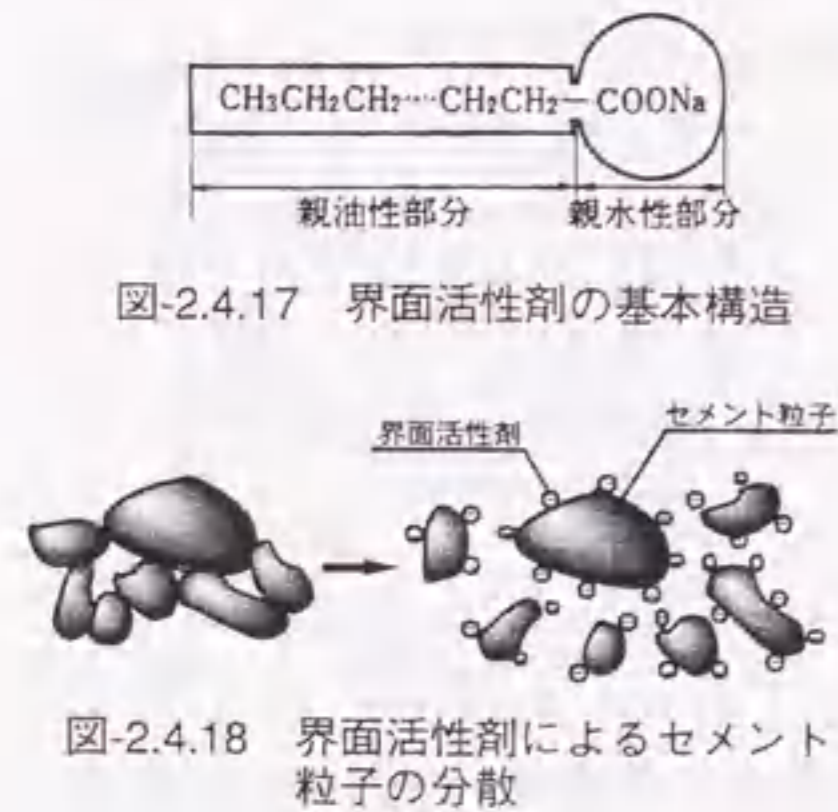


図-2.4.20 セメントの水和反応に伴う高性能AE減水剤の分散効果の低下

長滝ら[44]によれば、高性能AE減水剤を添加した系では、図-2.4.20に示すように、セメント粒子表面に吸着することで分散効果を発揮している高性能AE減水剤が、セメントの水和反応によって生じたエトリンガイトなどの水和物によって徐々に覆われ、その効果を失うことによって流動性の低下が生じるとしている。

稲葉ら[45]によれば、練上り時に吸着した高性能AE減水剤の効果が時間経過に伴って失われた場合に、練上り時にはセメント粒子に吸着できない余剰高性能AE減水剤が存在すると、この余剰高性能AE減水剤が後から吸着して補充されることにより流動性の低下が抑制されるとしている。このことは、練上がり時の高性能AE減水剤残存量が多いほど、モルタルの流動性の保持度合いが大きくなることを示している。また、スランプロスを防ぐためにスランプ保持剤を用いた場合には、凝結時間が延長されるという副作用があるが、増粘剤ウェランガムを添加して高性能AE減水剤添加量を多くした場合には、凝結時間の大幅な延長を抑えながら経時変化を抑えることができると報告している。

前山ら[46]は、自由水量や高性能減水剤残存量の変化が粉体粒子に及ぼす影響を粒子間距離の観点から考察し、スランプロスのメカニズムに関して検討している。粒子間距離を考える際には、緑川らの提案している水膜モデル[47]を用いている。これは、「コンクリート中の水量は、粉体粒子表面に一定の厚さで固定される水の総和であると考え、粒子を取り巻く水膜の厚さが同じであれば、粉体の種類にかかわらずコンクリートは同じフレッシュ性状を示す」というものである。ただし、高流動コンクリートのように高性能減水剤が多量に添加されている場合には、高性能減水剤による粒子の電氣的反発力を仮想的な膜と考え、この仮想膜厚と水膜厚との和が等しければ、減水剤の有無や粉体種類にかかわらずコンクリートのフレッシュ時の性状は等しくなるとしている。図-2.4.21に、仮想膜および水膜の概念を示す。実験の結果、高流動モルタルのフローロスのメカニズムは粒子間距離をパラメータとして表現することができ、フローロスは時間経過に伴う高性能減水剤による仮想膜厚 i の減少により、モルタル中の粉体粒子同士が近づくことによる降伏値 σ_c の増加が主な原因であるとしている。

太田ら[48, 49]は、高性能AE減水剤中の分散成分と分散保持成分の吸着特性と、各種微粉末ペーストの流動特性の関係を検討している。図-2.4.22に、ポリカルボン酸系高性能AE減水剤の主成分の化学構造を示す

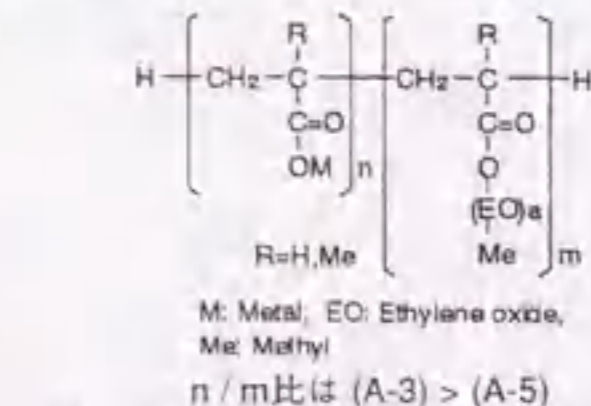
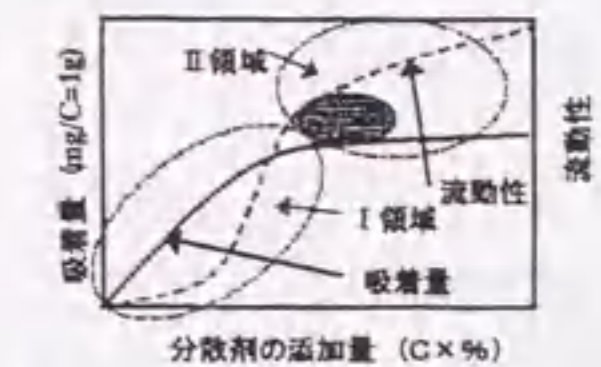


図-2.4.22 ポリカルボン酸系分散剤の主成分の化学構造



が、実験では、分散成分(A-3)および分散保持成分(A-5)をそれぞれ単独で用いている。

高性能AE減水剤の主成分の結合材に対する吸着量は、練混ぜ後のフレッシュペーストに対して吸引ろ過を行い、そこで得られたる液中の炭素量を測定し、ブレンペーストの測定値と合わせて高性能AE減水剤添加量から差し引いて算出している。粒子の分散性はφ40×70mmの円筒形の試料のフロー試験を行って評価している。

図-2.4.23に、実験結果から考えられる分散剤の吸着量と流動性の関係の概念を示す。同図中のIの領域では、余剰ポリマーが少ないため、練混ぜ後に流動性の低下を生じる。これは、練混ぜ後に水和反応が進行し、セメント水和物の比表面積が増大しても、新たに吸着できる余剰ポリマーが無いためとしている。しかし、このIの領域では、立体的効果が分散力を支配しているため、セメント粒子だけでなく、高炉スラグ、フライアッシュおよび石灰石微粉末に対して、分散性を有するポリマーの吸着量と分散性には相関関係があり、吸着量から流動性のある程度推定できる。また、ポリマーの単位表面積当りの飽和吸着量は、ブレン値によらず、微粉末の種類ごとに一定値となる。このことは、混和剤添加量を算定する際に、従来のような粉体に対する単純な質量比ではなく、ブレン値と単位表面積当りの必要添加量を考慮する必要があることを示している。

図中のIIの領域では、余剰ポリマーが多くフローロスが少ないが、材料分離が生じる場合がある。このため、一般的にはIIの領域内の横線部で示す、余剰ポリマーが存在し、材料分離も生じない領域で使用されることが多い。このため、現在のところ、IIの横線部の領域を拡大できる混和剤の開発や、練混ぜ後に吸着性の弱いポリマーを添加して、余剰ポリマーを作り出し、流動性を維持する試みがなされている。

図中のIIの領域のように、飽和吸着量以上に分散剤の添加量を増大させた場合には、吸着量が変化しないにもかかわらず、ペーストの流動性は増大し、水が分離することによってフロー値が著しく大きくなる現象が見られる。この原因としては、さらに粒子の分散が生じているとは考えにくく、また、飽和水酸化カルシウム水溶液の表面張力をディヌイ表面張力計で測定した結果、分散剤の添加量とともに表面張力が低下する傾向が得られていることなどから、ペースト中の水の表面張力の低下が大きく作用していると述べている。

大内ら[50]は、高流動域のモルタルおよびコンクリートにおいては、フロー値は高性能AE減水剤量に依存し、Vロート落下時間は自由水量に依存するとして、相対フロー面積比および相対ロート速度比の関係から、水粉体比と高性能AE減水剤の分散効果を独立して定量評価する手法を確立している。菅原ら[38]は、この方法を用いて、モルタルの経時変化に及ぼす高性能AE減水剤の影響の定量化を試みている。水和しない石灰石微粉末を粉体として用いた実験の結果、経時変化がほとんど発生しなかったことから、物理的要因よりも水和反応による化学的要因の影響が卓越していることが明らかとなり、また、モルタルを用いた実験からは、経時変化は高性能AE減水剤の分散効果の低下によるものではなく、みかけ上、自由水が減少して水セメント比が減少したことによると考えられるとしている。しかし、実際には結合水量はほとんど変化しておらず、自由水の減少は確認されていない。一方、エトリンガイトの生成量は時間とともに単調に増加する結果が得られたため、高性能AE減水剤の分散効果が練上り時と同様に保たれていても、エトリンガイトなどの水和物の生成によって粒子同士が凝集し、流動性が低下するとしている。

セメントと高性能AE減水剤の相性は大きな問題であり、セメント中の硫酸アルカリおよび石膏がこの相性の重要な要因となっている[51]。加藤ら[52]は、硫酸イオンが高性能AE減水剤の分散効果に及ぼす影響を実験的に検証した結果、硫酸イオンには、高性能AE減水剤吸着層厚を減少させて立体障害効果を低減させる効果があり、硫酸イオン濃度の増加にともない高性能AE減水剤の分散効果が低下することを示した。

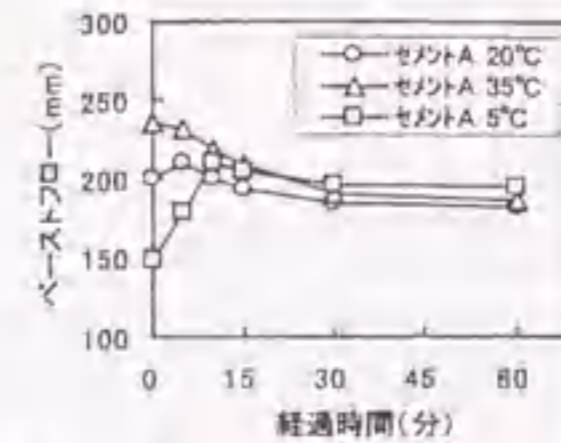


図-2.4.24 ベーストフローの経時変化

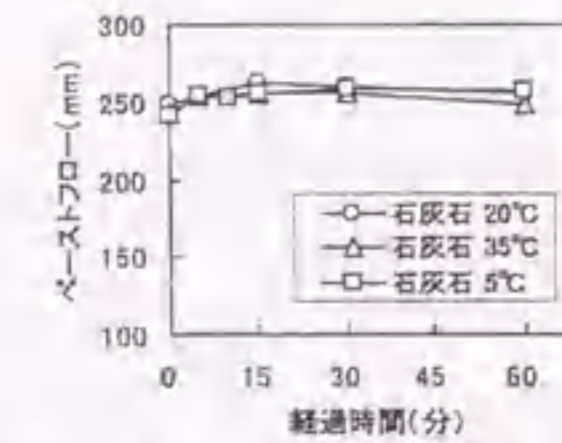


図-2.4.25 石灰石微粉末ペーストフローの経時変化

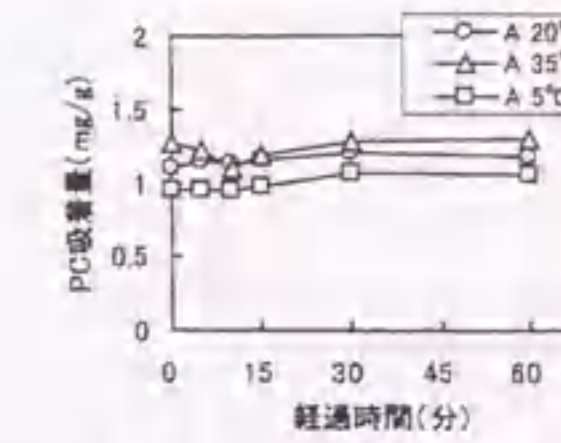


図-2.4.26 高性能AE減水剤吸着量の経時変化

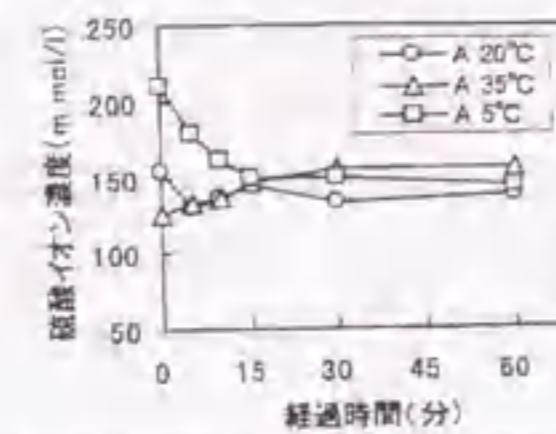


図-2.4.27 硫酸イオン濃度の経時変化

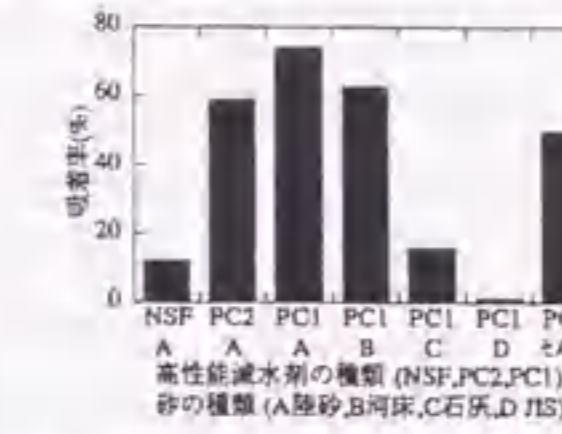


図-2.4.28 高性能AE減水剤の砂への吸着量

また、温度による硫酸イオン濃度の変化に注目して、高性能AE減水剤の分散効果に及ぼす温度の影響に関して検討している[53]。分散効果の評価にはペーストフロー値を用い、他に高性能AE減水剤吸着量および硫酸イオン濃度を測定している。セメントペーストの調査はW/C=26%で高性能AE減水剤添加量HAE/Cは1.5%のものを用いている。試験時の温度は5、20および35℃としている。図-2.4.24にペーストフローの経時変化を示す。実験の結果、セメントペーストの流動性に及ぼす温度の影響は、低温になるほど初期の流動性が低く、その後の経時増加が大きくなる。しかし、水和活性の低い石灰石微粉末を用いた実験では、図-2.4.25に示すようにほとんど経時変化がないことから、高性能AE減水剤の分散効果自体は温度の影響を受けないとしており、また、セメントの高性能AE減水剤吸着量に関して、図-2.4.26に示すように、温度および時間による影響をほとんど受けないとしている。図-2.4.27には硫酸イオン濃度の経時変化を示すが、同図から明らかのように、ペーストフロー値の経時変化とよく対応しており、硫酸イオン濃度が増加するとフロー値は低下する傾向がある。以上の結果から、硫酸イオン濃度の温度変化により、高性能AE減水剤吸着層厚が変化し、セメント粒子の分散効果が変化していると報告している。

石膏の溶解度は温度によって異なり、5~35℃の範囲においては、特に半水石膏の溶解度の変化が大きく、低温になるほど溶解度が高くなり、これにともなって半水石膏から溶出する硫酸イオン濃度も増加していると考えられる。このことから、高性能AE減水剤によるセメント粒子の分散効果の温度による変化は、溶解度の温度変化が大きい半水石膏の影響を強く受けていると述べている。

中村ら[54]は、同一種の砂を用いた場合でも、砂の表面水量や投入順序などの違いによってコンクリートの流動性が大きく影響を受けることに関して、砂に対する高性能AE減水剤の吸着に着目して検討を行っている。その結果、図-2.4.28に示すように、高性能AE減水剤の吸着量は砂の種類および高性能AE減水剤種類によって異なり、場合によってはセメントに対する吸着量よりも大きな値を示すことや、砂への高性能AE減水剤の吸着はそのほとんどが微粒分に吸着され、微粒分の吸着能力は乾湿状態や分散状態によって異なることなどを明らかにしている。また、図-2.4.28からは、洗い損失量の最も多い石灰石砕砂で他より小さな吸着率となっており、これは、混和材として石灰石微粉末を混入することにより、高性能AE減水剤添加率を減らすことができるという経験的な傾向とも合っているとしている。

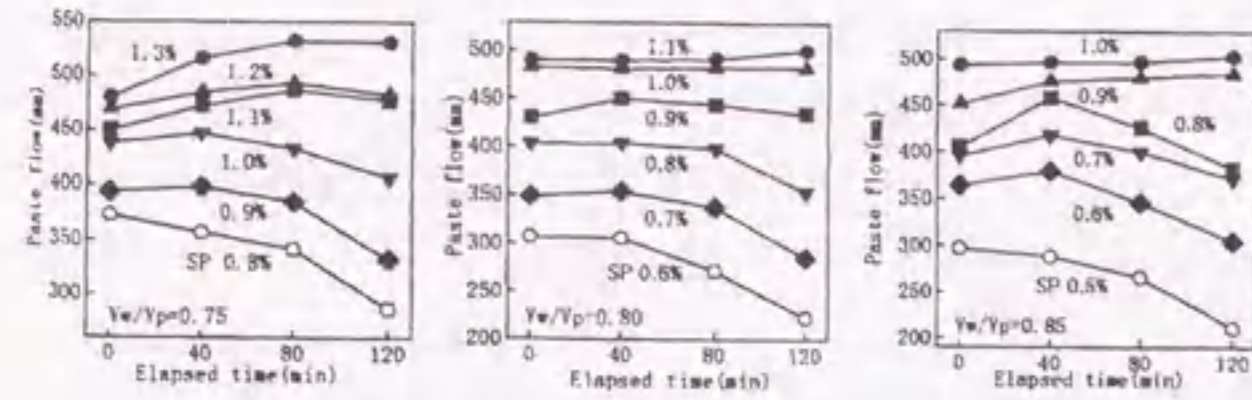


図-2.4.29 ベーストのフロー値の経時変化

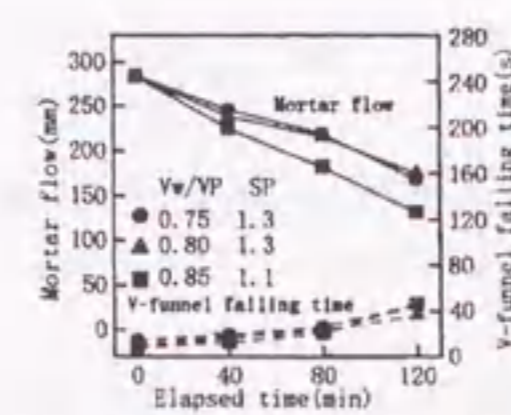


図-2.4.30 モルタルのフロー値とVロート流下時間の経時変化

小山田ら[55]は、ペーストおよびモルタルを試料として、水粉体比および細骨材種類の違いによる流動性の経時変化の違いを検討している。ペーストの流動性の経時変化はフロー試験で評価し、測定は練混ぜ直後、40分後、80分後、120分後の合計4回行っている。ペーストの配合については、水粉体容積比 V_w/V_p を0.75, 0.80, 0.85の3水準に変化させ、各水粉体容積比 V_w/V_p ごとに減水剤の添加割合を6水準に変化させている。図-2.4.29は、ペーストのフロー値の経時変化を示している。同図から、添加する減水剤の量が少ない場合には、フロー値が時間とともに低下する傾向がみられ、このフロー値の低下は、セメントの水和およびセメント粒子や石粉粒子の凝集に起因したものであると述べている。

図-2.4.30に、モルタルの流動性の経時変化を示す。同図では、フロー値とともに、Vロート流下時間の変化も示している。図-2.4.29のペーストの試験結果との比較により、ペーストでは経時変化を抑えるのに十分な減水剤添加量であるにもかかわらず、モルタルでは明らかな経時変化を示している。この理由として、モルタル中の減水剤の絶対量がペースト時に比べて少ないこと、細骨材中に細かい粒子が含まれていること、細骨材に凝集剤が含まれていることなどを挙げている。この凝集剤は、骨材の洗浄水に含まれる粘土分や有機物などを沈降させるために、比較的良く用いられている薬剤であり、沈澱槽の上澄水を骨材の洗浄に用いた場合には、凝集剤が骨材に付着している恐れがある。さらに、細骨材と減水剤の組合せによって、傾向に大きな違いのあるデータも測定されていることから、経時変化には、水粉体比、高性能AE減水剤の種類と量および細骨材の種類など、多くの要因が関連することが明らかになったとしている。

大友ら[56]は、高強度型高流動コンクリートを使用した実際の地下連続壁工事におけるコンクリートの流動性の保持性状と側圧との関係について検討している。

側圧の測定位置を図-2.4.31に示す。側圧の時刻変化とともにコンクリートの打上り高さの変化も記録し、コンクリートの打上り高さが土圧計の設置深度に達した時点から、最大の側圧値を記録した時点までの平均の打上り速度 V_h を算出している。

スランプフロー値 S_f の経時変化の測定には、側圧計を設置した位置に打ち込まれるコンクリートを打ち込み

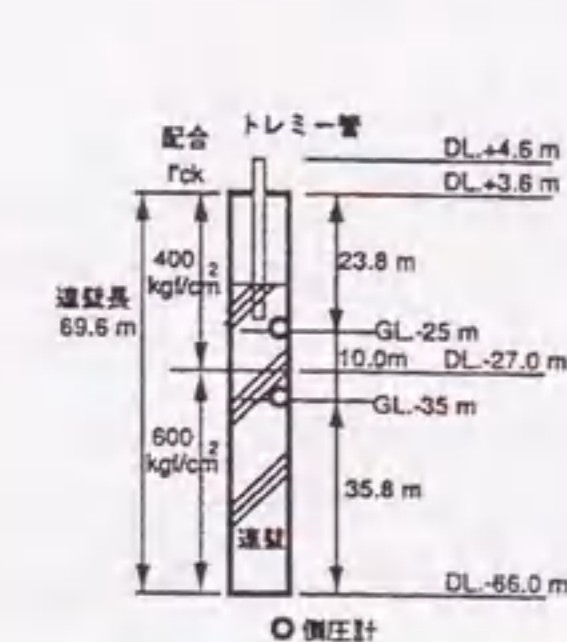


図-2.4.31 側圧計の配置位置

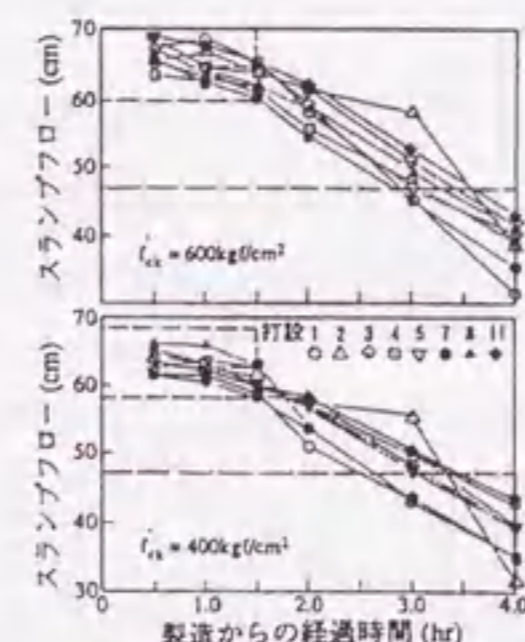


図-2.4.32 スランプフローの経時変化

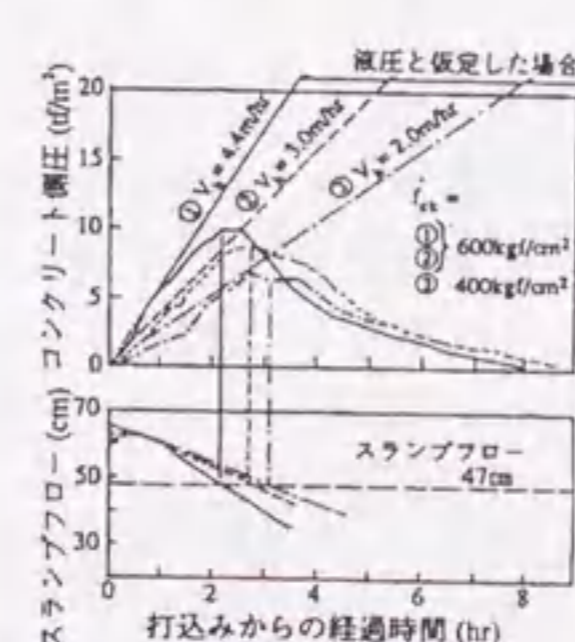


図-2.4.33 側圧の経時変化

直前のアジテータ車から採取して使用した。採取後は、所定時間後にスコップで充分切り返したのちスランプフロー値 S_f を測定している。

図-2.4.32には、スランプフローの経時変化の例を、また、図-2.4.33には、側圧の経時変化の例を示す。スランプフローの経時変化と対応させた場合、側圧が最大となるときには、コンクリートのスランプフロー値 S_f が45~50cm程度まで減少していることがわかる。ここに示したスランプフロー値 S_f は、気中の通常のスランプフロー試験結果であり、連壁内における水中高圧下でのコンクリートの状態とは異なるものの、連壁中に打ち込んだコンクリートの流動性の損失に関する指標とすることができることを示している。また、側圧の経時変化のメカニズムに関しては、連壁内のコンクリートの流動性がある程度低下すると、コンクリートに自立性が生じ、その結果、側圧の増大が停止する機構が考えられる。また、コンクリートの打込み速度が大きいほど最大側圧の実測値が大きくなることは当然であるが、打込み温度やコンクリート自体の性質のばらつきによって、各打込み回ごとにコンクリートの経時変化特性に変動が生ずるため、側圧の予測には一定の幅を持たせることが管理上必要であると述べている。

2.4.3 振動の影響

(a) 加振によるレオロジー定数の変化

角田[57]は、振動台上に回転翼型レオメータを固定し、フレッシュコンクリートのレオロジー定数に関連する値を測定し、回転トルク-回転数関係でコンシステンシー曲線を求めた。その結果、図-2.4.34に示すように、加振によってコンクリートの降伏値が消失し、無振動下では直線であったコンシステンシー曲線が、低回転数域でビンガムモデルを逸脱し、原点に向かう曲線、すなわち擬塑性流体に近い挙動を示すように変化している。また、振動加速度を大きくしていった場合には、ある程度までは回転トルクが顕著に低下するが、それ以上では回転トルクの低下割合は小さくなるとしている。また、振動下のコンクリートの内部摩擦が無振動下と比較して1/20であるというL'Hermiteらの研究結果[58]から、フレッシュコンクリートの振動締固めの原理と地盤における動的せん断による液状化現象の類似性に着目して、振動によるフレッシュコンクリートの流動化現象を、マトリックス中の粒子の振動によって粒子間の内部摩擦が低減し、コンクリート全体系のみかけの材料性質が一時的に変化するものと説明している。

水口ら[59]は、直径6cmの大きな球を用いた球沈下試験を落球型粘度計として振動台上で行い、フレッシュコンクリートの振動下の塑性粘度 η_p を測定し、図-2.4.35に示すような振動加速度の増大とともに塑性粘度 η_p が減少する結果を得ている。同研究における流動化現象の考え方は、角田ら[52]の研究を発展させたものであり、粒子間力および固体粒子どうしのかみ合い力が振動を受けて急激に減少するために流動化が生じるとしている。

また、振動下のコンクリートの挙動を、分散媒中の分散質がエネルギーを受けている状態であると考えて、振動下の塑性粘度 η_p が、式(2.4.2)によって表せると結論づけている。また、図-2.4.35に示す測定結果に式(2.4.2)を適用して、それぞれのスランプ値に対する実験式を導いている。

$$\eta_p = A \exp(B/E_f) \quad (2.4.2)$$

ここに、 E_f : 加速度、A, B: 実験定数

吉野ら[60~62]は、モルタルを試料として、振動台上で球引上げ試験を行い、振動下のレオロジー定数を測定している。振動下の流動挙動に対して、線形のひずみ速度 $\dot{\gamma}$ -せん断応力 τ 関係を仮定して算出したみかけのレオロジー定数は、図-2.4.36に示すように、振動加速度の増加に伴って塑性粘度 η は増加し、降伏値 τ_0 が減少する結果が得られている。また、直線を仮定したコンシステンシー曲線は、図-2.4.37に示すようになり、振動加速度はひずみ速度が小さい領域においてより大きな影響を与えている。

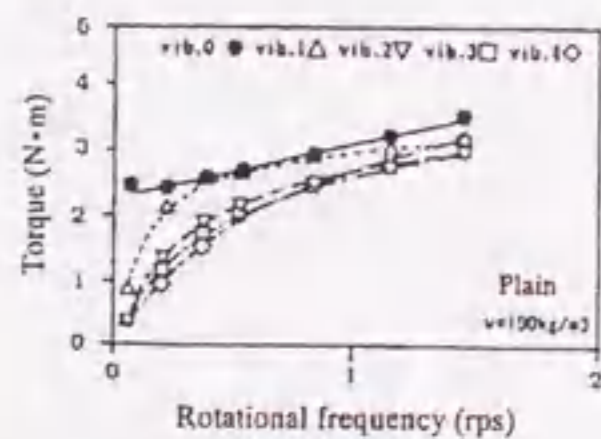


図-2.4.34 回転翼型レオメータによる振動下のモルタルのコンシステンシー曲線

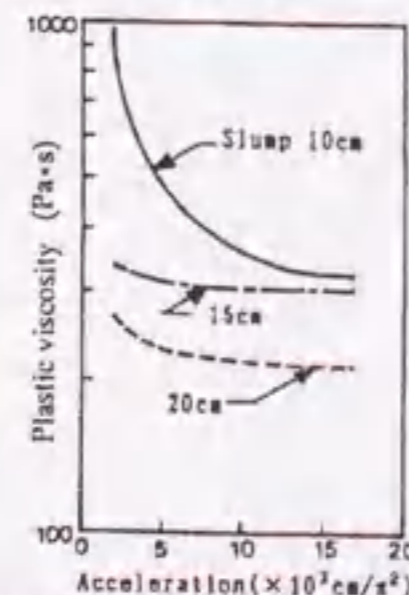


図-2.4.35 落球型粘度計による振動下のモルタルの塑性粘度と振動加速度の関係

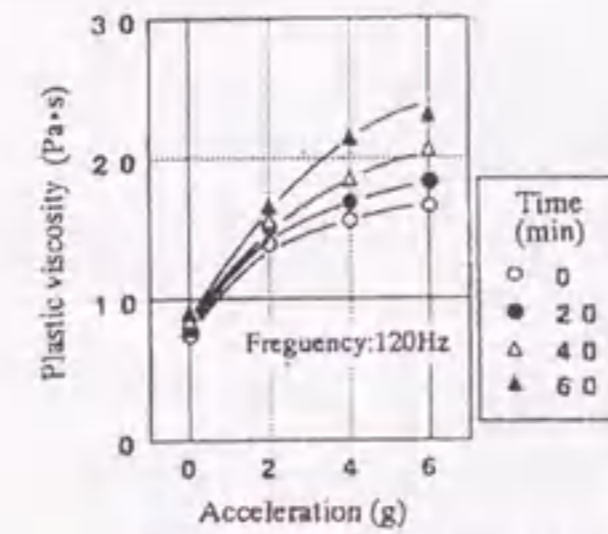


図-2.4.36 球引上げ試験によるレオロジー定数と振動加速度の関係

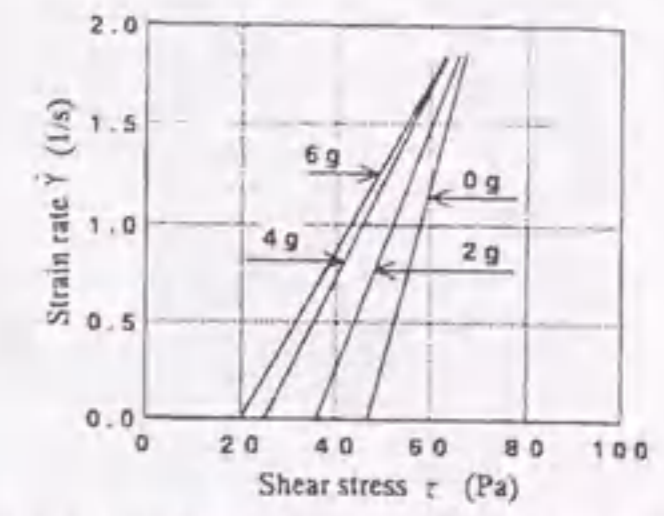
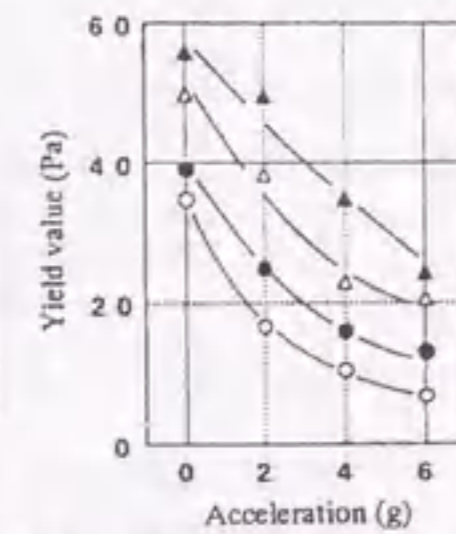
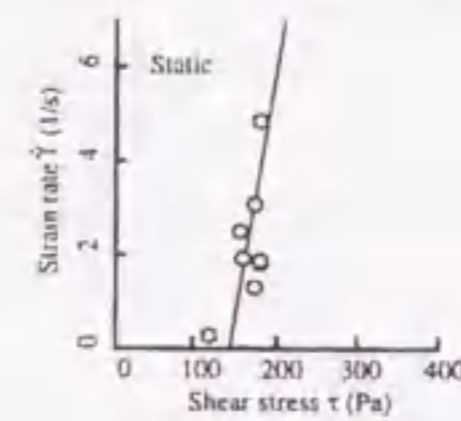
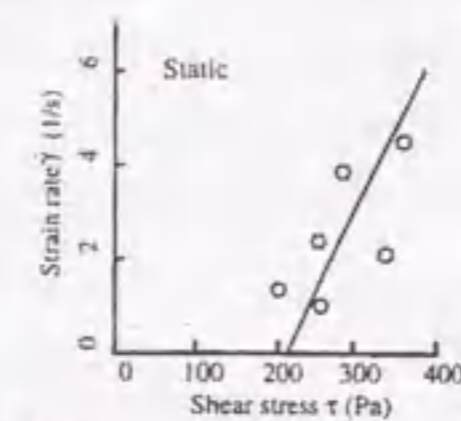


図-2.4.37 球引上げ試験による振動下のモルタルのコンシステンシー曲線



(a) 静置時



(b) 振動下

図-2.4.38 寺西による球引上げ試験の理論値と実験値の比較

上記2つの研究結果では、振動条件と塑性粘度 η の関係が相反した結果となっているなど食違いが認められるが、このことは振動下におけるレオロジー試験の難しさを示している。

寺西[63]は、振動下のビンガム流体について、レオロジーの立場から力学的な考察を行っている。その結果、振動下のコンシステンシー曲線は、あるせん断応力以下の領域で静的な直線を逸脱し、降伏値 τ_0 が低下し、塑性粘度 η が大きくなるという結果を導いている。この結果は、前述の角田[57]、吉野ら[60~62]の結果と一致している。また、図-2.4.38に振動台上でモルタルを試料として球引上げ試験を行った実験結果と、理論的に導いたコンシステンシー曲線の比較を示す。同図から、ほぼ理論どおりの範囲で直線から逸脱し、ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が小さい範囲で原点に近づく傾向を示していることがわかる。

三好ら[64]は、図-2.4.39に示すような装置を用いて、各種モルタルのレオロジー定数に及ぼす振動の影響を実験的に検討している。レオロジー定数の測定には内円板型回転粘度計を使用し、加振前後のレオロジー定数を比較している。実験の結果、加振によって、モルタルの降伏値 τ_0 は大きく減少するが、塑性粘度 η の変化は非常にわずかであると報告している。測定されたレオロジー定数は降伏値 τ_0 で0~20Pa、塑性粘度 η で2~7Pa·sであった。

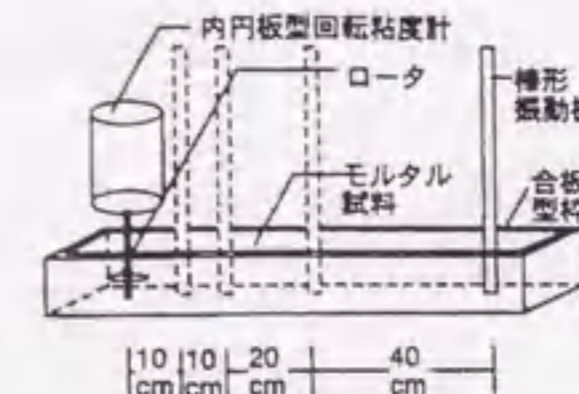


図-2.4.39 振動下のレオロジー定数測定方法

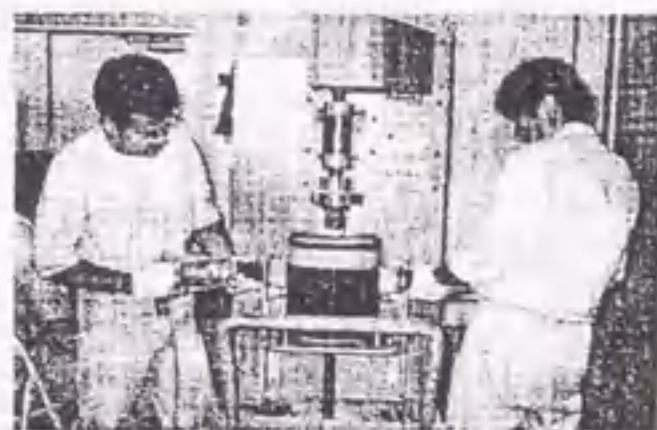


写真-2.4.1 振動下の回転翼型粘度計の測定状況

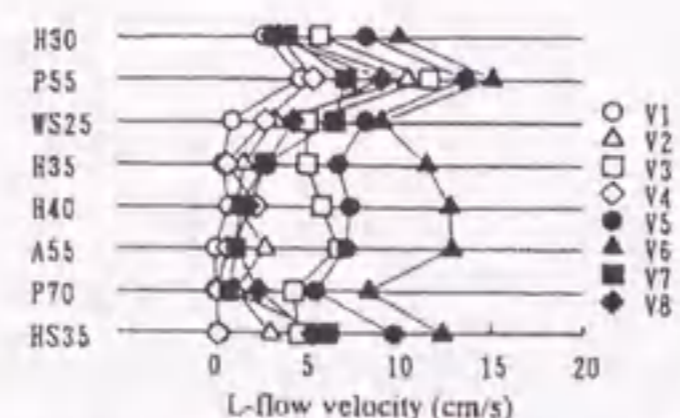


図-2.4.40 振動下で測定したLフロー速度

末岡ら[65]は、振動によるレオロジー定数の低下を、コンクリート用回転翼型粘度計によって測定している。測定状況を写真-2.4.1に示す。測定の結果、加振しない場合に比べて加振時には測定されるトルクが減少し、その減少率は回転数の低い場合に大きく、回転数が高い場合にはトルクの低下が小さくなった。これは、高回転数の場合には骨材間のかみ合いによる負荷が発生しているためとしている。このため、回転数とトルクの関係から求めたみかけの降伏値および塑性粘度は、降伏値が加振時に低下しているが、塑性粘度は増加する結果となったとしている。

振動下の流動挙動をコンシステンシー試験によって検討した研究としては、崔らの研究[66]がある。崔らは、Lフロー試験装置の鉛直部である試料充填部に棒形振動機を挿入し、振動条件および試料の調合条件を要因として、Lフロー値およびLフロー速度を測定している。図-2.4.40に示すように、Lフロー速度は調合条件よりも振動条件の影響を強く受け、また、両測定値は振動の基本量の中で加速度との相関性が最も高いという結果を得ている。

(b) フレッシュコンクリート中の間隙水圧の変化

3軸圧縮試験によって得られたフレッシュコンクリートの粘着力および内部摩擦角の測定結果は、表-2.4.1に示すように、研究者によって大きく異なっている[67~69]。これは図-2.4.41に示すように、一部の超硬練りコンクリートを除いて、降伏応力が明確に現れないことに起因している。

竹内ら[70]は、コンクリートの降伏応力と間隙水圧との間に密接な関係があることに着目し、降伏応力を特定するため、3軸圧縮中の試料の間隙水圧の測定を行っている。試料には、W/C=50%、SL=2~10cmの普通コンクリートを用いている。また、3軸圧縮試験時には、側圧を0.2~1.5kgf/cm²、ひずみ速度を0.5および1.0%/minとし、間隙水圧の測定はφ100×200mmの円柱供試体底部で行っている。実験の結果、フレッシュコンクリートの場合も一般の土と同様に間隙水圧が発生し、図-2.4.42からは、ひずみの増加に伴って、間隙水

表-2.4.1 3軸定数に関する既往の研究

研究号名	種別	スランプ SL (cm)	粘着力 (kg/cm ²)		内部摩擦角 (°)	
			実測値	実測値	実測値	実測値
Wichie	コンクリート	0~20	140~700	200	8~34	1.57
Olsen			50~480	4~29		
越川 他						

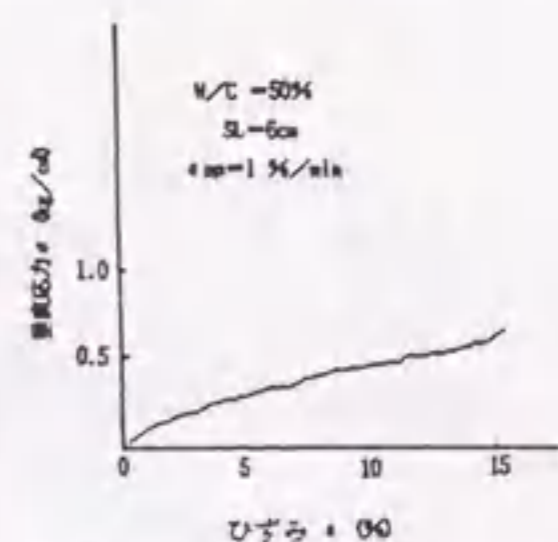


図-2.4.41 σ-ε曲線に降伏応力が現れない試料

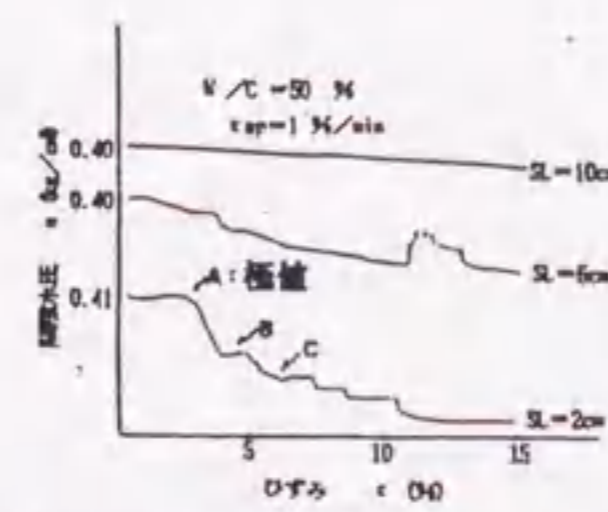


図-2.4.42 3軸圧縮中の間隙水圧の測定結果

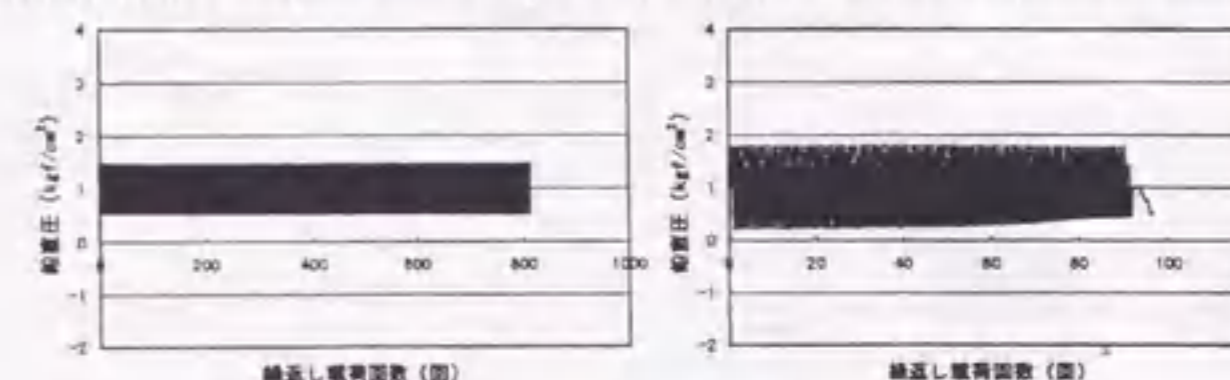
圧の減少が起こっているのがわかる。また、同図からは、あるひずみ度に達すると間隙水圧は急激に減少することも確認されている。この間隙水圧の減少は、ダイラタンシーに起因し、図のA~C点のそれぞれの極値においてせん断破壊が段階的に起こっており、間隙水圧が極値となった時点での応力を降伏応力と見なすことができると報告している。

天明ら[71]は、RCD工法に用いられる超硬練りコンクリートの締固め性状を把握するために、フレッシュな超硬練りコンクリートに対して、繰返し3軸試験を行い、繰返し荷重による密度の変化や間隙圧の変化を測定している。実験に用いた調合を表-2.4.2に示す。また、繰返し3軸試験結果を図-2.4.43に示す。同図に示すように、鉛直圧振幅がσ_{ld}=0.5kgf/cm²の場合には、変位や間隙圧が一定値に収束する傾向にあるが、鉛直圧振幅がσ_{ld}=0.8kgf/cm²の場合には、繰返し荷重により変位や間隙圧が急激に増加し、間隙圧が拘束圧、すなわち側圧σ₃=0.5kgf/cm²に近くなった後に破壊している。また、後者は前者に比べて鉛直ひずみおよび間隙圧の値が1桁程度大きく、また、繰返し回数も少ない段階で破壊している。このことに関して、後者のケースでは繰返し回数が70回付近でコンクリート中のモルタルが液状化したため、粗骨材間の空隙にその液体化したモルタルが充填され、その圧力によってコンクリートが流動化したとしている。また、液状化の発生条件として、鉛直圧振幅σ_{ld}が大きく影響していると述べている。

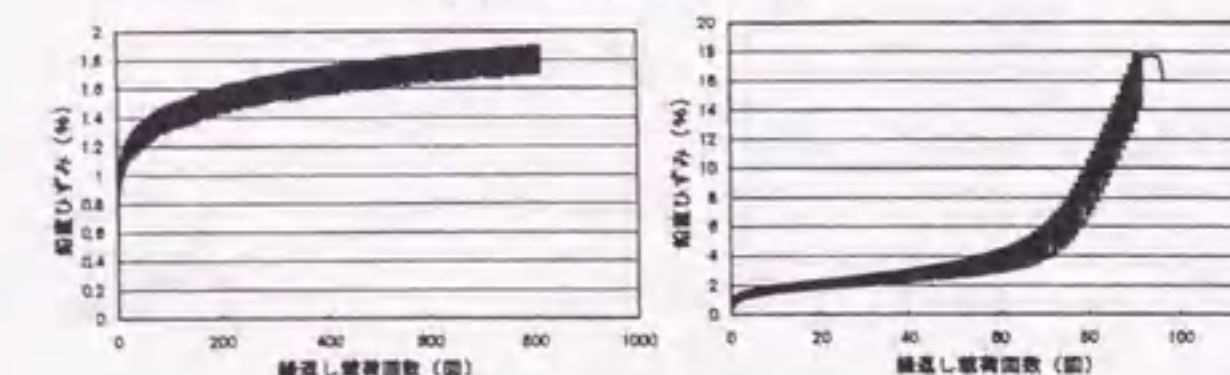
表-2.4.2 繰返し3軸試験に用いたコンクリートの調合 (粗骨材最大寸法20mm、VC値30秒相当)

Cmax	W/B 水割合比 (%)	F/C+F フライアッシュ 割合比 (%)	s/s 細骨材率 (%)	単位量							
				W 水	B 細骨材	C セメント	F フライアッシュ	S 細骨材	G1 粗骨材 40~20	G2 粗骨材 20~5	混和剤 AE減水剤 (%)
20mm	80.7	50	38	133	164.8	82.4	82.4	1009	0	1100	0.25

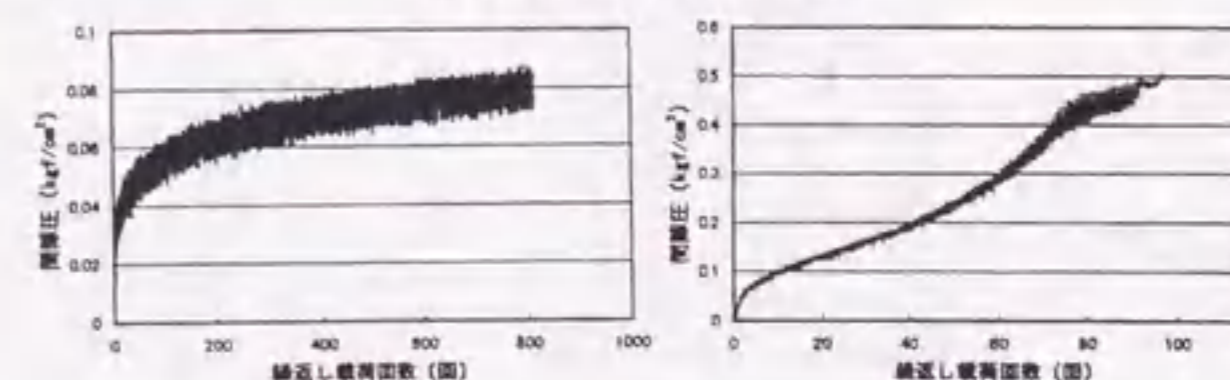
(初期密度比90%、σ_{ld}=0.5kgf/cm²) (初期密度比90%、σ_{ld}=0.8kgf/cm²)



(a) 鉛直荷重履歴



(b) 鉛直ひずみ履歴



(c) 間隙圧履歴

図-2.4.43 繰返し3軸試験の結果

岩崎[72]は、コンクリートに振動を与えたときの流動化現象をコンクリートの液状化と呼び、静止状態における固体粒子の接触が、振動によって離れることによってせん断抵抗力が低下することを示した。また、液状化したコンクリートの流動特性は主として塑性粘度 η で決まり、降伏値 τ_0 の影響は小さいとし、液状化作用は加速度に比例することなどを式展開で導いている。ただし、過剰間隙水圧は考慮しておらず、比較的硬練りの降伏値が大きいコンクリートを対象としているものと思われる。

角田[57]は、フレッシュコンクリートの締固めのメカニズムが、地盤における動的せん断繰返し荷重による液状化現象に類似していることに着目した。これは、非排水状態で繰返し変形を与えると、負のダイラタンシーによって過剰間隙水圧が累積し、有効応力がゼロへと漸近するため液状化するという現象である。図-2.4.44は、振動によって有効応力と間隙水圧が変化していく様子を表したものである。図中の(a)は静止状態、(b)は振動中、(c)は完全に液状化した状態の鉛直応力を表している。このことから、振動がコンクリートの流動曲線に与える影響を把握するために、回転翼型レオメータにテーブル振動機を取り付けた装置により、振動時におけるフレッシュコンクリート中の加速度と間隙水圧の測定を行っている。図-2.4.45に加速度および間隙水圧の測定位置および加速度の測定方向を示す。

実験の結果、コンクリートに振動を与えると一瞬のうちに過剰間隙水圧が増加して一定値を示し、5分間の振動に対してもほとんど変化は見られなかった。図-2.4.46は、図-2.4.45で示した位置の60秒間の過剰間隙水圧と加速度を示したものである。この図では、動水勾配が図-2.4.44のようにはならず、逆転している。すなわち、液状化の程度が下部より上部の方が大きくなっているが、これは振動機で、容器上部の水平振動が大きくなったためであると述べている。この動水勾配により、コンクリート中の水は上部に抜けていくが、下部の間隙水圧計の位置ではある程度の締固めにより、上部より大きな有効応力が存在するとしている。この結果から、振動が加わるとコンクリートの間隙水圧が瞬時に上昇し、有効応力が消失して動水勾配が生じ、水が上部へ移動することによって締固めが起こると報告している。

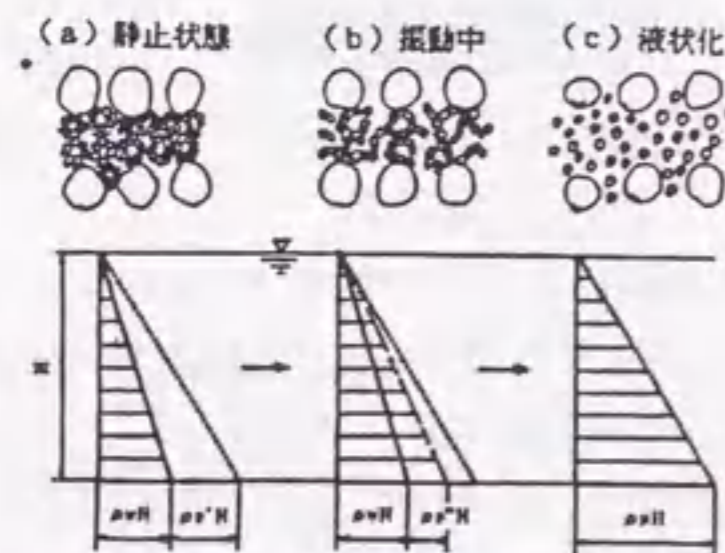
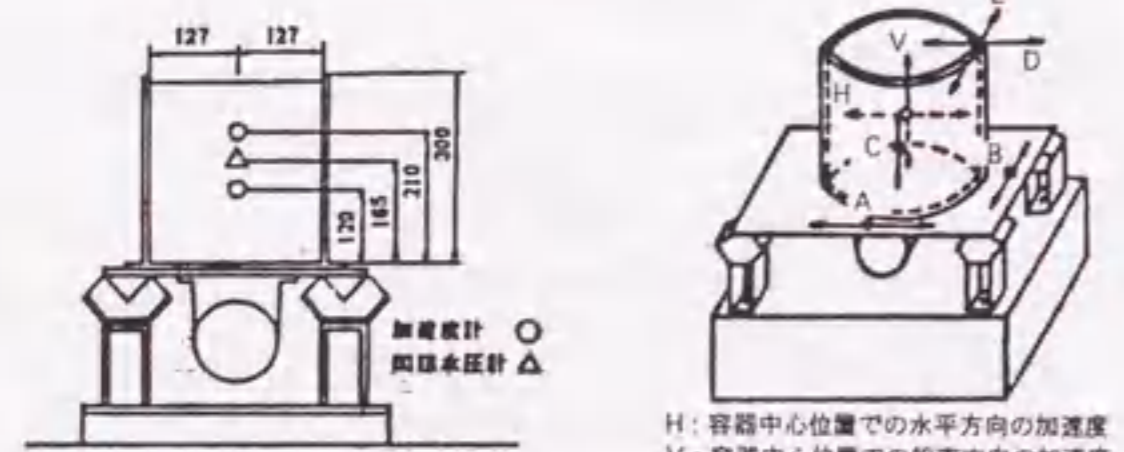


