

コンクリートの微細構造の変化に着目した
引張クリープ予測手法に関する研究

1998年3月

熊野知司

目 次

第1章 緒論	1
1.1 本研究の背景および目的	1
1.2 本研究の方法論	3
1.3 本論文の構成	5
第1章の参考文献	6
第2章 コンクリートの引張クリープに関する既往の研究	7
2.1 概説	7
2.2 引張クリープ特性に関する既往の研究	8
2.3 引張クリープのメカニズムに関する既往の研究	10
2.4 引張クリープの予測に関する既往の研究	13
2.5 まとめ	17
第2章の参考文献	18
第3章 引張持続応力がコンクリートの空隙構造に及ぼす影響	21
3.1 概説	21
3.2 コンクリートの空隙構造とその観察方法	22
3.3 実験概要	24
3.3.1 実験計画	24
3.3.2 使用材料およびコンクリートの配合	24
3.3.3 供試体の作製	24
3.3.4 実験方法	26
3.4 結果および考察	30
3.4.1 引張クリープ試験結果	30
3.4.2 細孔直径分布	35
3.4.3 細孔容積の変化と引張クリープひずみとの関係	42
3.5 第3章の結論	48
第3章の参考文献	49
第4章 コンクリートの引張クリープ予測モデルの構築	51
4.1 概説	51
4.2 コンクリートの空隙構造のモデル化	53
4.3 引張持続応力下のクリープひずみ増分の定式化	55

4.3.1	空隙の存在によるひずみ増分の定式化	55
4.3.2	微細ひび割れの進展に伴うひずみ増分の定式化	58
4.4	微細ひび割れ進展則の定式化	62
4.4.1	固体材料のひび割れ進展速度に関する既往の研究	62
4.4.2	速度過程に基づく微細ひび割れ進展則の定式化	63
4.5	第4章の結論	71
	第4章の参考文献	72
第5章	コンクリートの引張クリープ予測モデルの各定数の決定	73
5.1	概説	73
5.2	毛細管空隙の代表的初期寸法 a_i に関する仮定	75
5.3	形状係数 γ_i および弾性体骨格構造のヤング係数 E' の決定	76
5.4	微細ひび割れ進展則の各定数の決定	82
5.5	第5章の結論	87
	第5章の参考文献	88
第6章	コンクリートの引張クリープ予測モデルの妥当性の検証	89
6.1	概説	89
6.2	実験概要	90
6.2.1	実験計画	90
6.2.2	使用材料およびコンクリートの示方配合	90
6.2.3	供試体の作製	90
6.2.4	実験方法	92
6.3	結果および考察	93
6.3.1	載荷応力の相違による影響	93
6.3.2	載荷時材齢の相違による影響	101
6.3.3	水セメント比の相違による影響	107
6.3.4	温度の相違による影響	114
6.6	第6章の結論	118
	第6章の参考文献	119
第7章	結論	120
謝辞		124

第1章 緒論

1.1 本研究の背景および目的

土木構造物においてコンクリートは、最も使用頻度の高い構造材料である。これは、施工現場で成型加工ができること、圧縮強度が大きいこと、重量が比較的大きいこと、耐久的であること、そしてなによりも鋼材等他の構造材料に比べて安価であること、等によるものと考えられる。一方、コンクリートの短所として、圧縮強度は大きい、引張強度が小さいことが挙げられる。しかし、これを鋼材により補う技術の開発により、コンクリート構造は構造部材として飛躍的な進歩を遂げた。さらに、近年は構造物が大型化、高機能化し、コンクリートに求められる要求品質も多様化、高品質化してきている。

構造物が大型化、高機能化されるにつれて、注目されているのがひび割れの問題である。原子力圧力容器などの原子力関連施設や上下水道関連施設等ではひび割れを通しての漏水を防止する対策を講じる必要があり、ひび割れの発生照査の結果が漏水対策コストを左右することにもなる。また、近い将来のコンクリート標準示方書像として現在議論されている性能照査型設計法¹⁻¹⁾は、構造物の耐用年数という時間軸上で構造物の振舞いを正確に照査する技術を整備し、その結果種々の要求性能を満たすことを保証するように設計を行うものである。このとき、ひび割れの存在が構造物の耐久性能や劣化現象に大きな影響を及ぼすことになる。そのため、性能規定で構造物を設計・照査する場合にはひび割れ発生照査を行うことが必要条件になると考えられる。

コンクリートのひび割れと一口に言っても、コンクリート施工直後に発生するプラスチック収縮ひび割れ、沈みひび割れ、マスコンクリートの水和熱に起因するひび割れ、アルカリ骨材反応によるひび割れから曲げモーメントやせん断力等の外力によるひび割れまで多岐にわたる¹⁻²⁾。現行のコンクリート標準示方書（平成8年度制定）の設計編では、使用限界状態の中に、曲げ、せん断およびねじりに対してひび割れの検討を行うことが明記されている¹⁻³⁾。また、同施工編では、マスコンクリートの水和熱に起因する温度ひび割れの発生照査を行う必要のあることが記されている¹⁻⁴⁾。これらの照査は、最新の照査技術を駆使して行うものであるが、近年の電子計算機の発達に伴い、有限要素法や境界要素法などの数値計算の技術が開発実用化され、弾性論から、弾塑性論あるいは粘弾塑性論等の解析理論の発展と相まって、より高度な技術が使用されるようになってきている¹⁻⁵⁾。

その一方で、ひび割れ照査に用いられる材料物性値は、照査結果そのものを左

右する重要な入力値であるにもかかわらず、その整備に関しては立ち遅れの感が否めない。とくに、コンクリートの引張方向のクリープは、曲げひび割れ照査におけるひび割れ幅の算定やマスコンクリートの温度ひび割れの発生照査において重要であることがコンクリート標準示方書の設計編に明記されているにもかかわらず、研究の少なさから未だ十分な評価がなされていない¹⁻³⁾。同施工編においてもひび割れ照査におけるクリープの影響は、暫定的な値を与えるにとどまっている¹⁻⁴⁾。このように、引張クリープに関する研究が少ない背景には以下のことが考えられる。

- (1) コンクリートは圧縮強度に比べて引張強度が小さい材料であることから、引張クリープ試験における載荷応力は非常に小さいものになり、従って、試験によって得られる時間依存性ひずみも小さく、圧縮クリープ試験に比べて、より精巧な実験技術が要求される¹⁻⁶⁾。
- (2) とくに、マスコンクリートの温度ひび割れ照査に着目した場合、若材齢からの引張クリープ特性が必要となるが、若材齢コンクリートを対象とした場合、練混ぜ、打込み、養生および載荷に至るまでの間に温度をはじめとする種々の環境条件が供試体の水和、すなわち、硬化性状に影響を及ぼす¹⁻⁷⁾。そのため、同一条件の実験を行っても再現性が乏しく、汎用性のない結果となることが予想される。
- (3) 引張クリープ特性を厳密に定めなくても、現行の暫定値を用いた照査で実用上十分である、あるいは、安全側の評価が得られるという設計上の考え方がある。

これらの問題点のうち、(1) に関しては、近年の実験装置や電子機器を用いた測定器具に見られるように微小な変形を捕捉する技術は向上しており、本質的に解決されたと考えられる。問題となるのは、高精度の実験装置を用いて測定された微小な変形が(2)の問題に関連してばらつきが大きくなることであろう。

(3) に関しては、将来の性能規定による設計法を考えた場合、安全であるか否かといった指標ではなく、時間軸上で構造物の挙動、あるがままの姿を正確に予測する必要があり、例えば、ひび割れ照査の精度は耐久性能、ひいては、構造物の保証耐用年数に影響を及ぼすものとなる。近い将来の設計法が、設計段階から破壊と再利用までを考慮したトータルコストをも含めた照査形態をとるという議論もある中、(2)の問題解決をも含めたひび割れ照査技術の精度向上は、構造物の性能評価をする上で必要不可欠な問題になると考えられる。

このような背景を踏まえ、本研究では、若材齢から長期材齢に至るまで一貫し

て高精度で、しかも汎用性のあるコンクリートの引張クリープに関する材料構成則、すなわち引張クリープ予測手法の開発を目的としている。

1.2 本研究の方法論

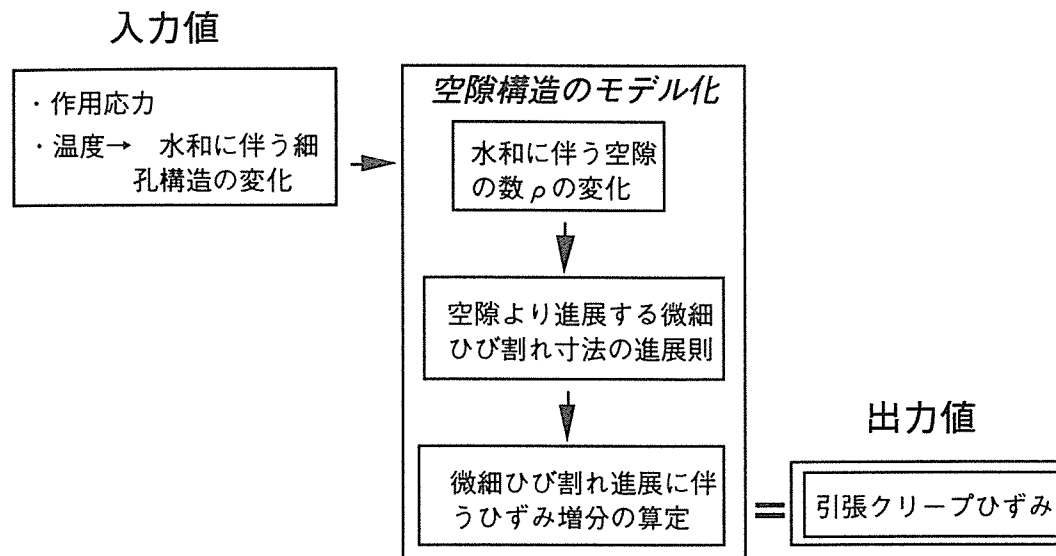
コンクリートの力学特性に関する実験値のばらつきの要因には以下のようなものが考えられる。

- (1) 実験装置の精度の相違（供試体の端面精度、載荷装置の荷重精度など）
- (2) 測定者の相違（熟練度、くせなど）
- (3) 測定機器の特性の相違（感度、電圧による応答の変化など）
- (4) 打込み方法および締固め方法など供試体作製法の相違
- (5) セメント、骨材、混和材、混和剤などの使用材料の相違
- (6) 練混ぜ時の細骨材および粗骨材の表面水率の相違に起因する単位水量の相違
- (7) 練混ぜ時から実験時にいたる過程での温度や湿度などの環境条件の相違

上記の(1)～(4)に関しては実験手法上の要因であり、これは前もって対策を検討し、注意深く実験手順を遵守することによって実験値に与える影響を小さくできる問題である。一方、(5)、(6)はコンクリートの構造の形成に影響を与える要因である。コンクリートは、練混ぜから化学反応により骨格構造が形成され強度を発現する材料であり、材料の違いや環境条件の違いは、コンクリートの空隙構造の形成過程の相違となって現れることになる¹⁻⁷⁾。特に、セメントの水和反応が顕著に進行している若材齢時の力学特性には(5)～(7)の要因に起因する空隙構造の相違の影響が著しくなると考えられる。すなわち、若材齢コンクリートの引張クリープ特性の大きなばらつきも(5)～(7)の要因による空隙構造の形成過程の相違の結果現出したものと考えられる。

そこで、若材齢から長期材齢に至るまでの高精度で汎用的な引張クリープ予測手法の開発を目的としている本研究では、空隙構造そのものを入力情報として予測手法を展開することにする。すなわち、引張持続応力を受けた場合のコンクリートの空隙構造の変化を観察することを出発点として、その構造自身を力学的モデルにより表現し、空隙構造の変化を構成則として引張クリープひずみの導出を行おうとするものである。図-1.1に研究方法の概念図を示す。

このような方法を採用することによって、コンクリートの構造的な相違による引張クリープ特性のばらつきを無くすると同時に、配合や環境条件が様々に変化する場合にも適用できる汎用性のある予測手法が構築できると考えたからである。



図－1.1 研究方法の概念

なお、(4)の要因は実施工において、コンクリート構造物全体の力学特性に著しく影響を及ぼす要因となる。最も危惧されるのは、打込み方法や締固め作業の良否によりその構造物の均質性が左右されることである。本研究のように微細な構造を研究の出発点とした場合には必然的に構造が均質であることが前提条件となるが、このような条件のもとに予測した有限構造物の挙動と実施工での現状とが一致しなくなることが考えられる。このような状況に対処する方法として多く用いられているのは、解析上一定の大きさをもつ範囲をコントロールボリュームとして定義し、その範囲内では均等質を仮定するものである¹⁻⁵⁾。しかしながら、この方法によった場合、違った物性値を持ったコントロールボリュームの空間的分布を明らかにする必要がある、今後の研究に待つところが大きい。

一方、最近、開発された高流動コンクリートは、作業員による締固めを行わなくても型枠の隅々にまで充填できるコンクリートであり、材料分離や過度のブリーディングが無く均等質な構造を仮定することができる¹⁻¹⁾。鉄などの他の構造材料では容易に実現できるこの性能がコンクリートでも実現できる可能性があるといえる。実構造物の均質性については、今後、確認が必要であるが、このようなコンクリートを用いることにより、微細な構造を出発点とした様々なメカニズムの連成による有限構造物の挙動の予測と実構造物の挙動とを一致させるものであると考える。実構造物の不均一性に関する議論は、この研究を実構造物のひび割れ発生照査のレベルまで高めた段階で行うことにして、本研究では均等質の仮定により得られる空隙構造の変化に着目した引張クリープの予測手法の開発を行うことにする。

1.3 本論文の構成

本研究は、引張持続応力を受けるコンクリートの空隙構造の観察、その観察結果を基にした力学的モデルの構築、モデル中の物理的な各定数の決定、およびモデルの妥当性の検証を主な内容としており、7章から構成される。

第2章では、本論文に関係する既往の研究成果について述べ、現在までに明らかにされている知見を整理するとともに、現状での問題点を明らかにし、本研究の位置づけを明確にする。

第3章では、引張持続応力を受けるコンクリートの空隙構造を水銀圧入式ポロシメータにより測定し、応力を受けない無載荷供試体の空隙構造と比較することによって、引張持続応力が空隙構造に与える影響を考察する。

第4章では、空隙構造の観察結果を基にコンクリートの引張クリープ予測モデルを構築する。すなわち、毛細管空隙を起点とした微細ひび割れの進展がコンクリートの引張クリープの主たるメカニズムであるとし、微細ひび割れの進展に伴うひずみの増分（引張クリープひずみ）を古典的な線形破壊力学の基本概念を用いて定式化するとともに、微細ひび割れの進展挙動を速度論の概念を用いて記述する。

第5章では、引張クリープを表現する予測モデル中に現れる各定数を合理的に決定する手法について述べる。

第6章では、載荷応力、載荷時材齢、および水セメント比を変化させた引張クリープ試験を行い、予測モデルによる計算値と実験値とを比較することにより、提案した引張クリープ予測手法の妥当性を検証する。また、本予測モデルにより、クリープ特性の温度依存性を表現できるか否かの可能性についても検討する。

第7章は、第3章から第6章までに得られた結果を総括し、本論文の結論とするとともに、今後に残された課題についても述べる。

第1章の参考文献

- 1-1) 前川宏一，岸利治，岡村甫：セメント・コンクリートの要求性能と設計法の変遷，セメント・コンクリート，No.594，pp.2-9，1996
- 1-2) コンクリートのひびわれ調査，補修・補強指針，日本コンクリート工学協会，pp.41-62，1987
- 1-3) コンクリート標準示方書 [平成8年制定] 設計編，土木学会，pp.85-104，1996
- 1-4) コンクリート標準示方書 [平成8年制定] 施工編，土木学会，pp.173-192，1996
- 1-5) コンクリート工学協会：コンクリート便覧，技報堂出版，pp.243-248，1996
- 1-6) 村田二郎，岡田清：最新コンクリート技術選書1ーフレッシュコンクリートのレオロジー・コンクリートの弾性とクリープ，山海堂，pp.149-151，1970
- 1-7) 反応モデル解析研究委員会報告書（1）ーセメントコンクリートの反応モデル解析の現状と今後の展望，日本コンクリート工学協会，pp.156-172，1996

第2章 コンクリートの引張クリープに関する既往の研究

2.1 概説

一定持続応力下におけるコンクリートの時間依存性変形、すなわち、クリープは、1905年にWoolsonによって初めてその存在が明らかにされたと言われている²⁻¹⁾。それ以来、多くの研究者によってこの問題が議論されてきた。

コンクリートのクリープに影響する要因は極めて多岐にわたり、条件によってはクリープひずみは弾性ひずみの数倍に達することもある。このようなことから、プレストレストコンクリート構造の有効プレストレストの減少や、合成げたの上越し量決定のためのたわみの予測において、特に圧縮クリープの重要性が認識され、古くから多くの研究が行われてきた。これらの研究は、配合や環境条件など種々の要因が圧縮クリープに及ぼす影響についての現象論的研究がそのほとんどであり、クリープのメカニズムを取扱った研究はきわめて少ないのが現状である。そのため、現行の多くの示方書、規準においては、このような現象論的研究を集大成して構築されたクリープ予測式が採用されている。代表的なものとして、CEB-FIP Model Code 90²⁻²⁾やわが国の土木学会コンクリート標準示方書（平成8年度版）²⁻³⁾などがある。これらの予測式は、多くの実験データを統計的に処理して得られたものであるため、平均的には十分実用的な精度を与えるというのが特徴である。前述したプレストレストコンクリート構造や合成桁など一般的なコンクリート構造物の設計に際しては、今後もこれらの予測式が活用されていくものと考えられる。

