

報告番号 甲第 3220 号

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

寺西浩司



①

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

寺西浩司

目次

第1章 序論

1.1 本研究の背景	7
1.2 本研究の目的と範囲	8
1.3 本研究の構成	9

第2章 既往の研究

2.1 概説	11
2.2 フレッシュコンクリートの間隙通過挙動に関する研究	12
2.2.1 間隙通過性に関する理論的研究	12
(1) 間隙通過性の定義	12
(2) 間隙通過性の理論	13
2.2.2 評価試験方法に関する研究	14
(1) 鉄筋間通過性試験	15
(2) 狭小部通過性試験	19
2.2.3 調合条件の影響に関する研究	20
(1) 粗骨材量の影響	20
(2) 水結合材比の影響	21
(3) 混和材料の影響	21
2.2.4 マトリックスモルタルの付着特性に関する研究	23
2.2.5 施工条件の影響に関する研究	25
2.3 フレッシュコンクリートの振動下の挙動に関する研究	26
2.3.1 振動下の流動挙動に関する研究	26
(1) 振動下のレオロジー性質	26
(2) 振動下の流動特性	29
2.3.2 振動下の分離挙動に関する研究	29
2.3.3 振動の伝播に関する研究	31
(1) 振動伝播の理論	31
(2) 振動の伝播特性	33
2.3.4 振動締固めに関する研究	33

2.4	まとめ	35
-----	-----	----

第3章 フレッシュコンクリートの間隙通過時の流動挙動に関する研究

3.1	概説	37
3.2	間隙通過時の流動挙動に関する理論的考察	38
3.2.1	モルタルの間隙通過挙動	38
	(1) 平行鉄筋間の通過挙動	38
	(2) 格子状鉄筋間の通過挙動	41
	(3) 間隙通過曲線	41
3.2.2	コンクリートの間隙通過挙動	42
3.3	試験方法	44
3.3.1	メッシュ通過試験	44
	(1) 試験装置の概要	44
	(2) 測定原理	45
3.3.2	鉄筋挿入型回転粘度計	47
	(1) 試験装置の概要	47
	(2) 測定原理	48
3.4	実験概要	48
3.4.1	スランプ値, 単位水量, 水結合材比および経時変化の影響に関する実験 (実験-I ~ 実験-IV)	48
3.4.2	細骨材率およびシリカフェーム置換率の影響に関する実験 (実験-V)	49
3.4.3	粗骨材量の影響に関する実験 (実験-VI)	51
3.4.4	粗骨材の比重, 寸法および形状の影響に関する実験 (実験-VII)	53
3.4.5	間隙通過曲線の測定実験 (実験-VIII)	55
3.5	実験結果とその考察	55
3.5.1	フレッシュコンクリートの軟度および粘度の影響	55
3.5.2	マトリックスモルタルの性質の影響	57
	(1) 単位水量および水結合材比の影響	57
	(2) シリカフェーム置換率の影響	58
	(3) 経時変化の影響	59
3.5.3	粗骨材の影響	59
	(1) 粗骨材量の影響	59

	(2) 細骨材率の影響	62
	(3) 粗骨材比重, 寸法および形状の影響	62
3.6	まとめ	63

第4章 フレッシュコンクリートの間隙通過時の分離・閉塞挙動に関する研究

4.1	概説	65
4.2	リング貫入試験	66
4.2.1	試験装置の概要	66
4.2.2	理論的背景	67
	(1) 沈下可能な降伏値	68
	(2) セン断応力およびひずみ速度	69
4.3	実験概要	69
4.3.1	基礎実験 (実験-I ~ 実験-III)	69
	(1) 実験方法	70
	(2) 試料	70
4.3.2	応用実験 (実験-IV)	71
4.4	実験結果とその考察	74
4.4.1	間隙通過性の評価方法	74
	(1) リング沈下曲線	74
	(2) 貫入の繰返しの影響	74
	(3) 間隙通過性の評価	75
4.4.2	粗骨材量の影響	76
	(1) 初回沈下速度および沈下速度比	76
	(2) 充填性試験との比較	76
	(3) 粗骨材量の影響	76
4.4.3	間隙の広さおよび作用圧力の影響	78
	(1) リング直径および荷重の影響	78
	(2) 同一圧力下の比較	78
	(3) レオロジー特性の検討	80
4.4.4	間隙通過性と沈下速度の関係	81
4.4.5	広範な調合の高流動コンクリートへの適用性	82
4.5	まとめ	83

第5章	フレッシュコンクリートの振動下の流動挙動に関する研究	
5.1	概説	85
5.2	ビンガム流体の振動挙動に関する力学モデルの提案	85
5.2.1	強制力による振動の場合	86
	(1) 振動下のコンシステンシー曲線	86
	(2) 結果の考察	91
5.2.2	強制変位による振動の場合	92
	(1) 振動下のコンシステンシー曲線	92
	(2) 振動下の球引上げ試験によって測定されるコンシ ステンシー曲線	94
5.3	実験的検証	96
5.3.1	振動下のコンシステンシー曲線 (実験-I)	96
	(1) 実験概要	96
	(2) 実験結果とその考察	97
5.3.2	材料性質および振動条件の影響 (実験-II)	99
	(1) 実験概要	99
	(2) 実験結果とその考察	99
5.4	まとめ	100

第6章	フレッシュコンクリートの振動下の分離挙動に関する研究	
6.1	概説	103
6.2	振動下の分離挙動に関する理論的考察	104
6.2.1	静置時の粗骨材沈下挙動	104
6.2.2	振動下の粗骨材沈下挙動	106
6.2.3	理論結果の考察	107
6.3	実験概要	109
6.3.1	実験方法	109
6.3.2	試験方法	109
	(1) 球沈下試験	109
	(2) 分離評価試験 (硬化供試体の切断試験)	110
	(3) 分離評価試験 (2層容器試験)	110
6.3.3	試料	111
6.4	実験結果とその考察	112

6.4.1	マトリックスモルタルのレオロジー性質の影響	112
	(1) 細骨材量の影響	112
	(2) シリカフェーム置換率の影響	112
6.4.2	粗骨材量が沈下速度に及ぼす影響	115
6.5	まとめ	118

第7章 結論および今後の課題

7.1	結論	119
7.1.1	本研究の総括	119
7.1.2	本研究成果の位置づけ	121
7.2	今後の課題	122
7.2.1	本研究の未解決な課題	122
	(1) 理論的な課題	122
	(2) 実験的な課題	123
7.2.2	本研究に関連する未解決な課題	123

引用文献	125
------	-----

付録1	記号一覧	133
付録2	既発表論文リスト	137

謝辞	145
----	-----

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

第1章 序論

- 1.1 本研究の背景
- 1.2 本研究の目的と範囲
- 1.3 本研究の構成

第1章 序論

1.1 本研究の背景

熟練労働者の不足という社会的背景から、建設工事の省力化・高効率化が叫ばれて久しいが、他分野の製造産業に比べて、生産のシステム化の点で明らかに立ち後れている。これは、固定した生産拠点をもたない建設分野の製造形態が、不確定要素の多い状況下で、多種多様なニーズに対処する必要があるという宿命的なハンデキャップを負っているためである。しかし、近年の構造物の高層化・大規模化の動きにともなう、全施工工程に占めるルーチンワークの割合が相対的に増加し、システム化施工に適した環境が徐々に成立しつつあり、建設産業が労働集約型産業から脱皮する好機が訪れている。

このような動向は、建設工事の要ともいえるコンクリート施工技術に関しても例外ではない。高性能AE減水剤の開発を足掛かりとして、高流動・超高強度コンクリートなどの従来では考えられないような性状をもつコンクリートが実用化され、また、これらの新材料を使用することで、初めて可能となる無振動打設工法や充填工法などの新技術が提案されている。これらは、近未来に達成されるであろうシステム化施工に向けて、新たな可能性を秘めた技術として注目されている。

しかし、これらの新しい技術は、フレッシュコンクリートが、そのコンシステンシーを限られた範囲でしか調整できない材料であり、また、施工条件はコンクリートの打設可能な範囲で設定されるという従来の認識外にあり、施工者の混乱を招く原因ともなっている。これは、従来のコンクリート工事が、経験と実績の蓄積に基づいて行われてきたことに起因する混乱であり、「流動性」や「分離」などの日常的な用語が甚だ慣用的に使用され、定量的な定義づけがなされていないなど、コンクリート工事に関連する分野の実践的な体質に端的に表われている。材料性質と施工条件の自由度がそれぞれに増加し、両者の相互依存関係が崩れた状況下においては、コンクリートの打設結果を経験的に予測することは不可能であり、コンクリートの材料性質に関連する情報から、その打設状況を予測できる技術の整備が切実な要求となっている。

施工分野の予測技術に関しては、既に統合的な理論体系が構築されている構造分野と比較することによってより明確になる。スランプ値のみを確認して、どのような条件に対しても満足な施工品質が得られると短絡的に考える現状の発想方法は、圧縮強度との間に理論の介添えが全くないまま、いきなり構造物を設計するのに等しい。また、施工分野には、耐震・耐風設計法のような系統的な予測技術はおろか、曲げ強度の算定方法に相当するような最も基礎的な解析技術すら存在しない。このような乱暴ともいえる状況が容認されてきたのは、安全性を保证するために耐力の予測技術が不可欠であった構造分野に比べ、比較的早期に施工結果を確認でき、万一品質が不十分

であれば補修可能という施工分野の実践的な条件によるところが大きい。しかし、結果的には、このような土壌がコンクリートに関する研究から、施工性の予測技術の研究を欠落させる一因となっている。

構造分野の理論体系の成立が、基礎的な構成要素の研究から始まり、それらを統合する形で進展するという経緯をたどってきたように、施工分野においても、まず、フレッシュコンクリートの挙動に関して、基礎的な研究を積み上げていく努力が必要である。このような基礎研究の理論的な基盤となるのがレオロジーであり、フレッシュコンクリートの挙動に対してレオロジーを適用し、基礎的な物理量であるレオロジー定数に基づいてさまざまな流動現象を表現しようとする研究[1~6]が、比較的古くから行われてきた。しかし、その進展は上記のような背景のもとでは緩やかであり、研究結果が実際の施工に反映されるまでには至っていない。この理由としては、コンクリートが、分離現象に代表されるように、極めて複雑な性状をもつ多相材料であること、したがって、入力値としてのレオロジー定数の測定に困難がともなうことなどがまず挙げられる。しかし、このような複雑な材料特性を曖昧なままに留め、定量的な評価技術の開発のための努力を怠ってきたことが、最大の原因であると考えられる。

1.2 本研究の目的と範囲

フレッシュコンクリートの研究に関しては、一般に、所要の要求品質を満足させる調合条件の検討といった製造段階までの範囲に関心が集中している。本研究は、このような立場からではなく、供給されたあらゆるコンクリートに対して、定量的な評価を与え、各種の条件下における物理的挙動に関する諸特性を力学的に取り扱い、レオロジーに基づいたマクロモデルとしてフレッシュコンクリートの流動を表現することを目的としている。したがって、本研究は、打設結果に対する予測技術[7,8]を確立するための基礎研究と位置づけられ、流動状況をシミュレートする際の入力値を得ることが最終的な目標である。

本研究では、まず、間隙通過時のフレッシュコンクリートの挙動を取り上げる。これは、鉄筋間あるいは狭小部などの間隙を通過する現象であり、配筋された型枠内にコンクリートを打設したときにその流動を支配する最大要因であり、充填度はこの特性によって決定されるといってもよい。次に、通常の軟練りコンクリートが必ず振動打設されることから、フレッシュコンクリートがおかれる最も基本的な状況であるといえる振動下の流動挙動を取り上げる。

上記2種類の特種条件下におかれたフレッシュコンクリートに対して、流動、変形および粗骨材とマトリックスモルタル間の分離の観点から、実験的・理論的手法による考察を試みる。実験的アプローチとしては、コンクリートの物理的特性を抽出して定量評価できる試験方法をそれぞれ新しく開発・提案し、試作した試験装置によって

得られた測定結果に基づいて諸現象に関する考察を行う。一方、理論的アプローチとしては、流動現象に対しては、フレッシュコンクリートを単相材料と仮定し、また、分離現象に対しては、粗骨材と均質なマトリックスモルタルによって構成される2相材料と仮定したときの力学モデルを提案する。以上のように、フレッシュコンクリートに関する諸現象を、力学的な作用力と運動の関係によって捕らえ、理論的な立場から論じている点が本研究の特徴である。

1.3 本研究の構成

本論文の内容は、以下のとおりである。

第2章では、まず、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の現状を要約して述べ、現時点における問題点を整理する。

第3章および第4章では、間隙通過時のフレッシュコンクリートの挙動に関して論じる。第3章では、鉄筋通過時の流動・変形挙動を力学的に説明するとともに、実験結果を主に材料性質と関連づけて考察する。また、第4章では、間隙通過時の分離挙動を定量評価するための新しい試験方法を開発・提案し、これを用いた実験結果に基づいて間隙通過時の分離挙動と材料性質および外的要因の関係について述べる。

第5章および第6章では、フレッシュコンクリートの振動下の挙動に関して言及する。第5章では、加振による流動化現象に関する力学モデルを提案し、実験的検証を行う。さらに、第6章では、第5章で誘導された理論モデルを分離現象に適用するために拡張し、各種評価試験によって得られた実験結果を考察する。

最後に、第7章では、本研究によって得られた成果をまとめ、これらの位置づけと将来への展望について述べる。

第2章 既往の研究

- 2.1 概説
- 2.2 フレッシュコンクリートの間隙通過挙動に関する研究
- 2.3 フレッシュコンクリートの振動下の挙動に関する研究
- 2.4 まとめ

第2章 既往の研究

2.1 概説

フレッシュコンクリートの挙動に関する定量評価を試みた研究は、レオロジーを基盤とした理論的な検討を初めとして、比較的古くから行われてきた。しかし、従来は、フレッシュコンクリートの流動特性および施工条件がいずれも画一的であったため、施工者の主観に頼った経験的な判断によっても、十分に施工品質の管理が可能であり、このような研究の必要性は小さく、その進展も緩やかなものであった。近年になって、高流動、超高強度・高強度コンクリートなどの複雑な流動特性をもつコンクリートが実用化され、それにとまなう打設工法の多様化という状況の中で、この種の研究の必要性が切実なものとなり、多くの研究が報告されるようになってきている。

高流動コンクリートは、過密配筋部や狭隘部へ充填される機会が多く、その充填結果を的確に予測したいとの要望により、フレッシュコンクリートの間隙通過時の挙動に特別な注目が集まっている。このような性状を表現する「間隙通過性」という概念が新しく定義されている。この数年の間に報告された間隙通過性に関する研究結果は著しく増加している。ただし、間隙通過性は、非常に新しい概念であるため、大部分の研究は実験的なアプローチによるものであり、理論的にその挙動の解明を試みた研究はほとんどない。

一方、フレッシュコンクリートに与える振動の影響に関しては、通常のコンクリートに対しても、施工性に関連する最も重要な課題であったため、各種条件下における挙動に関して、比較的古くから数多くの研究が精力的に行われており、様々な観点から理論的な検討を試みた研究結果も数例報告されている。

本章では、フレッシュコンクリートの間隙通過時および振動下における挙動に関する研究を整理して述べる。2.2節では、間隙通過時の挙動に関する研究を、また、2.3節では、振動下における挙動に関する研究を取りまとめ、現時点において、明確にされている点と不明な点を簡単に述べる。なお、本研究は、高流動コンクリートを初めとした、軟練りの現場打ちコンクリートを対象としており、超硬練り・硬練りコンクリートを扱った研究はここでは取り上げていない。

2.2節で述べる間隙通過挙動に関しては、間隙通過性を評価するための試験方法が数多く提案されている。現状では、この種の研究は初期段階にあり、それぞれの試験方法の測定目的も曖昧な場合が多いが、これらの分類・整理を2.2.2節において試みる。また、間隙通過性に影響を与える要因のうち、調合条件などの材料性質に関しては、2.2.3節および2.2.4節で、施工条件に関しては、2.2.5節で取り上げる。

2.3節の振動挙動に関しては、本研究の第5章で述べる流動挙動の変化性状に関する実験的な検討結果を2.3.1節で、また、第6章で述べる振動下の分離挙動に関する既往

の研究成果については、2.3.2節で取り上げる。その他に、2.3.3節および2.3.4節において、振動の伝播、締固め効果などに関する理論的な研究を紹介する。

2.2 フレッシュコンクリートの間隙通過挙動に関する研究

2.2.1 間隙通過性に関する理論的研究

(1) 間隙通過性の定義

「間隙通過性」に類する用語は、従来、間隙部へ注入されるグラウト材やモルタルのコンシステンシーを指し示し、その材料性質を評価するために用いられてきた。近年、高流動コンクリートが実用化され、通常のコンクリートでは対応できない狭隘な断面に無振動で打設する工法が普及しつつあり、鉄筋間などの間隙をコンクリートが通過するときの性状を抽出して評価する必要性が増している。「間隙通過性」は、谷川ら[9]によって初めて唱えられ、その後、超流動コンクリート研究委員会（日本コンクリート工学協会）[10,11]によって、以下のように定義されている。

「フレッシュコンクリートが、鉄筋間や型枠間などの間隙を通過する際の通りやすさを示す観察性状であり、流動性、付着性、分離抵抗性や鉄筋の配筋状況、型枠条件などに支配される」

このように、間隙通過性は、フレッシュコンクリートに拡張された段階では、間隙の通過性状を包括的に表す用語として定義され、その中には、粗骨材とモルタルの分離、閉塞あるいは間隙の通過速度・効率などの概念が含まれるものと考えられる。なお、間隙通過性のうち、特に、鉄筋間の通過性状を指し示す場合には、「鉄筋間通過性」というように区別した用語も使用されている。

また、流動性、充填性あるいは分離抵抗性などの間隙通過性に関連する性質を示す用語も、現状では、経験的に用いられており、その定義は曖昧である場合が多い。同

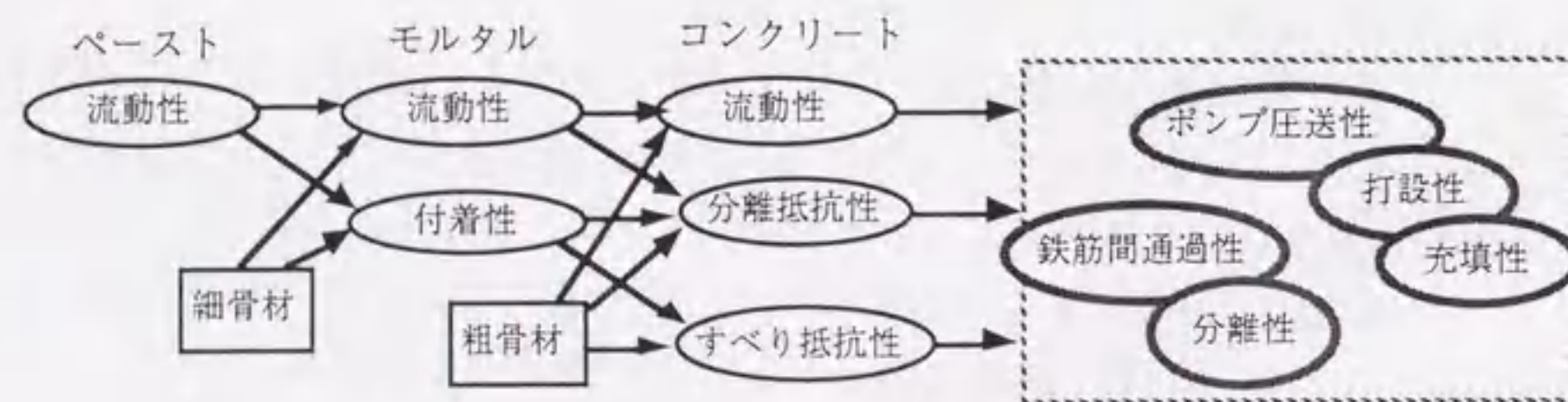


図-2.1 用語の分類・定義

委員会では、このような用語を、図-2.1に示すように分類・整理している。同図は、構成材料数によって階層的に整理された材料性質と、個別の条件下における材料の挙動の観察性状に区別されている。「流動性」は、フレッシュコンクリートの変形性能を総称的に示す材料性質、「分離抵抗性」は、構成材料間の一体性能を示す材料性質、また、「充填性」は、フレッシュコンクリートの充填結果の総合的・定性的な評価指標（観察結果）であると定義されている。本研究においても、以下、この分類・定義に従って、これらの用語を使用することとする。

(2) 間隙通過性の理論

フレッシュコンクリートの間隙通過性に関して実験的に検討した研究が、近年、数多く報告されているが、理論的に間隙通過挙動を検討した研究は、谷川ら[9]、堂園ら[12,13]の研究を除いて、皆無である。

谷川らは、フレッシュコンクリートが鉄筋間を通過する際に生じる閉塞挙動について、レオロジーの立場から、基礎的な考察を行っている。同研究では、コンクリートの閉塞の原理を、試料の降伏値が大き過ぎるために生じる場合と、粗骨材とマトリックスモルタル間の分離によって生じる場合の2つのモードに区別している。前者につ

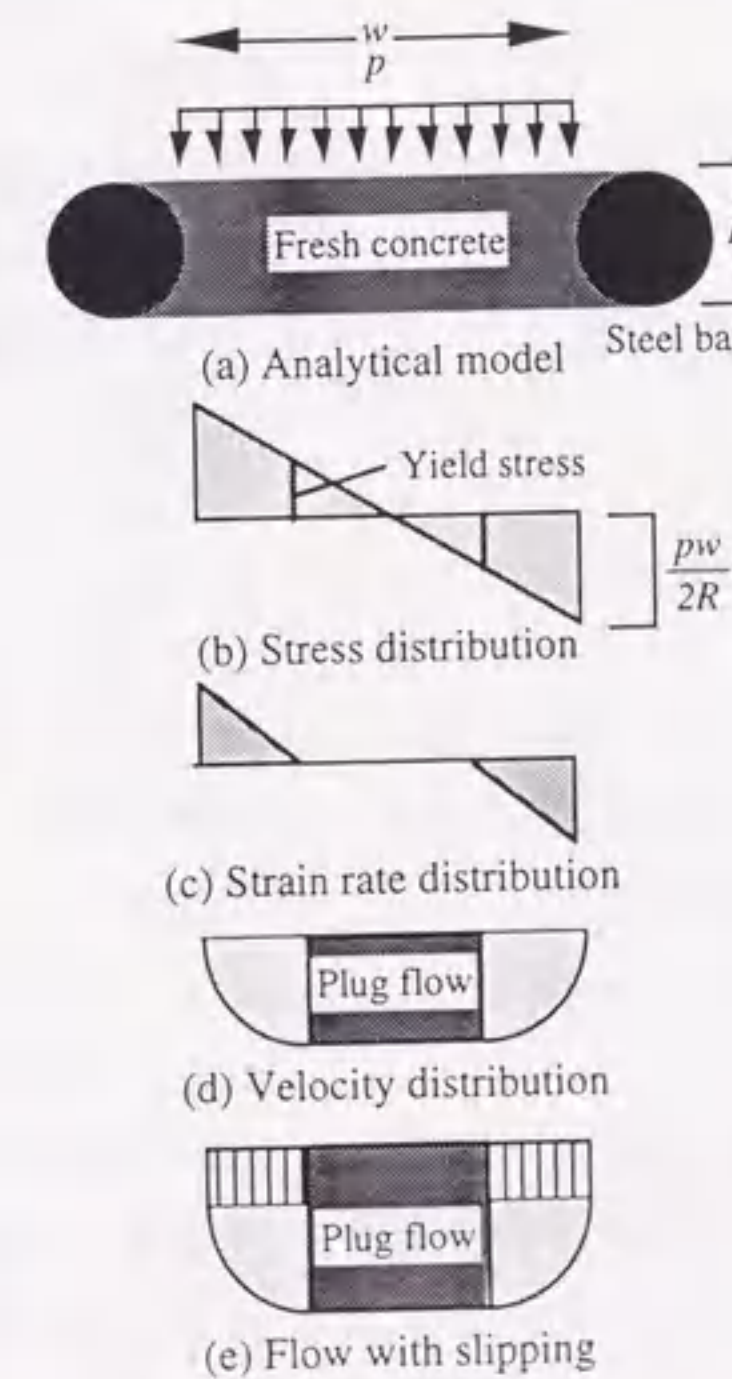


図-2.2 鉄筋通過挙動の力学モデル

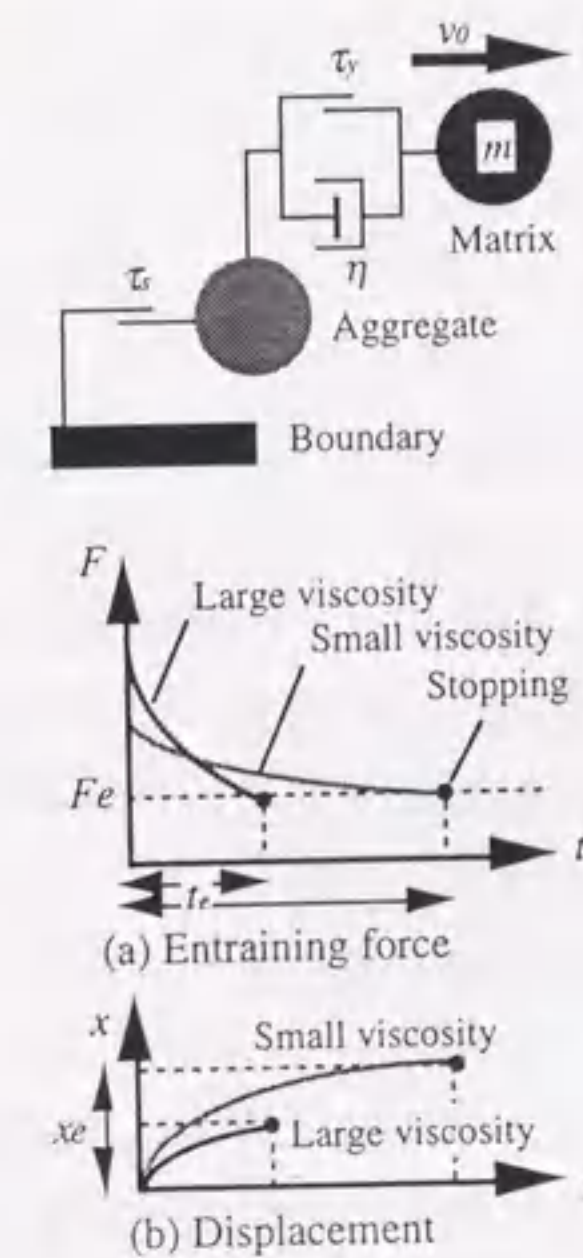


図-2.3 粗骨材連行性の力学モデル

いては、図-2.2に示すように、ビンガム流体が鉄筋間を通過する際の運動を単純な2次元モデルを用いて表現し、そのときに発生する最大せん断応力 τ_{max} を以下のように求めている。この τ_{max} が、試料の降伏値よりも小さくなったときに閉塞する。

$$\tau_{max} = \frac{pw}{2R} \dots\dots\dots (2.1)$$

ここに、 p ：作用圧力、 w ：鉄筋間隔、 R ：鉄筋径

一方、分離による閉塞については、粗骨材が鉄筋との接触による摩擦力によって運動を停止した状況を、図-2.3に示すようにモデル化し、閉塞過程を運動方程式によって導いている。粗骨材が停止した瞬間に、マトリックスモルタルの慣性力によって粗骨材に加わる初期進行力 F_0 と、粗骨材の停止によってマトリックスモルタルも停止したときに、粗骨材に加わる最終進行力 F_e を式(2.2)に示す。また、粗骨材進行力が F_0 から F_e まで減衰する間に生じる粗骨材とモルタルの停止位置の差 x_e は、式(2.3)のように示される。

$$F_0 = \frac{A\eta}{h}(v_0 + v_L) \quad , \quad F_e = \tau_y A \dots\dots\dots (2.2)$$

$$x_e = \frac{\rho h^2}{\eta} \left\{ v_0 + v_L \ln \left| \frac{v_L}{v_0 + v_L} \right| \right\} \dots\dots\dots (2.3)$$

ここに、 ρ ：密度、 A 、 h ：変形層の断面積および厚さ、 τ_y ：降伏値、 η ：塑性粘度、 v_0 ：粗骨材が停止した瞬間のモルタルの速度、 v_L ：降伏値により損失する速度成分 ($=\tau_y h/\eta$)

式(2.3)によるモルタルの最終停止位置 x_e が小さい場合には、マトリックスモルタルが停止するまでに、粗骨材が運動を再開する。しかし、この値がある程度以上になると、モルタル先送り型の分離によって閉塞が生じる。

2.2.2 評価試験方法に関する研究

間隙通過性を評価するための試験方法としては、様々なタイプのものが数多く提案されている[14,15]。これらの試験方法は、主にフレッシュコンクリートの鉄筋間の通過性状を測定することを対象としたもの（鉄筋間通過性試験）と、全体的な間隙の通過性状の測定を対象としたもの（狭小部通過性試験）に大別できる。また、間隙通過

性試験は、その測定原理や装置形状によって、さらに以下のように分類できる。

- 1) コンクリートの流動経路上の一部に、鉄筋を想定した棒状の障害物を配置し、試料を通過させるタイプ（鉄筋間通過型）。
- 2) 型枠全体に、鉄筋を想定した棒状の障害物を配置し、その型枠内へ試料を充填させるタイプ（鉄筋間充填型）。
- 3) 底部が粗い鉄筋網（メッシュ）状となっている容器から、自重によって試料を通過させるタイプ（メッシュ通過型）

一方、狭小部通過性試験としては、ロート状の容器に試料を充填し、容器下部の狭小な吐出口から試料を流下させる試験装置（ロート試験）を用いて、測定を行った研究が報告されている。

ここでは、上記の分類に従って、既往の研究結果を整理する。なお、間隙通過性は、非常に新しい概念であるため、以下に挙げる研究は、必ずしもこのような性質を意識して評価した研究ではない。既往の研究結果の中で、結果として、間隙通過性に関する性質を検討していると考えられるものについては、間隙通過性評価試験として取り扱うこととする。

(1) 鉄筋間通過性試験

間隙通過性評価試験の大部分は、鉄筋間通過性試験に分類されるものである。しかし、これらの試験方法は、一般に、コンクリートの調合を決定する際の室内試験における使用を目的としたものであり、現場における品質管理試験に使用できるような簡易な手法は、現時点では提案されていない。

(a) 鉄筋間通過型

鉄筋間通過型の試験としては、L型型枠の吐出口あるいは水平部に鉄筋を配置した試験装置（L型）が、数多く提案されている[16~19]。これらの試験は、容器の鉛直部に試料を充填し、シャッターを上げるとともに流動を開始した試料が、鉄筋間を通過するときの挙動によって、鉄筋間通過性を評価するものである。間隙通過性を評価するために、流動距離（フロー値）などの最終変形値および流動時間などの粘度に関する値を測定するとともに、鉄筋間通過による試料中の粗骨材体積濃度の変化量を測定するケースが多い。

阿部ら[19]は、図-2.4に示すような、開口部に水平鉄筋を設置したLフロー試験装置を提案し、鉄筋間隔を要因として実験を行っている。同研究において、試料の流動が停止した時点の鉛直部の下がり、鉄筋間通過前後の試料中の粗骨材量を測定し、高流動コンクリートが鉄筋間を通過したときに生じる分離状況に、鉄筋間隔が与える影響を検討している。また、和泉ら[20]は、図-2.5に示すような、箱型容器の開口部

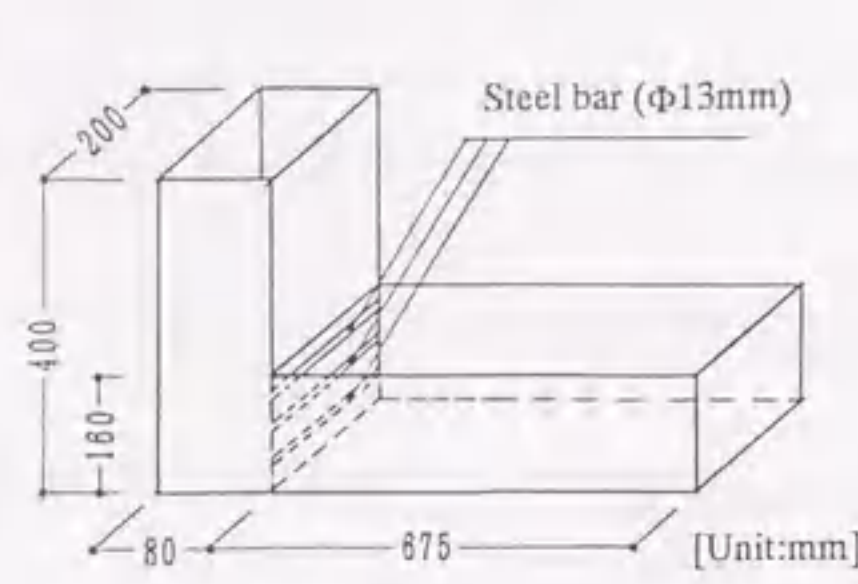


図-2.4 L型の鉄筋間通過試験

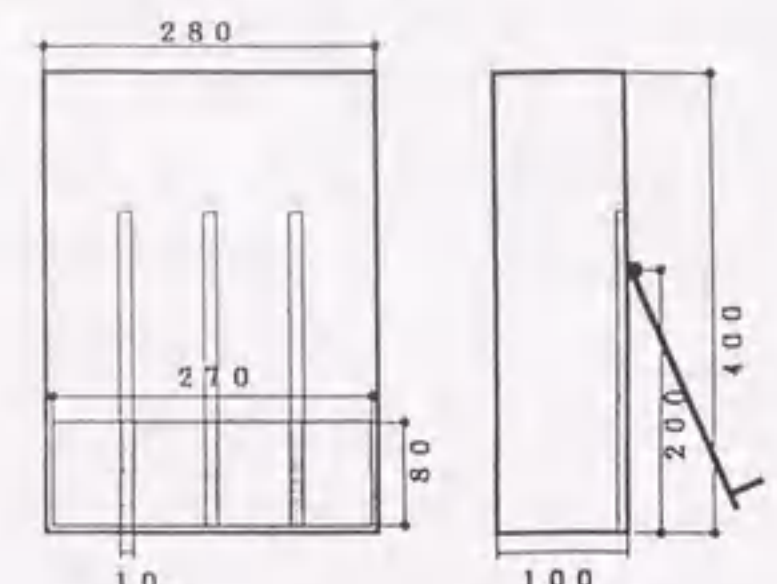


図-2.5 箱型の鉄筋間通過試験

に鉛直鉄筋を配置した試験装置を提案し、試料通過量（通過試料の質量／全試料の質量）を測定している。この試験装置は、L型型枠の鉛直部のみを取り出すことによって、装置の簡略化を図ったものと位置づけられる。

上記の試験方法と同様な原理による試験装置として、箱型型枠が、中央の仕切り板によって2室に分けられたタイプのもの（ボックス型）が挙げられる[21~23]。これらの試験方法は、仕切られた箱型容器の片側に試料を充填し、シャッターを上げると同時に流動を開始した試料が、仕切り板下部の開口部に設置した鉄筋間を通過するときの挙動を測定するものである。なお、最終変形状況が、重力による釣合いによって決定される点が、L型の試験装置とは異なるが、測定値としては、流動停止後の両室間の試料の高さの差や粗骨材体積濃度の差などL型の試験と同様な値を取り上げている。

新藤ら[21]は、図-2.6に示すようなU型の試験装置（U型充填試験）の試料上面に、さらに錘を載せて、通常よりも大きな作用圧力下における間隙通過性を検討している。また、藤原ら[23]によるボックス型の試験装置を用いた研究では、流動停止後の試料の高さの差から両室間の圧力差が計算されており、閉塞が作用圧力との関係において扱われている点が特徴的である。

これらの試験方法の他に、DINのスプレッド試験を用いて、衝撃下における間隙通過性を検討した大倉ら[24]の研究がある。この試験方法は、図-2.7に示すように、コーンの周りに水平鉄筋を配置し、コーンを引き上げて試験台板を15回落下させた後に、試料のフロー値を測定するものである。

(b) 鉄筋間充填型

鉄筋間充填型の試験方法では、実際の型枠における施工条件を単純化・スケールダウンした形で再現し、実際の型枠内にコンクリートを打設したときの充填結果を、事前に予測することを目的としている場合が多い。したがって、このタイプの試験方法によって得られる情報は、厳密な意味で間隙通過性を評価するものではなく、むしろ、

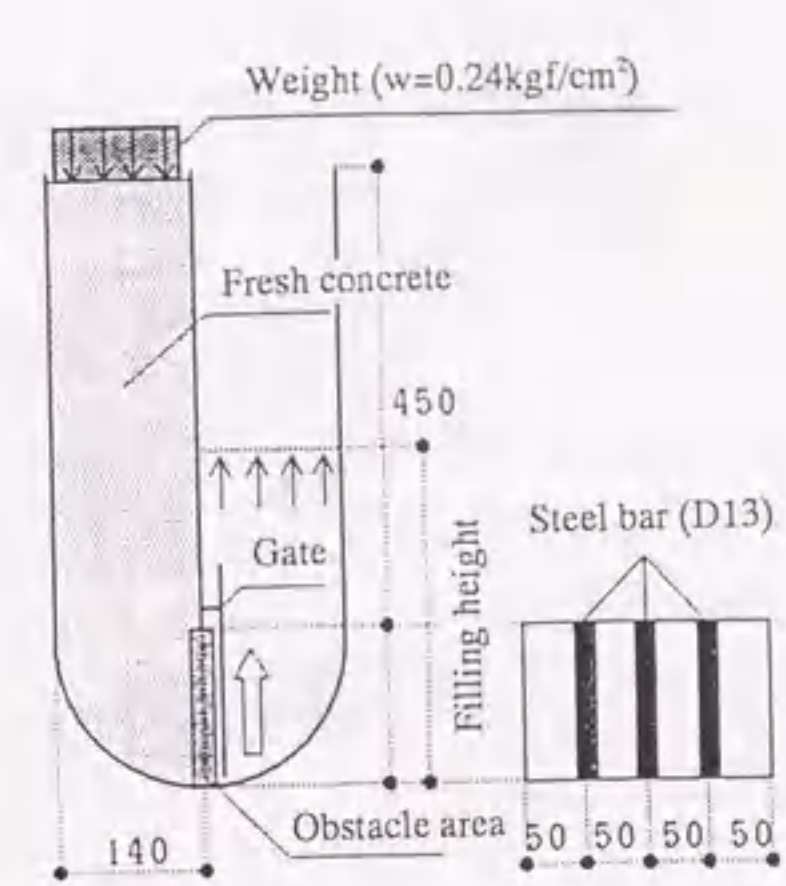


図-2.6 U型充填試験

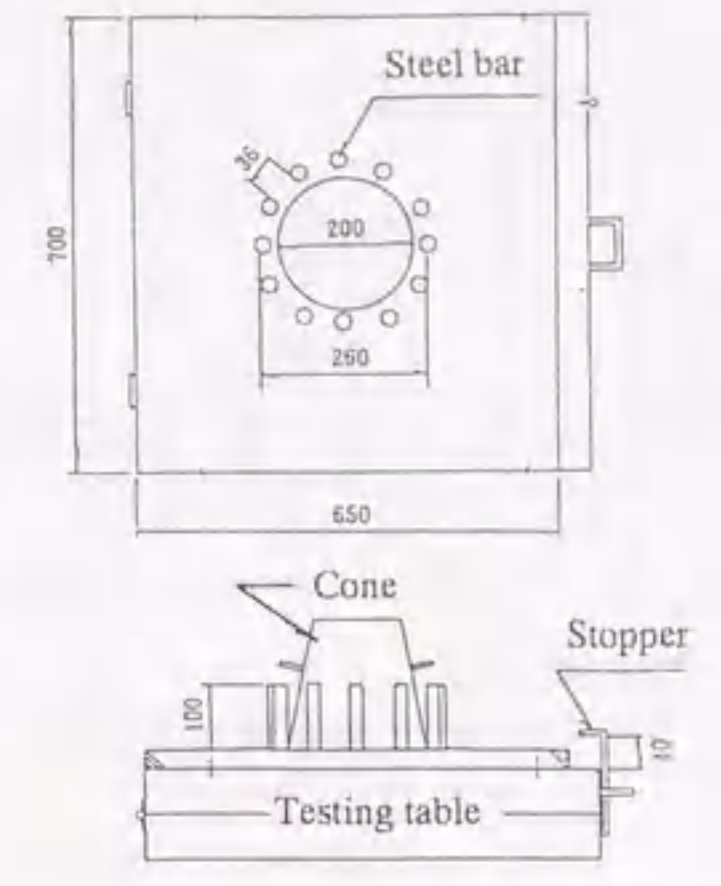


図-2.7 スプレッド試験

コンクリートの充填状況を総合的に評価するものであると考えられる。これらの試験には、型枠への充填結果を目視観察などによって、直感的に評価できるという利点があるものの、逆に定量的な評価には適さない。

鉄筋間充填型の試験方法に関しても、鉄筋間通過型の試験と同様に、L型型枠を用いたものが数多く提案されている[25~27]。図-2.8に示した試験装置の一例[25]のように、これらの試験方法は、容器の鉛直部に詰められた試料を、密な間隔で鉄筋が配置された水平部に向かって充填し、試料の流動停止後のフロー値や流動速度などを測定するものである。

また、小澤ら[28,29]は、図-2.9に示すような、容器中に鉄筋を過密に配筋した試験装置を用いて実験を行っている。同研究では、最終形状や分離状況などの観察による総合的な判断によって、型枠への充填結果を3段階に分けて評価している。この他に、図-2.10に示すような型枠に試料を充填し、型枠容積と充填された試料の容積の比を充填率として求めた坂井ら[30]の研究などがある。

(c) メッシュ通過型

佐原ら[31,32]は、図-2.11に示すような、底面が鉄筋メッシュ（鉄筋径φ10mm、鉄筋間隔50mm）となっている試験装置（グリッド試験）を提案し、メッシュを通過した試料の重量を測定している。また、北村ら[33]は、図-2.12に示すような試験装置による試料通過量を通過率（通過試料の質量／全試料の質量）として求めている。同実験では、メッシュの開口部有効径を50mmの一定とした上で、鉄筋径を2水準に変化させており、間隙通過性を通過断面の開口率との関係において検討した研究は、この他にはない。

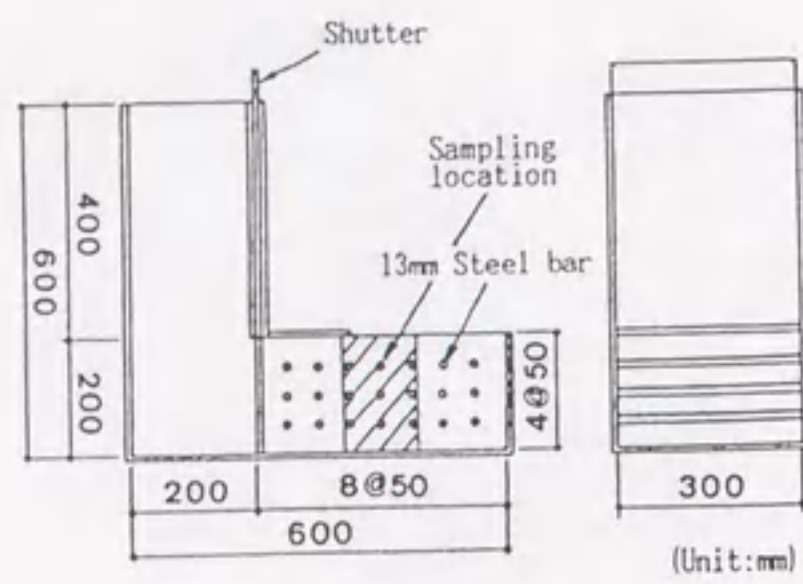


図-2.8 L型の鉄筋間充填試験

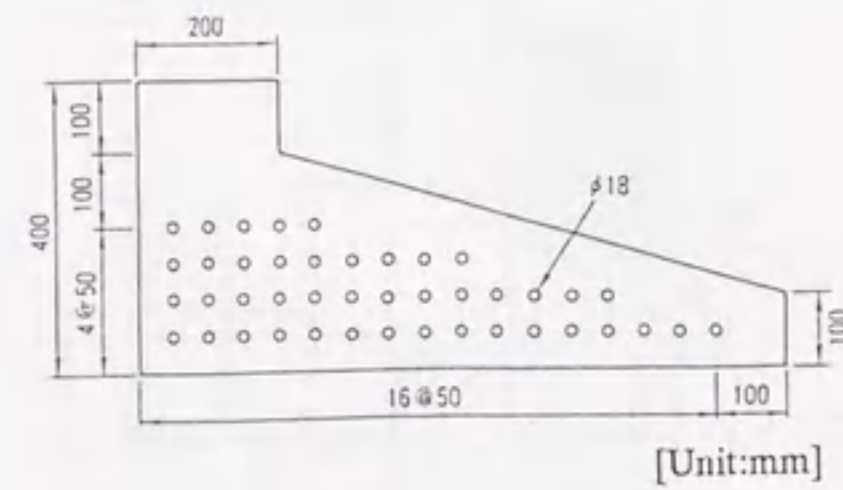


図-2.9 過密配筋充填試験

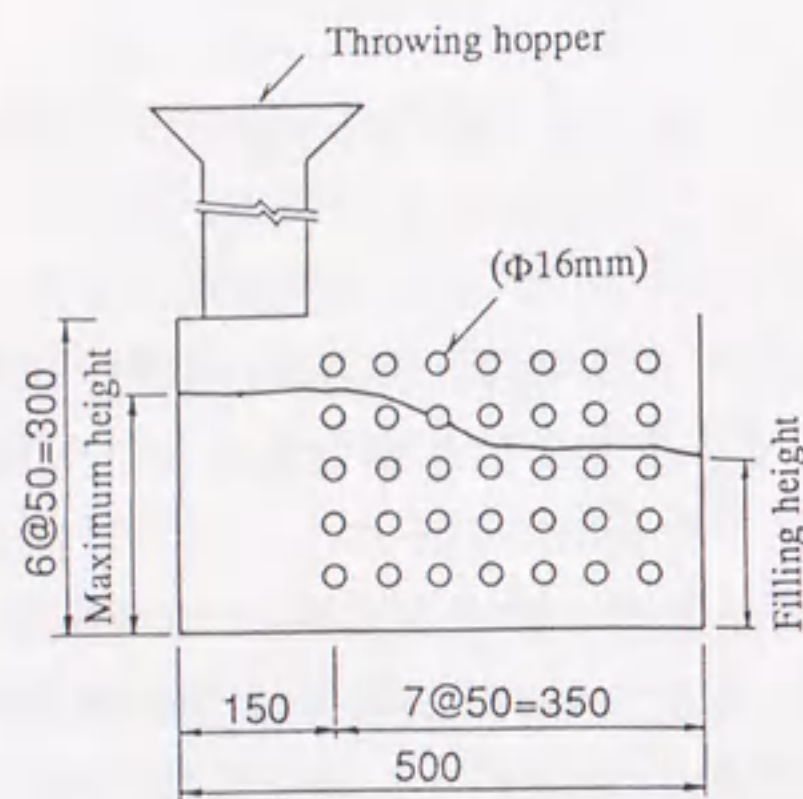


図-2.10 小型型枠への充填試験

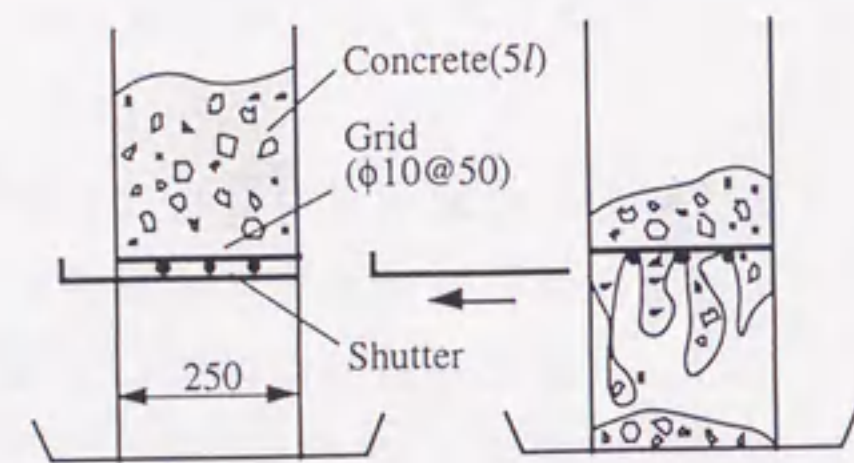


図-2.11 グリッド試験

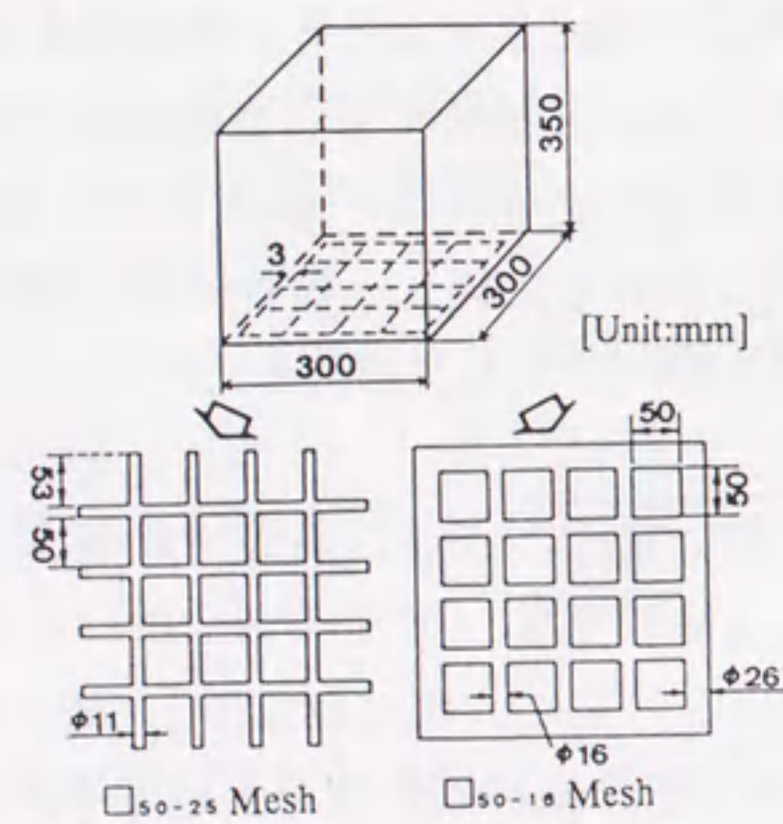


図-2.12 メッシュ通過型の鉄筋間通過性試験

メッシュ通過型の試験方法では、試料の流動過程および載荷条件の単純性から、間隙通過性のみを比較的明確に評価でき、また、力学的な考察を容易に行える点が他の鉄筋間通過性試験と比べて有利な点であると考えられる。

(2) 狭小部通過性試験

従来から、グラウト材を間隙部へ充填する際のコンシステンシーを評価する目的で、Pロート、JAロートあるいはJロートなどの各種ロート試験が使用されている。近年では、フレッシュコンクリートの間隙通過性を評価するために、コンクリート用に大型化したロート試験装置が提案されている。これらは、鉄筋間通過性試験のように現実の施工条件を意識したものではなく、全般的な間隙通過挙動を測定する試験であると位置づけられる。

近松ら[34]は、図-2.13に示すような、ロート状の容器（Oロート試験）を用いて、試料の流下率および全試料が流下するまでの時間を測定している。間隙通過性の良好

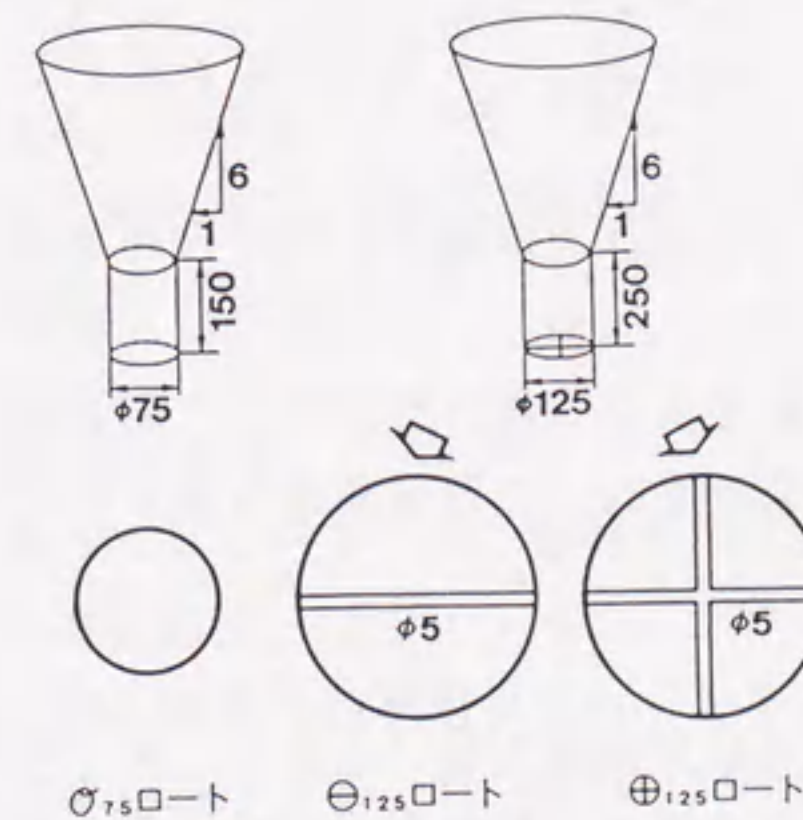


図-2.13 Oロート試験

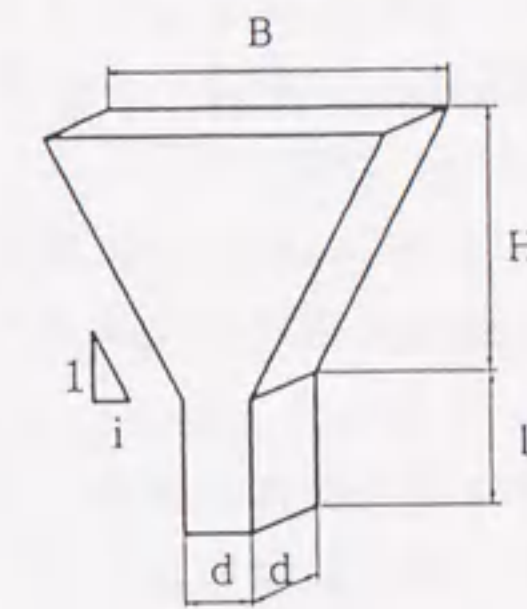


図-2.14 Vロート試験

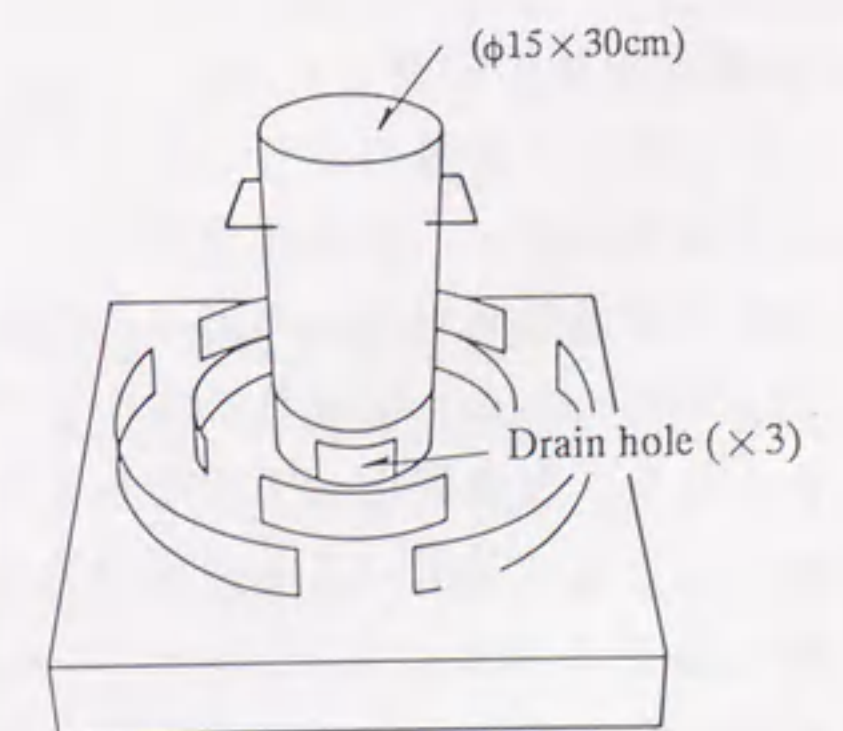


図-2.15 VF試験

な試料が全量流下するのに対して、間隙通過性の悪い試料では流下途中で閉塞するか、もしくは、直管部において粗骨材の局所的な閉塞が生じ、流下時間が増大すると報告されている。同研究では、やや大きな流出口の断面に、一字状あるいは十字状に鉄筋を設置し、鉄筋間通過性を加味した性状についても検討を行っている。また、解析的な扱い易さを重視した、図-2.14に示すような2次元的なロート試験（Vロート試験）も提案されている。坂田・小澤[35]らは、この試験装置のロート部の勾配および吐出口の形状を要因として実験を行い、試料の材料性質の変化が間隙通過性に与える影響を敏感に測定できる装置形状を検討している。

ロートタイプの試験方法の他に、VF試験（図-2.15参照）を無振動下で行った中島ら[36]の研究がある。この試験方法は、円筒容器の下部に設けられた3箇所の狭隘な流出口から試料を流出させて、流動停止後の試料の下がり方を測定するものであり、間隙通過性が悪い場合には、流出口近傍でアーチアクションによる閉塞が生じる。

2.2.3 調合条件の影響に関する研究

間隙通過性という概念には、普通コンクリートを対象とした一元的なコンシステンシー評価によっては管理できないような、複雑な流動性状をもつ高流動コンクリートに対処するために、新しく定義されたという経緯がある。したがって、間隙通過性と調合条件の関係を検討した研究の大部分は、高流動コンクリートを対象としたものである。

また、間隙通過性は、本来、材料性質と施工条件の両面から論じられるべき性質のものであり、評価試験方法と密接な関係をもつ。しかし、現段階では、試験方法が整理・規格化されていないことから、それぞれ固有の試験方法によって調合条件が検討されており、また、数種類の測定条件下で実験を行った研究結果も少ない。

(1) 粗骨材量の影響

調合条件の影響のうち、粗骨材量に関する研究が最も多く、また、関心が高い。粗骨材体積濃度は、間隙通過性に対して、最も直接的な影響を及ぼすと考えられ、良好な間隙通過性を保つためには、粗骨材量を小さくする必要があることが、一連の研究[23,37,38]によって明らかにされている。また、この原因としては、粗骨材量の増加、すなわち、緩衝材としてのモルタル量の減少によって、粗骨材間の摩擦が増大し、粗骨材どうしの接触による架橋現象が生じやすくなるため、試料全体としての一様な変形が阻害されると説明されている。坂井ら[30]は、鉄筋間充填型の評価試験（図-2.10参照）によって、粗骨材量と充填率の関係を調べ、図-2.16に示すように、粗骨材量の低減によって充填性が改善されることを確認している。

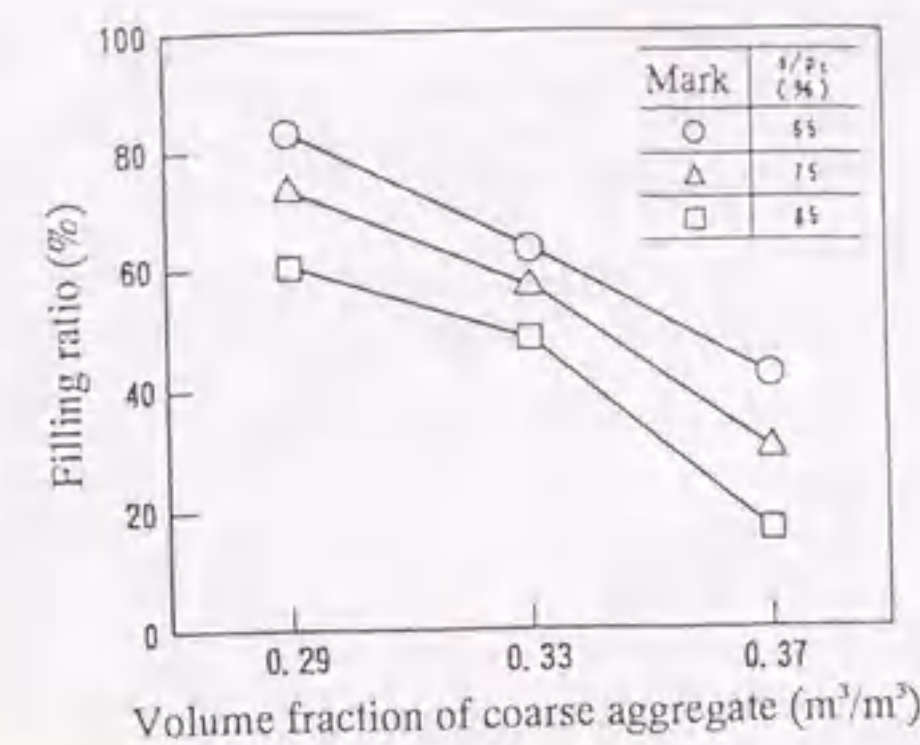


図-2.16 粗骨材量が充填率に及ぼす影響

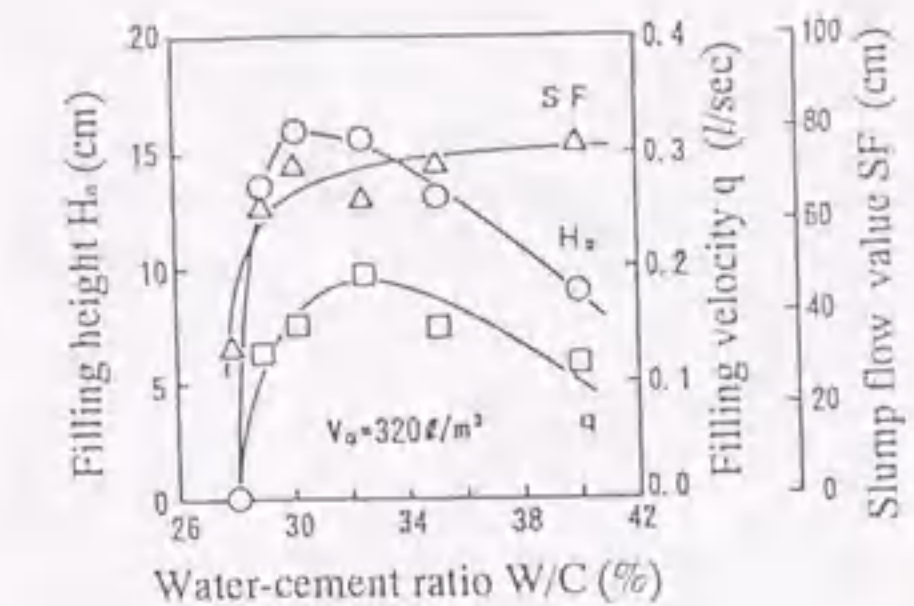


図-2.17 水結合材比が充填率に及ぼす影響

(2) 水結合材比の影響

水結合材比と間隙通過性の関連性を系統的に検討した研究結果は少ない、名和ら[37]は、高流動コンクリートの単位セメントペースト量を一定とした条件下で、水結合材比を変化させて、L型の鉄筋間充填試験（図-2.8参照）を行っている。この実験によって得られた充填高さは、図-2.17に示すように、水結合材比30%付近において極大値を取っている。この原因としては、水結合材比が著しく小さい場合には、軟度が不足して流動せず、逆に、大き過ぎる場合には鉄筋間通過時に分離による閉塞が生じることが挙げられている。

(3) 混和材料の影響

高流動コンクリートでは、粘性を増加させ、分離抵抗性を良好に維持するために、高炉スラグ微粉末、フライアッシュあるいは石灰石粉などの微粉粒子や、分離低減剤などの独特な混和材料が用いられている。間隙通過性に関しても、これらの影響を検討した研究結果が数多く報告されている[38-41]。

(a) 混和材

林ら[42]は、粉体として、高炉セメントC種を用いた場合と普通ポルトランドセメントを用いた場合について、U型充填試験（図-2.6参照）を用いた比較・検討を行っている。高炉セメントC種を用いた場合の方が、図-2.18に示すように、コンクリート通過率および粗骨材変化率が向上し、間隙通過性が改善されている。また、名和ら[37]は、高炉スラグ微粉末の粉末度が間隙通過性に及ぼす影響を検討している。図-2.19に示すように、比表面積が大きくなるにつれて、L型の鉄筋間充填試験における充填速度が大きくなるという結果が得られており、その理由としては、粉末度が高く

