

自己収縮および乾燥収縮による
コンクリートの自己応力に関する研究

平成4年11月

宮澤伸吾

①

自己収縮および乾燥収縮による コンクリートの自己応力に関する研究

平成4年9月

宮澤伸吾

目 次

第 1 章 序論

1. 1	まえがき	1
1. 2	本論文の構成	3
	<参考文献>	4

第 2 章 既往の研究

2. 1	コンクリートの自己収縮に関する研究	5
2. 2	自己応力に関する研究	7
2.2.1	自己応力の測定方法に関する研究	8
2.2.2	引張破壊に及ぼす自己応力の影響に関する研究	9
	<参考文献>	11

第 3 章 セメントペーストの自己収縮

3. 1	はじめに	14
3. 2	実験概要	14
3.2.1	使用材料および配合	14
3.2.2	練りませ方法	17
3.2.3	自己収縮ひずみの測定方法	18
3.2.4	硬化収縮試験方法	20
3. 3	水和反応による内部空隙増加量と自己収縮	20
3. 4	自己収縮に及ぼす配合の影響	21
3. 5	自己収縮に及ぼす使用材料の影響	25
3.5.1	セメントの種類の影響	25
3.5.2	高性能減水剤の影響	28
3.5.3	ポゾランの影響	29
3.5.4	収縮低減剤および膨張材の影響	32
3.5.5	撥水性粉末の影響	32
3. 6	養生温度の影響	34
3. 7	ダブルミキシングの影響	34
3. 8	水中養生中の長さ変化	36

3. 9	水和反応によるセメントペースト中の水分移動	37
3. 10	まとめ	42
	<参考文献>	43

第4章 モルタルおよびコンクリートの自己収縮

4. 1	まえがき	45
4. 2	実験概要	45
4.2.1	使用材料	45
4.2.2	配合	46
4.2.3	養生方法	48
4.2.4	ひずみの測定方法	48
4. 3	長さ変化に関する複合則	48
4. 4	自己収縮に及ぼす水セメント比の影響	51
4. 5	自己収縮に及ぼす骨材の影響	57
4. 6	まとめ	65
	<参考文献>	65

第5章 コンクリートの自己応力の測定方法

5. 1	まえがき	66
5. 2	実験概要	66
5.2.1	使用材料および配合	66
5.2.2	供試体および養生方法	68
5. 3	切断法による自己応力の測定	68
5.3.1	自己応力の測定方法	68
5.3.2	自己応力の測定結果	72
5. 4	切込み法による自己応力の測定	79
5.4.1	自己応力の測定方法	79
5.4.2	自己応力の測定結果	87
5. 5	自己応力の測定値に及ぼす各種要因の影響	90
5.5.1	3次元応力状態の検討	90
5.5.2	供試体形状の影響	93
5.5.3	弾性係数の影響	93

5.5.4	供試体長手方向の自己応力分布	95
5.6	まとめ	97
	<参考文献>	98
第6章	自己応力を受けるコンクリートの引張破壊	
6.1	まえがき	99
6.2	実験概要	99
6.2.1	曲げ強度試験方法	99
6.2.2	一軸引張試験方法	100
6.2.3	均一性係数の測定方法	101
6.3	モルタルの曲げ強度に及ぼす自己応力の影響	101
6.3.1	曲げ強度に及ぼす自己収縮の影響	101
6.3.2	曲げ強度に及ぼす乾燥収縮の影響	109
6.3.3	曲げ強度に及ぼす載荷方法の影響	113
6.3.4	自己応力の最大値と曲げ強度の関係	115
6.4	破壊荷重の算定方法	116
6.4.1	曲げ破壊荷重の算定方法	116
6.4.2	一軸引張破壊荷重の算定方法	125
6.4.3	算定値と実測値の比較	129
6.5	曲げ試験および引張試験の意義	132
6.6	供試体表面のひびわれの影響	132
6.7	まとめ	134
	<参考文献>	135
第7章	結論	136
	謝辞	140

第 1 章 序論

1. 1 まえがき

材料は、外力を受ける以前に製造過程で種々の自己応力を受ける。コンクリートについては、セメントの水和熱による温度応力、環境温度の変化による温度応力、乾燥収縮応力などが挙げられる。例えば、コンクリートが乾燥を受けるとき、部材の表面部は内部と比べて乾燥の進行が速いので、表面部のコンクリートの自由な収縮が内部のコンクリートの拘束を受け、表面部で引張の自己応力、内部では圧縮の自己応力が生じる。内部鉄筋により拘束を受ける場合や岩盤や既設コンクリートなどにより外部拘束を受ける場合はさらに大きな自己応力を生じることとなる。

これらの自己応力は、鉄筋コンクリート構造物やプレストレストコンクリート構造物におけるひびわれの発生と密接に関係しているため、古くから数多くの研究がなされている。しかし、コンクリートに生じる自己応力を実測することは、一般に極めて困難である。すなわち、自己応力はひずみの測定値とは対応しないため、外力によって生じる応力のように、ひずみに弾性係数を乗じて応力の大きさを求めることは原理的に不可能である。また自己応力は部材断面内で不均一に分布する場合が多く、そのことが測定をより困難にしている。

他方、コンクリートの自己応力を解析的に求めた例は、古くから数多く報告されている。特に、乾燥収縮ひびわれは大部分の構造物に共通な問題と考えられており研究例が多いが、一般にはコンクリート断面内の水分分布を拡散方程式により求め、有限要素法などを用いた自己応力の算出が行われている。また、近年の土木構造物の大型化に伴いマスコンクリートの硬化時温度応力に関する研究が盛んに行われているが、解析的な研究が主流を占め、ひびわれ発生の危険性を温度応力の解析値を用いて検討することが土木学会により推奨されている¹⁻¹⁾。しかし、これらの方法は解析条件の適切な設定が困難な場合が多く、実測値による検証が十分になされていないためその信頼性には必ずしも満足できないのが現状である。一方、近年開発された有効応力計は、断面内に生じている力を一軸方向についてのみ取り出しロードセルを用いて直接計測するのが原理で、実際この方法による自己応力の測定例もあるが¹⁻²⁾、精度上の問題が残されておりまだ一般的な方法にはなっていない。

以上のようなことから、コンクリートの自己応力をより合理的に測定する方法を確立することは極めて重要であると言える。

自己応力はコンクリートのひびわれの発生原因となるばかりでなく部材耐力の低下を招くことが多い。従来より、自己応力を受けるコンクリートの破壊条件は、最大応力説により求められるのが一般的であった。すなわち、外力による応力と自己応力を単純に重ね合わせて求めた引張応力の最大値がコンクリートの引張強度に達したときに破壊すると考えられている。例えば、昭和61年度に改訂され現在に至っている土木学会コンクリート標準示方書¹⁻¹⁾では、コンクリートの引張強度と最大引張応力の比(温度ひびわれ指数)を用いてマスコンクリートの温度ひびわれ発生の有無を評価することとしている。しかし、桑原は、円筒供試体にフープテンションとして生じる温度応力と割裂による引張応力の重ね合わせについて実験を行ったが、温度応力が引張強度にほぼ等しくなっても引張耐力の低下は30%にすぎないことを示している¹⁻²⁾。また、Hillerborgらは、乾燥収縮応力が同一でもコンクリート供試体の曲げ耐力の低下率は部材寸法と共に増加することを示している¹⁻³⁾。これらの研究結果は、自己応力を受けるコンクリートの破壊条件は、最大応力説による検討のみでは不十分であることを示唆している。

そこで、本研究では、自己応力を受けるコンクリートやモルタル供試体の曲げ破壊荷重および引張破壊荷重の予測方法について検討するために、乾燥により自己応力を生じさせた供試体の曲げ強度を測定した。その実験の中で、水中養生終了後に全面をシールすることにより乾燥を防いだ供試体をコントロール供試体として作成したが、水セメント比が小さい場合このコントロール供試体の曲げ強度が時間の経過と共に著しく低下した¹⁻⁵⁾。この原因として、コンクリートの自己収縮に着目し、セメントペースト供試体を用いて長さ変化を測定したところ、水セメント比を小さくすると極めて大きな自己収縮が計測された¹⁻⁶⁾。以上のことから、水セメント比が小さい場合には、曲げ強度の低下の原因として乾燥収縮ばかりでなく自己収縮が大きく影響していることが予測された。そこで本研究では、乾燥収縮ばかりでなく自己収縮の影響も考慮することとした。

コンクリートの自己収縮に関する研究としては1940年のDavis¹⁻⁷⁾の報告などがあり、通常コンクリートでは長さ変化にして高々 100×10^{-6} 程度であるとされていた。そのためその後ほとんど研究されることがなく、コンクリート構造物のひびわれ解析や設計に考慮されることはなかった。しかし、高性能減水剤やシリカフュームの開発により水セメント比を極めて小さくしたコンクリートの製造が可

能になりつつあり、アメリカでは水セメント比が20~30%、設計基準強度が800~1000kgf/cm²のコンクリートを用いた超高層ビルが建設されている。わが国でも建設省の総合技術開発プロジェクトで超高強度コンクリートが研究テーマとなり、超高強度化、超高層化の傾向が高まりつつある。高強度化の原理が水セメント比を小さくすることによっていることを考えると、その適切な製造方法や養生方法を確立するためにも、自己収縮に関する研究が急務である。

また、コンクリート構造物の大型化にともない、施工性の改善および水和熱の抑制を目的として多量の混和材を含む二成分系や三成分系セメントを用いた高流動コンクリートが開発されている。この種のマスコンクリートにひびわれが生じ、温度応力のみでは説明できない事例が生じている。ひびわれの発生原因に自己収縮が大きく影響している可能性があるが、この種の新しいコンクリートの自己収縮に関しては全く明かにされていないため早急に確認する必要がある。

以上の様な観点から、本研究ではコンクリートの自己収縮に及ぼす使用材料や配合の影響について実験的に明らかにすると共に、自己収縮の発生メカニズムについて検討することを目的とした。また、自己収縮および乾燥収縮により発生する自己応力の測定方法を確立し、その測定値を基に自己応力を受けるコンクリートの引張破壊荷重の推定方法について検討することを目的とした。

1. 2 本論文の構成

第2章では、コンクリートの自己収縮に関する既往の研究、自己応力の測定方法および自己応力を受ける材料の引張破壊に関する既往の研究について概説した。

第3章では、コンクリートの自己収縮についての基礎資料を得るために、セメントペーストを用いて自己収縮に及ぼす使用材料、配合、養生条件などの影響について実験的に明らかにすると共に、自己収縮の発生メカニズムについても検討した。

第4章では、第3章で得られたセメントペーストの自己収縮に関する知見を参考にして、モルタルおよびコンクリートの自己収縮に及ぼす配合の影響および骨材混入の影響について実験的に検討した。また、乾燥収縮に関して得られている既往の複合則を用いて自己収縮の予測値を求め、その適用性について検討した。

第5章では、コンクリートの自己応力の測定方法として、応力解放法を適用す

ることを試みた。配合および乾燥条件を変化させたモルタルやコンクリート供試体を用い、切断法および切込み法による自己応力の測定結果を示すと共に、本測定法の有効性を示した。

第6章では、セメント系材料の曲げ強度に及ぼす自己収縮および乾燥収縮の影響について実験的に検討した。自己応力としては、第5章で示した測定方法で求めた実測値を用い、ひずみの重ね合わせにより求めた応力分布を用いて一軸引張破壊荷重および曲げ破壊荷重の推定値を求めた。推定値が実測値と一致することを確認し、本方法を自己応力を受けるコンクリートの引張破壊荷重の予測方法として提案した。

第7章では、第3章～第6章で得られた主な結果をまとめて結論とした。

<参考文献>

- 1-1) 土木学会コンクリート標準指示方書（施工編），土木学会，pp.128-146，1992
- 1-2) 田澤栄一・飯田一彦：新型応力計について，コンクリート工学年次論文報告集，第2巻，pp.117-120，1980
- 1-3) 桑原隆司：マスコンクリートの温度ひびわれ発生の危険性評価に関する研究，清水建設研究報告，No16，1986
- 1-4) Hillerborg, A., Modeer, M. and Petersson, P.E.: Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of Fracture mechanics and finite elements, Cement and Concrete Research, Vol.6, pp.773-781, 1976
- 1-5) 宮沢伸吾・田澤栄一：セメント系材料の曲げ強度に及ぼす不均一な乾燥収縮応力の影響，土木学会論文集，第426号，V-14，pp.121-129，1991
- 1-6) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司：水和反応による硬化セメントペーストのマクロな体積減少，セメント・コンクリート論文集，No.45，pp.122-127，1991
- 1-7) Davis, H.E.: Autogenous volume change of concrete, Proc. ASTM, 40, pp.1103-1110, 1940

第2章 既往の研究

2. 1 コンクリートの自己収縮に関する研究

コンクリートの硬化過程において、セメントと水の反応生成物は反応前の各体積の和に比べて減少する（絶対体積の減少）ことは古くから知られている。例えば、Whiteは、「Chatelierは1900年にセメントペーストの硬化収縮について述べており、またKuhlは、フラスコに打ち込んだセメントペーストの上部に加えた水の水面の低下より硬化収縮を測定している」と述べている²⁻¹⁾。また、Powersは、Kuhlと同様の原理でセメントの各鉱物の硬化収縮を測定している²⁻²⁾。Nevilleらは、セメントペーストの上部に水の代わりに油を加えて、硬化収縮量の測定を行っている²⁻³⁾。この絶対体積減少率は、セメントの種類や配合により異なるが水和が完了した際セメントペースト体積の10%前後になる。絶対体積の減少率はセメントの各鉱物の水和反応式から理論的に導かれている。田澤らは、セメントの水和反応式から理論収縮率を算出し、実測値とほぼ一致することを報告している^{2-4), 2-5)}。

もし外部から水の補給がない場合、凝結によりセメント硬化体の骨格が形成された後は水和の進行と共に硬化体内部に空隙が形成されることになり、この現象は水分逸散を伴う乾燥と区別する意味で自己乾燥 (Self desiccation) と呼ばれている²⁻⁶⁾。Copelandらは、破碎した硬化セメントペーストを入れた密封容器中の相対湿度を測定した結果、材令と共に容器内の相対湿度は減少することを示している²⁻⁷⁾。

外力、水分の侵入や逸散、温度変化、炭酸化等によらずセメントの水和の進行に伴うコンクリートのマクロな体積減少は自己収縮 (Autogenous shrinkageあるいはSelf-desiccation shrinkage) として知られている。材令1日程度までの早期収縮についてはセメントペーストについて古くから研究がなされている。本間らは、ゴム袋に密封したセメントペーストの水中重量の測定により打ち込み直後からの早期収縮を測定しており、配合やセメントの種類により異なるが材令24時間で長さ変化に換算して $5,000 \sim 10,000 \times 10^{-6}$ 程度の収縮を生じるとしている²⁻⁸⁾。また、並行して断熱温度上昇試験を行い、温度上昇速度と収縮速度の経時変化がほぼ一致することから、早期収縮がセメントの水和反応に起因していることを示した。中条らは、モルタルの早期収縮ひずみを $1.5 \times 2.5 \times 18\text{cm}$ 供試体の長さ変

化から測定し、打設直後から5時間までに 1000×10^{-6} 程度収縮するとしている²⁻⁹⁾。

一方、長期材令にわたる自己収縮の研究としては、Davisの報告がしばしば引用されている。彼は、コンクリートの自己収縮を数年にわたり測定した結果から、その大きさは高々 100×10^{-6} 程度であるとしている²⁻¹⁰⁾。彼は、自己収縮の生じる理由として、セメントゲルにゆるく付着している水が未水和セメントの水和にとられセメントゲルが収縮するためと説明している。

一般のコンクリート構造物では乾燥収縮が生じ、これに自己収縮が加算されるが、自己収縮は乾燥収縮と比べて1桁程度小さいので実用上の目的では一般に無視できると説明されてきた²⁻¹¹⁾。そのため、コンクリートの自己収縮に関する研究はその後ほとんど行われなかった。他方、水分の逸散を伴う収縮であるプラスチック収縮および乾燥収縮に関しては数多くの研究がなされてきた。

近年、水セメント比を極めて小さくした超高強度コンクリートが開発されつつある。これは、高性能減水剤の開発や混和材としてのシリカフェームの利用によりコンクリートの水セメント比を極めて小さくすることにより可能になった。このようなコンクリートでは自己収縮が大きくなることを示唆する報告が最近なされている。すなわち、Mcgrathらは、モルタル供試体内部の相対湿度の測定を行い、材令の進行に伴う湿度低下がシリカフェームの混入により著しくなることを報告している²⁻¹²⁾。また、Paillereらは、シールして水分の逸散を防いだコンクリート供試体について拘束ひびわれ試験を行い、シリカフェームと高性能減水剤を用いて製造した水セメント比の極めて小さいコンクリートは自己収縮により貫通ひびわれが生じ易くなると報告している²⁻¹³⁾。Schrageらは、Paillereらと同様の拘束実験を断熱および一定温度条件下で行い、硬化時温度応力には自己収縮の影響が含まれていることを示唆している²⁻¹⁴⁾。Larrardは、コンクリート供試体の長さ変化の測定から、高強度コンクリートの自己収縮は普通コンクリートのそれより大きくなることを報告している²⁻¹⁵⁾。また、彼はコンクリートの自己収縮に及ぼす骨材量の影響について複合則により説明することを試みている²⁻¹⁶⁾。また、Hollandらは、ダムの Stilling basin の補修にシリカフェームを混入した超高強度コンクリートを用いたが、打設後2～3日に貫通ひびわれが発生し、その原因として自己収縮の可能性があるとしている²⁻¹⁷⁾。

このようにコンクリートの自己収縮に関する研究は最近緒についたばかりであり、材料や配合の影響、打ち込み直後から長期にわたる自己収縮特性、強度などの力学的特性に及ぼす影響、自己収縮の発生メカニズム等の基本的事項について

まだほとんど明らかにされていない。超高強度コンクリートが実用化されつつあることを考慮すると、コンクリートの自己収縮に関する研究が今後きわめて重要になるものと考えられる。

2. 2 自己応力に関する研究

一般に、材料には外力を受ける以前にその製造過程で種々の原因で自己応力を生じる。鋼の熱処理や溶接時、セラミックスの切削加工時、樹脂やガラスの製造における冷却過程などに生じる残留応力などはその代表的な例である。これらの残留応力は、材料の強度低下の原因となることが多く、古くから数多くの研究がなされている。

多結晶体の残留応力について用いられている分類方法²⁻¹⁰⁾を参考にし、コンクリートの自己応力をその分布する範囲の大きさにより分類すると、次のよう考えることができる。

- ①水和生成物相互間に生じるミクロな自己応力
- ②骨材とセメントペーストの界面近傍に生じる自己応力
- ③部材断面内に分布するマクロな自己応力

①についての検討をコンクリートについて行うことは興味深いことであるが、定量的な検討は現段階では極めて困難であり、また、コンクリート技術に反映するにはかなり時間を要すると思われる。

②としては、コンクリートが製造時とは異なる温度で使用される場合に骨材とセメントペーストの線膨張係数の差に起因して骨材界面近傍に発生する微視的溫度応力がある。この自己応力によるコンクリートの圧縮強度や静弾性係数の低下を定量的に検討した研究がある²⁻¹⁰⁾。また、アルカリ骨材反応を生じた場合もこの種の応力が生じコンクリートにひびわれを引き起こしていると考えられる。

③による検討を行うためには、コンクリートを近似的に均質であると仮定できることが前提となる。従来より、乾燥収縮応力や溫度応力などについてはこのレベルで検討されている。本研究においてもこのレベルの自己応力を対象としている。コンクリートの品質管理や構造物の設計がマクロに測定した強度を基に行われて

いることを考えると、このレベルでの自己応力の取扱いはそれらに直接反映でき、工学的意義が大きいと考えられる。

2. 2. 1 自己応力の測定方法に関する研究

前述したように、自己応力は外力により生じる応力と異なり、ひずみの測定値に弾性係数を乗じて求めることが原理的に不可能であるため、その測定には種々の方法が考案されてきた。一般に、自己応力の測定方法としては、大きく分けて物理的方法と機械的方法がある²⁻²⁰⁾。前者には、X線による方法をはじめとして磁氣的測定方法、光弾性法などがあり、金属材料²⁻²⁰⁾、セラミックス²⁻²¹⁾、プラスチック²⁻²²⁾、²⁻²³⁾などへの適用例が近年きわめて多くなっている。その他、アコースティック・エミッションのカイザー効果を利用して、岩盤の地圧測定を行おうとする試みもある²⁻²⁴⁾。

しかし、コンクリートは、セメントペーストおよび骨材からなる複合材料であり、またセメントペースト自体も種々の反応生成物、未水和セメント、種々の形態で存在する間隙水で構成されており微視的にみると極めて不均質な材料であるため、X線による方法などのような物理的測定方法の適用は困難である。

一方、機械的測定方法は、材料の一部を切断したり切込みを入れたりして自己応力の一部を解放させ、その際に生じるひずみや変形量を種々の方法で測定して自己応力を求める方法で、応力解放法と呼ばれるものである。機械工学の分野では、金属材料の加工時残留応力の測定法として古くから用いられている²⁻²⁵⁾。コンクリートについても、嘗ては、水路トンネルの巻立てに用いた膨張コンクリートを対象に、数年後のプレストレスの残存量を応力解放法で測定している²⁻²⁶⁾。しかし、その結果には精度的な問題が残されていた。

マスコンクリートにおける硬化時温度応力の測定には市販の応力計が使用されることが多い。しかし、コンクリート内部では水和の進行や水分の蒸発にともない水分移動を生じるので、これらの影響が大きい場合には応力計の適用性には問題があると考えられる。すなわち、応力計内部のコンクリートと周囲のコンクリートとの間での応力伝達を切るために用いられている絶縁材が水分移動を妨げ、コンクリートの含水率が応力計内部と外部とで異なり大きな測定誤差を生じることとなる。田澤らは、この点を改良した新型応力計を用いてモルタルの乾燥収縮により生じる自己応力の実測例を報告している²⁻²⁷⁾。しかし、この手法はまだ一

一般的な方法になっていない。

以上のように、コンクリートの自己応力の測定方法にはまだ確立されたものがないため、乾燥収縮応力や温度応力に関して解析的な研究が古くから行われている²⁻²⁸⁾⁻²⁻³¹⁾。一般には、断面内の水分分布や温度分布を拡散方程式により求め、差分法や有限要素法による応力計算が行われているが、拡散係数や表面係数の適切な設定が困難な場合が多い。また、水分の逸散量と乾燥収縮量を一対一対応させる従来の方法では自己収縮の影響を全く考慮できないことになる。さらに、硬化時温度応力では未硬化時の流動ひずみの影響、打ち込み時期や拘束条件の差異による不均一性の影響を考慮する必要があるが、これらを解析に反映させることは現状ではきわめて困難である²⁻³²⁾。以上のことから、コンクリートの自己応力の測定方法を確立することは重要であると言える。

2. 2. 2 引張破壊に及ぼす自己応力の影響に関する研究

延性材料の場合、自己応力の影響は全断面が塑性状態に達する以前の変形に影響を及ぼし、それ以降の破壊に至るまでの挙動は自己応力を持たない部材と同様であると言われている。しかし、疲労強度は自己応力の存在により低下する場合が多いとされている²⁻²⁰⁾。

脆性材料の静的引張破壊に及ぼす自己応力の影響については、おもにセラミックスの分野で多くの研究がなされている。Hasselmannは熱衝撃によるセラミックスの強度低下について、材料中の潜在クラックの大きさを考慮して理論的に考察し、実験結果を定性的に説明することができるとしている²⁻³³⁾。すなわち、熱衝撃を与える際の温度差と残存強度との関係は高強度材料と低強度材料とで著しく異なる現象を彼の理論により説明できるとしている。また、鈴木らは、研削加工に伴う残留応力によるセラミックスの曲げ強度の低下を応力拡大係数を用いて評価する方法を提案している²⁻²¹⁾。しかし、これらの研究においては実測値に基づいた定量的な確認はなされていない。田澤は、ポリマー含浸石膏の曲げ強度を、ミクロに見た石膏相およびポリマー相の自己応力を計算するとともに各相における破局ひびわれの伝播経路を考慮することにより求めている。また、ポリマー含浸後に曲げ強度が減少する場合があるが、この現象を、複合材料の一相が他相のひびわれ阻止効果によって単一相の強度以上の自己応力を受けた状態で存在し得ることにより説明している²⁻³⁴⁾。

コンクリートに関しても曲げ強度および引張強度は自己応力に悪影響を受ける場合が多いため、多くの研究が行われている。例えば乾燥により生じる自己応力により曲げ強度や引張強度が低下することは古くから知られている^{2-35), 2-36)}。しかし、一般には自己応力と外力による応力を重ね合わせて求めた引張応力の最大値と引張強度を比較することにより強度低下の議論を行っている。コンクリート標準示方書(土木学会)²⁻³⁷⁾や温度ひびわれ制御指針(日本コンクリート工学協会)²⁻³⁸⁾でも、硬化時温度応力により生じる貫通ひびわれの発生を引張自己応力の最大値と引張強度を基に定めたひびわれ指数により予測することを規定している。

近年Hillerborgらは、乾燥収縮によるコンクリートの曲げ強度の低下を仮想ひびわれモデルを用い有限要素法による解析により説明した²⁻³⁹⁾。なすわち、曲げ応力の増加とともに仮想のひびわれを進展させ、ひびわれ幅の関数として定義された結合力をひびわれ部に作用させるものである。その結果から、自己応力の大きさが同じでも曲げ強度の低下は供試体の断面寸法とともに大きくなることを示している。しかし、彼の研究においては、自己応力の大きさとしては仮定した値を用いており、この点に関して検討が望まれる。

また、桑原は円板状のコンクリート供試体の中心部を加熱することにより種々の大きさの温度応力を発生させた後に割裂荷重を行うことにより、自己応力と外力の重ね合わせ実験を行っている²⁻⁴⁰⁾。温度ひびわれ発生直前すなわち供試体表面部の自己応力が引張強度にほぼ等しくなる場合の供試体の割裂引張強度は、自己応力を受けない場合の引張強度と比較して約30%だけ低下するにすぎないことを報告している。

これらの2つの研究結果は、自己応力が断面内に不均一に分布する場合のコンクリートの曲げ破壊条件や引張破壊条件を求める際、自己応力と外力による応力を重ね合わせて求めた応力の最大値が引張強度と等しくなったときに破壊が生じるとする従来の最大応力説による検討のみでは不十分であることを示唆している。

<参考文献>

- 2-1) White, A.H. : Volume change in hydrated portland cement, Concrete, Vol.33, No.2, pp.41-45, 1928
- 2-2) Powers, T.C. : Adsorption of water by portland cement paste during the hardening process, Industrial and engineering chemistry, Vol.27, No.7, pp.790-794, 1935
- 2-3) Neville, H.A and Jones, H.C. : The study of hydration changes by a volume-change method, Colloid Symposium Monograph, Vol.6, pp.309-318, 1928
- 2-4) Tazawa, E: Influence of curing time on shrinkage and weight loss of hydrating portland cement, Proc. of JSCE, No.159, 1969
- 2-5) 田澤栄一・宮沢伸吾・笠井哲郎: セメントの硬化収縮と硬化体の内部空隙について, セメント技術年報, 40, pp.75-78, 1986
- 2-6) Powers, T.C. and Brownyard, T.L. : Study of the physical properties of hardened portland cement paste, Part 9. General summary of Findings on the Properties of Hardened Portland Cement Paste, Bulletin No.22, Portland Cement Association, 1948
- 2-7) Copeland, L.E. and Bragg, R.H., Self-desiccation in Portland-cement paste, Bulletin No.52, Portland Cement Association, pp.1-11, 1955
- 2-8) 本間栄五郎, 樋田岩美: セメントペーストの水和初期における体積変化について, セメント技術年報, 16, pp.121-125, 1962
- 2-9) 中条金兵衛・近藤 実: セメント, モルタル, コンクリートの早期収縮について, セメント技術年報, 7, pp.159-164, 1953
- 2-10) Davis, H.E. : Autogenous volume change of concrete, Proc. ASTM, 40, pp.1103-1110, 1940
- 2-11) Neville, A.M : Hardened concrete, Physical and mechanical aspects, ACI Monograph, No.6, pp.122, 1971
- 2-12) Mcgrath, P. : Self-desiccation of Portland cement and silica fume modified mortar, Ceramic Transactions, Advanced in Cementitious Materials, Vol.16, The American Ceramic Society, 99.489-500, 1990.
- 2-13) Paillere, A. M., Buil, M. and Serrano, J. J.: Effect of fiber

- addition on the autogenous shrinkage of silica fume concrete, ACI Material Journal, Vol.86, No.2, pp.139-144, 1989
- 2-14) I.Schrage, M.Wangold and J.Sticha: An approach to high-performance concrete in Germany, 4th CANMET/ACI International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, Supplementary Papers, pp.493-511, Istanbul, 1992
- 2-15) F.de Larrard: Creep and shrinkage of high-strength field concrete, High-Strength Concrete, ACI SP-121, pp.577-598, 1990
- 2-16) F.de Larrard and R.Le Roy: The influence of mix composition on mechanical properties of high-performance silica-fume concrete, 4th CANMET/ACI International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, ACI SP-132, pp.965-986, Istanbul, 1992
- 2-17) Holland, T.C., Krysa, A., Luther, M. D. and Liu, T. C. : Use of silica-fume concrete to repair abrasion-erosion damage in the Kinzua Dam stilling basin, Fly ash, silica fume, slag and natural pozzolans in concrete, SP-91, ACI, pp.841-863, 1986
- 2-18) 阿部武治: 強度解析学[Ⅱ]-実験的アプローチ, オーム社, pp.217, 1984
- 2-19) 南 和孝・田澤栄一・寺西修治: 高温条件下のコンクリートの力学的性質に及ぼす微視的溫度応力の影響, 土木学会論文集, No.420, pp.173-180, 1990
- 2-20) 米谷 茂: 残留応力の発生と対策, 養賢堂, 1975
- 2-21) 鈴木賢治: セラミックスの曲げ強度に及ぼす切削残留応力の影響, 材料, 第38巻, 第429号, pp.8-14, 1989
- 2-22) 宮野 靖: 光粘弾性法に基づくポリウレタン樹脂製はりの両面焼入れによる残留応力の簡易評価法, 材料, 第32巻, 第358号, pp.818-822, 1983
- 2-23) Koufopoulos, T and Theocaris, P. S.: Shrinkage stress in two-phase materials, Journal of Composite Materials, Vol.3, pp.308-320, 1969
- 2-24) 大津政康: アコースティック・エミッションの特性と理論, 森北出版, pp.34, 1988
- 2-25) Von Helmut Wolf et al.: The ring-core method of measuring the internal stresses and its application to turbine and generator shafts, Archiv fur das Eisenhüttenwesen, 42, pp.195-200, 1971

- 2-26) 菅 貞峯ほか：超高圧コンクリートトンネルのプレストレス工法に関する研究，関西電力㈱総研報告，No.29，1982
- 2-27) 田澤栄一・飯田一彦：新型応力計について，コンクリート工学年次論文報告集，第2巻，pp.117-120，1980
- 2-28) Gerald Pickett: Shrinkage stress in concrete, Journal of ACI, Vol.17, No.3, pp.165-195, 1946
- 2-29) 中西正俊：コンクリートおよびモルタルの乾燥過程を拡散方程式で表示したときの諸係数について，建築学会論文集，第190号，pp.11-17，1971
- 2-30) 阪田憲次・蔵本 修：乾燥に伴うコンクリート中の水分の逸散と乾燥収縮に関する研究，土木学会論文報告集，第316号，pp.145-152，1981
- 2-31) 長瀧重義・米倉亜州夫：コンクリートの乾燥収縮およびクリープの機構に関する研究，コンクリート工学，Vol.20，No.12，pp.85-95，1982
- 2-32) 田澤栄一：コンクリートの硬化時温度応力の問題点，コンクリート工学，Vol.24，No.12，pp.11-20，1986
- 2-33) D.P.H.Hasselmann: Unified theory of thermal shock fracture initiation and crack propagation in brittle ceramics, Journal of the American Ceramic Society, Vol.52, No.11, pp.600-604, 1969
- 2-34) 田澤栄一：複合時元応力と材料強度，第1回コンクリート工学年次講演会論文報告集，pp.1-4，1979
- 2-35) 長瀧重義：コンクリート、特に舗装コンクリートの乾燥収縮応力に関する基礎研究，東京大学工学部土木工学科論文収録，第1号，1964
- 2-36) 永松静也・佐藤嘉昭・竹田吉紹：乾燥に伴うコンクリートの各種強度変化について，セメント技術年報，36，pp.271-274，1981
- 2-37) コンクリート標準指示方書（平成三年版）施工編，土木学会，pp.128-146
- 2-38) マスコンクリートのひびわれ制御指針，コンクリート工学協会，1986
- 2-39) Hillerborg, A., Modeer, M. and Petersson, P.E.: Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of Fracture mechanics and finite elements, Cement and Concrete Rerearch, Vol.6 pp.773-781, 1976
- 2-40) 桑原隆司：マスコンクリートの温度ひびわれ発生危険性評価に関する研究，清水建設研究報告，No16，1986

第3章 セメントペーストの自己収縮

3. 1 まえがき

近年開発されつつある高強度コンクリートや新しい混和材料を用いたコンクリートの自己収縮特性に関しては、現在まで全く明らかにされていない。本章では、コンクリートの自己収縮特性に関する基礎資料を得るために、セメントペーストの自己収縮に及ぼすセメントや混和材料などの使用材料の影響、配合や養生温度などの影響について実験的に検討した。また、自己収縮の発生メカニズムについて考察を行うと共に、その低減方法についても検討した²⁻¹⁾⁻²⁻⁴⁾。

3. 2 実験概要

3. 2. 1 使用材料および配合

(1) シリーズ1

シリーズ1では、セメントペーストの自己収縮に及ぼす使用材料の影響について主に検討した。セメントには、わが国で市販されている10種類のセメント（N社製）を使用した。表3.1は、本実験で使用したセメントについて行った物理試験および化学試験結果を示したものである。また、表3.2に示した鉱物組成は、Bogueの方法³⁻⁶⁾により求めた計算値である。

混和材料としては、表3.3に示す5種類のポゾラン材料、すなわちシリカフェーム（SF）、高炉スラグ微粉末（BS）、フライアッシュ（FA）、フライアッシュ起源超微粒子（MF）、特殊メタカオリン（MK）を用いた。

シリカフェーム（SF）としては、粉末タイプのブレン値約 $200,000\text{cm}^2/\text{g}$ 、比重2.20のもの（ノルウェー産）を使用した。

高炉スラグ微粉末（BS）としては、比表面積 $5,680\text{cm}^2/\text{g}$ 、比重2.90のものを使用した。

フライアッシュ（FA）としては、ブレン値約 $3,600\text{cm}^2/\text{g}$ 、比重2.26のものを使用した（炭種：オーベットマーシュ）。

フライアッシュ起源超微粒子（NF，M社製）は、フライアッシュを 2000°C でガス化して得られる球形の超微粒子で、粒径および化学組成を製造過程の操作によりあ

表3.1 セメントの化学成分

	Specific gravity	Blaine fineness (cm ² /g)	Ig. loss (%)	Insol (%)	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	Fe ₂ O ₃ (%)	CaO (%)	MgO (%)	SO ₃ (%)	Na ₂ O (%)	K ₂ O (%)	TiO ₂ (%)	P ₂ O ₅ (%)	MnO (%)	S (%)	Cl (%)	Total (%)
N	3.13	3520	1.7	0.5	21.4	5.3	3.1	63.4	1.0	2.0	0.39	0.43	0.26	0.08	0.19	—	0.003	99.8
M	3.18	2990	1.1	0.2	23.6	3.3	4.0	64.0	0.8	1.7	0.30	0.32	0.16	0.06	0.09	—	0.000	99.6
H	3.13	4250	1.0	0.2	20.4	5.1	2.8	65.4	0.9	2.9	0.33	0.40	0.24	0.10	0.28	—	0.001	100.0
S	3.17	3300	1.3	0.3	21.7	3.6	4.5	63.9	1.0	2.3	0.27	0.37	0.20	0.09	0.26	—	0.002	99.8
G	3.01	3500	1.4	20.5	17.8	4.3	3.4	48.5	1.1	1.6	0.24	0.34	0.19	0.06	0.22	—	0.002	99.7
O	3.17	3120	1.3	0.3	22.0	3.6	4.6	64.0	0.9	2.2	0.26	0.38	0.20	0.09	0.27	—	0.001	100.1
A	3.01	4420	0.5	—	5.9	49.7	4.6	35.1	0.6	—	0.06	0.18	2.50	0.08	0.02	—	0.003	99.2
W	3.03	3700	2.9	0.4	21.6	4.5	0.2	66.1	0.6	2.5	0.07	0.48	0.06	0.04	0.00	—	0.001	99.5
F	2.94	3160	2.2	11.2	19.6	5.4	2.8	54.2	1.0	2.2	0.36	0.42	0.26	0.08	0.17	—	0.003	99.9
B	3.03	3510	1.7	2.4	24.8	8.6	2.2	54.4	2.6	1.4	0.29	0.39	0.38	0.06	0.46	0.23	0.006	99.9

N: Ordinary portland cement, M: Moderate heat portland cement, H: High-early strength portland cement, S: Sulfate resisting portland cement, G: Geothermal cement, O: Oil well cement, A: Alumina cement, W: White cement, F: Fly ash cement (B-type), B: Blast-furnace slag cement (B-type)

表3.2 セメントの鉱物組成

Type of cement	Mineral compound (%)			
	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF
N	49.7	23.9	8.8	9.4
M	48.4	31.2	2.0	12.2
H	64.6	9.7	8.8	8.5
S	58.0	18.5	1.9	13.7
W	67.2	11.2	11.6	3.9

表3.3 ポゾランの化学成分

	Ig. loss	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	Na ₂ O	K ₂ O	TiO ₂	P ₂ O ₅	MnO	C	Total
Silica Fume SF	1.3	96.5	—	—	0.12	—	0.14	0.64	—	0.17	—	—	98.9
Fly ash FA	1.0	63.1	20.7	4.19	6.93	1.37	0.35	0.85	—	—	—	0.85	99.2
Meta-kaolin MK	0.7	52.0	44.6	0.5	0.03	0.04	0.2	0.1	—	—	—	—	100.1
Blast-furnace slag BS	0.29	32.5	14.8	0.51	43.0	5.85	—	—	1.9	—	0.61	—	97.6

る程度調整できる。ここでは比表面積 $529,000\text{cm}^2/\text{g}$ 、比重2.4のものを使用した。シリカフェームと同等以上に粒径が微細なため、硬化体組織の密化に効果があることが報告されている³⁻⁶⁾。

特殊メタカオリン(MK)は、一般にはカオリン鉱物を $500\sim 650^\circ\text{C}$ で脱水した非晶質または低結晶質の固相をさすが、ここではE社製のポリ塩化ビニルの絶縁用コンパウンド向けのフィラー製品を用いた。これをコンクリートに用いた場合乾燥収縮の低減³⁻⁷⁾やポゾラン反応性に優れている³⁻⁹⁾ことが近年発見されている。ここでは、平均粒径約 $1.4\mu\text{m}$ 、比重2.50のものを使用した。

表3.4に示す市販の高性能減水剤(SP1)並びに生コンプラント添加用に近年開発された4種類の高性能AE減水剤(SP2,3,4,5)を使用した。

自己収縮を材料面から低減する目的で、表3.5に示す乾燥収縮低減剤(D1,2)および表3.6に示す膨張材(E1,2,3,4)を使用した。乾燥収縮低減剤の混入率はセメント重量に対して2%、膨張材の混入率はセメント重量に対して内割で10%とした。また、撥水処理したシリカ質微粉末(比重1.4、 $10\sim 300\mu\text{m}$)および撥水処理した特殊メタカオリン(比重2.63、平均粒径 $1.4\mu\text{m}$)を使用した。

高性能(AE)減水剤の添加率は、セメント重量に対する固形分重量比で示した。ポゾランや膨張材の混入率は、セメント重量に対する内割りで示した。乾燥収縮低減剤の添加率はセメントに対する原液の重量比で示した。

表3.4 高性能(AE)減水剤の主成分

	Main components
SP1	β -naphthalen sulfonate formaldehyde high condensates
SP2	Polyalkylallyl sulfonates and reactive macromolecule
SP3	Naphthalen sulfonate condensate and lignin sulfonate derivative
SP4	Polycarboxylic acid ether compound
SP5	Aromatic aminosulfonate macromolecule

表3.5 乾燥収縮低減剤

	Main components
D1	Alcohol alkylene oxide
D2	Glycol ether

表3.6 膨張材

	Main components
E1	$3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot\text{CaSO}_4$
E2	CaO
E3	CaO

表3.7 セメントペーストの配合

W/C (%)	Mix ing	SP (%)	Silica fume(%)		
			0	10	20
14		2.13		○	
17		2.0		○	○
20		0.6	○		
23		0.6	○	○	○
27		0	○		
30	SH	0	○		
		0.2	○		
		0.4	○		
		0.6	○	○	○
40		0	○		
50		0	○		
60	SH	0	○		
	DH	0	○		
70	DH	0	○		

SP: Superplasticizer
 Si: Condensed silica fume
 DM: Prepared by double mixing
 SM: Prepared by ordinary mixing

セメントペーストの配合は、自己収縮が大きくなる条件で使用材料の比較ができるよう、小さい水セメント比とした。すなわち、水セメント比（水結合材比）は0.30を基本とした。ただし、ポゾラン材料を用いる場合は、混和剤を用いることなく打ち込みおよび締め固めが行えるよう水結合材比を0.40とした。

(2) シリーズ 2

シリーズ 2 では、セメントペーストの自己収縮に及ぼす配合の影響について主に検討した。セメントには早強ポルトランドセメントを使用し、シリカフェームおよび高性能減水剤（SP1）を使用した。配合は、表3.7に示した通りである。セメントペーストの水結合材比（ $W/(C+B)$ ）は、0.14～0.70と変化させた。使用材料の性質はシリーズ 1 で示したものと同一である。

3. 2. 2 練りませ方法

(1) 練りませ方法の標準

ミキサには、ホバート型モルタルミキサ（公称容量 0.010m^3 ）を用いた。混和材を混入する場合は1分間低速（自転100rpm, 公転28.5rpm）で空練りした。 $W/(C+SF)=0.14$ および 0.17 の場合は、空練り後中速（自転200rpm, 公転57.1rpm）で3～5分間練りませ流動性が得られた後、高速（自転280rpm, 公転80.0rpm）で3分間練りませた。その他の配合では中速で3分練りませた。

(2) ダブルミキシング^{3.14), 3.15)}

練りませ水を2回に分けてセメントに投入しそのつど練りませを行うダブルミキシングが自己収縮に及ぼす影響について検討した。使用ミキサは(1)と同様である。一次水セメント比は、ブリージングが最小となる最適値（ $W_1/C=0.23$ ）およびブリージングが最大となる最悪値（ $W_1/C=0.09$ ）とした。練りませは一次練りを2分間あるいは15分間とし、2次練りを1分間とし共に中速で練りませた。

3. 2. 3 自己収縮ひずみの測定方法

(1) 材令24時間までの自己収縮の測定方法

図3.1に示すように、型枠による拘束を防ぐために発泡スチロール製型枠にセメントペーストを打設した。セメントペーストの凝結が進みダイヤルゲージのスプリング圧により測定用プラグが移動しなくなるのを確認した後測定を開始し、始発直後から材令24時間までの供試体長手方向の自己収縮ひずみを測定した。供試体寸法は4×4×16cmとし、発泡スチロール

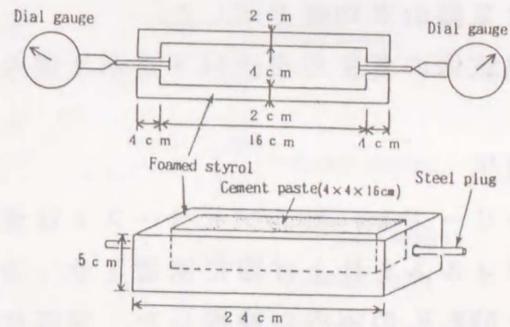


図3.1 自己収縮の測定方法(材令24時間まで)

型枠とセメントペーストとの間には水分の逸散を防ぐためにビニールシートを敷いた。セメントペースト打設後直ちに水分の逸散を防ぐために仕上げ面にポリ塩化ビニリデン系フィルムを密着しその上を湿布で覆い、 $20 \pm 2^\circ\text{C}$ 、 $95 \pm 5\% \text{R.H.}$ の室内に静置した。ひずみの測定はあらかじめ供試体両端にセットした鋼製のプラグに1/1000mmのダイヤルゲージを当てて行った。ひずみの測定は一条件について2個の供試体で行い、また別に用意した供試体で温度測定およびJIS R 5201に準じて各配合について凝結時間の測定を行った。

(2) 材令24時間以後の自己収縮の測定方法

セメントペーストを鋼製型枠に打設後、材令24時間で脱型し、その時点点を原点として長期材令まで供試体長手方向の自己収縮ひずみを図3.2に示す方法で測定した。2×2×16cmおよび4×4×16cm供試体の場合は両端部に埋め込んだプラグにより、10×10×40cm供試体の場合は相対する二側面に張り付けたコンタクトチップにより、精度1/1000mmのダイヤルゲージを用いて測定した。同一供試体

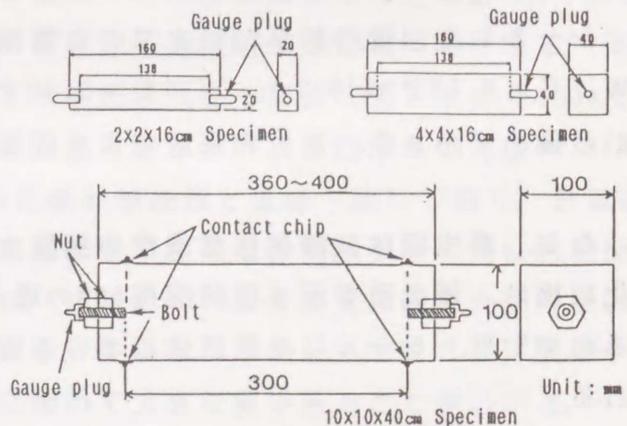


図3.2 自己収縮の測定方法(材令24時間以降)

について両者の方法により計測されたひずみを比較した結果ほとんど差異は認められなかった。結果は、 $2 \times 2 \times 16 \text{ cm}$ 及び $4 \times 4 \times 16 \text{ cm}$ では3個、 $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$ の場合は2個の平均値で示した。

供試体の養生方法は以下に示す通りである。

前養生

シリーズ1：セメントペーストは表面仕上げを行った後、ポリ塩化ビニリデン系フィルムを仕上げ面に密着させ、さらに濡れむしろで覆い、脱型まで $20 \pm 2^\circ \text{C}$ 、 $95 \pm 5\% \text{ R.H.}$ の室内に静置した。表面仕上げから脱型までの間に蒸発による水分逸散はほとんど生じなかった。

シリーズ2：蒸発防止にポリ塩化ビニリデン系フィルムを用いなかった他はシリーズ1と同様である。表面仕上げから脱型までの蒸発による水分逸散は、 $4 \times 4 \times 16 \text{ cm}$ 供試体の場合、供試体重量に対して $W/C = 0.17$ で0.3%、 $W/C = 0.30$ で0.7%、 $W/C = 0.50$ で0.9%程度であった。

封緘養生

材令24時間（一部で6時間）で脱型し、直ちにアルミ箔粘着テープ（厚さ0.05 mm）によりシールし、シリーズ1ではさらにアルミ箔粘着テープの継目の多い供試体端部をブチルゴム系のテープでシールした。その後、 $20 \pm 1^\circ \text{C}$ 、 $50 \pm 5\% \text{ R.H.}$ の室内あるいは 20°C の水中に横に寝かせて静置した。ただし、一部の供試体では、脱型後の養生温度を 5°C あるいは 40°C とした。この場合は 20°C で基長を測定することになるので線膨張係数の実測値を基に温度補正を行った。

シールした以後の材令91日までの重量減少率は、 $4 \times 4 \times 16 \text{ cm}$ 供試体について、 $W/C = 0.17$ で0% (0.0g)、 $W/C = 0.40$ で0.1% (0.5g)、 $W/C = 0.70$ で0.2% (0.8g)と極めて小さく、水分の逸散による収縮は無視できると考えられる。

なお、養生室は二酸化炭素濃度の調整を行わなかったが、通常の室内での炭酸化収縮は、極大値を示す相対湿度50%の場合でも比較的小さいことが報告されているので³⁻⁹⁾、シールした供試体における炭酸化収縮の影響は無視できると考えられる。

3. 2. 4 硬化収縮試験方法

セメントの水和反応による絶対体積の減少率は、水和の進行と共に硬化体内部に形成される空隙への水の浸透量を測定することにより求めた^{3-10), 3-11)}。図3.3に示すように、打ち込み高さが約3, 6, 12mmとなるように300mlのガラス製三角フラスコにセメントペーストを採り、直ちにピペットの目盛り位置まで水（水道水を沸騰させた後20℃に調整したもの）を加えた。20℃室内での水面位置の経