一方、コンクリートのひび割れ照査においては、クリープ変形は引張応力を減少させる応力緩和機構として作用する²⁻⁴⁾ことになり、ひび割れ発生判定に大きな影響を及ぼすことになる。この場合、応力の作用方向が引張方向となること、CEB-FIP 90式や土木学会式が載荷応力／強度比の適用範囲を40%以下としているのに対し、ひび割れ照査ではこれより高応力比となること²⁻⁵⁾、といった適用範囲の問題の他に、判定精度の向上には、温度や湿度などの環境条件の履歴の影響をより忠実に反映した、より高精度な引張クリープ構成則が必要になると考えられる。さらに、第1章で述べた耐用年数を保証することを軸とした性能照査規定による次世代の設計法²⁻⁶⁾においては、このような高精度な引張クリープ構成則の開発は必要不可欠なものと考えられる。しかしながら、コンクリートの引張クリープに関する研究は圧縮に比べて非常に少ないのが現状である。

以上のような背景を踏まえ、本章では、コンクリートの引張クリープに関する既往の研究成果を概観し、それらを基にして本研究の位置づけを明確にする。

2.2 引張クリープ特性に関する既往の研究

コンクリートの引張クリープ特性に関する研究は、1930年代に始まっている。これらの研究は、主として圧縮クリープ特性との比較を出発点としている。

Glanvilleら²⁻⁷⁾は、普通セメントを用いた水セメント比0.51のコンクリートに載荷時材齢30日で引張および圧縮応力 1N/mm^2 の同一の載荷応力を作用させたクリープ試験を行っている。ただし、載荷中の温度および湿度は一定ではない。その結果、同一のコンクリートに同一の載荷応力を作用させた場合には、クリープひずみはほぼ等しくなることを報告している。

Davisら²⁻⁸⁾は、普通セメントで、水セメント比0.45のコンクリートに対して温度 21°C 、相対湿度50%の条件下で載荷時材齢7日で 0.6N/mm^2 、載荷時材齢28日で 1N/mm^2 の同一応力を圧縮および引張載荷したクリープ試験を実施している。その結果、載荷初期においては引張クリープひずみの方が圧縮クリープひずみより大きくなるが、載荷期間1カ月程度から引張クリープ速度の低下が大きくなり、長期間では両者のクリープひずみに差はほとんど無くなると述べている。

これらの実験結果は、引張および圧縮持続応力が同一のもとでのクリープひずみを比較したものである。したがって、圧縮載荷応力の圧縮強度に対する割合は、引張の場合に比較してきわめて小さい。このような比較ができるためには、クリープが応力に比例するという前提が必要になる。応力とクリープが比例し、しかも圧縮と引張でその比例係数が等しい、すなわち、圧縮と引張の単位クリープひずみは等しいとする仮説は、Davis-Glanvilleの法則として知られ、現在のコンクリート構造を設計する際の基本仮定となっている。しかしながら、その後、このDavis-Glanvilleの法則に異論を唱える実験結果が報告されている。

Illston²⁻⁹⁾は、普通セメントを用いた水セメント比0.4のコンクリートに対し、温度 20°C で載荷応力/強度比、載荷時材齢などを要因に採った引張クリープ試験を実施するとともに同一応力における圧縮クリープ試験を行い比較している。それによると、データ数は少ないものの、載荷応力/強度比が50%以下の範囲では引張クリープひずみは載荷応力に比例する、載荷時材齢が大きくなると引張クリープは小さくなるなど定性的には圧縮クリープと同様の挙動を示すが、同一載荷応力による圧縮と引張に対するクリープひずみは、引張クリープの方が載荷初期においても長期においても大きくなることを報告している。

Brooksら²⁻¹⁰⁾は、普通セメントで、水セメント比0.5のコンクリートに対して載荷時材齢を28および56日とし、載荷応力/強度比を20%と同一にした引張および圧縮クリープ試験を $22\pm 2^\circ\text{C}$ で行い、シール養生した場合のクリープ（基本クリープ）および供試体を $60\pm 7\%$ の環境下にさらした場合のクリープの両方において、単位応力あたりのクリープひずみ（以下、単位クリープひずみ）は引張

の方が圧縮よりも大きくなるとしている。

西林らは軽量コンクリートのクリープに関する一連の研究成果の中で引張、圧縮、曲げクリープについて検討している^{2-11),2-12),2-13),2-14)}。この実験では人工軽量骨材を用いたコンクリートと普通骨材を用いたコンクリートに対して、載荷時材齢を7および28日とし、温度 $20 \pm 1^\circ\text{C}$ 、湿度 $65 \pm 5\%$ および 100% のもとで引張、圧縮および曲げクリープ試験を実施している。この結果、湿度条件がクリープに及ぼす影響は、普通コンクリートよりも軽量コンクリートの方が大きく、また、引張よりも圧縮において著しいこと、引張、圧縮および曲げクリープは、いずれも載荷時材齢が長期であるほど小さくなること、さらに、軽量および普通コンクリートのいずれにおいても単位クリープひずみは引張が最も大きく、曲げ、圧縮の順に小さくなり、特に載荷初期においてこの傾向が顕著であることを報告している。

以上の研究においては載荷時材齢が7日より長期の実験結果であるが、総合的に考察すると、引張クリープは、載荷応力/強度比、載荷時材齢などの影響は定性的には圧縮クリープと同様の傾向を示すが、単位クリープひずみは引張の方が圧縮よりも大きくなるとの試験結果が多いといえる。

一方、最近重要視されている、マスコンクリートの温度ひび割れ照査に際しては、打込み直後からの力学特性が必要となることから、載荷時材齢が3日以下の若材齢での引張クリープ試験が実施されている。

森本ら²⁻¹⁵⁾は普通セメントを用いた水セメント比 59.3% のコンクリートに対して載荷時材齢3および7日で同一載荷応力による引張および圧縮クリープ試験を実施している。この実験は、温度 20°C とし、シールすることによって湿度 100% の環境下で行われている。この結果、載荷時材齢3日の場合、単位クリープひずみは引張の方が圧縮に比べて大幅に小さくなること、載荷時材齢3日と7日の引張クリープひずみに差が見られないことから、載荷時材齢7日程度までは、引張クリープひずみに及ぼす載荷時材齢の影響は明確には認められないこと、等を報告している。

また、梅原らは若材齢コンクリートのクリープ構成式を構築する目的で行っている一連の研究の中でコンクリートの引張および圧縮クリープ試験を実施している^{2-16),2-17),2-18),2-5)}。この結果によれば、載荷応力を同一とした場合、載荷応力/強度比を同一とした場合のいずれにおいても単位クリープひずみは引張の方が小さくなること^{2-5),2-18)}、温度 30°C という限定された条件下ではあるが、載荷時材齢を3、5および7日とした範囲では、引張クリープにおよぼす載荷時材齢の影響は明確には認められないという、森本ら²⁻¹⁵⁾と同様の結果を得ている。

このように、引張クリープに関する実験的研究を概観すると、一般に構造設計

の基本仮定として用いられているDavis-Glanvilleの法則は成立しない、すなわち、同一の載荷時材齢においても引張と圧縮の単位クリープひずみは一致しない傾向にあるといえる。さらに、載荷時材齢を7日より長期に採った場合と3日以下の若材齢とした場合における引張と圧縮の単位クリープひずみの大小関係は逆転するという結果もある。このような圧縮と引張における単位クリープひずみの相違はそれぞれの応力下でのメカニズムの相違と考えられる。このような現象の解明は多くの実験を積み重ねるだけでは達成されるものではなく、メカニズムに立脚した研究を充実、発展させていく必要があると考えられる。

2.3 引張クリープのメカニズムに関する既往の研究

コンクリートのクリープのメカニズムに関しては、古くから数多くの説が提唱されているが、それらのほとんどのものは圧縮クリープに関するものである。しかし、前節で述べたように、引張クリープに関する研究が圧縮クリープとの対比を中心に発展してきたこと、引張クリープのメカニズムを論じる際には圧縮クリープで提唱されているメカニズムも参考になると考えられること、などから、まず、圧縮クリープのメカニズムに関する既往の研究から概観することにする。

圧縮クリープのメカニズムに関する研究は比較的巨視的な現象論に立脚しているものと、微視的で物理的なメカニズムに立脚しようとしているものとに大別される。

前者の代表的なものは粘弾性理論²⁻¹⁹⁾による説明である。これは、コンクリートを弾性的な挙動を示す骨材と粘性流体的な挙動を示すセメントペーストに分けて考えるものである。このような物体に持続荷重が作用すると、粘性流体がまずその荷重を吸収し、それを徐々に固体の弾性的な骨組構造に移行させることになる。このようにして、遅れて現れる変形がクリープひずみであるとする理論である。この理論によるクリープモデルはバネとダッシュポットを結合させたVoigt要素およびKelvin要素の組み合わせにより表現される。この理論の問題は粘性要素（ダッシュポット）により表現されているものの物理的な意味が不明確であることから、真に物理的メカニズムに立脚しているとは言えないことであるが²⁻²⁰⁾、数学的表記が比較的簡便であり、構造設計における要求を十分満たしていることなどから今後もこの理論が適用されていくと考えられる。

一方、後者の微視的で物理的なメカニズムに立脚したものには、転移論に立脚した説、Seepage理論および微細ひび割れによる変形説などがある。

転移論に立脚した説²⁻²¹⁾は、金属材料のクリープが結晶格子内の欠陥部から生じる結晶格子のすべり変形により説明が試みられていること²⁻²⁰⁾にヒントを得てセメントペースト内のゲル粒子相互間、または骨材とセメントペーストとの界面

のすべりによりコンクリートのクリープを説明しようとするものである。しかし、金属材料の塑性変形においては、変形中に絶えず新しい付着面が形成される（転移）のに対して、コンクリートは必ずしもそうではなく、その塑性的変形はかなり異なるものである。したがって、このような結晶のすべりをコンクリートのクリープと考えることは無理があると考えられる。

Seepage理論は1934年にLynamによって最初に提唱されたといわれている²⁻²²⁾。コンクリートに持続圧縮応力が載荷されると、弾性的な骨組構造中の空隙からゲル水が圧出される。このゲル水はコンクリート中の毛細管空隙を通過して外部へ逸散される。このゲル水の外部への逸散速度は、毛細管を流れる時の摩擦抵抗によって変わる。配合および温度等の条件が同一であれば、全摩擦抵抗はコンクリート内部と外部との湿度勾配によって左右され、この勾配が大きい程逸散速度は大きくなり、ひいては圧縮クリープ速度が大きくなる。これがSeepage理論であり、この理論により、乾燥クリープの大部分が説明できると考えられている。

微細ひび割れによる変形説²⁻²³⁾は、圧縮持続応力の作用により、骨材とセメントペーストとの界面から発生した微小なボンドクラックが、進展と骨材や空気泡によるアレストとを繰り返すことにより遅延した変形として現れるのをクリープひずみであるとする説である。このボンドクラックは、直接、破壊の原因とはならないが、持続応力が大きい場合には、このクラックが融合、局所化し、全体の破壊に結びつくと考えられる。この破壊が圧縮クリープ破壊である。このように、微細ひび割れに起因する圧縮クリープのメカニズムは持続応力が比較的大きい場合の説明としては有効であると考えられる。

これらの説は、いずれも、単独ですべての圧縮クリープ現象を説明するには不十分であるが、巨視的に現象を記述しようとする粘弾性理論にSeepage理論を結び付けることにより圧縮クリープ特性が説明されることが多い²⁻²⁴⁾。

一方、引張クリープのメカニズムに関する研究は非常に少ないのが現状である。いくつか行われている研究では、主に圧縮クリープにおいて提案されたメカニズムが引張クリープにおいても適用できるか否かという観点から行われているものが多い。

Brooksら²⁻¹⁰⁾は、引張クリープへのSeepage理論の適用性の検討をするために、載荷時材齢を28および56日とした乾燥および湿潤環境下での引張クリープ試験を実施している。Seepage理論に従うと、引張持続応力が作用した場合には、圧縮と応力の向きが反対になるためゲル水の圧出はなく、乾燥環境下におけるクリープと湿潤環境下におけるクリープとの間には相違がないと考えられる。しかしながら、実験結果では、引張クリープにおいても乾燥環境下におけるクリープの方が湿潤環境下におけるクリープよりも大きくなっていることから、引張クリープ

に対してはSeepage理論を適用できないと結論づけている。さらに、引張クリープのメカニズムを説明する理論として、粘せん断理論を紹介している。これは、セメントゲルとゲル空隙中の吸着水層との粘性的なせん断変形がクリープのメカニズムであるとする説で、前述した金属材料の転移論に立脚した説²⁻²¹⁾と類似したものである。Brooksらは、この説により引張応力を受けることによる乾燥環境下におけるクリープひずみの増大も説明できるとしている。しかしながら、この理論は粘性的な変形を考慮していることから、粘弾性理論と同様に物理的意味合いが不明確となっている。

Cookら^{2-25), 2-26)}も、湿潤環境下および乾燥環境下における引張クリープ試験を実施している。相対湿度30%の引張クリープが50%のものより大きく、100%のものとはほぼ同等となっていること、相対湿度を50%と100%で繰返した場合のクリープひずみが50%のときよりもむしろ100%の時に励起すること、等から、引張クリープにSeepage理論は適用できないとしている。さらに、Cookは、コンクリート内部の微細ひび割れの発生および水分の吸着による微細ひび割れの進展を引張クリープのメカニズムとして提案している。

田中ら²⁻²⁷⁾は、コンクリートの引張クリープのメカニズムを実験的に検討することを目的に、引張持続応力を作用させたコンクリートのAE（アコースティックエミッション）カウント数の測定を行っている。その結果、引張クリープにおいては、載荷応力／強度比が0.3と比較的小さい場合でもAEが測定され、載荷応力／強度比が大きくなるとAEカウント累積数も大きく増加することを見出した。この結果から、引張クリープひずみのメカニズムにはコンクリート内部の微細ひび割れの発生が大きく関与し、しかも、載荷応力／強度比が高くなる程、微細ひび割れによって生じる割合が高くなるとしている。

森本ら²⁻²⁸⁾は、コンクリートの圧縮および引張りラクセーション試験においてAEカウント数を測定している。その結果、圧縮ラクセーション試験では、載荷初期からのAEが測定されなくなっても引き続いて緩慢な応力緩和が進行するのに対して、引張りラクセーション試験の場合、載荷初期のAEが測定されなくなるのとほぼ同時に応力緩和がほとんど終了することを報告している。さらに、この結果から、引張りラクセーションの支配的要因は微細ひび割れの発生および進展であると結論づけている。

引張クリープのメカニズムに関する研究は、その数が少なく成果も限られた範囲ではあるが、総合的に考察すると、圧縮クリープの説明に有力視されているSeepage理論は引張クリープへの適用に関して疑問があること、微細ひび割れの発生および進展によるものが引張クリープの大きな要因になっていると考えられていること、などが明らかになったといえる。

2.4 引張クリープの予測に関する既往の研究

引張クリープの予測に関する研究は、未だ実験結果が少なく、圧縮クリープほどには明確な定量化にはいたっていないのが現状である²⁻²⁹⁾。そのような中でわずかではあるが、限られた条件下での引張クリープの予測式として以下のようなものが提案されている。

池永ら^{2-30), 2-31)}は、引張クリープの実験結果を基に、圧縮クリープや乾燥収縮に関する既往の予測式を参考にして、コンクリートの引張クリープ係数に影響する要因を、材齢、配合、環境湿度、部材の形状寸法および載荷時の硬化の度合いとし、これらを組み入れた引張クリープ係数の予測式を提案している。その適用範囲は、水セメント比0.375～0.5、載荷時材齢7日以降、温度20℃、湿度60～90%である。

普通ポルトランドセメントの場合

$$\phi_t = \frac{0.15t}{0.45+0.16t} \left\{ 3.0 \times 10^{-3} (W/C - 0.34)C + 0.86 \right\} \sqrt{S/V \{ (100 - H)(0.37 \log t_0 + 1) \}} \quad (2.1)$$

早強ポルトランドセメントの場合

$$\phi_t = \frac{0.12t}{0.45+0.16t} \left\{ 2.7 \times 10^{-3} (W/C - 0.34)C + 0.84 \right\} \sqrt{S/V \{ (100 - H)(0.51 \log t_0 + 1) \}} \quad (2.2)$$

ここに、 ϕ_t ：引張クリープ係数

W/C ：水セメント比

C ：単位セメント量 (kg/m³)

H ：大気中の相対湿度 (%)

S/V ：部材の表面積／体積比

t_0 ：載荷時材齢 (日)

柿崎²⁻³²⁾は、川砂利コンクリートと人工軽量骨材コンクリートを用いて、載荷時材齢および載荷までの供試体の養生条件 (気中、水中) を要因に採った引張クリープ試験を行い、引張クリープ係数の予測式として、双曲線式で示される次の式を提案している。その適用範囲は、水セメント比0.575～0.68、載荷時材齢7～28日、温度20℃、湿度40～50%である。

川砂利コンクリートの場合

$$\phi_t = \frac{t}{15.33 + 0.43t} \quad (2.3)$$

2種 (A) 軽量コンクリートの場合

$$\phi_t = \frac{t}{10.72 + 0.45t} \quad (2.4)$$

2種 (B) 軽量コンクリートの場合

$$\phi_t = \frac{t}{7.25 + 0.45t} \quad (2.5)$$

池永ら^{2-30), 2-31)}、柿崎²⁻³²⁾の予測式は、いずれも引張クリープ試験を行って、得られたクリープ係数等のデータと配合や環境等の実験条件との関係を現象論的に取扱ったものである。このような手法を用いた場合、予測対象の条件が実験の範囲であれば、実用的な予測結果を得ることができるが、条件が実験範囲外の場合には、その適用性は不明となる。このような引張クリープ予測式を広範囲にわたって適用していくためには、今後のさらなる実験データの積重ねが必要となる。