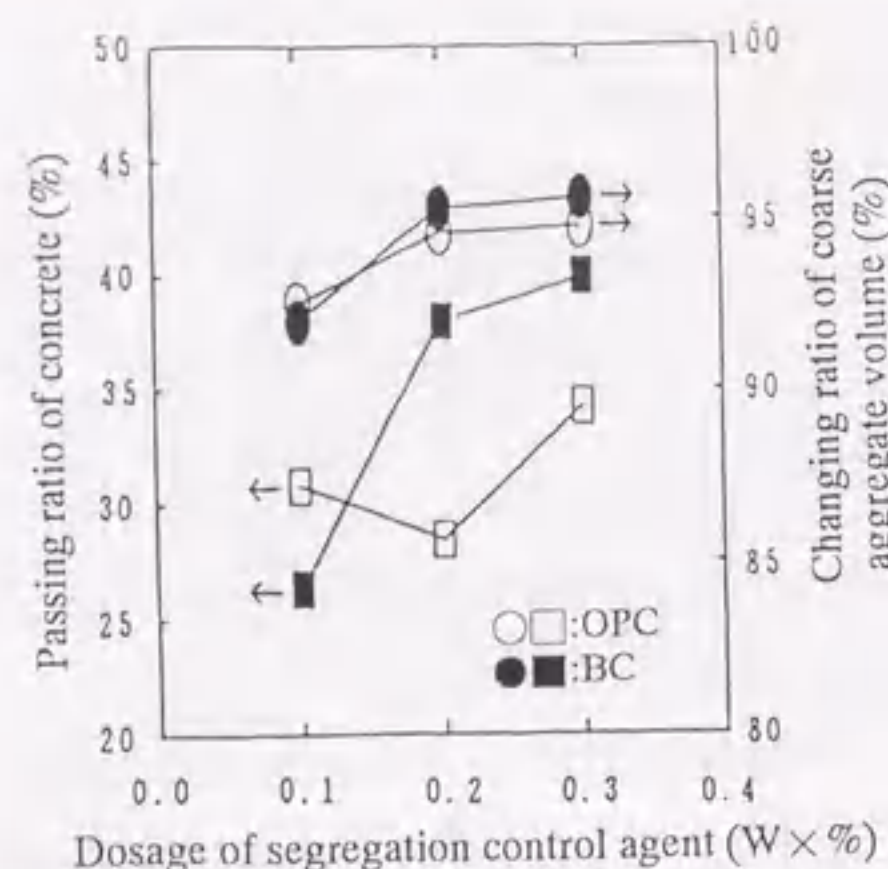


図-2.18 セメント種類が間隙通過性に及ぼす影響

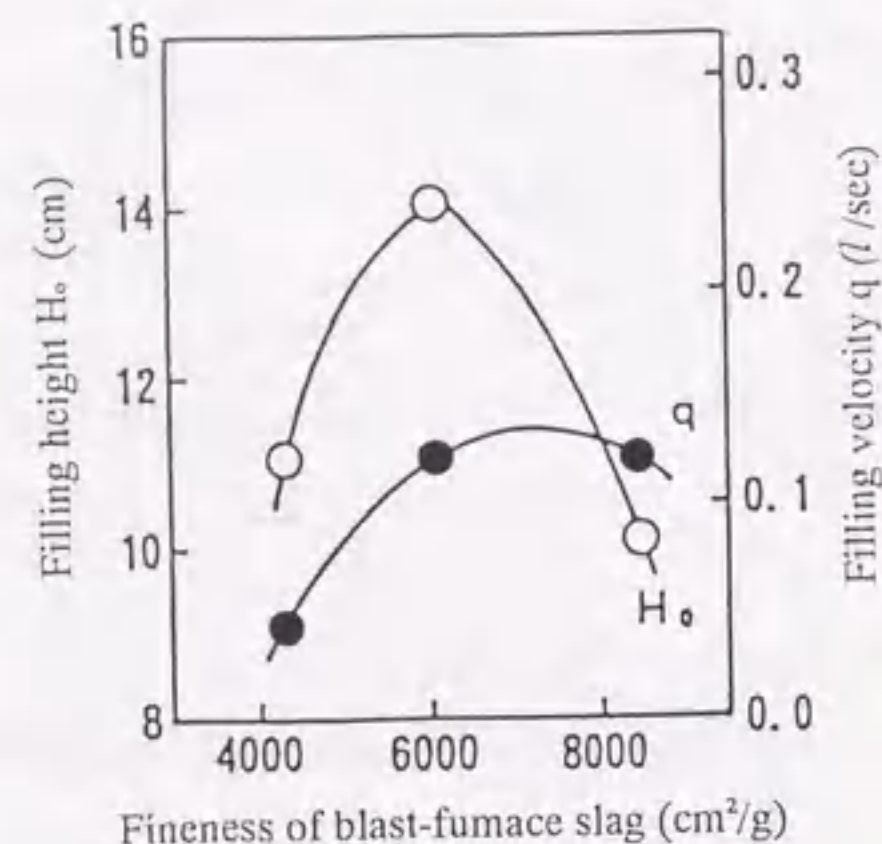


図-2.19 高炉スラグの粉末度が充填高さに及ぼす影響

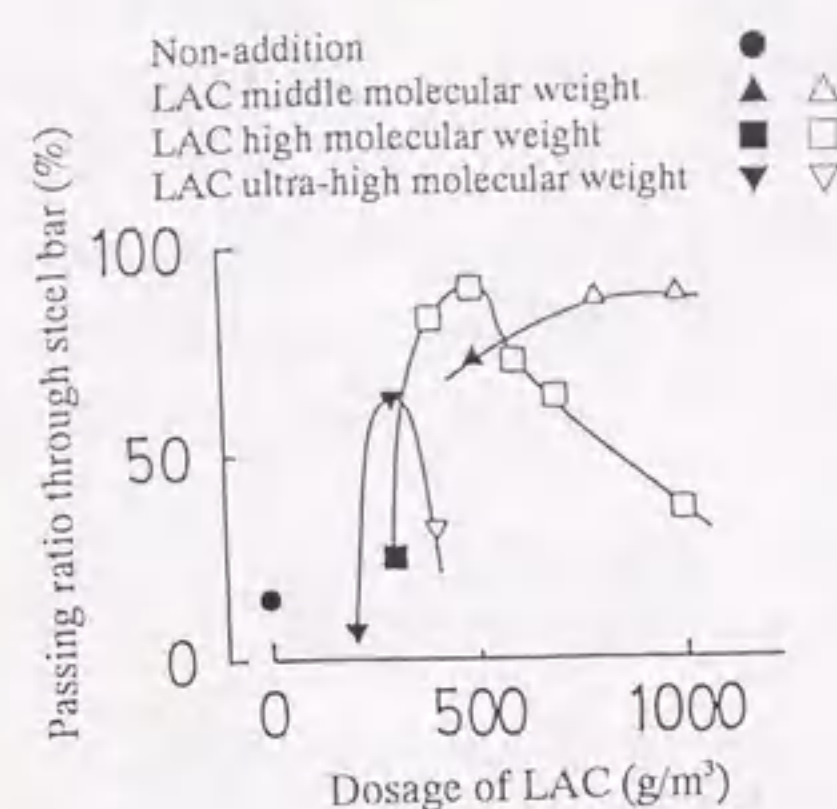


図-2.21 セルロース系分離低減剤が鉄筋通過率に及ぼす影響

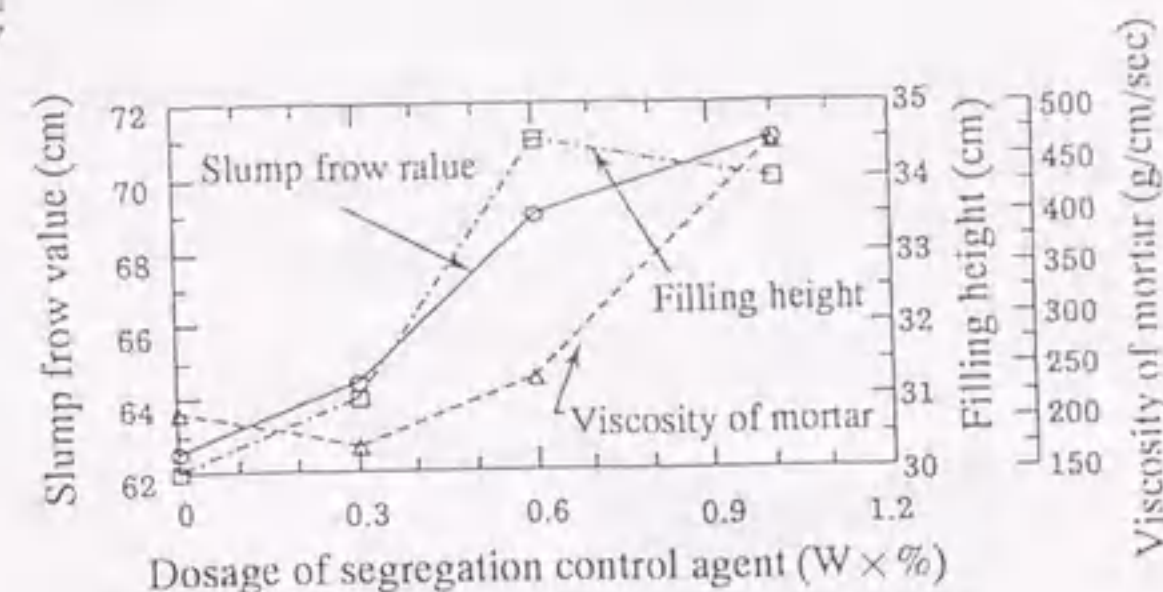


図-2.22 バイオポリマー系分離低減剤が各種測定値に及ぼす影響

なるほど、マトリックスモルタルの粘性が増大し、鉄筋間通過時の粗骨材連行能力が大きくなることが挙げられている。

石灰石粉量の影響を検討した研究としては、坂田ら[43]の研究がある。この実験は、鉄筋間充填型の試験装置(図-2.10参照)を用いて行われ、図-2.20に示すように、石灰石粉量が増加すると、充填率が改善されるが、ある一定量を超えると逆に充填率は低下するという結果が得られている。測定結果がこのような極大値を示す

理由としては、(3)項の水結合材比の場合と同様に、軟度と分離抵抗性の兼ね合いによって説明されている。なお、フライアッシュも、高流動コンクリートに用いられる代表的な混和材料であるが、その種類や置換率と間隙通過性の関係について検討された研究結果は比較的少ない[19,44,45]。

(b) 分離低減剤

分離低減剤に関しては、セルロース系、アクリル系あるいはバイオポリマー系などの様々なタイプについて、多くの詳細な研究結果が報告されている。

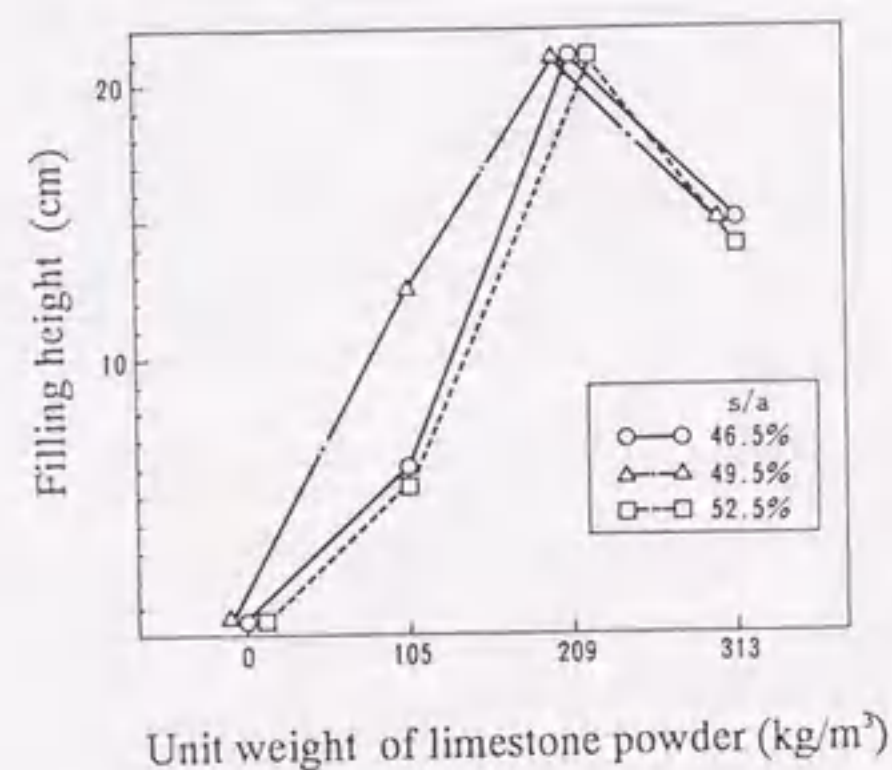


図-2.20 石粉量が充填高さに及ぼす影響

山川ら[46]は、セルロース系の分離低減剤の添加量が間隙通過性に及ぼす影響について、メッシュ通過型の試験装置(図-2.12参照)を用いて検討している。図-2.21に示すように、適量の分離低減剤の添加によって、間隙通過性は改善され、また、間隙通過性は、分離低減剤の分子量に影響されることが指摘されている。この他のセルロース系分離低減剤に関する研究としては、グリッド試験(図-2.11参照)による佐原ら[32]の研究、U型充填性試験(図-2.6参照)による林ら[42]の研究が報告されている。また、藤原ら[23]、福留ら[16]は、アクリル系の分離低減剤についてその影響を検討している。これらの研究結果は、いずれも、適量の分離低減剤を使用すると、間隙通過時の分離抵抗性が改善され、間隙通過性が向上するというものである。

バイオポリマー系の分離低減剤では、増粘作用の発現機構が上記2種類の分離低減剤とは異なる。新藤ら[44]は、この種の分離低減剤について詳細な研究を行っている。図-2.22に示すように、分離低減剤の添加量の増加とともに粘性が増大し、最適な添加量では、スランプフロー値が大きくなって、良好な充填性を保つことができると述べている。また、高流動コンクリートでは、表面水率や細骨材の粒度の変動に対して、流動性状が大きく変化するが、その後の研究[47]において、これらの影響をU型充填試験(図-2.6参照)によって検討し、分離低減剤を添加すると、これらの要因の変動に対して間隙通過性が鈍感になることを指摘している。

2.2.4 マトリックスモルタルの付着特性に関する研究

分離抵抗性は、フレッシュコンクリートの間隙通過性を構成する材料性質のうち、最も重要なパラメータである。谷川ら[48]は、マトリックスモルタルの付着特性に初

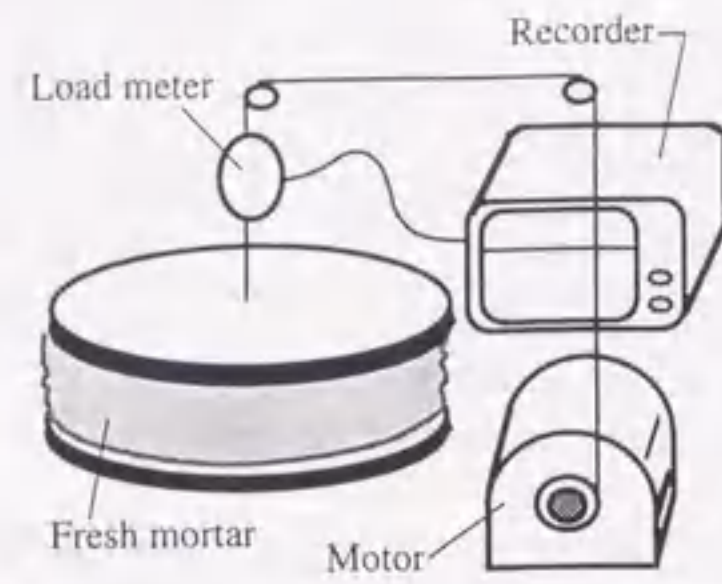


図-23 引張付着試験装置

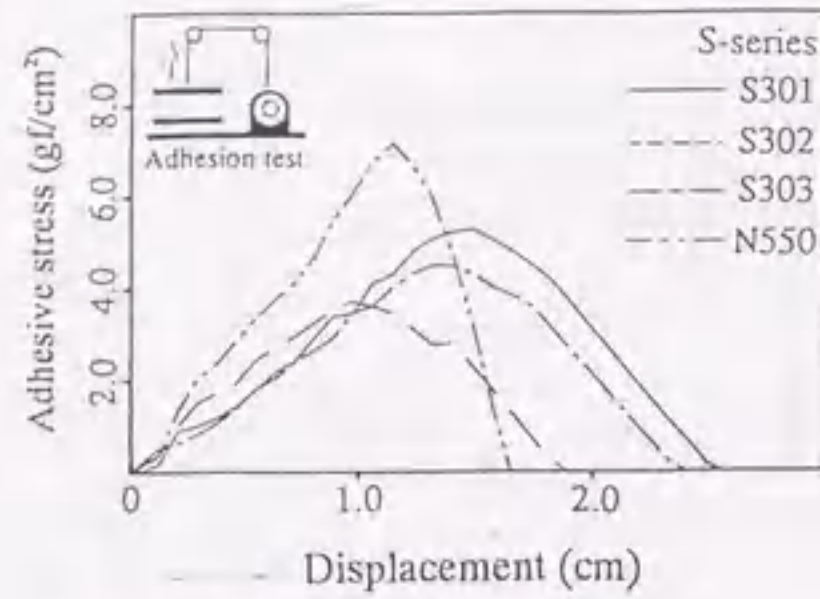


図-2.24 付着応力-変位曲線

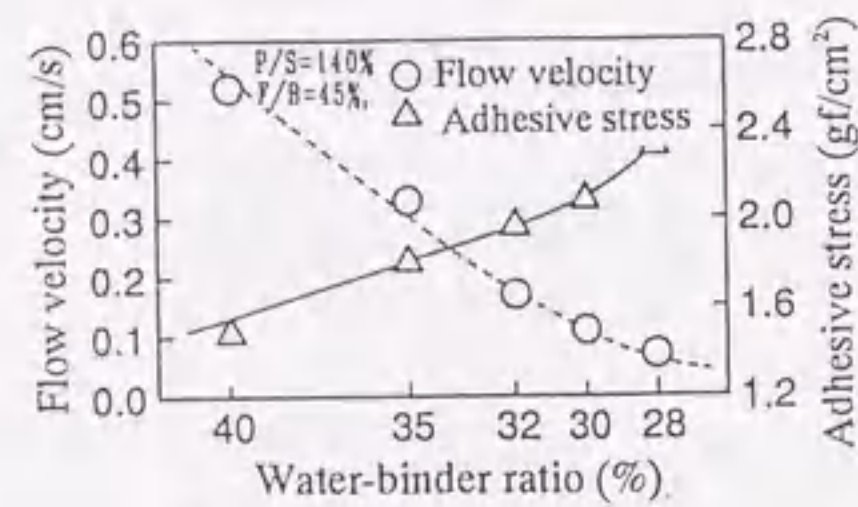


図-2.25 付着強度と水結合材比の関係

めて注目し、新しく開発した直接引張付着試験装置を用いて、マトリックスモルタルの付着特性が、コンクリート全体としての分離特性に関係の深い特性値であることを明らかにした。また、同様の試験装置を用いて、マトリックスモルタルの付着特性を検討した研究結果が、他にも数例報告されている。これらの研究は、間隙通過性との関連性を直接的に解明したものではないが、間隙通過性を考える上で、基盤となる研究であるため、ここで、取り上げることにする。

直接引張付着試験装置の概要を図-2.23に示す。この試験は、容器に一定の厚みで充填したモルタルの上面に、直径10cmの円盤状の付着板を接着させ、それを一定速度で引き上げたときの変位と引張抵抗荷重の関係(図-2.24参照)を測定するものである。

谷川ら[48,49]は、結合材の一部をシリカフュームに置換した低水セメント比のコンクリートのウェットスクリーニングモルタルを試料として、直接引張付着試験を行い、付着応力-変位曲線の積分値(付着タフネス)を求めている。付着タフネスは、高性能AE減水剤の添加量の増加にともなって減少し、シリカフュームの混入によって増加している。同研究では、付着タフネスが、レオロジー性質(降伏値および塑性粘度)とは独立したパラメータであり、分離性状が、モルタルの粘性および付着タフネスの両パラメータに支配された性質であると結論づけている。

同様の試験方法によって、調合条件が付着特性に及ぼす影響を検討した研究としては、井上ら[50]の研究がある。スランプフロー値を一定とした場合には、図-2.25に示すように、水セメント比の低下、比重の小さい混和材の代替率の増加などによって、水結合材容積比が減少すると、最大付着強度が大きくなっている。また、最大付着強度が、分離低減剤の添加量の変化に対して極大値を取り、細骨材量の増大にともなって低下する傾向にあるなどの測定結果を報告している。

2.2.5 施工条件の影響に関する研究

間隙通過性は、流動特性あるいは分離特性などの材料性質とともに、対象となる構造物の施工条件にも左右される特性値であり、鉄筋間隔が間隙通過性に及ぼす影響に関して若干の研究が報告されている。施工条件としては、この他に、フレッシュコンクリートに作用する圧力などの影響が考えられるが、これらの影響について検討した研究は報告されていない。

鉄筋間隔の影響に関しては、L型の鉄筋間通過試験によって検討した研究結果が報告されている。これらの研究では、吐出口あるいは水平流動部に配置した鉄筋の間隔を実験要因として、鉄筋通過前後の試料の粗骨材体積濃度の変化量を測定している。

久米ら[18]は、障害鉄筋(縦配筋)の間隔を粗骨材最大寸法(20mm)の $4/3 \sim 6/3$ 倍に変化させて、鉄筋間隔の影響を検討し、図-2.26に示すように、鉄筋間隔が粗骨材寸法の2倍より小さくなると、鉄筋通過前後の粗骨材率の差が急激に大きくなると報告している。また、福留ら[16]は、鉄筋(縦配筋)のあき間隔を38および50mmの2水準に設定し、調合条件に対する偏差を求めている。その結果、鉄筋のあき間隔が小さいと、鉄筋間通過時の分離状況に与える、調合条件およびマトリックスモルタルの物性の影響が顕著になるという測定結果を得ている。

阿部ら[19]は、鉄筋(横配筋)あき間隔を25~55mmの範囲で、細かく変化させた実験(図-2.4参照)を行い、鉄筋のあき間隔が35mm以下になると、鉄筋間通過時に所要の分離抵抗性を得るための粗骨材量を、急激に低減させる必要があるとしている。また、鉄筋間隔を25~270mmと広範囲に変化させた和泉・野口ら[20]の実験(図-2.5参照)においても、鉄筋間隔が38mm以下に

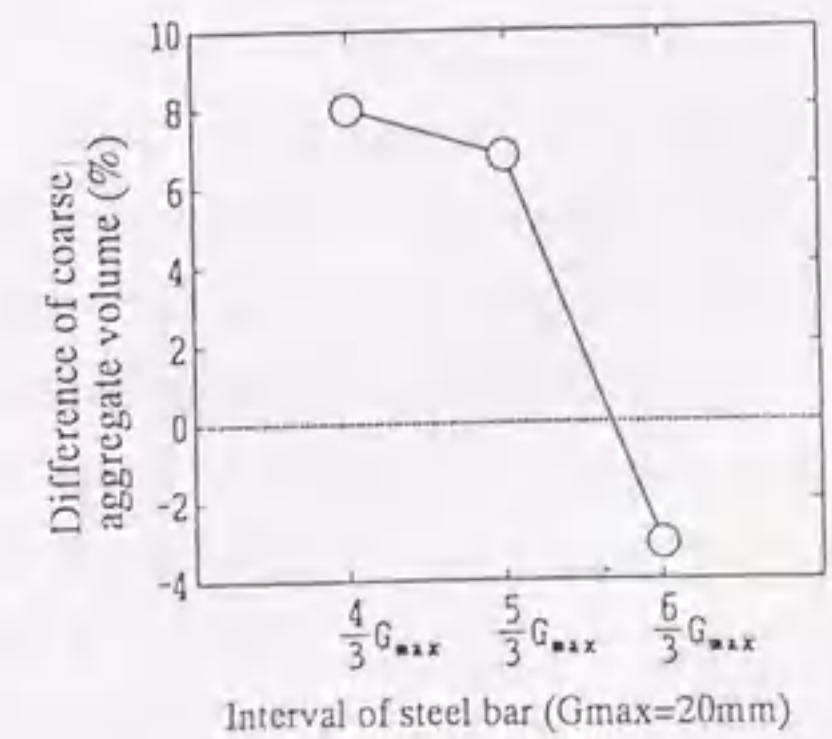


図-2.26 鉄筋間隔が粗骨材率に及ぼす影響

なると、鉄筋間通過量が急激に減少することから、鉄筋間隔の小さい範囲で良好な間隙通過性を得るためには、粗骨材量を小さくする必要があると指摘している。

このように、いずれの研究結果においても、間隙通過性が急激に悪化する限界点は、35~40mmの比較的小さい鉄筋間隔であることが一致した見解である。また、この間隔が、2つの粗骨材が同時に鉄筋間を通過できず、容易に架橋現象が生じるような間隔である点に注目する必要がある。

2.3 フレッシュコンクリートの振動下の挙動に関する研究

振動締固めは、コンクリート打設にとって必要不可欠な工程であり、合理的な振動打設方法の確立を目的として、数多くの研究が行われている。しかし、振動締固めに関連する影響要因は非常に多く、それらが複雑に絡み合っているため、現状においても、一定条件下における実験的な研究が主流となっている。

フレッシュコンクリートの振動挙動に関する研究は、一般的に、1) 振動締固め効果に関する研究、2) 振動下の流動挙動に関する研究、3) 振動の伝播性能に関する研究に分類できる。2)に関しては、さらに、流動化現象をフレッシュコンクリート全体としての挙動ととらえ、その変形挙動を取り扱った研究と、マトリックスのみが流動化するものと考えて、粗骨材の分離・沈降を取り扱った研究に大別できる。また、建築工事で用いられるような軟練りコンクリートに振動を加える目的は、2)の流動化によって、型枠の隅角部・間隙部までコンクリートが充填されることに重点があり、1)の締固めの比重は小さい。本節では、このような目的・分類に従って、2)を中心に、既往の研究結果を整理することとする。

2.3.1 振動下の流動挙動に関する研究

(1) 振動下のレオロジー性質

軟練りコンクリートが振動締固めによって流動化する現象は、ごく当然のこととして観測されるが、その変化性状を定量的に測定した研究結果[51,52]は少ない。また、フレッシュコンクリートの流動挙動がビンガムモデルに従うと仮定した場合、振動下の流動挙動も、このモデルを用いて説明できるものと考えられる。このような観点から、振動下のレオロジー定数を実験的に測定した研究が、数例報告されている。

角田[53]は、振動台上に固定した回転翼型レオメーターによって、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-回転数曲線(流動曲線)を求めている。その測定結果によると、図-2.27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流動曲線が、低回転数域

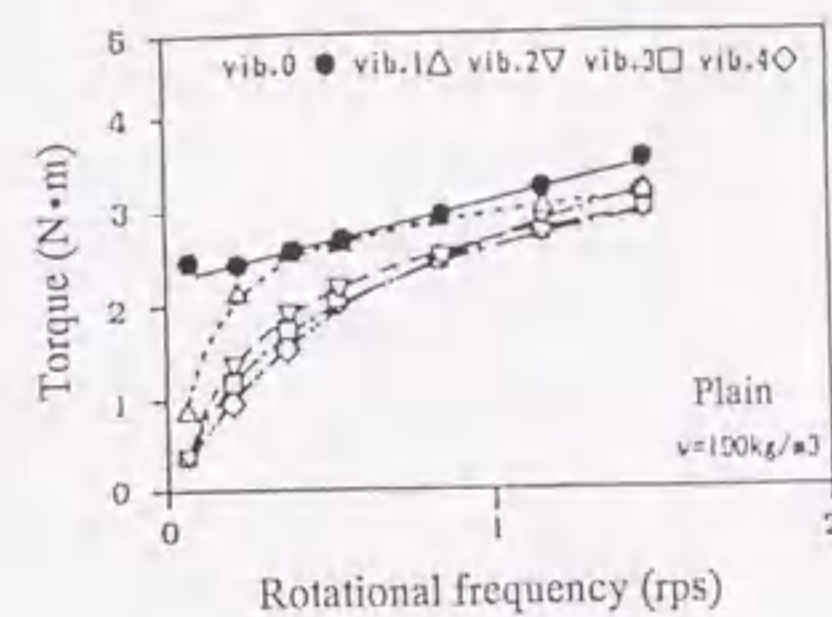


図-2.27 振動下におけるモルタルの流動曲線

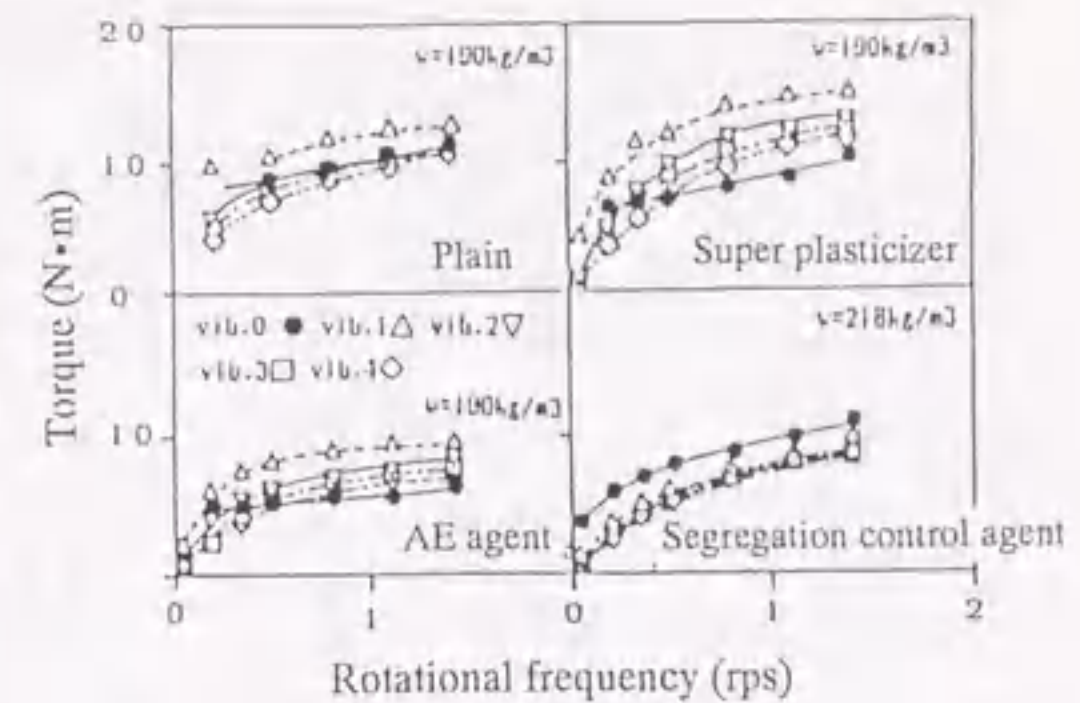


図-2.28 流動曲線に及ぼす振動加速度の影響

でビンガムモデルを逸脱し、原点に向かう曲線、すなわち、準粘性流動に近い挙動を示すように変化している。また、振動加速度を変化させた場合、図-2.28に示すように、ある程度までは、その増加とともに回転トルクが顕著に低下するが、それ以上加速度を大きくしても、回転トルクの低下割合は小さい。

また、同研究では、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[54]の研究結果から、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いる。振動によって内部摩擦が減少し、間隙水圧が上昇することで有効応力が減少し、フレッシュコンクリートが流動化すると仮定し、上記の実験において、加振中のフレッシュコンクリート内部の間隙水圧の上昇傾向を確認している。

水口ら[55]は、直径6cmの大きな球を用いた球沈下試験(落球型粘度計)を振動台上で行い、フレッシュコンクリートの振動下の塑性粘度を測定し、図-2.29に示すような、振動加速度の増大とともに、塑性粘度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、角田らの研究を進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、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、以下の粘性の式[56]によって表せると結論づけている。また、図-2.29に示す測定結果に式(2.4)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。

$$\eta_p = A \exp\left(\frac{B}{E_r}\right) \dots\dots\dots (2.4)$$

ここに、 E_r : 加速度(振動エネルギー), A, B: 実験定数

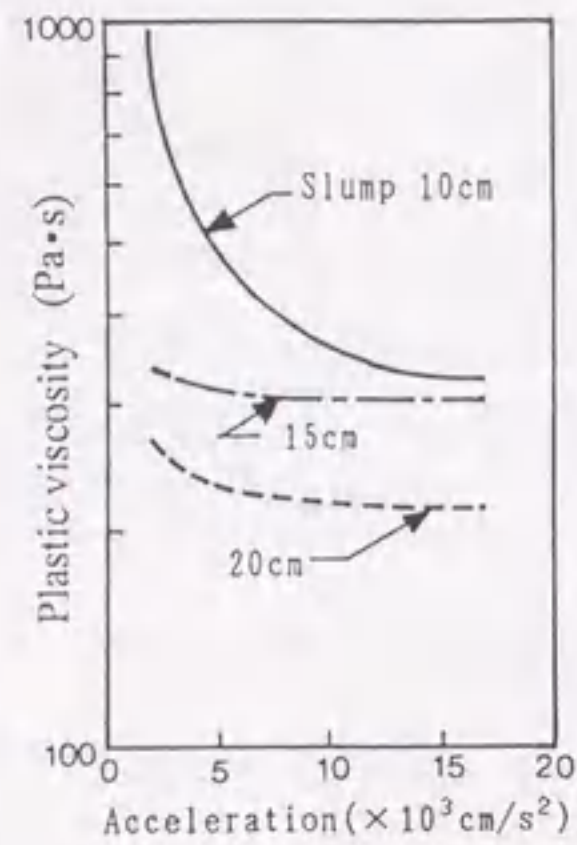


図-2.29 塑性粘度と振動加速度の関係

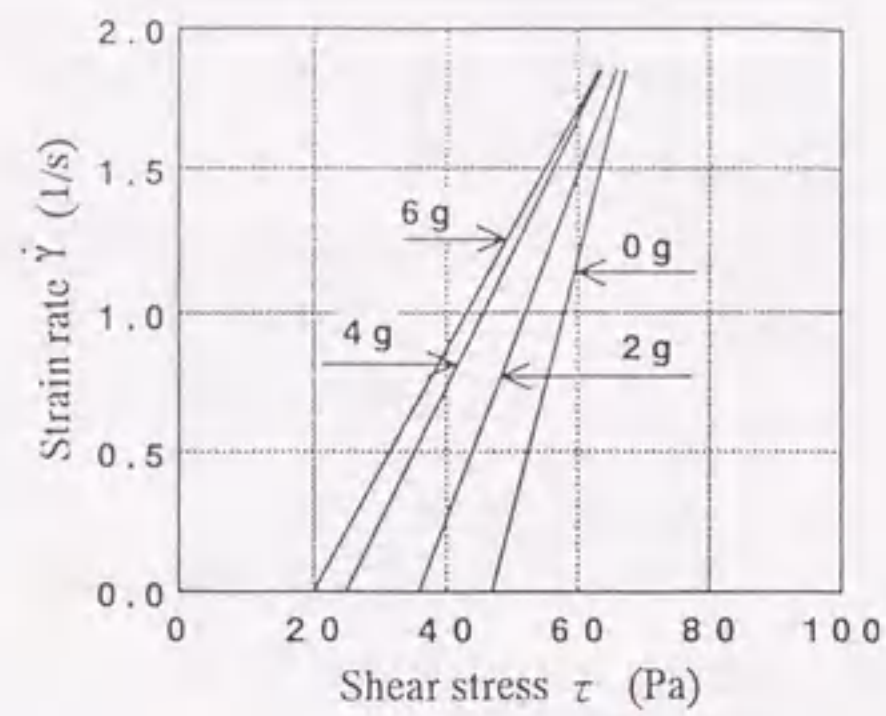


図-2.31 振動下におけるコンシステンシー曲線

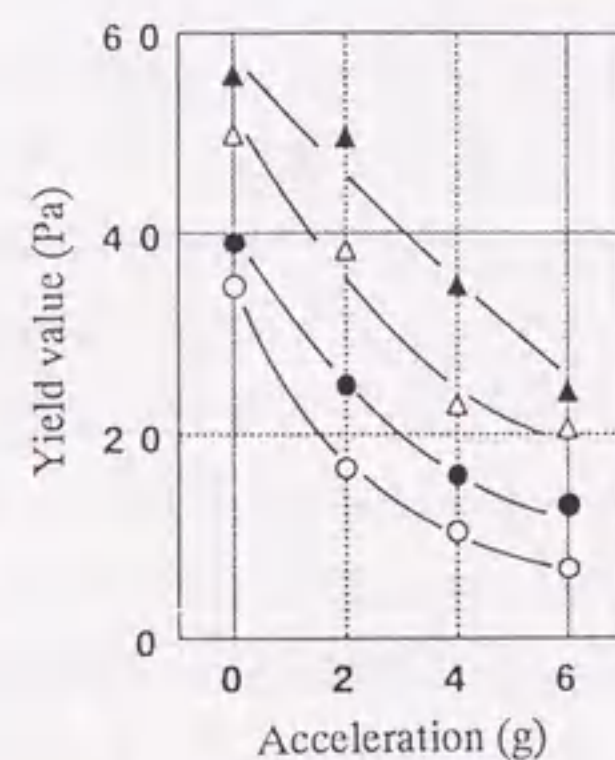
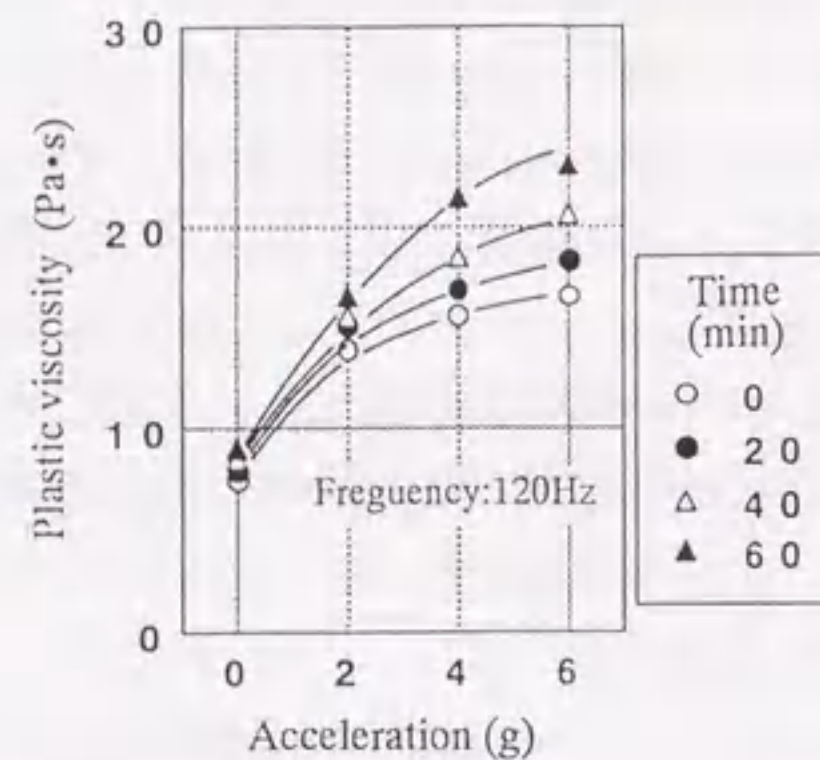


図-2.30 レオロジー定数と振動加速度の関係

吉野ら[57~59]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-せん断応力関係を仮定して算出したみかけのレオロジー定数は、図-2.30に示すように、振動加速度の増加とともに、塑性粘度は増加し、降伏値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-2.31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。

上記の研究結果の間には、振動条件と塑性粘度の関係が相反した測定結果になって

いるなど、食い違いが認められる。これらは、振動下においてレオロジー試験を行う場合の測定の難しさを示すものであると考えられる。また、上記の研究以外に、内部振動機による振動の伝播特性が、流動挙動に及ぼす影響を検討するために、振動源から離れた位置で、複数の球引上げ試験を行った研究[60~63]が報告されている。

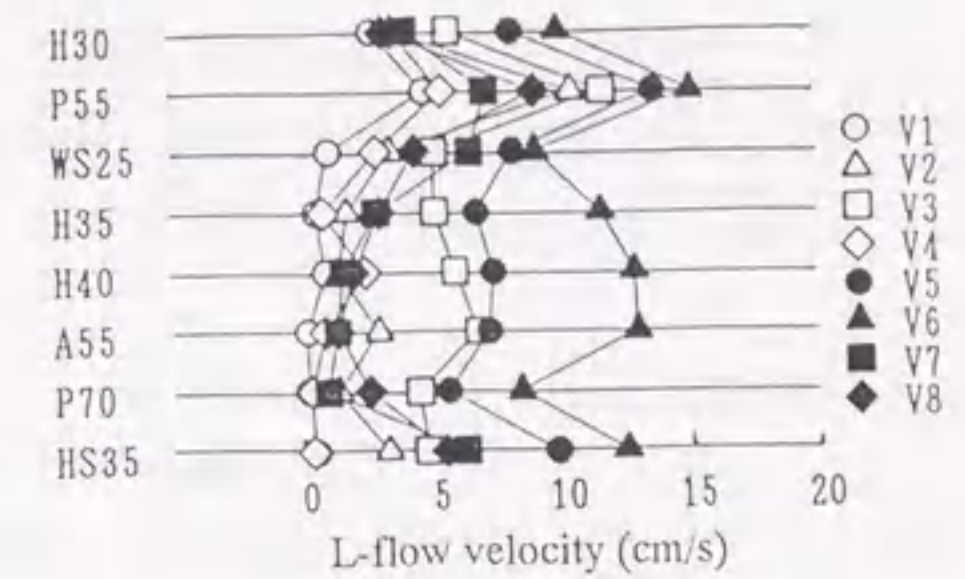


図-2.32 振動下で測定されたLフロー速度

(2) 振動下の流動特性

振動下の流動挙動を流動性評価試験によって検討した研究としては、崔ら[64]の研究がある。崔らは、Lフロー試験装置の鉛直部(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(試料が10cm流動するまでの平均速度)を測定している。図-2.32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。

2.3.2 振動下の分離挙動に関する研究

軟練りのフレッシュコンクリートに対しては、粗骨材の極端な沈降が生じないような範囲で振動を与えることが前提となる。また、振動打設は、流動化したコンクリート中のマトリックスモルタルと粗骨材の分離傾向を増進させる可能性が大きい。したがって、振動による分離限界を定量的に把握しておく必要があるが、基本的な分離過程が力学的に解明されていない現状では、振動下の挙動に関する理論的な研究は報告されておらず、実験的に粗骨材の沈下挙動を測定した研究報告しかない。

粗骨材の沈降を直接的に評価した研究結果としては、フレッシュコンクリートを充填した鋼製容器を振動台上に固定し、一定時間の振動を加え、硬化後の供試体の切断面に現れた粗骨材の位置から沈下状況を解析した研究が挙げられる。いずれの研究においても、粗骨材位置の重心の断面中央からの下がり、沈下度あるいは分離度として求めて、振動による分離を評価する指標として用いている(図-2.33参照)。以下に、谷川ら[49,65]による沈下度の算定式を示す。

$$D_{ag} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{A_i}{A} \frac{H - 2L_i}{H} \right) \dots \dots \dots (2.5)$$

ここに、 D_{ag} : 沈下度, n : 全粗骨材個数, A : 切断面に現れた粗骨材面積の総和(m^2),
 A_i : 切断面に現れた粗骨材 i の面積(m^2), H : 容器の高さ, L_i : 粗骨材 i の下面からの距離(m)

谷川らの実験結果によると、式(2.5)によって算出された沈下度は、加振時間の増加とともに、増加している。また、振動下の粗骨材の沈下抵抗性が、粘性およびモルタルの付着タフネスによって評価される性質であると指摘されている。北原ら[66]は、粗骨材体積濃度と振動数を要因として同様の実験を行い、図-2.34に示すように、振動数が大きいほど、また、粗骨材体積濃度が小さいほど、粗骨材の沈下度が大きくなるという結果を得ている。この他にも同様な試験原理によって、加振による粗骨材の沈下挙動を検討した研究結果[67~70]が数例報告されている。渋谷ら[67]は、鋼製型枠の途中に、鉄筋を配置して、その配筋状況と沈下度の関係を検討しており、また、飛坂ら[68,69]は、容器内の骨材量を20段階に分けて測定し、詳細な粗骨材量の分布を求めている。

北原ら[66]は、図-2.35に示すような試験装置を試作し、粗骨材を模擬した立方体をモルタル中で沈降させ、10cm沈降するまでの時間を測定している。振動時に粗骨材がモルタル中を沈降する挙動は、粘塑

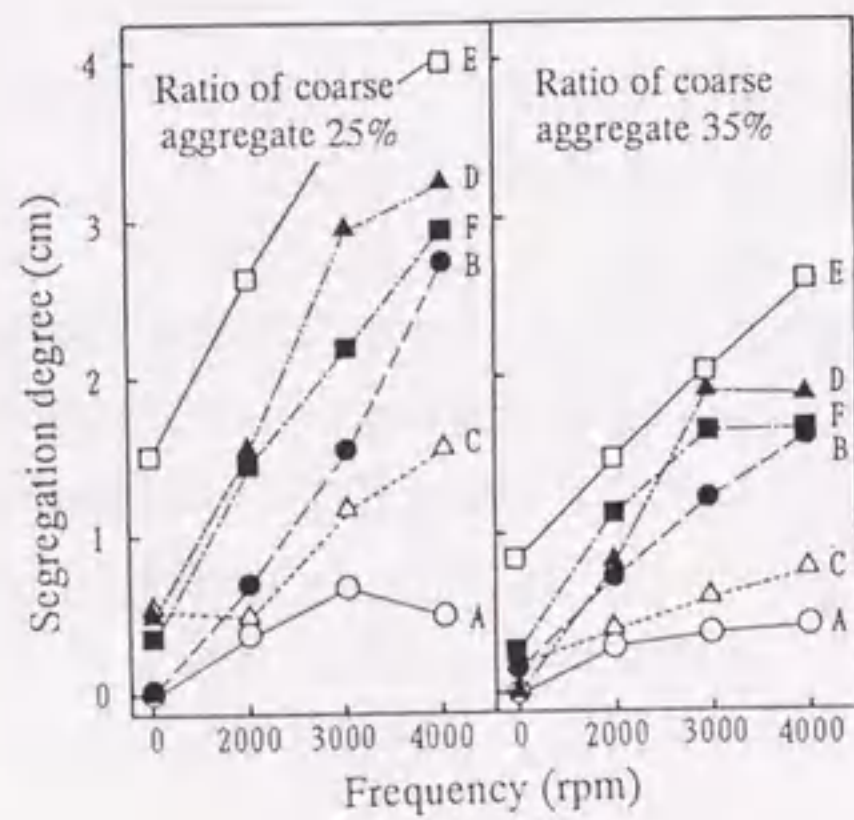


図-2.34 分離度と振動数の関係

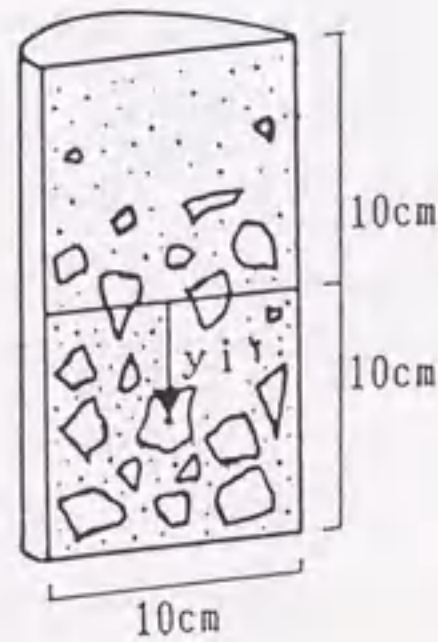


図-2.33 分離度の設定

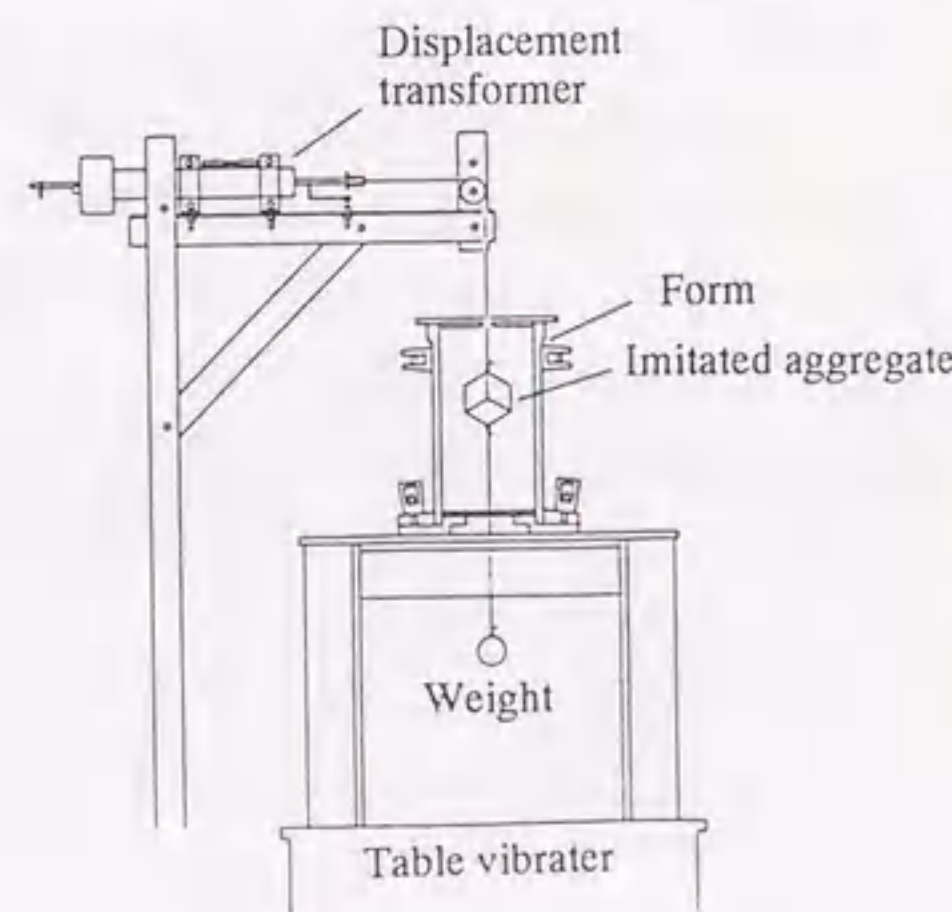


図-2.35 粗骨材分離試験装置

性流体中を移動する剛体の運動と考えることができるとの谷川ら[71]の指摘があるように、この試験方法の原理は、球引上げ試験と同様であり、前述の振動台上球引上げ・沈下試験も、球を模擬粗骨材であると考えれば、コンクリート中の粗骨材の分離を解析的に検討するための有効な手段になりうると考えられる。

2.3.3 振動の伝播に関する研究

フレッシュコンクリートの振動の伝播に関する研究は、振動の有効範囲を事前に予測するための理論的な基盤となるものである。しかし、これらの研究は、最終的には、振動源から離れた位置におけるコンクリートの流動・分離性状あるいは締固め性を予測するためのものと位置づけられる。したがって、これらが相互に関連づけられ、統合される必要があるが、現状では、その段階には至っていない。

(1) 振動伝播の理論

振動の伝播に関しては、振動理論の中で比較的簡易な分野であるため、最も早くから理論的な研究が行われている。軟練りコンクリート中の振動の伝播に関しては、フレッシュコンクリートが粘弾性流体であると仮定して、基礎的な解析を行った村田ら[5]の研究がある。同研究では、式(2.6)に示すような粘弾性体の波動方程式を、 u に関して解いて、式(2.7)に示すような変位 u の減衰曲線が得られている。

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \left(K + \frac{4}{3} G \right) \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \left(\eta_v + \frac{4}{3} \eta \right) \frac{\partial^3 u}{\partial t \partial x^2} \quad \dots \dots \dots (2.6)$$

$$u = u_0 e^{-(\beta + \frac{\omega}{c} x)} \quad \dots \dots \dots (2.7)$$

ここに、 ρ : 媒体の密度 (g/cm^3), u : 変位 (cm), K : 体積弾性係数 (gf/cm^2), G : せん断弾性係数 (gf/cm^2), η_v : 体積粘性係数 ($gf \cdot s/cm^2$), η : 塑性粘度 ($gf \cdot s/cm^2$), β : 減衰定数, ω : 角速度 (rad/s), c : 波速 (cm/s)

また、その後の研究[72]により、振動源から離れた位置における加速度の推定式として、以下の式を提案している。

$$a = a_0 e^{-\beta x} \sin \omega \left(t - \frac{x}{c} \right) \quad \dots \dots \dots (2.8)$$

ここに、 a : 距離 x における加速度, a_0 : 振動源での加速度, β : 減衰定数, c : 波速
 内部振動機による振動は、円周波であるため、粘性減衰の他に、幾何学的減衰が加算

される。これらの減衰の影響についてDesspoff[73]は、以下の式を与えてる。

$$s_2 = s_1 \frac{R_2}{R_1} e^{-\frac{\Omega}{2}(R_2-R_1)} \dots\dots\dots (2.9)$$

ここに、 s_1, s_2 : 振動機の中心線からの距離 R_1, R_2 における振幅, Ω : 制動係数

岩崎ら[74,75]は、上述の理論を背景として、内部振動機による振動の水平方向への伝播について、詳細な理論解析を行っている。振動筒表面から l cm の距離にあり、 x 軸となす角度が θ であるような点 P (図-2.36参照) における振動波 $a_{r\theta}$ は、棒状振動機による出力波形が正弦波であり、粘性による吸収が伝播距離に対して指数関数的であることを考慮して、振動機の振動発生機構から、式(2.10)のように誘導される。また、フレッシュコンクリート中を伝播することによる加速度振幅および変位振幅の減衰 a_m は、基本的には、Desspoffの式に従い、式(2.10)より、式(2.11)のように示される。

$$a_{r\theta} = a_0 \sqrt{\frac{d}{2r_p}} e^{-\beta(r_p - \frac{d}{2})} \sin \left\{ 2\pi ft - \frac{2\pi f}{c} \left(r_p - \frac{d}{2} \right) - \theta \right\} \dots\dots\dots (2.10)$$

$$a_m = a_0 \sqrt{\frac{d}{2r_p}} e^{-\beta(r_p - \frac{d}{2})} \dots\dots\dots (2.11)$$

ここに、 r_p : 原点からの距離(cm), d : 振動筒の直径(cm), c : 波速(cm/s), a_0 : 振動筒表面におけるコンクリートの変位振幅, β : 減衰定数(cm^{-1}), f : 周波数(Hz)

また、フレッシュコンクリート中を伝播する縦波は、コンクリートの質量と空気

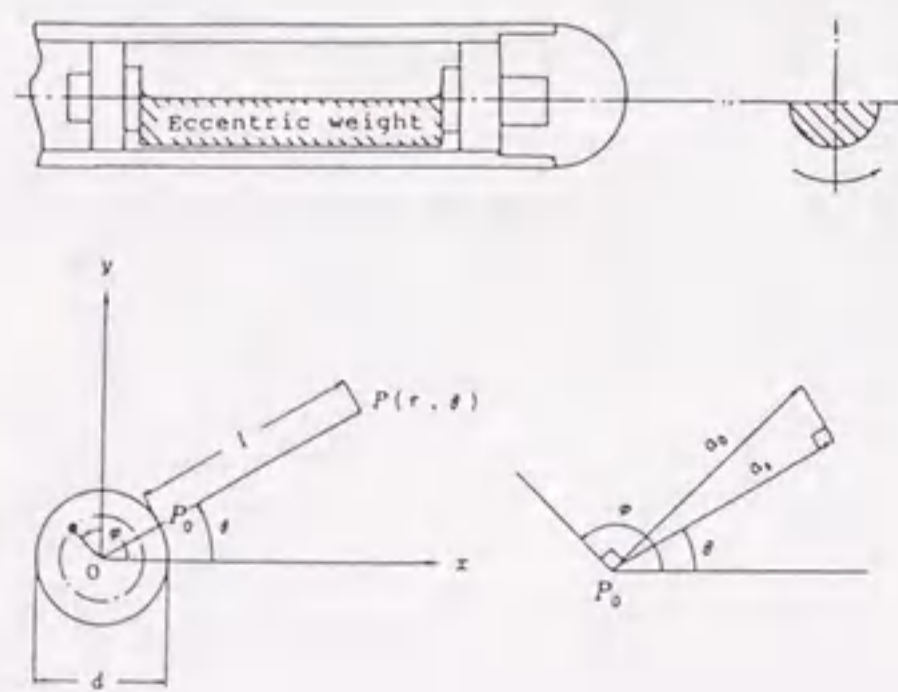


図-2.36 振動伝播の解析モデル

弾性によって伝えられると考えて、波速 c の推定式としては、以下の式を適用している。

$$c = \sqrt{\frac{1}{V_A(1-V_A)} \frac{K_A}{\rho}} \dots\dots\dots (2.12)$$

ここに、 V_A : 空気量 (体積比), ρ : 空気を含まないコンクリートの密度(g/cm^3), K_A : 空気の体積弾性率

(2) 振動の伝播特性

振動の伝播に関しては、内部振動機の有効締固め範囲を調べる目的で、試験部材内に棒状振動機を挿入し、加速度計によって加速度を測定した研究[76~78]が数多く報告されている。しかし、詳細な検討は少なく、振動源から離れた位置における加速度が指数関数的に減衰する傾向が認められることなど、上述の理論結果の検証に留まっている。

島垣ら[77]は、振動機の種類が振動の伝播性能に及ぼす影響を検討するために、振動筒の径を変化させて加速度分布を測定し、図-2.37に示すように、振動筒の径が大きくなるほど加速度が大きくなる傾向があるが、振動の伝播距離がある程度以上離れた位置では、筒径による減衰の差は少ないという結果を報告している。

2.3.4 振動締固めに関する研究

フレッシュコンクリートの振動締固め効果に関しては、土木分野で用いられるRCC

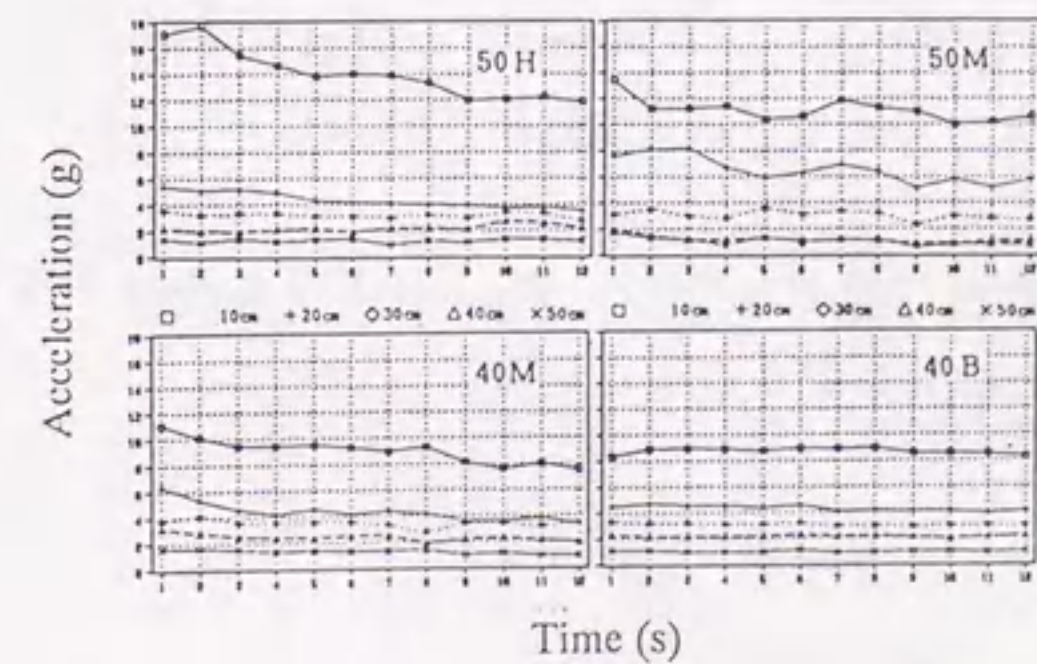


図-2.37 加速度分布に及ぼす振動筒の径の影響

などの超硬練りコンクリートを対象とした研究を中心に進められてきた。これらの大部分は、コア供試体を採取して締固め密度を測定するような実証的な研究[79~82]であり、理論的な研究は少ない。

遠藤ら[83]は、振動締固めの進展を空気泡の放出過程ととらえて、コンクリートの沈下挙動を示す理論式を導いている。この研究は、超硬練りコンクリートを対象としたものであるが、振動下のフレッシュコンクリートをニュートン流体と仮定しており、軟練りコンクリートに対しても適用できるため、ここで取り上げる。

遠藤らは、振動下のフレッシュコンクリート中の空気泡の上昇がStokesの法則に従い、初期状態の空気泡が、モル数が等しく均等に分散していると仮定して、図-2.38に示すような解析モデルにおけるt時間後のコンクリート表面の沈下量u(t)を、式(2.13)のように求めている。

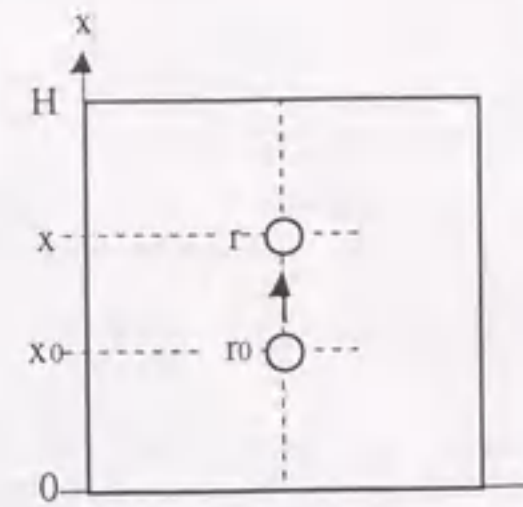


図-2.38 空気泡放出過程に関する解析モデル

$$u(t) = -A \left\{ \frac{3}{5} \ln \left(B \frac{5}{3} + Ct \right) - \ln B \right\} \quad \dots\dots\dots (2.13)$$

$$\text{ただし、} A = \frac{m_0 RT}{\rho g}, \quad B = \frac{p_a}{\rho g}, \quad C = \frac{5 a v_0 \frac{2}{3} T \frac{2}{3}}{3 \eta}, \quad a = \frac{\rho \frac{2}{3} g \frac{1}{3} R \frac{2}{3}}{3 \frac{2}{3} 2 \frac{1}{2} \pi \frac{2}{3}}$$

ここに、 m_0 : 初期の容器中の単位体積当り空気量のモル数 ($=M_0/A_v H$) , v_0 : 1個の空気泡のモル数 ($=M_0/n$) , M_0 : 初期の容器中の空気泡のモル数, n : 初期の容器中の空気泡の数, A_v : 容器の断面積, H : 容器の高さ, ρ : コンクリートの密度, η : コンクリートの粘性係数, R : 気体定数, T : 絶対温度, g : 重力加速度, p_a : 大気圧

また、全空気泡が放出されるまでの時間 t_{max} および最終沈下量 u_{max} (t_{max} における沈下量) は、それぞれ、以下のように示される。

$$t_{max} = \frac{1}{C} \left\{ (H+B) \frac{5}{3} - B \frac{5}{3} \right\} \quad \dots\dots\dots (2.14)$$

$$u_{max} = -A \left\{ \ln (H+B) - \ln B \right\} \quad \dots\dots\dots (2.15)$$

同研究では、空気泡上昇中の圧力減少にともなう体積膨張を考慮した場合、また、初期の空気泡の分布が均質ではなく、正規分布あるいは指数分布に従って配置されると仮定した場合について、式(2.12)を拡張し、コンクリート表面の沈下挙動を導出している。

2.4 まとめ

本章では、フレッシュコンクリートの間隙通過挙動および振動下の挙動に関する研究の現状を述べた。

間隙通過性に関しては、研究が開始されてからの期間が短いため、この性質を評価するための試験方法が統一されていない。したがって、各種の試験方法によって検討された材料性質などの影響は、あくまでも固有の測定条件下における資料であり、汎用的なものとはいえない。このような問題を解消するためには、第1段階として、測定条件を変化させることができる統一的な評価試験方法を開発し、情報の汎用性を高める必要がある。さらに、第2段階としては、間隙通過挙動を力学的に説明できるような包括的な理論を整備し、フレッシュコンクリートの物理的な性質と外的条件によって、間隙通過挙動を予測する技術を確立する必要がある。

一方、振動下の挙動に関しては、影響を及ぼす個々の要因に対する研究は比較的進んでおり、伝播性能の理論的な研究のように、既に相当な水準に達しているものもある。しかし、これらの研究成果を相互に結びつけた技術の実用化には至っておらず、実際の施工にこれらの研究結果が反映された部分は小さい。

これらの研究は、これから複雑化・多様化の一途をたどるコンクリートと施工方法に対応するための基盤となる研究であり、今後の進展が切に期待される。

第3章 フレッシュコンクリートの間隙通過時の流動挙動に関する研究

- 3.1 概説
- 3.2 間隙通過時の流動挙動に関する理論的考察
- 3.3 試験方法
- 3.4 実験概要
- 3.5 実験結果とその考察
- 3.6 まとめ

第3章 フレッシュコンクリートの間隙通過時の流動挙動に関する研究

3.1 概説

フレッシュコンクリートの流動性評価とは、材料性質に関する情報から、対象とする構造物にそのコンクリートを打設したときの充填性状を、事前に予測する行為である。したがって、配筋状況、型枠形状あるいは作用圧力などの諸条件に対応して、品質を適切に管理する必要がある。

通常のコンクリートでは、フレッシュ性状が比較的狭い範囲で変化し、また、打設後に振動によって局所的な流動性の調整が可能である。そのため、施工結果は、材料性質の変化に対して比較的鈍感であり、従来、スランプ試験による軟度の管理のみによって、施工品質を維持することが可能であった。しかし、高流動コンクリートでは、各種混和材料の混入によって、軟度と粘度を個別に、しかも比較的広範囲にコントロールすることが可能となったため、その流動性状は複雑化し、各種施工条件に対応する適正な調合・材料性質を選択する方法がまだ見い出されていない。また、この種のコンクリートでは、無振動打設が基本であるため、より厳密な品質管理が要求される。このような状況においては、施工上最もクリティカルな要因を直接的に考慮した品質評価手法が、現状では実用的であるとの判断から、高流動コンクリートが、鉄筋間や狹隘断面などの間隙を流動する際の通過性能や、通過前後のコンクリートの均質性を保持する能力などを表す間隙通過性の評価を試みた研究が数多く報告されている[14,15]。

配筋型枠内へ打設されるフレッシュコンクリートの充填度に対して、最も大きな影響を及ぼす施工要因としては、振動条件と間隙条件が挙げられる。従来のコンクリートでは振動条件が支配的であったため、間隙通過性は特に問題とされなかった。それに対して、基本的に無振動打設される高流動コンクリートでは、間隙条件の影響の重要度が相対的に増大する。間隙通過性は、このような状況に対処するための新しい評価指標であるが、この指標に関する研究は初期段階にあり、現時点では理論的な検討結果[9,12,13]は少なく、その概念も定量的に定義されていない。

本章では、まず、フレッシュコンクリートが間隙を通過する際に生じる様々な現象の中で、最も基本的な挙動である流動挙動に着目し、レオロジーの立場から理論的な考察を行う。また、間隙通過性を定量的に評価するため、フレッシュコンクリートが鉄筋の網を通過する速度をリアルタイムで測定するメッシュ通過試験と、円筒容器中で鉄筋を周回運動させ、その抵抗力を測定する鉄筋挿入型回転粘度計の2種類の新しい評価試験方法を開発・提案する。これらの新しい試験方法によって得られた測定結果に基づいて、間隙通過時のフレッシュコンクリートの流動挙動を、間隙通過時のみかけの軟度と粘度の2つのパラメータによって定量評価する。また、フレッシュコン

クリートが2相材料であるとの立場から、マトリックスモルタルの材料特性および粗骨材性質・粗骨材量が間隙通過性に及ぼす影響について検討する。

3.2 間隙通過時の流動挙動に関する理論的考察

3.2.1 モルタルの間隙通過挙動

間隙通過時の流動挙動を力学的に説明するために、ここでは、平行鉄筋間および格子状鉄筋間を通過する際の流動挙動に対して単純な力学モデルを設定して、基礎的な理論展開を試みる。本節では、まず、均質なビンガム流体が鉄筋間を通過する場合に関して考察を行う。この場合の均質材料とは、2相材料としての立場からはマトリックスモルタルを指し、フレッシュコンクリートを単相材料と見なした場合にはそれ自身を指し示す。次節(3.2.2節)における粗骨材混入効果の検討は前者の立場に立ったものであり、評価試験結果の取り扱い(3.3節)は、後者の立場から行う。したがって、構成材料間の分離現象は考慮せず、また、鉄筋と試料の界面においてすべりは生じないものと仮定する。

(1) 平行鉄筋間の通過挙動

図-3.1(a)に示すような2次元モデルにおいて、鉄筋間隔が $2w$ であり(力学モデルの対称性から係数2を付けることとする)、鉄筋間を通過する試料に均様な圧力 p が作用している状態を考える。せん断応力 τ の分布は、図-3.1(b)のようになり、鉄筋直径を R 、図の下向きを正として、以下の式によって示される。

$$\tau = -\frac{p}{R}x \quad \dots\dots\dots (3.1)$$

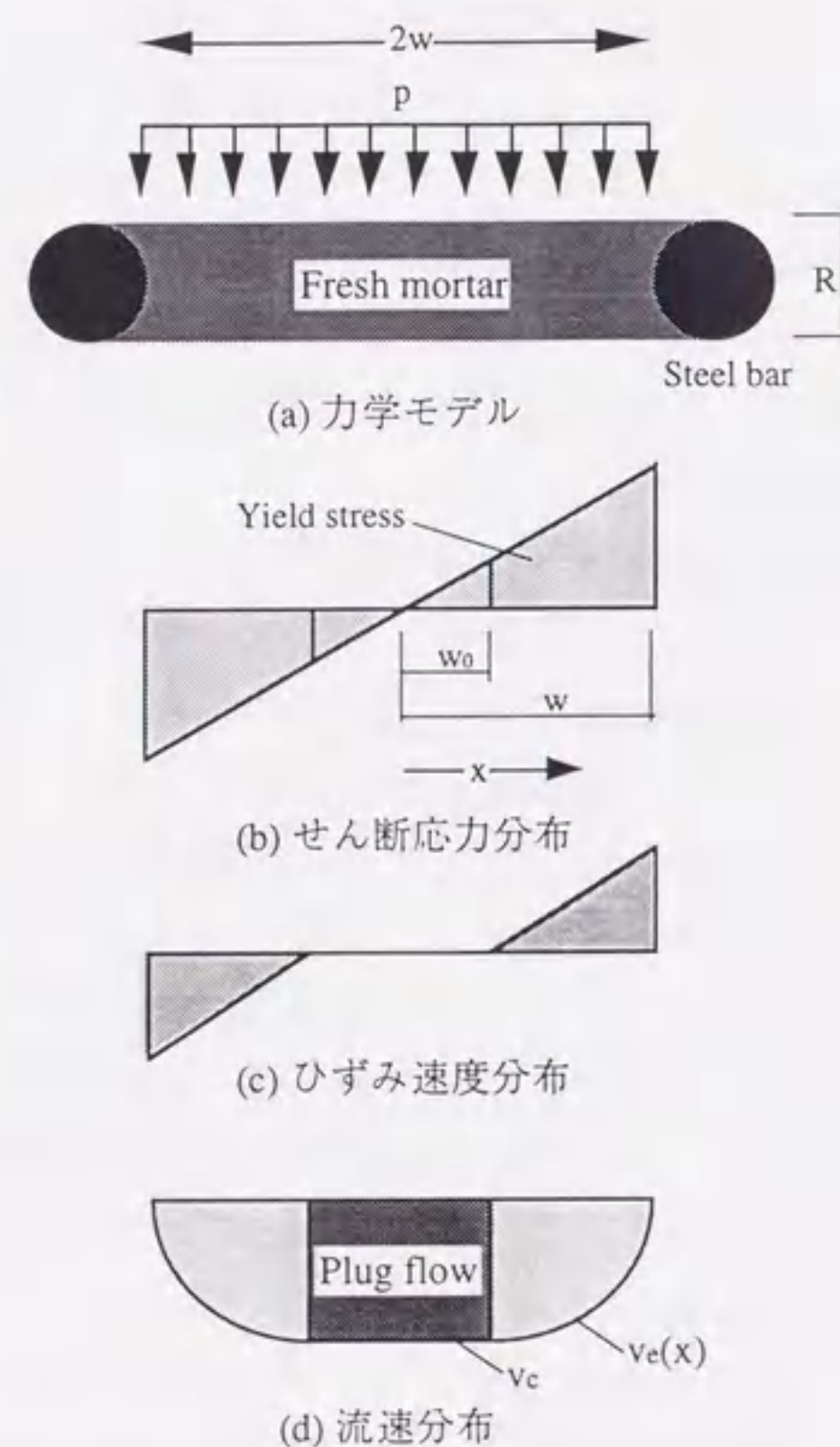


図-3.1 平行鉄筋間を通過する均質流体の力学モデル

また、試料の流動挙動がビンガムモデルによって表されると仮定すると、その構成則は、以下の式によって表現される[84]。

$$\dot{\gamma} = \frac{\tau - \tau_y}{\eta}$$

ただし、 $\tau < \tau_y$ のとき $\dot{\gamma} = 0$ (3.2)