図-2.4.44 振動による深さ方向の鉛直応力の変化



(a) 加速度および間隙水圧の測定位置
(b) 加速度の測定方向
図-2.4.45 振動下の加速度および間隙水圧の測定装置

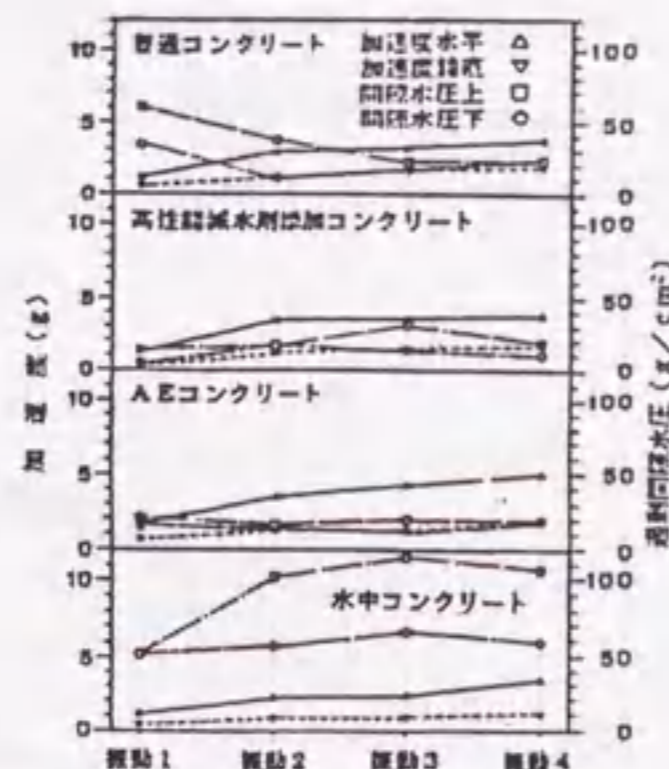
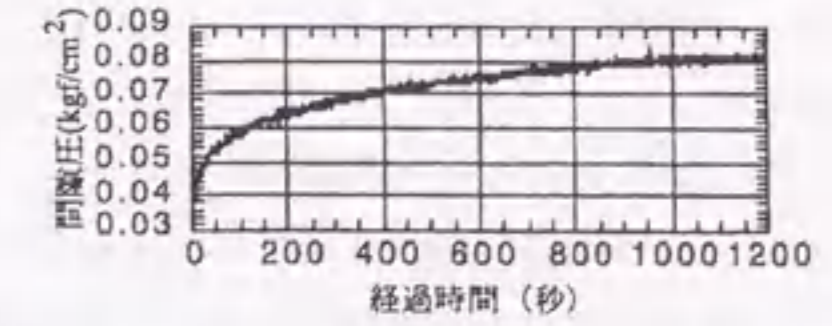
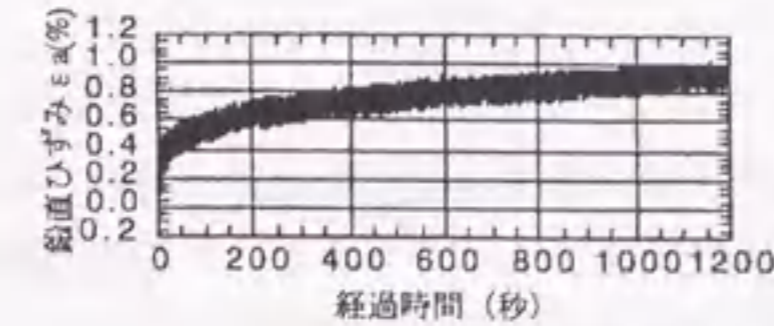
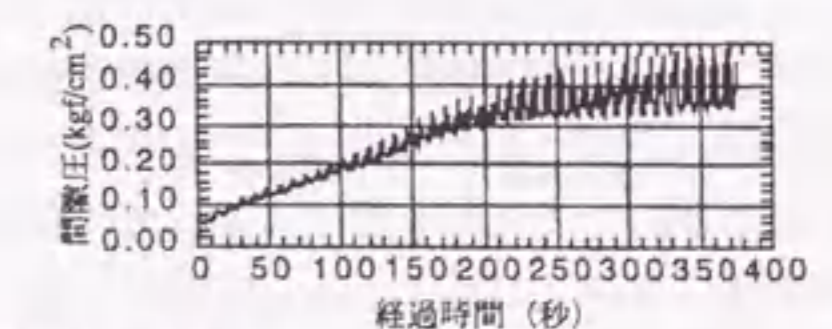
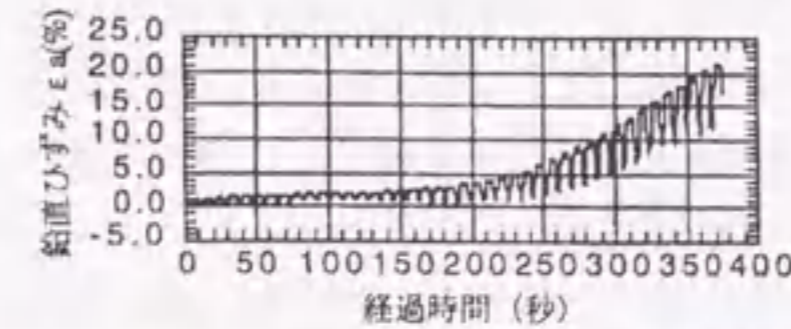


図-2.4.46 振動時の加速度と過剰間隙水圧



(a) 鉛直圧振幅の小さい場合



(b) 鉛直圧振幅の大きい場合

図-2.4.47 超硬練りコンクリートの繰返し3軸載荷試験による鉛直ひずみおよび間隙水圧の変化

中島ら[73]は、超硬練りコンクリートの締固めメカニズムを調べるため、練混ぜ直後の超硬練りコンクリートに対して繰返し3軸載荷試験を行っている。試料の大きさは $\phi 5 \times 10$ cmの円柱形である。試験結果の例を図-2.4.47に示す。図(a)に示す鉛直圧振幅の小さい場合では、鉛直ひずみ、間隙水圧ともに比較的小さな値で収束しているのに対し、図(b)に示す鉛直圧振幅の大きい場合には、間隙水圧が上昇し続け、鉛直ひずみも200sを超えた辺りから急激に増加し収束せず、流動化しているものと考えられる。以上の結果から、繰返し荷重振幅の大きい場合には、緩い砂が液状化するようにコンクリートも流動化しており、この現象はVC値、材料の密度比、載荷周波数、拘束圧がそれぞれ小さい場合に、より小さな鉛直圧振幅で発生すると結論づけている。

2.5 飽和砂の流動性状に関する研究

1995年1月に発生した兵庫県南部地震において、港湾部を中心に、多くの液状化現象による被害が報告されている。また、その後の調査・研究から、地盤の液状化に起因する側方流動により、建築構造物の杭基礎が多くの被害を受けていることが明らかとなってきた[74]。このため、液状化に伴う地盤の側方流動のメカニズムを把握するとともに、その流動挙動の予測が重要課題となっている。

現在のところ、砂地盤が液状化に至るまでの研究は数多く行われており、そのメカニズムも把握されつつあるのに対し、液状化後の飽和砂の力学的性質は不明な点が多く、また、ひずみが数十%にも及ぶせん断変形を再現できる試験方法がないなどの理由から、飽和砂の流動現象に関する研究は極めて少ない[75]。側方流動現象の予測に関しては、過去の被害事例の分析に基づく経験式がいくつか提案されているが、その式の物理的な根拠が明確ではなく、条件が異なる様々なデータを吟味・分類することなく、これらが用いられているなど、多くの問題点が指摘されている[76]。

本節では、これまでに行われてきた飽和砂のレオロジー性質、液状化および側方流動に関する研究に関して取りまとめる。

2.5.1 液状化のメカニズム

液状化とは、飽和した砂地盤などが、急激な外力や振動を受けたときに、支持力またはせん断強度が低下する現象である。

まず、一方向にのみせん断力が加えられる静的条件下における液状化について考える。砂のような粒状体では、せん断力によって形状変化とともに体積変化も生じる。このような、せん断によって体積変化が生じる現象をダイラタンシーと呼ぶ。体積が収縮する場合は、特に、ネガティブダイラタンシーあるいは負のダイラタンシーと呼ばれることもある。砂のような粒状体で、せん断時の体積変化に最も関係の深いのは密度である。一般に、密な状態では体積が増加し、逆に、ゆる詰め状態では体積収縮が起こる。

いま、乾燥したゆる詰め状態を、図-2.5.1(a)のような径の等しい球の配列で代表することにする。これにせん断力を加えると、図-2.5.1(b)のような配列となり、体積が縮み、砂は締め固まる。乾燥した砂では、このような体積変化が瞬間的に起こるが、水で間隙を飽和された砂では少し時間がかかる。この時間は、体積収縮に伴って、間隙の水が外部へ排出されるのに必要なものである。この間の粒子構造の変化を考えてみる。まず、せん断力により粒子間の接触が外されると、おのおのの砂粒子は、一時的に間隙水の中に浮いた状態となる。これが砂の液状化である。このとき、もともと粒子接点を通して伝えられていた上部の砂の重みは、その支持を失い、水によって支えられる。これをマクロにとらえると、粒子接点を通して伝わる有効応力が消失し、その分だけ間隙水圧が増加する現象である。以上のことから、飽和砂の液状化とは、本来せん断によって体積収縮を起こす性質を備えているゆる詰め状態の粒状体が、排水を阻止されることにより等体積変形を余儀なくされ、その結果、間隙水圧の上昇に伴う有効拘束圧の減少によりせん断抵抗が消失する現象

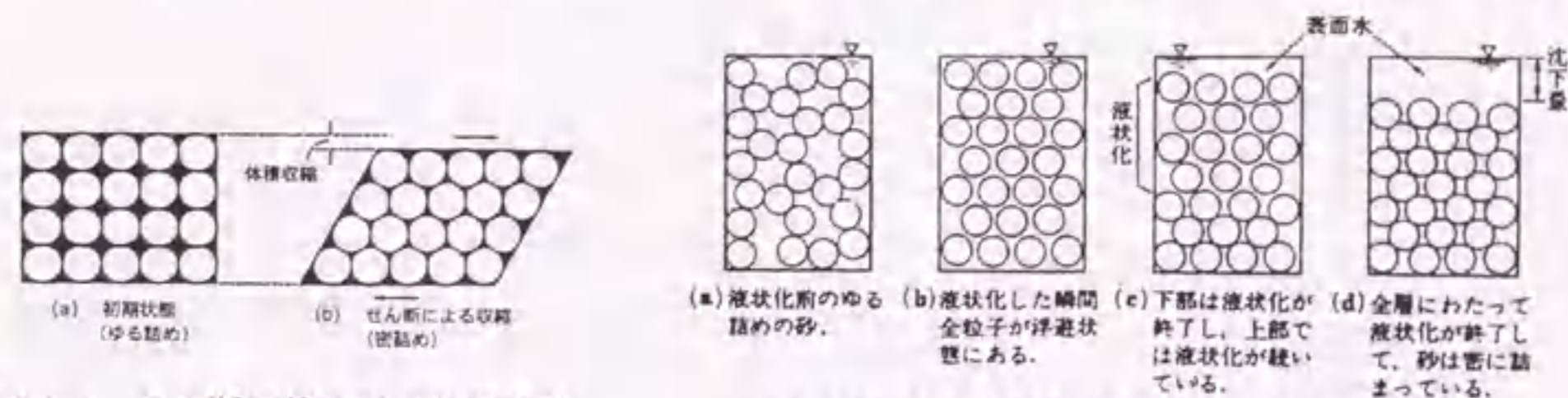


図-2.5.1 せん断に伴う砂の体積収縮

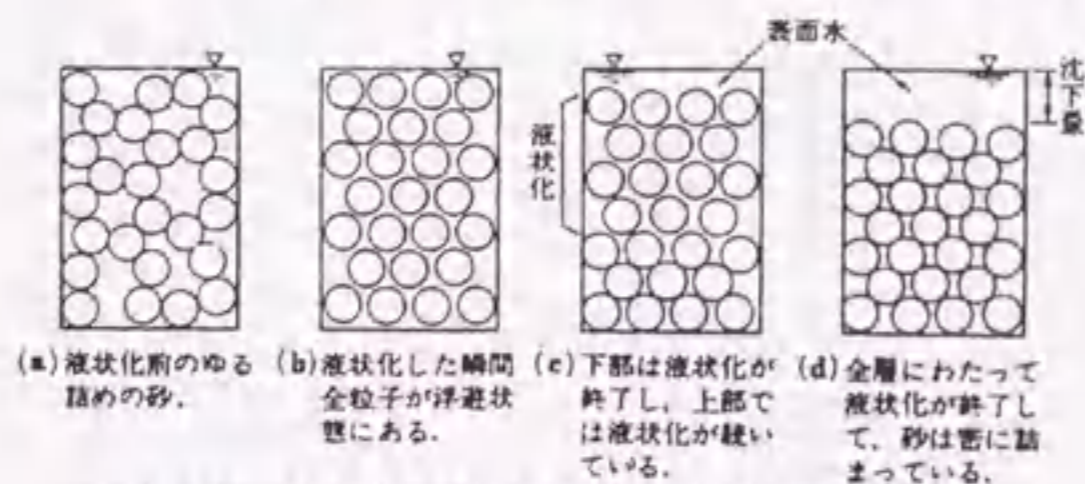


図-2.5.2 砂の液状化の発生から終了までの過程

と解釈することができる[77]。図-2.5.2に、砂の液状化の発生から終了までの過程を示す[78]。

これとはほぼ同様のことが、地震時のような、繰返し荷重が作用した場合にも起こる。せん断力がその方向を変えつつ、繰返し加わるたびに体積収縮が生じようとするが、それが阻害されることにより、等体積変形が繰返される。そのたびに、間隙水圧が発生し、有効拘束圧がゼロに至ると、砂粒子のかみ合わせが完全に外され、水中に浮遊した状態となって、液状化が発生する。もし、乾燥砂で、何の抵抗もなく体積収縮が容易に起こると、繰返しせん断が加わるたびに、少しずつ砂は締め固まって密度を増していく。飽和砂でも、最終的には同じ密度に締まっていくが、一度、液状化という過渡的な不安定状態を経過して締め固まる点が、乾燥砂の挙動と異なる。また、液状化に影響を及ぼす因子としては、拘束圧や密度、砂の飽和度など様々なものがある。

2.5.2 液状化試験方法

砂の液状化は、地震時の動的荷重のほかに、それ以前の静的応力状態にも依存する。したがって、実験ではこれら2種類の応力系をできるだけ正確に再現する必要がある。図-2.5.3は、これまでに飽和砂の液状化特性の把握に対して試みられた様々な要素試験を、装置別に分類したものである。ここで、要素試験とは、試料の変形抵抗性に関する物理定数を直接測定する試験のことである。

(a) 繰返し3軸せん断試験

円筒形の試料に対して、あらかじめ円筒周面および上下面に3次元的な等圧力を加えておき、軸方向力を増加させてせん断破壊を起こさせる試験を3軸せん断試験という。3軸せん断装置では、3軸室内の試料に排水状態で側圧を加えれば、任意の平均圧力で試料を圧密することができ、側圧より大きな軸荷重で圧密を行えば、試料に初期せん断応力を与えておくこともできる。繰返し応力は、試料の軸方向荷重として与えるのが一般的であるが、これと同位相または位相をずらして、側圧を同時に変化させる場合もある。

図-2.5.4に、3軸せん断試験装置を示す。試料の上下両端にはポーラスストーンがあり、これを通じて試料内の水が外部へ抜け出るようになっている。試料は薄いゴム膜で包み、Oリングと称する一種のゴムバンドを用いて、キャップと底部支持台に固定する。したがって、試料内の間隙水とセル内の水は完全に遮断される。

この試験方法の欠点としては、以下のようなことが挙げられる。

- 1) 軸方向荷重のみを変化させる場合、試料が少しでも不飽和なとき、圧縮力が完全に間隙水圧に転化されず、有効応力の変化をもたらして、液状化が純粋なせん断力のみで起こっているのか

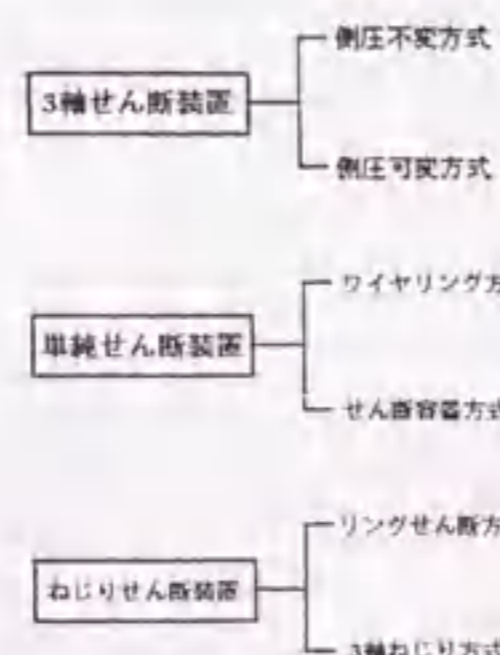


図-2.5.3 液状化試験に用いられた装置の種類

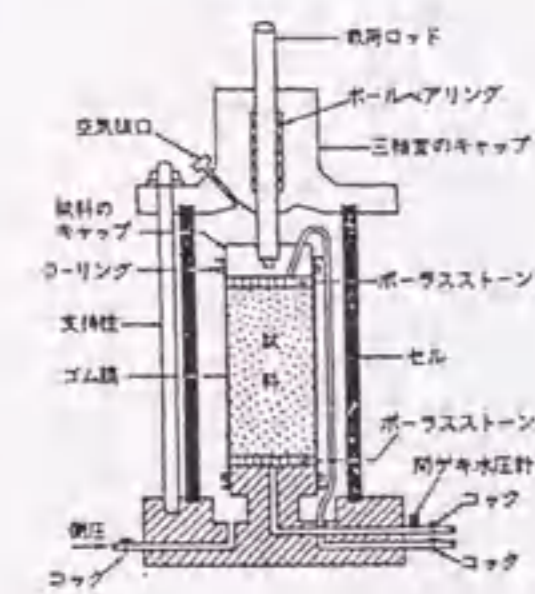


図-2.5.4 3軸せん断試験装置

どうか判別しにくくなる。しかしこれは、軸圧より180°位相をずらして側圧も繰り返し変化させることで解決できる。

- 2) 原位置の土は、実際には、異方圧密状態にあるにもかかわらず、軸方向と周面方向とで等しい拘束圧を加えた場合しか液状化試験ができない。
- 3) 周面方向で試料のふくらみが拘束されていない。実際の地盤では、土の要素がせん断変形を受けるときには、側方の変位が完全に阻止された状態で、水平方向の繰返しせん断を受ける。
- 4) 3軸試験用供試体の周面のようにゴムスリーブなどのフレキシブルな膜に試料が接している場合には、圧密後に供試体表面の粒子間隙に膜が滲入しており、間隙水圧の蓄積とともに、ゴム膜が外に押し出されて滲入量が減少し、その分の水が骨材骨格から出ることによって、全体としては非排水条件でありながら、供試体骨格に関しては排水を許すことになる。このため、間隙水圧が蓄積しにくくなり、液状化抵抗を過大評価する可能性がある。

(b) 繰返し単純せん断試験

3軸装置の難点を克服した、より再現性のよい試験装置が、単純せん断装置である。この装置の考え方は、鉛直荷重で試料をまず圧密し、その後、水平方向のせん断を非排水で加えるというものである。この試験装置は、静的試験のために開発された装置を、ほぼそのままの姿で動的試験に転用することが可能である。拘束圧は軸荷重で与えられる。試料の側方は拘束されており、水平方向に変形する際、側方の変形は起こらない。

図-2.5.5に示すのは、最も簡単な単純せん断装置の一例である。細い針金を、らせん状に巻いて補強したゴム膜を用いて試料を包んでいるため、試料の側方変位は拘束される。この例では、キャップを動かすことによってせん断応力を加えるようになっている。しかし、ゴム膜が上下方向に伸縮しないため、せん断変形をしたとき、試料の高さが縮小する傾向を示し、側壁部分で試料を下方へ引き下げるような力が働いて、純粋な意味での単純せん断ではなくなる恐れがある。この点を改良する目的で作られた装置の一例を図-2.5.6に示す。この装置では、せん断箱の対角線方向の2隅は固定心棒で支持されているが、残りの2隅は可動心棒で支えられている。せん断変形する際に、試料の高さが減る方向に動こうとすると、この可動心棒が上下方向に移動して、自動的に試料の高さが一定に保たれる。

この試験装置の欠点としては、以下のようなことが挙げられる。

- 1) 地盤内の土の要素に関わる地震時の応力を巧みに再現するという点で原理的には優れているが、試料の長さが有限であるため、左右の側壁にせん断応力が誘起され、試料が真の単純せん断変形を受けていない可能性がある。
- 2) 砂のような粒状体については、図-2.5.7のように、せん断箱内でひずみ分布が不均質になりやすく、特に、隅角部において大きな間隙水圧が発生し、液状化抵抗力が小さく測定される恐れがある。

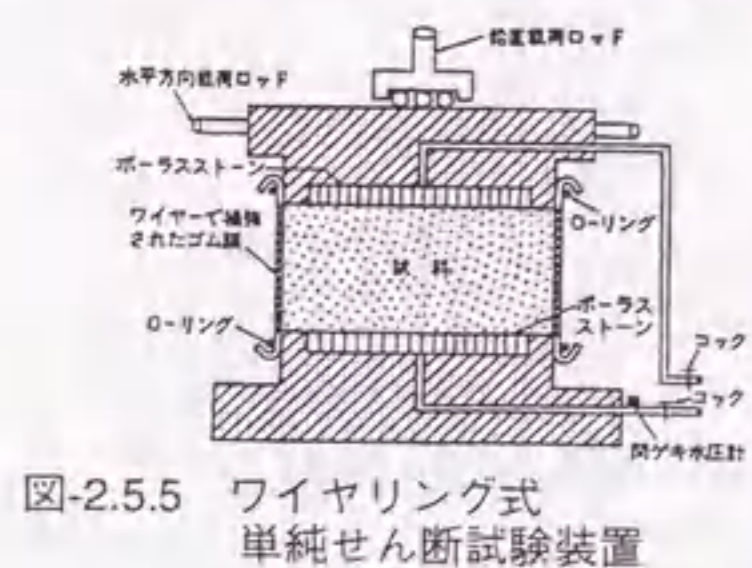


図-2.5.5 ワイヤリング式単純せん断試験装置

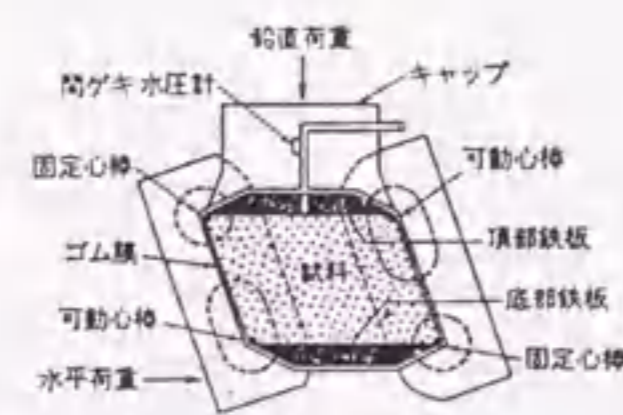


図-2.5.6 せん断容器式単純せん断試験装置



図-2.5.7 ひずみ分布の不均一性

(c) 繰返しねじりせん断試験

単純せん断試験の欠点であった試料内部の応力やひずみの分布の不均質さを改善する目的で考案されたのがリングせん断装置で、図-2.5.8にその概念を、図-2.5.9に装置を示す。この装置は、単純せん断装置を横方向に長くして両端を接合したものと考えて良いが、外観は長方形断面をもつドーナツ状の形をしている。リング状の枠の中にゴム膜で包んだ試料を入れ、リングの円周方向に水平なせん断応力を加えることにより、試料の側方変位が完全に拘束されるため、土に単純せん断変形が加わることになる。

リングせん断装置の難点は、側方圧力の測定やコントロールができないことである。試料の製作方法などによって、側方拘束圧は微妙に変化するので、これを測定できないことは、圧密時の拘束応力状態を正確に把握できないことを意味する。

図-2.5.10は、この点を改善する目的で考案された3軸ねじりせん断装置を示したものである。この装置は、中空円筒型の試料の外側と内側の両面がゴム膜で包まれており、セルの内室と外室とを切り離せば、異なった側圧で圧密が可能となり、また、これらを互いにつなげば同一の側圧で試料を圧密することができる。さらに、鉛直ロッドに荷重を加えれば、初期拘束圧を任意に与えることができ、側方拘束の下で繰返しねじりせん断を加え、その間の側方圧力の変化も測定することが可能である。

この試験装置の欠点としては、以下のようなことが挙げられる。

- 1) 3軸ねじりせん断試験装置では、3軸セルの中に試料が封入してあるため、試料の大きさに制限があり、試料の半径方向に対し、ひずみ分布が不均一になりやすい。
- 2) ねじりせん断装置は、上部のポーラスストーンと試料頂部との摩擦によってせん断力が伝えられるため、ねじりひずみが大きくなると、この伝達がスムーズにいかなくなる。

飽和砂の液状化強度を求める室内試験法としては、非排水繰返し3軸試験が最も多く用いられている。しかし、地震時の水平地盤内における土の要素の変形状態は、一般に単純せん断変形に近いので、単純せん断状態を再現できるねじりせん断試験や単純せん断試験が優れているとされている。中空ねじりせん断試験については、要素試験としては、理想に近いせん断応力 τ -せん断ひずみ γ 関係が得られるようになってきたが、その構造や操作が複雑で、不攪乱試料や粗粒材などの試料が作製しにくいことなどから、実務レベルでの適用は限られているのが実状である。これに対して、単純せん断試験は、供試体内の応力分布の不均一性などの問題点を有しているものの、3軸試験と同様に比較的簡単に実施することが可能であり、不攪乱試料の試験に適しているなどの長所も多い。したがって、直接単純せん断試験が実用に耐えれば、実務上非常に有利となる。

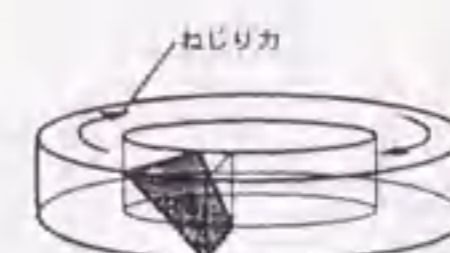


図-2.5.8 リングせん断試験の概念

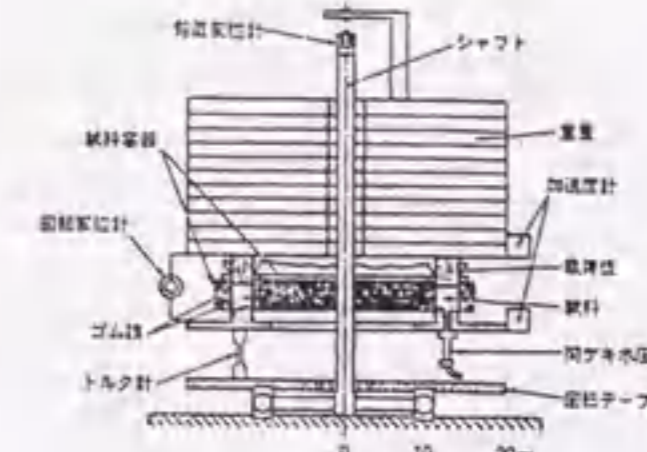


図-2.5.9 リングせん断試験装置

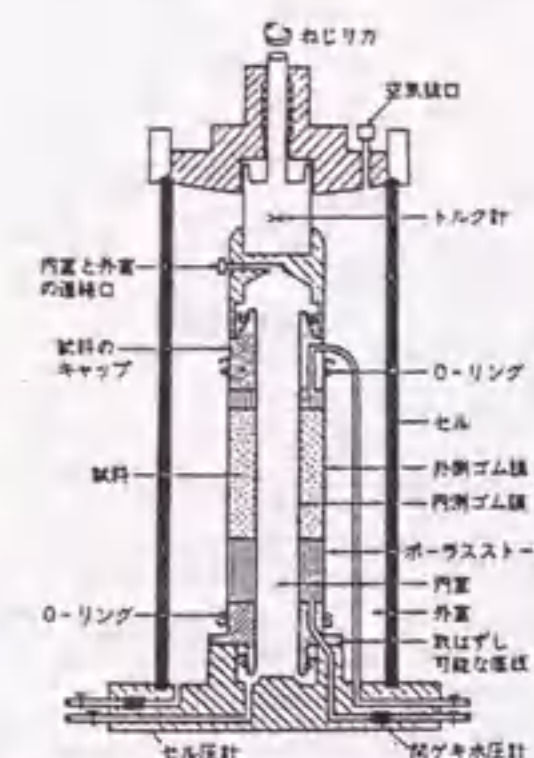


図-2.5.10 中空円筒式ねじりせん断試験装置

2.5.3 飽和砂の流動特性

側方流動中の液状化土の挙動が固体的であるか液体的であるかという問題に関しては、近年多くの議論が成されている。固体的であるという考え方は、液状化によって土の剛性が著しく低下し、重力の影響によって地盤が固体としての変形を生ずると考えるものである。これに対し、液体的であるとする考え方は、液状化によって土の剛性はほとんど無視できる程度にまで減少し、実質的には地盤は液体として挙動するというものである。後者の考え方は、液状化地盤の変形特性には速度依存性があるという模型実験による研究結果に基づいたものであるが、模型実験の結果からは、粘性係数が過大になるという矛盾や、飽和砂のレオロジー性質の詳細な測定ができないなどの問題から、物性の解明は進んでいない。

濱田ら[76]は、護岸移動による側方流動の事例のように、広領域に及ぶ地盤変位は、単に地盤のせん断剛性を低下させるだけでは説明し難いとし、液状化土を粘性流体とみなして球引上げ粘度計や、回転粘度計による測定、および模型地盤の側方流動実験を行い、液状化土のみかけ上の粘性係数を求めるとともに、変形に伴う剛性の回復特性について検討を行っている。

球引上げ試験には、図-2.5.11に示すような試験装置を用い、加振により液状化した飽和砂のみかけ上の粘性係数を測定している。球の引上げ中は加振を継続し、球の移動により飽和砂の剛性が回復しないように、引上げ速度を0.25~1.75cm/sの範囲に抑えている。鋼球の直径は3cmのものを用いている。

回転粘度計による測定では、図-2.5.12に示すような容器の中に豊浦標準砂を所定の相対密度に詰め、上向きの浸透流によって液状化させた状態で粘性係数 μ を測定している。

模型実験では、図-2.5.13に示す長さ4.5mの大型土槽、および、長さ3mの中型土槽の2種類を用いて側方流動実験を行っている。大型土槽による実験では2%の地表面勾配の模型地盤を作成し、これを加振することにより側方流動を発生させている。中型土槽実験においては、地表面が平坦な状態のまま加振して液状化させ、加振の停止後に土槽を傾斜させることにより側方流動を発生させている。いずれの土槽実験においても、土中に埋設した標的の変位から、地盤内部の流動変位の時刻歴を測定している。土槽実験の結果からは、勾配と層厚が一定の一次元粘性流体の流速 V_s (cm/s) が、式(2.5.1)から求めると仮定して、液状化地盤の粘性係数を算出している。

$$V_s = 16 \frac{H^2}{\pi^3} \frac{\rho g}{\mu} \theta \left[1 - \exp \left\{ - \left(\frac{\pi}{2H} \right)^2 \frac{\mu}{\rho} t \right\} \right] \quad (2.5.1)$$

ここに、 ρ : 液状化土の密度 (1.8~1.9 g/cm³)、 μ : 粘性係数 (gf·s/cm²)、 θ : 地表面勾配 (%),
 H : 液状化層の厚さ (cm)、 t : 時間 (s)、 g : 重力加速度 (cm/s²)

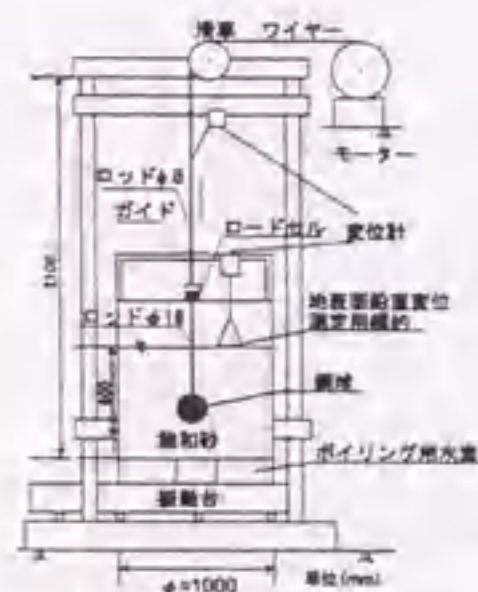


図-2.5.11 鋼球引上げ試験装置

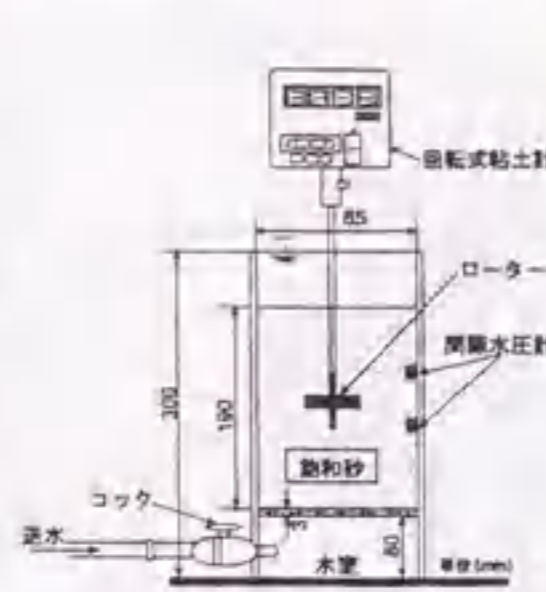


図-2.5.12 回転粘度計

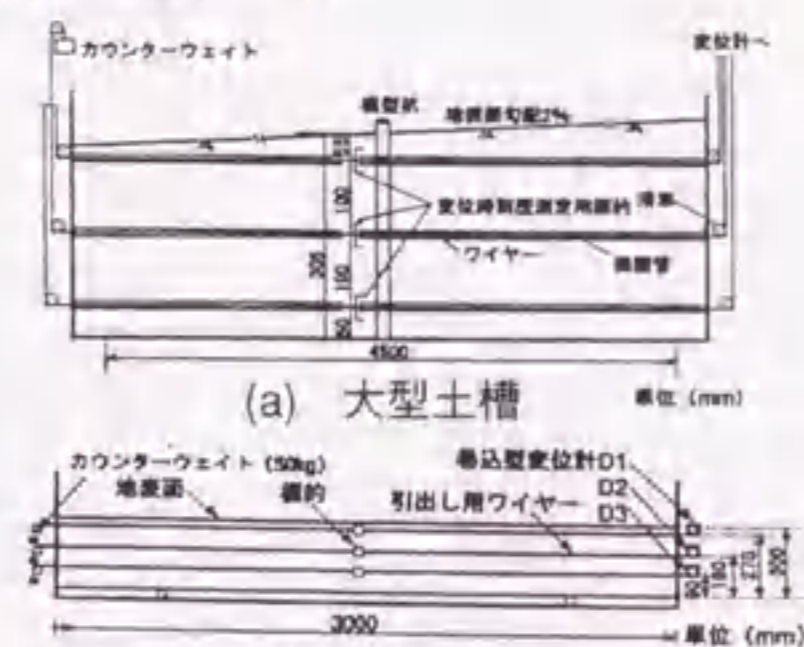


図-2.5.13 土槽による側方流動実験装置

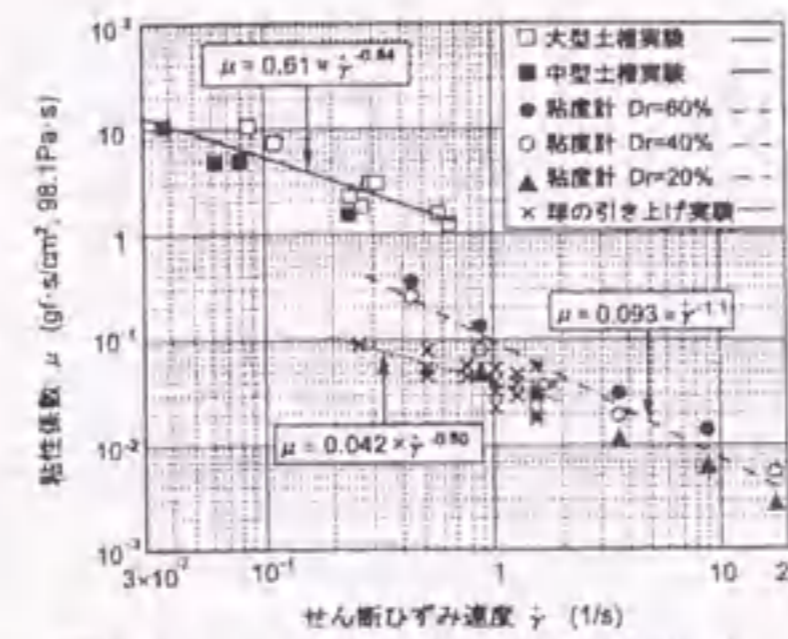


図-2.5.14 液状化土の粘性係数 μ とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係

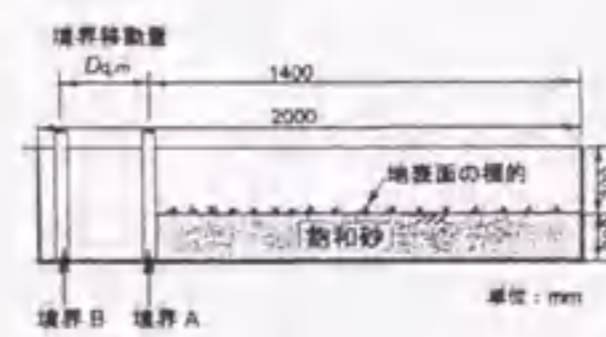
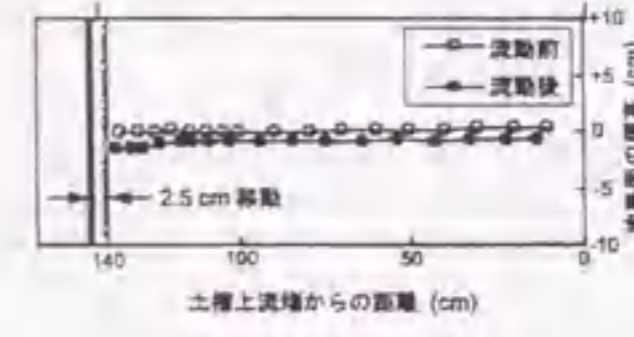
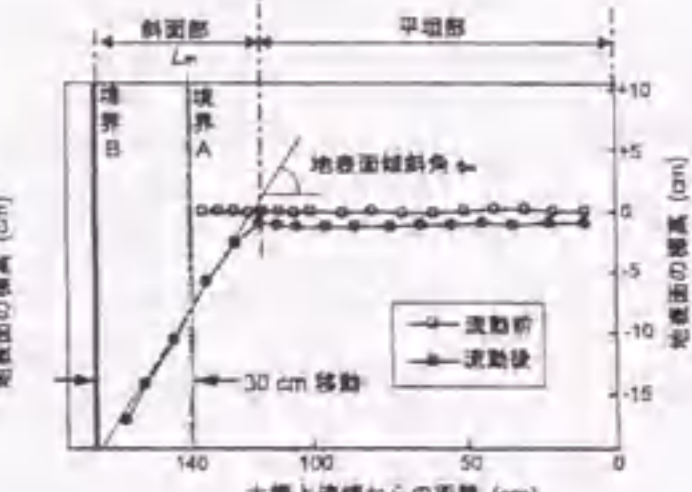


図-2.5.16 境界移動による側方流動の実験装置



(a) 移動量 2.5cm



(b) 移動量 30cm

図-2.5.17 境界移動による側方流動の実験結果

以上の3種類の試験と実験により得られた、みかけ上の粘性係数 μ とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係は図-2.5.14のようになり、液状化土のみかけ上の粘性係数 μ は、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の増大とともに減少する非線形粘性流体としての性質を示しており、擬塑性流体と仮定できるとしている。

さらに、液状化土は、ある一定のせん断ひずみを受けると液体的な性質が失われ、剛性が回復し、固体的な性質がもどるという特性を、図-2.5.13(b)に示した中型土槽による流動実験をもとに考察している。図-2.5.15(a)は実験結果の例で、流動前後の地表面形状の変化を示す。ここで注目されるのは、土槽の上下流端部付近は流動後に地表面がほぼ平坦化しているのに対し、土槽の中央部では初期の地表面形状が残留していることである。このことは、液状化土が加振などの外乱が停止された状態で、一定のせん断変形を受けた場合に剛性を回復する性質があると考えられ、図-2.5.15(b)に示すように、せん断ひずみの大きい土槽中央部付近では、剛性が回復しているために流動が停止し、また、上下端部のせん断ひずみが小さい領域では、液状化土が液体として挙動するために表面が水平になると考えられる。このことから、液状化土には変形に対する限界せん断ひずみ γ_c が存在し、せん断ひずみが小さい領域では液体として挙動するが、限界せん断ひずみ γ_c に達した後は、剛性が回復して固体として挙動すると考えられるとしている。

また、図-2.5.16に示す模型地盤を用いた実験から、境界移動量が強制的に与えられた場合の、背後の液状化地盤の挙動が考察されている。実験では、正弦波により加振して液状化させた後、加振を停止して図中の境界Aを撤去し、地盤の水平変位と鉛直変位を測定している。図-2.5.17に、境界移動量が2.5cmと30cmの場合の実験結果を示す。境界移動量が大きい場合は、液状化土の流動により、地盤のせん断ひずみが限界せん断ひずみ γ_c に達して液状化土の剛性が回復し、固体としての性質が戻る。これにより、境界直後の地盤は固体としての崩壊を生じて斜面部が出現する。さらに、その背後の平坦部においても地盤のせん断ひずみが限界せん断ひずみ γ_c に達し、剛性が回復することにより流動が停止する。平坦部の地表面変位がほぼ一定値を示しているのは、このことを裏付けているとしている。一方、境界移動量が小さい場合には、液状化土の流動による地盤変位が小さいため、地盤のせん断ひずみが限界せん断ひずみ γ_c に達せず、液状化土は終始液体としての挙動を示す。このため、地表面には傾斜部が発生せず、一様な沈下を生じて地表面は水平を維持するとしている。

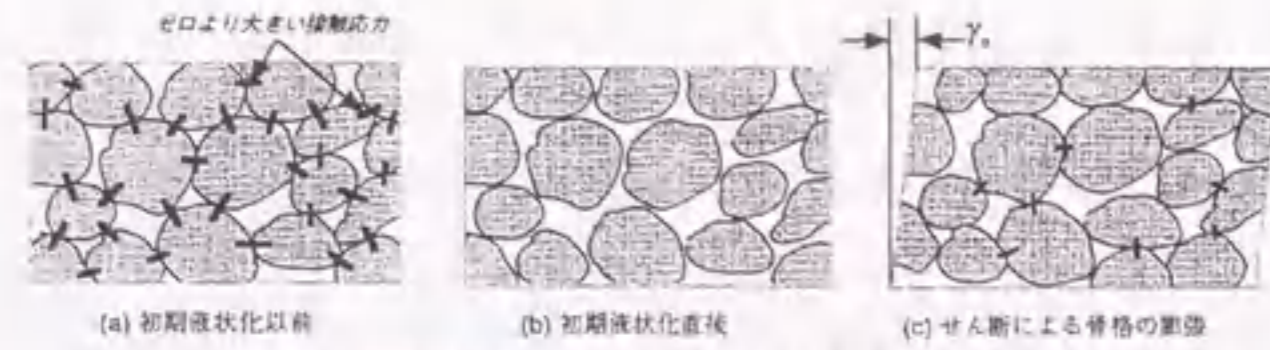


図-2.5.18 飽和砂の非排水せん断過程での状態の変化

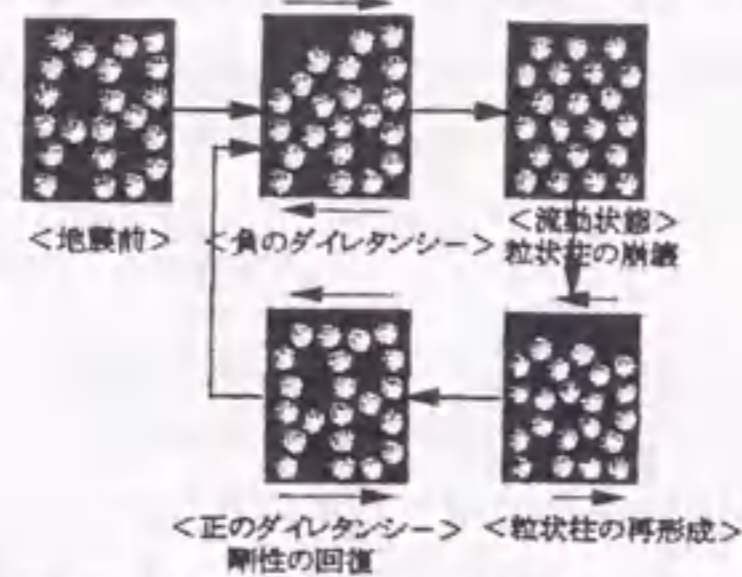


図-2.5.20 固→液→固挙動の概念

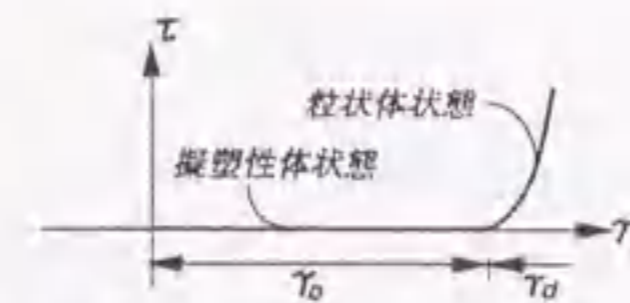


図-2.5.19 液状化後の非排水せん断に伴う応力-ひずみ関係

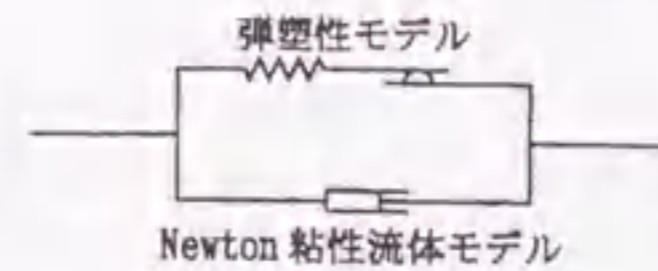


図-2.5.21 弾塑性-粘性流体モデルの概念

社本ら[79]は、液状化した飽和砂の変形挙動に関して、理論的な検討を行っている。図-2.5.18に液状化後の飽和砂の流動過程を、図-2.5.19に初期液状化後の非排水条件下におけるせん断ひずみ γ とせん断応力 τ の関係の模式図を示す。過剰間隙水圧比が100%に達した後の砂要素の変形は、ある一定のせん断ひずみ γ_0 に達するまでは、擬塑性流体として挙動し、その後は粒状体として挙動するとしている。従来の有効応力に基づく応力-ひずみ関係式は、この粒状体としての挙動を記述しているものであり、原理的に γ_0 の影響や、これに起因して生じる沈下や側方流動変形を評価することができないと述べている。

吉田[80]は、繰返し載荷時に飽和砂が示す挙動を、固→液→固挙動として捉え、以下のような仮説を立てている。土は、初期液状化後にも繰返し載荷を受けると、土骨格の基本的な形態はそれほど乱されているわけではないが、骨格が不安定になるポテンシャルのようなものが蓄積される。このような状態では、浸透力や小さな地震動で骨格構造が壊され、一瞬だけ液体状の挙動を呈する。しかし、流動中に粒子の衝突などにより、再び土骨格が回復してかみ合うようになり、固体としての挙動を示すことになる。このような液體的な挙動と固體的な挙動の繰返しによって、流動と停止を繰り返しながら進行すると報告している。図-2.5.20に、その概念を示す。

文ら[81]は、固体から液体になり最後に固体に戻るという、液状化地盤の相変化過程を統一的に解析するために、構成モデルとして弾塑性-粘性流体モデルを提案している。図-2.5.21に適用モデルの概念を、式(2.5.2)に構成式を示す。このモデルは、弾塑性モデルとニュートン粘性モデルを α をパラメータとして重ねあわせたもので、その解析過程は、次のような3段階からなっている。液状化発生前には、 $\alpha=0.0$ として砂の繰返し弾塑性モデルを用い、液状化発生後には、 α を過剰間隙水圧比関数として式(2.5.2)を用い、液状化が終了して液体から固体に戻ると、再び $\alpha=0.0$ として計算する。

$$d\sigma_{ij} = (1 - \alpha) d\sigma_{ij}^e + \alpha d\sigma_{ij}^v \quad (2.5.2)$$

ここに、 $d\sigma_{ij}^e$: 砂の繰返し弾塑性モデル、 $d\sigma_{ij}^v$: ニュートン粘性流体モデル、

α : 相変化を調節するパラメータ

有限要素解析では、 α を0.0, 0.5, 1.0の一定値とした場合、および、有効応力の関数と置いた場合の要素シミュレーションを行っているが、いずれの場合にも、液状化地盤の相変化過程を表現でき、弾塑性モデルでは発生しない領域までせん断ひずみが発生することが確認されたとしている。

石川ら[82]は、液状化に伴う砂の変形特性の変化を、相対密度 D_r およびせん断剛性率に着目して検討している。測定には大型単純せん断試験装置を用いた。繰返し載荷によって液状化を生じさせた供試体に対して、非排水状態を保ったままで、静的単調載荷をせん断ひずみ速度が1%/minのもとで実施している。図-2.5.22は、繰返し載荷後に単調載荷したときと、単調載荷のみの場合のせん断応力 τ -せん断ひずみ γ 関係、および間隙水圧比 $\Delta u/\sigma'_v$ -せん断ひずみ γ 関係を示したものである。 F_L は、液状化に対する安全率である。図(a)はゆる詰め砂の測定結果であるが、Case 1および2の液状化した供試体では、Case 0の繰返し載荷を受けなかった供試体に比べて、静的載荷の初期段階でひずみが急激に伸び、 F_L が小さいほどせん断抵抗応力 τ がほとんど発生しない領域が大きくなっている。また、過剰間隙水圧は、剛性回復とともに徐々に低下することがわかる。図(b)には、相対密度 D_r の異なる場合の実験結果を示す。相対密度 D_r の高い砂では、液状化後のせん断応力 τ の回復が比較的早い時期から生じ、回復したせん断応力 τ も相対密度 D_r の低い砂と比べると大きくなる傾向にあると報告している。

高地ら[83]は、液状化した砂のせん断ひずみ速度依存性を、外径10cm、内径6cm、高さ20cmの中空ねじりせん断試験によって検証している。せん断ひずみ速度は、0.0113~0.194/sの範囲で変化させ、液状化後に、一方向に一定のせん断ひずみ速度で変形させて測定を行っている。図-2.5.23に測定された鉛直有効応力、せん断応力とせん断ひずみの関係の例を示す。図から、高速せん断開始後のせん断応力-せん断ひずみ関係

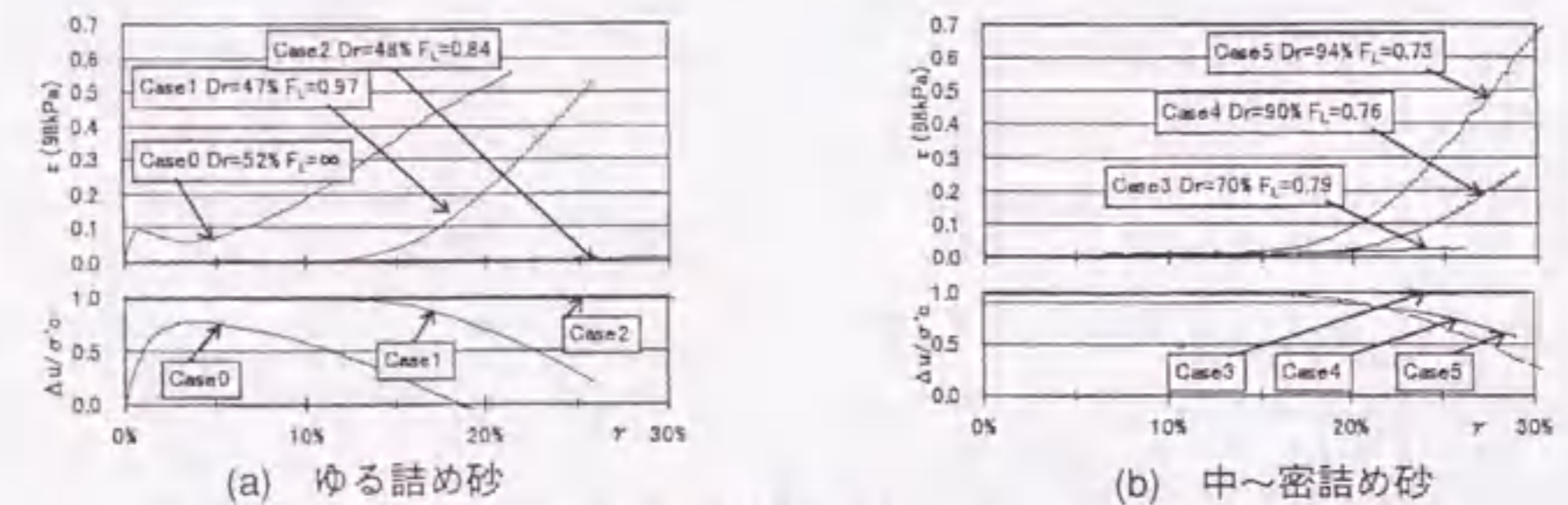


図-2.5.22 せん断応力 τ および間隙水圧比 $\Delta u/\sigma'_v$ とせん断ひずみ γ の関係

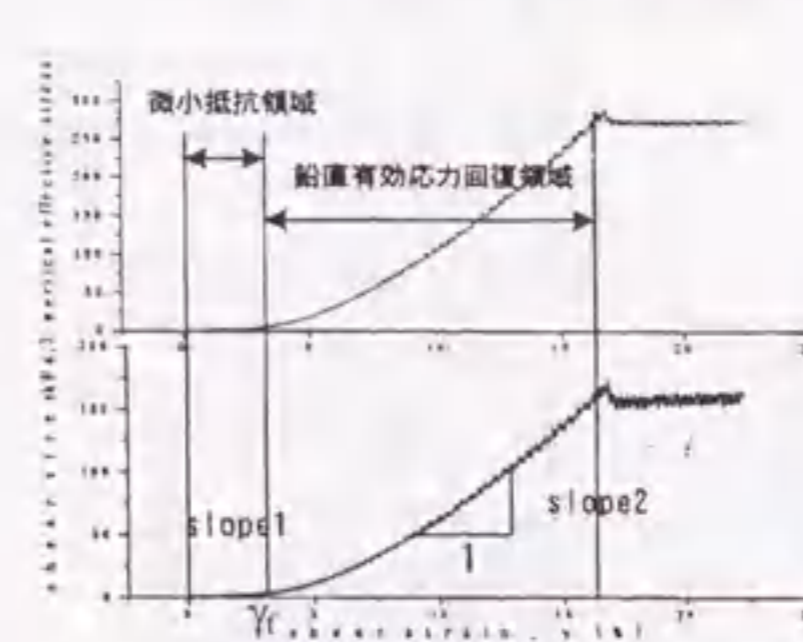


図-2.5.23 鉛直有効応力、せん断応力とせん断ひずみ γ の関係の例

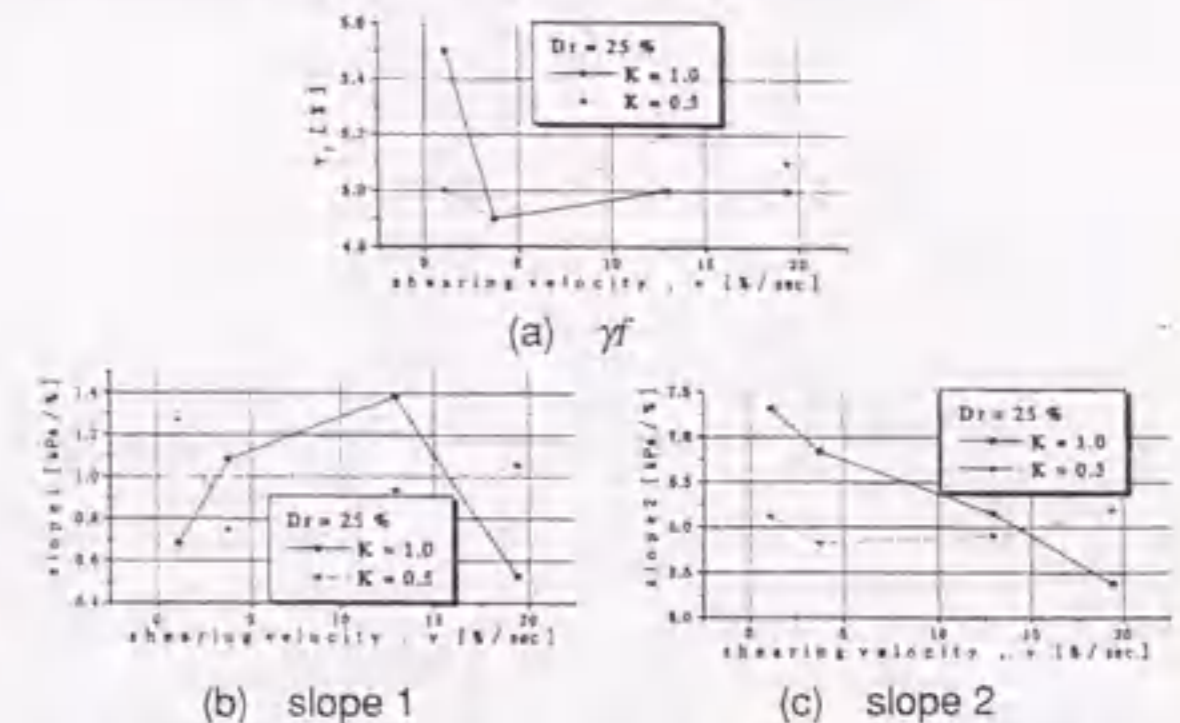


図-2.5.24 せん断応力-せん断ひずみ関係から得られる各値とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係