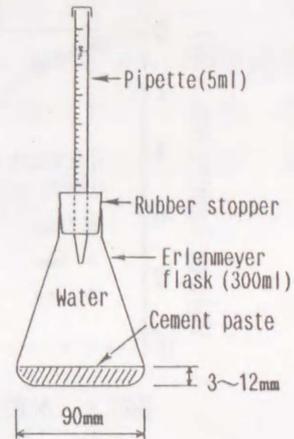


図3.3 化学的収縮の測定方法

時変化から硬化収縮率を測定した。測定は、同一配合について2試料採って行った。なお、水セメント比が低い場合には、硬化体組織が緻密なため、水の浸透速度が遅くなる。本測定方法では、水和反応に伴い形成される内部空隙すべてに水を浸透させることが必須であり、また測定精度をあげるためには試料体積が多いことが望ましい。従って、適切な打ち込み高さを実験により決定した。

3. 3 水和反応による内部空隙増加量と自己収縮

図3.4, 3.5は、早強セメントを用いた4×4×16cmセメントペーストの自己収縮ひずみの測定値 (ϵ) から近似的に求めたマクロな体積減少率の近似値 (3ϵ) および硬化収縮試験から求めた絶対体積の減少率の測定値を示したものである。同図には、使用したセメントの鉱物組成と水和反応式から計算により求めた100%反応時の理論収縮率を破線により示した。理論収縮率の計算は田澤らの方法^{3-10), 3-11)}により行ったが、硬化収縮率の測定値は理論値とほぼ一致しており、計算結果の妥当性を示している。また、硬化収縮率とマクロな体積減少率の差は水和反応に伴う内部空隙の増加量を意味するが、図3.4, 3.5より硬化収縮の大部分は内部空隙の形成により補われていることを示している。しかし、マクロな体積減少を長さ変化としてみると後述するように極めて大きな値であることがわかる。

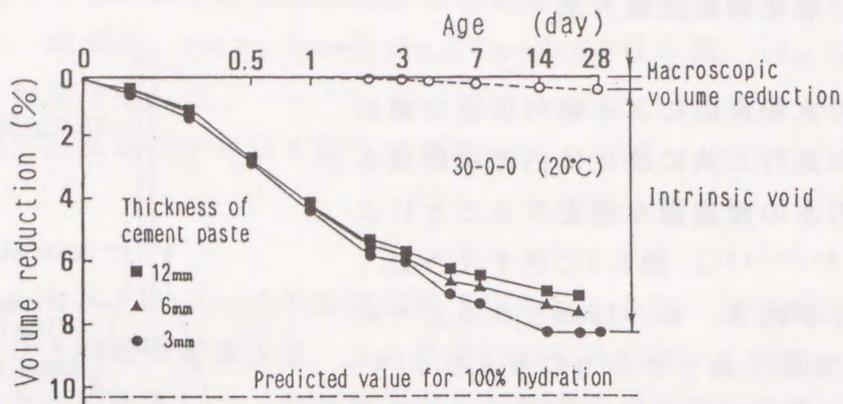


図3.4 水和反応による体積減少 (W/C=0.30)

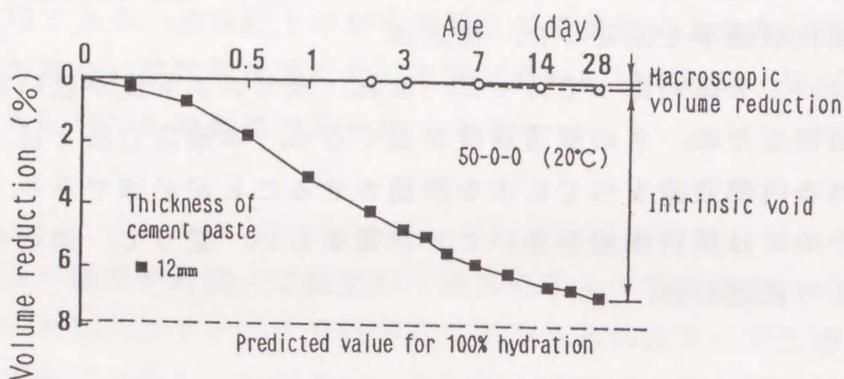


図3.5 水和反応による体積減少 (W/C=0.50)

3. 4 自己収縮に及ぼす配合の影響

図3.6は、普通ポルトランドセメントを用いた各種配合のセメントペーストの自己収縮ひずみを始発時間前後から測定した結果を示したものである。以下の図において配合は、(セメントの種類)(水結合材比%)-(混和材置換率%)-(混和剤添加率%)と略記した。セメントの種類記号は、表3.1で示したものとした。本実験では、材令1日以前で水和熱による温度上昇があり、最大で約20℃の温度上昇が観察され、長さ変化の測定値に影響を及ぼしていると考えられた。しかし、若材令時の熱膨張挙動はまだ十分解明されておらず、また間隙水の熱膨張の影響も大きいと思われる適切な温度補正はきわめて困難である。そこで、ここでは硬化セメントペーストにおける熱膨張係数の概略値である $20 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ を用いて温度補正を行っ

た。

いずれの配合においても長期にわたり大きな自己収縮を生じている。水セメント比0.30以下の場合、ほぼ終結時間から自己収縮が起こり始め、収縮速度は若材令程大きい。水セメント比が小さいほど大きな自己収縮を生じており、特に、シリカフェームおよび高性能減水剤により水結合材比を0.17とした場合、終結直後から極めて大きな自己収縮が生じ、材令1日までに 2500×10^{-6} 、材令14日で 4000×10^{-6} と極めて大きな値となった。

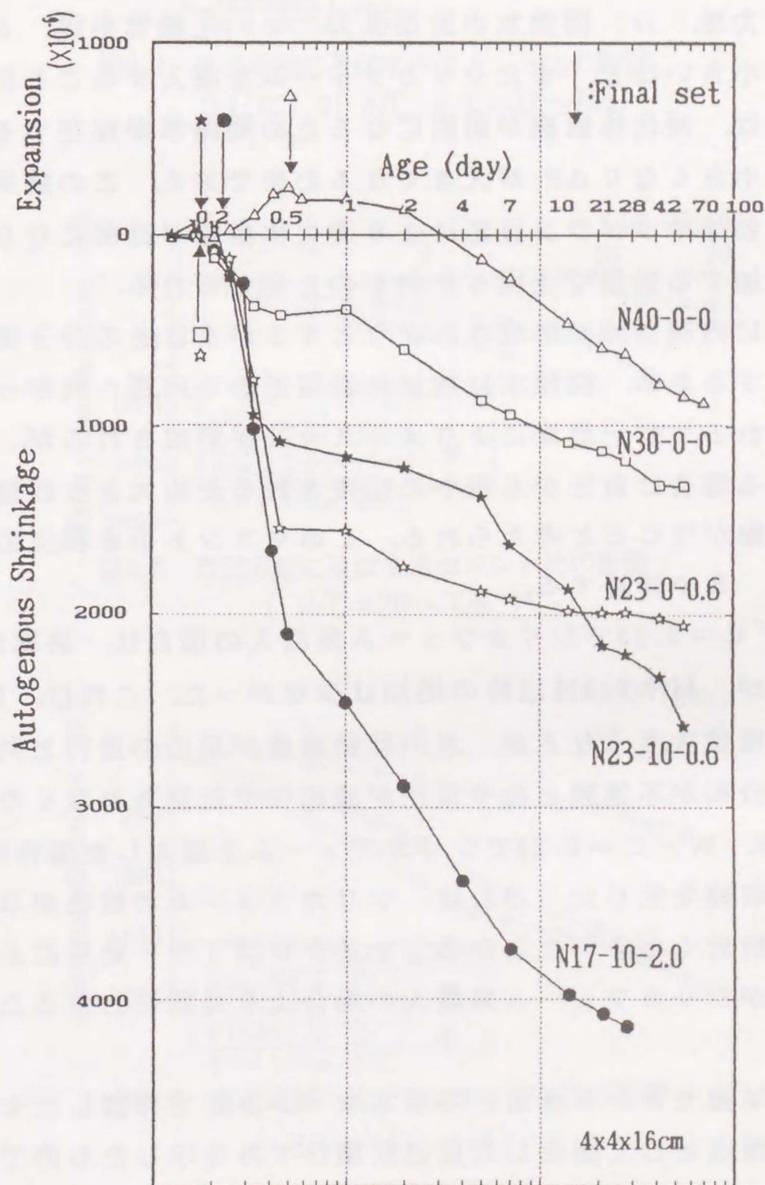


図3.6 セメントペーストの自己収縮

セメントペーストの自己収縮の発生メカニズムについては以下のように考えられる。セメントの水和により絶対体積が減少するので、内部空隙が発生し（自己乾燥）、形成されたメニスカスに次式に示す負圧が生じ間隙水に伝達するためと考えられる。

$$\Delta P = \frac{2\sigma\cos\alpha}{r} \quad (3-1)$$

ただし、 ΔP ：圧力差、 σ ：間隙水の表面張力、 r ：毛細管半径、 α ：接触角

水セメント比が小さいほど、またシリカフェームを混入することにより自己収縮が大きくなるのは、硬化体組織が緻密になるため間隙水が存在する毛細管径すなわち上式の r が小さくなり ΔP が大きくなるためである。この効果は、シリカフェームの微粉末効果やポゾラン反応により硬化体組織が緻密になり、収縮力に対する抵抗力が増加する効果を上回ったものと考えられる。

水和の進行と共に内部空隙が形成されようとするが水はその分子間引力により連続性を保とうとするため、間隙水は供試体表層部から内部へ向かって移動しようとすると考えられる。自己乾燥によりメニスカスが形成されるが、水相が水理学的に連続している場合は負圧が水相中に伝達されるため大きな収縮力となり極めて大きな自己収縮が生じると考えられる。このセメントの水和反応に伴う水分移動については3.8で詳述する。

図3.6より、 $W/C=0.23$ でシリカフェーム無混入の場合は、終結直後に急激な自己収縮を生じたが、材令0.5日以降の増加は少なかった。これは、組織が緻密なため初期の収縮速度は大きくなるが、水の移動速度が反応の進行と共に急激に遅くなり、間隙水の分布が不連続となり負圧が液相中で伝達されなくなったためと考えられる。一方、 $W/C=0.23$ でシリカフェームを混入した場合は、長期にわたり極めて大きな収縮を生じた。これは、シリカフェームの粒径が $0.14\mu m$ とセメントより2桁近く小さいことから、マイクロファイラー効果により間隙水が連続性を保つ期間がシリカフェーム無混入の場合より長期にわたるためと考えられる。

図3.7～3.9は、早強セメントを用い各種水セメント比で作製したセメントペーストの材令1日を原点として測定した自己収縮ひずみを示したものである。普通セメントを用いた場合と同様に、いずれの配合についても長期間にわたって自己

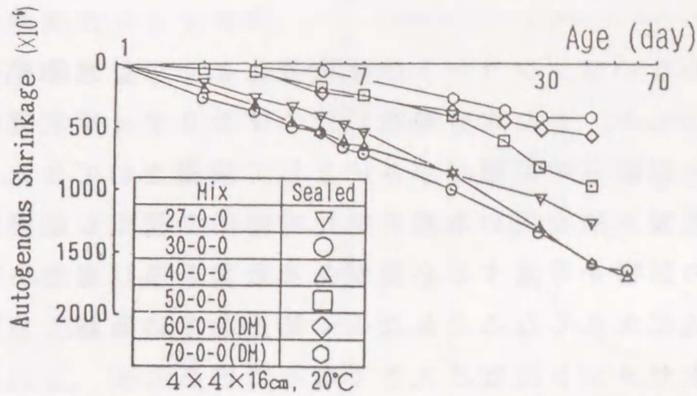


図3.7 自己収縮に及ぼす水セメント比の影響
(Effect of W/C, W/C=27~70%)

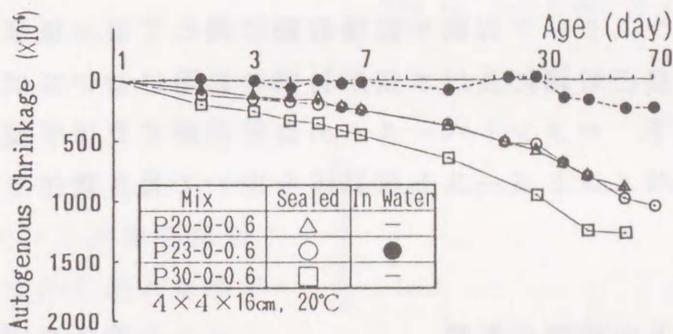


図3.8 自己収縮に及ぼす水セメント比の影響
(W/C=20~30%)

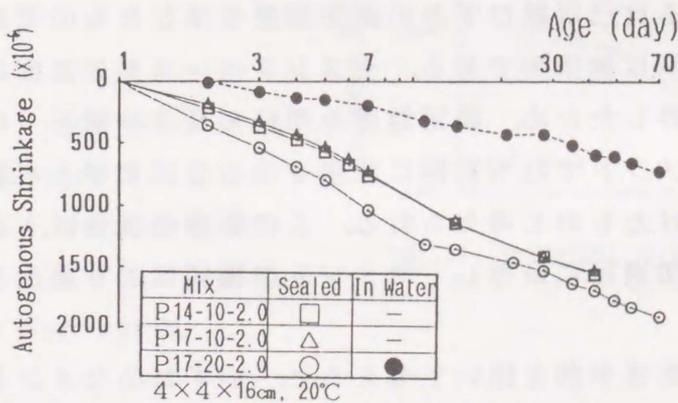


図3.9 自己収縮に及ぼす水セメント比の影響
(W/C=14%, 17%)

収縮ひずみの増加が計測され、特にW/Cが小さい場合に自己収縮が極めて大きくなっている。

従来、外力によらないコンクリートの体積変化としては水和熱や環境の変化による温度変化によるもの、また水分逸散に伴うプラスチック収縮や乾燥収縮が考えられており、自己収縮はその値が小さいとして無視されてきた。しかし、シリカフェームや高性能減水剤を用い水結合材比を極めて低くした高強度コンクリートでは、自己収縮の影響を考慮する必要があると言える。また、乾燥収縮は水セメント比の増加と共に大きくなることはよく知られているが、自己収縮はこれと傾向が全く逆で低水セメント比ほど大きくなっている。

3. 5 セメントペーストの自己収縮に及ぼす使用材料の影響

コンクリートのプラスチック収縮や乾燥収縮に関しては、従来より多くの研究がなされているが、自己収縮に及ぼす使用材料の影響についてはほとんど明らかにされていない。以下、セメントペーストの自己収縮に及ぼす使用材料の影響について、 $4 \times 4 \times 16 \text{cm}$ セメントペースト供試体を用いて長さ変化を測定した結果を基に述べる。

3. 5. 1 セメントの種類の影響

図3.10および3.11は、我が国で市販されている9種類のセメントを用いたセメントペーストにおける自己収縮ひずみの測定結果を示したものである。W/C = 0.30とし、混和剤は無添加である。セメントペーストの温度は、水和熱により初期材令で若干上昇したため、測定温度を用いて長さの補正 ($20 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$) を行った。一部のセメントで材令初期に膨張を示しているが、水和熱による間隙水の膨張の影響を受けたものと考えられる。この影響の度合は、水和熱および硬化体の弾性係数の増加過程に依存し、セメントの種別により異なるものと考えられる。

このような初期の膨張挙動を除いて考えると、いずれのセメントを用いた場合も長期にわたりかなり大きな自己収縮を示した。普通セメントを用いた場合、材令3ヶ月で 1500×10^{-6} と乾燥収縮に匹敵する大きな自己収縮を生じた。普通セメントを用いた場合と比較すると、早強セメントやアルミナセメントを用いた場合、

初期材令での自己収縮が著しく大きくなった。中庸熟セメントを用いた場合の自己収縮は他のセメントを用いた場合と比較してかなり小さくなった。

高炉セメントB種を用いた場合は、初期材令での収縮は小さいが、長期材令での自己収縮がかなり大きくなった。これは、高炉スラグのポゾラン反応により硬化体組織が緻密となり、間隙水に生じるメニスカスの曲率半径が小さくなるためと考えられる。高炉スラグの混入率の影響については、3.5.3で述べる。以上の結果をまとめて示すと図3.12のようになる。

図3.13は、セメントの鉱物組成と水和反応式から求めた絶対体積の減少率と自己収縮との関係を示したものである。絶対体積減少率が同一でも、自己収縮速度はセメントによりかなり異なることを示している。すなわち、各種セメントを用いたセメントペーストの自己収縮の大きさは、化学的収縮量の差異のみでは決まらず、硬化体の組織やその発達過程などが複雑に関連していると考えられる。

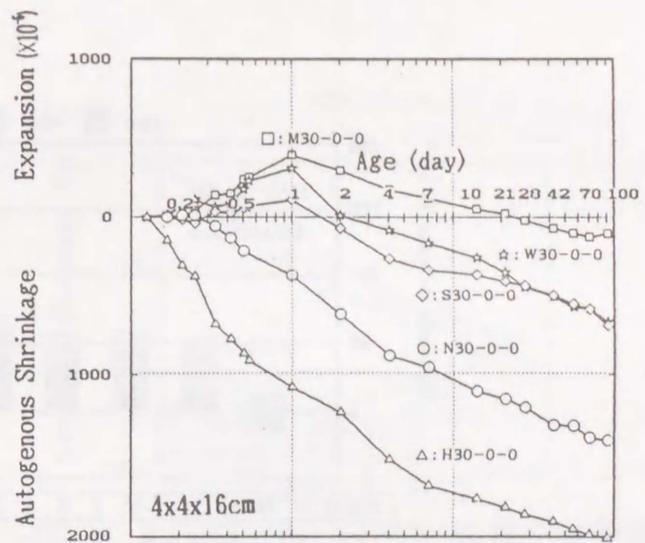


図3.10 自己収縮に及ぼすセメント種類の影響

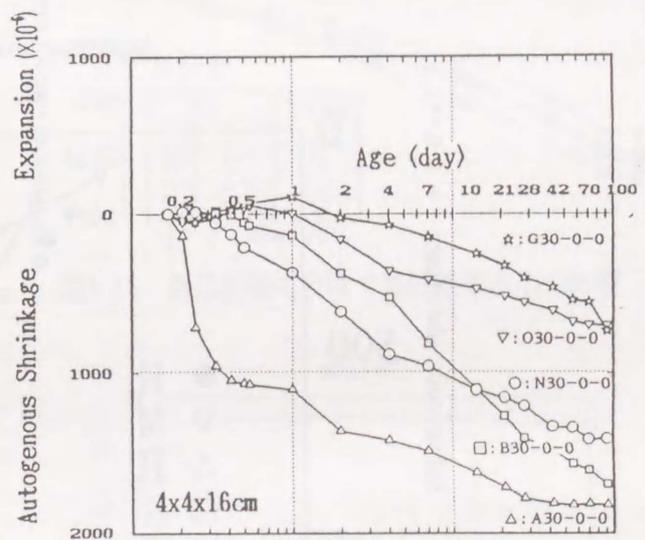


図3.11 自己収縮に及ぼすセメント種類の影響

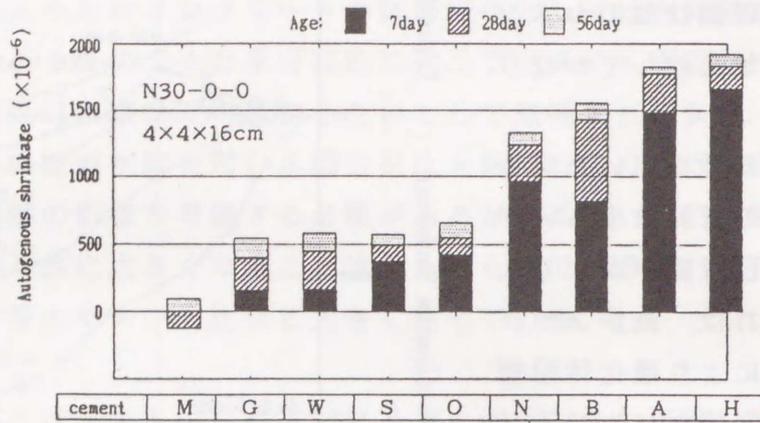


図3.12 自己収縮に及ぼすセメント種類の影響

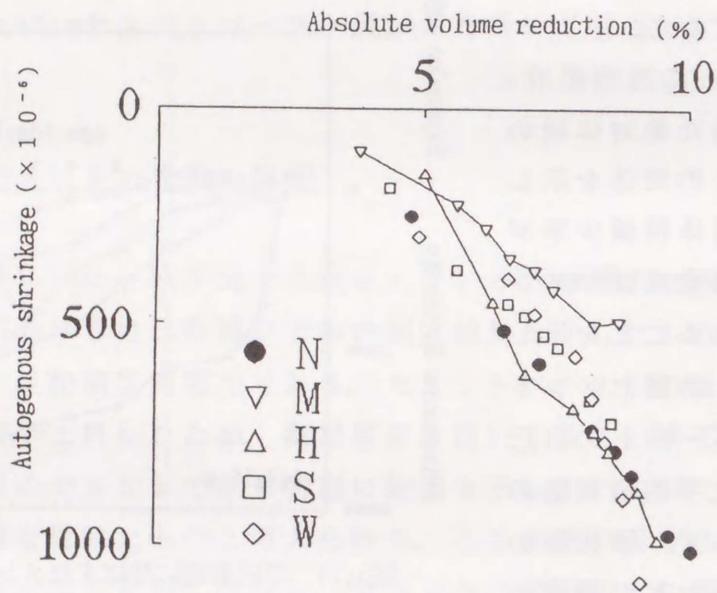


図3.13 化学的収縮と自己収縮の関係

3. 5. 2 高性能減水剤の影響

図3.14は、現在わが国で市販されている各種の高性能減水剤（ナフタリン系）および高性能AE減水剤（ナフタリン系、ポリカルボン酸系、アミノスルホン酸系）の混入がセメントペーストの自己収縮に及ぼす影響を示したものである。これら高性能（AE）減水剤の添加率は、同程度の流動性で比較するためにセメントペーストのPロート流下時間がほぼ同一になるように決定した。同図より、自己収縮はいずれの高性能（AE）減水剤を用いた場合も無添加の場合に比べて若干小さくなった。また、図3.15は、高性能減水剤（ナフタリン系）の添加率とセメントペーストの自己収縮の関係を示したものである。高性能減水剤の添加率の増大にしたがって自己収縮は若干減少している。

図3.16は、各種高性能（AE）減水剤の水溶液の表面張力を毛細管上昇法で測定した結果を示したものである。これより、間隙水の表面張力はいずれの高性能（AE）減水剤を添加しても余り変化しないと言える。従って、これらの高性能（AE）減水剤の添加により自己乾燥が若干減少したのはセメントの水和が若干遅延されることによると考えられる。

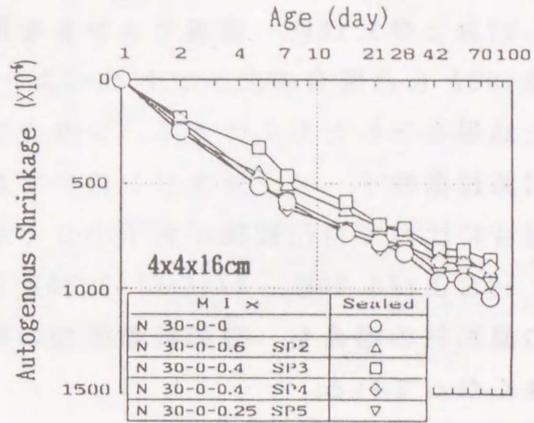


図3.14 自己収縮に及ぼす高性能(AE)減水剤の影響

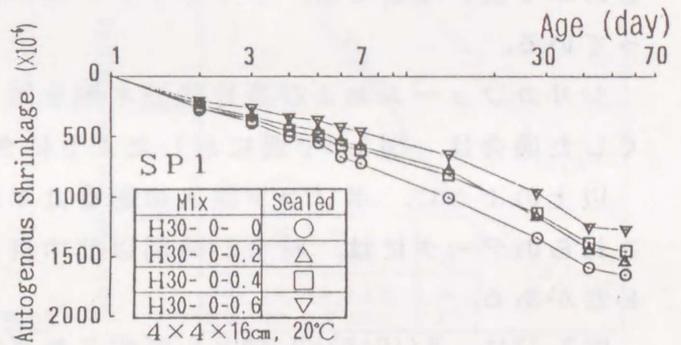


図3.15 自己収縮に及ぼす高性能減水剤の影響

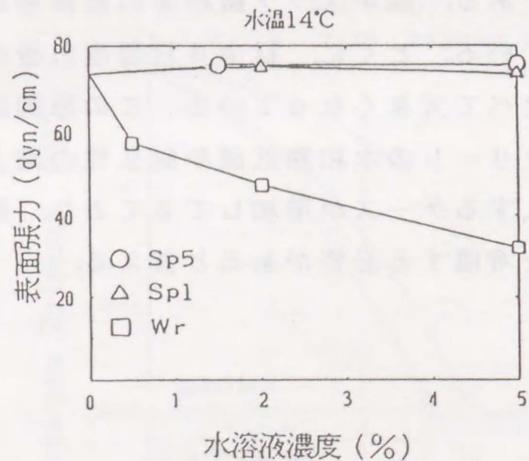


図3.16 水の表面張力に及ぼす混和剤の影響

3. 5. 3 ポゾランの影響

図3.17および3.18は、普通セメントを用い水結合材比 ($W/(C+B)$) 0.40、混和材置換率10%とした場合のセメントペーストの自己収縮を、材令1日を基準にして測定した結果を示したものである。シリカフェーム、フライアッシュ、フライアッシュ起源超微粒子、メタカオリンのいずれのポゾラン材料を用いた場合も、無混入の場合に比べて自己収縮が若干小さくなっている。

図3.19および3.20は、 $W/(C+B)=0.30$ とした場合について示したものである。いずれの混和材の場合も、混和材無添加の場合と比べて長期材令において自己収縮が大きくなっている。

図3.21および3.22は、 $W/(C+B)=0.23$ とした場合のシリカフェームを混入したセメントペーストの自己収縮の測定結果を示したものである。水結合材比が0.23ときわめて低い場合では、シリカフェームの混入により自己収縮が著しく大きくなっている。

シリカフェームおよび高性能減水剤を用いて水結合材比を0.17ときわめて小さくした場合は、図3.6で既に示したようにきわめて大きな自己収縮を生じる。

以上のように、ポゾラン混入の影響は水結合材比により異なっている。ただし、これらのデータには、材令24時間以前の自己収縮が含まれていない点に注意する必要がある。

図3.23は、 $W/(C+B)=0.40$ とし高炉スラグ微粉末の置換率を25~90%と変化させた場合のセメントペーストの自己収縮を、凝結直後から測定した結果を示したものである。高炉スラグ微粉末の置換率が増加するにしたがい自己収縮が大きくなっている。とくに、材令4日程度以後の収縮速度が、普通セメントを用いた場合と比べて大きくなっている。この原因は今後検討する必要があるが、近年マスコンクリートの水和熱低減や耐久性の向上を目的として高炉スラグ微粉末を大量に混入するケースが増加してきており、硬化時温度ひびわれに及ぼす自己収縮の影響を考慮する必要があると言える。

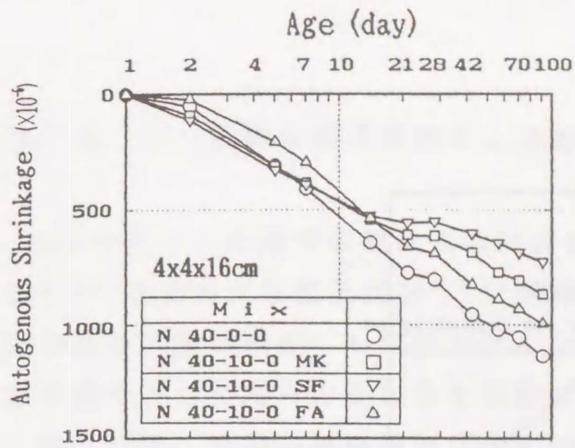


図3.17 自己収縮に及ぼす各種ポゾランの影響
(普通セメント, 水結合材比0.40)

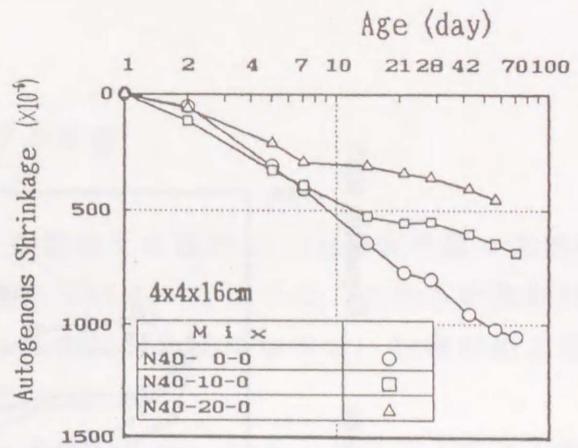


図3.18 自己収縮に及ぼすシリカヒュームの影響
(普通セメント, 水結合材比0.40)

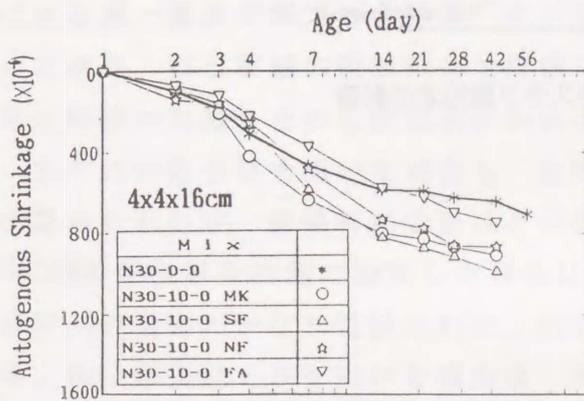


図3.19 自己収縮に及ぼす各種ポゾランの影響
(普通セメント, 水結合材比0.30)

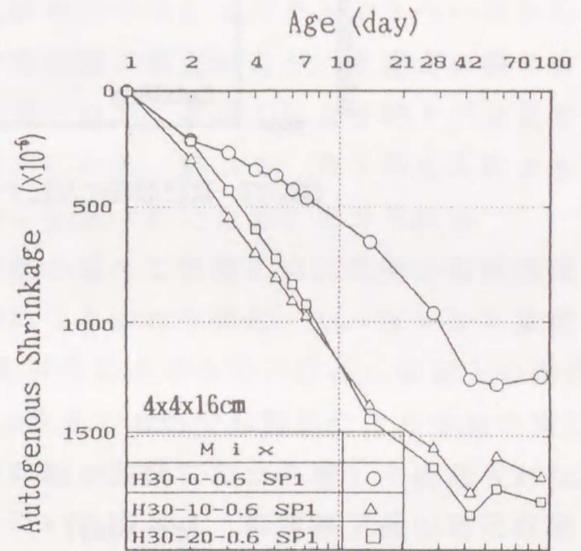


図3.20 自己収縮に及ぼすシリカヒュームの影響
(早強セメント, 水結合材比0.30)

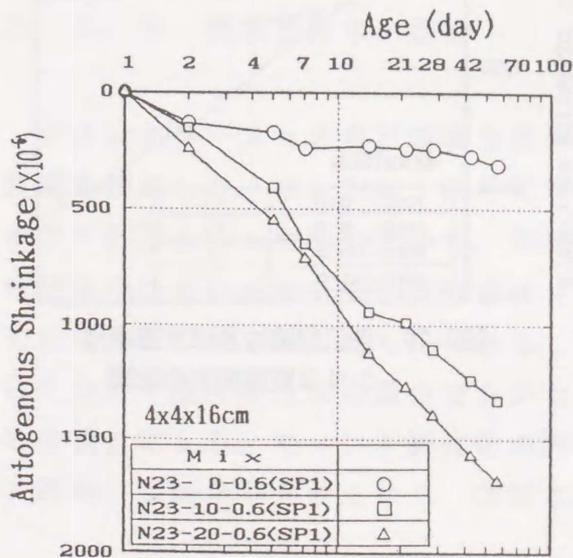


図3.21 自己収縮に及ぼすシリカヒュームの影響
(普通セメント, 水結合材比0.23)

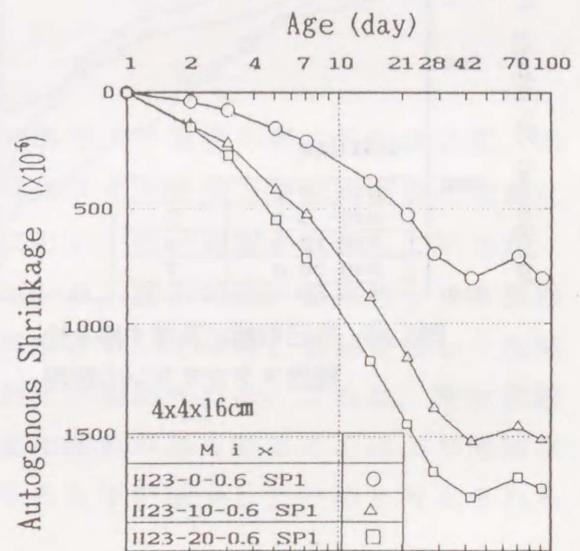


図3.22 自己収縮に及ぼすのシリカヒューム影響
(早強セメント, 水結合材比0.23)

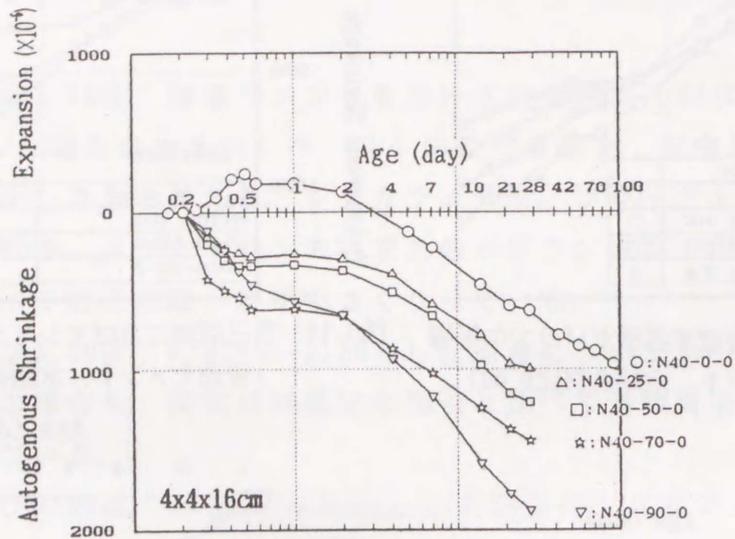


図3.23 自己収縮に及ぼす高炉スラグ微粉末の影響

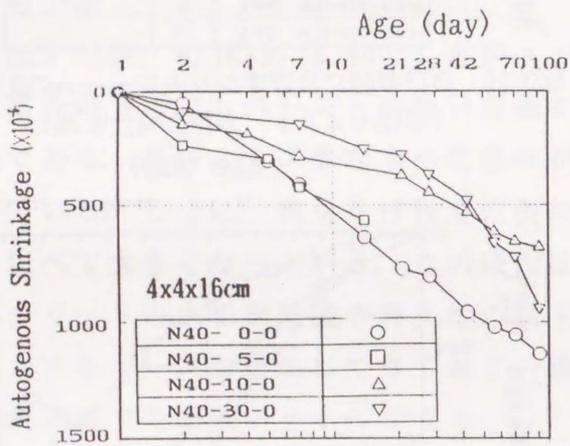


図3.25 自己収縮に及ぼす撥水性特殊メタカオリンの影響

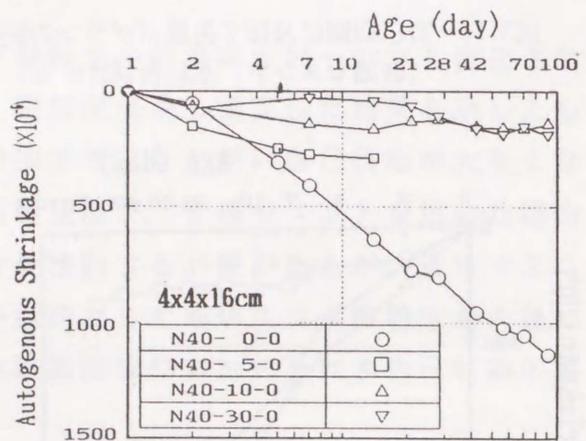


図3.26 自己収縮に及ぼす撥水性シリカ質微粉末の影響

3. 5. 4 乾燥収縮低減剤および膨張材の影響

コンクリートの乾燥収縮によるひびわれを低減する目的で、従来より種々の膨張材³⁻¹²⁾あるいは収縮低減剤³⁻¹³⁾が使用されている。ここでは、これらの混和材料が自己収縮の低減にも効果があるか否かを検討した。添加率は、乾燥収縮の低減を目的とした場合の添加率を目安とした。

図3.24は、乾燥収縮低減剤（アルキレンオキシド系：D1、グリコールエーテル系：D2）および膨張材（CSA系：E1、E4、CaO系：E2、E3）混入の影響を示したものである。乾燥収縮低減剤の使用によりセメントペーストの自己乾燥は約1/2となっている。D1の水溶液の表面張力を、本配合の練りませ水と同一濃度で測定した結果、水の表面張力はD1の混入により約1/2となっており、自己収縮の低減割合とほぼ一致している。従って、D1の混入により自己収縮が低減したのは間隙水の表面張力が低減されたためと考えられる。

いずれの膨張材を用いた場合も、乾燥収縮の場合と同様に自己収縮の低減効果が認められたが、膨張材の効果はその種類によりかなり異なった。セメント重量の10%の膨張材を内割で添加した場合は長期材令における自己収縮は無混入の場合の5~35%程度とかなり低減された。同じCaO系のものでも製品により効果が異なり、特に膨張材E3を用いた場合は、自己収縮は長期にわたり著しく低減された。一方、他の膨張材（E1、E2、E4）を用いた場合は、膨張終了後の自己収縮速度が乾燥収縮低減剤を用いた場合より大きくなった。

3. 5. 5 撥水性粉末の影響

セメントペーストの自己収縮を低減する目的で、2種類の撥水性粉末の混入の影響を検討した。図3.25は、撥水処理した特殊メタカオリンの混入が自己収縮に及ぼす影響を示したものである。初期材令において自己収縮が低減しているが、長期材令においてはその効果は小さくなっている。図3.26は、撥水性シリカ質粉末の場合について示したものである。長期材令においても自己収縮が著しく低減しており、混入率5%の場合でもかなりの効果が認められる。これは、撥水性粉末の混入により、セメント硬化体の固相表面の濡れが悪くなることにより間隙水と固相の接触角が大きくなり、間隙水に生じる負圧が減少したためと考えられる。

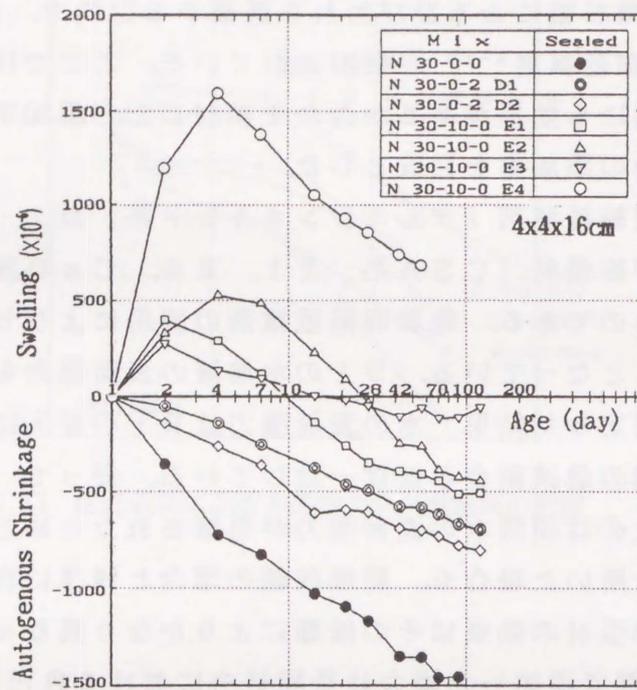


図3.24 自己収縮に及ぼす乾燥収縮低減剤
および膨張材の影響

3. 6 養生温度の影響

図3.27は、セメントペーストの自己収縮に及ぼす養生温度の影響を示したものである。材令1日で脱型し、その後の養生温度を5~40℃と変化させた。養生温度が40℃と高い場合にはセメントの初期水和は促進されることは従来より知られているが、自己収縮も材令1~2日の初期において著しく増大している。しかし、その後の自己収縮の増加は養生温度5℃および20℃の場合と比べて少なくなった。一方、養生温度が5℃と低い場合では、材令1~3日における自己収縮は小さくなっているが、それ以降の収縮速度は20℃の場合とほぼ同等となった。これらのことは、自己収縮がセメントの水和反応により生じていることを間接的に示していると考えられる。

3. 7 ダブルミキシングの影響

コンクリートの新しい練りませ方法として、近年開発されたダブルミキシングにより、フレッシュコンクリートの性質や、硬化後の性質が改善されることが報告されている³⁻¹⁴⁾。本研究では、自己収縮に及ぼすダブルミキシングの影響を調べるために、その主な要因として、一次水セメント比 (W_1/C)、一次練りませ時間、高性能減水剤添加率を取り上げ検討した。

図3.28は、セメントペーストの自己収縮に及ぼすダブルミキシングの影響について、通常の練りませ方法と比較して示したものである。また、高性能減水剤の一次水に混ぜて添加する場合について、その添加率を0~0.7%と変化させて行った実験結果を図3.29に示す。 $W_1/C=0.09$ 以外は、それぞれの高性能減水剤添加率のもとで最適一次水セメント比であるが、これらの図より、最適一次水セメント比でダブルミキシングを行った場合、通常の練りませ方法の場合と比較して、材令2週以降の長期材令において自己収縮が若干減少している。

ダブルミキシングによりセメント粒子の凝集構造が変化すると共に、水和速度が増大することが報告されている³⁻¹⁵⁾。通常の練りませ方法の場合と比べて自己収縮が減少したのは、ダブルミキシングにより硬化体組織が緻密になり間隙水の分布が不連続になる傾向が強まるためと考えられる。

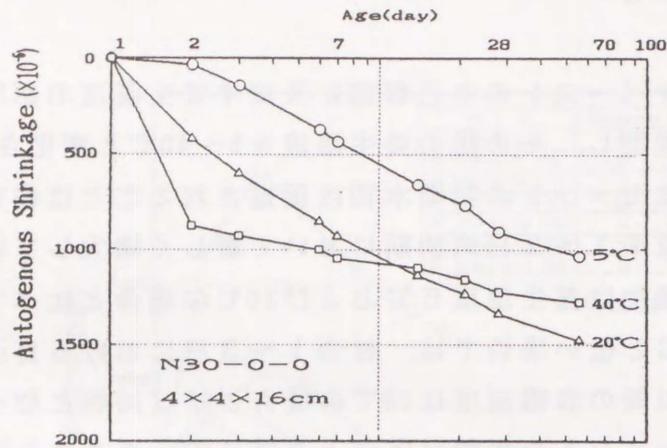


図3.27 自己収縮に及ぼす養生温度の影響

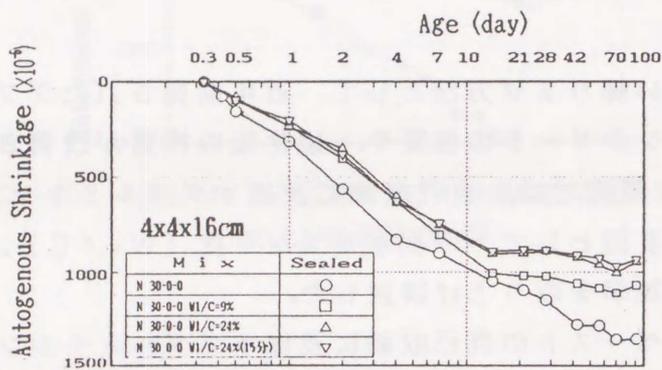


図3.28 自己収縮に及ぼすダブルミキシングの影響

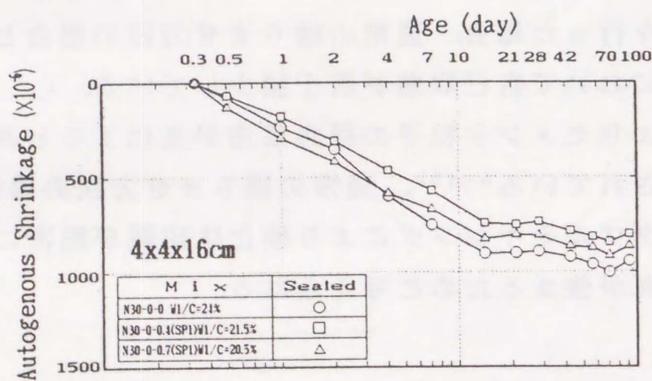


図3.29 ダブルミキシングにおけるSP添加率の影響

3. 8 水中養生中の長さ変化

従来、セメント硬化体は水中養生中に時間の経過と共に重量増加を伴いながら膨張すると考えられていた。この現象は湿潤膨張として知られており、L'Hermiteによれば、材令1日を基準にするとセメントペーストでは1000日で 2000×10^{-6} に達し、コンクリートでは $100 \sim 150 \times 10^{-6}$ 程度であると報告されている³⁻¹⁶⁾。ここでは、セメントペーストの水中養生中に生じる長さ変化について、水セメント比および供試体寸法を要因として検討した。

供試体は材令1日で脱型した後、直ちに水中に浸せきし水中養生中の重量変化および長さ変化を測定した。図3.30および3.31は、水セメント比0.17~0.30の $4 \times 4 \times 16$ cm供試体についての測定値を示したものである。W/C=0.30の場合は重量増加と共に膨張する傾向にあり湿潤膨張が認められるが、W/(C+B)=0.17の場合は重量増加を伴いながら極めて大きな収縮ひずみを示している。

図3.32および3.33は、水セメント比0.30の場合について供試体寸法の影響を示したものである。断面寸法の小さな $2 \times 2 \times 16$ cm及び $4 \times 4 \times 16$ cm供試体では重量増加と共に膨張する傾向にあるが、断面寸法の大きな $10 \times 10 \times 40$ cmの場合、重量増加を伴いながら収縮ひずみを示している。

重量増加に伴う収縮は従来の湿潤膨張の概念に矛盾し一見不可解な現象であるが、水セメント比がきわめて小さい場合や供試体の断面寸法が大きい場合は、水中に保存するだけでは水の浸透速度が硬化収縮によって生じる空隙の生成速度に追いつかず、表層部だけしか水で充填されず内部は自己乾燥状態となったため生じた同一の現象と考えることができる³⁻¹⁷⁾。

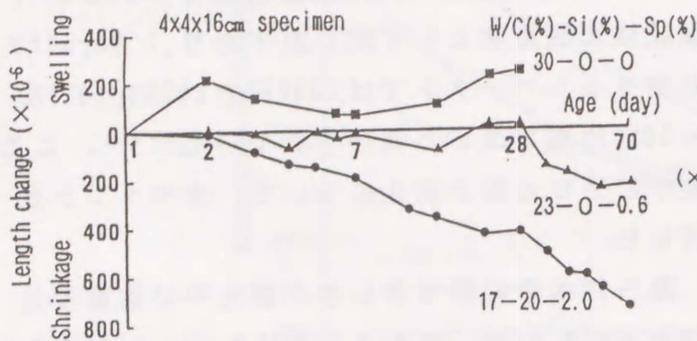


図3.30 水中養生中の長さ変化

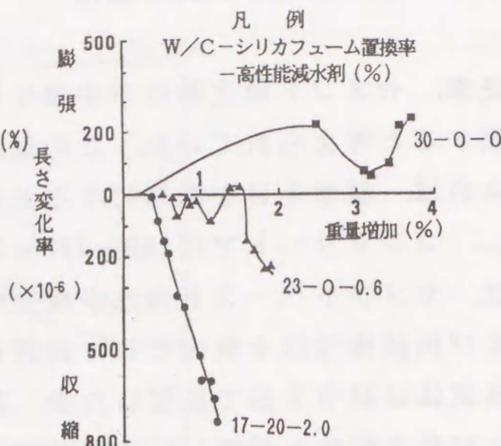


図3.31 重量増加率と長さ変化の関係

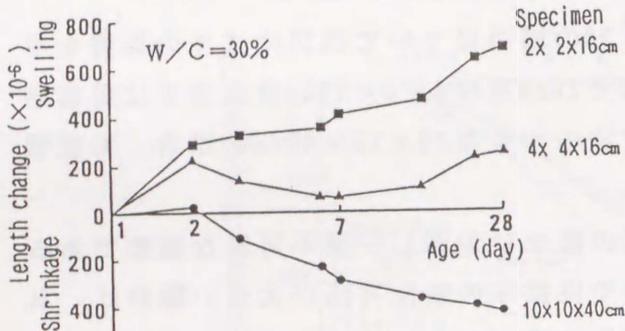


図3.32 水中養生中の長さ変化

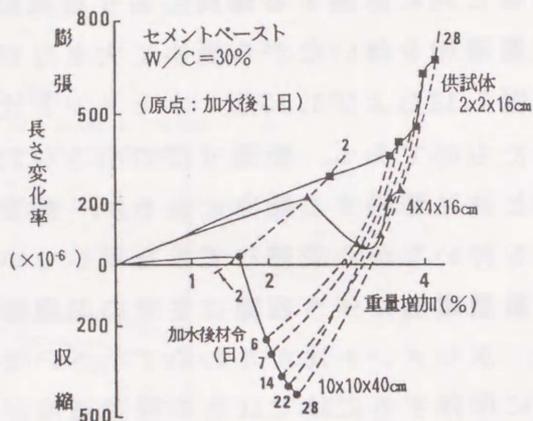


図3.33 重量増加率と長さ変化の関係

3. 9 水和反応によるセメントペースト中の水分移動

図3.34は、供試体の断面寸法がセメントペーストの自己収縮に及ぼす影響を示したものである。供試体寸法が大きくなるほど自己収縮が小さくなっている。この自己収縮における寸法効果は、以下に述べるような供試体中の水分移動により説明できると考えられる。