一方、粘弾性理論に基づいた引張クリープ構成式を構築する試みも行われている。

西林²⁻¹⁴⁾は、コンクリートのクリープ機構を、骨材とセメントペーストによって形成される骨格構造の遅延弾性、局部破壊によって生じる永久変形、圧力による自由水の流出効果 (Seepage効果) の3つであるとし、これらの効果を3つの要素で表現した粘弾性モデルを構築し、普通および軽量コンクリートに対するクリープ構成式を示している。

梅原ら^{2-16), 2-17)}は、材齢1日で圧縮応力を載荷し、続いて材齢3日から引張持続応力を作用させた実験の結果から、粘弾性モデルを用いて若材齢コンクリートに対して以下の引張クリープ構成式を構築している。

$$J_t = \psi_t(\sigma_{\max})\phi_t(T)\xi_t(\tau)\{2.874(1 - e^{-0.801t}) + 0.813(1 - e^{-45.38t}) + 0.4468\} \times 10^{-6} \quad (2.6)$$

ここに、 $\psi_t(\sigma_{\max})$ ：圧縮履歴応力の影響を表す係数

$$(\quad = 0.017\sigma_{\max} + 0.701)$$

$\phi_t(T)$ ：温度の影響を表す係数 ($= 0.0257T + 0.487$)

$\xi_t(\tau)$ ：圧縮応力履歴期間の大きさを表す係数

$$(\quad = -1.107 \log \tau + 1.538)$$

この構成式は5要素粘弾性モデルにより構築されている。それぞれの要素のもつ物理的な意味は不明確であるが、この構成式には圧縮応力の履歴や温度の影響を考慮できる形になっており、ひび割れ照査に用いるクリープ構成式としては一歩進んだ研究であるといえる。

西林²⁻¹⁴⁾および梅原ら^{2-16), 2-17)}の研究はいずれも粘弾性理論に基づいたものである。この理論に基づいてモデル化を行えばクリープ解析の際に取扱いが便利になるという利点がある。しかし、粘弾性モデルは、前節で述べたように、時間依存性変形を巨視的にバネとダッシュポットによって数学的に表現したものであり、物理的なメカニズムに基づいたものではない。粘弾性モデルにおける材料定数の決定は、実験条件ごとに引張クリープ試験の結果から求められる。配合、載荷時材齢、温度および湿度等の環境条件に対する応答は、その都度実験により決定する必要があり、条件が実験範囲外となった場合のモデルの適用性は不明となる。この点に関しては、池永ら^{2-30), 2-31)}および柿崎²⁻³²⁾が示した引張クリープの実験データそのものから数学的に予測式を構築する場合と本質的には変わらないことになる。

ところで、実際の構造物は、複雑に変化する環境条件にさらされることになり、構造物の引張クリープも複雑な挙動を示すと考えられる。一方、現在議論されている性能照査規定に基づく設計法においては、時間とともに変化する構造物の挙動をより正確に把握することが求められる。このような設計法にひび割れの発生照査という問題をあてはめた場合、複雑な環境条件下の引張クリープをより正確に予測する必要がある。限られた範囲の実験データに立脚した現象論に基づく予測式や巨視的なモデルに基づいた粘弾性理論では、複雑に変化する環境条件下での引張クリープの予測を正確に行うことは困難である。このような要求を満足させるためには、微視的かつ物理的なメカニズムに立脚した予測手法を開発する必要があると考えられる。

最近、圧縮クリープに対してではあるが、微視的なメカニズムに基づいて、汎用的なクリープ予測モデルを構築しようという試みも行われている。

Powers²⁻³³⁾はSeepage理論を熱力学的な観点から記述する試みを行っている。すなわち、セメントペーストの微視的構造の研究を出発点とし、セメントゲル空隙中の毛管水、吸着水および水蒸気等の熱力学的平衡を検討し、乾燥収縮やクリープにおけるSeepage効果の理論的説明を行っている。

Bazantら^{2-34), 2-35), 2-36), 2-37)}は、さらにこの考え方を進め、ゲル空隙中への水の吸着による固相の表面張力の変化と水分の拡散を連成させ、内部応力の釣合いを検討することにより、養生条件、材齢、環境の湿度および温度等を考慮した構成式を導いている。以下に導かれた構成式を示す。

$$J(t,t') = \frac{1}{E_0} + \frac{\phi_1}{E_0} (t'^{-m} + \alpha)(t-t')^n + C_d(t,t',t_0) - C_p(t,t',t_0) \quad (2.7)$$

ここに、 $J(t,t')$ ：単位応力あたりの圧縮クリープひずみ

t' ：載荷時材齢

E_0 、 ϕ_1 、 α 、 m 、 n ：材料定数

式中の第3項は、乾燥によるクリープの増加を、第4項は乾燥後のクリープの減少を表す項であり、環境の湿度、乾燥開始時のコンクリート含水率、部材寸法および温度等きわめて多くの要因の影響を考慮して求められる。式中の材料定数は、典型的な圧縮クリープ試験の結果から逆解析によって決定される。この手法は、実用性に関する検証が今後必要になると考えられるが、配合、作用応力、環境条件が多岐にわたる場合にも高精度な圧縮クリープ予測が行える可能性は十分あると考えられる。

一方、引張クリープに関しては、Bazantらのような微視的メカニズムに立脚した予測手法の構築は試みられていない。現在のコンクリート構造物の設計に対しては現象論に立脚したクリープ構成則があれば十分であるが、前述したように、性能照査規定に基づく設計法においては、様々な条件の変化に適用できる高精度な予測手法の開発が要望されるものと考えられる。

本研究は、まさにこの領域、すなわち、微視的メカニズムに立脚した引張クリープ予測手法を構築することを目的としたものである。そのメカニズムとしては、本章で概観した既往の研究成果を踏まえ、Cookら^{2-25),2-26)}、田中ら²⁻²⁷⁾、森本ら²⁻²⁸⁾が提唱しているコンクリート中の微細ひび割れの時間に伴う進展による変形に着目して、引張クリープひずみの定量化を検討することにする。

2.5 まとめ

本章では、引張クリープに関する既往の研究成果を概観し、本研究の位置づけを明確にした。以下にそのまとめを述べる。

従来から、構造物の設計においては、コンクリートのクリープは応力に比例し、圧縮においても引張においてもその比例定数は等しいというDavis-Glanvilleの法則を受け入れていたが、ほとんどの実験的な研究においてこの法則は成立せず、引張クリープと圧縮クリープとの間に相違が見られることが明らかになった。さらにメカニズムに関する研究では、圧縮クリープにおいて有力視されているSeepage理論を引張クリープに適用することに疑問があることが複数の研究者から提示されている。さらに、これに代る、引張クリープのメカニズムとして微細ひび割れの発生および進展による変形が提唱されている。しかしながら、引張クリープの予測手法は現象論に基づいた研究が中心で、メカニズムに立脚した予測手法の構築が未だ試みられていない状況も明らかになった。

以上のような状況を踏まえ、本研究では、より適用範囲が広く高精度であることを念頭において、微視的メカニズムとして微細ひび割れの挙動に着目した引張クリープ予測手法の構築を試みることにした。

第2章の参考文献

- 2-1) 村田二郎, 岡田清: 最新コンクリート技術選書1 - フレッシュコンクリートのレオロジー・コンクリートの弾性とクリープ, 山海堂, pp.111-112, 1970
- 2-2) CEB-FIP: Model Code 1990, Comite Euro-International du Beton, pp.51-65, 1990
- 2-3) コンクリート標準示方書 [平成8年制定] 設計編, 土木学会, pp.29-32
- 2-4) 西林新蔵, 木山英郎: コンクリートの応力緩和に関する一研究, 土木学会論文報告集, 第241号/V, pp.145-153, 1975
- 2-5) 平本昌生, 入矢桂史郎, グプタスプラティック, 梅原秀哲: 若材齢コンクリートのクリープの材齢および載荷応力依存性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.1, pp.775-780, 1997
- 2-6) 前川宏一, 岸利治, 岡村甫: セメント・コンクリートの要求性能と設計法の変遷, セメント・コンクリート, No.594, pp.2-9, 1996
- 2-7) R.E.Davis, H.E.Davis, E.H.Brown: ASTM Proceeding, Vol.37, p.327, 1937
- 2-8) W.H.Glanville, F.G.Thomas: Building Research Technical Paper, No.21, p.41, 1939
- 2-9) J.M.Illston: The creep of concrete under uniaxial tension, Magazine of Concrete Research, Vol.17, No.51, pp.77-84, 1965
- 2-10) J.J.Brooks, A.M.Neville: A comparison of creep, elasticity and strength of concrete in tension and in compression, Magazine of Concrete Research, Vol.29, No.100, pp.131-141, 1977
- 2-11) 西林新蔵, 梅本成三: コンクリートの引張クリープに関する研究, セメント技術年報, Vol.6, PP.349-354, 1962
- 2-12) 西林新蔵, 浅海俊明, 阪田憲次: 人工軽量骨材コンクリートのクリープに関する研究, セメント技術年報, Vol.11, PP.376-381, 1967
- 2-13) 西林新蔵, 阪田憲次, 柴田秀昭: 軽量コンクリートのクリープ, セメント技術年報, Vol.12, PP.397-401, 1968
- 2-14) 西林新蔵: 人工軽量骨材コンクリートのクリープに関する研究, コンクリートジャーナル, Vol.7, No.1, pp.2-10
- 2-15) 森本博昭, 岩本隆裕, 栗原哲彦, 小柳治: 若材令コンクリートの圧縮および引張クリープ特性, セメントコンクリート論文集, No.47, pp.356-359, 1993

- 2-16) 野村幸広, 上原匠, 梅原秀哲: クリープを考慮したマスコンクリートの温度応力に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.1, pp.1121-1126, 1993
- 2-17) H.Umehara, T.Uehara, T.Iisaka, A.Sugiyama: Effect of creep in concrete at early ages on thermal stress, Proceeding of the International RILEM Symposium, Proceedings.25, pp.79-86, 1994
- 2-18) 後藤忠広, 上原匠, 梅原秀哲: 若材齢コンクリートのクリープ挙動に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.1, pp.1133-1138, 1995
- 2-19) 村上謙吉: レオロジー基礎論, 産業図書, pp.75-112, 1991
- 2-20) 村上澄男訳: クリープ強さの理論—F.K.G.オドクヴィスト, J.ハルト, 培風館, pp.17-23
- 2-21) 村田二郎, 岡田清: 最新コンクリート技術選書1—フレッシュコンクリートのレオロジー・コンクリートの弾性とクリープ, 山海堂, pp.122-123, 1970
- 2-22) A.M.Neville: Creep of concrete, North-Holland Publishing Co, pp.71-76, 1970
- 2-23) H.Rusch: Cement and Concrete, Translation, No.86, pp.1-9, 1959
- 2-24) 百島祐信: コンクリート構造物のクリープと乾燥収縮—H.リュッシュ, D.ユングビルト, 鹿島出版会, pp.14-26, 1975
- 2-25) M.A.Ward, D.J.Cook: The mechanism of tensile creep in concrete, Magazine of Concrete Research, Vol.21, No.68, pp.151-158, 1969
- 2-26) D.J.Cook, M.N.Haque: The tensile creep and fracture of desiccated concrete and mortar on water sorption, Materiaux et Constructions, Vol.7, No.39, pp.191-196, 1974
- 2-27) 田中敏嗣, 田澤栄一, 米倉亜州夫, 柏木勉: コンクリートの引張クリープ機構に関する一考察, 土木学会第42回年次学術講演会講演概要集/V, pp.358-359, 1987
- 2-28) 綾瀬由雄, 森本博昭, 小柳治: コンクリートのリラクゼーション時のAE特性, 土木学会第45回年次学術講演会講演概要集/V, pp.790-791, 1990
- 2-29) 清水昭之: コンクリートの引張クリープ, コンクリート工学, Vol.21, No.6, pp.4-13, 1983
- 2-30) 池永博威, 大島久次: コンクリートの材令に伴う乾燥収縮, クリープ, および強度に関する研究—現場打込みコンクリートに対するひび割れ防止の調査設計に関する研究その1, 日本建築学会論文報告集, 第215号, pp.13-21,

1974

- 2-31) 池永博威, 大島久次: コンクリートの乾燥収縮と引張クリープに関する実験的研究—現場打込みコンクリートに対するひび割れ防止の調合設計に関する研究その2, 日本建築学会論文報告集, 第216号, pp.1-9, 1974
- 2-32) 柿崎正義: 人工軽量骨材コンクリートの収縮ひび割れ発生に関する研究—コンクリートの引張りクリープ変形について—, セメント・コンクリート, No.316, pp.18-27, 1973
- 2-33) T.C.Powers: The thermodynamics of volume change and creep, *Materiaux et Constructions*, Vol.1, No.6, pp.487-507, 1968
- 2-34) Z.P.Bazant, L.J.Najjar: Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete, *Materiaux et Constructions*, Vol.5, No.25, pp.3-20, 1972
- 2-35) Z.P.Bazant, Z.Moschovidis: Surface-diffusion theory for drying creep effect in portland cement paste and concrete, *Journal of the American Ceramic Society*, Vol.56, No.5, pp.235-241, 1973
- 2-36) Z.P.Bazant, E.Osman: Double power law for basic creep of concrete, *Materiaux et Constructions*, Vol.9, No.49, pp.3-11, 1976
- 2-37) Z.P.Bazant, E.Osman, W.Thonguthai: Practical formation of shrinkage and creep of concrete, *Materiaux et Constructions*, Vol.9, No.54, pp.395-406, 1976

第3章 引張持続応力がコンクリートの空隙構造に及ぼす影響

3.1 概説

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る。さらに、微視的な観点からいえば、セメントペースト中およびセメントペーストと骨材の界面領域には多くの空隙が存在する多孔質材料であるといえる³⁻¹⁾。多孔質材料にはコンクリートの他に、陶磁器、多孔質ガラス、スポンジやラバーフォームに代表されるような高分子多孔質材料などがあるが、コンクリートはこれらの多孔質材料と違って、コンクリートが型枠から脱型され荷重が分担されるようになってからもなお、空隙構造が形成途中であることが多い。すなわち、コンクリートは時間とともに空隙構造が変化している多孔質材料であるといえる。コンクリートが持つマクロな材料物性値、すなわち、強度、ヤング係数およびクリープ特性等、さらに透水性や透気性はこの時間とともに変化する空隙構造に依存するといっても過言ではない^{3-2), 3-3)}。コンクリートの強度やヤング係数が材齢、温度や湿度の履歴等により変化するのはこの空隙構造の形成過程の相違によるものであると考えられている³⁻⁴⁾。

コンクリートの引張クリープを微視的メカニズムの観点から予測するということは、上述した材齢や環境条件さらには引張持続応力が作用した場合の空隙構造に現れる変化を観察し、適当なモデルを用いて物理的あるいは力学的に現象を記述することに他ならない。すなわち、具体的には微小なひび割れの発生の起点と成りうる微小な空隙の分布、時間的変化の観察を出発点として、引張持続応力の作用によりどの程度の空隙径領域に微細ひび割れが発生し、これがどのような進展挙動を示すかを観察し、モデル化することが必要になる。しかしながら、これらに関する具体的アプローチは既往の研究を概観した範囲では皆無である。

そこで、本章では引張持続応力を受けたコンクリート中の空隙構造の変化を観察し、モデル化に関する基礎的資料を得ることを目的に実験的研究を行った結果について述べる。すなわち、載荷応力を要因に採った一定持続応力引張クリープ試験を行い、クリープひずみを測定するとともに、載荷供試体と無載荷供試体の空隙構造を水銀圧入式ポロシメータを用いて測定した。さらに、空隙構造の変化と引張クリープひずみとの関係を統計的手法を用いて考察した。

3.2 コンクリートの空隙構造とその観察手法

コンクリートの空隙構造の測定方法にはN₂吸着法、水銀圧入法、光学顕微鏡法およびX線CT法等がある。これらの測定法は、適用できる空隙寸法の範囲が概ね決まっているので、着目する空隙寸法の範囲に応じて使い分ける必要がある。

図-3.1にMehta³⁻⁵⁾による空隙の分類を示す。その分類によれば、硬化コンクリート中の空隙は大きなものから順に、エントラップトエア、エントレインドエア、毛細管空隙およびゲル空隙に分けられる。エントラップトエアは練混ぜによって巻込まれた空気が粗大な空気泡を形成するもので、大きさは数mm程度、形状はひずんだ楕円形である。エントレインドエアはAE剤によって連行された微細な空気泡で、大きさは数10μm～数100μm、形状はほぼ球状で、セメントペースト中に独立に存在する。毛細管空隙は未水和セメント鉱物間、水和生成物間および骨材周辺に広く分布する水隙で、寸法は数nm～数μm、形状は長短軸比の大きな亀裂状の形状を示す。ゲル空隙はC-S-H結晶内に生成される微小な水隙で、Powers³⁻⁶⁾によるとその寸法は2nm以下といわれている。

表-3.1に空隙径とそれに対応する測定法の組合せの一覧³⁻⁷⁾を示す。

N₂吸着法³⁻⁸⁾は、毛細管凝集理論に基づき吸着等温線より空隙分布を測定する手法である。この方法は空隙分布を多分子吸着を考慮して計算するもので、直径30nm以上の空隙はないと仮定されている。従って、N₂吸着法は比較的小径の空隙、すなわちゲル空隙の分布の測定に適用される。