は、有効応力が0kPa付近で一定のままひずみが進行する微小抵抗領域と、有効応力が直線状に増加する鉛直有効応力回復領域に分けられる。また、微小抵抗領域上限のひずみを γ 、また、各領域の剛性 $d\tau/d\gamma$ をそれぞれslope 1, 2と定義し、各値とせん断ひずみ速度の関係をプロットした一例を図-2.5.24に示す。この図から、液状化砂に速度依存性は見られなかったと述べている。

若口ら[84]は、三分割載荷式中実ねじり試験機を用いて液状化砂の速度依存性を検証している。過去の同試験機を用いた実験において、砂の自重によりキャップ直下ですべり面が発生し、正確な測定ができなかったため、試料としては比重1.04、粒径0.8mmのスチロール粒子を用いている。せん断ひずみ速度は、0.0115~1.15/sの範囲で変化させている。実験の結果、試料内部においてすべり面が生じ、一様なせん断変形を与えることはできなかったこと、また、スチロール粒子の摩擦角に速度依存性が認められなかったことから、粘性を持たない粒状体には速度依存性は無いことが示されたとしている。

佐藤ら[85]は、液状化地盤内の埋設管に作用する水平抵抗力を明らかにするために、液状化地盤の反力特性および地盤の粘性流体としての挙動について実験的に検討している。図-2.5.25に実験装置の概要を示す。実験では、液状化した地盤内の管を水平方向に載荷して、管に作用する荷重、管の変位、地盤の過剰間隙水圧などの測定を行っている。管の移動速度は10, 20, 30mm/sとした。図-2.5.26に実験結果を示す。図中に示す地盤反力係数は、管に作用する抵抗荷重を管の進行方向と鉛直な断面積と管の変位で除したものである。図から、管の移動速度が早い場合ほど地盤反力係数は大きくなっているが、これは、急激な載荷を受けた地盤の相対密度が高くなると、せん断を受ける砂の粒子構造が膨張的になり、正のダイラタンシーが発生することによって地盤の強度が回復するためと報告している。一方、液状化していない飽和砂については、管の移動速度が早い場合ほど地盤反力係数が小さくなっており、液状化砂とは逆の傾向を示している。これは、管を移動させることにより、過剰間隙水圧が上昇して液状化が発生するため、管の移動速度が速いほど液状化が誘発されやすいことによると述べている。

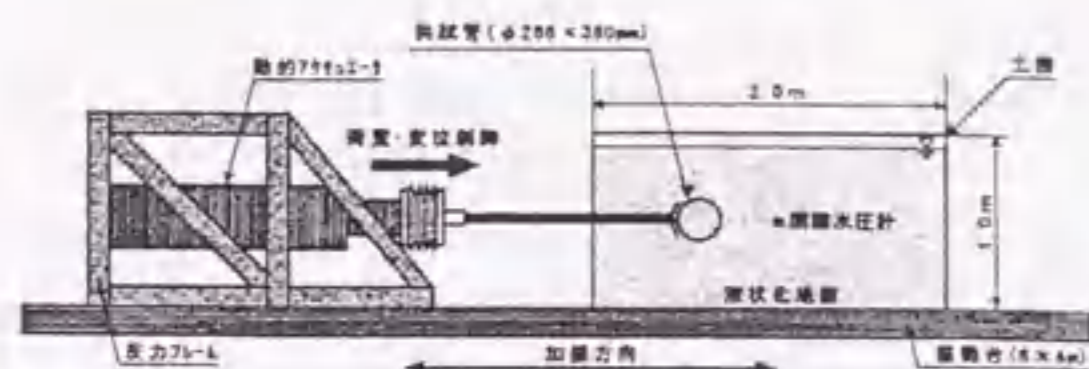


図-2.5.25 埋設管の水平抵抗力測定実験装置の概要

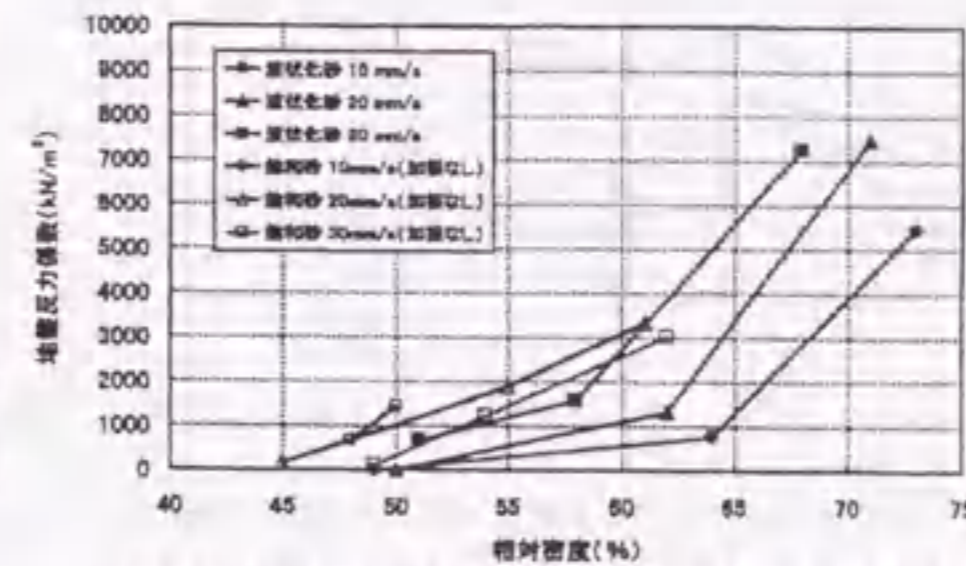


図-2.5.26 地盤反力係数と相対密度の関係

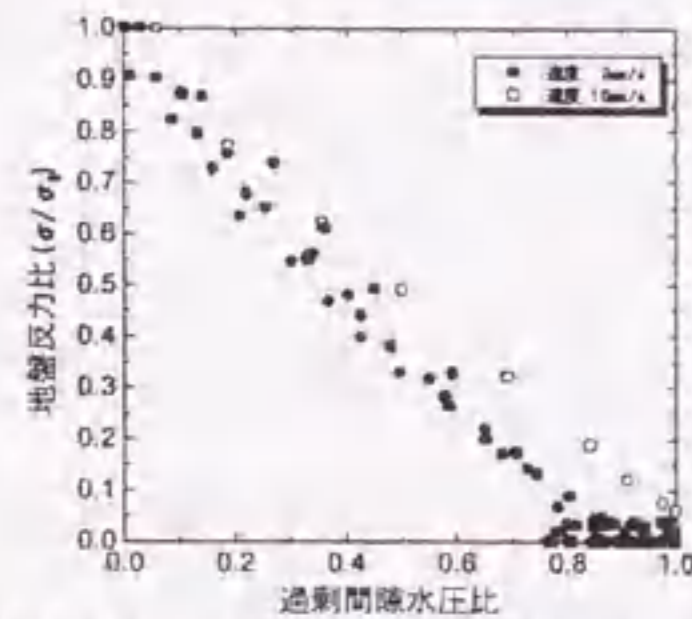


図-2.5.27 地盤反力比と過剰間隙水圧の関係

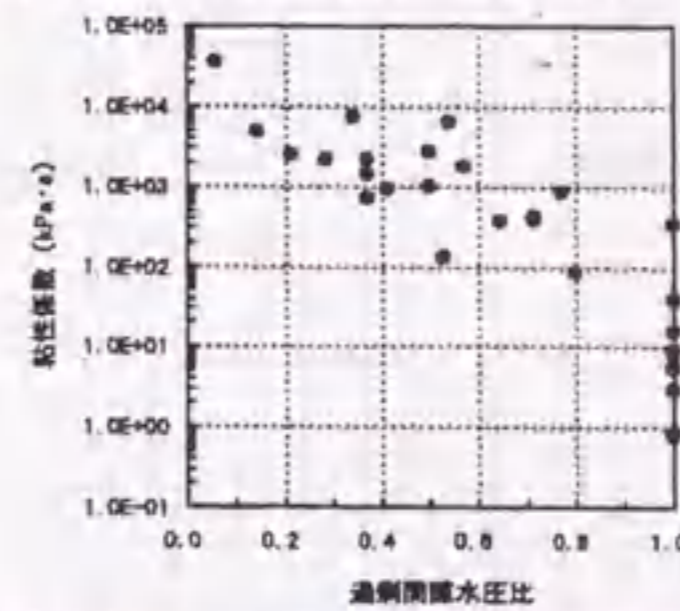


図-2.5.28 地盤の粘性係数と過剰間隙水圧比の関係

図-2.5.27に、地盤反力比と過剰間隙水圧比の関係を示す。図から、過剰間隙水圧比が1に近く、液状化の程度が激しいほど、地盤反力が小さくなるのがわかる。また、管の移動速度が2mm/sの場合、過剰間隙水圧比が0.8以上では地盤反力がほぼ0なのに対し、10mm/sの場合には、地盤反力が生じている。これは、前述したような砂のダイラタンシーによるものと考察している。

また、液状化地盤を一種の粘性流体と考え、管の移動速度と地盤反力の関係から、Lambの式(2.5.3)を用いて、粘性係数 η を計算している。

$$F_D = \frac{4\pi\eta VL}{2.002 - \ln\left(\frac{\rho V D}{\eta}\right)} \quad (2.5.3)$$

ここに、 η :粘性係数(Pa·s)、 F_D :管に作用する荷重(N)、 ρ :飽和砂密度(g/mm³)、 V :管の速度(mm/s)、 D :管の直径(=268mm)、 L :管の長さ(=380mm)

図-2.5.28に、計算された粘性係数とその時の過剰間隙水圧比の関係を示す。計算された粘性係数は非常に大きなものであり、過剰間隙水圧比が1.0の場合でも0.78~332kPa·sの範囲に分布しており、20℃の水の粘性係数である0.001Pa·sと比べて、数十万~数十億倍のオーダーとなっている。これは、ダイラタンシーによる地盤の強度回復が主な原因と考えられている。

国松ら[86]は、これまで液状化砂の粘性係数の測定に用いられてきた、鋼球落下試験、鋼球引上げ試験、回転粘度計などでは、粘性係数を算出する際に、流体特性を仮定した理論式を適用する必要があることの問題点を指摘し、流体特性を意識することなく流体の粘度を測定できる、音叉型振動式粘度計を使用した液状化砂の流動特性の測定を試みている。図-2.5.29に音叉型振動式粘度計の検出部を示す。先端に感応板を取り付けた一対の板バネの振動可動部を、フェライト磁石と電磁コイルとから成る電磁駆動部により、一定の共振振動数30Hzで逆位相に一定振幅で振動させ、その振幅値を変位センサで検出する。試料中に挿入した感応板と試料との間に生じる粘性抵抗の相違を、加振力である駆動電流の変化として検出し、駆動電流値と粘性抵抗との間の比例関係から測定試料の粘度を求めるものである。

測定は、試料底部から上向き浸透流を与えて液状化させた状態の飽和砂で行っている。図-2.5.30に測定された流動曲線を示す。流動曲線の勾配には、明らかにせん断ひずみ依存性が見られ、擬塑性的挙動を示している。図中の1から9までの数字は徐々に浸透流の流速を増加させた結果であり、10は最後に流量を絞った結果である。浸透流の流速を増加させることにより、相対密度が低下するため、流動曲線の勾配も小さくなったと述べている。図-2.5.31には、せん断ひずみ速度の小さな領域における粘性係数とせん断ひずみ速度の関係を示す。

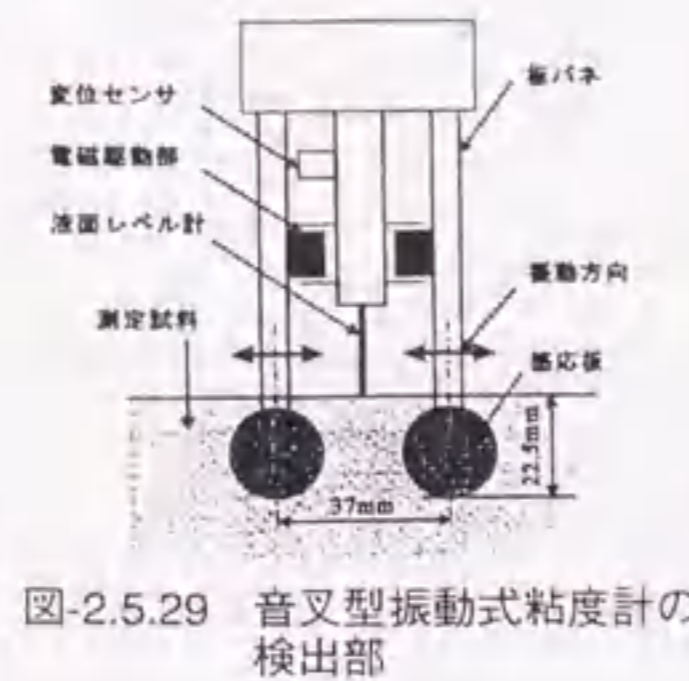


図-2.5.29 音叉型振動式粘度計の検出部

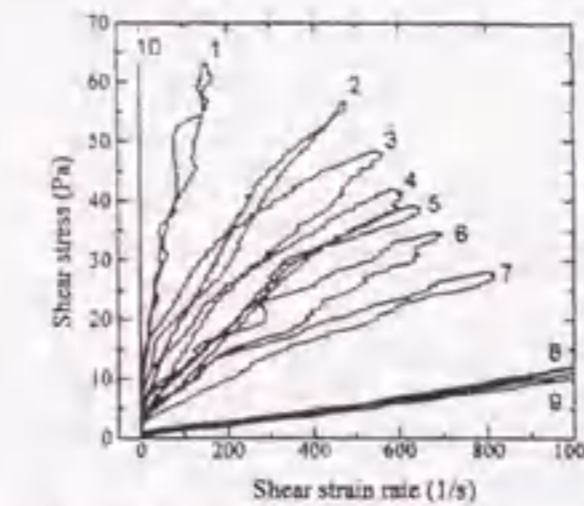


図-2.5.30 音叉型振動式粘度計による流動曲線

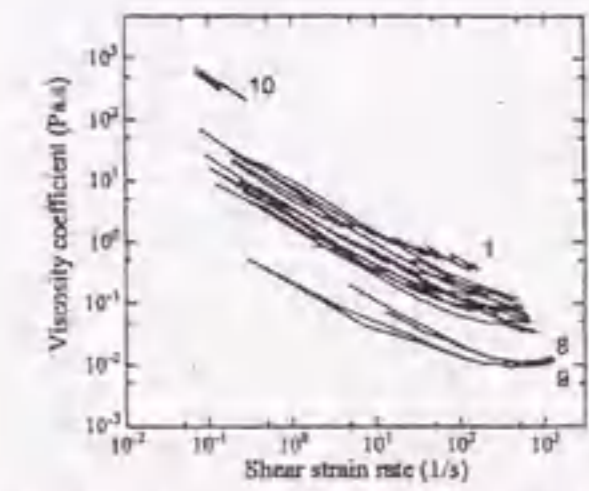


図-2.5.31 音叉型振動式粘度計による粘性係数とせん断ひずみ速度の関係

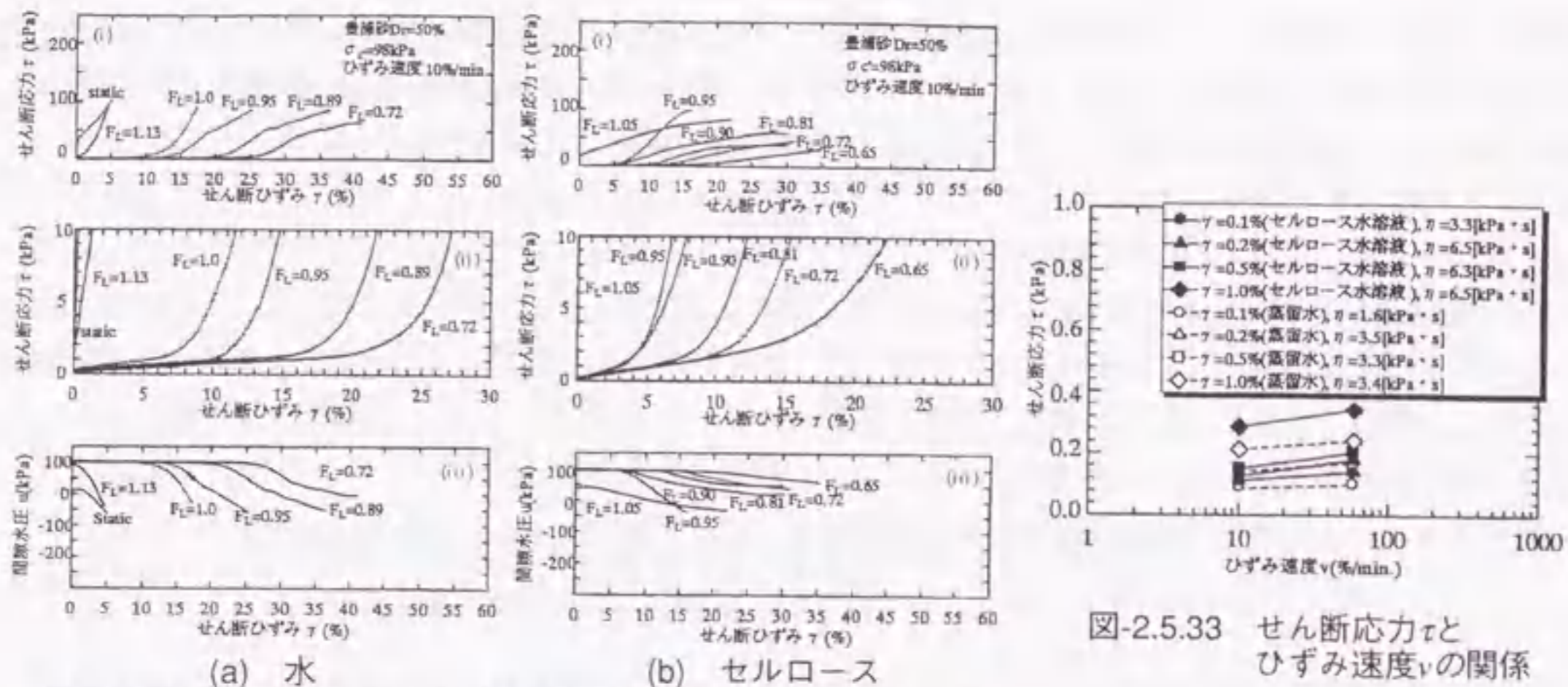


図-2.5.32 せん断応力 τ および間隙水圧 u とせん断ひずみ γ の関係

樋口ら[87]は、間隙流体の粘性の違いによる液状化後の飽和砂の変形特性の変化を検討するために、水および動粘性係数が $\nu = 5.5 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ のセルロース水溶液を用いた実験を行っている。試験には、応力制御の繰返し載荷装置と電動モータによる静的載荷装置を備えた、繰返し中空ねじりせん断試験装置を用いている。載荷方法は、振動数0.1Hzの正弦波で20回の繰返し載荷を与えた後、非排水状態のまま静的単調載荷を行っており、静的載荷時のひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は、10%/minおよび60%/minの2水準としている。図-2.5.32に、間隙流体を水およびセルロース溶液とした静的単調載荷時の、せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 関係、および、間隙水圧 u -せん断ひずみ γ 関係をそれぞれ示す。ただし、図(ii)は図(i)の原点付近を拡大して表したものである。図(i)の比較からは、間隙流体を水とした場合の方が、セルロース溶液の場合より剛性回復に要するせん断ひずみ γ は大きく、液状化安全率 FL が小さくなると、この傾向が強くなる。一方、図(ii)の比較からは、初期勾配すなわち微小抵抗領域におけるせん断剛性 G_1 は、セルロース溶液の場合の方が大きくなっている。図-2.5.33は、液状化安全率 FL が0.9前後の試験だけを取り出し、ひずみ γ が0.1~1.0%の時のせん断応力 τ をプロットしたものである。この図の勾配から粘性係数を求めると、ひずみ γ によって多少異なるが、水の場合で1.6~3.4kPa·s、セルロース溶液の場合で3.3~6.5kPa·sとなり、セルロース溶液を用いた方が2倍程度大きくなったと報告している。

図-2.5.33 せん断応力 τ とひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係

2.5.4 粒子形状および粒子間摩擦

只野ら[88]は、 $\phi 150 \times 300 \text{ mm}$ の3軸せん断試験装置を用いて、粒径が15~25mm程度の、単粒度碎石の変形特性に及ぼす粒子形状の影響について検討している。碎石粒子の形状分類法としては、Zinggの方法を採用している。これは、個別の粒子を内包する最小の直方体を仮定し、辺の長さの順に長辺長 a 、中辺長 b 、短辺長 c として扁平比 (flatness ratio) $P = c/b$ 、細長比 (elongation ratio) $Q = b/a$ を求める。そして、 $P = 2/3$ 、 $Q = 2/3$ を基準に、粒子形状をI類：板状 (discs)、II類：塊状 (equi-dimensionals)、III類：葉状 (blades)、IV類：棒状 (rods) の4つに分類する方法である。図-2.5.34に自然状態の碎石の粒形分布を示す。また、3軸せん断試験前に100kPa、0.25Hzで10000回の繰返し載荷履歴を与えた場合と与えない場合の比較も行っている。単調載荷圧縮3軸試験の結果からは、繰返し載荷履歴の有無による最大軸差応力の違いはなかったものの、図-2.5.35 (a)に示すように、粒子形状については、IV類、自然状態、II類の順に小さくなった。また、図-2.5.35 (b)に示すように、微小軸ひずみレベルでの軸差応力の上昇域には、いずれの影響も現れたと報告している。

西山ら[89]は、基礎-地盤間の動摩擦抵抗に関する簡易な室内模型実験を行い、すべり速度が20~80cm/sの範囲内の動摩擦抵抗について検討している。実験は、図-2.5.36に示すように、表面を平滑に仕上げた乾燥砂の上に、所定の重量の試験体を設置し、滑車を利用して重錘により水平方向に荷重を加えるという方法で

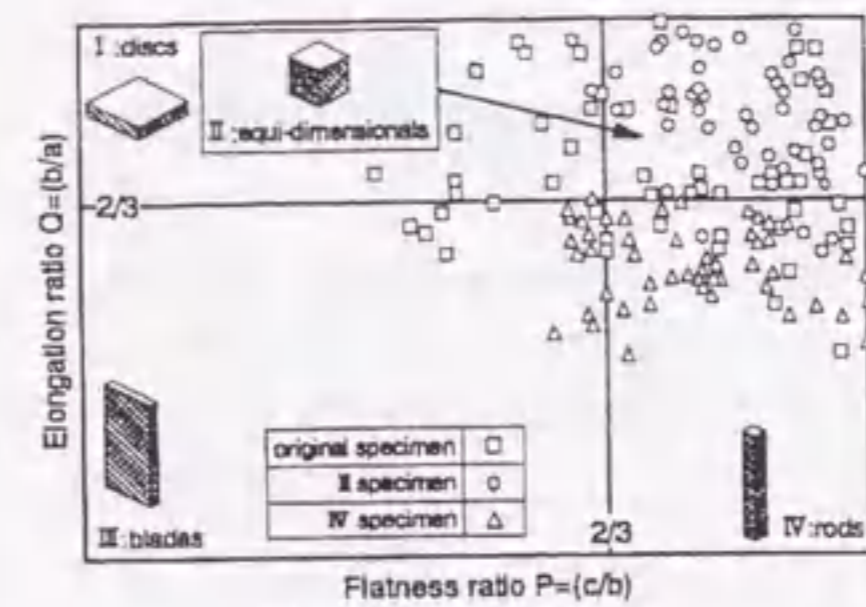
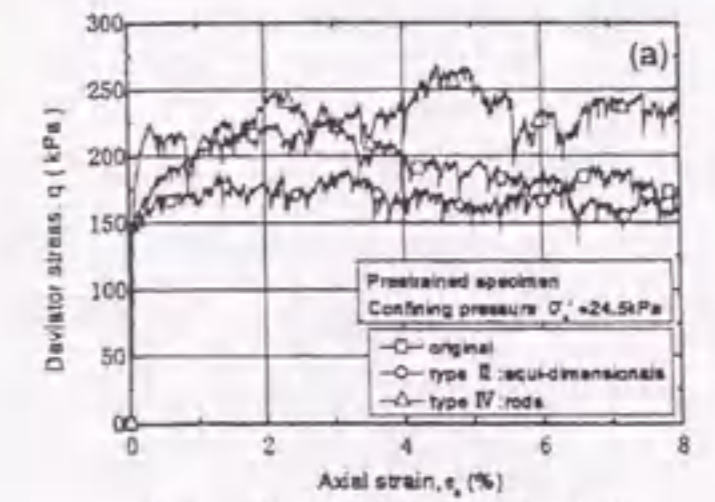
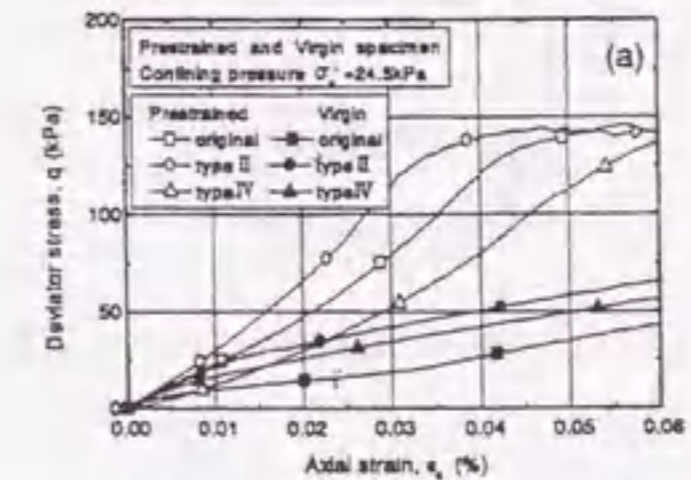


図-2.5.34 粒径分布



(a) 軸ひずみ $\epsilon_a = 0 \sim 8\%$



(b) 軸ひずみ $\epsilon_a = 0 \sim 0.06\%$

図-2.5.35 軸差応力 q -軸ひずみ ϵ_a 関係

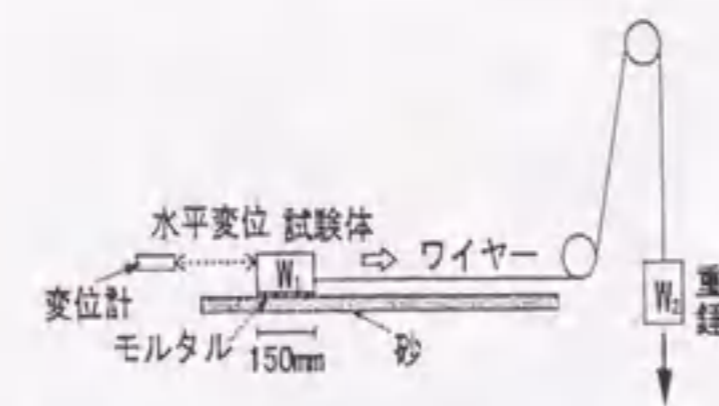


図-2.5.36 動摩擦係数測定実験の概念

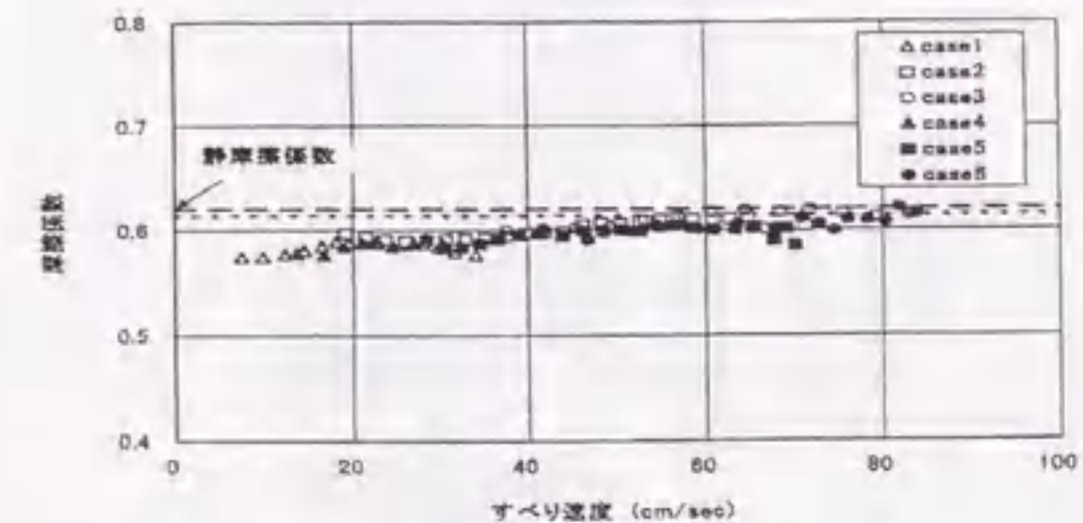


図-2.5.37 動摩擦係数測定実験による摩擦係数とすべり速度の関係

行っている。すべり面に働く垂直応力は10および28kPaに設定された。図-2.5.37に、実験の結果得られたすべり速度とすべり抵抗を垂直応力で除して求めた動摩擦係数との関係を示す。同図から、モルタルと豊浦砂の動摩擦係数は、静摩擦係数に比べてわずかに小さくなること、および、この実験の垂直応力およびすべり速度の範囲内では、動摩擦係数はほとんど変化しないことが確認されている。

下川ら[90]は、要素試験によって砂の大変形挙動の速度依存性に関する検討を行っている。図-2.5.38に高速大変形を目的とした3分割荷式中実ねじり試験機を模式的に示す。実験には飽和させた豊浦標準砂を用い、繰返しねじりによって液状化させた後に高速ねじり試験を行っている。せん断ひずみ速度は4~2000%/sの範囲で変化させている。せん断応力の変化には鉛直有効応力の影響が非常に大きく、両者を同時に考えなければ速度依存性を検討することはできないため、せん断応力を鉛直有効応力で除した摩擦係数による評価を行っている。図-2.5.39に、摩擦係数とせん断ひずみの関係を示す。同図から、ある程度せん断した後の摩擦係数には、速度依存性はみられず一定となるが、その一定の摩擦係数に達するまでの応力経路には速度依存性があり、せん断速度が速いと負のダイラタンシーが起こりにくいことが判明した。

また、摩擦係数は、せん断速度が速いほど小さくなる傾向が得られているが、これは、3分割荷式中実ねじり試験機による高速せん断時には、供試体は一樣に変形しておらず、キャップ直下にすべり面が発生していることによるとして、この試験が杭基礎の側面摩擦の評価に有用であると報告されている。

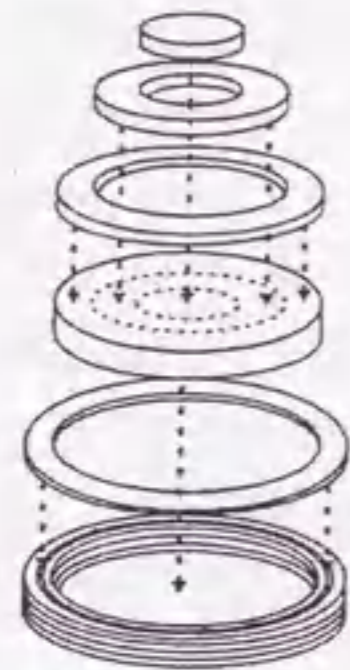


図-2.5.38 3分割荷式中実ねじり試験機

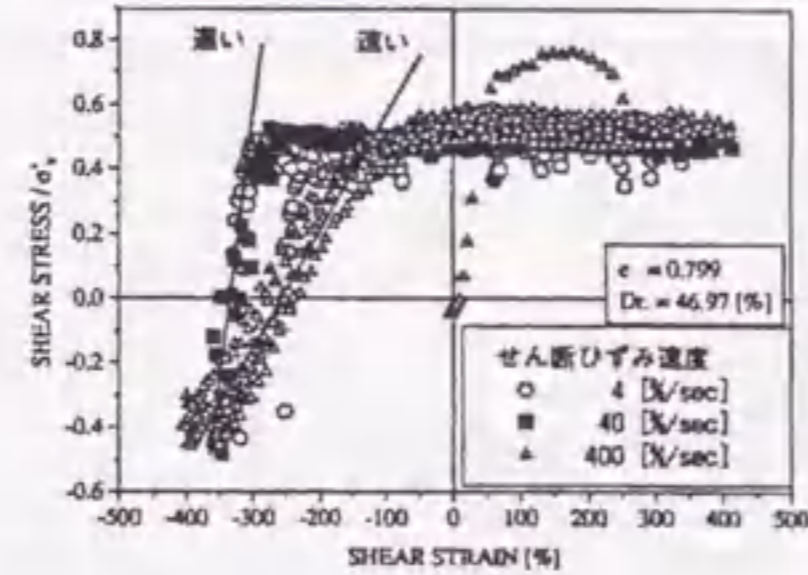


図-2.5.39 3分割荷式中実ねじり試験機による摩擦係数とせん断ひずみの関係

2.6 フレッシュコンクリートの数値解析手法に関する研究

新しい材料を用いる場合や、特殊な工法を実施する場合には、実工事の条件を模擬した施工実験が行われる。流動解析技術が確立されれば、この種の膨大な労力が節約されることになるはずである。図-2.6.1に、現在までに考案されているフレッシュコンクリートの流動解析手法を分類して示す。これらは、用いる解析モデルによって、大きく2つに分類することができる。すなわち、連続体モデルと非連続体モデルである。連続体モデルとして挙げられるものの中に、粘塑性有限要素法 (VFEM)、粘塑性空間要素法 (VDEM) およびMAC法がある。フレッシュコンクリートに対して、連続体モデルを用いることは、かなり大胆な仮定といえる。この仮定が、計算の手順を容易にする反面、材料特性の評価とモデル化を複雑にし、さらには、大変形時における境界条件の処理を難しくする。一方、非連続体モデルの代表的なものには、サスペンション要素法 (VSEM) と個別要素法がある。固体粒子とマトリックスを分けてモデル化することにより、材料特性のモデル化は単純なものとなるが、計算時間が膨大となるなどの問題点もある。

図-2.6.2に各数値解析手法の入出力の範囲を示す。

2.6.1 粘塑性有限要素法 (VFEM)

フレッシュコンクリートの汎用的な流動解析手法の確立を目的として、降伏値 τ_y と塑性粘度 η を用いた粘塑性有限要素法が、森・谷川ら[91]によって最初に提案された。

通常の粘弾性解析においては、時間刻みで繰り返されるひずみ・応力の算定時に、粘性ひずみ成分が、前ステップの弾性応力成分の関数として得られるが、この解析では、弾性変形はないとして仮定しているため、非常に大きな弾性係数を用いた場合の計算に類似し、任意の位置における応力は、全体を瞬間的な弾性体として計算される。また、フレッシュコンクリートと型枠・容器・底板などの境界面との間には、すべり面の水平方向に働く反力の大きさにより、節点の固定条件を決定する。この解析の計算手法では、当初、静的な釣合いによる基本方程式を用いて、慣性力の影響を近似的に考慮していた。しかし、複数の材料を同時に取り扱ったり、速度変化の激しい問題への対応に迫られて、運動方程式を基本とする動的な計算手法が主流となった。また、この動的粘塑性有限要素法では、液体の体積弾性が考慮され、振動の伝播現象の数値解析的な再現が初めて可能となった。

この解析手法は、3次元問題への適用が可能であるが、連続体モデルを用いることによる変形の制限と、境界条件の複雑さが限界となり、鉄筋が交錯した型枠内への打設をシミュレートするといった実用的な問題へは適用が困難である。しかし、マクロな立場から見た場合、大変形がない場合には、比較的少ない計算量で高精度の解が得られる点に特徴がある。

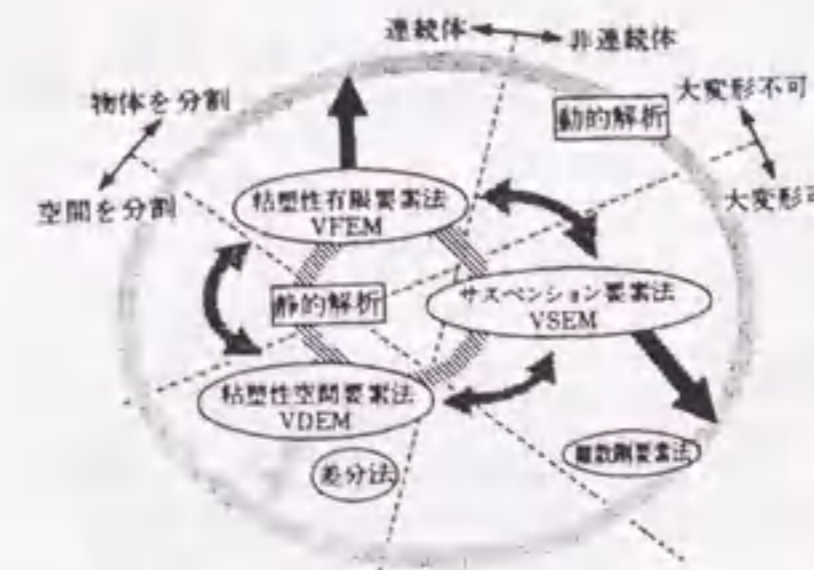


図-2.6.1 フレッシュコンクリートの数値流動解析手法

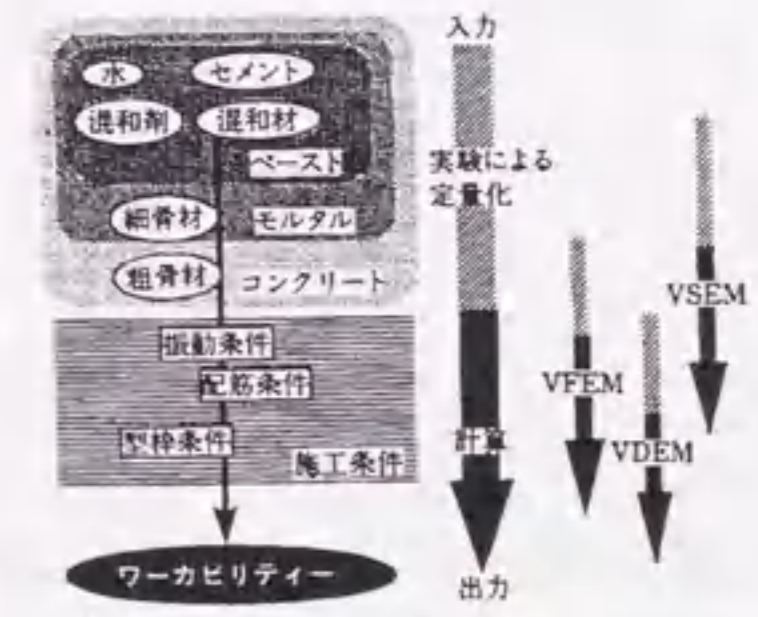


図-2.6.2 数値流動解析手法の入出力の範囲

(a) スランプ試験

森・谷川ら[10, 28, 92-95]は、フレッシュコンクリートがビンガムモデルの構成則に従うと仮定し、粘塑性有限要素法 (VFEM) を用いてスランプ試験のシミュレーションを行っている。図-2.6.3および図-2.6.4に、要素分割と解析結果の一例を示す。解析結果から、図-2.6.5に示すような、ビンガム定数とスランプ値の関係を求めている。また、スランプ試験時の試料上面の降下量の時間変化であるスランピング曲線を示し、慣性力を考慮して近似補正を行った曲線は、実測のスランピング曲線ともよく一致すると報告している。さらに、図-2.6.6に示すような、スランプコーンを引き上げる速度を変化させたスランピング曲線を求め、コーンの接触による拘束現象は、最終的なスランプ値には影響を与えないことを明らかにした。一方、降伏値を静水圧により変化させる複合モデルを用いた解析結果からは、図-2.6.7に示すように、スランプ値が小さい場合は試料の最終的な形状にはあまり変化が見られず、実現象で観察される樽型のスランプ形状は、レオロジー定数の上下異方性あるいは圧密によるものと考えられると述べている。さらに、運動方程式を組み込んだ動的解析を行い、図-2.6.8および図-2.6.9に示す結果を得ている。この結果から、塑性粘度による慣性力の違いが、最終的なスランプ値にも影響を与えると報告している。

(b) Lフロー試験

森・谷川ら[96-99]は、連続体モデルの粘塑性有限要素法を用いて、L型フロー試験の2次元シミュレーションを行っている。図-2.6.10および図-2.6.11に、解析結果の一例と解析によるLフローイング曲線を示す。解析の結果、高流動性タイプの試料では、Lフロー初速度は、降伏値にはほとんど影響を受けないとして、塑性粘度の推定図を提案している。しかしながら、スランプ試験に比較して、容器との接触面が大きいた

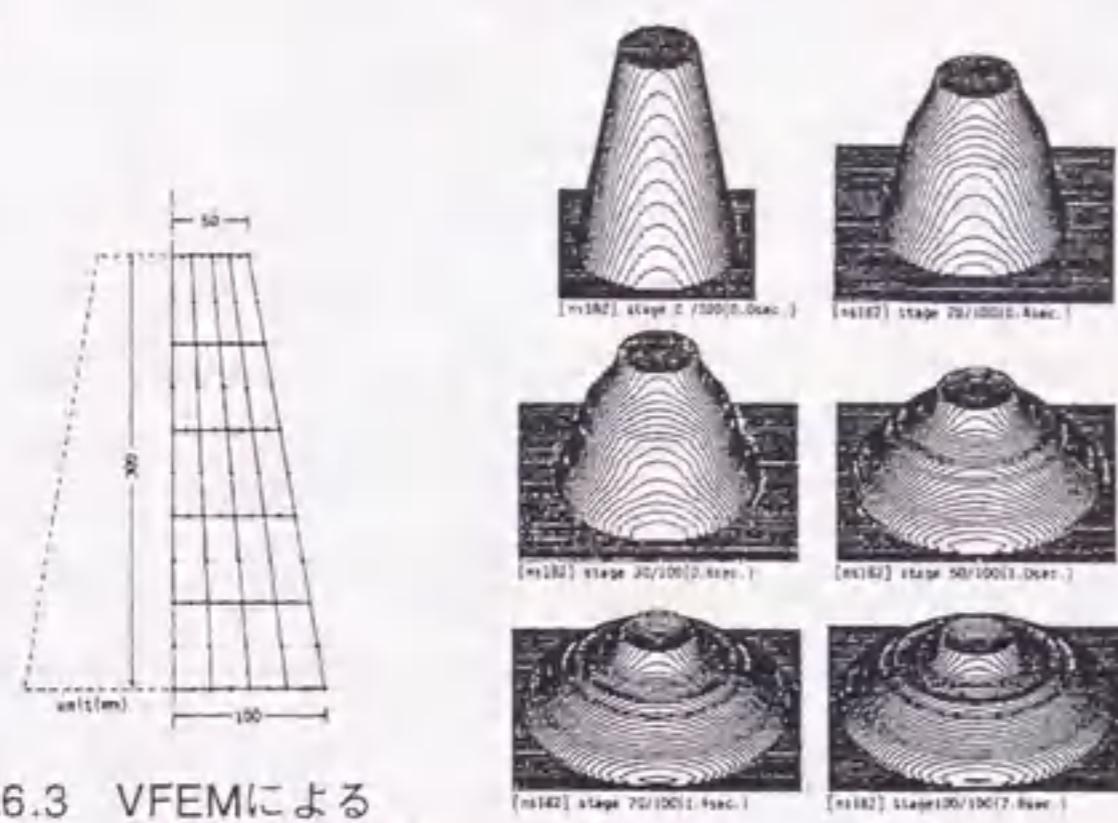


図-2.6.3 VFEMによるスランプ試験の要素分割

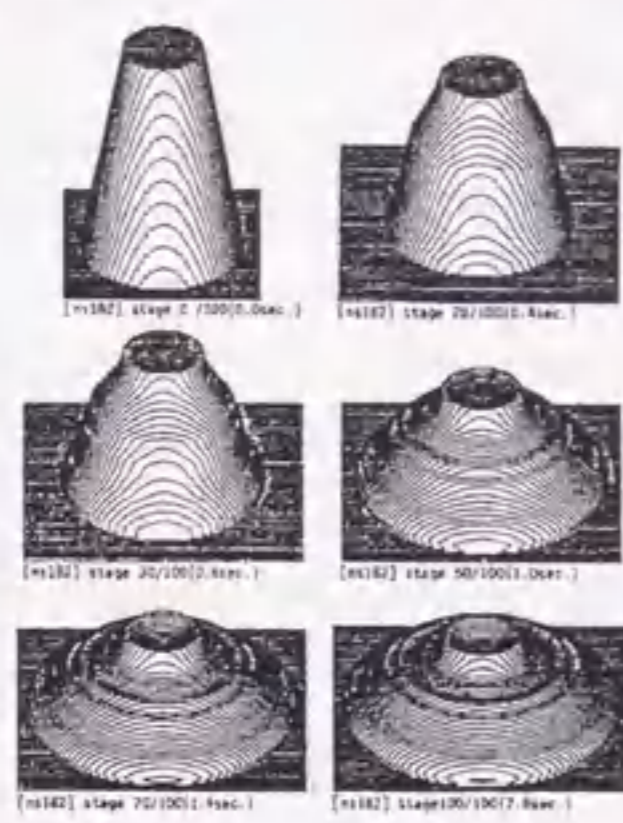


図-2.6.4 VFEMによるスランプ試験の解析結果

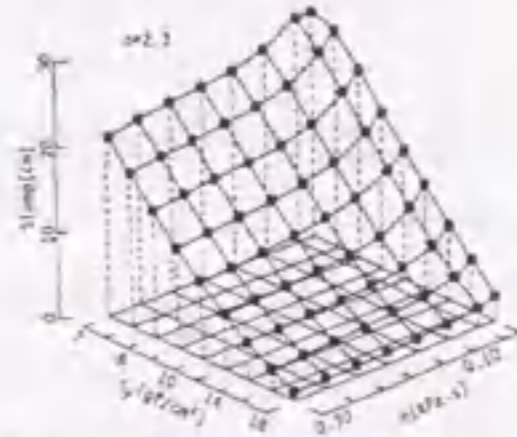


図-2.6.5 VFEMによるスランプ値とビンガム定数の関係

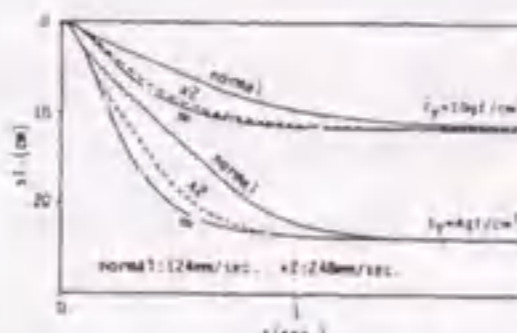


図-2.6.6 スランピング曲線に与えるコーン引上げ速度の影響

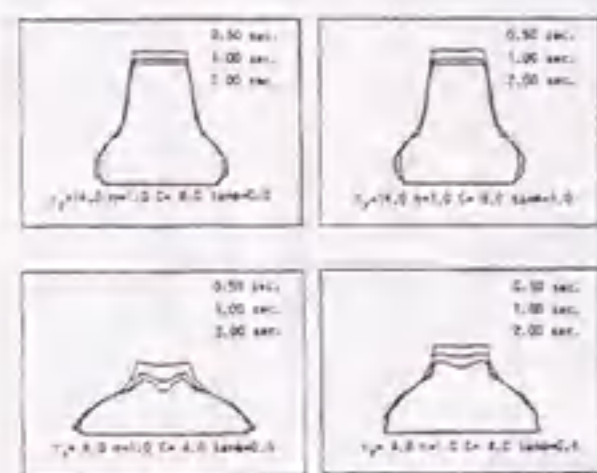


図-2.6.7 複合モデルによるスランプ試験の解析結果

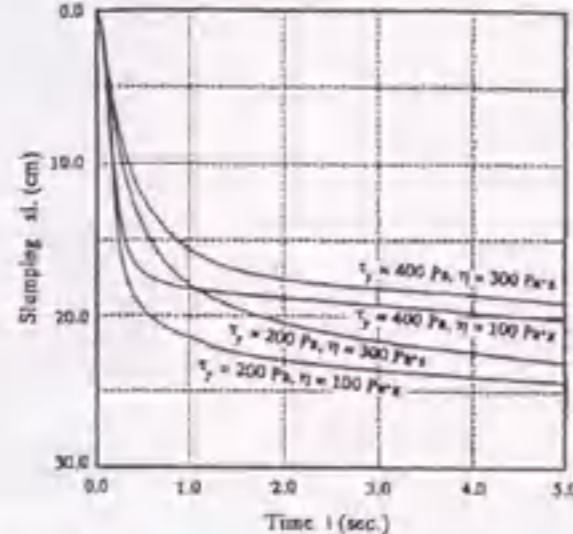


図-2.6.8 動的解析によるスランピング曲線

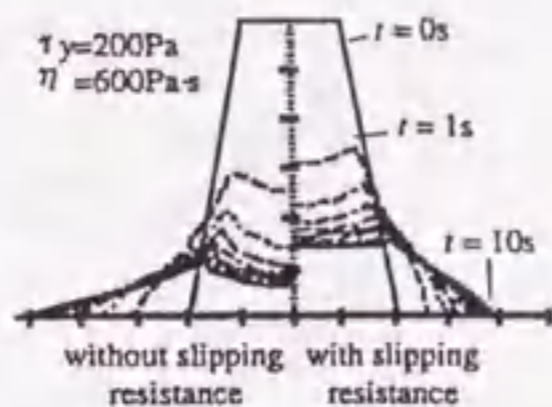


図-2.6.9 VFEMによるスランプ試験の試料形状

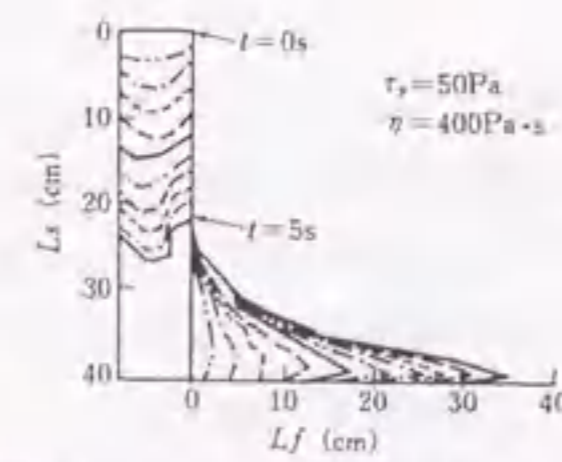


図-2.6.10 VFEMによるLフロー試験の解析例

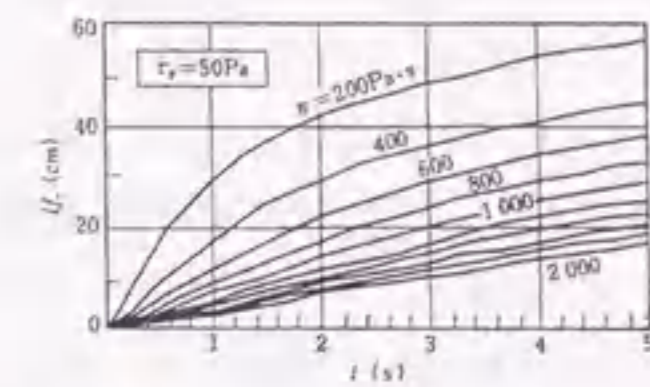


図-2.6.11 VFEMによるLフローイング曲線

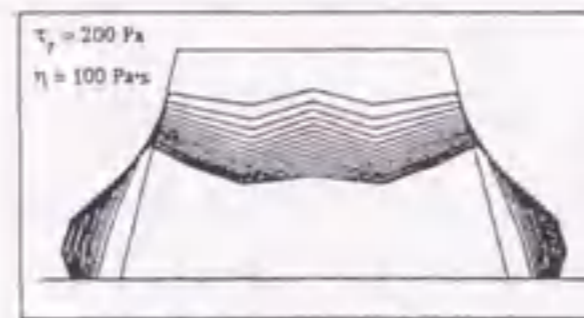


図-2.6.12 VFEMによるモルタルフロー試験の解析例

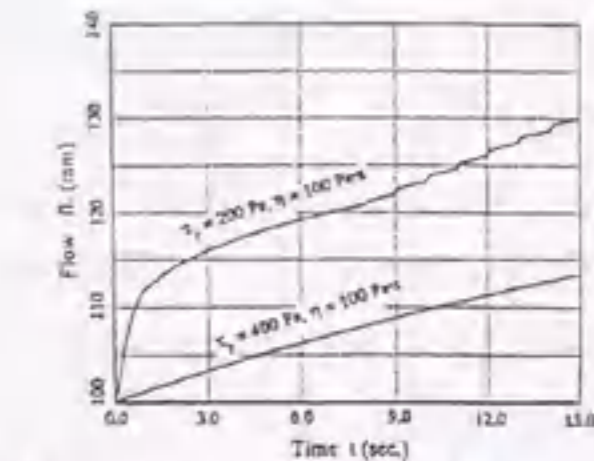


図-2.6.13 VFEMによるモルタルフロー値の時刻変化

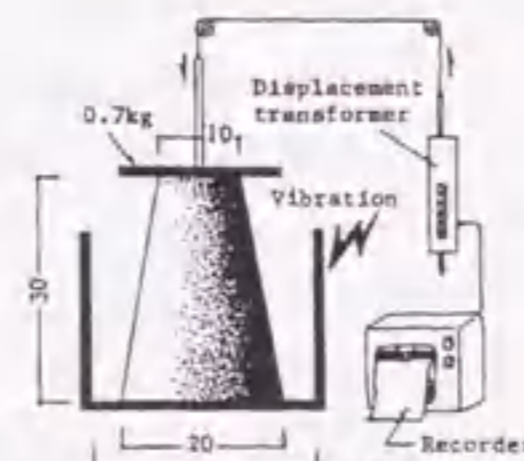


図-2.6.14 VB試験

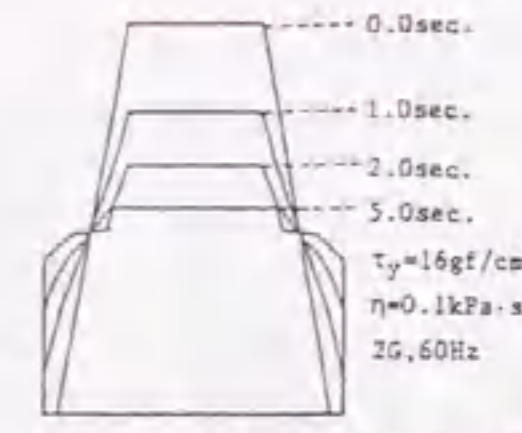


図-2.6.15 VFEMによるVB試験の解析例

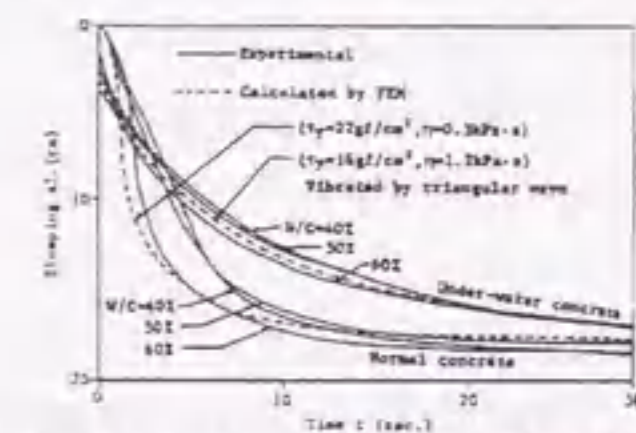


図-2.6.16 VFEMによるVB試験の沈下曲線

め、すべり定数の影響が顕著であり、その定量化に課題を残している。

(c) モルタルフロー試験

森・谷川ら[28, 100, 101]は、連続体モデルの粘塑性有限要素法を用いて、モルタルフロー試験の軸対称シミュレーションを行っている。テーブル落下の衝撃は、試料に作用する加速度で置き換えて考慮している。図-2.6.12に解析例を示す。また、図-2.6.13に示すようなモルタルフロー値-落下回数曲線を求めている。その結果、スランプ値が降伏値のみによりほぼ決定されるのに比べて、モルタルフロー値は、落下の衝撃を吸収する塑性粘度の影響も少なからず受けることを明らかにした。そして、4回および15回の落下後のモルタルフロー値から、ビンガム定数を推定する手法を提案している。また、1秒間に1回の衝撃を与える場合、塑性粘度によっては、前回の衝撃による変形が収束しないうちに、次の衝撃が与えられる場合があることを示した。