図3.35は、脱型直後から約3ヶ月間封緘養生した10×10×40cmのセメントペーストについて、供試体表層部および中心部における間隙水量の測定結果を体積百分率で示したものである。この結果は、間隙水が供試体表層部から中心部へと移

動したことを示しており、図3.34で示した寸法効果は、間隙水の移動速度と水和反応による絶対体積の減少速度とのバランスに影響された結果と考えられる。

そこでセメントペースト中の間隙水の挙動を、図3.36に示すような毛細管の束を有する一次元のモデルを用いて考える。セメントペーストは大きさの異なる細孔が3次元の網目構造をとっているので、これと等価な毛細管の束におきかえるために、毛細管の屈曲の程度を等価毛細管長さ (L_e) と供試体厚さ (L) との比 (L_e/L) を用いて表すこととする。

セメントの水和反応により固相と液相の体積の総和は減少するため水和進行と共に内部空隙が形成されようとするが、水の分子間引力により間隙水は連続性を保とうとするため間隙水は供試体表層部から内部へと移動する³⁻¹⁾。この際、大きな細孔から順に不飽和となり、また水和反応は水の存在する小さい細孔位置で

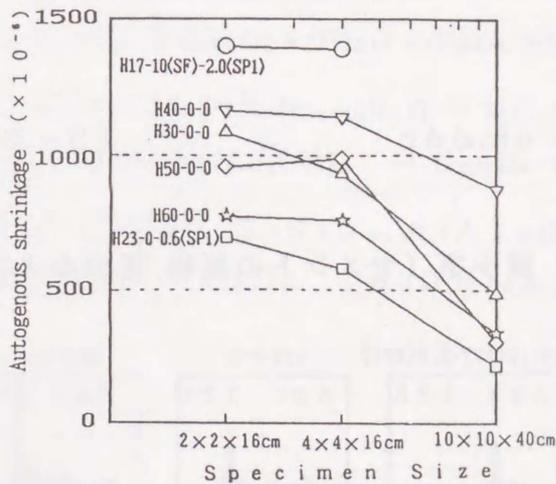


図3.34 自己収縮に及ぼす供試体寸法の影響

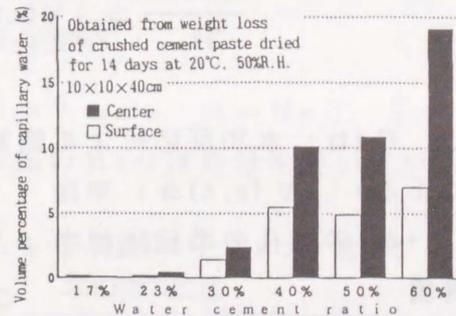


図3.35 間隙水の体積百分率の測定値

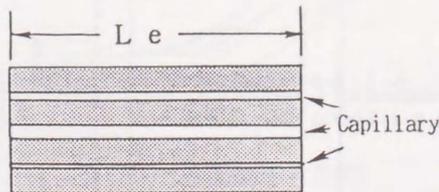


図3.36 セメントペーストのモデル

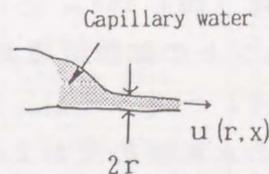


図3.37 毛細管流れ

生じるとすると、空隙が形成される直前には図3.37に示すように表面張力による流れ³⁻¹⁰⁾が生じる。また外気と内部空隙との間には大気圧にほぼ等しい圧力差が生じると考えられる。従って、空隙水の流速の最大値は次式で表すことができる。

$$u(r,x) = \frac{r^2}{8\eta} (\Delta P + P_a) / x = \frac{r^2}{8\eta} \left(\frac{2\sigma \cos\alpha}{r} + P_a \right) / x \quad (3-2)$$

ただし、 $u(r,x)$ ：位置 x における半径 r の毛細管中の水の流速、

r ：毛細管半径、 x ：供試体中心からの距離、 η ：空隙水の粘性係数、

σ ：空隙水の表面張力、 P_a ：大気圧、 α ：接触角

空隙水の移動速度が速く、水和による絶対体積の減少を補うことが可能な場合に空隙水は連続を保つと考えられる。すなわち、空隙水の連続条件は次式で表すことができる。

$$\frac{\partial C(t)}{\partial t} \leq \int V(r,t) \frac{\partial}{\partial x} u(r,x) dr \quad (3-3)$$

ただし、 $C(t)$ ：水和反応による絶対体積減少率（セメントの鉱物組成および反応率による）、 $V(r,t)dr$ ：半径

$r \sim (r+dr)$ の細孔の単位体積当りの容積

$V(r,t)dr$ には、材令0.5日（ $W/C=0.50$ を除く）、1日、7日、28日に採取した試料について水銀圧入法により求めた細孔径分布の実測値を用いた（図3.38）。

$C(t)$ はセメントの鉱物組成および式（3-4）～（3-11）に示すセメントの水和反応式および各鉱物の反応速度から計算により求めた。鉱物組成は、セメントの化学分析結果を用いてBogueの方

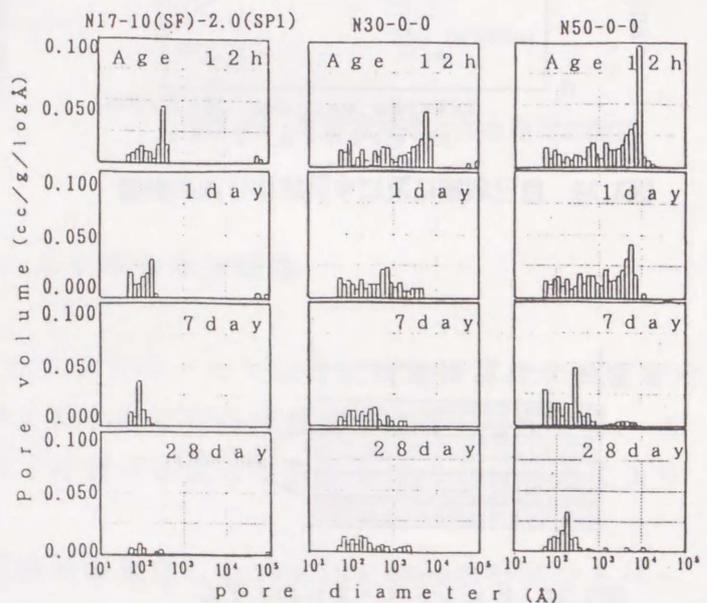
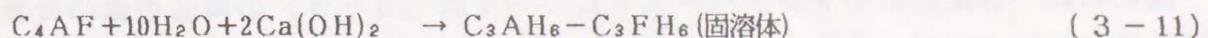
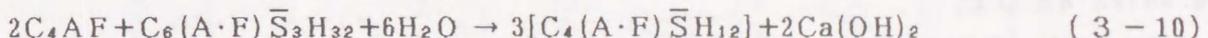
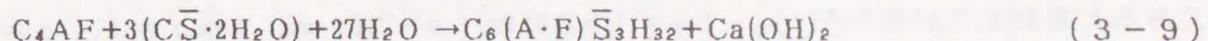
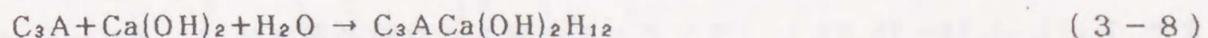
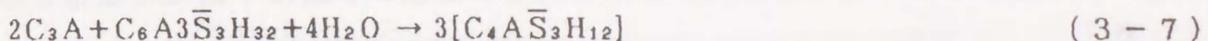


図3.38 細孔径分布の測定値（水銀圧入法）

法により求めた。各鉱物の反応速度は、水和初期においては山口らおよび Forsen³⁻⁶⁾、一日以降においては Copeland³⁻¹⁹⁾、両者の中間の材令においては 笠井³⁻¹¹⁾により示された値を用い、図3.39に示す通りとした。また、セメント鉱物と水和物の比重は表3.8に示すものを用いた。ただし、シリカフェームを混入した場合は下式が適用できないので硬化収縮試験から求めた $C(t)$ の実測値を用いた (図3.40)。



ただし、 $C = CaO$, $S = SiO_2$, $A = Al_2O_3$, $F = Fe_2O_3$, $H = H_2O$, $\bar{S} = SO_3$ と略記する。(ただし、 $Ca(OH)_2$ および単体の H_2O は略号を用いていない)

表3.8 計算に用いたセメント鉱物と水和物の比重

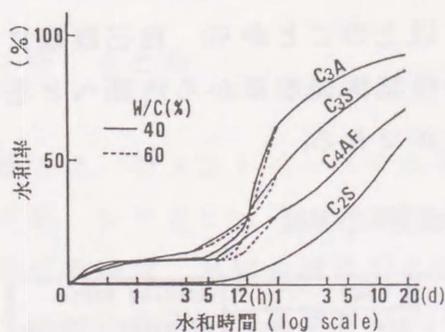


図3.39 各鉱物の水和率

鉱物組成		比重
未水和物	C_3S	3.15
	C_2S	3.26
	C_3A	3.04
	C_4AF	3.77
水和物	$CaSO_4 \cdot 2H_2O$	2.32
	$C_3S_2H_3$	2.71
	$Ca(OH)_2$	2.24
	$C_6A_3C_3S_3O_4 \cdot 32H_2O$	1.73
	$C_3AC_3S_3O_4 \cdot 12H_2O$	1.99
	$C_3AC_3(OH)_2 \cdot 12H_2O$	2.15
	$C_3(A \cdot F)3C_3S_3O_4 \cdot 32H_2O$	1.77
	$C_3(A \cdot F)CaSO_4 \cdot 12H_2O$	2.08
	$C_3AH_6 - C_3FH_6$	2.77

$u(d, t)$ が最小となる $x = L_e/2$ において式 (3-3) が満足されなくなった時点で間隙水の分布が不連続になると仮定した。式 (3-3) の右辺の積分範囲は以下の①～③の条件により定めた。

- ① 半径30Å程度以下の毛細管中においては間隙水の粘性係数は極めて大きい³⁻²⁰⁾と考えられるので、表3.9に示すように流速は極めて遅いと考えられるので無視し³⁻¹⁾、 $r = 30 \sim 30,000 \text{Å}$ の毛細管について検討した。
- ② "maximum continuous pore size(r_{max})"より大きな細孔中の水は、より小さな細孔を通じて移動するものとした。 r_{max} は、Nyameら³⁻²¹⁾の考え方を参考にして $V(r, t) dr$ が最大値となる半径とした。
- ③ 水和反応に伴う絶対体積減少により大きな細孔から順に不飽和になるとした。

また、 $L_e/L = 1.58 \sim 15.8$ とし (ランダムに充填された粒子層では $L_e/L = 1.58$ であると言われている³⁻²²⁾)、 $P_0 = 1 \times 10^6 \text{Pa}$ 、 $\sigma = 72 \text{Pa}\cdot\text{mm}$ 、 $\cos \alpha = 1$ 、 $\mu = 0.001 \text{Pa}\cdot\text{s}$ とした。

図3.41は、各配合のセメントペーストについて式 (3-3) の両辺の値の計算値を供試体厚さ $L=10\text{cm}$ の場合について示したものである。半径の大きな細孔は幾何学的連続性が悪くなることを考慮して³⁻²³⁾、 L_e/L は5~15程度とかなり大きな値であるとする、間隙水が不連続に存在するようになることを示している。供試体断面寸法4~10cmの範囲で供試体が大きいほど自己収縮が小さくなるのは (図3.34)、供試体が大きいほど間隙水の連続性が乏しくなり負圧が液相中に伝達されなくなるためと考えられる。また、図3.41は、水セメント比が小さいほど間隙水は不連続になりやすいことを示している。以上のことから、自己収縮における寸法効果は、セメントの水和反応にともない供試体表層部から内部へと毛細管流れが生じようとする現象により説明することができる。

表3.9 セメントペースト中間隙水の流速の計算値

d		μ (Pa·s)	P_0 (Pa)	ΔP (Pa)	X (mm)			Driving force of water flowing
(Å)	(μm)				1 hour	1 day	7 days	
15	0.0015	47.6	1×10^5	1920×10^5	0.05	0.2	0.6	ΔP
30	0.0030	0.134	1×10^5	960×10^5	1.2	5.9	16	"
100	0.01	0.001	1×10^5	290×10^5	26	125	331	"
1000	0.1	0.001	1×10^5	29×10^5	82	400	1060	"
10000	1	0.001	1×10^5	3×10^5	300	1450	3830	$\Delta P, P_0$

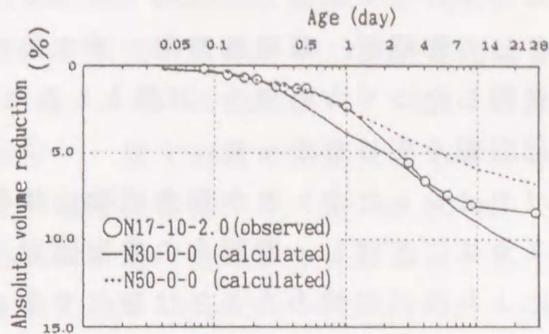


図3.40 セメントペーストの絶対体積減少率

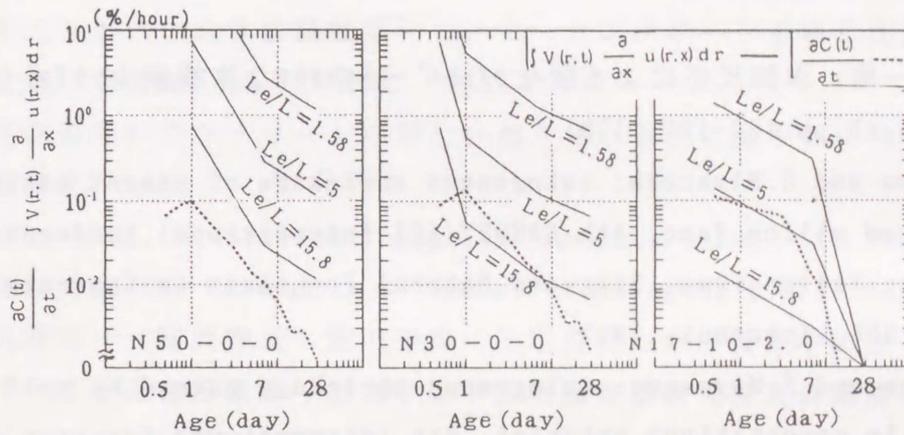


図3.41 絶対体積減少速度と毛細管中の最大流量の計算値 (L = 10cm)

3. 10 まとめ

本章では、セメントペーストの自己収縮に及ぼす配合、セメントの種類、高性能減水剤、シリカヒューム、高炉スラグ微粉末等の影響について実験的に検討した。自己収縮は、水結合材比が小さいほど大きくなり、特に高性能減水剤及びシリカヒュームを用いて水結合材比を極めて小さくすると、凝結直後から著しい自己収縮を生じ、場合によっては水中養生中にも大きな収縮を生じることを明らかにした。

硬化収縮により形成される内部空隙を補うために水分移動が生じ、この流量と硬化収縮速度との大小関係により間隙水の分布状態（連続か不連続）が変化することを示した。自己収縮は供試体断面寸法が大きいほど小さくなるという寸法効

果に関する実験結果はこの水分の挙動により説明できることを示した。

自己収縮の低減方法として膨張材、収縮低減剤、撥水処理粉末の効果について検討した。特に、撥水処理したシリカ粉末を10%混入したセメントペーストは、長期にわたりほとんど自己収縮を生じなかった。

自己収縮は、反応物（セメントと水）と水和生成物の体積の差（硬化収縮）により形成されるメニスカスに起因し、間隙水の表面張力、細孔径分布、間隙水と毛細管壁との接触角により自己収縮の大きさは変化することを示した。

<参考文献>

- 3-1) 田澤栄一他：水和反応による硬化セメントペーストの大きな体積減少，セメント・コンクリート論文集，No.45，pp.122-127，1991
- 3-2) E.Tazawa and S.Miyazawa: Autogenous shrinkage of cement paste with condensed silica fume, 4th CANMET/ACI International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, ACI, pp.965-986, Istanbul, 1992
- 3-3) E.Tazawa and S.Miyazawa: Autogenous shrinkage caused by self desiccation in cementitious material, 9th international Congress on the Chemistry of Cement, New Delhi, 1992 (to be published)
- 3-4) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛，セメントペーストの自己収縮，第46回セメント技術大会講演集，pp.730-735，1992
- 3-5) 荒木康夫：セメントの材料化学，大日本図書，pp.113，1984
- 3-6) Tazawa,E., Yonekura,A., Kawai,K., Kohata,H. and Teramoto,H: Properties of mortar containing ultra-fine fly ash particles, 4th CANMET/ACI International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, ACI SP-132, pp.79-95, Istanbul, 1992
- 3-7) 両角昌公・林健二・岩清水隆：特殊メタカオリンの高強度コンクリートへの適用性，コンクリート工学年次論文報告集，12-1，pp.135-138，1990
- 3-8) 河合研至，田澤栄一：特殊メタカオリンのポゾラン反応性に関する研究，セメント・コンクリート論文集，No.45，pp.258-263，1991
- 3-9) Verbeck,G: Carbonation of hydrated portland cement, ASTM Special

Technical Publication, No.205, pp17-36, 1958

- 3-10) 田澤栄一・宮沢伸吾・笠井哲郎: セメントの硬化収縮と硬化体の内部空隙について, セメント技術年報, Vol.40, pp.75-78, 1986
- 3-11) 笠井哲郎・田澤栄一: 硬化収縮の測定によるセメントの水和度の簡易推定法, 広島大学工学部研究報告, 37, 1, pp.23-29, 1988
- 3-12) 大成建設㈱技術研究所他: カルシウムサルホアルミネートを混和した膨張セメントの研究(1), (2), セメント・コンクリート, NO.215-216, 1965
- 3-13) 富田六郎: 有機系収縮低減剤の作用機構に関する研究, 土木学会論文集, No.433, V-5, pp.197-205, 1991
- 3-14) 田澤栄一・松岡康訓・金子誠二・伊東靖郎: ダブルミキシングで製造したセメントペーストの諸性質について, コンクリート工学年次講演会講演論文集, 第4回, pp.125-128, 1982
- 3-15) 笠井哲郎: コンクリートの新しい練りませ方法に関する研究, 広島大学学位論文, 1990
- 3-16) L'Hermite, R : Volume change of concrete, Proc. 4th International Symp. on the Chemistry of Cement, Washington D.C., 1960, pp.659-694
- 3-17) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司・三宅啓文: 水中養生中に生じるセメントペーストの自己乾燥, 土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集, 第43回, pp.570-571, 1991
- 3-18) 近藤連一: 多孔材料, 技報堂, pp.117-120, 1973
- 3-19) Brunauer, S and Copeland, L.E.: The chemistry of concrete, Scientific American, 1964
- 3-20) Powers, T.C.: Properties of Cement Paste and Concrete, Preceedings of the Fourth International Symposium on the Chemistry of Cement, pp.577-613, 1960
- 3-21) Nyame, B.K. and Illston J.M. : Capillary pore structure and permeability of hardened cement paste, The 7th International Symposium of the Chemistry of Cement, VI 181-185, 1980
- 3-22) 藤田重文他: 化学工学II, 中央出版, pp.11-13, 1972
- 3-23) Powers, T.C., et al: Capillary continuity or discontinuity in cement paste, Journal of the PCA, pp.38-48, 1959

第4章 モルタルおよびコンクリートの自己収縮

4. 1 まえがき

前章では、セメントペーストの自己収縮は、水セメント比が小さいほど大きくなり、高性能減水剤およびシリカフェームを混入して水セメント比を著しく小さくすると極めて大きな自己収縮を生じることを述べた。本章では、モルタルおよびコンクリートの自己収縮に及ぼす配合の影響について実験的に検討した。また、自己収縮に及ぼす骨材混入の影響について明らかにするために、骨材の体積濃度および弾性係数を変化させた供試体の自己収縮ひずみを測定すると共に、種々の複合則を用いた推定値と比較検討した⁴⁻¹⁾⁻⁴⁻³⁾。

4. 2 実験概要

4. 2. 1 使用材料

セメントには普通ポルトランドセメント、粗骨材には流紋岩質碎石（最大寸法20mm、比重2.67、吸水率0.87%）、細骨材には風化花崗岩系山砂（比重2.57、粗粒率2.64、吸水率1.99%）あるいは粗骨材と同一母岩の流紋岩質砕砂を使用した。これらの骨材はコンクリートの製造前に約24時間吸水させた後表乾状態にして使用した。また、以上の一般の骨材の他に、骨材の弾性係数を大幅に変化させるために、 $\phi 5 \times 5$ mmのポリエチレンあるいは $\phi 5 \times 5$ mmのフッ素ゴムを使用した。共に直径5mmの丸棒を切断して用いた。セメントペーストの静弾性係数およびポアソン比の経時変化の測定値を表4.1に示す。また、各種骨材の静弾性係数およびポアソン比の試験結果を表4.2に示す。骨材の静弾性係数の試験に用いた供試体は流紋岩が $\phi 10 \times 20$ mm、ポリエチレンが $\phi 30 \times 60$ mm、フッ素ゴムが $\phi 10 \times 350$ mmとした。流紋岩およびポリエチレンは圧縮載荷、フッ素ゴムは引張載荷で求めたが、フッ素ゴムのポアソン比については測定が困難であったため予測値を用いた。

また、弾性係数が0である気泡を骨材に置き換えてセメントペースト中に混入

させるためにアルミニウム粉末を添加した。ここでは、発泡開始時間を遅延させるために熱処理（350℃、3時間）したアルミニウム粉末を使用した。混和材料としては、リグニンスルホン酸塩系A E減水剤(WR)、ナフタリン系高性能減水剤(SP1)、アミノスルホン酸塩系高性能A E減水剤(SP5)、シリカヒューム(Si)（比表面積 $2 \times 10^6 \text{ cm}^2/\text{g}$ ）を使用した。シリカヒュームの化学成分は、第3章で示したものと同一である。

表4-1 セメントペーストの力学的性質

Age (days)	1	2	7	28
$E_p (\times 10^6 \text{ kgf/cm}^2)$	1.04	1.49	2.08	2.40
ν	0.197	0.235	0.268	0.241
$G_p (\times 10^6 \text{ kgf/cm}^2)$	0.572	0.937	1.49	1.54

表4-2 各種骨材の力学的性質

	Rhyolite	Polyethylene	Rubber
$E_s (\text{kgf/cm}^2)$	7.29×10^6	9.59×10^3	1.04×10^2
ν	0.227	0.459	(0.49)
$G_s (\text{kgf/cm}^2)$	4.45×10^6	3.90×10^4	(1.73×10^3)

(): Assumed value

4. 2. 2 配合

コンクリートの自己収縮に及ぼす水セメント比の影響を検討する場合は、最大寸法20mmの流紋岩質碎石および山砂を用い、 $W/(C+B) = 0.20$ 、 0.30 および 0.50 とした。 $W/(C+B) = 0.20$ の場合は、練りませを可能にするために $SF/(C+SF) = 10\%$ とした。また、 $W/(C+SF) = 0.30$ の場合については $SF/(C+SF) = 0\%$ および 10% とし、シリカヒューム混入の影響について検討した。それぞれの配合に適切な混和剤を用いるために、 $W/(C+B) = 0.20$ ではアミノスルホン酸塩系高性能A E減水剤、 $W/(C+B) = 0.30$ ではナフタリン系高性能減水剤、 $W/(C+B) = 0.50$ ではリグニン系A E減水

剤を用いた。

骨材濃度を変化させる場合は、 $W/C = 0.30$ のセメントペーストに粒紋岩、山砂、ポリエチレン、フッ素ゴムを骨材とし体積濃度0~0.51で混入した。これらの配合を表4.3および4.4に示す。いずれの配合も、打設および締め固めの際に骨材の分離が生じないことを確認の上決定した。これらの配合では、混和剤は無添加とした。

空隙率を変化させる場合は、 $W/C = 0.30$ とし、アルミニウム粉末をセメント重量の0.1%添加し、以下の方法で空隙率を変化させた。すなわち、鉛直に立てた $\phi 5 \times 20$ cm塩化ビニル製型枠に試料を打ち込み、ガラス板で蓋をした上に約10kgのおもりを載せて発泡による膨張を拘束した。試料の打ち込み高さを変化させることにより空隙率を0.13~0.295と変化させた。空隙率0のものは、アルミニウム粉末無混入とした。

表4-3 モルタルの配合

W/C	Unit content (kg/m ³)				V _a	Aggregate
	W	C	A	ad.		
0.30	487	1622	0	0	0	
	438	1460	268	0	0.1	Rhyolite (2.5-5mm)
	340	1135	803	0	0.3	
	243	810	1337	0	0.5	
	438	1460	95	0	0.1	Poly- ethylene ($\phi 5 \times 5$ mm)
	343	1144	280	0	0.3	
	243	810	474	0	0.5	
	438	1460	216	0	0.1	Rubber ($\phi 5 \times 5$ mm)
	341	1135	648	0	0.3	
	243	810	1080	0	0.5	

表4-4 コンクリートの配合

W/C	Unit content (kg/m ³)						V _a	Aggregate
	W	C	SF	S	G	ad.		
0.20	144	720	80	443	1075	21.6	0.57	5-20mm: Rhyolite
0.30	195	649	0	586	993	6.2	0.60	
	190	570	63	586	993	6.2	0.60	0-5mm: Decomposed granite
0.50	179	360	0	799	1056	1.1	0.71	

4. 2. 3 養生方法

供試体は、表面仕上げを行った後、ポリ塩化ビニリデン系フィルムを仕上げ面に密着させさらに濡れむしろで覆い、 $20 \pm 2^\circ\text{C}$ 、 $95 \pm 5\% \text{R.H.}$ の室内に静置した。材令1日で脱型し、直ちにアルミ箔粘着テープ（厚さ0.05mm）で供試体全面をシールし、アルミテープの継目の多い供試体端部をブチルゴム系の粘着テープでシールした。その後、 $20 \pm 1^\circ\text{C}$ の恒温室に横に寝かした状態で静置した。

4. 2. 4 ひずみの測定方法

材令1日で脱型したのち直ちに基長をとり長さ変化の原点とした。4×4×16cm供試体の場合は両端部の中心にプラグを埋め込み、その他の形状の供試体についてはコンタクトチップを両側面に張り付け、精度1/1000mmのダイヤルゲージを用いて供試体長手方向の長さ変化を測定した。同一条件で10×10×40cmでは2本、4×4×16cmでは3本の供試体を用意し、結果をこれらの平均値で示した。

4. 3 長さ変化に関する複合則

コンクリートの自己収縮について複合則を用いて検討するために、ここではコンクリートおよびモルタルをセメントペーストと骨材の二相材料と考えた。最も

簡単なモデルである直列モデル（式(4-1)）および並列モデル（式(4-2)）を用いた。また、骨材の拘束効果も考慮したモデルとしては、コンクリートの乾燥収縮を対象として従来より種々提案されているが⁴⁻⁴⁾、ここでは Hobbs⁴⁻⁵⁾により提案されている式(4-3)を用いることとする。これらの式において骨材の自己収縮は0とした。これらのモデルを簡単に説明すると以下のようである。

(1)直列モデル

本モデルは図4.1に示すように、骨材の拘束効果を見逃し、マトリックスとインクルージョンがそれぞれ自由に変形すると仮定したモデルである。すなわち、次式が成り立つ。

$$\varepsilon_c (V_s + V_p) = \varepsilon_p V_p + \varepsilon_s V_s$$

骨材は自己収縮を生じないとすると ($\varepsilon_s = 0$)、次式が得られる。

$$\varepsilon_c / \varepsilon_p = 1 - V_s \quad (4-1)$$

なお、本モデルは $E_s > E_p$ の場合は予測値の上限値、 $E_s < E_p$ の場合は下限値を与える。

(2)並列モデル

本モデルは下図に示すように、マトリックスとインクルージョンの付着が完全であると仮定したモデルである。

$$(\varepsilon_c - \varepsilon_s) E_s V_s = (\varepsilon_p - \varepsilon_c) E_p V_p$$

$\varepsilon_s = 0$ の場合は、次式のようになる。

$$\varepsilon_c / \varepsilon_p = (1 - V_s) / \{(E_s / E_p - 1) V_s + 1\} \quad (4-2)$$

なお、本モデルにより $E_s > E_p$ の場合は予測値の下限値、 $E_s < E_p$ の場合は上限値を与える。

(3) Hobbsモデル

従来より、コンクリートの乾燥収縮についてはPickettらをはじめとして、種々の複合則が提案されている。しかし、いずれの複合則もほぼ同様な予測値を与え、実測値とよく一致することが確認されている⁴⁻⁵⁾。ここでは、既往の複合則の内、Hobbsにより提案された乾燥収縮に関する複合則が自己乾燥の場合にも適用できるか否かについて検討した。本モデルは下図に示すように、インクルージョンとマトリックスの付着が完全であるとし、三次元的な拘束効果を考慮したものである。 $\varepsilon_s = 0$ の場合は、次式のようになる。

$$\varepsilon_c / \varepsilon_p = \frac{(1 - V_s)(K_s / K_p + 1)}{1 + K_s / K_p + V_s(K_s / K_p - 1)} \quad (4-3)$$

ここに、 ε_c : コンクリートの自己収縮ひずみ、 ε_p : セメントペーストの自己収縮ひずみ、
 E_s : 骨材の静弾性係数、 E_p : セメントペーストの静弾性係数、
 K_s : 骨材の体積弾性係数、 K_p : セメントペーストの体積弾性係数
 V_s : 骨材の体積濃度、 $K = E / 3(1 - 2\nu)$

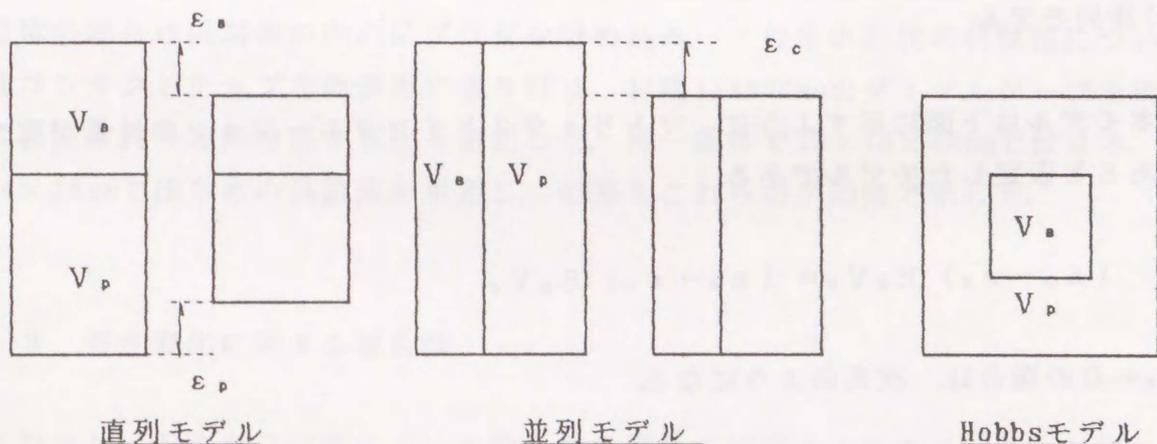


図4.1 各種複合モデル

なお、セメントペーストの静弾性係数は表4.1に示したように材令と共に変化するが、対象とする全期間における弾性係数の平均値を用いて計算した場合と、弾性係数を材令ごとに变化させながら逐次計算した場合とを比較した結果、材令1日を測定の原点にした場合では両者に大きな差は認められなかった。以下の計算は、前者の方法で行うこととした。

4. 4 自己収縮に及ぼす水セメント比の影響

図4.2は、セメントペースト、モルタル（山砂）、コンクリート（流紋岩碎石、 $G_{s,x}=20\text{mm}$ ）について材令1日を原点として測定した自己収縮ひずみを水セメント比別に示したものである。モルタルおよびコンクリートの自己収縮は、セメントペーストのそれと比較してかなり小さくなっている。乾燥収縮の場合と同様に、骨材の混入は収縮低減の効果が認められた。この点に関しては、4.5で詳述する。

図4.3および4.4は、各種配合のモルタルおよびコンクリートの自己収縮をそれぞれ示したものである。これらの図より、セメントペーストの場合と同様に、モルタルやコンクリートについても、水セメント比が小さい場合にはかなり大きな自己収縮を生じることが明かとなった。

モルタルの場合は、通常の骨材濃度の0.5の場合についてみると、 $W/C=0.50$ では、材令70日で約 250×10^{-6} 、 $W/C=0.30$ では材令70日で約 400×10^{-6} 、 $W/C=0.20$ 、 $SF/(C+SF)=0.10$ の場合では材令28日で約 500×10^{-6} と水セメント比が小さいほど大きな自己収縮を生じた。

コンクリートの場合は 材令91日で、 $W/C=0.50$ の場合は 100×10^{-6} 程度、 $W/C=0.30$ では 200×10^{-6} 程度、 $W/C=0.20$ では 400×10^{-6} と W/C が小さいほど自己収縮が大きくなっている。また、 $W/C=0.30$ でシリカフェームを内割で10%混入することにより自己収縮が1.5倍程度に増加した。

以上のことから、水セメント比が極めて小さい場合は、コンクリートの自己収縮ひずみは極めて大きくなり、条件によっては乾燥収縮ひずみに匹敵することが示された。従って、部材の拘束条件によっては乾燥を受けなくても自己収縮によりひびわれが生じる可能性があり、また、乾燥を受ける場合でも自己収縮の影響

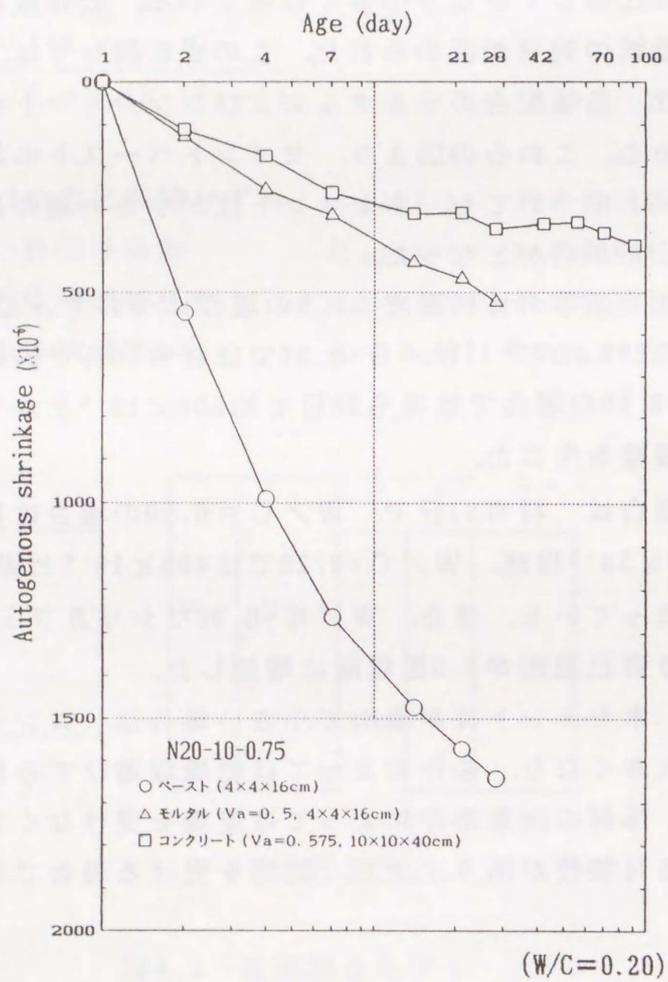
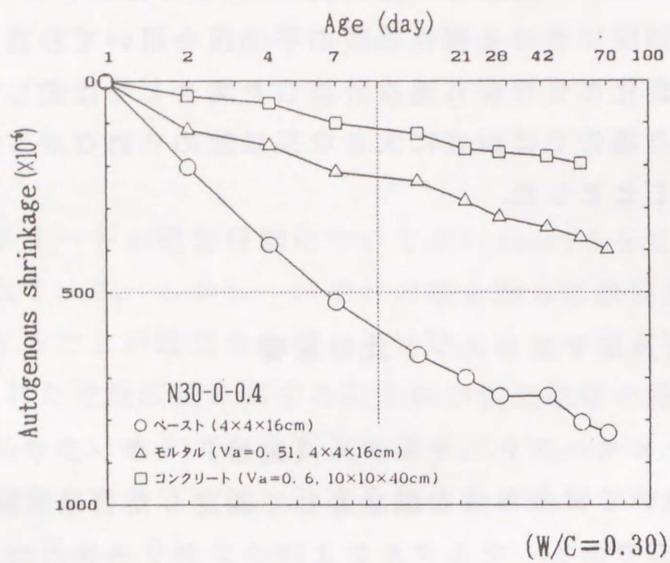


図4.2 セメントペースト, モルタル, コンクリートの自己収縮

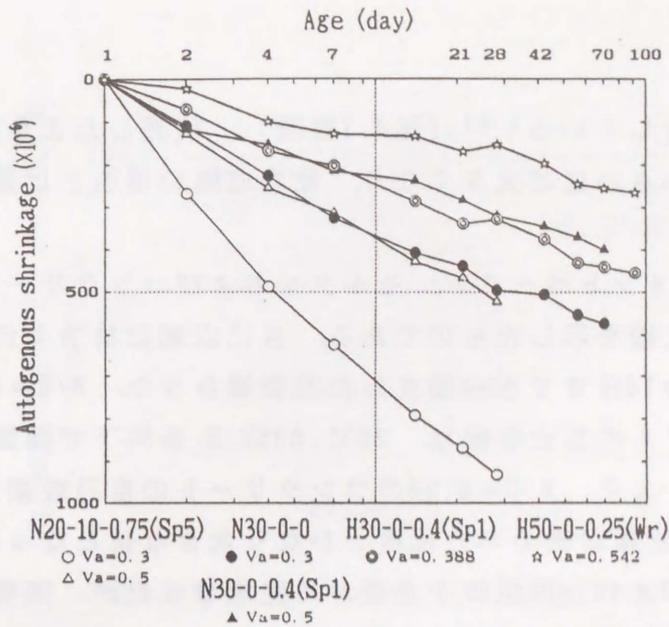


図4.3 モルタルの自己収縮に及ぼす配合の影響

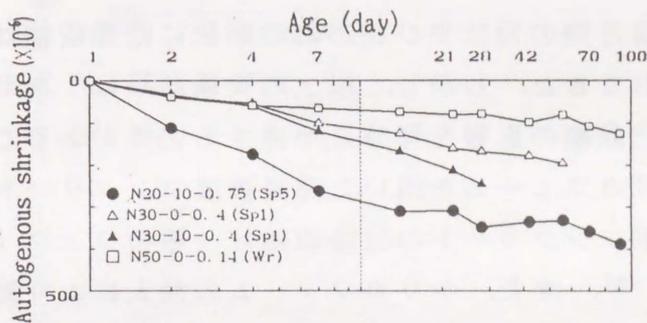


図4.4 コンクリートの自己収縮に及ぼす水セメント比の影響

を大きく受ける場合があると考えられる。

自己収縮を生じるのはセメントペースト部分であり、本実験で用いたコンクリートは水セメント比が広範囲にわたるためセメントペースト量がかなり異なっている。そこで、この影響を取り除いて比較するために、単位セメントペースト量あたりの自己収縮ひずみをモルタルおよびコンクリートについて求め、図4.5および図4.6にそれぞれ示した。モルタルおよびコンクリートのいずれの場合も水セメント比結合材比が小さくなるほど単位セメントペースト量あたりの自己収縮が大きくなっている。コンクリートの乾燥収縮については、一般に単位水量が主要因とされており、水セメント比が変化しても乾燥収縮は余り変化しないと従来より言われている。また、長瀧らは水セメント比の極めて小さい場合をも含めて実験した結果から、単位セメントペースト量当りの乾燥収縮は水セメント比が大きい

ほど大きくなると報告している⁴⁻⁶⁾(図4.7参照)。前述したように自己収縮の場合は水セメント比が小さいほど大きくなり、乾燥収縮の場合とは逆の傾向を示している。

図4.8~4.10は、セメントペースト、モルタルおよびコンクリートについて、自己収縮と乾燥収縮の比較を示したものである。自己収縮は材令1日脱型時を原点とし、乾燥収縮は材令14日まで水中養生した後乾燥させた。W/C=0.30のセメントペーストおよびモルタルの自己収縮は、20℃,80%R.H.条件下で測定した乾燥収縮とほぼ同等であった。また、W/C=0.30のコンクリートの自己収縮は、20℃,50%R.H.条件下で測定した乾燥収縮の半分程度とかなり大きな値となった。これらの乾燥収縮試験では10×10×40cm供試体を全面から乾燥させたが、実構造物の乾燥条件によっては、乾燥収縮に占める自己収縮の割合がさらに増大する場合があると考えられる。

従来、コンクリート構造物の設計やひびわれの解析に乾燥収縮は考慮されてきたが自己収縮は無視されてきた。しかし、以上の実験結果は、水セメント比の低いコンクリートでは自己収縮の影響を同時に考慮する必要があることを示している。高性能減水剤やシリカフェームを用いた超高強度コンクリートが近年開発されつつあるが、超高強度コンクリートの乾燥収縮は一般のコンクリートに比べて同等以下とされており⁴⁻⁶⁾、また、シリカフェームの混入により乾燥収縮は減少するとされている⁴⁻⁷⁾。しかし、本研究の結果から、この種のコンクリートの使用に際しては自己収縮の影響が大きくなることに注意する必要があることを示している。

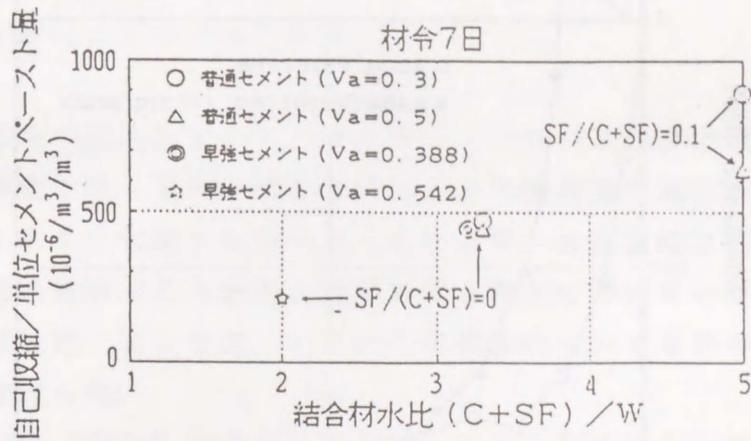


図4.5 単位セメントペースト量当りの自己収縮(モルタル)

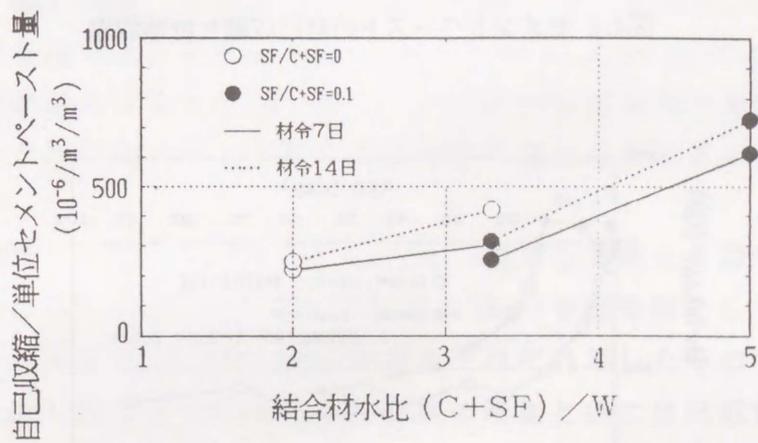


図4.6 単位セメントペースト量当りの自己収縮(コンクリート)

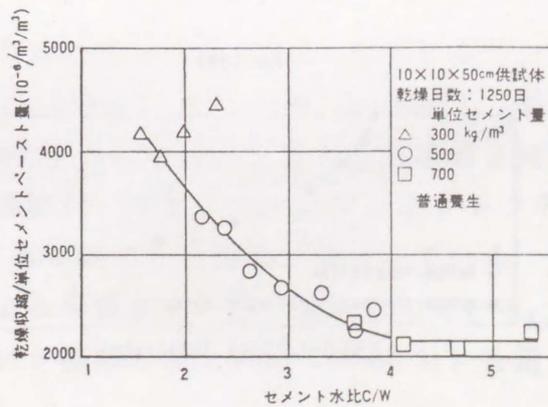


図4.7 単位セメントペースト量当りの乾燥収縮(コンクリート)⁴⁻⁶⁾

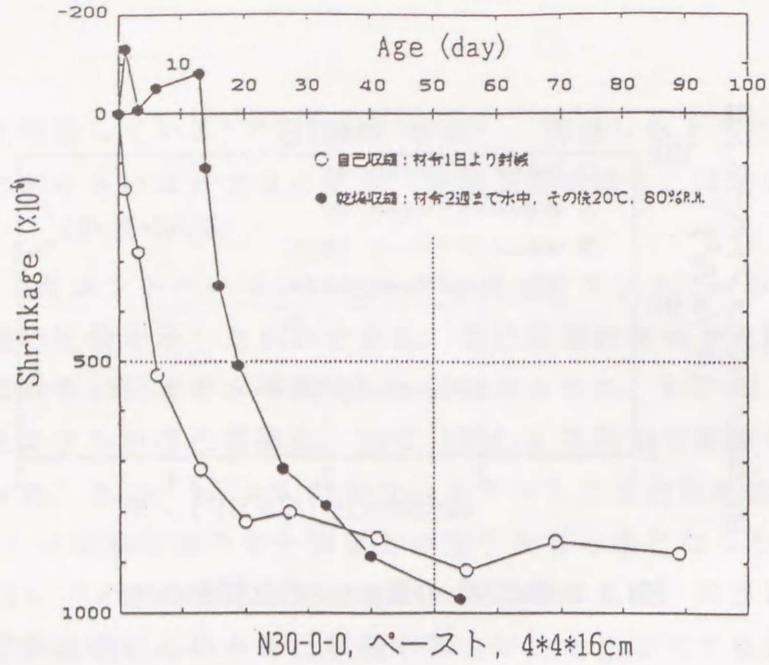


図4.8 セメントペーストの自己収縮と乾燥収縮

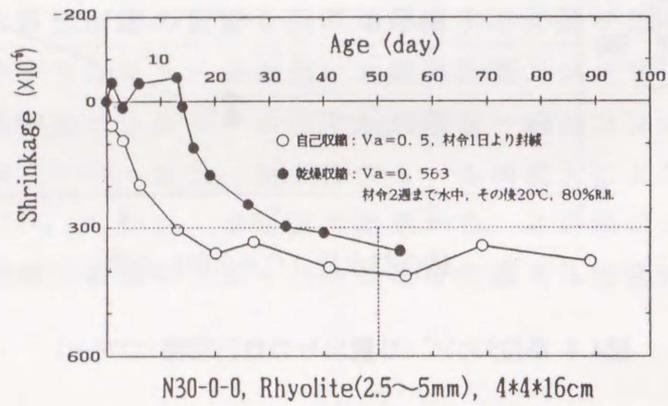


図4.9 モルタルの自己収縮と乾燥収縮

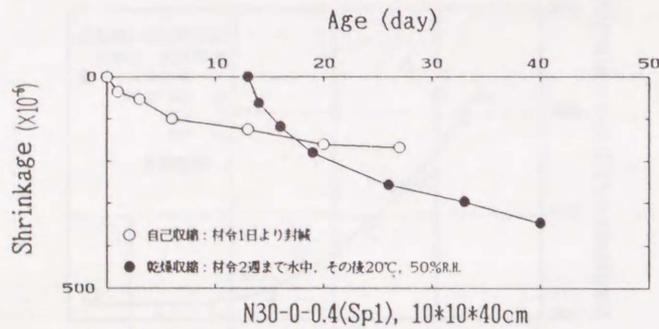


図4.10 コンクリートの自己収縮と乾燥収縮

4. 5. 自己収縮に及ぼす骨材の影響

前節では、骨材の混入によりモルタルやコンクリートの自己収縮は低減することを述べた。本節では、骨材の弾性係数および体積濃度を変化させたモルタル及びコンクリートの自己収縮を測定することにより、自己収縮に及ぼす骨材の影響について実験的に検討すると共に、既往の長さ変化についての複合則を用いた推定値と比較検討した。ここでは、いずれの供試体についても材令1日を長さの原点として測定を行った。