ここに、 τ :せん断応力、 $\dot{\gamma}$:ひずみ速度、 τ_y :降伏値、 η :塑性粘度

鉄筋間の中央付近では、せん断応力 τ が降伏値 τ_y よりも小さくなり、試料のせん断変形が生じない領域(すなわち、プラグフロー)ができる。 $\tau = \tau_y$ となる位置 w_0 (以下、栓流長さという)は、式(3.1)の左辺を τ_y として、以下のようになる。

$$w_0 = \frac{\tau_y R}{p} \quad \dots\dots\dots (3.3)$$

ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ は、図-3.1(c)に示すように分布し、式(3.2)に式(3.1)および式(3.3)を代入して、以下の式に示すようになる。

$$\dot{\gamma} = -\frac{1}{\eta} \left(\frac{p}{R}x - \tau_y \right) = -\frac{p}{R\eta} (x - w_0) \quad \dots\dots\dots (3.4)$$

式(3.4)のひずみ速度分布に対応する流速分布は、図-3.1(d)に示すようになる。ここで流速分布の右側のみを考えると、せん断変形領域($w_0 \leq x \leq w$)における流速分布曲線 $v_c(x)$ は、ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の積分値となり、式(3.5)によって表される(積分定数は、 $x = w$ のとき $v_c = 0$ より決定される)。一方、栓流領域($0 \leq x < w_0$)の流速分布曲線 v_c は、式(3.5)において $x = w_0$ とした一定値になり、式(3.6)によって示される。

$$v_c(x) = \int \dot{\gamma} dx = -\frac{p}{2R\eta} (x^2 - 2w_0x - w^2 + 2w_0w) \quad \dots\dots\dots (3.5)$$

$$v_c = v_c(w_0) = \frac{p}{2R\eta} (w - w_0)^2 \quad \dots\dots\dots (3.6)$$

単位時間当りに鉄筋間を通過する試料の流量は、式(3.5)および式(3.6)の流速分布曲線を積分して得られる。したがって、流量 Q_p は、奥行き方向の長さを b として、式(3.7)

で示される。また、平行鉄筋間を通過する平均的な試料の速度 v_p は、式(3.8)のように求められる。

$$Q_p = 2b \left(\int_0^{w_0} v_c dx + \int_{w_0}^w v_c(x) \right) = \frac{2pw^3b}{3R\eta} \left\{ 1 - \frac{3w_0}{2w} + \frac{1}{2} \left(\frac{w_0}{w} \right)^3 \right\} \quad \dots\dots\dots (3.7)$$

$$v_p = \frac{Q_p}{2wb} = \frac{pw^2}{3R\eta} \left\{ 1 - \frac{3w_0}{2w} + \frac{1}{2} \left(\frac{w_0}{w} \right)^3 \right\} \quad \dots\dots\dots (3.8)$$

式(3.8)によると、鉄筋間通過速度 v_p は、栓流長さが短ければ鉄筋間隔 w の2乗にほぼ比例し、鉄筋径 R および塑性粘度 η に反比例する。降伏値 τ_y の影響は、鉄筋間隔に対する栓流長さの比 w_0/w として、中括弧内の式によって表される。降伏値の小さい高流動コンクリートでは、この影響は比較的小さいものと考えられる。なお、式(3.7)は、鉄筋間の通過挙動を想定したものであるが、図-3.2に示すような平板間を流動するビンガム流体の流量を表す式と見なすこともできる。

せん断応力が、鉄筋間の全域において降伏値を下回ると、試料が鉄筋間を通過できずに閉塞する。これは式(3.2)において $w_0 \geq w$ の場合であり、以下の式で示される圧力 p_y （以下、間隙通過降伏圧力、あるいは、単に降伏圧力と呼ぶ）のもとでは閉塞が生じることになる。

$$p_y \leq \frac{\tau_y R}{w} \quad \dots\dots\dots (3.9)$$

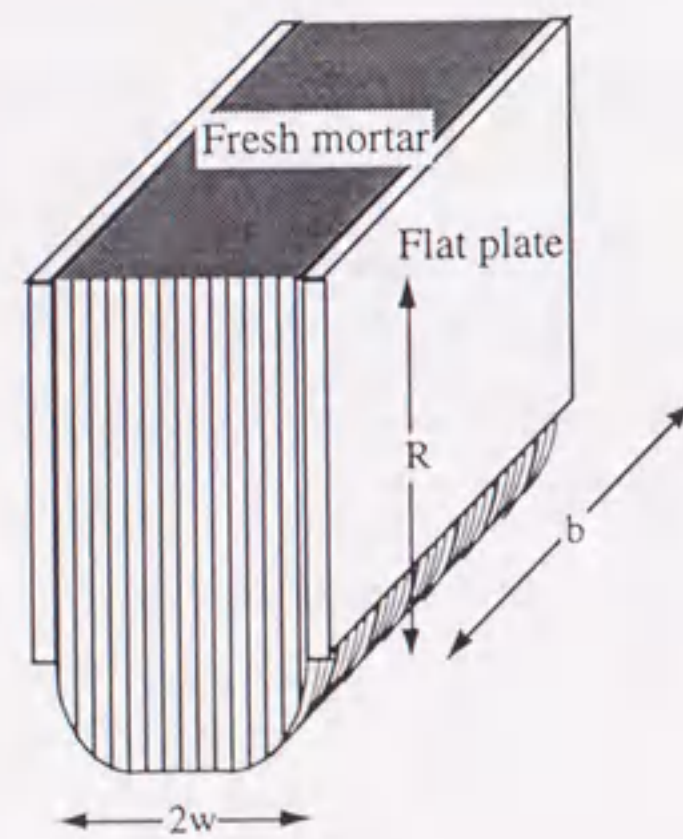


図-3.2 ビンガム流体の平板間の流動

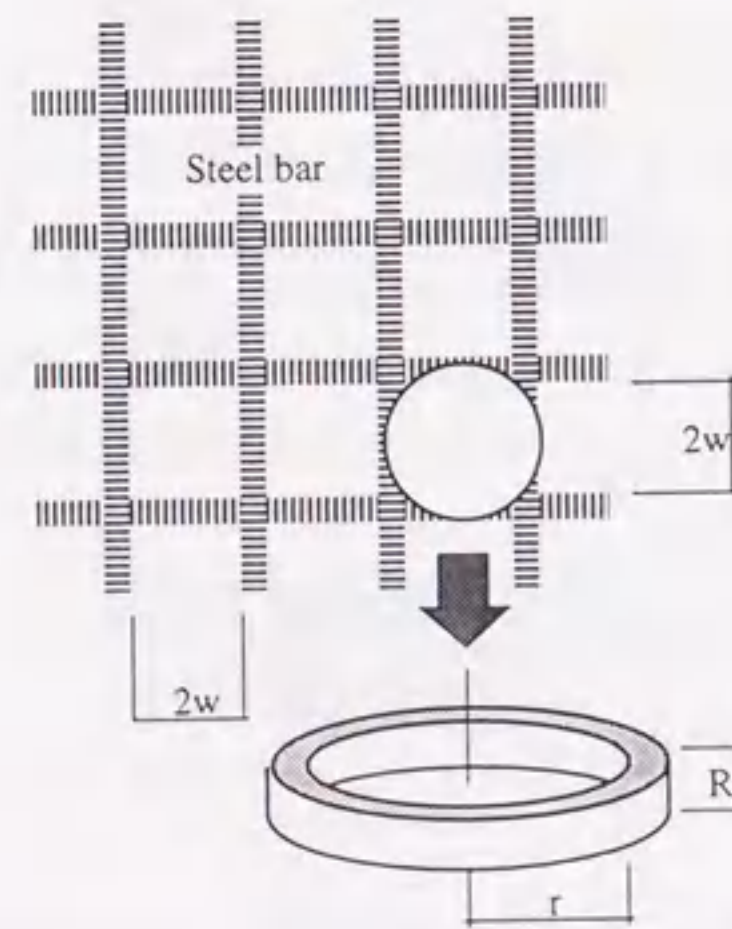


図-3.3 格子状鉄筋間の形状の近似方法

(2) 格子状鉄筋間の通過挙動

格子状に配置された鉄筋間を通過する試料の流量は、その流速が3次元の分布となるため直接的には求められない。そこで、ここでは、鉄筋に囲まれた正方形の空き部分を、図-3.3に示すように同断面積の短い円管に置き換えて、近似的な解を求める。

円管内の流量には、以下に示すBuckinghamの管内流動式[85]が適用できる。この式は、式(3.5)および式(3.6)に示す流速分布曲線を、軸周りに積分することによって得られるものである。

$$Q_p = \frac{\pi pr^4}{8R\eta} \left\{ 1 - \frac{4r_0}{3r} + \frac{1}{3} \left(\frac{r_0}{r} \right)^4 \right\} \quad \dots\dots\dots (3.10)$$

ここに、 r : 管半径、 r_0 : 栓流半径 ($= 2\tau_y R / p$)

円断面を、辺が $2w$ の正方形断面に置換するために、式(3.10)に $r = 2w/\sqrt{\pi}$ を代入する。格子状鉄筋間を通過する試料の速度 v_p は、流量 Q_p を通過面積 $4w^2$ で除して、以下のよう求められる。

$$v_p = \frac{pw^2}{2\pi R\eta} \left\{ 1 - \frac{4\sqrt{\pi}}{3} \frac{r_0}{2w} + \frac{\pi^2}{3} \left(\frac{r_0}{2w} \right)^4 \right\} \quad \dots\dots\dots (3.11)$$

また、格子状鉄筋間を通過する場合の降伏圧力 p_y は、 $r_0 \geq r$ より、以下の式で示される。

$$p_y \leq \frac{\sqrt{\pi} \tau_y R}{w} \quad \dots\dots\dots (3.12)$$

(3) 間隙通過曲線

式(3.8)による平行鉄筋間通過時の速度 v_p と作用圧力 p の関係（以下、間隙通過曲線と呼ぶ）を図-3.4(a)に示す。また、格子状鉄筋間通過時における間隙通過曲線を図-3.4(b)に示す。これらの曲線は、圧力軸上に切片 p_y をもち、通過速度 v_p が小さくなるにつれて直線を逸脱し、圧力の減少割合が大きくなり、みかけ上チクソトロピーを示す曲線となる。また、降伏値 τ_y あるいは鉄筋直径 R の減少にともなって、式(3.8)における栓流長さ w_0 （式(3.11)においては栓流半径 r_0 ）が小さくなり、直線に近い軌跡を描くようになる。

また、間隙通過曲線の漸近線は、それぞれ以下の式で示される。

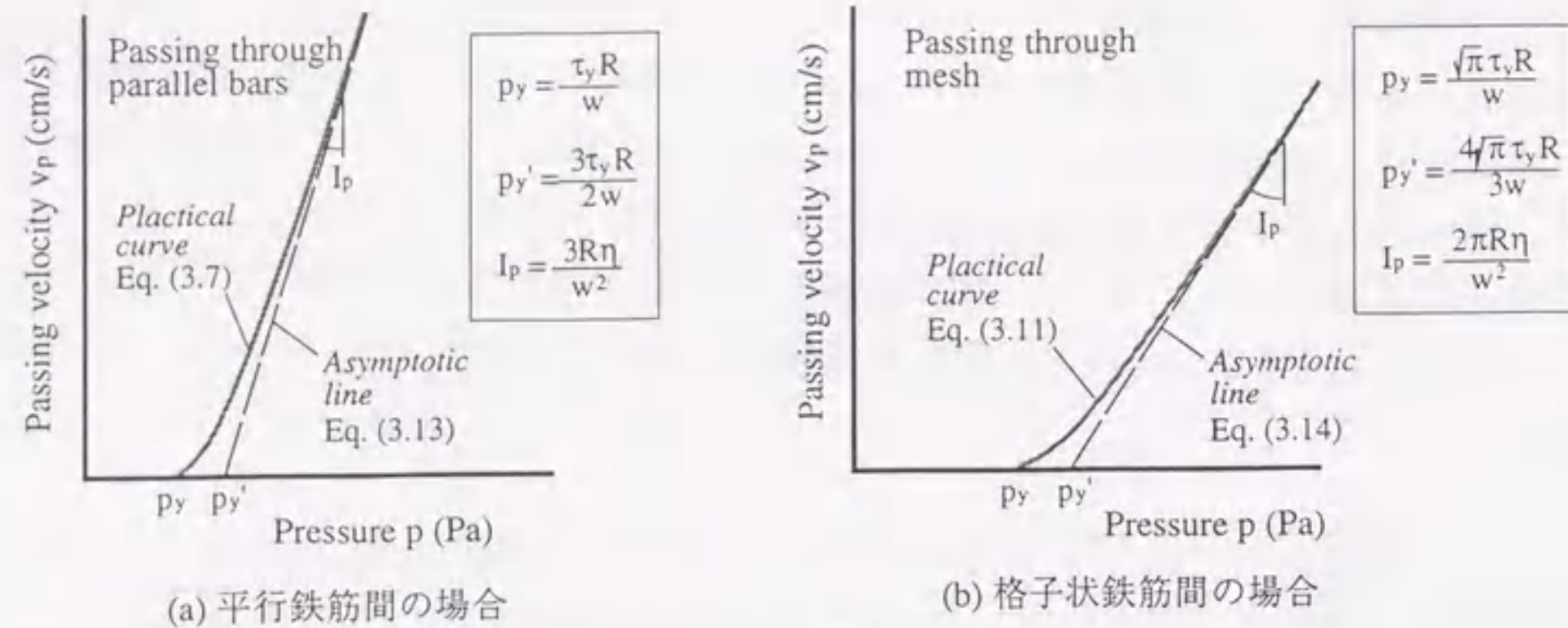


図-3.4 間隙通過曲線

$$v_p = \frac{p - p_y'}{I_p}$$

ただし、平行鉄筋配置においては、 $p_y = \frac{3\tau_y R}{2w}$ 、 $I_p = \frac{3R\eta}{w^2}$

また、格子状鉄筋配置においては、 $p_y = \frac{4\sqrt{\pi} \tau_y R}{3w}$ 、 $I_p = \frac{2\pi R \eta}{w^2}$ …… (3.13)

式(3.13)の漸近線において、 p_y' と I_p は、それぞれ試料の降伏値および塑性粘度に関連するパラメータであり、互いに独立している。圧力が十分広範囲に作用すれば、降伏値が、通過速度増分に与える影響は小さく、間隙通過曲線を、降伏圧力 p_y と漸近線の傾き I_p （以下、間隙通過粘性、あるいは、単に粘性と呼ぶ）によって表される直線（図-3.4中の破線）に近似して取り扱っても、実用上問題にはならないものと考えられる。

鉄筋の配置条件による間隙通過曲線の違いを比較すると、格子状の鉄筋配置のほうが、作用圧力に対する通過速度の増加割合（間隙通過粘性 I_p ）が小さく、降伏圧力 p_y は大きい。これらは、格子状配筋が、平行配筋よりも試料が通過しにくい条件であることを示しており、実際の現象と一致している。また、間隙通過曲線の曲率に与える降伏値の影響（ p_y/p_y' ）は、平行配筋の方が大きい。

3.2.2 コンクリートの間隙通過挙動

本節では、前節で誘導した単相材料（マトリックスモルタル）の間隙通過曲線を基本として、フレッシュコンクリートが2相材料であるとの立場から、粗骨材混入の影響

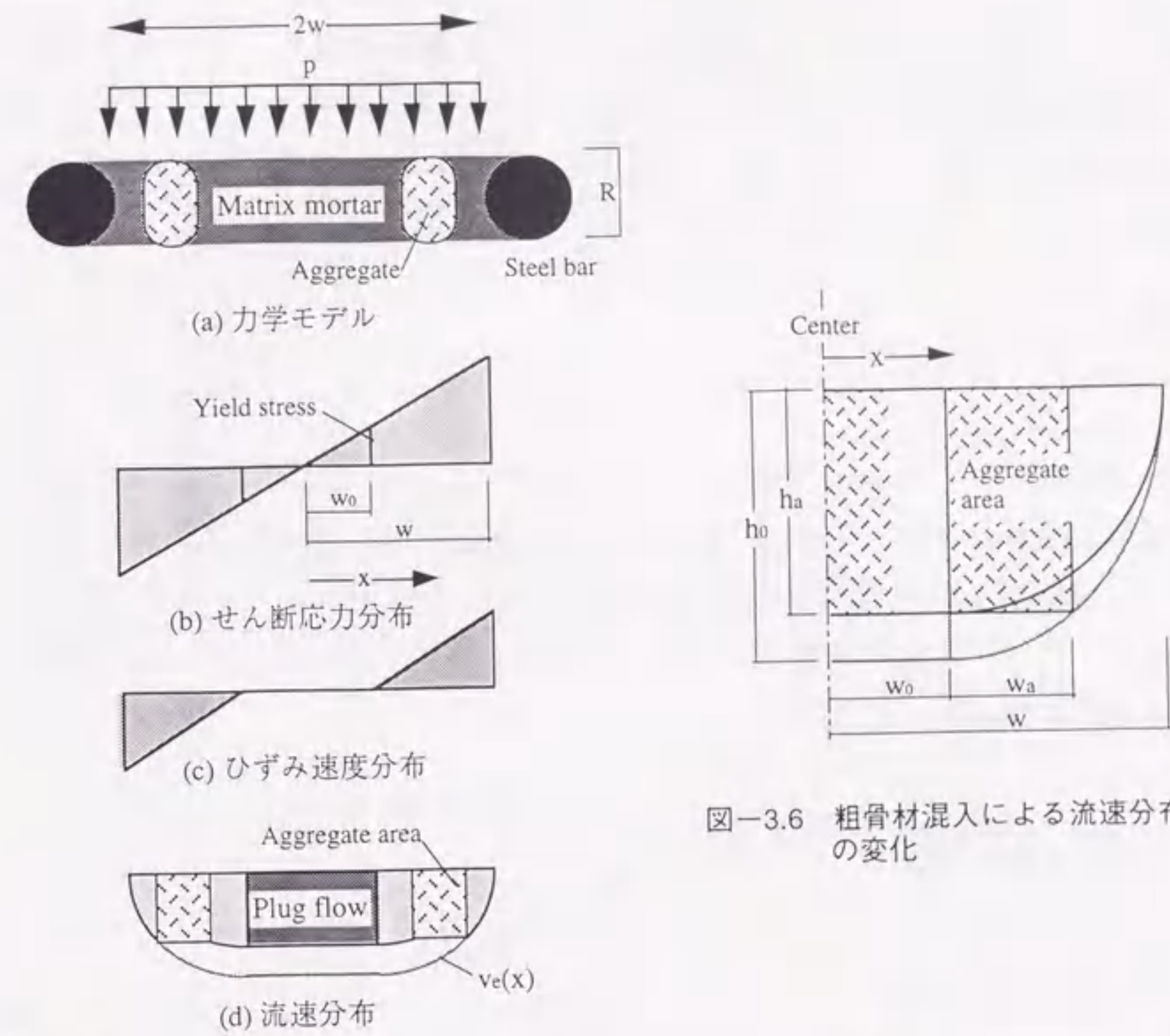


図-3.5 平行鉄筋間を通過するフレッシュコンクリートの力学モデル

響を検討する。実際のフレッシュコンクリートでは、鉄筋に接触した一部の粗骨材が、回転しながら鉄筋間を通過し、また、粗骨材量が大きくなると相互接触の影響が顕著になるものと考えられる。このような粗骨材の運動は、間隙通過挙動に大きな影響を与えると考えられるが、ここでは、全ての粗骨材が鉄筋間を滑らかに通過し、また、粗骨材の回転運動は生じないものと仮定する。したがって、本節で行う考察は、粗骨材混入効果を変形領域の減少という側面からのみとらえたものであり、間隙通過挙動に関する粗骨材の影響の全てを説明するものではない。

まず、鉄筋間の左右対称な位置を2個の粗骨材が通過する図-3.5(a)に示すような状況を考える。粗骨材位置ではせん断変形が生じないため、流速分布は図-3.5(d)に示すようになり、粗骨材の混入によって総流量は減少する。同図から明らかなように、粗骨材が栓流領域に存在するときは、流速分布は変化しない。また、閉塞条件に対しても粗骨材量は影響を与えない。

鉄筋間において、粗骨材の通過位置は確率的に均等に分布するが、その平均的な状態は、図-3.5において、粗骨材を、せん断変形領域全体に無限大に分割した状態と

図-3.6 粗骨材混入による流速分布の変化

して表すことができる。このときの流速分布は、せん断領域に占める粗骨材通過長さを w_a として、図-3.6のように幾何学的に示され、粗骨材混入による流量の減少割合は、鉄筋間中心の流速の比 h_a/h_0 によって表される。また、コンクリート中の粗骨材体積濃度を G_{mix} とすると、 $w_a = G_{mix}(w - w_0)$ となる。以上から、流量比 h_a/h_0 は、式(3.5)および式(3.6)より以下のようになる。

$$\frac{h_a}{h_0} = \frac{v_c(w_0 + w_a)}{v_c(w_0)} = 1 - \left(\frac{w_a}{w - w_0}\right)^2 = 1 - G_{mix}^2 \quad \dots\dots\dots (3.14)$$

粗骨材を混入したフレッシュコンクリートの鉄筋通過速度 v_p は、式(3.8)に式(3.14)による流量比を乗じて式(3.15)のように求められる。また、格子状鉄筋間を通過するフレッシュコンクリートの通過速度は、同様に式(3.11)を変形して、式(3.16)によって示される。ただし、このときのレオロジー定数は、マトリックスモルタルのものであることに注意する必要がある。

$$v_p = \frac{pw^2}{3R\eta} (1 - G_{mix}^2) \left\{ 1 - \frac{3w_0}{2w} + \frac{1}{2} \left(\frac{w_0}{w}\right)^3 \right\} \quad \dots\dots\dots (3.15)$$

$$v_p = \frac{pw^2}{2\pi R\eta} (1 - G_{mix}^2) \left\{ 1 - \frac{4\sqrt{\pi}}{3} \frac{r_0}{2w} + \frac{\pi^2}{3} \left(\frac{r_0}{2w}\right)^4 \right\} \quad \dots\dots\dots (3.16)$$

これらの式から、鉄筋間通過速度 v_p は、粗骨材体積濃度 G_{mix} の増加によって、加速度的に減少することがわかる。また、本節で仮定した条件下においては、粗骨材寸法は通過速度 v_p に影響を及ぼさない。

3.3 試験方法

3.3.1 メッシュ通過試験

(1) 試験装置の概要

本試験方法では、粗い鉄筋の網（以下、メッシュという）にコンクリートを通過させ、メッシュ上のコンクリートの重量とコンクリートがメッシュ間を通過する際の速度を測定することにより、間隙通過時のみかけの軟度および粘度を算出する。

図-3.7に、試作したメッシュ通過試験装置の概要を示す。本装置は、コンクリート投入容器（容積約15l）、 $\phi 5\text{mm}$ の丸鋼の網（メッシュ）およびコンクリート受皿で構成される。これらは、それぞれ引張型ロードセル（最大20kgf）によって3点支持さ

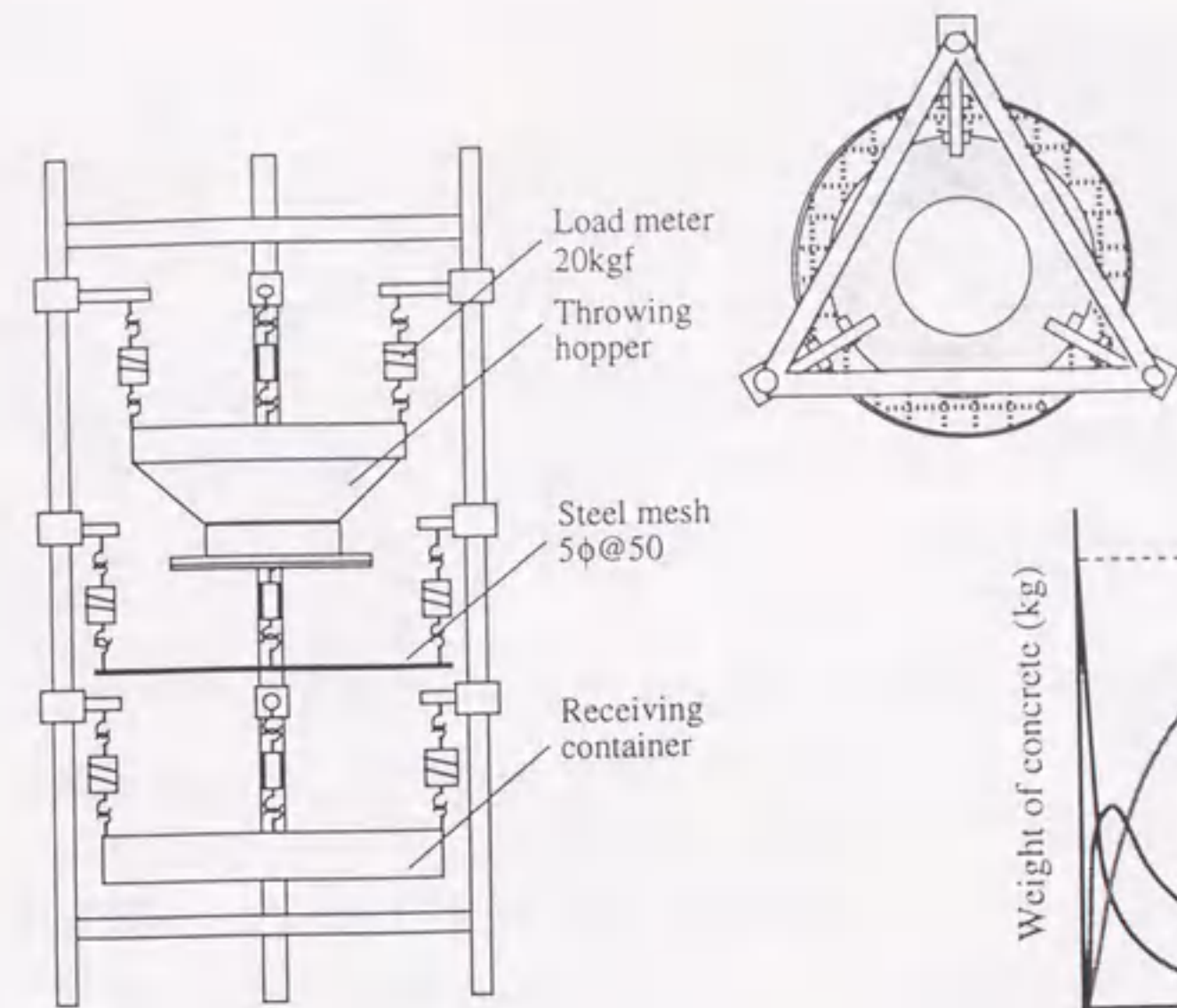


図-3.7 メッシュ通過試験装置

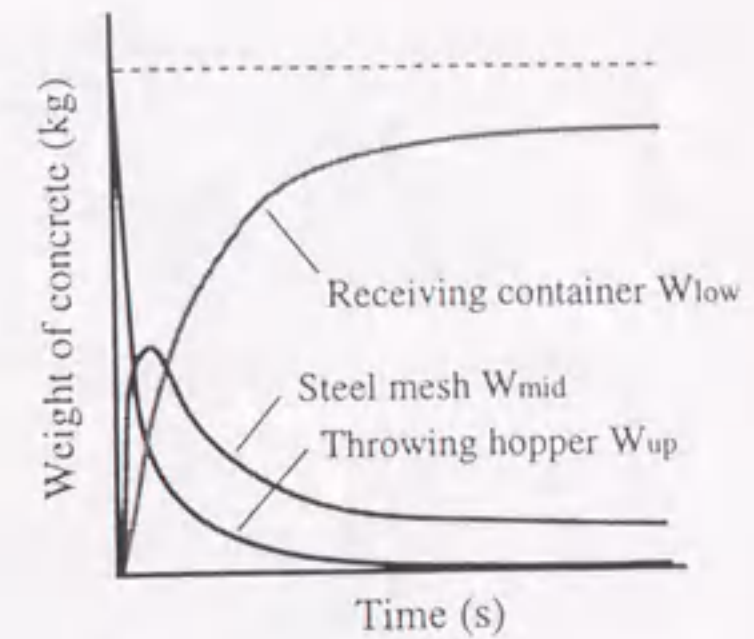


図-3.8 各容器中のコンクリート重量の時間変化曲線

れており、各容器上のコンクリートの重量変化をリアルタイムで測定できるような機構になっている。

間隙通過性を論ずる場合、コンクリートが通過する間隙の広さは、材料特性以外の外的要因として最も重要なパラメータであると考えられる。本試験方法においては、粗骨材どうしのアーチアクションによる閉塞が生じない範囲内で、コンクリートに対して大きなせん断効果が与えられるような厳しい条件を想定し、最大寸法20mmの粗骨材2個が同時に通過できるような間隙広さとして、メッシュ間隔を50mm（空き間隔45mm）に設定した。

(2) 測定原理

本試験装置の投入容器下部のフタを開放すると、流下したコンクリートは一旦メッシュ上に留まり、その後自重によってメッシュ間を通過する。したがって、各容器内のコンクリートの重量の時間変化曲線として、一般に、図-3.8に示すような測定結果が得られ、メッシュ上のコンクリート重量 W_{mid} は、流下開始後しばらくして最大値をとり、最終的に一定値に収束するような曲線を描く。

ここで、 W_{mid} の最大時以降における任意の時刻に、図-3.9に示すように、メッシュ上の通過面積 A に W_{mid} だけ試料が載っており、単位時間当り ΔW_{low} だけメッシュの下に

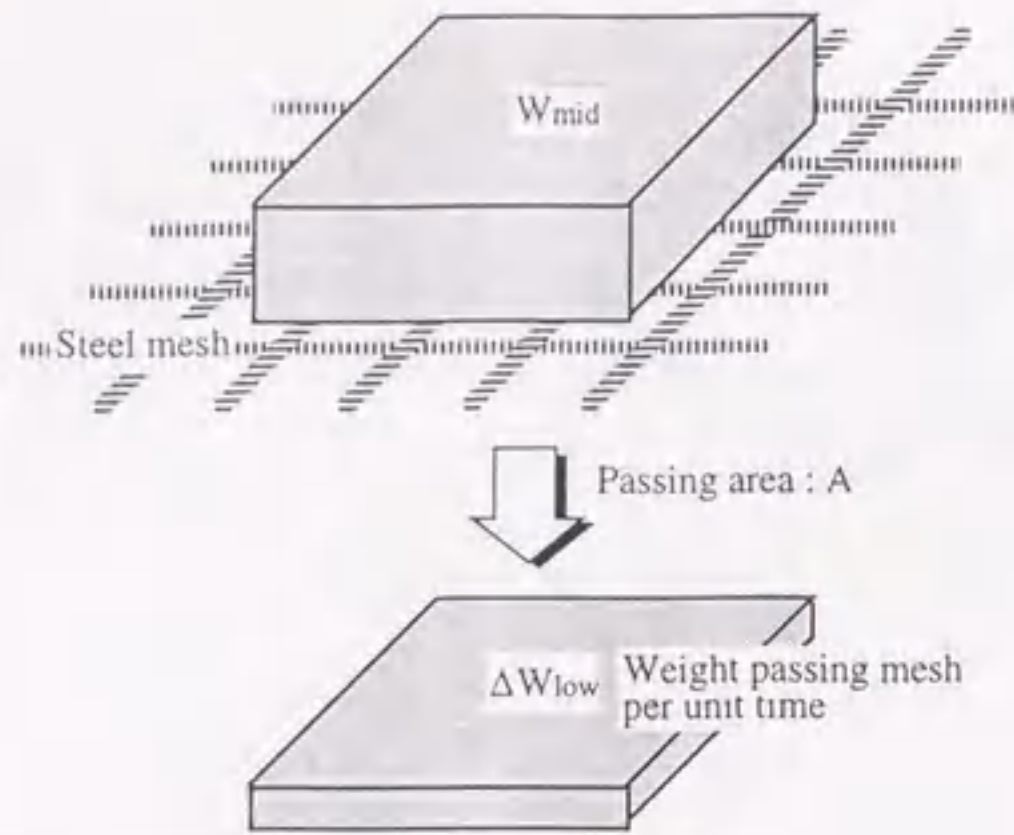


図-3.9 解析の概念

通過している状態を考える。W_{mid}およびΔW_{low}は、重力加速度をg、コンクリートの密度をρとして、それぞれW_{mid}=AP/g、ΔW_{low}=Apv_pと表される。また、本試験方法において作用する圧力は、間隙通過曲線を直線と捕らえても問題ない程度に大きいものと考えられる。以上から、メッシュ通過面積Aを一定と仮定した場合のΔW_{low}とW_{mid}の関係は、図-3.10に示すようになり、また、式(3.12)および式(3.13)より、以下に示すような線形の関係として表現できる。

$$\Delta W_{low} = \frac{W_{mid} - T_y}{I}$$

ただし、 $T_y = \frac{Ap_y}{g}$, $I = \frac{I_p}{Ap_g}$ (3.17)

本試験方法では、測定結果として得られたメッシュ上および受皿中のコンクリート重量の時間変化曲線を、図-3.10に示すようなΔW_{low}とW_{mid}の関係として整理し、その回帰直線から切片T_yおよび傾きIを求めている。これらの値は、それぞれ間隙通過曲線の降伏圧力P_yおよび粘性I_pに直接的に関連し、さらには、フレッシュコンクリートの降伏値τ_yおよび塑性粘度ηの個々に起因する独立したパラメータである。本章では、このように間隙通過時のみかけの軟度および粘度を表す値であるT_yおよびIを、それぞれメッシュ通過降伏値およびメッシュ通過粘度と呼び、以下の考察に用いることにする。

通常のレオロジー試験では、ビンガムモデルの2つのパラメータを定量化するために、異なる応力場か異なるひずみ速度場の複数の測定が必要となるが[86,87]、W_{mid}およびΔW_{low}の時間変化の1回の測定結果から、T_yおよびIの両者を同時に決定できる点が

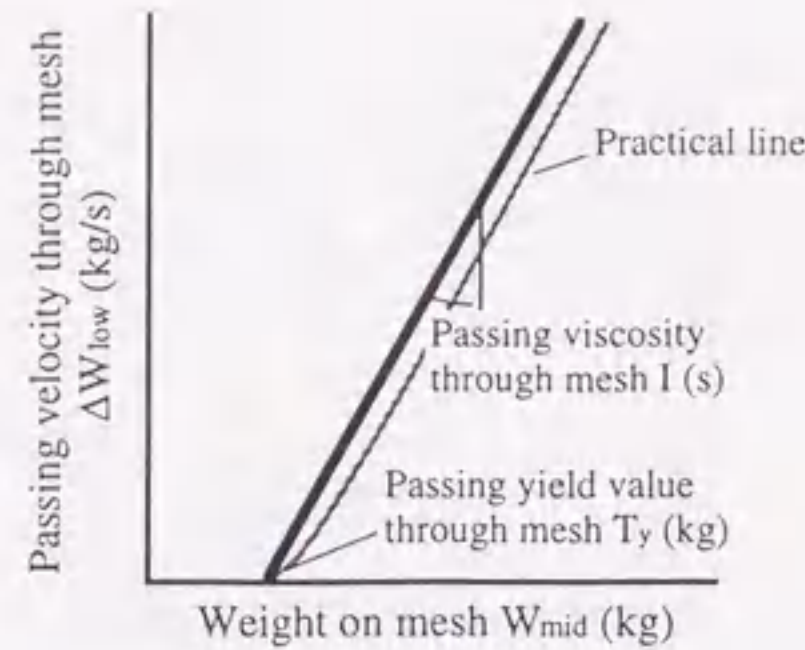


図-3.10 ΔW_{low}とW_{mid}の関係

本試験方法の大きな特徴である。

3.3.2 鉄筋挿入型回転粘度計

(1) 試験装置の概要

鉄筋挿入型回転粘度計は、円筒容器に満たされたフレッシュコンクリート中において、スリット状に配置した複数本の鉄筋を周回運動させ、鉄筋に加わる抵抗力と速度の関係から、間隙通過時のみかけの軟度および粘度を求めることを目的とした試験方法である。

本研究で開発した鉄筋挿入型回転粘度計試験装置の概要を図-3.11に示す。鉄筋に加わる水平抵抗力は、支持部の鉄板にストレインゲージを貼付して緑ひずみを測定し、片持ち梁の曲げモーメント分布を仮定して計算した。また、試験装置の機構としては、外円筒回転式と鉄筋周回式の2通りのタイプが考えられるが、本研究では、パン型ミキサを流用した外円筒周回式を採用した。この種の間隙通過性試験は、一般に、比較的低速度でしか行えない場合が多いが、本研究で試作した装置は、円筒容器がω=2.45rad/s (23.4rpm)の角速度で回転し、最外径における試料の流動速度は796mm/sとかなり高速になり、実施工条件に対応した速度を得ることができる。

なお、間隙広さは、前述のとおり、間隙通過性に支配的な影響を及ぼすと考えられるが、本試験装置では一定の鉄筋間隔とし、図-3.12に示すように、3本の丸鋼を100mmの間隔で、回転容器の底部より30mmのクリアランスを設けて配置した。また、今回の実験では、挿入鉄筋の径としては、φ8mmとφ13mmの2種類を用意した。

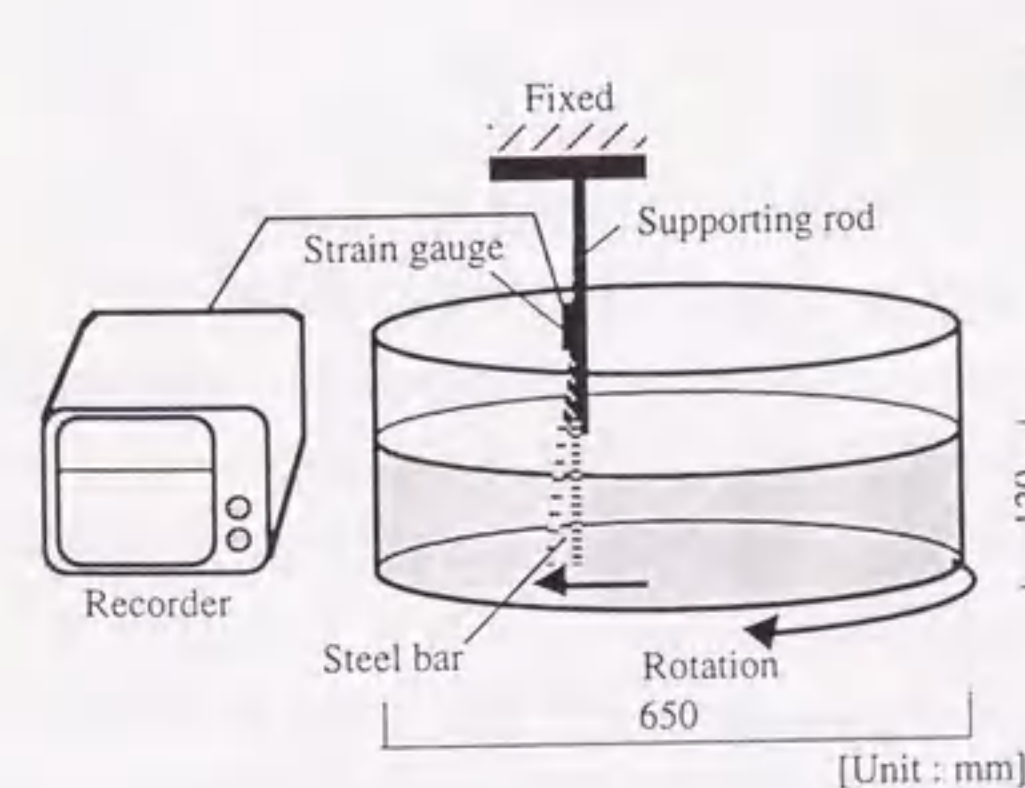


図-3.11 鉄筋挿入型回転粘度計

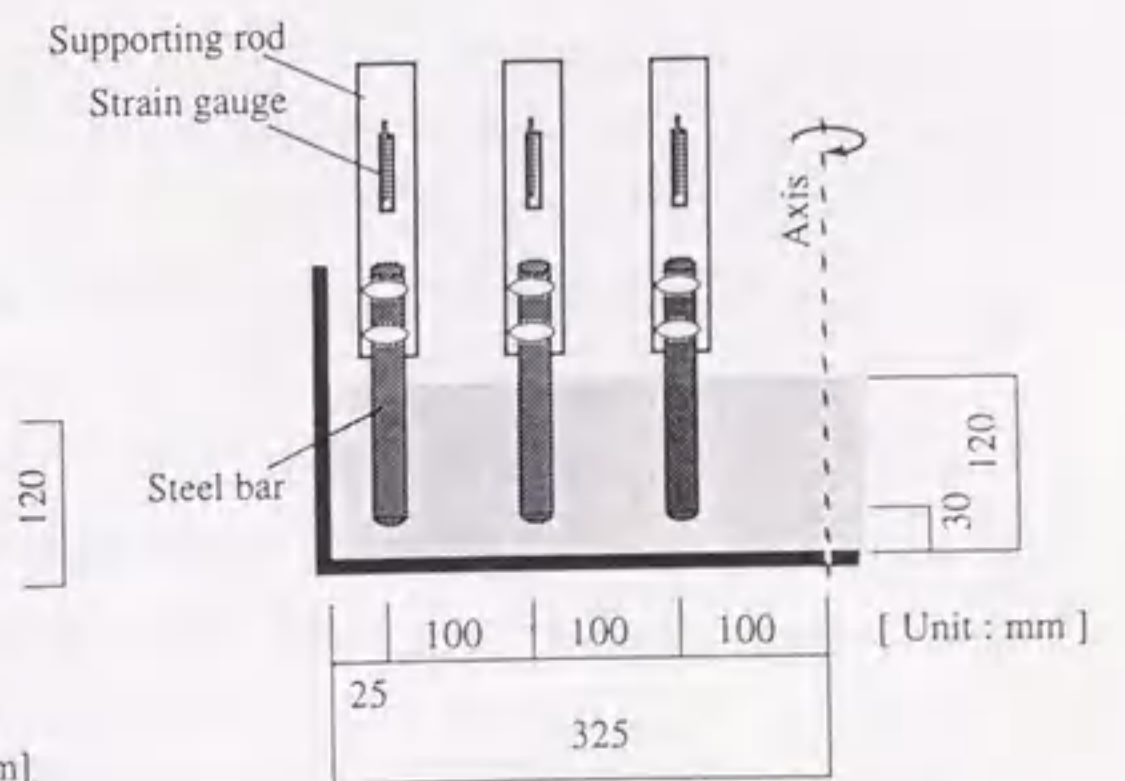


図-3.12 挿入鉄筋の配置

(2) 測定原理

本試験装置では、その機構上、障害鉄筋の挿入位置が円筒容器の外周側になるにつれて、試料に対する相対速度が比例的に増大し、鉄筋の挿入位置によって異なる抵抗力が作用する。本試験方法では、十分に大きな速度に対する抵抗力を測定しており、測定結果から得られる速度-抵抗力関係として、模式的に図-

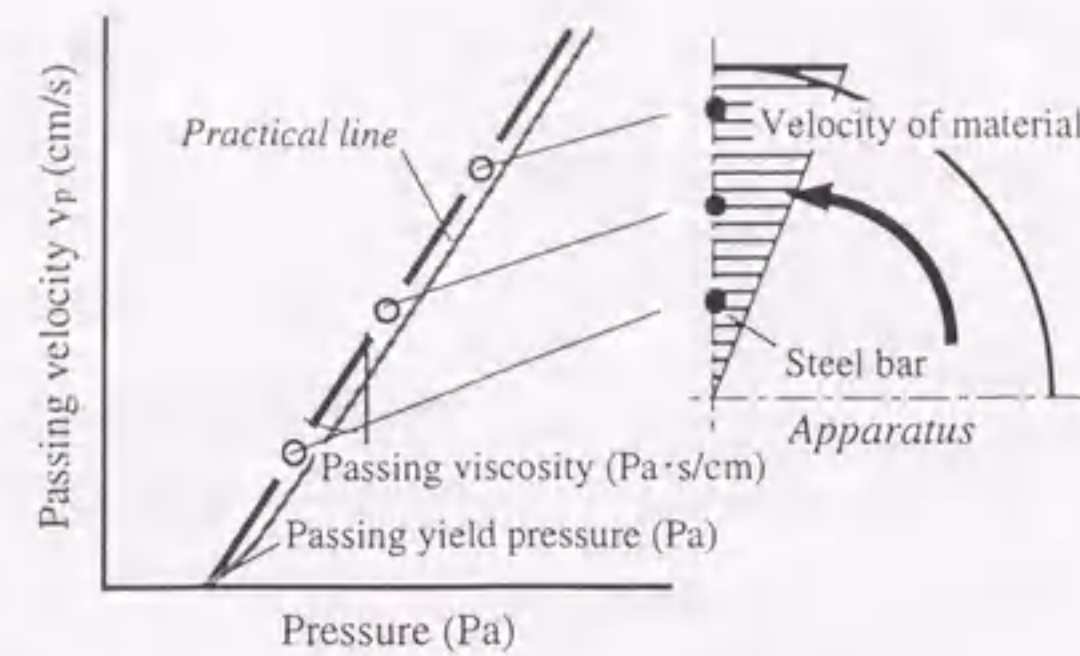


図-3.13 通過速度と抵抗圧力の関係

3.13に示すような線形関係を仮定しても、理論結果から得られる曲線的な関係との差異は小さいものと考えられる。

本試験方法では、前述の式(3.8)および式(3.13)に基づいて、本試験装置の測定条件下における間隙通過曲線を求め、そのときの降伏圧力 p_y および粘性 I_p を算出する。

3.4 実験概要

3.4.1 スランプ値、単位水量、水結合材比および経時変化の影響に関する実験 (実験-I~実験-IV)

フレッシュコンクリートが、粗骨材とモルタルよりなる固液2相材料であると仮定すると、その流動挙動は、マトリックスモルタルのレオロジー性質と、粗骨材の体積濃度や材料性質の組合わせによって決定されるものと考えられる。実験-I~実験-IVでは、主にシリカフェームを混入した低水結合材比のコンクリートを試料として、マトリックスモルタルの性状の違いが間隙通過時の流動挙動に与える影響を検討した。

表-3.1に実験条件を示す。調合条件のうちスランプ値(実験-I)、単位水量(実験-II)および水結合材比(実験-III)に着目し、メッシュ通過試験を用いて測定を行った。また、経時変化の影響(実験-IV)についても併せて検討した。実験に用いた試料の調合を表-3.2~表-3.5に示す。

実験-Iでは、コンクリート全体系としての軟度が間隙通過性に及ぼす影響を調べるため、各種コンクリートのスランプ値を14~26cmの範囲で4~5水準に変化させた。

調合SL-Uは、単位セメント量の15%を内割でシリカフェームに置換した超高強度コンクリートである。また、調合SL-Hは、高強度コンクリートを、調合SL-Oは、普通

表-3.1 実験条件 (実験-I~実験-IV)

Factor	Series	Kind of concrete	Slump (cm)	W (kg/m ³)	W/B (%)	Measured time (min)
Slump (Ex. I)	SL-U	Ultra high-strength	26,24,22,19	150	21	0
	SL-H	High-strength	24,22,19,215	165	40	
	SL-O	Normal	24,23,21,19,14	180	50	
	SL-S	High-Fluidity	26,25,23,22,21	178	33	
W (Ex. II)	W-25	Ultra high-strength	24	195,180,165, 150,135	25	0
	W-21				21	
	W-19				19	
W/B (Ex. III)	WB-I	Ultra high-strength	24	150	25,23,21,19	0
	WB-II				30,25,21,19,17	
Measured time (Ex. IV)	TI-25	Ultra high-strength	26	150	25	0,15,30,45, 60,75,90
	TI-21		26		21	

コンクリートをそれぞれ想定している。調合SL-Sは、粉体として普通ポルトランドセメントと高炉スラグ微粉末を用いた2成分系の高流動コンクリートである。各試料のスランプ値は、ナフタリン系の高性能AE減水剤の添加量により調整した。

実験-IIでは、水結合材比が25、21および19%の3種類の超高強度コンクリート(シリカフェーム混入低水結合材比コンクリート)の単位水量を、それぞれ135~195kg/m³の範囲で15 kg/m³おきに変化させた試料を用意した。また、実験-IIIでは、単位水量を150kg/m³の一定として、水結合材比を17~30%の範囲で変化させ、水結合材比が間隙通過性に及ぼす影響を調べた。実験-IIおよび実験-IIIでは、粗骨材量をかさ容積が0.55m³/m³になるように設定し、全試料のスランプ値が24±1cmとなるように調整した。

実験-IVでは、水結合材比を25および21%とした2種類の超高強度コンクリートを試料として、経時変化によるマトリックスモルタルの性状変化の影響を調べた。練上がり直後のスランプ値は26cmとし、水平二軸練りミキサで練り混ぜたコンクリートを可傾式ミキサに移し、2rpmで回転したまま15分おきに90分後まで測定を行った。

なお、本実験シリーズでは、試料全体系としての流動挙動を調べるため、スランプ試験のほかにLフロー試験を行い、Lフロー速度(流動開始から流動停止までの平均フロー速度)を測定し、メッシュ通過試験の結果と比較した。

3.4.2 細骨材率およびシリカフェーム置換率の影響に関する実験 (実験-V)

フレッシュコンクリートが均質材料であれば、その間隙通過挙動は、3.2.1節に前述

表-3.2 実験-Iに用いた試料の調合

Series	W/B	W	C	S	G	SF	Sg	HAE
SL-U-26	21	150	607	716	859	107	-	5.0
SL-U-24								3.5
SL-U-22								3.0
SL-U-19								2.5
SL-H-24	40	165	412	981	843	-	-	1.8
SL-H-22								1.2
SL-H-19								1.0
SL-H-15								0.8
SL-O-24	50	180	360	902	929	-	-	1.0
SL-O-23								0.6
SL-O-21								0.4
SL-O-19								0.3
SL-O-14								0.1
SL-S-26	33.6	170	169	808	823	-	360	
SL-S-25								
SL-S-23								
SL-S-22								
SL-S-21								

表-3.3 実験-IIに用いた試料の調合

Series	W/B	W	C	S	G	SF	HAE
W-25-195	25	195	663	547	852	117	2.0
W-25-180		180	612	584	909	108	2.2
W-25-165		165	561	621	967	99	2.8
W-25-150		150	510	658	1024	90	3.0
W-25-135		135	459	695	1082	81	3.5
W-21-195	21	195	789	409	859	139	2.8
W-21-180		180	729	511	859	129	2.8
W-21-165		165	668	614	859	118	3.2
W-21-150		150	607	716	859	107	3.6
W-21-135		135	546	819	859	96	4.2
W-19-195	19	195	872	460	716	154	4.0
W-19-180		180	805	504	784	142	4.0
W-19-165		165	738	547	852	130	4.0
W-19-150		150	671	591	920	118	4.5
W-19-135		135	604	634	988	107	6.0

[Notes] W/B: Water binder ratio(%), W: Water(kg/m³), C: Cement(kg/m³), S: Sand(kg/m³), G: Gravel(kg/m³), SF: Silica fume(kg/m³), Sg: Ground granulated blast-furnace slag(kg/m³), HAE: High-range water reducing AE agent(B*%)

表-3.4 実験-IIIに用いた試料の調合

Series	W/B	W	C	S	G	SF	HAE
WB-I-25	25	150	510	811	859	90	3.5
WB-I-23	23		554	765		98	3.5
WB-I-21	21		607	711		107	3.6
WB-I-19	19		671	645		118	4.0
WB-II-30	30	150	425	934	835	75	2.5
WB-II-25	25		510	846		90	2.8
WB-II-21	21		607	745		107	3.4
WB-II-19	19		671	678		118	4.2
WB-II-17	17		750	596		132	6.0

表-3.5 実験-IVに用いた試料の調合

Series	W/B	W	C	S	G	SF	HAE
TI-25	25	150	510	817	859	90	3.0
TI-21	21		607	716		107	3.6

[Notes] W/B: Water binder ratio(%), W: Water(kg/m³), C: Cement(kg/m³), S: Sand(kg/m³), G: Gravel(kg/m³), SF: Silica fume(kg/m³), HAE: High-range water reducing AE agent(B*%)

したように、力学的に説明されるものと考えられる。しかし、現実のフレッシュコンクリートは粗骨材を含む多層材料であるため、3.2.2節で考察した粗骨材混入によるせん断変形領域の減少の影響に加えて、粗骨材と鉄筋の接触などの様々な影響要因が混在し、その挙動を複雑なものにしている。実験-Vでは、このような粗骨材の影響のうち、粗骨材量が間隙通過性に及ぼす影響を調べるため、シリカフェームを混入した低水結合材比コンクリートの細骨材率を変化させ、メッシュ通過試験によってその影響を検討した。また、超高強度コンクリートでは重要な調合要因となるシリカフェーム置換率の影響についても併せて検討した。

実験に用いた試料の調合を表-3.6に示す。水結合材比を35, 30, 25および19%とした超高強度・高強度コンクリートのシリカフェーム置換率を0~15%, 細骨材率を26~47%の範囲でそれぞれ4水準に変化させた。単位水量は160kg/m³の一定とし、全試料のスランプフロー値が55±5cmとなるように、高性能AE減水剤(アミノスルホン酸系)の添加量によって調整した。

3.4.3 粗骨材量の影響に関する実験(実験-VI)

実験-VIでは、実験-Vと同様に、粗骨材量の影響を検討する目的から、普通ポルトランドセメントと高炉スラグ微粉末を粉体として用いた高流動コンクリートを試料

表-3.6 実験-Vに用いた試料の調合

Series	W/B	SF/B	s/a	W	C	S	G	SF
W35C0S32	35	0	32	160	457	549	1226	0
W35C0S37			37			635	1136	
W35C0S42			42			721	1046	
W35C0S47			47			807	932	
W35C10S32	35	10	32	160	411	530	1196	46
W35C10S37			37			612	1108	
W35C10S42			42			695	1020	
W35C10S47			47			778	932	
W30C0S30	30	0	30	160	533	496	1216	0
W30C0S35			35			579	1130	
W30C0S40			40			662	1043	
W30C0S45			45			744	956	
W30C5S28	30	5	28	160	507	468	1263	27
W30C5S34			34			568	1158	
W30C5S40			40			668	1053	
W30C5S46			46			769	948	
W30C10S28	30	10	28	160	480	465	1256	53
W30C10S34			34			565	1152	
W30C10S40			40			664	1047	
W30C10S46			46			764	942	
W30C15S28	30	15	28	160	453	462	1249	80
W30C15S34			34			562	1145	
W30C15S40			40			661	1041	
W30C15S46			46			760	937	
W25C5S26	25	5	26	160	608	406	1229	32
W25C5S33			33			516	1113	
W25C5S40			40			625	997	
W25C5S47			47			735	881	
W25C10S26	25	10	26	160	576	404	1221	64
W25C10S33			33			512	1105	
W25C10S40			40			620	990	
W25C10S47			47			729	874	
W25C15S26	25	15	26	160	544	400	1212	96
W25C15S33			33			508	1097	
W25C15S40			40			616	982	
W25C15S47			47			724	868	
W19C5S26	19	5	26	160	800	367	1098	42
W19C5S33			33			466	994	
W19C5S40			40			565	891	
W19C5S47			47			664	787	
W19C10S26	19	10	26	160	758	364	1087	84
W19C10S33			33			461	984	
W19C10S40			40			559	881	
W19C10S47			47			657	778	
W19C15S26	19	15	26	160	716	360	1075	126
W19C15S33			33			456	973	
W19C15S40			40			553	872	
W19C15S47			47			650	770	

[Notes] W/B: Water binder ratio(%), SF/B: Silica fume binder ratio(%), s/a: Sand aggregate ratio(%), W: Water(kg/m³), C: Cement(kg/m³), S: Sand(kg/m³), G: Gravel(kg/m³), SF: Silica fume(kg/m³)

表-3.7 実験-VIに用いた試料の調合

Series	W/B	Air	s/a	W	C	Sg	S	G	SCA	HAE
BS000	33.3	5.7	100	241	361	361	1203	-	-	426
BN000										-
BS050		4.8	72.7	205	308	308	1024	401	-	363
BN050										-
BS080		4.3	59.9	184	276	276	919	640	-	325
BN080										-
BS090		4.2	56.1	177	266	266	884	720	-	313
BN090										-
BS100		4.0	52.5	170	255	255	848	800	-	300
BN100										-
BS110		3.8	48.0	163	244	244	812	880	-	287
BN110										-
BS120	3.7	45.8	156	234	234	777	960	-	275	
BN120									-	

[Notes] W/B: Water binder ratio(%), Air: Air(%), s/a: Sand aggregate ratio(%), W: Water(kg/m³), C: Cement(kg/m³), Sg: Ground granulated blast-furnace slag(kg/m³), S: Sand(kg/m³), G: Gravel(kg/m³), SCA: Segregation control agent(cc/m³), HAE: High-range water reducing AE agent(B*%)

として、メッシュ通過試験による測定を行った。ただし、粗骨材量の影響をより明確に調べるため、モルタルの調合を同一としており、スランプフロー値を一定に調整していない点が実験-Vの場合とは異なる。

表-3.7に、実験に用いた試料の調合を示す。本実験では、分離低減剤の有無を要因とし、スランプフロー値が70cmとなるような2種類の基準調合(BS100)を用意し、マトリックスモルタルの調合を同一として、基準量の0~120%の範囲で粗骨材量を変化させた。なお、実験-VIでは、間隙通過時の分離・閉塞挙動を調べるため、リング貫入試験(4.2節参照)および充填性試験(図-4.5参照)を併せて行っているが、本章では、メッシュ通過試験に関する結果についてのみ述べることにし、他の試験に関しては、第4章で後述する。

3.4.4 粗骨材の比重、寸法および形状の影響に関する実験(実験-VII)

間隙通過性に及ぼす粗骨材の影響要因としては、体積濃度の他に粗骨材の材料性質が考えられる。実験-VIIでは、粗骨材の比重、寸法および形状に着目し、メッシュ通過試験によってこれらの要因の影響を調べた。表-3.8に、実験に使用した骨材の性質を示す。細骨材としては非造粒系の人工軽量骨材と陸砂の2種類を用意し、また、粗骨材としては、比重の異なる非造粒系の人工軽量骨材2種類、造粒系の人工軽量骨

表-3.8 使用した骨材

Type		Name	Maximum size (mm)	Specified gravity	Water absorption (%)	Ratio of absolute volume (%)	F.M. (%)	
Fine aggregate	Artificial light-weight aggregate	Un-granulated	SL	-	1.93	8.48	65.8	2.66
	Normal aggregate	Land sand	SN	-	2.61	1.70	69.4	2.75
Coarse aggregate	Artificial light-weight aggregate	Un-granulated	GL1	15	1.99	13.3	63.8	6.17
			GL2	15	1.62	25.3	65.0	6.25
		Granulated	GL3	15	1.64	20.9	64.1	6.45
	Normal aggregate	Crushed stone	GN1	20	2.65	0.72	59.3	6.63
		River gravel	GN2	20	2.70	1.22	64.5	6.78
			GN3	15	2.70	1.23	62.2	6.39

表-3.9 実験-VIIに用いた試料の調合

W/C	Air	s/a	W	C	S	G	HAE
45	4	59.2	185	130	385	265	1.6

[Notes] W/C:Water cement ratio(%), Air:Air(%), s/a:Sand aggregate ratio(%), W:Water(l/m³), C:Cement(l/m³), S:Sand(l/m³), G:Gravel(l/m³), HAE:High-range water reducing AE agent(C*%)

表-3.10 実験-VIIIに用いた試料の調合

Series	W/B	Air	s/a	W	C	Sg	S	G	SCA	HAE
F000	33.3	4.5	100	253	380	380	1164	0	447	2.8
F010		4.3	90.1	242	363	363	1112	122	427	
F020		4.1	82.0	231	347	347	1062	234	408	
F030		3.9	75.2	221	332	332	1016	336	390	

[Notes] W/B:Water binder ratio(%), Air:Air(%), s/a:Sand aggregate ratio(%), W:Water(kg/m³), C:Cement(kg/m³), Sg:Ground granulated blast-furnace slag(kg/m³), S:Sand(kg/m³), G:Gravel(kg/m³), SCA:Segregation control agent(cc/m³), HAE:High-range water reducing AE agent(B*%)

材, 碎石, 最大寸法の異なる川砂利2種類の計6種類を用意した。粗骨材GL2は、粗骨材の比重がモルタルの比重と近くなるように特別に製造したものである。

実験に用いた試料の調合を表-3.9に示す。粉体としては、普通ポルトランドセメント(比重:3.16)のみを使用し、高性能AE減水剤を一定量添加したセメントペーストに対して、上記の細・粗骨材を容積が一定となるように混入し、計12種類の試料を用意した。

3.4.5 間隙通過曲線の測定実験(実験-VIII)

実験-VIIIでは、鉄筋挿入型回転粘度計を用いて、間隙通過曲線を直接的に測定し、間隙通過時の流動特性に及ぼす粗骨材量の影響を検討した。表-3.10に、実験に用いた試料の調合を示す。粉体は、普通ポルトランドセメントと高炉スラグ微粉末(比表面積6000cm²/g)の2成分とし、セルロースエーテル系の分離低減剤を使用した。本実験に先立ち、スランプフロー値が70cmになるように高性能AE減水剤の添加量を調節した高流動コンクリートの試験練りを行い、この高流動コンクリートの単位粗骨材量(G₀=860kg/m³)に対して、0~30%の範囲で粗骨材量を変化させた。

3.5 実験結果とその考察

3.5.1 フレッシュコンクリートの軟度および粘度の影響

図-3.14に、実験-Iで得られたメッシュ通過降伏値T_yおよびメッシュ通過粘度Iとスランプ値の関係を示す。調合SL-U, SL-H, SL-O, SL-Sは、それぞれ、超高強度、高強度、普通および高流動コンクリートを想定したフレッシュコンクリートである。メッシュ通過降伏値T_yは、スランプ値の増加にともなって減少し、同一スランプ値に対するT_yの値は、コンクリートの種類に関係なくほぼ一定となっている。一方、メッシュ通過粘度Iは、圧縮強度が高く、水結合材比の小さい試料ほど大きく、高流動コンクリート(SL-S)ではさらに大きな値を示している。また、全体的な傾向としては、スランプ値が大きくなるにつれて、Iも大きくなっており、その増加割合は絶対値の

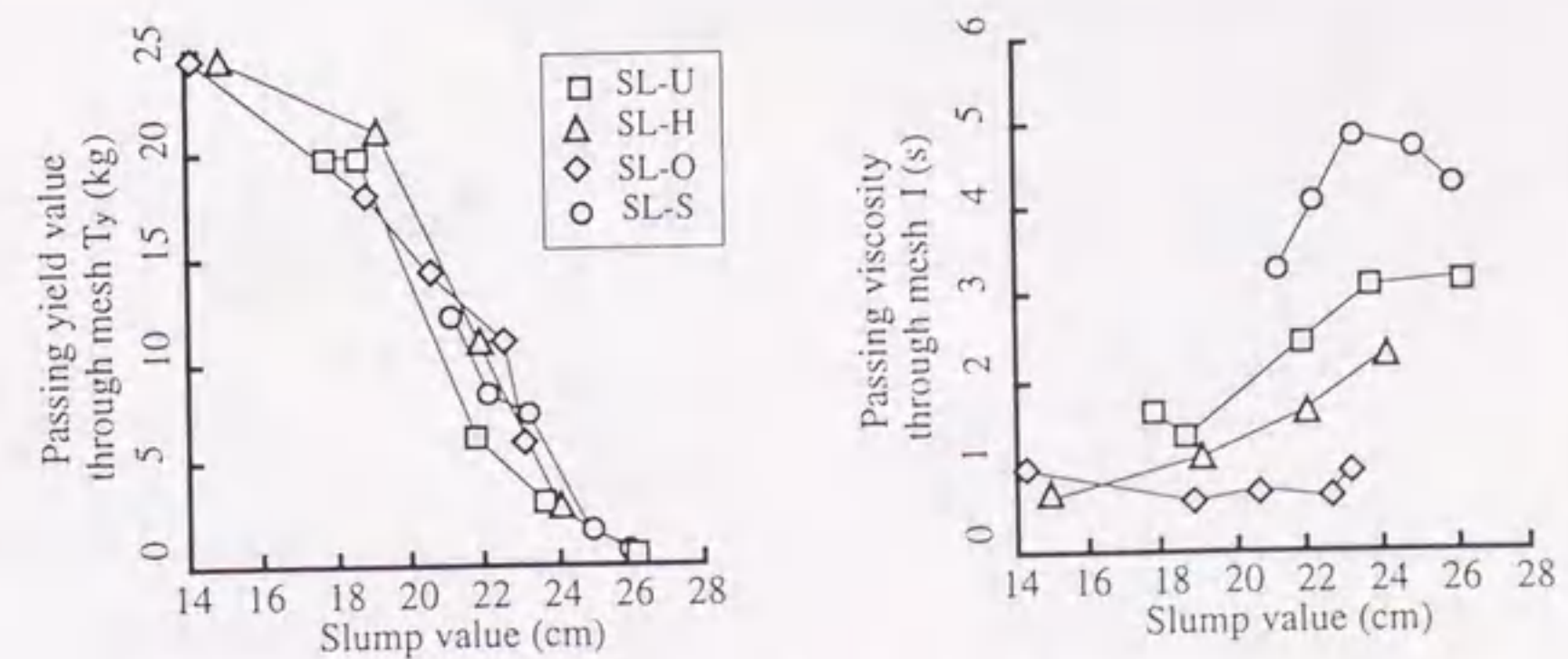


図-3.14 メッシュ通過降伏値T_yおよびメッシュ通過粘度Iとスランプ値の関係

大きいものほど大きい。

図-3.15および図-3.16は、メッシュ通過降伏値 T_y と、実験-I~実験-IIIより得られたスランプ値およびスランプフロー値の関係をそれぞれ示したものである。また、図-3.17に、メッシュ通過降伏値 T_y とLフロー値の関係を示す。これらの図によると、 T_y とスランプ値の間には2次の相関関係が認められ、スランプフロー値およびLフロー値については線形の関係が認められる。スランプ値、スランプフロー値あるいはLフロー値などの変形測定値が、主に試料の降伏値 τ_y によって決定され、また、メッシュ通過降伏値 T_y が、間隙通過降伏圧力 P_y に関連する測定値であることを考えると、鉄筋