水銀圧入法³⁻⁹⁾は、空隙の形状を円筒形とした時の細孔直径 d と圧入圧 p の関係が次のWashburn式によって示されるとし、圧入圧を変化させた場合の圧入圧と圧入量との関係（圧入曲線）から細孔直径分布を求めるものである。

$$d = -4\gamma \frac{\cos\theta}{p} \quad (3.1)$$

ここに、 γ ；水銀の表面張力（=0.483N/mm²）

θ ；水銀の接触角（=130～140°）

この方法は数nm～数100μmのきわめて広い範囲の細孔直径の測定が可能であり、かつ、比較的簡便で測定精度も高いため広く用いられている。

光学顕微鏡法³⁻¹⁰⁾は、研磨した試料表面上の気泡に判別のためAl₂O₃粉末と流動パラフィンで混練したペーストを充てんし写真撮影を行う。この写真を画像処理装置に入力して気泡の直径および数をコンピュータにより解析する方法である。この方法によって測定される空隙の範囲は、分解能の制約から直径数10μm以上の空隙となる。

X線CT法³⁻¹¹⁾は産業用X線CTを用い、試料に高エネルギーX線を照射し、透過したX線を検出器で検出するものである。得られたデータはコンピュータで処理され、各ポイントのX線吸収係数を、水を0、空気を-1000としたCT値に変換し、CRT上に濃淡表示するものである。この方法による空隙の測定範囲は1mm以上のかなり大きなものに限られる。

一方、微視的破壊規準としてのGriffithの理論³⁻¹²⁾によると、引張応力が作用した際に、微細ひび割れの起点となりやすいのは欠陥寸法の大きな空隙である。この観点からいえば、微細ひび割れの起点となりやすいのは比較的大径の毛細管空隙あるいは大径の気泡であると予想される。このようなことから、本研究では、毛細管空隙から気泡まで広い範囲の測定が行える水銀圧入法によって空隙構造の変化を観察することにした。

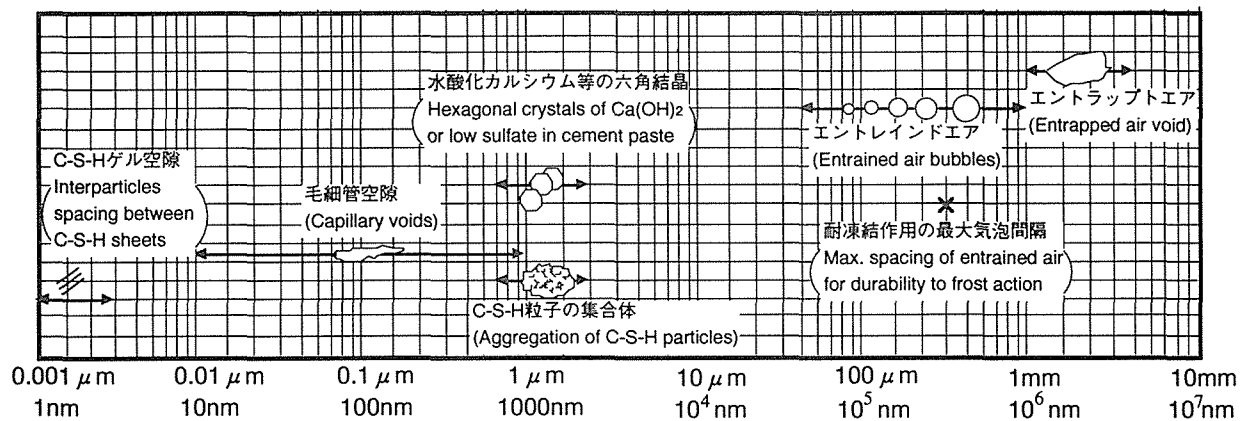


図-3.1 空隙の分類³⁻⁵⁾

表-3.1 空隙直径と測定法³⁻⁷⁾

空隙の種類	空隙径の範囲	測定方法	試料条件および特記事項	分解能、測定領域
水隙				
・ゲル空隙	0.001 μm ~ 0.01 μm	N ₂ ガス吸着脱着法	D-乾燥試料、微細空隙の測定が可能	1~40nm
・毛細管空隙	0.1 μm ~ 10 μm	水銀圧入法	D-乾燥試料 広範囲の径の空隙の測定が可能	3~300 μm
気泡				
・小径エンタラップトエア (AE剤にはエントレインドエアを含む)	10 μm ~ 100 μm	光学顕微鏡法	研磨面の観察	>1 μm
・大径エンタラップトエア	1 mm ~ 10 mm	X線CT法	非破壊分析、任意の断面の観察が可能	>0.3mm

1nm 10 100 1 μm 10 100 1mm 10

3.3 実験概要

3.3.1 実験計画

実験要因および供試体名の表記方法を表-3.2に示す。載荷時材齢は、すべて3日とした。このように比較的若材齢からの載荷とした理由は、若材齢から長期材齢に至るより高精度の予測手法を開発の目標としており、微細構造の変化が著しいと考えられる3日程度からの実験を行うのが現象をとらえるのに最も適当であると考えたこと、および、引張クリープが工学的に重要となるのはマスコンクリートの温度ひび割れの予測や収縮ひび割れの予測等、比較的若材齢における作用応力によるひび割れの発生が問題となる、等からである。ここで、載荷応力を実験要因にとり、0.45、0.8、1.2および1.6N/mm²の4水準とした。

3.3.2 使用材料およびコンクリートの示方配合

セメントは宇部興産社製の普通ポルトランドセメントを使用した。粗骨材には碎石を、細骨材には細砂と陸砂を土木学会の標準粒度範囲に入るように調整した混合砂を使用した。これらの物理的性質を表-3.3および表-3.4に示す。

コンクリートの配合条件は、水セメント比0.5、スランプ8cmで、土木分野で一般的に用いられるコンクリートとした。試験練りによって決定したこのコンクリートの示方配合を表-3.5に示す。

3.3.3 供試体の作製

本実験は、載荷材齢3日という比較的若材齢からのコンクリートの引張クリープと微細構造の変化との関係をとらえることに主眼を置いている。そのため、バッチ間のコンクリートの強度発現性状等のばらつきが大きくなるのは好ましくない。そこで、表乾状態の骨材を注意深く作製するとともに、コンクリートの練上り温度を極力一定とするために、表乾状態にした骨材や練混ぜ水は3日程度前から恒温恒湿室に保管した。練混ぜにあたっては必ず試し練りを行い、スランプ、温度および空気量を測定し、必要に応じて練混ぜ水に温水を使う、あるいは氷を投入するなどの措置をとった。

コンクリートの練混ぜは、パン型強制練りミキサ（容量100ℓ）を用いて行い、1回の練混ぜ量は75ℓとした。材料の投入は粗骨材の1/2、セメントと細骨材、粗骨材の1/2の順に行い、60秒間の空練りの後に注水し、120秒間練り混ぜた。練り上がったコンクリートは、十分に練返した後、スランプ、空気量および温度の測定を行った。

引張クリープ試験に用いる供試体は10×10×40cmの角柱供試体とし、1実験要因につき3本作製した。また、収縮測定用のコントロール供試体もクリープ試

表-3.2 実験計画

載荷材齢 (日)	載荷応力 (N/mm ²)	応力強度比	載荷期間 (日)	温度 (°C)	湿度 (%)
3	0.45	0.19	0,7,28	20	100 (シール)
	0.8	0.29			
	1.2	0.52			
	1.6	0.63			

N-50-3-0.8

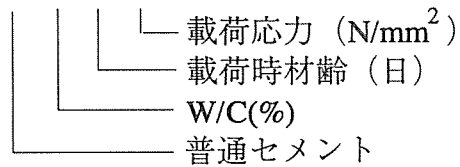


表-3.3 セメントの物理的性質

比重	粉末度 (cm ² /g)	凝結時間 (時間-分)		安定性	圧縮強さ (N/mm ²)		
		始発	終結		3日	7日	28日
3.15	3150	2-35	2-40	良	12.7	23.5	42.3

表-3.4 骨材の物理的性質

細骨材			粗骨材			
比重	F.M.	吸水率 (%)	最大寸法 (mm)	比重	F.M.	実積率 (%)
2.67	2.79	1.4	20	2.69	6.51	58.7

表-3.5 コンクリートの示方配合

セメント	Gmax (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C	s/a (%)	単位量(kg/m ³)				AE減水剤 C×%
						W	C	S	G	
普通	20	8±1	4.5±1	0.50	44.5	157	314	821	1041	0.25

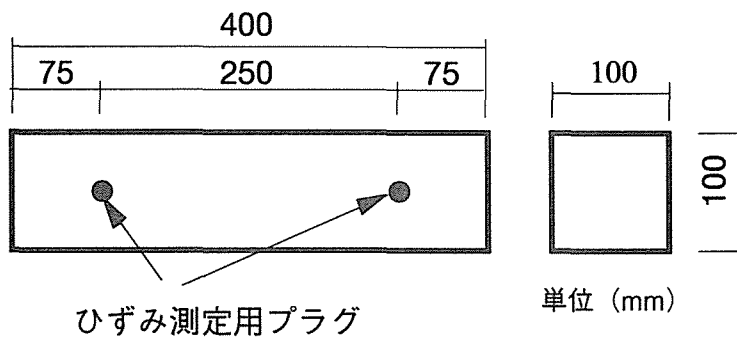
験に用いたのと同形状寸法とし、1実験要因あたり3本作製した。図-3.2に角柱供試体の詳細を示す。強度測定用円柱供試体（ $\phi 10 \times 20 \text{ cm}$ ）は1実験要因につき18本作製し、圧縮強度、圧縮ヤング係数および割裂引張強度を測定した。型枠への打込みは2層に分けて行い、各層を突き棒により締め固めた。突き数は、角柱供試体の場合には各層25回、円柱供試体の場合は12回とした。さらに、これらの供試体はテーブルバイブレータによる振動締固めを30秒間行った後、 $20 \pm 2^\circ \text{C}$ 、 $\text{R.H.} 95 \pm 3\%$ の恒温恒湿室中で養生した。その際、表面からの水分の蒸発を防ぐために供試体表面にポリエチレンラップを施した。脱型は打設翌日行い、脱型後直ちに恒温恒湿室内で水中養生した。引張クリープ試験およびコントロール用に用いる角柱供試体は載荷前日（材齢2日）に水中から引き上げ、表面の余分な水分をウェスで軽く拭き取り、直ちにアルミ粘着テープで表面をシールした。その後、引張クリープ試験に用いる供試体は端面をサンドペーパーで細骨材が見えるまで磨き、水中硬化型エポキシ系接着剤（アルファ工業社製）を用いて載荷用治具に接着した。シールした供試体はクリープ試験開始まで恒温恒湿室中で保存した。

3.3.4 実験方法

(1) 引張クリープ試験

試験装置には荷重の減退がない利点を考慮してレバー重錐式試験機を3台使用した。図-3.3に試験装置の概略を示す。載荷荷重には約 0.2 kN/枚 の分銅を用いた。この分銅には予め番号をつけ、この番号順に載荷した。番号順に載荷した場合の3台の試験機のでこ比の詳細を表-3.6に示す。

引張クリープ試験は $20 \pm 2^\circ \text{C}$ 、 $\text{R.H.} 95 \pm 3\%$ の恒温恒湿室で行った。ひずみの測定は基長 10 in 、検長 $1/1000 \text{ mm}$ のホイットモア型ひずみ計を用いて行った。測定間隔は、載荷前後のひずみ差から弾性ひずみを測定したのち、載荷期間3日までは12時間ごとに、その後、所定の載荷期間までは24時間ごとに行い、無載荷のコントロール用供試体のひずみも同時に測定した。なお、所定の載荷期間は0、7および28日で、引張クリープ試験供試体3体のうち各載荷期間で1本ずつ除荷を行った。この場合、載荷期間0日とは載荷直後に除荷を行うものである。また、圧縮強度、圧縮ヤング係数および割裂引張強度試験は引張クリープ試験の除荷に合わせて行った。除荷を行った供試体および同じ環境条件においたコントロール供試体から、ただちに細孔直径分布測定用の試料を採取した。



ひずみ測定用プラグ

単位 (mm)

*アルミ粘着テープによりシールする。

図-3.2 角柱供試体の詳細

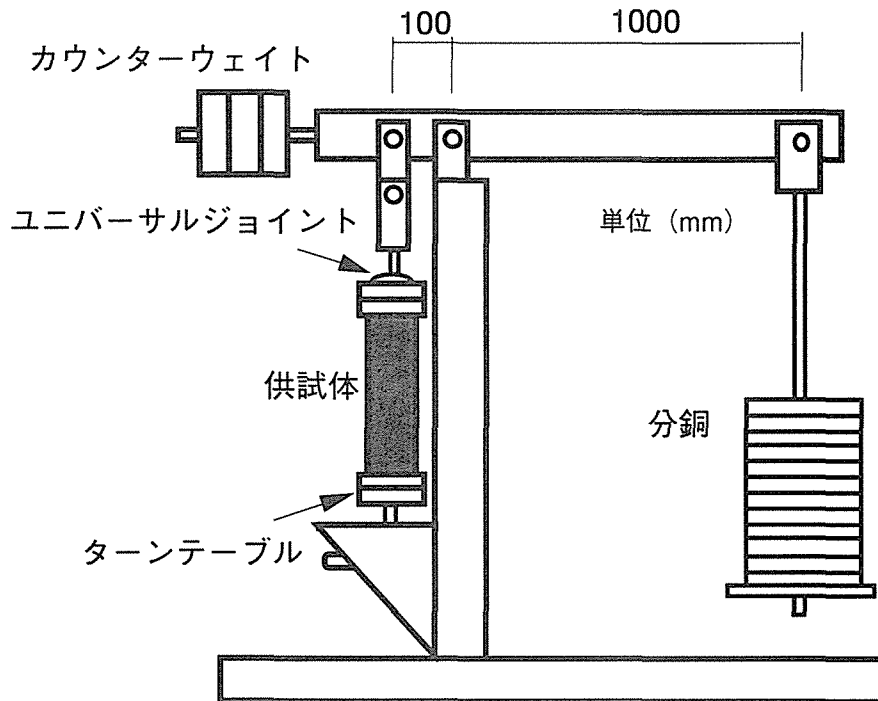


図-3.3 引張クリープ試験装置

表-3.6 試験機のとこ比

試験機No.	1	2	3
とこ比	1 : 9.42	1 : 9.50	1 : 9.02

(2) 水銀圧入法による細孔直径分布の測定

図-3.4に試料の採取位置を示す。細孔径分布測定用の試料はひずみ測定用プラグより中心側の中央部2箇所から採取した。採取した試料は粉碎し、そのうちの2.5~5.0mmのものをふるい分けた後、直ちにアセトン中に浸漬して水和を停止させた。この試料は48時間のD-乾燥（水蒸気圧 5×10^{-4} mmHg下での乾燥）を行った後、測定まで真空デシケータ内に保存した。細孔径分布の測定は、Auto Pore 9200（島津製作所製）を用いて行った。図-3.5に測定装置の概観を示す。試料は、骨材部分を注意深く除いてモルタル部分のみを採取し、15cc大型セルを用いて測定した。水銀の注入および圧力の制御はコンピュータによる自動制御で行った。測定は、2箇所から採取した試料に対して1回ずつ行い、その平均値をその供試体の測定値として採用した。

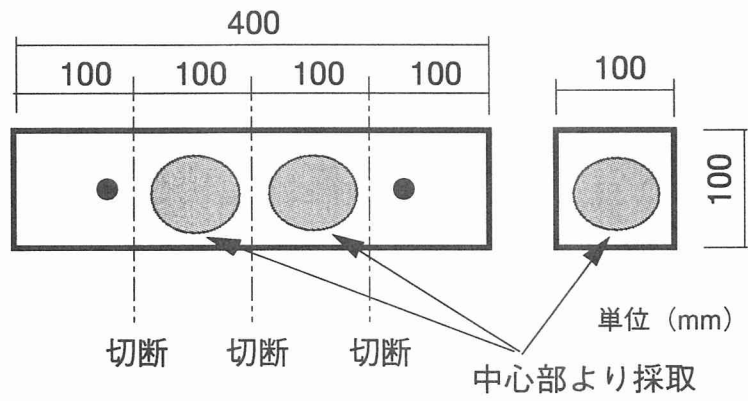


図-3.4 細孔径分布測定用試料採取位置の概要

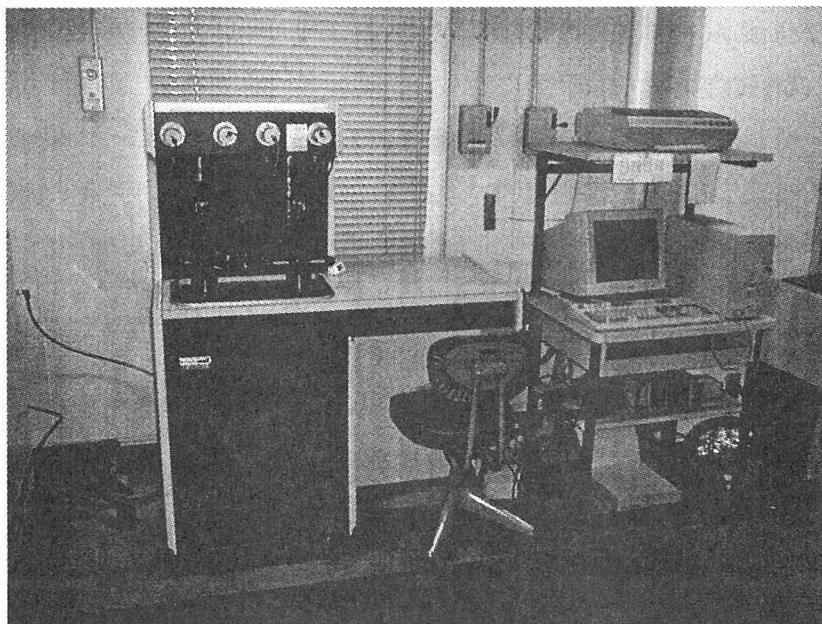


図-3.5 細孔径分布測定装置

3.4 結果および考察

3.4.1 引張クリープ試験結果

表-3.7に、フレッシュおよび硬化コンクリートの試験結果を示す。

図-3.6に引張クリープひずみを算定するための概念図³⁻¹³⁾を示す。引張方向を正とすると、引張クリープひずみは厳密には式(3.2)に示すように測定されたひずみから収縮ひずみおよび材齢とともに変化する弾性ひずみを差し引くことにより求められる。すなわち、

$$\epsilon_{c,t-t'} = \epsilon_{a,t-t'} - \epsilon_{s,t-t'} - \epsilon_{e,t} \quad (3.2)$$