図4.11～4.13は、 $W/C=0.30$ のセメントペーストに細骨材として風化花崗岩系山砂(0～5mm)あるいは流紋岩質砕砂(2.5～5mm)を体積濃度0～0.5で混入した $4 \times 4 \times 16\text{cm}$ および $4 \times 4 \times 40\text{cm}$ モルタル供試体の自己収縮ひずみの測定結果を示したものである。また、図4.14は、シリカフェームを内割でセメントの10%混入するとともに高性能減水剤を用いることにより $W/(C+B)=0.20$ としたモルタル(山砂使用)の自己収縮の測定結果を示したものである。いずれの骨材を用いた場合も、またいずれの水セメント比においても骨材の体積濃度の増加と共に自己乾燥は減少している。

図4.15～4.16は、水セメント比を0.30とし、通常の骨材より弾性係数のきわめて小さいポリエチレン(5mm)およびフッ素ゴム(5mm)を細骨材として用いた $4 \times 4 \times 16\text{cm}$ モルタル供試体の自己収縮の測定結果をそれぞれ示したものである。流紋岩質細砂や山砂を用いた場合と同様に骨材濃度の増加と共に自己収縮は減少している。

図4.17は、弾性係数0の骨材として気泡を考え、アルミ粉末の混入により空隙率を変化させた $\phi 5 \times 20\text{cm}$ のセメントペーストについて自己収縮を測定した結果を示したものである。空隙率が0.1～0.3程度の範囲では空隙率によらず自己収縮はほぼ一定の値を示した。

セメントペーストの自己収縮ひずみ(ε_p)に対するコンクリートまたはモルタルの自己収縮ひずみ(ε_c)の比($\varepsilon_c/\varepsilon_p$)について、前述した3つの複合則(直列式、並列式、Hobbsモデル)を用いて求めた計算値と実測値を比較した結果を図4.18～4.23に示す。流紋岩、山砂あるいはポリエチレンを用いた場合は、骨材の体積濃度 V_v が増加すると共に自己収縮が減少している。 $\varepsilon_c/\varepsilon_p$ の実測値は、直列式および並列式による予測値の中間の値となっている。また、Hobbsがコンクリートの乾燥収縮について提唱したモデル(式(4-3))を用いて、自己収縮も比較

的精度よく推定できることを示している。

一方、フッ素ゴムを用いた場合は直列モデル（式(4-1)）による予測値が実測値と比較的一致した。ゴム弾性は弾性の生じるメカニズムが一般の弾性体と根本的に異なるので、弾性係数を用いて通常の個体の弾性と同一に取り扱うこと自体に問題があるものと考えられる。他方、骨材を気泡で置き換えた場合はHobbsモデル（=並列モデル）による予測値が実測値と同様の傾向になっている。

図4.24～4.26は、骨材の体積弾性係数と ϵ_s/ϵ_p の関係を示したものである。いずれの体積濃度においても、骨材の弾性係数が大きいほど自己収縮は小さくなっている。また、フッ素ゴムの場合を除くと、Hobbsモデルによる予測値が実測値と比較的よく一致している。従って、自己収縮に及ぼす骨材混入の効果は、セメントペースト量の減少および骨材の弾性変形に伴う拘束効果により説明でき、既往の乾燥収縮に関する複合則により推定できると言える。ただし、これらの結果は材令1日以後についてのデータを基にしたものであり、材令1日以前の硬化前の自己収縮をも含めて今後さらに検討する必要がある。

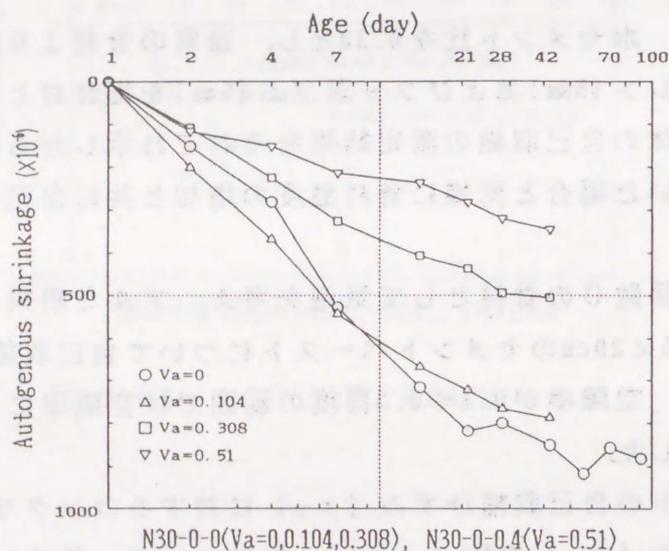


図4.11 モルタルの自己収縮に及ぼす骨材濃度の影響（風化花崗岩系山砂）

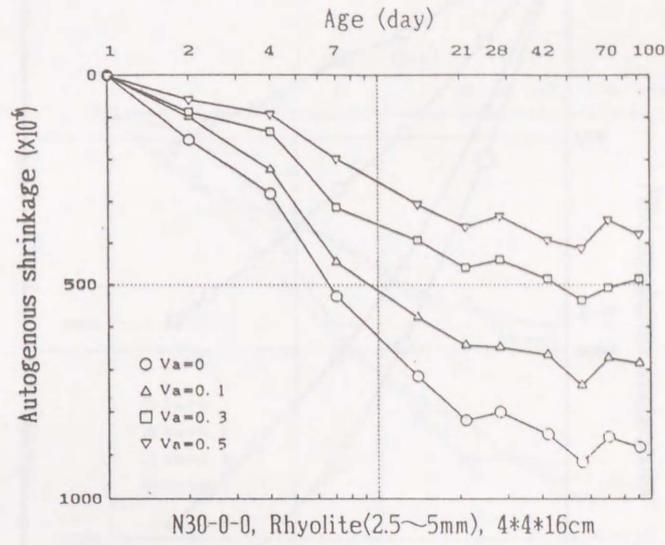


図4.12 モルタルの自己収縮に及ぼす骨材濃度の影響 (流紋岩質砕砂)

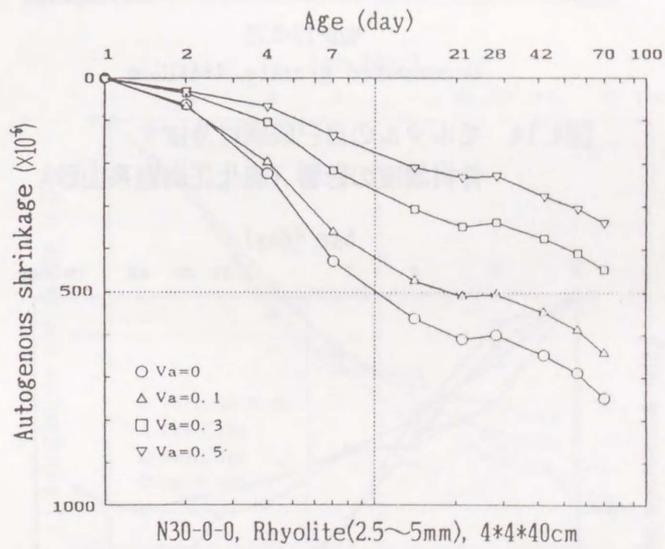


図4.13 モルタルの自己収縮に及ぼす骨材濃度の影響 (流紋岩質砕砂)

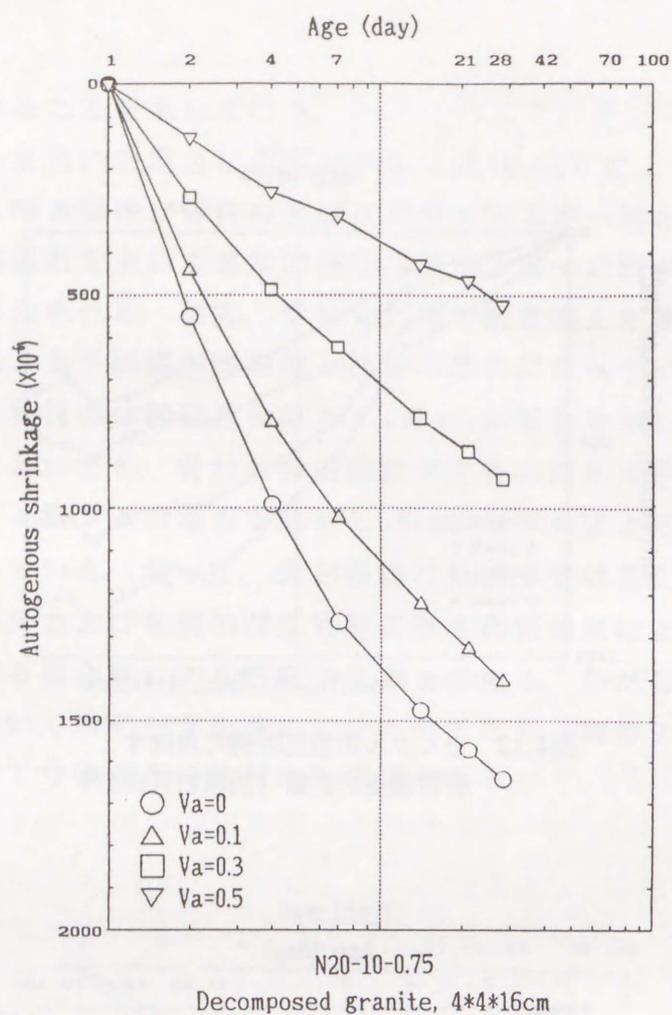


図4.14 モルタルの自己収縮に及ぼす骨材濃度の影響 (風化花崗岩系山砂)

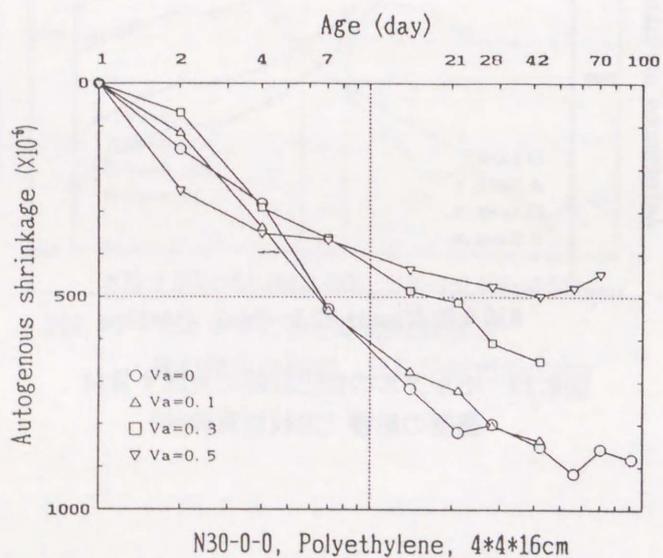


図4.15 モルタルの自己収縮に及ぼす骨材濃度の影響 (ポリエチレン)

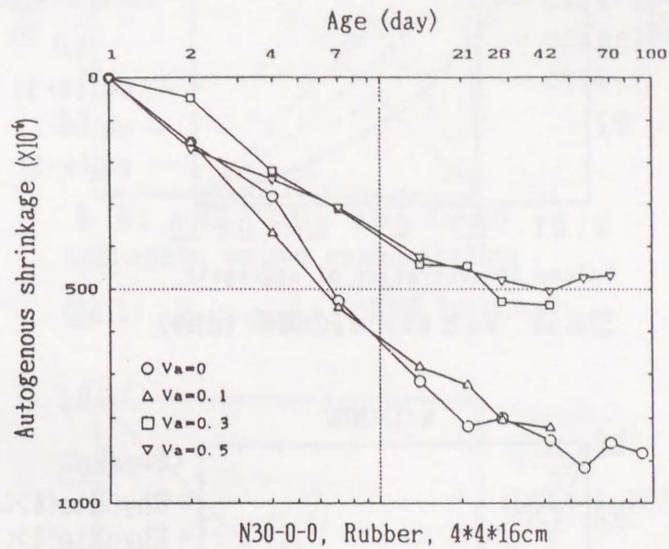


図4.16 モルタルの自己収縮に及ぼす骨材濃度の影響 (フッ素ゴム)

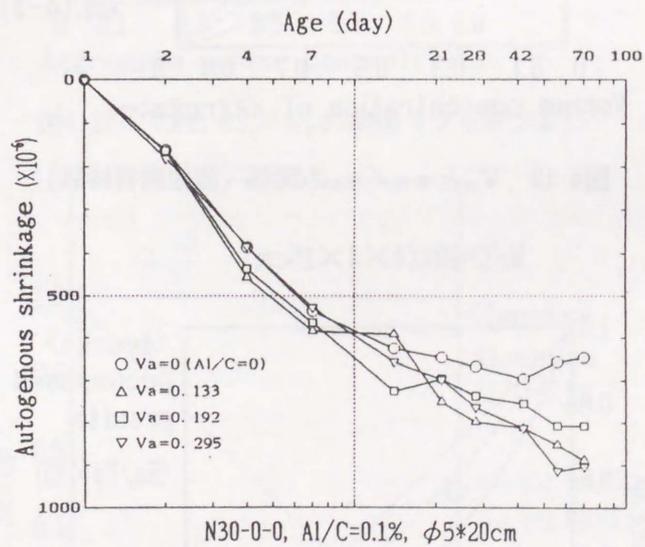


図4.17 モルタルの自己収縮に及ぼす骨材濃度の影響 (気泡)

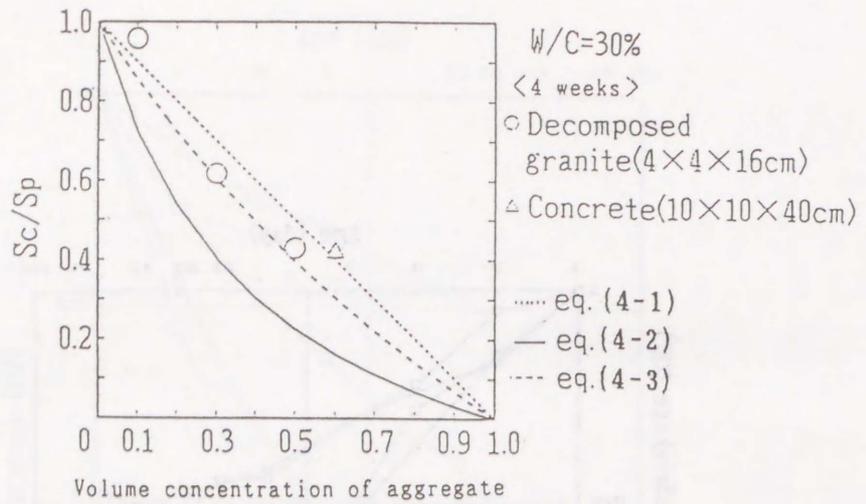


図4.18 V_a と ϵ_c/ϵ_p の関係 (山砂)

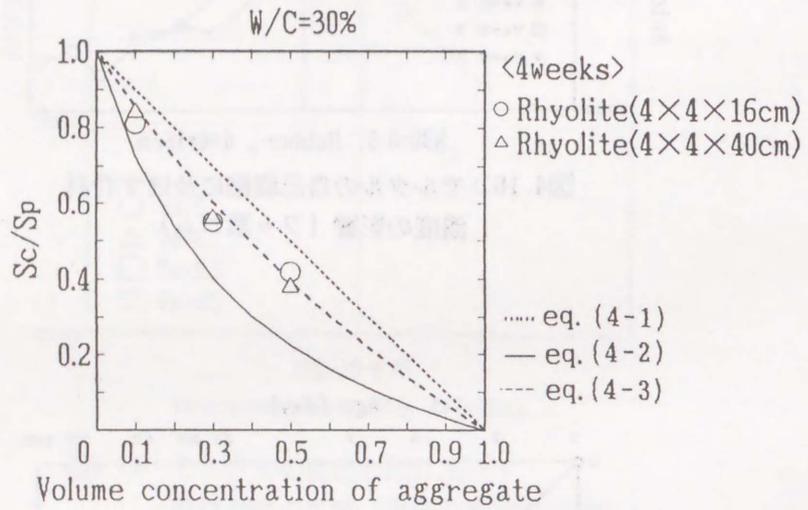


図4.19 V_a と ϵ_c/ϵ_p の関係 (流紋岩質砕砂)

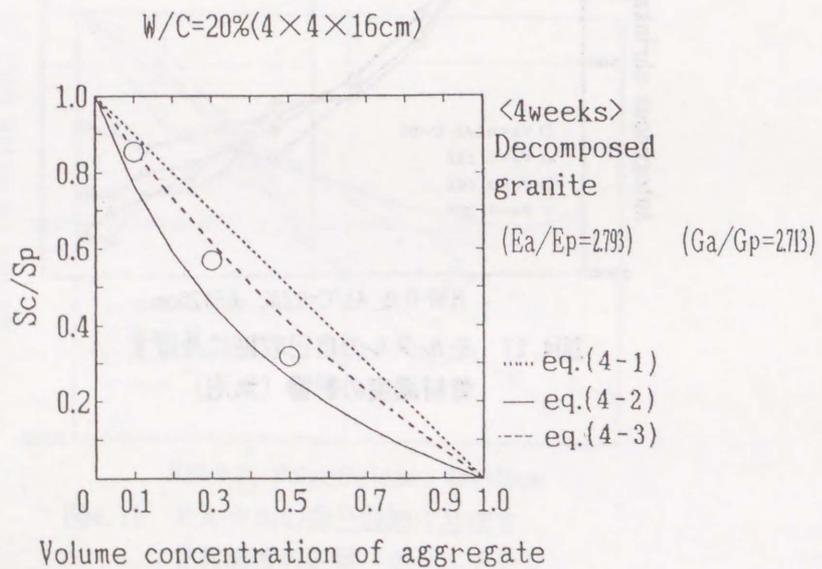


図4.20 V_a と ϵ_c/ϵ_p の関係 (山砂)

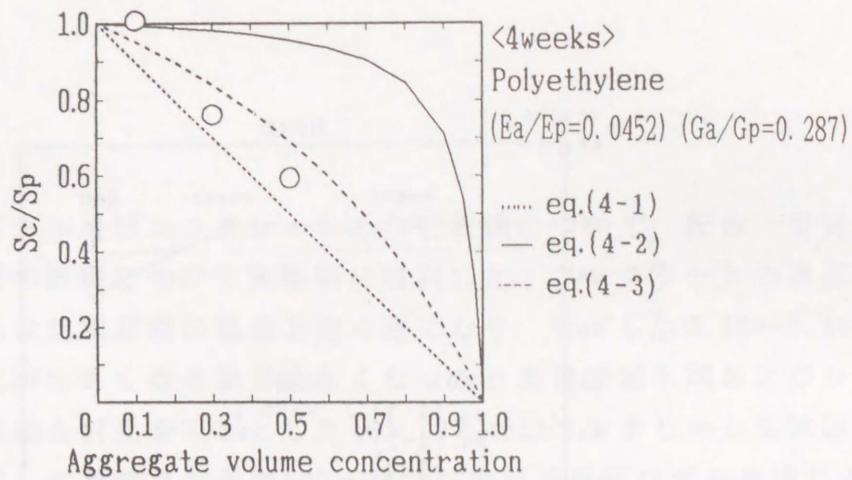


図4.21 V_a と ϵ_c/ϵ_p の関係 (ポリエチレン)

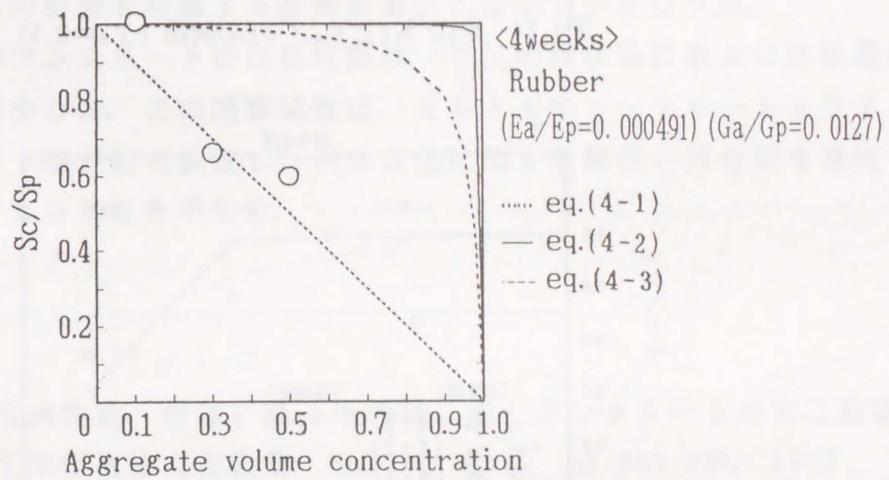


図4.22 V_a と ϵ_c/ϵ_p の関係 (フッ素ゴム)

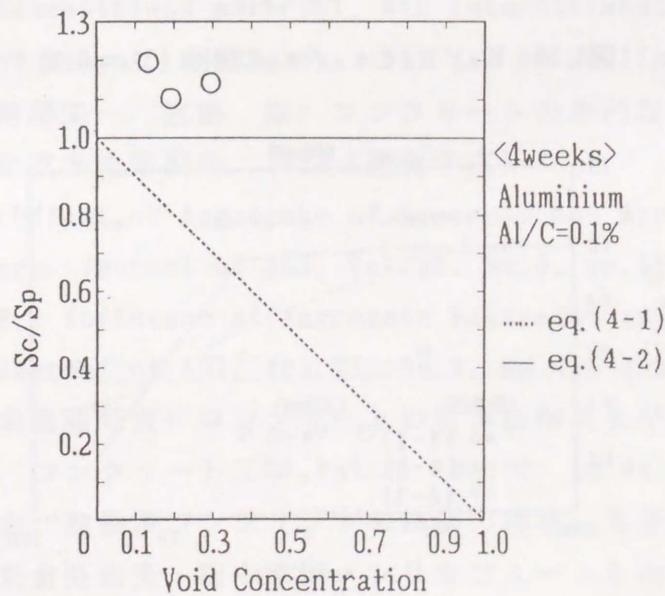


図4.23 V_a と ϵ_c/ϵ_p の関係 (気泡)

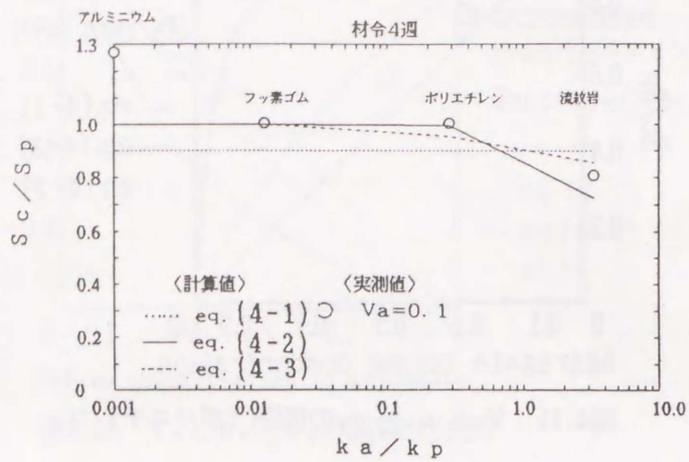


図4.24 K_a/K_p と $\varepsilon_c/\varepsilon_p$ の関係 ($V_a=0.1$)

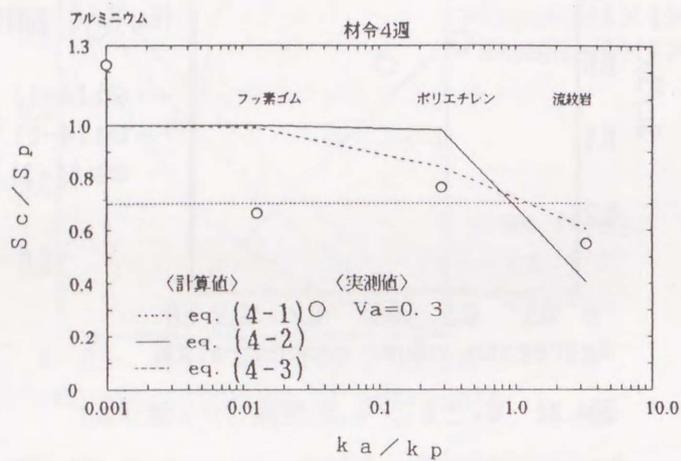


図4.25 K_a/K_p と $\varepsilon_c/\varepsilon_p$ の関係 ($V_a=0.3$)

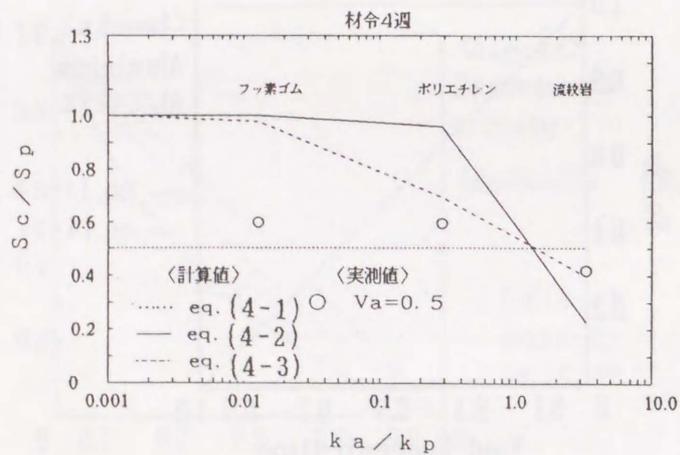


図4.26 K_a/K_p と $\varepsilon_c/\varepsilon_p$ の関係 ($V_a=0.5$)

4. 6 まとめ

本章では、モルタル及びコンクリートの自己収縮について、配合、骨材の弾性係数及び体積濃度の影響について実験的に検討した。コンクリートの自己収縮と水結合材比の関係は乾燥収縮の場合と全く逆になり、 $W/C=0.20\sim 0.50$ の範囲では水セメント比が小さくなるほど大きくなった。高性能減水剤およびシリカヒュームを用いて水結合材比を0.20とした $10\times 10\times 40\text{cm}$ コンクリート供試体では、材令1日を原点にして材令3ヶ月で 500×10^{-6} もの自己収縮ひずみを生じることを示した。従って、高強度コンクリートではひびわれの発生原因として乾燥収縮のみならず自己収縮の影響を考慮する必要があることが明かとなった。

モルタルおよびコンクリートの自己収縮は、骨材の弾性係数および体積濃度が増加すると共に減少した。この実験結果は、モルタルやコンクリートをセメントペーストと骨材の2相材料と仮定し、長さ変化に関する既往の複合則を適用することにより推定できることを示した。

<参考文献>

- 4-1) 田澤栄一, 宮沢伸吾, 佐藤 剛, 小西謙二郎: コンクリートの自己収縮, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.561-566, 1992
- 4-2) E.Tazawa and S.Miyazawa: Autogenous shrinkage caused by self desiccation in cementitious material, 9th International Congress on the Chemistry of Cement, New Delhi, 1992 (to be published)
- 4-3) 宮沢伸吾, 田澤栄一, 佐藤 剛: コンクリートの自己収縮と乾燥収縮, 土木学会第47回年次学術講演会, 1992 (発表予定)
- 4-4) Pickett, G.: Effect of Aggregate of Concrete and Hypothesis Concerning Shrinkage, Journal of ACI, Vol.52, No.5, pp.581-590, 1956
- 4-5) Hobbs, D. W.: Influence of Aggregate Restraint on the Shrinkage of Concrete, Journal of ACI, Vol.71, No.9, pp.445-450, 1974
- 4-6) 長瀧重義・米倉亜州夫: コンクリートの乾燥収縮およびクリープの機構に関する研究, コンクリート工学, Vol.20, No.12, pp.85-95, 1982
- 4-7) 日本建築学会: 高強度コンクリートの技術の現状, 丸善, pp.103-109, 1991
- 4-8) 竹村和夫・米倉亜州夫・田中敏嗣: シリカフェュームを用いたコンクリートの乾燥収縮特性, コンクリート工学年次論文報告集, 9-1, pp.69-74, 1987

第5章 コンクリートの自己応力の測定方法

5. 1 まえがき

本章では、従来測定が困難とされていたコンクリートの自己応力の測定方法を検討したものである。すなわち、モルタルおよびコンクリートに生じる自己応力の大きさと分布を変化させるために、露出面積を変化させた供試体を所定の期間乾燥させた後に、応力解放法により供試体に生じている自己応力を測定した。

供試体内部で生じている自己応力は釣り合っているため、供試体の一部を切断したり、あるいは切込みを入れたりして自己応力を一部開放させると、新たな釣合条件を満足すべく弾性変形を生じる。この際生じる弾性ひずみの測定値から自己応力を実測する方法すなわち切断法および切込み法を、モルタルおよびコンクリートの自己応力の測定に適用することを試みた^{5-1) - 5-4)}。

5. 2 実験概要

5. 2. 1 使用材料および配合

表5.1は、モルタルおよびコンクリートの作製に使用した材料の特性を示したものである。細骨材の最大粒径は、5mmとした。モルタルおよびコンクリートの配合はそれぞれ表5.2および5.3に示す。水セメント比(W/C)が0.50および0.70の場合は、リグニンスルホン酸塩系AE減水剤を使用した。W/C=0.30の場合は、ナフタリン系高性能減水剤を添加し、シリカフェームをセメント重量に対して内割で10%添加した。表5.4は、材令7日まで水中養生した場合のモルタルの圧縮強度(φ7.5×15cm供試体)、圧縮載荷時の静弾性係数(1/3セカントモデュラス、φ7.5×15cm)および割裂引張強度(φ10×15cm供試体)の測定値を示したものである。

表5.1 使用材料

セメント	早強ポルトランドセメント (比重3.14)	
細骨材	風化花崗岩系山砂 (F.M. : 3.00, 比重 : 2.59, 吸水率 : 1.14%)	
粗骨材	石灰岩質碎石 (最大寸法10mm, 比重 : 2.71, 吸水率 : 0.32%)	
混和剤	リグニンスルホン酸塩系AE減水剤 (wr)	W/C=30% の場合
	ナフタリン系高性能減水剤 (sp)	
混和材	シリカフェーム (比表面積 $2 \times 10^5 \text{ cm}^2/\text{g}$)	のみ使用

表5.2 モルタルの配合

W/C (%)	S/C	単 位 量 (kg/m ³)				
		W	C	S	Si	ad. (cc)
30	1.00	288	883	981	98	9800(sp)
50	2.50	282	563	1408	0	1408(wr)
70	3.12	317	452	1408	0	704(wr)

表5.3 コンクリートの配合

G _{max} (mm)	Slump (cm)	Air (%)	W/C (%)	s/a (%)	単 位 量 (kg/m ³)				ad. ml/m ³
					W	C	S	G	
10	3 ± 1	4 ± 1	50	46	180	360	780	959	1260

表5.4 モルタルの力学的特性

W/C (%)	圧縮強度 (kgf/cm ²)	引張強度 (kgf/cm ²)	静弾性係数 (kgf/cm ²)
30	673	45.9	2.63×10^5
50	428	38.4	2.40×10^5
70	250	22.5	1.75×10^5

5. 2. 2 供試体および養生条件

コンクリートおよびモルタルで $W/C = 0.50$ および 0.70 の場合は、強制練りコンクリートミキサ（公称容量50リットル, 56rpm）, モルタルで $W/C = 0.30$ の場合はホバート型モルタルミキサ（公称容量10リットル, 自転280rpm, 公転80.0rpm）を用い、全材料投入後2分間の練りませを行った。

図5.1~5.3は、自己応力の測定に用いた供試体を示したものである。供試体の寸法（ $b \times h \times l$, b : 幅, h : 高さ, l : 長さ）は、モルタルの場合では $2 \times 10 \times 40$ cm（切込み法）, $4 \times 10 \times 40$ cmおよび $5 \times 22 \times 40$ cm（切断法）、コンクリート供試体では $6 \times 22 \times 40$ cm（切断法）とした。モルタルおよびコンクリートは、打設後2日で脱型し、材令7日まで 20°C で水中養生した。乾燥させる場合はその後 20°C , 50%R.H.の恒温恒湿室内に静置した。 $2 \times 10 \times 40$ cmモルタル供試体では断面内分布及び大きさの異なる自己応力を発生させるために、図5-1に示すように相対する2面に乾燥部分を設け、乾燥幅" a "を0, 2, 4, 10, 40cmと変化させた。その他の寸法のモルタル供試体およびコンクリート供試体では2面乾燥とした (" a " = 40 cm)。乾燥面以外は、モルタルの場合はアルミ箔粘着テープ（厚さ0.05mm）でシールし、コンクリートの場合は、エポキシ樹脂系接着剤、ポリ塩化ビニリデンシートの上に重ねてコーティングした。

5. 3 切断法による自己応力の測定

5. 3. 1 自己応力の測定方法

乾燥を受けるモルタルおよびコンクリートに生じる供試体長手方向自己応力のY軸方向の分布を切断法により測定した（座標軸は図5-1参照）⁵⁻⁶⁾。切断法は、自己応力が断面内で一次元的に分布している場合すなわち自己応力が乾燥面からの距離のみの関数である場合に適用できる。乾燥幅 " a " = 40 cmの供試体の場合はこの条件をほぼ満足すると考えられるので本方法により自己応力を測定した。

図5.2および5.3に示すように、2面乾燥を受ける供試体を乾燥面に平行に切断することにより自己応力の一部を解放させ、その時に生じる供試体長手方向の弾性ひずみを測定することにより、自己応力 σ (y)の分布を以下のように求めた。モルタルでは図5.2に示すように、ひずみの測定は10mmの電気抵抗線ひずみゲージを

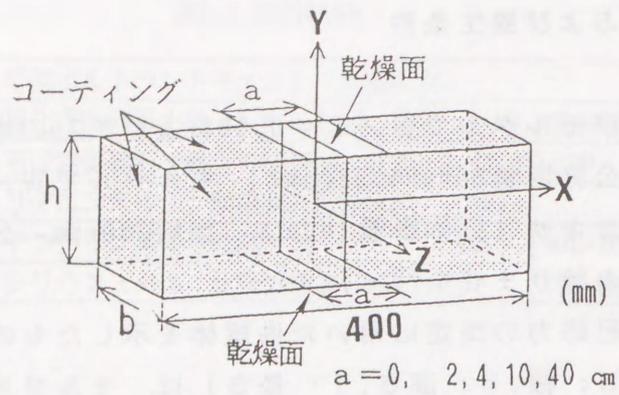


図5.1 自己応力測定用供試体 (モルタル, a=0-40cm)

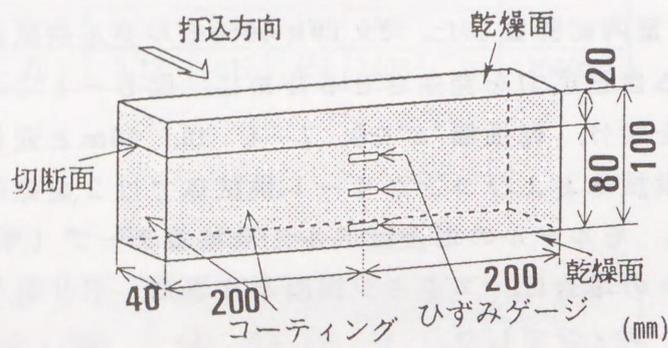


図5.2 切断法による自己応力 (モルタル, a=40cm)

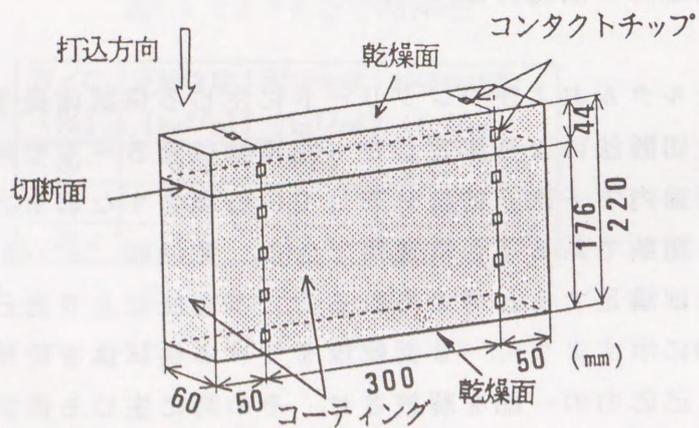


図5.3 切断法による自己応力 (コンクリート)

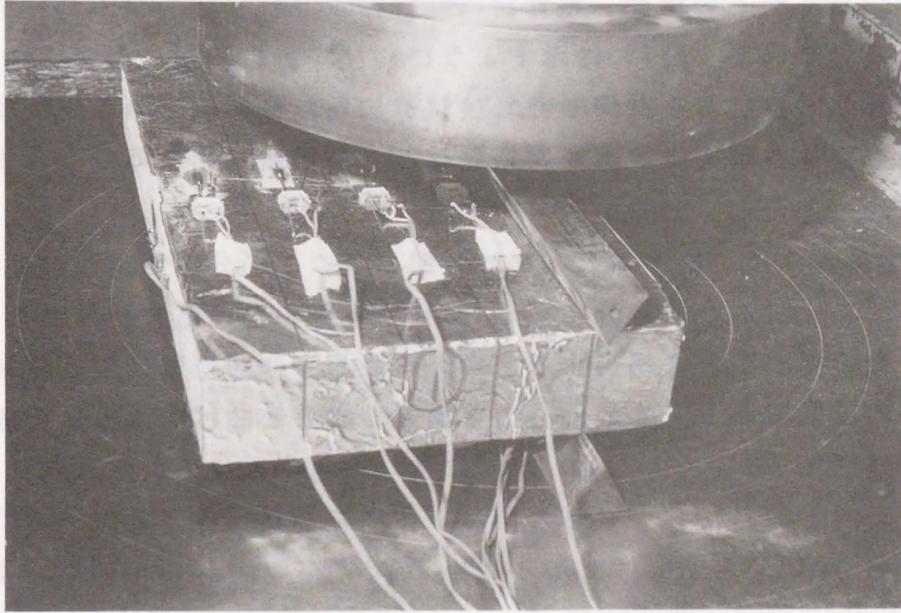


写真5.1 切断法による自己応力測定

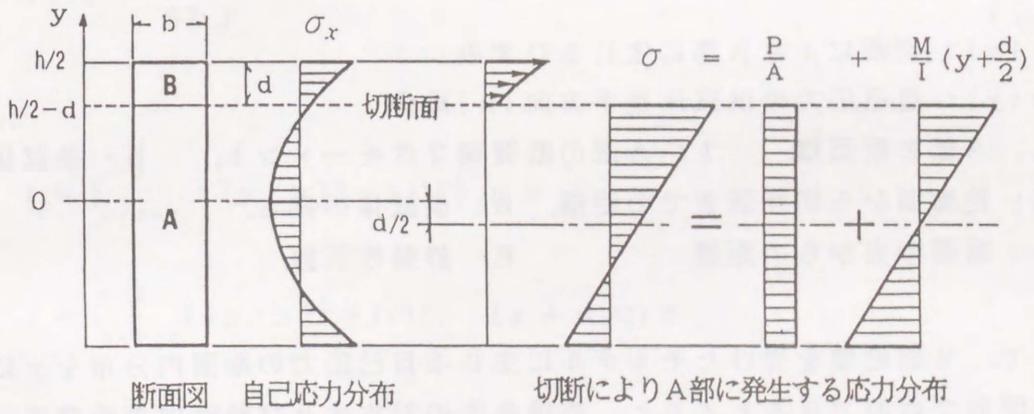


図5.4 自己応力の算定方法（切断法）

用いた。コンクリートの場合、粗骨材の存在により自己応力が不均一に分布していると考えられるので、図5.3に示すように、ひずみの測定は測定区間を30cmとしコンタクトケージ法により行った。供試体の切断は写真5-1に示すように、三角形断面を有する鋼製エッチを切断面にあて圧縮試験により割裂することにより行った。

図5.4に示すように、供試体をA部とB部の2つの部分に切断した場合、切断にともないA部に生じるひずみ分布 ($\varepsilon(y)$) はB部の自己応力が外力としてA部に作用した場合の弾性変形に相当すると考えられる。作用位置は、切断前のA部に対するB部の位置である。この偏心力を軸力の成分と曲げの成分に分離して考えると次式が成立する。

$$E \cdot \varepsilon(y) = P/A + M(y + d/2) / I \quad (5-1)$$

ただし、
$$P = \int_{h/2-d}^{h/2} b \cdot \sigma(y) dy$$

$$M = \int_{h/2-d}^{h/2} b \cdot \sigma(y) \cdot (y + d/2) dy$$

$\varepsilon(y)$: 切断によりA部に生じるひずみ,

$\sigma(y)$: 自己応力の供試体長手方向(x)成分,

A: A部の断面積, I: A部の断面積2次モーメント, b: 供試体の幅,

d: 乾燥面から切断面までの距離, h: 供試体の高さ,

y: 断面中央からの距離, E: 静弾性係数,

ここで、2面乾燥を受けたモルタルに生じる自己応力の断面内分布をyに関する2次関数で近似できるとすると、乾燥条件の対称性及び断面内の垂直応力及びモーメントの釣合条件から、自己応力は引張応力を正として次式で表すことが出来る。ただし、表面付近での自己応力はモルタルの引張強度を越えないものとする。

$$\sigma(y) = 6 \sigma_{max} \{ (y/h)^2 - 1/12 \} \quad (5-2)$$

ここに、 σ_{max} ：乾燥面における自己応力

供試体の切断により生じるひずみに対しては次節で述べる測定結果から平面保持の仮定が成り立つことが明らかにされており、次式で表すことができる。

$$\varepsilon(y) = f y + g \quad (5-3)$$

ただし、 f および g は定数。

$\sigma(y)$ としては式(5-2)を用い、また、式(5-1)と式(5-3)について y の係数と定数項をそれぞれ等置することにより、それぞれ式(5-4)および式(5-5)が得られる。

$$\sigma_{max} = \frac{gE}{6b(i/A + jd/2I)} \quad (5-4)$$

$$\sigma_{max} = \frac{fEI}{6bj} \quad (5-5)$$

ただし、

$$i = \int_{h/2-d}^{h/2} \{(y/h)^2 - 1/12\} dy$$

$$j = \int_{h/2-d}^{h/2} \{(y/h)^2 - 1/12\} \cdot (y + d/2) dy$$

5. 3. 2 自己応力の測定結果

図5.5および5.6は、モルタル供試体の切断にともない生じるひずみ分布の測定結果を示したものである。図中の直線は、測定値を直線回帰したものである。いずれも精度よく回帰できていることから、切断に伴う弾性変形に対しては、平面保

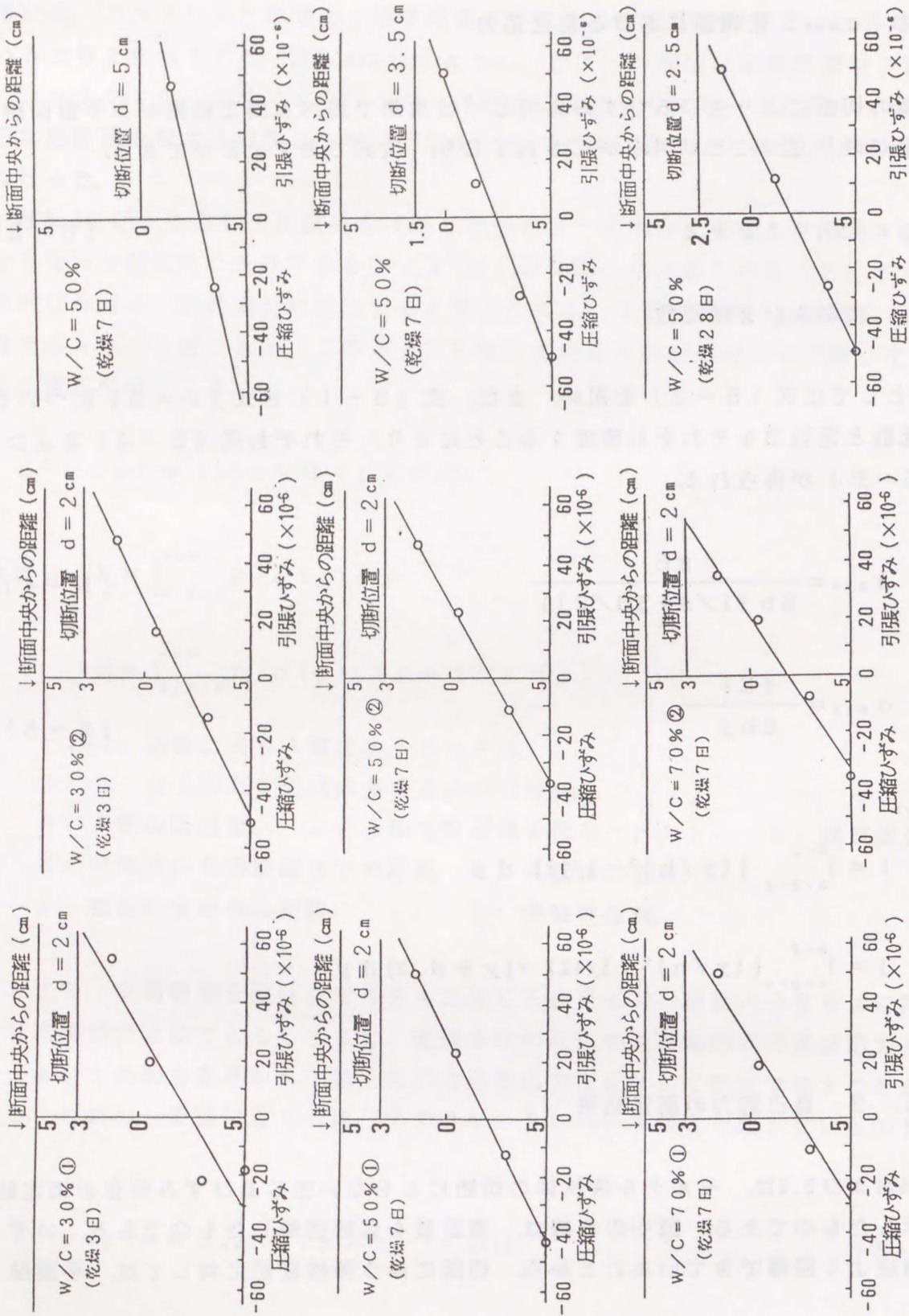


図5.5 供試体の切断により生じるひずみ分布 (セグメント4×10×40cm)

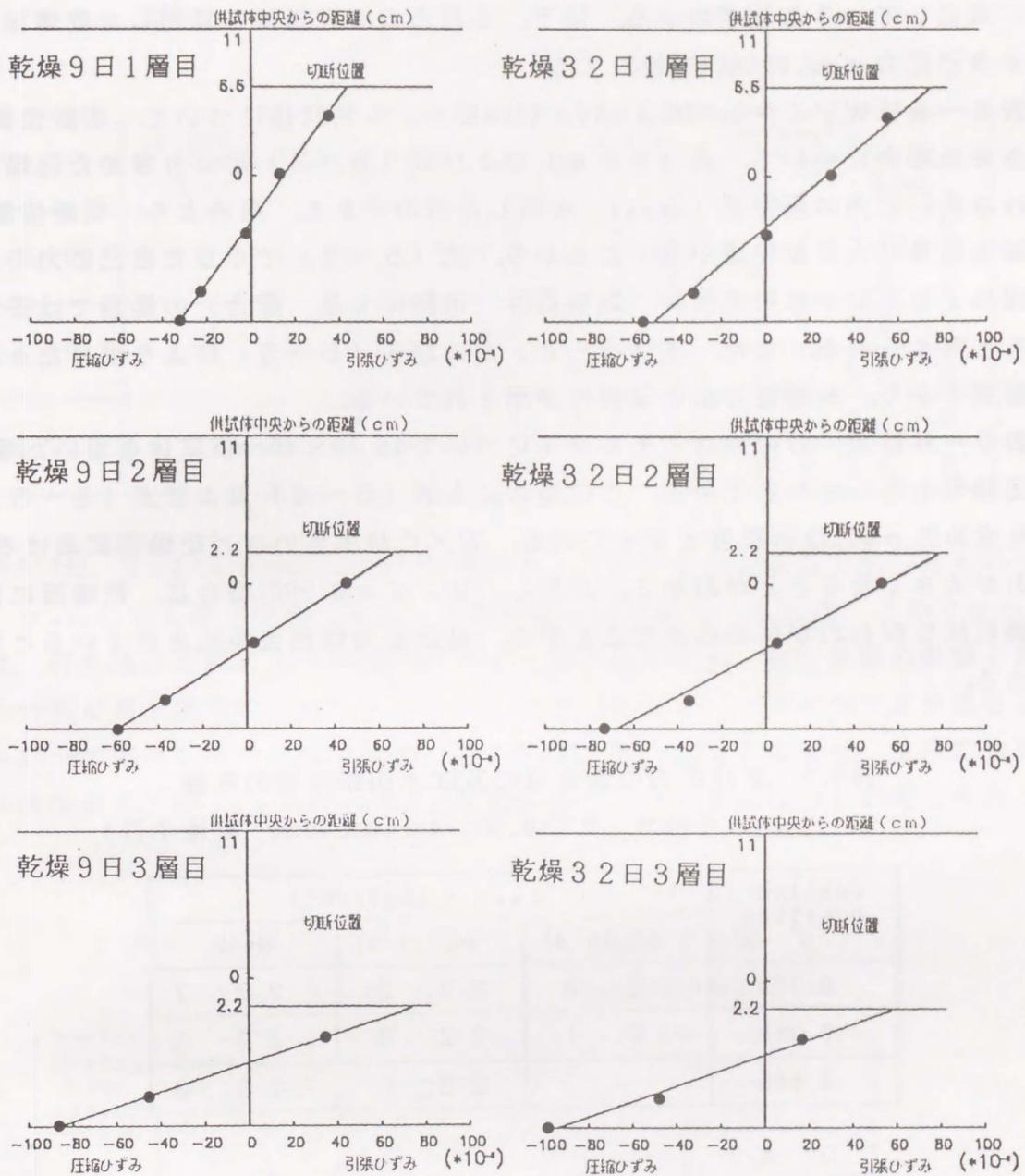


図5.6 供試体の切断により生じるひずみ分布(モルタル5×20×40cm)