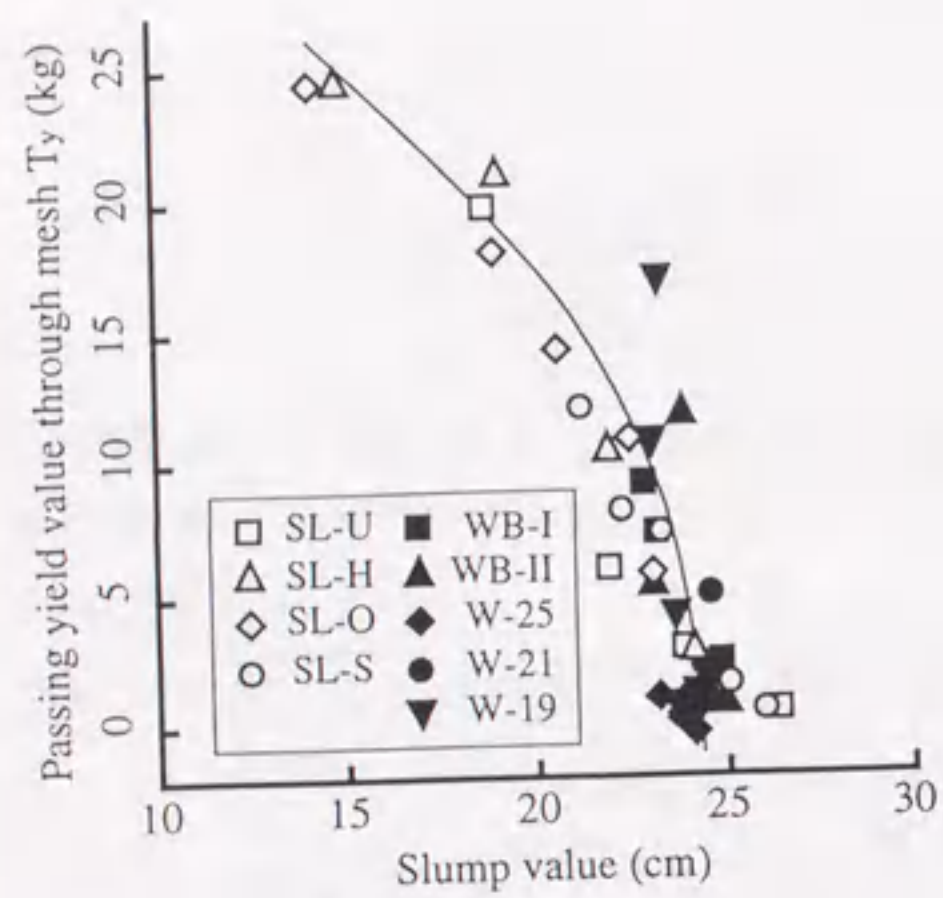


図-3.15 メッシュ通過降伏値 T_y とスランプ値の関係

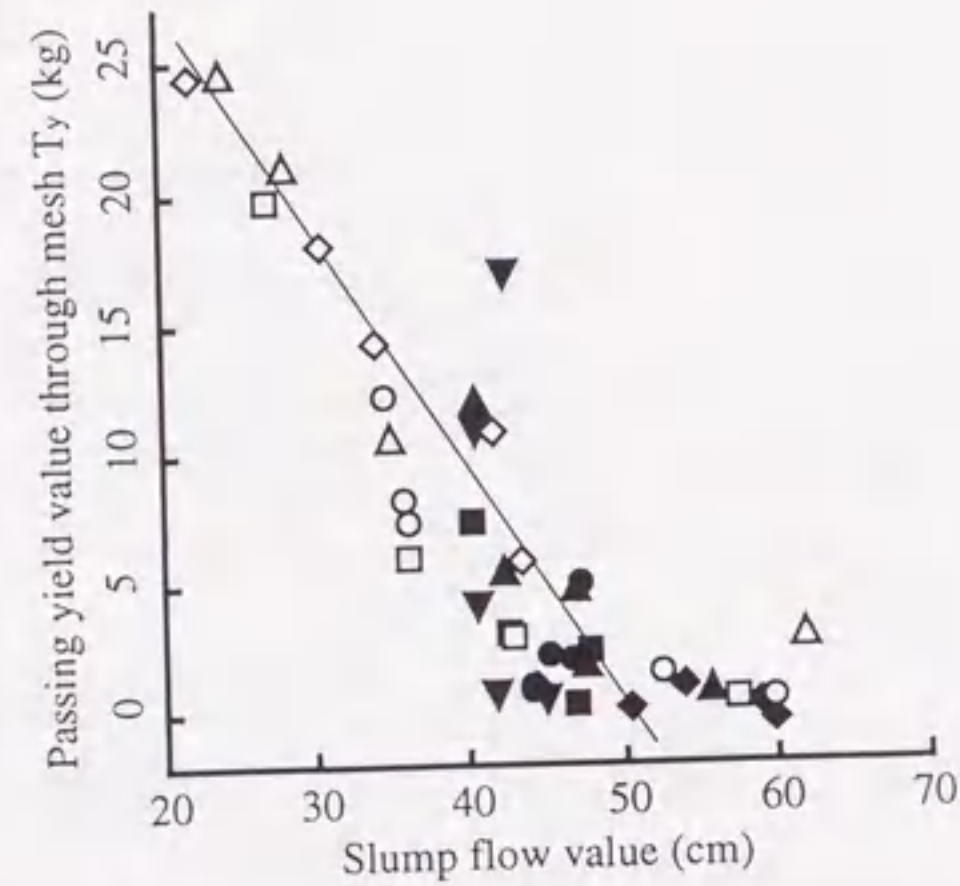


図-3.16 メッシュ通過降伏値 T_y とスランプフロー値の関係

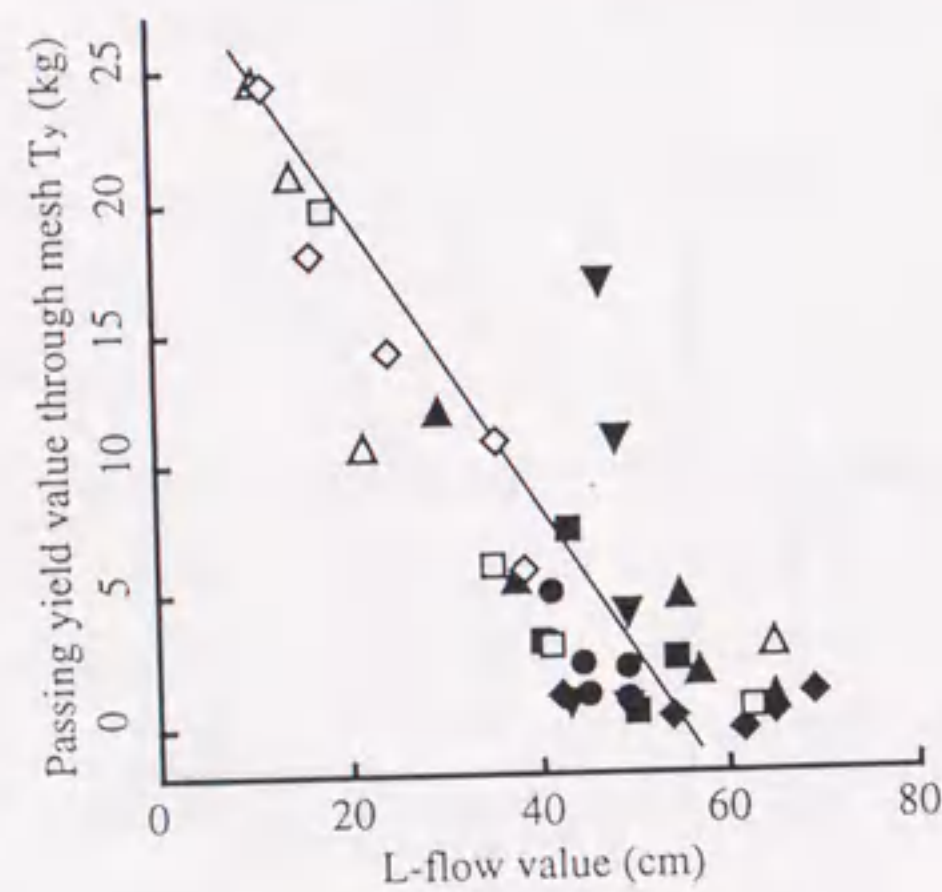


図-3.17 メッシュ通過降伏値 T_y とLフロー値の関係

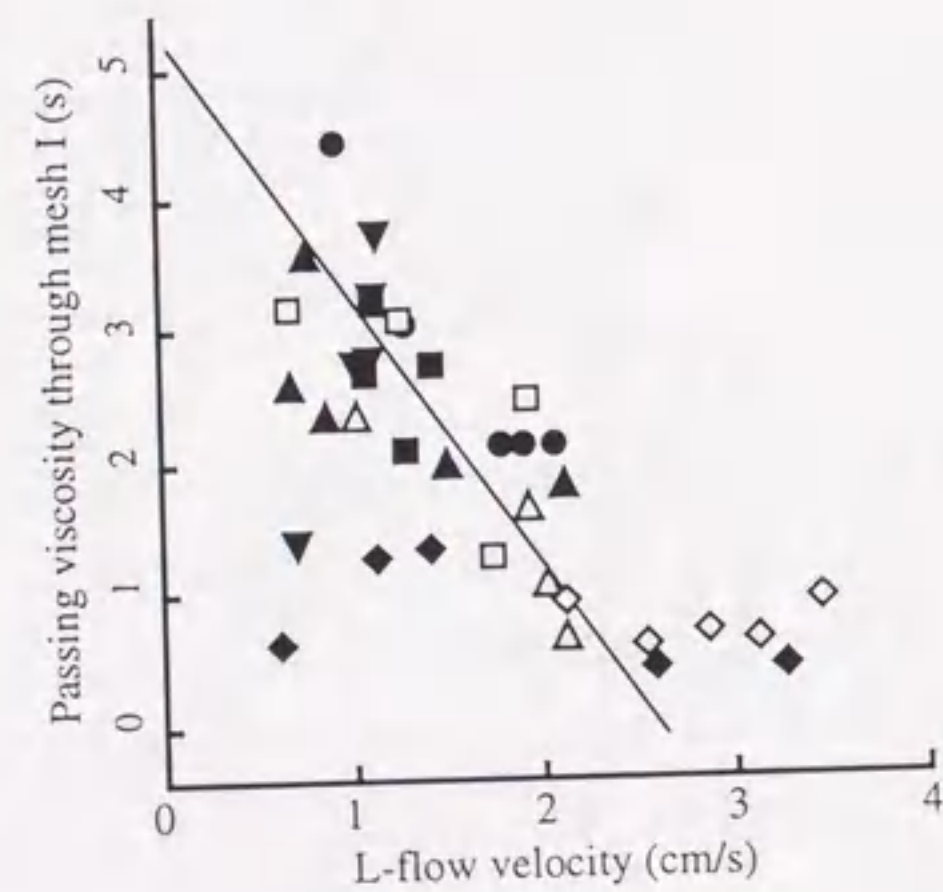


図-3.18 メッシュ通過粘度IとLフロー速度の関係

間隔(2w)および鉄筋直径(R)が一定(式(3.12)参照)のメッシュ通過試験装置の測定条件下では、降伏圧力 P_y が、試料全体系としての降伏値 τ_y によって直接的に決定されていることを示しており、理論的な考察結果と一致する。

また、図-3.18は、実験-I~実験-IIIより得られたメッシュ通過粘度IとLフロー速度の関係を示したものである。ばらつきは大きいものの、メッシュ通過粘度IとLフロー速度の間には相関関係が認められる。Lフロー速度は試料の塑性粘度 η に、また、メッシュ通過粘度Iは間隙通過粘性 I_p に、それぞれ関連するパラメータであり(式(3.13)および式(3.17)参照)、間隙通過粘性 I_p も、コンクリート全体系としての塑性粘度 η に直接的に支配されていることがわかる。

3.5.2 マトリックスモルタルの性質の影響

(1) 単位水量および水結合材比の影響

図-3.19に、実験-IIで得られたメッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度Iと単

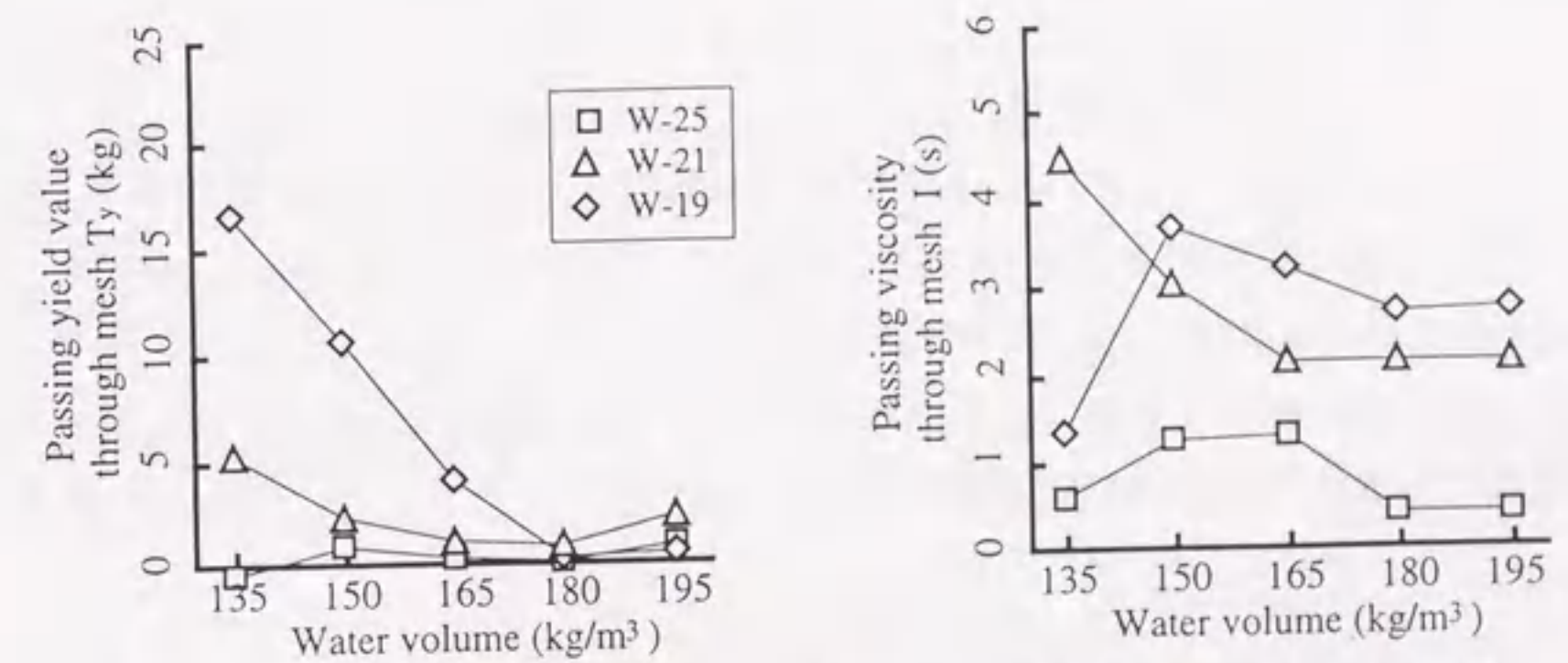


図-3.19 メッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度Iと単位水量の関係

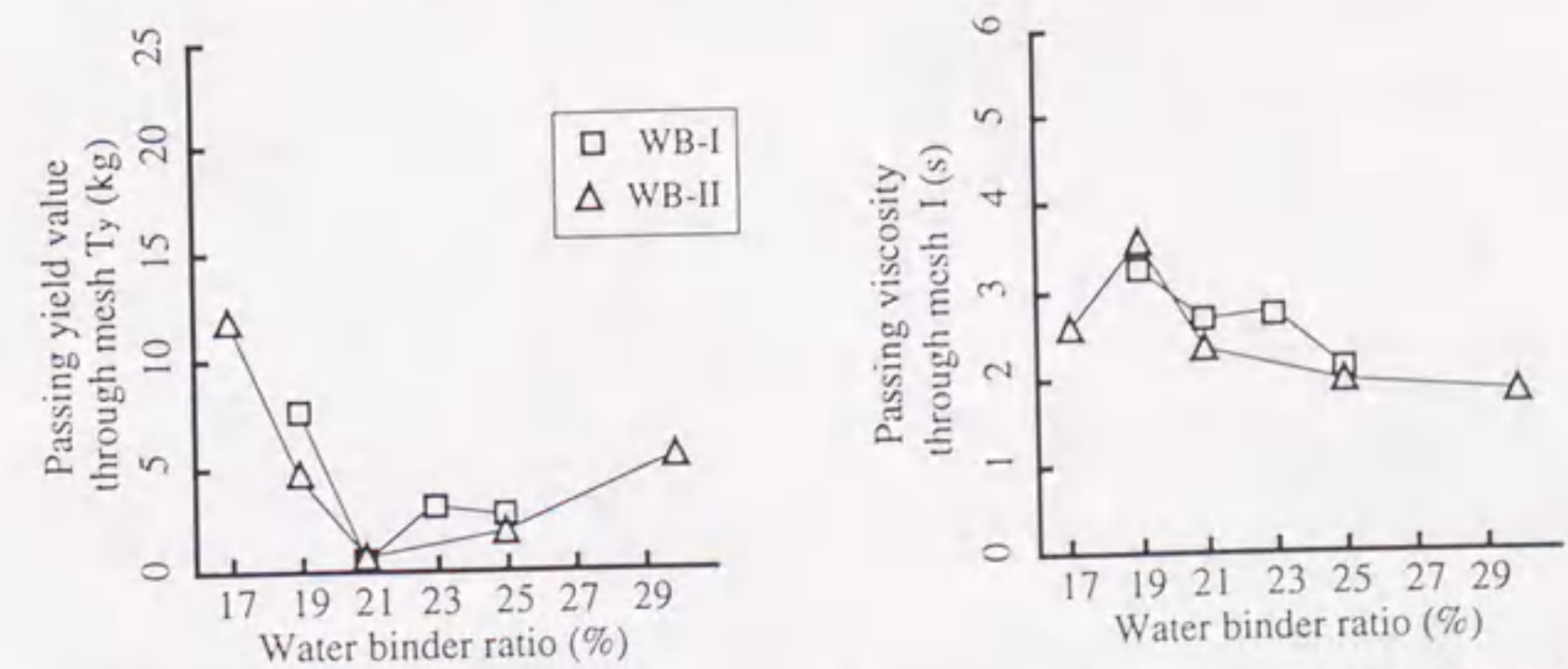


図-3.20 メッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度Iと水結合材比の関係

位水量の関係を示す。また、図-3.20に、実験-IIIで得られた T_y および I と水結合材比の関係を示す。これらの図から明らかなように、単位水量および水結合材比が大きくなるにしたがって T_y が小さくなる傾向がある。スランプ値が同一であるにもかかわらず T_y が変化するのは、練混ぜの限界に近い調合で、レオロジーモデルによっては表現できない影響要因が作用した結果であり、例えば、マトリックスモルタルの付着力の増加による影響などが考えられる。一方、メッシュ通過粘度 I には、単位水量の影響を受けず、水結合材比が大きくなるにつれて小さくなる傾向が認められる。

(2) シリカフェーム置換率の影響

図-3.21に、実験-Vにおいて細骨材率が40%のときのメッシュ通過粘度 I とシリカフェーム置換率の関係を示す。メッシュ通過粘度 I は、シリカフェーム置換率の増大とともに小さくなり、水結合材比19%の試料では、シリカフェーム置換率10%以上で、また、水結合材比25%および30%の試料では、5%以上で急激に小さくなっている。一方、水結合材比35%の試料の I は小さく、シリカフェームの混入による急激な

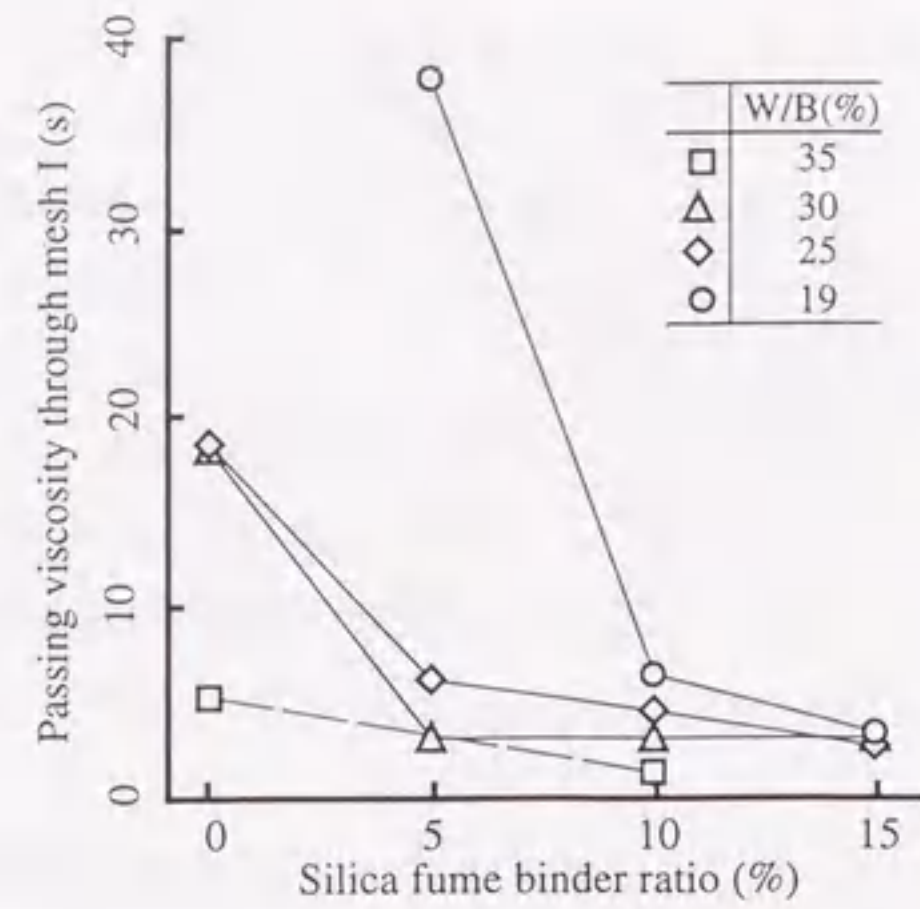


図-3.21 メッシュ通過粘度 I とシリカフェーム置換率の関係 (S/a=40%)

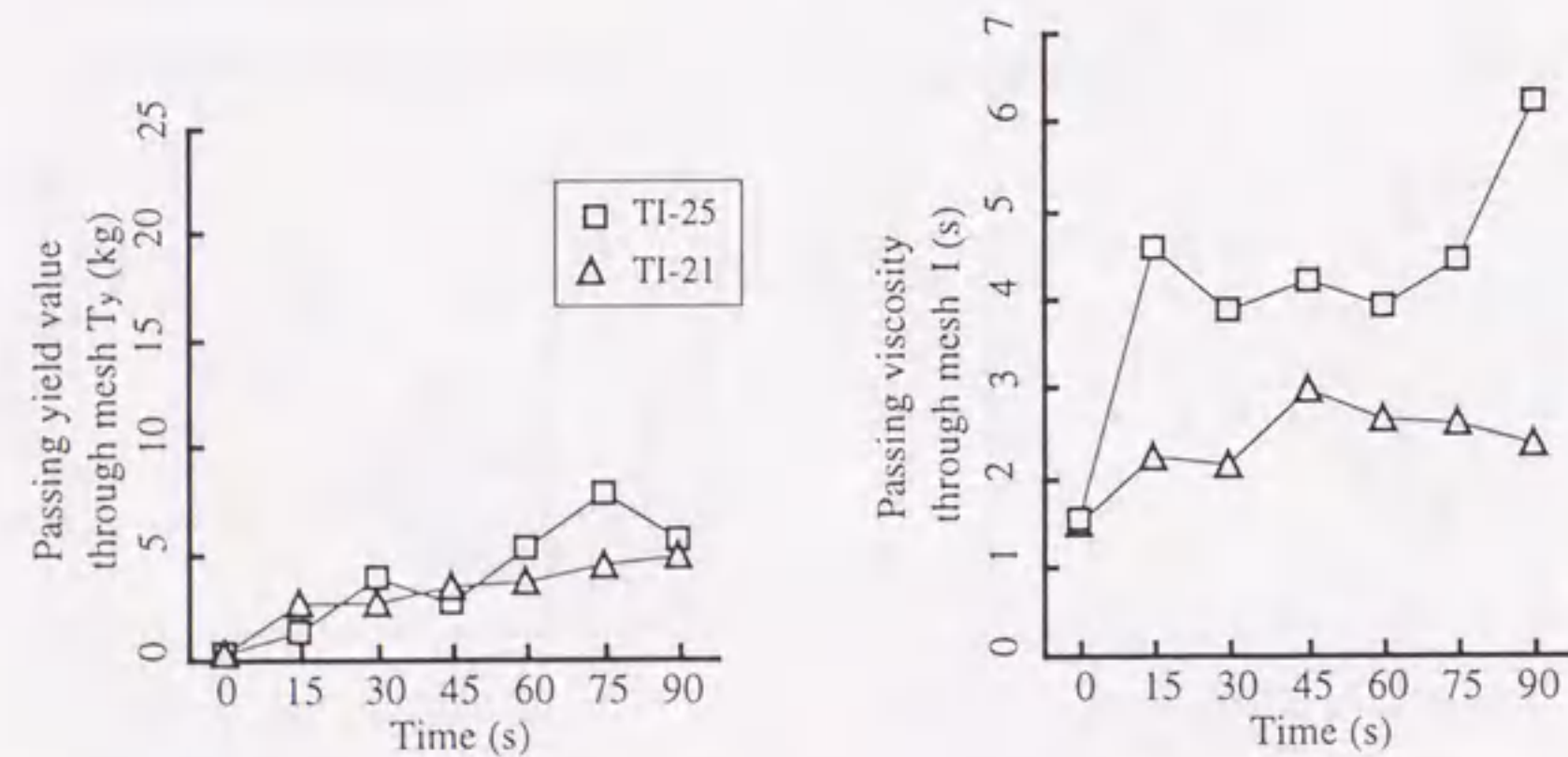


図-3.22 メッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度 I と経過時間の関係

変化は認められない。このような傾向は、試料全体としての塑性粘度 η が、間隙通過粘性 I_p に反映されたものであると考えられる。

(3) 経時変化の影響

図-3.22に、実験-IVより得られたメッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度 I の経時変化に関する実験結果を示す。メッシュ通過降伏値 T_y は、時間の経過とともに徐々に大きくなっていくものの、変化は少ない。調合TI-25 (W/B=25%)では、練上がり直後と75~90分においてメッシュ通過粘度 I が大きくなっており、一般的な高強度コンクリートの経時変化特性をよく表している。また、この種のコンクリートでは、 T_y より I の増加傾向が顕著に認められる。

3.5.3 粗骨材の影響

(1) 粗骨材量の影響

(a) メッシュ通過試験の測定結果

図-3.23は、実験-VIより得られたメッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度 I と相対粗骨材量の関係を示したものである。全体的に値が小さく明確ではないが、メッシュ通過降伏値 T_y は、90%程度よりも小さい相対粗骨材量では変化は小さく、それ以上では、相対粗骨材量の増加にともなって増大している。一方、メッシュ通過粘度 I は、同じ相対粗骨材量に対しては、分離低減剤の使用の有無にかかわらず一定値となっており、また、相対粗骨材量が大きくなるにつれて増大している。同図には、式(3.16)による鉄筋間通過速度 v_p と粗骨材体積濃度 G_{mix} の関係を、メッシュ通過粘度 I のみかけの変化曲線として示している。しかし、粗骨材混入にともなう理論値の増加傾向

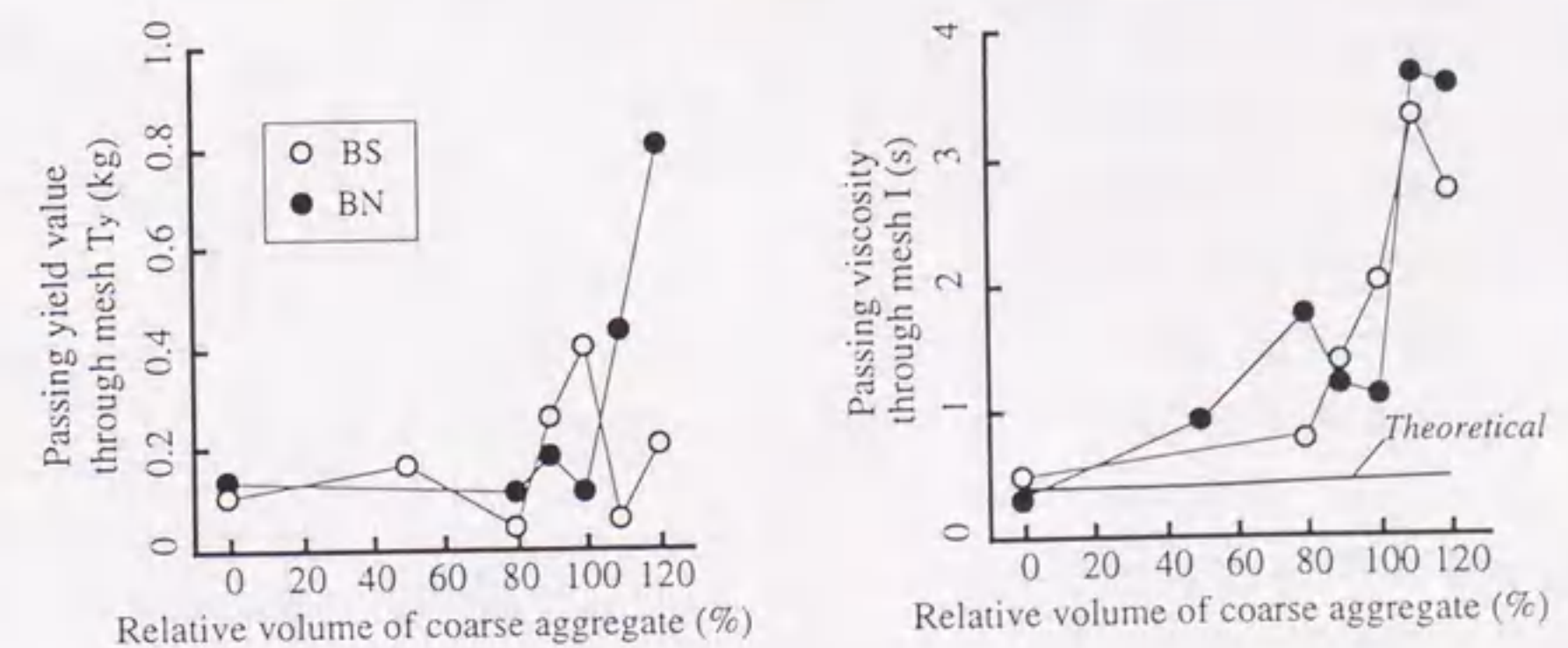


図-3.23 メッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度 I と相対粗骨材量の関係

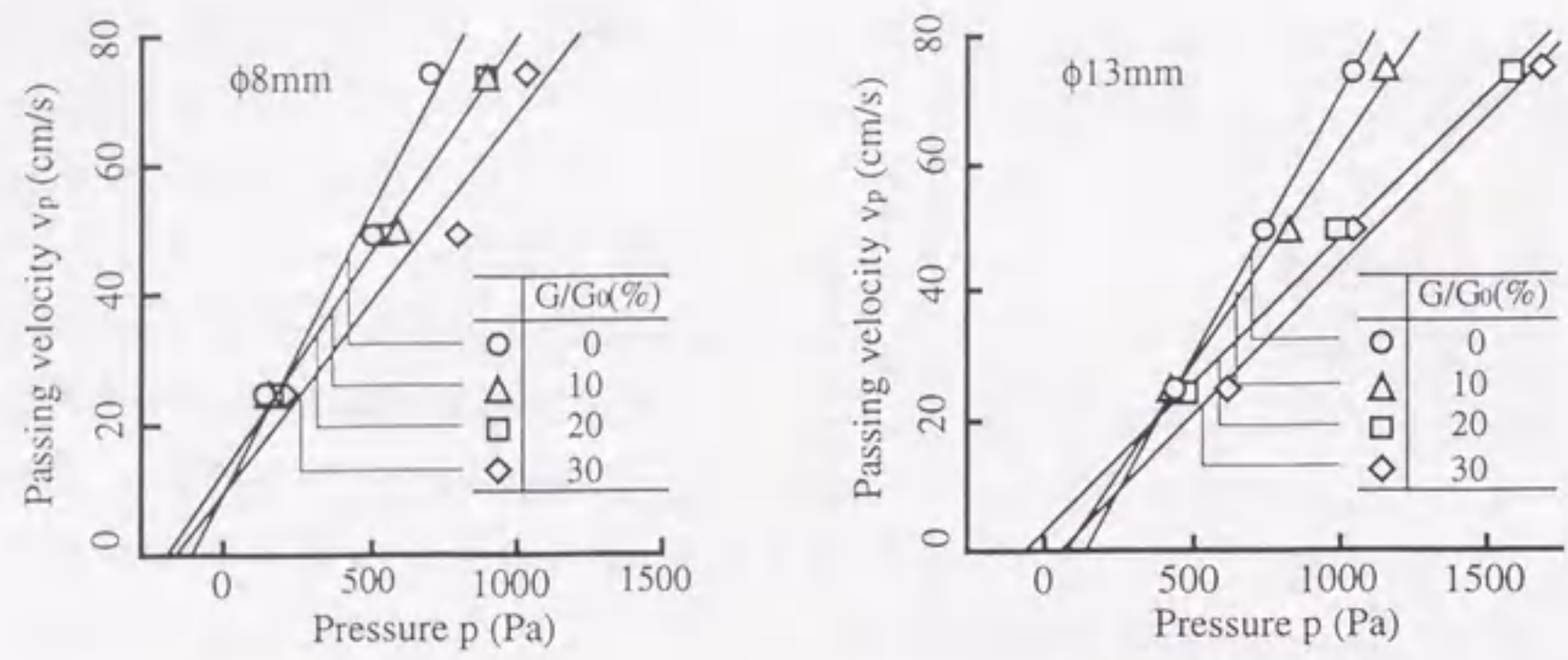


図-3.24 鉄筋挿入型回転粘度計によって得られた間隙通過曲線

は、測定結果に比べて僅かである。

以上の測定結果は、変形領域としてのマトリックス部の減少による影響を示した3.2.2節の理論結果のみによっては、間隙通過時の流動挙動に及ぼす粗骨材混入の影響を説明できず、また、その影響が支配的ではないことを示している。実際のコンクリートでは、粗骨材量が増加し、緩衝材としてのモルタル量が減少すると、粗骨材がコンクリート中を移動する能力が低下し、その結果、粗骨材と鉄筋の接触の影響が顕著になり、また、鉄筋間において架橋現象が生じやすくなるものと考えられる。

(b) 鉄筋挿入型回転粘度計の測定結果

図-3.24は、実験Ⅶにおいて、鉄筋挿入型回転粘度計を用いて得られた測定結果を流動速度-抵抗圧力座標上にプロットしたものである。測定結果は、3.2節に前述したとおり、ほぼ直線上に分布しており、間隙通過曲線を回帰直線として表すことができる。

図-3.25に、鉄筋挿入型回転粘度計より得られた間隙通過降伏圧力 P_y および間隙通過粘性 I_p と相対粗骨材量の関係を示す。同図によると、粗骨材量は、降伏圧力 P_y に大きな影響を及ぼさない。しかし、粘性 I_p は、相対粗骨材量が大きくなるにつれて増大し、大きな速度で間隙を通過させるためには、大きな圧力が必要と

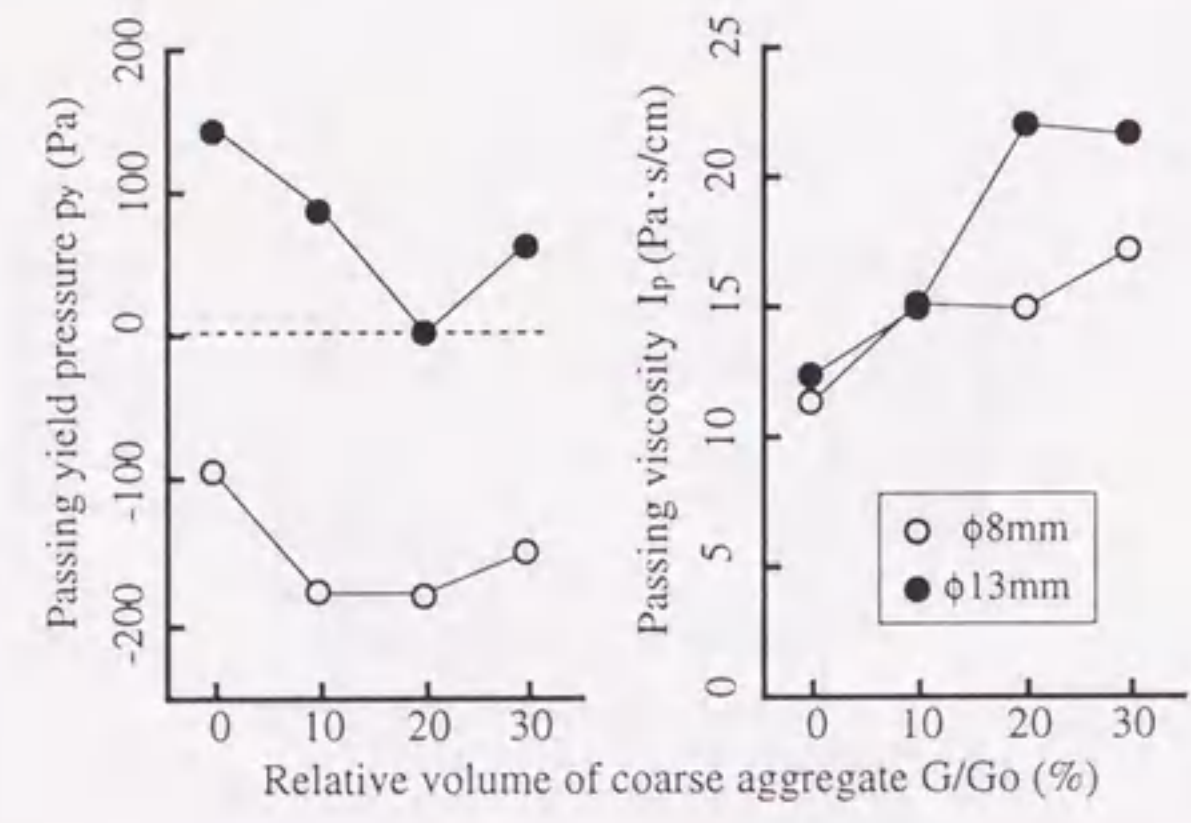


図-3.25 間隙通過降伏圧力および間隙通過粘性と相対粗骨材量の関係

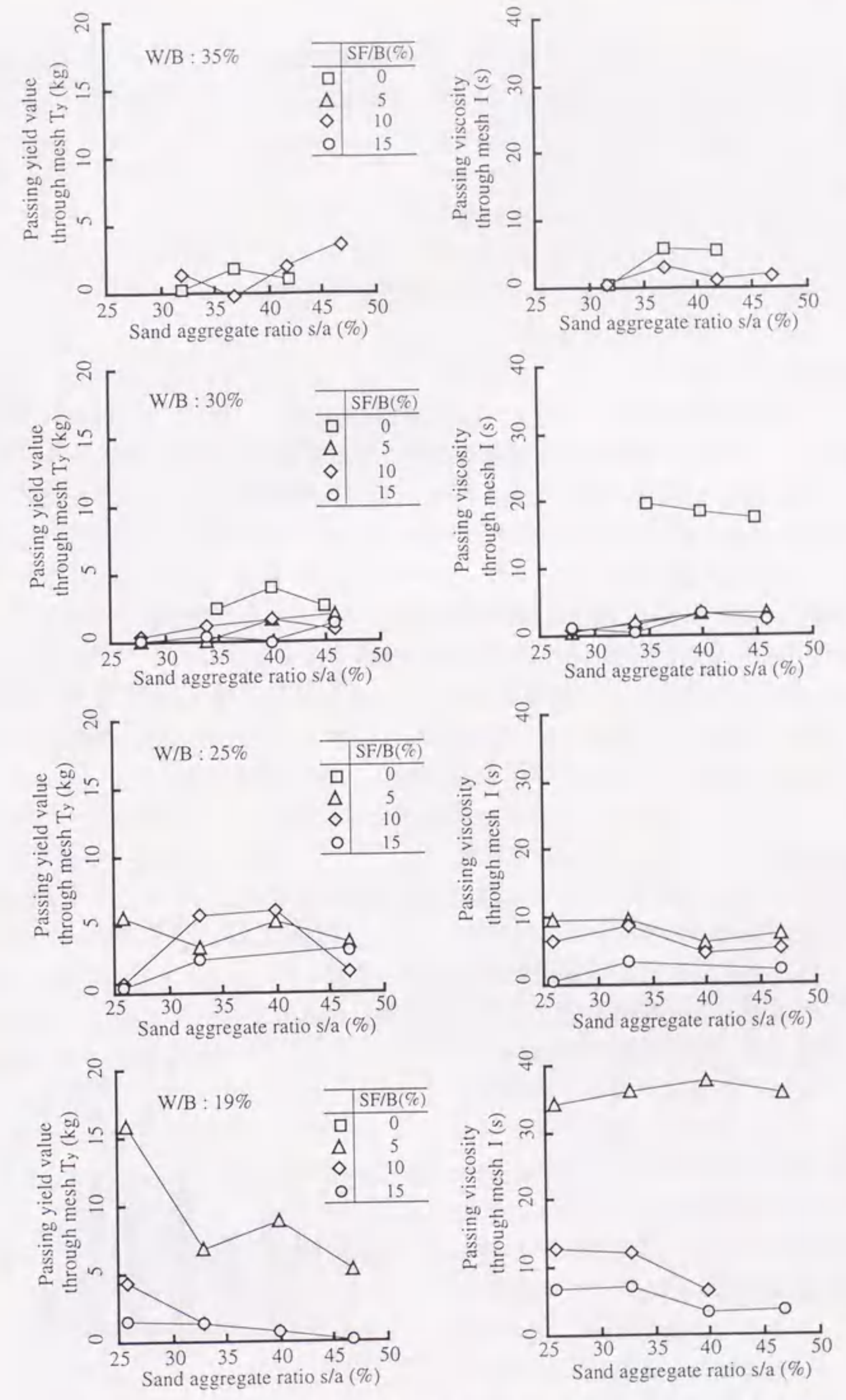


図-3.26 メッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度 I と細骨材率の関係

なることを示している。以上の傾向は、メッシュ通過試験によって得られた測定結果と一致している。また、鉄筋径が大きくなると、降伏圧力 P_y は顕著に増大し、粘性 I_p もやや大きくなる。

なお、粗骨材量が基準値の30%より大きくなると、本試験装置の測定条件下では、試料が鉄筋間を円滑に通過することができず、鉄筋前面部で盛り上がってしまうため、今回の実験では、粗骨材量がさらに多い試料については測定を行っていない。この点に関しては、回転速度を可変にするなどの装置の改良が必要と思われる。

(2) 細骨材率の影響

図-3.26は、実験-Vのメッシュ通過試験によって得られたメッシュ通過降伏値 T_y およびメッシュ通過粘度 I と細骨材率の関係を示したものである。粗骨材量を細骨材率によって変化させ、スランプフロー値を一定とした場合には、メッシュ通過降伏値 T_y に及ぼす粗骨材量の影響は小さい。また、水結合材比あるいはシリカフェーム置換率によって差異はあるものの、メッシュ通過粘度 I に細骨材率が及ぼす影響は試料W19C05を除いて小さく、粗骨材量が増加しても間隙通過粘性は変化しない。

このように、同じマトリックスモルタルに単純に粗骨材を加えていった場合と異なる測定結果になったのは、粗骨材量の増加による粘性の増加と、細骨材量の減少や高性能AE減水剤の添加量によるマトリックスモルタルの粘性の低下が相殺された結果、 I が変化しないものと考えられる。

(3) 粗骨材比重、寸法および形状の影響

図-3.27に、実験-VIIにおいて、メッシュ通過試験によって得られたメッシュ通過粘度 I と細・粗骨材種類の関係を示す。メッシュ通過粘度 I は、細骨材SL（陸砂）と粗骨材GL3（造粒系の人工軽量粗骨材）を組み合わせた試料ではやや大きく、また、粗骨材GN3（最大寸法15mmの川砂利）を用いた試料では小さく測定されているが、細骨材の種類がメッシュ通過粘度 I に及ぼす影響は小さい。

比重および形状が同じで大きさの異なる粗骨材GN2とGN3（それぞれ最大寸法20mmと15mmの川砂利）を比較すると、メッシュ通過粘度 I は、最大寸法の小さい粗骨材GN3を用いた試料の方が小さい。この測定結果は、3.2.2節で示した理論によっては説明できず、粗

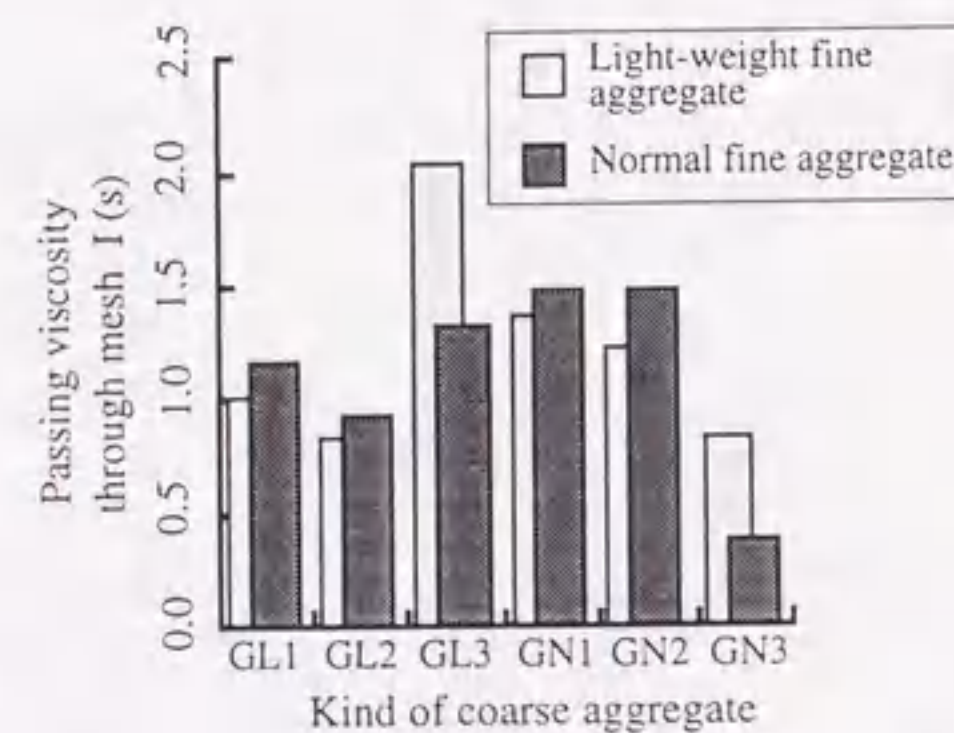


図-3.27 メッシュ通過粘度 I と骨材種類の関係

骨材寸法が減少することで鉄筋間隔が相対的に大きくなり、鉄筋に接触する粗骨材の流れ範囲が狭くなると考えると、その原因がある程度説明できるものと思われる。なお、粗骨材の比重あるいは形状が I に及ぼす顕著な影響は認められない。

3.6 まとめ

本章では、フレッシュコンクリートの間隙通過時の流動挙動に関して、レオロジーの立場から力学的な考察を行った。また、コンクリートが鉄筋の網を通過する速度を測定する試験方法（メッシュ通過試験）と、円筒容器中で鉄筋を周回運動させたときの抵抗力を測定する試験方法（鉄筋挿入型回転粘度計）を開発・試行し、フレッシュコンクリートの材料特性が間隙通過時のみかけの軟度および粘度に与える影響を検討した。本章で得られた知見は、以下のとおりである。

- 1) 平行鉄筋間を通過する単相材料の通過速度と作用圧力の関係は、図-3.4(a)および式(3.8)によって表される。また、格子状鉄筋間を通過する場合の関係は、近似的に図-3.4(b)および式(3.11)のようになる。これらの関係は、通過速度が小さくなるにつれて直線を逸脱し、圧力が小さくなる曲線として示される。
- 2) 1)で示した圧力-通過速度曲線は、式(3.9)および式(3.12)によって与えられる間隙通過降伏圧力を切片とし、式(3.13)による間隙通過粘性を勾配にもつ直線として扱っても、実用上は差し支えない。
- 3) 粗骨材混入による変形領域の減少が間隙通過性に及ぼす影響は、式(3.15)および式(3.16)によって示される。しかし、これらの影響は支配的なものではなく、粗骨材量の影響を説明するためには、粗骨材と鉄筋の接触現象などを考慮する必要がある。
- 4) 本研究で提案したメッシュ通過試験と鉄筋挿入型回転粘度計は、間隙通過時の流動挙動を比較的簡便に数値化することができ、これらの試験方法によって得られる間隙通過降伏圧力および間隙通過粘性に関連する2つのパラメータによって、間隙通過挙動を評価することができる。
- 5) 間隙通過粘性は、水結合材比および単位水量が小さくなるにつれて大きくなり、また、一定量以上のセメントをシリカフェームに置換すると急激に低下する。
- 6) 同一モルタル中の粗骨材体積濃度の増加にともなって間隙通過粘性は増加する。しかし、粗骨材量を細骨材率の調整によって変化させ、スランプ値を一定とした場合には、間隙通過粘性は変化しない。

第4章 フレッシュコンクリートの間隙通過時の分離・閉塞挙動に関する研究

- 4.1 概説
- 4.2 リング貫入試験
- 4.3 実験概要
- 4.4 実験結果とその考察
- 4.5 まとめ

第4章 フレッシュコンクリートの間隙通過時の分離・閉塞挙動に関する研究

4.1 概説

フレッシュコンクリートの分離・閉塞を抑止することは、コンクリートの品質を管理する上で、最も基本的な課題である。しかし、これらの現象は経験的で感覚的な判断に頼って評価されているのが実状であり、その挙動に関しても、力学的に明らかにされていない部分が多い。

フレッシュコンクリートの分離は、構成材料間の比重差によって静置時に生じる狭義のものと、コンクリートが鉄筋間や輸送管内などの狭隘な断面を通過するときに、粗骨材の流動を阻害する何らかの外力が加わり、マトリックスと粗骨材の流動速度に差が生じるために起こる流動時のものと大別できる。前者は、スランプ試験時の目視観察などの簡便な手段によってある程度評価できるものと思われる。しかし、後者の分離に対する抵抗性は、配筋状況、型枠形状あるいは作用圧力などの諸条件が複雑に関連するため、コンクリートの材料性質から得られる情報のみによって予測することは困難である。

流動時の分離は、間隙通過時にコンクリートとしての一体性を保持し、モルタルが粗骨材を連行する能力に欠けるときに生じると考えられるが、このような性能は、上記のような各種施工条件を加味した形で包括的に評価されることが肝要であり、特に、基本的に無振動打設される高流動コンクリートでは、間隙通過性の評価は調合設計に影響する重要なポイントとなる。

間隙通過性の評価試験方法としては、鉄筋などの障害物を配置した様々なタイプの流動試験手法が提案されている[14,15]。これらの多くは、高流動コンクリートの調合決定の際の室内試験における使用を目的としたものであり、測定に手間がかかるため、現場における品質管理試験には適さない。また、これらの試験によって得られる測定結果は、間隙通過時の挙動に影響を及ぼす様々なパラメータが干渉しあった結果である場合が多く、数値として定量的な評価ができない。さらに、高流動コンクリートは、通常のコンクリートに比べて、細骨材の表面水率などの製造上の変動に敏感に反応し[88]、運搬途中のフレッシュ性状の変化も把握しにくい。高流動コンクリートの品質管理は、打設直前の段階に行うことが望ましく、現在提案されているほとんどの試験方法は、間隙通過性を簡便・迅速に評価できるとはいいがたい。

このような状況を踏まえ、本研究では、高流動コンクリートの間隙通過性を定量的に評価することが可能であり、現場品質管理試験としても適用できる試験方法を開発することを目的として、リング貫入試験（貫入型鉄筋間通過性試験）装置を試作した。本章では、このリング貫入試験の適用性を確認するために、レオロジーの立場から理論的な考察を行うとともに、材料性質、間隙広さ、作用圧力などの施工パラメータが、

高流動コンクリートの間隙通過時の分離・閉塞挙動に及ぼす影響について、実験的な検討を行った結果について述べる。

4.2 リング貫入試験

4.2.1 試験装置の概要

写真-4.1に、リング貫入試験（貫入型鉄筋間通過性試験）装置を示す。本装置は、図-4.1に示すように、リング（円環）状の丸鋼、支持鋼棒および錘によって構成されており、自重によってコンクリート中に貫入し、そのときの沈下速度によって試料のコンシステンシーを評価するものである。すなわち、フレッシュコンクリートが鉄筋間を通過する状況を、逆に鉄筋を移動させることで、相対的に単純化した形で再現したものといえる。また、高流動コンクリートの間隙通過性試験として一般に採用されているものの多くは、作用圧力を任意に設定できるものが少ない。本試験方法は、錘の重量を調節することによって、所定の一定作用圧力下の通過挙動を測定することができる点に特徴がある。

図-4.2に、実験に使用した試験装置の形状・寸法および重量を示す。リング部にはφ6mmの丸鋼を用い、後述する理由により、リングの直径 $d=90\text{mm}$ 、装置の自重（載荷荷重）1kgのタイプを標準的な試験装置とした。また、リングの直径は、通過する

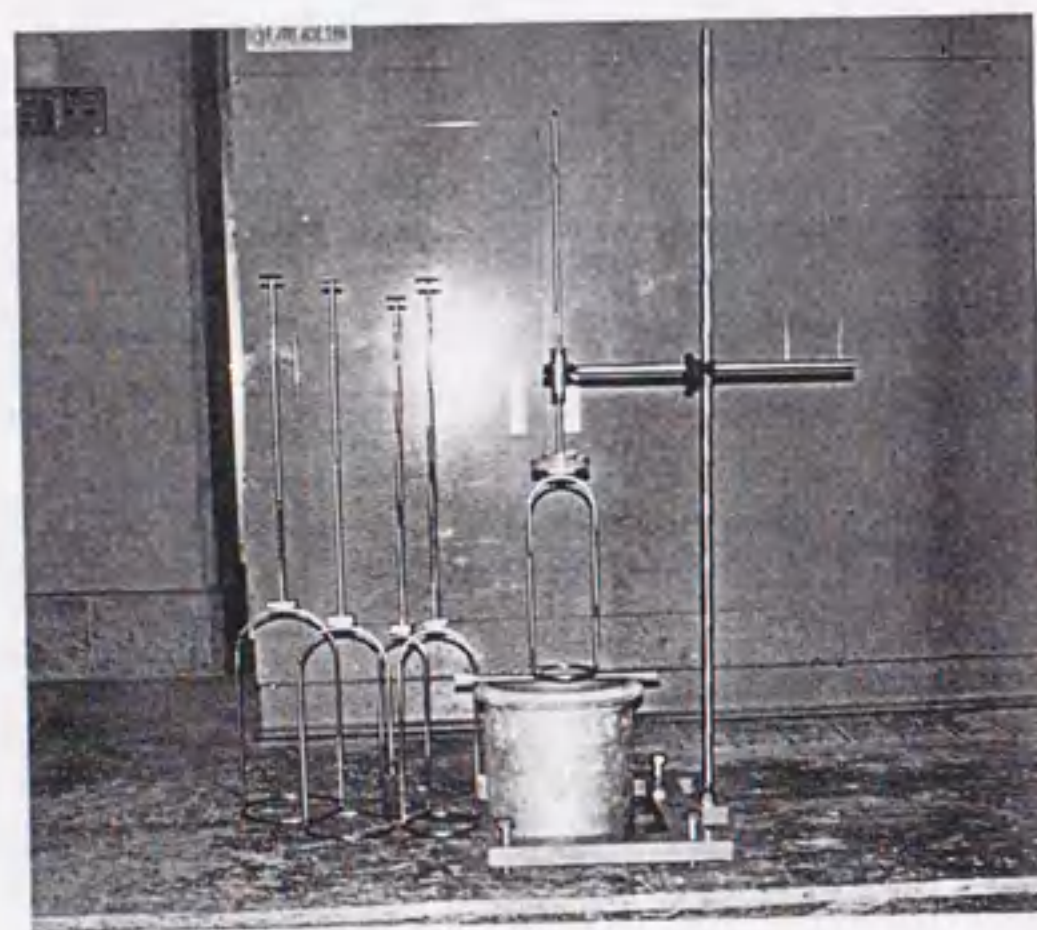


写真-4.1 リング貫入試験

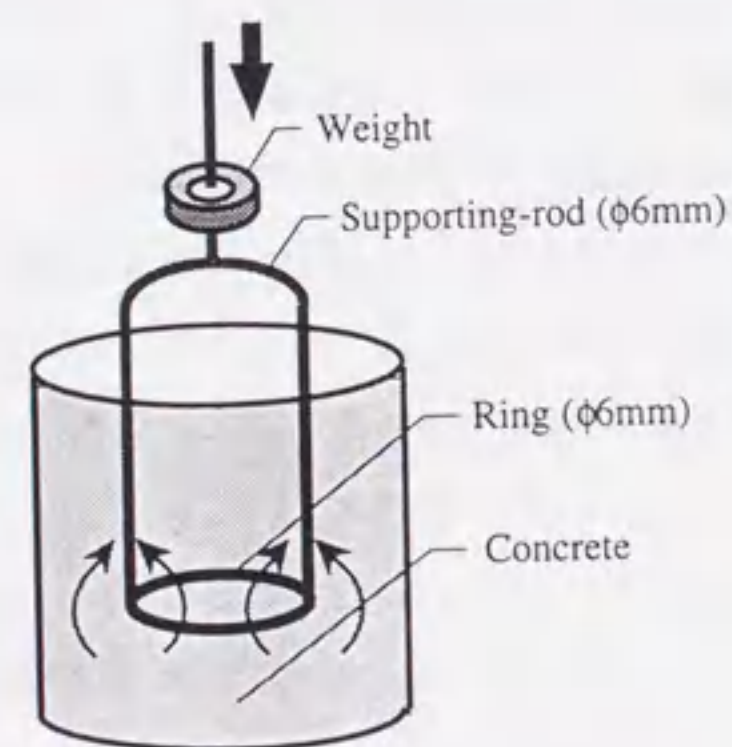


図-4.1 リング貫入試験装置

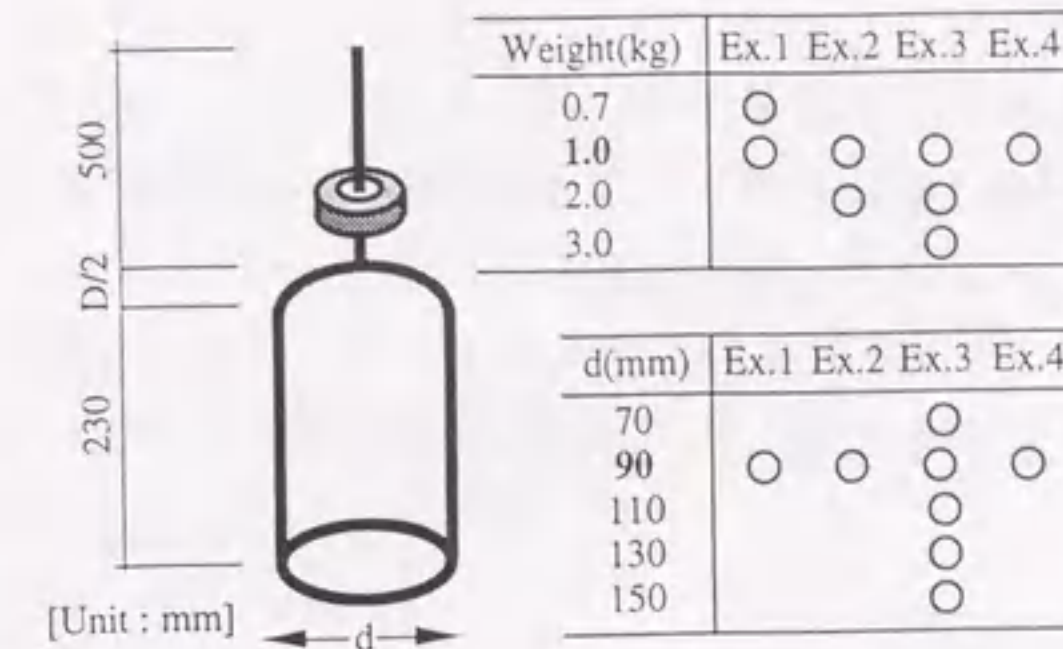


図-4.2 試験装置の形状・寸法および重量

間隙の広さ（鉄筋間隔など）に、装置の自重は、コンクリートに加わる圧力にそれぞれ関連し、いずれも施工条件に対応して変化するパラメータである。実験では、これらの影響を検討するため、リングの直径を70～150mmの範囲で20mmずつ5段階に、装置の自重は1, 2, 3kgの3段階に変化させたタイプの試験装置を用意した。

4.2.2 理論的背景

フレッシュコンクリートが均質材料であれば、その間隙通過挙動は、レオロジーによって力学的に説明できるものと考えられる。しかし、現実のフレッシュコンクリートは非均質であり、粗骨材とモルタルよりなる固液2相材料と考えるも、粗骨材の運動によってその流動挙動は非常に複雑なものとなる。

ここでは、まず、本試験によって得られる測定値がもつレオロジー的な意味についての基礎的な知見を得るため、コンクリートを均質なビンガム流体であると仮定し、力学的な考察を行う。

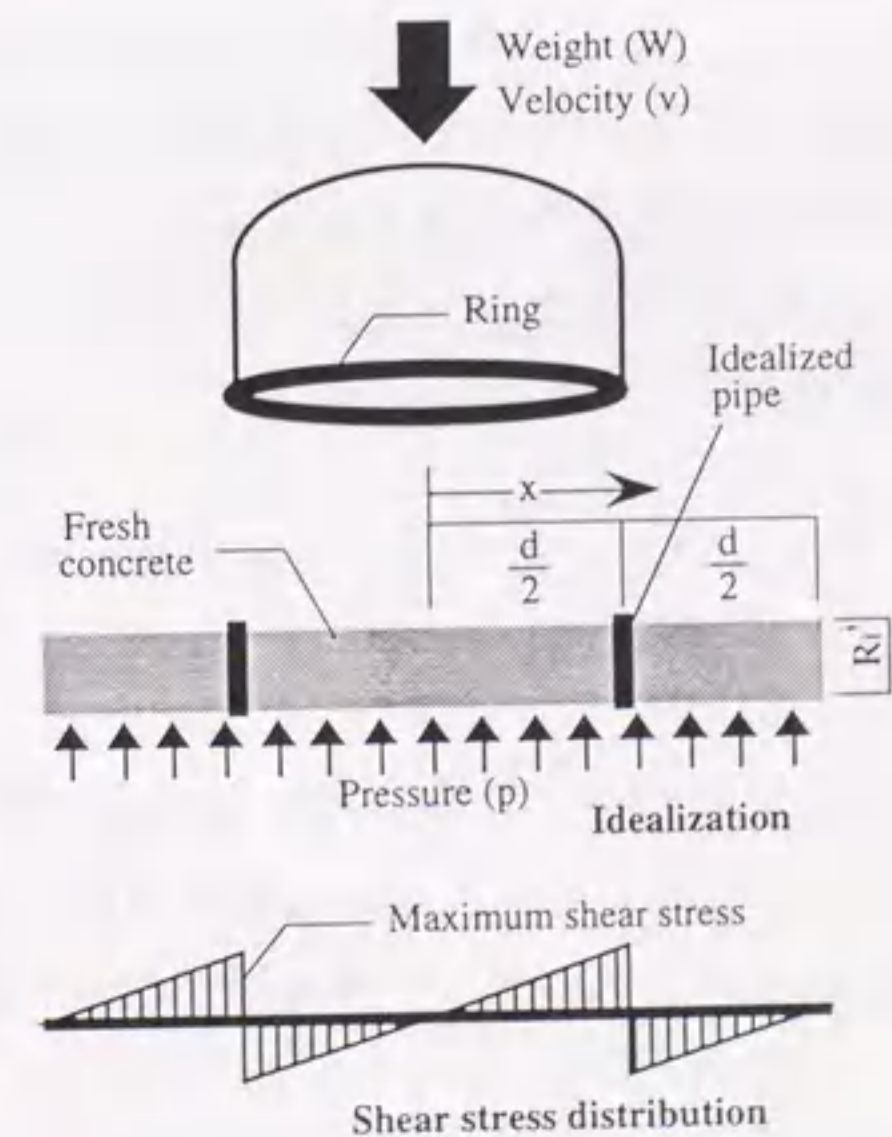


図-4.3 リング貫入試験のモデル化

(1) 沈下可能な降伏値

リングが試料の中に貫入される状態を、図-4.3に示すようにモデル化する。直径dのリングを厚さのない短い直管と考え、装置自重による載荷荷重Wに対する試料の反力として、等分布荷重がリング近傍の試料に作用する状態を仮定する。リングの内側および外側では、中心よりxの位置におけるせん断応力τが、それぞれ式(4.1)および式(4.2)で表され、最大せん断応力τ_{max}は、x=d/2の位置で生じ、式(4.3)で表すことができる。

$$\tau = p \frac{x}{2R_i} = \frac{W}{d^2\pi} \frac{x}{2R_i} = \frac{Wx}{2R_i d^2\pi} \quad \dots\dots\dots (4.1)$$

$$\tau = p \frac{(x-d)}{2R_i} = \frac{W}{d^2\pi} \frac{W(x-d)}{2R_i} = \frac{W(x-d)}{2R_i d^2\pi} \quad \dots\dots\dots (4.2)$$

$$\tau_{max} = \frac{W}{2R_i d\pi} \quad \dots\dots\dots (4.3)$$

リングの沈下によって接触したリング筋直下の粗骨材は、一定期間リングとともに沈下するため、擬似的にリング筋の長さが増大したのと同じ効果が生じると考えられる。したがって、ここでは、仮想の管の長さ(仮想鉄筋径)R_iは、粗骨材最大寸法とリング断面の直径の和と仮定した。試料の降伏値が、式(4.3)によるτ_{max}よりも大きい場合には、リングは沈下しないことになる。

ここで、リング貫入試験の標準的な装置の形状を、試料のスランプフロー値が50cm以上であるときに沈下するように設定するため、このような条件に合うリング直径と載荷荷重を求める。スランプフロー値Sf=50(cm)に相当するフレッシュコンクリートの降伏値は、黒川ら[89]の提案による算定式を適用して、以下のように算出される。

$$\tau_y = \frac{9.12}{Sf^2} \times 10^5 = \frac{9.12}{50^2} \times 10^5 \approx 350 \text{ (Pa)} \quad \dots\dots\dots (4.4)$$

τ_{max} = 350 (Pa)と、実験に用いる粗骨材最大寸法が20mmであることから、R_i=20+6(mm)を式(4.3)に代入する。載荷荷重Wが仮に1kgであるとすると、リング直径dが次式の条件を満たすときにリングが沈下することになる。

$$d < \frac{W}{4R_i \pi \tau_{max}} = \frac{1 \times 9.8 \times 10^6}{4 \times 26 \times 350\pi} = 85 \text{ (mm)} \quad \dots\dots\dots (4.5)$$

標準タイプの試験装置では、その操作性と実際の施工条件を考慮して、リング直径dを90mmに、装置自重Wを1kgに設定した。

(2) せん断応力およびひずみ速度

棒状体が流体中を移動するとき、その抵抗力および速度は、コンシステシー座標値(ひずみ速度とせん断応力を軸とした座標値)に変換できない。ここでは、仮にリング貫入試験を、図-4.4に示すように、半径がリング筋の断面半径rと等しいn個の球(総体積はリングの体積に等しいと仮定)による球引上げ試験に近似して考える。せん断応力τおよびひずみ速度γ̇は、載荷荷重Wおよび沈下速度vを用いて、Ansleyの理論[90]により、以下のように導くことができる。

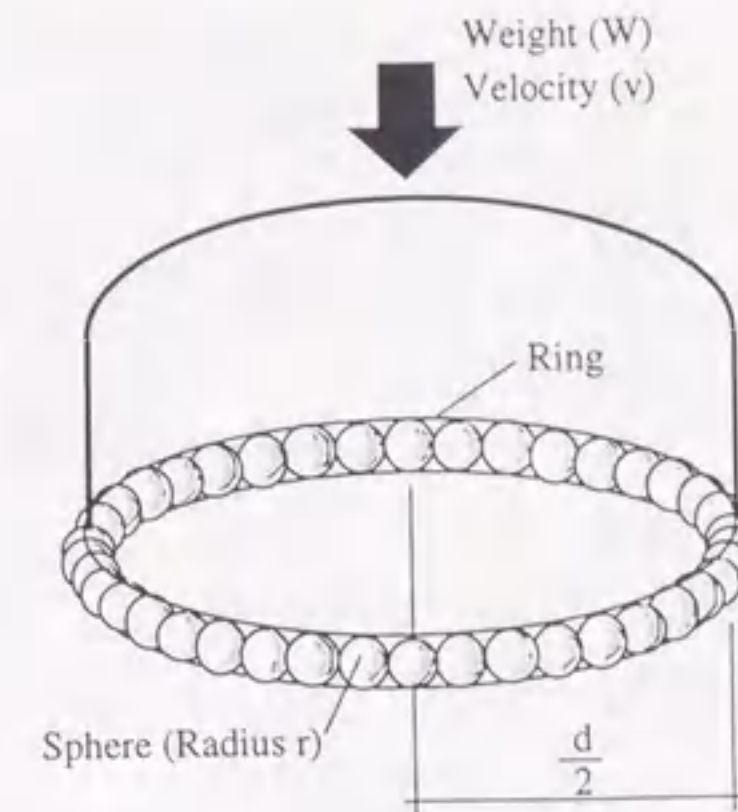


図-4.4 リング貫入試験のモデル化

$$\tau = \frac{W}{12\pi r^2} \frac{1}{n} = \frac{W}{12\pi r^2} \left(\frac{4\pi r^3}{3} \frac{1}{2\pi^2 r^2 R} \right) = \frac{W}{18\pi^2 R r} \quad \dots\dots\dots (4.6)$$

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{2r} \quad \dots\dots\dots (4.7)$$

式(4.6)および式(4.7)を用いて、フレッシュコンクリートが間隙を通過する際のみかけのレオロジー定数が求められ、これらの値を用いて、任意の作用圧力下の挙動を予測できる。以上のように、力学的に単純に取り扱うことができる点も、本試験方法の特徴のひとつである。

4.3 実験概要

4.3.1 基礎実験(実験-I~実験-III)

間隙通過性に影響を及ぼす材料要因としては、主として、マトリックスモルタルのレオロジー性質(実験-I)と、粗骨材の体積濃度(実験-II)が考えられる。また、材料特性以外には、通過する間隙の広さおよび作用圧力(実験-III)の影響が最も大

きいものと思われる。基礎的実験では、まず、本試験方法の妥当性（実験-I）を検討し、次に上記要因の影響について調べた。

(1) 実験方法

実験-I～実験-IIIでは、非接触型変位計を用いて、リング貫入試験の支持鋼棒上端の下がりを実タイムで計測し、リング部の沈下量Raの時間変化曲線

（以下、沈下曲線と略す）を求めた。また、同一試料に対して、攪拌することなくリングの貫入を繰返し4回行った。

実験-Iおよび実験-IIでは、標準タイプの試験装置を用い、実験-IIIでは、間隙広さと作用圧力の影響を調べるため、リング直径と載荷荷重を図-4.2に示すように変化させて測定を行った。

なお、実験-IIおよび実験-IIIでは、フレッシュコンクリートの充填性を総合的に評価することを目的として、Lフロー型の充填性試験[91]を行い、本試験結果と比較した。図-4.5に、充填性試験の概要を示す。Lフロー試験装置の流動部に配置した鉄筋格子が障害となって、粗骨材が閉塞した場合には、粗骨材部とモルタル部のフロー値（最大到達距離）をそれぞれ測定した。

(2) 試料

表-4.1, 4.2および4.3に、それぞれ実験-I, IIおよびIIIに用いた試料の調合を示す。いずれの試料も、水結合材比を33.3%とし、粉体として普通ポルトランドセメントと高炉スラグ微粉末（比表面積6000cm²/g）を用いた2成分系の高流動コンクリートである。

実験-Iでは、マトリックスモルタルのレオロジー性質の影響を調べるため、スランプフロー値が約70cmとなるような調合（AS100）を基準として、高性能AE減水剤の添加量を60～120%の範囲で変化させた。実験-IIでは、分離低減剤の有無を要因とした2種類の調合を用意し、単位粗骨材量の影響を検討するため、マトリックスモルタルを同一として、基準量の0～120%の範囲で粗骨材量を変化させた。また、実験-IIIでは、分離低減剤の有無および粗骨材の最大寸法（20mmおよび10mm）を要因とした3種類の試料に対して実験を行った。図-4.6および図-4.7に、実験に用いた試料の

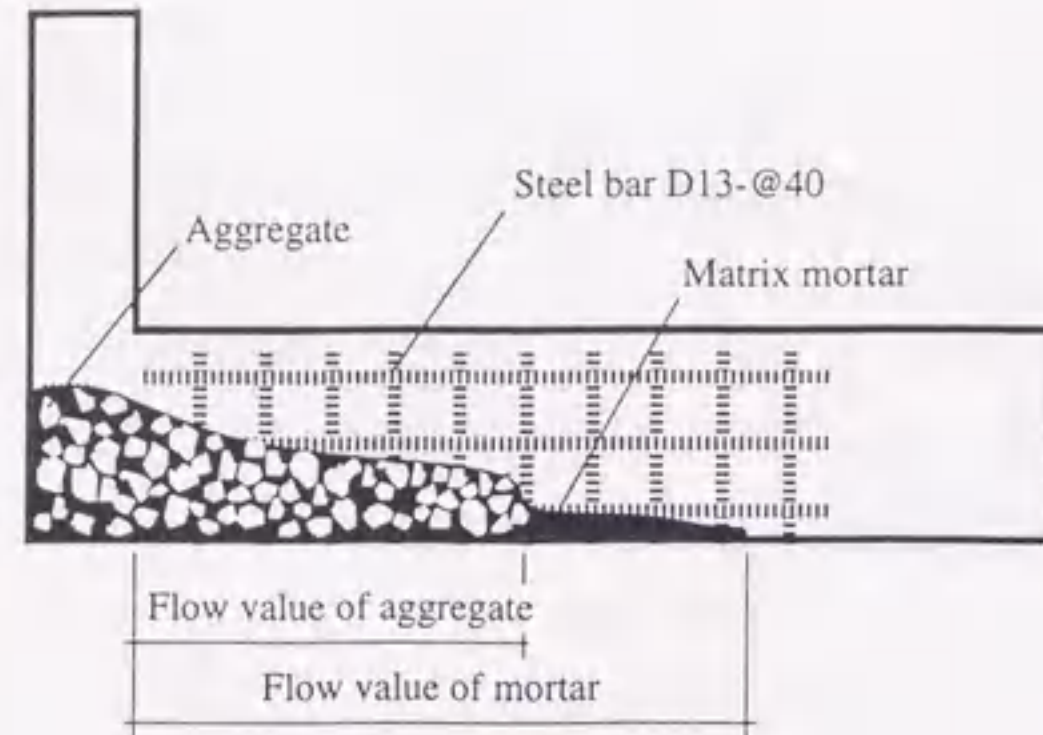


図-4.5 充填性試験の概要

表-4.1 実験-Iに用いた試料の調合

Series	W/B	G _{max}	Air	s/a	W	C	Sg	S	G	SCA	HAE
AS060	33.3	20	4.0	47.6	170	255	255	781	860	0.3	1.68
AS080											2.24
AS100											2.80
AS120											3.36

表-4.2 実験-IIに用いた試料の調合

Series	W/B	G _{max}	Air	s/a	W	C	Sg	S	G	SCA	HAE								
BS000	33.3	20	5.7	100	241	361	361	1203	-	426	1.9								
BN000												-							
BS050												4.8	72.7	205	308	308	1024	401	363
BN050																			
BS080												4.3	59.9	184	276	276	919	640	325
BN080																			
BS090												4.2	56.1	177	266	266	884	720	313
BN090																			
BS100												4.0	52.5	170	255	255	848	800	300
BN100																			
BS110												3.8	48.0	163	244	244	812	880	287
BN110																			
BS120	3.7	45.8	156	234	234	777	960	275											
BN120									-										

表-4.3 実験-IIIに用いた試料の調合

Series	W/B	G _{max}	Air	s/a	W	C	Sg	S	G	SCA	HAE
CS20	33.3	20	4.0	52.5	170	255	255	848	800	300	1.9
CN20										-	
CN10										10	

[Notes] W/B: Water binder ratio (%), B=C+Sg, G_{max}: Maximum size of gravel, Air: Air (%), s/a: Sand aggregate ratio (%), W: Water (kg/m³), C: Cement (kg/m³), Sg: Ground granulated blast-furnace slag (kg/m³), S: Sand (kg/m³), G: Gravel (kg/m³), SCA: Segregation control agent (cc/m³), HAE: High-range water reducing AE agent (B*%).