ここに、 $\epsilon_{c,t-t'}$ ；材齢 t' に載荷された供試体の材齢 t における引張クリープひずみ ($\times 10^{-6}$)

$\epsilon_{a,t-t'}$ ；材齢 t' に載荷された供試体の材齢 t における測定される全ひずみ ($\times 10^{-6}$)

$\epsilon_{s,t-t'}$ ；材齢 t' に載荷された供試体と同じ環境条件に置いた無載荷供試体の材齢 t におけるひずみ ($\times 10^{-6}$)

$\epsilon_{e,t}$ ；材齢 t 日における弾性ひずみ ($\times 10^{-6}$)

材齢 t 日における弾性ひずみ $\epsilon_{e,t}$ は、本来は各材齢毎に別々の供試体を用いて載荷応力までのひずみを測定するべきである。しかし、実験が非常に大がかりになる上に煩雑になるため、本研究においては、引張クリープひずみを算定する場合の弾性ひずみには、近似的に試験材齢3、10、31日のヤング係数の測定結果を1試験要因毎に材齢 t で双曲線近似し、材齢 t の関数として与えたものから算定することにした。

図-3.7に載荷期間 $t-t'$ と引張クリープひずみとの関係を示す。また、表-3.8に載荷期間 $t-t'$ と引張クリープひずみとの関係式に指数関数式(3.4)を適用した場合の実験定数の回帰計算結果を示す。この式は阪田ら³⁻¹⁴⁾が圧縮クリープに適用している回帰モデルを参考にしたものである。

$$\epsilon_c(t-t') = A \left\{ 1 - \exp \left[B(t-t')^C \right] \right\} \quad (3.4)$$

ここに、 $\epsilon_c(t-t')$ ；引張クリープひずみ ($\times 10^{-6}$)

t ；材齢 (日)

t' ；載荷時材齢 (日)

A 、 B 、 C ；実験定数

表-3.7 コンクリートの試験結果

実験要因名	スランプ (cm)	空気量 (%)	温度 (°C)	試験材齢 (日)	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮ヤング係数 (kN/mm ²)	割裂引張強度 (N/mm ²)
N-50-3-0.45	8.5	3.5	20.5	3	23.7	25.5	2.34
				10	—	—	2.87
				31	—	—	—
N-50-3-0.8	6.0	3.5	25.0	3	24.6	30.1	2.73
				10	35.5	33.5	3.17
				31	46.9	35.4	3.39
N-50-3-1.2	11.5	3.8	20.0	3	21.1	24.9	2.31
				10	35.0	34.8	3.00
				31	44.4	38.1	3.61
N-50-3-1.6	7.5	4.0	19.0	3	23.7	26.9	2.54
				10	31.3	32.2	2.62
				31	43.5	36.2	3.54

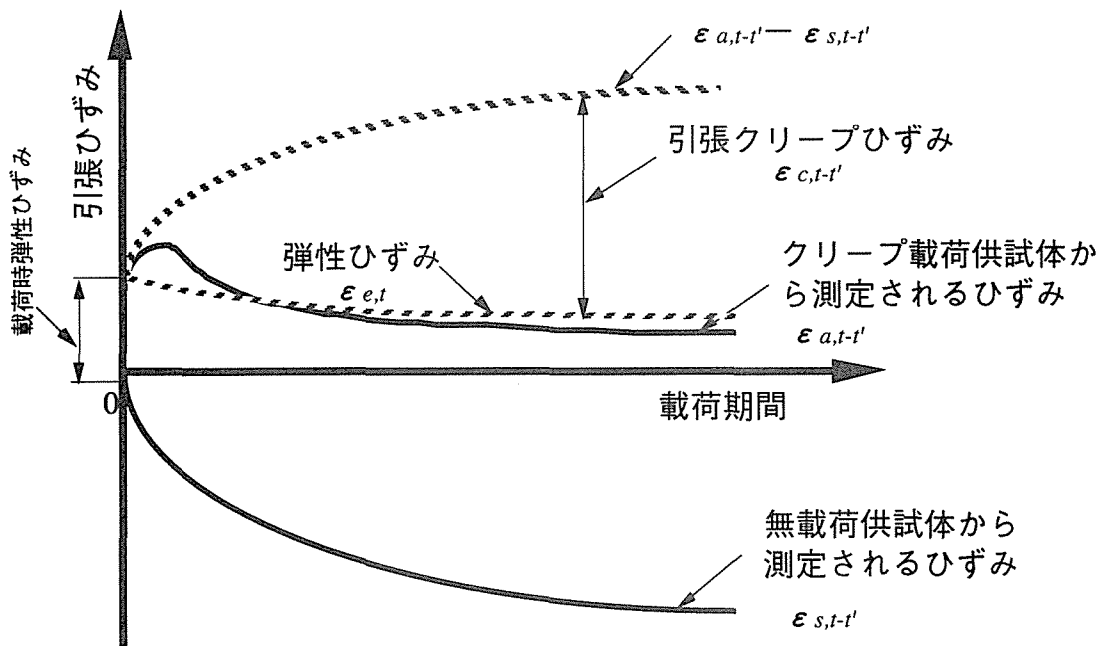


図-3.6 引張クリープひずみの模式図³⁻¹³⁾

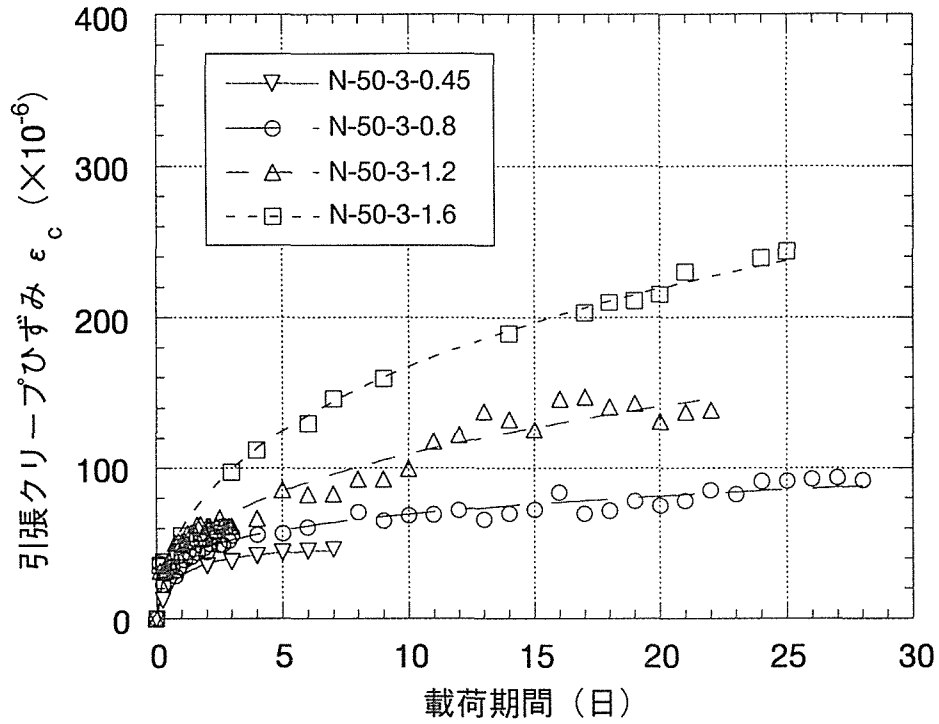


図-3.7 載荷期間と引張クリープひずみとの関係

表-3.8 回帰分析結果

実験要因名	実験定数			相関係数
	A	B	C	
N-50-3-0.45	46.6	-0.954	0.67	0.994
N-50-3-0.8	667.3	-0.062	0.25	0.973
N-50-3-1.2	3356.1	-0.014	0.37	0.980
N-50-3-1.6	466.9	-0.136	0.51	0.998

$$\epsilon_c(t-t') = A\{1 - \exp[B(t-t')^C]\}$$

図-3.7より、載荷応力が大きくなるに従って引張クリープひずみは大きくなっていることがわかる。

図-3.8に載荷応力と引張クリープひずみとの関係を示す。図中の引張クリープひずみのプロット点は表-3.8の回帰式に $t-t'=3, 7, 28$ 日を代入することによって得られたひずみである。図-3.8より、載荷期間3、7、28日いずれの場合においても、載荷応力と引張クリープひずみとの関係は下に凸となる緩やかな曲線状となっている。このことは、載荷応力と引張クリープひずみとの関係が単純な比例関係では表せないことを示している。一般のクリープ解析では、載荷応力とクリープひずみが比例関係にあることが仮定されており、クリープ係数という概念はこれを前提として導入されたものである。これらの事実は、合理的でより正確な引張クリープ解析を行う場合には、応力と引張クリープひずみとの間に比例関係が成立することを仮定したクリープ係数による方法が適用できないことを示している。

載荷応力と引張クリープひずみとの比例関係については従来から多くの議論がある。Cookら³⁻¹⁵⁾は引張クリープの場合、載荷応力/強度比が0.25~0.67の範囲では載荷応力と引張クリープひずみとの間に比例関係が成立するとしている。Illston³⁻¹⁶⁾は載荷応力/強度比0.5までは引張クリープひずみは載荷応力に比例するが、これ以上になると比例しないと述べている。一方、J. Glucklich³⁻¹⁷⁾は普通骨材を用いたコンクリートにおいて、載荷応力/強度比が0.2~0.58の範囲では載荷応力と引張クリープひずみとの間に比例関係が認められないことを報告している。図-3.9にこれら研究者および本研究における載荷応力/強度比と引張クリープひずみとの関係を示す。このように、研究者間でも載荷応力と引張クリープひずみとの間に比例関係が成立するか否かに関する意見は分れている。

これに対し、綾野³⁻¹⁸⁾は圧縮クリープにおいて、載荷応力/強度比を0.1間隔で0.1~0.5まで変化させた実験を行っている。その結果、一般に比例関係が成立するといわれている載荷応力/強度比0.4以下の領域においても厳密には比例関係が成立しないことを示し、さらにこの非線形性を金属材料で用いられている非線形クリープ則に若干の修正を加えた適用式を用いることによって表現できることを示している。

本研究では、載荷応力/強度比が0.19~0.63の範囲で4水準の実験結果から、載荷応力とクリープひずみとの間に比例関係を仮定できないことを示した。このことは、引張クリープにおいても、載荷応力とクリープひずみとの関係に非線形性を考慮した予測手法およびクリープ解析手法を開発、構築する必要があることを示唆している。

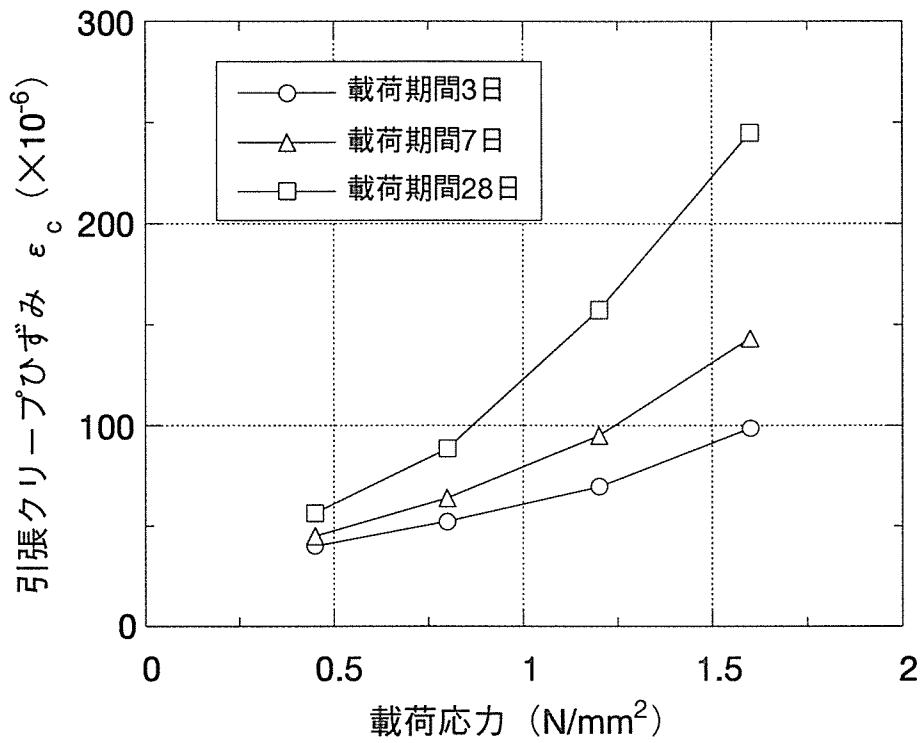


図-3.8 載荷応力と引張クリープひずみとの関係

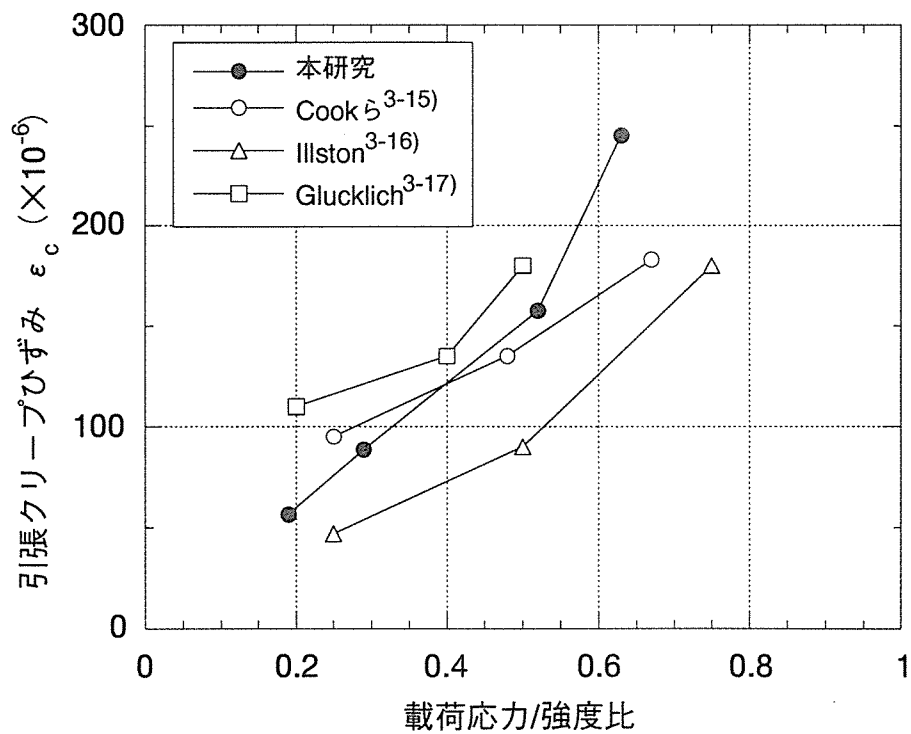


図-3.9 載荷応力/強度比と引張クリープひずみとの関係

3.4.2 細孔直径分布

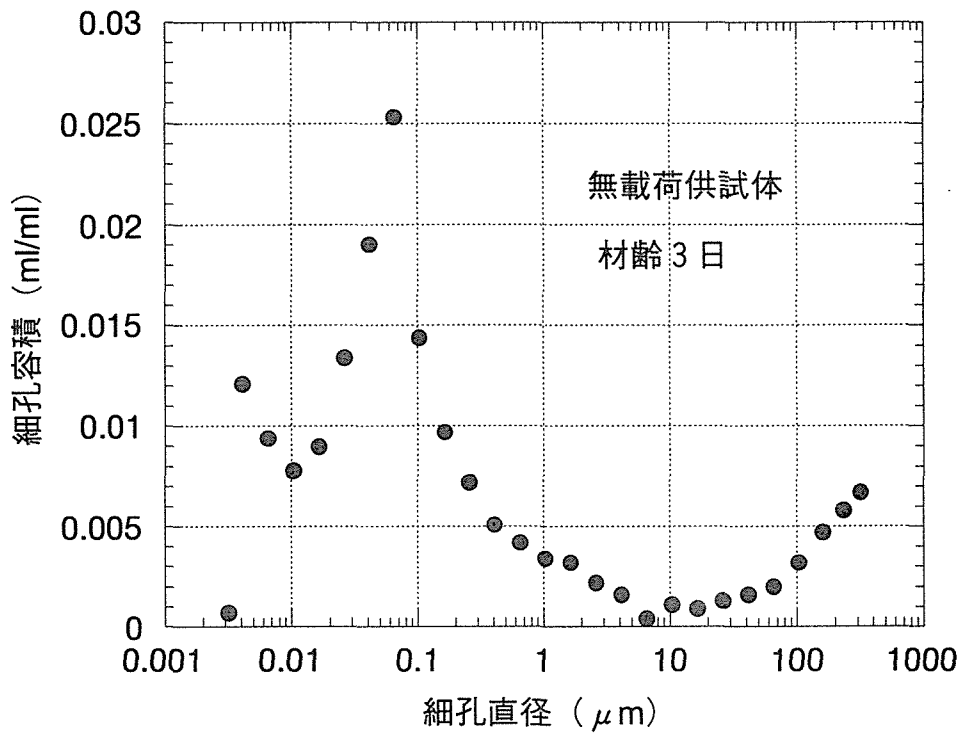
図-3.10～図-3.12に材齢3日、10日および31日における無載荷供試体の細孔直径分布の測定結果例を示す。ここで、水銀圧入式ポロシメータにより測定された細孔直径分布は、図-3.13に示すような分布の形状的特徴によって以下のような範囲に分ける。