(d) VB試験

森・谷川ら[10, 94]は、連続体モデルの粘塑性有限要素法を用いて、図-2.6.14に示すようなVB試験の軸対称シミュレーションを行っている。解析結果は実験結果とよく一致しているものの、図-2.6.15に見られるように、上面が完全にフラットになる前に流動が停止する点が実現象と異なっており、試料の分離現象を考慮する必要があると結論している。図-2.6.16に得られた沈下曲線の一例を示す。

2.6.2 粘塑性サスペンション要素法 (VSEM)

粘塑性サスペンション要素法[102]は、変形に制限のない非連続体モデルを用いた動的な解析手法であり、鉄筋間通過性状など、粗骨材の運動を考慮したミクロな解析を対象とすることができる。この解析手法では、フレッシュコンクリートあるいはモルタルを、剛体である球形固体粒子とそれをとりまく粘塑性体マトリックスの2相系材料として取り扱う。図-2.6.17に示すように、球形粒子が節点となり、近傍の球形粒子節点との間に要素が構成される。これがサスペンション要素であり、その軸方向変形とせん断変形は、ビンガムモデルの構成則に従っている。球形粒子節点は、サスペンション要素の変形にともなって移動し、繰り返し計算によって、全体の流動が再現される。このため、連続体モデルでは対応が不可能な、鉄筋間通過挙動などの大変形問題に対応することができる。

この解析手法は、降伏後の流動現象に主眼がおかれており、マトリックスのレオロジー定数を直接入力できる点に特徴がある。また、3次元解析が可能であり、境界条件の単純さから広範囲の現象のシミュレーションに適用されているが、一方では、膨大な計算容量が必要となるため、比較的小規模な問題にしか適用されていないのが現状である。

名口・谷川ら[103]は、従来の骨材粒子のみをモデル化していた節点に、モルタル節点を追加することにより、材料分離現象の数値解析的な検討を試みている。図-2.6.18に節点およびサスペンション要素の概要を示す。節点間に形成される要素にはマトリックスモルタルの性状が与えられるが、節点の種類により、要素のレオロジー定数は変化させている。

(a) スランプ試験

森・谷川ら[96, 99, 104]は、粘塑性サスペンション要素法 (VSEM) を用いて、スランプ試験の3次元シミュレーションを行っている。図-2.6.19に解析例を示す。この解析では、骨材を剛体と見なすために、解析の入力値は、骨材を除いたマトリックス部のビンガム定数のみとなる。この解析手法を用いることによって、連続体モデルを用いた粘塑性有限要素法では表現できない試料の崩れを表現することができるが、3次元解析を行った場合には、境界条件の取り扱いや計算量に課題を残している。

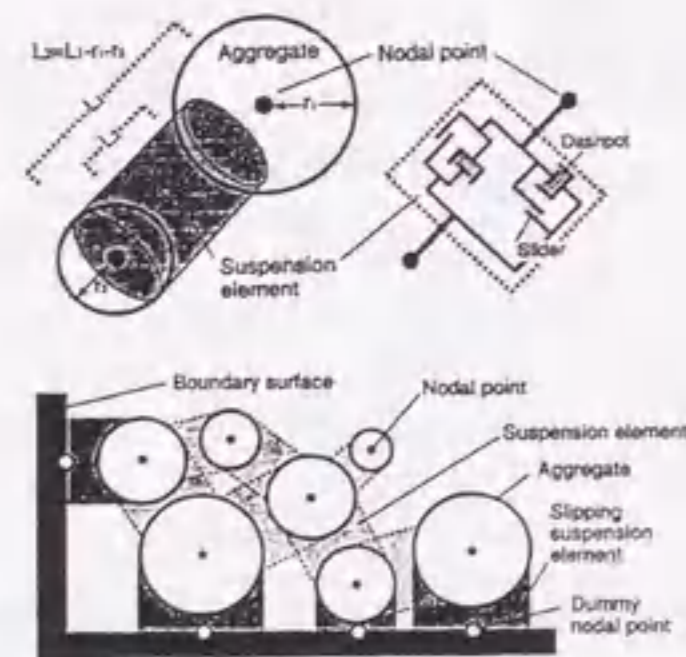


図-2.6.17 粘塑性サスペンション要素法に用いる非連続体モデル

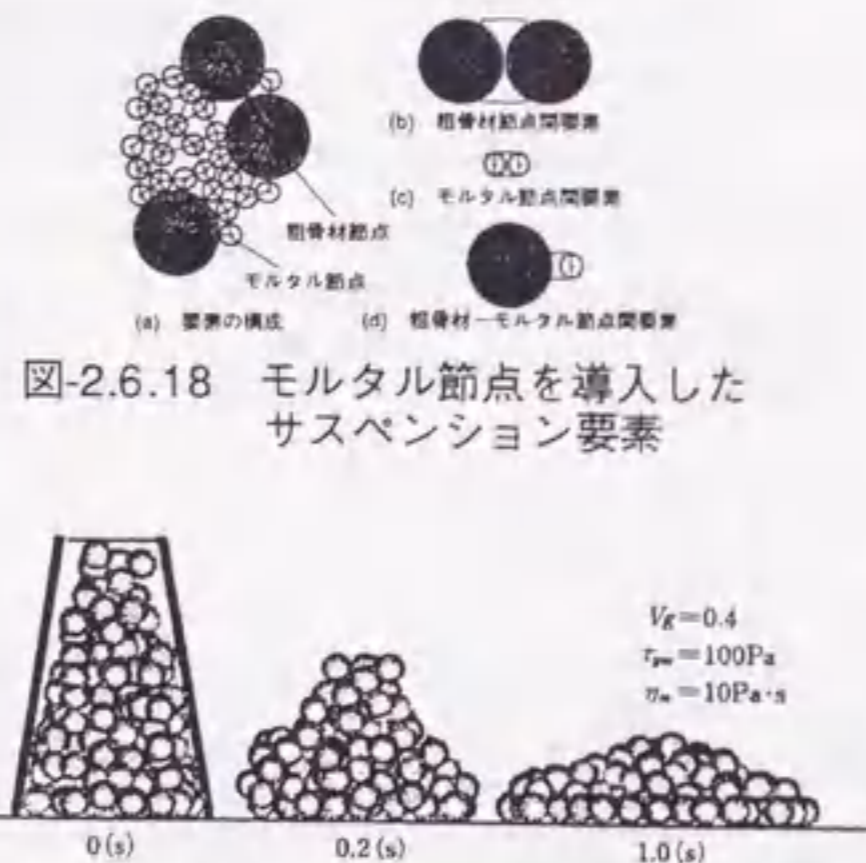


図-2.6.18 モルタル節点を導入したサスペンション要素

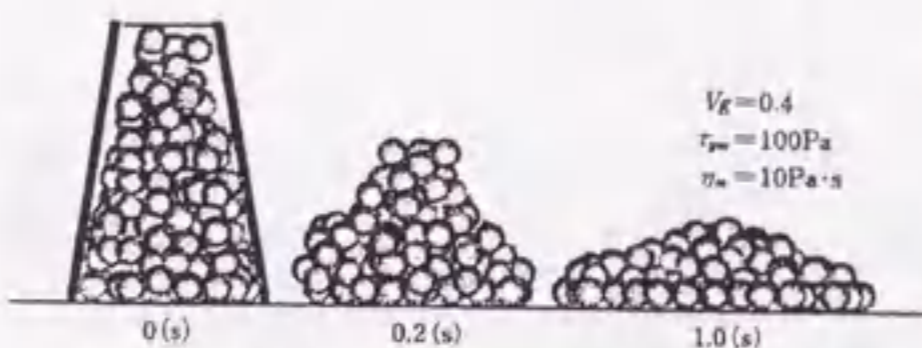


図-2.6.19 VSEMによるスランプ試験の解析例

(b) L型フロー試験

森・谷川ら[99]は、粘塑性サスペンション要素法 (VSEM) を用いて、L型フロー試験の3次元シミュレーションを行っている。図-2.6.20に解析結果を示す。解析の結果は、定性的な傾向は実験結果と一致するものの、3次元シミュレーションのための計算量とすべりの影響の定量的取り扱いに課題を残している。また、粗骨材容積比が小さい場合には、体積減少に対する補正を考える必要がある。

名口ら[103]は、モルタル節点を導入した粘塑性サスペンション要素法 (VSEM) を用いて、鉄筋間通過Lフロー試験のシミュレーションを行っている。図-2.6.21に解析結果を示す。鉄筋がある場合の解析結果では、鉄筋周辺に粗骨材節点が集まり、フロー先端部に粗骨材節点がほとんどなくなるなど、材料分離がよく表現されている。

(c) ロート試験

小高・谷川ら[104]は、スランプコーンを上下逆さに静置したロート試験を行い、2相系モデルの粘塑性サスペンション要素法 (VSEM) を用いて、3次元シミュレーションを行い、図-2.6.22に示すようなロート流下曲線を求めた。その結果、流下時間に塑性粘度が、また、流下曲線の形状に降伏値が影響することを明らかにした。

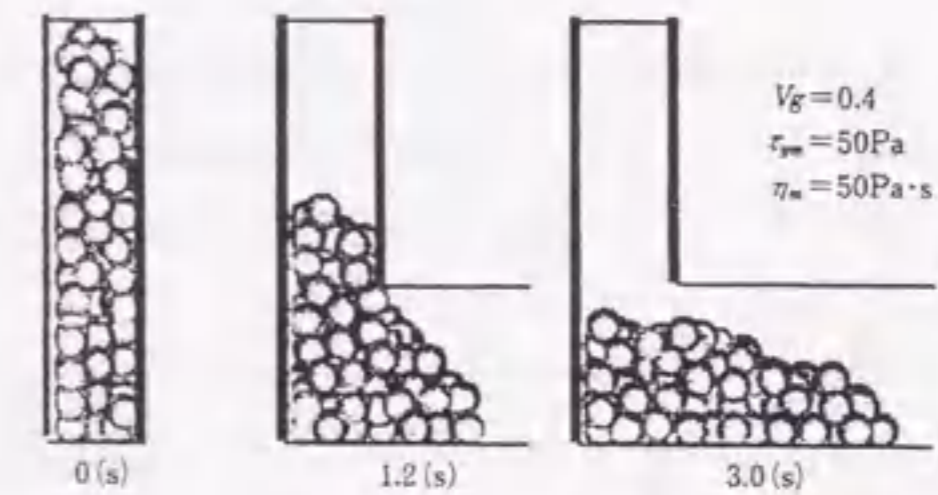


図-2.6.20 VSEMによるLフロー試験の解析例

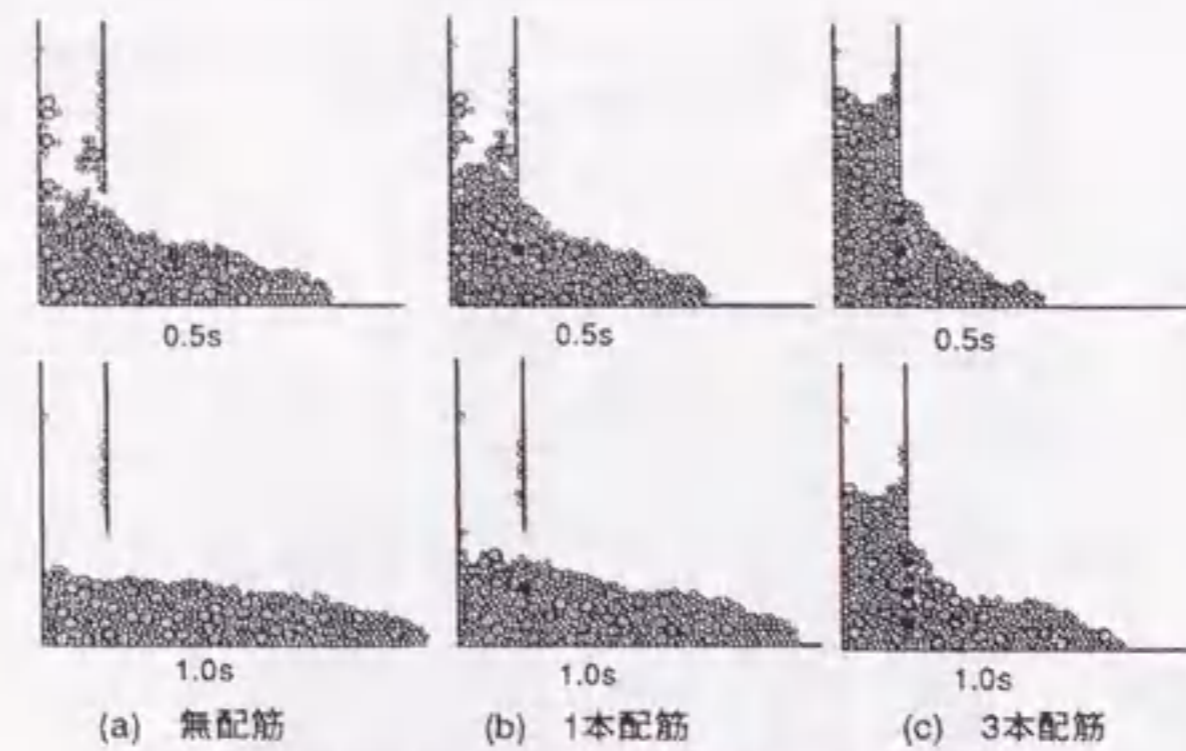


図-2.6.21 モルタル節点を導入した鉄筋間通過Lフロー試験の解析例

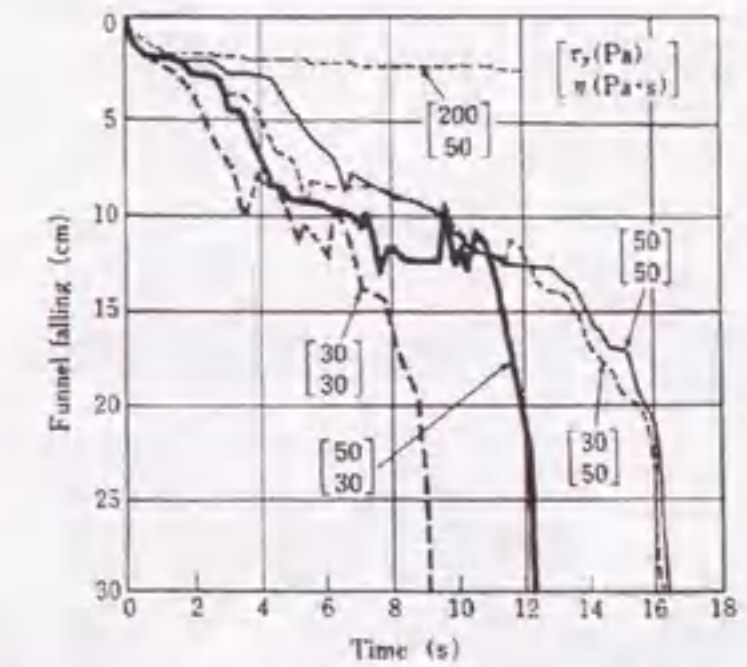


図-2.6.22 VSEMによるロート流下曲線

2.6.3 粘塑性空間要素法 (VDEM)

粘塑性空間要素法は、比較的小さい計算容量で、実施工規模に近いマクロなシミュレーションを行うことを目的として開発された。材料自体ではなく、材料が存在する可能性のある空間を要素分割する点、および、各要素の材質を計算上の浮子であるマーカーの存在により定める点で有限要素法と異なる。

この解析手法では、各ステップごとに、粘塑性有限要素法と同様に各節点での流速を求め、それにより材質を規定するマーカーを移動させる。これが、試料の流動の表現となる。空間を要素分割することによって、連続体モデルを用いながら、材料の大変形、離散、集合、衝突などの現象を再現することができ、実用規模の打設シミュレーションが可能となる。また、流動現象の可視化に適している。

森・谷川ら[28]は、粘性空間要素法を用いて、各種の充填シミュレーションを行っている。図-2.6.23および図-2.6.24に解析結果の一例を示す。この解析手法では、境界条件は単純化され、配筋などの障害物や加振による効果を実験定数として導入することも可能であり、高度な実験情報を必要とする代わりに近似的な解析を簡便に行うことができる。また、大まかな充填性のチェックや、実大施工実験を代替する数値実験としての役割が期待できる。打設シミュレーションの分野では、この解析手法が最も実用化に近いものと思われるが、解析対象は比較的大きなものであり、型枠隅角部への充填性や、分離現象、仕上げ面の性状などの確認は現時点では対応できないことも指摘されている[2]。

北大路・谷川ら[105]は、粘塑性空間要素法を用いて壁状型枠内への充填シミュレーションと地下連続壁内への充填シミュレーションを行っている。その結果、フレッシュコンクリートが壁状型枠内に充填される状況を可視化することが可能であると報告している。図-2.6.25および図-2.6.26に解析結果の一例を示す。

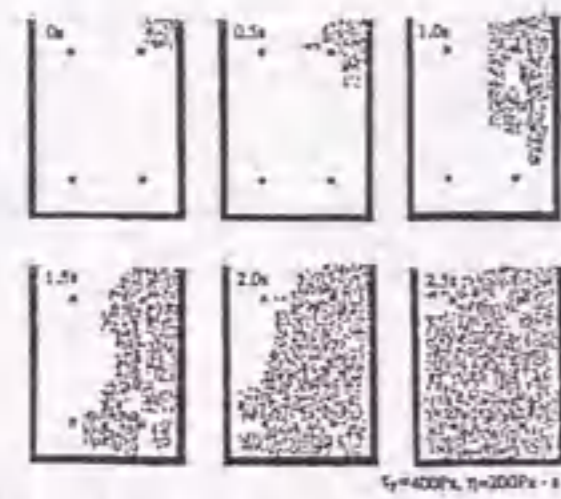


図-2.6.23 VDEMを用いた型枠内への打設シミュレーション結果

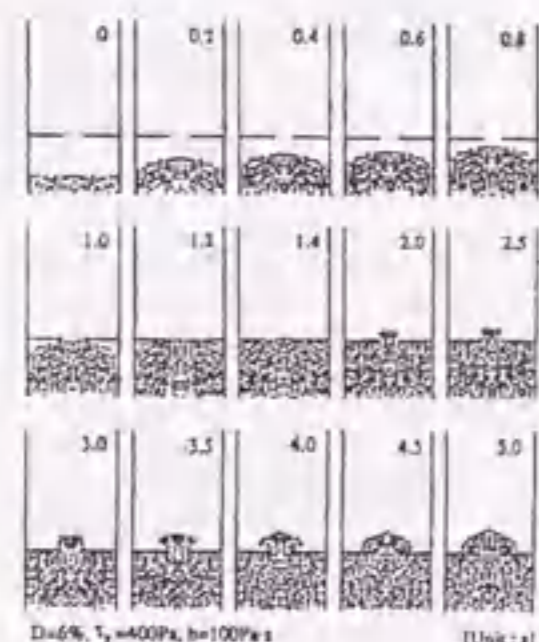


図-2.6.24 VDEMを用いた鋼管内への圧入シミュレーション結果

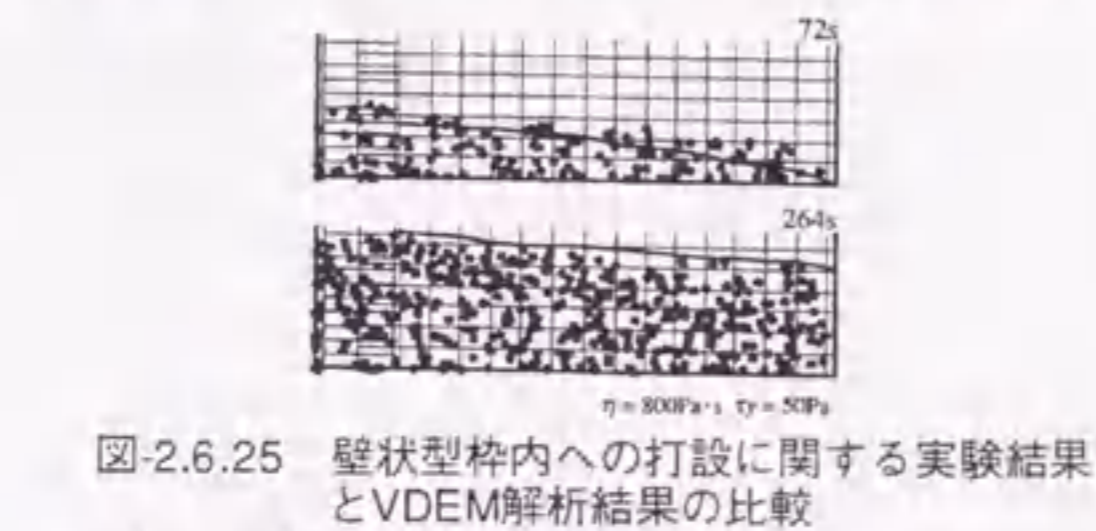


図-2.6.25 壁状型枠内への打設に関する実験結果とVDEM解析結果の比較

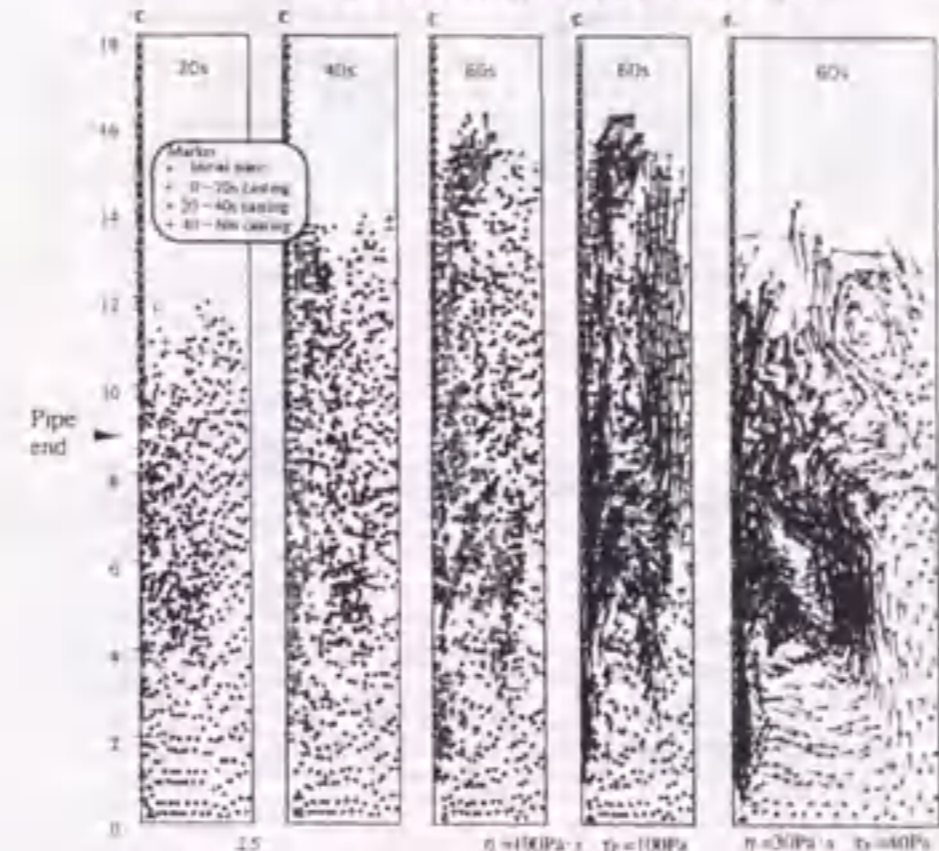


図-2.6.26 VDEMを用いた地下連続壁内への充填シミュレーション結果

2.6.4 個別要素法

個別要素法とは非連続体をシミュレートするための一手法であり、有限要素法や境界要素法のような連続体を解析する手法とは異なる。個別要素法はその性格上、粒状材料集合体の動的挙動を扱うのに適しているため、複合材料であるフレッシュコンクリートへの適用に有効であると考えられる。

個別要素法では、要素の変形は他の要素との接点のみで生じ、この接点を通じて粒子間の力の伝達が行われるものと仮定している。このため、各要素ごとに独立な運動方程式を立て、時間領域で漸進的に解き、個々の要素の運動を追跡する。また、物質の線形・非線形は、図-2.6.27に示すように、要素の接点に弾性スプリング、粘性ダッシュポット、スライダを想定することで表現している。

鍋田ら[106]は、個別要素法をフレッシュコンクリートの流動シミュレーションに適用するためいくつかの改良を行っている。フレッシュコンクリートをモルタルと粗骨材からなる2成分系と考え、粗骨材の粒径は5~20mmの、土木学会標準粒度範囲に適合する連続粒度とし、形状は完全な球形としている。さらに、これを1.2倍にしたものを修正粒径として解析に用いている。これは、図-2.6.28に示すように、それぞれの粗骨材の周辺にモルタルが附着している様子を、粒径を1.2倍することによって理想化したもので、このモルタル部分で力を伝達できるようにしている。図-2.6.29にスランプ試験のシミュレーション結果の一例を示す。図に示したように、スランプ試験時におけるコンクリートの変形状況は、個別要素法を用いたシミュレーションによって、概ねよく表現されていると報告している。

大村ら[107]は、個別要素法を用いて高流動コンクリートのサンドイッチ構造の充填シミュレーションを行っている。図-2.6.30に充填モデルおよび解析結果を示す。図に示すモデルのような、密閉された容器においても、最終的に内部は完全に充填されるが、補剛材の向きによって充填状況にそれぞれの特徴がみられる。ケース1の補剛材が充填口側に向けたものにおいては、補剛材1には空隙はできにくい、補剛材2には、背面側に空隙ができやすくなり、また、ケース2の補剛材が充填口側と反対を向いたものでは、補剛材1と2のいずれにおいても、その背面側に空隙ができやすくなったと述べている。また、高流動コンクリートのように通常のコンクリートに比べて変形量が大きい粘塑性流体に対する流動解析の手法として、個別要素法は適用性が高いと報告している。

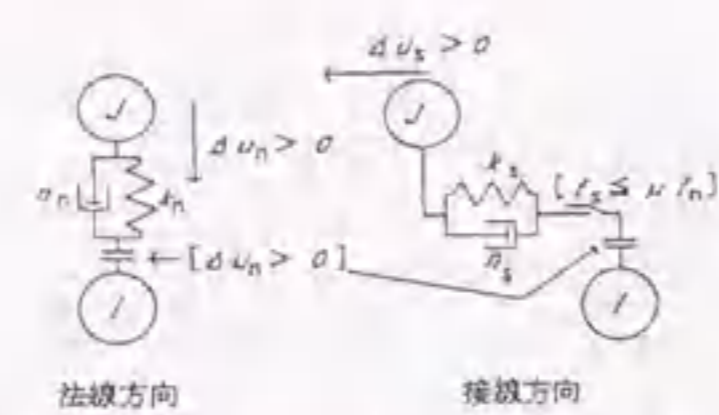


図-2.6.27 個別要素法の接点モデル



図-2.6.28 モデル化された個別要素

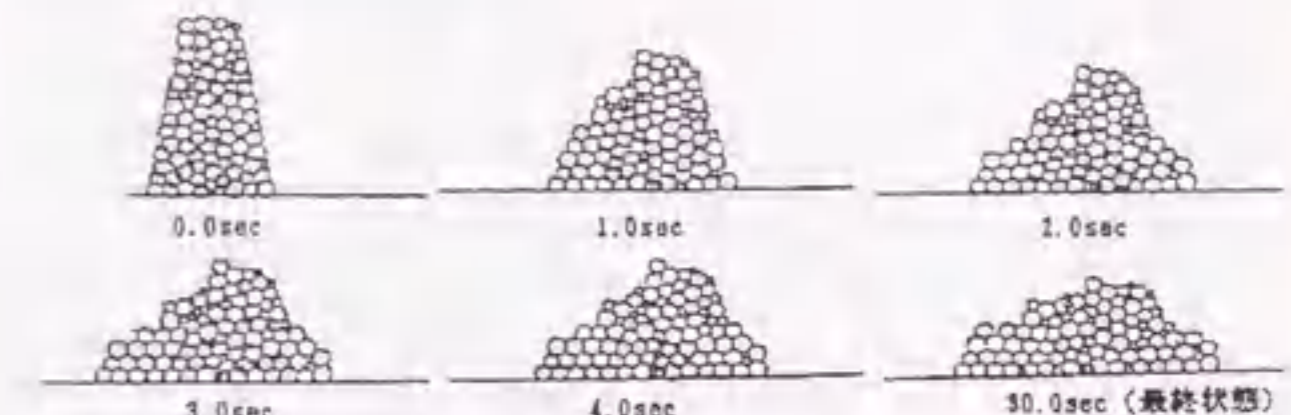


図-2.6.29 個別要素法によるスランプ試験のシミュレーション結果

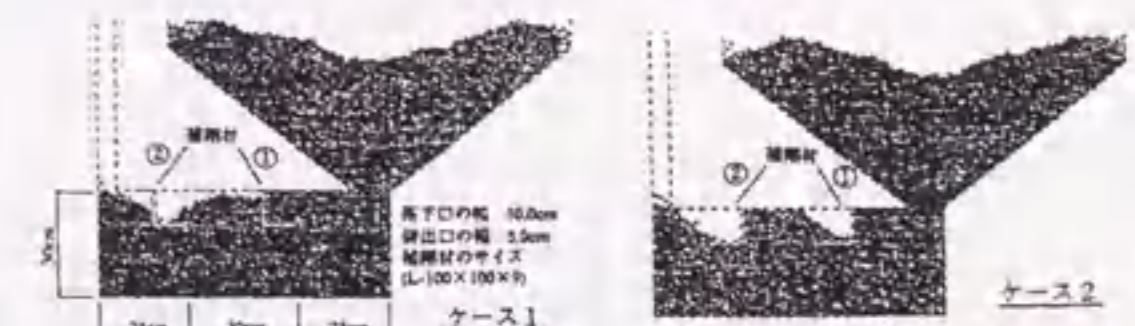


図-2.6.30 個別要素法によるサンドイッチ構造の充填モデルと解析結果

2.6.5 MAC (Marker and Cell) 法

MAC法は、自由表面を有する流体の解析手法として汎用的な差分法解法の一つである。本解析手法は、流体領域の分離、合体が起こる場合にも適用でき、フレッシュコンクリートの流動問題全般に対しても適用できるものと考えられる。

MAC法では、計算領域の流体内部に多数の無質量のマーカー粒子を配置する。このマーカー粒子は、マーカーの位置の流速によって流体と共にラグランジュ的に移動し、図-2.6.31に示すように、流体の存在するセルと、しないセルの識別、特に自由表面セルの決定に利用されるほか、流体の流動状況の可視化に用いられる。

山田ら[108]は、ビンガム流体とみなされる血液において用いられているbi-viscosityモデルをフレッシュコンクリート用に修正し、これをMAC法に構成則として適用することで、スランプ試験をシミュレートした。また、同時に、その流動状況を定性的および定量的に示し、既往の研究結果との比較を行い、MAC法を用いた解析手法の有効性の検討を行っている。図-2.6.32にMAC法を用いたスランプ試験の解析結果を示す。MAC法は、スランプ試験におけるフレッシュコンクリートの流動状況をよく表しており、解析の結果得られた、比較的軟練りの場合のスランプ値 SI 、スランピング曲線およびスランプフロー値 S_f についても他の研究結果とよく一致しているとしている。しかし、降伏値が大きい場合に、他の研究結果に比べ大きなスランプ値 SI を示しており、このことは、硬練りのフレッシュコンクリートにみられる、レオロジー試験の圧力依存性を考慮せず、圧力に依存しないミーゼス型の降伏条件である修正bi-viscosityモデルを用いていることに一因があると考察している。

○：マーカー粒子， ⊙：自由表面セル
■：実セル(流体)， □：空セル(気相)

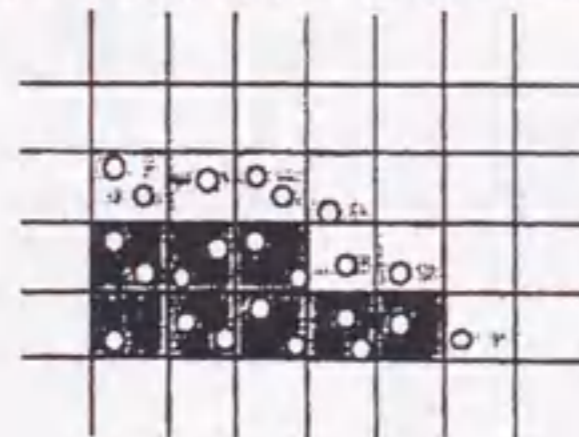


図-2.6.31 MAC法における自由表面の表現方法

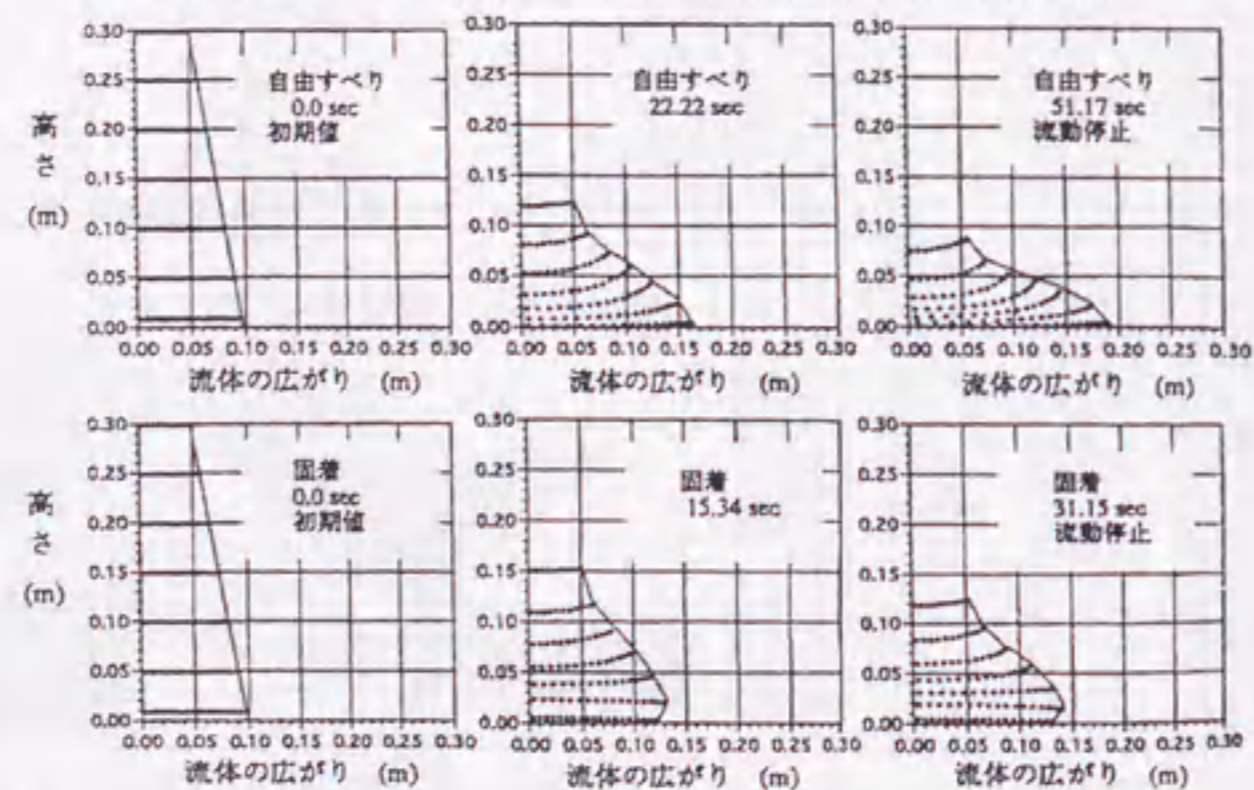


図-2.6.32 MAC法によるスランプ試験の解析結果

2.7 まとめ

2.2節では、フレッシュコンクリートのレオロジーモデルに関する既往の研究を整理した。2.3節では、フレッシュコンクリートのレオロジー性質の評価方法に関して取りまとめ、2.4節では、フレッシュコンクリートのレオロジー性質に影響を及ぼす因子として、骨材粒子間の接触、経時変化および振動を取り上げ、それぞれに関する既往の研究を整理した。2.5節では、飽和砂のレオロジー性質として、液状化や側方流動および粒子間摩擦に関する研究をまとめた。2.6節では、フレッシュコンクリートに対して適用されている数値解析手法を整理した。

これらの成果をまとめると、以下ようになる。

- 1) 多種多様なフレッシュコンクリートのレオロジー性質を統一的なモデルとして表現するためには、現在のビンガムモデルでは不十分であり、より詳細なレオロジーモデルを構築する必要がある。
- 2) 変形抵抗性をはじめ、各種性状を定量的に把握できる実験手法が十分に確立していないため、試験方法および試験装置自体について検討を行い、実験的および解析的なデータを蓄積する必要がある。
- 3) より詳細なレオロジーモデルを構築するためには、現在はレオロジーモデルとして考慮されていない、骨材粒子間の接触、経時変化および振動などの影響を考慮する必要がある。
- 4) フレッシュコンクリートのレオロジー性質を把握する上で、2相材料と仮定できる飽和砂の変形・流動性状に関する研究結果を導入することは有効である。
- 5) 現在フレッシュコンクリートに用いられている数値解析手法は、まだ十分な精度で実現象を再現できるとはいえず、今後の研究が期待される。また、数値解析の入力パラメータの整備も大幅に遅れており、測定方法も含めて今後の研究が待たれる。

第3章 骨材粒子混入によるフレッシュコンクリートのレオロジー性状の変化

- 3.1 概説
- 3.2 せん断ボックス試験装置
- 3.3 骨材粒子間の接触のない場合
- 3.4 骨材粒子間の接触のある場合
- 3.5 まとめ

3.1 概説

コンクリートの構成材料の一つである骨材に関しては、天然骨材の枯渇が一層深刻になってきており、施工性の面からは不利とされる粒形のいびつな碎石の使用が増加している。現在のところ、2.4.1節でも述べたように、骨材形状の違いによるレオロジー性質の変化は定量的にも確認されつつあり、骨材形状を表す指標としても、余剰マトリックス膜厚などを用いて評価する研究が行われている。しかし、骨材粒子に起因するレオロジー定数増加のメカニズムに関しては不明な点が多く、その中でも、流動性に大きく影響すると考えられる骨材粒子間の接触やかみ合いについては、実験的に確認された例も少なく、またその評価指標も提案されていない。

このため、本章では、せん断変形が与えられたサスペンション内部の挙動を、実験的および解析的に検証し、骨材粒子の混入に起因するサスペンションのレオロジー定数増加のメカニズムに関して検討する。

3.2節では、本実験で用いた鉛直型せん断ボックス試験装置について概説する。

3.3節では、骨材数が比較的少なく、骨材間の接触が生じない試料を対象とした測定および解析を行い、骨材粒子周囲のマトリックスの挙動について考察を行う。また、3.4節では、骨材数を増して、骨材間の接触が生じるような試料を用いて測定を行い、骨材粒子の挙動に注目することによって、骨材間の接触がサスペンションのレオロジー定数に及ぼす影響に関して考察する。

ただし、本章で行った実験および解析では、試料を2次元と仮定し、重力の影響は考慮していない。

3.2 せん断ボックス試験装置

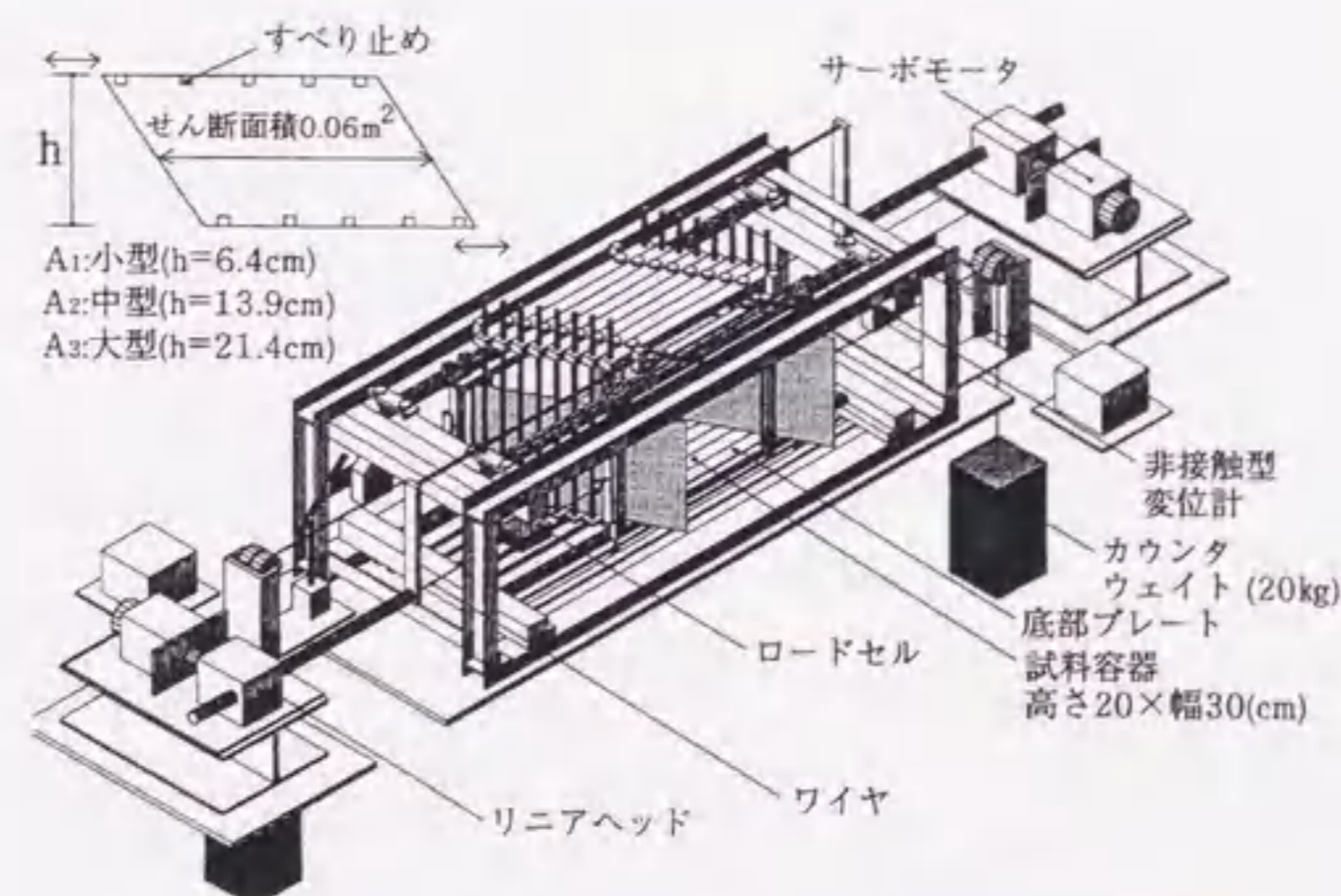
せん断ボックス試験装置とは、試料を直接せん断変形させ、そのときのせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ とせん断抵抗応力 τ 、つまり、変形速度と力の関係を直接測定することによって、試料のレオロジー定数を求めるレオロジー試験装置である。

この装置の特徴としては、以下のようなことが挙げられる。

- 1) 試料を充填した容器自体をせん断変形させるため、試料全体にせん断変形を与えることができ、試料と試験器の境界面におけるすべりの影響を受けずに、試料の変形抵抗力を直接測定することができる。
- 2) 硬練りから軟練りまでの広範囲な試料に対して適用でき、また、コンクリートとモルタルの両方の試料に対して同一の試験器で測定することができる。
- 3) せん断層厚さの異なる3種類の試験器を用いることによって、試料の寸法効果を測定することができる。

図-3.2.1に、せん断ボックス試験装置を示す。本研究の実験では、寺田ら[29, 109, 110]の開発した、せん断層厚さ $h=139\text{mm}$ の鉛直型せん断ボックス試験装置を用いた。せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は、0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.9/sの5水準に変化させ、各せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ ごとに3~4往復の繰返しせん断変形を与えた。せん断応力 τ は、一定のせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ における試料容器側面の引張抵抗力から算定し、また、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は、試料容器側面の変形速度から算定する。せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を与える順番は、測定順とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の影響が混同されないように不規則とした。

本試験器で与えられる最大せん断ひずみ γ は ± 0.64 であるが、本節の実験におけるせん断応力 τ は、変位の中心から $\pm 5\text{mm}$ の範囲で測定された値の平均値とした。



3.3 骨材粒子間の接触のない場合

3.3.1 実験および解析の概要

(a) 実験装置と測定方法

図-3.3.1に実験装置の概要を示す。鉛直型せん断ボックス試験器内で強制的に試料にせん断変形を与え、このときの試料の半分の領域の変形をVTRで撮影した。強制変位による領域全体の平均せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は0.9/sとし、初期の骨材配置の影響を除外するために、試料が十分に変形した状態であるせん断ひずみ Γ が0.4および0.6付近の画像から、マーカおよび骨材周囲の座標をそれぞれ計測し、試料内の各部分のひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を算出した。

(b) 試料

マトリックスには吸水性高分子水溶液を用い、水との混合比および増粘剤の添加量によってマトリックス粘度を2水準に変化させて測定を行ったが、試料の変形挙動には差がみられなかった。このため、本章では高粘度のマトリックスを用いた結果のみを示す。B型回転粘度計で測定した高粘度マトリックスのビンガム定数は、降伏値76.6Pa、塑性粘度132.5Pa·sであった。

モデル骨材は、ポリエステル樹脂を四角柱に成形したものの上面に5mm厚のスチレンボードを接着して製作した。断面寸法および配置は、後述の数値解析の要素分割と同一とした。また、試験器底面の摩擦による影響を低減するため、マトリックスに骨材を浮かせた状態で測定を行った。骨材高さは30mm、ポリエステル樹脂の比重は1.1で、比重1.0のマトリックスに、スチレンボードの浮力で浮くようにした。試料全体の深さは70mmである。

マーカには直径約3mmの発泡スチロール粒子を用い、試料表面にはほぼ等間隔になるように配置した。写真-3.3.1に実験による測定画像を示す。

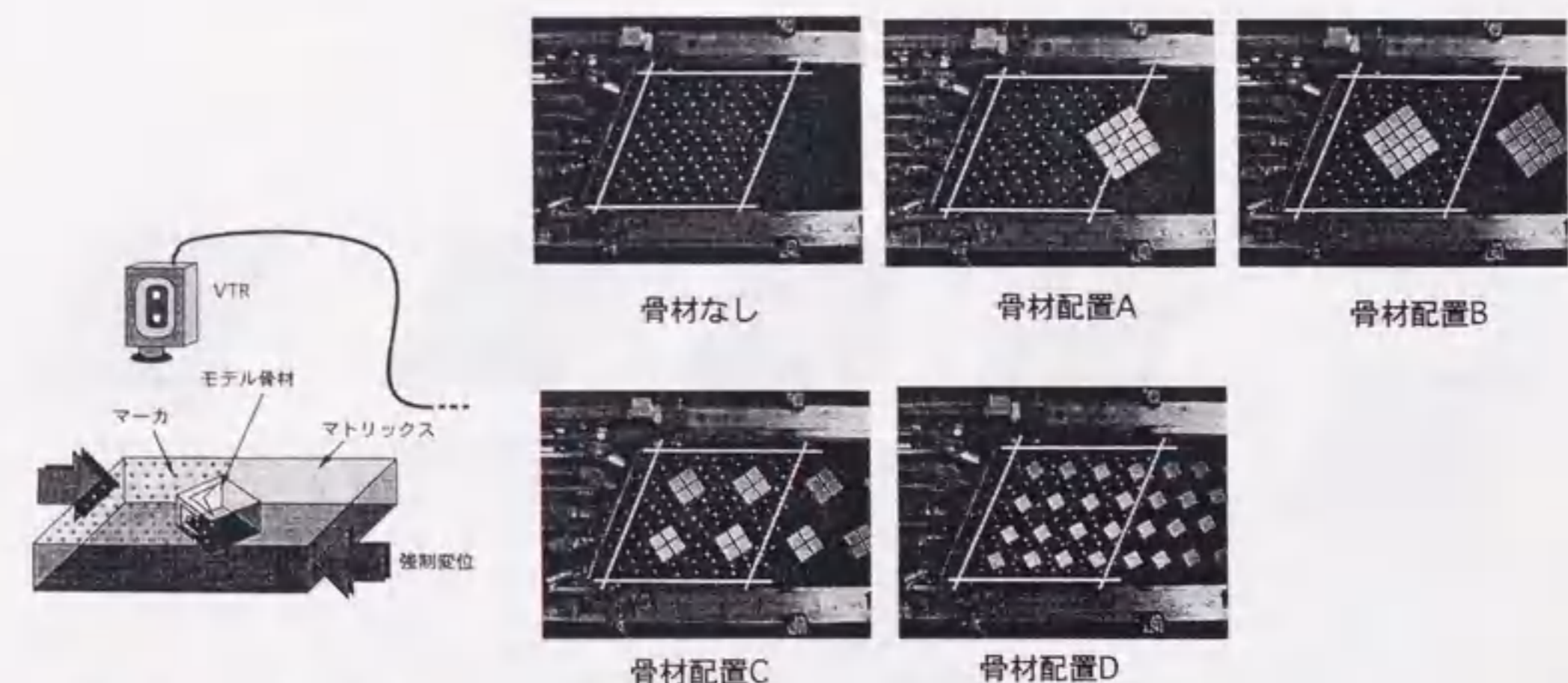


写真-3.3.1 実験による測定画像

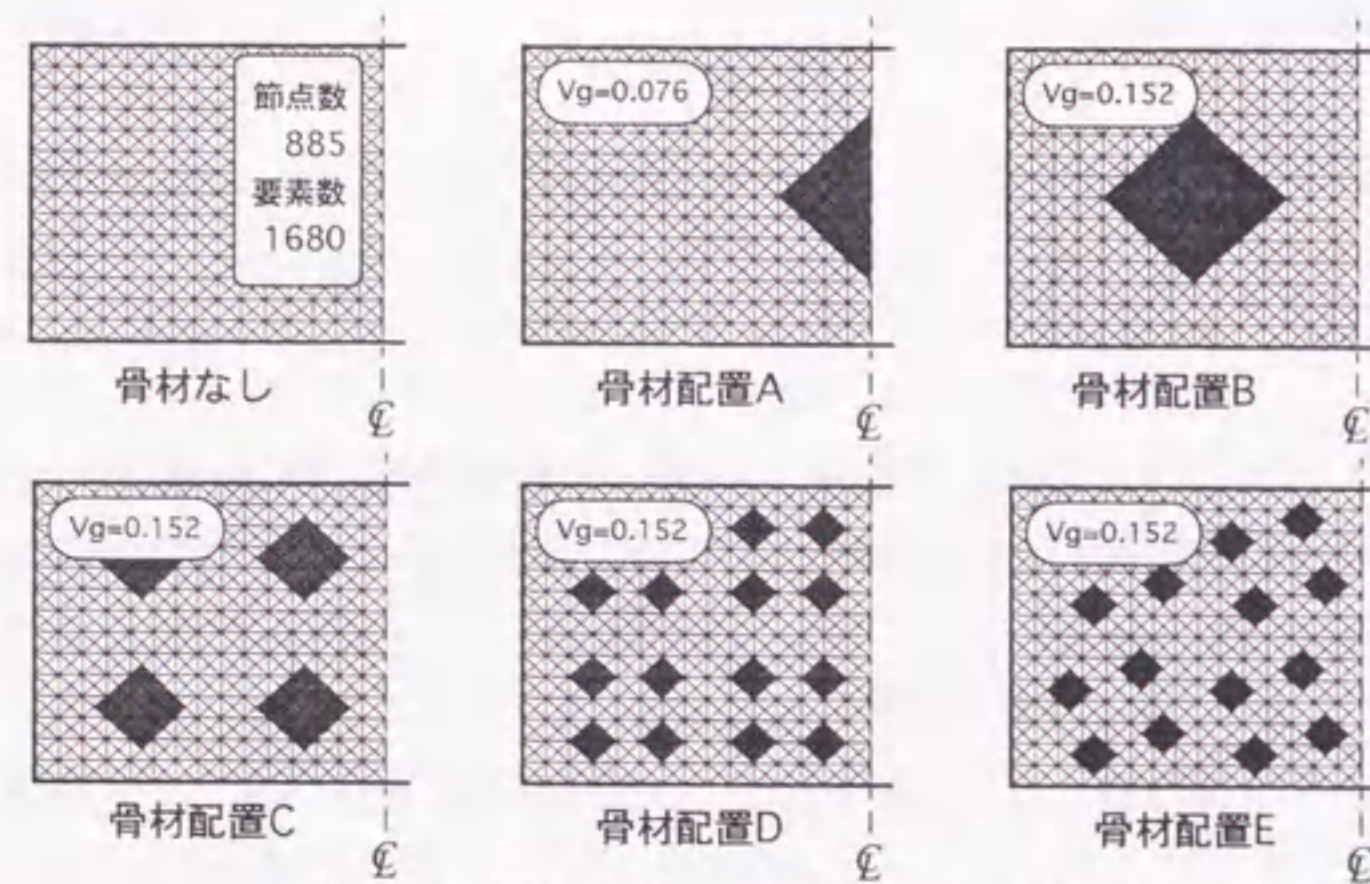


図-3.3.2 要素分割および骨材配置 (左半分)

(c) 解析の概要

せん断ボックス試験器内におけるマトリックスおよび骨材の挙動を解析的に検証するために、2次元粘塑性有限要素法(VFEM)[95]による数値解析を行った。要素分割および骨材配置を図-3.3.2に示す。図中のVgとは骨材粒子の面積率である。解析は全域に関して行ったが、以下の考察では、条件の対称性から試料全体の中央から左半分のみを図示する。解析の入力値であるマトリックスのビンガム定数には、前述した高粘度マトリックスの実測値を用い、骨材粒子は、降伏値 σ_y をマトリックスに対して十分に大きな値とすることによって表現した。また、実験時の様子から、試料と壁面の間ですべりが生じないものと仮定した。以下の考察では、実験結果に合わせて、強制変形によるせん断ひずみ Γ が0.5となる時の解析結果を用いた。

3.3.2 実験および解析の結果とその考察

(a) 実験結果と解析結果の比較

図-3.3.3に実験結果と数値解析結果の比較を示す。試料内部のひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の分布傾向に関して、両者は非常に良く対応している。

骨材を混入していない場合には、ほぼ均等にひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が分布していると判断できるのに対し、骨材配置A~Eでは、図から明らかなように、混入した骨材の寸法・分布状態により、マトリックス部のひずみ速度 $\dot{\gamma}$ 分布は激変し、マトリックス部分の変形の不均等さが明確になっている。

いずれの結果においても、変形が拘束されるマトリックス部分が骨材の周囲に存在しており、それを補うために、その外側の領域に変形が集中する傾向が観察される。

骨材配置CおよびDのように、骨材が層状に複数存在している場合は、せん断面と平行で、かつ、骨材のない層に変形が集中し、一方、骨材配置Eのように、骨材がせん断面と平行な層状に並んでいない場合は、骨材に囲まれた中心部分にひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の大きい部分が集中している。

このように、骨材粒子を内包するフレッシュコンクリートでは、変形・流動時に材料全体が必ずしも均等には変形しておらず、このことが、単純な粘度予測式が当てはまらない原因の一つであると考えられる。

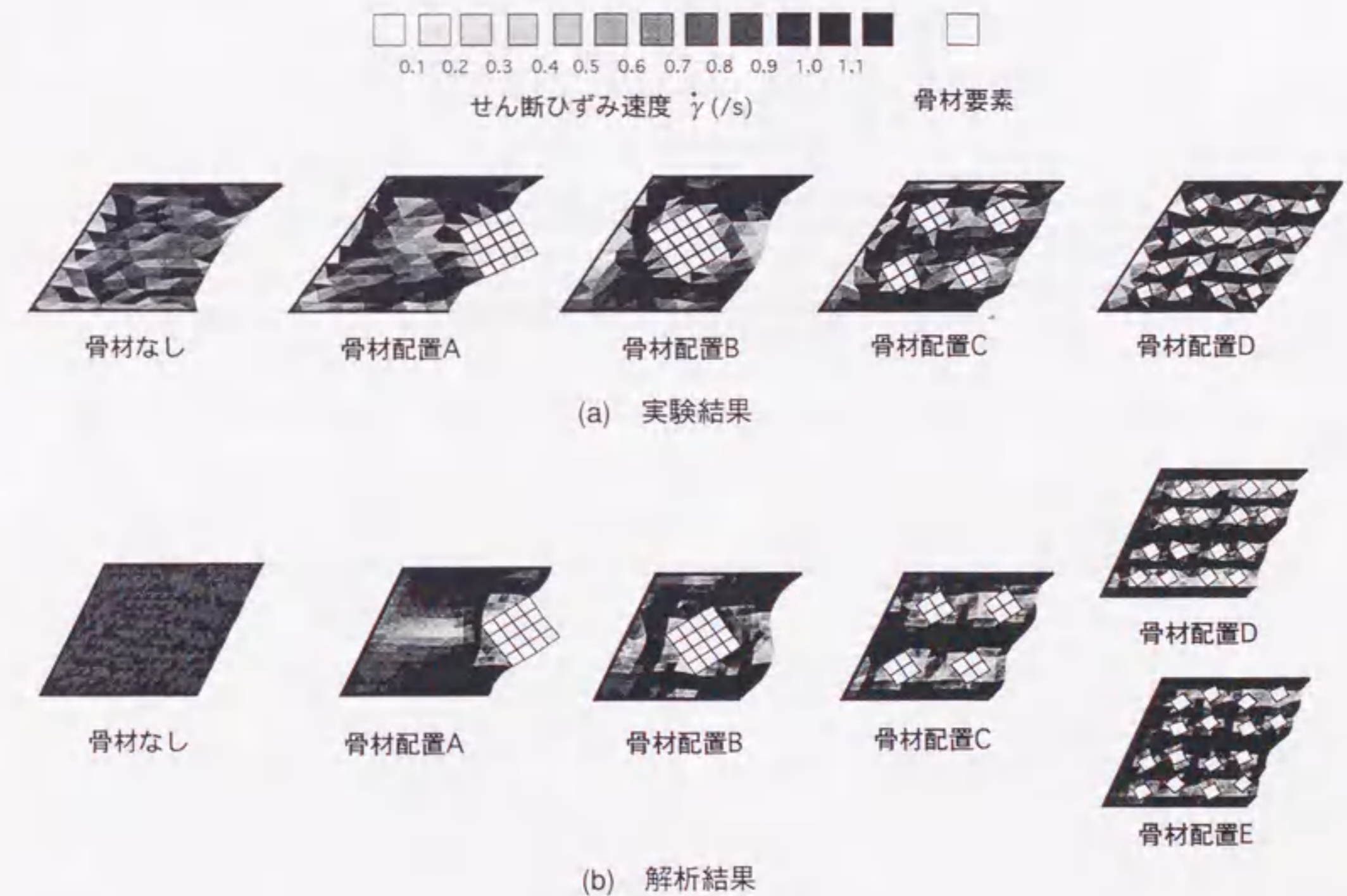


図-3.3.3 実験結果と解析結果の比較

(b) サスペンションのビンガム定数

解析結果より、サスペンションとしての変形抵抗応力 τ とひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係を求め、得られたコンシステンシー曲線からビンガム定数を算定した。図-3.3.4に、相対降伏値および相対塑性粘度と骨材配置の関係を示す。ここで、相対降伏値および相対塑性粘度とは、サスペンションのビンガム定数をマトリックスのビンガム定数でそれぞれ除した値である。

降伏値 τ_y に関しては、骨材間の接触が生じていないため、骨材の混入による増加傾向は認められない。一方、骨材なし～骨材配置Bでは、混入された骨材の面積率に比例して、サスペンションの塑性粘度 η が増加している。骨材配置B～Dに関しては、骨材の分散度を変化させたにもかかわらず、骨材を層状に配置したために、塑性粘度 η にはほとんど差がなかった。しかし、骨材を非層状に配置した骨材配置Eの塑性粘度 η が、分散度も粗骨材量も同一の骨材配置Dに比べて非常に大きくなった。実際には骨材粒子が層状に存在しないため、骨材配置CおよびDの結果は特殊な条件下の解析例であり、骨材配置Eが最も実現象に近い結果であると考えられる。

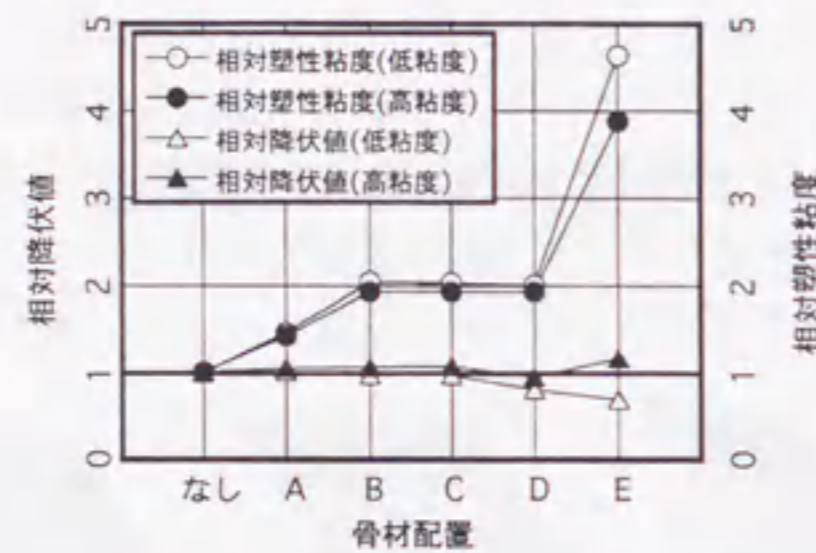


図-3.3.4 相対降伏値および相対塑性粘度と骨材配置の関係

3.4 骨材粒子間の接触のある場合

3.4.1 実験の概要

本節では、2次元に可視化したモデル試料を用いて、骨材粒子間の接触を骨材粒子の角速度 ω のばらつきとして検出し、サスペンションの変形抵抗性に及ぼす骨材間の接触の影響を実験的に検証する。

(a) 試料

マトリックスには、3.3節とはレオロジー定数がかなり異なる低粘度の吸水性高分子水溶液を用いた。B型回転粘度計で測定したマトリックスのビンガム定数としては、降伏値が5.80Pa、塑性粘度が21.12Pa·sであった。

モデル骨材は木製とし、底部に転倒防止のための重りを埋め込んだ。2種類の骨材は断面積が等しくなるように寸法を調整した。表-3.4.1に骨材寸法を示す。

試料の調合を表-3.4.2に示す。モデル骨材の混入量の算定は、式(3.4.1)より求めた角柱骨材における余剰マトリックス膜厚 f_m を基本とし、円柱骨材は角柱骨材と同量すなわち同面積率 V_g となるよう混入した。

$$k = \frac{S}{(13.3 + 2 f_m)^2} \quad (3.4.1)$$

ここに、 k : 骨材数、 S : 試料総面積 (mm^2)

ただし、円柱骨材の実際の f_m の算定時には、間隙充填マトリックスが試料面積の9.31%であることを考慮して計算した。

表-3.4.1 骨材寸法

骨材形状	寸法 (mm)	断面積 (mm^2)	断面周長 (mm)
角柱	13.3×13.3×100	176.9	53.2
円柱	φ15×100	176.7	47.1

表-3.4.2 試料の調合

骨材形状	目標 f_m (mm)	骨材個数	骨材面積率 V_g	実際の f_m (mm)
角柱	3.0	112	0.48	3.0
	3.75	96	0.41	3.8
	5.0	77	0.33	5.0
	7.5	52	0.22	7.5
円柱	2.5	124	0.53	2.4
	3.75	96	0.41	3.7
	5.0	77	0.33	5.0
	7.5	52	0.22	7.7

[Notes] f_m : Thickness of layer of excess matrix (mm).