スランプフロー値を示す。スランプフロー値は、高性能AE減水剤の添加量が増加するにしたがって増大し、粗骨材量の増加とともに減少している。

4.3.2 応用実験（実験-IV）

リング貫入試験の本来の目的は、現場において高流動コンクリートの間隙通過性の

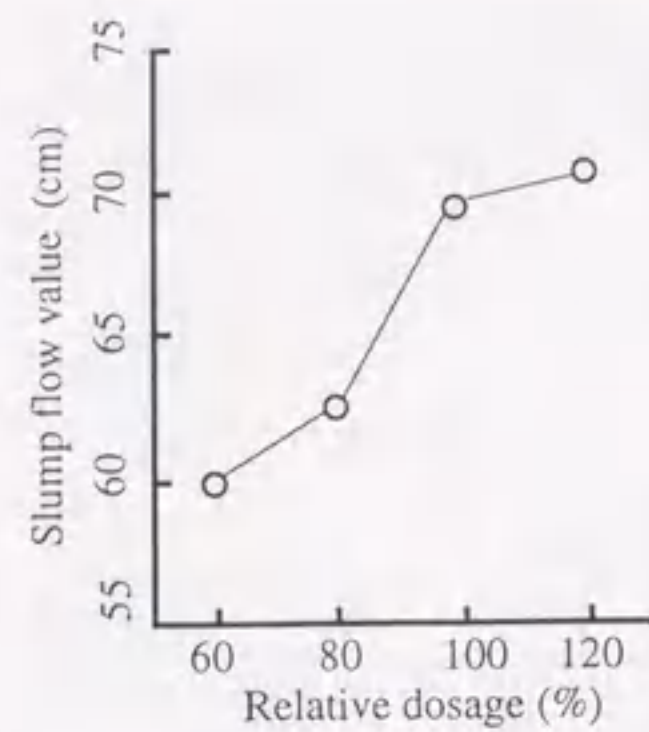


図-4.6 スランブフロー値と高性能AE減水剤の相対添加量の関係 (実験-I)

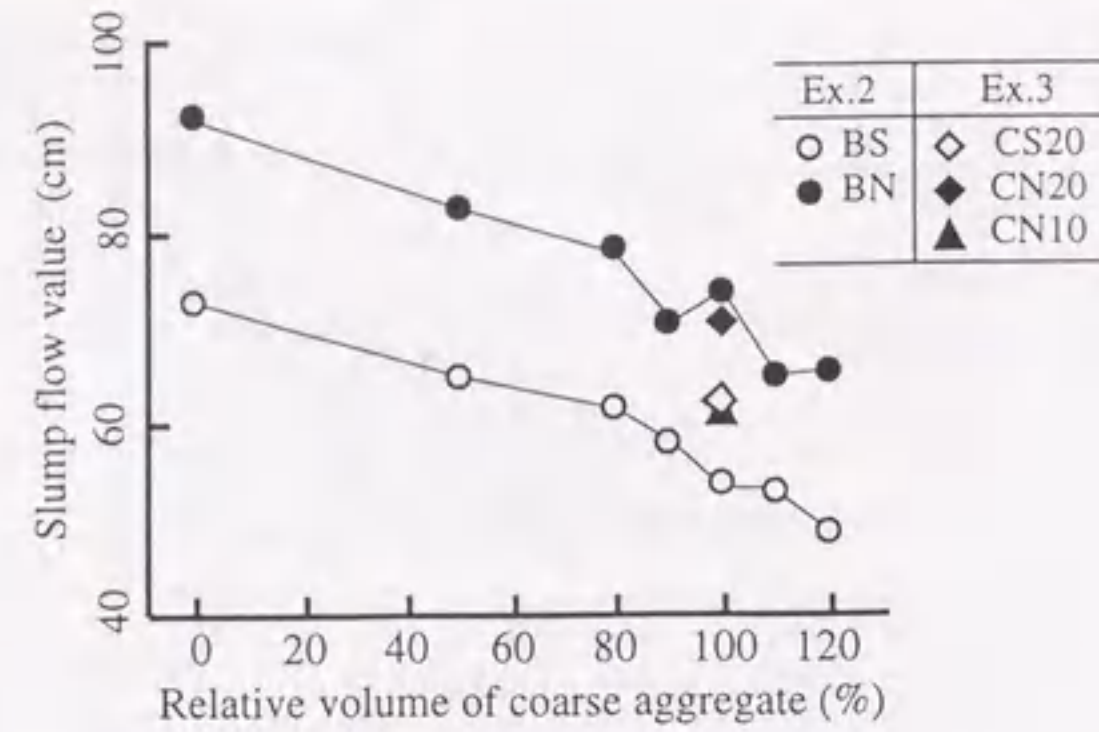


図-4.7 スランブフロー値と相対粗骨材量の関係 (実験-IIおよび実験-III)

表-4.4 実験-IVに用いた試料の調合要因

No.	Series	W/B (%)	SCA	Ad	G (l/m ³)	W (kg/m ³)
1	35CN300H,M,S	35	-	-	300	170
2	35CA300H,M,S		A	-		
3	35NB300H,M,S		B	-		
4	35FN300H,M,S		-	Silica fume (10%)		
5	35GN300H,M,S		-	-	360	
6	35GN360H,M,S		-	-	300	
7	35GA300H,M,S		A	Slag (50%)	360	
8	35GA360H,M,S		B		300	
9	35GB300H,M,S		-		360	
10	35GB360H,M,S		-		360	
11	50CA300H,M,S	50	A	-	300	180
12	50CA360H,M,S			-	360	
13	50GA300H,M,S			Slag (50%)	300	
14	50GA360H,M,S			Slag (50%)	360	

[Notes] W/B: Water binder ratio(%), SCA: Type of segregation control agent, Ad: Kind of additives, G: Volume fraction of gravel, W: Unit weight of water

35CN300H — Slump flow value {H:55cm, M:65cm, S:75cm}
 — Volume fraction of gravel (l/m³)
 — Kind of segregation control agent {N:None, A:Cellulose ether type, B:Bio type}
 — Kind of binder {C:Cement only, G:Adding slag(50%), F:Adding silica fume(10%)}
 — Water binder ratio (%)

品質管理を行い、対象となる構造物にそのコンクリートを打設してよいかどうかを判断することにある。そのためには、本試験方法が様々な性状をもつ高流動コンクリートを包括的に評価できることが必要である。

実験-IVでは、より広範な調合の高流動コンクリートに対してリング貫入試験を行い、その適用性を調べた。実験に用いた試料を表-4.4に示す。水結合材比は35および50%の2水準とし、粉体としては、普通ポルトランドセメントのみを使用したもの、結合材のうち50%を高炉スラグ微粉末で代替したもの、結合材の10%をシリカフェームで置換したものの3種類を用意した。また、分離低減剤は無添加、Aタイプ(セルロースエーテル系)およびBタイプ(多糖類系)の3水準、単位粗骨材量は300および360l/m³の2水準に変化させ、これらの要因を組み合わせた計14調合の高流動コンクリートについて、本試験を実施した。また、それぞれの調合について、高性能AE減水剤の添加量を調整し、スランブフロー値を55, 65および75cmの3水準に変化させた。

試験装置には、標準タイプ(リングの直径:90mm, 装置重量:1kg)のものを使用し、現場における測定条件を考慮して、リングが空気量測定容器に充填された試料の上面から10cmの深さまで沈下する時間をストップウォッチを用いて測定して、沈下速度を求めた。

また、本試験の他に充填性試験(図-4.5参照)を行うとともに、ウェットスクリーニングして抽出したマトリックスモルタルを試料とし、図-4.8に示すような試験装置を用いて直接引張付着試験[49,50]を行い、相対付着タフネスを測定した。付着試験では、一般に、図-4.9に示すような付着応力-変位曲線が得られる。相対付着タフネスとは、この曲線の積分値を最大付着応力とそのときの変位で除して無次元化した値である。

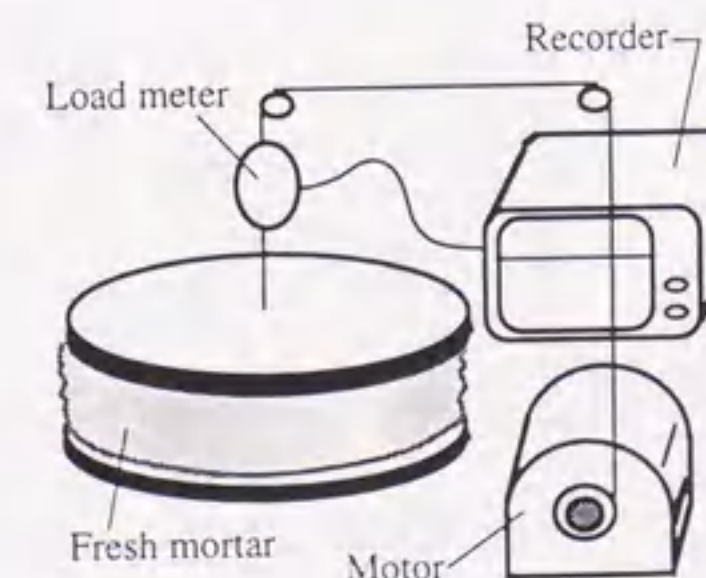


図-4.8 直接引張付着試験装置の概要

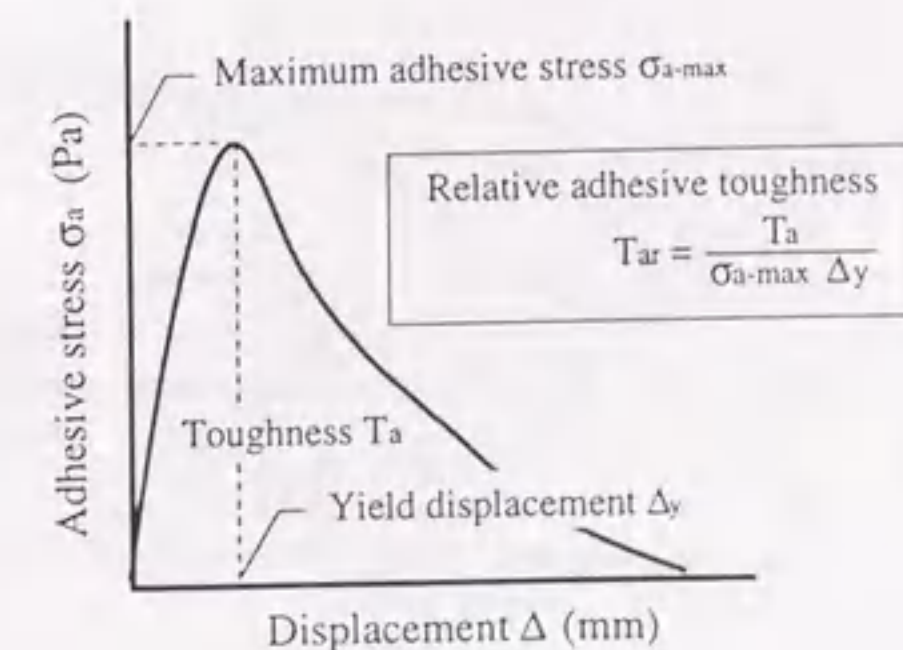


図-4.9 付着応力-変位曲線

4.4 実験結果とその考察

4.4.1 間隙通過性の評価方法

(1) リング沈下曲線

図-4.10に、リング貫入試験によって得られた沈下曲線の一例を示す。測定開始とともに沈下し始めたリングは、次第にその沈下速度を緩め、いずれも容器底面の手前で停止する。また、リングの貫入を繰り返すと、図に示すように、沈下曲線の勾配は徐々に急になり、沈下速度は大きくなる。

(2) 貫入の繰返しの影響

図-4.11は、リングが表面から5cm沈下するまでの時間 (R_{15} : 以下、単に沈下時間と呼ぶ) と貫入の繰返し回数の関係を示したものである。リングの貫入を繰り返すと、沈下時間は次第に小さくなり、4回目にはほぼ一定の値に収束する。図-4.12に示すように、最初の貫入時には、リングの通過経路上に存在する粗骨材を押し退ける必要があるが、2回目以降は、通過経路上の粗骨材が徐々に少なくなり、最終的には、ほぼモルタルのみの抵抗によってリングの沈下速度が決定されることができると考えられる。また、この場合の粗骨材の移動は、試料全体としてのせん断変形によるものではなく、粗骨材近傍のモルタルの局所的な大変形と、粗骨材境界面におけるすべりによって生じるものと考えられる。したがって、以上の性状は、試料中の粗骨材の移動抵抗に大きく依存すると考えられる。

図-4.13に、4回目の沈下速度 R_{v4} に対する1回目の沈下速度 R_{v1} の比 (R_{v1}/R_{v4} : 以下、沈下速度比と呼ぶ) と高性能AE減水剤の相対添加量の関係を示す。高性能AE減水剤の添加量が増加し、分離の度合いが大きくなるにしたがって、沈下速度比は大きくなる。

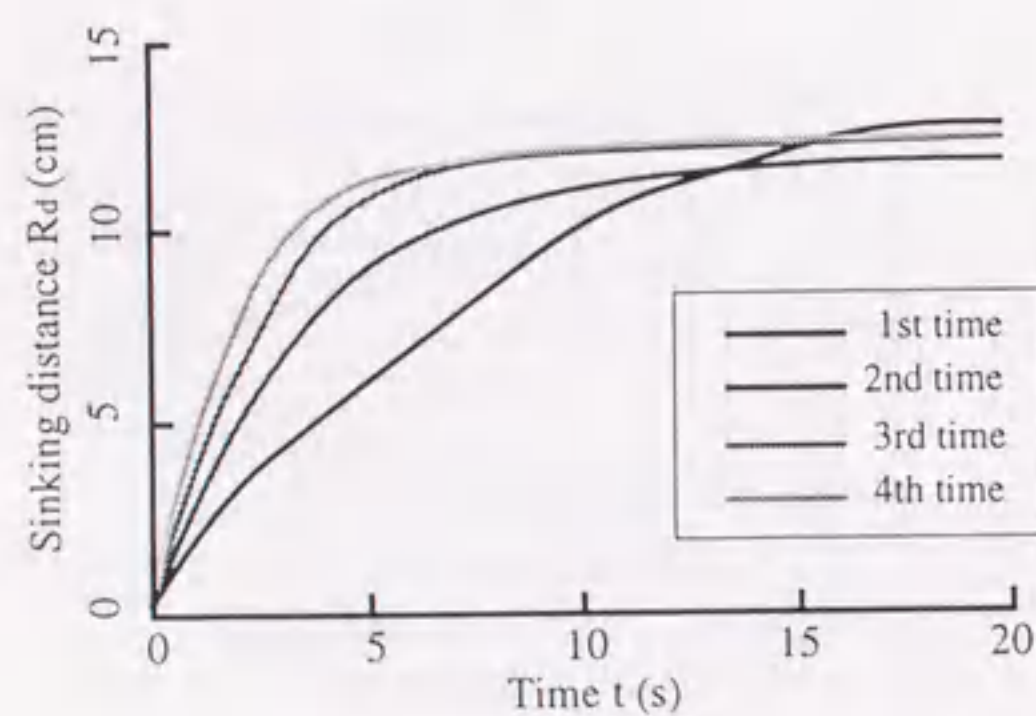


図-4.10 リング沈下曲線

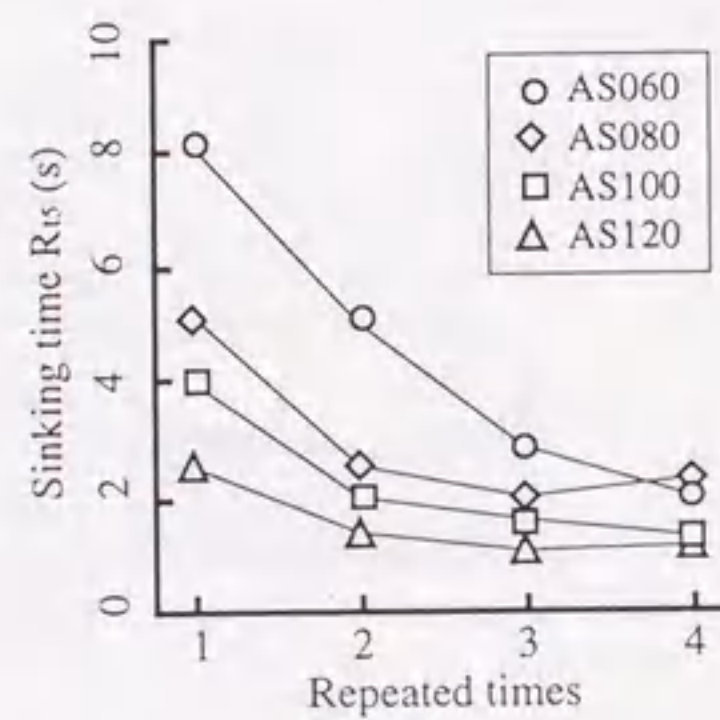


図-4.11 貫入の繰返しによる沈下時間の変化

(3) 間隙通過性の評価

フレッシュコンクリートが間隙を通過する際に生じる閉塞には、コンクリート全体の流動が停止する場合と、モルタルが先行して粗骨材のみが取り残され、コンクリートとしての均質性を失った結果、閉塞する場合が考えられる。前者は、コンクリート全体の降伏値が大きい場合に、また、後者は、モルタルの付着力が小さく、粗骨材を連行できない場合に生じる[9]。

本試験の1回目の沈下速度 (R_{v1} : 以下、初回沈下速度と呼ぶ) は、コンクリート全体としての間隙の通過効率を示し、貫入の繰返しによって一定値に収束した後の沈下速度 (R_{v4} : 以下、収束沈下速度と呼ぶ) は、モルタルの抵抗を示すと考えると、両者の差は、粗骨材を移動させるために必要な仕事量となる。したがって、沈下速度

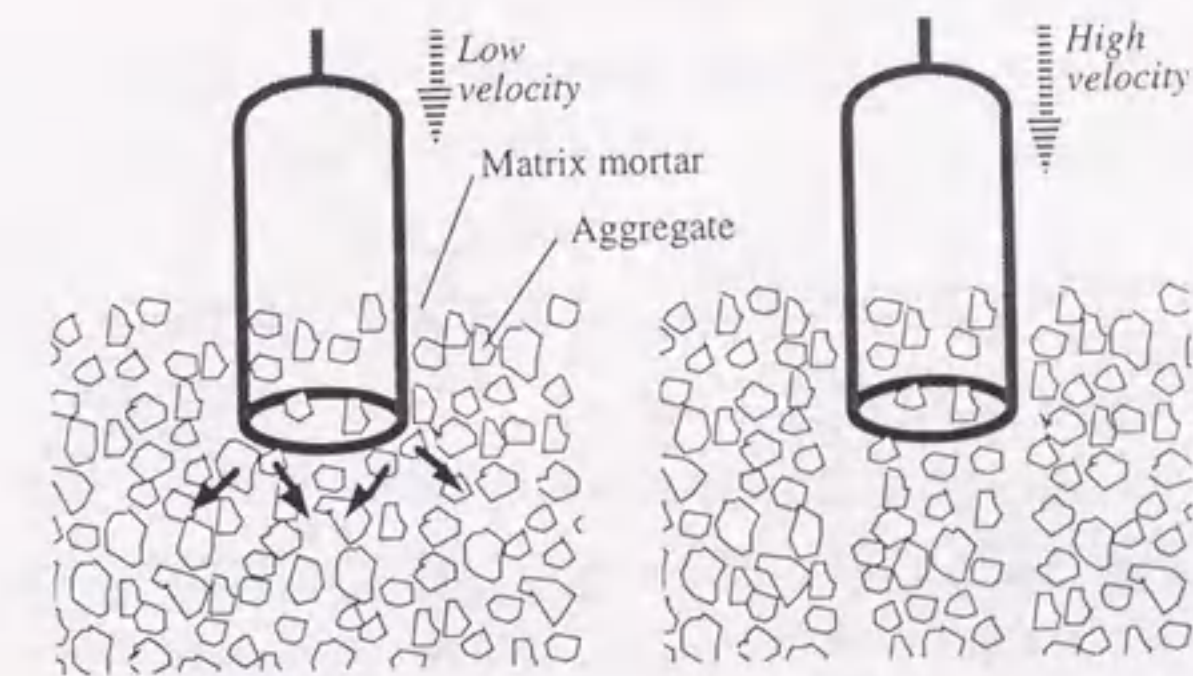


図-4.12 リング貫入時の粗骨材分布状況

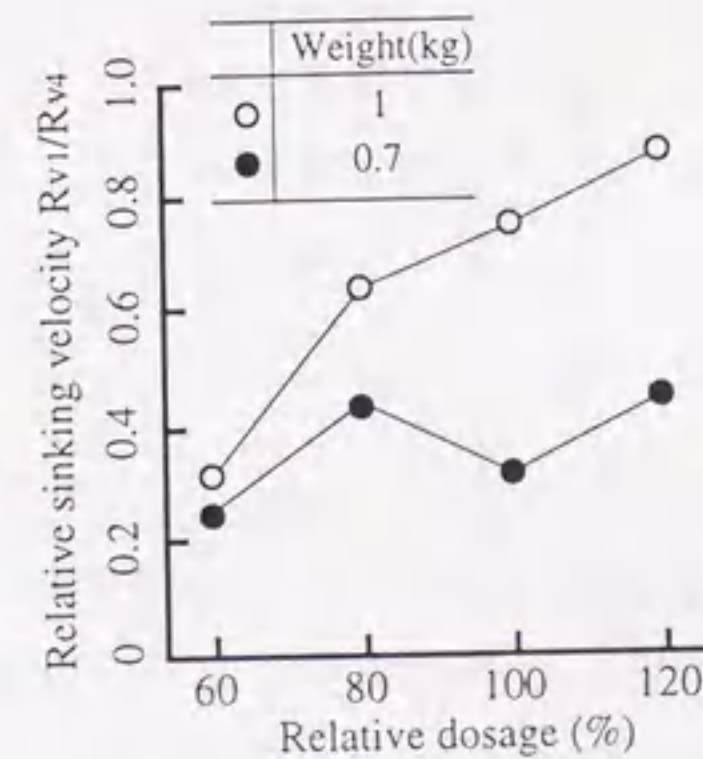


図-4.13 沈下速度比と高性能AE減水剤の相対添加量の関係

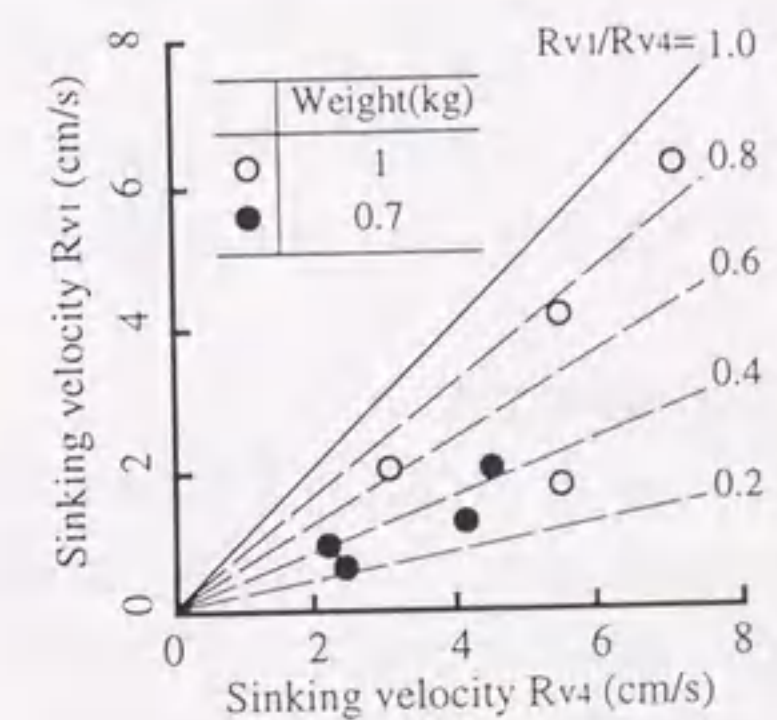


図-4.14 初回沈下速度と収束沈下速度の関係

比 R_{vi}/R_{va} が大きく1に近い試料ほど、この仕事量が小さく、粗骨材連行能力が小さいことを意味するので、間隙通過時に粗骨材とマトリックスモルタルが分離しやすく、モルタルが先送りになる可能性が大きいと判断できる。

図-4.14は、初回沈下速度 R_{vi} と収束沈下速度 R_{va} の関係を示したものである。図中の斜線は沈下速度比 R_{vi}/R_{va} を示す。一般に、初回沈下速度の大きい試料ほど、収束沈下速度も大きくなる傾向が認められる。

4.4.2 粗骨材量の影響

(1) 初回沈下速度および沈下速度比

図-4.15は、初回沈下速度 R_{vi} （以下の実験では、10cm沈下速度を測定した）と相対粗骨材量との関係を、また、図-4.16は、沈下速度比 R_{vi}/R_{va} と相対粗骨材量との関係を示したものである。初回沈下速度 R_{vi} と沈下速度比 R_{vi}/R_{va} は、ともに粗骨材量が多くなるにつれて直線的に減少する。これは、間隙の通過効率は悪化するが、粗骨材連行能力は大きくなると評価できる。また、粗骨材量が限界値より大きくなると、リングの沈下量が10cmよりも小さくなり、標準タイプの試験装置（リングの直径：90mm）の条件下では、フレッシュコンクリートが鉄筋間を通過できず、みかけの降伏値の増加によって閉塞する（式(4.1)および式(4.6)参照）。また、試料の違いに注目すると、分離低減剤を添加していない試料（BN）の各評価値は、添加した試料（BS）に比べて大きく、間隙通過能力は大きい、そのときの粗骨材連行能力は小さいと評価できる。

(2) 充填性試験との比較

図-4.17は、沈下速度比 R_{vi}/R_{va} と充填性試験（図-4.5参照）によって得られた充填性評価値を比較したものである。充填性評価値とは、粗骨材とマトリックスモルタルのフロー値の比であり、鉄筋間を通過する際に分離した試料ほど、この値が大きくなる。同図から明らかなように、両者の間には明確な相関関係が認められ、沈下速度比が大きく、粗骨材連行能力の小さい試料ほど、充填性評価値が小さく、間隙通過時の分離の度合いが大きくなることを示している。

(3) 粗骨材量の影響

図-4.18に、初回沈下速度 R_{vi} と収束沈下速度 R_{va} の関係を示す。図中の曲線は、初回沈下速度 R_{vi} および沈下速度比 R_{vi}/R_{va} が、粗骨材量の増加によって線形的に減少すると仮定（図-4.15および図-4.16参照）して算出した回帰曲線であり、収束沈下速度 R_{va} の増加によって、曲線の勾配が急になる傾向が測定結果とほぼ一致している。これは、試料の粗骨材量が小さい範囲では、収束沈下速度 R_{va} がモルタルのみの抵抗によって決定されるのに対し、粗骨材量が大きくなると、粗骨材間距離が小さくなり、

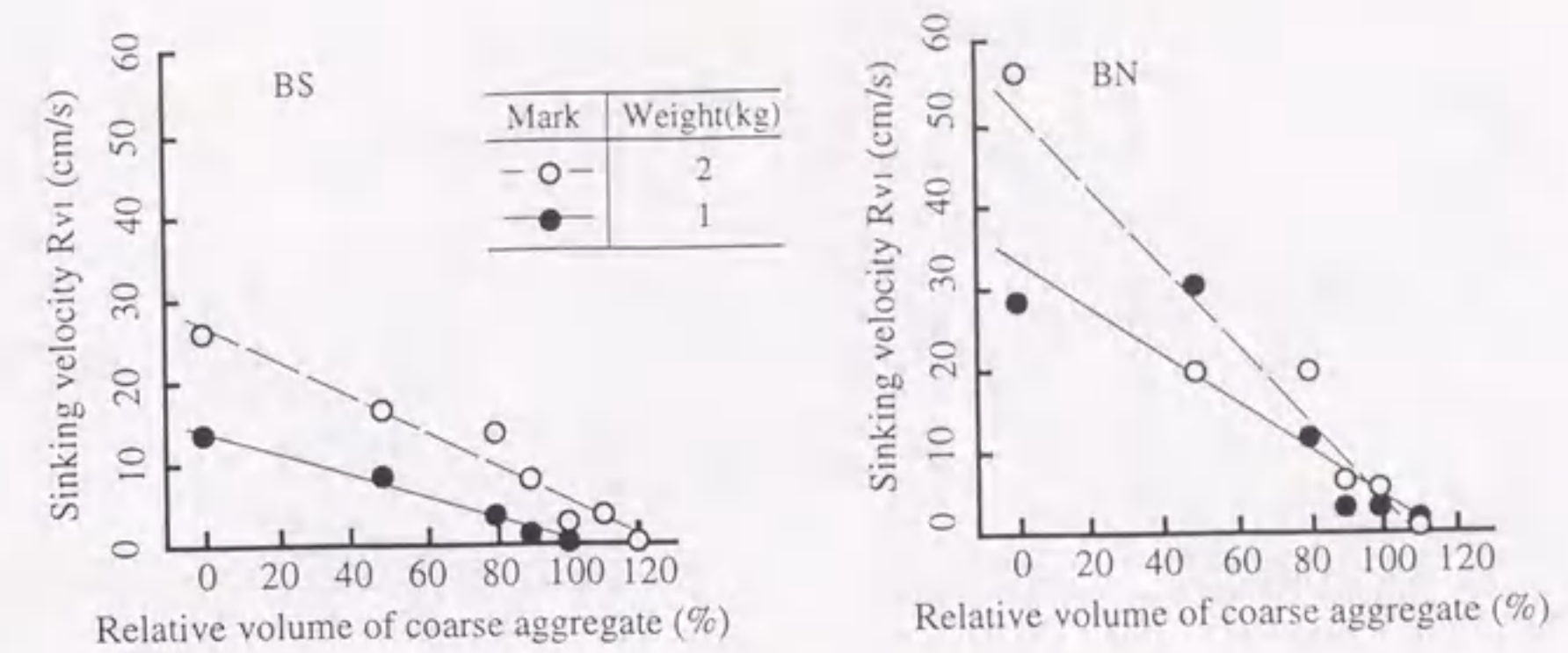


図-4.15 初回沈下速度と相対粗骨材量の関係

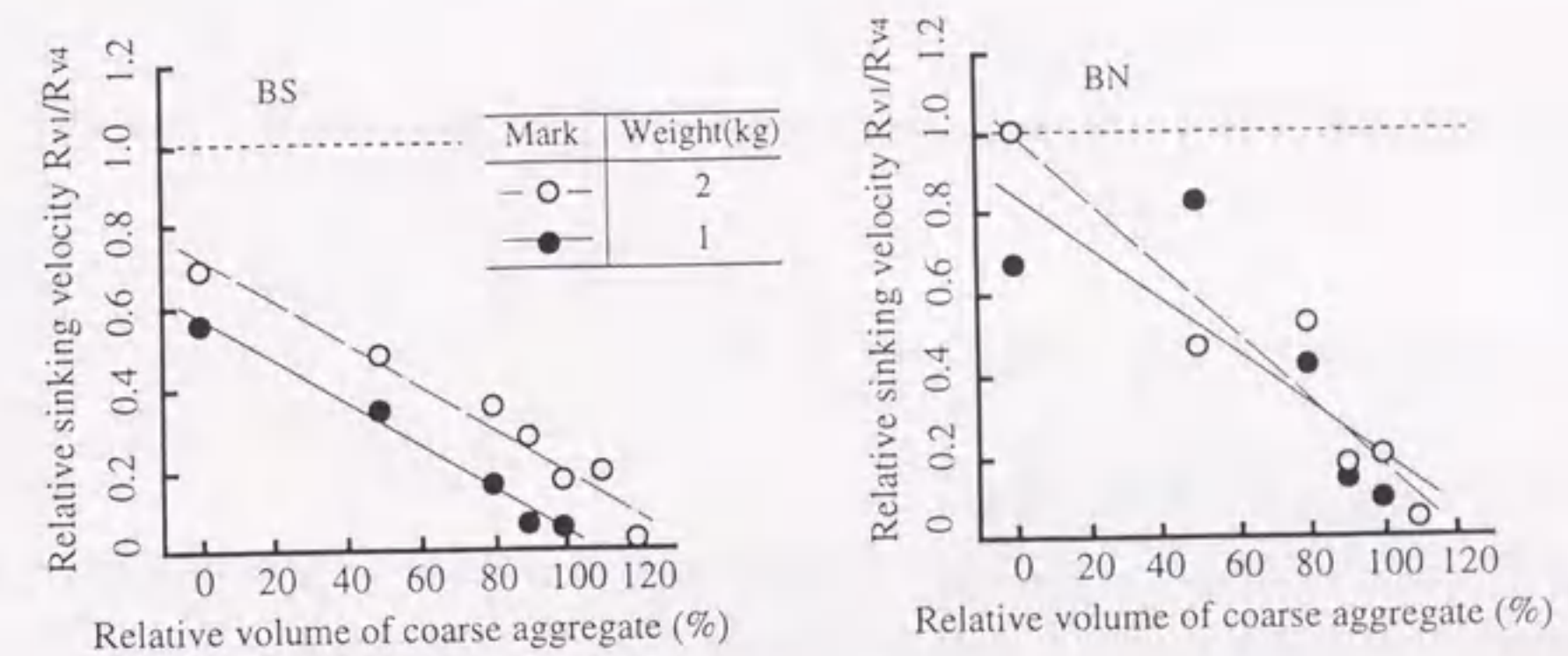


図-4.16 沈下速度比と相対粗骨材量の関係

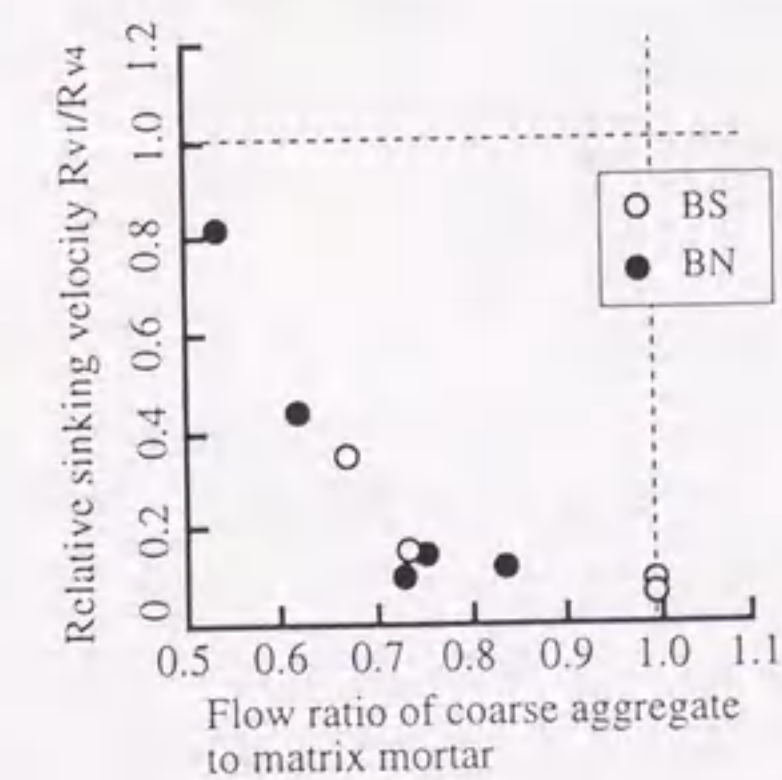


図-4.17 沈下速度比と充填性評価値の関係

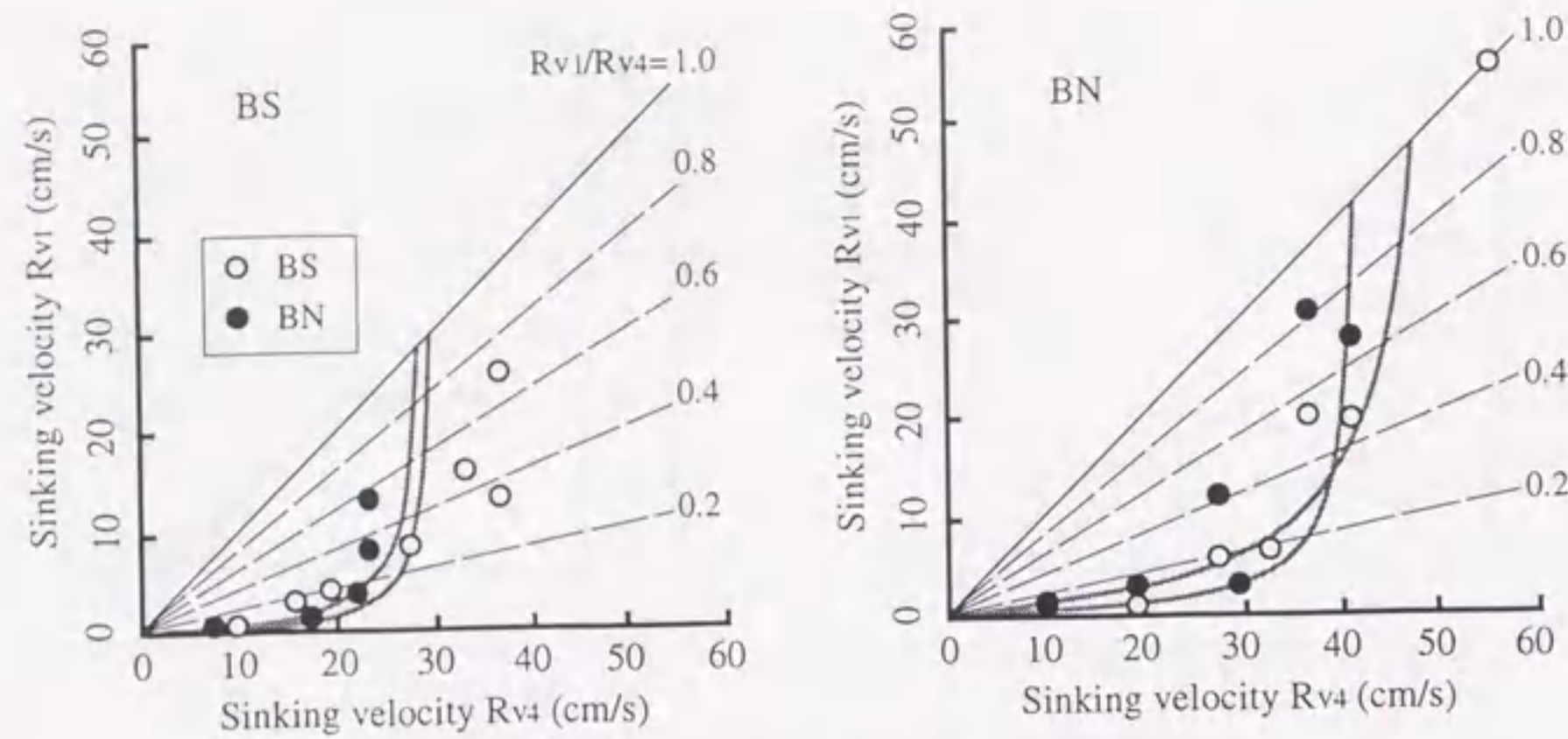


図-4.18 初回沈下速度と収束沈下速度の関係

リング通過後に経路上に粗骨材が押し戻されるため、 R_{v4} にも粗骨材の抵抗の影響が残るためであると考えられる。

4.4.3 間隙の広さおよび作用圧力の影響

(1) リング直径および荷重の影響

図-4.19に、初回沈下速度 R_{v1} とリング直径の関係を示す。荷重が同じ場合、初回沈下速度は、リング直径が大きくなるにつれて減少する傾向にある。また、同一サイズのリングを比較すると、積載荷重の増加によって、初回沈下速度は大きくなる。

図-4.20に、沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} とリング直径の関係を示す。リングの直径が沈下速度比に及ぼす影響は比較的小さいが、積載荷重が増加すると、沈下速度比は大きくなる傾向が認められる。

(2) 同一圧力下の比較

実施工条件を対象とする場合には、一定圧力下における間隙通過性と間隙広さの関係について検討しておく必要がある。図-4.21は、リング内断面に 0.02kgf/cm^2 の一定の圧力（載荷荷重/リング内断面積）が加わっている場合の、初回沈下速度 R_{v1} とリング直径の関係を示したものである。ただし、この R_{v1} の値は、同直径リングの沈下速度 R_{v4} が圧力と比例関係にあると仮定して算出したものである。また、同様の方法により求めた同一圧力（ 0.02kgf/cm^2 ）下の沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} を図-4.22に示す。試料によって違いがあり、明確ではないが、リング直径が増加すると、初回沈下速度は大きくなり、間隙通過効率が增大するのに対して、沈下速度比の変化は小さく、リング直

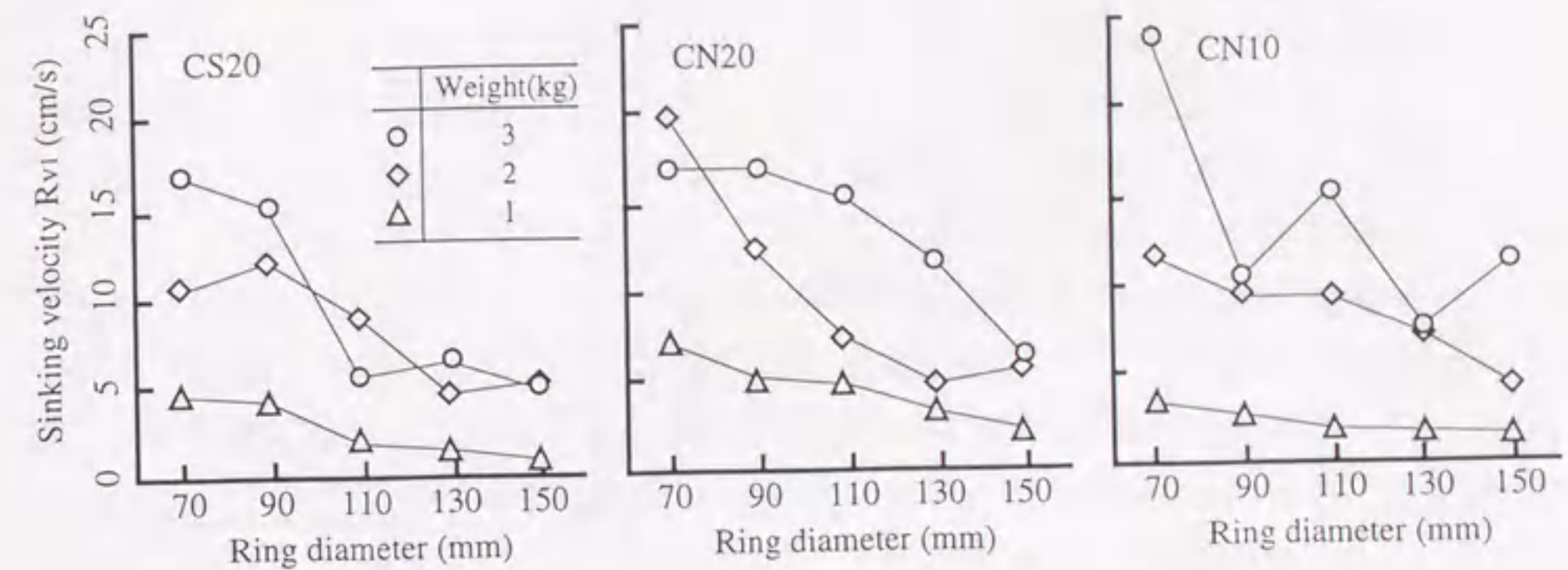


図-4.19 初回沈下速度とリング直径の関係

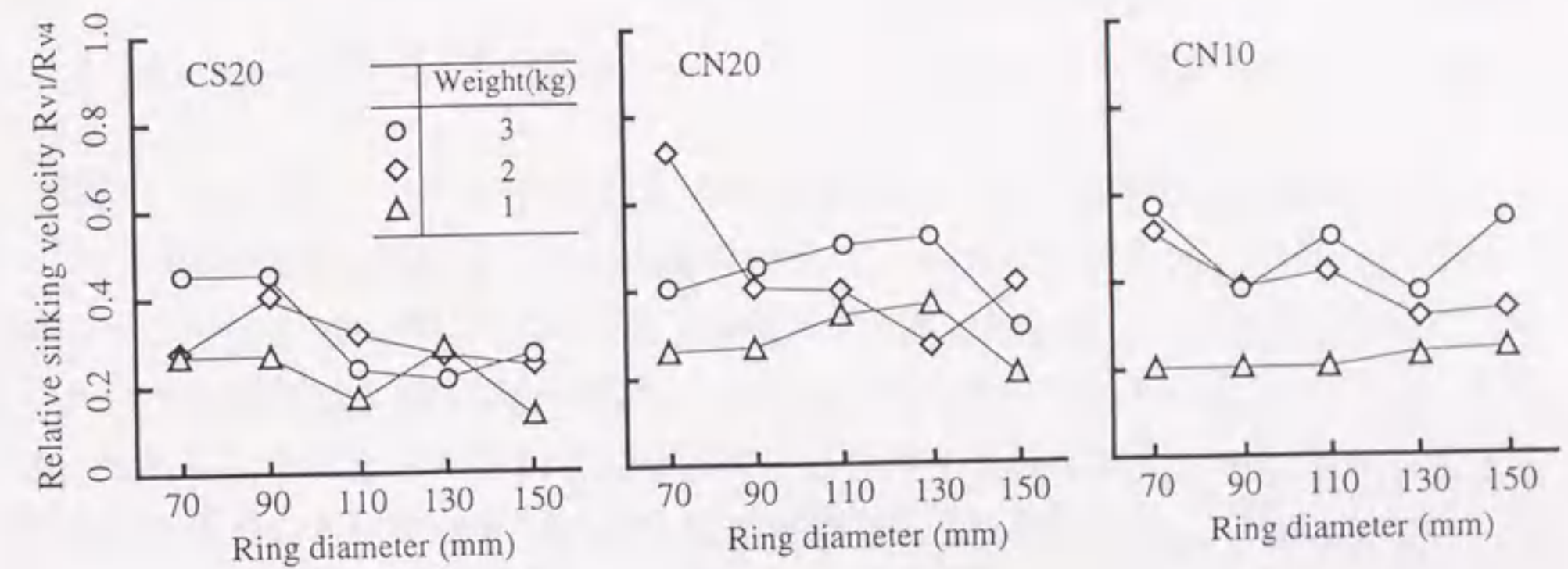


図-4.20 沈下速度比とリング直径の関係

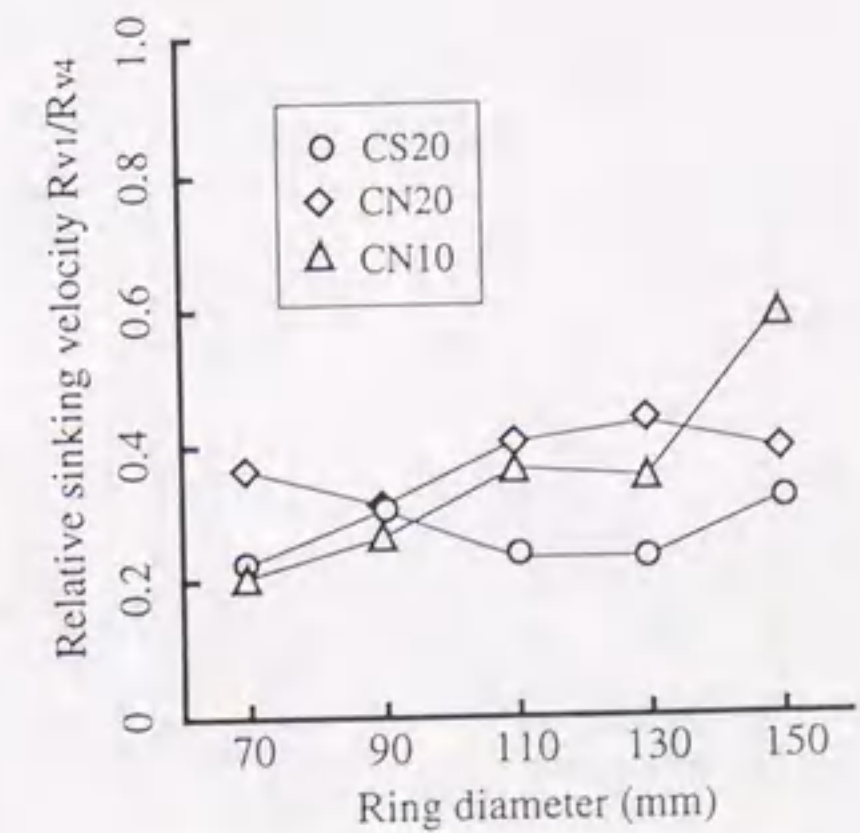
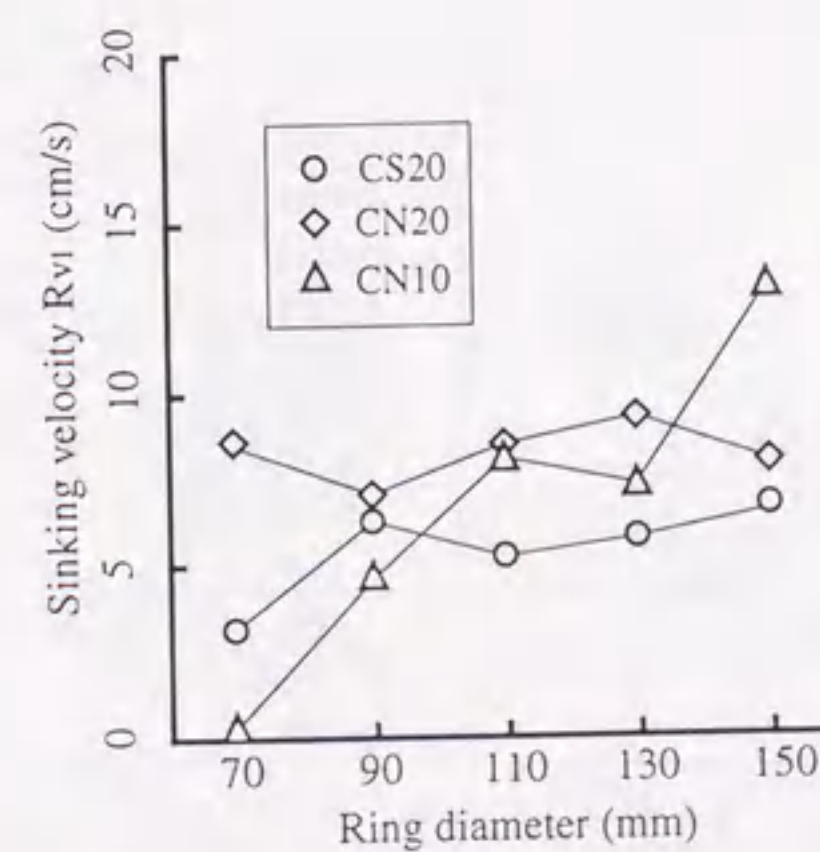


図-4.21 同一圧力下の初回沈下速度の比較 図-4.22 同一圧力下の沈下速度比の比較

径は、粗骨材連行能力には大きな影響を及ぼさないことがわかる。

図-4.23に、同一圧力下における初回沈下速度 R_{v1} と収束沈下速度 R_{v4} の関係を示す。粗骨材最大寸法が20mmの試料(CN20およびCS20)の測定値は、ほぼ同一領域に分布し、リングの直径に影響されないのに対して、粗骨材最大寸法が10mmの試料(CN10)では、リング直径によって、 R_{v1} および R_{v4} の測定値が大きく変化するため、沈下速度比の変化も大きい。これは、粗骨材のサイズに比較して、リング直径の変化量が相対的に大きくなるためである。

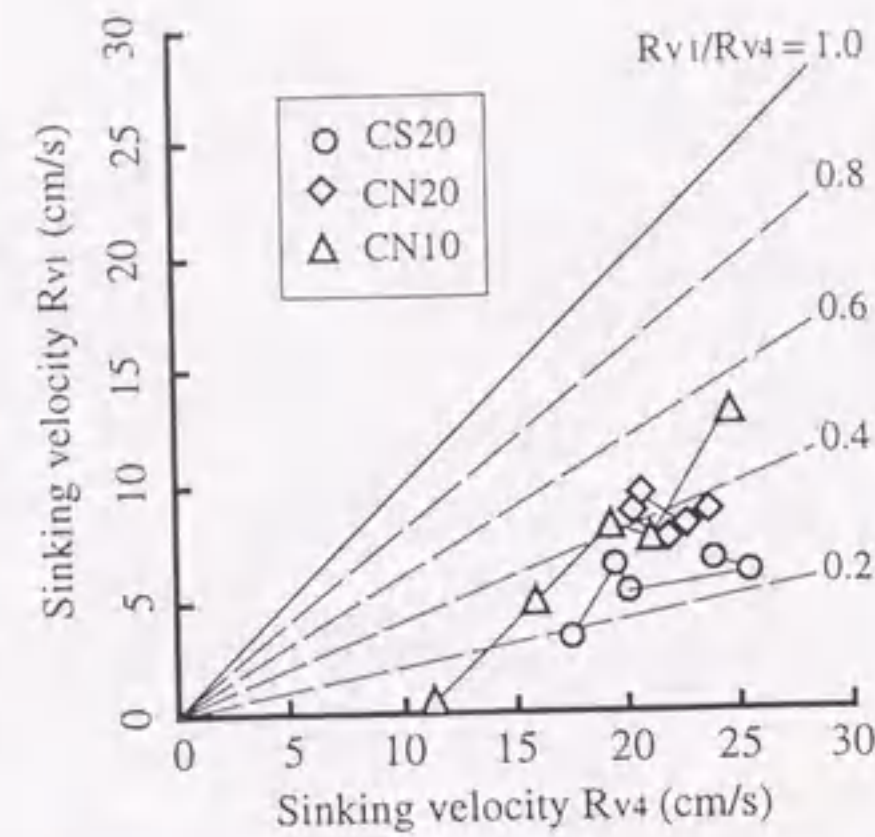


図-4.23 同一圧力下の初回沈下速度と収束沈下速度の関係

(3) レオロジー特性の検討

式(4.6)および式(4.7)に、リング直径、載荷荷重および沈下速度(R_{v1} および R_{v4})を代入し、せん断応力 τ およびひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を求めた。これらの関係をコンシステンシー座標上にプロットしたものを図-4.24に示す。本試験方法の適用限界に近い、大きな沈下速度の範囲では、ひずみ速度がやや大きく測定されているものの、1回目および4回目の貫入結果は、リング直径および載荷荷重の変化に対して、ほぼ直線上に分布しており、4.2.2節(2)項で述べた理論上の仮定および近似の妥当性が確認された。しかし、式(4.4)および式(4.5)は、試料が均質流体であると仮定して求めたものであり、また、

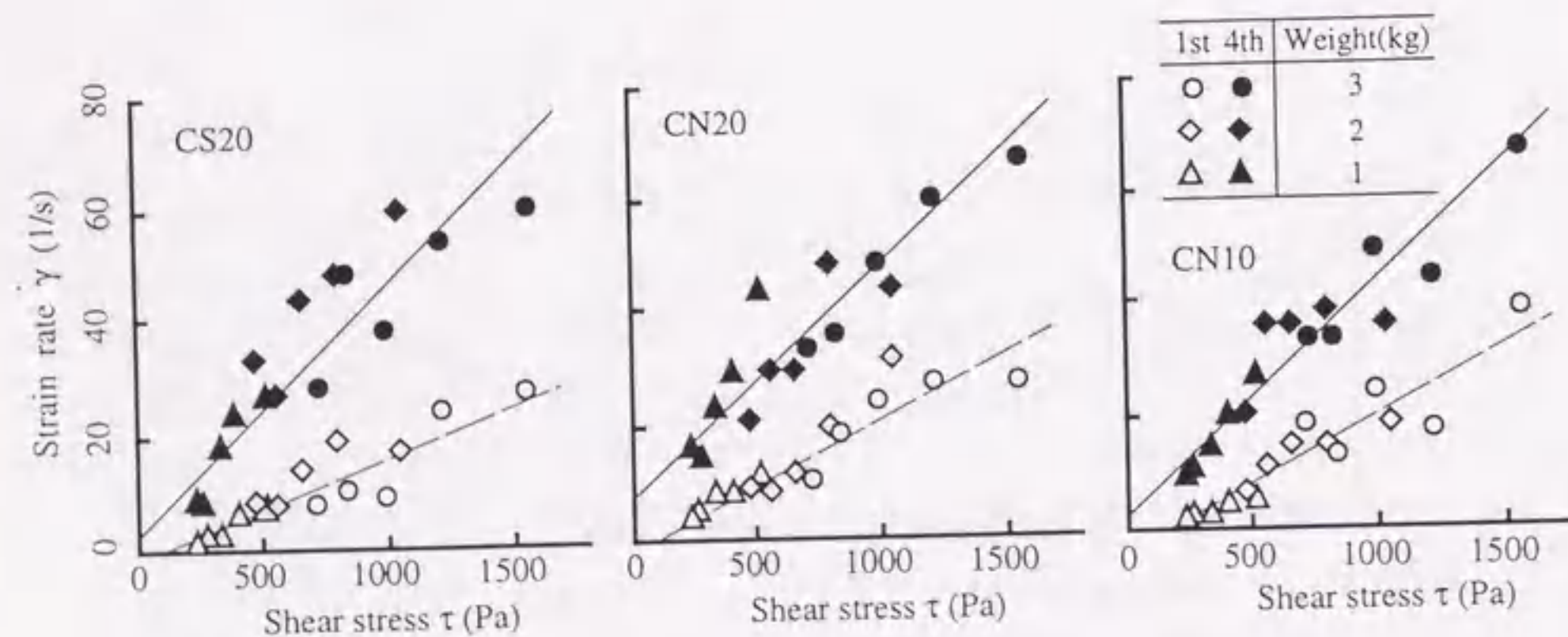


図-4.24 ひずみ速度とせん断応力の関係

リング内断面を通過するときの粗骨材どうしの接近による抵抗が考慮されていない。したがって以上のことから、本実験で行った沈下可能な範囲のリング直径であれば、粗骨材の接近による間隙通過性の低下はほとんどないものと判断できる。

また、図-4.24によれば、4回目の貫入時の結果は、1回目と比較して、直線がかなり上にあり、塑性粘度が顕著に減少している。これは、式(4.1)および式(4.4)に示した一定のせん断応力の作用に対して、ひずみ速度が増加することを意味しており、この現象は、模式的に図-4.25に示すように、粗骨材量とマトリックス量の比率の変化と考えることができる。つまり、リングの通過経路上の粗骨材量が減少することにより、同一のせん断応力でも、せん断変形する領域(マトリックス部)が相対的に増加するため、マトリックスのレオロジー性質が同一でも、ひずみ速度が増加して、リングの沈下速度が増加する。なお、粗骨材量の減少によって、初回沈下速度が増加する現象(図-4.15参照)に関しても、同様の理由によって説明することができる。

4.4.4 間隙通過性と沈下速度の関係

図-4.26は、初回沈下速度 R_{v1} と収束沈下速度 R_{v4} の関係を模式的に示したものである。図の網掛け部分は、間隙の通過効率が高く、粗骨材連行能力も大きい理想的な領域であるが、通常のフレッシュコンクリートでは、一般に、モルタルの粘性を増加させて分離を抑制する方法が用いられるため、座標上の矢印に沿って左下方向に移動する。また、粗骨材量が増加すると、粗骨材連行能力は高くなるが、間隙通過効率は低下し、座標上の矢印に沿って多少異なる経路で左下に移動する。間隙の広さが間隙通過性に及ぼす影響は、図中の右上を向いた矢印で表現されるが、今回の実験の範囲で

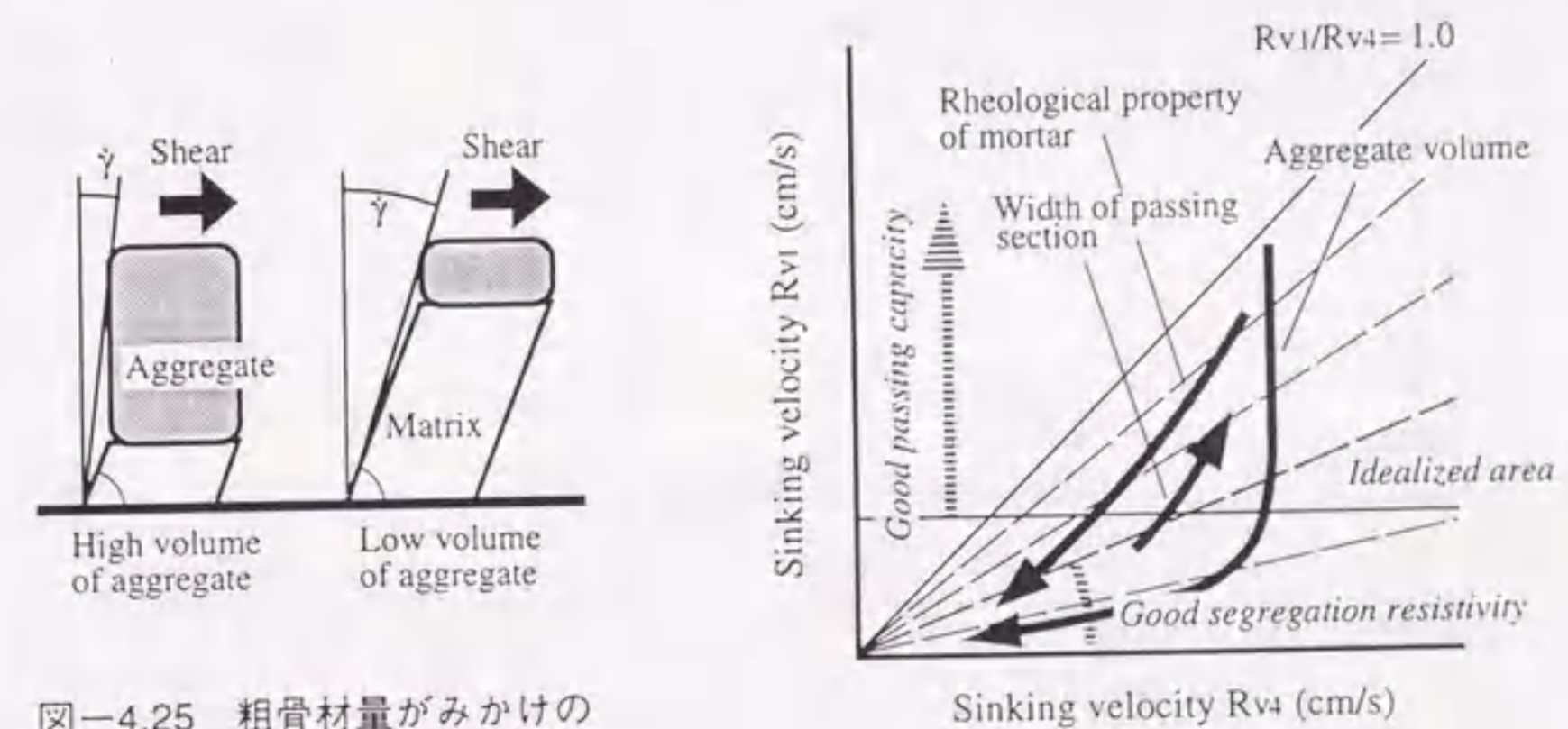


図-4.25 粗骨材量がみかけの粘性に与える影響

図-4.26 リング貫入試験の評価座標

は比較的小さい。

実際の施工では、これらの材料性質および外的要因の組合わせにより、間隙通過特性が決定されるものと思われる。

4.4.5 広範な調合の高流動コンクリートへの適用性

図-4.27に、沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} とスランプフロー値の関係を示す。スランプフロー値が小さい範囲では、沈下速度比が狭い範囲に分布しているが、スランプフロー値が大きくなるにしたがって値がばらつき、沈下速度比の大きい試料が多くなる。これは、軟度の大きいコンクリートでは、粗骨材連行性が小さく、間隙通過時に分離しやすい調合が多くなることを示している。