持が成立していることがわかる。以下、これらの測定値から算出した乾燥面における自己応力 σ_{max} について検討する。

表5-5は $W/C = 0.50$ の $4 \times 10 \times 40$ cmモルタル供試体について、切断位置を変化させた場合について、式(5-4)および式(5-5)により求めた乾燥面における自己応力の測定値(σ_{max})を示したものである。同表より、切断位置により測定結果に大きな相違がないことから、式(5-2)で示した自己応力の二次曲線による近似が本実験条件(乾燥条件、供試体寸法、配合)の範囲では妥当であると考えられる。また、式(5-4)および式(5-5)により求めた σ_{max} は同程度であり、本測定方法の妥当性が示されている。

表5-6は W/C の異なるモルタルについて $4 \times 10 \times 40$ cm供試体を用いた場合の測定結果を示したものである。この場合にも式(5-4)および式(5-5)により求めた σ_{max} は同程度となっている。 W/C が小さいほど乾燥面における自己応力が大きくなることがわかる。ただし、 $W/C = 0.30$ の場合は、乾燥面に微細な網目状ひびわれが認められたことから、自己応力は相当開放されていると考えられる。

表5.5 自己応力の測定値に及ぼす切断位置の影響

(モルタル, $W/C=0.50$, $4 \times 10 \times 40$ cm, 乾燥7日)

Cutting position d	σ_{max} (kgf/cm ²)		
	eq. (5-4)	eq. (5-5)	Mean
0.20h	25.3	22.2	23.7
0.35h	26.1	22.7	24.4
0.50h	—	28.0	28.0

表5.6 自己応力の測定値に及ぼす配合の影響

(モルタル, $4 \times 10 \times 40$ cm, 切断位置 $d=0.2$ h)

W / C	Drying time (days)	Specimen No.	σ_{max} (kgf/cm ²)		
			eq. (5-4)	eq. (5-5)	Mean
0.30	3	1	38.7	26.3	32.5
		2	23.2	32.8	28.0
0.50	7	1	30.6	28.8	29.7
		2	30.5	26.0	28.3
0.70	7	1	24.9	16.6	20.8
		2	15.6	15.9	15.8

表5.7は、 $5 \times 22 \times 40$ cmのモルタル供試体についての測定結果を示したものである。 σ_{max} の測定値は切断位置により若干異なっている。これは、この寸法の供試体は、打ち込み方向と水分の移動方向を一致させたため、材料分離の影響で自己応力分布が若干非対称となったこと、また供試体高さ(h)が22cmであり前述した $h = 10$ cmの場合と比べてhが大きいため乾燥の進行状況が異なり、自己応力分布を2次曲線で近似したことの誤差が無視できなくなったことなどが考えられる。

表5.7 自己応力の測定値に及ぼす配合の影響

(モルタル, W/C=0.50, $5 \times 22 \times 40$ cm)

Drying time (days)	Cutting position d	σ_{max} (kgf/cm ²)		
		eq. (5-4)	eq. (5-5)	Mean
9	0.2h	22.2	23.7	23.0
	0.4h	16.8	20.5	18.6
	0.6h	18.9	28.7	23.8
32	0.2h	23.1	31.3	27.2
	0.4h	14.3	24.2	19.3
	0.6h	36.9	25.2	31.0

コンクリート供試体の切断に伴うひずみの測定値を図5.7に示す。コンクリートの場合はコンタクトゲージにより測定したが、その際、室温変化の影響が無視できずそのため軸力成分による検討(式(5-4))から得られた σ_{max} の値はばらつきが大きく乾燥面で圧縮応力となるなど明らかに不合理であった。一方、曲げ成分による検討(式(5-5))から求めた値は再現性があり合理的な値であると判断された。これは、温度によるドリフトによりひずみ分布の測定値が真の値から平行移動したためと考えられる。そこで、ここでは式(5-5)のみを用いて σ_{max} を算出した。なお、静弾性係数としては、一軸引張試験から得られた測定値($3.0 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$)を用いた。切断を容易にするために、測定直前に切断位置にダイヤモンドカッタで深さ5mmのノッチを入れた場合についても測定を行ったが、表5.8に示す通り大きな影響は認められなかった。測定値に若干のばらつきが認められるが粗骨材の分布の変動により拘束効果が供試体間で若干異なったためと考えられ、測定精度については今後検討する余地があるが、コンクリートの自己応力も本方法で十分測定することが可能と考えられる。

表5.8 自己応力の測定値に及ぼす配合の影響

(コンクリート, $6 \times 22 \times 40 \text{ cm}$, 切断位置 $d=0.2h$)

Drying time (days)	Notch	σ_{max} (kgf/cm ²)		
		Specimen 1	Specimen 2	Mean
7	without	16.1	-	19.1
	with	22.0	-	
28	without	21.2	25.9	24.0
	with	20.8	28.2	

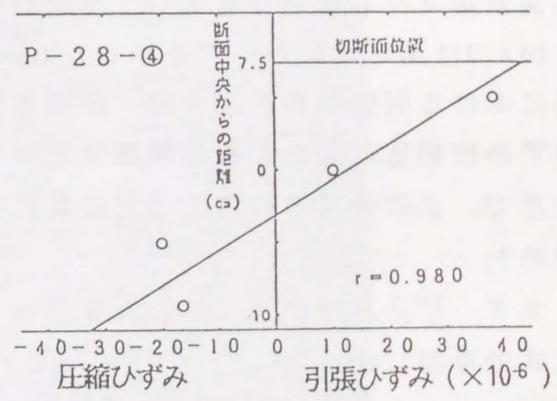
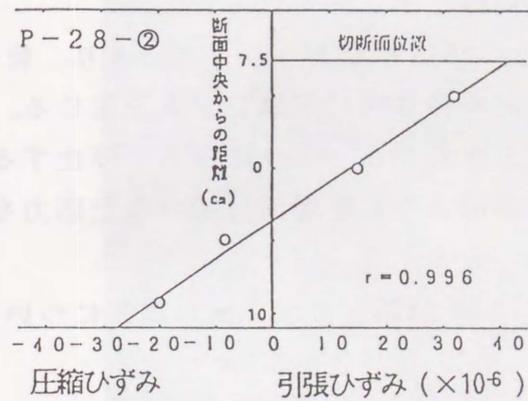
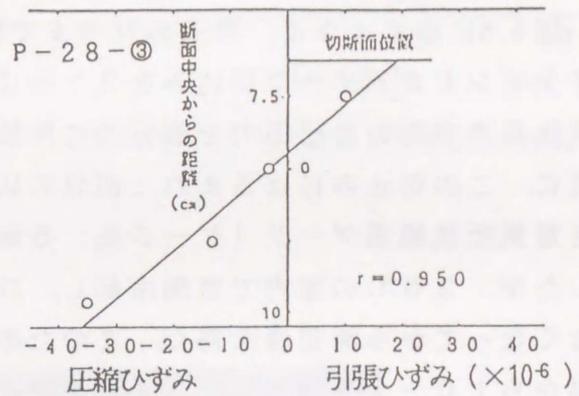
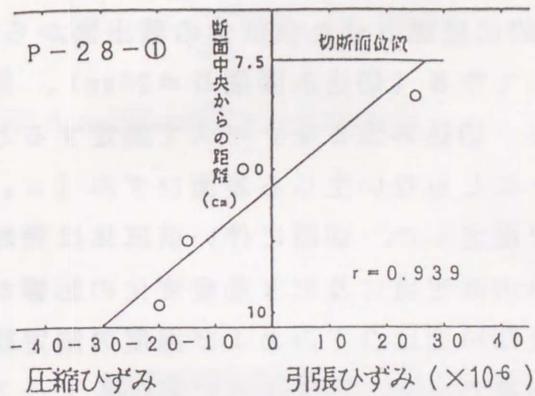
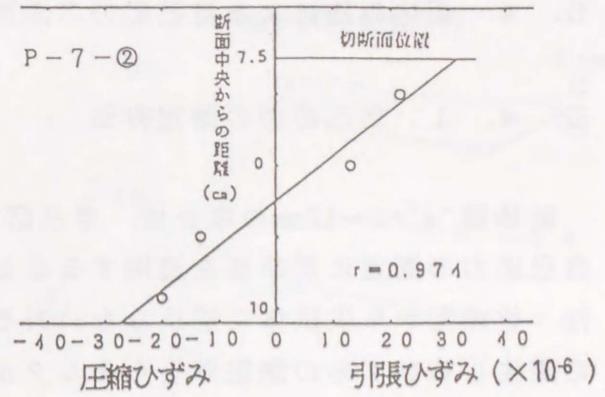
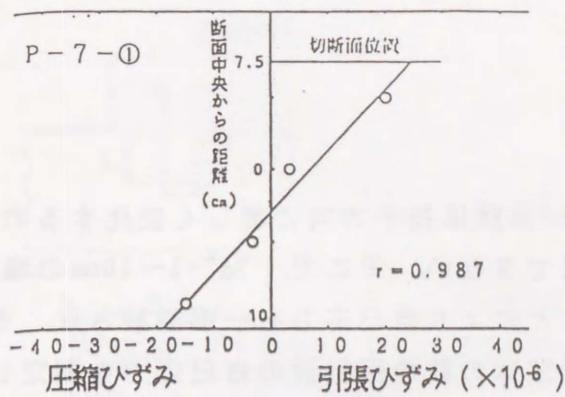


図5.7 供試体の切断により生じるひずみ分布(コンクリート5×20×40cm)

5. 4 切込み法による自己応力の測定

5. 4. 1 自己応力の測定方法

乾燥幅 "a" = 2~10cm の場合は、自己応力が供試体長手方向に著しく変化するので自己応力の測定に切断法を適用することはできない。そこで、"a" = 2~10cm の場合は、乾燥面から供試体に切込みをいれることにより自己応力を一部開放させ、その際生じるひずみの測定値からモルタル供試体の乾燥面付近の自己応力を測定した（切込み法）⁵⁻⁶⁾。

図5.8に示すように、所定の材令まで部分的に乾燥させた供試体の露出面からダイヤモンドカッターで切込みを2カ所に入れてゆき（切込み間隔 $D = 20\text{mm}$ ）、供試体長手方向の自己応力を部分的に開放する。切込み深さをノギスで測定すると共に、この切込みにはさまれた部分の切込みにともない生じる表面ひずみ (ϵ_s) を電気抵抗線歪ゲージ（ゲージ長：5mm）で測定した。切断に伴い供試体は発熱したが、20℃の室内で自然冷却し、ひずみの測定値に及ぼす温度変化の影響がなくなってから測定値を得た。このための冷却時間はひずみおよび温度の測定結果から10~15分とした。また測定は、写真5-2に示すように同一シリーズの供試体4~6個を粘着テープで束ね固定し同時に切込みを行った。

図5.9は測定結果の一例を示したものである。切込みを入れることにより、乾燥面における引張の自己応力が一部開放されるため弾性的に収縮ひずみを生じる。ひずみは切込み深さと共に増加するが、切込み深さが1~2cmになると停止する。そこで、このひずみの増加過程に着目して以下のように乾燥面付近の自己応力を求めた。

まず、切込み深さ (t) と表面歪 ($\epsilon_s(t)$) の関係を $t \leq 2\text{cm}$ の範囲について次式で近似した。

$$\epsilon_s(t) = t \cdot \exp(p - qt) \quad (5-6)$$

ここに、 p 、 q は実験定数である。

式(5-6)は、測定値を比較的良好に近似できる関数として選ばれたものであり、物理的な意味はない。しかし、図5.10a~5.10eに示すように、測定値と回帰曲線はいずれの場合もよく一致している。

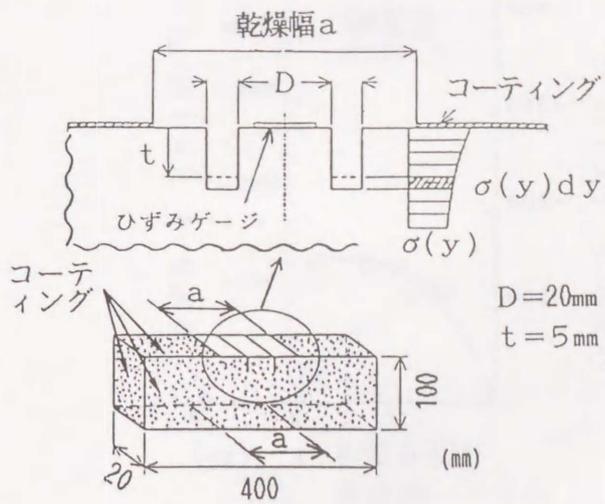


図5.8 自己応力算定方法(切込み法)

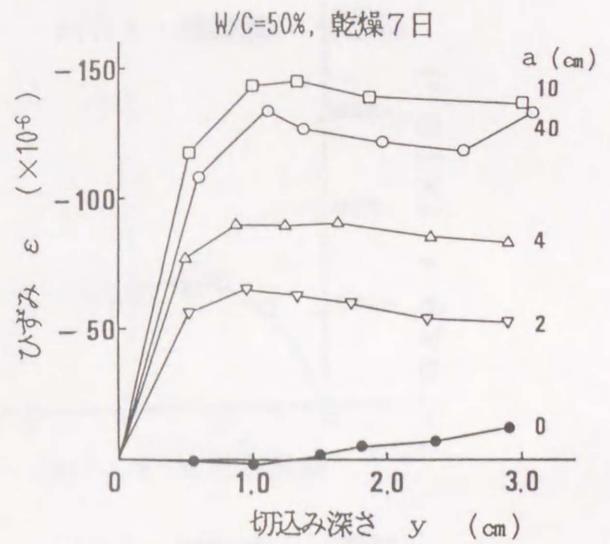


図5.9 供試体の切込みにより生じるひずみ

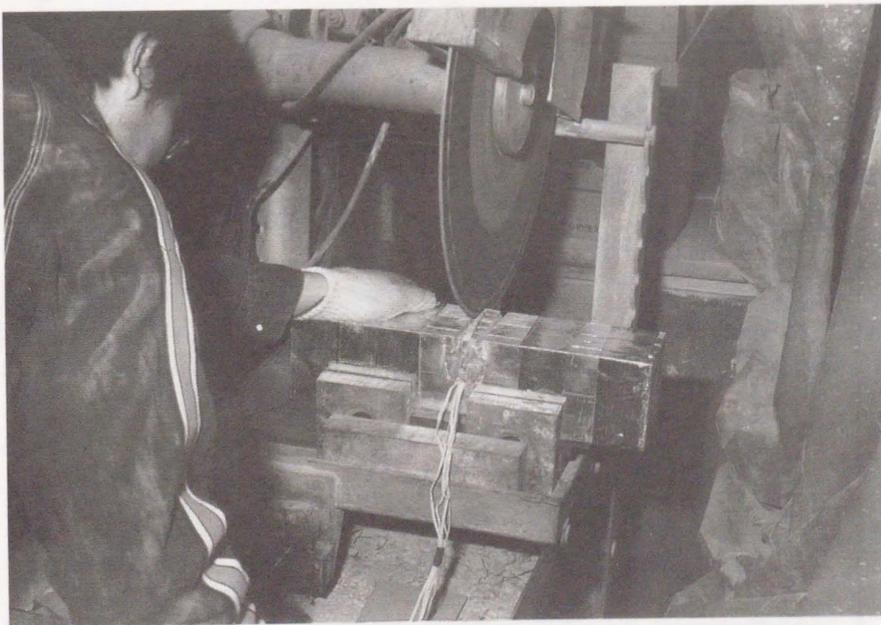


写真5.2 切込み法による自己応力測定

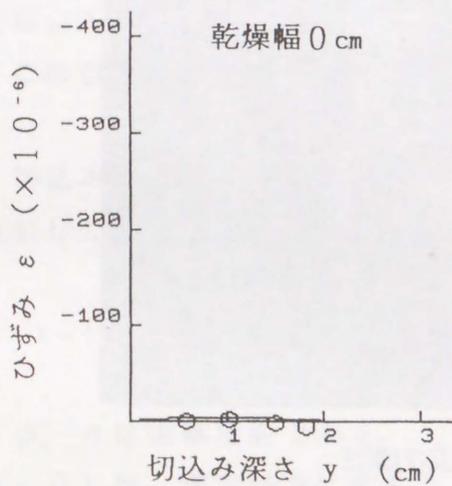
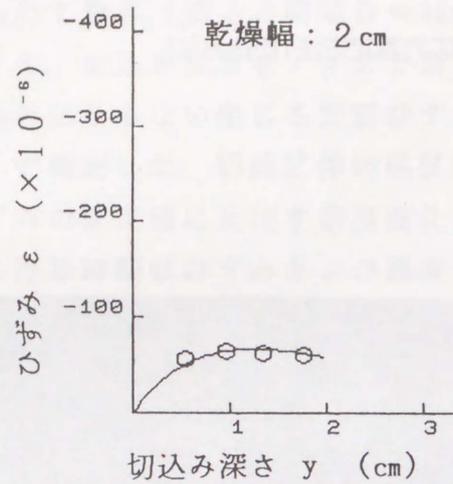
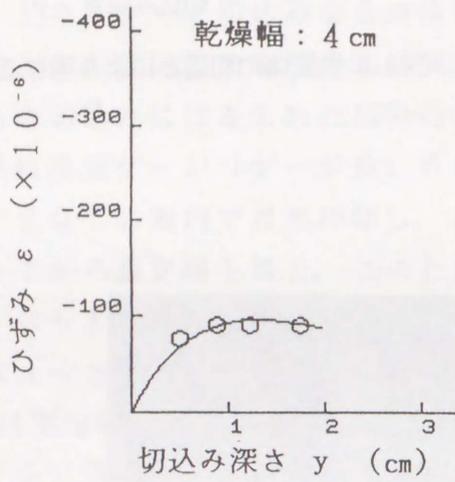
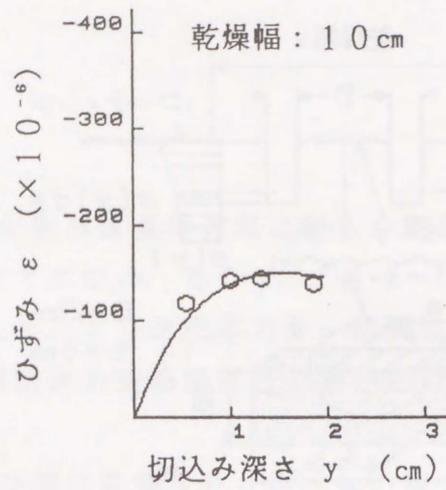
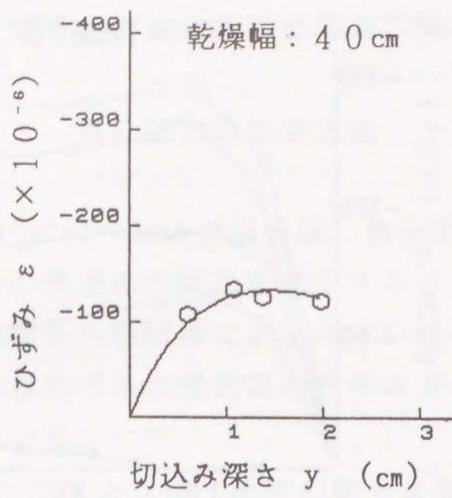


図5.10a 供試体の切込みにより生じるひずみ (W/C=0.50, 乾燥7日)

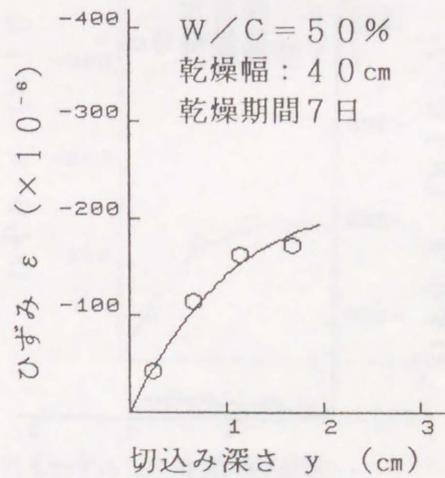
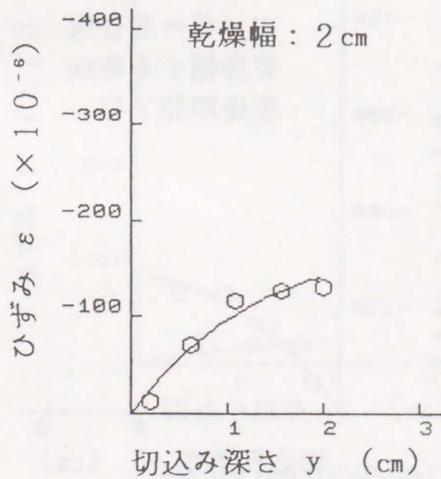
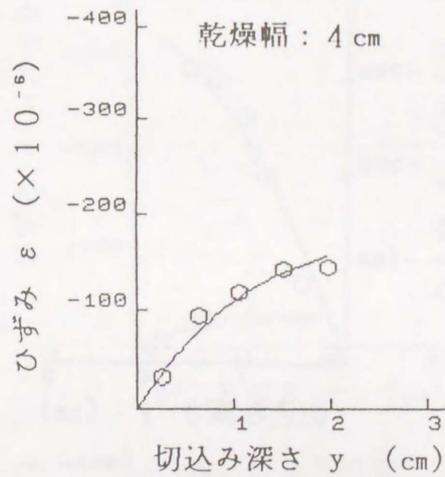
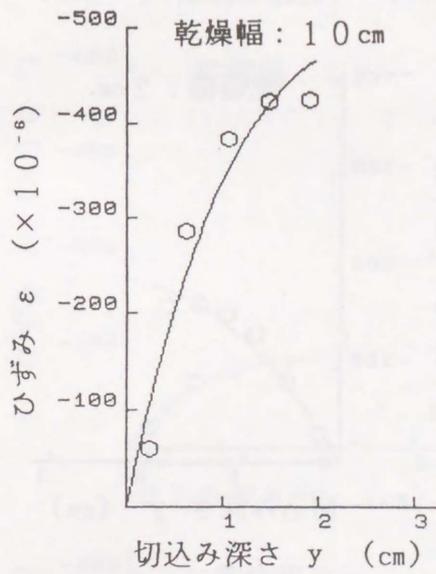
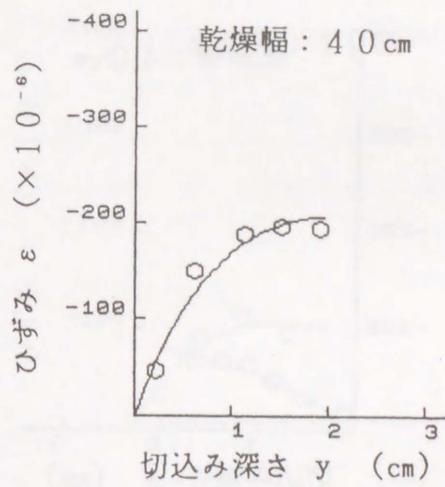
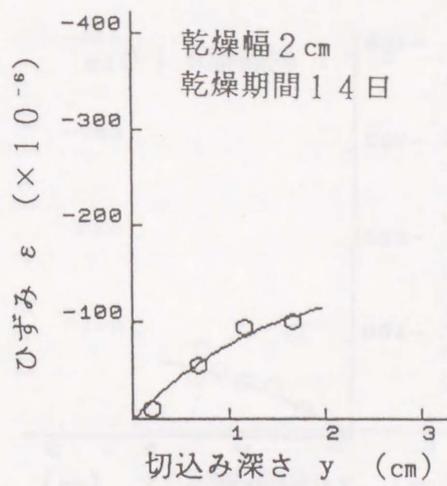


図5.10b 供試体の切込みにより生じるひずみ (W/C=0.30, 乾燥3日)

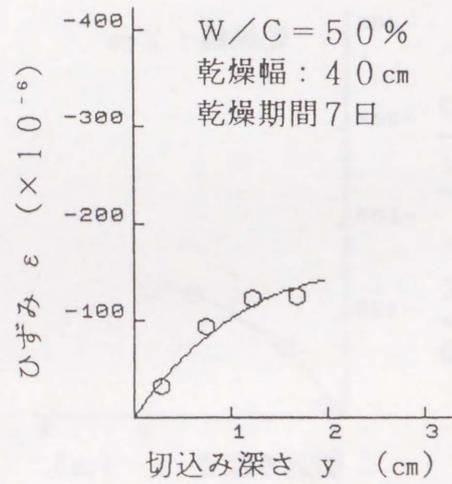
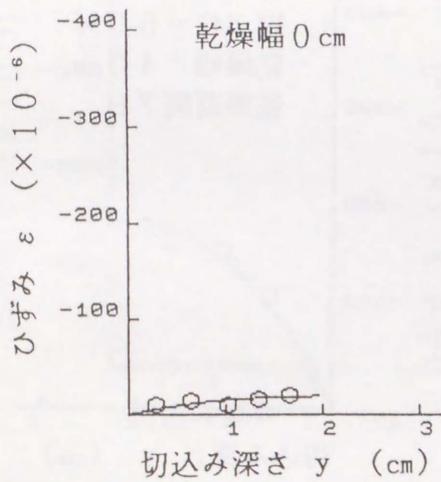
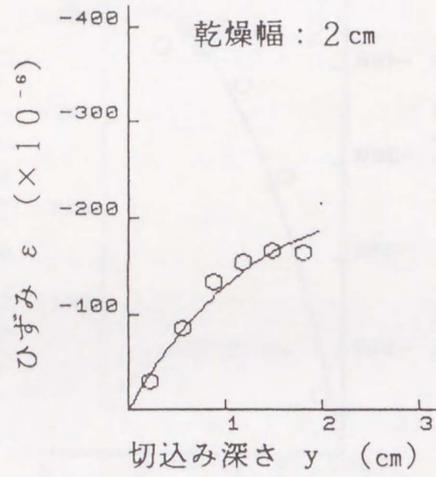
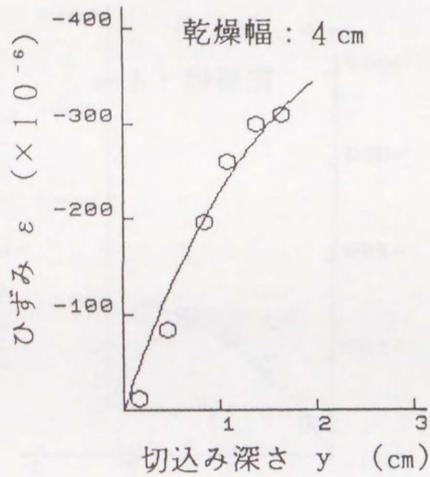
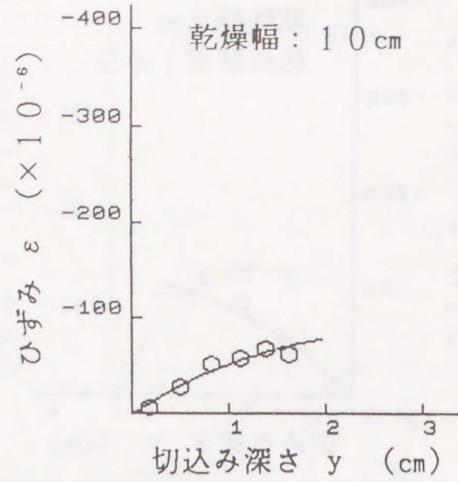
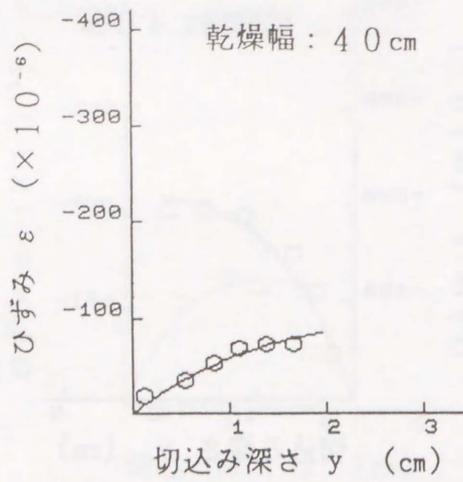


図5.10c 供試体の切込みにより生じるひずみ (W/C=0.30, 乾燥7日)

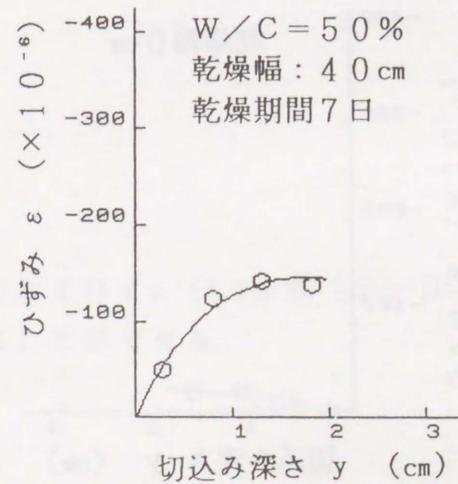
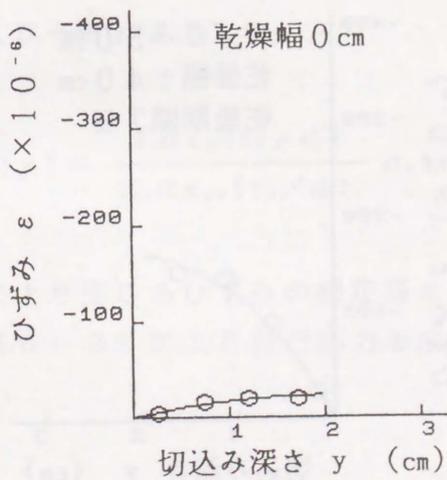
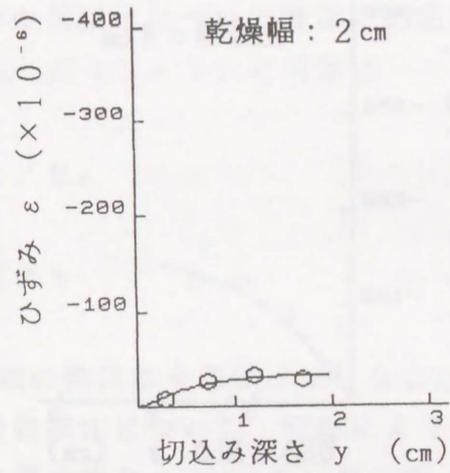
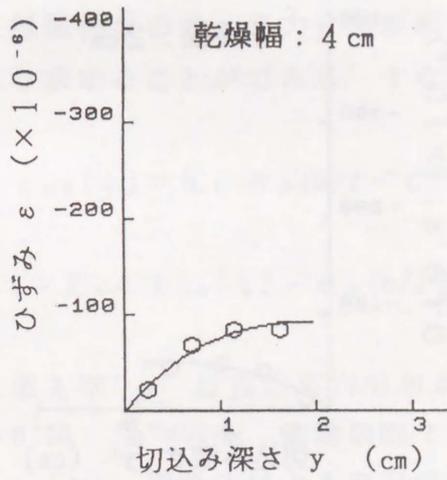
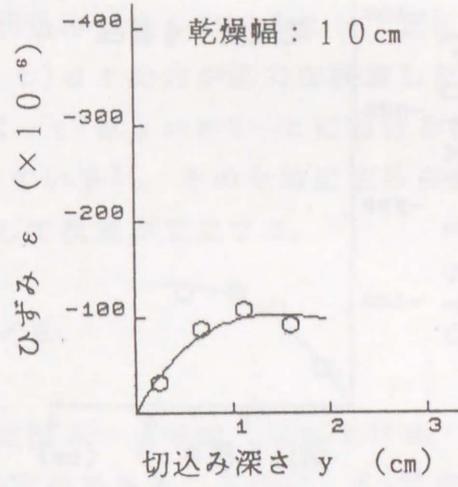
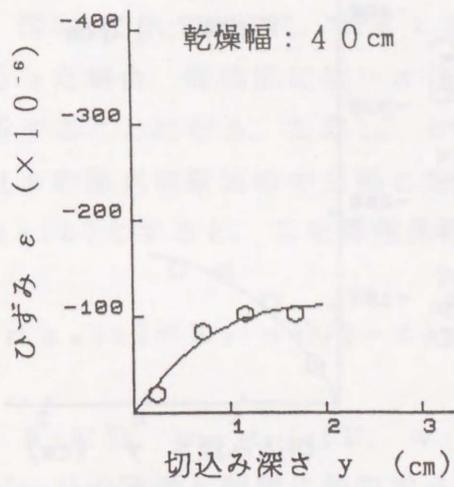


図5.10d 供試体の切込みにより生じるひずみ (W/C=0.70, 乾燥3日)

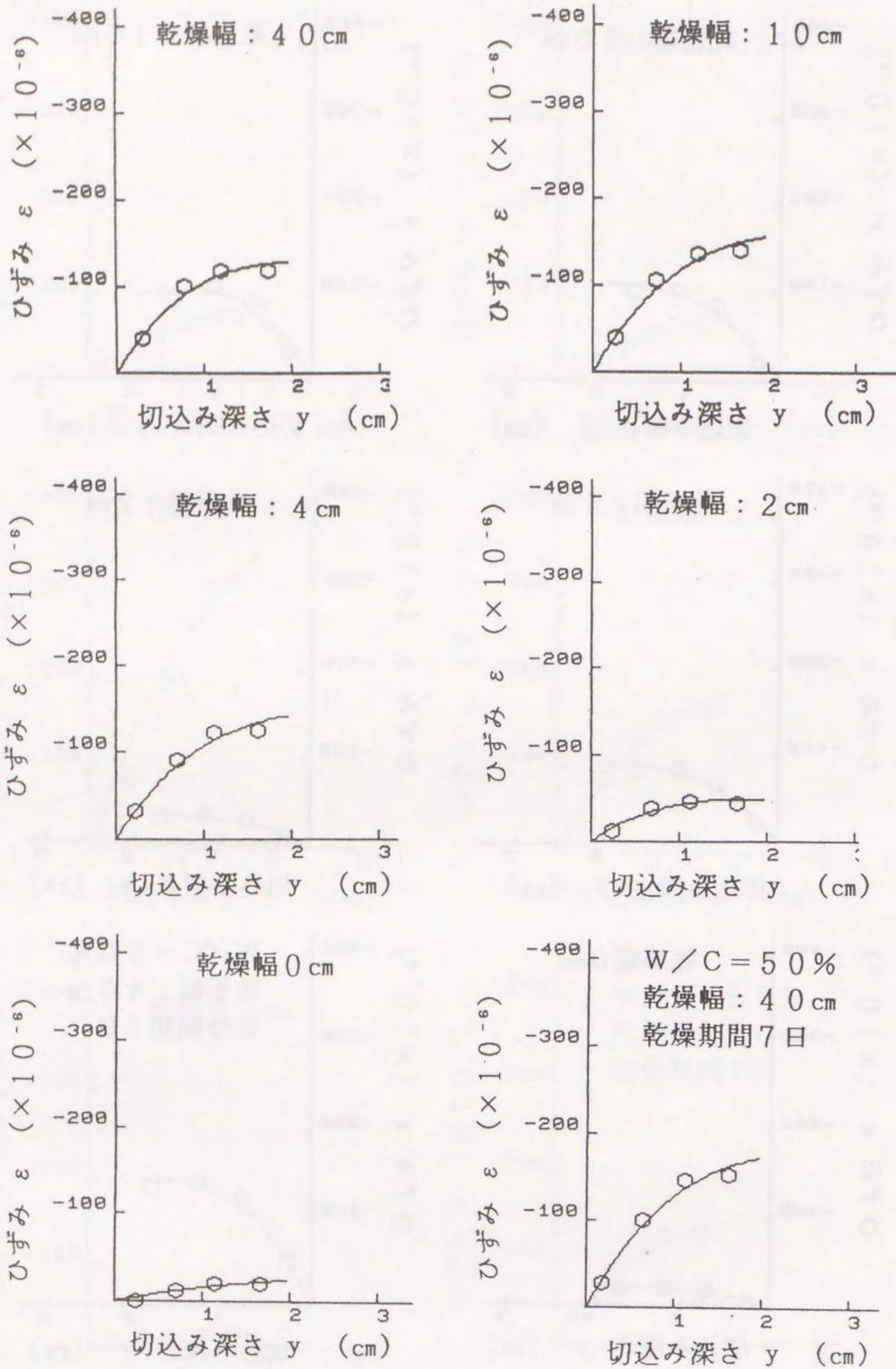


図5.10e 供試体の切込みにより生じるひずみ (W/C=0.70, 乾燥7日)

いま、図5.8に示すように、深さ t まで切込みが進んでいるとし、更に dt の切込みを行った場合、等価的には $-\sigma(h/2-t)dt$ の力が応力を開放した部分の底部に作用することになる。ただし、 $\sigma(h/2-t)$ は $y=h/2-t$ における自己応力を示す (y の原点は断面の中立軸と定義している)。そのために生じる表面ひずみを $d\varepsilon_s(t)$ とすると、 E を弾性係数として次式が成立する。

$$d\varepsilon_s(t) = K_t \cdot \sigma(h/2-t) dt / E \quad (5-7)$$

ここで、 K_t は D, w, t (D, w, t は図5-8参照、 $D=20\text{mm}$, $w=5\text{mm}$) およびゲージの種類と配置に依存する実験定数である。さらに、 K_t はモルタルの配合とは無関係なので、応力分布が明らかな供試体について同様に切込みを行うことにより求めることができる。すなわち、式(5-7)と同様に

$$d\varepsilon_{s0}(t) = K_t \cdot \sigma_0(h/2-t) dt / E_0$$

$$\therefore K_t = E_0 \cdot d\varepsilon_{s0}(t) / \sigma_0(h/2-t) dt \quad (5-8)$$

ここに、添え字“0”は自己応力分布が既知の供試体を意味する。なおここでは、 $W/C=0.50$, “a”=40cm, 乾燥期間7日の供試体について、切断により生じるひずみを $\varepsilon_{s0}(t)$ 、切断法による自己応力の測定値を $\sigma_0(y)$ とした。式(5-7)および(5-8)より

$$\sigma(y) = \frac{E d\varepsilon_s(t)/dt}{E_0 d\varepsilon_{s0}(t)/dt} \sigma_0(y) \quad (5-9)$$

切込みにより生じるひずみの測定値 $\varepsilon(t)$ および $\varepsilon_0(t)$ を式(5-6)で表せば、式(5-9)により自己応力を求めることができる。

5. 4. 2 自己応力の測定結果

表5.8は、切込み深さとひずみの関係を式(5-6)で回帰した場合の定数 p および q を示したものである。同表においては、同時に切込みを行った4~6本の供試体ごとに結果を示している。測定の基準に設定された供試体 ($W/C=0.50$, " a "=40cm, 乾燥7日)は、切込み法による測定を行うたびに用意し、被測定供試体と共に切込みを行った。なお、基準供試体の切込みによるひずみ変化は、数個の供試体でほぼ同一の値となった。

乾燥面における自己応力の測定結果 (σ_{max}) を表5.9および図5.11に示す。乾燥幅 $a = 2 \sim 10$ cmの範囲では、 a が大きくなるほど σ_{max} は大きく、また $a = 10$ cmと40cmではほぼ同一の値となった。また、同一乾燥条件では W/C が小さいほど σ_{max} は大きくなった。なお、 $W/C = 0.30$ の場合、 $a = 10$ cmおよび40cmの供試体は乾燥3日で乾燥表面に深さ数mmの横方向ひび割れが観察され、このため自己応力は相当解放されていたものと考えられる。

切込みにより生じる表面ひずみは、本実験条件では切込み深さ1から2cmで最大値 (ϵ_{max}) をとるが、このとき表面の自己応力は完全に開放されていると考えると次式により σ_{max} を求めることもできる。

$$\sigma_{max} = E \times \epsilon_{max} \quad (5-10)$$

図5.12は、式(5-9)により求めた σ_{max} と式(5-10)により求めた σ_{max} を比較した結果を示したものである。両者は同程度の値となっており、供試体幅と同程度の深さで切込みをいれた場合では、表面の自己応力はほぼ完全に解放されていることがわかる。

表5.9には、 $a = 40$ cmの場合について切断法および切込み法による測定結果をそれぞれ示しているが、両者は概ね一致している。

以上の事から、部分乾燥を受けるモルタル供試体の自己応力は、切断法及び切り込み法を併用することによる実測できることが明かとなった。

表5.8 供試体の切込みにより生じるひずみの回帰曲線

W / C (%)	乾燥期間 (日)	乾燥幅 (cm)	Y = X * exp(p - q * X)	
			p	q
50	7	0	3.02	1.28
		2	4.84	0.7
		4	5.14	0.64
		10	5.44	0.54
		40	5.24	0.5
50	7	40	5.32	0.37
30	3	2	4.88	0.31
		4	5.02	0.33
		10	6.2	0.37
		40	5.62	0.49
50	7	40	4.94	0.4
30	7	0	3.24	0.32
		2	5.3	0.42
		4	5.74	0.32
		10	4.46	0.48
		40	4.56	0.48
50	7	40	5.42	0.58
70	7	0	3.24	0.42
		2	3.96	0.64
		4	4.72	0.46
		10	5.46	0.9
		40	5.04	0.56
50	7	40	5.28	0.46
70	14	0	3.04	0.32
		2	4.44	0.7
		4	5.12	0.48
		10	5.22	0.48
30	14	40	5.16	0.54
30	14	2	4.76	0.44

Y : ひずみ (× 10⁻⁶)
X : 切込み深さ (cm)

表5.9 乾燥面における自己応力の測定結果

W/C (%)	Drying time (days)	Width of exposed area (cm)					N	C
		0	2	4	10	40		
30	3	—	16.4	18.9	61.5	34.4*	30.3*	
	7	5.0	33.4	51.8	14.4*	15.9*	—	
50	7	1.4	15.6	21.1	28.4	—	29.0	
	28	—	—	—	—	—	30.4	
70	7	2.4	5.4	11.6	24.2	15.9	18.3	
	14	2.3	10.1	19.8	21.9	20.6	—	
Method		N					C	

N : Notching method C : Cutting method
* : Cracked on exposed surface

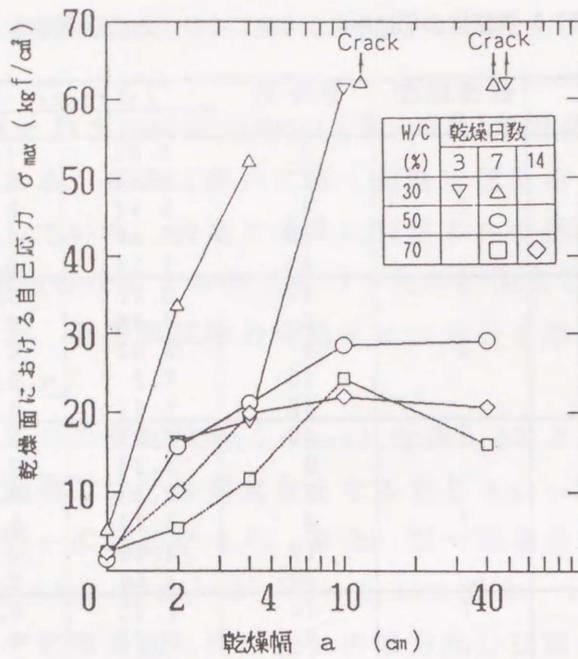


図5.11 自己応力の測定結果

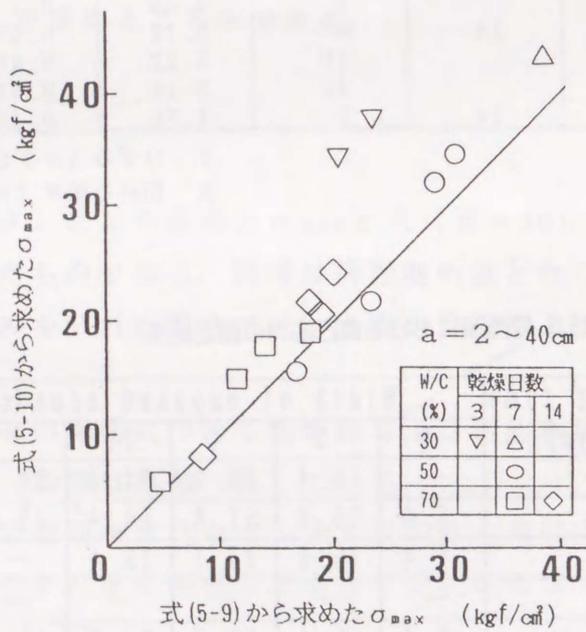


図5.12 式(5-9)から求めた σ_{max} と式(5-10)から求めた σ_{max} の比較

5. 5 自己応力の測定値に及ぼす各種要因の影響

5. 5. 1 3次元応力状態の検討

全節までの検討は、自己応力の x 成分（供試体長手方向）、すなわち σ_x のみに着目したものである。これは、曲げ応力との重ね合わせ効果について検討する場合（次章）、曲げ応力と σ_x の方向が一致するためである。しかし、自己応力の Y 成分（供試体高さ方向）および Z 成分（供試体幅方向）の影響について検討しておく必要がある。ここでは、自己応力の x 、 y および z 方向成分について、切断法による実測値を基に解析条件を定め有限要素法（FEM）による三次元弾性解析により検討した。図5.13は、解析モデルの一例を示したものである。乾燥による水分分布の変化については拡散方程式を用い非拘束ひずみは脱水率に比例すると仮定した。ただし、解析は $W/C=0.50$ のモルタルを対象とし、“ a ”=40cmの $4 \times 10 \times 40$ cm供試体について切断法により求めた自己応力の実測値と解析値が一致するように諸定数（拡散係数、乾燥面における表面係数）を設定した。なお、3章で示したように、 W/C が小さい場合は、自己収縮の影響が卓越するので、収縮ひずみを脱水率のみの関数とする従来の解析手法は不合理であると考えられる。

図5.14は、解析結果を示したものである。自己応力の各成分は乾燥面の中央部（ $X=0$ 、 $Y=0.5h$ 、 $-b/2 \leq z \leq b/2$ ）についての平均値で示した。同図より、 σ_y は極めて小さくなっており、 σ_x の測定値に及ぼす σ_y の影響は無視できると考えられる。一方、乾燥幅“ a ”が供試体幅 b と同程度以上になると σ_x に比べて σ_z が大きくなる。この影響については以下のように考えられる。

切断法においては、 σ_x とともに σ_z も解放されるので、切断により生じるひずみ（ ϵ_x ）はポアソン効果により σ_x のみならず σ_z の影響を受ける。しかし、 $a=40$ cmの場合は図5.14に示すように σ_z は σ_x に比べて小さくなっている。従って、モルタルのポアソン比が0.2程度であることを考慮すると ϵ_x の測定値に及ぼす σ_z の影響はかなり小さくなると考えられる。

他方、切込み法においては σ_x は解放されるが σ_z はほとんど解放されないと考えられる。従って、 $a=2 \sim 10$ cmの場合についても ϵ_x の測定値は σ_z の影響をほとんど受けないと考えられる。