(b) 実験装置と測定方法

実験装置は3.3節で用いたものと同一である。測定画像の例を写真-3.4.1に示す。1個の骨材につき対角線上の2点の座標を画像から読み取り、その座標値から個々の骨材の角速度 ω および骨材の中心座標を算出した。

試料の高さは骨材高さと同じ100mmとした。また、試験器底面の影響の低減および試験器のすき間からの試料の流出防止のために、試料底面に20mm厚の、3.3節で用いたものと同程度の高粘度の高分子水溶液を敷いた。せん断応力 τ の算定時には、この部分の抵抗は装置抵抗とともに差し引いている。

最初にせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が0.2および0.9/sで強制変形を与え、そのときの試料上面の骨材粒子の動きをVTRで撮影した。その後引き続きせん断応力 τ の測定を行った。せん断応力 τ の測定時には、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を0.1, 0.4, 0.6, 0.9/sの4段階に変化させた。所定のせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を与える順番はランダムとした。

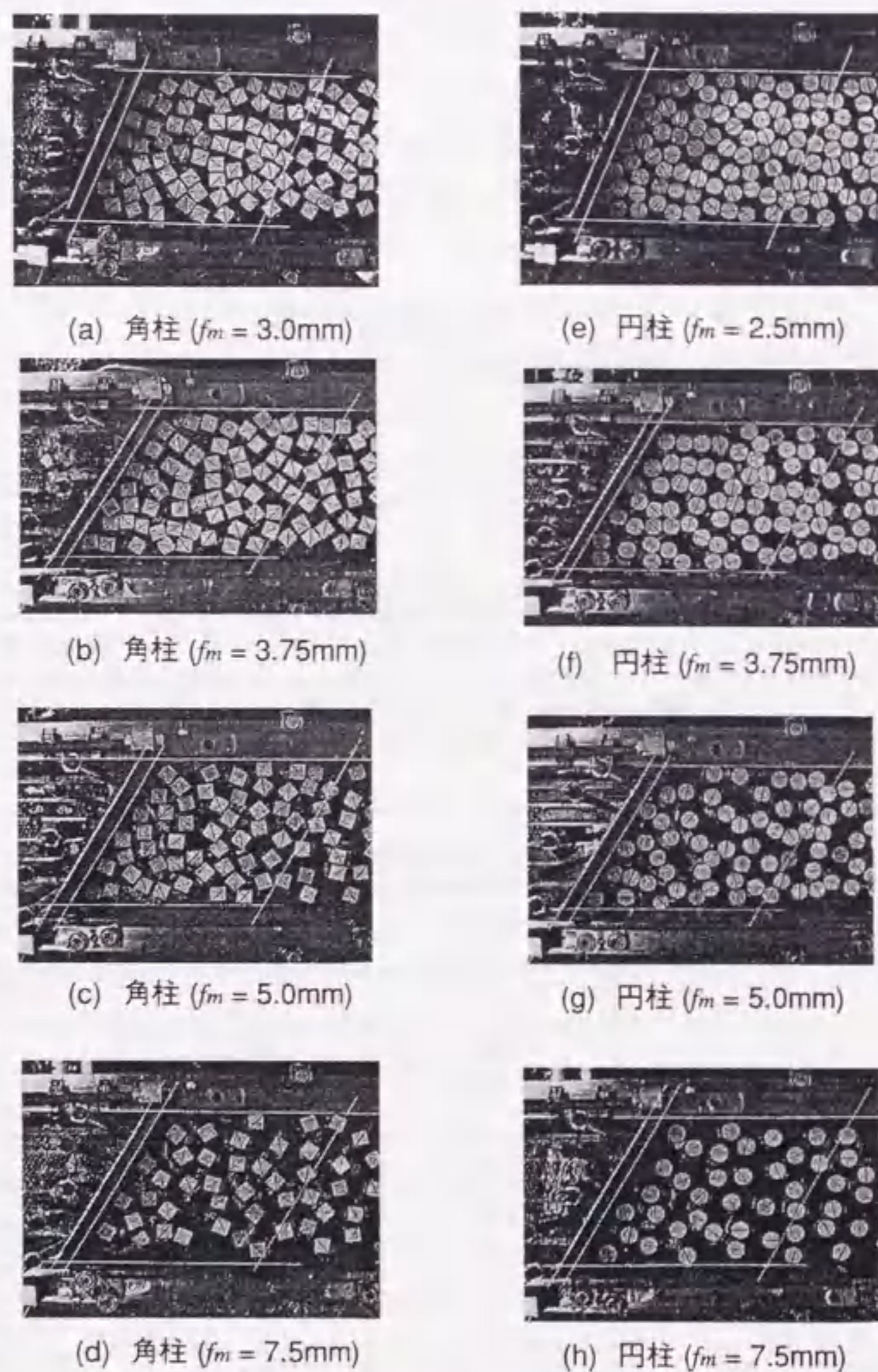


写真-3.4.1 実験による測定画像の例

3.4.2 実験結果とその考察

(a) 骨材粒子の角速度

図-3.4.1に骨材粒子の角速度 ω の測定結果の例を示す。同図には、角柱骨材では $f_m = 3.0, 7.5\text{mm}$ を、円柱骨材では $f_m = 2.5, 7.5\text{mm}$ の測定結果のみをそれぞれ示す。図の背景の濃淡は、せん断ボックス試験器の側板の角速度を示しており、不規則な動きをする骨材のみが浮き出るように描かれている。図から、余剰マトリクス膜厚 f_m が小さいほど、また、試料のせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が大きいほど、骨材粒子の角速度 ω のばらつきが大きくなる傾向が確認できる。また、 χ^2 乗検定により、この骨材粒子の角速度 ω の分布は、せん断ボックス側板の角速度を中心とした正規分布になるという結果が得られた。このため、骨材粒子の角速度 ω のばらつき度合いは、角速度 ω の標準偏差を用いて評価することができ、これはそのまま骨材粒子間の接触度合いの指標として用いることができると考えられる。

図-3.4.2に、試料内部のせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の分布の例を示す。同図と図-3.4.1の比較より、骨材粒子間の接触が著しくなるとともに試料内部の変形も不規則となっていることが明らかである。

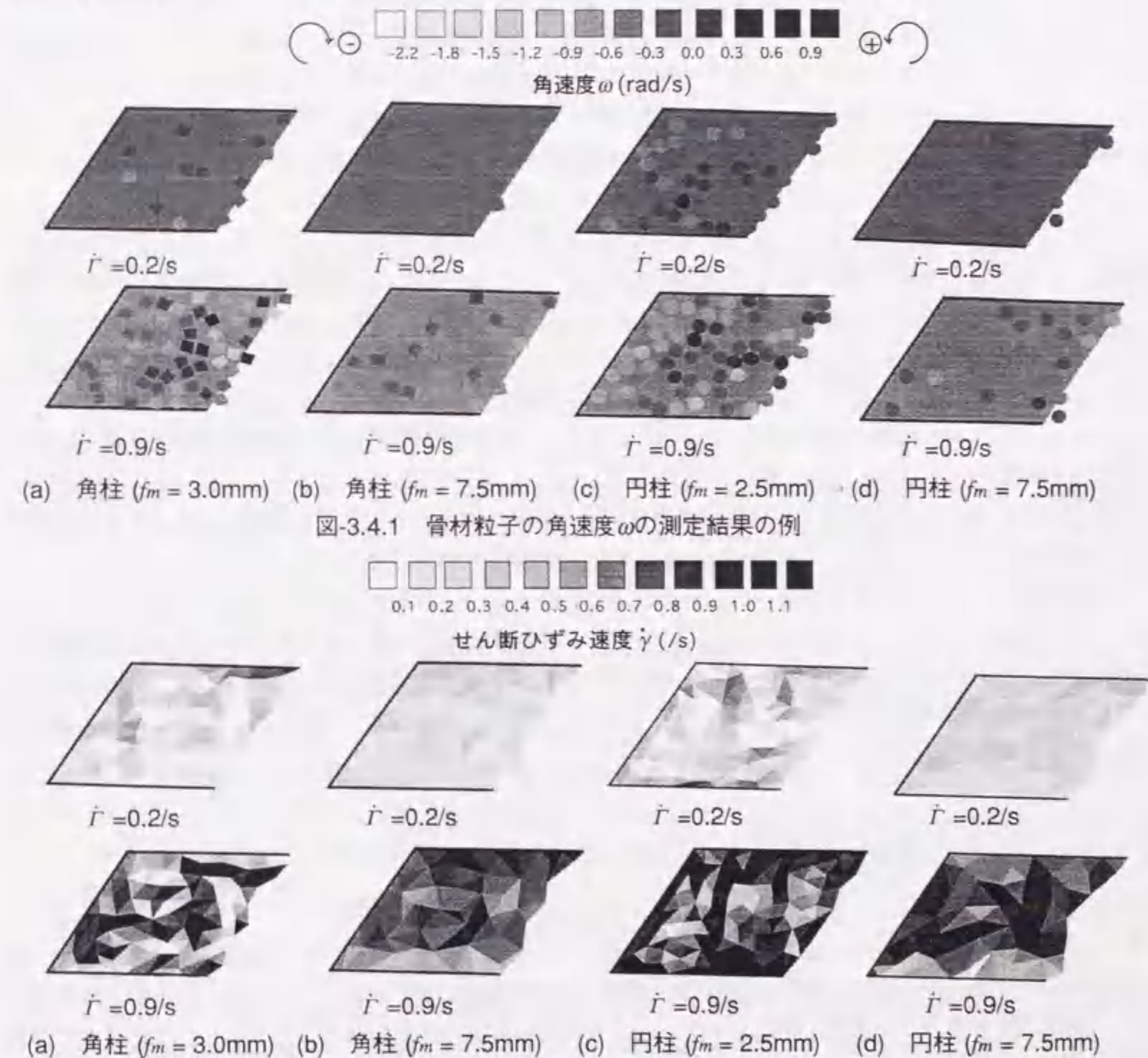


図-3.4.1 骨材粒子の角速度 ω の測定結果の例

図-3.4.2 試料内部のせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の分布の例

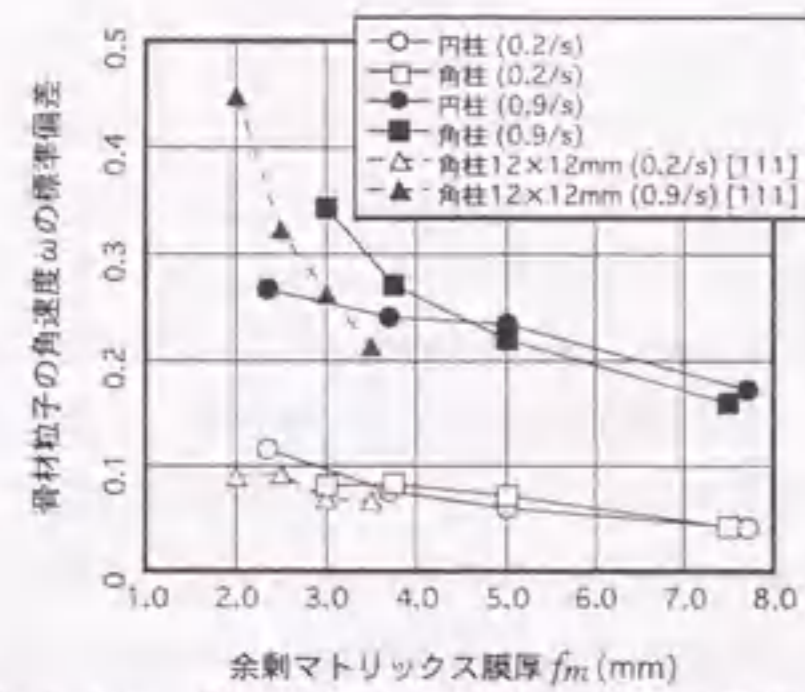


図-3.4.3 骨材粒子の角速度 ω の標準偏差と余剰マトリックス膜厚 f_m の関係

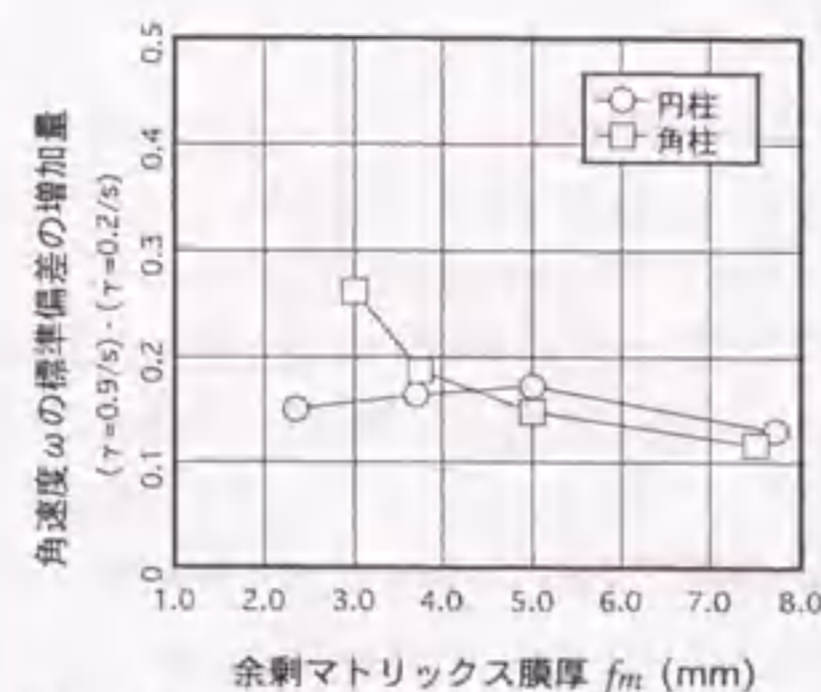


図-3.4.4 角速度 ω の標準偏差の増加量と余剰マトリックス膜厚 f_m の関係

図-3.4.3に骨材粒子の角速度 ω の標準偏差と余剰マトリックス膜厚 f_m の関係を示す。図中には、 $12 \times 12 \times 30$ mmの寸法の骨材を用いた既往の実験結果[111]も併せて示す。図から、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma} = 0.2/s$ では、骨材形状による差はあまり認められず、余剰マトリックス膜厚 f_m の減少とともに、標準偏差はほぼ直線的に増加している。一方、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma} = 0.9/s$ では、 $f_m = 5.0$ mm以下の部分で骨材形状による違いが現れ始め、余剰マトリックス膜厚 f_m がさらに小さくなると、角柱骨材の角速度 ω の標準偏差が急激に増加する傾向が確認できる。これは、 $f_m = 5.0$ mm程度から骨材間の接触の影響が大きく現れてきていることを示している。

レオロジー性質の中の粘性に関して考察するために、図-3.4.3を基に、角柱・円柱それぞれのせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の違いによる標準偏差の増加量を図-3.4.4に示す。同図によれば、余剰マトリックス膜厚 f_m が減少しても、円柱骨材の場合は標準偏差の増加量が変化しないのに対して、角柱骨材の場合は骨材間の接触が発生する辺りから標準偏差の増加量は増大している。ここで、骨材間の接触により試料の変形抵抗性が増加するものと仮定すると、この結果はある余剰マトリックス膜厚 f_m 以下の場合には、骨材粒子の接触によってサスペンションとしての粘性が増加することを示しており、この粘性の増加量は、骨材粒子形状によって異なることがわかる。

一方、図-3.4.3中の低せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の場合に見られる、余剰マトリックス膜厚 f_m の減少とともに標準偏差が直線的に増加する傾向は、サスペンションの降伏値 τ_y の増加に影響しているものと考えられる。

既報の測定結果[111]との若干の違いは、骨材粒子の粒径の違いによるものと思われる。

ただし、余剰マトリックス膜厚 f_m の小さい試料では、応力測定時の繰返しせん断変形によって骨材粒子の整列化が生じているのが確認されており、骨材粒子の整列によって骨材間の接触は減少し、角速度 ω の標準偏差も減少する傾向が観察された。このため、本章の考察では、角速度 ω の標準偏差としてせん断応力測定前後の値を平均して用いた。

(b) サスペンションのレオロジー定数

図-3.4.5に、せん断ボックス試験器で測定したコンシステンシー曲線を示す。

図-3.4.6に、コンシステンシー曲線から得られたビンガム定数と余剰マトリックス膜厚 f_m の関係を示す。円柱骨材の $f_m = 3.75$ mmの測定値が他の測定値の傾向から極端に外れた値となっている。この原因は不明であるが、試料の骨材数のみを単調に増加させていく過程ではこのような現象は考えにくく、以下の考察では除外する。

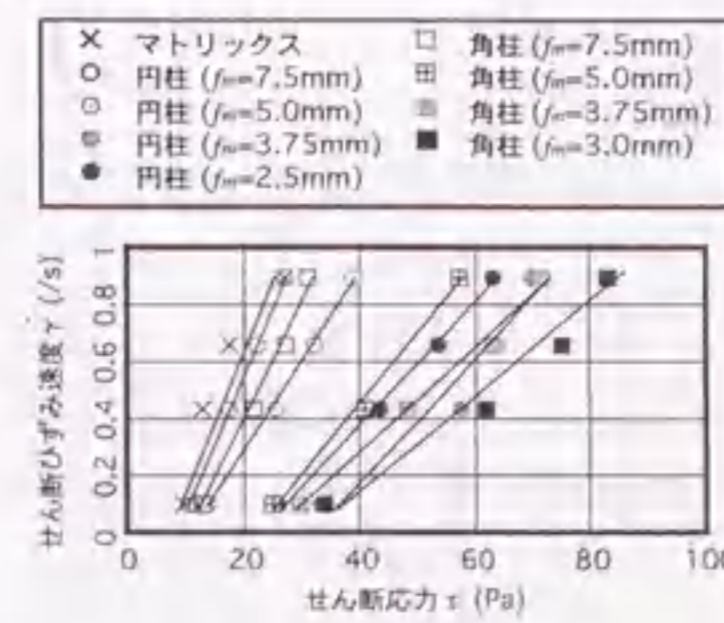


図-3.4.5 コンシステンシー曲線

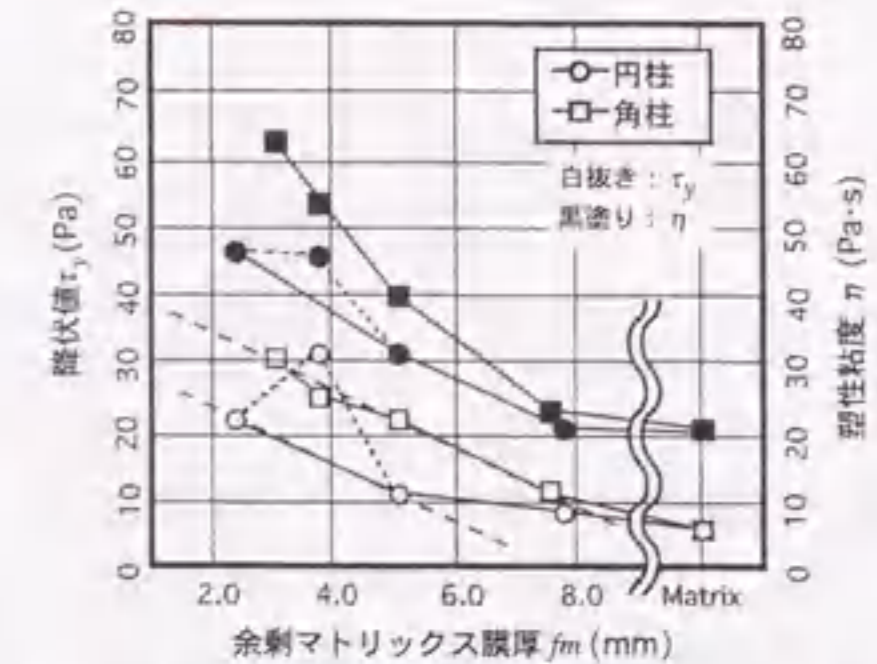


図-3.4.6 ビンガム定数と余剰マトリックス膜厚 f_m の関係

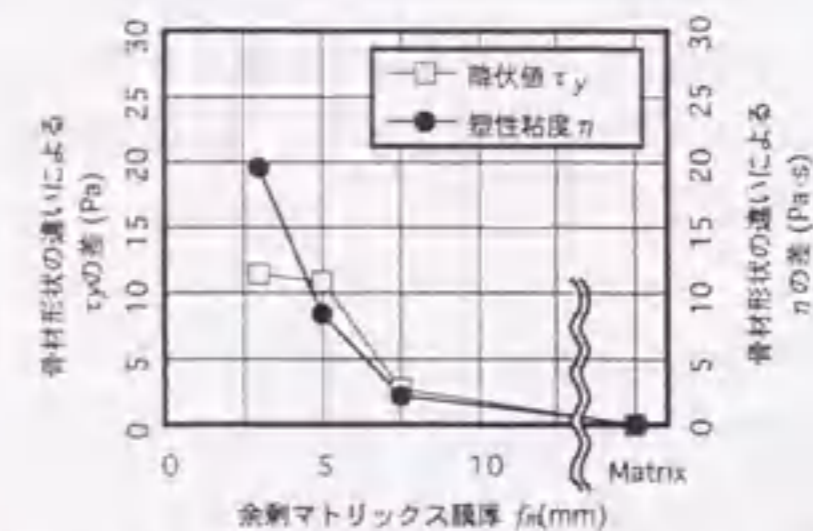


図-3.4.7 骨材形状の違いによるビンガム定数の差

同図から、余剰マトリックス膜厚 f_m の減少とともに降伏値 τ_y および塑性粘度 η が増加する傾向が明らかである。また、骨材間の接触がほぼ無いものと仮定される $f_m = 7.5$ mmの試料でも、骨材形状の違いによりビンガム定数にわずかながら差が見られる。これは、3.3節で示したように、骨材形状や骨材周長によって、変形時に影響されるマトリックスの範囲が異なることに起因するものと考えられる。

(1) 塑性粘度 η

骨材形状の違いによるビンガム定数の変化をわかりやすくするために、骨材形状間のビンガム定数の差と余剰マトリックス膜厚 f_m の関係を図-3.4.7に示す。同図から、塑性粘度 η の差は曲線的に増加していることがわかる。これは、図-3.4.3, 4にも示したように、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ および骨材形状による骨材粒子間の接触の度合いの変化に起因するものと考えられる。

図-3.4.4の円柱骨材のデータからは、余剰マトリックス膜厚 f_m に関係なく、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma} = 0.2 \sim 0.9/s$ の間の骨材の接触度合いの差は変化しない結果となっており、図-3.4.6の円柱骨材の塑性粘度 η の増加は、骨材間の接触以外の要因、すなわちマトリックス分の抵抗に起因するものと考えられる。また、角柱骨材を用いた場合のマトリックス分の粘性抵抗が円柱骨材の場合とほぼ同程度と仮定すると、図-3.4.7中の塑性粘度 η の差は、骨材間の接触に起因する塑性粘度 η の増加分そのものを示していることになる。したがって、サスペンションの塑性粘度 η は、骨材粒子間の接触に起因する成分とマトリックスの抵抗による成分に分けることが可能である。

(2) 降伏値 τ_y

図-3.4.7より、骨材形状の違いによる降伏値 τ_y の差は、余剰マトリックス膜厚 f_m の減少とともに増加するものの、 $f_m = 5$ mm以下では頭打ちになる。また、図-3.4.6中の降伏値 τ_y と余剰マトリックス膜厚 f_m の関係からは、角柱骨材の場合、 $f_m = 7.5$ mm辺りから余剰マトリックス膜厚 f_m の減少とともに直線的に降伏値 τ_y が増加

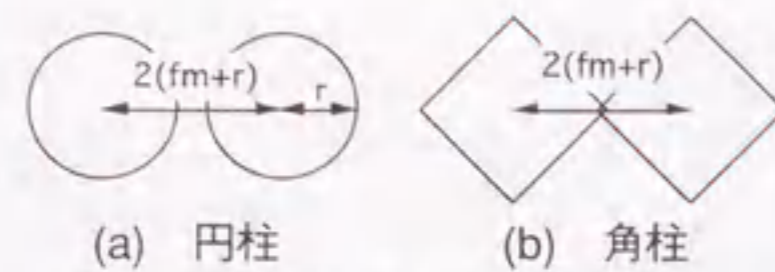


図-3.4.8 円柱と角柱の接触状況の違い

している。一方、円柱骨材の場合には、降伏値 τ_y が増加し始める余剰マトリックス膜厚 f_m が5mm付近であり、角柱骨材の結果を左方にシフトさせた直線となっている。降伏値 τ_y の増加し始めた後の領域のグラフの傾きは、角柱で-4.13Pa/mm、円柱で-4.16Pa/mmであり、形状によらずほぼ一定となることがわかる。

降伏値 τ_y が $\dot{\gamma} = 0/s$ の場合の試料の破壊時の応力であることから、骨材粒子形状による違いは、骨材間のインターロックという形ではなく、接触している骨材数または接触点数といった静止時における骨材粒子の接触状態がそのまま反映していると考えられる。今回の実験に用いた骨材では、図-3.4.8に示すように、同じ余剰マトリックス膜厚 f_m であっても、円柱に比べて角柱の方が骨材どうしが接触する可能性が大きい。骨材粒子が完全に均等に分散している場合でも、角柱では $f_m = 0 \sim 2.75mm$ の範囲であれば骨材どうしが接触する可能性があるのに対し、円柱では $f_m = 0mm$ でないと計算上は接触しない。この差が、図-3.4.6に示した降伏値 τ_y のグラフの変曲点における余剰マトリックス膜厚 f_m の差の原因と考えられる。図-3.4.6中に点線で示した近似直線の余剰マトリックス膜厚 f_m 切片の差は2.54mmであった。

以上のような骨材粒子の静止時の接触状態の他にも、骨材表面の摩擦性質などが影響すると考えられるが、今回用いたモデル骨材は同じ材質で作っているため、無視できる。仮に骨材表面の摩擦係数のみが異なる場合には、降伏値 τ_y -余剰マトリックス膜厚 f_m のグラフの変曲点は変化せず、それより左方の直線の傾きまたは曲率が変化することが予想される。

今回用いたマトリックスは降伏値 τ_y を持つため、サスペンションとしての降伏値 τ_y の増幅作用が予測されるが、3.3節の解析結果、および、図-3.4.6中の円柱骨材の変曲点よりも余剰マトリックス膜厚 f_m が大きい範囲の降伏値 τ_y がマトリックスのそれと大差ないことから、降伏値 τ_y の増幅作用は認められない。ただし、今回用いたモデルマトリックスは均質な粘性体と仮定できるものであり、また、解析上でも同様の仮定を行っているが、実際のフレッシュコンクリートでは、マトリックスとなるモルタルやペーストもサスペンションであり、さらにセメント粒子の凝集構造なども降伏値 τ_y に大きく影響していると考えられ、その場合には、骨材を混入したときの降伏値 τ_y を増幅する作用が働く可能性がある。

図-3.4.3に示した骨材粒子の低ひずみ速度時の角速度 ω の標準偏差からは、余剰マトリックス膜厚 f_m の減少とともに単調に増加する傾向は認められたが、前述したような、ある余剰マトリックス膜厚 f_m で骨材粒子が接触し始めるといった傾向や、骨材形状による傾向の違いは検出されていない。これは、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が小さいために、測定精度的に検出できない程度の微小な挙動であったためと考えられる。

3.5 まとめ

本章では、2次元可視化モデル試料を用いて、サスペンション内部の骨材粒子が試料のレオロジー定数に及ぼす影響を実験的および解析的に検討した。その結果、以下に示すような知見が得られた。

- 1) サスペンションの変形時には、骨材粒子周辺に変形の拘束される部分が存在し、骨材粒子に囲まれた中心部分に変形が集中する。
- 2) 骨材粒子の混入によって塑性粘度は増加するが、骨材間の接触がない場合には降伏値は増加しない。
- 3) 骨材粒子の混入量が同一でも、骨材粒子が分散しているとサスペンションとしての粘性は増加する。
- 4) 骨材粒子間の接触は、余剰マトリックス膜厚が小さいほど、また、せん断ひずみ速度が大きいほど多くなる。この増加傾向は骨材粒子形状によって異なる。
- 5) サスペンションの塑性粘度は、骨材粒子を混入したことによるマトリックスの抵抗に起因する粘性の増加と、骨材粒子の接触による粘性の増加に分解して考えることが可能である。
- 6) 降伏値に対しては、骨材形状だけでなく、試料の静止時の骨材間の接触状態が大きく影響する。
- 7) 降伏値と余剰マトリックス膜厚の関係は、1つの変曲点を持つ曲線としてモデル化できる可能性がある。
- 8) 余剰マトリックス膜厚が一定でも骨材形状によってレオロジー定数が異なる。

第4章 せん断ボックス試験による高濃度サスペンションの レオロジー性質

4.1 概説

4.2 飽和砂

4.3 フレッシュモルタルおよびセメントペースト

4.4 まとめ

4.1 概説

これまでに、ビンガムモデルによるフレッシュコンクリートのレオロジー性質の把握を目的とする研究が数多く行われているものの、いまだに正確には把握されていない。これは、あらゆる条件下においてレオロジー定数を不変とするビンガムモデルを仮定していること自体に問題がある可能性が大きい。

第3章の実験的な検討からは、骨材粒子間の接触状況とサスペンションのレオロジー定数には密接な関係があることが確認されており、より高精度に材料性質を把握するためには、レオロジーモデルの中で骨材粒子間の接触を考慮することが不可欠と考えられる。

2.2.3節でも述べたように、骨材粒子間の接触を圧力依存性としてレオロジーモデルに取り入れた研究も既にいくつか報告されているが、フレッシュコンクリートの流動挙動を十分に表現するには至っていない。これは、骨材粒子間の接触に対して、試料の自重や外部から与えられる圧力以外に、サスペンションのせん断変形時に特有な何らかの影響が現れるためと考えられる。

一方、地盤工学の分野では、砂地盤が液状化に至るまでの研究が数多く行われており、そのメカニズムも把握されつつある。これに対し、2.5.3節で述べたように、液状化後の飽和砂の力学的性質には不明な点が多く、飽和砂の流動現象に関する研究は極めて少ない。これまでに、ニュートン流体やビンガム流体、限界せん断ひずみを持つ擬塑性流体などを適用した研究[76]も報告されているが、飽和砂の流動挙動を十分に表現するには至っていない。この原因としても、フレッシュコンクリートの場合と同様に、サスペンションに特有な変形特性が把握されていないことが挙げられる。

そこで本章では、高濃度サスペンションの動的なせん断変形挙動に関する実験的な検討から、変形のメカニズムの把握および詳細なレオロジー性質のモデル化を試みる。

4.2節では、比較的性状の把握が容易な高濃度サスペンションである飽和砂を試料としたせん断ボックス試験を行い、有効応力と内部摩擦係数をパラメータとするモデルを想定したうえで、飽和砂の流動性状の把握およびそのパラメータの定量化を試みる。

また、4.3節では、フレッシュモルタルおよびセメントペーストを試料とした実験を行い、飽和砂の実験から得られた結果に基づいて、フレッシュモルタルのレオロジー性質に対する影響因子の把握およびモデル化を試みる。

4.2 飽和砂

4.2.1 実験の概要

(a) 実験装置と測定方法

実験には鉛直型せん断ボックス試験装置を用いた。図-4.2.1に測定装置の概要を示す。

せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は、0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.9/sの5水準に変化させ、各速度ごとに3~4往復の繰返しせん断変形を与えた。測定は、試料充填後、まず $\dot{\gamma}=0.1/s$ で行い、その後、試料の状態を変えることなく、上記の5水準の測定を任意の順番で行った。また、本装置は最大で ± 0.64 のせん断ひずみ γ を与えることができるが、本章では、繰返しせん断変形の反転に要する加・減速領域を考慮して、 ± 0.60 の範囲の測定値のみを考察の対象とした。測定項目としては、せん断応力 τ 、せん断ひずみ γ およびせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ 以外に、試料底部に埋設した小型の間隙水圧計により、間隙水圧 u の変化を測定した。

試験時の境界条件は、試料上面のみが自由表面であり、この面における試料の体積変化および吸排水は自由とした。

(b) 試料

試料として用いた砂は、豊浦標準砂、香取産山砂、信濃川産川砂、青梅産砕砂の、粒度分布の異なる4種類である。また、上記の4種類に加えて、4.3節のフレッシュモルタルに用いた山砂と砕砂を3:7の質量比で混合した試料についても測定した。図-4.2.2に粒径加積曲線を、表-4.2.1に砂の物理特性を示す。なお、せん断ボックス試験器内では飽和砂が作成できないため、事前に飽和させた砂をせん断ボックス容器に充填して試験を行った。

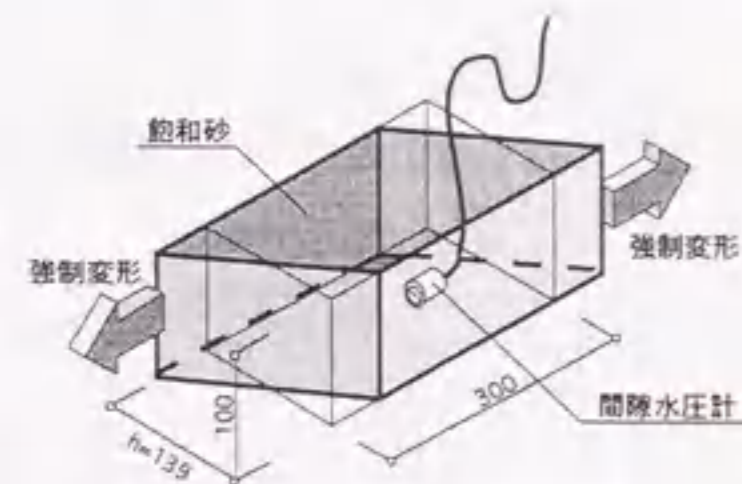


図-4.2.1 測定装置の概要

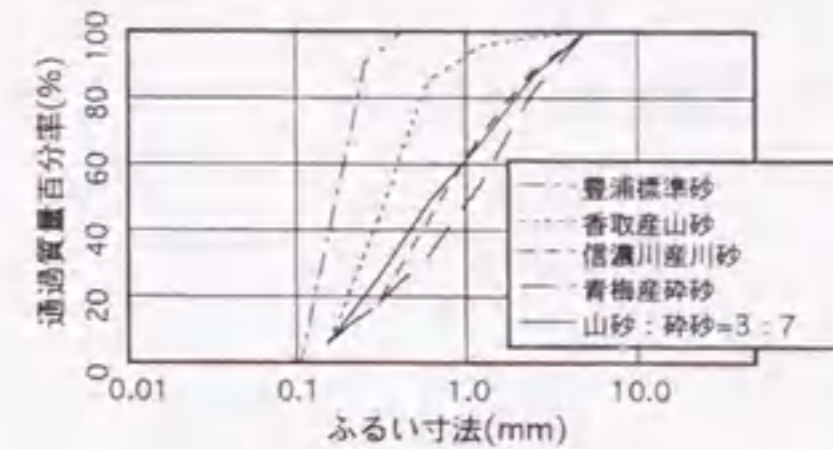


図-4.2.2 粒径加積曲線

表-4.2.1 砂の物理特性

種類	密度 (g/cm ³)	実積率 (%)	粗粒率 F.M.	洗い試験による 損失量 (%)
豊浦標準砂	2.64	62.3	2.09	0.00
香取産山砂	2.40	65.3	1.74	2.24
信濃川産川砂	2.54	71.4	2.76	3.05
青梅産砕砂	2.51	72.5	3.07	5.12

4.2.2 実験結果とその考察

図-4.2.3に、実験で測定されたせん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係を、図-4.2.4に、せん断応力 τ と間隙水圧 u の時刻歴の一例を示す。図-4.2.3に示すように、試料が負の方向に変形する場合にはせん断応力 τ も負となるが、図-4.2.4以降では、せん断応力 τ はその絶対値で示す。

図-4.2.4から明らかなように、せん断応力 τ と間隙水圧 u の変化は非常によく対応している。装置が最大に変形した直後、せん断変形が反転する瞬間に飽和砂は液状化し、間隙水圧 u が上昇して、せん断抵抗が消失する。その後、過剰間隙水圧が消散するとともに、せん断応力 τ が回復する。また、過剰間隙水圧の消散後も、せん断ひずみ γ の増大に伴って間隙水圧 u は減少し、せん断応力 τ が増加する。これは、正のダイラタンシーによって間隙水圧 u の低下が生じるためと考えられる。過剰間隙水圧は、最大でも静置時に働く有効応力分しか上昇しないが、正のダイラタンシーによる間隙水圧 u の低下は、間隙体積の膨張による減圧であるため、下限値は決まらず、試料の充填状態や透水性、せん断ひずみ速度、排水などの条件によっては非常に小さい値を取る可能性もある。この時、間隙水圧 u の低下した分だけ有効応力 p は増大し、せん断抵抗が増すと考えられる。

(a) 繰返しせん断回数

図-4.2.3, 4の (a) は、試料充填直後に $\dot{\gamma}=0.1/s$ で測定された結果である。図-4.2.3に示したように、繰返しせん断回数 N が増加するにしたがってループは小さくなり、ある範囲に漸近していく。これは、流動状態において試料が収束する間隙比である限界間隙比 e_{cr} が、初期の充填状態よりも緩く、せん断変形の繰返しにより間隙比が増大していくためと考えられる。図-4.2.3, 4の (b) に示すように、試料が限界間隙比 e_{cr} に達した後の測定では、充填状態が安定していない $N=1$ および 2 を除けば、その水準ごとに一定の軌跡が観測された。

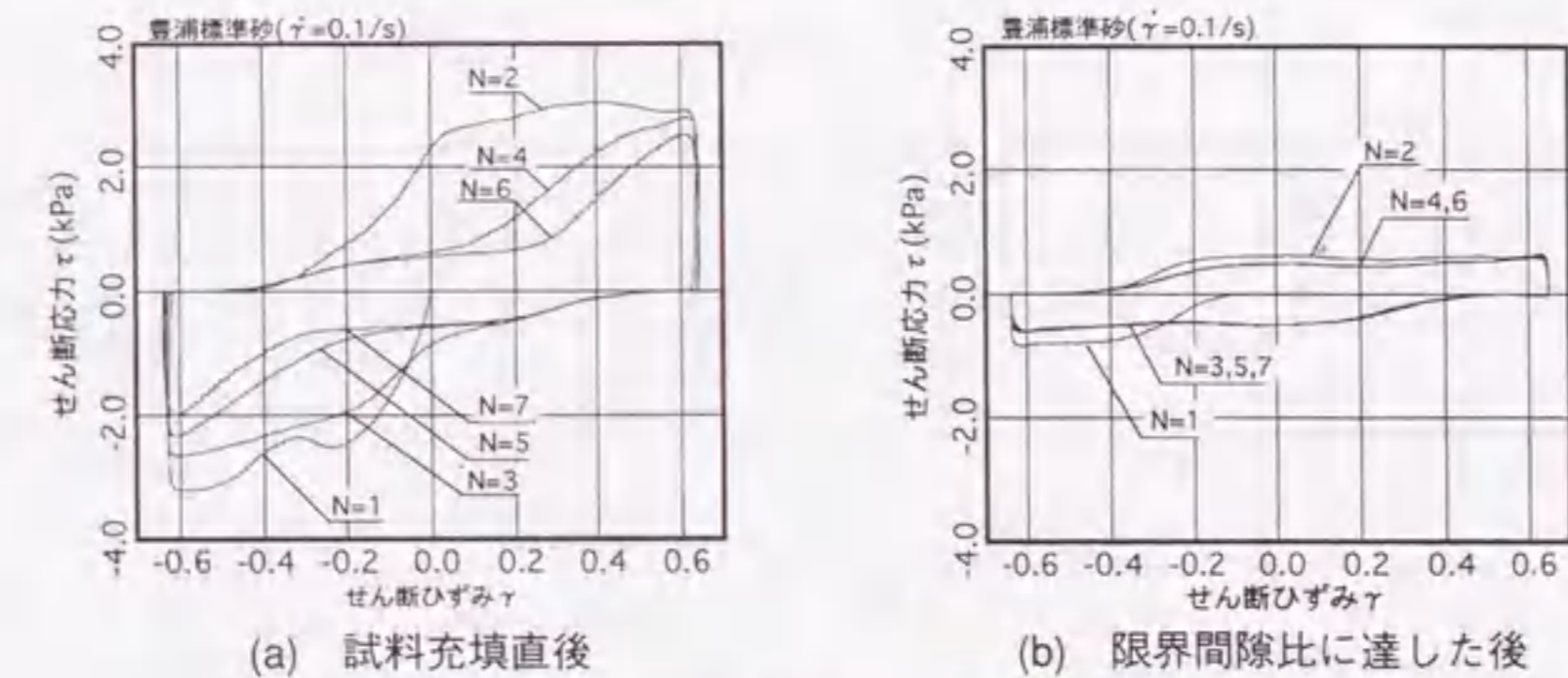


図-4.2.3 せん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係

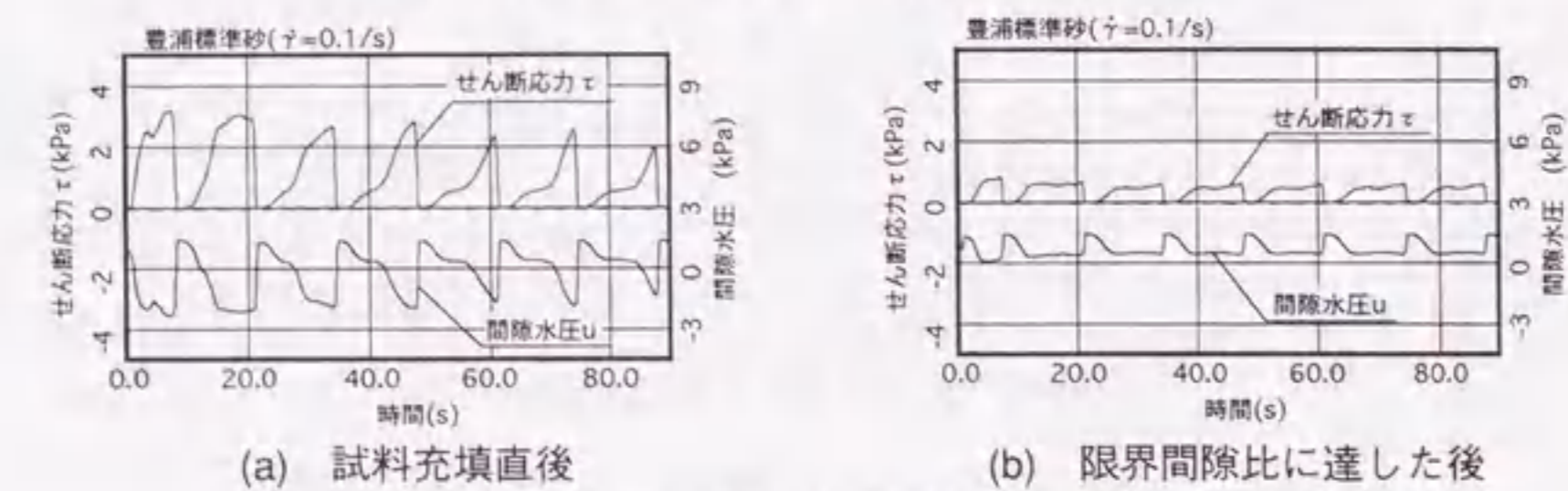


図-4.2.4 せん断応力 τ および間隙水圧 u の時刻歴の一例

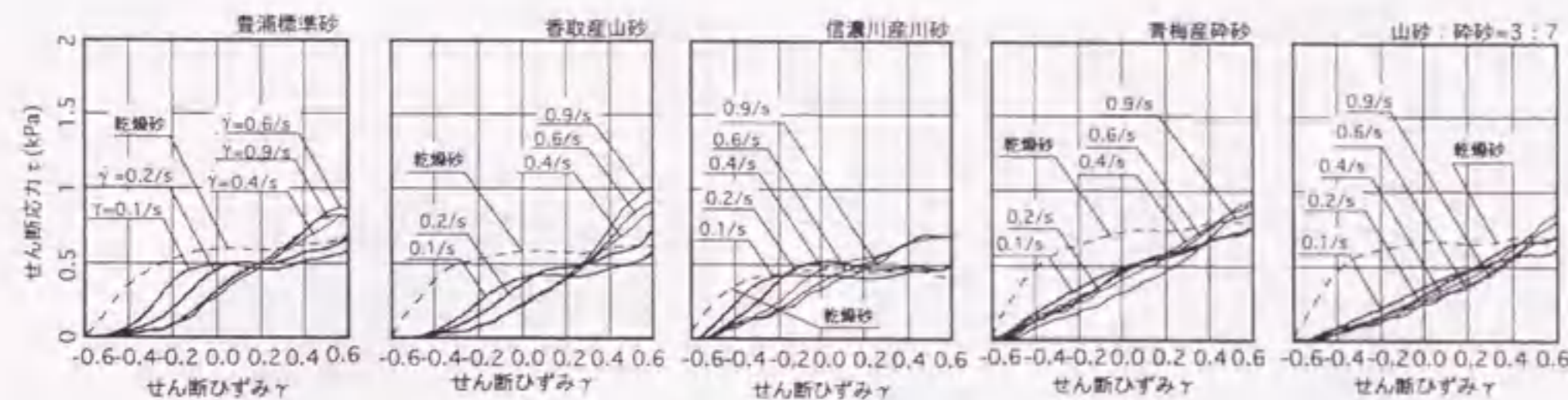
(b) せん断ひずみ速度

図-4.2.5に、せん断応力 τ および間隙水圧 u とせん断ひずみ γ の関係を示す。各図では、試料が限界間隙比 e_{cr} に達した後の測定値のみを示す。

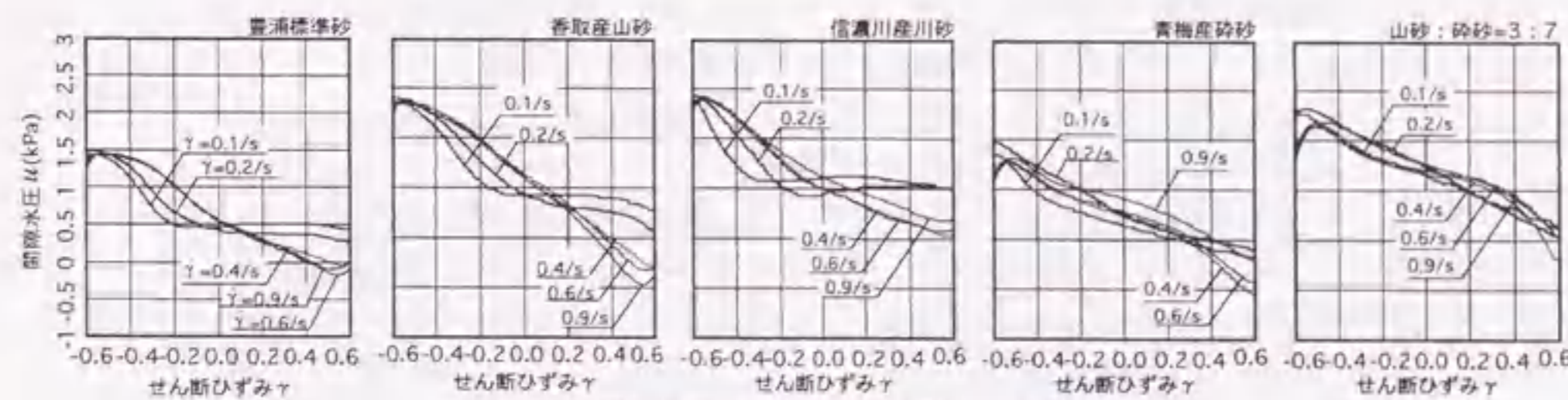
豊浦標準砂、香取産山砂および信濃川産川砂の結果では、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が小さいほど、関係曲線の変曲点が顕著に現れている。この変曲点は、液状化後に起こる過剰間隙水圧の消散とその後の正のダイラタンシーによる間隙水圧 u の低下という異なる2つのメカニズムの境界を示していると考えられる。一方、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が大きい場合には、正のダイラタンシーの影響が大きく、液状化した試料の過剰間隙水圧が消散し終らない間に正のダイラタンシーが発生するために、変曲点が現れなくなるものと考えられる。

青梅産砕砂および山砂と砕砂の混合砂では、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の影響は比較的小さい。これは、青梅産砕砂の微粒分混入量が多いことが原因と考えられる。間隙水に微粒分が混入することにより、間隙水の粘性の増加に起因する透水性の低下や、マトリックスと砂粒子の間の密度差が小さくなることによる砂粒子の沈下速度の低下などの影響により、過剰間隙水圧の消散速度が遅くなり、正のダイラタンシーの影響が顕著になるものと考えられる。すなわち、透水性が低い状態では、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の大きい状態と類似の現象が起こっているといえる。

図-4.2.5の(a)には、比較のために乾燥砂で同様の測定を行った結果を破線で示したが、乾燥砂では、同一種類の砂において、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ による測定値の差が全く見られなかった。このことから、本実験の測定条件下においては、飽和砂のせん断ひずみ速度依存性は、砂の透水性および間隙水の粘性によってほぼ決まるものと判断できる。