- ① 0.005 μm 程度に細孔容積のピークが存在する0.003～0.01 μm の範囲
- ② 0.03～0.07 μm 程度にピークを持つ0.01～0.1 μm の範囲
- ③ 分布形状がなだらかになり細孔容積が消失する0.1～5 μm 程度の範囲
- ④ 再び細孔容積が増加する5 μm 以上の範囲

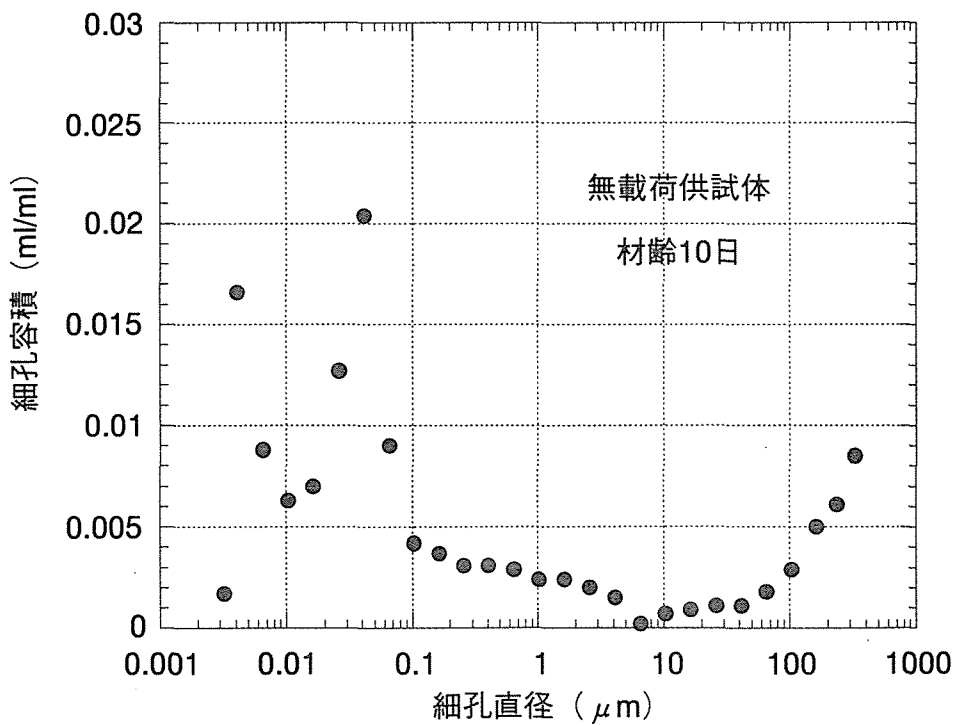
図-3.14に各範囲の細孔容積の材齢に伴う変化を示す。図-3.10～図-3.12および図-3.14より、材齢の経過に伴って0.003～0.01 μm の細孔容積が増加するのに対して、0.01～0.1 μm の細孔容積は減少し、さらにピークを示す細孔直径が0.7 μm 程度から0.3 μm 程度まで小径化することがわかる。これは、水和の進行によって細孔構造が小径化、緻密化している状況をとらえたものと考えられる。一方、0.1～5 μm 程度の領域は、材齢の経過に伴って、0.1 μm に近い部分は減少するが、載荷期間7日から28日までの変化は小さく、この範囲の細孔容積の減少の程度は0.01～0.1 μm の範囲における減少の程度と比較して緩やかである。なお、5 μm 以上の範囲の細孔容積については材齢の経過に伴う目立った変化はなかった。5 μm 以上の範囲は、一般にエントレインドエアが存在する範囲であると考えられる。エントレインドエアは、材齢によって変化するものではないため、5 μm 以上の範囲に材齢に伴う目立った変化がないのは当然の結果であるといえる。

図-3.15～3.17に材齢3日（載荷直後）、10日（載荷期間7日）および31日（載荷期間28日）における引張持続応力を作用させた載荷供試体の細孔直径分布を示す。図中には、比較のために無載荷供試体における細孔直径分布も示している。載荷供試体の細孔直径分布は、載荷直後では0.1 μm 以下の範囲において若干ばらつきが見られるものの無載荷のものと同様の曲線上にあると判断されるが、載荷期間7日および28日の場合には、0.1～5 μm の範囲の細孔容積は、無載荷の場合より大きくなる傾向にあった。

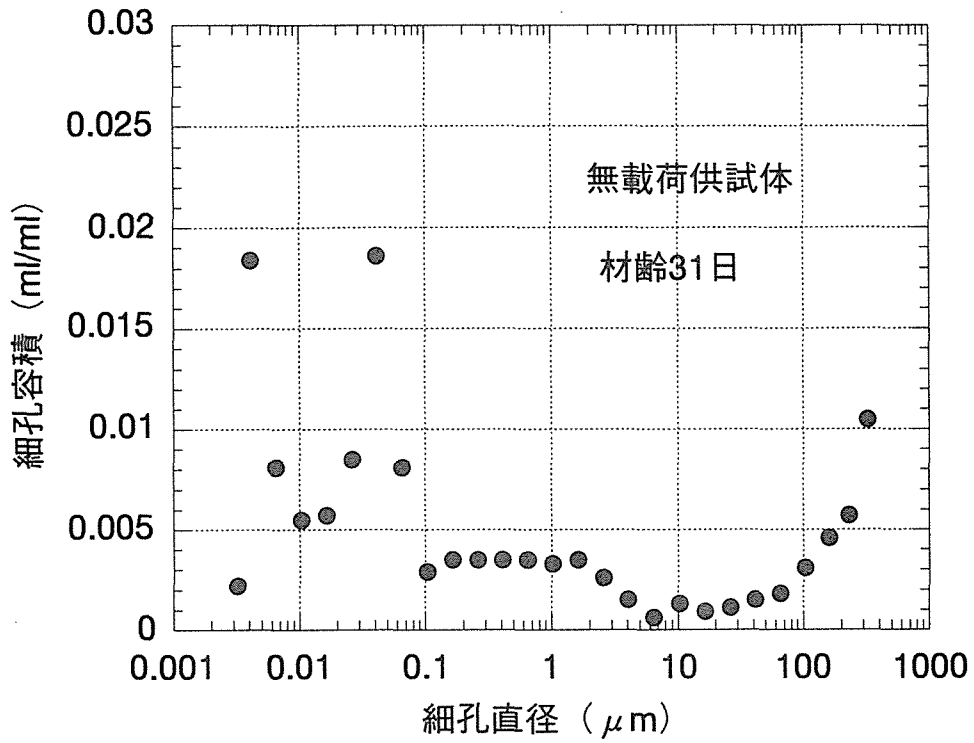
図-3.18に材齢と細孔容積との関係の一例を示す。0.1～5 μm の細孔容積は、載荷開始時には無載荷のものと大差ないが、載荷期間が経過するにつれて無載荷のものより大きくなる傾向を示し、載荷期間28日（材齢31日）では、無載荷より0.01 ml/ml以上大きくなっていることがわかる。一方、他の範囲は、載荷供試体の方が若干大きくなっているものもみられたが、いずれも無載荷供試体の細孔容積と大差なかった。



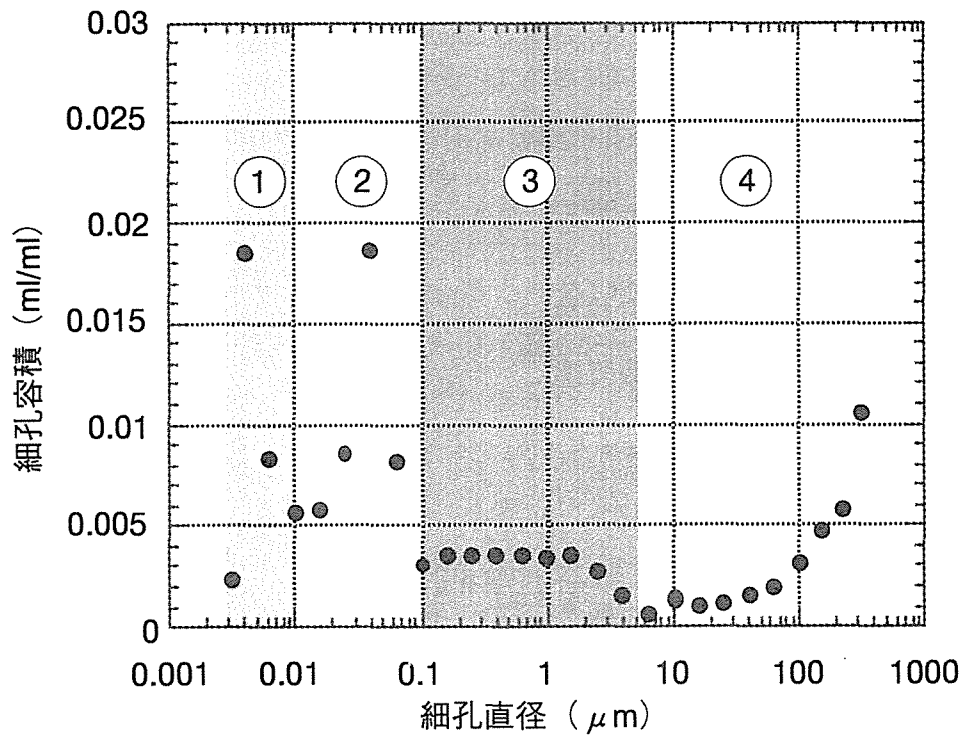
図一3.10 細孔直径分布測定結果 (材齡3日)



図一3.11 細孔直径分布測定結果 (材齡10日)



図一3.12 細孔直径分布測定結果 (材齡31日)



図一3.13 範囲分けの概念図

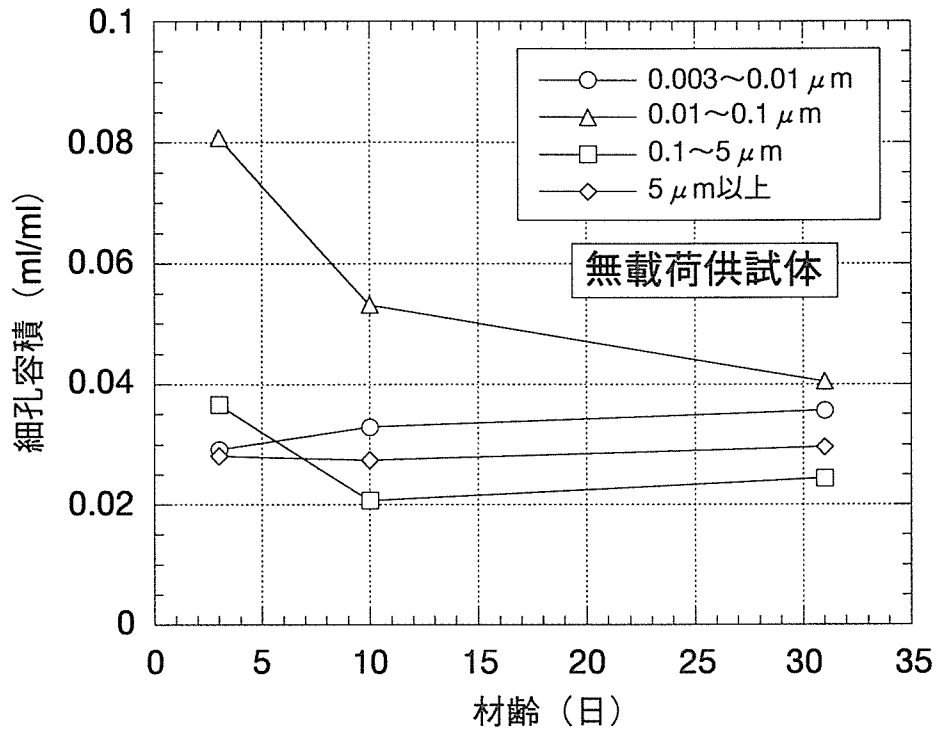


図-3.14 材齡と細孔容積との関係 (無載荷供試体)

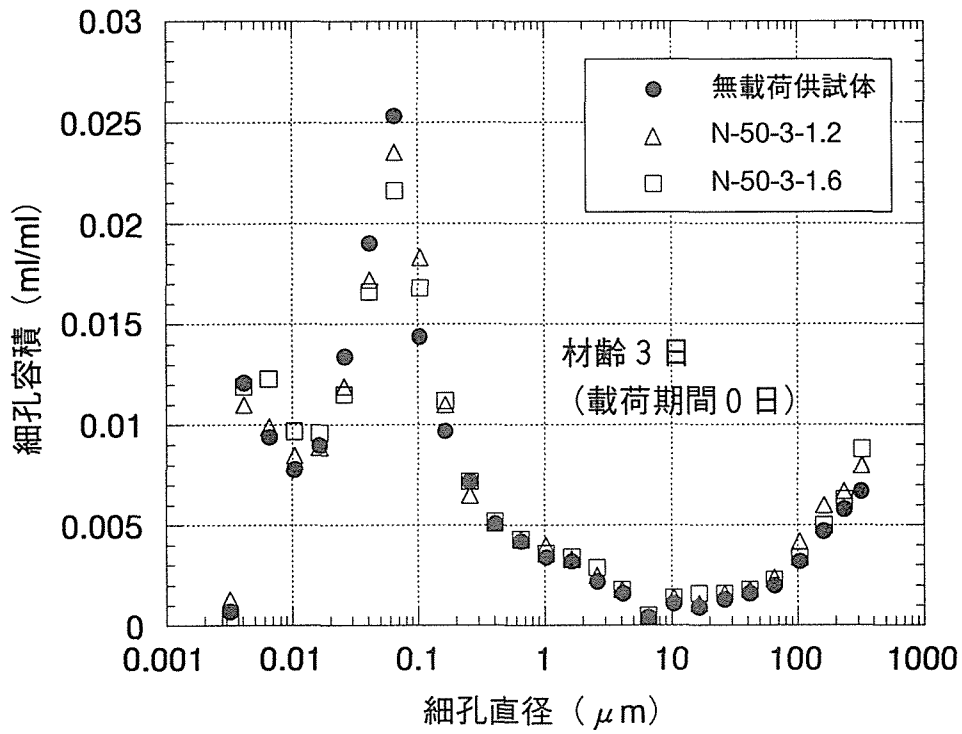


図-3.15 細孔直径分布測定結果 (材齡 3 日)

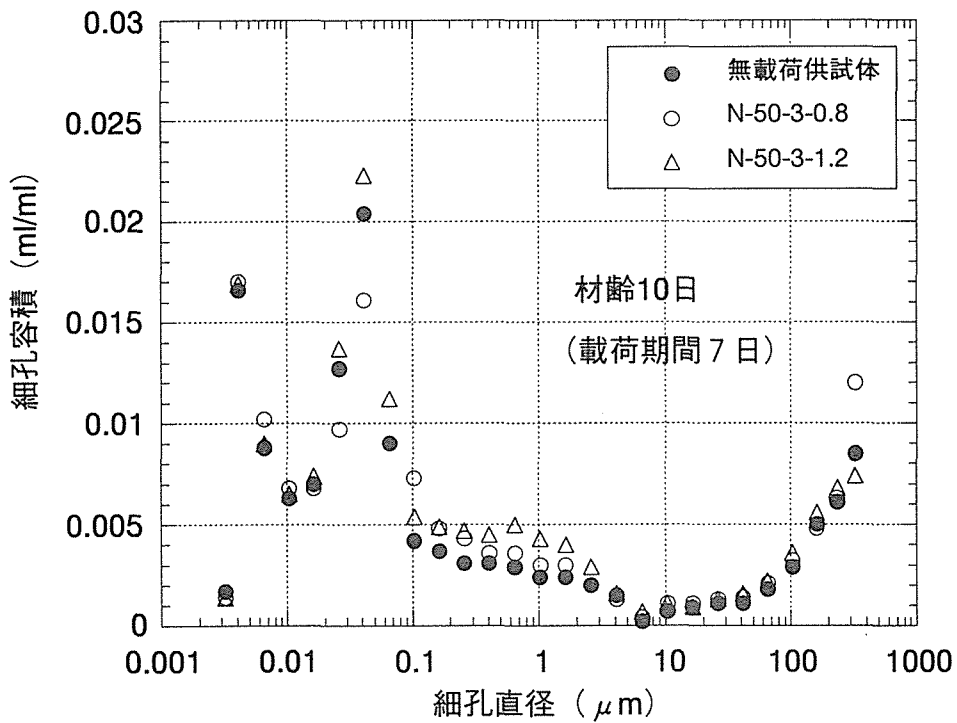
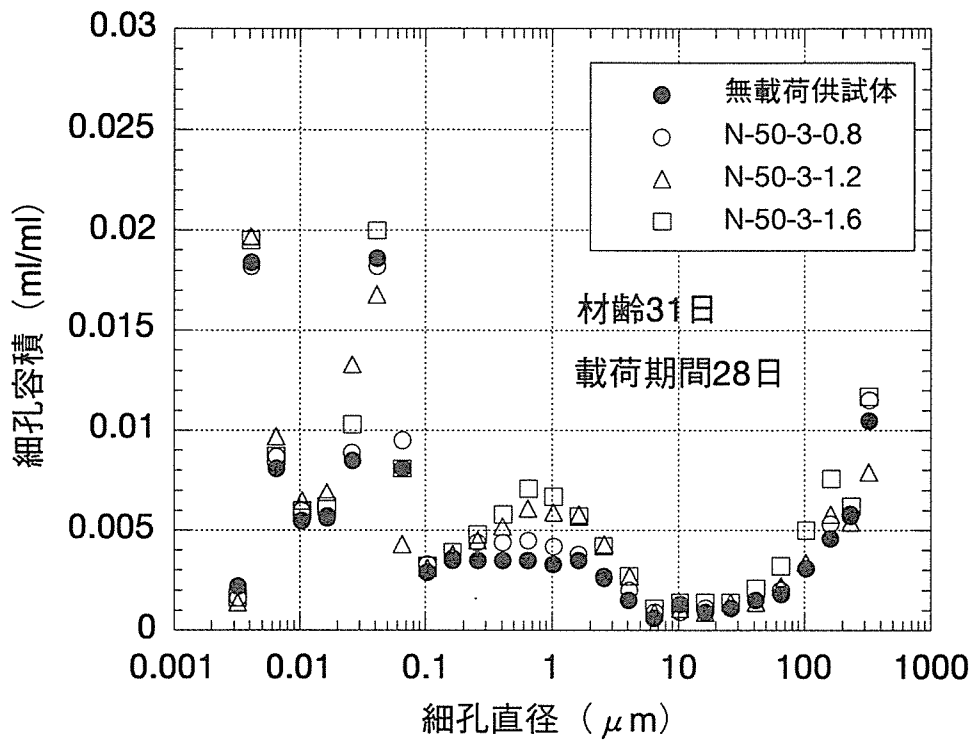