図-4.28は、沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} と充填性試験によって得られた充填性評価値を比較したものである。広域な調合の範囲においても、2つの評価値の間には相関があり、リング貫入試験は間隙通過時の分離現象を比較的好く予測している。また、高流動コンクリートでは、充填性評価値が0.8以上であれば、分離が生じていないとの結果が報告されており[92,93]、この値に対応する沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} は、図-4.28に示すように0.4程度となる。

コンクリートの粗骨材連行能力には、マトリックスモルタルの変形抵抗性のほかに、付着抵抗性が関連すると考えられる[49]。図-4.29に、沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} とウェットスクリーニングモルタルの付着試験によって得られた相対付着タフネス T_{ar} の関係を示す。相対付着タフネスは、付着韌性に関連するパラメータであり、その値が大きいほ

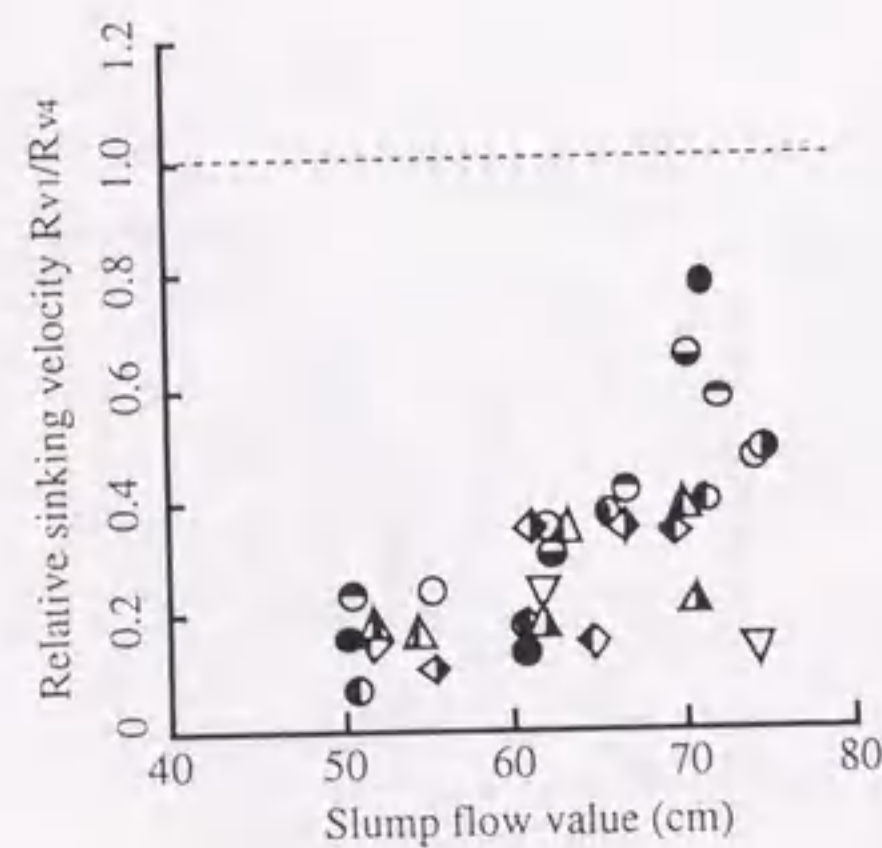


図-4.27 沈下速度比とスランプフロー値の関係

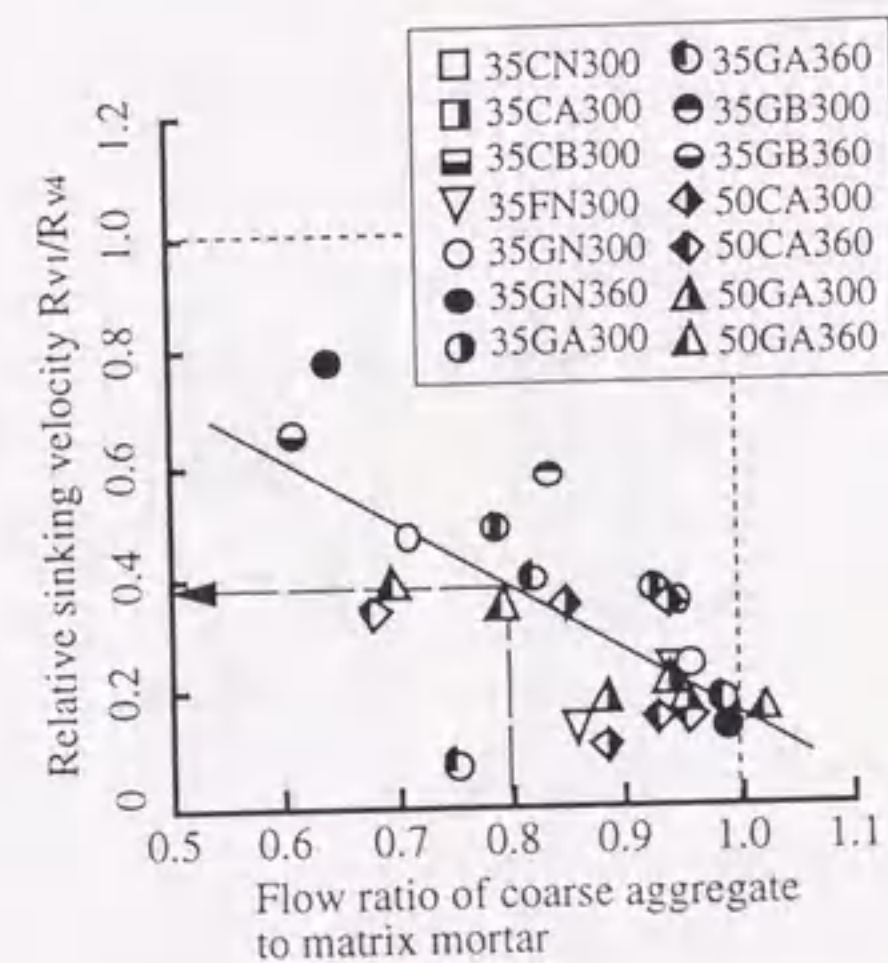


図-4.28 沈下速度比と充填性評価値の関係

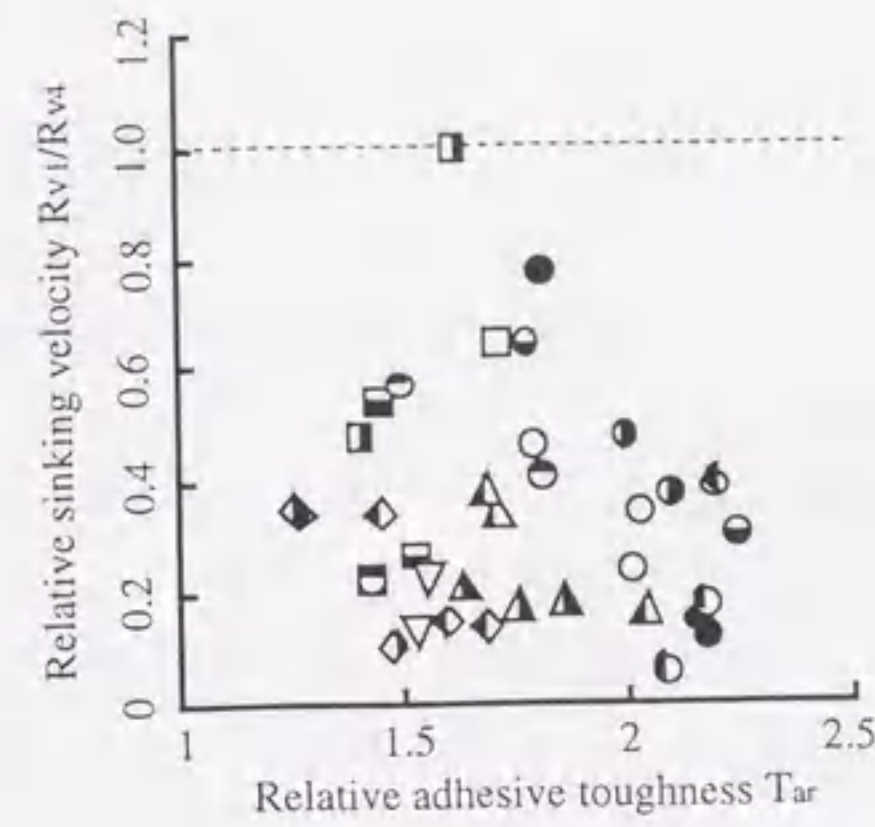


図-4.29 沈下速度比と相対付着タフネスの関係

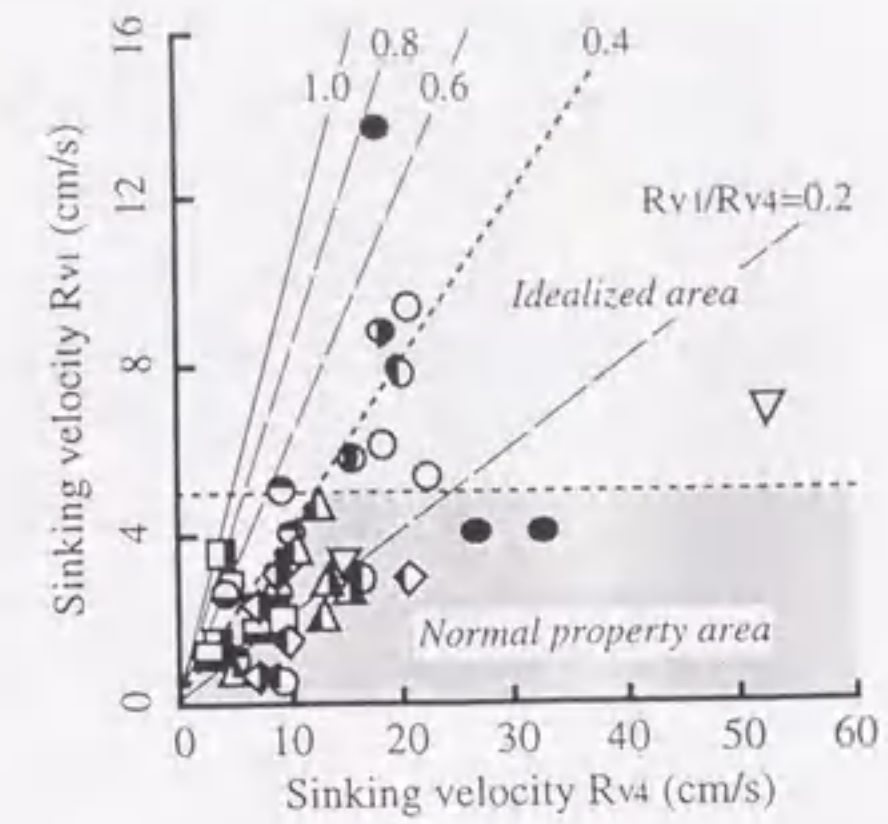


図-4.30 初回沈下速度と収束沈下速度の関係

ど、粗骨材とマトリックスモルタルが界面で剥離しにくくなり、粗骨材連行能力が高くなると考えられる。同図によれば、相対付着タフネスが小さい範囲でばらついていた沈下速度比は、付着タフネスが大きくなるにつれて、小さな値に収束する。この結果は、大きな相対付着タフネスは粗骨材連行能力を補償するものであるが、付着特性のみで粗骨材連行能力を評価できないことを示している。

図-4.30に、初回沈下速度 R_{v1} と収束沈下速度 R_{v4} の関係を示す。沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} が0.4以下であれば、モルタル先送りが生じる可能性が小さく、また、初回沈下速度 R_{v1} が5cm/s以上であれば、良好な施工性が得られるものと考えられる。一般の高流動コンクリートでは、間隙通過効率を犠牲にして、分離抵抗性を増加させているため、図中下部の濃い網掛け部分の領域に分布する。しかし、結合材種別や粗骨材量を適切に選択すれば、図中の薄い網掛け部分に分布する試料のように、均質性を維持しつつ、間隙通過効率の高いコンクリートを製造することも可能であると考えられる。

4.5 まとめ

本章では、高流動コンクリートの間隙通過性評価試験方法として、リング貫入試験(貫入型鉄筋間通過性試験)を提案し、マトリックスモルタルのレオロジー性質や粗骨材量などの材料性質と、間隙広さや作用圧力などの外的要因が、間隙通過時の分離・閉塞挙動に及ぼす影響を調べた。本章で得られた知見は、以下のとおりである。

- 1) リング貫入試験は、高流動コンクリートの間隙通過性を簡便に数値化することができるため、現場における品質管理試験として適用できる。
- 2) 間隙通過性は、1回目のリングの沈下速度 (R_{v1}) と貫入を4回繰り返した後の沈下速度 (R_{v4}) の比 (沈下速度比: R_{v1}/R_{v4}) によって評価することができ、沈下速度 R_{v1} が大きいほど間隙通過効率がよく (5cm/s以上)、沈下速度比 R_{v1}/R_{v4} が小さい (0.4以下) ほどモルタルの先送りが生じにくいと判断できる。
- 3) 間隙通過時のコンクリートのみかけのレオロジー定数は、本試験装置の条件と沈下速度 (測定値) に、式(4.6)および式(4.7)を適用して求められる。
- 4) マトリックスモルタルのレオロジー性質および粗骨材体積濃度が、間隙通過性に及ぼす影響は大きく、その変化性状は、図-4.26に示すとおりである。
- 5) 間隙通過時の粗骨材連行能力は、マトリックスモルタルの付着特性に依存した特性値であるが、付着特性のみによって評価することはできない。

第5章 フレッシュコンクリートの振動下の流動挙動に関する研究

5.1 概説

5.2 ビンガム流体の振動挙動に関する力学モデルの提案

5.3 実験的検証

5.4 まとめ

第5章 フレッシュコンクリートの振動下の流動挙動に関する研究

5.1 概説

振動締固めは、通常のコンクリート打設において必要不可欠な工程であり、締固めの良否がRC構造物の品質に及ぼす影響は大きい。現状の振動打設では、使用するコンクリートのスランプ値からその充填性と分離抵抗性を経験的に予測し、振動機の挿入間隔と振動時間を調節しながら打設する方法が一般的である。しかし、近年、高流動コンクリートや高強度コンクリートなど、多種多様な流動性状をもつコンクリートが実用化し、振動がフレッシュコンクリートの流動挙動に与える影響も複雑化している。また、コンクリート工事のシステム化と高精度化の要求にともない、型枠内における流動・充填状況の予測を目的とした数値解析技術に関する研究が行われているが[94~96]、振動締固めを定量的に考慮することが、実用的なレベルでは不可欠であり、より合理的な打設システムを確立するためにも、振動締固めに関する理論的な検討が必要である。

フレッシュコンクリートの振動締固め時の挙動に関する研究の多くは、分離による強度低下の問題など、硬化後の諸性質への影響に関心が集中し、フレッシュコンクリートのコンシステンシーに関する研究は比較的少ない。振動の伝播や脱泡による締固め挙動に関する理論的な解析[74,83]、あるいは、振動下のレオロジー試験による実験的な検討[55,57~64]が行われているが、振動によるフレッシュコンクリートのコンシステンシーの変化性状を理論的に説明した研究は、まだ報告されていない。

本章では、振動を受けるフレッシュコンクリートの流動挙動に関する理論的な予測手法の構築を目的として、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た。また、振動テーブル上においてモルタルを試料とした球引上げ試験を行い、本理論に基づく解析結果と比較・検討した。

5.2 ビンガム流体の振動挙動に関する力学モデルの提案

一般に、振動によるフレッシュコンクリートの流動化現象は、マトリックス中の粒子の振動により、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して説明されている[53]。

本研究では、上記のような材料性質の変化ではなく、均質な材料が外力として振動力を受けている状態を考え、振動下のレオロジーモデルを理論的に誘導する。本研究では、フレッシュコンクリートに振動を与えたときに生じる材料分離や脱泡による材料性状の変化については、理論的な単純化のため考慮していない。

降伏値をもたないニュートン流体では、せん断応力とひずみ速度が線形の関係にあり、入力の振動力波形とひずみ速度の応答波形は相似形となる。しかし、ビンガム流体の場合、せん断応力が降伏値以下ではひずみ速度が生じないため、入出力の波形は異なったものとなり、また、振動力が力によるものか強制変位によるものかが問題となる。実際には、振動源境界で加えられた強制変位が圧力波となって伝播するものと考えられるが、ここでは、理論的な単純化のため、まず、入力波として強制力が与えられた場合のビンガム流体の振動挙動について考察し、次に、強制変位の場合を考える。

5.2.1 強制力による振動の場合

(1) 振動下のコンシステンシー曲線

振動による正負繰返しの強制力として、せん断応力が $-\tau_{vib}$ から τ_{vib} の範囲で作用するビンガム流体を考える(図-5.1(a)参照)。この流体に、さらに重力などの外力によって、一定のせん断応力 τ_t が作用すると(図-5.1(b)参照)、両者の力の方向が同一であれば、合成されたせん断応力の変動範囲は、図-5.1(c)に示すようになる。

この変動応力をコンシステンシー座標上で考えるために、図-5.2のように、ビンガムモデル[84]を、応力およびひずみ速度の負領域に拡張する。次式中の上符号は座標の第1象限を、下符号は第3象限を示す(これらを区別して表示する場合には、添字 *posi* と *nega* を用いる)。

$$|\tau| \geq \tau_y \text{ の場合} \quad \dot{\gamma} = \frac{\tau \mp \tau_y}{\eta} \quad \dots\dots\dots (5.1a)$$

$$|\tau| < \tau_y \text{ の場合} \quad \dot{\gamma} = 0 \quad \dots\dots\dots (5.1b)$$

ここに、 τ :せん断応力、 $\dot{\gamma}$:ひずみ速度、 η :塑性粘度

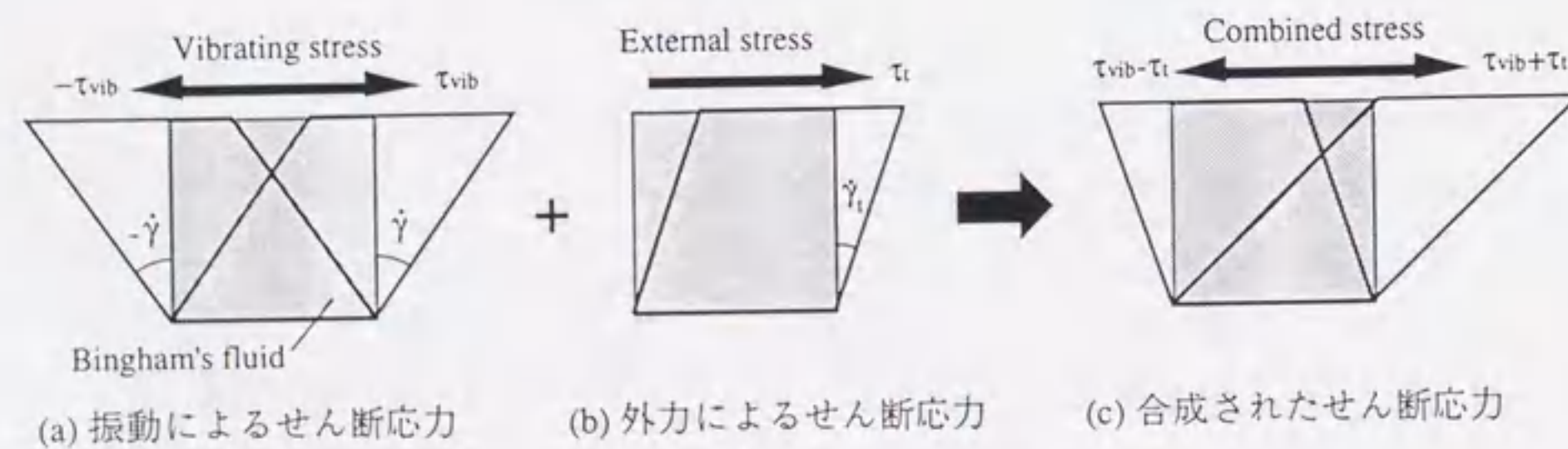


図-5.1 振動強制力によるせん断モデル

振動によるせん断応力の変動波形を余弦波と仮定し、一定応力と合成されたせん断応力 τ を、角振動数 ω 、時刻 t として、以下のように表現する。

$$\tau = \tau_t + \tau_{vib} \cos \omega t \quad \dots\dots\dots (5.2)$$

このせん断応力に対応するひずみ速度の時間変化曲線は、式(5.1)に式(5.2)を代入して、以下の式で表される。

$$|\tau| \geq \tau_y \text{ の場合} \quad \dot{\gamma} = \frac{1}{\eta} (\tau_t \mp \tau_y + \tau_{vib} \cos \omega t) \quad \dots\dots\dots (5.3a)$$

$$|\tau| < \tau_y \text{ の場合} \quad \dot{\gamma} = 0 \quad \dots\dots\dots (5.3b)$$

式(5.3)のひずみ速度の平均値 $\dot{\gamma}_{ave}$ は、波形の1/2周期($0 \leq t \leq \pi/\omega$)を平均して求められる。

$$\dot{\gamma}_{ave} = \frac{\omega}{\pi} \int_0^{\pi/\omega} \dot{\gamma} dt \quad \dots\dots\dots (5.4)$$

(a) $\tau_{vib} > \tau_y$ の場合

図-5.3は、振動によるせん断応力の振幅 τ_{vib} が、降伏値 τ_y よりも大きい場合($\tau_{vib} > \tau_y$)について、せん断応力およびひずみ速度の時間変化曲線を示したものである。図に示すように、平均ひずみ速度 $\dot{\gamma}_{ave}$ は、式(5.2)で表されるせん断応力 τ の変動範囲と正負の降伏値の関係によって異なる。

まず、図-5.3(a)に示すように、せん断応力が全ての時刻において降伏値を上回り、ひずみ速度が常に生じている場合、すなわち、 $|\tau_t| \geq \tau_{vib} + \tau_y$ の範囲にあるときの平均ひずみ速度 $\dot{\gamma}_{ave}$ は、無振動下で τ_t のときに生じるひずみ速度 $\dot{\gamma}_t$ と一致する。

次に、せん断応力曲線が、正負のいずれかの降伏値と交わる場合(図-5.3(b)参照)が、 $\tau_{vib} - \tau_y \leq |\tau_t| < \tau_{vib} + \tau_y$ の範囲にあるときに生じる。

$\tau = \tau_y$ となる時刻 T_{posi} と、 $\tau = -\tau_y$ となる時刻 T_{nega} は、式(5.3a)の左辺を0として、以下のようになる。

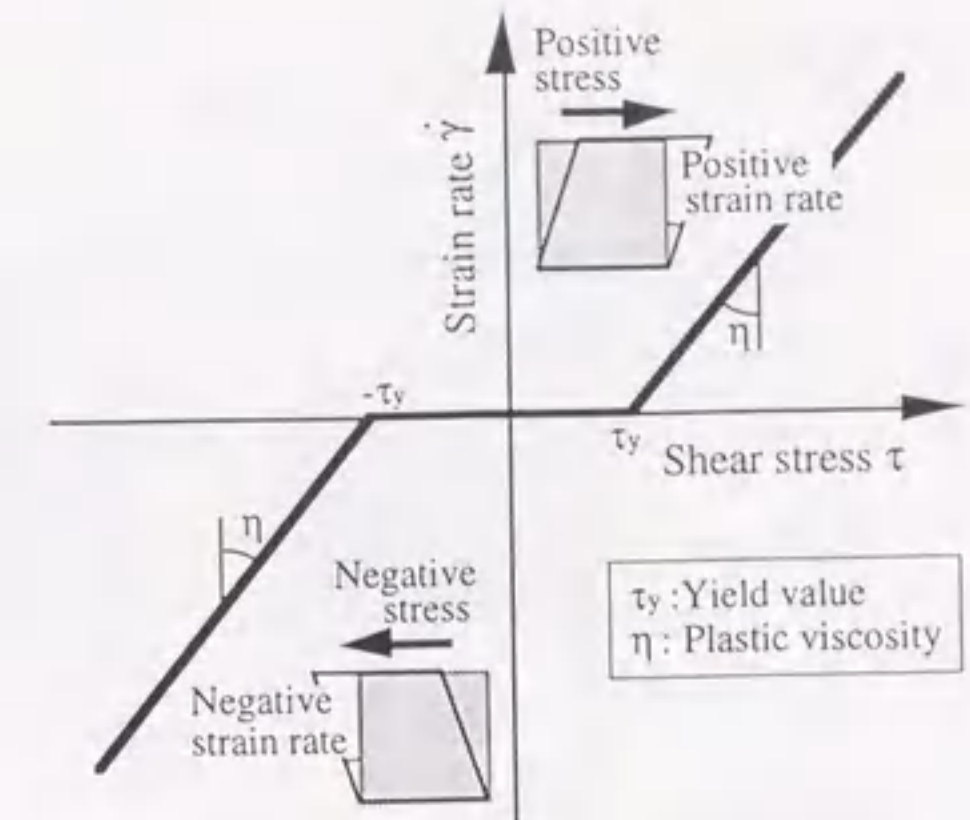
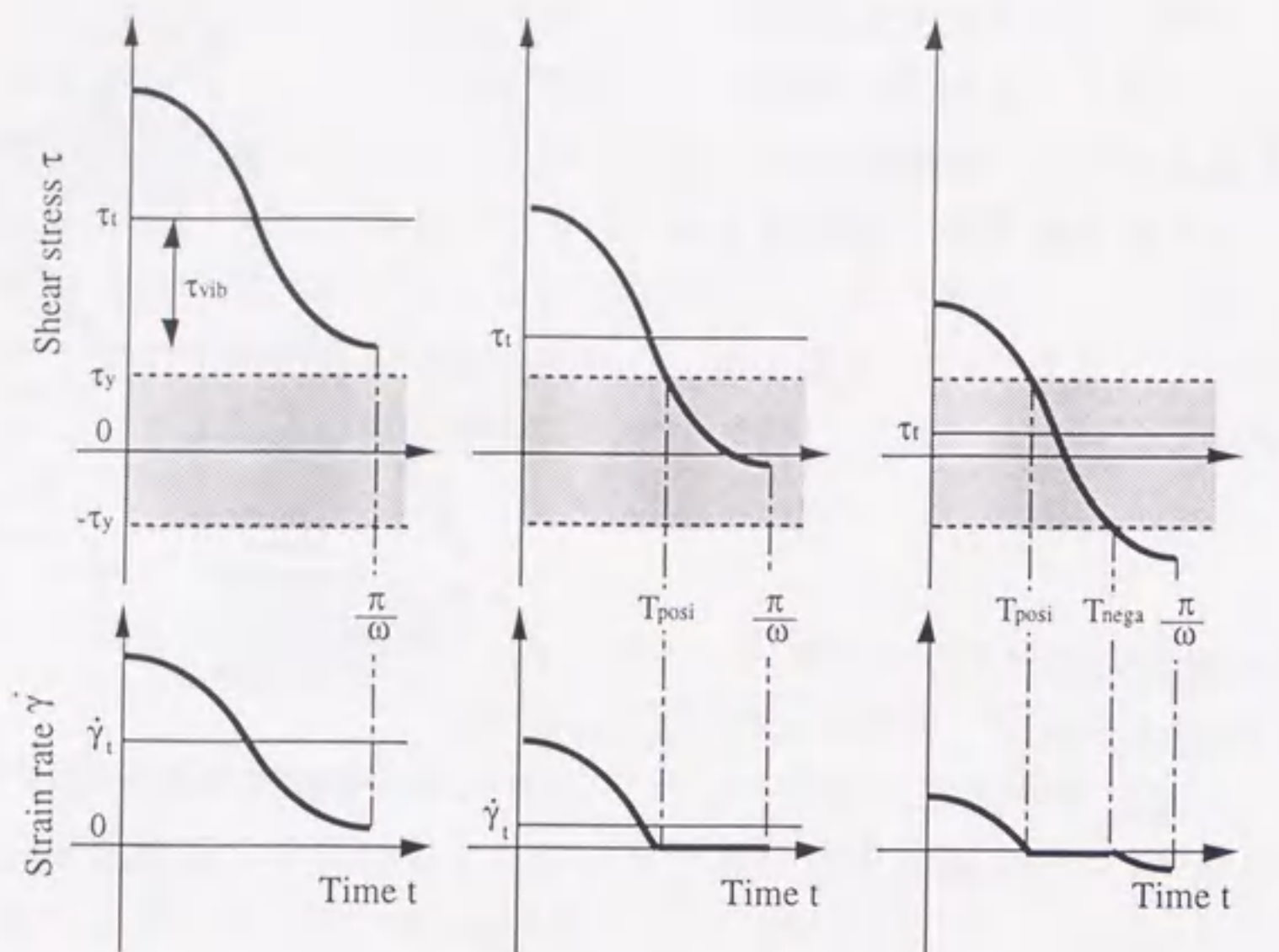


図-5.2 負領域に拡張したビンガムモデル



(a) $|\tau_t| \geq \tau_{vib} + \tau_y$ の場合 (b) $\tau_{vib} - \tau_y \leq |\tau_t| < \tau_{vib} + \tau_y$ の場合 (c) $|\tau_t| < \tau_{vib} - \tau_y$ の場合

図-5.3 せん断応力およびひずみ速度の時間変化曲線 ($\tau_{vib} > \tau_y$ の場合)

$$T_{posi}, T_{nega} = \frac{1}{\omega} \arccos \left(\frac{\tau_y \mp \tau_t}{\tau_{vib}} \right) \dots \dots \dots (5.5)$$

平均ひずみ速度 $\dot{\gamma}_{ave}$ は、式(5.5)の時刻を用いて、式(5.4)を修正して、以下のように求められる。

$$(\dot{\gamma}_{ave})_{posi} = \frac{\omega}{\pi} \int_0^{T_{posi}} \dot{\gamma}_{posi} dt \dots \dots \dots (5.6a)$$

$$(\dot{\gamma}_{ave})_{nega} = \frac{\omega}{\pi} \int_{T_{nega}}^{\frac{\pi}{\omega}} \dot{\gamma}_{nega} dt \dots \dots \dots (5.6b)$$

また、図-5.3(c)に示すように、せん断応力曲線が、正負両側の降伏値と交わり、ひずみ速度が正負両方向に生じる場合、すなわち、 $|\tau_t| < \tau_{vib} - \tau_y$ の範囲にあるときには、平均ひずみ速度 $\dot{\gamma}_{ave}$ は、式(5.6a)および式(5.6b)を加算して、以下の式で示される。

$$\dot{\gamma}_{ave} = (\dot{\gamma}_{ave})_{posi} + (\dot{\gamma}_{ave})_{nega} = \frac{\omega}{\pi} \left(\int_0^{T_{posi}} \dot{\gamma}_{posi} dt + \int_{T_{nega}}^{\frac{\pi}{\omega}} \dot{\gamma}_{nega} dt \right) \dots \dots \dots (5.7)$$

式(5.6)および式(5.7)を計算して、外力 τ_t と平均ひずみ速度 $\dot{\gamma}_{ave}$ の関係を全領域について求めると、振動下の平均コンシステンシー曲線（以下、振動コンシステンシー曲線という）が得られる。これを、無振動下の構成則との整合性を保つため、 $\tau = \tau_t$ 、 $\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_{ave}$ と置き換えて、以下のように表すことができる（ただし、 $\tau_{vib} > \tau_y$ の場合）。

$$|\tau| \geq \tau_{vib} + \tau_y \text{ の場合} \\ \dot{\gamma} = \frac{\tau \mp \tau_y}{\eta} \dots \dots \dots (5.8a)$$

$$\tau_{vib} - \tau_y \leq |\tau| < \tau_{vib} + \tau_y \text{ の場合} \\ \dot{\gamma} = \mp \frac{1}{\pi\eta} \left\{ (\tau_y \mp \tau) \arccos \left(\frac{\tau_y \mp \tau}{\tau_{vib}} \right) - \tau_{vib} \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_y \mp \tau}{\tau_{vib}} \right)^2} \right\} \dots \dots \dots (5.8b)$$

$$|\tau| < \tau_{vib} - \tau_y \text{ の場合} \\ \dot{\gamma} = \frac{1}{\pi\eta} \left\{ -(\tau_y - \tau) \arccos \left(\frac{\tau_y - \tau}{\tau_{vib}} \right) + \tau_{vib} \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_y - \tau}{\tau_{vib}} \right)^2} \right. \\ \left. + (\tau_y + \tau) \arccos \left(\frac{\tau_y + \tau}{\tau_{vib}} \right) - \tau_{vib} \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_y + \tau}{\tau_{vib}} \right)^2} \right\} \dots \dots \dots (5.8c)$$

式(5.8)による振動コンシステンシー曲線は、図-5.4に示すように、 $|\tau| < \tau_{vib} + \tau_y$ の範囲で静的なビンガムモデルの直線を逸脱し、原点を通る曲線となる。

(b) $\tau_{vib} < \tau_y$ の場合

図-5.5は、振動によるせん断応力の振幅 τ_{vib} が、降伏値 τ_y よりも小さく ($\tau_{vib} < \tau_y$)、振動力以外の外力がない状態ではひずみ速度が生じない場合について、せん断応力およびひずみ速度の時間変化曲線を示したものである。

図-5.5(a)の場合は、(a)項で示した $\tau_{vib} > \tau_y$ の場合と同様である。また、図-5.5(b)に示すように、せん断応力曲線が正負いずれかの降伏値と交わるときの平均ひずみ速度 $\dot{\gamma}_{ave}$ も、(a)項

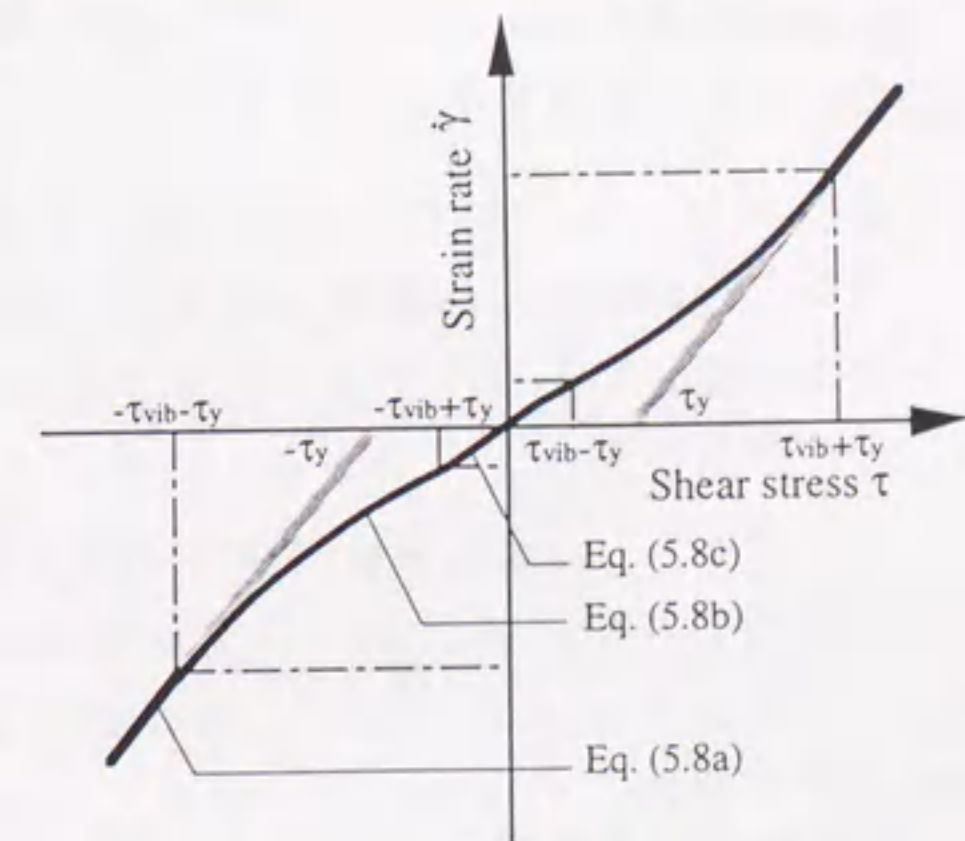
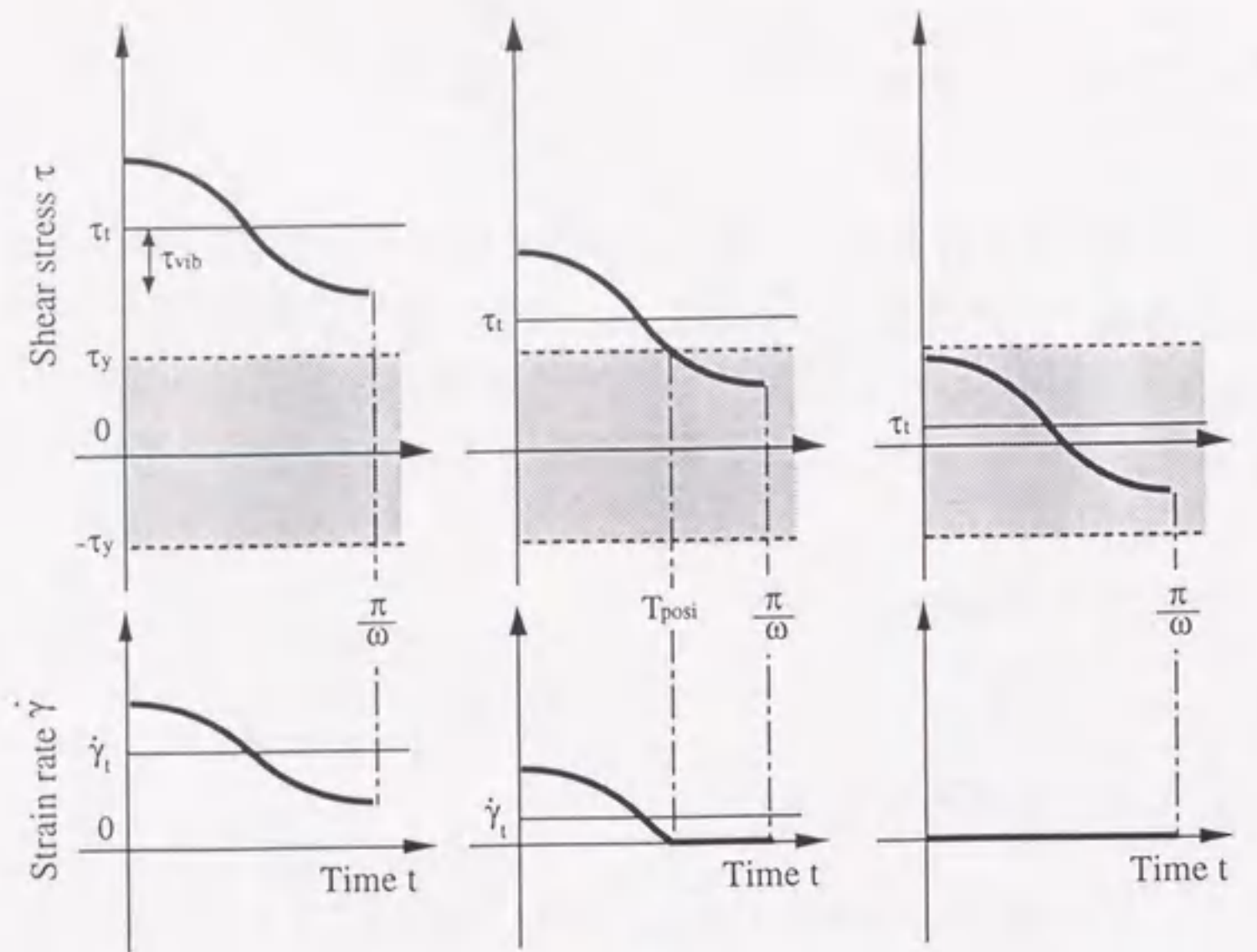


図-5.4 振動下のコンシステンシー曲線 ($\tau_{vib} > \tau_y$ の場合)



(a) $|\tau_t| \geq \tau_y + \tau_{vib}$ の場合 (b) $\tau_y - \tau_{vib} \leq |\tau_t| < \tau_y + \tau_{vib}$ の場合 (c) $|\tau_t| < \tau_y - \tau_{vib}$ の場合

図-5.5 せん断応力およびひずみ速度の時間変化曲線 ($\tau_{vib} < \tau_y$ の場合)

の $\tau_{vib} > \tau_y$ の場合と同様である。ただし、この場合の τ_t の領域は $\tau_y - \tau_{vib} \leq |\tau_t| < \tau_y + \tau_{vib}$ となる。図-5.5(c)に示すように、 $|\tau_t| < \tau_y - \tau_{vib}$ のときには、せん断応力が常に降伏値の絶対値より小さく、ひずみ速度は生じない。

以上を整理して、 $\tau = \tau_t$ 、 $\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_{ave}$ と置き換えると、振動コンシステンシー曲線は、以下のように表現できる (ただし、 $\tau_{vib} < \tau_y$ の場合)。

$$|\tau| \geq \tau_y + \tau_{vib} \text{ の場合 } \dot{\gamma} = \frac{\tau \mp \tau_y}{\eta} \quad \dots\dots\dots (5.9a)$$

$$\tau_y - \tau_{vib} \leq |\tau| < \tau_y + \tau_{vib} \text{ の場合}$$

$$\dot{\gamma} = \mp \frac{1}{\pi \eta} \left\{ (\tau_y \mp \tau) \arccos \left(\frac{\tau_y \mp \tau}{\tau_{vib}} \right) - \tau_{vib} \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_y \mp \tau}{\tau_{vib}} \right)^2} \right\} \quad \dots\dots\dots (5.9b)$$

$$|\tau| < \tau_y - \tau_{vib} \text{ の場合 } \dot{\gamma} = 0 \quad \dots\dots\dots (5.9c)$$

式(5.9)による振動コンシステンシー曲線は、図-5.6に示すように、 $|\tau| < \tau_{vib} + \tau_y$ の範囲で静的な直線を逸脱し、また、振動によるみかけの降伏値 $\tau_y - \tau_{vib}$ を持つ。

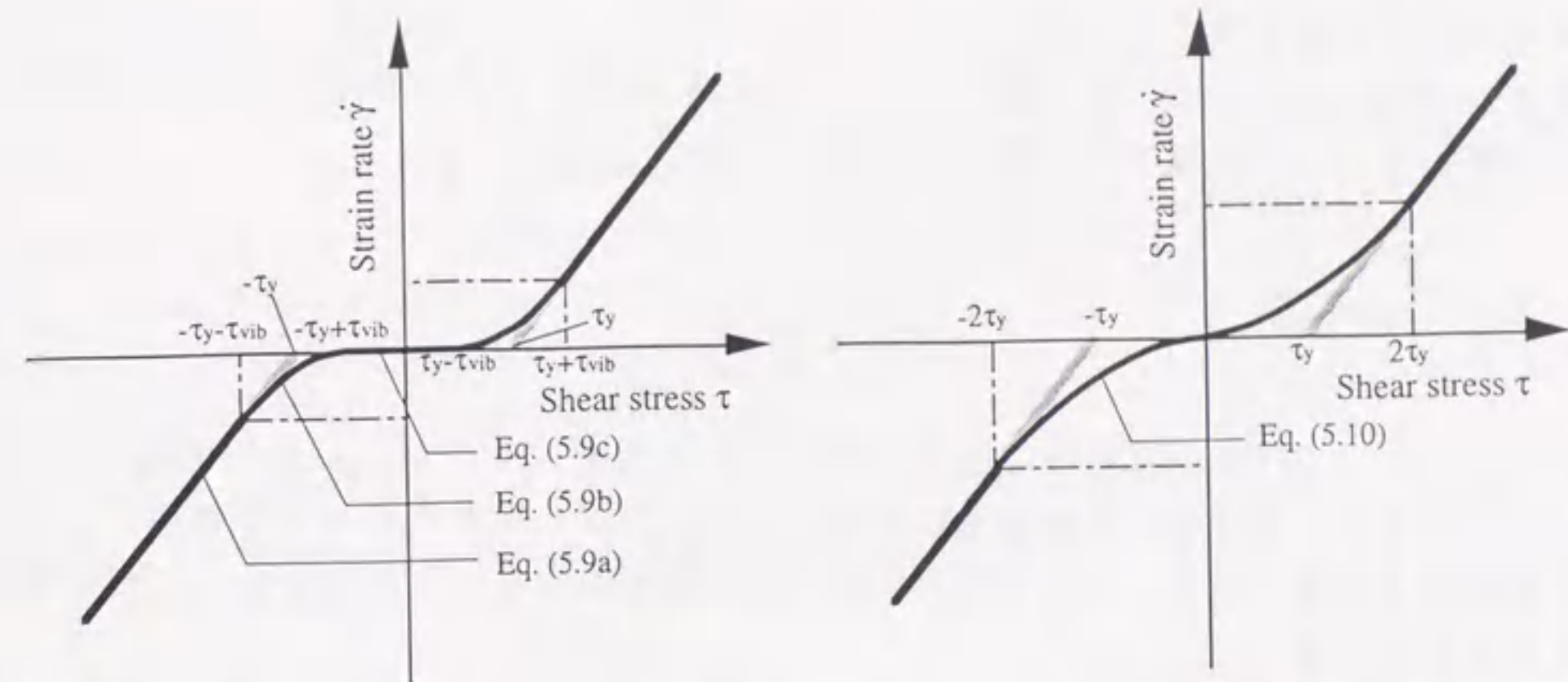


図-5.6 振動下のコンシステンシー曲線 ($\tau_{vib} < \tau_y$ の場合)

図-5.7 振動下のコンシステンシー曲線 ($\tau_{vib} = \tau_y$ の場合)

(2) 結果の考察

以上の結果は、コンクリートが振動を受けて流動化する現象を定性的に説明するものであり、角田[53]、吉野ら[57~59]が振動下で行ったレオロジー試験の測定結果とも一致している (定量的な比較は後述)。

また、振動によるせん断応力の振幅 τ_{vib} が、降伏値 τ_y と等しい場合は、式(5.8b)あるいは式(5.9b)に $\tau_{vib} = \tau_y$ を代入して、 $|\tau| < 2\tau_y$ において、以下のような振動コンシステンシー曲線が得られる。

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{\pi \eta} \left\{ (\tau_y \mp \tau) \arccos \left(1 \mp \frac{\tau}{\tau_y} \right) - \sqrt{\tau(\pm 2\tau_y - \tau)} \right\} \quad \dots\dots\dots (5.10)$$

式(5.10)による振動コンシステンシー曲線は、図-5.7に示すように、原点を通る連続的で緩やかな曲線となる。固体相を含むサスペンションでは、せん断応力が降伏値より大きい場合に、境界領域ですべりが生じる可能性があり、降伏値以上の応力が伝播することは考えにくい。したがって、フレッシュコンクリートの流動化現象は、図-5.6および図-5.7のモデルによって説明できるものと思われる。

なお、降伏値をもたないニュートン流体の場合を考えると、 $\tau \geq \tau_{vib}$ のときには式(5.8a)に、 $\tau < \tau_{vib}$ のときは式(5.8c)に従うことになるが、両式に $\tau_y = 0$ を代入すると、ともに $\dot{\gamma} = \tau/\eta$ となる。したがって、本理論では、ニュートン流体は、振動下でも変化がないことになる。

無振動下で流動するビンガム流体は、全ての位置でせん断応力が降伏値より小さく

なって安息状態となり、流動を停止する。このような ($\tau = \tau_y$ に近い) 状態で振動を加え、再流動化したときの最大の平均ひずみ速度は、式(5.8b)あるいは式(5.9b)に $\tau = \pm \tau_y$ を代入して、以下のように求められる。

$$\dot{\gamma} = \pm \frac{\tau_{vib}}{\pi \eta} \quad \dots\dots\dots (5.11)$$

式(5.11)による $\dot{\gamma}$ は、振動によるせん断応力の振幅が大きいほど、塑性粘度 η が小さいほど大きく、降伏値には影響されない。このことは、流動が停止した状態で、与える振動が同程度の場合、塑性粘度の大きい高流動コンクリートが流動化しにくい現象と一致している。

5.2.2 強制変位による振動の場合

(1) 振動下のコンシステンシー曲線

振動による正負繰返しの強制変位が生じ、ひずみ速度が $-\dot{\gamma}_{vib}$ から $\dot{\gamma}_{vib}$ の範囲で変動するビンガム流体に、さらに外力による一定ひずみ速度 $\dot{\gamma}_t$ が生じた場合を考える (図-5.8参照)。

振動によるひずみ速度の入力波形を余弦波と仮定し、合成されたひずみ速度の時間変化曲線を、以下のように表現する。

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_t + \dot{\gamma}_{vib} \cos \omega t \quad \dots\dots\dots (5.12)$$

このひずみ速度に対応するせん断応力の時間変化曲線は、式(5.1)に式(5.12)を代入して、以下の式で示される。

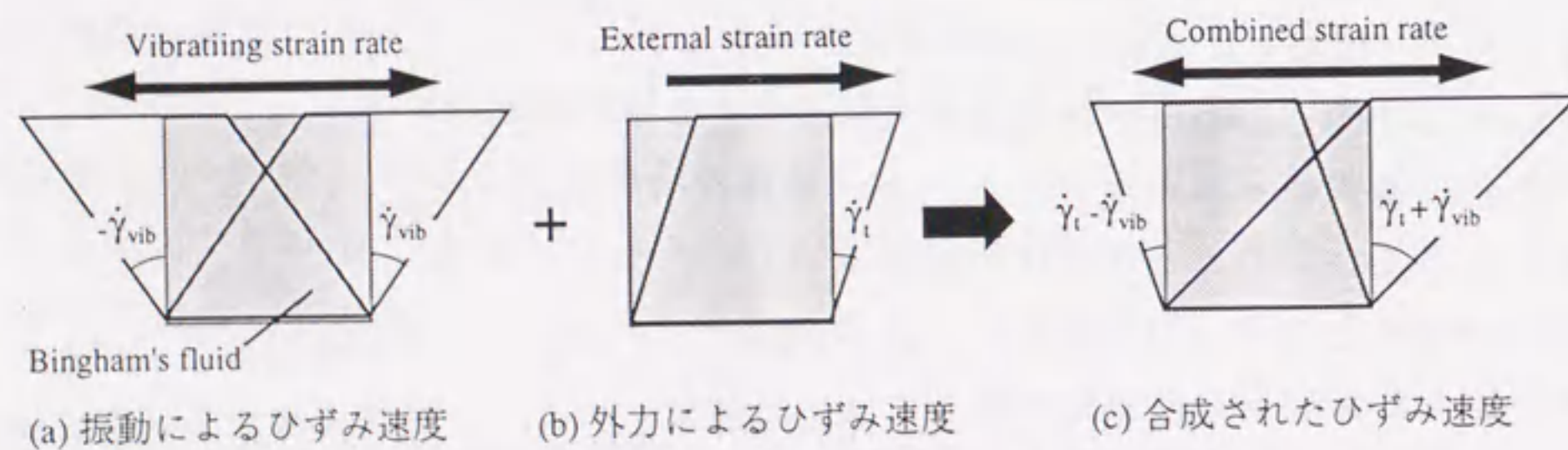


図-5.8 振動強制変位によるせん断モデル

$$\tau = \eta (\dot{\gamma}_t + \dot{\gamma}_{vib} \cos \omega t) \pm \tau_y \quad \dots\dots\dots (5.13)$$

図-5.9に、ひずみ速度とせん断応力の時間変化曲線を示す。1/2周期の範囲でひずみ速度が0となる場合は、その時刻 T_0 を、式(5.12)の左辺に0を代入して求める。

$$T_0 = \frac{1}{\omega} \arccos \left(-\frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_{vib}} \right) \quad \dots\dots\dots (5.14)$$

したがって、変動するせん断応力の平均値 τ_{ave} は、以下ようになる。

$$\tau_{ave} = \frac{\omega}{\pi} \int_0^{\frac{\pi}{\omega}} \tau dt = \frac{\omega}{\pi} \left(\int_0^{T_0} \tau_{posit} dt + \int_{T_0}^{\frac{\pi}{\omega}} \tau_{nega} dt \right) \quad \dots\dots\dots (5.15)$$

式(5.15)を計算して、 $\dot{\gamma}_t$ と τ_{ave} の関係を全領域について求めると、振動コンシステンシー曲線として、以下の式が得られる ($\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_t$, $\tau = \tau_{ave}$ と置換)。

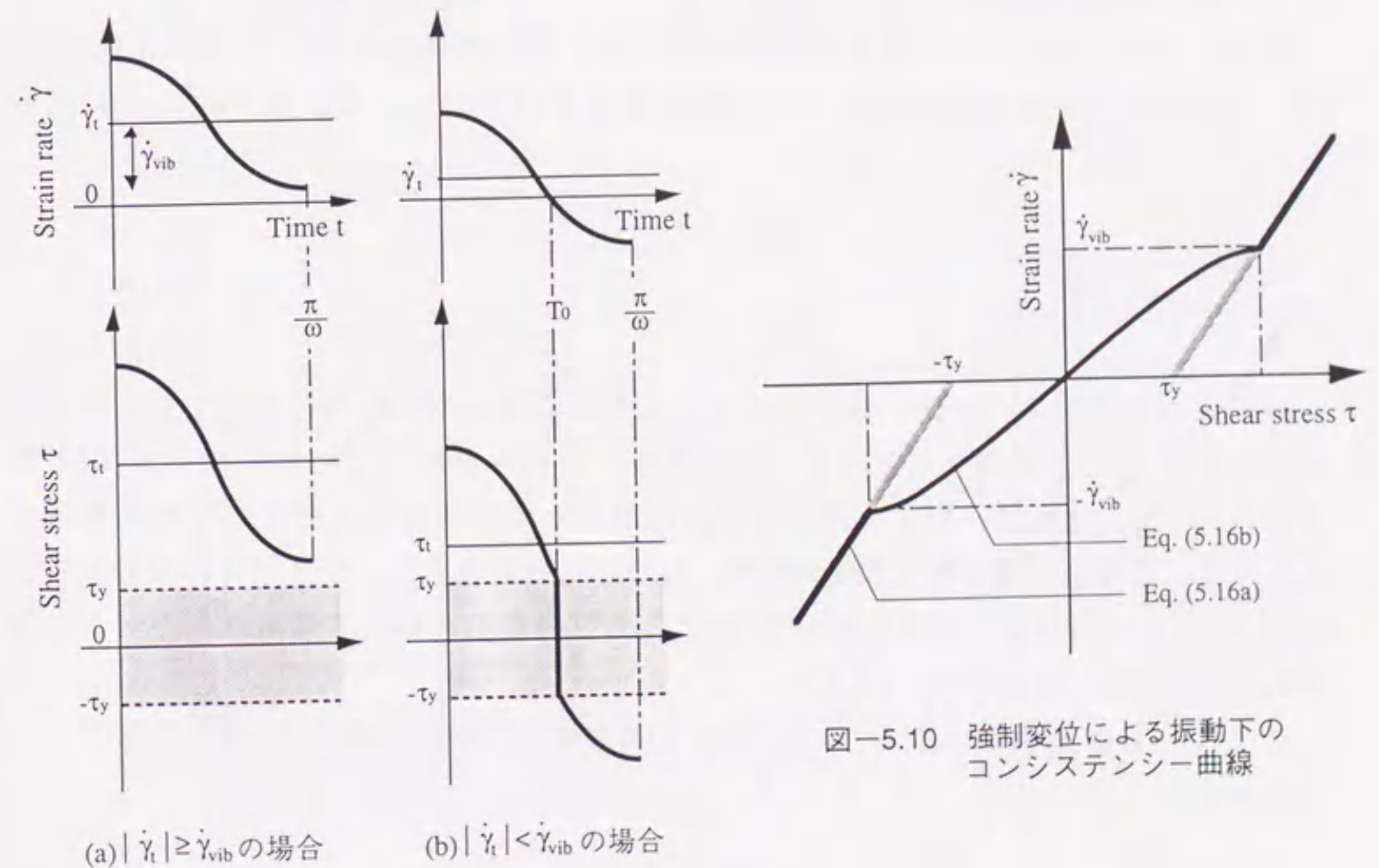


図-5.10 強制変位による振動下のコンシステンシー曲線

図-5.9 ひずみ速度およびせん断応力の時間変化曲線

$$|\dot{\gamma}| \geq \dot{\gamma}_{vib} \text{ の場合} \quad \tau = \eta \dot{\gamma} \pm \tau_y \quad \dots\dots\dots (5.16a)$$

$$|\dot{\gamma}| < \dot{\gamma}_{vib} \text{ の場合} \quad \tau = \eta \dot{\gamma} + \tau_y \left\{ 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{vib}} \right) \right\} \quad \dots\dots\dots (5.16b)$$

式(5.16)による振動コンシステンシー曲線は、図-5.10に示すように、 $|\dot{\gamma}| < \dot{\gamma}_{vib}$ の範囲で原点を通る曲線となる。5.2.1節で示した強制力による振動コンシステンシー曲線とは形状が異なっているが、定性的には類似の傾向を示すと考えられる。

また、式(5.16)によると、振動によるひずみ速度の振幅 $\dot{\gamma}_{vib}$ は、レオロジー定数とともに、振動の影響を決定する要因となり、 $\dot{\gamma}_{vib}$ が大きいほど、振動コンシステンシー曲線の勾配が大きく、同じせん断応力に対して得られるひずみ速度が大きい。 $\dot{\gamma}_{vib}$ が振幅の比例成分であることを考えると、振動数や振幅が大きいほど、振動効果が大きいことになる。

(2) 振動下の球引上げ試験によって測定されるコンシステンシー曲線

振動を受けるビンガム流体に対して球引上げ試験(図-5.13参照)を行った場合、振動テーブルの運動が試料全体に伝播し、球と試料の間に相対変位が生じる。ここでは、計算の単純な強制変位による振動挙動として、この現象を考える。

まず、振動によるひずみ速度の振幅 $\dot{\gamma}_{vib}$ は、変位速度の最大値を v_{max} 、球の半径を r とし、Ansley[90]による粘塑性流体中を運動する球体の方程式より、以下のように表される。

$$\dot{\gamma}_{vib} = \frac{v_{max}}{2r} \quad \dots\dots\dots (5.17)$$

球引上げ試験では、通常、球を引き上げるためにワイヤーを用いるが、引上げ方向に変位が生じたときにワイヤーがたわむため、たわみが生じている間の荷重は0と測定される。図-5.11に、ひずみ速度とそれに対応して生じるせん断応力の時間変化曲線を示す。ひずみ速度が負となる時刻 $T_a \sim T_b$ の区間で蓄積されたワイヤーのたわみは、変位が0となる(ひずみ速度の積分値が0となる)時刻 T_c において解消される。この時刻 $T_a \sim T_c$ の間は、荷重が0となる。

ここで、計算を簡単にするため、式(5.12)のひずみ速度の時間変化曲線を以下のようにおく。

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_t - \dot{\gamma}_{vib} \sin \omega t \quad \dots\dots\dots (5.18)$$

$0 < \dot{\gamma}_t < \dot{\gamma}_{vib}$ の範囲において、時刻 T_a および T_b が存在し、式(5.18)の左辺に0を代入して、次のように求められる。

$$T_a = \frac{1}{\omega} \arcsin \left(\frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_{vib}} \right) \quad \dots\dots\dots (5.19a)$$

$$T_b = \frac{\pi}{\omega} - \frac{1}{\omega} \arcsin \left(\frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_{vib}} \right) \quad \dots\dots\dots (5.19b)$$

時刻 T_c は、以下に示す式(5.20)に従って変動する $\dot{\gamma}$ に関する等式を T_c について解いて得られる。

$$\int_{T_a}^{T_c} \dot{\gamma} dt = 0 \quad \dots\dots\dots (5.20)$$

また、図-5.11に示すように、変動するせん断応力の平均値 τ_{ave} は、式(5.1)、式(5.18)および式(5.19)より、以下のようになる。

$$\tau_{ave} = \frac{\omega}{2\pi} \left\{ \int_0^{T_a} \tau dt + \int_{T_c}^{2\pi/\omega} \tau dt \right\} = \eta \dot{\gamma}_t + \tau_y \left\{ 1 + \frac{1}{2\pi} \arcsin \left(\frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_{vib}} \right) - \frac{\omega}{2\pi} T_c \right\} \quad \dots\dots\dots (5.21)$$

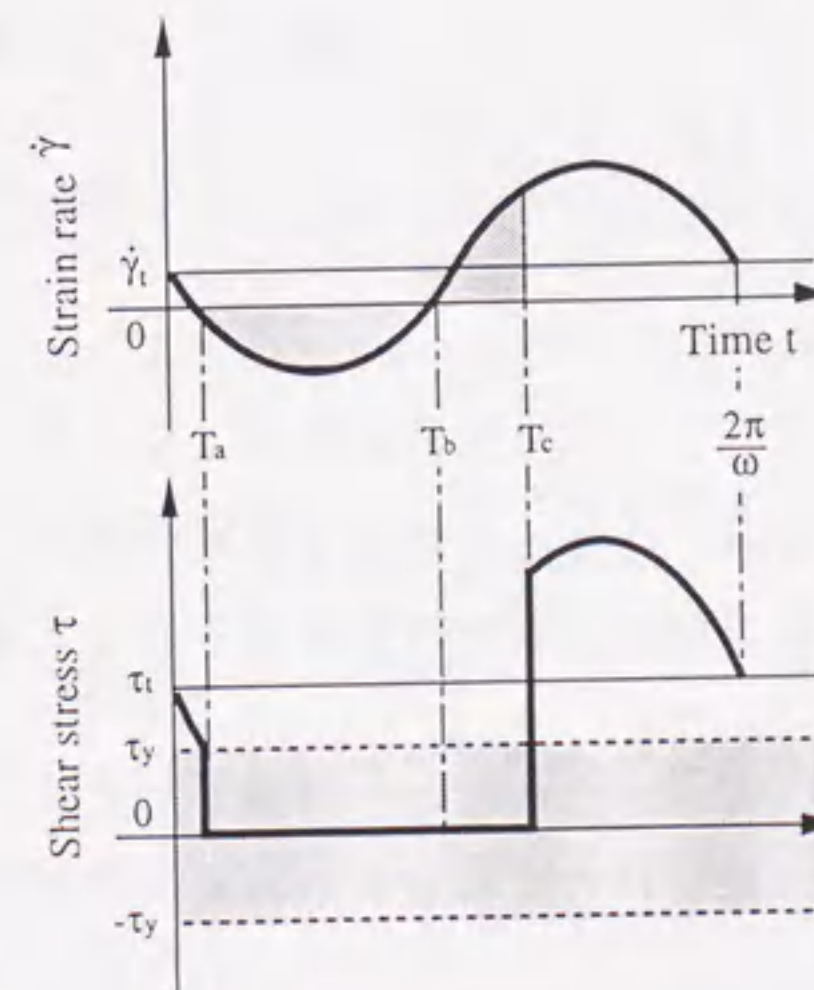


図-5.11 振動下の球引上げ試験による時間変化曲線

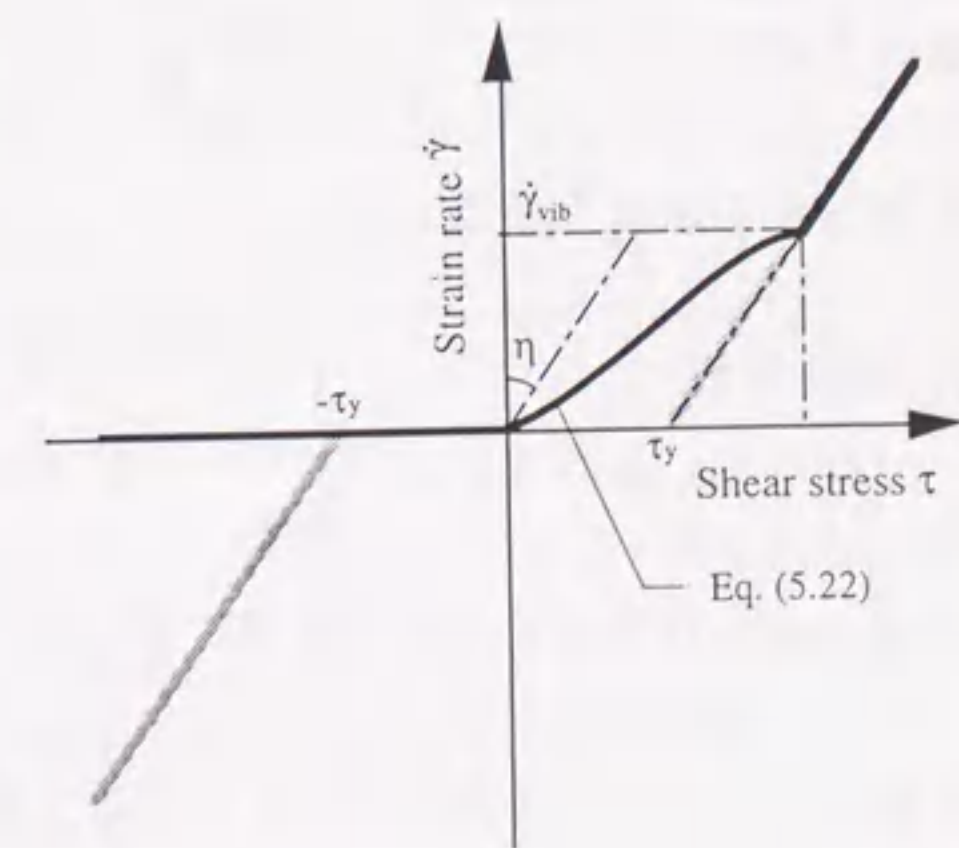


図-5.12 振動下の球引上げ試験による振動コンシステンシー曲線

式(5.20)より τ_c を計算して式(5.21)を代入し、 $\dot{\gamma}=\dot{\gamma}_t$ 、 $\tau=\tau_{ave}$ と置換すると、振動下の球引上げ試験によって観測されるみかけの振動コンシステンシー曲線として、以下の式が得られる。

$$2\pi\dot{\gamma}\left(1-\frac{\tau-\eta\dot{\gamma}}{\tau_y}\right)+\dot{\gamma}_{vib}\cos\left\{\arcsin\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{vib}}\right)-2\pi\frac{\tau-\eta\dot{\gamma}}{\tau_y}\right\}-\dot{\gamma}_{vib}\sqrt{1-\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{vib}}\right)^2}=0 \quad \dots\dots\dots (5.22)$$

図-5.12は、 $\dot{\gamma}$ と τ の関係を式(5.22)より数値計算して求めたものであり、球引上げ試験の振動コンシステンシー曲線を表している。この曲線は、 $0<\dot{\gamma}_t<\dot{\gamma}_{vib}$ の範囲においてビンガムモデルの直線を逸脱するが、図-5.10および式(5.16)の理論曲線よりも直線に近くなる。

5.3 実験的検証

5.3.1 振動下のコンシステンシー曲線(実験-I)

フレッシュコンクリートの振動下における挙動は、本研究で誘導した外力としての振動力の他に、従来から指摘されているような粒子間摩擦の低減あるいは材料分離・脱泡に起因する材料性質の変化による影響を受ける[53,55,83]。実験によって両者の影響を分離して測定することは事実上不可能であるが、特に軟練りコンクリートの場合には、外力振動による効果が支配的に作用するものと考えられ、球引上げ試験を行い、本理論の妥当性を検証した。

(1) 実験概要

一般に用いられているレオロジー試験の大半は、試験装置の機構を考えると加振測定には適さない。そこで、振動下においてもある程度の測定精度が得られると考えられる球引上げ試験を、検証実験に用いることにした。

また、本理論は、本来、フレッシュコンクリートの流動挙動を対象としたものであるが、コンクリートを試料とした場合、試験装置に対して粗骨材の占める体積の比率が大きく、試料全体としての安定したせん断変形が生じない。そこで、今回の実験では、比較的均質性の高いモルタルを試料として用いた。

図-5.13に、振動台上球引上げ試験装置を示す。振動テーブル上に、モルタルを満

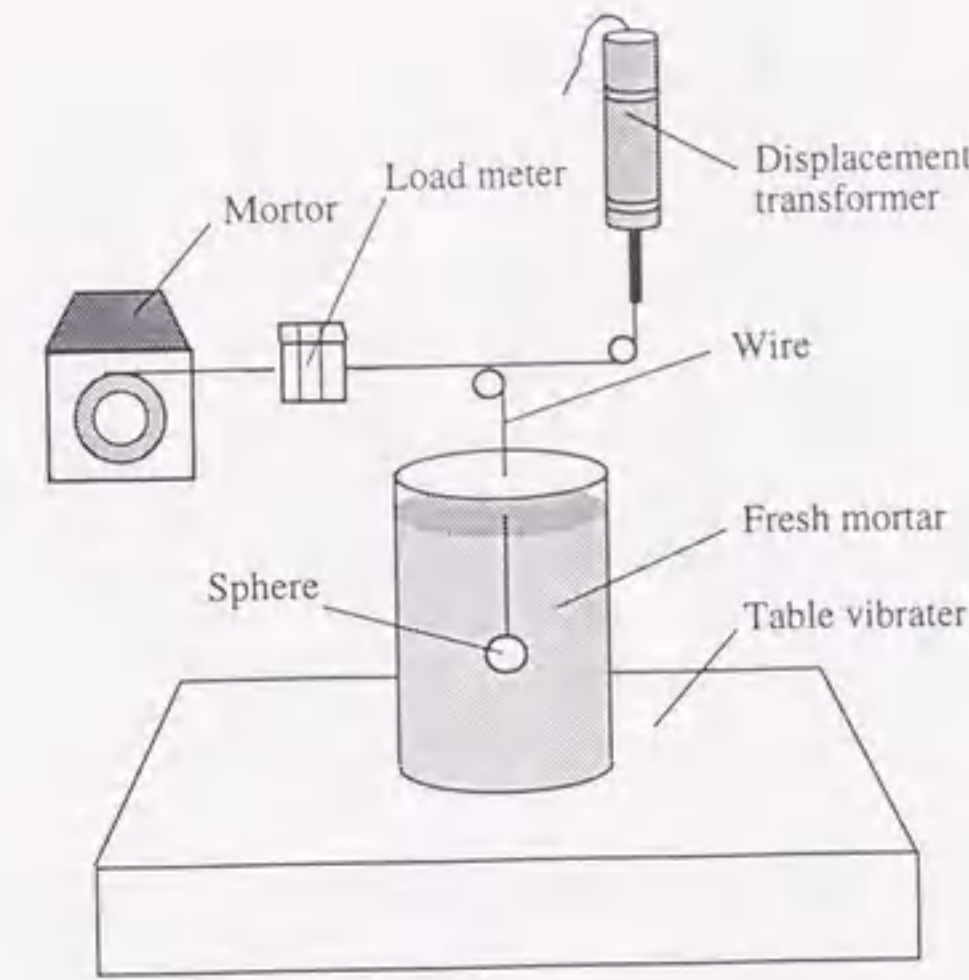


図-5.13 振動台上球引上げ試験装置

表-5.1 実験に用いた調合

Series	W/C	S/C	W	C	S
SC16	45	1.6	326	723	11573
SC20		2.0	293	651	1302
SC24		2.4	266	592	1420

[Notes] W/C: Water-cement ratio(%), S/C: Sand-cement ratio, W: Water (kg/m³), C: Cement (kg/m³), S: Sand (kg/m³).