(a) せん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係



(b) 間隙水圧 u とせん断ひずみ γ の関係

図-4.2.5 せん断応力 τ および間隙水圧 u とせん断ひずみ γ の関係

(c) コンシステンシー曲線

図-4.2.6に、飽和砂のせん断ひずみ領域ごとのコンシステンシー曲線を示す。ただし、今回測定されたコンシステンシー曲線は、初期状態において既に液状化した状態のものである。いずれの試料も、せん断ひずみ γ が小さく液状化している領域では、せん断応力 τ が小さいが、せん断ひずみ γ を増大させていくと、まず、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の小さい領域のせん断応力 τ が増大し、その後、コンシステンシー曲線が図の右方向にシフトしながら、コンシステンシー曲線の傾きが、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の小さい領域から順に逆転し、最終的にはビンガムモデルに近似できるコンシステンシー曲線に近づく。

せん断ひずみ γ の小さい段階でコンシステンシー曲線が逆勾配となるのは、過剰間隙水圧の消散が時間に依存した現象であるためと考えられる。同一せん断ひずみ γ の場合では、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が大きいほど変形反転からの経過時間は短く、過剰間隙水圧の消散度合いが小さくなるため、せん断応力 τ が小さくなる。その後、変形の進行とともに、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の小さい領域から順に過剰間隙水圧の消散が終了するために、コンシステンシー曲線の勾配は、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の小さい方から順に逆転していく。

また、コンシステンシー曲線からも、前述したような、透水性の低い試料ほどせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の大きい状態へシフトする傾向が見られ、これらの曲線の比較から、砂の透水性が、粒度分布および微粒分含有量の影響で、信濃川産川砂・豊浦標準砂・香取産山砂・青梅産砕砂の順で低くなっていると判断できる。

(d) 動的内部摩擦係数

図-4.2.6に示すコンシステンシー曲線は、厳密に言えば近似的なものであり、過剰間隙水圧の消散現象が時間に依存する現象であることから、誤差が生じることが予想される。本来せん断応力 τ がせん断ひずみ γ ではなく、有効応力 p をパラメータとしていることを考えると、複雑な流動挙動を正確に表現するためには、

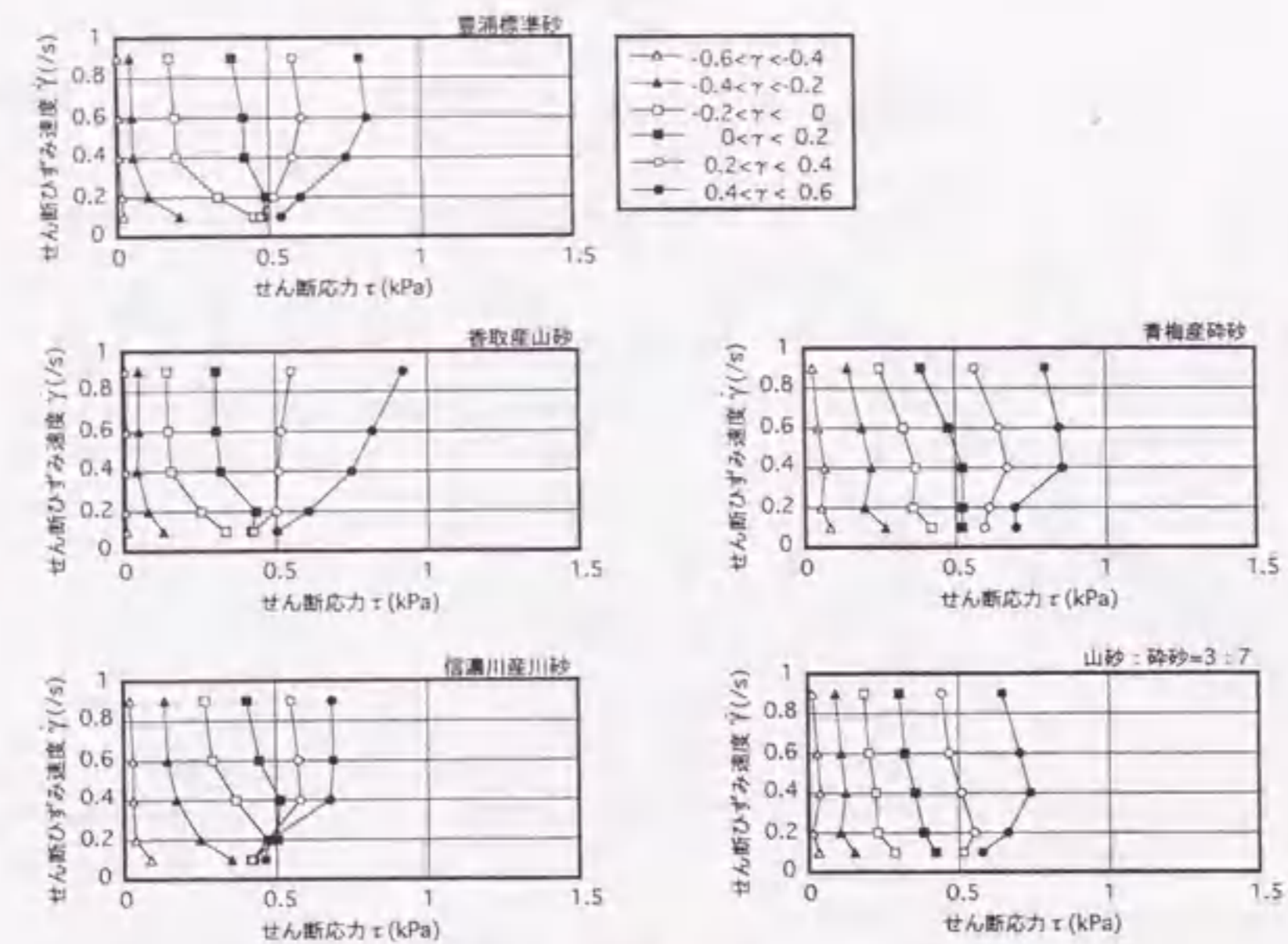


図-4.2.6 飽和砂のコンシステンシー曲線

有効応力 p と内部摩擦係数 $\tan\phi$ からせん断応力 τ を求める必要がある。そこで、全応力が有効応力 p と間隙水圧 u の和であるという関係から、完全な液状化状態でせん断応力が0のときの有効応力 p を0と仮定し、その状態からの間隙水圧 u の減少分を有効応力 p とみなして算出した。

図-4.2.7に、豊浦標準砂のせん断応力 τ と有効応力 p の関係を示す。図には有効応力 p の上昇域のみを示している。本実験の範囲では、2値の関係は、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ および充填状態によらず、 $p=0.8\text{kPa}$ 付近で交わる2本の直線で近似できる。図-4.2.5 (b)に示した間隙水圧 u の挙動と比較すると、 $p<0.8\text{kPa}$ では、試料は液状化状態にあり、 $p>0.8\text{kPa}$ では、液状化が終了して正のダイラタンシーが発生していると見ることができ。このことから、 $p<0.8\text{kPa}$ の範囲では、液状化により砂粒子間の接触状態が変化して、近似直線の勾配が減少しているものと考えられる。

また、 $p=1.0\text{kPa}$ の付近でせん断応力 τ が上方にシフトする傾向が見られる。これは、 $\dot{\gamma}$ が小さい場合にのみ現れ、試料内部では、粒子の接触状態が、有効応力 p が一定のまま、液状化状態から通常の状態に移行しているものと考えられる。 $\dot{\gamma}$ が大きい場合にはこのような現象は観察されず、有効応力 p の増加にしたがって徐々に状態が移行していく。

図-4.2.7には、近似直線から求まる応力円の包絡線も併示した。この包絡線は動的なクーロン線であり、動的内部摩擦係数 $\tan\phi'$ として、 $p<0.8\text{kPa}$ で0.220、 $p>0.8\text{kPa}$ で1.966の値が得られた。動摩擦が動的状態にあることを条件とすることから、流動時の応力状態は、常にこの包絡線に接する応力円上にある。

(e) せん断層厚さ

試料の寸法効果を検討するために、せん断層厚さ h が214mmの試験装置を用いた実験も行った。その結果、コンシステンシー曲線およびせん断応力 τ と有効応力 p の関係のいずれにおいても、前掲の $h=139\text{mm}$ の結果との大きな差異は見られなかった。図-4.2.8には、せん断応力 τ と有効応力 h の関係に関して、せん断層厚さ h が139mmおよび214mmの結果を重ねた結果を示す。

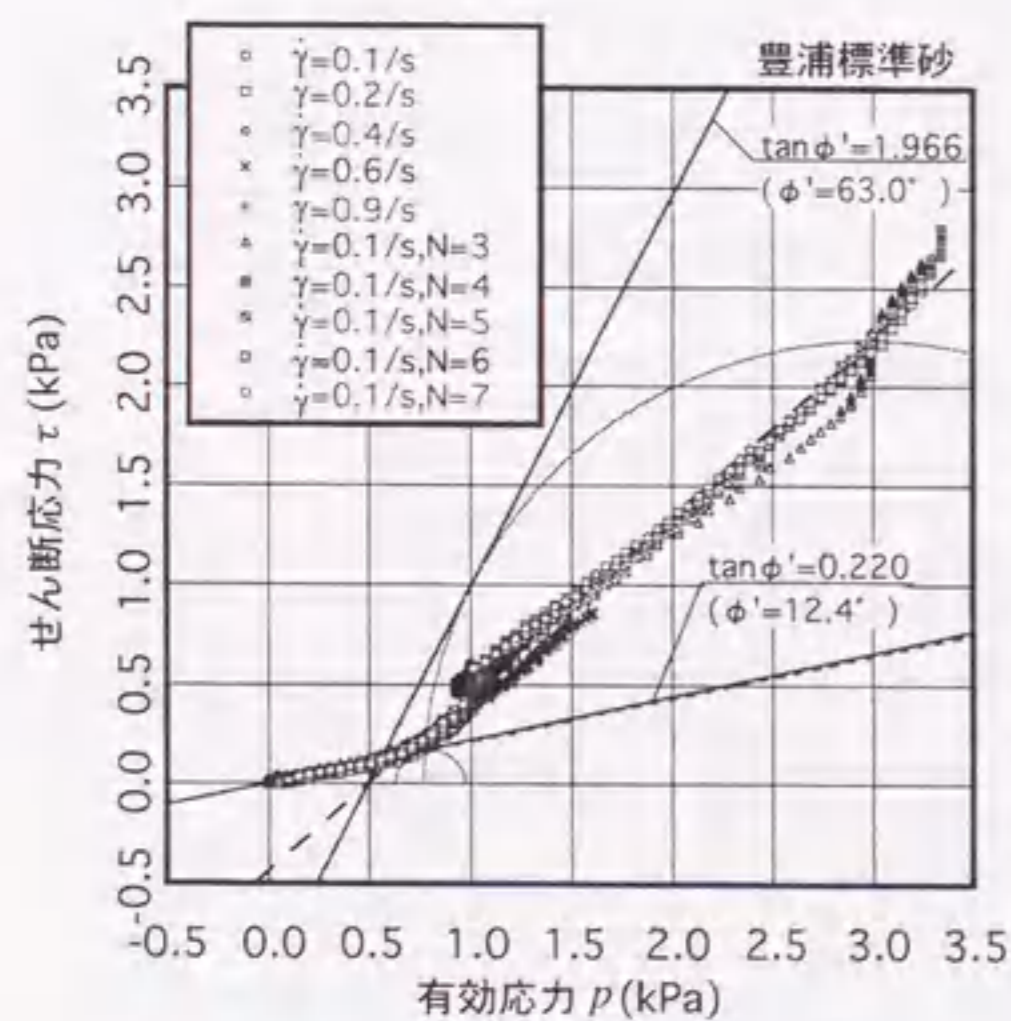


図-4.2.7 せん断応力 τ と有効応力 p の関係

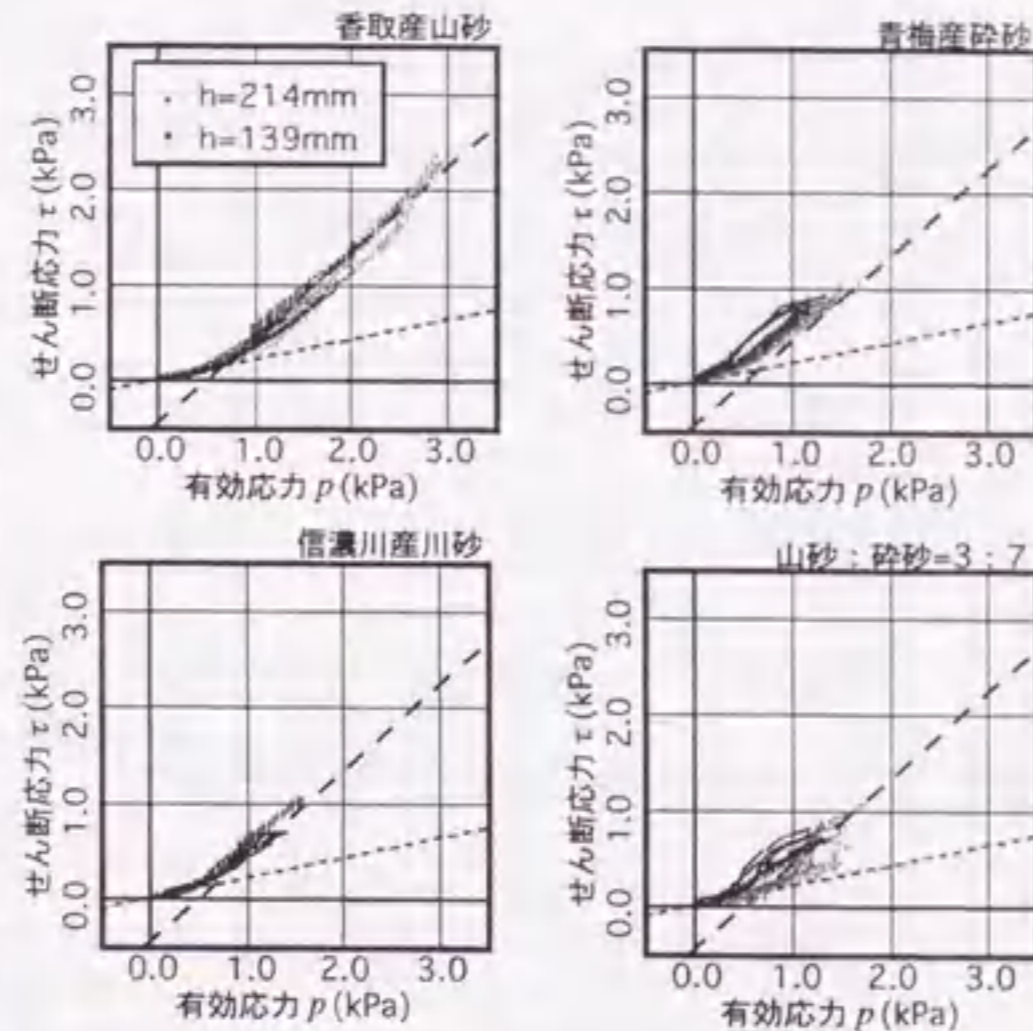


図-4.2.8 各砂のせん断応力 τ と有効応力 p の関係

(f) 砂の種類

図-4.2.8中の破線は、豊浦標準砂で測定された2本の回帰曲線を示すが、この図から、砂の種類による違いは、微粒分の多い試料で相関の低いものがあつた以外は、ほぼ同じ直線上に重なつた。これは、本実験における有効応力 p の範囲が極めて小さかつたため、砂粒子の表面性状の違いは現れず、また、限界間隙比 e_{cr} に達した状態のみを評価したために、砂粒子間の距離が遠くなり、砂粒子形状の影響も現れなかつたものと考えられる。

(g) せん断変形履歴

せん断応力 τ および間隙水圧 u とせん断ひずみ γ の関係に及ぼす、変形開始以前のせん断変形履歴の影響の一例を図-4.2.9に示す。同図は、 $N=1$ の変形開始時の測定結果であり、せん断ひずみ $\gamma=0$ から変形を開始している。変形開始以前に受けた変形の方向と順方向に再度変形させた場合と、逆方向に変形させた場合の結果を示す。また、比較のために限界間隙比 e_{cr} に達した後の測定結果も併せて示す。図から明らかなように、せん断変形履歴によってその性状は全く異なり、順方向に変形させた場合には、せん断応力 τ が変形開始とともに急激に増加するのに対し、逆方向の場合には、変形開始と同時に液状化して、せん断応力 τ が消失する。この結果から、流動停止後の飽和砂は、流動方向と逆方向の変形を受けた場合に、容易に液状化することが予測される。

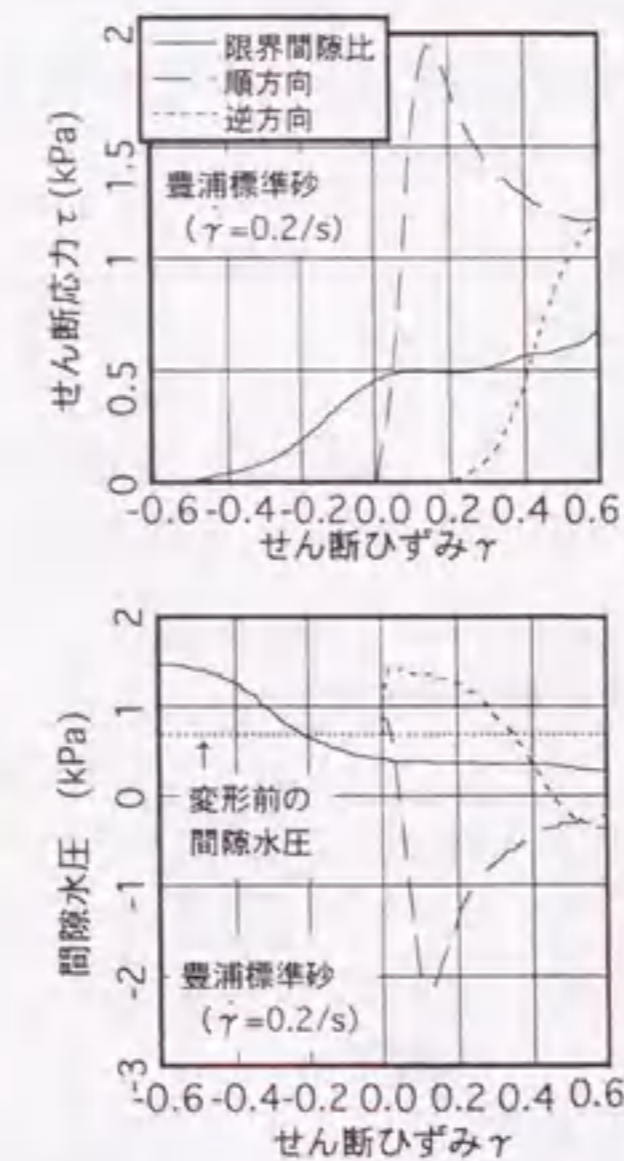


図-4.2.9 せん断変形履歴の影響

4.2.3 液状化した砂の流動メカニズムのより詳細なモデル化

(a) 液状化した砂の流動メカニズム

4.2.2節の結果から、間隙水圧 u の変化には、液状化に伴う過剰間隙水圧の発生と消散、および、正のダイラタンシーに起因する間隙水圧 u の低下という2つのメカニズムが考えられることが明らかとなった。これらの現象は、透水性や間隙比など影響因子が非常に多く、複雑な発生メカニズムを持つと考えられるが、大まかに考えて、過剰間隙水圧の消散は時間 t に、正のダイラタンシーはせん断ひずみ γ に依存して、間隙水圧 u が低下する現象と捉えることができる。

図4.2.10に、液状化後の飽和砂の流動メカニズムを示す。液状化した飽和砂の内部の微小部分について考えると、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が極めて速い場合や、マトリックスの粘性が高く、過剰間隙水圧の消散速度が遅い場合などを除けば、過剰間隙水圧の発生中に、正のダイラタンシーが発生することはなく、過剰間隙水圧が消散した後に、正のダイラタンシーが発生していると考えられる。このため、以下の考察では、液状化終了前と液状化終了後に分けて、流動のモデル化を試みる。

(b) 液状化状態から液状化終了までの流動挙動のモデル化

図4.2.11に、せん断ボックス試験時の試料内部の応力分布を示す。過剰間隙水圧の消散現象は、試料全体で同時に起こるのではなく、試料の底部から順に消散していくという性質を持つ。また、液状化している部分のせん断応力 τ は、液状化終了時と比べて無視できるほど小さいことを考えると、液状化砂の流動時には、過剰間隙水圧の消散が進むにしたがって、せん断抵抗を発生する試料高さ H が変化しており、過剰間隙水圧が全断面で消散するまでは、試料の量自体が増大していくのと類似した状況とみなせる。この考え方をいけば、過剰間隙水圧の消散現象を時間経過に伴う試料高さ H の変化として、比較的簡単にモデル化でき、流動解析などに適用することも可能と考えられる。

(c) 液状化終了後の流動挙動のモデル化

図4.2.5 (a) に示した、豊浦標準砂のせん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線のデータから、試料の全断面において液状化が終了した時点をもせん断ひずみ $\gamma=0$ として再プロットしたものを図4.2.12に示す。同図には、乾燥

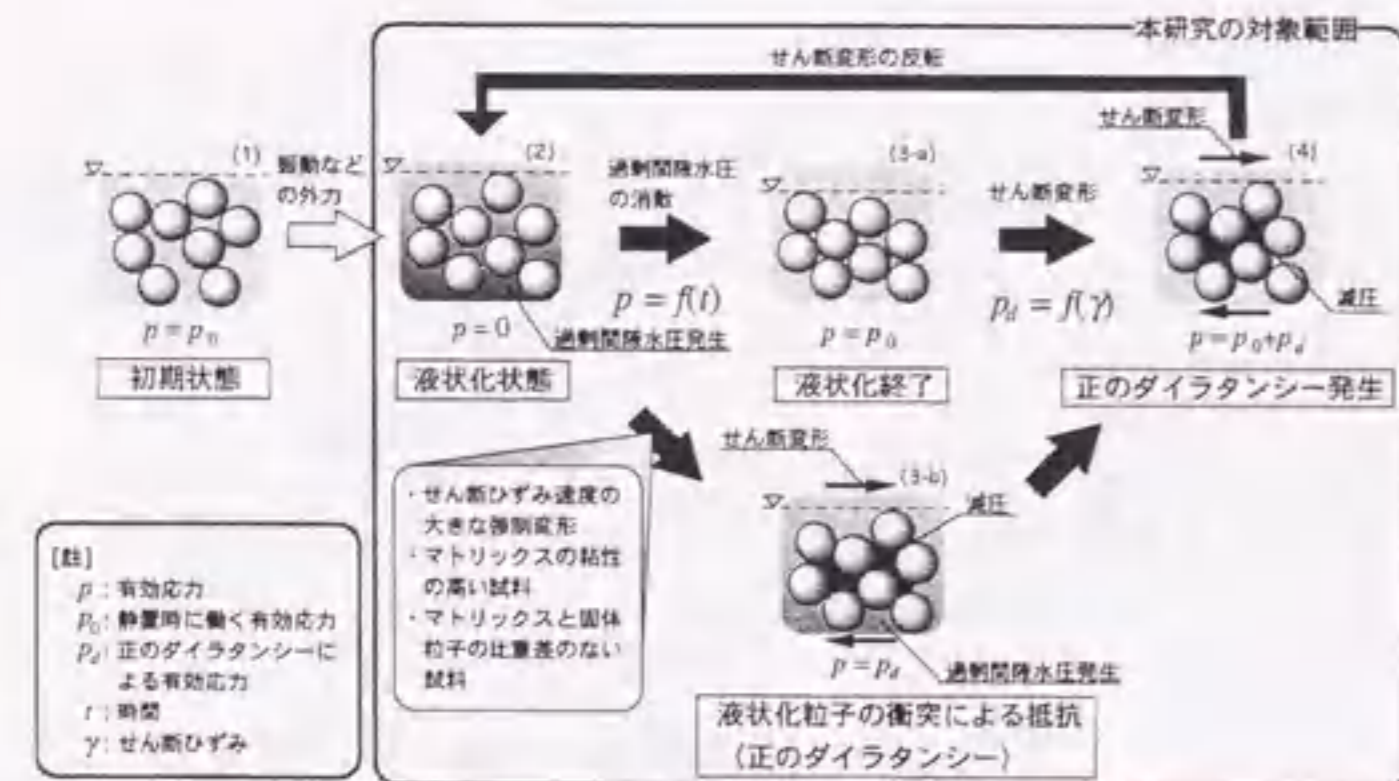


図4.2.10 飽和砂の流動メカニズム

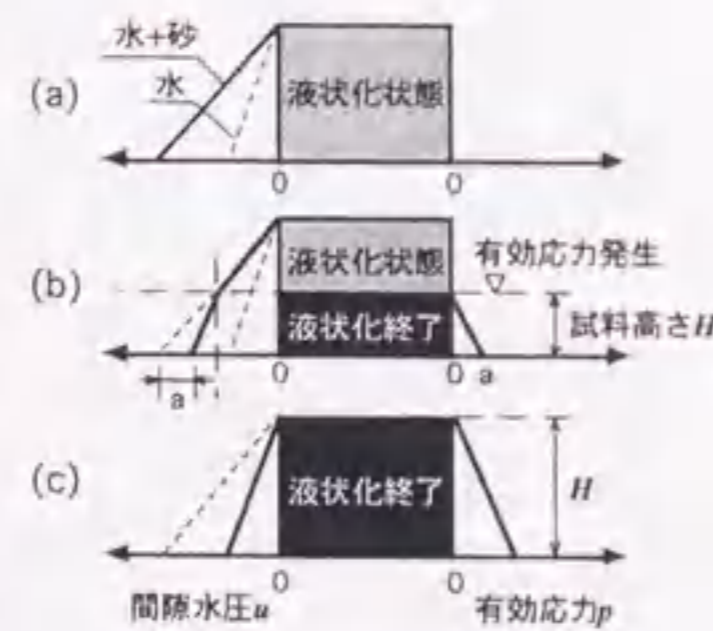


図4.2.11 液状化時の高さ方向の間隙水圧 u および有効応力 p の分布

砂の測定結果も併せて示す。この図によれば、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma} = 0.1, 0.2/s$ の測定結果が下に凸の曲線である以外は、ほぼ線形な関係となっている。

図4.2.13は、図4.2.12の結果から得られるせん断ひずみ $\dot{\gamma}$ をパラメータとしたコンシステンシー曲線である。同図から、せん断ひずみ $\dot{\gamma}$ の増大とともに、塑性粘度 η が増加する傾向が認められる。しかし、実際には、間隙水圧 u は、せん断ひずみ $\dot{\gamma}$ およびせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ から独立したパラメータであり、図4.2.13に示すような、変形の履歴を考慮していないコンシステンシー曲線を用いたレオロジー性質のモデル化では、間隙水圧 u が連続的に変化する状況表現できない。

図4.2.12から得られたせん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線の勾配とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係を図4.2.14に示す。ここで、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma} = 0/s$ の値としては乾燥砂の測定結果を用いた。これは、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が0に近い場合と乾燥砂では、間隙水圧 u の変化が無いという点が条件的に近いと考えられるためである。同図から、せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線の勾配とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ との間には非常に良い相関があり、直線ではほぼ近似できることがわかる。

図4.2.12によれば、せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線の勾配は、せん断ひずみ γ に依存せず一定と見なすことができ、また、図4.2.14に示したように、せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線の勾配とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係はほぼ線形となることから、飽和砂の液状化終了後の変形特性は、図4.2.14に併示した直線の y 切片と傾きの2つの値で表現することができる。その結果、図4.2.15に示すように、そのときのせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ から、せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線の勾配が決定でき、せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線を直接求めることができると考えられる。

ただし、このモデルの適用条件は、飽和砂のように、マトリックスに起因するせん断抵抗を無視でき、固体粒子間の摩擦抵抗によってせん断抵抗が決まる場合のみであり、フレッシュコンクリートやフレッシュモルタルのようなマトリックスのせん断抵抗の影響が大きい場合には、本モデルの適用は難しい。

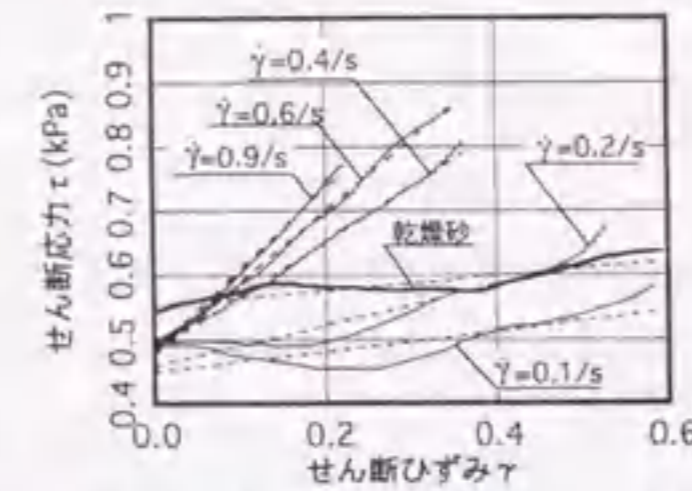


図4.2.12 液状化終了後のせん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線

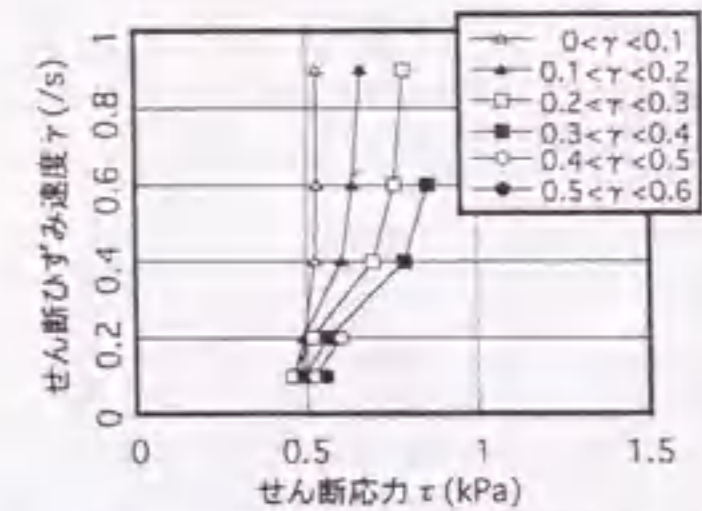


図4.2.13 液状化終了後のコンシステンシー曲線

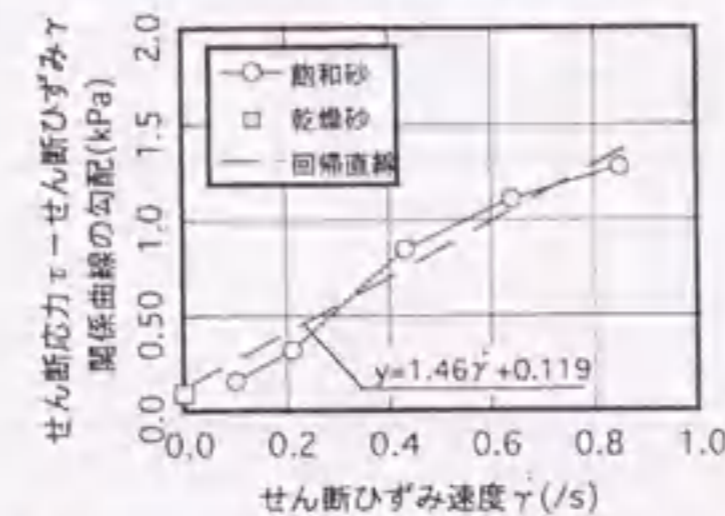


図4.2.14 せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 曲線の勾配とせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係



図4.2.15 流動挙動の予測手法の概念

4.3 フレッシュモルタルおよびセメントペースト

4.3.1 実験の概要

実験には、4.2節の場合と同様に、図-3.2.1に示すような、せん断層厚さ $h=139\text{mm}$ の鉛直型せん断ボックス試験装置を用いた。ただし、セメントを混入した試料では、間隙水圧計による測定が困難であるため、間隙水圧 u の測定は行っていない。

フレッシュモルタルには、山砂：砕砂を3：7の比率で混合した砂を用いた。表-4.3.1に今回の実験に用いた試料の調合およびモルタルフロー試験結果を示す。

砂粒子の混入量の違いの影響を検証するために、細骨材容積比 s/m を0.50, 0.55, 0.575の3水準に変化させた。この時、砂の混入量の違いのみを評価するために、マトリックスとなるセメントペーストの調合は一定とした。また、セメントペーストの性質の違いの影響を見るために、 $s/m=0.50$ の時の落下前モルタルフロー値 Fl_0 を100mm程度および200mm以上の2水準に変化させ、また、 $s/m=0.575$ の時の落下前モルタルフロー値 Fl_0 を200mm程度となるように流動化させた試料の試験も行った。水セメント比 W/C は、全ての試料で0.30および0.40の2水準とした。落下前モルタルフロー値 Fl_0 は、高性能AE減水剤添加量 HAE/C で調節した。

マトリックスとなるセメントペーストのみの試験も行ったが、高性能AE減水剤の添加率 HAE/C をモルタルの場合と同一にすると、セメント粒子の分離が著しくなるため、添加量を減らした試料を用いた。また、高性能AE減水剤無添加の硬練りセメントペーストの試験も行った。

表-4.3.1 モルタルおよびペーストの調合およびモルタルフロー試験結果

No.	W/C	s/m	W (kg/m ³)	C (kg/m ³)	S (kg/m ³)	HAE/C (%)	Fl ₀ (mm)	Fl. (mm)
1	0.30	0.50	243	811	1,300	2.2	273	-
2		0.55	219	730	1,430		205	243
3		0.575	207	689	1,495	1.2	137	190
4		0.50	243	811	1,300		124	201
5		0.575	207	689	1,495		3.2	201
6	0.40	0.50	279	698	1,300	0.8	202	258
7		0.55	251	628	1,430		103	204
8		0.575	237	593	1,495	0.2	91	170
9		0.50	279	698	1,300		95	202
10		0.575	237	593	1,495		1.5	229
p-1	0.30	-	487	1,622	-	0.2	-	-
p-2	0.40	0.0	558	1,396	0		-	-
p-3	0.29	-	478	1,649	-		0.0	-

[Notes] W/C: Water-cement ratio, s/m: Volumetric sand-mortar ratio, W: Water, C: Cement, S: Fine aggregate, HAE: High-range water reducing AE agent, Fl₀: Mortar flow value before drop, Fl.: Mortar flow value after 15 times drop.

4.3.2 実験結果とその考察

図-4.3.1は、せん断ボックス試験で測定されたモルタルのせん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係を示したものである。図中に示す曲線は、それぞれせん断ひずみ速度を $\dot{\gamma}=0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.9/s$ で変形させた場合の結果である。同図からわかるように、モルタルのせん断ひずみ依存性は調合によって全く異なる。

せん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係曲線の勾配は、前節の飽和砂の実験結果から考えて、ダイラタンシーに起因するものであり、この勾配が大きいほどサスペンション特有の性質が顕著に現れていることを示す。逆に、完全なビンガム流体ではこのような勾配は現れず、せん断応力 τ は一定値となるはずである。

(a) 細骨材容積率

細骨材容積率 s/m を変化させた試料No.1~No.3およびNo.6~No.8と比較すると、 s/m の増加に伴ってせん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係曲線の勾配が大きくなっている。これは、マトリックスの性質が一定ならば、固体粒子の混入量が多いほど、せん断応力 τ のせん断ひずみ依存性が顕著に現れることを示している。

なお、 $W/C=0.40$ の試料の方が $W/C=0.30$ の試料に比べて勾配が急であるが、これはモルタルフロー値 Fl_0 の違いによるものと考えられる。

(b) セメントペーストの流動性

試料No.1, 6から、混和剤添加量 HAE/C を減少して、セメントペーストの流動性を下げた試料No.4, 9では、曲線の勾配が大きくなり、せん断ひずみ依存性が顕著に現れている。

一方、試料No.3, 8から、混和剤添加量 HAE/C を増加して、セメントペーストの流動性を上げた試料No.5, 10では、細骨材容積率 s/m が大きいにもかかわらず、曲線の勾配は小さい。このことから、高性能AE減水剤を多量に添加し、セメントペーストの流動性が高くなれば、曲線の勾配は小さくなり、ビンガム流体に近い

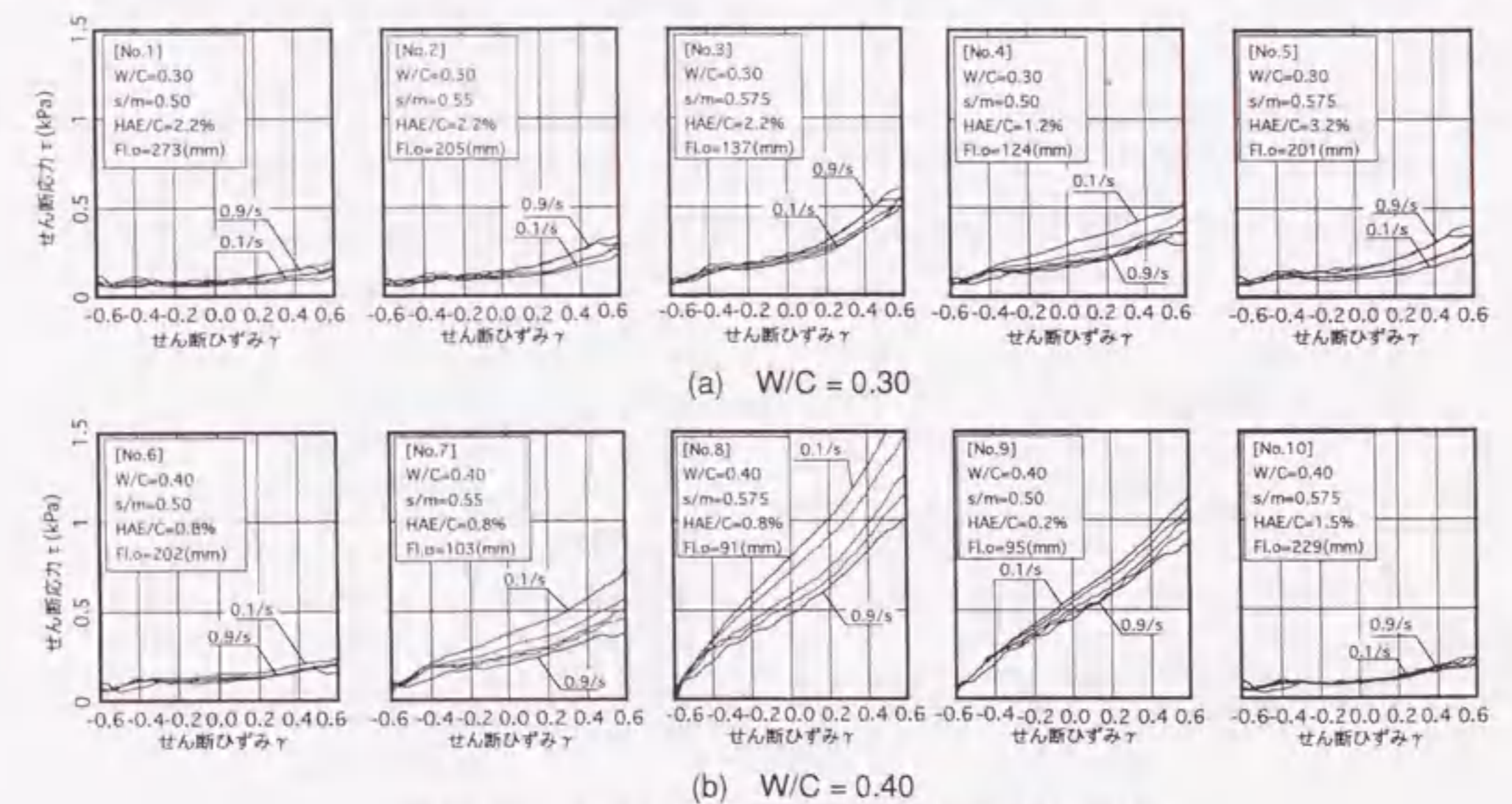


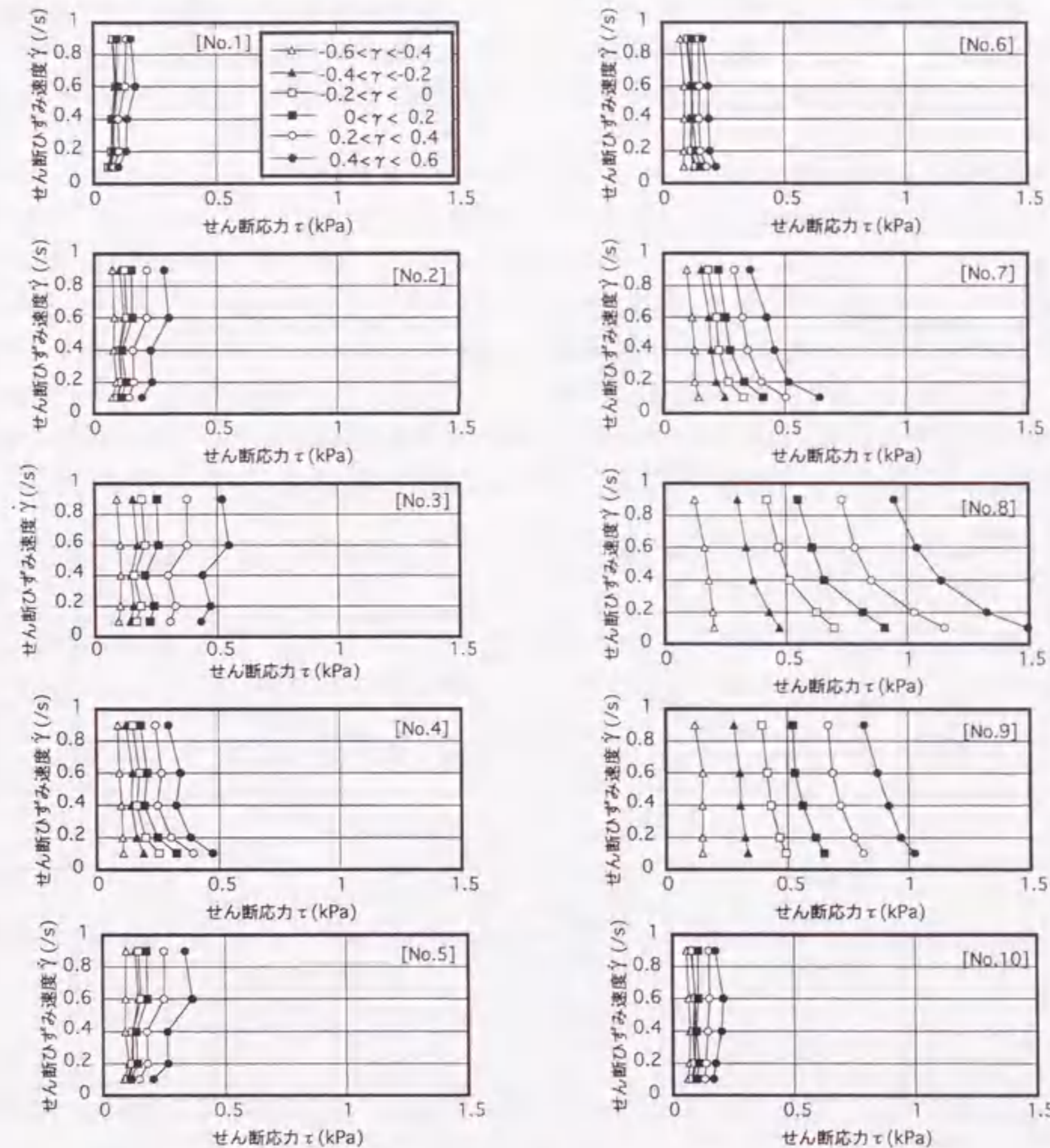
図-4.3.1 せん断応力 τ -せん断ひずみ γ 関係に及ぼすせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の影響

挙動を示すことがわかる。

(c) コンシステンシー曲線

図-4.3.2に、せん断ひずみ領域ごとのコンシステンシー曲線を示す。フレッシュモルタルの場合には、飽和砂で見られたような、せん断ひずみ γ の増大に伴うコンシステンシー曲線の勾配の逆転現象は観察されなかったが、せん断ひずみ γ の増大とともにせん断応力 τ が増大し、コンシステンシー曲線が右方向にシフトしていく傾向は、程度の差はあるものの、すべての試料で確認された。

W/C = 0.30の試料では、試料No.4を除いて、右上がりのコンシステンシー曲線が測定されているのに対し、W/C = 0.40の試料では、試料No.10を除いて、右下がりのコンシステンシー曲線となる。この結果から、コンシステンシー曲線の傾きの正・負は、単純にセメントペーストの軟らかさによって決まるのではなく、混和剤添加量HAE/Cが直接影響していることがわかる。W/C = 0.30のモルタルでは、HAE/C = 2.2~3.2%



(a) W/C = 0.30

(b) W/C = 0.40

図-4.3.2 コンシステンシー曲線

と、混和剤添加量が大きいためコンシステンシー曲線が右上がりになり、また、W/C = 0.40の中で唯一右上がりとなる試料No.10についても、HAE/C = 1.5%と他の試料に比べて大きいことから、これが説明できる。しかし、このコンシステンシー曲線が右下がりになるメカニズムは、正のダイラタンシーのみからは説明できず、現段階ではその詳細については不明である。

4.3節の飽和砂を試料としたせん断ボックス試験の結果においては、せん断ひずみ γ の小さい領域において、逆勾配のコンシステンシー曲線が測定されている。これは、間隙水圧 u の測定結果などから、液状化時に発生した過剰間隙水圧の消散するせん断ひずみ γ が、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ によって異なることに起因することが明らかとなっている。

フレッシュモルタルにおいても同様なメカニズムで逆勾配が測定されている可能性もあるが、実際の試料の状態を見ると、コンシステンシー曲線が逆勾配となるような比較的硬練りの試料が、せん断ひずみ γ = 1.0以上になるまで液状化しているとは考えにくく、また、せん断ボックス試験時の試料表面の様子から、正のダイラタンシーが発生している様子が確認されていることなどからも、液状化の影響でコンシステンシー曲線が逆勾配となったと考えることは難しい。

他に考えられる影響要因としては、セメント粒子の凝集構造の破壊と回復が挙げられる。セメント粒子間に凝集構造が形成されている試料では、せん断ボックス試験時の強制変形によって、この凝集構造の破壊が生じるはずである。せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が速いほど、破壊が進行することが予想され、このため、コンシステンシー曲線の勾配が逆になる可能性が考えられる。また、変形中の試料においては、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ によって凝集構造の回復速度も異なるものと考えられる。

図-4.3.2の結果からは、コンシステンシー曲線が逆勾配となるのは、混和剤添加量が少なく、セメントが凝集しやすい試料であり、この傾向からも、コンシステンシー曲線が逆勾配となる原因が、凝集構造の破壊と回復にあると推測できる。

(d) セメントペーストの測定結果

図-4.3.3に、セメントペーストのせん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係曲線を示す。試料No.p-1, p-2では、せん断ひずみ γ の増加に伴うせん断応力 τ の増加は測定されず、ほぼビンガム流体とみなすことができる。一方、混和剤を添加していない試料No.p-3では、同関係曲線に明らかな勾配が現れ、割合によってはセメントペーストでも、ダイラタンシーに起因するせん断応力 τ のせん断ひずみ依存性を呈することが明らかとなった。

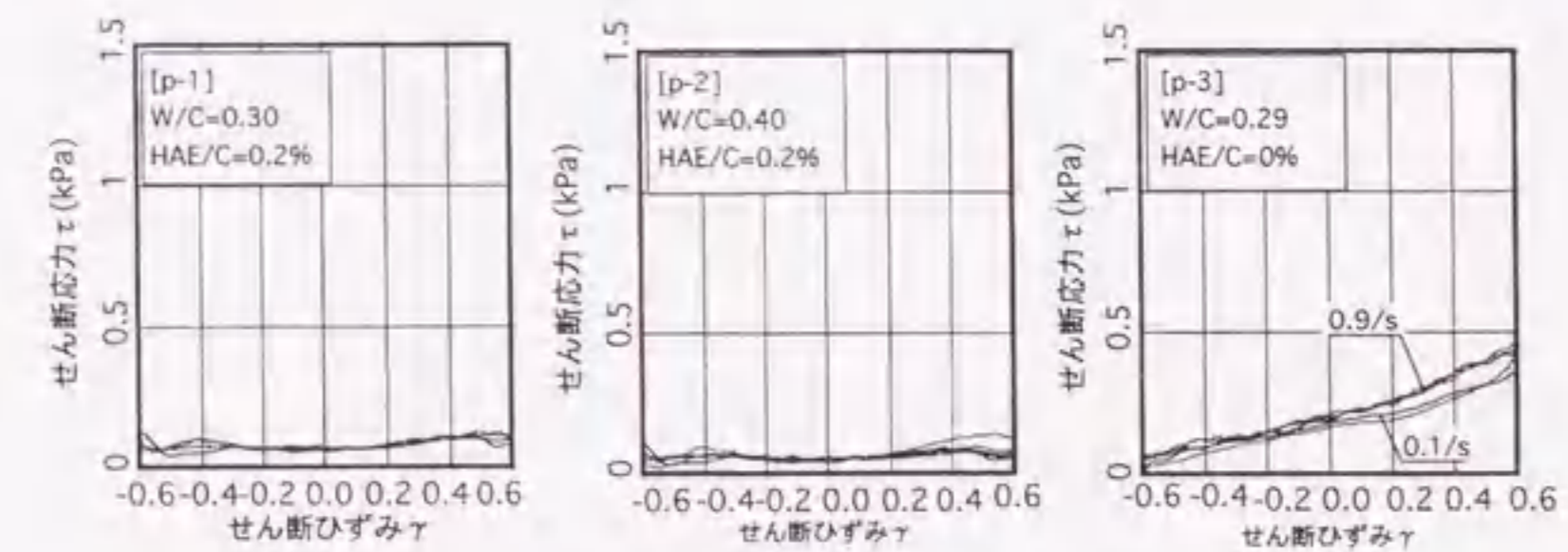


図-4.3.3 セメントペーストのせん断応力 τ -せん断ひずみ $\dot{\gamma}$ 関係

4.4 まとめ

本章では、高濃度サスペンションのレオロジー的な性質を把握するために、飽和砂、フレッシュモルタルおよびセメントペーストを試料としたせん断ボックス試験を行った。

4.2節の飽和砂を試料とした実験結果からは、液状化後の飽和砂が、せん断ひずみの進行とともに液体的な性質から固体的な性質へと連続的に変化する様子が実験的に確認された。また、飽和砂の流動挙動には、液状化による過剰間隙水圧だけでなく、正のダイラタンシーによる間隙水圧の低下が大きく影響を及ぼしており、そのコンシステンシー曲線は、せん断ひずみに依存していることが明らかとなった。今回測定されたような、せん断ひずみに依存したコンシステンシー曲線は、他の物質では観察されず、高濃度サスペンションに特有なものである。

間隙水圧の測定結果からは、飽和砂の流動挙動を予測するために必要となる動的内部摩擦係数を求めることができた。

また、せん断応力とせん断ひずみの関係曲線の勾配が、せん断ひずみ速度によって変化するという結果から、流動時のせん断応力とせん断ひずみの関係曲線の経路を直接求めることにより、液状化後の飽和砂の流動挙動を予測する手法を提案した。

4.3節のフレッシュモルタルおよびセメントペーストの実験結果からは、飽和砂と同様に、フレッシュモルタルおよびペーストのせん断応力はダイラタンシーによる間隙水圧の低下に大きく影響を受けており、そのコンシステンシー曲線は、せん断ひずみに依存していることが明らかとなった。

また、高性能AE減水剤はセメントペーストの流動性だけでなく、コンシステンシー曲線の形状に大きく影響を及ぼしており、高性能AE減水剤の添加量が多く、かつ、流動性の良いもののみがビンガム流体としてモデル化できることがわかった。

第5章 せん断ひずみ依存型粘塑性モデルを用いたフレッシュモルタルの流動シミュレーション

5.1 概説

5.2 せん断ひずみ依存型の粘塑性モデル

5.3 実験結果と解析結果の比較

5.4 フレッシュモルタルの間隙通過時の流動シミュレーション

5.5 まとめ

5.1 概説

第4章で行った実験的な検討からは、高濃度のサスペンションに特有な性質として、せん断ひずみに依存したレオロジー定数の変化が確認された。しかし、このような測定結果はこれまでに報告された例はなく、また、せん断ボックス試験装置という独自に開発した試験装置を用いている点において、装置特有の誤差が測定されているに過ぎないとする反論も予想される。

これまでに、せん断ボックス試験装置の測定精度に関しては、ニュートン流体を試料とした相当数のキャリブレーション実験[29, 109]によって確認されており、測定方式自体については問題はないと判断できる。また、第4章で述べたように、高濃度サスペンションを試料とした場合にも、間隙水圧の測定結果から、せん断ひずみの増大に伴うせん断応力の変化のメカニズムが明らかとなっており、せん断ひずみに依存したレオロジー性質の変化は十分に考えられる。

本来ならば、レオロジー定数のせん断ひずみ依存性の妥当性の検証として、既存の粘度計などを用いて同様な結果を測定する必要がある。しかし、既存の粘度計では、いずれの測定方法でも、せん断ひずみをパラメータとした測定が不可能なことや、液体から固体までの広範囲な試料に対応した測定方法が無いなどの理由により、せん断ひずみ依存性が構造上測定できない。

このため、本章では、実験から導かれた新たな構成モデルを粘塑性有限要素法 (VFEM) に適用することによって、数値解析の面から本モデルの妥当性を検証する。

5.2節では、新たな構成モデルの導入と、それに伴う解析結果の変化に関して考察し、5.3節では、フレッシュモルタルを試料とした実験を行い、実験結果と解析結果の比較から、構成モデルの妥当性に関する検証を行う。5.4節では、新たな構成モデルを用いた間隙通過時の数値解析を行い、フレッシュモルタルの間隙通過メカニズムに関する考察を行う。

5.2 せん断ひずみ依存型の粘塑性モデル

5.2.1 構成モデル

式(5.2.1)および(5.2.2)に、従来のVFEM解析[93]で用いられているビンガムモデルの構成則を示す。

$$\tau = \tau_y + \eta \dot{\gamma} \quad (5.2.1)$$

$$\sigma_{ij} = \frac{2\eta}{F} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (F > 0), \quad F = 1 - \frac{\tau_y}{\sqrt{\sigma^2 J_2}} \quad (5.2.2)$$

ここに、 τ :せん断応力 (Pa)、 τ_y :降伏値 (Pa)、 η :塑性粘度 (Pa·s)、 $\dot{\gamma}$:せん断ひずみ速度 (/s)、
 σ_{ij} :偏差応力テンソル (Pa)、 $\dot{\epsilon}_{ij}$:ひずみ速度テンソル (/s)、
 $\sigma^2 J_2$:偏差応力テンソルの2次不変量 (Pa²)

しかし、第4章のせん断ボックス試験結果からは、高濃度サスペンションであるフレッシュモルタルのせん断応力 τ は、正のダイラタンシーによる間隙水圧の低下に大きく影響を受け、そのコンシステンシー曲線は、図-5.2.1に示すように、せん断ひずみに依存して変化することが明らかとなった。また、図-5.2.1に示すように、せん断ボックス試験で測定されるビンガム定数(τ_y, η)とせん断ひずみ γ の関係は、ほぼ直線と見なせることから、降伏値 τ_y および塑性粘度 η がせん断ひずみ γ に依存して増加するモデルを、式(5.2.3)に示すように仮定した。

$$\begin{aligned} \tau_y &= \tau_{y0} + \tau_{y1} \gamma, \\ \eta &= \eta_0 + \eta_1 \gamma \end{aligned} \quad (5.2.3)$$

ここに、 τ_{y0}, η_0 :せん断ひずみ $\gamma=0$ の状態における降伏値 (Pa) および塑性粘度 (Pa·s)、
 τ_{y1}, η_1 :せん断ひずみ γ に比例する降伏値 (Pa) および塑性粘度 (Pa·s)の増加係数

本解析では、これを3次元の任意応力状態に拡張して、偏差ひずみの2次不変量 $e^2 J_2$ の関数とした式(5.2.4)を構成モデルとして用いた。

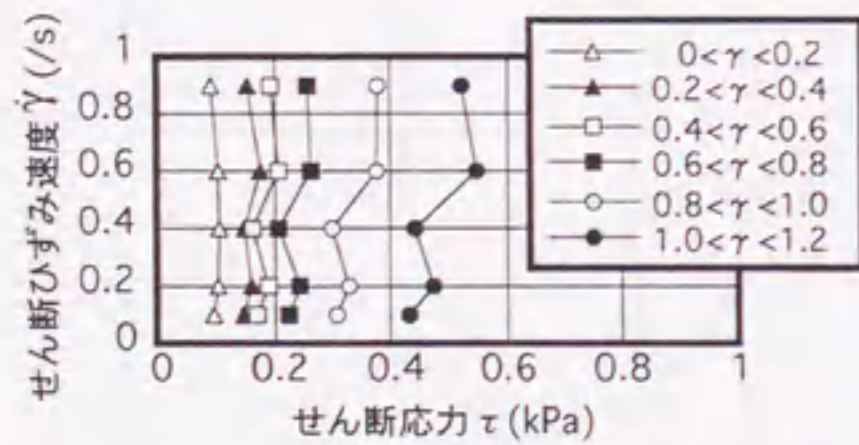


図-5.2.1 コンシステンシー曲線の一例

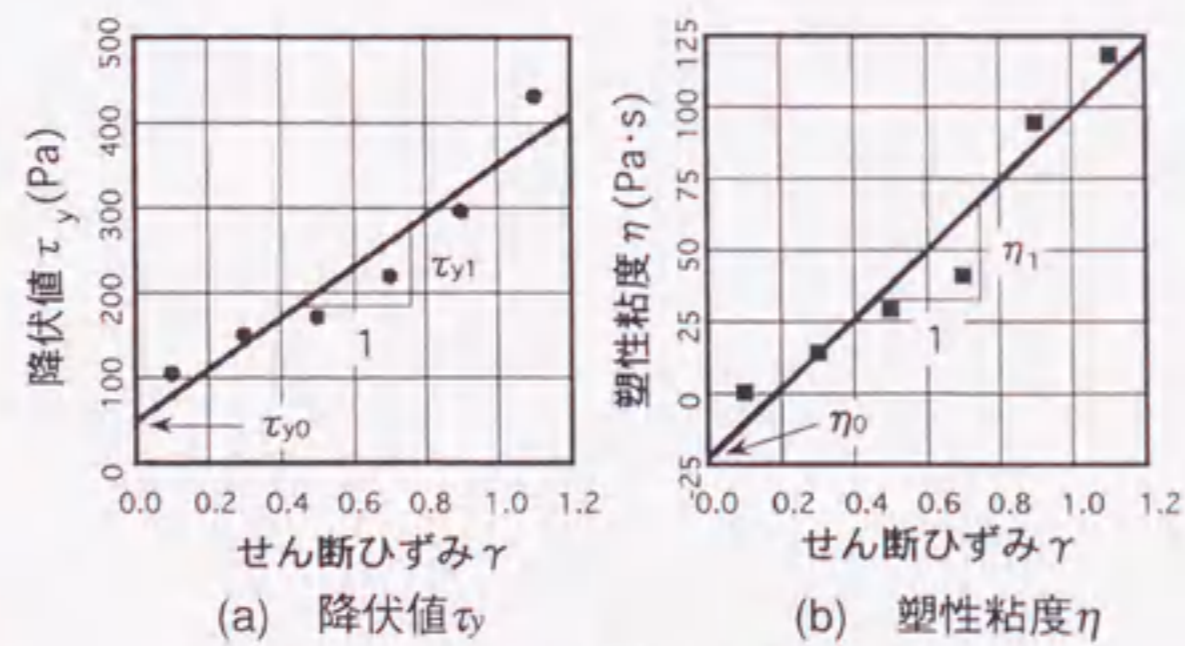


図-5.2.2 ビンガム定数とせん断ひずみの関係の一例

$$\begin{aligned} \tau_y &= \tau_{y0} + 2\tau_{y1} \sqrt{\epsilon^2 J_2}, \\ \eta &= \eta_0 + 2\eta_1 \sqrt{\epsilon^2 J_2} \end{aligned} \quad (5.2.4)$$

せん断ボックス試験の結果からは、液状化もしくはセメント粒子の凝集の影響と考えられる、塑性粘度 η が負の値となる試料も確認されているが、現段階ではそのメカニズムが明らかとなっていないことから、本章では、塑性粘度 η が正の値となる試料のみを対象として以下の数値解析を行う。

5.2.2 ビンガム定数の増加係数の影響

(a) 解析の概要

せん断ボックス試験によるビンガム定数の増加係数が解析結果に及ぼす影響を把握するために、表-5.2.1に示すような入力値を用いた数値解析を行った。

解析対象はスランプ試験とし、図-5.2.3に示すような要素分割で軸対称問題として取り扱った。試料と底板の間のすべり抵抗はすべて0、すなわちローラ節点とし、刻み時間は $\Delta t = 1.0 \times 10^{-5}$ sとした。

(b) 解析結果

図-5.2.4に、時刻変化曲線であるスランプフローイング曲線およびスランピング曲線に及ぼす増加係数 τ_{y1}, η_1 の影響を示す。降伏値の増加係数 τ_{y1} は、スランプフロー値 S_f およびスランプ値 S_l に大きく影響を及

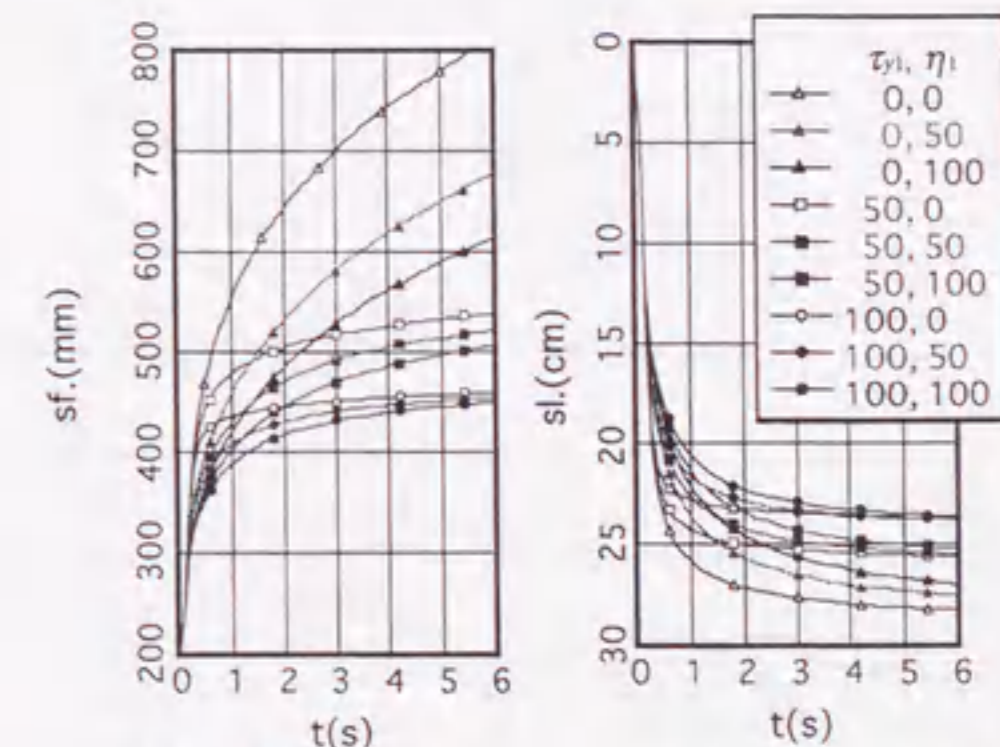
表-5.2.1 解析の入力値

$\tau_y = \tau_{y0} + \tau_{y1} \gamma$		$\eta = \eta_0 + \eta_1 \gamma$	
τ_{y0}	τ_{y1}	η_0	η_1
100	0, 50, 100	100	0, 50, 100

[Notes] τ_y : Yield value (Pa), η : Plastic viscosity (Pa·s).