図-3.16 細孔直径分布測定結果 (材齡 10 日)



図一3.17 細孔直径分布測定結果 (材齡31日)

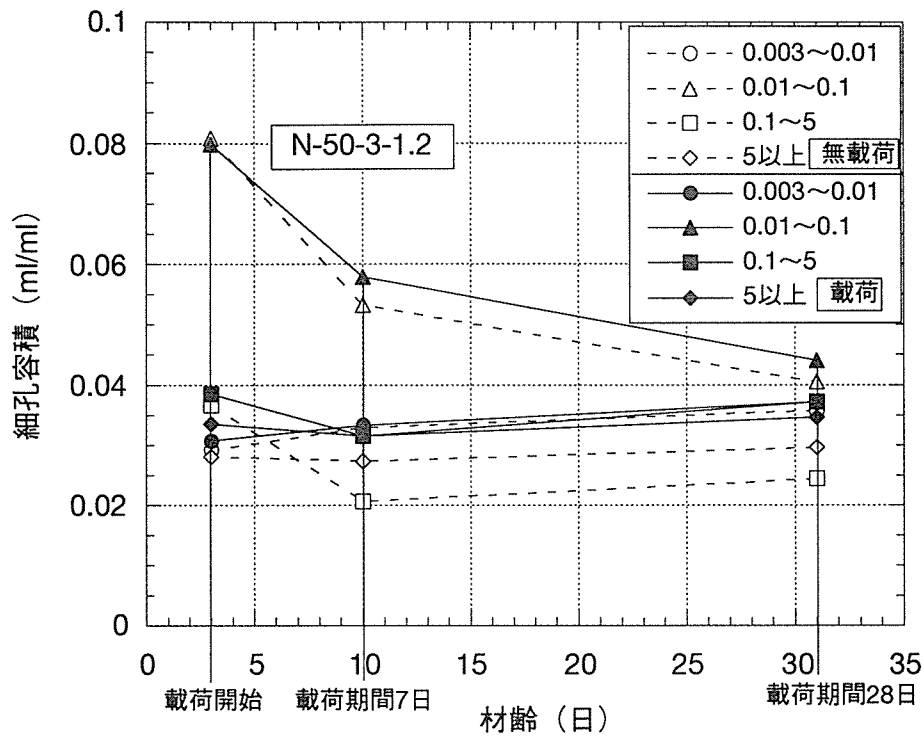


図-3.18 材齢と細孔容積との関係 (N-50-3-1.2)

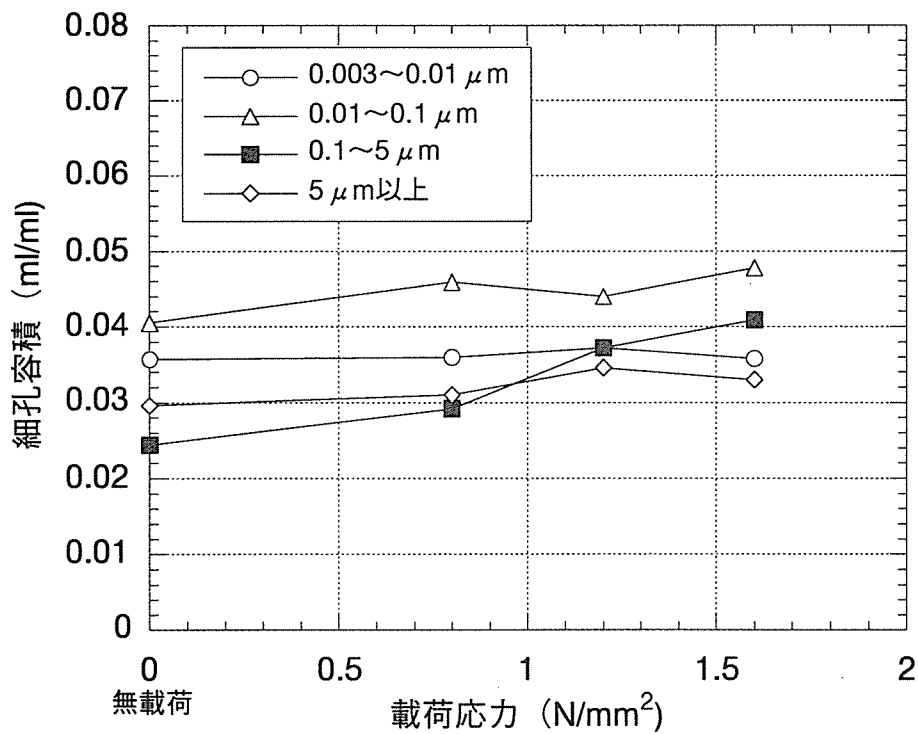


図-3.19 載荷応力と細孔容積との関係

図-3.19に載荷応力と細孔容積との関係を示す。0.1~5 μ mの細孔容積は、載荷応力の増加に伴って、著しく大きくなることがわかる。一方、他の範囲は、0.01~0.1 μ m等で載荷供試体の方が若干大きくなっているものもみられたが、いずれも無載荷供試体の細孔容積と大差なかった。

これらのことより、引張持続応力の作用が、特に細孔直径0.1~5 μ mの範囲に何らかの影響を与え、結果として細孔容積が増加するような現象が起きているといえる。内川ら³⁻¹⁹⁾によると、細孔直径0.1~5 μ mの空隙は、一般に骨材まわりの遷移帯に多く存在する毛細管空隙で、微細ひび割れ等の発生源と考えられるとしている。また、田中ら³⁻²⁰⁾は若材齢コンクリートの引張クリープ試験を行い、載荷応力/強度比を増加させるとAEカウント数が増加し、微細ひび割れの発生が多くなることを報告している。これらのことを総合的に評価すると、引張持続応力が作用することによる細孔直径0.1~5 μ mの細孔容積の増加は、毛細管空隙を起点とした微細ひび割れの発生と進展に起因するものであると判断される。

3.4.4 細孔容積の変化と引張クリープひずみとの関係

細孔容積の変化と引張クリープひずみとの関係を詳細に検討することを目的に、引張持続応力による細孔容積の増分 dV_t を式(3.6)で定義し、相関分析³⁻²¹⁾を行った。

$$dV_t = V_{c,t} - V_{n,t} - dV_0 \quad (3.6)$$

ここに、 $V_{c,t}$ ；t日間引張持続応力を作用させた供試体の、着目している範囲の細孔容積

$V_{n,t}$ ；t日間同じ環境条件に置いた無載荷供試体の、着目している範囲の細孔容積

dV_0 ；載荷直後の着目している範囲の細孔容積の増分

図-3.20~図-3.24に引張クリープひずみと細孔容積の増分との関係を範囲毎に示す。引張クリープひずみと細孔容積の増分との関係は、0.1~5 μ mの範囲と5 μ m以下全ての範囲の場合は比較的良い線形関係があるといえるが、他の範囲ではばらつきが大きく、明確な関係は認められなかった。

表-3.9に相関行列³⁻²¹⁾を示す。相関係数は0.1~5 μ mの場合が0.979、5 μ m以下の場合が0.860となり、これらの範囲の細孔容積の増分と引張クリープひずみとは比較的良好的な線形関係があるといえる。このうち、0.1~5 μ mの範囲は5 μ m以下の範囲に含まれており、5 μ m以下の全細孔量の増分と引張クリープひず

みの線形関係が良好であるのは、この中に含まれる $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の増分と引張クリープひずみとの間に強い線形相関があるためであると考えられる。表-3.9より、 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ と $5\mu\text{m}$ 以下の範囲の相互相関係数が0.925と大きく、このことを裏付けている。すなわち、統計的には、 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の範囲の細孔容積の増分と引張クリープひずみとを関連づけるのが最も有意であると考えられる。

表-3.10に $5\mu\text{m}$ 以下および $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の場合の分散分析結果を示す。本研究で行った相関分析はデータ数が6と少ない条件であったが、 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ および $5\mu\text{m}$ 以下の場合の p 値は0.05より十分小さく、これらの範囲の細孔容積の増分と引張クリープひずみとの線形関係は危険率5%で有意であるといえる。

以上の結果を総合評価すると、本研究の範囲内では、載荷応力比 $0.19\sim 0.63$ における引張クリープひずみと、微細ひび割れの発生と進展によってもたらされると考えられる $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の細孔容積の増加との間には良好で線形的な相関関係があると結論付けられる。

この結果は重要な意味を含んでいる。すなわち、引張持続応力の作用によって、微細ひび割れの進展と考えられる $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の範囲の毛細管空隙の容積が増加するという微視的な現象と引張クリープひずみという巨視的な現象が統計上、線形的な相関関係を持つということは、これら微視的現象と巨視的現象とを結び付ける力学モデルに比較的取り扱いが簡便な線形理論を用いることによって、引張クリープひずみを記述できる可能性のあることを示唆している。そこで本研究では、次章において、線形理論を用いた引張クリープひずみのモデル化を試みることにする。

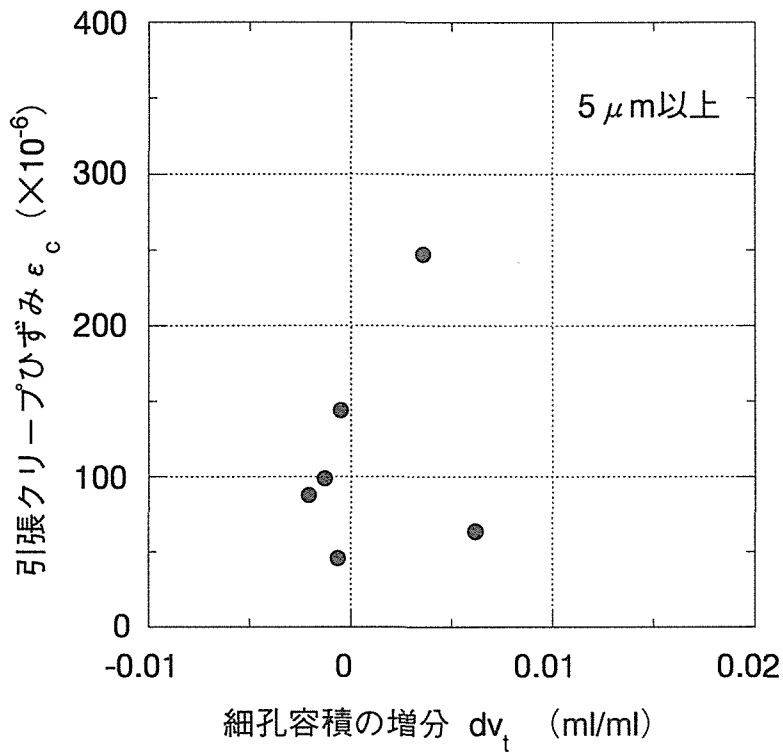


図-3.17 細孔容積の増分と引張クリープひずみとの関係

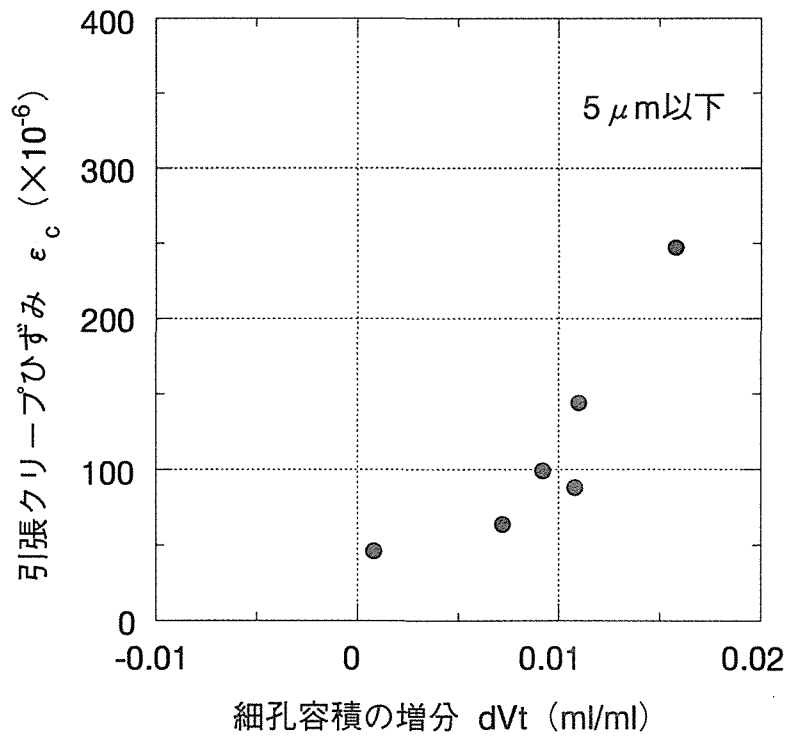


図-3.18 細孔容積の増分と引張クリープひずみとの関係

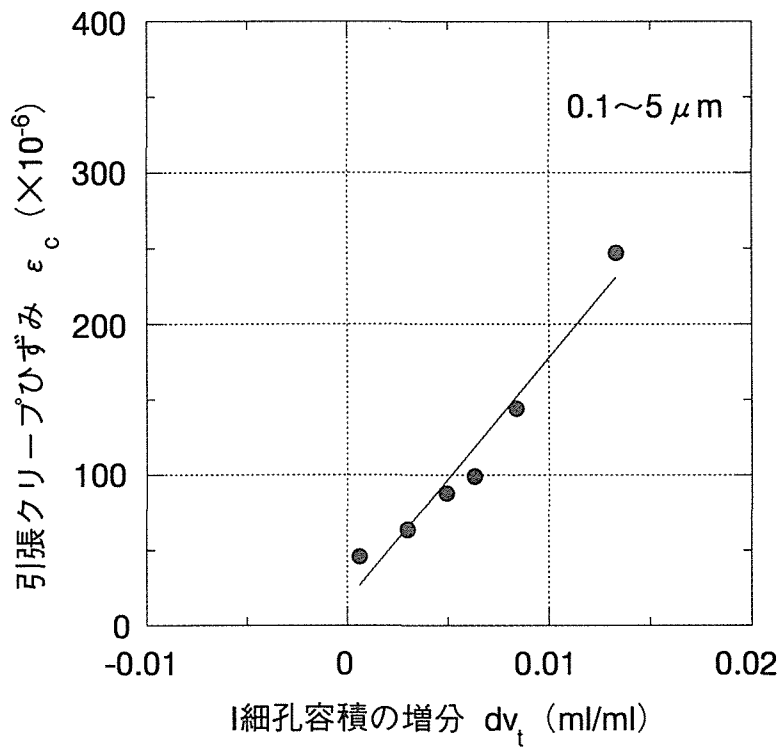


図-3.19 細孔容積の増分と引張クリープひずみとの関係

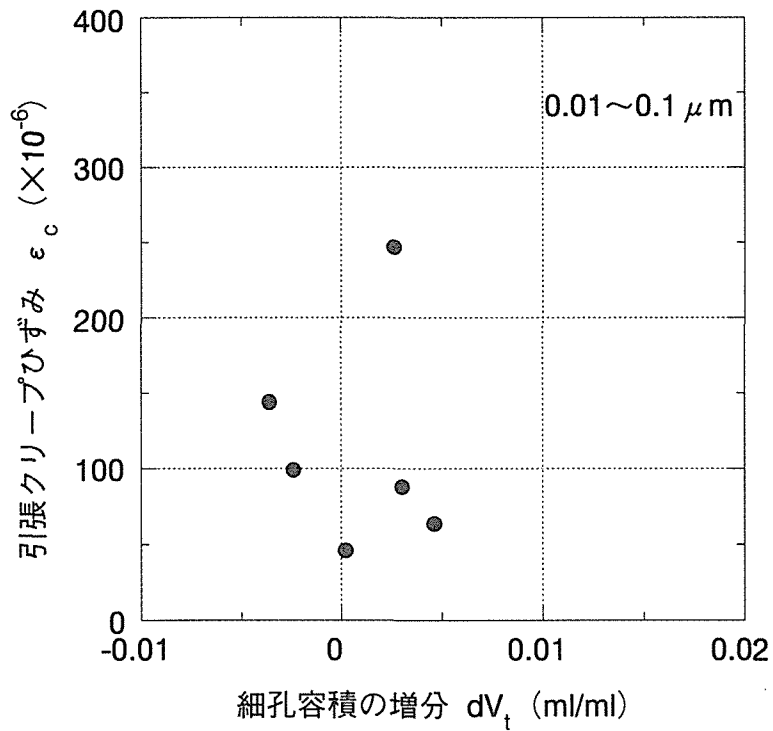
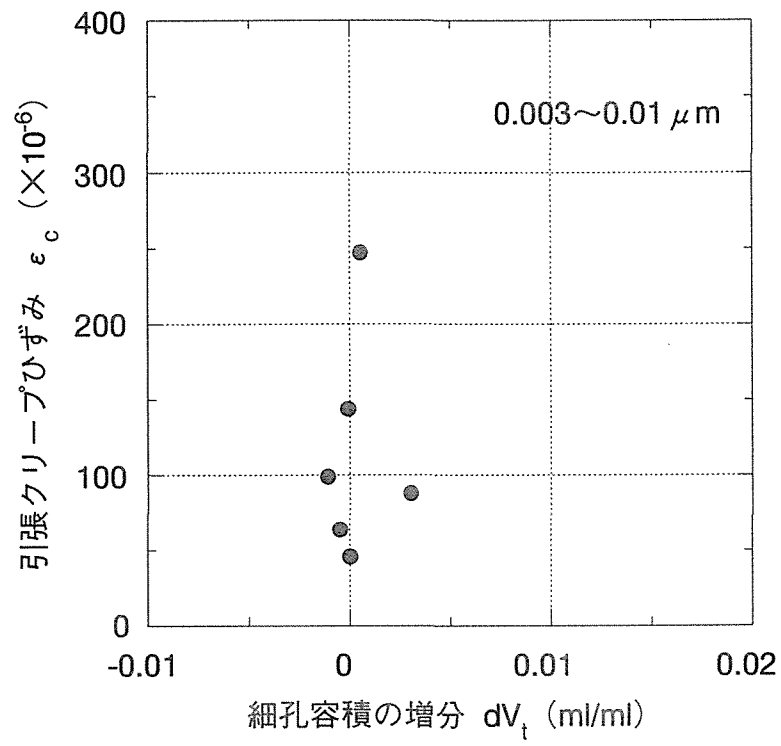