表-5.2 振動条件

n	a _{max}	amp.	v _{max}	$\dot{\gamma}_{vib}$
35	2.93	0.59	13.0	5.1

[Notes] n: Frequency(Hz), a_{max}: Maximum acceleration(G), amp.: Amplitude(mm), v_{max}: Maximum displacement-velocity(cm/s), $\dot{\gamma}_{vib}$: Strain rate by vibration(1/s).

たした円筒容器(φ15×30cm)を固定し、加振した状態で、試料中に挿入した直径25.4mmのテフロン球をワイヤーによって引き上げ、抵抗荷重および変位をそれぞれロードセルおよび変位計により測定した。

実験に用いた試料の調合を表-5.1に示す。水セメント比を45%とし、砂セメント比を3水準に変化させたモルタルに対して、それぞれ振動の有無を要因として測定を行った。また、振動テーブルの振動数は35Hzに設定し、その最大加速度a_{max}を振動テーブル上に設置した加速度計を用いて測定した。振動テーブルに発生した振動波形が、減衰、干渉などのない状態で試料全体に伝播すると仮定し、式(5.17)を適用して算出したひずみ速度の振幅 $\dot{\gamma}_{vib}$ を表-5.2に示す。

なお、実験-Iでは、振動によるコンシステンシー曲線の変化の把握を目的として、測定するひずみ速度を振動によるひずみ速度の振幅より小さい範囲に設定して、その範囲で各6~7段階の速度で球を引き上げた。

(2) 実験結果とその考察

図-5.14に、測定されたひずみ速度とせん断応力の関係を示す。これらの関係は、測定された平均引上げ速度および平均球引上げ荷重をAnsley式に代入して算出した。また、図中に、無振動下の測定結果の回帰直線と、その直線より求められる無振動時のレオロジー定数を式(5.22)に適用して求めた振動コンシステンシー曲線を示した。測定結果はばらつきが大きく、あまり明確とはいえないが、振動下の測定結果は、ほ

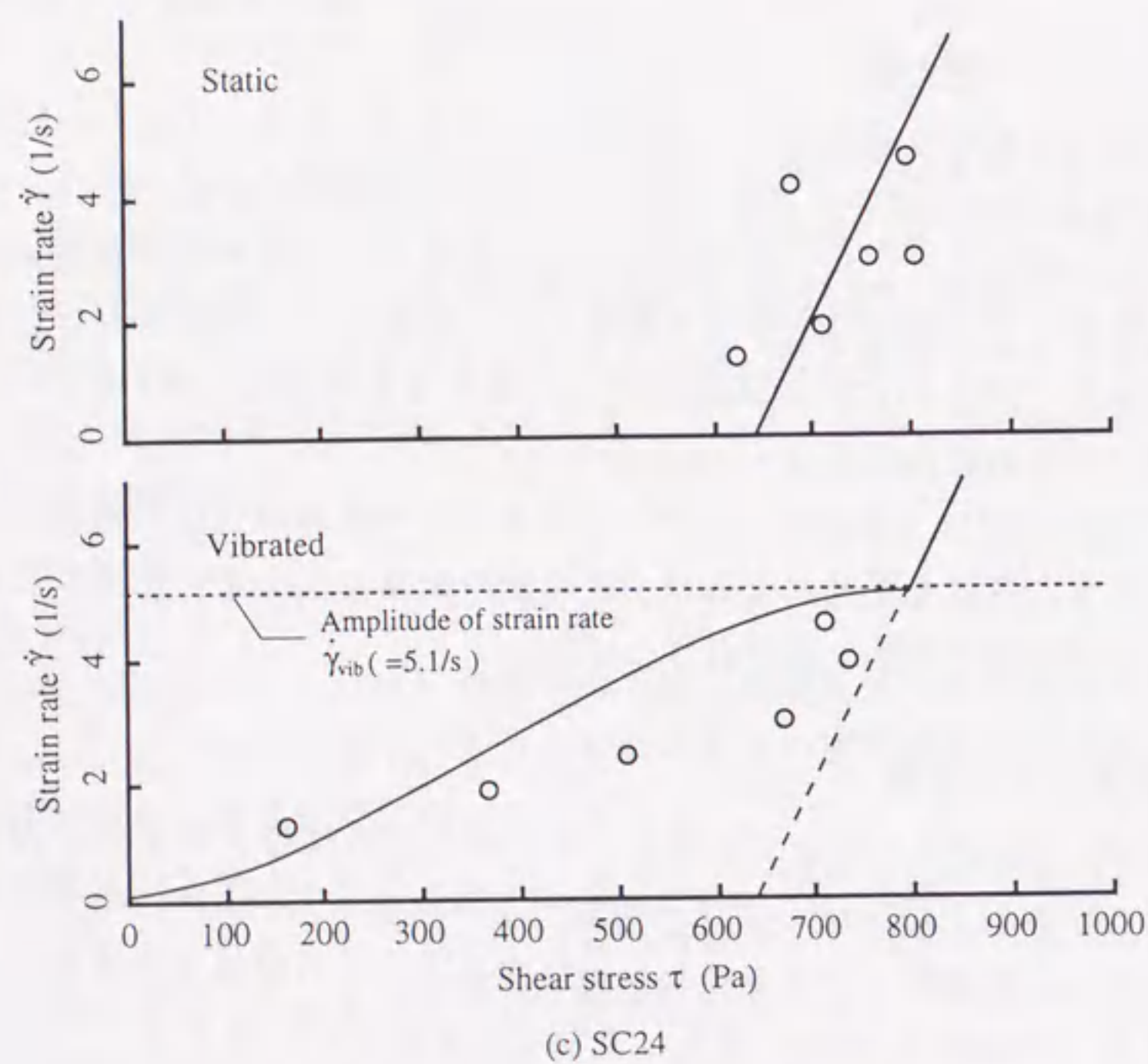
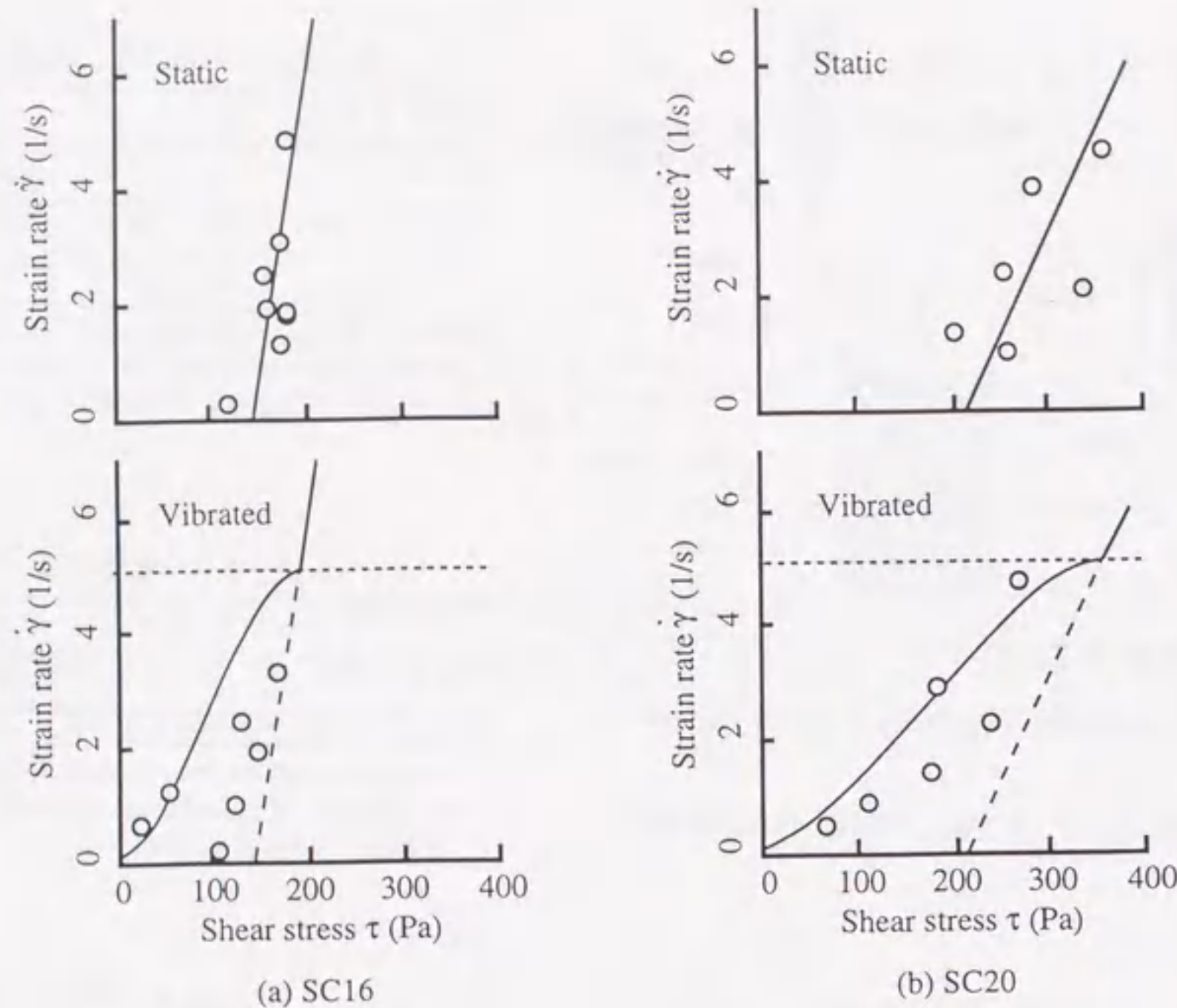


図-5.14 ひずみ速度とせん断応力の関係

表-5.3 実験に用いた調合

Series	W/C	S/C	W	C	S	HAE
H50	50	2.3	294	588	1352	—
S50		1.8	231	663	1193	—
H40	40	1.8	284	710	1273	—
S40		1.5	309	773	1160	0.1
H35	35	1.5	281	804	1206	0.6

[Notes] W/C: Water-cement ratio(%), S/C: Sand-cement ratio, W:Water(kg/m³), C:Cement(kg/m³), S: Sand (kg/m³), HAE:High-range water reducing AE agent (%/C).

表-5.4 振動条件

n	a _{max}	amp.	v _{max}	\dot{\gamma}_{vib}
25	1.56	0.62	9.7	3.8
35	2.93	0.59	13.0	5.1
45	4.26	0.52	14.8	5.8

[Notes] n:Frequency(Hz), a_{max}: Maximum acceleration(G), amp.:Amplitude(mm), v_{max}: Maximum displacement-velocity (cm/s), \dot{\gamma}_{vib}:Strain rate by vibration(1/s).

は理論どおりの範囲で直線から逸脱し、ひずみ速度が小さい範囲で原点に近づく傾向を示し、本理論の妥当性が確認された。

5.3.2 材料性質および振動条件の影響 (実験-II)

(1) 実験概要

実験-IIでは、より広範な振動条件と調合条件に対する本理論の妥当性を検討した。振動条件としては、表-5.4に振動数および各計算値を示すように、振動テーブルの振動数を0(無振動), 25, 35および45Hzの4水準に変化させた。実験に用いた試料の調合を表-5.3に示す。水セメント比を50, 40および35%の3水準に、また、砂セメント比を2水準に変化させた5種類のモルタルを用意した。

実験-IIでは、それぞれの試料と振動数の組み合わせに対して、ひずみ速度が $\dot{\gamma}=3.3/s$ となるような一定速度で球を引き上げ、そのときの荷重を測定した。

(2) 実験結果とその考察

図-5.15は、実験によって得られた結果を、せん断応力と振動によるひずみ速度の振幅の関係として示したものである。無振動下で測定されたせん断応力は、加振によって減少し、振動数が大きく、ひずみ速度の振幅が大きくな

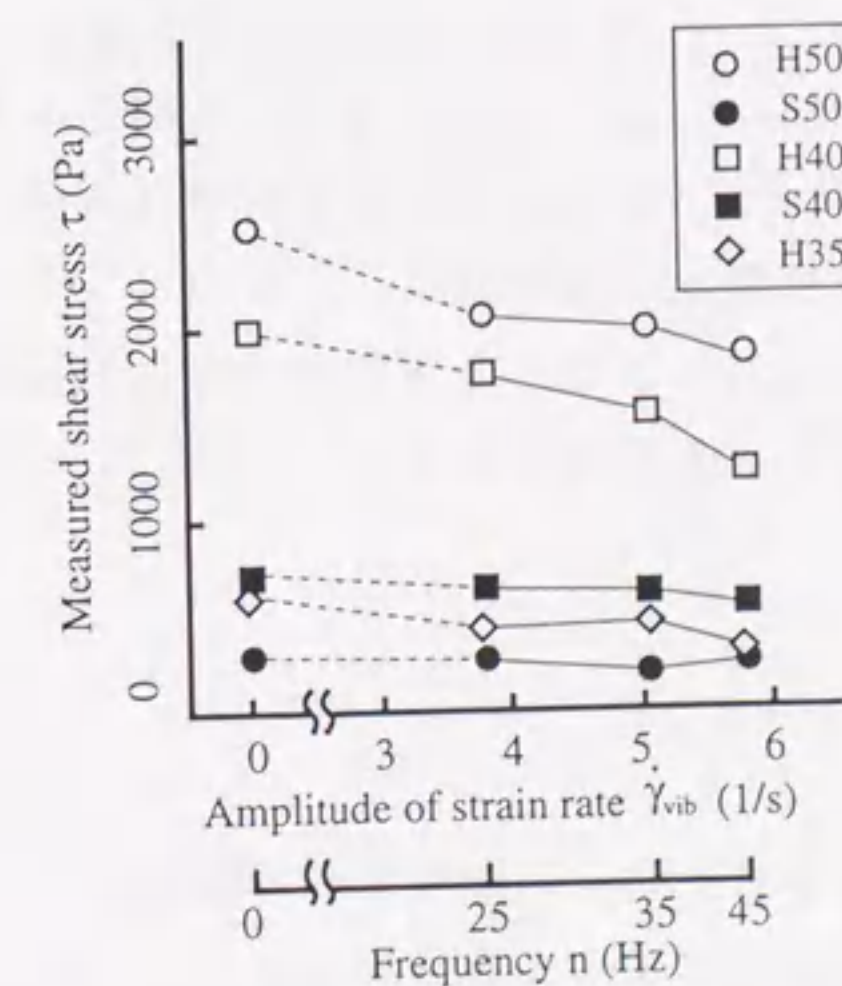


図-5.15 せん断応力と振動条件の関係

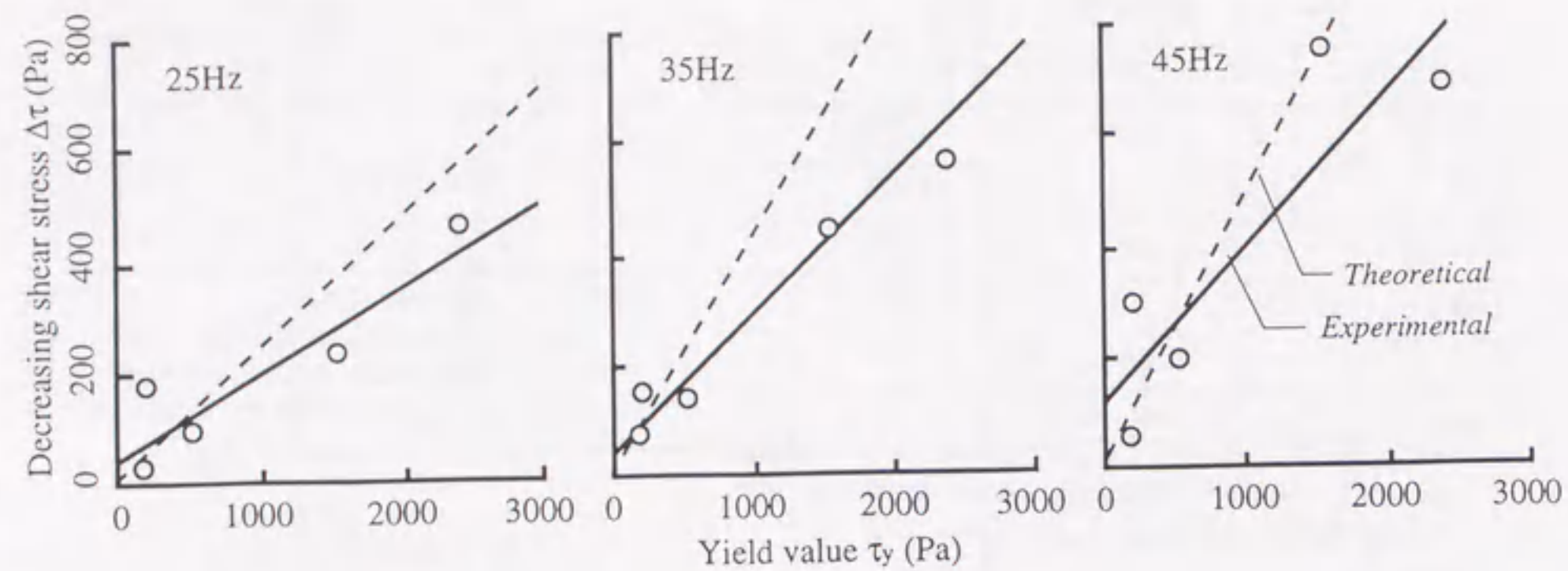


図-5.16 振動によるせん断応力の変化量と降伏値の関係

るほど、小さくなる傾向が認められる。また、その減少割合は、無振動下のせん断応力が大きいものほど顕著である。

加振によるせん断応力の減少量 $\Delta\tau$ は、式(5.1)と式(5.22)の差であり、計算すると以下のようなになる。

$$2\pi\gamma\frac{\Delta\tau}{\tau_y} + \dot{\gamma}_{vib} \cos\left\{2\pi\frac{\Delta\tau}{\tau_y} + \arcsin\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{vib}}\right)\right\} - \dot{\gamma}_{vib} \sqrt{1 - \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{vib}}\right)^2} = 0 \quad \dots (5.23)$$

せん断応力の減少量 $\Delta\tau$ は、式(5.23)に示すように、塑性粘度 η には関係がなく、降伏値 τ_y 、ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ およびひずみ速度の振幅 $\dot{\gamma}_{vib}$ によって決定される値である。

図-5.16に、加振によるせん断応力の減少量 $\Delta\tau$ と無振動下の降伏値 τ_y の関係を示す。図中に、測定結果の回帰直線(実線)と式(5.23)による理論直線(破線)を示した。減少量 $\Delta\tau$ の実験値は、理論値よりもやや小さく測定されているが、降伏値 τ_y が大きいほど、また、高振動数で振動の速度振幅 $\dot{\gamma}_{vib}$ が大きいほど、増加する傾向を示しており、本理論結果とよく一致している。

5.4 まとめ

本章では、振動を受けて流動化するフレッシュコンクリートの挙動の変化を理論的に説明することを目的として、ビンガム流体の振動挙動について力学的な考察を行った。また、モルタルを試料として振動下で球引上げ試験を行い、本理論結果を検証した。本章で新たに得られた知見は、以下のとおりである。

- 1) 強制力振動下のビンガム流体のコンシステンシー曲線は、図-5.4、図-5.6および式(5.8)、式(5.9)に示す曲線となる。この曲線は、低ひずみ速度領域において、静的なビンガムモデルの直線を逸脱する曲線となり、振動力の影響が無振動下の降伏値よりも小さい場合には降伏値をもたず、逆の場合は、静止時よりも小さなみかけの降伏値をもつ。
- 2) 強制変位振動下のビンガム流体のコンシステンシー曲線は、図-5.10および式(5.16)に示す原点を通る曲線となる。この曲線は、強制力の場合とは形状が異なるが、定性的には類似の傾向を示す。
- 3) 振動下の球引上げ試験によって観測されるみかけのコンシステンシー曲線は、図-5.12および式(5.22)によって表される。
- 4) 上記の振動下のレオロジーモデルは、いずれも、同じせん断応力で、無振動下より大きなひずみ速度が生じることを示しており、加振によるフレッシュコンクリートの流動化現象を説明できる。

第6章 フレッシュコンクリートの振動下の 分離挙動に関する研究

- 6.1 概説
- 6.2 振動下の分離挙動に関する理論的考察
- 6.3 実験概要
- 6.4 実験結果とその考察
- 6.5 まとめ

第6章 フレッシュコンクリートの振動下の分離挙動に関する研究

6.1 概説

軟練りのフレッシュコンクリートは、流動化促進を目的として振動打設される。仮に、振動力を受けてもフレッシュコンクリートが分離しないのであれば、振動機の挿入時間あるいは挿入間隔などの制限は不必要であり、所要の充填度が得られるまで振動を加え続けることが可能である。しかし、現実のコンクリートでは、振動によって分離が増進され、粗骨材の沈降や浮き水などが生じ、硬化後のコンクリートの品質に悪影響を及ぼす。最適な振動打設を行うには、コンクリートの分離を定量的に把握する必要がある。

また、加振による粗骨材の沈降現象は、実際の工事において、目視によって観察できるような性質のものではなく、コア採取による粗骨材分布状況の調査などの直接的な手段に頼らない限り、施工結果の外面的な評価だけではその品質が確認できない[65~67]。したがって、振動下の分離に関連する影響要因に関しては、コンクリートの材料性質に対応した明確な規定が必要であるが、現状では、JASS 5[97]などの仕様書にも曖昧な記述しかなくされていない。

以上のような理由により、振動打設時の分離状況の管理は極めて重要であるが、振動と分離現象を関連づけた研究は少なく、振動締固めに影響を及ぼす諸要因の研究の中で、最も進展が遅れているといっても過言ではない。これは、無振動下においても分離現象が定性的に扱われ、その発生・進行過程が理論的に解明されていないことが原因であると考えられる。合理的な振動締固め方法を確立するためには、理論的な基盤の整備が急務である。

前章では、レオロジーの立場から、振動下の流動挙動を表現するための基礎的な力学モデルの構築を試みた。本章では、振動下のフレッシュコンクリート中の粗骨材の沈下挙動に関して、前章で導出した理論モデルを適用し、理想化・単純化された条件下において、粗骨材沈下挙動に対する理論的な考察を行う。さらに、前章において得られた振動台上球引上げ試験の測定結果を、粗骨材の沈下挙動の観点から検討する。

また、実際のコンクリートにおける振動下の分離現象について実験的に検討することを目的として、水結合材比、細骨材率およびシリカフェーム置換率などの調合条件を変化させた低水結合材比コンクリートを試料として、振動下における種々の分離評価試験を実施し、モルタルのレオロジー性質および粗骨材量の及ぼす影響を検討した。

6.2 振動下の分離挙動に関する理論的考察

6.2.1 静置時の粗骨材沈下挙動

マトリックスモルタル中を沈下する粗骨材の挙動は、粘塑性流体中の剛体の運動であると思なすことができる。ここでは、以下に示すように、単純化された条件を設定し、まず、静置時の粗骨材沈下挙動を力学的に説明するための基礎的な考察を試みる。

- 1) 無限大境界流体中を1個の粗骨材が沈下する状況を想定する。したがって、実際のフレッシュコンクリート中において生じると予想される粗骨材どうしの相互作用の影響は考慮しない。
- 2) 計算を容易にするため、粗骨材は近似的に球形であると仮定し、沈下挙動に及ぼす粗骨材形状の影響は考えない。
- 3) マトリックスモルタルは、均質な流体であると仮定し、また、その流動挙動はビンガムモデルに従うものとする。したがって、セメントペーストと細骨材の分離あるいはブリージングなどの影響は考慮しない。
- 4) 粗骨材とマトリックスモルタルの界面において、すべりは生じないものと仮定する。

上記の諸仮定から、粗骨材がビンガム流体中を移動するために必要な外力Fとモルタル中のせん断応力 τ 、また、粗骨材の移動速度vとモルタルのひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関係に対しては、粗骨材(球)の半径をrとして、以下に示すAnsley式[90]が適用できる。

$$\tau = \frac{F}{12\pi r^2} \dots\dots\dots (6.1)$$

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{2r} \dots\dots\dots (6.2)$$

また、ビンガムモデルの構成則は、以下の式によって表現される。

$$\tau = \eta \dot{\gamma} + \tau_y$$

ただし、 $\tau < \tau_y$ のとき $\dot{\gamma} = 0$ \dots\dots\dots (6.3)

したがって、外力Fと移動速度vの関係は、式(6.3)に、式(6.1)および式(6.2)を代入して、以下の式で示される。

$$F = 6\pi r \eta v + 12\pi r^2 \tau_y$$

ただし、 $F < 12\pi r^2 \tau_y$ のとき $v = 0$ \dots\dots\dots (6.4)

図-6.1は、ビンガム流体中を移動する球体に関する外力と移動速度の関係を図示したものである。

一方、粗骨材がモルタル表面よりも下方に位置し、また、静的な釣合い関係が成立するのに十分なほど緩やかに移動するときに、粗骨材に働く外力としては、重力と浮力が考えられ、その状況は図-6.2に示すようになる。したがって、粗骨材に加わる外力Fは、下向きを正として、以下の式で示される。

$$F = (\rho_s - \rho_m) V_s g = \frac{4}{3} (\rho_s - \rho_m) \pi r^3 g \dots\dots\dots (6.5)$$

ここに、 ρ_s, ρ_m : 粗骨材およびモルタルの密度, V_s : 粗骨材の体積 ($= \frac{4}{3} \pi r^3$)

式(6.4)および式(6.5)を整理して、粗骨材の沈下速度vを求めると、式(6.6)に示すようになる。また、粗骨材の沈下限界は、式(6.6)において $v = 0$ のときであるから、粗骨材とモルタルの密度差 $\rho_s - \rho_m$ が、式(6.7)を満たすときには、粗骨材の沈下が生じないことになる。

$$v = \frac{2r}{9\eta} \{ r g (\rho_s - \rho_m) - 9\tau_y \} \dots\dots\dots (6.6)$$

$$\rho_s - \rho_m < \frac{9\tau_y}{r g} \dots\dots\dots (6.7)$$

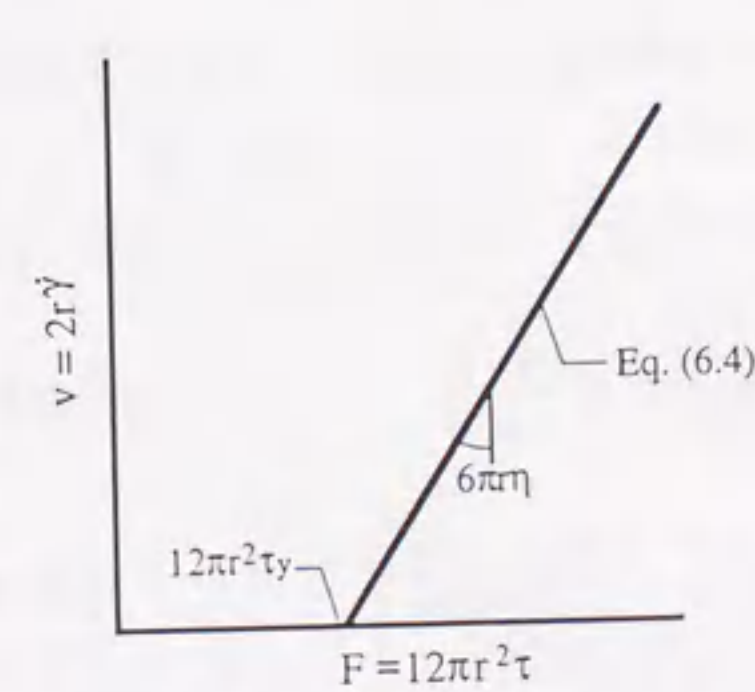


図-6.1 球体の移動速度と外力の関係

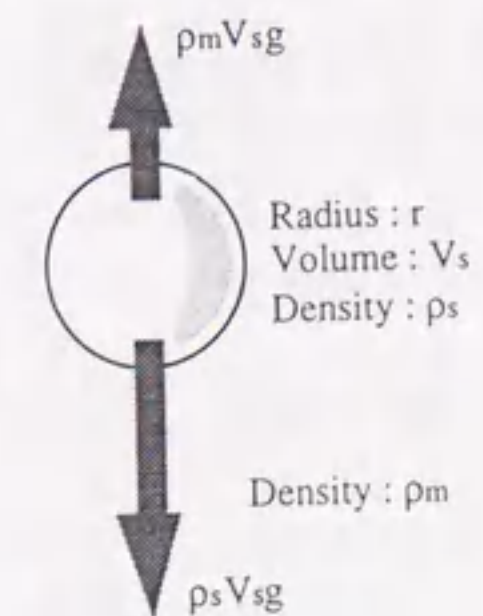


図-6.2 球体に働く外力状況

式(6.7)から明らかなように、粗骨材の沈下が起こる密度差の限界値は、粗骨材半径とマトリックスモルタルの降伏値のみに支配され、粗骨材半径が大きいほど、また、モルタルの降伏値が小さいほど、その値は小さくなり、密度差が小さくても分離が生じるようになる。また、粗骨材の沈下速度は、式(6.6)から明らかなように、粗骨材半径が大きくなると、相乗的に大きくなり、モルタルの塑性粘度の増加に反比例して小さくなる。

なお、現実的な値として、粗骨材とモルタルの密度差 0.5g/cm^3 、粗骨材半径 1.25cm を式(6.7)に代入すると、粗骨材が沈下する限界の降伏値 τ_y は 6.8Pa となる。この値は、高流動コンクリートの充填時の分離状況と、ウェットスクリーニングモルタルのレオロジー定数を比較した山川らの研究[98]において、分離限界であると判断された降伏値 (7Pa) と一致している点が注目される。

6.2.2 振動下の粗骨材沈下挙動

無振動下と同様の手法により、振動下のマトリックスモルタル中を沈下する粗骨材の挙動を考察する。強制変位による振動を受けるビンガムモデルの構成則は、振動によるひずみ速度の振幅を $\dot{\gamma}_{vib}$ として、以下のように表される (5.2.2節(1)項に前出)。なお、粗骨材の沈下挙動は、下向きへの一方向運動であるから、本章の考察では、コンシステンシー座標の第1象限 ($\tau \geq 0, \dot{\gamma} \geq 0$) のみを取り扱うこととする。

$$\dot{\gamma} \geq \dot{\gamma}_{vib} \text{ の場合} \quad \tau = \eta \dot{\gamma} + \tau_y \quad \dots\dots\dots (6.8a)$$

$$\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_{vib} \text{ の場合} \quad \tau = \eta \dot{\gamma} + \tau_y \left\{ 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{vib}} \right) \right\} \quad \dots\dots\dots (6.8b)$$

振動コンシステンシー曲線の変化部分を表す式(6.8b)は、一般に、比較的直線に近い軌跡を描く。したがって、計算を単純化するために、図-6.3に示すような、バイリニアの関係に近似しても、理論結果に及ぼす影響は小さいものと考えられる。式

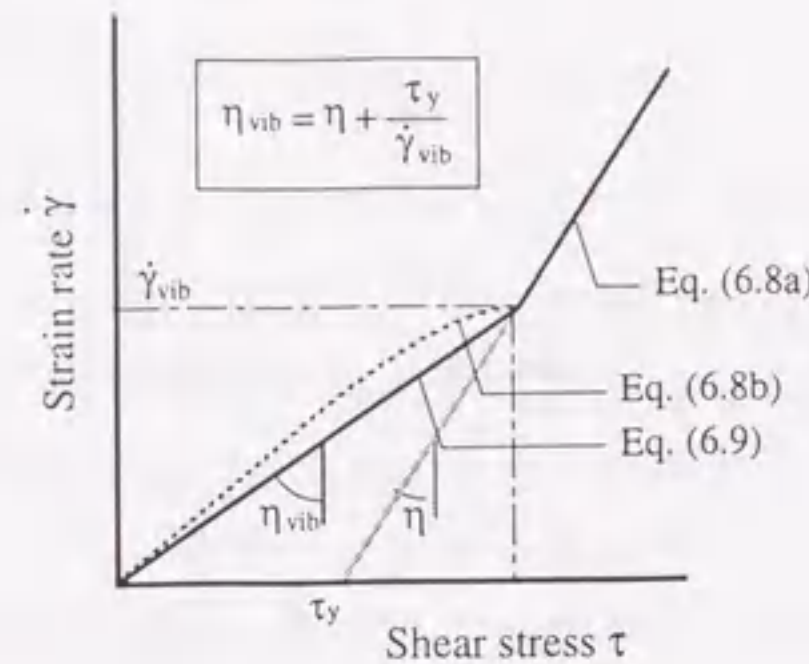


図-6.3 バイリニア型の振動コンシステンシー曲線

(6.8b)を、原点と $(\eta \dot{\gamma}_{vib} + \tau_y, \dot{\gamma}_{vib})$ を通る直線に置換すると、以下の式に示すようになり、加振によるビンガム流体の流動化効果を、直線の初期勾配 η_{vib} によって一元的に表すことができるようになる。

$$\tau = \left(\eta + \frac{\tau_y}{\dot{\gamma}_{vib}} \right) \dot{\gamma} = \eta_{vib} \dot{\gamma} \quad \dots\dots\dots (6.9)$$

ここに、 η_{vib} : 振動塑性粘度 ($= \eta + \tau_y / \dot{\gamma}_{vib}$)

式(6.9)に、式(6.1)および式(6.2)を代入して、振動下のビンガム流体中の球体に働く外力 F と移動速度 v の関係を整理すると、以下のようになる。

$$F = 6 \pi r \eta_{vib} v \quad \dots\dots\dots (6.10)$$

さらに、式(6.10)に、式(6.5)の球体に働く外力の関係を導入すると、 $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_{vib}$ の振動下のビンガム流体中における粗骨材の沈下速度は、式(6.11b)に示すように導かれる。また、 $\dot{\gamma} \geq \dot{\gamma}_{vib}$ の場合の沈下速度は、無振動下の場合と同様である。

$$\dot{\gamma} \geq \dot{\gamma}_{vib} \text{ の場合} \quad v = \frac{2r}{9\eta} \{ rg(\rho_s - \rho_m) - 9\tau_y \} \quad \dots\dots\dots (6.11a)$$

$$\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_{vib} \text{ の場合} \quad v = \frac{2r^2g}{9\eta_{vib}} (\rho_s - \rho_m) \quad \dots\dots\dots (6.11b)$$

振動下ではマトリックスモルタルの降伏値が消失するため、式(6.11)から明らかなように、モルタルと粗骨材間に密度差があれば、粗骨材は必ず沈下することになる。また、振動による変位速度 v_{max} と振動によるひずみ速度の振幅 $\dot{\gamma}_{vib}$ を直接関連づけることはできないが、振動力が増大して v_{max} が大きくなると、振動塑性粘度 η_{vib} が減少することは明らかであり、粗骨材沈下速度 v は大きくなるものと考えられる。

6.2.3 理論結果の考察

球引上げ試験は、測定球を粗骨材であると見なせば、マトリックスモルタル中を移動する粗骨材の運動をトレースする試験方法とみることができ、粗骨材の分離限界を定量的に評価するための有効な手段となる。ただし、振動下においては、通常の粗骨

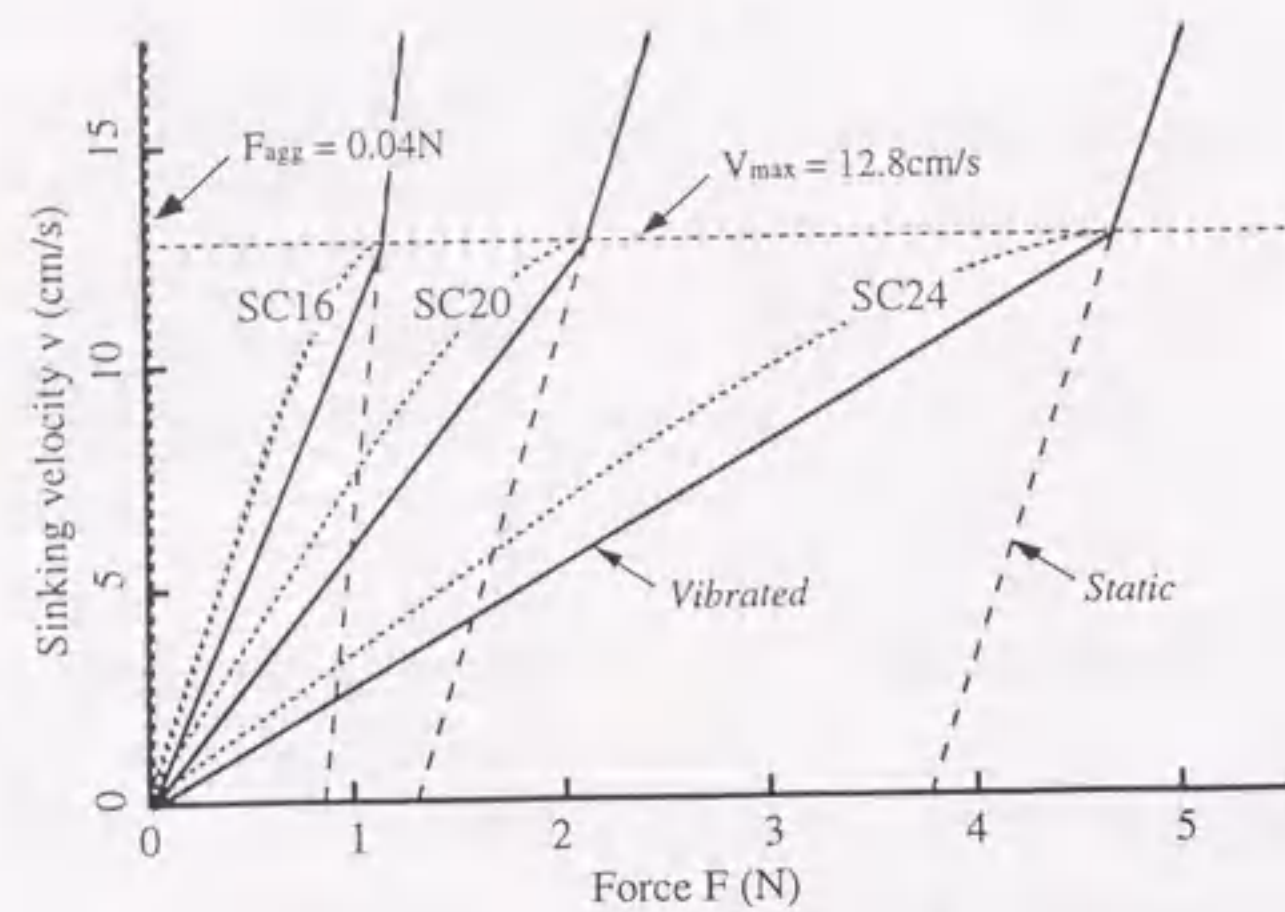


図-6.4 振動球引上げ試験による沈下速度と外力の関係

材沈下挙動が、振動力と重力の合力による反復運動であるのに対して、球引上げ試験における球体の挙動は、強制的な引上げ力による一定速度運動であり、その挙動は厳密には異なるものであることを認識しておく必要がある。

本節では、第5章で行った球引上げ試験の測定結果について、粗骨材沈下挙動の観点から考察し、1個の粗骨材が沈下する場合に関して、これまでに誘導した理論結果と実際の挙動を比較する。

図-6.4は、第5章の球引上げ試験によって得られたコンシステンシー曲線（図-5.14参照）に、式(6.1)、式(6.2)および式(5.17)を適用して求めた沈下速度と外力の関係を示したものである。図中の破線は、無振動下のコンシステンシー曲線を示し、実線は、振動下のコンシステンシー曲線を、式(6.9)によるバイリニア関係を用いて示したものである。また、点線は、粗骨材とモルタルの密度差を 0.5g/cm^3 、球の直径を 2.5cm と仮定したときに、粗骨材に働く外力を式(6.5)によって計算した値（ 0.04N ）である。同図からわかるように、静置時のモルタルにおいて粗骨材が沈下しないための許容力は、粗骨材に働く外力に比べて極端に大きく、この範囲にある健全なモルタルにおいては、静止状態で粗骨材の沈下が生じることはありえない。したがって、粗骨材の保持能力の小さいコンクリートにおいて、一般に観察される粗骨材の沈下挙動は、マトリックスモルタルの降伏値が小さいことに加え、流動途中のコンクリートにおいて、衝撃力などによる粗骨材への付加的な加速度が加わった結果であると考えられる。

図-6.5は、バイリニア型の振動コンシステンシー曲線と粗骨材に働く外力の関係から求めた、振動下における粗骨材沈下速度の計算値を示したものである。前述のとおり、加振中のフレッシュコンクリート中では、粗骨材の沈下現象は必ず生じるものと

考えられるが、その沈下速度は、振動コンシステンシー曲線の第1勾配に支配され、同一外力・振動力下においては、マトリックスモルタルの降伏値および塑性粘度が小さいほど沈下速度は大きくなる。また、曲線の第2勾配によって決定されるような大きな密度差は、現実的にはあり得ないものと考えられる。

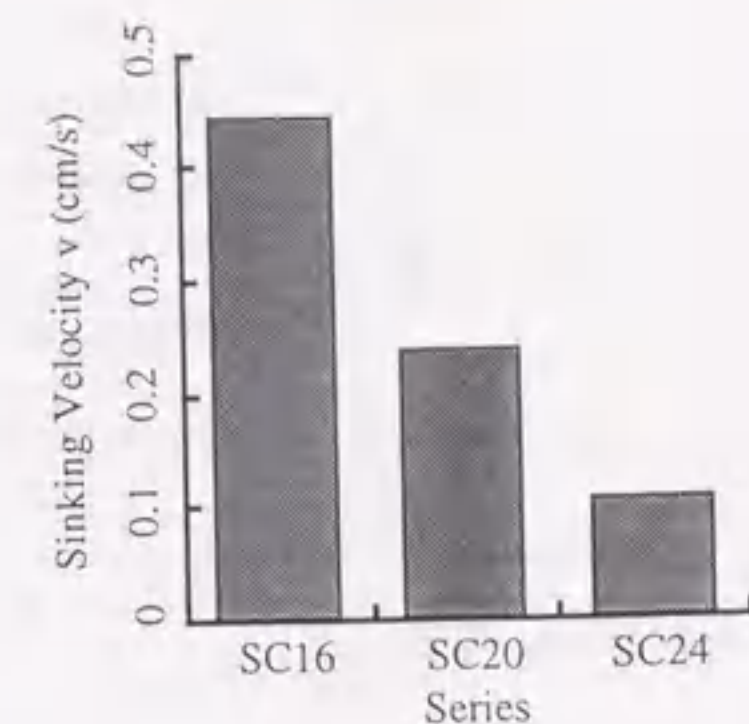


図-6.5 振動下の球沈下速度の計算値

6.3 実験概要

6.3.1 実験方法

本実験は、第3章の実験-Vと同一の試料を用いて行われたものである。前節までに検討した粗骨材1個の振動下における沈下挙動を、より実際に即した状態で検討するために、測定球を仮想粗骨材と見なして、ウェットスクリーニングモルタルを試料とした球沈下試験（模擬粗骨材沈下試験）を行った。また、粗骨材どうしの相互作用や、形状が粗骨材の沈下挙動に与える影響を検討するために、フレッシュコンクリートを試料とした2種類の分離評価試験を同時に行った。

これらの各種分離評価試験は、振動テーブルの振動数を 50Hz に設定して行った。なお、本実験において行ったメッシュ通過試験、スランプ試験およびLフロー試験の測定結果に関しては、第3章の実験-Vで述べたとおりであり、本章では触れない。

6.3.2 試験方法

(1) 球沈下試験

球沈下試験装置の概要を図-6.6に示す。振動テーブル上にモルタルを充填した鋼製容器（ $\phi 10\text{cm} \times 20\text{cm}$ ）を固定し、加振された試料中を自重によって沈下する測定球の平均沈下速度 v_{si} を測定した。平均沈下速度は、球に接着した測定用鋼棒の15秒間の下がり量から求め、球が15秒以内に底部に達する一部の試料においては、底部に到達するまでの時間から沈下速度を算出した。測定球の直径は 30mm とし、通常の粗骨材とはほぼ等しい荷重条件になるように、材質としてアルミを選択した（ $\rho = 2.67\text{g/cm}^3$ ）。本試験方法は、前章で行った振動台上球引上げ試験と類似した試験方法であるが、前述のように、振動下のフレッシュモルタルの挙動として、低ひずみ速度域では、擬似的なニュートンモデルを仮定しており、単一の荷重条件に対して測定された沈下速度

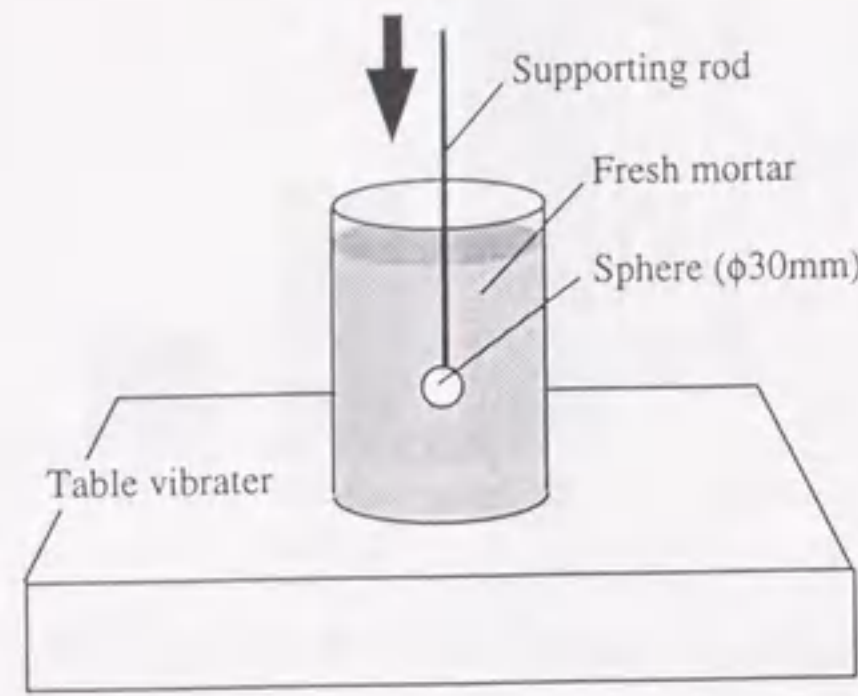


図-6.6 球沈下試験装置

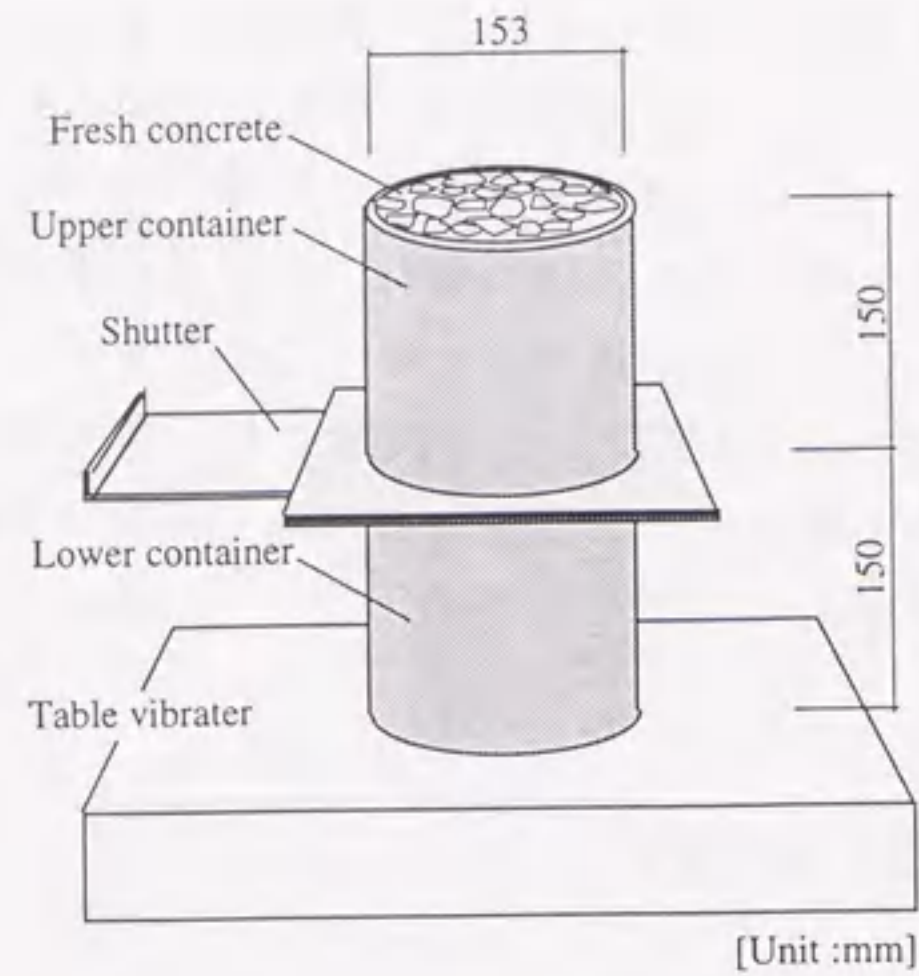


図-6.7 2層容器方式の分離評価試験装置

は、荷重に比例するものと考えて整理した。

(2) 分離評価試験（硬化供試体の切断試験）

振動の影響による粗骨材の沈下状況を定量的に評価するために、15×15×54cmの鋼製型枠を振動テーブル上に設置し、型枠内に充填したフレッシュコンクリートを30秒間加振した。硬化後のコンクリート供試体を垂直方向に4片に切断し、それぞれの切断面に現れた粗骨材の重心位置の断面中央からの下がり、沈下度 D_{cut} として、以下の式により算出し、3つの断面の平均値を求めた。

$$D_{cut} = \sum_{n=1}^n \left(\frac{A_i}{A} \frac{H - 2L_i}{H} \right) \dots\dots\dots (6.12)$$

ここに、 n ：全粗骨材個数、 A ：切断面に現れた粗骨材面積の総和(cm^2)、
 A_i ：切断面に現れた粗骨材 i の面積(cm^2)、 H ：容器の高さ (=15cm)、
 L_i ：粗骨材 i の下面からの距離(cm)

(3) 分離評価試験（2層容器試験）

本試験方法は、振動下における粗骨材分離特性を、上記(2)の試験方法よりも簡便に測定することを目的としたものである。図-6.7に示すような、中央部分で上下層

に分解できる容器中にフレッシュコンクリートを充填し、振動テーブルによって30秒間加振した後に、層間に仕切り板を挿入する。5mmふるいを用いて洗い出したそれぞれの容器に含まれる粗骨材の重量を測定し、上層部および下層部の粗骨材重量をそれぞれ A_{up} 、 A_{low} として、以下の式によって分離度 D_{str} を算出した。以上の手順を3回繰り返し、その平均値を求めた。

$$D_{str} = \frac{A_{low} - A_{up}}{A_{up} + A_{low}} \dots\dots\dots (6.13)$$

6.3.3 試料

実験に用いた試料の調合条件を表-6.1に示す（表-3.6参照）。また、使用材料を表-6.2に示す。これらの試料は、いずれもシリカフュームを混入した高強度タイプの高流動コンクリートである。マトリックスモルタルのレオロジー性質を水結合材比およびシリカフューム置換率によって、また、粗骨材体積濃度を細骨材率によって変化させた。水結合材比は19、25、30および35%、シリカフューム置換率は0~15%、細骨材率は26~47%の範囲において、それぞれ4水準に変化させた。また、単位水量は $160kg/m^3$ の一定とし、スランプフロー値が55cmの一定となるように、高性能AE減水剤の添加量を調整した。

表-6.1 調合条件

W/B (%)	SF/B (%)	s/a (%)	Test for evaluation of segregation		
			Test A	Test B	Test C
35	0,10	32,37,42,4	○		
30	0	30,35,40,4	○	○	○
	5,10,15	28,34,40,4			
25	5,10,15	26,33,40,4	○		
19	5,10,15	26,33,40,4	○	○	○

[Notes] W/B:Water binder ratio, SF/B:Silica-fume binder ratio, s/a: Sand aggregate ratio, Test A:Sphere sinking test, Test B:Cutting test of hardened concrete, Test C:Two stratum container test

W35 C10 S32 — Sand aggregate ratio (%)
 — Silica-fume binder ratio (%)
 — Water binder ratio (%)

表-6.2 使用材料

	Cement	Fine aggregate	Silica fume	Matrix mortar	Coarse aggregate
Kind	Ordinary Portland cement	River sand	Powder type	-	Crushed gravel (maximum size : 20mm)
Specific gravity	3.16	2.55	2.20	2.05~2.34	2.71

6.4 実験結果とその考察

6.4.1 マトリックスモルタルのレオロジー性質の影響

(1) 細骨材量の影響

図-6.8は、振動下における球沈下試験によって得られた沈下速度 v_{si} と細骨材率の関係を示したものである。コンクリートの細骨材率が減少し、ウェットスクリーニングモルタルの細骨材量が大きくなるにつれて、球（模擬粗骨材）の沈下速度が小さくなる。また、その減少割合は、水結合材比の増加にともなって増大している。これらの測定結果は、細骨材量の減少によってモルタルの塑性粘度が小さくなり、振動下のコンシステンシー曲線（図-6.3参照）の第1直線において、同一せん断応力に対するひずみ速度が増加するためであると考えられる。また、試料W19あるいはW25のように水結合材比の小さな範囲では、セメントペーストのレオロジー性質が、モルタルのレオロジー性質に対して卓越的な影響を及ぼすため、細骨材量の変化による影響は小さくなるものと考えられる。

図-6.9に、供試体切断方式の分離評価試験によって得られた沈下度 D_{cut} と細骨材率の関係を示し、また、図-6.10に、2層容器方式の分離評価試験によって得られた分離度 D_{str} と細骨材率の関係を示す。水結合材比30%の試料における沈下度 D_{cut} は、細骨材率が大きくなるにつれて増大し、その増加傾向はシリカフェーム置換率が大きいほど大きい。また、分離度 D_{str} に関しては、明確な傾向は認められないが、細骨材率が及ぼす影響は小さいようである。一方、水結合材比19%の試料では、両分離評価値が同様な傾向を示し、細骨材率の増加にともなって、分離度の値が減少している。

以上の測定結果は、球沈下試験によって得られた沈下速度 v_{si} と傾向的に異なる。モルタルのレオロジー性質に関する条件が同一であることから、粗骨材量が、その沈下挙動に大きな影響を及ぼしているものと思われる。

(2) シリカフェーム置換率の影響

図-6.8および図-6.10によると、明確ではないが、シリカフェーム置換率の増加に

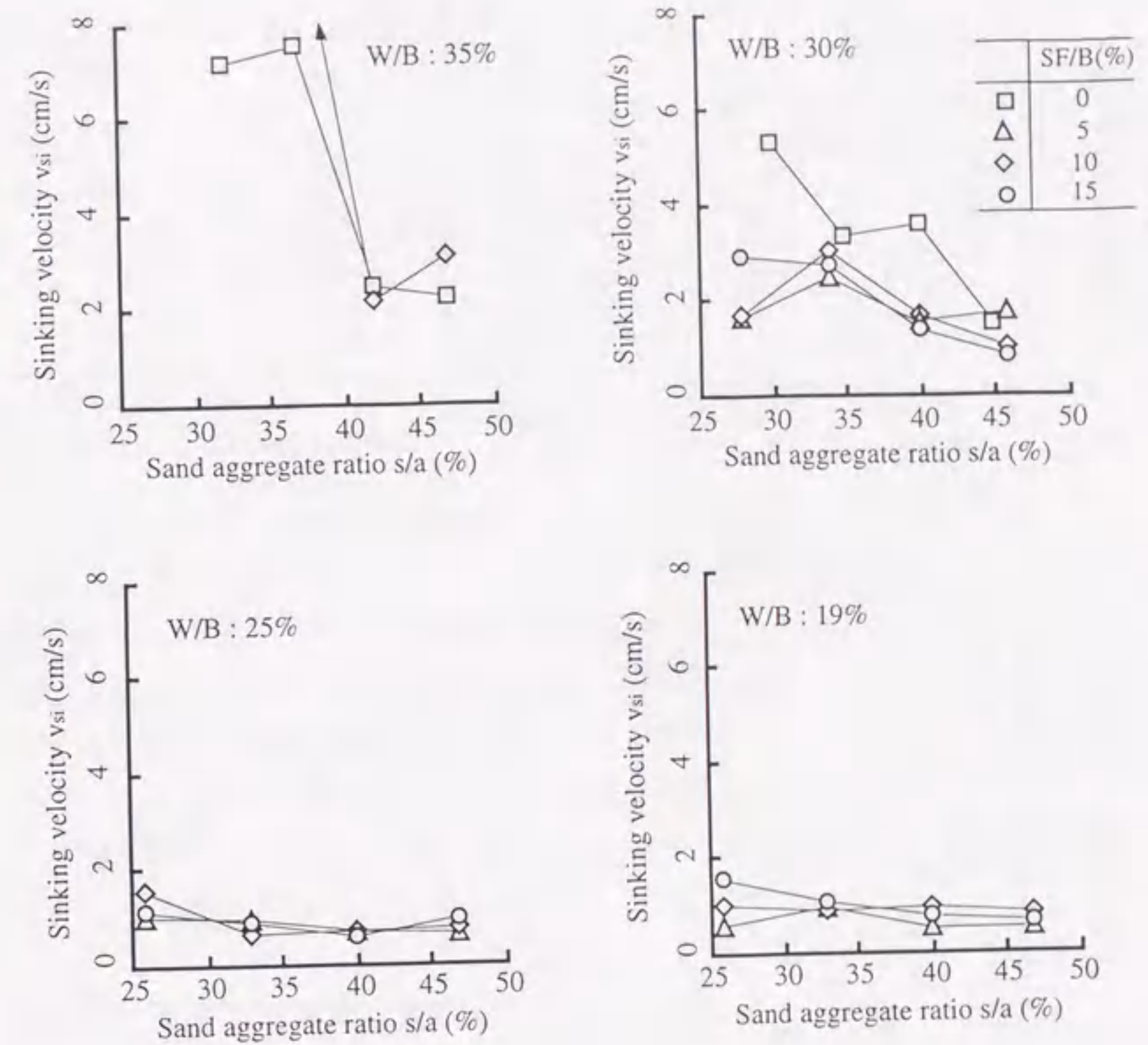


図-6.8 沈下速度 v_{si} と細骨材率の関係

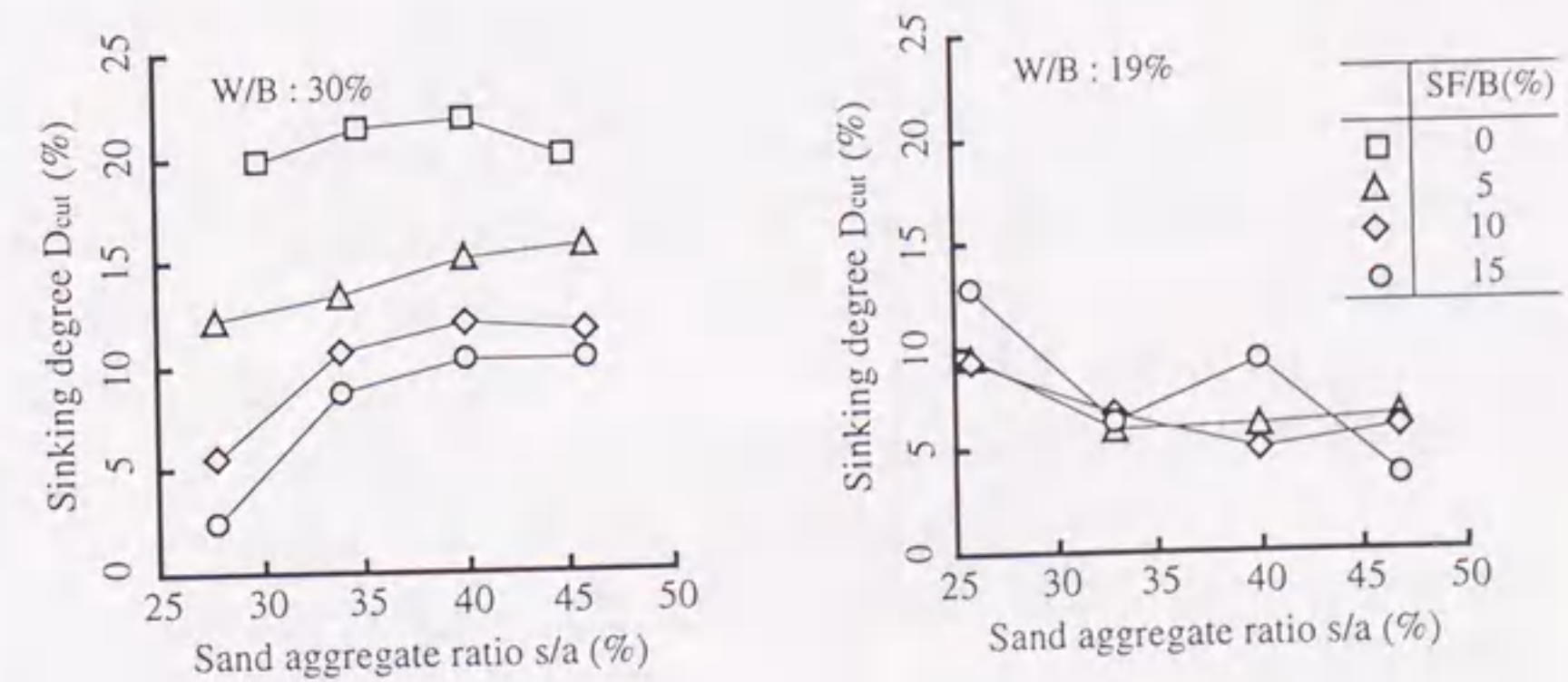


図-6.9 沈下度 D_{cut} と細骨材率の関係

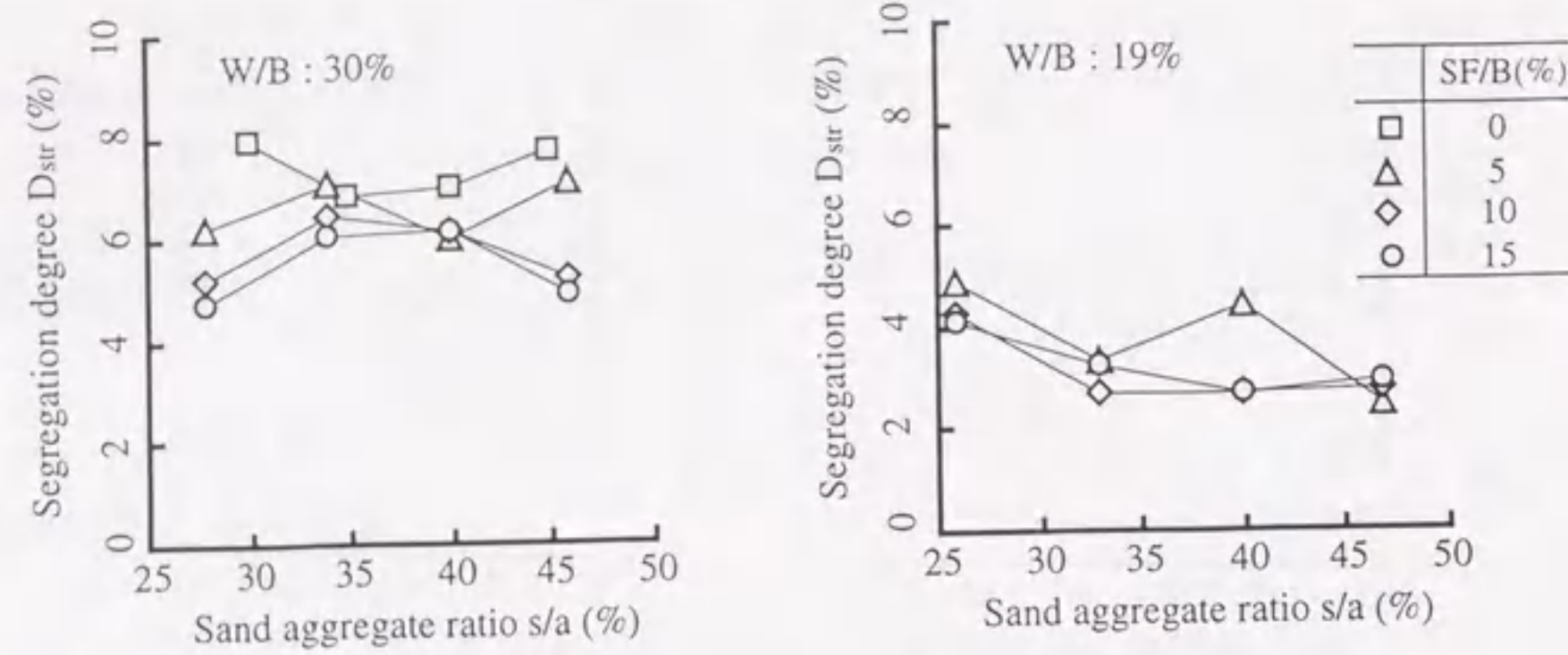


図-6.10 分離度 D_{str} と細骨材率の関係

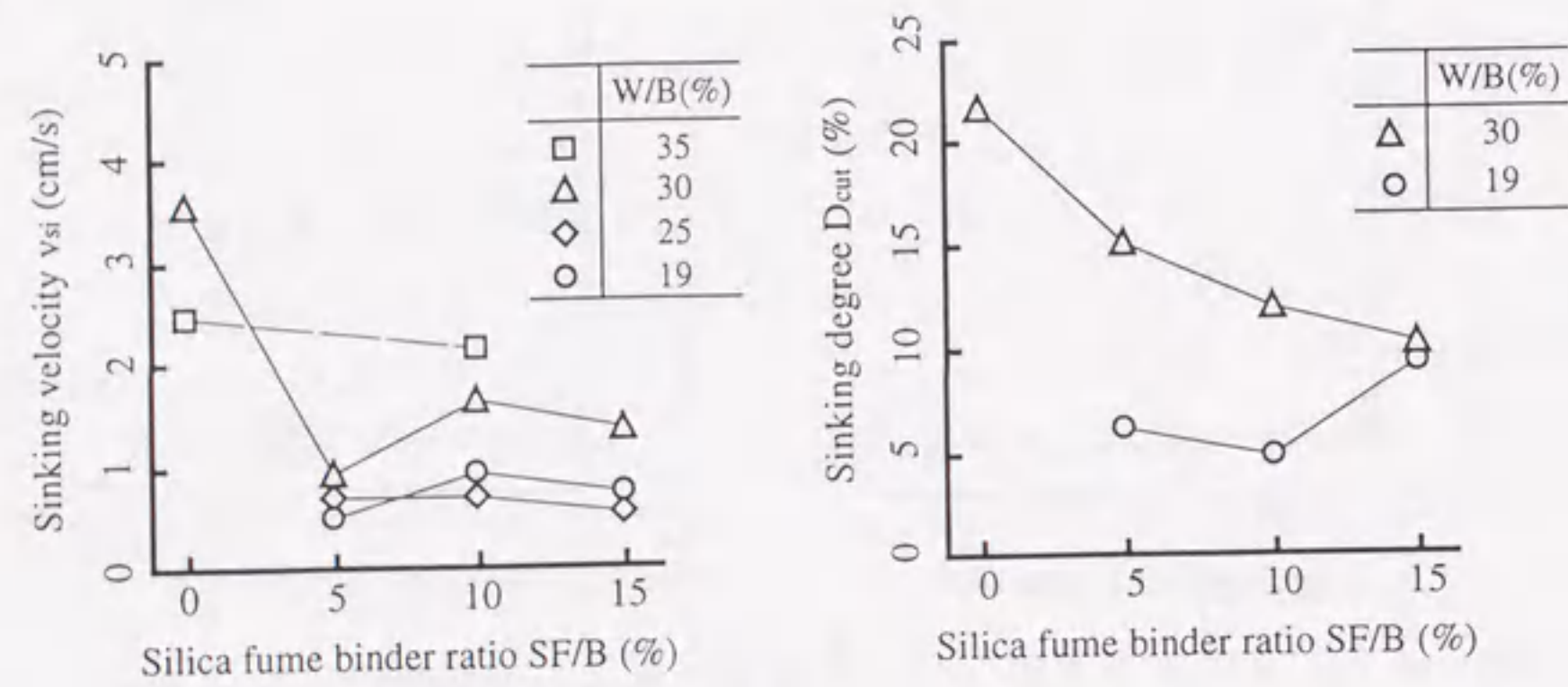


図-6.11 沈下速度 v_{si} とシリカフェーム置換率の関係

図-6.12 沈下度 D_{cut} とシリカフェーム置換率の関係

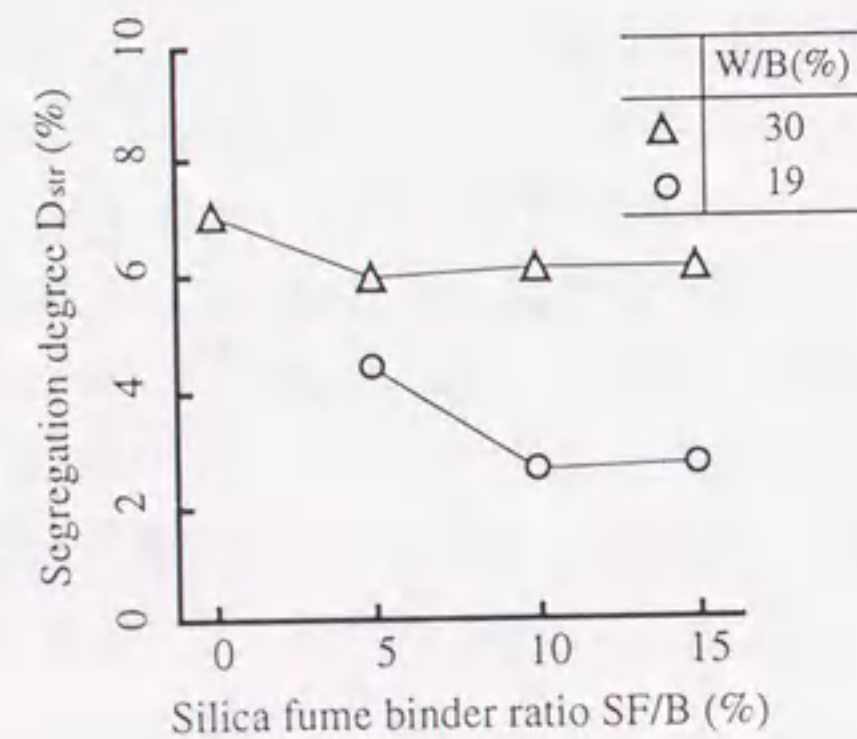


図-6.13 分離度 D_{str} とシリカフェーム置換率の関係

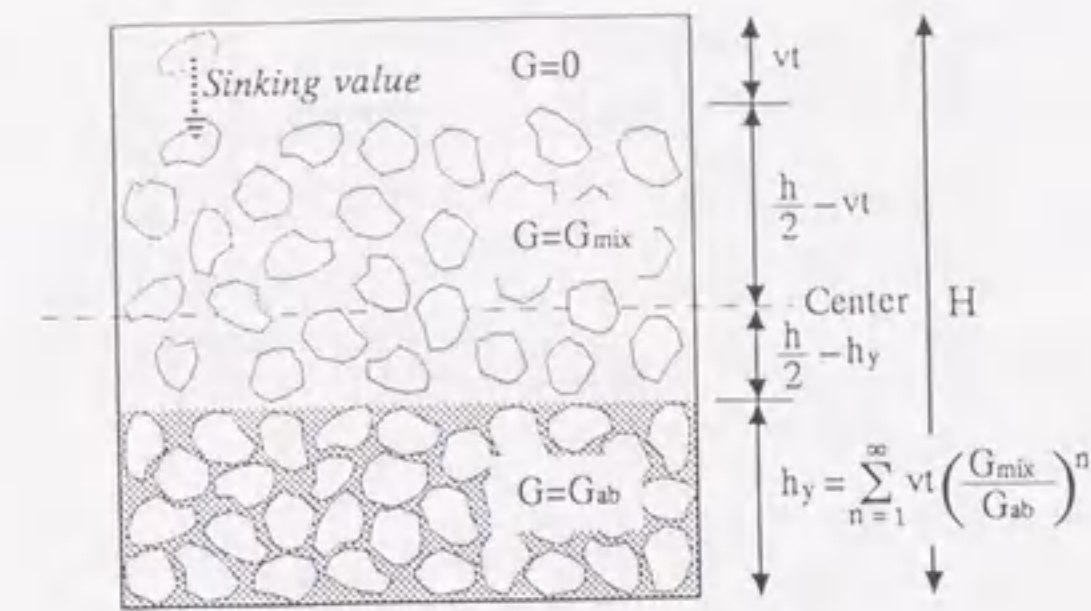


図-6.14 仮定した粗骨材分布状況

よって沈下速度 v_{si} あるいは分離度 D_{str} が減少する傾向が認められる。また、図-6.9による沈下度 D_{cut} に関しては、この傾向が顕著である。