以上のことから、本研究で用いた切断法および切り込み法においては、供試体長手方向の自己応力 σ_x を合理的に測定できると言える。

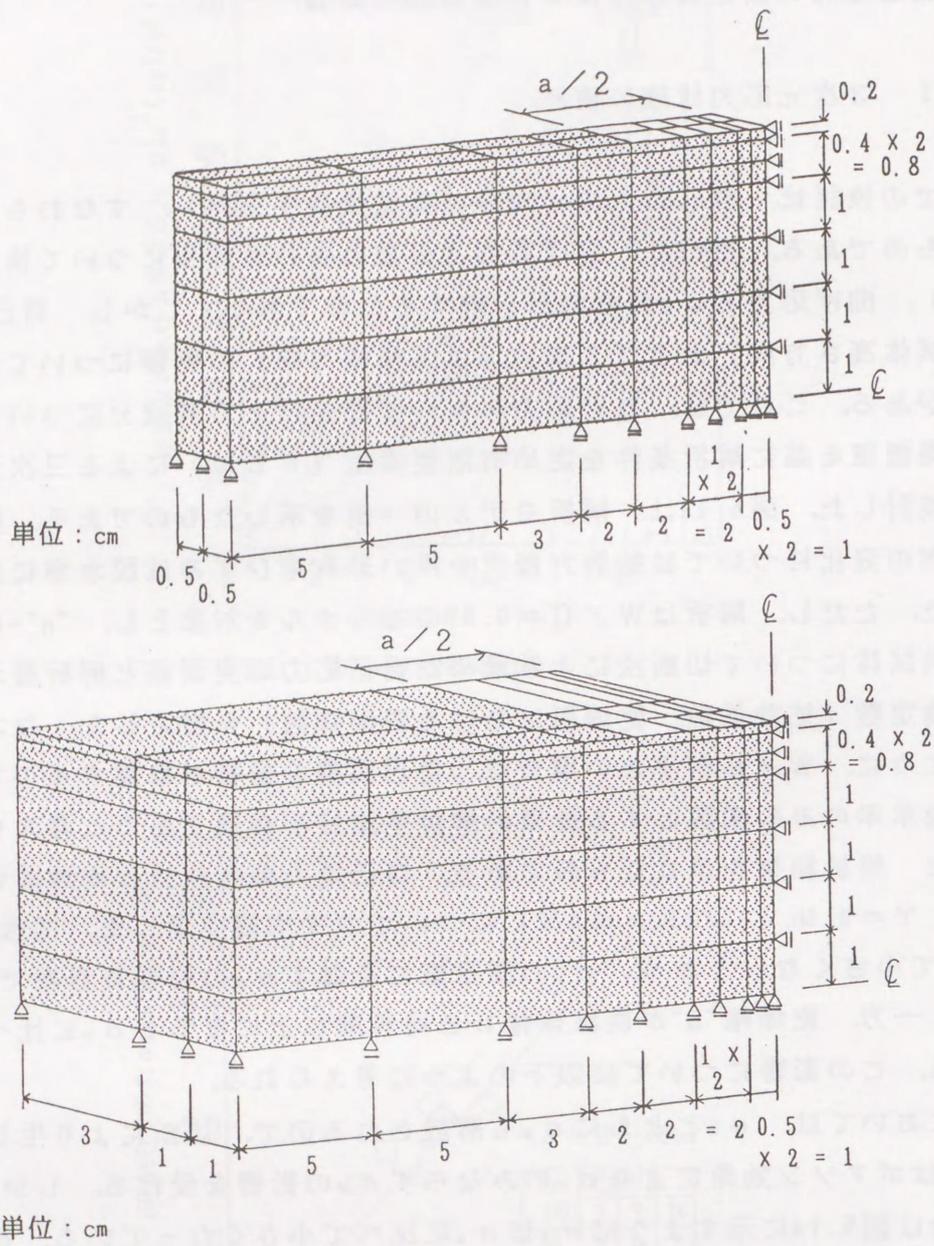


図5.13 有限要素法 (FEM) モデル

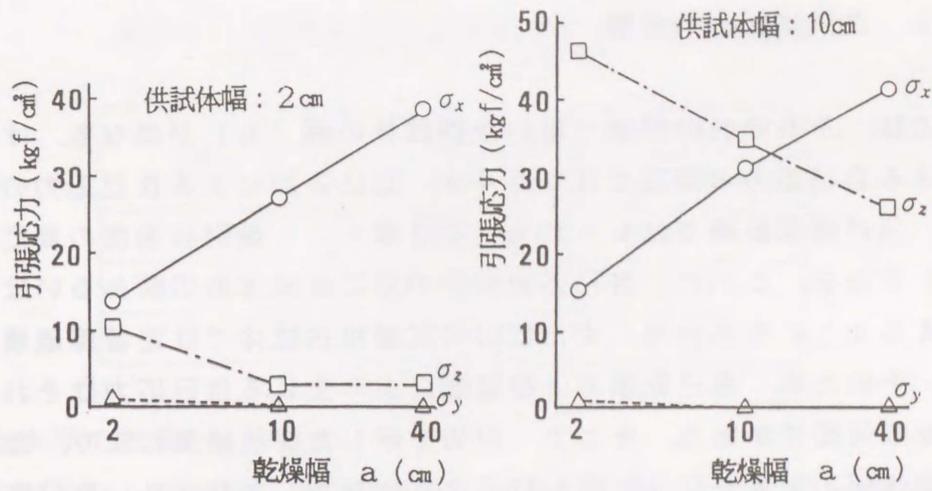


図5.14 乾燥幅と自己応力の関係 (解析値)

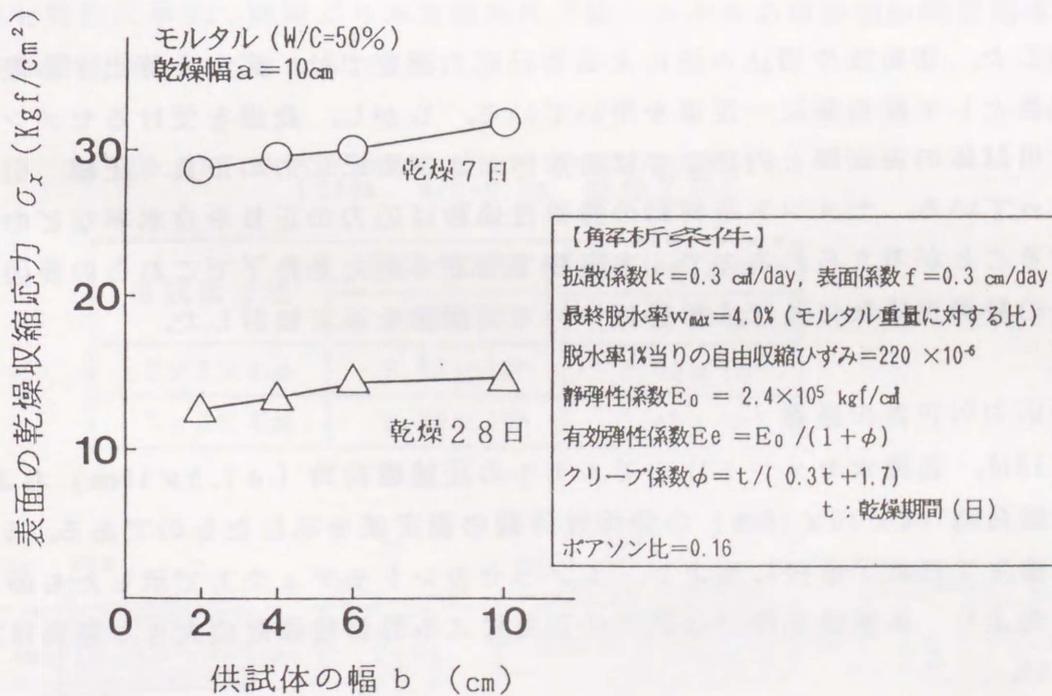


図5.15 供試体幅と自己応力の関係 (解析値)

5. 5. 2 供試体形状の影響

本実験では、それぞれの試験で用いた供試体の幅（ b ）が異なる。すなわち、切断法による自己応力の測定では $b = 4\text{ cm}$ 、切込み法による自己応力の測定では $b = 2\text{ cm}$ 、曲げ強度試験では $b = 10\text{ cm}$ （第6章）、一軸引張強度の測定では 6 cm （第6章）である。これは、自己応力測定の際に供試体の切断あるいは切込みが容易に行えるようにするため、または引張試験用供試体では定着部破壊を防ぐためである。そのため、自己乾燥および乾燥により生じる自己応力はそれぞれの供試体で異なる可能性がある。そこで、前節で示した解析結果により、自己応力に及ぼす供試体幅の影響を示すと図5.15のようになる。これより、自己応力は $b = 2 \sim 10\text{ cm}$ の範囲では供試体幅に大きな影響を受けないことがわかる。従って、本研究では自己応力の測定値に対して供試体幅による補正を行う必要はないと考えられる。

5. 5. 3 弾性係数の影響

前述した、切断法や切込み法による自己応力測定では、応力を算出する際に静弾性係数として配合毎に一定値を用いている。しかし、乾燥を受けるセメント系材料は供試体の表面部と内部とでは含水率および自己応力の正負（圧縮、引張）が異なっている。セメント系材料の静弾性係数は応力の正負や含水率などの影響を受けることが考えられるので、本実験で設定された条件下でこれらの要因がモルタルの静弾性係数に及ぼす影響について実測値を基に検討した。

(a) 応力の正負の影響

表5.10は、各種水セメント比のモルタルの圧縮載荷時（ $\phi 7.5 \times 15\text{ cm}$ ）および一軸引張載荷時（ $6 \times 10 \times 40\text{ cm}$ ）の静弾性係数の測定値を示したものである。いずれも水中養生7日終了直後に測定し、 $1/3$ セカントモデュラスで示したものである。同表より、本実験条件では応力の正負による静弾性係数の大きな差異は認められない。

表5.10 静弾性係数に及ぼす応力の正負の影響
(モルタル、水中養生7日直後)

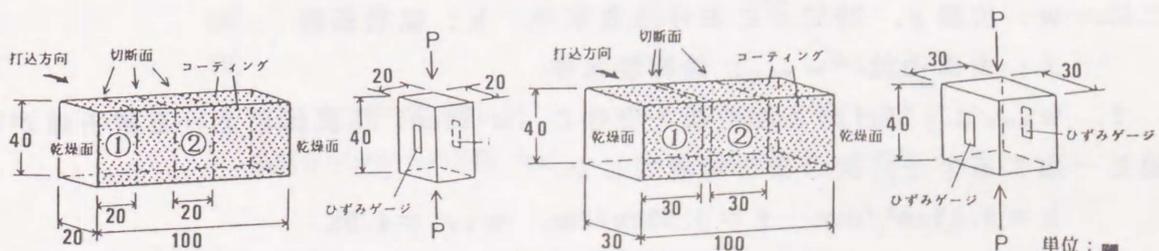
W / C	静弾性係数 (kgf/cm ²)	
	表面部 ①	中心部②
0.30	2.63×10^6	2.54×10^6
0.50	2.40×10^6	2.44×10^6
0.70	1.75×10^6	1.74×10^6

(b) 含水率の影響

一般にセメント系材料の静弾性係数は、乾燥を受けると小さくなると言われている。そこで、自己応力測定に用いた供試体の乾燥面付近および中心部を想定した供試体を作成し、以下の実験を行った。表5.11に示すようなモルタル供試体を7日間20℃、50% R.H.で乾燥させた後、乾燥面付近と中心部をダイヤモンドカッタで切り出し、圧縮載荷時の静弾性係数を測定した。なお、乾燥条件や、モルタル中の水分移動方向の供試体寸法は、自己応力測定用供試体と同一とした。測定結果を同表に示す。同表より本実験条件ではモルタルの静弾性係数に及ぼす含水率の影響は少ないと考えられる。

表5.11 静弾性係数に及ぼす乾燥の影響
(モルタル、W/C=0.50、乾燥7日)

供試体寸法	静弾性係数(圧縮) (kgf/cm ²)	
	表面部 ①	中心部②
2 × 2 × 4cm	2.52×10^6	2.50×10^6
3 × 3 × 4cm	2.37×10^6	2.45×10^6



以上の事から、本実験条件下では応力の正負の影響及び含水率がモルタルの静弾性係数に及ぼす影響は少ないと考えられる。したがって、切断法や切込み法により自己応力を求める際、静弾性係数を配合ごとに一定の値と仮定して自己応力を算出しても大きな誤差は生じないと考えられる。

5. 5. 4 供試体長手方向の自己応力分布

供試体表面の引張自己応力を切断法や切込み法で測定したが、自己応力の供試体長手方向分布については不明であった。また、乾燥幅 $a=2\sim 10\text{cm}$ の場合には、自己応力は露出部で大きく、シールされた部分では小さくなっていると考えられる。これらのことを実測により確認することは現段階では困難である。そこで、自己応力分布の大まかな傾向を把握するために F E M による 2 次元解析により検討した。なお、解析に用いる諸定数は自己応力の実測値と解析値が一致するように種々に変化させたが、全ての乾燥条件で一致させることは困難であり、解析的研究の限界を示すと共に実測の必要性が示唆された。図 5.16 における解析条件を示すと以下の通りである。

乾燥による水分移動現象を拡散方程式で表し、乾燥面における境界条件は、熱伝達における対流熱伝達境界と類似であるとした。すなわち、

$$k \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} = \frac{\partial w}{\partial t}$$

乾燥面における境界条件は、

$$\frac{\partial w}{\partial y} = \frac{f}{k} (w_{\max} - w)$$

ここに、 w ：位置 y ，時刻 t における含水率， k ：拡散係数

f ：表面係数， w_{\max} ：最終脱水率

k ， f ， w_{\max} は、28日間2面乾燥を受けた ($a=40\text{cm}$) 供試体における解析値が実測値と一致するように次のように設定した。

$$k = 0.83\text{cm}^2/\text{day}, \quad f = 0.03\text{cm}/\text{day}, \quad w_{\max} = 4.0\%$$

図 5.16 は、2面乾燥を受ける $5 \times 22 \times 40\text{cm}$ コンクリート供試体 ($W/C = 0.50$ ，乾燥期間28日) について、供試体長手方向のひずみ分布および自己応力分布の解

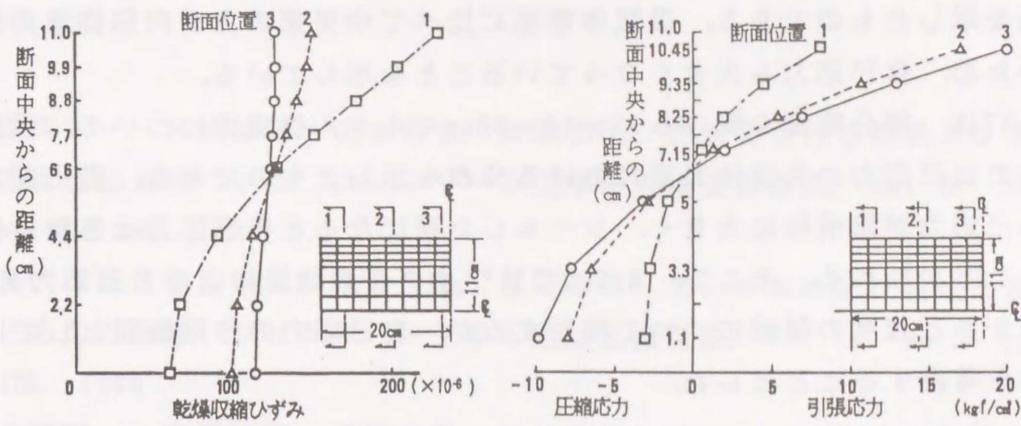


図5.16 自己応力の断面内分布 (解析値)

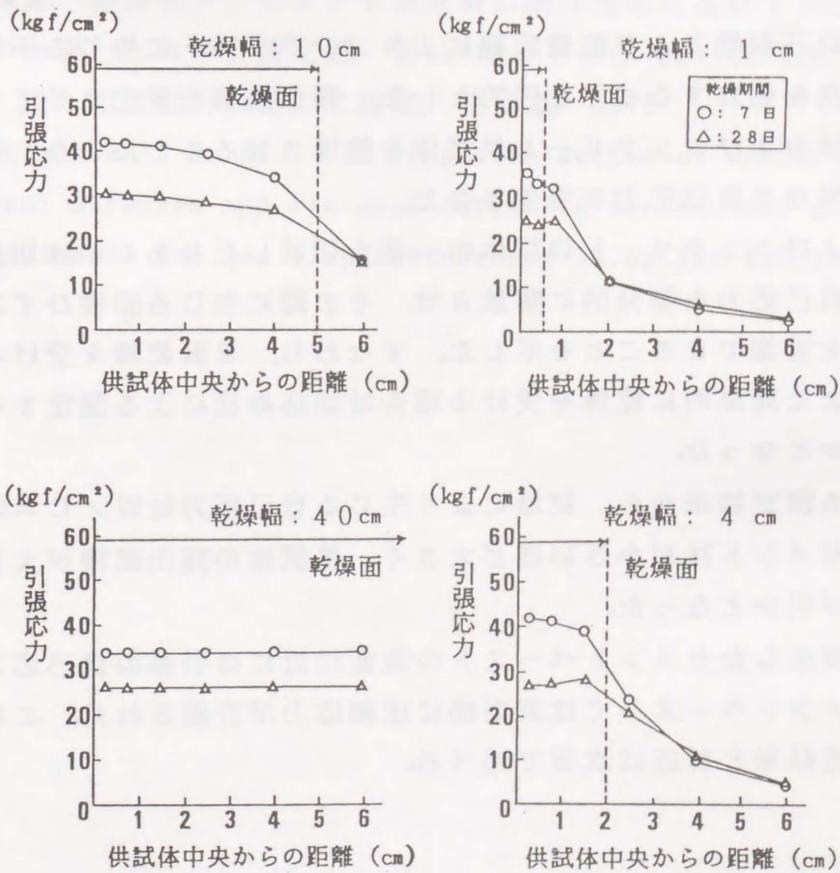


図5.17 自己応力の供試体長手方向分布 (解析値)

析結果を示したものである。供試体端部に比べて中央部の方が内部拘束の程度が大きいので、自己応力も大きくなっていることを示している。

図5.17は、部分乾燥を受ける $10 \times 10 \times 40$ cmモルタル供試体について、供試体長手方向の自己応力の供試体表面における分布を示したものである。露出面で、引張の自己応力が局所的に大きく、シールした面になると自己応力は急激に低下していることがわかる。そこで、6.2.2ではワイブルの理論により自己応力の作用範囲の大きさと強度の関係について検討するが、自己応力の作用範囲として乾燥部分のみを考慮することとした。

5. 6 まとめ

本章では、自己収縮および乾燥収縮によりコンクリートに生じる不均一な自己応力の測定方法を確立することを目的とした。露出面積を変化させてシールしたモルタル供試体およびコンクリート供試体を乾燥させることにより、大きさおよび作用範囲の異なる自己応力を発生させた。

モルタルおよびコンクリート供試体の一部を切断したりあるいは切込みを入れることにより自己応力を部分的に解放させ、その際に生じる弾性ひずみの測定値から自己応力を実測できることを示した。すなわち、2面乾燥を受ける場合は切断法により、また局部的に乾燥を受ける場合は切込み法による測定することができることが明かとなった。

本方法による測定結果から、乾燥により生じる自己応力は $W/C = 0.30 \sim 0.50$ の範囲では水セメント比が小さいほど大きく、供試体の露出面積が大きいほど大きくなることが明かとなった。

また、封緘養生したセメントペーストの表面付近には引張の自己応力が、水中養生直後のセメントペーストでは表面部に圧縮応力が計測された。これらの結果曲げ強度の測定結果と対応は次章で述べる。

<参考文献>

- 5-1) 田澤栄一, 宮沢伸吾, 山本哲也, 斉藤幸治: 乾燥を受ける無筋コンクリートの自己応力について, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.10, No.2, pp.255-260, 1988
- 5-2) 宮沢伸吾, 田澤栄一, 柏木 勉, 重川幸司: モルタルの曲げ破壊に及ぼす自己応力の影響, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.11, No.1, pp.271-276, 1989
- 5-3) 田澤栄一, 宮沢伸吾, 重川幸司: 部分乾燥を受けるモルタルの収縮応力分布の実測について, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.12, No.1, pp.151-156, 1990
- 5-4) 宮沢伸吾, 田澤栄一: セメント系材料の曲げ強度に及ぼす不均一な乾燥収縮応力の影響, 土木学会論文集, 第426号, V-14, pp.121-129, 1991
- 5-5) 米谷 茂: 残留応力の発生と対策, 養賢堂, 1975
- 5-6) Von Helmut Wolf et al.: The ring-core method of measuring the internal stresses and its application to turbine and generator shafts, Archiv fur das Eisenhüttenwesen, 42, pp.195-200, 1971

第6章 自己応力を受けるコンクリートの引張破壊

6. 1 まえがき

従来、自己応力を受けるコンクリートの曲げ強度や引張強度は、最大応力説により検討されるのが一般的であった。本章では、自己応力が断面内に不均一に分布するモルタルの引張破壊に対しては最大応力説が成り立たないことを前章で示した自己応力の実測値を基に明らかにした⁶⁻¹⁾。さらに、自己応力を受けるコンクリートの曲げ強度および一軸引張強度をより合理的に推定する方法を提案した。自己応力によるひずみと外力によるひずみの重ね合わせを行い、モデル化した応力-ひずみ曲線を用いて断面内の応力分布を求め曲げ強度および一軸引張強度の推定値をもとめた。得られた推定値は実測値と比較し、妥当であることを確認した^{6-2), 6-3)}。

6. 2 実験概要

使用材料、配合および養生方法は自己応力測定値用供試体の製造条件（第5章）と同様である。ここでは、本章のみに関係する実験概要について述べる。

6. 2. 1 曲げ強度試験方法

10×10×40cmモルタル供試体を材令7日まで水中養生した後、自己応力の大きさおよび分布を変化させるために相対する2面に種々の乾燥幅（ $a=0\sim 40\text{cm}$ ）を設け、所定の期間20℃、50%R.H.で乾燥させ、図6.1に示すように乾燥面を上・下縁として、三等分点載荷により曲げ強度を測定した。載荷速度は弾性理論で計算した場合、供試体下縁における引張応力の増加速度で0.15kgf/cm²/secとした。また、載荷時の微細ひびわれの発生および伝播の程度を把握する目的で、アコースティック・エミッション（AE）の計測を増幅率100dB、しきい値1Vで行った。また、載荷時に中立軸の位置を求めるために、梁の上下縁およびスパン中央の両側面に30mmの電気抵抗線ひずみゲージを貼り付け、ひずみ分布を破壊直

前まで測定した。

6. 2. 2 一軸引張試験方法

モルタル供試体を水中養生終了後から、全面シール ($a=0\text{cm}$)あるいは2面乾燥 ($a=40\text{cm}$)とした供試体について、図6.2に示す方法で一軸引張試験を行った。乾燥面は仕上げ面および型枠底面に接した面とした。載荷は、供試体4面に張り付けた30mmの電気抵抗線ひずみゲージにて、偏心荷重が作用しないように注意しながら

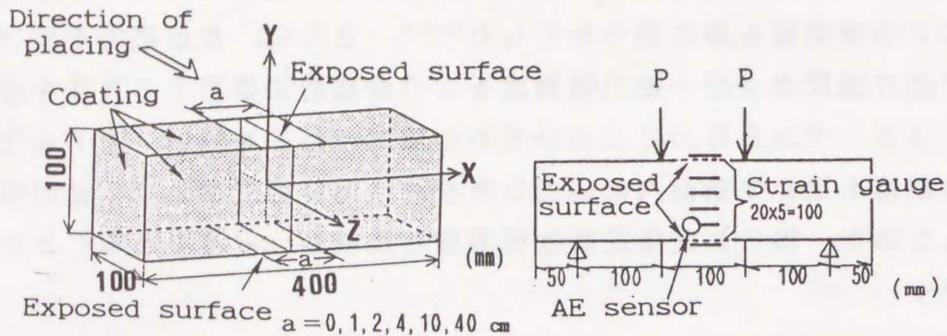


図6.1 曲げ強度試験方法

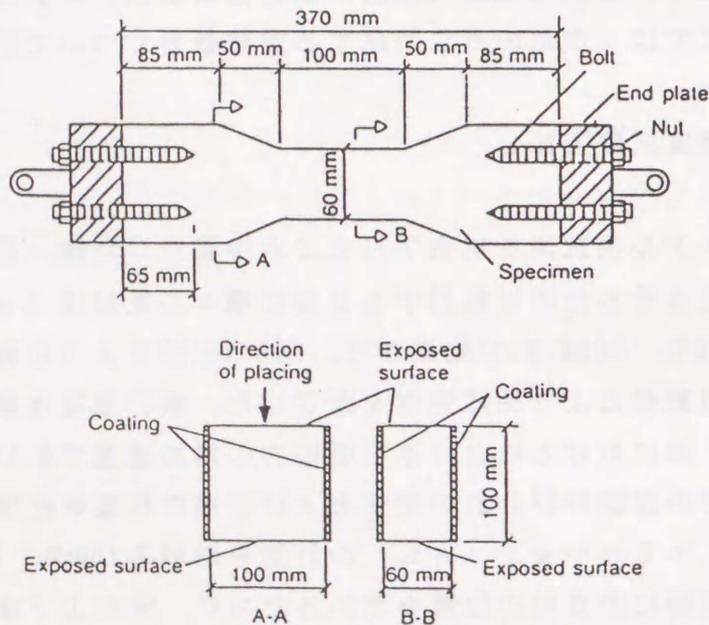


図6.2 一軸引張試験方法

ら行った。載荷速度は、載荷による応力変化が断面に一様に生じると仮定した場合で、 $0.17\text{kgf/cm}^2/\text{sec}$ とした。

6. 2. 3 均一性係数の測定方法

一般に、脆性材料の曲げ強度の試験値は、載荷方法すなわち曲げモーメントの分布形状に影響を受ける。この点について、Jayatilakaはワイブルの提唱した確率論を用いて定量的に評価している⁶⁻⁴⁾。本実験において乾燥幅を変化させた場合も、自己応力の分布する範囲が変化するので載荷方法が変化した場合と同様の影響を受ける可能性がある。そこで、応力の分布範囲の影響を検討するために、曲げスパンがモルタルの曲げ強度の試験値に及ぼす影響について実験値および均一性係数 (m) を用いた理論値により検討した。すなわち、乾燥期間の異なる $10 \times 10 \times 40\text{cm}$ 供試体について2等分点載荷および3等分点載荷により曲げ強度試験を行うと共に、同一バッチで製造した30個の $4 \times 4 \times 16\text{cm}$ 供試体を用い水中養生終了直後に行った曲げ強度試験値 (2等分点載荷) のばらつきから m を求め理論による検討を行った⁶⁻⁵⁾。

6. 3 モルタルの曲げ強度に及ぼす自己応力の影響

6. 3. 1 曲げ強度に及ぼす自己収縮の影響

第3章および第4章では、コンクリートの自己収縮は水セメント比が小さい場合に著しく大きくなることを示した。コンクリートの曲げ強度は自己収縮に大きな影響を受けることが考えられるが、この事に関してはまったく明らかにされていない。本節では、自己乾燥がセメント系材料の力学的性質に及ぼすと考えられる諸性質の内、特に曲げ強度に着目して検討する。

図6.3は、材令1日で脱型した後水中養生あるいは封緘養生した水セメント比の小さいセメントペースト (早強セメント使用) の圧縮強度の経時変化を示したものである。圧縮強度はいずれの配合についても養生方法により大きな差は認められなかった。図6.4は、曲げ強度について示したものであるが、封緘養生供試体の曲げ強度は水中養生供試体のそれと比べて材令3日から91日にわたりかなり小さ

くなっている。

図6.5は、水セメント比と圧縮強度の関係、図6.6は、水セメント比と曲げ強度の関係を示したものである。圧縮強度はいずれの水セメント比においても養生方法による大きな差異は認められなかった。一方、水セメント比が0.30以下の場合、封緘養生したセメントペーストの曲げ強度が水中養生した場合より著しく小さくなっている。

図6.7は、曲げ強度に及ぼす養生方法の影響を供試体寸法別に示したものである。乾燥収縮による曲げ強度の低下は供試体寸法が大きいほど大きくなることは、従来より知られているが、封緘養生した低水セメント比のセメントペーストの曲げ強度は、水中養生した場合に比べて概ね1/2～1/3程度であり、2×2×16cm～10×10×40cmの範囲では曲げ強度の低下率に及ぼす断面寸法の影響は認められ

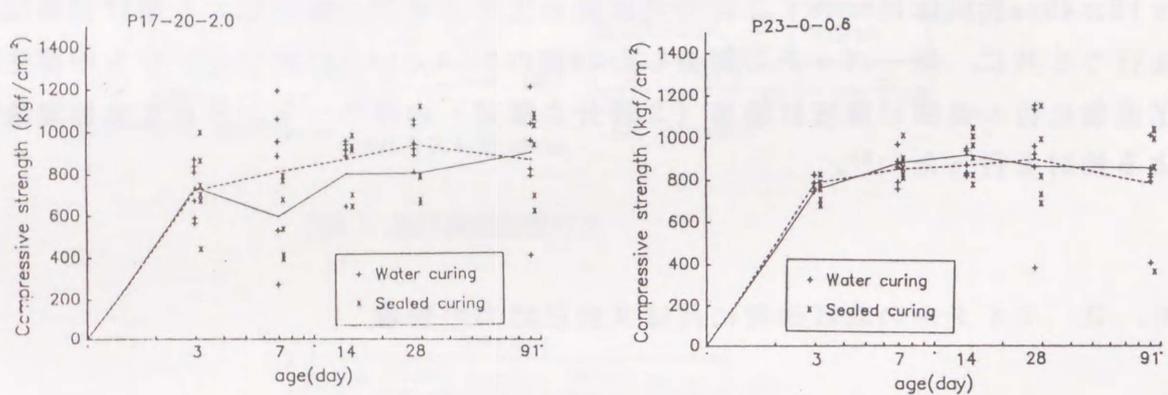


図6.3 セメントペーストの圧縮強度の経時変化

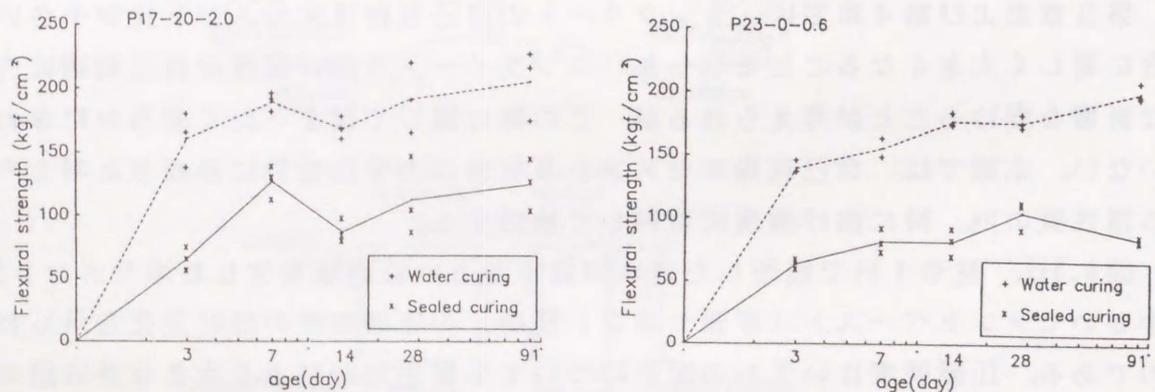


図6.4 セメントペーストの曲げ強度の経時変化

なかった。第3章で述べたように、水和反応に伴い間隙水が供試体中心部へと移動するため供試体表層部における自己乾燥が著しくなる。そのため、封緘養生した供試体表面には引張の自己応力が生じていると考えられる。そこで、供試体表面に生じている自己応力を切込みにより一部解放させその際に生じるひずみ変化を測定した。図6.8は切込み法による測定方法を、図6.9は測定結果を示したものである。同図より、水中養生供試体の表面は切込みにより膨張ひずみが、封緘養生供試体の表面は切込みにより収縮ひずみが認められた。従って、供試体表面部には、前者では圧縮の自己応力が後者では引張の自己応力が生じていると考えられる。従って、前述した封緘養生による曲げ強度の低下は、この自己応力に一

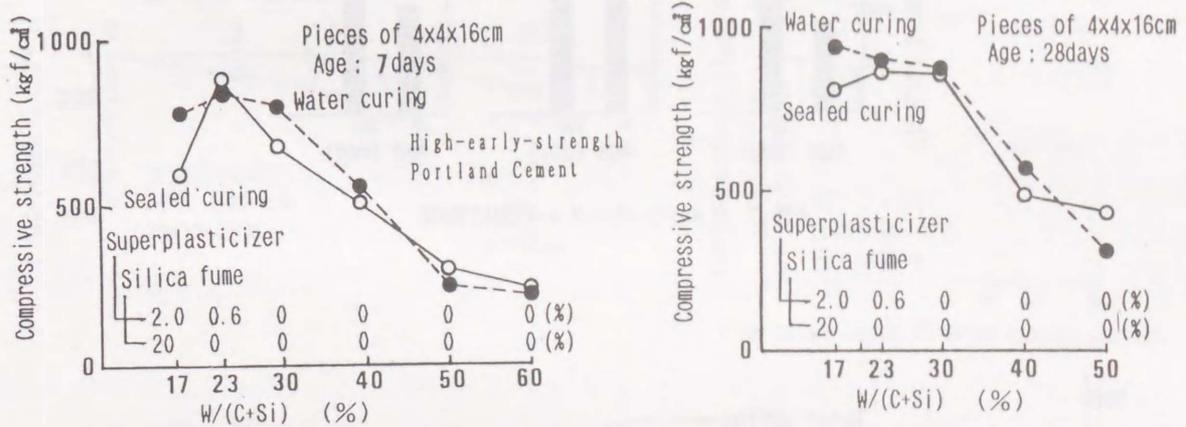


図6.5 水結合材比と圧縮強度の関係

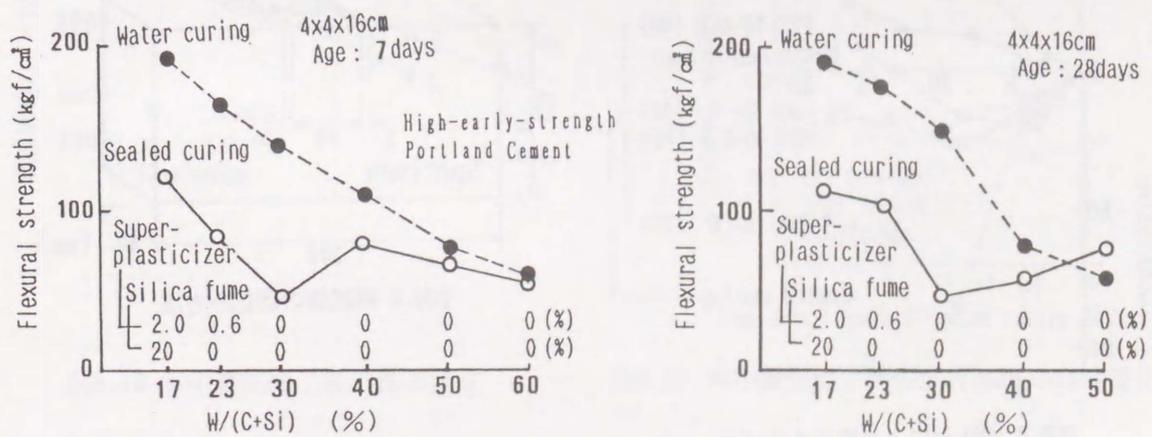


図6.6 水結合材比と曲げ強度の関係

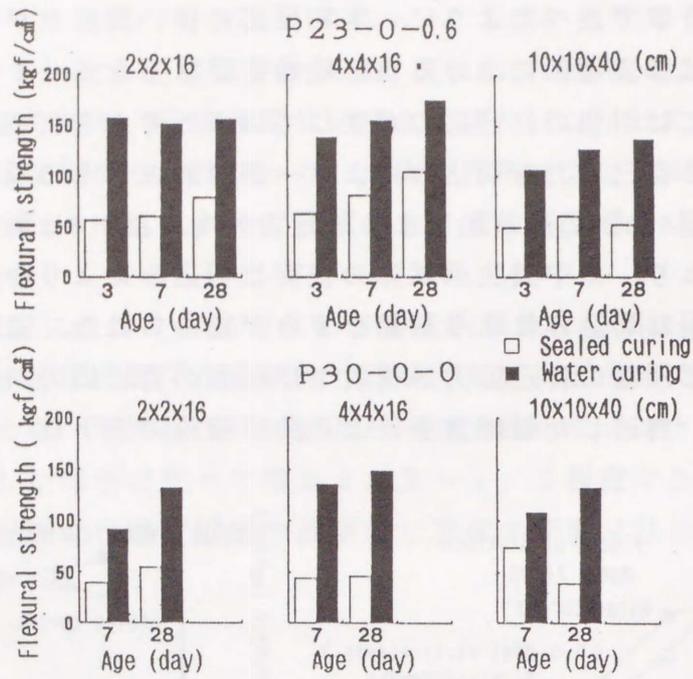


図6.7 セメントペーストの曲げ強度

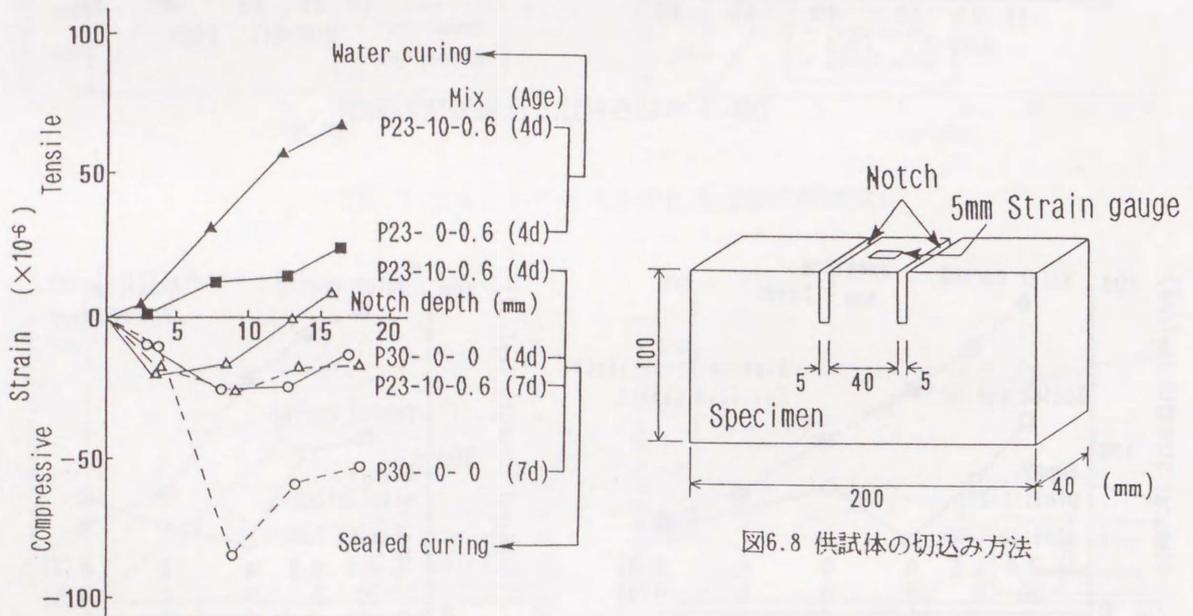


図6.9 切込みにより生じるひずみ

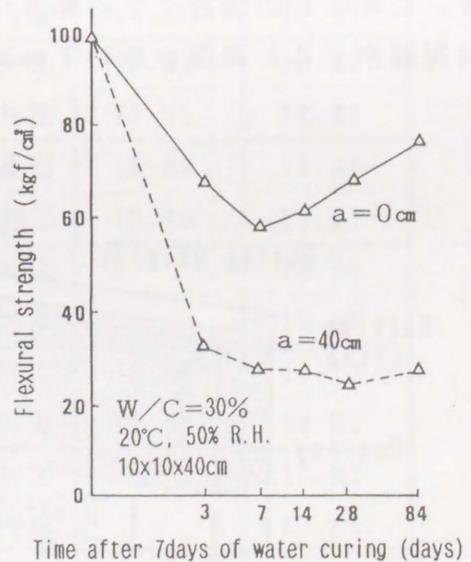
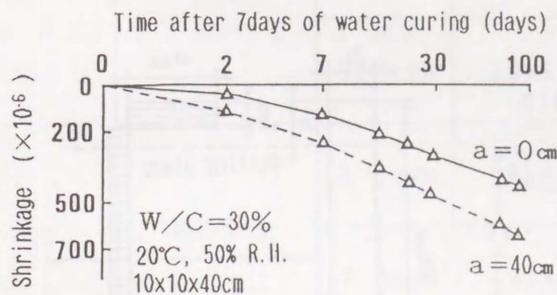
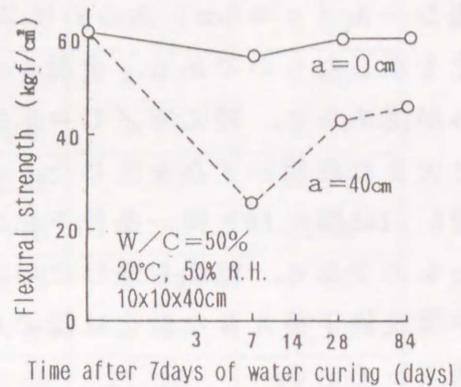
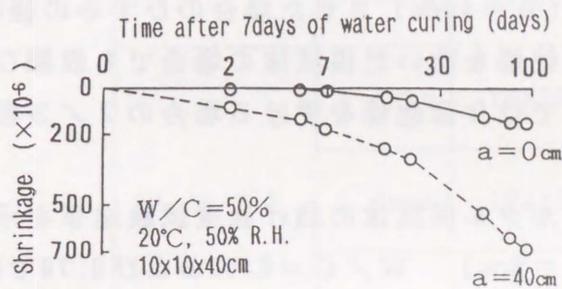
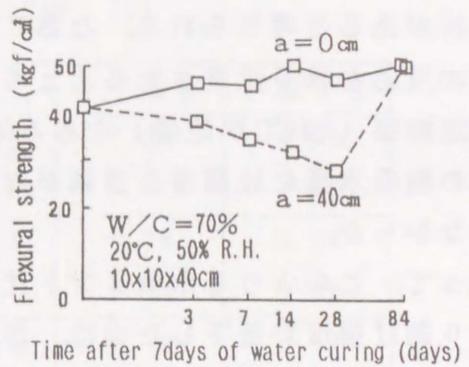
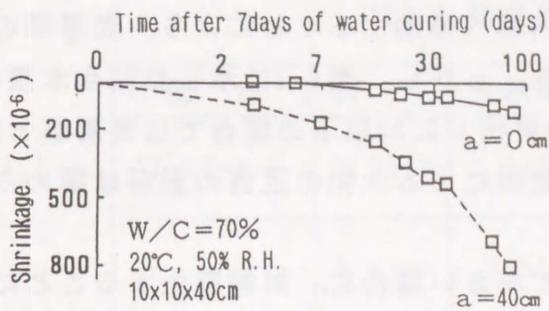


図6.10 水中養生終了後の長さ変化

図6.11 水中養生終了後の曲げ強度の経時変化

原因があると考えられる。なお、間隙水が内部へ移動することにより、表層部の水和反応が若干阻害されることも考えられる。しかし、表6.1に示した結合水量の測定結果（800℃炉乾燥）をみると、水結合材比が0.23以下の場合では表層部と内部の結合水量には顕著な差異がなく、自己乾燥による水和の阻害の影響は認められなかった。

従って、このような水セメント比がきわめて小さい場合に、封緘養生することにより曲げ強度が低下したのは、供試体表面部に引張の自己応力が生じたためと考えられる。

図6.10は、モルタル供試体（10×10×40cm）を材令7日まで水中養生した後に全面シール（ $a = 0\text{cm}$ ）あるいは2面乾燥（ $a = 40\text{cm}$ ）させた場合のひずみの経時変化を示したものである。全面シールして乾燥を防いだ供試体の場合でも収縮ひずみが認められ、特に $W/C = 0.30$ の場合では2面乾燥を受ける場合の2/3程度と大きな収縮ひずみを生じた。

図6.11は図6.10と同一条件下におけるモルタル供試体の曲げ強度試験結果を示したものである。乾燥を受けない場合（ $a = 0\text{cm}$ ）、 $W/C = 0.50$ および0.70では水中養生終了後大きな変化は認められないが、 $W/C = 0.30$ では曲げ強度が大幅に低下している。

$W/C = 0.30$ の場合、7日間水中養生した直後に10×10×40cm供試体の破断面を目視観察すると表面から約7mmまでの部分が内部と比較して湿潤状態であるこ

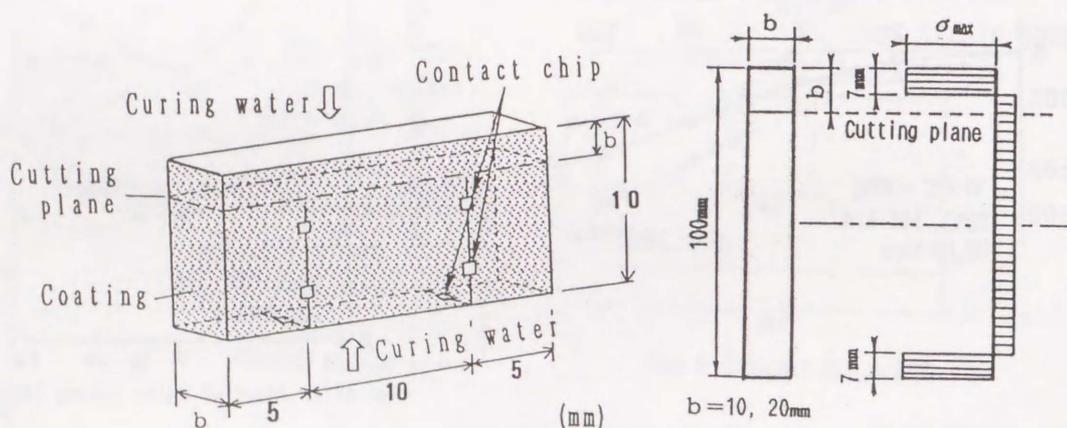


図6.12 湿潤供試体の自己応力測定方法

表6.1 結合水量の測定結果 (%)

配 合	材 令	供試体 (cm)		水中養生	封緘養生
17-20-2.0	7 days	4x4x16	表面	7.51	6.99
			内部	7.06	7.01
23-0-0.6	3 days	10x10x40	表面	8.79	9.39
			内部	8.92	9.58
	8 days	10x10x40	表面	9.79	9.18
			内部	9.47	9.61
	28days	10x10x40	表面	10.38	10.27
			内部	9.60	10.30
23-10-0.6	3 days	10x10x40	表面	8.64	8.40
			内部	9.15	8.21
	8 days	10x10x40	表面	8.99	8.24
			内部	8.75	8.38
	28days	10x10x40	表面	9.00	8.60
			内部	8.45	8.54
30-0-0	3 days	10x10x40	表面	11.78	10.11
			内部	10.41	10.68
	8 days	10x10x40	表面	11.61	10.42
			内部	11.31	11.41
	28days	10x10x40	表面	12.81	11.11
			内部	12.50	12.27
40-0-0	3 days	4x4x16	表面	-	12.71
			内部	-	13.00
	7 days	4x4x16	表面	13.35	13.13
			内部	13.55	13.21
50-0-0	3 days	4x4x16	表面	-	13.53
			内部	-	13.66
	7 days	4x4x16	表面	-	14.12
			内部	-	14.25

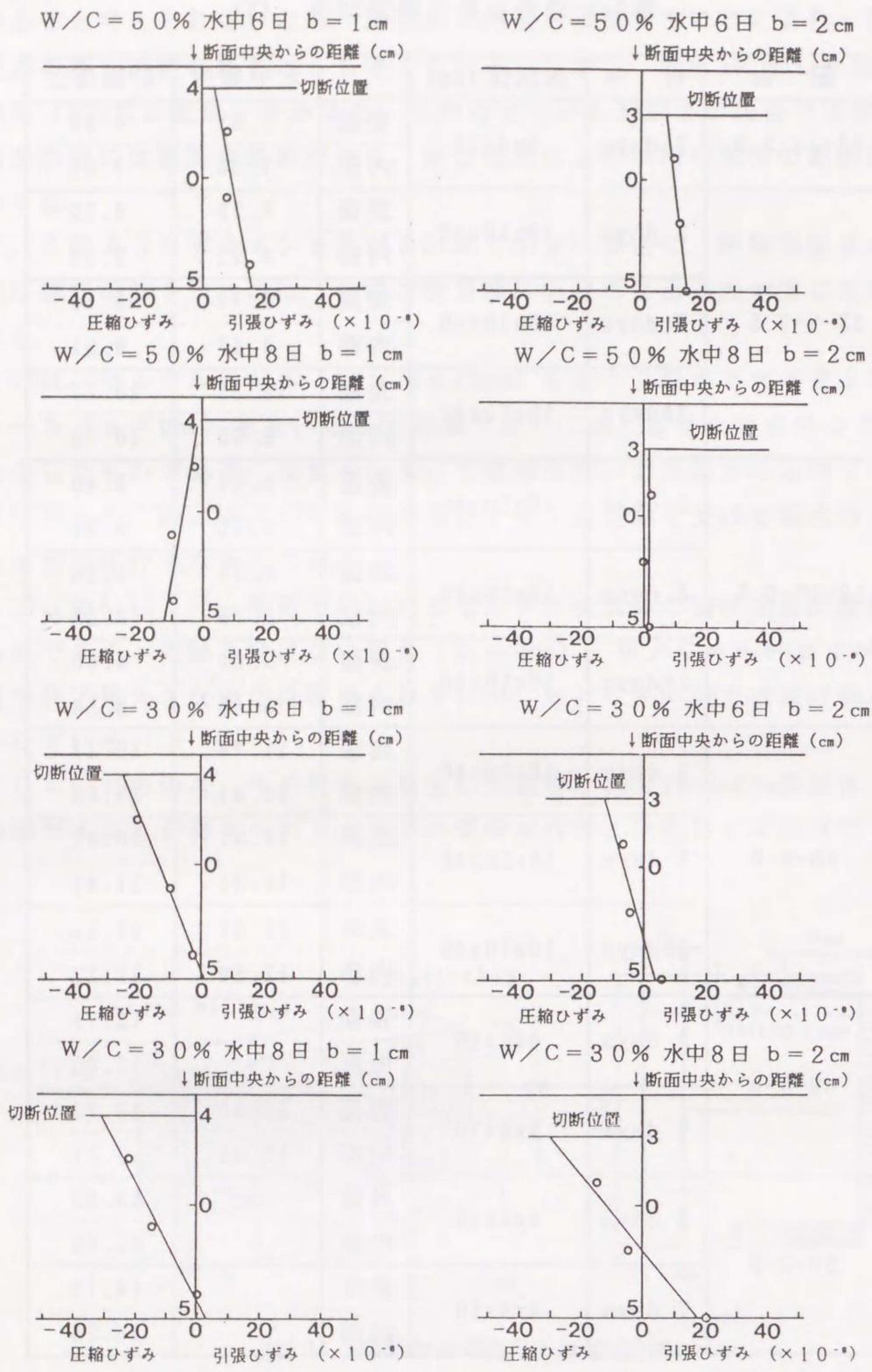


図6.13 湿潤供試体の切断により生じるひずみ分布

とが観察された。そこで $1 \times 10 \times 20$ cmあるいは $2 \times 10 \times 20$ cm供試体を図6.12に示すように相対する2面以外をシールし8日間水中養生した直後に、湿潤面に平行な面で切断しその際生じる弾性ひずみ分布をコンタクトチップにより測定した。切断により生じるひずみ分布は、図6.13に示すように $W/C=0.5$ では切断による大きなひずみは認められなかったが、 $W/C=0.3$ では乾燥を受ける場合とは逆の傾きとなり、湿潤面では圧縮の自己応力を生じていることを明らかに示している。自己応力分布を矩形分布と、仮定しひずみ分布の測定値の回帰直線から湿潤面における自己応力を計算すると約 14kgf/cm^2 の圧縮応力となった。