図-5.2.3 スランプ試験の要素分割



(a) スランプフローイング曲線 (b) スランピング曲線

図-5.2.4 解析結果に及ぼす増加係数の影響

はし、増加係数 τ_{y1} が大きいほど各フロー値は小さくなる。また、降伏値の増加係数 τ_{y1} は、流動が停止するまでの時間にも大きく影響を与える。一方、塑性粘度の増加係数 η_1 は、スランプフロー値 S_f およびスランプ値 S_l にはあまり影響せず、流動が停止するまでの経路に影響を及ぼす。

図-5.2.5に、試料内部のひずみ分布の一例を示す。同図では、変形開始直後には全体的にひずみが増加するが、その後、徐々に試料中心の下部にひずみが集中し、試料表面に向かってひずみが小さい領域が分布する。本解析では、このひずみの大きい部分でビンガム定数が増加している。

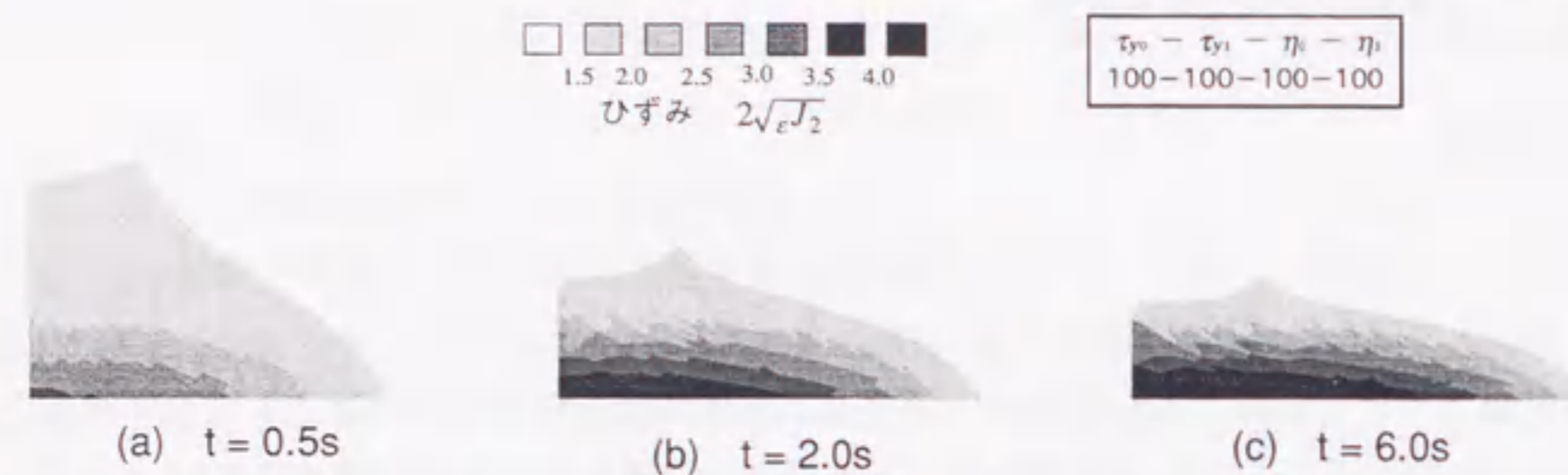


図-5.2.5 ひずみ分布の時刻歴の一例

5.3 実験結果と解析結果の比較

5.3.1 実験の概要

せん断ひずみ依存型の粘塑性モデルの妥当性を確認するために、検証実験を行った。実験に用いたモルタルの調合を表-5.3.1に示す。水セメント比 W/C と高性能AE減水剤添加率 HAE/C は一定とし、細骨材容積率 s/m を3水準に変化させた。解析の入力値となるレオロジー定数は、せん断ボックス試験で測定し、解析結果との比較対象として、スランプ試験およびLフロー試験を行った。

表-5.3.2に、せん断ボックス試験から得られたレオロジー定数を示す。ビンガムモデルの入力値としては、測定値全体の平均値として、せん断ひずみ $\gamma = 0.6$ 付近で求めた値を用いた。検証実験における試料は細骨材容積率 s/m のみを変化させたため、塑性粘度 η は大きく変動しないが、降伏値 τ_y は、細骨材容積率 s/m の増加に従い増加している。また、降伏値の増加係数 τ_{y1} も、細骨材容積率 s/m の増加に従い顕著に増加している。

表-5.3.1 モルタルの調合

No.	W/C	s/m	W (kg/m ³)	C (kg/m ³)	S (kg/m ³)	HAE/C (%)
i	0.33	0.50	255	773	1,300	2.2
ii	0.33	0.55	229	696	1,430	2.2
iii	0.33	0.575	217	657	1,495	2.2

[Notes] W/C: Water-cement ratio, s/m: Volumetric sand-mortar ratio, W: Water, C: Cement, S: Fine aggregate, HAE: High-range water-reducing AE agent.

表-5.3.2 せん断ボックス試験によるレオロジー定数

No.	Model	$\tau_y = \tau_{y0} + \tau_{y1} \gamma$		$\eta = \eta_0 + \eta_1 \gamma$	
		τ_{y0}	τ_{y1}	η_0	η_1
i	Bingham's	87.1	---	13.0	---
	Strain depended	72.8	49.6	8.5	4.3
ii	Bingham's	133.0	---	6.5	---
	Strain depended	55.2	170.0	6.3	0.1
iii	Bingham's	211.0	---	23.1	---
	Strain depended	46.9	305.0	3.4	18.3

[Notes] τ_y : Yield value (Pa), η : Plastic viscosity (Pa·s).

5.3.2 実験結果と解析結果の比較

(a) スランプ試験

図-5.3.1および図-5.3.2は、スランプ試験の実測結果と解析結果を比較したものである。同解析結果においては、底板とのすべり抵抗は考慮していない。スランプ試験の解析結果によれば、ビンガムモデルを仮定した場合に比べ、ひずみ依存モデルの方が、実測値に近い値を示している。

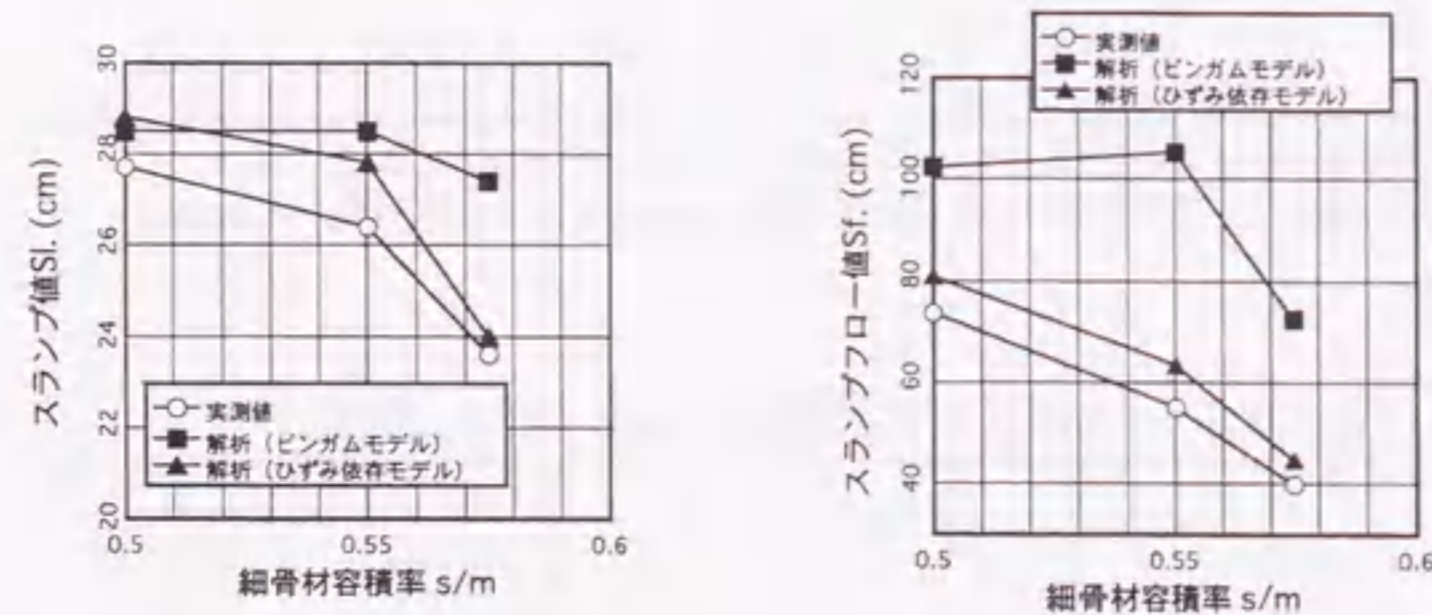
スランプフロー値Sfの解析結果において、ビンガムモデルでは試料No.iとNo.iiの結果にほとんど差が見られなかった。これは、解析結果の試料形状から判断して、個々の要素の変形が限界に達したためと考えられる。このため、スランプフロー値でSf = 900~1000mm程度の試料が本解析条件の適用限界と考えられる。

(b) Lフロー試験

現在のところ、すべり抵抗の測定手法には確立されたものがないことから、本研究では、任意のすべり抵抗値を用いたスランプ試験の解析を行い、スランプフロー値Sfが実測値とほぼ一致したときのすべり抵抗値を、Lフロー試験の解析の入力値として用いた。なお、すべり抵抗応力は、式(5.3.1)により算定した[16]。

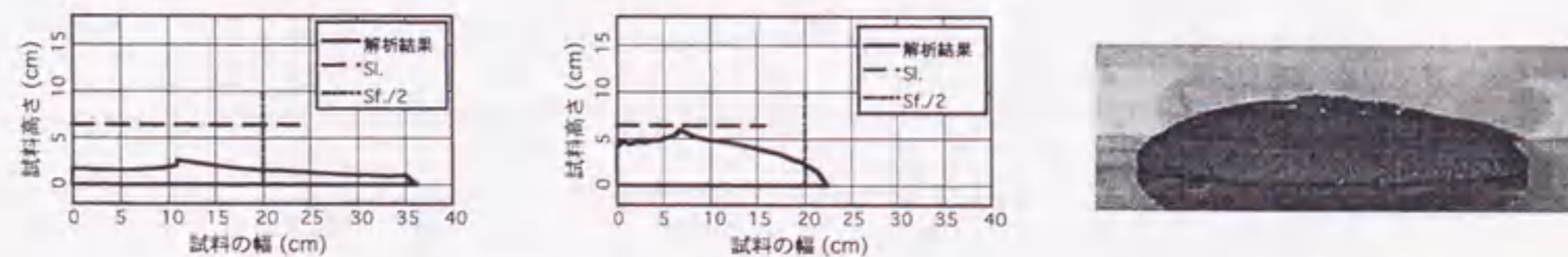
$$\sigma_n = S1\sigma_n v_s + S2v_s + S3\sigma_n + S4 \quad (5.3.1)$$

ここに、 σ_n ：すべり抵抗応力 (Pa)、 σ_n ：圧縮垂直応力 (Pa)、 v_s ：すべり速度 (m/s)、
S1~S4：試料ごとに決まる定数



(a) スランプ値SI (b) スランプフロー値Sf

図-5.3.1 スランプ試験による実測結果と解析結果の比較



(a) ビンガムモデル (b) ひずみ依存モデル (c) 実験結果

図-5.3.2 スランプ試験による試料形状の一例 (No.iii)

表-5.3.3に、今回の解析で用いたすべり抵抗の入力値を示す。Lフロー試験の解析では、図-5.3.3に示す要素分割を用い、平面ひずみ問題として取り扱った。

図-5.3.4に、Lフロー試験の実測結果と解析結果の比較を示す。実測値と解析結果は、非常に良く一致している。しかし、No.iの解析結果は、No.iiおよびNo.iiiの結果と比べて、実測値より小さな値を示している。これは、スランプ試験の結果と同様に、要素の変形が限界に近い状態に達しているためと考えられる。

図-5.3.5に、Lフローイング曲線の比較を示す。実験結果としては、0~5cm、5~10cm、10~20cm区間のLフロー時間Lt0-5、Lt5-10、Lt10-20の測定結果を示す。図から明らかなように、解析によるLフロー時間が、実測値より短いことがわかる。また、実験によるLフロー時間には、各試料間の差が現れているのに対して、解析結果では差が顕著には認められない。この原因としては、セメント粒子の凝集や液状化現象の影響により、せん断ボックス試験の結果がモルタルの塑性粘度 η を過小評価していることが考えられる。

表-5.3.3 すべり抵抗の入力値

No.	S1 (s/m)	S2 (Pa·s)	S3	S4 (Pa)
i	0.10	100	0.01	10
ii	0.25	200	0.01	30
iii	0.35	100	0.02	30

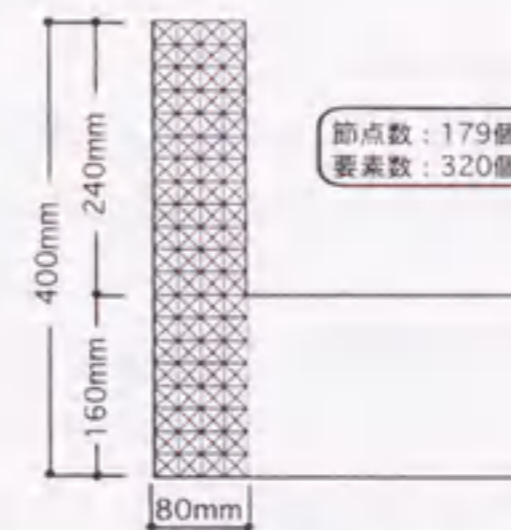
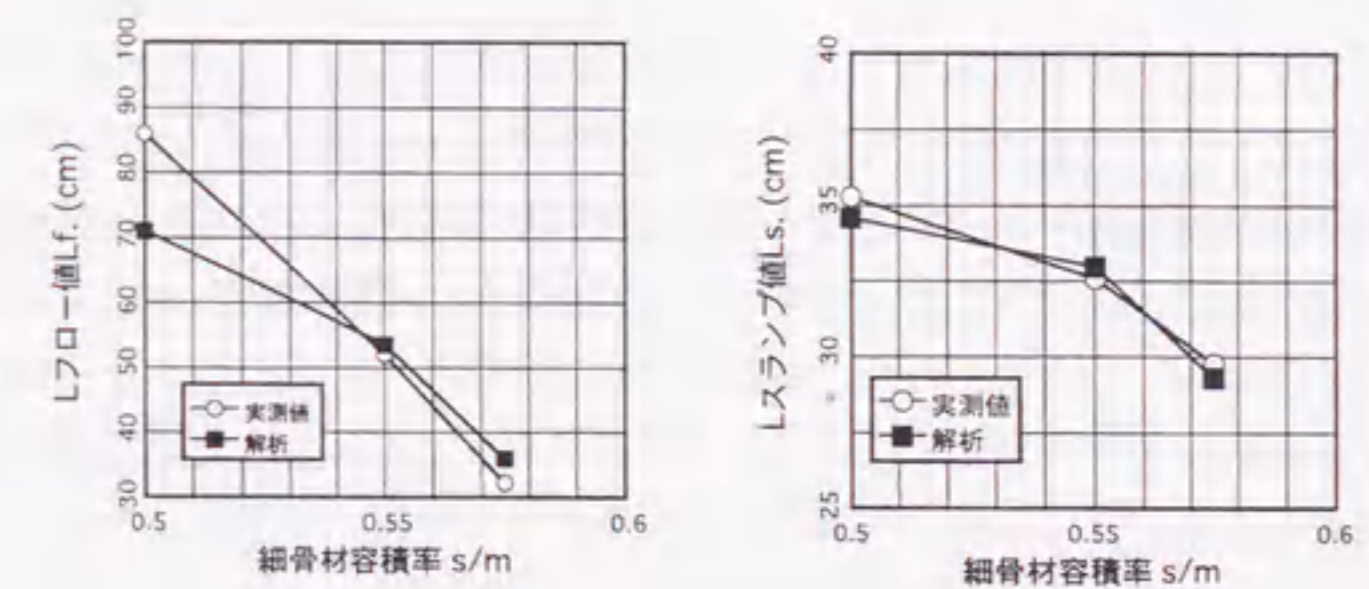


図-5.3.3 Lフロー試験の要素分割



(a) Lフロー値Lf (b) Lスランプ値Ls

図-5.3.4 Lフロー試験による実測結果と解析結果の比較



図-5.3.5 Lフローイング曲線の比較

5.4 フレッシュモルタルの間隙通過時の流動シミュレーション

フレッシュコンクリートを施工する際の問題点の1つとして、間隙通過時の流動速度の低下および閉塞現象が挙げられる。これは、骨材粒子間の接触によるせん断抵抗の増加やアーチング現象に起因するものと考えられるが、ビンガムモデルではこの骨材粒子の接触による性質の変化を表現することができない。このため、間隙通過性に関するレオロジー的な研究の多くは、これらの現象をビンガム定数のみかけ上の増加として捉え、個々の条件に応じた増加係数を実験的に算出して評価を行ってきた[35, 112]。しかし、このように決定された係数には理論的な根拠が無く、汎用性に欠けるという問題もある。このため、本節では、せん断ひずみ依存型の粘塑性モデルを導入したVFEMの解析結果を基に、より詳細な間隙通過時の流動メカニズムに関する考察を行う。

5.4.1 解析の概要

間隙通過時のフレッシュモルタルの挙動を把握するために、図-5.4.1に示すような、円筒形容器底面の半径aの円形開口部から試料が流出する現象のシミュレーションを行った。解析は軸対称問題として取り扱い、壁面および底面のすべり抵抗はすべて0とした。表-5.4.1に解析に用いた入力値を示す。

5.4.2 解析結果

図-5.4.2に、解析の結果から得られる試料のひずみ分布の一例を、図-5.4.3に、流下した試料先端の沈下量と時間の関係をそれぞれ示す。ひずみ分布の図からは、試料の流出に伴って開口部の端部付近にひずみが蓄積されていき、開口部上部にひずみの大きな要素によるアーチが形成されることがわかる。また、図-5.4.3では、アーチが形成されると試料先端の沈下速度が急激に低下することを示している。

本研究で仮定しているせん断ひずみ依存型の粘塑性モデルは、第4章で述べたように、試料のせん断ひずみの増大に伴う正のダイラタンシーの発生により、間隙水圧 u が低下し、有効応力およびせん断抵抗が増大

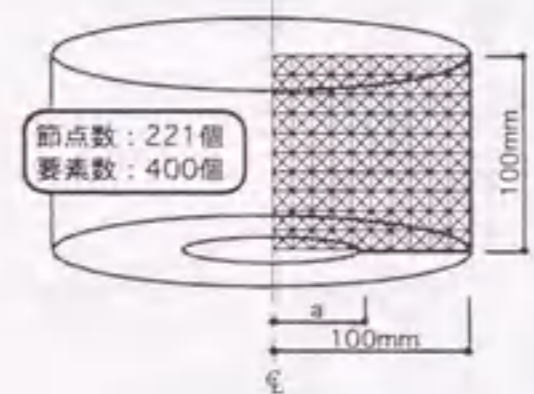


図-5.4.1 間隙通過解析モデルの要素分割

表-5.4.1 解析の入力値

No.	a	τ_y		η	
		τ_{y0}	τ_{y1}	η_0	η_1
1	25				
2	45	100	300	100	0
3	65				
4			0		
5			100		
6			200		
7	45	100	300	100	0
8			600		
9			1,200		

[Notes] a: Radius of outlet (mm), τ_y : Yield value (Pa), η : Plastic viscosity (Pa·s).

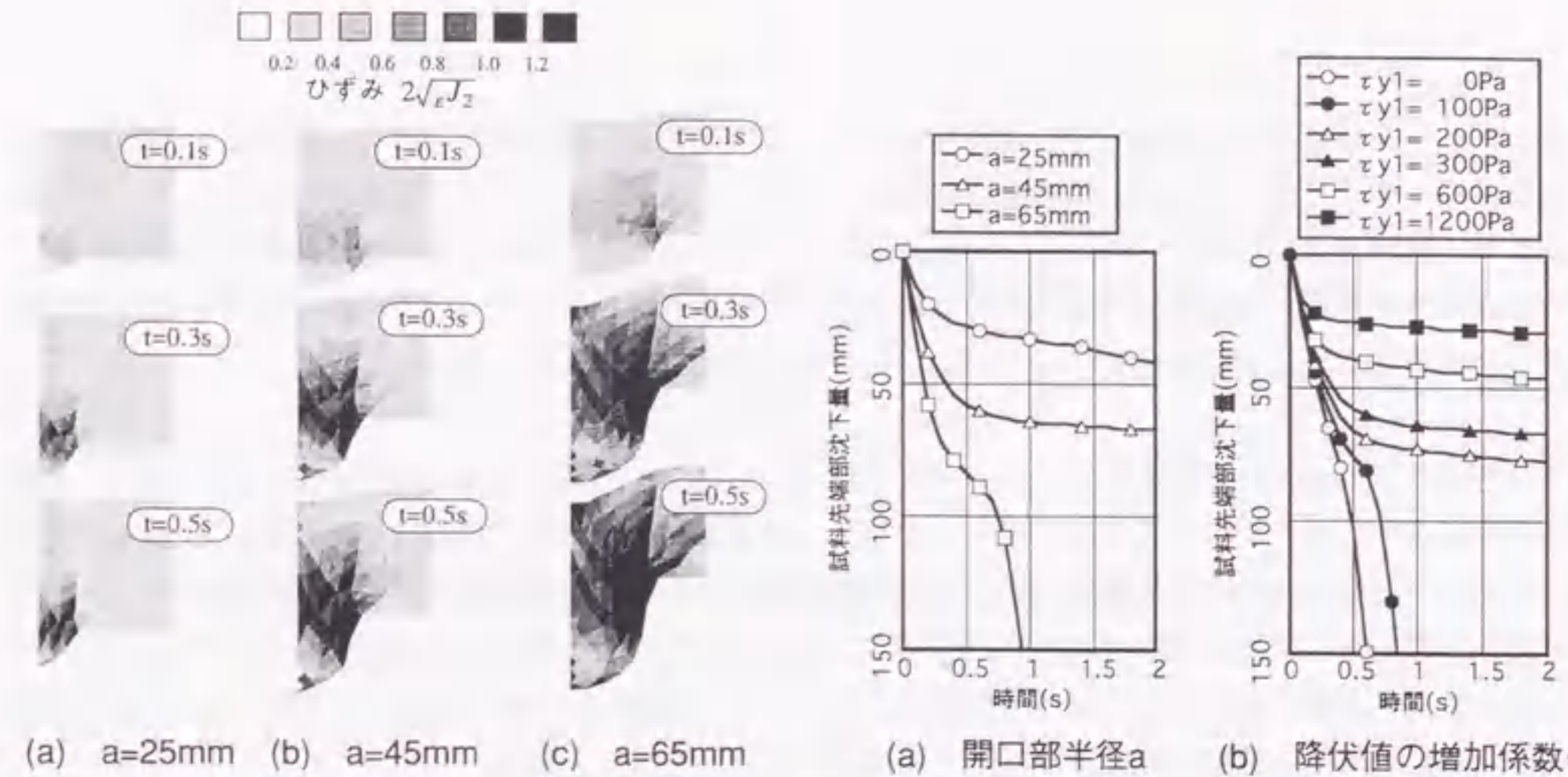


図-5.4.2 間隙通過モデルにおけるひずみ分布の時刻変化の一例

図-5.4.3 流出試料先端部沈下量と時間の関係

するメカニズムを考慮したものであり、図-5.4.2に示したひずみの大きな部分では、骨材粒子の接触による粒子骨格が形成されていると考えることができる。つまり、粒子骨格によるアーチング現象によって閉塞が生じる状況を近似的にシミュレートしているといえる。このことは、せん断ひずみ依存型の粘塑性モデルを用いれば、間隙通過時の閉塞現象を連続体モデルで表現できる可能性を示している。

(a) 開口部半径の影響

図-5.4.3 (a) によれば、開口部半径の違いによって、試料の流量が異なり、a = 65mmの場合には閉塞しない。これは、図-5.4.2 (c) のひずみ分布に示されるように、ひずみの大きい要素が試料中央部まで達しないためであり、言い換えれば、試料の閉塞にはこのアーチの形成が不可欠である。この結果から、間隙の条件による試料の通過性状の違いを、連続体の解析で表現できているものと考えられ、本構成モデルを用いることにより、施工性の判定に際しては、試料のレオロジー定数のみを実測し、間隙の大きさといった施工条件を数値解析上の境界条件として設定することによって、間隙通過性の定量的な評価が可能となることを示唆している。

(b) 降伏値の増加係数の影響

図-5.4.3 (b) から、降伏値の増加係数 τ_{y1} の違いによって、試料の間隙通過性が大きく異なり、 $\tau_{y1} = 100 \sim 200\text{Pa}$ の区間に、閉塞する境界値が存在することがわかる。5.3節で述べたように、降伏値の増加係数 τ_{y1} は、細骨材容積率 s/m に依存しており、これらの解析結果は、 s/m が大きいほど閉塞しやすいという実現象をよく再現していると考えられる。

5.5 まとめ

本章では、せん断ボックス試験によって得られたビンガム定数が、せん断ひずみにより変化すると仮定した新たな構成モデルを適用して、粘塑性有限要素法によるフレッシュモルタルの流動解析を行った。その結果、スランプ試験およびLフロー試験のシミュレーションにおいては、実験結果と解析結果は非常に良い一致を示し、本構成モデルの妥当性が確認された。また、間隙通過時のシミュレーションにおいては、本解析手法がフレッシュモルタルの閉塞挙動のシミュレーションに適用できることを示した。

通常、閉塞などのマイクロな挙動をシミュレートするためには、非連続体モデルを用いることが多い。非連続体モデルにより、個々の粒子の挙動が明らかとなり、詳細な閉塞状況の把握が可能となる。しかし、実際の施工シミュレーションを考えた場合には、個々の粒子レベルの挙動は細か過ぎる上に偶然のばらつきも多く、また、計算時間の問題などから粒子数を実際の試料に近づけることは今のところ不可能であり、さらに、マトリックスと粒子のそれぞれに対する入力パラメータを測定する手法も確立されていないなどの理由から、これらを考慮した解析手法は、現段階では現実的な手法とはいえない。

一方、本研究で用いたような、連続体モデルのシミュレーション方法は、入力パラメータがサスペンションの状態の試料のレオロジー定数を直接測定することによって得られ、レオロジー定数の寸法効果の把握により、粒子の特性や挙動によらず一定の評価ができるなどの利点も多く、現段階では十分に実用的な解析手法となり得るものと思われる。

第6章 フレッシュモルタルのレオロジー性質に及ぼすセメント粒子の凝集および液状化の影響

- 6.1 概説
- 6.2 セメント粒子の凝集の影響
- 6.3 フレッシュモルタルの液状化現象の影響
- 6.4 まとめ

6.1 概説

第4章では、高濃度サスペンションに特有の性質であるダイラタンシーに注目して、フレッシュモルタルのレオロジー定数の定量化を試み、第5章では、実験的に得られた新たな構成モデルを用いた数値解析を行い、実験結果との比較からモデルの妥当性の検証を試みた。その結果、コンシステンシー試験の最終形状の一致などにより、本構成モデルの妥当性は確認されたが、粘性の評価に関しては問題を残したままとなっている。

せん断ボックス試験によって測定されるコンシステンシー曲線のうち、約半数は右下がり、すなわち塑性粘度の値が負となっており、また、実験結果と数値解析結果の比較からも、せん断ボックス試験結果が塑性粘度を過小評価していると考えられる。

この原因としては、セメント粒子の凝集と、フレッシュモルタルの液状化が考えられる。また一方で、これら2つの現象は、加振時の流動化や経時変化といったフレッシュコンクリートの施工性に大きく影響を及ぼす要因であり、実用的なフレッシュコンクリートのレオロジーモデルを構築する際には、これらの影響の把握が不可欠となる。

このため、本章では、詳細かつ実用的なレオロジーモデルを構築する前段階として、これまで考慮されていなかった、経時変化および加振などの外力による流動性の変化に着目し、それらのメカニズムの解明および評価手法に関する実験的な検討を行う。

6.2節では、セメント粒子の凝集挙動の定量化を試み、フレッシュモルタルの経時変化特性に関する検討を行う。6.3節では、フレッシュモルタルの液状化現象を実験的に測定し、加振時の流動化メカニズムに関する検討を行う。

6.2 セメント粒子の凝集の影響

フレッシュコンクリートの経時変化特性の把握は、コンクリート工事を管理する上で、非常に重要となる。

練混ぜ後の時間経過に伴うスランブロスなどの流動性の低下は、様々な要因によって生じると思われるが、セメントの水和過程から考えて、練混ぜ後1~2時間における流動性の変化は、セメント粒子の凝集が最も大きく影響を及ぼしているものと予想される。

図-6.2.1に、セメント粒子の凝集構造の破壊と回復の概念を示す。セメント粒子は水を加えてペーストにすると、水と反応してコロイド状の水和物を作る。このコロイド粒子は物理的な引力によって互いに結合し、網目構造を持つ凝集体を形成する[113]。セメントの凝集体の形成が進むと、ペーストの流動性は低下する。このようにゲル化したペーストに対して、振動や強制変形などの外力が加えられた場合には、凝集構造が破壊され、ペーストは流動化する。凝集構造の破壊によって流動化したセメントペーストは、時間経過に伴って再び凝集構造を形成し、流動性は低下する。

服部らの理論的研究[41]によれば、セメント粒子の凝集程度によってレオロジー定数が変化すると報告されている。しかし、現在のところ、この凝集に関するパラメータを測定する手法は確立されていない。また、2.4.2節でも述べたように、これまでに行われてきた経時変化に関する実験的な研究のほとんどは、スランプ試験などのコンシステンシー試験によって流動性の変化を評価している。しかし、コンシステンシー試験を行うためには、試料を試験容器に詰める必要があり、この段階において試料に強制変形を与えることになる。この練混ぜや切返しの程度によって試料の凝集程度は大きく変動するため、正確な性状把握が困難となる。これに対して、より直接的に経時変化特性を評価するためには、完全な静置状態にある試料の性状変化を測定し、外乱による流動性の変化もこの状態で把握する必要がある。

本節では、凝集程度をパラメータとしたレオロジーモデルの可能性を検討する基礎段階として、セメント粒子の凝集の定量化手法に関する実験を行い、得られた結果からセメント粒子の凝集特性に関して考察する。

6.2.1 側圧測定実験の概要

(a) 測定方法

凝集度とは、セメント粒子が凝集構造を形成している程度を表すが、本実験では、凝集度の変化を、時間経過に伴うフレッシュモルタルの側圧の変化として捉えて定量化した。

測定装置の概要を図-6.2.2に示す。フレッシュモルタルの側圧の測定にはφ25×6mmの小型の側圧計を用いた。φ100×200mmの鋼製円柱型枠内に1lの試料を充填し、小型のバイブレータで十分に振動を加えた直後に測定を開始した。測定中もバイブレータを挿入したままにして、30min後に再び5s間振動を加えた。それ以外は試料は静置状態にあり、測定のサンプリング周期は1sで、60min後まで測定を続けた。

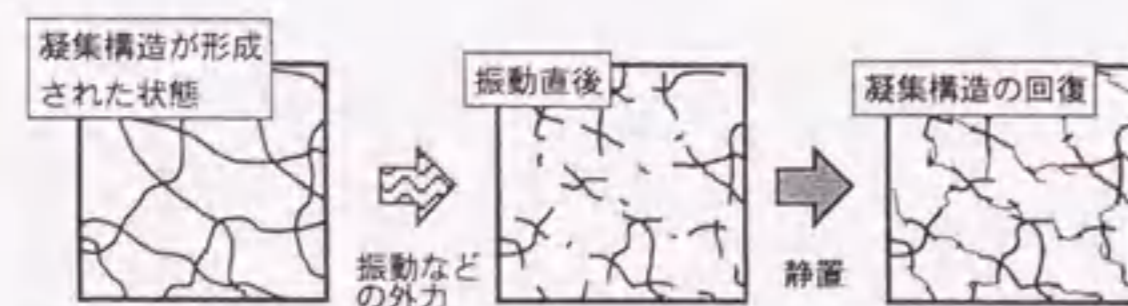


図-6.2.1 凝集構造の破壊と回復の概念

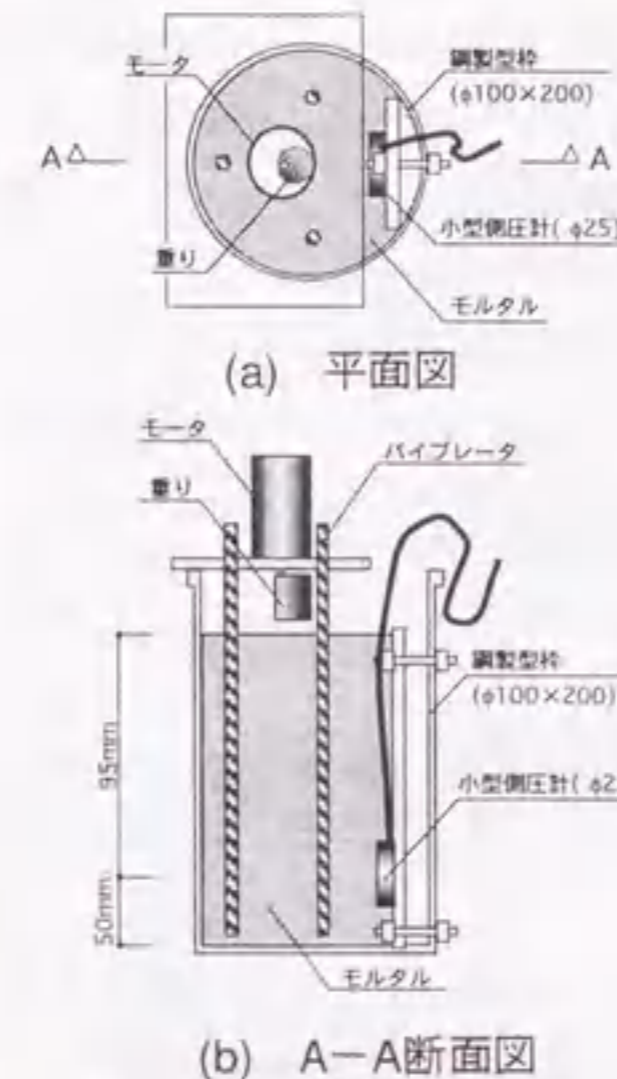


図-6.2.2 側圧測定装置

本手法を用いることにより、定性的な評価ではあるものの、試料に強制変形を与えることなく、経時変化の挙動が評価できる。

(b) 使用材料

表-6.2.1に、実験に用いたモルタルの調合およびフロー試験の結果を示す。セメントペーストの性質の違いによる影響を調べるために、水セメント比W/Cを0.30および0.40の2水準とし、フローテーブルを落下させる前のモルタルフロー値 Fl_0 を、100mm程度および200mm程度の2水準に設定した。このフロー値 Fl_0 は、高性能AE減水剤添加率HAE/Cで調整した。

6.2.2 実験結果とその考察

(a) 側圧の変化

図-6.2.3に、実験より得られた側圧の経時変化を示す。同図から明らかなように、程度の差はあるものの、いずれの試料でも経過時間とともに側圧が減少する傾向が観察された。これは、セメント粒子の凝集によって、フレッシュモルタルの降伏値が増大し、試料の自重の一部をせん断抵抗で支えるようになるためと

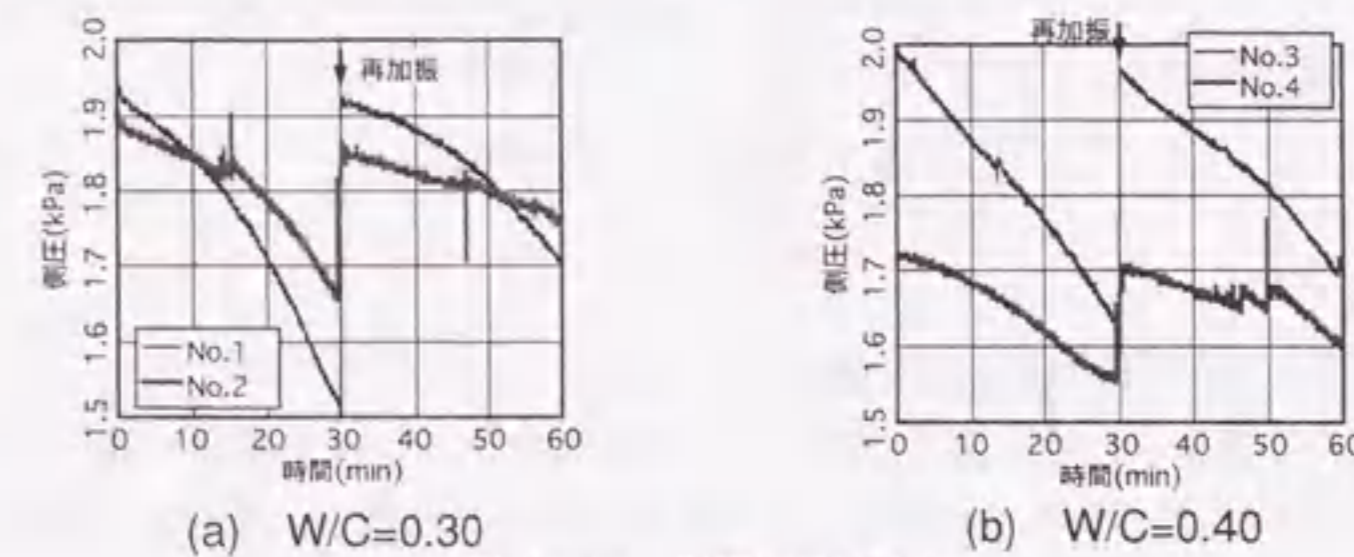


図-6.2.3 側圧の測定結果

表-6.2.1 モルタルの調合およびフロー試験の結果

No.	W/C	s/m	W (kg/m ³)	C (kg/m ³)	S (kg/m ³)	HAE/C (%)	ρ (kg/m ³)	Fl_0 (mm)	Fl. (mm)
1	0.30	0.50	243	811	1,300	1.2	2,350	102	146
2						2.2		197	221
3	0.40	0.50	279	698	1,300	0.2	2,280	109	188
4						0.8		211	-

[Notes] W/C: Water-cement ratio, s/m: Volumetric sand-mortar ratio, W: Water, C: Cement, S: Fine aggregate, HAE: High-range water-reducing AE agent, ρ : Density of mortar, Fl_0 : Mortar flow value before drop, Fl.: Mortar flow value after 15times drop.

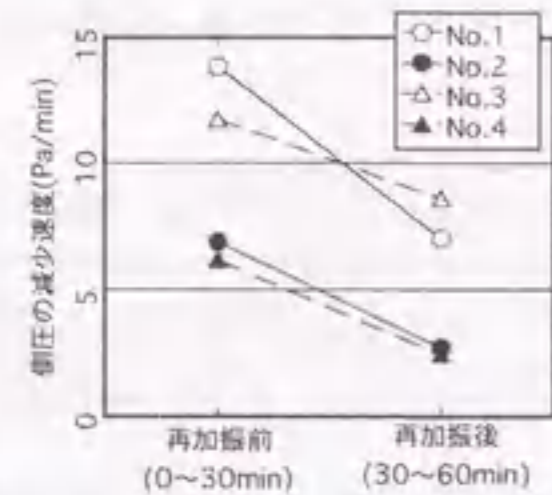


図-6.2.4 側圧の減少速度の比較

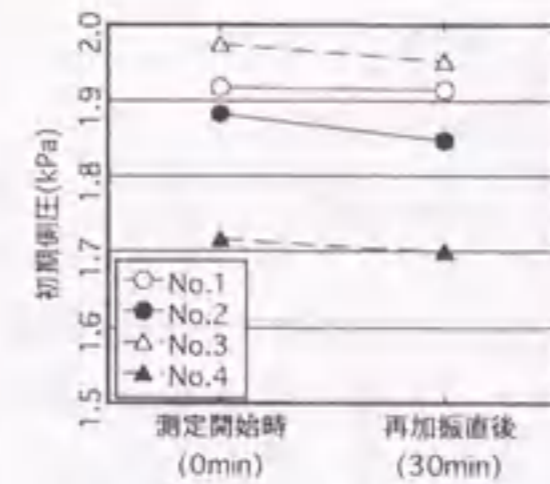


図-6.2.5 初期側圧の比較

考えられる。

また、30min後に振動を加えた結果、いずれの試料においても減少した側圧がほぼ初期値にまで回復した。これは、それまでに形成されていたセメントペーストの凝集構造が加振によって破壊され、試料の降伏値が減少したためと解釈できる。

以上のような側圧の変化は、練上がり後のフレッシュコンクリートやフレッシュモルタルで通常観察される経時変化の様子や、経時変化後の試料を練り返すことによって流動性が回復する現象を数値的に捉えたものである。実施工上は大きな問題となるにもかかわらず、定量的な把握が困難であったこれらの性状を、比較的簡易に測定できる手法として、本手法は有効であると考えられる。

(b) 側圧の減少速度

図-6.2.3の測定結果を直線近似して算定した側圧の減少速度の比較を図-6.2.4に示す。側圧の減少速度は、セメント粒子の凝集しやすさを表しているものと考えられる。

同図によれば、フロー値 Fl_{10} の小さい試料No.1, 3の速度が大きくなっており、流動性が低いほど、すなわち、高性能AE減水剤添加率HAE/Cが小さいほど、経時変化が速くなる。また、側圧の減少速度に及ぼす水セメント比W/Cの影響は、高性能AE減水剤添加率HAE/Cによって変化する。

すべての試料において、測定開始後0~30min間に比べて、再加振後である30~60min間の方が、側圧の減少速度が小さくなる傾向が認められた。これは、均質にセメントが分散している練上がり直後の状態と、一度形成された凝集構造が破壊された状態では、前者の方が凝集構造を形成しやすいことを示しており、このことは、フレッシュモルタルの経時変化が、それまでの変形履歴によっても影響を受けることを示唆している。

また、再加振前後でNo.1とNo.3の側圧の減少速度が逆転している。これは、試料No.1では、再加振前の凝集構造の形成量が多かったために、その分、再加振後では凝集の速度が大幅に小さくなったものと考えられる。

さらに、前掲の図-6.2.3によると、側圧と時間の関係は上に凸の曲線となっており、凝集構造の形成が進行するほど側圧の減少速度が増加し、経時変化が急激になることがわかる。

(c) 初期側圧

図-6.2.5は、試料充填直後および再加振直後の側圧の比較を示したものである。No.4以外の試料では1.9~2.0kPa程度の値が測定されており、加振直後には側圧としてはほぼモルタルの比重分の液圧が作用している。

試料No.4の側圧が他の試料に比べて小さいのは、この試料が極めて軟練り、低粘性であることから、砂粒子が振動によって分離・沈降して、側圧計より上部にある試料の比重が減少したためと考えられる。

6.3 フレッシュモルタルの液状化現象の影響

フレッシュモルタルを高濃度サスペンションと考えると、その応力状態を有効応力によって評価することによって、より正確なレオロジー性質の把握が可能となる。2.4.3節にも示したように、これまでもフレッシュコンクリート中の間隙水圧の変化を測定した研究はいくつか報告されているが、その変化挙動に関しては不明な点が多い。

ここでは、サスペンションに特有な現象である液状化現象の、フレッシュモルタル内での発生状況を確認するために、衝撃力を受けたときのフレッシュモルタル中の間隙水圧の変化性状を測定し、加振前後のレオロジー性質の変化のメカニズムに関する考察を行った。

6.3.1 間隙水圧測定実験の概要

(a) 測定方法

図-6.3.1に測定装置の概要を示す。図に示すように、 $\phi 100 \times 200$ mmの鋼製円柱型枠内に試料を投入し、モルタルフロー試験に用いるフローテーブル上に装置全体を固定した。与える外力としては、試料の硬さの違いによらず、試料全体に均等に慣性力による外力を加えられ、また、再現性の良い外力を与えることができる、フローテーブルの自由落下による衝撃力を採用した。これは、ペースト分が降伏値を持つフレッシュモルタルの場合、外部および内部振動器による振動外力では、間隙水圧計のフィルタ近傍の試料が降伏せず、流動化した試料の間隙水圧の変化が測定できないためである。

間隙水圧の測定には、 $\phi 20 \times 35$ mmの小型の間隙水圧計を用いた。間隙水圧計は圧力測定面を下向きとし、試料深さ150mmの位置に固定した。間隙水圧計のフィルタには、目の大きさが $10\mu\text{m}$ の鋼製のものを用い、フィルタ内部に水を充填した。今回使用したフィルタでは、セメント粒子の分散度によってはセメントペーストがフィルタを通過することが考えられ、測定される間隙水圧は、厳密には間隙ペースト圧といえるが、以下の文中では、測定値を単に間隙水圧と呼ぶこととする。

試料の自由落下による加力は、充填完了後3~10minまでは1minごとに、またその後の10~30minの間は5minごとにそれぞれ1回ずつ行った。測定・記録には動ひずみ測定器を用い、サンプリング周期1msで測定した結果を0.1sごとに平均した値を用いた。測定時間は自由落下直前から16s間である。

(b) 使用材料

実験に用いたモルタルの調合を表-6.2.1に示す。本実験では、砂とモルタルの容積比s/mを一定とし、高性

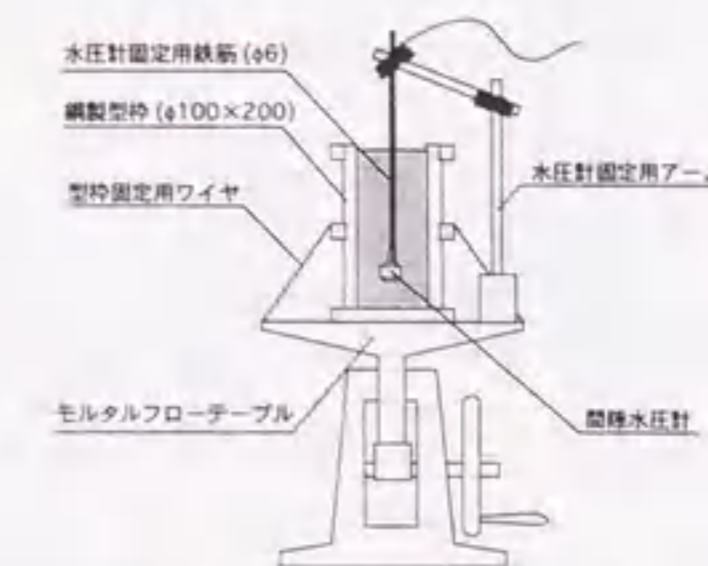


図-6.3.1 間隙水圧測定装置

表-6.3.1 モルタルの調合

No.	W/C	s/m	W (kg/m ³)	C (kg/m ³)	S (kg/m ³)	HAE/C (%)	Fl ₀ (mm)
1	0.35	0.50	263	750	1300	0.8	101
2	0.40		279	698		0.3	101
3	0.50		306	612		0.0	102
4	0.35	0.50	263	750	1300	3.0	217
5	0.40		279	698		1.2	205
6	0.50		306	612		0.8	193

[Notes] W/C: Water-cement ratio, s/m: Volumetric sand-mortar ratio, W: Water, C: Cement, S: Fine aggregate, HAE: High-range water reducing AE agent, Fl₀: Mortar flow value before drop.