図-6.11～図-6.13は、細骨材率40%付近の試料に対して、振動下の各種分離評価値とシリカフェーム置換率の関係を示したものである。水結合材比30%の試料の場合は、シリカフェーム置換率の増加によって、沈下速度 v_{si} および沈下度 D_{cut} が減少している。また、水結合材比の小さい範囲では、シリカフェーム置換率は、各種分離評価値に対してほとんど影響を与えない。

6.4.2 粗骨材量が沈下速度に及ぼす影響

粗骨材量が、振動下のフレッシュコンクリートにおける粗骨材の沈下挙動に及ぼす影響を検討するために、2種類の分離評価試験によって得られた評価値から、通常量の粗骨材が混入されたときの沈下速度を逆算し、球沈下試験によって得られた1個の粗骨材が沈下するときの速度と比較・検討する。

まず、供試体切断方式による分離評価試験によって得られた沈下度 D_{cut} から、平均的な粗骨材の沈下速度を求める。初期状態において粗骨材体積濃度 G_{mix} で均等に分布していた粗骨材が、加振によって一定速度 v_{cut} で一様に沈下し、 t 時間後(=30s)の粗骨材分布状況が図-6.14に示すようであったと仮定する。また、沈下した粗骨材は、底部付近に達すると沈積し、その分布は実績率 G_{ab} に従うものと仮定する。粗骨材が沈積する領域の底面からの高さ h_y は、式(6.14)のように表され、このときの沈下度 D_{cut} は、式(6.12)より、それぞれの領域の粗骨材面積率に断面中央からの距離を乗した値の総和として、式(6.15)のように求められる。したがって、粗骨材沈下速度 v_{cut} は、式(6.15)を v_{cut} に関して解いて式(6.16)のようになる。

$$h_y = \sum_{n=1}^{\infty} t v_{cut} \left(\frac{G_{mix}}{G_{ab}} \right) = \frac{t v_{cut} G_{mix}}{G_{ab} - G_{mix}} \quad \dots\dots\dots (6.14)$$

$$D_{cut} = \frac{2 t v_{cut}}{H} \frac{G_{ab} t^2 v_{cut}^2}{(G_{ab} - G_{mix}) H^2} \quad \dots\dots\dots (6.15)$$

$$v_{cut} = \frac{H}{G_{ab} t} \left\{ (G_{ab} - G_{mix}) - \sqrt{(G_{ab} - G_{mix})(G_{ab} - G_{ab} D_{cut} - G_{mix})} \right\} \quad \dots (6.16)$$

図-6.15は、式(6.16)による沈下速度 v_{cut} と粗骨材量の関係を示したものである。また、球沈下試験によって得られた沈下速度 v_{si} と v_{cut} の比 (v_{cut}/v_{si}) を求め、図-6.16に、粗骨材量との関係として示す。この沈下速度の比 v_{cut}/v_{si} は、沈下速度に与える粗骨材の混入効果を抽出して表したものであると考えられ、同一粗骨材量に対する沈下速度の比は、マトリックスモルタルのレオロジー性質に関係なくほぼ一定になっている。また、水結合材比19%の試料においては明確ではないが、沈下速度の比 v_{cut}/v_{si} には、粗

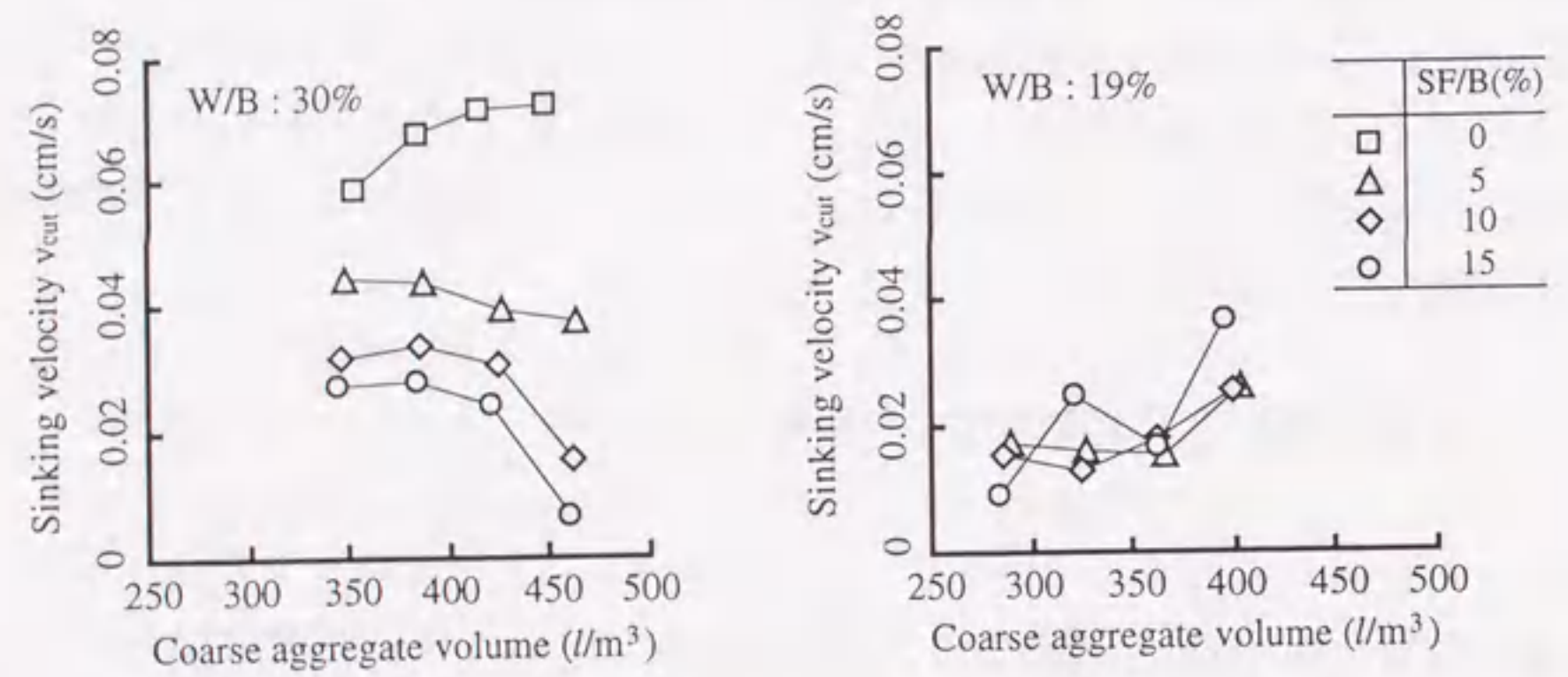


図-6.15 沈下速度 v_{cut} の計算値

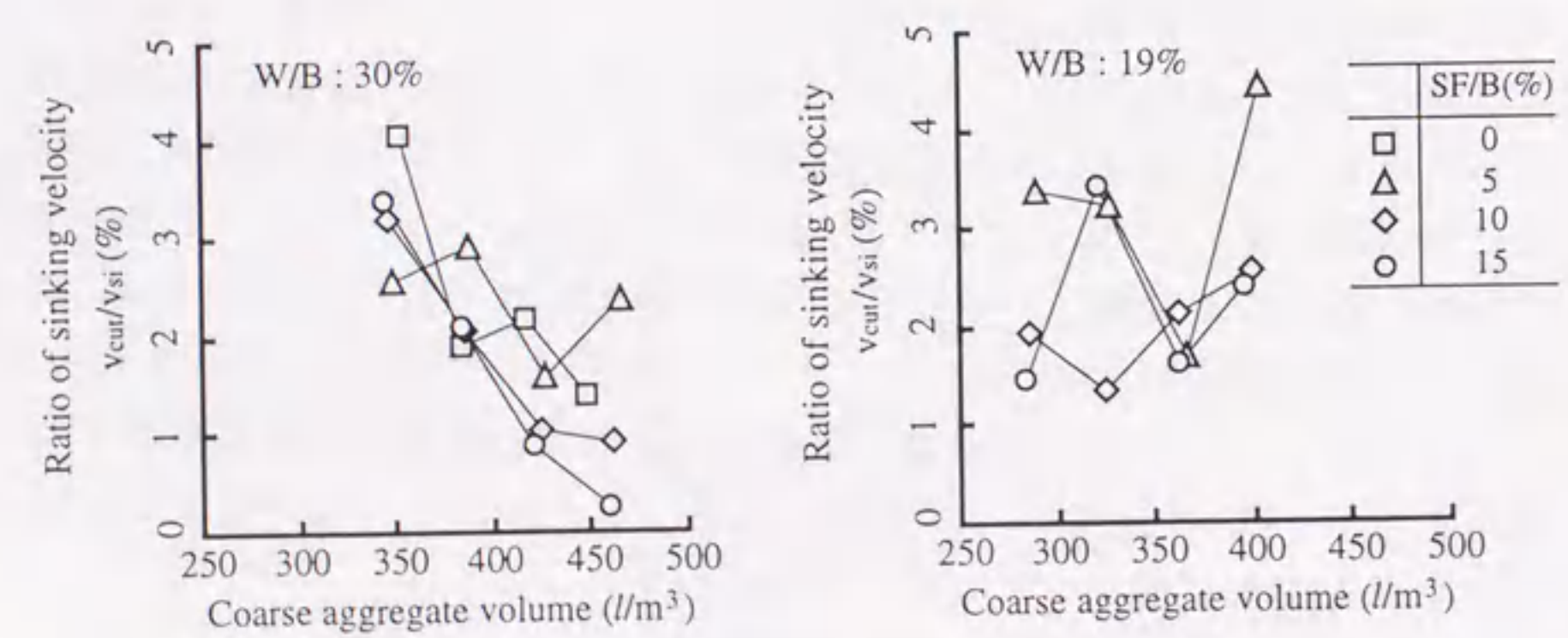


図-6.16 沈下速度の比 v_{cut}/v_{si} と粗骨材量の関係

骨材量との相関関係が認められ、粗骨材量の減少にともなって v_{cut}/v_{si} が増大している。通常量の粗骨材が混入されたときの沈下速度は、1個の粗骨材が沈下する場合と比較して、最大でも4%程度と極めて小さいことがわかる。

これらの結果は、振動下の粗骨材沈下挙動は、マトリックスモルタルのレオロジー性質によって基本的に決定されるが、粗骨材どうしの相互作用の影響が極めて大きく、粗骨材量の増加によって、その沈下抵抗性が飛躍的に改善されることを示唆している。粗骨材どうしの相互作用の原因としては、せん断変形に要するマトリックスの減少の影響が支配的であると考えられるが、その他に、粗骨材形状、粗骨材とモルタルの界面におけるすべり、さらには、型枠などの境界条件が複合的に影響するものと予想される。

2層容器方式の分離評価試験において、粗骨材が加振によって一定速度で沈下し、分離度 D_{str} に相当する粗骨材が、 $t=30$ 秒間内に上層容器から下層容器へ移動すると仮定して、以下の式によって、沈下速度 v_{str} を求めた。

$$v_{str} = \frac{D_{str} h}{2t} \quad \dots\dots\dots (6.17)$$

図-6.17は、球沈下試験による沈下速度 v_{si} と、式(6.17)によって求めた2層容器試験の沈下速度 v_{str} の比 (v_{str}/v_{si}) を、粗骨材量との関係として示したものである。沈下速度の比 v_{str}/v_{si} は、供試体切断方式の分離評価試験から算出した値 v_{cut}/v_{si} よりもさらに小さく、最大でも1.5%程度となっているが、全体的な傾向は v_{cut}/v_{si} と同様である。

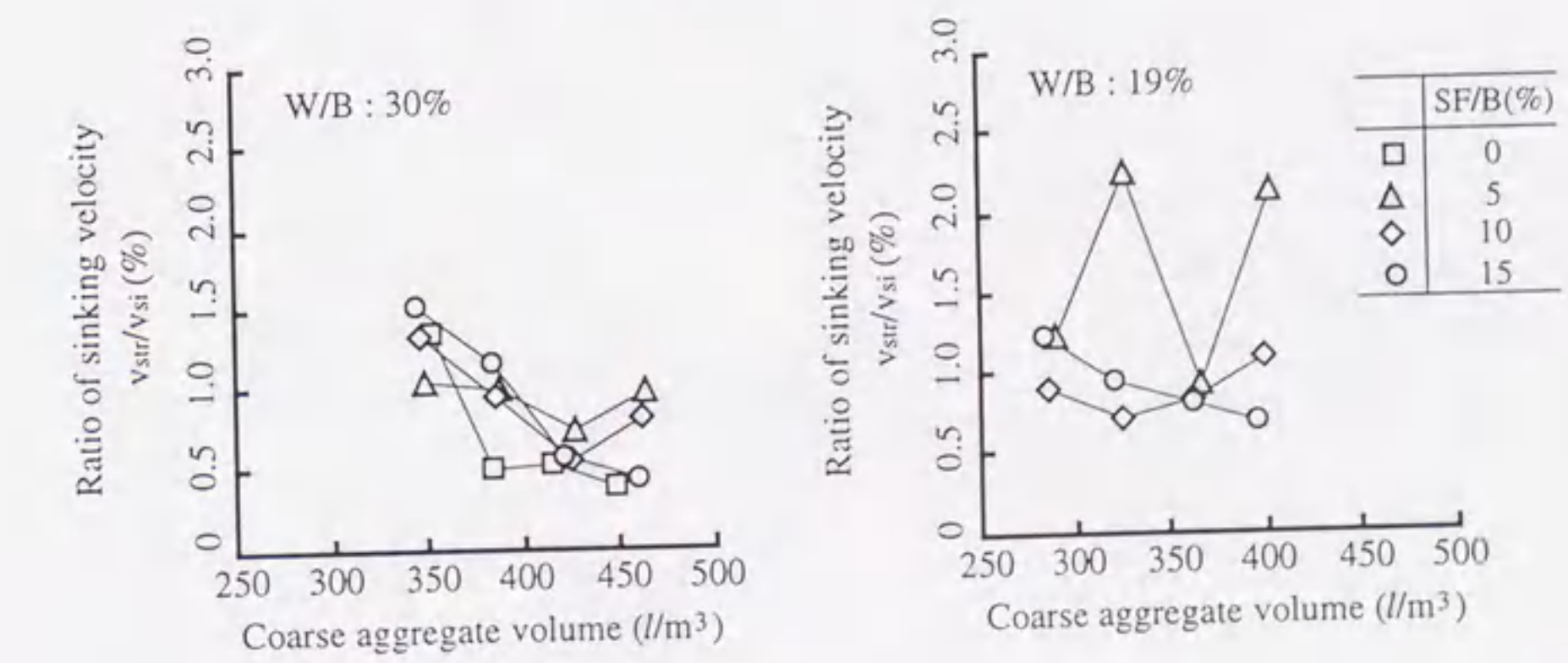


図-6.17 沈下速度の比 v_{str}/v_{si} と粗骨材量の関係

6.5 まとめ

本章では、振動下における粗骨材の沈下挙動を力学的に説明するために、第5章で導出した理論結果を基にして、レオロジー的な考察を行った。また、球沈下試験および2種類の分離評価試験を振動下において試行し、マトリックスモルタルの性質および粗骨材量が、粗骨材の分離挙動に及ぼす影響を検討した。本章で新たに得られた知見は、以下のとおりである。

- 1) 静置時において、粗骨材が沈下する限界となる粗骨材とマトリックスモルタルの密度差は、式(6.7)によって表される。また、この密度差によって生じる外力は、健全なフレッシュコンクリートの静置時の分離限界に比べて極めて小さく、重力以外の何らかの加速度が加わらない限り、通常では粗骨材の沈下は起こりえない。
- 2) フレッシュコンクリートに振動を加えた場合、粗骨材の沈下は必ず生じ、1個の粗骨材がマトリックス中を沈下すると仮定したときの沈下速度は、式(6.11)によって表される。
- 3) 振動下における粗骨材の沈下挙動は、マトリックスモルタルのレオロジー性質によって基本的に決定される。本実験の範囲において、沈下速度は、モルタルの水結合材比の増大および細骨材量の減少にともなって大きくなり、また、シリカフェュームの混入によって小さくなる。
- 4) 粗骨材量は、振動下の粗骨材沈下挙動に対して極めて大きな影響を及ぼす。粗骨材量の増加にともなって沈下速度は減少し、通常量の粗骨材が混入されたフレッシュコンクリート中における粗骨材の沈下速度は、1個の粗骨材が沈下する速度と比較して4%以下となる。この原因としては、マトリックスモルタルの減少によるせん断変形領域の減少が支配的であると考えられる。

第7章 結論および今後の課題

7.1 結論

7.2 今後の課題

第7章 結論および今後の課題

7.1 結論

7.1.1 本研究の総括

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、最近になって実用化された、あるいは今後に実用化されると予想される新しい施工技術に対して、現状のコンクリート施工法が必ずしも十分に対応できないことと、その最大要因が、施工結果を予測する技術の欠落にあることを述べ、レオロジーに立脚した理論研究の必要性を述べた。また、このような状況下における本研究の目的と意義を明らかにした。

第2章では、本研究の主題であるフレッシュコンクリートの間隙通過時および振動下の流動・分離挙動に関して、理論的・実験的な研究の現状を整理し、現時点において明確にされている点と不明な点について述べた。その中では、コンクリートの間隙通過挙動に関する研究が初期段階にあり、また、振動挙動に対する理論的な解明が十分にはなされていないことなどを指摘した。

第3章および第4章では、フレッシュコンクリートの間隙通過時の挙動に関する検討結果について述べた。まず、第3章では、間隙通過時の流動挙動を説明するために、レオロジーの立場から理論的な考察を行い、また、これらの特性を評価するために開発した2種類の試験方法によって、材料性質と間隙通過挙動の関連性について検討した。その結果得られた主な知見は、以下のとおりである。

- 1) 単相材料の鉄筋間通過速度と作用圧力の関係は、通過速度が小さくなるにつれて直線を逸脱し、圧力が小さくなる曲線（間隙通過曲線）として示される。また、実用上は、直線に近似した間隙通過曲線の圧力軸切片（間隙通過降伏圧力）と傾き（間隙通過粘性）によって、間隙通過時の流動挙動が評価できる。
- 2) マトリックスモルタル部の減少に着目した場合、間隙通過時の流動挙動に及ぼす粗骨材の影響は、粗骨材体積濃度の2乗に比例して鉄筋間通過速度が減少する関係として表される。しかし、実際の現象は、鉄筋と粗骨材の接触などの運動を考慮しなければ説明できない。
- 3) 間隙通過時の流動挙動は、本研究で提案したメッシュ通過試験および鉄筋挿入型回転粘度計によって評価することができる。また、これらの試験によって、間隙通過降伏圧力および間隙通過粘性に関連する2つの評価値が得られる。
- 4) フレッシュコンクリートの間隙通過性は、水結合材比あるいは単位水量の減少に

ともなって減少する。また、同一モルタル中の粗骨材体積濃度が増加するにしたがって増加する。

次に、第4章では、間隙通過時の分離・閉塞挙動の評価試験方法として、リング貫入試験を提案し、フレッシュコンクリートの材料性質の影響を含めて、間隙広さや作用圧力などの外的要因が間隙通過性に及ぼす影響について検討した。その結果得られた主な知見は、以下のとおりである。

- 5) フレッシュコンクリートの間隙通過効率は、リング貫入試験によって得られる1回目のリング沈下速度 (R_{v1}) によって、また、間隙通過時のモルタル先送りの可能性は、 R_{v1} と、貫入を4回繰り返した後の沈下速度 (R_{v4}) の比 (沈下速度比: R_{v1}/R_{v4}) によって評価することができる。
- 6) マトリックスモルタルのレオロジー性質および粗骨材体積濃度が、間隙通過性に及ぼす影響は大きい。また、間隙通過時の粗骨材連行能力は、マトリックスモルタルの付着特性に依存した特性値であるが、付着特性のみによって評価することはできない。

第5章および第6章では、フレッシュコンクリートの振動下の挙動について述べた。まず、第5章では、振動を受けて流動化するフレッシュコンクリートの挙動の変化を力学的に説明することを目的として、ビンガム流体の振動挙動について理論的な考察を行った。その結果得られた新たな知見は、以下のとおりである。

- 7) 強制力振動下のビンガム流体のコンシステンシー曲線は、低ひずみ速度領域において、静的なビンガムモデルの直線を逸脱する曲線となり、その降伏値は、静止時よりも小さくなるか、または消失する。
- 8) 強制変位振動下のビンガム流体のコンシステンシー曲線は、強制力の場合とは形状が異なるが、定性的には類似の傾向を示すような原点を通る曲線となる。また、振動下の球引上げ試験では、その測定装置の機構上、理論曲線とは異なるみかけのコンシステンシー曲線が観測される。
- 9) 本研究で誘導した振動下のレオロジーモデルは、いずれも、同一せん断応力に対して、無振動下よりも大きなひずみ速度が生じることを示しており、加振によるフレッシュコンクリートの流動化現象を説明できる。

最後に、第6章では、振動下におけるフレッシュコンクリートの分離挙動、すなわち、粗骨材の沈下挙動を力学的に説明するために、第5章で誘導した理論の応用を試みるとともに、3種類の分離評価試験を振動下において試行し、マトリックスモルタルの性質および粗骨材量が、粗骨材の分離挙動に及ぼす影響について検討した。その結果得られた主な知見は、以下のとおりである。

- 10) 静置時における粗骨材の沈下限界は、粗骨材とマトリックスモルタルの密度差、降伏値および粗骨材寸法の関係によって決定される。また、健全なフレッシュコンクリート中では、重力のみの影響によって粗骨材が沈降することはない。
- 11) 振動下のフレッシュコンクリート中では、粗骨材は必ず沈下する。また、モルタル中を1個の粗骨材が沈下すると仮定した場合の粗骨材沈下速度は、粗骨材寸法の2乗および密度差に比例し、振動下のみかけの塑性粘度に反比例する。
- 12) 粗骨材量は、振動下の粗骨材沈下挙動に対して支配的な影響を及ぼす。粗骨材量の増加にともなって沈下速度は極端に減少し、通常量の粗骨材が混入されたフレッシュコンクリート中での沈下速度は、粗骨材1個が沈下する場合と比較して4%以下になる。

7.1.2 本研究成果の位置づけ

本研究の最終的な目的は、冒頭に述べたとおり、フレッシュコンクリートの挙動に対する予測技術を確立する基盤となる統合的な理論体系の構築にある。そのためには、まず、現状では曖昧な形で認識されているフレッシュコンクリートの諸現象を厳密に整理し、それぞれに定義された挙動に対して定量的な評価を与えることが必要である。将来的には、理論的なアプローチによって、これらの諸現象を力学的に解明し、個々の要素研究を統合した「施工設計法」[99,100]と呼ばれるような理論体系に集約されていくものと思われる。

したがって、本研究成果は、上記のような要素研究の一角をなすものであると位置づけられる。本研究の範囲では、建築分野で用いられるような軟練りコンクリートにおける最も一般的な要求性能として、間隙通過時および振動下の挙動を取り上げたが、この他にもポンプ圧送時のような高圧力下、あるいは、落とし込み打設時のような衝撃力下など、フレッシュコンクリートにとって重要な挙動を理論的に解明していく必要があるものと考えられる。これらの個々の現象に関しては、理論的な研究がある程度進んでいる部分もあるが[101]、全体的には、未だに研究の初期段階にあり、今後の研究の進展が期待される。

この種の研究成果は、供給されたコンクリートに対して、合理的な打設方法を設定するための有効な情報となるが、逆に、目的とする構造物の施工条件に対して、要求されるフレッシュコンクリートの品質を明確に示すことにもなる。したがって、調合段階にフィードバックされる情報を用いて、合理的な調合設計を行うためにも重要な課題であると考えられる。

7.2 今後の課題

7.2.1 本研究の未解決な課題

本研究では、理論モデルの近似方法とレオロジー定数の測定精度に関していくつかの課題が残されている。前者は、レオロジー分野において高密度サスペンションを対象とする研究が未発達であり、フレッシュコンクリートの理論研究を行うための土壌が整備されていないことに起因し、また、後者は、フレッシュコンクリートが、再現性の乏しい不安定な材料であることに起因する。以下に、これらの課題を整理して挙げる。

(1) 理論的な課題

本研究の範囲で理論的に未解決な課題は、以下のとおりである。

- 1) 本研究では、フレッシュコンクリートを均質な単相材料か、あるいは、マトリックスモルタルと粗骨材からなる2相材料と仮定している。このような近似は、理論結果の複雑化を避けるためには現状ではやむを得ないものであり、これ以上の多相材料を仮定する場合には、数値解析的手法を用いる必要がある。しかし、仮定の単純性から取り扱えない実現象も多く残り、マクロな視点からこれらの影響を検討していくことが、今後の課題であると考えられる。
- 2) ビンガム流体の変形あるいは流体中における物体の運動に関しては、現時点では、管内流動を表すBuckingham式、あるいは流体中における球体の運動を表すAnsley式などの数種類の理論式しか提案されていない。したがって、本研究で行った理論展開においても、特に流体中における棒状体の運動に関しては、これらのモデルを近似的に適用せざるを得なかった。この種の問題を直接的に解くことができないことは、既に明らかにされているが、何らかの方法によって直接的な解が得られれば、理論結果をより単純な形で示すことができる。
- 3) フレッシュコンクリートの間隙通過時の流動挙動に関する考察(第3章)では、粗骨材が間隙通過速度に及ぼす影響を、変形領域としてのマトリックス部の減少という側面からのみ取り扱った。しかし、その効果のみによって実際の挙動を説明できないことは、実験結果からも確かめられており、鉄筋と粗骨材の接触や粒子の回転運動など、粗骨材独自の運動を考慮したより詳細な検討が今後必要である。
- 4) 振動によって流動方向が逆転するような非定常状態では、本来であれば、加速度を考慮した非定常状態における流動モデルを起点として理論を展開する必要がある。しかし、このようなモデルを現時点で構築することが困難であるため、本研究では、ビンガムモデルに関する定常状態の方程式を近似的に用いた。加振による流動化に

関する考え方のプロセスは、使用する力学モデルの種類に影響されるものではないが、将来的に、新たなモデルが構築できれば、その適用によってより厳密な解が得られるものと考えられる。

- 5) 振動の影響を実用的に考慮するためには、少なくとも、振動源からの距離と流動・分離特性の関係などを明確にする必要があると考えられる。しかし、本研究の範囲では、振動を受ける極小領域の挙動のみを取り扱っており、振動の伝播性能と関連づけた考察を行うまでには至っていない。この点に関しては、振動の伝播に関する理論研究が既にある程度進んでいることから、将来的には解決することが可能な問題であると考えられる。

(2) 実験的な課題

本研究の範囲で実験的に未解決な課題は、以下のとおりである。

- 6) 鉄筋挿入型回転粘度計では、粗骨材量が多くなると、試料が鉄筋間を円滑に通過できなくなるため、通常量の粗骨材を含むフレッシュコンクリートの測定には適用できない。この点に関しては、回転速度を可変にするなどの装置の改良が必要であると考えられる。
- 7) 本研究で提案した振動下のコンシステンシーモデルに関しては、実験的に検証されているが、ばらつきが大きく明確な形では示されていない。レオロジー試験には元来測定精度の点で問題があり、振動下における測定はさらに難しいが、より厳密な形で振動下のコンシステンシー曲線を測定するためには、加振方法などの工夫によって測定方法の改善を図る必要がある。

7.2.2 本研究に関連する未解決な課題

フレッシュコンクリートの挙動にレオロジーを適用した予測技術に関する研究には、現状では、以下のような課題が残されており、今後の研究によって、これらの課題が解決されることを期待する。

- 1) レオロジーに関する理論研究は、信頼性の高いレオロジー定数が測定されて、初めて成立するものであるが、現時点では、試験方法によって得られるレオロジー定数の値に大きな隔りがあるなど、必ずしもその測定が成功しているとはいえない。統合的な理論体系の成立過程において、さまざまな現象に対して整合性のあるレオロジー定数の値が確定され、また、その試験方法が確立される可能性も否定できないが、根本的な課題として、信頼性の高いレオロジー試験の開発が期待される。
- 2) 本研究をはじめとしたレオロジーに関する大部分の研究では、フレッシュコンク

リートあるいはマトリックスモルタルの流動挙動をビンガムモデルと仮定している。しかし、このモデルのフレッシュコンクリートへの適用には限界があり、各種の実挙動の全てを表すことはできない。あらゆる状況に対して統一的なモデルが使用できることが望ましいが、その適用範囲外の現象に対しては、実際に即した理論モデルを考案・適用する必要がある。

- 3) レオロジーに関する予測技術の研究成果は、現時点では、ごく狭い範囲でしか実際の施工に反映されていない。このような状況を打開するために、従来の実践的な施工体制では、今後技術的に行き詰まることになるという認識が施工者の立場に必要であり、また、研究者の立場からは、簡易な試験方法や実用式を提案するなど、研究成果を実施工に反映させる努力が必要である。

引用文献

引用文献

- [1] 村田二郎・岡田清：フレッシュコンクリートのレオロジー・コンクリートの弾性とクリープ，山海堂，pp.15-91，1981.
- [2] 岩崎訓明：ワーカビリティ判定法 -なぜいつまでもスランプか？-，コンクリート工学，Vol.21，No.10，pp.4-12，1983.10
- [3] 谷川恭雄・森博嗣：フレッシュコンクリートのコンシステンシー評価法 -スランプ値から何がわかるか？-，コンクリート工学，Vol.25，No.5，pp.4-15，1987.5
- [4] 谷川恭雄・森博嗣：フレッシュコンクリートのレオロジー，セメント・コンクリート，No.558，pp.8-14，1993.8
- [5] 村田二郎：フレッシュコンクリートの挙動に関する研究，土木学会論文集，No.378，V-6，pp.21-33，1987.2
- [6] フレッシュコンクリートの挙動研究委員会（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.113-177，1990.3
- [7] 谷川恭雄・森博嗣：フレッシュコンクリートの流動シミュレーション，建築技術，No.470，pp.176-185，1990.7
- [8] 谷川恭雄・森博嗣：フレッシュコンクリートのレオロジーと流動解析，コンクリート工学，Vol.13，No.10，pp.5-16，1993.10
- [9] 谷川恭雄・森博嗣・黒川善幸：超流動コンクリートにおける粗骨材連行性に関するレオロジー的考察，超流動コンクリートに関するシンポジウム論文報告集，日本コンクリート工学協会，pp.79-84，1993.5
- [10] 超流動コンクリート研究委員会（日本コンクリート工学協会）：超流動コンクリート研究委員会報告書（I），pp.1-2，1993.5
- [11] 超流動コンクリート研究委員会（日本コンクリート工学協会）：超流動コンクリート研究委員会報告書（II），p.11，1994.5
- [12] 遠藤秀紀・下山善秀・グレッグ ハナ・堂園昭人：高流動コンクリートの鉄筋間通過性に関する基礎研究：コンクリート工学年次論文報告集，Vol.15，No.1，pp.125-130，1993.6
- [13] 堂園昭人・遠藤秀紀・藤原浩巳・下山善秀：高流動コンクリートの分離抵抗性に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.1，pp.147-152，1994.6
- [14] 既出[10]，pp.73-126
- [15] 既出[11]，pp.11-16
- [16] 福留和人・谷口裕史・喜多達夫：増粘剤および高性能減水剤を用いた高流動化コンクリートの材料分離抵抗性について，土木学会第45回年次学術講演会講演概要

- 集, 第5部, pp.210-211, 1990.9
- [17] 三浦律彦・小松原徹・宮崎信一・入矢桂史郎: 超流動コンクリートの過密配筋構造物への適用に関する実験的検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.95-100, 1992.6
- [18] 久米生奉・藤井学・宮川豊章・井上普・服部篤史: 石灰微粉末を用いた高流動性コンクリートの性状について, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.596-597, 1992.9
- [19] 阿部靖弘・和泉意登志・井上和政・戸田彰彦・田中恭一・橋爪進: 超ワーカブルコンクリートの調合設計に関する基礎研究(その3 鉄筋あき間隔と限界粗骨材量の関係), 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.919-920, 1992.8
- [20] 和泉意登志・友澤史紀・清水昭之・野口貴文・浜田勝・小野山貫造・佐原晴也: 各種高流動コンクリートの特性評価及び実大模型打設実験(その5 実大模型打設実験のフレッシュコンクリートの品質), 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.1153-1154, 1993.9
- [21] 新藤竹文・松岡康訓・坂本淳・ソムヌック タングテルムシリクル: 締固め不要コンクリートのフレッシュな状態における性状, 土木学会第45回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.228-229, 1990.9
- [22] 田中政史・長岡誠一・今橋憲雄・治田尉茂: 低発熱セメントを用いた高流動コンクリートのフレッシュ性状に関する研究, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.600-601, 1992.9
- [23] 藤原浩巳・下山善秀・富田六郎・久保田裕康: 高流動コンクリートの充填性に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.27-32, 1992.6
- [24] 大倉真人・笠井芳夫・田中斉・名倉光雄・川端康夫: 高強度コンクリートのワーカビリティ評価法について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.467-468, 1989.102
- [25] 武井俊二・芹口孝巳・金井雅人: 高流動化コンクリートの充填性に及ぼす微粉末の影響, セメント・コンクリート論文集, No.45, pp.104-109, 1991.12
- [26] 溝淵利明・万木正弘・峯岸孝二・安永正道: 低熱スラグセメントを用いた高強度コンクリートの施工性に関する検討(その2), 土木学会第46回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.604-605, 1991.9
- [27] 坂井哲朗・新沼文敏・宮崎昇: 無機増粘剤を用いた高流動コンクリート, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.598-599, 1992.9
- [28] 小沢一雅・岡村甫・坂田昇: 締固め不要コンクリートの充填性評価のためのロータ試験, 超流動コンクリートに関するシンポジウム論文報告集, 日本コンクリート工学協会, pp.17-22, 1993.5

- [29] 岡村甫・小沢一雅: 締固め不要コンクリートの可能性と課題, コンクリート工学, Vol.30, No.2, pp.5-14, 1992.2
- [30] 坂井吾郎・万木正弘・岩井稔・坂田昇: 締固め不要コンクリートの充填性に及ぼす骨材量の影響, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.568-569, 1992.9
- [31] 佐原晴也・横田秀彦・庄司芳之・竹下治之: 高流動コンクリートのワーカビリティ評価試験方法に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.1, pp.137-142, 1991.6
- [32] 佐原晴也・庄司芳之・竹下治之: 高流動コンクリートのワーカビリティ試験方法と充填性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.941-942, 1991.9
- [33] 北村八郎・西崎丈能・鎌田文男・十河茂幸: 逆打ち用ハイパフォーマンスコンクリートに関する基礎研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.101-106, 1992.6
- [34] 近松竜一・竹田宣典・十河茂幸: 超流動コンクリートの流動性と分離抵抗性に関する一考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.381-386, 1992.6
- [35] 坂田昇・伊藤孔一・若松岳・小沢一雅・岡村甫: フレッシュコンクリートの流動性評価のためのロータ試験, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.566-567, 1992.9
- [36] 中島良光・梶田秀幸・三浦信一・牧野秀久: 二成分系のハイパフォーマンスコンクリートの配合に関する一考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.1, pp.173-178, 1991.6
- [37] 名和豊春・江口仁・大久保正弘・深谷靖文: 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
- [38] 岡村甫・小沢一雅: 締固め不要への挑戦 コンクリート工事の近代化をめざして, セメント・コンクリート, No.539, pp.2-9, 1992.1
- [39] 小沢一雅・前川宏一・岡村甫: ハイパフォーマンスコンクリートの開発, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.11, No.1, pp.699-704, 1989.6
- [40] 大橋潤一・玉井真一・前田強司: フライアッシュを混入した超流動化コンクリート(HSC)の性質, コンクリート工学論文集, Vol.2, No.2, pp.13-29, 1991.7
- [41] 戸田彰彦・和泉意登志・井上和政・阿部靖弘・田中恭一・橋爪進: 超ワーカブルコンクリートの調合設計に関する基礎研究(その1 混和材の種類によるセメントペーストの流動性及び粘性について), 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.915-916, 1992.8

- [42] 林寿夫・樋口正典：締固め不要コンクリートの基礎試験報告，土木学会第46回年次学術講演会講演概要集，第5部，pp.618-619，1991.9
- [43] 坂田昇・万木正弘・山本博之・吉沢靖彦：高流動コンクリートの充填性に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.12，No.1，pp.301-306，1990.6
- [44] 新藤竹文・松岡康訓・S.Tangtermsirikul・坂本淳：超流動コンクリートの基礎物性に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.13，No.1，pp.179-184，1991.6
- [45] 井上和政・和泉意登志・戸田彰彦・田中恭一・橋爪進：超ワーカブルコンクリートのフレッシュ時の性状について，日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.935-936，1991.9
- [46] 山川勉・早川和良：高流動コンクリート用増粘剤の基礎的性状について，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.1，pp.325-330，1992.6
- [47] 新藤竹文・松岡康訓・S.Tangtermsirikul・坂本淳：使用材料の品質変動が超流動コンクリートの性状に及ぼす影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.1，pp.75-78，1992.6
- [48] 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，A，pp.853-854，1990.10
- [49] 谷川恭雄・森博嗣・三輪正保：高強度コンクリートの材料分離性状に関する実験的研究，第45回セメント技術大会講演集，pp.212-217，1991.4
- [50] 井上和政・和泉意登志・戸田彰彦・阿部靖弘・田中恭一・橋爪進：超ワーカブルコンクリートの調合設計に関する基礎研究（その2 超ワーカブルコンクリートを構成するフレッシュモルタルの粘性特性と付着特性に関する一考察），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.917-918，1992.8
- [51] 既出[6]，pp.162-171
- [52] フレッシュコンクリートの挙動研究委員会（日本コンクリート工学協会）：コンクリートの振動締固めに関する実験報告書，108pp.，1990.3
- [53] 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
- [54] L'Hermite,R・Tournon,G：Vibration of Fresh Concrete, "T.C.Powers'Properties of Fresh Concrete, pp.501-503, John Wiley & Sons Inc., 1968.
- [55] 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，セメント技術大会論文集，Vol.46，pp.388-393，1992.4
- [56] 岡小天・種谷真一：レオロジー入門，工業調査会，pp.394-396，1970.
- [57] 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
- [58] 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，第5部，pp.77-78，1979.10
- [59] 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 -化学混和材の影響について-，土木学会第35回年次学術講演会講演概要集，第5部，pp.307-308，1980.9
- [60] 清水昭之・榊田佳寛・安田正雪・今本啓一・本間敏明・梅津裕二：高強度コンクリートの締固め性状に関する基礎研究（その1：レオロジー定数測定装置及びモルタルによる実験），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.783-784，1991.9
- [61] 清水昭之・榊田佳寛・安田正雪・梅津裕二・今本啓一・本間敏明：高強度コンクリートの締固め性状に関する基礎研究（その2：実験結果），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.785-786，1991.9
- [62] 原田健二・清水昭之・山下時夫・山本幸雄・福士勲・高羽登・今本啓一：高性能AE減水剤を用いた軽量コンクリートに関する実験的研究（その4 施工性実験），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.653-654，1992.8
- [63] 本間敏明・友澤史紀・清水昭之・野口貴文・梅津裕二・浜田勝・中川脩・小野山貫造：各種高流動コンクリートの特性評価及び実大模型実験（その8 塩分濃度差・比重計法による構成材料の推定及び締固まり状態評価のための球引上げ試験），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.1159-1160，1993.9
- [64] 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，A，pp.739-740，1992.8
- [65] 谷川恭雄・森博嗣・渡辺健治・三輪正保・酒井雅康：低水セメント比フレッシュコンクリートの材料分離の評価方法に関する研究（その1：コンシステンシー試験），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.923-924，1991.9
- [66] 北原隆志・崔寿炎・三上貴正・地濃茂雄・後藤和正・小野英哲・成沢秀敏：打設時におけるコンクリートの材料分離の評価方法に関する基礎的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.849-850，1990.10
- [67] 渋谷誠二・三上貴正：振動締固め時におけるフレッシュコンクリートの施工性の相対的評価方法に関する基礎的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.1197-1198，1993.9
- [68] 飛坂基夫：コンクリートの材料分離性に関する研究（その1：試験方法の提案），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.949-950，1991.9
- [69] 流田靖博・飛坂基夫・福士勲：コンクリートの材料分離性に関する研究（その2：高性能AE減水剤を用いたコンクリートに関する予備実験），日本建築学会大

- 会学術講演梗概集, A, pp.951-952, 1991.9
- [70] 渋谷誠二・三上貴正・横山裕・高橋宏樹・田代達也・小野英哲：打設時におけるコンクリートの材料分離に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.953-954, 1991.9
- [71] 谷川恭雄・森博嗣・渡辺健治：高炉スラグ微粉末を用いた高強度コンクリートのコンシステンシーに関する研究, 第46回セメント技術大会講演集, pp.382-387, 1992.4
- [72] 村田二郎・川崎道夫・関史郎：振動締固めによるコンクリートの挙動, 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, 日本コンクリート工学協会, pp.107-112, 1986.3
- [73] Forssblad, L: Investigation of Internal Vibration of Concrete, Acta Polytechnica Scandinavica, Stockholm, Civil Eng. and Building Construction Series No.29, pp.1-32, 1965.
- [74] 岩崎訓明・坂本信義：コンクリート中における内部振動機の振動の伝播特性, 土木学会論文集, No.402, V-10, pp.87-96, 1989.2
- [75] 岩崎訓明：振動によるフレッシュコンクリートの液状化と内部振動機の作用領域に関する考察, 土木学会論文集, No.426, V-14, pp.1-18, 1991.2
- [76] 鬼塚雅嗣・松尾忠：高強度コンクリートを使用した構造体コンクリート強度に関する研究（その1 高周波棒形振動機の有効締固め範囲）, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.561-562, 1989.10
- [77] 島垣利久・清水昭之・崎山和隆・木村建治・田中義一：コンクリートの締固めに関する実験研究（その1）棒型バイブレータによる高強度コンクリートの物性と分離性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.787-790, 1990.10
- [78] 鬼塚雅嗣・松尾忠・浦川和也：超高強度コンクリートの物性に及ぼす施工条件の影響に関する実験研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.505-510, 1992.6
- [79] 永山功・渡辺和夫・三浦光夫・伊藤文夫：RCD用コンクリートの締固め機構に関する実験的検討, ダム技術, 増刊No.1, pp.30-38, 1991.1
- [80] 永山功・渡辺和夫・伊藤文夫：RCD用コンクリートの締固め機構に関する実験的検討（2）, ダム技術, No.67, pp.16-24, 1992.4
- [81] 上野敦・國府勝郎：表面振動機による締固めエネルギーとコンクリートの充填率に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.1, pp.1185-1188, 1993.6
- [82] 田代達也・高橋宏樹・三上貴正・崔寿炎, 小野英哲・渋谷誠二・横山裕：フレッシュコンクリートの空隙量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, A, pp.741-742, 1992.8

- [83] 遠藤孝夫・加藤治・金森洋史・河角誠：空気泡の放出過程としてとらえたコンクリートの振動締固め挙動, コンクリート工学論文集, Vol.5, No.1, pp.29-38, 1994.1
- [84] 既出[1], pp.41-51
- [85] 既出[1], pp.53-69
- [86] 水口裕之・藤崎茂・大城豊治：フレッシュコンクリートの塑性粘度および降伏値の測定, セメント技術年報, Vol.28, pp.154-158, 1974.12
- [87] 明石外世樹・角田忍・森本登志也：Two-Point Workability Testによるフレッシュコンクリートの物性測定, 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, 日本コンクリート工学協会, pp.7-12, 1986.3
- [88] 友澤史紀・野口貴文・小野山貫造・清水昭之・榊田佳寛・浜田勝：各種高流動コンクリートの流動性および硬化後の性質に関する実験的研究, 超流動コンクリートに関するシンポジウム論文報告集, 日本コンクリート工学協会, pp.47-54, 1993.5
- [89] 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
- [90] Ansley, R.W: AICHE Jour., Vol.13, pp.1193-1196, 1967.
- [91] 井上和政・和泉意登志・戸田彰彦・田中恭一・橋爪進：超ワーカブルコンクリートのフレッシュ時の性状について（その1 粗骨材の分離に及ぼす細・粗骨材容積の影響）, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.935-936, 1991.9
- [92] 早川光敬・芳賀忠昭・吉兼亨：高流動コンクリートの各種コンシステンシー評価試験方法に関する研究（その5：充填性試験・鉄筋間通過性試験）, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.487-488, 1994.9
- [93] 森博嗣・谷川恭雄・黒川善幸：高流動コンクリートの各種コンシステンシー評価試験方法に関する研究（その13：総括）, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.503-504, 1994.9
- [94] 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
- [95] 森博嗣・谷川恭雄：振動を受けるフレッシュコンクリートの流動解析法, 日本建築学会構造系論文報告集, No.388, pp.18-27, 1988.6
- [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] 日本建築学会：建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事, pp.183-186, 1993.5

- [98] 山川勉・寺田謙一・松田敏：高流動コンクリートの各種コンシステンシー評価試験方法に関する研究（その10：モルタルのレオロジー試験(2)），日本建築学会大会学術講演梗概集，A，pp.497-498，1994.9
- [99] 谷川恭雄・森博嗣：コンクリートの「施工設計法」の確立を目指して，セメント・コンクリート，No.501，pp.11-20，1988.11
- [100] 谷川恭雄・森博嗣：コンクリートの「施工設計法」の確立を目指して（続），セメント・コンクリート，No.551，pp.2-10，1993.1
- [101] 谷川恭雄・森博嗣・野田豊：フレッシュコンクリートのポンプ圧送性に関する理論的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.13，No.1，pp.203-208，1991.6

付 録

付録1 記号一覧

付録2 既発表論文リスト

付録1 記号一覧

a	: 加速度
a ₀	: 振動源での加速度、あるいは、振動筒表面における変位振幅
a _m	: 加速度振幅および変位振幅の減衰
a _{max}	: 振動加速度
a _{re}	: 点Pにおける振動波の変位
A	: 面積、あるいは、定数
A _i	: 切断面に現れる1個の粗骨材の面積
A _{low}	: 2層容器方式の分離評価試験の下層容器中に含まれる粗骨材重量
A _{up}	: 2層容器方式の分離評価試験の上層容器中に含まれる粗骨材重量
A _v	: 容器の断面積
b	: 鉄筋間の奥行き長さ
B	: 定数
c	: 波速
C	: 定数
d	: 直径
D _{cut} , D _{ag}	: 沈下度 (硬化供試体切断方式の分離評価試験から得られる評価値)
D _{str}	: 分離度 (2層容器方式の分離評価試験で測定される評価値)
E _f	: 加速度 (振動エネルギー)
f	: 周波数
F	: 外力
F ₀	: 粗骨材が停止した瞬間の粗骨材初期連行力
F _e	: 粗骨材最終連行力
g	: 重力加速度
G	: せん断弾性係数
G _{ab}	: 粗骨材実績率
G _{mix}	: 粗骨材体積濃度
h	: 変形層の厚さ
h _a /h ₀	: モルタルとコンクリートの鉄筋間中心における流速比
h _y	: 硬化供試体切断方式の分離評価試験における粗骨材沈積領域の底面からの高さ
H	: 容器の高さ
I	: メッシュ通過粘度 (メッシュ通過試験で測定される評価値)
I _p	: 間隙通過粘性

K	: 体積弾性係数
K _A	: 空気の体積弾性率
L _i	: 粗骨材の容器下面からの距離
m ₀	: 初期の容器中の単位体積当り空気量のモル数
M ₀	: 初期の容器中の空気泡のモル数
n	: 振動数、あるいは、個数
p	: 圧力
p _a	: 大気圧
p _y	: 間隙通過降伏圧力
p _y '	: 間隙通過曲線の漸近線の圧力軸切片
Q _p	: 単位時間当りに鉄筋間を通過する試料の流量
r	: 半径、あるいは、原点からの距離
r ₀	: 栓流半径
R	: 鉄筋直径、あるいは、気体定数
R ₁ , R ₂	: 振動機中心からの距離
R _i	: リングの仮想鉄筋径
R _t	: リング沈下時間
R _v	: リング沈下速度
R _{v1}	: 初回沈下速度 (1回目貫入時のリング沈下速度)
R _{v4}	: 収束沈下速度 (4回目貫入時のリング沈下速度)
R _{v1} /R _{v4}	: 沈下速度比 (リング貫入試験で測定される評価値)
s ₁ , s ₂	: 振動機中心からの距離R ₁ , R ₂ における振幅
S _f	: スランプフロー値
t	: 時間
t _{max}	: 全空気泡が放出されるまでの時間
T	: 時刻、あるいは、絶対温度
T ₀ , T _a ~T _c	: 時刻
T _{ar}	: 相対付着タフネス (付着試験で測定される評価値)
T _y	: メッシュ通過降伏値 (メッシュ通過試験で測定される評価値)
u	: 変位
u(t)	: t時間後のコンクリート表面の沈下量
u _{max}	: コンクリート表面の最終沈下量
v	: 速度
v ₀	: 粗骨材が停止した瞬間のモルタルの速度
v _c	: 栓流領域の流速
v _{cut}	: 硬化供試体切断方式の分離評価試験における粗骨材沈下速度の計算値

v _c (x)	: せん断変形領域における流速分布曲線の関数
v _L	: 降伏値により損失する速度成分
v _{max}	: 振動を受けて生じる最大変位速度
v _p	: 試料の鉄筋間通過速度
v _{si}	: 球沈下試験で測定される球沈下速度
v _{str}	: 2層容器方式の分離評価試験における粗骨材沈下速度の計算値
V _A	: 空気量 (体積比)
V _s	: 粗骨材の体積
w	: 鉄筋間隔の1/2
w ₀	: 栓流長さ
w _a	: せん断領域に占める粗骨材通過長さ
W	: 荷重
W _{mid}	: メッシュ通過試験におけるメッシュ上のコンクリート重量
W _{low}	: メッシュ通過試験における受皿上のコンクリート重量
W _{up}	: メッシュ通過試験における投入容器中のコンクリート重量
x	: 水平方向座標値
x _c	: 粗骨材とモルタルの停止位置の差
β	: 減衰定数
ΔW _{low}	: メッシュ通過試験における単位時間当りのメッシュ通過重量
Δτ	: 振動によるせん断応力の減少量
γ̇	: ひずみ速度
γ̇ _{ave}	: 平均ひずみ速度
γ̇ _t	: 外力による一定ひずみ速度
γ̇ _{vib}	: 振動を受けて生じるひずみ速度の振幅
η	: ビンガムモデルの塑性粘度、あるいは、ニュートンモデルの粘性係数
η _p	: 球沈下試験で測定される振動下の塑性粘度
η _v	: 体積粘性係数
η _{vib}	: 振動塑性粘度 (バイリニア型振動コンシステンシー曲線の初期勾配)
v ₀	: 1個の空気泡のモル数
ρ	: 密度
ρ _m	: モルタルの密度
ρ _s	: 粗骨材の密度
ρ _s - ρ _m	: 粗骨材とモルタルの密度差
τ	: せん断応力

τ_{ave} : 平均せん断応力
 τ_{max} : 最大せん断応力
 τ_t : 外力による一定せん断応力
 τ_{vib} : 振動を受けて生じるせん断応力の振幅
 τ_y : ビンガムモデルの降伏値
 ω : 角振動数 (あるいは、角速度)
 Ω : 制動係数

付録2 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	超高強度コンクリートのワーカビリティ評価手法に関する研究	コンクリート工学年次論文報告集	Vol.13, No.1, pp.131-136	1991.6	谷川恭雄 森 博嗣 江口 清
2	超高強度コンクリートの調合に関する一考察	コンクリート工学年次論文報告集	Vol.14, No.1, pp.463-468	1992.6	岸谷孝一 江口 清 中込 昭
3	Simulation of Concrete Work by Viscoplastic Divided Space Element Method	Transactions of JCI	Vol.14, pp.17-24	1992.	Y.Tanigawa H.Mori K.Watanabe
4	充填形鋼管コンクリート柱の圧入施工実験	コンクリート工学年次論文報告集	Vol.15, No.1, pp.1055-1060	1993.6	中込 昭 江口 清 西川秀則
5	型枠内およびパイプ内におけるフレッシュコンクリートの流動シミュレーション	日本建築学会構造系論文報告集	No.451, pp.1-8	1993.9	渡辺健治 森 博嗣 谷川恭雄
6	Rheological Study on Consistency of Bingham's Fluid Subjected to Vibration	Transactions of JCI	Vol.15, pp.31-38	1993.	Y.Tanigawa H.Mori Y.Kurokawa
7	Concrete Filled Steel Tubular Columns - Study and Construction Practice -	Steel Concrete Composite Structures, Proceedings of the 4th ASCCS International Concrete	pp.84-87	1994.7	T.Imamura T.Hatado A.Tagu T.Watanabe S.Yoshino S.Miyaki S.Iwaoka
8	Evaluation of Passability of High-Fluidity Concrete by Ring Penetration Test	Transactions of JCI	Vol.16, pp.	1994. (印刷中)	K.Watanabe Y.Kurokawa H.Mori Y.Tanigawa

9	Study on Adhesion and Slip Properties of Fresh Concrete	Transactions of JCI	Vol.16, pp.	1994. (印刷中)	K.Watanabe H.Mori Y.Tanigawa
10	Consistency Evaluation of Fresh Concrete by Rotation Viscometer of Inserted Obstruction	Transactions of JCI	Vol.16, pp.	1994. (印刷中)	K.Watanabe H.Mori Y.Tanigawa
11	振動下のビンガム流体の力学モデルに関する考察	日本建築学会構造系 論文集	No.467, pp.1-8	1995.1	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸
12	高流動コンクリートの間隙通過性の評価方法に関する研究	日本建築学会構造系 論文集	No.467, pp.19-26	1995.1	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸

(注) JCI : Japan Concrete Institute.

ASCCS: Association for International Cooperation and Research in Steel-Concrete Composite Structures

(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	RC部材のせん断補強に及ばず補強筋のディテリングに関する実験的研究 -13- (各種フック定着筋の引抜試験)	日本建築学会大会学術講演梗概集	C, pp.75-76	1987.10	亀田登与三郎 小倉弘一郎 重光信雄
2	鉄筋コンクリートスラブの重ね継手の2次元有限要素解析	日本建築学会大会学術講演梗概集	C, pp.361-362	1989.10	小倉弘一郎
3	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その1) 結合材水比と強度性状	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.523-524	1990.10	江口 清 岸谷孝一 中込 昭 梶田秀幸
4	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その2) 中性化と細孔径分布	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.525-526	1990.10	江口 清 岸谷孝一 中込 昭 梶田秀幸
5	超高強度現場打ちコンクリートの実大模型実験	前田技術研究所報	Vol.32, pp.47-56	1991.3	梶田秀幸 江口 清 中込 昭

6	超高強度コンクリートの流動性評価手法に関する研究	前田技術研究所報	Vol.32, pp.57-65	1991.3	江口 清 中込 昭 梶田秀幸
7	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その3) 結合材水比と強度性状II	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.811-812	1991.9	江口 清 岸谷孝一 中込 昭 梶田秀幸 橋爪 進
8	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その4) シリカフェームの品質評価に関する基礎的検討	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.813-814	1991.9	江口 清 岸谷孝一 中込 昭 梶田秀幸
9	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その6) 流動性評価のための新試験法の検討	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.817-818	1991.9	谷川恭雄 森 博嗣 江口 清 中込 昭 梶田秀幸
10	振動下での小型壁状型枠内へのコンクリート打設に関する研究	日本建築学会東海支部研究報告集	No.30, pp.25-28	1992.2	谷川恭雄 森 博嗣 渡辺健治
11	内ダイヤフラムを持つ鋼管柱内へのコンクリート打設に関する解析的研究	日本建築学会東海支部研究報告集	No.30, pp.29-32	1992.2	谷川恭雄 森 博嗣 江口 清 渡辺健治
12	高強度コンクリート梁の温度ひびわれ測定	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.293-294	1992.8	江口 清 福士 勲 正木正宏 池田武穂 中込 昭
13	高強度コンクリートの管理用供試体の圧縮強度と細骨材表面水の変動 (New RC実大施工実験 その9)	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.315-316	1992.8	立山創一 阿部道彦 山崎庸行 塩見伊津夫 小川 学 須藤栄治 堀 誠治

14	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その7) 材料分離の定量的測定法に関する検討	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.445-446	1992.8	岸谷孝一 江口 清 中込 昭 梶田秀幸
15	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その8) 調合条件が材料分離に及ぼす影響	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.447-448	1992.8	岸谷孝一 江口 清 中込 昭 梶田秀幸
16	振動下における壁状型枠内でのフレッシュコンクリートの流動挙動に関する研究	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.735-736	1992.8	谷川恭雄 森 博嗣 渡辺健治
17	鋼管コンクリート構造の開発 (その3) 充填形鋼管コンクリート柱の圧入施工実験	前田技術研究所報	Vol.33, pp.51-60	1992.10	江口 清 多賀 章 中込 昭 今村輝武 成瀬 忠 西川秀則
18	高強度・超高強度コンクリートの分離抵抗性、流動性に関する研究	前田技術研究所報	Vol.33, pp.67-73	1992.10	牧野真之 江口 清 中込 昭 岸本 均 梶田秀幸 西川秀則
19	振動を受けるビンガム流体のコンシステンシーに関する一考察	日本建築学会東海支部研究報告集	No.31, pp.21-24	1993.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 渡辺健治
20	充填形鋼管コンクリート柱の圧入施工に関する研究 その1) 実大施工実験：概要およびコンクリート充填時の状況	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.201-202	1993.9	中込 昭 江口 清 今村輝武 成瀬 忠 西川秀則
21	充填形鋼管コンクリート柱の圧入施工に関する研究 その2) 実大施工実験：コンクリート充填後の状況	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.203-204	1993.9	西川秀則 江口 清 今村輝武 中込 昭 成瀬 忠

22	充填形鋼管コンクリート柱の圧入施工に関する研究 その3) 実工事への適用	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.205-206	1993.9	岸谷孝一 江口 清 中込 昭 今村輝武
23	超高強度現場打ちコンクリートの研究 その10) シリカフェームを用いたコンクリートの圧送性 (フレッシュコンクリートの性状)	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.1059-1060	1993.9	藤田康彦 岸谷孝一 江口 清 中込 昭 牧野真之
24	ビンガム流体の振動下におけるコンシステンシーに関するレオロジー的考察	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.1223-1224	1993.9	黒川善幸 谷川恭雄 森 博嗣 渡辺健治
25	超高強度コンクリートの実大圧送実験	前田技術研究所報	Vol.34, pp.169-176	1993.10	牧野真之 江口 清 中込 昭 岸本 均 梶田秀幸 西川秀則
26	シリカフェーム混入コンクリートによる充填形鋼管コンクリート柱の圧入施工	「シリカフェームを用いたコンクリート」に関するシンポジウム講演論文報告集	pp.161-166	1993.11	江口 清 中込 昭
27	高流動コンクリートのフレッシュ時の付着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.32, pp.25-28	1994.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 渡辺健治 三井健郎
28	コンクリートのコンシステンシー評価を目的とした障害物挿入型回転粘度計の開発	日本建築学会東海支部研究報告集	No.32, pp.29-32	1994.2	谷川恭雄 森 博嗣 渡辺健治 若林信太郎
29	貫入型鉄筋間通過性試験による高流動コンクリートのコンシステンシーの評価	日本建築学会東海支部研究報告集	No.32, pp.33-36	1994.2	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 渡辺健治

30	リング貫入試験による高流動コンクリートの間隙通過性評価	第2回超流動コンクリートに関するシンポジウム論文報告集	pp.1-8	1994.5	渡辺健治 黒川善幸 森 博嗣 谷川恭雄
31	高流動コンクリートの各種コンシステンシー評価試験方法に関する研究 その7) リング貫入試験	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.491-492	1994.9	鈴木忠彦 福島札規
32	高流動コンクリートの各種コンシステンシー評価試験方法に関する研究 その11) モルタルの付着試験	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.499-500	1994.9	黒川善幸 渡辺健治
33	各種骨材を用いた高流動コンクリートのコンシステンシーに関する研究 その1) 骨材の性質がコンシステンシーに与える影響	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.509-510	1994.9	西川秀則 江口 清 中込 昭 梶田秀幸
34	リング貫入試験による高流動コンクリートのコンシステンシー評価	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.513-514	1994.9	渡辺健治 若林信太郎 森 博嗣 谷川恭雄
35	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方法の提案	日本建築学会大会学術講演梗概集	A, pp.515-516	1994.9	若林信太郎 谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 渡辺健治
36	建築工事用高流動コンクリート「MHFクリート」の実構造物への適用	前田技術研究所報	Vol.35, pp.27-34	1994.10	梶田秀幸 中込 昭
37	2相系可視化実験によるフレッシュコンクリートの鉄筋間通過挙動に関する研究	日本建築学会東海支部研究報告集	No.33, pp.	1995.2 (印刷中)	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 犀川 寛 若林信太郎

38	フレッシュコンクリートの振動下の分離挙動に関する基礎的研究	日本建築学会東海支部研究報告集	No.33, pp.	1995.2 (印刷中)	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 犀川 寛
39	高流動コンクリートの間隙通過性の評価方法に関する研究	日本建築学会東海支部研究報告集	No.33, pp.	1995.2 (印刷中)	谷川恭雄 森 博嗣 黒川善幸 若林信太郎

謝辞

本研究を遂行するに当たり、名古屋大学・谷川恭雄教授には、終始変わらぬ温かいご指導とご鞭撻を賜りました。また、名古屋大学・森博嗣助教授には、本研究のテーマを模索する段階から現在に至るまで、一貫して懇切丁寧なご指導を賜り、本研究を遂行するために必要なレオロジーに関する知識・情報をご教示して頂きました。研究内容に対するご助言はもとより、研究活動に対する基本的な姿勢に至っても両先生のご指導によるところが大きく、これなくしては本研究を完成することができなかったことと思います。ここに、深甚なる感謝の意を表すとともに、心よりお礼申し上げます。

また、本論文の審査に際して、有益なご助言を頂きました名古屋大学・坂本順教授ならびに松井徹哉教授に深く感謝します。

名古屋大学・黒川善幸助手、名古屋大学卒業生・渡辺健治氏（現大成建設）には、本研究の各所で数多くのご討議、ご助力を頂きました。さらに、森堅太郎氏（現竹中工務店）、永田貴久氏（現大成建設）、若林信太郎氏、平岩陸氏をはじめ名古屋大学材料・生産システム工学講座の卒業生、在校生の皆様には、実験、データ整理などに際してご助力を頂きました。深く感謝致します。

前田建設工業（株）技術研究所次長・江口清氏には、著者の名古屋大学入学に際してご便宜を計って頂くなど、本研究に着手するきっかけを与えて頂きました。また、建築材料・施工研究室副室長・中込昭氏、岸本均氏をはじめ前田建設工業（株）技術研究所の方々には、さまざまな面から暖かいご支援とご理解を頂きました。特に、本研究の初期段階における実験は、梶田秀幸氏、牧野真之氏、西川秀則氏とともに行ったものであり、その際に貴重なご助言・ご助力を頂きました。また、佐々木清美氏（SKエンジニアリング）には、本論文の執筆に際して図表作成などの面でご助力を頂きました。心より感謝致します。

最後になりましたが、本論文をまとめる機会を与えてくださいました前田建設工業（株）技術研究所長・山村健氏ならびに副所長・池田武徳氏に感謝致します。