水セメント比が小さく、またシリカフェーム用いて組織が緻密となっているため、水和反応により生じた空隙を補うために外部から浸透する養生水の浸透速度が遅く、水中養生中に供試体の表面部のみで湿潤膨張が生じようとするが、内部の拘束を受けるため表面部に圧縮の自己応力を生じたものと思われる。しかし、水中養生終了後に供試体を密封した以降も内部への水分浸透は継続するため、表面部が湿潤状態から自己乾燥状態へと変化する。シールした後に曲げ強度が次第に低下したは以上の理由によるものと考えられる。

従来、乾燥を受けるセメント系材料の収縮ひずみや自己応力に関する解析的研究では、水分逸散量を拡散方程式で取り扱い、ひずみや応力解析を行うのが一般的であった。しかし、本節で述べたように、水セメント比の小さいモルタルの場合、収縮や強度に及ぼす自己乾燥の影響がきわめて大きくなることを考慮する必要がある。すなわち、水分逸散が生じなくても、水分量の時間的变化および内部移動による位置的变化が生じることを考慮する必要がある。

6. 3. 2 曲げ強度に及ぼす乾燥収縮の影響

表6.2は、乾燥幅" a "の異なるモルタル供試体の曲げ強度試験結果を示したものである。図6.14は、曲げ強度の経時変化を示したものである。これらの実験結果について、モルタルの配合ごとに検討すると以下のようなになる。

- (1) $W/C=0.30$ の場合は、他の配合と比べて乾燥を受けることにより著しい強度低下を示している。また既に述べたが、低水セメント比の場合は水中養生後密封して乾燥を防いでも (" $a=0$ cm)、供試体表面部が自己乾燥状態となるため曲げ強度がかなり低下している。なお、" $a=40$ cmでは乾燥84日においても曲げ

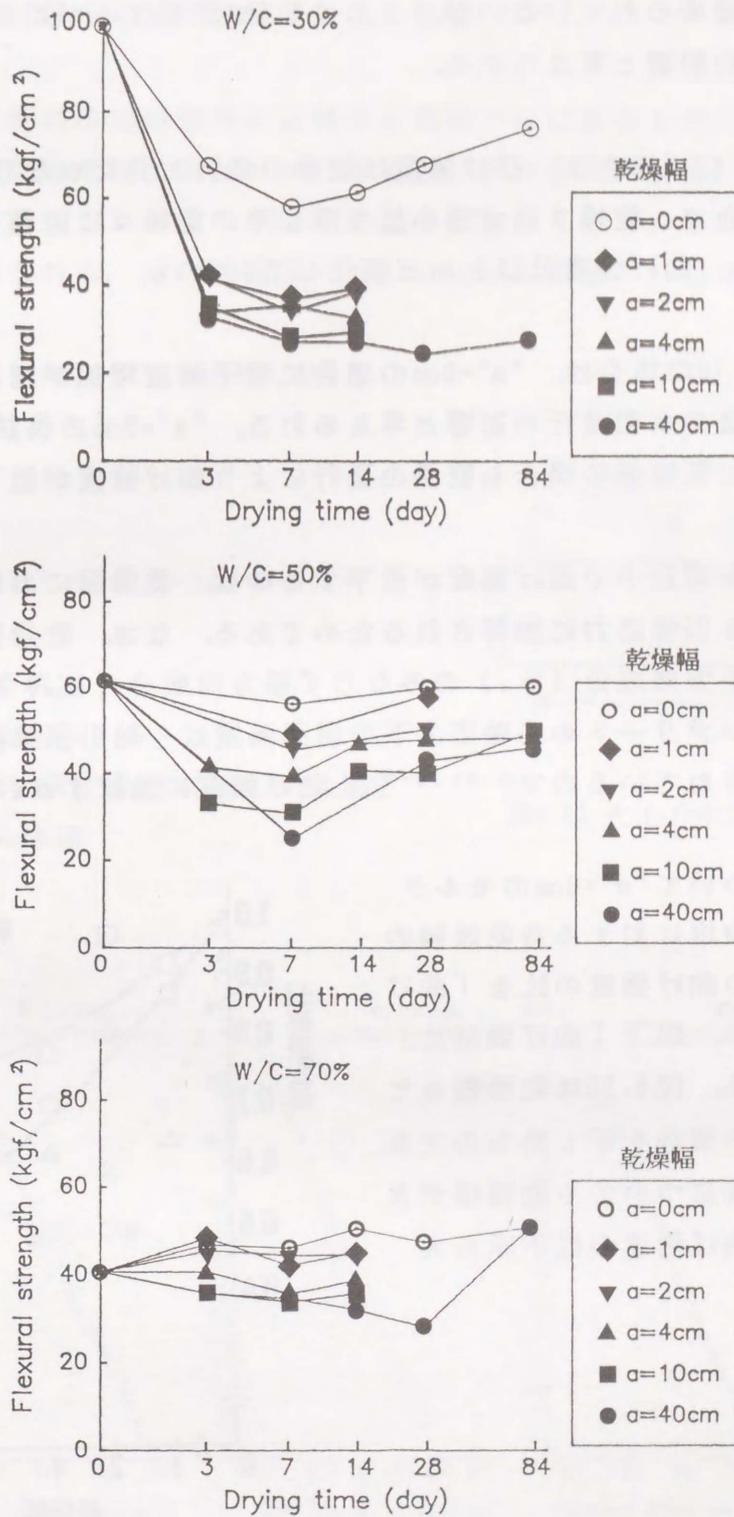


図6.14 乾燥を受けるモルタルの曲げ強度の経時変化

強度の回復は認められていないが、これは6.5で詳述するが乾燥期間中に生じた表面ひびわれの影響と考えられる。

(2) $W/C = 0.50$ の場合は、曲げ強度は乾燥の進行と共にかなり低下し、いずれの乾燥幅の場合で、乾燥7日で極小値を示しその後徐々に回復している。 $"a" = 0\text{cm}$ の場合では、曲げ強度はほとんど変化していない。

(3) $W/C = 0.70$ の場合は、 $"a" = 0\text{cm}$ の場合に若干強度増加が認められるが、これは水中養生後の水和進行の影響と考えられる。 $"a" = 0\text{cm}$ の供試体を基準に考えると、いずれの乾燥幅の場合も乾燥の進行により曲げ強度が低下している。

以上のように乾燥途中で曲げ強度が低下するのは、乾燥面における引張の自己応力が外力による引張応力に加算されるためである。なお、乾燥面における自己応力は供試体長手方向成分 (σ_x) のみならず横方向成分 (σ_z) も有するが、既往の研究ではコンクリートの二軸応力下の引張強度は一軸引張強度とほとんど変わらないと報告されているので^{6-6), 6-7)}、曲げ強度に及ぼす σ_z の影響は無視した。

各乾燥期間について $"a" = 0\text{cm}$ のモルタル供試体の曲げ強度に対する各乾燥幅のモルタル供試体の曲げ強度の比を「曲げ強度比」と定義し、以下「曲げ強度比」を用いて検討する。図6.15は乾燥幅 a と「曲げ強度比」の関係を示したものである。いずれの配合についても乾燥幅が大きくなるに従い曲げ強度の低下率も大きくなっている。

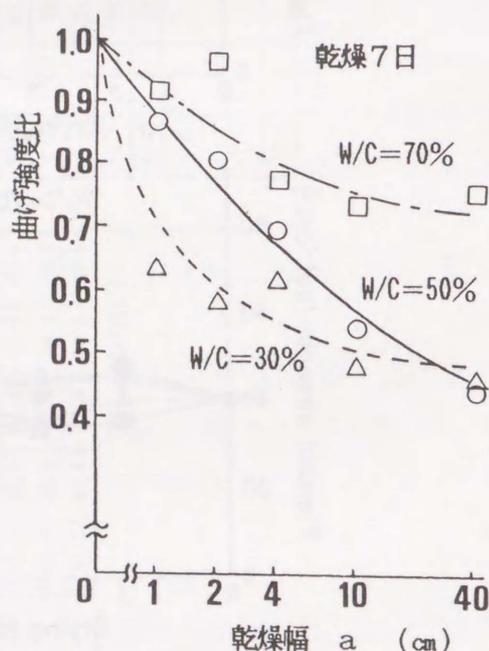


図6.15 乾燥幅(a)と曲げ強度の関係

6. 3. 3 曲げ強度に及ぼす荷重方法の影響

一般に、脆性材料の曲げ強度の試験値は荷重方法に影響を受ける。引張破壊が供試体中の最大欠陥で生じると考え、試験値の分布を確率論的に扱ったワイブル理論を用いて計算すると、図6.16に示す荷重試験から得られる曲げ強度の平均値は次式により得られる。式の誘導は、Jayatilakaの方法⁶⁻⁴⁾にならって行った。

$$f_b = f_0 \cdot \Gamma(1+1/m) \cdot g(m, \lambda) / V^{1/m} \quad (6-1)$$

ただし、

$$g(m, \lambda) = [2\lambda(m+1)^2 / \{2+(m+1)(\lambda-2)\}]^{1/m}$$

f_0 : 強度の基準値

m : 均一性係数

λ : 荷重方法を示す係数 (図6.16参照)

V : 供試体の体積

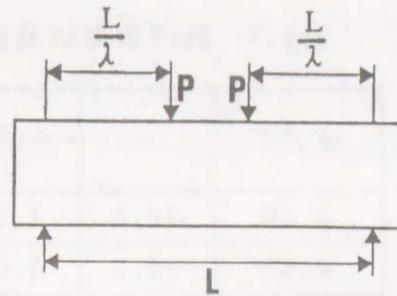


図6.16 式(6-1)中の記号の定義

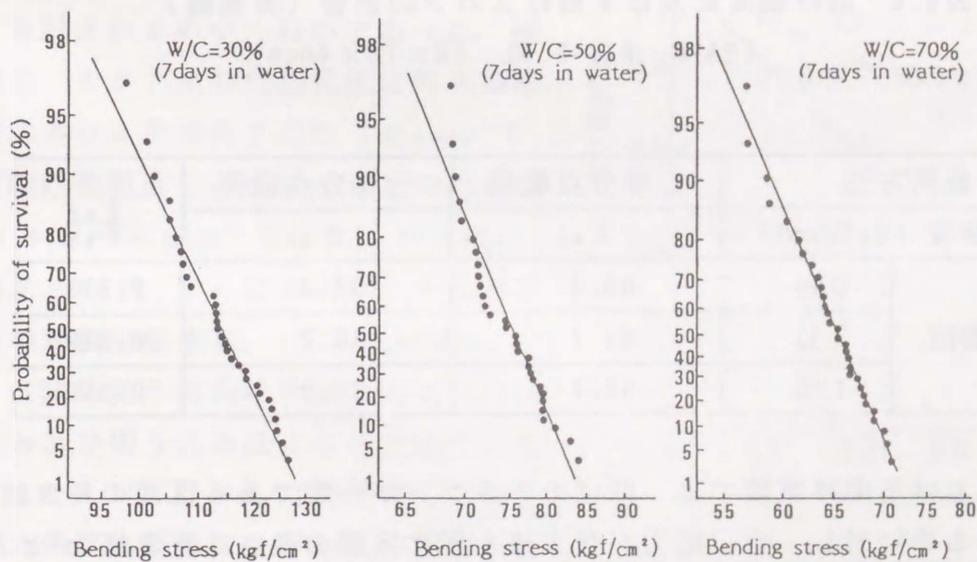


図6.17 曲げ強度のワイブルプロット

図6.17は、7日間の水中養生後、4×4×16cm供試体30個の曲げ試験データをワイブル確率紙上にプロットしたものである。同図における回帰直線の傾きとして均一性係数(m)が定まり、さらに式(6-1)を用いて曲げ強度比を求めると表6.3のようになる。一方、表6.4は材令7日まで水中養生した後に、0日～1年間乾燥させた10×10×40cm供試体(W/C=0.50)を用いて載荷方法の影響について実験した結果を示したものである。ワイブル理論による計算値(0.900)と概ね一致している。

表6.3 曲げ強度に及ぼす曲げスパンの影響(ワイブル理論)

W/C	m	Bending span (cm)				
		0	1	2	4	10
0.30	16.4	1.00	0.974	0.956	0.932	0.892
0.50	18.9	1.00	0.974	0.958	0.956	0.900
0.70	18.1	1.00	0.972	0.957	0.920	0.898

表6.4 曲げ強度に及ぼす曲げスパンの影響(実測値)

(モル比, W/C=0.50, 10×10×40cm)

載荷方法		二等分点載荷	三等分点載荷	$\frac{f_{b2}}{f_{b1}}$
曲げ強度 (kgf/cm ²)		f_{b1}	f_{b2}	
乾燥期間	0日	65.4	57.4	0.878
	7日	41.2	36.2	0.879
	1年	85.2	80.9	0.950

本研究における曲げ試験では、曲げモーメントが一定である区間の長さは10cmと一定であるのに対し、自己応力が最大値を示す区間の長さは乾燥幅"a"とともに変化する(5.5.4参照)。そのため、外力による応力と自己応力の合計応力が最大値を示す区間も"a"とほぼ対応して2cmから10cmまで変化する。従って図6.15の

結果は自己応力の大きさや断面内分布の影響のみならず、載荷方法の影響も受けている可能性がある。しかし、最大応力を示す区間が2 cmから10 cmに変化することによる曲げ強度の減少率は、ワイブル理論から求めると、表6.2に示したように6～7%程度となる。この減少率は、図6.18に示すように、曲げ強度低下率の実測値に比べて著しく小さい。従って、乾燥幅を変化させたことによる曲げ強度の変化に関しては、自己応力の大きさ及び断面内分布による影響が卓越していることがわかる。

6. 3. 4 自己応力の最大値と曲げ強度の関係

自己応力を受けるコンクリートの曲げ破壊に関しては、従来から最大応力説により検討されるのが一般的であった。図6.18は、モルタルの引張強度に対する乾燥面における自己応力の比 (σ_{max}/f_t) と「曲げ強度比」の関係を示したものである。同図において、 f_t は水中養生7日終了直後の割裂引張強度、 σ_{max} は乾燥面における供試体長手方向の自己応力を示し、切断法および切り込み法による実測値である。また、 $W/C=0.30$ の場合、乾燥期間中に供試体表面にひびわれが観察されたものについては $\sigma_{max}=f_t$ とした。

なお、乾燥面付近ではセメントの水和

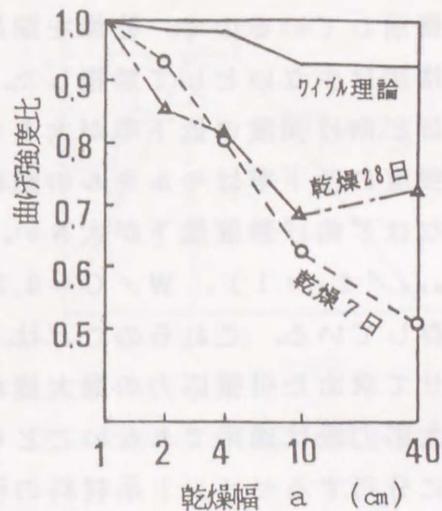


図6.18 ワイブル理論と実測値の比較 (W/C=0.50)

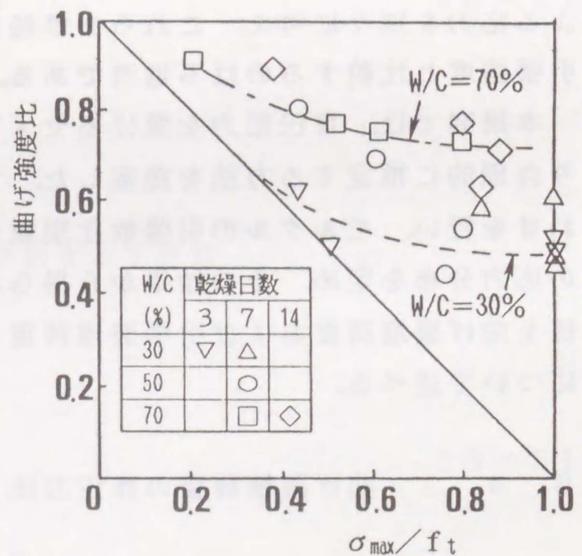


図6.19 σ_{max}/f_t と曲げ強度比の関係

反応は乾燥により阻害されることが考えられ⁶⁻⁹⁾、また、本実験では早強セメントを使用しているので、乾燥を開始した材令7日以降の水和の進行による曲げ強度の増加は少ないとして無視した。図より、いずれの配合についても、 σ_{max} が大きいほど曲げ強度の低下率が大きくなっている。しかし、 σ_{max}/f_t が同一でも、曲げ強度の低下率はモルタルの配合により大幅に異なり、 W/C が小さく組織が緻密なほど曲げ強度低下が大きい。また、自己応力が表面で引張強度に達しても ($\sigma_{max}/f_t=1$)、 $W/C=0.30$ で約50%、 $W/C=0.70$ で約75%の曲げ強度が残存している。これらのことは、自己応力と外力による曲げ応力を単純に重ね合わせて求めた引張応力の最大値が、引張強度に達したときに破壊が生じるとする最大応力説は適用できないことを示している。従って、自己応力が断面内に不均一に分布するセメント系材料の引張破壊に対する新たな破壊条件を求めることが必要となる。

6. 4 破壊荷重の算定方法

6.2では、自己応力によるモルタルの曲げ強度の低下は、最大応力説のみでは説明できないことを示した。すなわち、破壊荷重を予測する際、自己応力と外力による応力を別々に考え、これらを単純に重ね合わせて求めた引張応力の最大値を引張強度と比較するのは不適當である。

本研究では、自己応力を受けるセメント系材料の曲げ強度および引張強度をより合理的に推定する方法を提案した。すなわち、応力の代わりにひずみの重ね合わせを行い、モルタルの引張軟化現象を考慮した応力ひずみ曲線を用いて断面内の応力分布を定め、その結果から得られる曲げモーメントおよび引張荷重の最大値を曲げ破壊荷重および引張破壊荷重とするものである。以下に、その算定方法について述べる。

6. 4. 1 曲げ破壊荷重の算定方法

曲げ破壊荷重の算定に当たり以下の仮定を設けた。

- ①モルタルの引張応力下の応力-ひずみ関係は図6.20に示すものとする。
- ②モルタルの圧縮応力下の応力ひずみ関係に対してはフックの法則が成立する。

- ③自己応力は弾性限界以下であり、解放時には弾性的にひずみ変化を示す。断面内の自己応力分布は式(5-2)で近似でき、 σ_{self} の値には切断法または切込み法で求めた実測値を用いる。
- ④荷重による変形に対しては平面保持が成り立つ。

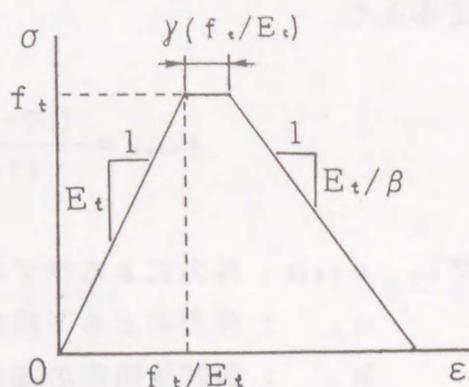


図6.20 モルタルの応力ひずみ曲線

仮定①および②を式で表すと次のようになる。

$$\sigma = f(\varepsilon) = \begin{cases} E_c \varepsilon & \dots \varepsilon < 0 \\ E_t \varepsilon & \dots 0 \leq \varepsilon < f_t/E_t \\ f_t & \dots f_t/E_t \leq \varepsilon < (1+\gamma)f_t/E_t \\ \frac{1+\beta+\gamma}{\beta} f_t - \frac{E_t}{\beta} \varepsilon & \dots (1+\gamma) \frac{f_t}{E_t} \leq \varepsilon < (1+\beta+\gamma) \frac{f_t}{E_t} \\ 0 & \dots (1+\beta+\gamma) \frac{f_t}{E_t} \leq \varepsilon \end{cases} \quad (6-2)$$

- ただし、 E_c : 圧縮静弾性係数
 E_t : 引張静弾性係数
 f_t : 一軸引張強度
 β, γ : 応力-ひずみ曲線の形状を示す定数

仮定③より、

$$\varepsilon_{self} = \sigma_{self} / E \quad (6-3)$$

- ただし、 ε_{self} : 自己応力による弾性ひずみ
 σ_{self} : 自己応力
 E : 弾性係数 (E_c あるいは E_t)

仮定④より、

$$\varepsilon_{load} = \frac{(1/2-k) h - y}{(1-k) h} \varepsilon_b \quad (6-4)$$

ただし、 ε_{load} : 外力によるひずみ

ε_b : 外力による下縁ひずみ

h : 供試体断面の高さ

y : 位置 (断面図心を基準とし圧縮縁側を正とする)

k : 中立軸比

ここで、自己応力による弾性ひずみと外力によるひずみの重ね合わせることを考える。すなわち、

$$\varepsilon = \varepsilon_{self} + \varepsilon_{load} \quad (6-5)$$

ただし、 ε : 自己応力による弾性ひずみと外力によるひずみの合計

断面内の軸力の釣合条件より次式が成り立つ。

$$\int_{-h/2}^{h/2} b \sigma dy = \int_{-h/2}^{h/2} b f(\varepsilon) dy = 0 \quad (6-6)$$

ただし、 b : 断面の幅

自己応力と外力によるひずみの合計 (ε) が式 (6-2) ~ (6-6) より求められ、 ε から合計応力 σ が求められる。外力による応力は、合計応力から自己応力を差し引くことにより求めることができる。すなわち、

$$\sigma_{load} = f(\varepsilon) - \sigma_{self} \quad (6-7)$$

以上のことから、 β 、 γ を定めれば、曲げモーメントを ε_b の関数として次式で求

めることができる。

$$\begin{aligned}
 M &= \int_{-h/2}^{h/2} b \sigma_{load} y dy \\
 &= \int_{-h/2}^{h/2} b \{f(\epsilon_{self} + \epsilon_{load}) - \sigma_{self}\} y dy \quad (6-8)
 \end{aligned}$$

図6.21～6.27は以上の計算結果の一例を示したものである。図6.20および6.21は、自己応力を受けない場合の計算結果である。図6.22～6.27は、自己応力を受ける場合で、計算手順を図6.22中に番号で示した。なお f_t 、 E_0 および E_t には表6.5に示した水中養生終了直後における実測値を用いた。

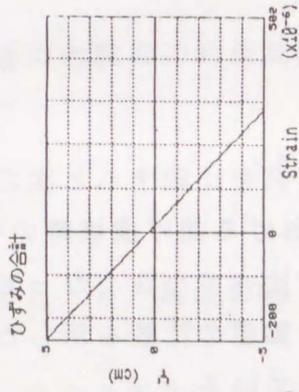
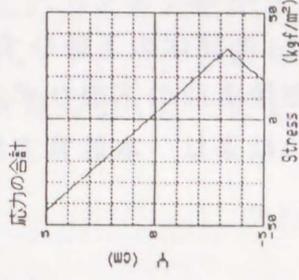
図6.28および6.29は、以上のようにして求めた ϵ_b と M の関係および ϵ_b と k の関係をそれぞれ示したものである。同図における曲げモーメントの最大値として破壊曲げモーメント (M_u) および破壊時の中立軸比 (k_u) の推定値を求めることができる。なすわち、自己応力を受けるモルタルの破壊曲げモーメント M_u は、次式で表すことができる。

$$\frac{d}{d\epsilon_b} M=0 \quad \text{のとき、} M=M_u \quad (6-9)$$

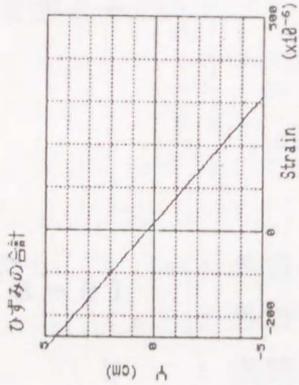
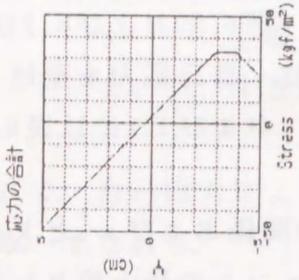
なお、破壊時の中立軸比 (k_u) について、実測値と計算値を比較すると次のようである。図6.30に示すように自己応力を受ける供試体における曲げ破壊時の中立軸比 k_u の計算値は、自己応力を受けない供試体のそれに比べて小さくなっている。表6.6は、曲げ破壊直前における中立軸比の実測値と計算値の比較を示したものであるが、乾燥により k_u は減少する傾向を両者とも示している。

図6.31は、曲げ破壊直前 ($P=(0.96\sim 0.98)P_{max}$) における、供試体の下縁ひずみの測定値を示したものである。図6.28および6.29に示した破壊直前の下縁ひずみの計算値は、これらの実測値に近い値となっている。以上の結果は、本計算方法の妥当性を示していると考えられる。

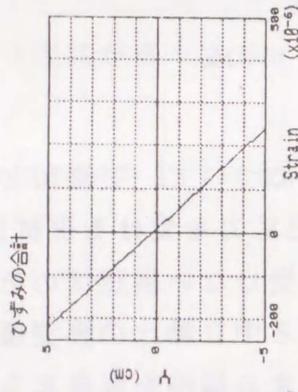
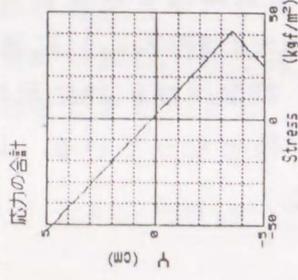
W/C=70%



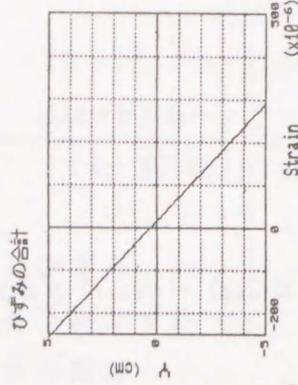
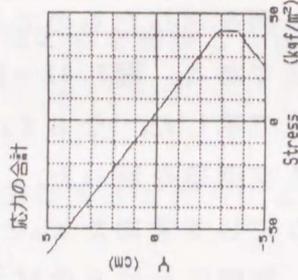
W/C=70%



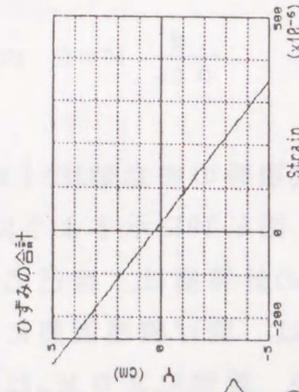
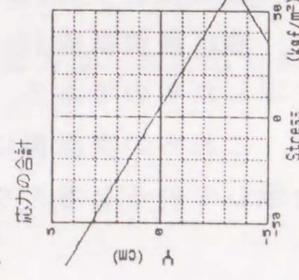
W/C=50%



W/C=50%



W/C=30%



W/C=30%

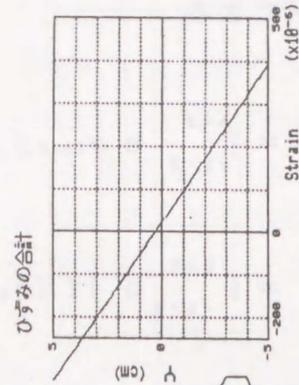
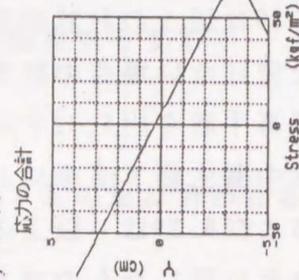


図6.21a ひずみ分布および応力分布の計算値

(自己応力=0, $\gamma=0$, $\beta=1$)

図6.21b ひずみ分布および応力分布の計算値

(自己応力=0, $\gamma=0.3$, $\beta=1$)

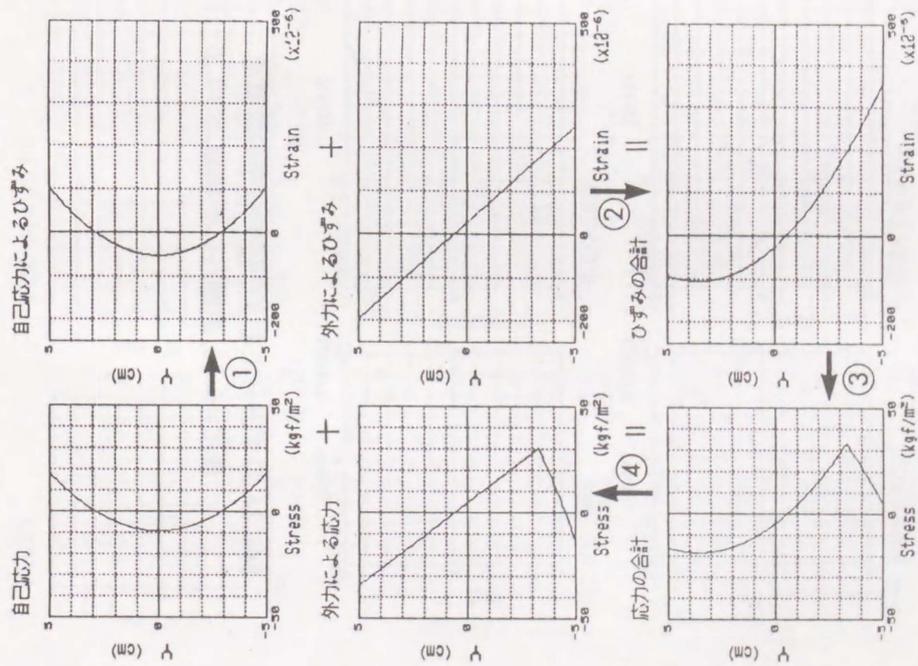


図6.22 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.70$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0$, $\beta=1$)

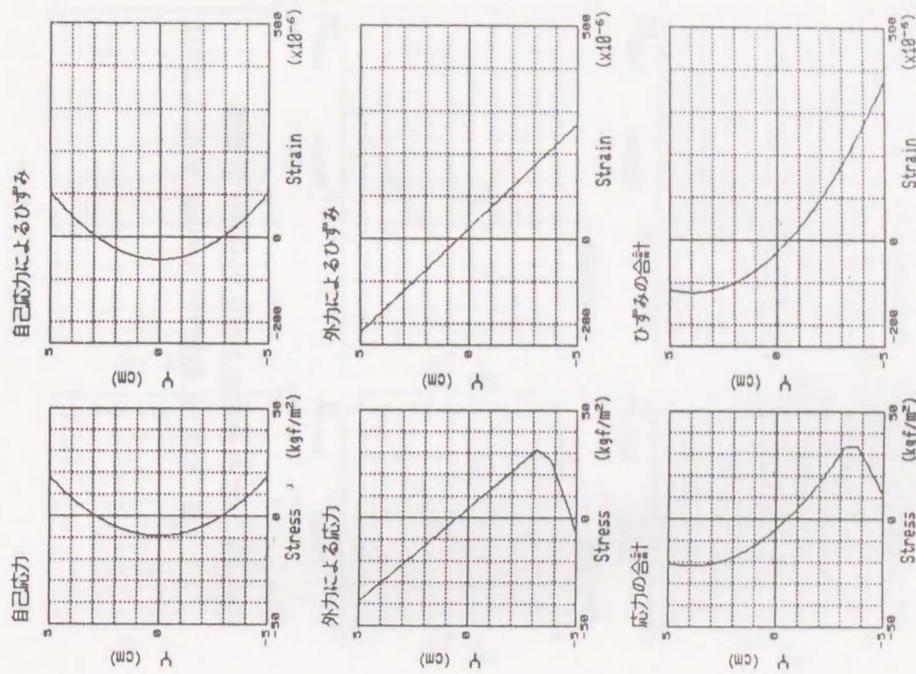


図6.23 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.70$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0.3$, $\beta=1$)

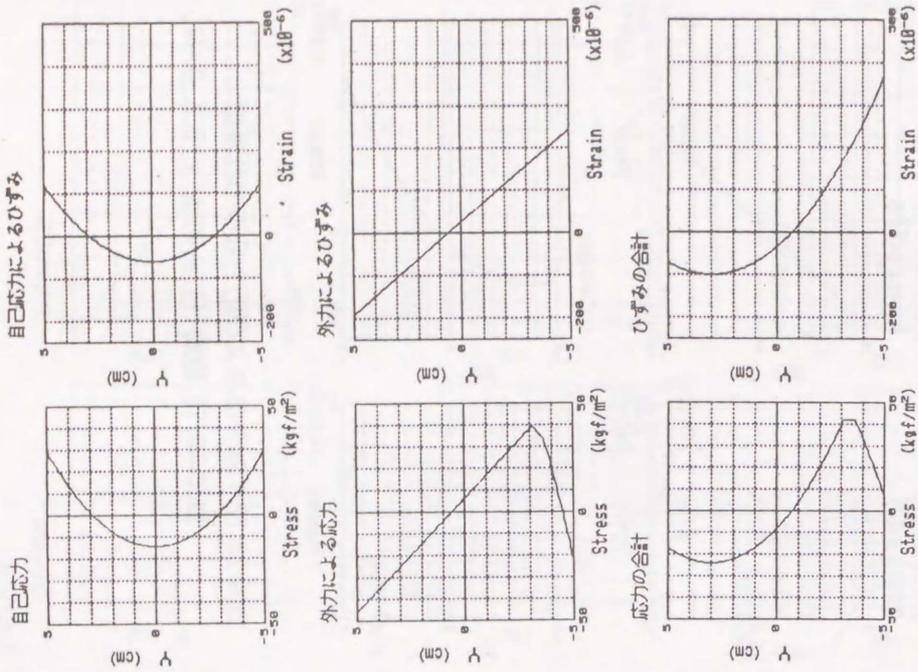


図6.24 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.50$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0$, $\beta=1$)

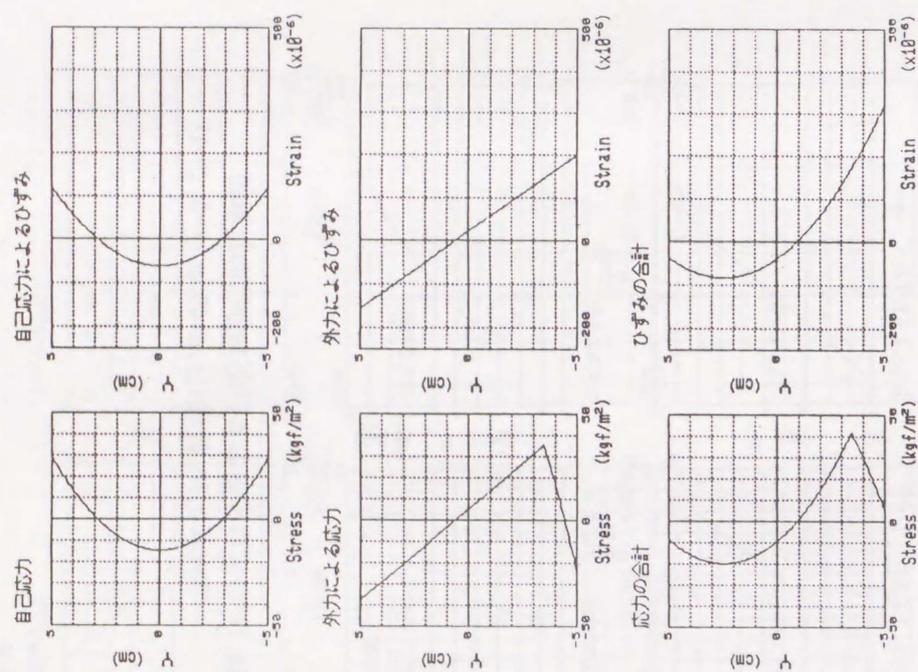


図6.25 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.50$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0.3$, $\beta=1$)

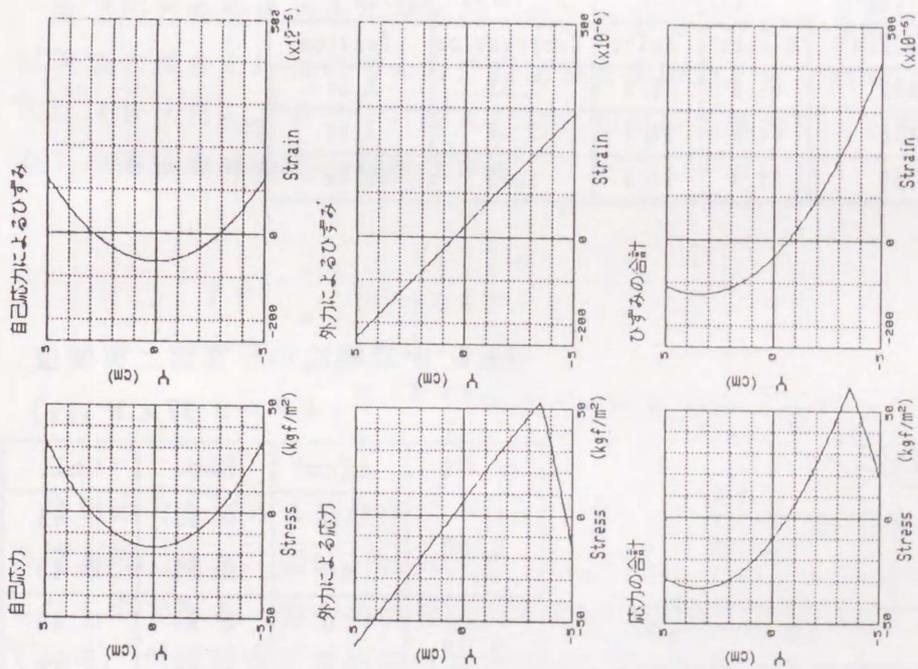


図6.26 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.30$, 乾燥3日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0$, $\beta=1$)

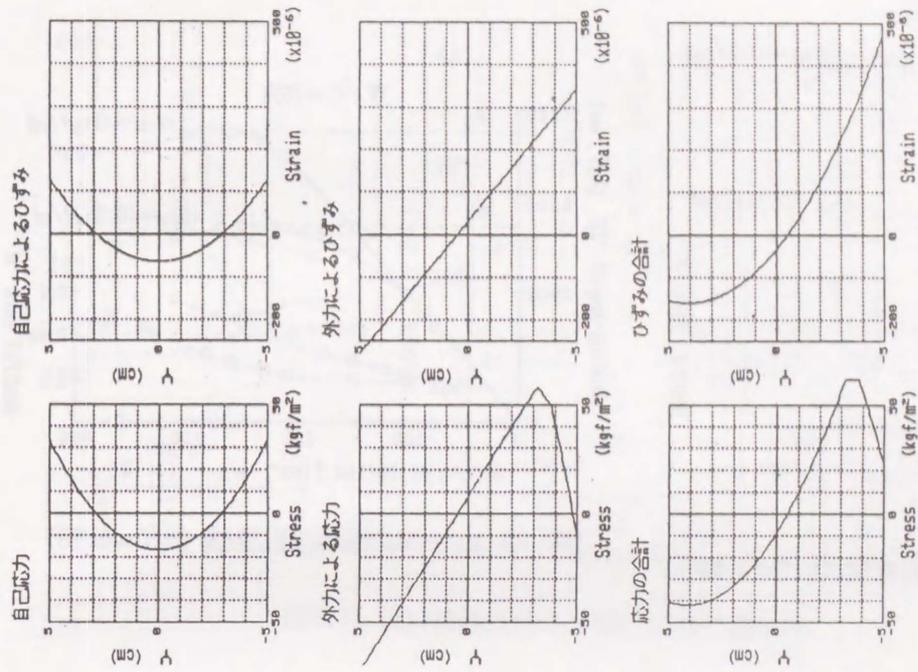


図6.27 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.30$, 乾燥3日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0.3$, $\beta=1$)

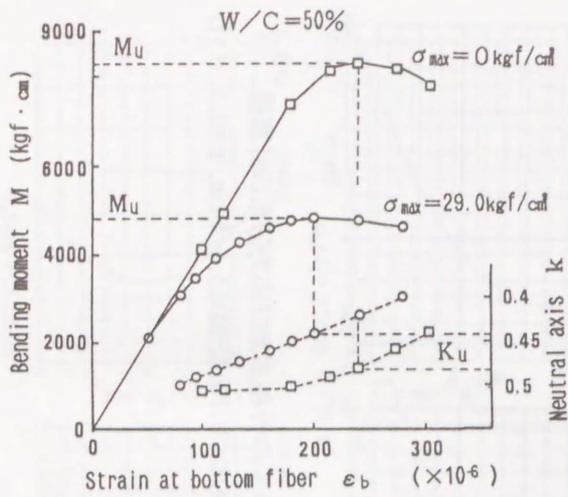


図6.28 $\epsilon_b - M$ の関係の計算値 (W/C=0.50)

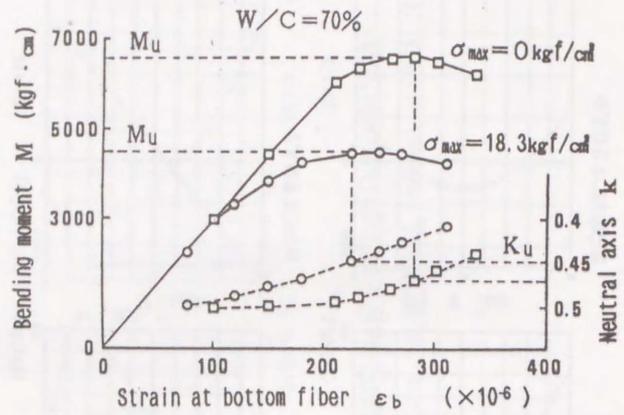


図6.29 $\epsilon_b - M$ の関係の計算値 (W/C=0.70)

表6.5 モルタルの力学的性質

W/C (%)	Compressive strength (kgf/cm ²)	Tensile strength (kgf/cm ²)		Modulus of elasticity (×10 ⁵ kgf/cm ²)	
		Direct	Split	Compression	Tension
30	673	61.9	45.9	2.63	2.54
50	428	41.8	38.4	2.40	2.44
70	250	33.3	22.5	1.75	1.74

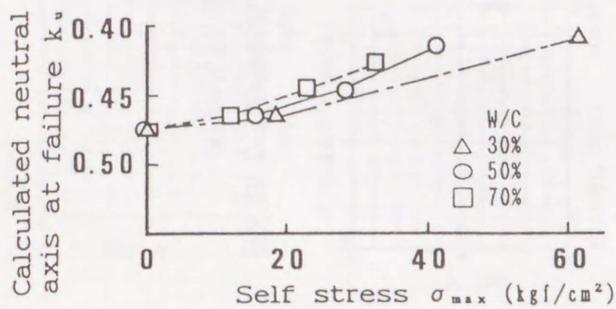


図6.30 破壊時の中立軸比の計算値

表6.6 中立軸比の計算値と実測値

$$(P = 0.97 \times P_{max})$$

W/C	a (cm)	Exp.	Cal.
0.50	0	0.53	0.49
	40	0.51	0.46
0.70	0	0.51	0.49
	40	0.48	0.46

(Drying time: 7 days)

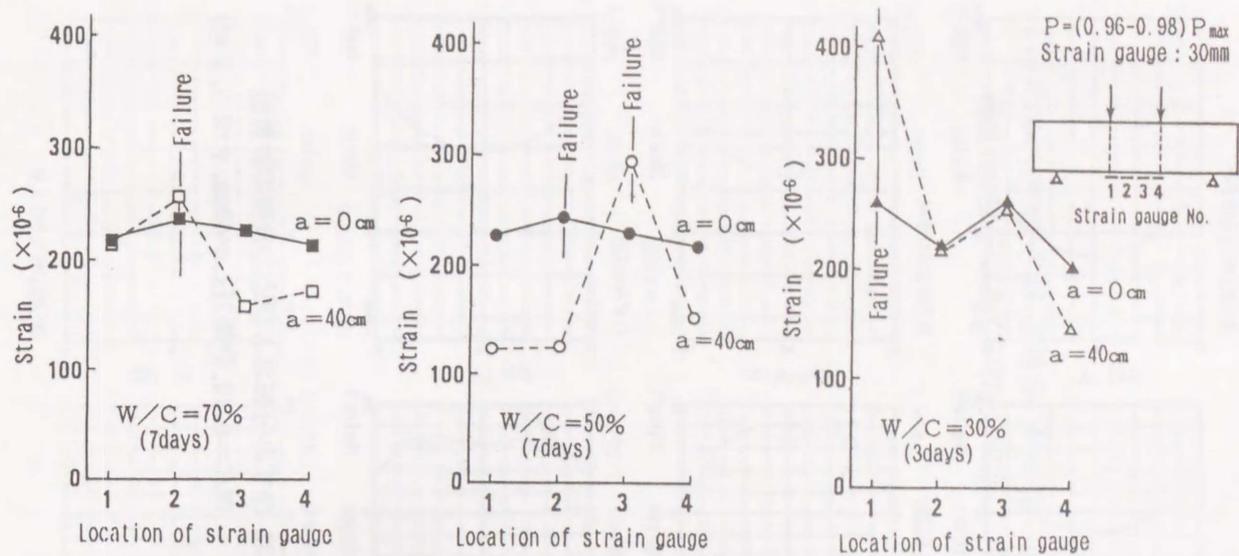


図6.31 曲げ破壊直前の下縁ひずみの測定値

6. 3. 2 一軸引張破壊荷重の算定方法

自己応力を受けるモルタルの一軸引張応力下における破壊荷重についても、曲げ破壊の場合と同様の考え方で推定値を求めた。すなわち、式(6-2)(6-3)(6-5)(6-7)および次式を用いて外力による引張ひずみ ϵ_{load} と外力 T の関係を求めることができる。

$$\begin{aligned}
 T &= \int_{-h/2}^{h/2} b \sigma_{load} dy \\
 &= \int_{-h/2}^{h/2} b \{f(\epsilon_{self} + \epsilon_{load}) - \sigma_{self}\} dy \quad (6-10)
 \end{aligned}$$

自己応力を受ける供試体について、図6.32~6.37は計算過程の一例を示したものである。また、図6.38は外力によるひずみ (ϵ_t) と外力の関係の計算結果を示したものである。図中の自己応力を受けない供試体についての値は実測値を示している。引張破壊荷重の推定値は同図における引張力の最大値として求めることができる。すなわち、自己応力を受けるモルタルの引張破壊荷重 (T_u) は次式を用いて表すことができる。