能AE減水剤添加率HAE/Cおよび水セメント比W/Cによりセメントペーストの性状を変化させた。これらは、モルタルの降伏値および塑性粘度の変化を想定している。高性能AE減水剤添加率HAE/Cは、0回落下時のモルタルフロー値Fl₀がそれぞれ100mm程度および200mm程度となるように調整した。

6.3.2 実験結果とその考察

(a) 各試料の過剰間隙水圧の消散特性

図-6.3.2 (a), (b) に間隙水圧の測定結果を示す。グラフ中の灰色の部分、落下により測定値が振動している区間を示す。また、点線は、図-6.3.2 (c) に示すように、各測定結果の16sの時点での間隙水圧と、次の測定開始時の間隙水圧を結んだ直線を前方に延長したものであり、長期的な間隙水圧の低下勾配を示す。同図

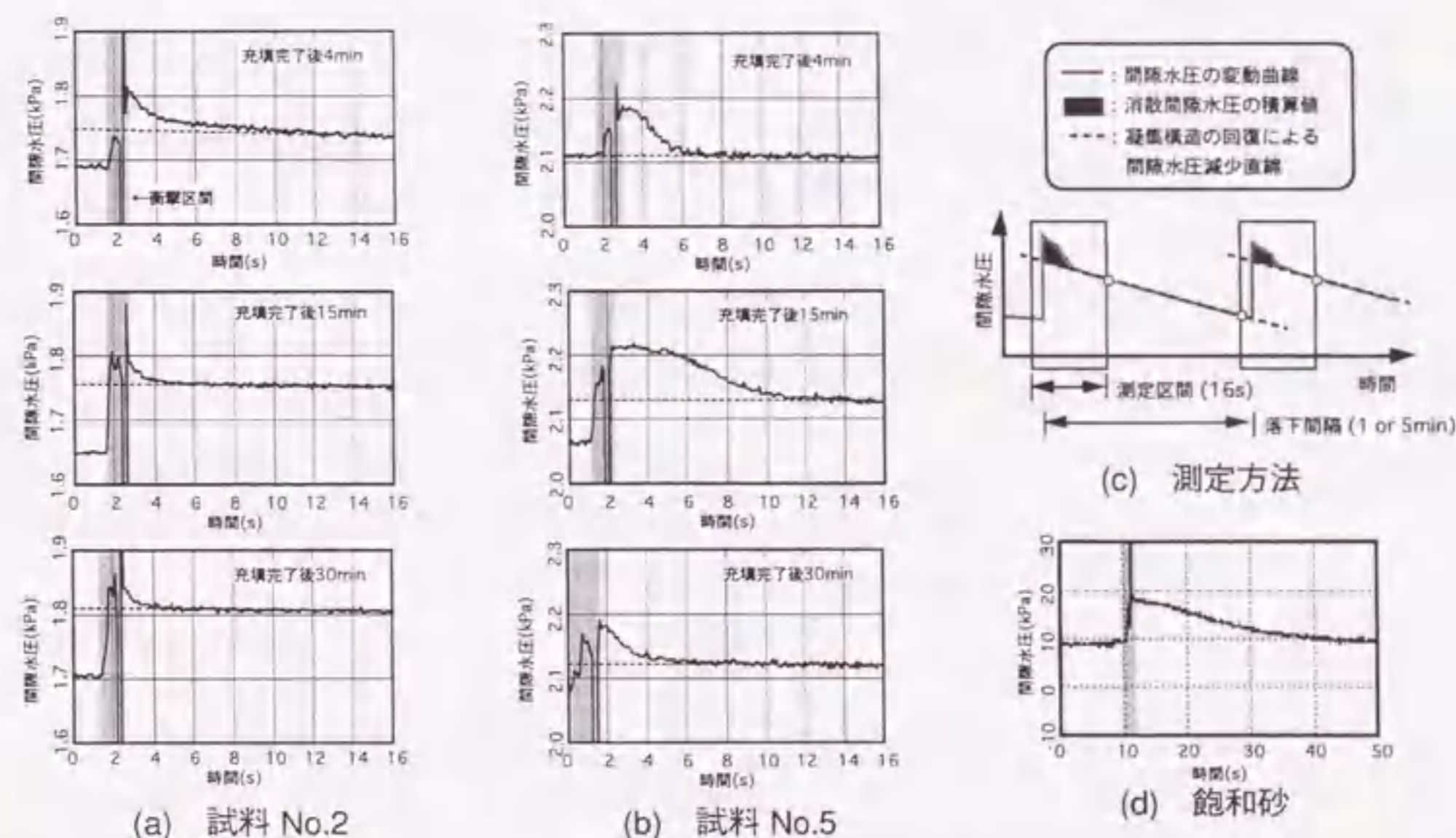


図-6.3.2 間隙水圧の測定結果の一例

から明らかのように、傾向はそれぞれ異なるものの、全ての試料において、落下に伴う衝撃によって過剰間隙水圧が発生している。いずれのグラフにも落下開始以前に間隙水圧が上昇し始める傾向が見られるが、これはフローテーブルが上昇する際の微振動によるものである。

間隙水圧の上昇過程に関しては、試料による違いはあまり見られない。一方、過剰間隙水圧の消散過程に関しては、試料ごとに特徴的な傾向が観察され、その消散挙動から、以下に示すような2つのメカニズムが複合して発生しているものと考えられる。

1つは、2~8s程度の比較的短時間のうちに消散する現象であり、もう1つは、1min以上を要して徐々に消散する現象である。これらの消散傾向の違いには、試料の降伏値が大きく影響している。

(b) 過剰間隙水圧の消散メカニズム

降伏値の小さい試料 No.4-6 において、落下直後にみられる過剰間隙水圧の消散曲線の特徴としては、振動終了直後の過剰間隙水圧の消散速度が小さいことや、過剰間隙水圧の減少曲線が変曲点を持つことなどが挙げられる。この振動直後の消散速度が小さいという傾向は、図-6.3.2 (d) に示すように、飽和砂で同様の試験を行った場合に観察される挙動に類似しており、この場合の間隙水圧の変化は、液状化、すなわち、モルタル中の砂粒子の沈降による過剰間隙水圧の発生および消散に起因するものと考えられる。

ただし、飽和砂を試料とした場合の過剰間隙水圧の測定結果に比べると、フレッシュモルタルの場合では上昇量も小さく、また、消散時間も短い。これは、砂の間隙に存在するセメントペーストが、水と比べて大きな粘性を持つことや、水に比べて砂との密度差が小さいことなどによる。

一方、経時変化後の試料を含めて、降伏値の大きい試料 No.1-3 では、砂粒子の沈降が起りにくいため、このように顕著な液状化現象が測定されないものと思われる。

降伏値の小さい試料 No.4-6 の、衝撃終了後に消散する間隙水圧の積算値と経過時間の関係を図-6.3.3 に示す。この積算値は、図-6.3.2 (c) に示したように、実際の間隙水圧の測定曲線と、長期的な間隙水圧の低下勾配を示す点線で囲まれた面積で表される。この積算値は、過剰間隙水圧の大きさと発生時間の長さを数値化したものである。フレッシュモルタルは液状化している間は流動性が高くなると考えられ、この積算値が大きいほど、試料の流動性が高くなっているものと考えられる。

図-6.3.3 によれば、試料 No.4 では試料充填後8min頃まで、また、試料 No.5 では試料充填後8min頃から20min頃までの間に、大きな過剰間隙水圧の積算値が測定されている。今回の実験では、高性能AE減水剤の添加量ごとに練混ぜ時間を調節しており、これらの試料間の過剰間隙水圧の発生時期のずれは、練混ぜ時間の影響を含めた混和剤の効果の発現時期のずれに起因するものと考えられる。

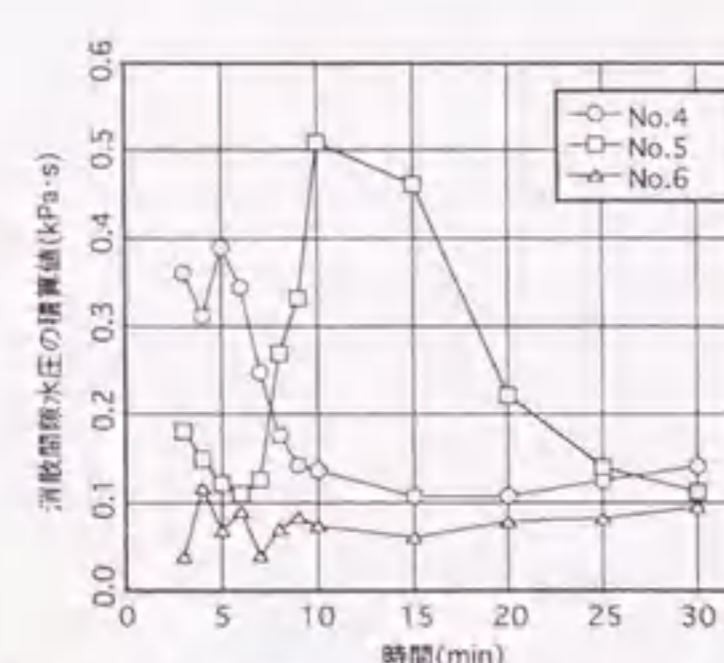


図-6.3.3 消散間隙水圧の積算値と経過時間の関係

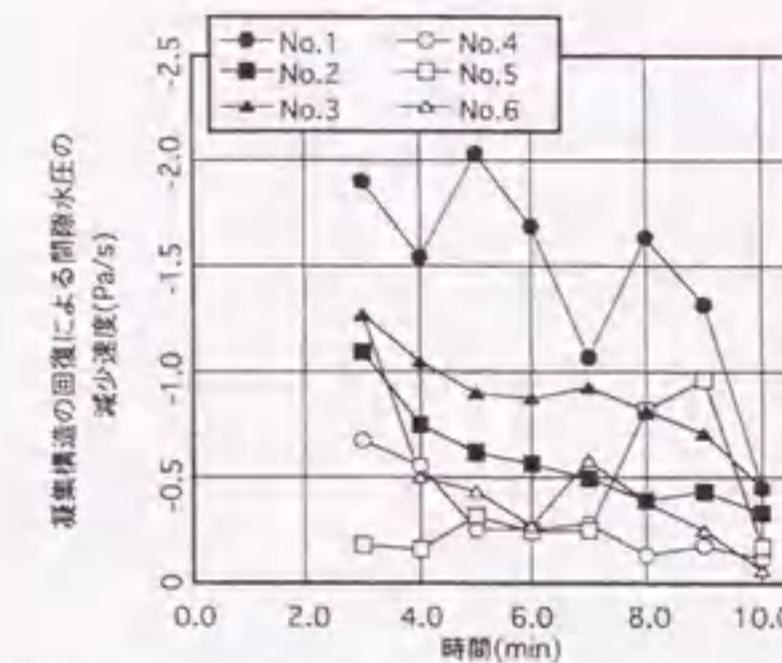


図-6.3.4 凝集構造の回復による間隙水圧の減少速度

試料 No.6 においても、砂の沈降に起因すると思われる過剰間隙水圧の発生は確認されるが、他の2つの試料に比べて積算値は小さい。これは、W/Cが小さく、粘性が大きい試料ほど消散にかかる時間が長くなるためと考えられる。

降伏値の大きい試料 No.1-3 および液状化終了後の間隙水圧の減少挙動の特徴としては、減少速度が前述の砂の沈降によるものに比べて極めて遅いことが挙げられる。このため、図-6.3.2に示す点線上に完全に重なるまでに長い時間を要し、図-6.3.3に示した積算値の比較では、砂の沈降に起因する過剰間隙水圧と単純には区別ができない。このような間隙水圧の長期的な減少傾向は、飽和砂を試料とした場合には観測されないことから、セメントペーストの凝集によるものと推定できる。この場合の間隙水圧の上昇は、衝撃力によってセメント粒子の凝集構造が破壊され、セメントペーストが流動化することに起因しているものと考えられる。

図-6.2.2中に点線で示した凝集構造の回復による間隙水圧の減少速度の比較を図-6.3.4に示す。同図は3minから10minの結果のみを示したものである。同図より、降伏値の大きい試料の方が減少速度が大きくなっており、これは6.2節の結果とも一致する。また、No.5以外の試料の間隙水圧の減少速度は時間とともに低下する傾向にあり、凝集の速度が落下による加振を重ねるごとに減少することを示しているが、この結果も前掲の図-6.2.4に示した加振前後の側圧の減少速度の比較結果と一致する。

試料 No.5 の例外的な挙動に関しては、図-6.3.3の結果と比較すると、過剰間隙水圧が上昇している間に間隙水圧の減少速度が増加しているため、過剰間隙水圧の発生の影響であると考えられる。

6.4 まとめ

本章では、フレッシュモルタルの経時変化および加振に起因する流動性の変化のメカニズムに関する実験的な検討を行った。その結果、経時変化にはセメント粒子の凝集構造の形成が、また、加振による流動化には液状化現象およびセメント粒子の凝集構造の破壊がそれぞれ大きく影響を及ぼしていることが明らかとなった。

6.2節では、時間経過に伴うセメント粒子の凝集挙動を試料の側圧の変化によって定量化する手法を試行し、経時変化のしやすさを示す側圧の低下速度が、高性能AE減水剤添加率、水セメント比および変形履歴によって変化することを明らかにした。本手法を用いて、試料の経時変化および加振の効果を定量的に評価できるものと思われる。

6.3節では、衝撃荷重を受けた後のフレッシュモルタル中の間隙水圧の変化を実験的に確認し、そのメカニズムに関する考察を行った。その結果、フレッシュモルタルの液状化が確認され、液状化時の間隙水圧の変化特性は、試料の降伏値に大きく影響されることが明らかとなった。

間隙水圧の上昇および消散現象には、液状化と凝集の2種類のメカニズムが確認されたが、これら2つを厳密に区別することは難しく、実際には両方の現象が同時に発生しているものと思われる。

Faint, illegible text on the left page, likely bleed-through from the reverse side.

Faint, illegible text on the top half of the right page, likely bleed-through from the reverse side.

第7章 結論および今後の課題

7.1 結論

7.2 今後の課題

Faint, illegible text on the bottom half of the right page, likely bleed-through from the reverse side.

7.1 結論

7.1.1 本研究成果の総括

本研究の内容および成果は、以下のように要約される。

第1章では、本研究の背景として、高性能なコンクリートの実用化や新たな構造形式の開発が進む中、依然としてコンクリート工事が経験則によって行われている現状と、より高品質なコンクリート構造物を生産するための施工設計技術を確立することの重要性を指摘した。また、地盤工学の分野においては、地震時の地盤の液状化および側方流動による被害が問題視されているにもかかわらず、液状化した飽和砂の流動性状の把握が十分に行われていない現状について指摘した。さらに、これに関連して、本研究の目的と意義を明らかにした。

第2章では、フレッシュコンクリートおよび飽和砂のレオロジーに関する既往の研究の現状について概説し、特に、レオロジー性質のモデル化および測定手法の開発の分野において研究が遅れていることを指摘し、本研究の位置づけを明確にした。

第3章では、フレッシュコンクリートのレオロジー性質に及ぼす影響因子の中でも、性状の把握が遅れている固体粒子間の接触に関して、モデル可視化実験と数値解析によって定量的な把握を行い、これまで不明であった、サスペンションのせん断変形時の骨材粒子の接触状況と、レオロジー定数の関係を明らかとし、また、余剰マトリックス膜厚のみでは固体粒子間の接触および粒子形状の違いを評価できないことを指摘した。

第4章では、飽和砂およびフレッシュモルタルを試料としたせん断ボックス試験から、高濃度サスペンションのせん断変形時には、ダイラタンシーが大きな影響を及ぼし、そのレオロジー性質は、せん断ひずみに依存したコンシステンシー曲線でモデル化できることを示した。また、飽和砂に関しては、せん断応力とせん断ひずみの関係曲線の勾配が、せん断ひずみ速度に依存することを利用して、流動時のせん断応力とせん断ひずみの関係曲線を直接推定して、その流動挙動を予測する手法を提案した。

第5章では、第4章の実験から得られたせん断ひずみ依存型の粘塑性モデルを、粘塑性有限要素法解析に適用し、モデル化の妥当性を検証した。その結果、実験から得られたレオロジー定数を入力値とした数値解析の結果が、実験結果と良い対応を示し、モデル化の妥当性が確認された。また、間隙通過時の流動シミュレーション結果からは、より実用的な施工シミュレーションが可能であることを示した。

第6章では、フレッシュコンクリートの経時変化や加振時の流動化を評価する上で重要な因子となる、セメント粒子の凝集と液状化の影響に関する実験的な検討を行った。セメント粒子の凝集に関しては、側圧の経時変化によってセメント粒子の凝集挙動を把握する手法を提案し、調合および変形履歴によって凝集挙動が変化することを示した。また、液状化に関しては、実際に衝撃力を受けたときのフレッシュモルタル中の間隙水圧の変化を測定し、過剰間隙水圧の発生および消散のメカニズムに関する考察を行った。

7.1.2 本研究成果の位置づけ

本研究の最終的な目的は、コンクリートのレオロジー性質の把握と数値解析からなる「施工設計法」の確立にある。図-7.1.1に本研究の位置づけを図示する。

これまでのフレッシュコンクリートのレオロジー的な研究では、レオロジーの分野に高濃度サスペンションの流動挙動を表現できる適切なレオロジーモデルが提案されていなかったために、試料を均質な粘塑性体と仮定して研究が行われてきた。しかし、固体粒子の影響を無視したモデル化には限界があり、レオロジー定数の定量化には至っていなかった。

一方、土質力学や地盤工学の分野では、内部摩擦係数を考慮した静的な降伏応力に関する詳細な研究が行われてきた。しかし、これらの結果は、近年問題にされている、液状化地盤の側方流動のような動的な流動挙動には直接適用できず、流動性状の評価方法や予測手法を模索している段階にある。

本研究は、これらの2つの分野の中間的な立場から、まず、高濃度サスペンションという極めて複雑な性質を持つ物質の、レオロジーモデル自体の構築を試みた。このように、レオロジーモデルとしてサスペンションの性質を評価しようとする研究例は少なく、高濃度サスペンションのレオロジー性質のモデル化という問題に対する1つの解決方法を示した点が、本研究の最も重要な成果といえる。

また、飽和砂を試料とした実験結果からは、せん断応力とせん断ひずみの関係曲線を直接求めることにより、より厳密な流動予測を行う手法を提案した。本研究のこれらの成果は、コンクリートおよび地盤の分野以外にも、高濃度サスペンションを取り扱う他分野における応用が期待される。

数値解析に関しては、本来、実際の試料で測定されたレオロジー定数を入力値として、施工時のワーカビリティを推定するための技術であるにもかかわらず、これまで、レオロジー定数の定量化の遅れから、数値解析結果を現現象と合わせることによって、逆にレオロジー定数を推定するという使用法が主流となっていた。これに対して、本研究では、実験から得られた構成モデルを、既存の粘塑性有限要素法に適用し、実測されたレオロジー定数を入力値とした数値解析を行い、コンシステンシー試験結果をシミュレートできることを示した。これは、「施工設計法」の実現に向けた大きな1歩となる重要な結果である。

さらに、詳細な定量化には至らなかったものの、フレッシュコンクリートの経時や振動による流動性の変化に大きく影響を及ぼす、セメント粒子の凝集およびフレッシュモルタルの液状化に関しても、それぞれ基礎的な実験を行った。経時変化および加振による流動化に関する研究は、最も把握の遅れている部分であり、本研究結果を基にして、今後さらに研究が進展することが期待される。

本研究で取り上げた、ダイラタンシーおよびセメント粒子の凝集という2つの影響因子に関しては、これまでレオロジーモデルと結びつけた研究はほとんど行われていなかった。しかし、実際には、フレッシュコンクリートのレオロジー性質は、上記の2つの影響因子に最も大きく影響を受けており、レオロジー定数の定量化が進まなかった最大の原因はこの2つの要因を無視していたことにあると考えられる。

研究の困難さや課題の複雑さには大きな差はないが、これらの影響因子を考慮することで、今後の研究の方向性を示した点に、本研究の最大の意義があるものと考えている。

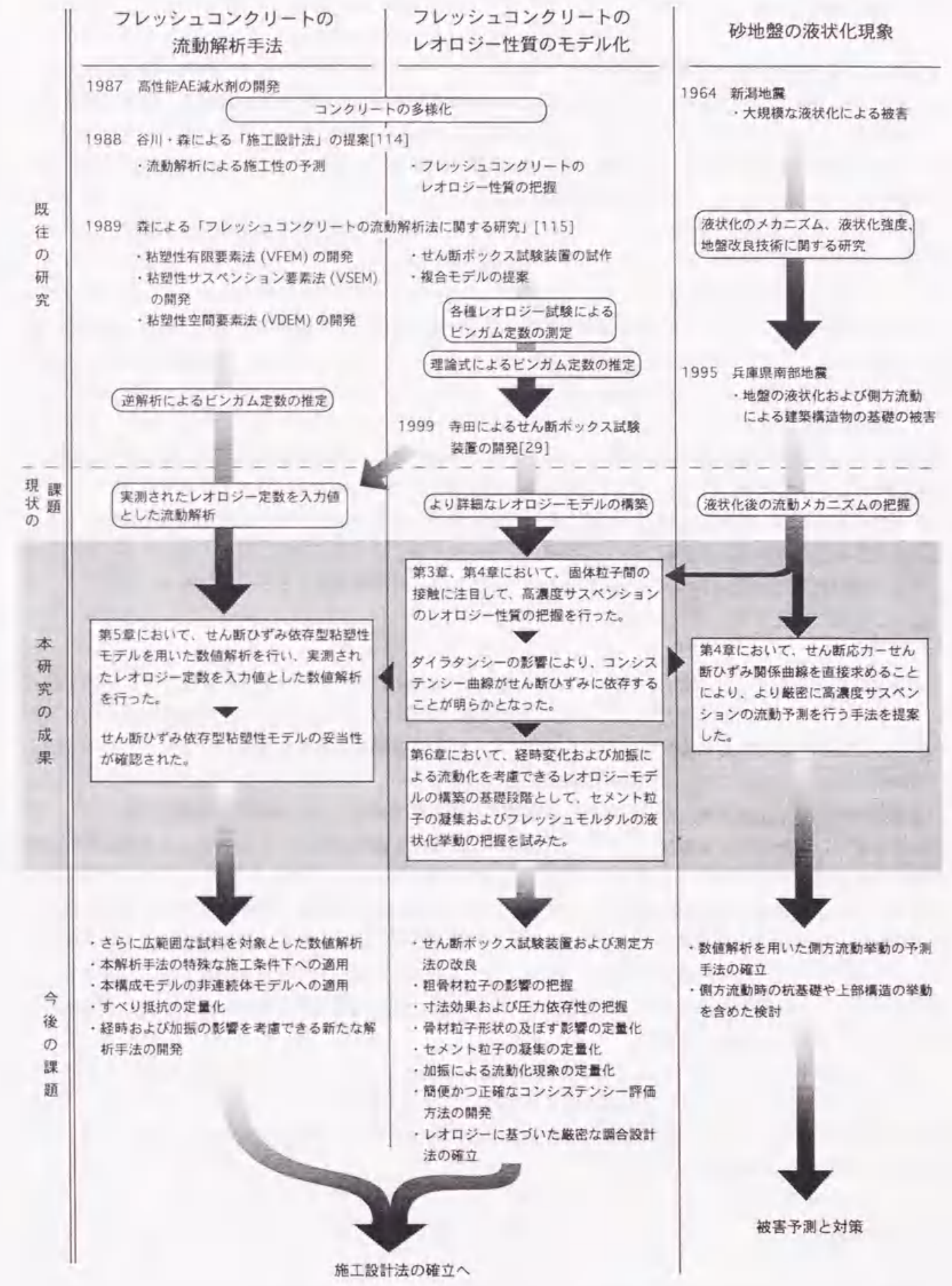


図-7.1.1 本研究の背景と位置づけ

7.2 今後の課題

本論文では、現実の施工設計に適用可能なフレッシュコンクリートのレオロジーモデルの構築を目的として、実験的および解析的な検討を行った。しかし、本研究のような、固体粒子間の接触や、経時・加振といった複雑なメカニズムをレオロジーモデルとして表現しようとする研究は始まったばかりであり、本論文では、今後の研究の方向性を示したに過ぎない。施工設計法の確立に至るまでには、さらに膨大な実験と多くの課題の解決が必要となる。以下に今後の課題を挙げる。

7.2.1 レオロジー試験方法

本研究で用いたせん断ボックス試験装置は、試作段階であるために、機構の複雑さや、調整・測定時の手間、装置の高価さなど、その活用には多くの難点がある。しかし、現在のところ、本試験装置以外に高濃度サスペンションのレオロジー性質を測定可能な試験方法はなく、今後、研究を進めていく上では、せん断ボックス試験装置の改良が再優先の課題となる。また、せん断変形の与え方などによっても、測定されるせん断応力-せん断ひずみ関係は変化するものと考えられ、強制変位による軟化や液状化の影響を考慮した測定方法の検討も重要となる。

長期的な視点からは、建設現場でも活用可能な、簡便かつ正確なコンシステンシー評価方法の開発も視野に入れて研究を進める必要がある。

7.2.2 レオロジーモデル

本論文で用いた試料は、事実上フレッシュモルタルのレベルに留まっている。本来はフレッシュコンクリートを対象とした検討が必要であり、今後、粗骨材まで範囲を広げた固体粒子の影響の把握が必要となる。さらに、試料の寸法効果および外部からの圧力に対する依存性の把握も、より厳密なレオロジーモデルの構築には不可欠な要因であり、今後の課題となる。

現段階では非常に困難と考えられる骨材粒子形状の影響の把握に関しては、個々の形状の評価ではなく、サスペンションとみなした場合のせん断ひずみ依存性の評価で定量化が可能となると考えられ、今後の研究が期待される。

また、セメント粒子の凝集の問題は、現在のところ、最も定量化が困難であると予想される。本研究では、側圧の経時変化から凝集度合いを評価することを試みたが、側圧とレオロジー定数の関係は不明であり、レオロジーモデルに組み込むためには、レオロジー定数との関係を明確にする必要がある。ただし、既存のレオロジー試験装置では測定は不可能と考えられ、新たな測定装置の試作を視野に入れた、基礎的な研究が不可欠なものと考えられる。

加振時の流動化の問題は、セメント粒子の凝集構造の破壊とサスペンションの液状化という2つのメカニズムが複合して発生することから、実験的に直接把握することは困難である。このため、まず、セメント粒子の凝集構造の破壊と液状化の特性を別々に把握し、非連続体モデルを用いた数値解析などによってモデル化の方法を検討する必要がある。

7.2.3 数値解析

本論文で行った実測結果と解析結果の比較では、比較的軟練りの試料のみの検討となっており、また、流動速度に関する解析的な再現にも成功していない。これらの原因は、せん断ボックス試験によって粘性が過

小評価されているためであり、今後、試験装置および測定方法を改良した後に、さらに広範囲な試料の流動シミュレーションを行い、モデル化の妥当性の検証を進める必要がある。

また、第5章の閉塞解析などにより、従来のモデルを使用した粘塑性有限要素法では説明できない特殊な現象を再現できることが示されており、本解析手法の特殊な施工条件下における適用性の検討も、さらに進めていく必要がある。

正確な流動シミュレーションに不可欠な、すべり抵抗の定量化に関しては、早急に解決されなくてはならない問題である。

ただし、粘塑性有限要素法では要素の変形に限界があることから、今後、大変形領域の解析を行う場合には、他の解析手法への本構成モデルの適用も試みる必要があるものと思われる。また、将来的に施工設計に適用するためには、数値解析の構成モデルに対しても、凝集および液状化の影響を導入する必要がある。今後、まったく新しい数値解析手法の開発も視野に入れた研究が必要となる。

7.2.4 調合設計

本研究では、調合設計に関する検討にまでは至らなかったが、施工設計法の中では、調合の最適化も重要な要素である。現在行われている調合設計に関する研究は、各調合要因の影響を直接フレッシュコンクリートのコンシステンシー試験結果などと結びつけて評価している。しかし、本来は、調合要因と直接関係するのは、ダイラタンシー特性や凝集特性などの物性値であり、レオロジー定数と関係付けて検討する必要がある。このため、レオロジーモデルの整備を進めるとともに、調合要因との関係の定量的な評価も順次行っていく必要がある。

7.2.5 液状化砂の側方流動挙動

飽和砂は、セメント粒子の影響が無い場合、フレッシュコンクリートに比べて性状の把握が容易である。このため、飽和砂を試料とした実験は、フレッシュコンクリートのレオロジーモデルの構築にも有効であり、また、地盤工学の分野の研究としても、重要なテーマとなっているため、今後もさらに詳細な検討を進める必要がある。

第4章では、変形の履歴を考慮できる流動予測手法を提案したが、今後、数値解析に本手法を適用していく予定である。また、将来的には、飽和砂の流動挙動だけでなく、側方流動時の杭基礎や上部構造の挙動まで含めた検討を行う必要がある。今後の研究が期待される。

Faint, illegible text on the left page, likely bleed-through from the reverse side.

Faint, illegible text on the left page, likely bleed-through from the reverse side.

Faint, illegible text on the left page, likely bleed-through from the reverse side.

Faint, illegible text on the right page, likely bleed-through from the reverse side.

引用文献

- 1. ...
- 2. ...
- 3. ...
- 4. ...
- 5. ...
- 6. ...
- 7. ...
- 8. ...
- 9. ...
- 10. ...
- 11. ...
- 12. ...
- 13. ...
- 14. ...
- 15. ...
- 16. ...
- 17. ...
- 18. ...
- 19. ...
- 20. ...
- 21. ...
- 22. ...
- 23. ...
- 24. ...
- 25. ...
- 26. ...
- 27. ...
- 28. ...
- 29. ...
- 30. ...
- 31. ...
- 32. ...
- 33. ...
- 34. ...
- 35. ...
- 36. ...
- 37. ...
- 38. ...
- 39. ...
- 40. ...
- 41. ...
- 42. ...
- 43. ...
- 44. ...
- 45. ...
- 46. ...
- 47. ...
- 48. ...
- 49. ...
- 50. ...

引用文献

- [1] 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（続），セメント・コンクリート，No.551，pp.2-11，1993.1.
- [2] 谷川恭雄ほか：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.55-62，1996.4.
- [3] 川崎種一：粘度計による粘度測定の実際，NEW FOOD INDUSTRY，Vol.22，No.4～6，別刷，pp.4-7，1980.
- [4] 山肩邦男：建築基礎工学，朝倉書店，pp.75-78，1993.
- [5] Taylor, D. W. : Fundamentals of Soil Mechanics, John Wiley, 700pp., 1948.
- [6] 村田二郎：フレッシュコンクリートの流動と変形，土木学会第31回年次学術講演会講演概要集，pp.272-273，1976.
- [7] 下山善秀：静的外力による硬練りコンクリートに関する研究，土木学会論文集，No.390 / V-8，pp.141-149，1988.2.
- [8] 越川茂雄：フレッシュコンクリートの間隙水圧挙動に関する考察，土木学会第41回年次学術講演会講演概要集，pp.465-466，1986.11.
- [9] 越川茂雄：まだ固まらないコンクリートの粒状体特性に関する研究，土木学会第32回年次学術講演会講演概要集，pp.394-395，1977.
- [10] 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.
- [11] 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.
- [12] 寺西浩司・谷川恭雄・森博嗣・渡辺健治：障害物挿入型回転粘度計によるフレッシュコンクリートのコンシステンシー評価，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.1，pp.449-454，1994.6.
- [13] 岡村甫・前川宏一・小澤一雅：ハイパフォーマンスコンクリート，技報堂出版，pp.35-47，1993.
- [14] 枝松良展・山口昇三・岡村甫：モルタルフローにおける粉体と細骨材の役割と境界，土木学会論文集，No.571/V-36，pp.131-147，1997.8.
- [15] 俵道和・出光隆・山崎竹博・佐藤美帆：ペーストおよびモルタルの流動性に及ぼす高性能AE減水剤の影響評価，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21，No.2，pp.517-522，1999.6.
- [16] 谷川恭雄・森博嗣・田中政史・梅本宗宏・黒川善幸：フレッシュコンクリートと鋼板のすべり抵抗力に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），A，pp.111-112，1987.10.
- [17] 谷川恭雄・森博嗣・筒井一仁・黒川善幸：スランプ試験およびすべり抵抗試験によるフレッシュコンクリートのレオロジー定数の測定，コンクリート工学年次講演会論文集，Vol.9，No.1，pp.381-384，1987.6.
- [18] 谷川恭雄・森博嗣・三輪正保・田中政史：低水セメント比のフレッシュコンクリートのすべり抵抗挙動に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（中国），A，pp.853-854，1990.10.
- [19] 森博嗣・谷川恭雄・黒川善幸・西之園一樹・田村明：粘塑性体の付着性状および高速すべり性状に関する実験的研究，フレッシュコンクリートの流動性と施工性に関するシンポジウム論文集，日本コンクリート工学協会，pp.49-54，1996.4.
- [20] 黒川善幸・谷川恭雄・森博嗣・小村理恵：フレッシュコンクリートのスランプ試験およびスランプフロー試験に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.1，pp.437-442，1994.6.
- [21] 小門武・細田尚：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提案，土木学会第50回年次学術講演会講演概要集，pp.1002-1003，1995.9.
- [22] 黒川善幸・谷川恭雄・森博嗣・西之園一樹：フレッシュコンクリートのビンガム定数に与える粗骨材

- 容積比の影響に関する解析的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.1, pp.453-458, 1996.6.
- [23] 日本建築学会: 付1. 高流動コンクリートのコンシステンシーの評価方法, 高流動コンクリートの材料・調合・製造・施工指針(案)・同解説, pp.137-138, 1997.
- [24] 森博嗣・谷川恭雄: フレッシュコンクリートの各種コンシステンシー試験方法に関するレオロジー的考察, 日本建築学会構造系論文報告集, No.377, pp.16-26, 1987.7.
- [25] 日本建築学会: 付4. フレッシュコンクリートの流動特性, コンクリートポンプ工法施工指針・同解説, pp.192-236, 1994.
- [26] 日本コンクリート工学協会: フレッシュコンクリートの挙動研究委員会報告書, pp.121-140, 1990.3.
- [27] 土木学会コンクリート施工研究小委員会: フレッシュコンクリートの物性値測定法についてのガイドライン(案), フレッシュコンクリートの物性とその施工への適用に関するシンポジウム論文集, 土木学会, pp.175-198, 1986.3.
- [28] 寺田謙一・谷川恭雄・森博嗣: フレッシュコンクリートのせん断変形性質における圧力依存性および寸法効果に関する実験的研究, フレッシュコンクリートの流動性と施工性に関するシンポジウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.25-30, 1996.4.
- [29] 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.45-62, 1999.9.
- [30] Powers, T.C.: The Properties of Fresh Concrete, John Wiley & Sons, Inc., pp.501-503, 1968.
- [31] 吉野公・西林新蔵・井上正一・黒田保: 高流動コンクリートの塑性粘度予測に関する研究, フレッシュコンクリートの流動性と施工性に関するシンポジウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.13-18, 1996.4.
- [32] 橋本親典・丸山久一・清水敬二: フレッシュコンクリートの管内流動における閉塞過程の可視化に関する実験手法, コンクリート工学, Vol.26, No.2, pp.119-127, 1988.2.
- [33] 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, 1992.6.
- [34] 森博嗣・黒川善幸・寺西浩司・荒井正直: フレッシュコンクリートの鉄筋間通過挙動に関する可視化モデル実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.1, pp.569-574, 1995.6.
- [35] 呉相均・野口貴文・友澤史紀: 可視化モデルによる高流動コンクリートの間隙通過性に関する考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.1, pp.37-42, 1997.6.
- [36] 大内雅博・枝松良展・小澤一雅・岡村甫: 自己充填コンクリート中の粗骨材・モルタル粒子間相互作用の簡易評価法, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.451-456, 1999.6.
- [37] 枝松良展・安本礼持・水越睦視・長岡誠一: 細骨材特性と自己充填性, 自己充填コンクリートセミナー論文報告集, コンクリート技術シリーズ, No.19, pp.25-30, 1997.5.
- [38] 管俣匠・日比野誠・大内雅博・岡村甫: ポリカルボン酸系高性能AE減水剤の粒子分散作用に関する一考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.91-96, 1999.6.
- [39] 笠井芳夫: コンクリート総覧, 技術書院, 758pp., 1998.6.
- [40] 後藤正司: 土質力学, 共立出版, pp.22-23, 1972.
- [41] 服部健一: スランプロスのメカニズムおよびその対策, 材料, Vol.29, No.318, pp.34-40, 1980.3.
- [42] 服部健一・和泉嘉一: セメントペースト及びコンクリートの粘度についての2, 3の理論的考察, セメント・コンクリート論文集, No.51, pp.311-315, 1997.12.
- [43] 内川浩: 高強度コンクリートの材料設計, 石膏と石灰, No.242, pp.2-15, 1993.
- [44] 長瀧重義・坂井悦郎・長崎大輔: 高性能減水剤を添加したコンクリートのスランプロス, セメント技術年報, Vol.35, pp.210-213, 1981.12.
- [45] 稲葉美保子・丸山久一・皆口正一・坂田昇: 高流動コンクリートの流動性保持機構に関する一考察,

- コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.1, pp.129-134, 1996.6.
- [46] 前山篤史・丸山久一・坂田昇・緑川猛彦: モルタルの流動性保持機構に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.331-336, 1999.6.
- [47] 緑川猛彦・丸山久一・下村匠・桃井清至: 粉体特性の定量化手法に基づくペーストの流動性評価方法, 土木学会論文集, No.578, V-37, pp.99-110, 1997.11.
- [48] 太田晃・魚本健人: ポリカルボン酸系分散剤の分散効果に関する検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.79-84, 1999.6.
- [49] 太田晃・魚本健人: 各種結合材粒子に対するポリカルボン酸系分散剤の分散効果に関する検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.85-90, 1998.6.
- [50] 大内雅博・日比野誠・管俣匠・岡村甫: 自己充填コンクリート用高性能減水剤の効果の定量評価法, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.335-360, 1998.6.
- [51] 大野晃・山本貴憲: ポリカルボン酸系混和剤添加時の各種セメントペーストの流動特性, セメント・コンクリート論文集, No.51, pp.258-263, 1997.12.
- [52] 加藤弘義・吉岡一弘・牛山宏隆: 高性能AE減水剤の立体障害効果に及ぼす硫酸イオンの影響, セメント・コンクリート論文集, No.51, pp.264-269, 1997.12.
- [53] 加藤弘義・吉岡一弘・中村明則: 高性能AE減水剤によるセメント粒子の分散効果に及ぼす温度の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.163-168, 1999.6.
- [54] 中村秀三・小川彰一: 砂の状態が流動性に与える影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.181-186, 1999.6.
- [55] 小山田哲也・江東・藤原忠司: 高流動コンクリートのペーストおよびモルタルにおける流動性の経時的変化, セメント・コンクリート論文集, No.51, pp.310-315, 1997.12.
- [56] 大友健・横田和直・鍋木孝治・小松原徹: 高流動コンクリートの流動性の保持と側圧挙動に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.1, pp.135-140, 1996.6.
- [57] 角田忍: フレッシュコンクリートの振動時における性質, フレッシュコンクリートの挙動とその施工への応用に関するシンポジウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.13-18, 1989.4.
- [58] L'Hermite, R. and Toumon, G.: Vibration of Fresh Concrete, John Wiley & Sons Inc., pp.501-503, 1968.
- [59] 水口裕之・田中淳一・田中伸幸: 振動がコンクリートのレオロジー定数に与える影響, セメント・コンクリート論文集, No.46, pp.368-373, 1992.12.
- [60] 吉野公・西林新蔵・矢村潔・井上正一: 振動下におけるフレッシュコンクリートの挙動に関する基礎的研究(単純な細粒径中の素粒子の分離), 材料, Vol.29, No.318, pp.247-252, 1980.3.
- [61] 吉野公・西林新蔵・前田正敏・井上正一: 骨材の振動下における挙動について, 土木学会第34回年次学術講演会講演概要集, No.5, pp.77-78, 1979.10.
- [62] 吉野公・前田健文: 振動下におけるフレッシュペーストとモルタルの挙動に関する一考察—化学混和剤の影響について—, 土木学会第35回年次学術講演会講演概要集, No.5, pp.307-308, 1980.9.
- [63] 寺西浩司: フレッシュコンクリートの間隙通過時および振動下の挙動に関する研究, 名古屋大学博士論文, pp.85-102, 1995.3.
- [64] 三好征夫・榊田佳寛・安田正雪・荒金直樹: 準高流動コンクリート中におけるモルタルのレオロジー特性に及ぼす振動の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.499-504, 1999.6.
- [65] 末岡英二・松本典人・佐野清史・清宮理: 振動を受けた中流動コンクリートの基礎性状について, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.427-432, 1999.6.
- [66] 崔寿炎・三上貴正・小野英哲・横山裕・高橋宏樹・田代達也: フレッシュコンクリートの流動性に及ぼす内部振動機による打設振動の影響に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), A, pp.739-740, 1992.8.

- [67] Ritchie, A.G.B.: The Triaxial Testing of Concrete, Magazine of Concrete Research, Vol.14, No.40, 1962.
- [68] Olsen, R.H.: Lateral Pressures of Concrete on Formwork, 1968.
- [69] 越川茂雄: まだ固まらないコンクリートの三軸圧縮試験について, 土木学会第30回年次学術講演会講演概要集, No.5, pp.77-79, 1975.
- [70] 竹内十三男・越川茂雄・伊藤義也: フレッシュコンクリートの三軸圧縮試験方法に関する研究, フレッシュコンクリートの物性とその施工への適用に関するシンポジウム論文集, 土木学会, pp.1-6, 1986.3.
- [71] 天明敏行・森濱和正・村上祐治・小林貞之: 微粒分の多い骨材を使用した超硬練りコンクリートの繰返し振動三軸試験, 超硬練りコンクリート技術に関するシンポジウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.83-88, 1998.6.
- [72] 岩崎訓明: コンクリートの特性, コンクリートセミナー1, 共立出版, 211pp., 1975.
- [73] 中島聡・堤知明・松島学・村上祐治: 超硬練りコンクリートの流動化特性に関する繰返し載荷試験, 土木学会第52回年次学術講演会概要集, pp.232-233, 1997.9.
- [74] 時松孝次: 地盤の液状化・側方流動による被害事例および設計への展開, 地盤の液状化および流動講習会講演資料, 地盤工学会, 1998.
- [75] 片田敏行・末松直晃・須藤雅典: 砂地盤の側方流動のメカニズム解明とその流動特性, 土木学会論文集, No.561 / III-38, pp.129-140, 1997.
- [76] 濱田政則・若松加寿江: 液状化による地盤の水平変位の研究, 土木学会論文集, No.596 / III-43, pp.189-208, 1998.
- [77] 石原研而: 土質力学の基礎, 鹿島出版, 293pp., 1981.
- [78] 吉見吉昭: 砂地盤の液状化(第二版), 技報堂出版, 182pp., 1991.
- [79] 社本康広・張建民・時松孝次: 砂地盤の初期液状化後の変形と残留変形の評価, 第33回地盤工学研究発表会(山口), pp.977-978, 1998.7.
- [80] 吉田望: 液状化に伴う流動のメカニズム, 地震時の地盤・土構造物の流動性と永久変形に関するシンポジウム発表論文集, 地盤工学会, pp.53-70, 1998.
- [81] 文龍・佐藤忠信・渦岡良介: 液状化地盤における流動化過程の統一的解釈, 第35回地盤工学研究発表会(岐阜), pp.1649-1650, 2000.6.
- [82] 石川雅博・田所淳・大河内保彦・澤田亮・西村昭彦: 単純せん断試験による液状化した砂の変形特性について, 第33回地盤工学研究発表会(山口), pp.859-860, 1998.7.
- [83] 高地潤・苔口聖史・東畑郁生: ひずみ速度が液状化砂の変形特性に及ぼす影響に関する中空ねじりせん断試験, 第35回地盤工学研究発表会(岐阜), pp.845-846, 2000.6.
- [84] 苔口聖史・高地潤・東畑郁生: 液状化した砂の速度依存性検証のためのねじりせん断試験, 第35回地盤工学研究発表会(岐阜), pp.847-848, 2000.6.
- [85] 佐藤弘康・毛利栄征・河端俊典: 液状化地盤での埋設管の水平抵抗力に関する振動実験, 第35回地盤工学研究発表会(岐阜), pp.2147-2148, 2000.6.
- [86] 国松直・神宮司元治・今泉博之: 音叉型振動式粘度計を用いた液状化土の粘性係数の測定, 第35回地盤工学研究発表会(岐阜), pp.2147-2148, 2000.6.
- [87] 樋口佳意・安田進・森本弘光・青木直子: 液状化後の砂の変形特性に与える間隙流体の粘性の影響, 第34回地盤工学研究発表会(東京), pp.1033-1034, 1999.7.
- [88] 只野尚徳・木幡行宏・川村志麻: 粒子形状が異なる単粒度碎石の三軸変形特性, 第35回地盤工学研究発表会(岐阜), pp.55-56, 2000.6.
- [89] 西山高士・茶谷文雄: 基礎-地盤間の動摩擦抵抗に関する基礎的研究(コンクリートと砂の動摩擦抵抗), 第33回地盤工学研究発表会(山口), pp.1063-1064, 1998.7.
- [90] 下川淳嗣・芳川あ弥・東畑郁生: 液状化した砂の高速変形における速度依存性の検討, 第34回地盤工
- 学研究発表会(東京), pp.1031-1032, 1999.7.
- [91] 谷川恭雄・森博嗣: 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.30-39, 1994.12.
- [92] 黒川善幸・谷川恭雄・森博嗣・小村理恵: フレッシュコンクリートのスランプ試験およびスランプフロー試験に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.1, pp.437-442, 1994.6.
- [93] 森博嗣・谷川恭雄: 粘塑性有限要素法によるフレッシュコンクリートの流動解析, 日本建築学会構造系論文報告集, No.374, pp.1-9, 1987.4.
- [94] 森博嗣・谷川恭雄: 振動力を受けるフレッシュコンクリートの流動解析手法, 日本建築学会構造系論文報告集, No.388, pp.18-27, 1988.6.
- [95] 谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸・小高茂央: 動的粘塑性解析手法によるフレッシュコンクリートの流動シミュレーション, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.409-414, 1992.6.
- [96] 森博嗣・渡辺健治・梅本宗宏・谷川恭雄: 二相モデルを用いたフレッシュコンクリートの流動解析手法, 日本建築学会構造系論文報告集, No.427, pp.11-21, 1991.9.
- [97] 谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸: 高流動コンクリートのL型フロー試験による流動性評価法に関する考察, セメント・コンクリート論文集, No.48, pp.208-213, 1994.12.
- [98] 谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸: 粘塑性流動解析手法によるL型フロー試験のコンクリートの流動シミュレーション, セメント・コンクリート論文集, No.49, pp.270-275, 1995.12.
- [99] 西之園一樹・谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸: 粗骨材容積比がフレッシュコンクリートのビンガム定数に与える影響に関する一考察, 日本建築学会東海支部研究報告集, No.34, pp.57-60, 1996.2.
- [100] 谷川恭雄・森博嗣・筒井一仁・黒川善幸: 粘塑性有限要素法によるフレッシュコンクリートの流動シミュレーション, コンクリート工学年次講演会論文集, No.8, pp.377-380, 1986.6.
- [101] 谷川恭雄・森博嗣・筒井一仁・黒川善幸: フレッシュコンクリートのレオロジー定数の簡易測定方法, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.9, No.1, pp.493-498, 1987.6.
- [102] 谷川恭雄・森博嗣・梅本宗宏・渡辺健治: サスペンション要素法解析によるフレッシュコンクリートの流動シミュレーション方法, 材料, Vol.38, No.431, pp.26-31, 1989.8.
- [103] 名口芳和・谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸: モルタル節点を導入した粘塑性サスペンション要素法によるフレッシュコンクリートの分離現象に関する解析的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), A-1, pp.709-710, 2000.9.
- [104] 小高茂央・谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸: 動的粘塑性サスペンション要素法によるフレッシュコンクリートの流動シミュレーション, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.1, pp.345-350, 1993.6.
- [105] 北大路洋・谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸・浦野真次: 粘塑性空間要素法による壁状構造体へのコンクリート充填シミュレーション, フレッシュコンクリートの流動性と施工性に関するシンポジウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.79-84, 1996.4.
- [106] 鍋田克己・町田篤彦・岩下和義・佐々木尊廣: 個別要素法を用いたフレッシュコンクリートの流動シミュレーション, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.1, pp.479-484, 1994.6.
- [107] 大村隆一郎・田中英紀・内藤英晴・三浦尚: 高流動コンクリートの流動シミュレーション, 土木学会第53回年次学術講演会講演概要集, pp.492-493, 1998.10.
- [108] 山田義智・大城武・榊田佳寛: フレッシュコンクリート流動解析へのMAC法の適用, コンクリート工学年次論文報告書, Vol.20, No.1, pp.131-136, 1998.7.
- [109] 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.
- [110] 寺田謙一・谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸・三島直生: フレッシュコンクリートのレオロジー性質に及

はすせん断層厚さおよび粗骨材要因の影響に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.513, pp.15-22, 1998.11.

- [111] 三島直生・谷川恭雄・森博嗣・寺田謙一：2次元モデルによるフレッシュコンクリートのせん断変形性質に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.289-294, 1998.6.
- [112] 井上和政・和泉意登志・弦田康平・三浦義雅：配筋量が異なる壁部材での高流動コンクリートの見かけのレオロジー定数に関する研究, フレッシュコンクリートの流動性と施工性に関するシンポジウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.85-90, 1996.4.
- [113] 岩崎訓明：コンクリートの特性, コンクリートセミナー1, 共立出版, pp.51-53, 1975.
- [114] 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.4-20, 1988.11.
- [115] 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.53-161, 1989.10.

既発表論文リスト

既発表論文リスト

1. 学術論文

No.	論文題目	発表誌名	巻,号,頁	発表年月	共著者
1	2次元モデルによるフレッシュコンクリートのせん断変形性質に関する研究	コンクリート工学年次論文報告集	Vol.20, No.2, pp.349-354	1998	谷川恭雄 黒川善幸 寺田謙一
2	Study on Shear Deformational Properties of Fresh Concrete by Two-Dimensional Model	Transactions of the Japan Concrete Institute	Vol.20, pp.15-22	1998	Tanigawa, Y. Kurokawa, Y. Terada, K.
3	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	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 若林信太郎
4	フレッシュコンクリートのレオロジー性質に及ぼすせん断層厚さおよび粗骨材要因の影響に関する研究	日本建築学会構造系論文集	No.513, pp.15-22	1998.11	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸
5	骨材粒子混入によるフレッシュコンクリートのレオロジー性状の変化に関する研究	日本材料学会会誌	Vol.48, No.8, pp.858-863	1999.8	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一 服部俊範
6	せん断ボックス試験による高濃度サスペンションのレオロジー性質に関する実験的研究	日本建築学会構造系論文集	No.528, pp.13-19	2000.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一 服部俊範
7	せん断ひずみ依存型粘塑性モデルを用いたフレッシュモルタルの流動シミュレーションに関する研究	日本建築学会構造系論文集	No.541, (印刷中)	2001.3	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸
8	フレッシュモルタルのレオロジー性質に及ぼすセメント粒子の凝集および液状化の影響に関する実験的研究	日本建築学会構造系論文集	(投稿中)	2001	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸

2. 口頭発表論文

No.	論文題目	発表誌名	巻,号,頁	発表年月	共著者
1	フレッシュコンクリートのせん断変形性質における圧力依存性および寸法効果に関する実験的研究 (その1:実験概要)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (近畿)	A-1, pp.447-448	1996.9	谷川恭雄 森 博嗣 寺田謙一
2	フレッシュコンクリートのせん断変形性質における圧力依存性および寸法効果に関する実験的研究 (その2:実験結果)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (近畿)	A-1, pp.449-450	1996.9	谷川恭雄 森 博嗣 寺田謙一
3	せん断ボックス試験による固液混合材料の変形抵抗性状に関する研究	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (近畿)	A-1, pp.459-460	1996.9	犀川 寛 田村 明 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一
4	コンクリート用せん断ボックス試験装置の特性に関する実験的研究	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.35, pp.61-64	1997.2	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 近藤 健
5	せん断ボックス試験による測定値の特性に関する実験的研究	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.35, pp.65-68	1997.2	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 近藤 健
6	フレッシュコンクリートのビンガム定数に与えるせん断層厚さおよび粗骨材性質の影響に関する実験的研究	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.35, pp.69-72	1997.2	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 近藤 健
7	各種高流動コンクリートのレオロジー性質に及ぼす調合要因の影響に関する実験的研究 (その1:高強度高流動コンクリート)	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.35, pp.73-76	1997.2	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 藺井孫文 近藤 健
8	各種高流動コンクリートのレオロジー性質に及ぼす調合要因の影響に関する実験的研究 (その2:高粉体系高流動コンクリート)	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.35, pp.77-80	1997.2	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 藺井孫文 近藤 健
9	各種高流動コンクリートのレオロジー性質に及ぼす調合要因の影響に関する実験的研究 (その3:分離低減剤系高流動コンクリート)	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.35, pp.81-84	1997.2	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 藺井孫文 近藤 健
10	各種高流動コンクリートのレオロジー性質に及ぼす調合要因の影響に関する実験的研究 (その4:各試験値の関係)	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.35, pp.85-86	1997.2	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 藺井孫文 近藤 健

No.	論文題目	発表誌名	巻,号,頁	発表年月	共著者
11	フレッシュコンクリートのビンガム定数に与えるせん断層厚さおよび粗骨材形状の影響に関する実験的研究	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (関東)	A-1, pp.703-704	1997.9	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 若林信太郎
12	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実験的研究 (その2:コンクリートモデル1のレオロジー性質)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (関東)	A-1, pp.707-708	1997.9	若林信太郎 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一
13	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実験的研究 (その3:コンクリートモデル2のレオロジー性質)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (関東)	A-1, pp.709-710	1997.9	寺田謙一 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 若林信太郎
14	2次元可視化モデルを用いたフレッシュコンクリートのせん断変形性質に関する研究	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.36, pp.29-32	1998.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一 山口征邦
15	2次元可視化モデルによるフレッシュコンクリートのせん断変形性質に関する研究 (その1:骨材間の接触のない場合)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (九州)	A-1, pp.993-994	1998.9	服部俊範 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一 山口征邦
16	2次元可視化モデルによるフレッシュコンクリートのせん断変形性質に関する研究 (その2:骨材間の接触のある場合)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (九州)	A-1, pp.995-996	1998.9	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一 服部俊範 山口征邦
17	衝撃力を受けるフレッシュモルタル中の間隙水圧に関する実験的研究	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.37, pp.41-44	1999.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 服部俊範
18	フレッシュコンクリートのレオロジー性状に及ぼす骨材粒子間の接触の影響に関する実験的研究	日本建築学会東海 支部研究報告集	No.37, pp.45-48	1999.2	服部俊範 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一
19	衝撃力を受けるフレッシュモルタル中の間隙水圧の変化性状に関する実験的研究	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (中国)	A-1, pp.413-414	1999.9	服部俊範 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸
20	せん断ボックス試験による飽和砂の流動性状に関する実験的研究	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (中国)	B-1, pp.589-590	1999.9	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 寺田謙一 服部俊範

No.	論文題目	発表誌名	巻,号,頁	発表年月	共著者
21	せん断ひずみ依存型モデルを用いた粘塑性有限要素法によるフレッシュモルタルの流動シミュレーション	日本建築学会東海支部研究報告集	No.38, pp.13-16	2000.2	服部俊範 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸
22	フレッシュモルタルの凝集挙動とその定量化に関する実験的研究	日本建築学会東海支部研究報告集	No.38, pp.17-20	2000.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 服部俊範
23	フレッシュモルタルの凝集挙動の定量化手法に関する研究	第54回セメント技術大会講演要旨	pp.172-173	2000.4	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸
24	側方流動時の飽和砂の流動予測に関する研究	第35回地盤工学研究発表会(岐阜)	pp.867-868	2000.6	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸
25	せん断ひずみ依存型粘塑性モデルによるフレッシュモルタルの流動シミュレーション(その1:構成則)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (東北)	A-1, pp.699-700	2000.9	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 渡辺健治 高田信之
26	せん断ひずみ依存型粘塑性モデルによるフレッシュモルタルの流動シミュレーション(その2:実測結果と解析結果の比較)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (東北)	A-1, pp.701-702	2000.9	高田信之 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 渡辺健治
27	小型せん断ボックス試験によるサスペンションのレオロジー性質に関する実験的研究	日本建築学会東海支部研究報告集	(投稿中)	2001.2	高田信之 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 李 建哲
28	せん断ひずみ依存型粘塑性モデルによるフレッシュモルタルの閉塞メカニズムに関する解析的研究	日本建築学会東海支部研究報告集	(投稿中)	2001.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 高田信之

謝辞

謝辞

本研究を遂行するにあたって、多大なる価値ある御助言、御指導をいただきました谷川恭雄先生（名古屋大学教授）、森博嗣先生（名古屋大学助教授）、黒川善幸先生（名古屋大学助手）に心から深く感謝するとともに、ここにお礼を申し上げます。

また、本論文の審査に際して、有益な御助言をいただきました福和伸夫先生（名古屋大学教授）に深く感謝します。

寺田謙一氏（錢高組技術研究所）には、せん断ボックス試験装置を利用させていただきだけでなく、実験に対する幅広い知識および技術に関する御指導、さらには研究に対する心構えや情熱という精神的なものも学ばせていただきました。また、せん断ボックス実験を行う際には、若林信太郎氏をはじめとする錢高組技術研究所の皆様、大変お世話になりました。

青木孝義先生（名古屋市立大学助教授）には、間隙水圧の測定実験を行う際に、実験設備の提供などで多大な御助力をいただきました。犀川寛氏（大成建設）には、本研究の初期段階に多くの御指導をいただき、北大路洋氏（名古屋大学大学院生・現在休学中）には、不慣れな数値解析のプログラムを整備する際に、懇切丁寧にご教示いただき、服部俊範氏（岐阜県）には、実験だけでなく数値解析のプログラムを改良する際に多大な御助力をいただき、平岩陸氏（豊田工業高等専門学校助手）には、研究面だけでなく精神面でも多くのことを学ばせていただきました。

近藤健氏（岡崎市）、高田信之君（名古屋大学大学院生）をはじめとする、本研究の協同研究者の各氏には、実験・データ整理等で多大な御助力をいただきました。また、材料・生産システム工学講座、平成10年度、平成11年度、平成12年度博士課程卒業生の皆様には、いろいろな面でこの3年間を楽しくすごさせていただきました。ここに深く感謝いたします。

最後に、人より長く学生生活を続けることを許し、援助してくれた両親に対して、深く感謝するとともに、心からお礼を申し上げます。

Faint, illegible text, possibly bleed-through from the reverse side of the page.