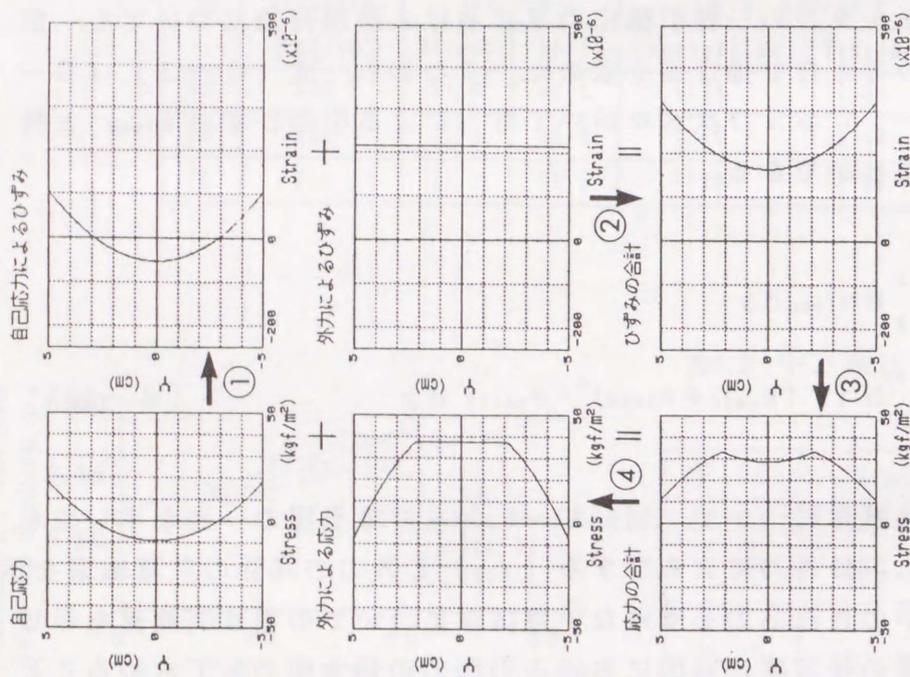


図6.32 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.70$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0$, $\beta=1$)

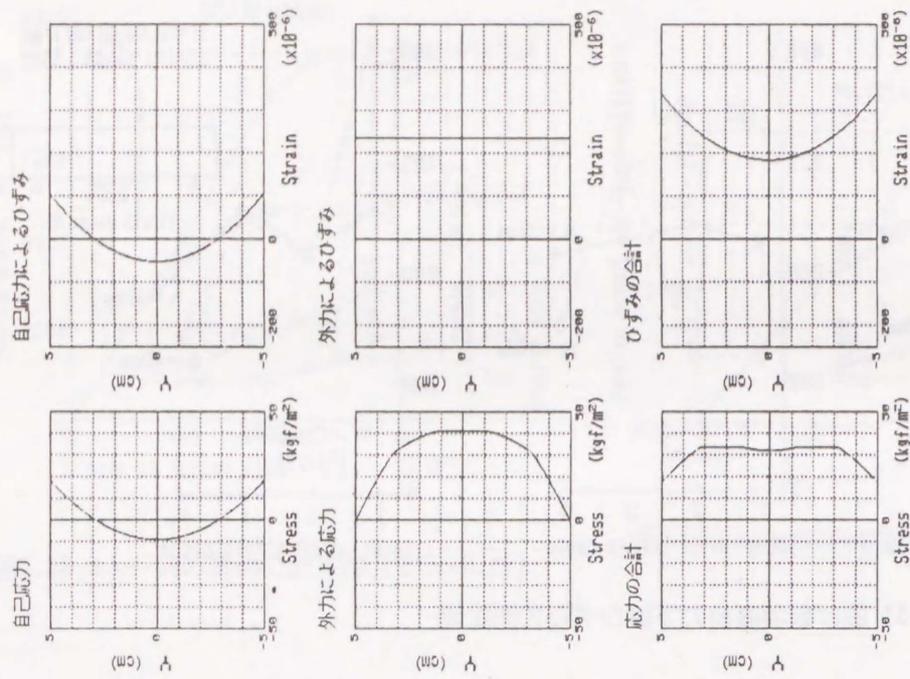


図6.33 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.70$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0.3$, $\beta=1$)

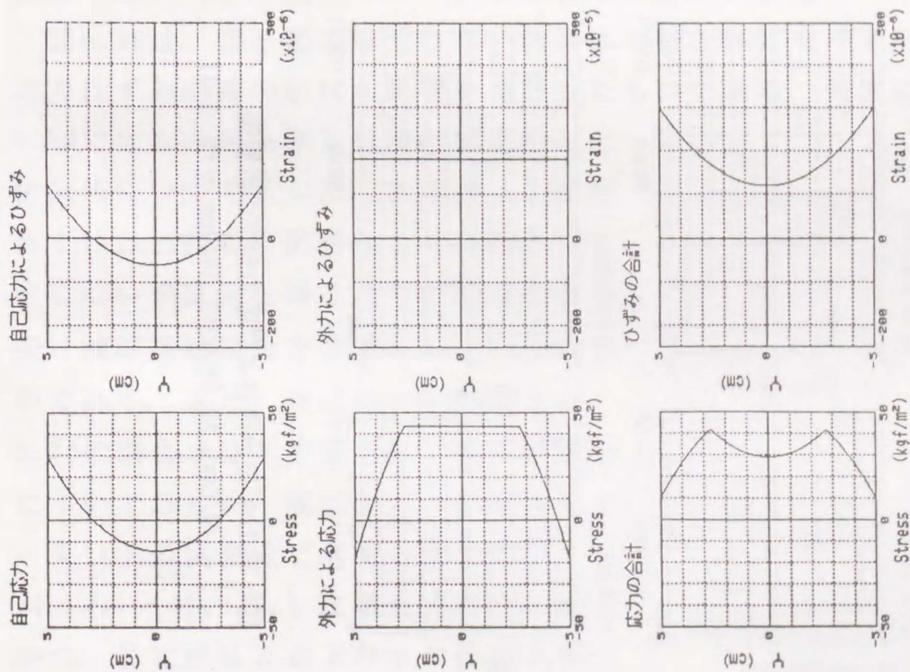


図6.34 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.50$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0$, $\beta=1$)

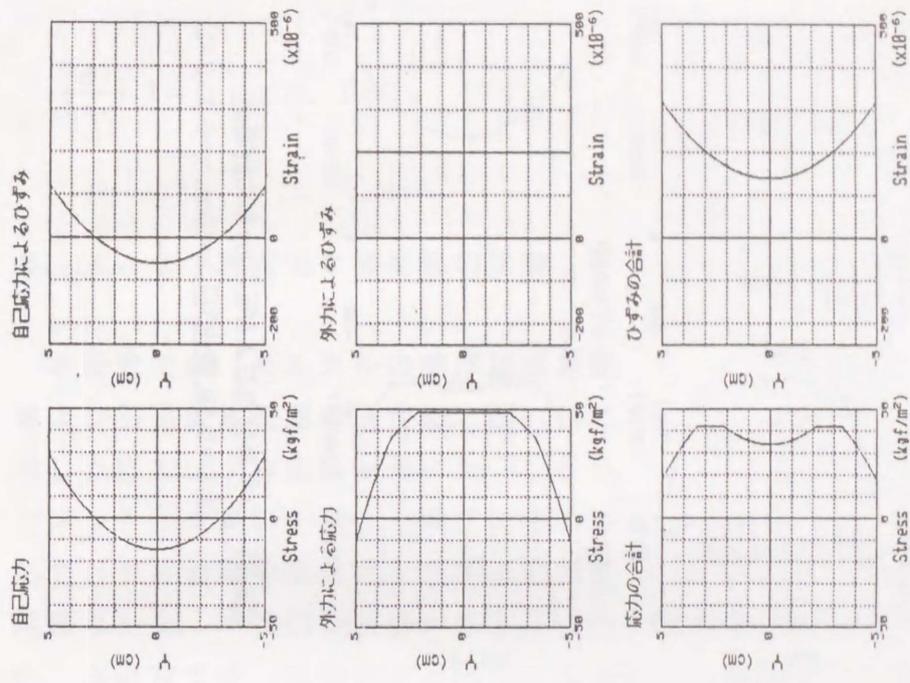


図6.35 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.50$, 乾燥7日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0.3$, $\beta=1$)

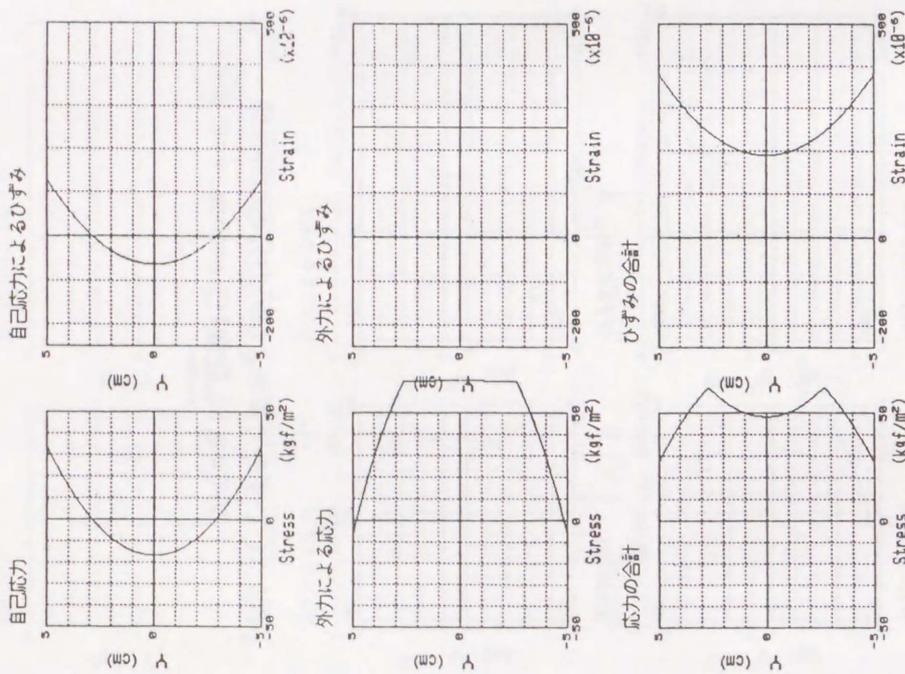


図6.36 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.30$, 乾燥3日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0$, $\beta=1$)

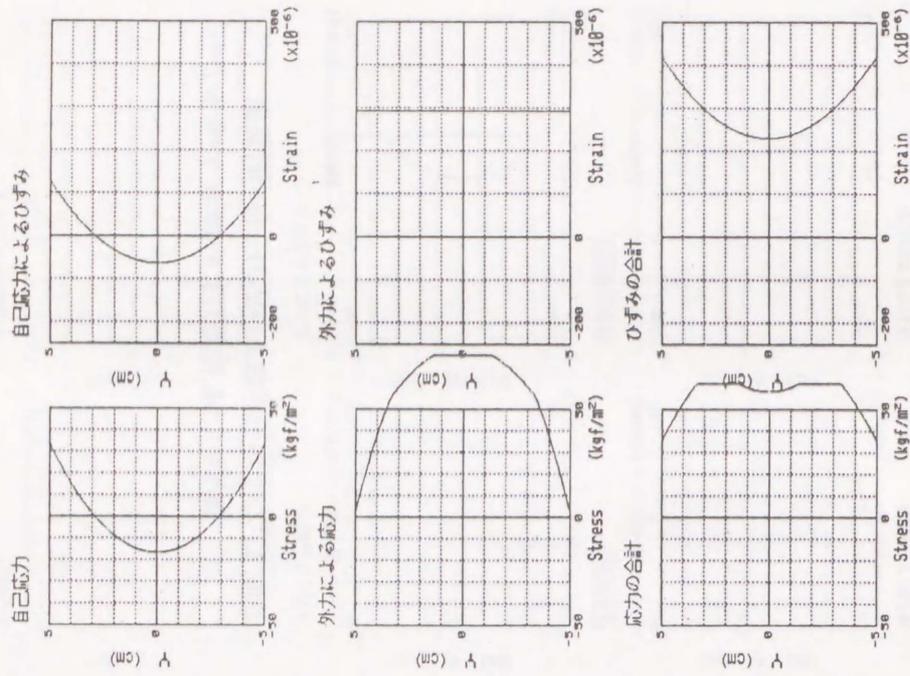


図6.37 ひずみ分布および応力分布の計算値
($W/C=0.30$, 乾燥3日, $a=40\text{cm}$, $\gamma=0.3$, $\beta=1$)

$$\frac{d}{d\varepsilon_t} T=0 \text{ のとき、} T=T_u \quad (6-11)$$

6. 4. 3 算定値と実測値の比較

本研究では、モルタルの曲げ破壊荷重および引張破壊荷重の推定に、図6.19に示した応力ひずみ曲線を用いた。しかし、セメント系材料の引張軟化域まで含めた応力ひずみ曲線を実験により求めるのは

困難なため、一軸引張試験から直接求めた実測例は極めて少ない^{6-9), 6-18)}。また、本研究では、外力による応力と自己応力の重ね合わせ効果の基本的な考え方を示すことを目的とした。そこで、応力ひずみ曲線の形状に対する厳密な検討を避け、図6-19で示したような簡単なモデルを用い、 β および γ を変化させることにより応力ひずみ曲線の形状が計算結果に及ぼす影響について検討した。

図6.39は、自己応力を受けない供試体の破壊曲げモーメントの算定値に及ぼす応力ひずみ曲線の形状の影響を検討したものである。同図において、 $W/C = 0.30$ では水中養生後3日間封緘養生した供試体について示した。これは、この配合では自己乾燥の影響により自己応力を生じない供試体を得ることが困難なため、曲げ強度試験結果を参考にして定めたものである。また、 $W/C = 0.50$ および 0.70 の場合では水中養生終了直後の場合について示した。同図より、破壊曲げモーメントの実測値に対する計算値の比 ($M_{u, cal} / M_{u, obs}$) は概ね1付近となり、かつ、算定値は β および γ の値に大きな影響を受けていない。このことは、本方法による曲げ破壊荷重の算定方法の妥当性を示していると考えられる。

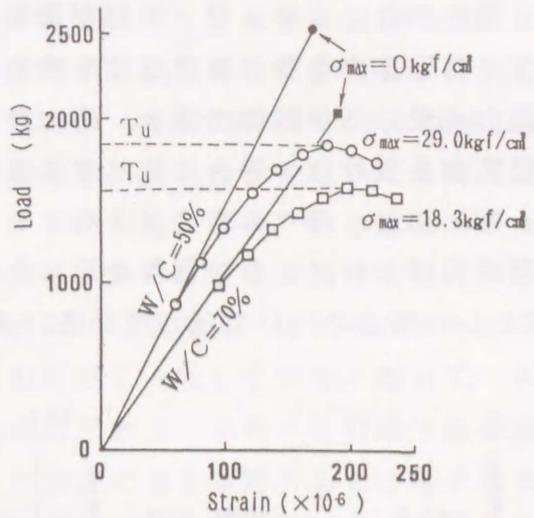


図6.38 ひずみ-引張荷重関係の計算値

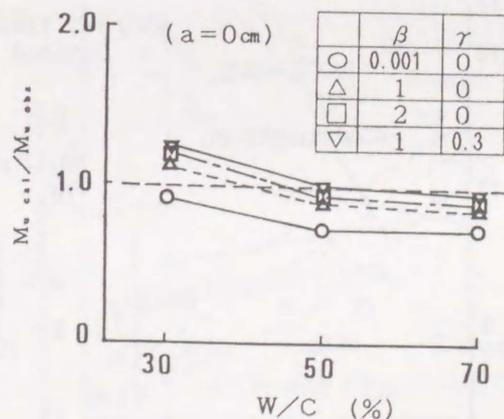


図6.39 破壊曲げモーメントの推定値に及ぼす β 、 γ の影響 (自己応力=0)

図6.40は、 β および γ の値が破壊曲げモーメントの計算値に及ぼす影響について、自己応力を受ける供試体も含めて示したものである。これらの図より、自己応力を受ける供試体の場合、応力ひずみ曲線の形状が計算値に及ぼす影響は、自己応力を受けない場合に比べて大きくなることがわかる。

図6.41は、種々の乾燥幅を有する供試体について、乾燥面における自己応力と破壊曲げモーメントの関係を示したものである。ここでは $\gamma=1.0$ 、 $\beta=0.001\sim 3$ とした場合について示している。また、自己応力には切断法および切込み法によ

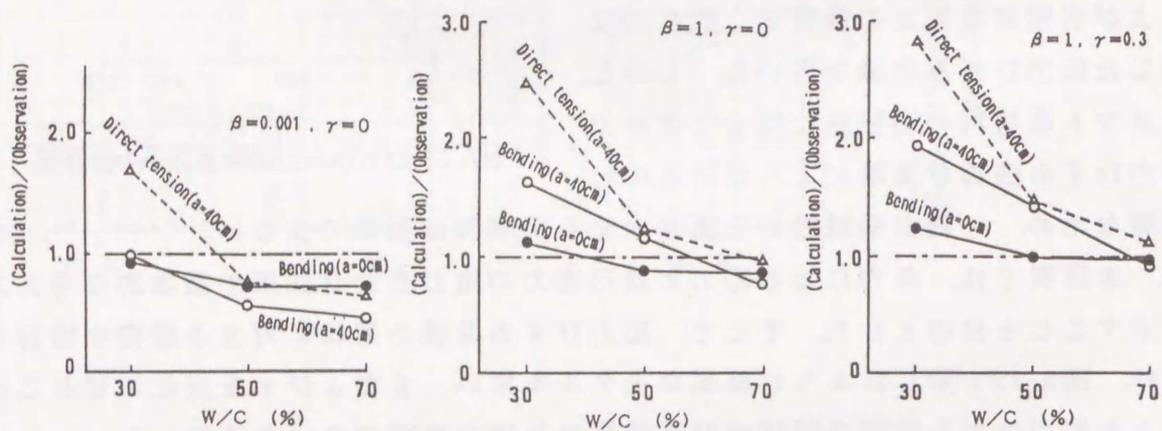


図6.40 破壊荷重の推定値に及ぼす β 、 γ の影響

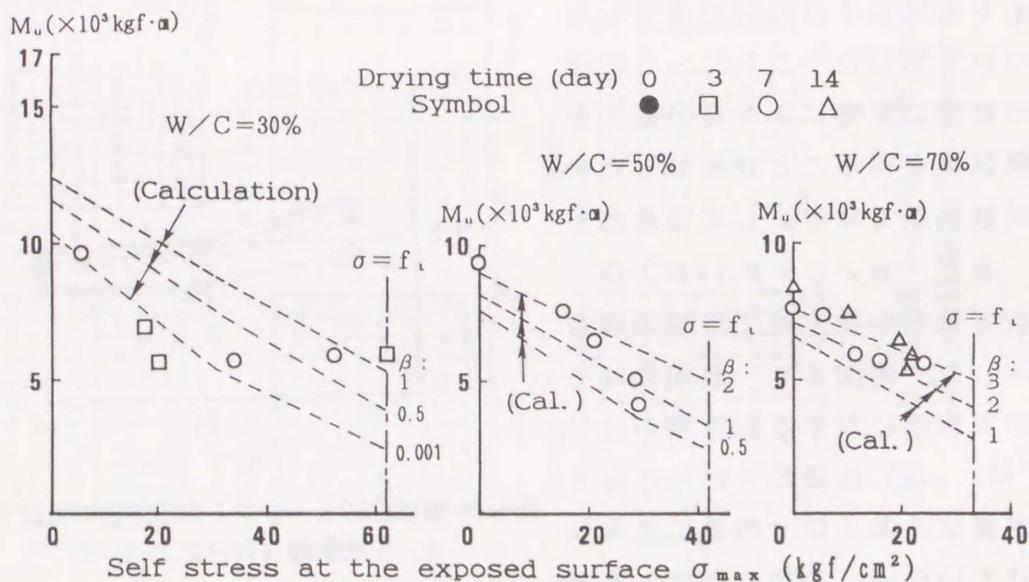


図6.41 σ_{max} と曲げ破壊モーメントの関係 ($\gamma=0$)

る実測値を用い、破壊曲げモーメントの実測値を記号で、計算値を破線で示した。 $W/C = 0.30$ で乾燥幅が大きい場合は、乾燥期間中に表面部にひびわれが発生し自己応力が相当解放されていることが認められたが(表5.9参照)、この場合は同図から除外した。同図より、 $W/C = 0.30$ のケースはいずれの β を用いても精度良い算定値が得られていない。これは、水セメント比が低い場合、水分逸散のみならず自己乾燥の影響を受け断面内の自己応力分布が極めて複雑な経時変化を示すためと考えられる。他方、 $W/C = 0.50$ および 0.70 の場合は、それぞれ $\beta = 1 \sim 2$ および $2 \sim 3$ の場合に実測値が算定値と比較的良く一致している。従って、水セメント比が極めて低い場合を除き、断面内に自己応力が不均一に分布するモルタルの破壊曲げモーメントを本研究で提案した方法により算定することができる。なお、応力ひずみ曲線の形状を最大応力以後耐力が急激に低下する形にした場合($\beta = 0.001, \gamma = 0$)は、いずれの配合についても曲げ破壊モーメントは過小評価されている。このことは引張軟化を考慮した応力ひずみ曲線を仮定することが破壊荷重の合理的な推定に必要であると言える。

図6.42は、 $\beta = 1, \gamma = 0$ とした場合の一軸引張破壊荷重の実測値と算定値の比較を示したものである。 $W/C = 0.50$ および 0.70 については、実測値が算定値に概ね一致している。他方、 $W/C = 0.30$ の場合は実測値が算定値に比べて大幅に小さくなっているが、これは後述するように乾燥期間中に供試体表面に生じるひびわれの影響が大きいためと考えられる。

以上のことから、自己応力を生じているモルタルの曲げ試験および引張試験における破壊荷重は、水セメント比が極めて低い場合を除いて本方法により推定できると考えられる。すなわち、引張破壊基準は、従来から用いられている最大応力説でなく、自己応力によるひずみと外力によるひずみを重ね合わせ引張軟化を考慮した次に示す方法で求める必要があると言える。

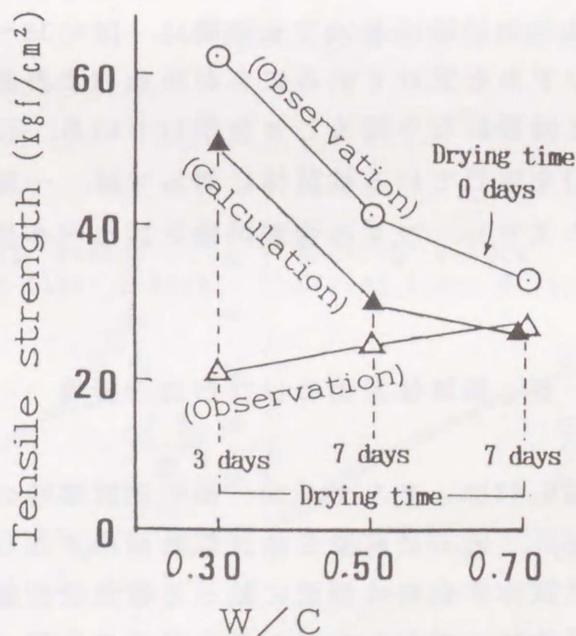


図6.42 水セメント比と一軸引張破壊荷重の関係

- ① 自己応力による弾性ひずみと外力によるひずみを重ね合わせる。
- ② ①求めたひずみに対応する応力を、引張軟化を考慮した応力-ひずみ曲線から求める。
- ③ この応力から自己応力を差し引くことにより外力による応力を決定し、曲げモーメントまたは引張力を求める。
- ④ 以上の計算を外力によるひずみを増加させながら逐次行って、曲げモーメントまたは引張力の最大値を破壊曲げモーメントまたは引張破壊荷重とする。

6. 5 曲げ試験及び引張試験の意義

前節までに、自己応力を生じるモルタルについて曲げ試験および引張試験における最大荷重を推定する際、自己応力による弾性ひずみと外力によるひずみを重ね合わせて求めたひずみから断面内の応力分布を求める必要があることを示した。図6.22～6.27で示した計算過程において、外力によるひずみ分布に着目すると、いわゆる引張縁では外力により引張ひずみを受けているにもかかわらず、実質的には圧縮応力を受けたと同等の効果を与えることになることを示している。また一軸引張試験においても同様に、図6.32～6.37に見られるように、外力により引張ひずみを受けているにもかかわらず表面部では実質的には圧縮応力を受けたことと同等になり得ることを示している。以上のことより、断面内で不均一な自己応力を生じている供試体に対しては、一軸引張試験や曲げ試験は応力印加試験と言うよりも、ひずみ強制試験と言うべき性格を有することがわかる。

6. 6 供試体表面のひびわれの影響

図6.43は、モルタルの一軸引張試験時の応力ひずみ曲線を示したものである。ただし、応力は荷重を供試体断面積で除した見かけの応力を表す。ひずみの測定は供試体中央の4側面に貼った電気抵抗線ひずみゲージ(30mm)により行ったが、供試体はいずれもひずみ測定区間の外側で破断した。乾燥を受けないすべての供試体および乾燥を受けた供試体で $W/C = 0.50$ および 0.70 の場合は、供試体の破

断まで側面のひずみゲージは同様の变化を示し断面内でほぼ均一なひずみ変化を生じることが認められた。しかし、 $W/C = 0.30$ で乾燥を受ける場合はある応力以上になると乾燥面においてひずみの増加が停止している。このことは、 $W/C = 0.30$ の場合、乾燥面で低応力レベルから局所的な破壊が進行し破断に至ると考えられる。

曲げ載荷時における微細ひびわれの発生状況を調べるためにアコースティック・エミッション (AE) を測定したが、乾燥を受けない場合は、いずれの配合においても破壊直前まで AE カウント数は極めて少ない。これに対し乾燥を受けた場合は、 $W/C = 0.50$ および 0.70 では AE の発生状況は乾燥前と比べて大きな変化はなかったが、 $W/C = 0.30$ の場合では図 6.44 に示すように、乾燥の進行にともない低応力レベルから AE カウントが急増している。

$W/C = 0.30$ 、 $a = 30\text{cm}$ の場合、乾燥期間中に乾燥面に供試体横方向に卓越するひびわれが観察された。乾燥期間 84 日後に乾燥面に蛍光粉末を懸濁させたアセトンを吹き付けた後、供試体を切断しひびわれ深さをブラックライトとクラックスケールで測定した結果、 $1.0 \sim 1.4\text{mm}$ (平均 1.1mm) であった。上述した破局ひび割れ (catastrophic crack) はこの表面ひびわれを基点にして進展したものと考えられる。従って、表面ひびわれが生じた場合は自己応力および表面ひびわれの深さを考慮した破壊力学的検討が有効であると考えられる。

このように、表面ひびわれを生じたコンクリートの破壊条件は本研究の範囲外であるが、今後検討する必要があると考えられる。

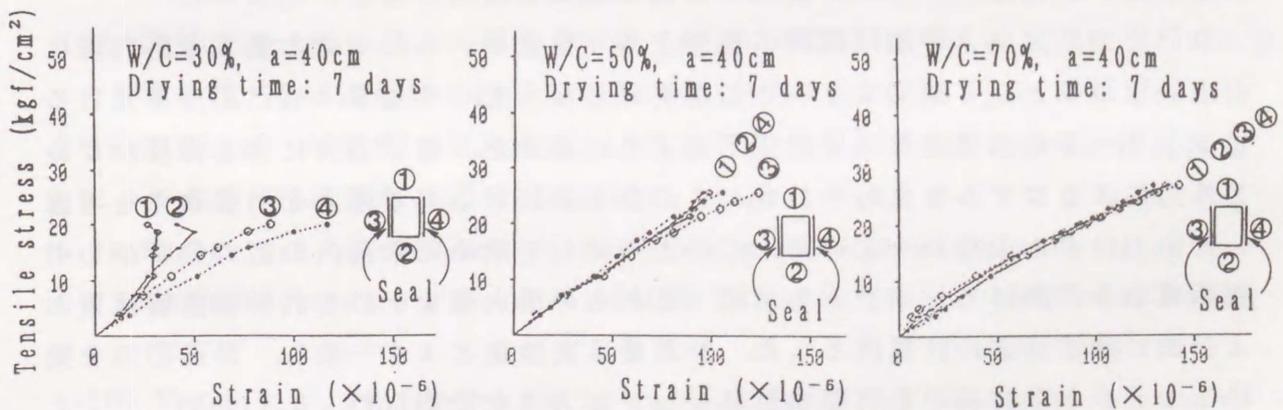


図6.43 一軸引張試験における応力-ひずみ曲線

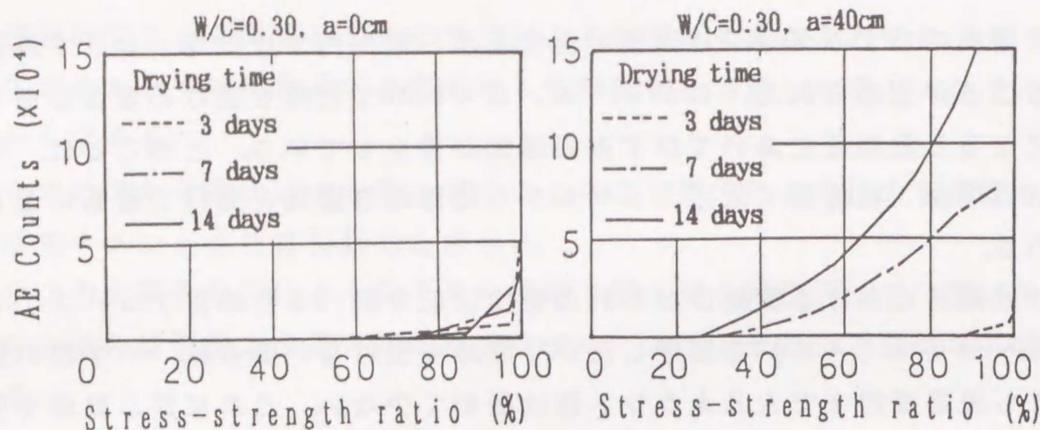


図6.44 曲げ載荷時のAEカウント

6. 7 まとめ

本章では、断面内分布の不均一な自己応力を受けるコンクリートの引張破壊条件を提案した。すなわち、コンクリート供試体の曲げ破壊荷重および引張破壊荷重を自己応力の測定結果を用いて推定し、実験結果と比較した。

各種養生条件における供試体の曲げ強度試験結果からは、次のような新しい知見が得られた。脱型直後から封緘養生したセメントペースト供試体は、水中養生した供試体と比較して圧縮強度は同程度であるにもかかわらず、曲げ強度は水セメント比が0.40程度以下の場合著しく小さくなった。また、水中養生直後に乾燥を完全に防いだモルタル供試体においても、水セメント比が0.30と低い場合は曲げ強度が時間の経過と共に大幅に低下した。これらの現象は、供試体内部の水分移動に伴い自己応力の分布が変化することにより説明することができた。

自己応力測定および曲げ試験の結果より、従来用いられている最大主応力説は引張破壊基準として適切でないことが明かとなった。そこで、自己応力を受けるコンクリートの引張破壊条件は以下のように求めた。自己応力による弾性ひずみと外力によるひずみを重ね合わせ、このひずみに対応する応力を引張軟化を考慮した応力ひずみ曲線から定めた。このようにして求めた断面内の応力分布から引張荷重および曲げモーメントを求め、これらの最大値をそれぞれ引張破壊荷重および曲げ破壊荷重の計算値とした。計算値は実験値とよく一致し、自己応力を受けるセメント系材料の引張破壊基準として本方法を提案した。

また、供試体断面内の応力分布の検討結果から、供試体表面部に引張の自己応力を受けたモルタルの一軸引張試験においては、表面部は外力により引張ひずみ

を受けるにもかかわらず見かけ上圧縮応力を受けたと同等の効果を受けることがある。また、曲げ試験におけるいわゆる引張縁についても同様のことが言える。従って、自己応力を受けるコンクリート供試体に対しては、引張試験や曲げ試験は応力印加試験ではなく、ひずみ強制試験と言うべき性格を有することを示した。

<参考文献>

- 6-1) 宮沢伸吾, 田澤栄一: セメント系材料の曲げ強度に及ぼす不均一な乾燥収縮応力の影響, 土木学会論文集, 第426号, V-14, pp.121-129, 1991
- 6-2) 田澤栄一, 宮沢伸吾, 重川幸司, 三宅啓文: 乾燥を受けるモルタルの引張強度について, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.13, No.1, pp.369-374, 1991
- 6-3) Tazawa, E. and Miyazawa, S: Tensile and flexural strength of cement mortar subjected to non-uniform self stress, Magazine of Concrete Research, 1992 (to be published)
- 6-4) Jayatilaka, S. :Fracture of engineering brittle materials, Applied Science Publishers LTD, 1979
- 6-5) Davidge, R. W. (鈴木弘茂・井関孝善訳): セラミックスの強度と破壊, 共立出版, 1982
- 6-6) 岩崎訓明・西林新蔵, 青柳征夫: 新体系土木工学29, フレッシュコンクリート・硬化コンクリート, 技報堂出版, 1981
- 6-7) 岡島達雄: 複合応力(内圧・圧縮, 内圧・引張)を受けるコンクリートの破壊条件, 日本建築学会論文報告集, 第199号, pp.7-13, 1972
- 6-8) 地濃茂雄・平野隆・仕入豊和: 養生条件とコンクリート表層部の細孔構造, セメント技術年報, 38, pp.266-269, 1984
- 6-9) Hughes, B.P. and Chapman, G.P.: The complete stress-strain curve for concrete in direct tension, RILEM Bulletin, No.30, pp.95-97, March, 1966
- 6-10) Evans, R.H. and Marathe, M.S: Microcracking and stress-strain curve for concrete in tension, Materials and Structures, No.1, pp.61-64, 1968

第7章 結論

本研究は、コンクリートの自己収縮におよぼす各種要因の影響やその発生機構について検討すると共に、自己収縮および乾燥収縮により生じる自己応力の測定方法を確立し、さらに自己応力を生じたコンクリートの引張強度や曲げ強度の合理的な推定方法を提案したものである。第3章～第6章で得られた結論を各章ごとに要約すると以下の通りである。

第3章では、セメントペーストを用いて自己収縮に及ぼす使用材料や配合の影響を明らかにすると共に、自己収縮の発生機構について検討することを目的とした。さらに、自己収縮の低減法についても若干の検討を行った。本章で得られて結論を要約すると以下の通りである。

- (1) セメントペーストの自己収縮は、水セメント比が小さいほど大きくなった。
W/Cが0.30以下では終結後から大きな自己収縮を生じ、特に、高性能減水剤及びシリカヒュームを用いて水結合材比を0.17まで下げた場合、材令24時間で 2500×10^{-6} 、材令14日で 4000×10^{-6} もの自己収縮ひずみが計測された。
- (2) わが国で市販されている9種類のセメントを用いて製造したセメントペーストの自己収縮はセメントの種類により大幅に異なった。W/C=0.30とした場合、普通セメントを用いた場合と比較すると、早強セメントを用いた場合は初期材令における自己収縮が大きく、高炉セメントB種を用いた場合は長期材令における自己収縮が大きくなった。また、中庸熟セメントを用いた場合の自己収縮はきわめて小さくなった。
- (3) 普通ポルトランドセメントに、シリカヒュームを10～20%混入することにより、また高炉スラグ微粉末を25～90%混入することにより、セメントペーストの自己収縮は著しく大きくなった。
- (4) セメントペーストを脱型直後から封緘養生した場合、供試体中心部の含水率は表層部のそれと比較して大きくなった。これは、セメントの水和により絶対体積が減少するので内部空隙が形成されようとするが、水の分子間引力により間隙水は連続性を保とうとするので、間隙水が供試体表層部から中心部へと向かって移動することによる。

- (5) 自己収縮は、供試体断面寸法が大きくなるほど小さくなった。この寸法効果は、セメントの水和にともない間隙水が供試体表層部から中心部に向かって移動しようとする現象により説明できる。
- (6) $W/C = 0.30$ では供試体断面寸法が $10 \times 10 \text{cm}$ 以上の場合、また水結合材比が 0.17 （シリカフューム 10% 混入）では $4 \times 4 \text{cm}$ 以上の場合に、セメントペーストを脱型直後に水浸しても水中養生中に収縮を生じた。これは、セメントの水和反応に伴い間隙水が供試体中心部へ移動すること、および組織が緻密なため養生水の浸透がごく表層部のみに限られる結果、供試体中間層が自己乾燥状態になったためと考えられる。
- (7) セメントペーストの自己収縮は、市販の乾燥収縮低減剤（アルキレンオキサイド系、グリコールエーテル系）および膨張材（CSA系、CaO系）により低減することができる。
- (8) 撥水性粉末をセメント重量の 10% 程度混入することにより、セメントペーストの自己収縮を長期にわたり著しく低減することができる。

第4章では、第3章で明らかにしたセメントペーストの自己収縮特性を基に、モルタル及びコンクリートの自己収縮について、配合、骨材の弾性係数及び体積濃度の影響について実験的に検討した。その結果得られた結論を要約すると以下の通りである。

- (1) モルタル及びコンクリートの自己収縮は、 $W/C = 0.20 \sim 0.50$ の範囲では水セメント比が小さくなるほど大きくなった。従って、自己収縮と水セメント比の関係は、乾燥収縮の場合とは全く逆の傾向を示すことが明らかとなった。
- (2) 高性能減水剤およびシリカフュームを用いて水セメント比を 0.20 と極めと小さくした $10 \times 10 \times 40 \text{cm}$ コンクリート供試体は、材令1日を原点にして材令91日で約 400×10^{-6} と大きな自己収縮を生じた。
- (3) モルタル及びコンクリートの自己収縮は、骨材の体積濃度の増加および弾性係数の増大と共に減少した。この骨材による拘束効果は、モルタルやコンクリートをセメントペーストと骨材の2相材料と仮定し、乾燥収縮に関する既往の複合則を適用することにより推定することができる。

第5章では、断面内に不均一に分布するコンクリートの自己応力の測定方法を確立することを目的とした。露出面積を変化させてシールしたモルタル供試体を乾燥させることにより、大きさ及び作用範囲の異なる自己応力を発生させた。自己応力の測定は応力解放法により行い、その適用性について検討した。

- (1) モルタルやコンクリートの内部に不均一に分布する自己応力は、応力を部分的に解放させたときに生じる弾性ひずみの測定値から求めることができる。すなわち、2面乾燥を受ける場合の自己応力分布は切断法により、また部分乾燥を受ける場合の乾燥面付近の自己応力は切込み法により測定することができる。
- (2) 切断法及び切込み法による測定結果より、 $W/C = 0.30 \sim 0.50$ の範囲では、乾燥面における引張の自己応力は、同一の乾燥条件では W/C が小さいほど大きくなった。
- (3) 切込み法による測定結果より、部分乾燥を受けるモルタル供試体の乾燥面における引張の自己応力は、乾燥幅が大きいほど大きくなった。

第6章では、自己収縮及び乾燥収縮により生じる自己応力が引張強度及び曲げ強度に及ぼす影響を実験的に明らかにし、さらに、自己応力を受けるコンクリートの引張破壊荷重の合理的な推定方法について検討することを目的とした。第5章で示した自己応力の測定値を用いるとともに、自己応力を受けるモルタルの一軸引張試験および曲げ試験を行い、本推定方法の妥当性について確認した。

- (1) 脱型直後から封緘養生したセメントペースト供試体は、水中養生した供試体と比較して圧縮強度は同程度であるにもかかわらず、曲げ強度は水セメント比が0.40以下の場合著しく低下した。間隙水の移動により、供試体表面層部における自己収縮が著しくなり、表面部で引張の内部の自己応力が生じたためと考えられる。
- (2) 水中養生後に乾燥を完全に防いでも、 $W/C = 0.30$ のモルタルの曲げ強度が大幅に低下した。これは、水中養生中は供試体表面付近のみが湿潤膨張を受け圧縮の自己応力が生じるが、その後の封緘養生により間隙水が供試体内部へ拡散するため、表面の圧縮応力が消滅すると共に引張の自己応力が発生するためと考えられる。

(3) 乾燥面における引張の自己応力 (σ_{sxx}) が大きいほどモルタルの曲げ強度の低下率が大きくなったが、 σ_{sxx} が引張強度に達しても50%以上の強度が残存した。この強度の残存率は、 W/C が小さいほど小さくなった。このことは、自己応力と曲げ応力を重ね合わせて求めた引張応力の最大値が引張強度に達したときに破壊が生じるとする従来の破壊条件は適用できないことを示している。

(4) 自己応力による弾性ひずみと外力によるひずみを重ね合わせ、このひずみに対応する応力を引張軟化を考慮した応力ひずみ曲線から定めた。このようにして求めた断面内の応力分布から引張荷重および曲げモーメントを求め、これらの最大値をそれぞれ引張破壊荷重および曲げ破壊荷重の計算値とした。計算値は実験値とよく一致し、本方法を自己応力を受けるセメント系材料の引張破壊基準として提案することができる。

(5) 供試体表面に引張の自己応力を生じたモルタルの一軸引張試験を行う場合、供試体表面部では外力により引張ひずみを受けるにもかかわらず見かけ上圧縮応力を受けたと同等の効果を受けることがある。また、曲げ試験におけるいわゆる引張縁においても同様のことが生じる。従って、自己応力を受ける供試体に対しては、引張試験や曲げ試験は応力印加試験と言うよりも、ひずみ強制試験と言うべき性格を有する。

謝 辞

本研究を行うにあたり、終始、御指導御教示を賜わり本論文をまとめる機会をお与え頂いた広島大学工学部・田澤栄一教授に深厚なる謝意を表します。

また、研究途上において、多大な御援助を賜わった東京工業大学工学部・長瀬重義教授、ならびに熱心に御指導頂いた広島大学工学部・米倉亜州夫助教授に深厚なる謝意を表します。また本論文の執筆に当たり貴重な示唆を頂いた広島大学工学部・日下部 治教授、同・嶋津孝之教授、同・藤谷義信教授、同・吉國 洋教授、有意義な御討議を頂いた呉工業高等専門学校・竹村和夫教授、防衛大学校・南 和孝助手、広島大学工学部・河合研至助手、実験に際し御協力頂いた広島大学工学部・松浦信雄技官に厚く御礼申し上げます。

さらに、実験上多大な御助力を受けた広島大学工学部構造材料研究室の学生・井上 毅氏、山本哲也氏、坂田拓司氏、柏木 勉氏、斎藤幸治氏、重川幸司氏、三宅啓文氏、佐藤 剛氏、小泉恵介氏、小西謙二郎氏および同研究室の卒業生および在學生に感謝の意を表します。

最後に、本研究で使用した試料の提供や各種試験の御協力を受けた、日本セメント㈱中央研究所、昭和鉱業㈱安芸津工場の各位に深く謝意を表す次第であります。

<本論文に関係する発表論文>

- 1-1) 田澤栄一・宮沢伸吾・笠井哲郎: セメントの硬化収縮と硬化体の内部空隙について, セメント技術年報, Vol.40, pp.75-78, 1986.12
- 1-2) E.Tazawa, S.Miyazawa and T.Kasai : Shrinkage due to Chemical Reaction of Cement and Intrinsic Voids in Hardened Cement Paste, Review of the 40th General Meeting, The Cement Association of Japan, pp.74-77, 1986.
- 2-1) 田澤栄一・宮沢伸吾・山本哲也・坂田拓司: 収縮応力がRC部材の曲げひびわれ特性に及ぼす影響, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.9, No.2, pp.223-228, 1987.6
- 2-2) E.Tazawa, S.Miyazawa, T.Yamamoto and T.Sakata: Influence of Shrinkage Stress on Flexural Cracking Characteristics of Reinforced Concrete Member, Transactions of the Japan Concrete Institute, Vol.9, pp265-272, 1987.12
- 3) 田澤栄一・宮沢伸吾・山本哲也・斉藤幸治: 乾燥を受ける無筋コンクリートの自己応力について, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.10, No.2, pp.255-260, 1988.6
- 4-1) 宮沢伸吾・田澤栄一・柏木 勉・重川幸司: モルタルの曲げ破壊に及ぼす自己応力の影響, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.11, No.1, pp.271-276, 1989.6
- 4-2) S.Miyazawa, E.Tazawa and T.Kashiwagi: Effect of Self Stress on Flexural Failure of Mortar Beam, Transactions of the Japan Concrete Institute, Vol.11, pp.41-48, 1989.12
- 5-1) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司: 部分乾燥を受けるモルタルの収縮応力分布の実測について, コンクリート工学年度論文報告集, Vol.12, No.1, pp.151-156, 1990.6
- 5-2) E.Tazawa, S.Miyazawa and K.Shigekawa : Measurement of Shrinkage Stress Distribution in Mortar Beam Subjected to Partial Drying, Transactions of the Japan Concrete Institute, Vol.12, pp.113-120, 1990.12

- 6) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司・三宅啓文：モルタルの曲げ強度に及ぼす不均一な乾燥収縮応力の影響，第17回セメント・コンクリート研究討論会研究報告集，pp.21-26，1990.11
- 7-1) 宮沢伸吾・田澤栄一：セメント系材料の曲げ強度に及ぼす不均一な乾燥収縮応力の影響，土木学会論文集，第426号，V-14，pp.121-129，1991
- 7-2) S.Miyazawa and E.Tazawa : Influence of Non-uniform Shrinkage Stress on Flexural Strength of Cementitious Material, Concrete Library of JSCE, No.18, 141-153, 1991.12
- 8-1) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司・三宅啓文：乾燥を受けるモルタルの引張強度について，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.13, No.1, pp.369-374, 1991.6
- 8-2) E.Tazawa, S.Miyazawa, K.Shigekawa and N.Miyake : Tensile Strength of Mortar Subjected to Drying, Transactions of the Japan Concrete Institute, Vol.13, pp.149-156, 1991.12
- 9) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛・小泉恵介・三宅啓文：自己乾燥によるセメントペーストの収縮特性，第18回セメント・コンクリート研究討論会研究報告集，pp.31-36，1991.11
- 10) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司：水和反応による硬化セメントペーストのマクロな体積減少，セメント・コンクリート論文集，No.45, pp.122-127，1991
- 11) E.Tazawa and S.Miyazawa: Autogenous shrinkage of cement paste with condensed silica fume, 4th CANMET/ACI International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, ACI, pp.875-894, Istanbul, 1992.5
- 12-1) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛・小西謙二郎：コンクリートの自己収縮，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14, No.1, pp.561-566，1992.5
- 12-2) E.Tazawa, S.Miyazawa, T.Sato and K.Konishi: Autogenous shrinkage of concrete, Transactions of the Japan Concrete Institute, Vol.14, 1992.12 (to be published)
- 13) E.Tazawa and S.Miyazawa: Autogenous shrinkage caused by self desiccation in cementitious material, 9th International Congress on the Chemistry of Cement, New Delhi, 1992.11 (to be published)

- 14) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛: セメントペーストの自己収縮, セメント・コンクリート論文集, No.46, 1992 (掲載予定)
- 15) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛・橋本聖三: 高炉スラグ微粉末を用いたセメントペーストの自己収縮, 第19回セメント・コンクリート研究討論会研究報告集, 1992.10 (掲載予定)
- 16) Tazawa, E. and Miyazawa, S: Tensile and flexural strength of cement mortar subjected to non-uniform self stress, Magazine of Concrete Research (to be published)

<本論文に関係する口頭発表>

- 1) 田澤栄一・宮沢伸吾・井上 毅・山本哲也：鉄筋コンクリート梁の曲げひびわれ特性に及ぼす自己応力の影響，第38回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp.395-396，1986.5
- 2) 宮沢伸吾・田澤栄一・山本哲也：体積変化による自己応力とRC部材の曲げひびわれ，土木学会第41回年次学術講演会講演概要集第5部，pp.349-350，1986.11
- 3) 田澤栄一・米倉亜州夫・宮沢伸吾・坂田拓司：乾燥収縮によりRC部材に生じる自己応力の評価，第39回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp.339-340，1987.5
- 4) 田澤栄一・宮沢伸吾・山本哲也・坂田拓司：乾燥収縮に起因する無筋コンクリートの自己応力について，第40回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp.420-421，1988.5
- 5) 田澤栄一・宮沢伸吾・柏木 勉・重川幸司：部分乾燥を受けるモルタルの自己応力について，第41回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp.452-453，1989.5
- 6) 宮沢伸吾・田澤栄一・重川幸司・柏木 勉：乾燥収縮応力場がモルタルの曲げ破壊に及ぼす影響，土木学会第44回年次学術講演会講演概要集第5部，pp.376-377，1989.10
- 7) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司：モルタルの乾燥収縮応力分布の実測について，第42回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp.414-415，1990.5
- 8) 宮沢伸吾・田澤栄一・重川幸司：切込み法によるモルタルの乾燥収縮応力の実測について，土木学会第45回年次学術講演会講演概要集第5部，pp.782-783，1990.91
- 9) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司・三宅啓文：乾燥を受けるモルタルの引張強度について，第43回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp.568-569，1991.5
- 10) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司・三宅啓文：水中養生中に生じるセメントペーストの自己乾燥，第43回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp.570-571，1991.5

- 11) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司・三宅啓文：自己乾燥を受けるセメントペーストの曲げ強度，第43回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp. 572-573，1991.5
- 12) 田澤栄一・宮沢伸吾・重川幸司・三宅啓文：水和反応によるセメント系材料のマクロな体積減少，土木学会第46回年次学術講演会講演概要集第5部，pp. 186-187，1991.9
- 13) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛・三宅啓文：セメントペーストの自己収縮の機構に関する一考察，第44回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp. 594-595，1992.5
- 14) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛・小西謙二郎：コンクリートの自己収縮に及ぼす骨材の影響，第44回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp. 596-597，1992.5
- 15) 田澤栄一・宮沢伸吾・佐藤 剛・小泉恵介：セメントペーストの自己収縮に及ぼす使用材用の影響，第44回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集，pp. 598-599，1992.5
- 16) 宮沢伸吾・田澤栄一・佐藤 剛：コンクリートの自己収縮と乾燥収縮，土木学会第47回年次学術講演会講演概要集第5部，1992.9（発表予定）