図-3.20 細孔容積の増分と引張クリープひずみとの関係



図一3.21 細孔容積の増分と引張クリープひずみとの関係

表-3.9 相関行列

	クリ-フ ひずみ	5 μm 以下	5 μm 以上	0.1~ 5 μm	0.01~ 0.1 μm	0.003~ 0.01 μm
クリ-フ ひずみ	1.000	0.860	0.224	0.979	-0.044	0.050
5 μm 以下	0.860	1.000	0.158	0.925	0.061	0.255
5 μm 以上	0.224	0.158	1.000	0.158	0.613	-0.329
0.1~ 5 μm	0.979	0.925	0.158	1.000	-0.124	0.036
0.01~ 0.1 μm	-0.044	0.061	0.613	-0.124	1.000	0.419
0.003~ 0.01 μm	0.050	0.255	-0.329	0.036	0.419	1.000

表-3.10 分散分析結果

5 μm 以下

	自由 度	平方和	平均平方	F値	p値
回帰分析	1	19723.955	19723.955	11.377	0.0280
残差	4	6934.924	1733.731		
合計	5	26658.880			

0.1~5 μm

	自由 度	平方和	平均平方	F値	p値
回帰分析	1	25528.115	25528.115	90.304	0.0007
残差	4	1130.764	282.691		
合計	5	26658.880			

3.5 第3章の結論

本章では、引張持続応力がコンクリートの微細構造に及ぼす影響を観察することを目的に、水セメント比0.5、スランプ8cmのコンクリートを対象に、載荷時材齢を3日とした引張クリープ試験を行うとともに、水銀圧入式ポロシメータによる細孔径分布の測定を行った。

その結果、以下のような結論が得られた。

- (1) 載荷応力比0.19～0.63の範囲では、載荷応力と引張クリープひずみとの間には厳密には線形関係は成立しない。
- (2) 引張持続応力の作用により、コンクリートの微細構造は影響を受け、細孔直径で0.1～5 μ mの範囲の細孔容積が増加する。
- (3) AEカウンターを用いた既往の研究成果なども考慮に入れて総合的に判断すると、引張持続応力の作用による細孔容積の増加は、比較的粗大な毛細管空隙を起点とする微細ひび割れの発生と進展によるものと考えられる。

さらに、細孔径分布の分布の形状的特徴により領域分けし、引張持続応力の作用による各領域の細孔容積の増分と引張クリープひずみとの間で相関分析を行った、

その結果、以下のような結論が得られた。

- (4) 引張持続応力による0.1～5 μ mの範囲の細孔容積の増分と引張クリープひずみとの間には統計的に良好な線形関係が認められる。

このことより、細孔容積の増加、すなわち、微細ひび割れの発生および進展に対して適当なモデル化を行うことによって何らかの線形理論により引張クリープひずみが評価できるという結論に達し、次章でそれを試みることにする。

第3章の参考文献

- 3-1) 近藤連一：多孔材料－性質と利用－，技報堂出版，pp.299-339，1978
- 3-2) 羽原俊祐：コンクリートの構造とその物性，わかりやすいセメント化学，No.9，セメント協会，pp.78-104，1993
- 3-3) 橋田浩：細孔空隙構造からのコンクリートの各種特性の形成機構に関する検討，清水建設研究報告，第63号，pp.1-9，1996
- 3-4) 反応モデル解析研究委員会報告書（1）－セメントコンクリートの反応モデル解析の現状と今後の展望，日本コンクリート工学協会，pp.156-172，1996
- 3-5) P.K.Mehta：Concrete;Structures;Properties and Materials，Pretice－Hall International Series in Civil Engineering Mechanics，1986
- 3-6) T.C.Powers：The thermodynamics of volume change and creep，Materiaux et Constructions，Vol.1，No.6，pp.487-507，1968
- 3-7) H.Uchikawa，S.Uchida，S.Hanahara：Measurement method of pore structures in hardened cement paste,mortar and concrete，il cement，Vol.88，No.2，pp.67-90，1991
- 3-8) 近藤連一：多孔材料－性質と利用－，技報堂出版，pp.299-339，1978，pp.47-54
- 3-9) 超流動コンクリート研究委員会報告書（II），日本コンクリート工学協会，PP.216-221，1994
- 3-10) 小林一輔，鈴木一孝，野尻陽一，松岡康訓：コンクリートの組織構造の診断，森北出版，pp.188-189，1993
- 3-11) 笠井芳夫，池田尚治：コンクリートの試験方法（下），技術書院，pp.275-276
- 3-12) 岡村弘之：破壊力学と材料強度学講座1 線形破壊力学入門，培風館，pp.1-14，1976
- 3-13) 清水昭之：コンクリートの引張クリープ，コンクリート工学，Vol.21，No.6，pp.4-13，1983
- 3-14) 阪田憲次：コンクリートの乾燥収縮およびクリープの予測，コンクリート工学，Vol.31，No.2，pp.5-14，1993
- 3-15) D.J.Cook，M.N.Haque：The tensile creep and fracture of desicated concrete and mortar on water sorption，Materiaux et Constructions，Vol.7，No.39，pp.191-196，1974

- 3-16) J.M. Illston: The creep of concrete under uniaxial tension, Magazine of Concrete Research, Vol.17, No.51, pp.77-84
- 3-17) D.J. Cook : Factors affecting the tensile creep of concrete, Proc. of International Conference on Mechanical Behavior of Materials, Kyoto, 1971
- 3-18) 綾野克紀：コンクリートの乾燥収縮およびクリープの予測とその設計への適用に関する研究，岡山大学学位論文，pp.70-126，1993
- 3-19) 内川浩：セメントペーストと骨材の界面の構造・組織がコンクリートの品質に及ぼす影響，コンクリート工学，Vol.33，pp.5-17，1995
- 3-20) 田中敏継，田澤栄一，米倉亜州夫，柏木勉：コンクリートの引張クリープ機構に関する一考察，土木学会第42回年次学術講演会講演概要集/V，pp.358-359，1987
- 3-21) 小林龍一：相関・回帰分析法入門，日科技連，pp.105-134，1972

第4章 コンクリートの引張クリープ予測モデルの構築

4.1 概説

本研究は、引張持続応力下の時間依存性ひずみ、すなわち、引張クリープひずみを広範囲に予測できる手法を構築することを目的とするものである。

予測手法の構築とは、ある条件のもとで、対象物に発生する現象を適切な方法でモデル化し、入力条件による応答を数学的に表現することにほかならない。したがって、現象のモデル化に際しては、予測の対象となる現象をいかに細分化したレベルをモデル化の出発点とするかが重要となる。換言すると、モデル化の出発点が予測対象とする現象に近いほど、つまり、モデル化の細分レベルが巨視的なレベルであるほど平均的には高い予測精度を実現することが容易となるが、一方で、適用範囲が狭くなる。逆に、より微視的なレベルよりモデル化を行えば、適用範囲に優れた予測手法を構築することができると考えられる。

表-4.1にWittman⁴⁻¹⁾によって導入された3つの構造レベルを示す。本研究で目的とする、より適用範囲の広い予測手法の構築を行うためには、より微視的な挙動に着目する必要があることから、ここでは、表中のメゾレベルのモデル化を試みることにした。

表-4.1 Wittmanによる3つの構造レベル⁴⁻¹⁾

構造レベル	特徴点	機構	モデルのタイプ
ミクロ (micro)	水和生成物、未水和粒子、キセロゲル	粒子変位、毛細管張力、分離圧、表面自由エネルギー	材料科学モデル 線形構成法則
メゾ (meso)	空隙、ひび割れ、介在物	ひび割れ形成及び伸長、特異応力	材料工学モデル 疑似線形構成法則
マクロ (macro)	疑似均質構造部材	見掛けの機構	構造工学モデル 非線形構成法則

第3章で、引張持続応力がコンクリートの微視的構造に与える影響を実験的に検討⁴⁻²⁾した結果、引張持続応力が作用することによって、コンクリートの細孔構造は影響を受け、比較的粗大な毛細管空隙の容積が増大することを明らかにした。さらに、その容積の増分と引張クリープひずみとの間には線形関係が存在することも示した。このことは、細孔構造の変化に適切な線形理論を適用することによって引張クリープひずみを表現できる可能性があることを示している。第2章で概観したように、引張クリープのメカニズムは、粗大な毛細管空隙を起点とした微細ひび割れの発生および進展、セメントゲルの粘弾性挙動およびゲル空隙から毛細管空隙への水分移動など様々な説が提唱されており、実際のメカニズムは、これら微視的現象の集積の結果であると考えられる。しかしながら、引張クリープひずみを予測するという工学的な目的における研究の方法論として、支配的要因に着目することによって問題を単純化することができる。様々な微視的現象どうしの連成はさらにこの研究を発展させた段階で行うこととして、本研究では、引張クリープの主たるメカニズムとして、毛細管空隙を起点とした微細ひび割れの発生および進展を取り扱うことにした。

このような前提のもとに、本章においては、コンクリートの細孔構造をモデル化し、線形破壊力学に基づいて引張持続応力が作用した場合の微細ひび割れの進展によるひずみ増分の数学的表現を検討する。さらに、速度論の概念を用いて微細ひび割れ進展則の定式化を試みる。つまり引張クリープひずみの予測は、微細ひび割れの進展則とひずみ増分の算定式を組み合わせることにより行われる。

4.2 コンクリートの空隙構造のモデル化

本研究においては、引張持続応力下の空隙を起点とした微細ひび割れの発生および進展を取り扱う。したがって、モデルは空隙の形状寸法および空間的分布を考慮したものでなければならない。さらに、コンクリートを対象とした場合、水和に伴う空隙の変化および微細ひび割れの進展をも取り込んだ形にする必要がある。つまり、空隙の幾何学的モデルのみならずその時間的変化をモデル化することが要求されるわけである。しかし、幾何学的に、また時間的に複雑な変化を示す空隙構造を忠実にモデル化することは現状ではきわめて困難である。従って、以下のような仮定を設けた上で、第3章で得られた結果を踏まえて、できるだけ数学的取扱いが簡単で単純なモデルを構築することにした。

- (1) 空隙構造は空間的に等方的である。
- (2) 空隙構造は空間的に均質である。
- (3) 水和の進行は時間の経過とともに空隙の数が減少することにより示される。
- (4) コンクリート中に含水量勾配は存在しない。すなわち、含水状態に関しても等方的で均質である。

このような仮定のもとに、コンクリートの空隙構造のモデル化として図-4.1に示すような2次元板に空隙をモデル化した a_1 、 a_2 および a_3 の3種類の長軸半径をもつ楕円状クラックがランダムな配向で分布している状態を考える。この2次元板内における水和の進行に伴う楕円状クラックの減少、応力の作用によるある長軸半径を持つ楕円状クラックからのひび割れの進展の平均的挙動の結果として引張クリープひずみが観察されると考えたわけである。なお、3種類の楕円状クラックは、第3章で行った引張持続応力下の細孔構造の挙動の観察の結果を参考にして設けた。図-4.2にモデル化した領域の概念図を示す。 a_1 は $0.1\mu\text{m}$ 以下の毛細管空隙の代表的長軸半径、 a_2 は引張持続応力の影響により細孔容積が増加する細孔直径 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の毛細管空隙の代表的長軸半径、 a_3 は細孔直径 $5\mu\text{m}$ 以上の材齢や引張持続応力の作用によって変化しないエントレインドエアと考えられる空隙の代表的長軸半径をそれぞれ示している。なお、本論文においては添字 i ($=1, 2, 3$) は、細孔直径によって種類分けした空隙の領域を表すものとする(図-4.2)。

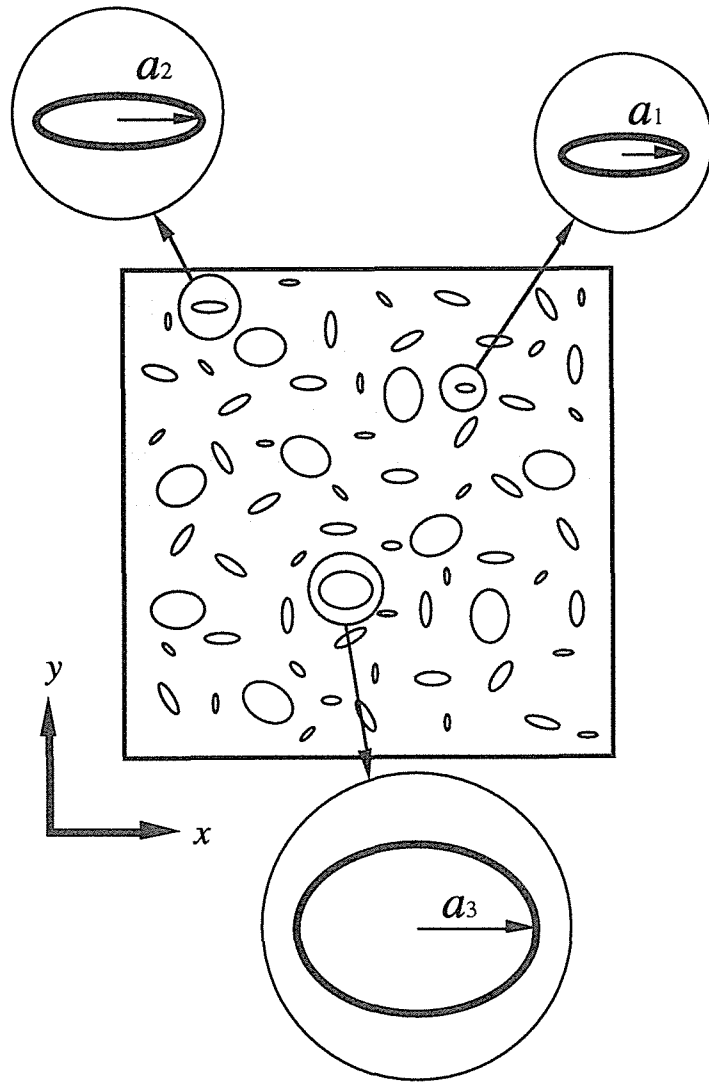


図-4.1 コンクリートの微細構造のモデル化

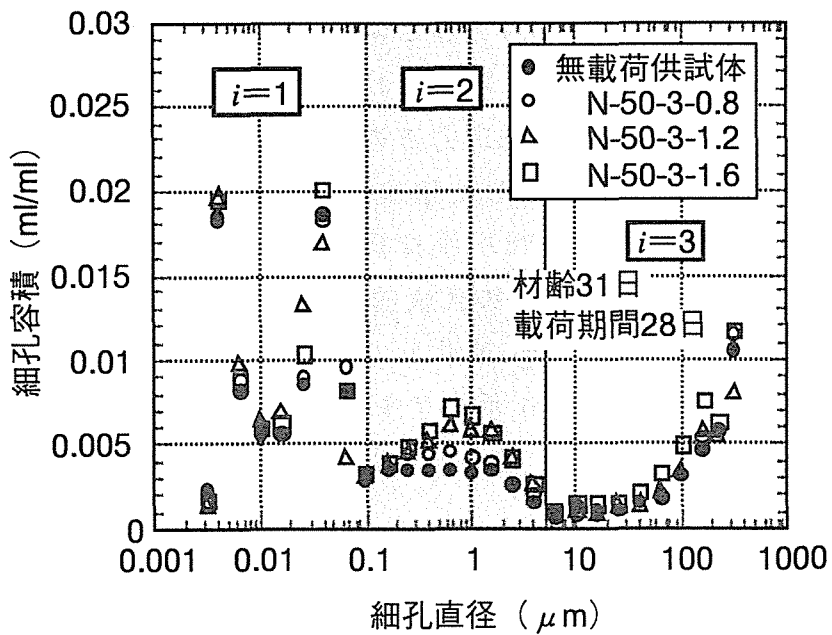


図-4.2 モデル化のための領域分けの概念図

4.3 引張持続応力下のクリープひずみ増分の定式化

4.3.1 空隙の存在によるひずみ増分の定式化

引張持続応力の作用によるコンクリートの時間依存変形、すなわち、引張クリープを毛細管空隙を起点とした微細ひび割れの発生および進展をメカニズムとして定式化するための準備として、まず空隙が多数存在する場合の弾性体のひずみ増分の定式化を検討する。

図-4.1に示すモデルの特殊な場合として、図-4.2に示すように2次元板に分布している空隙のモデルである楕円状クラックがすべて x 軸に対して θ の角度をなしているとする。このとき、長軸半径 a_i のクラックが ρ_i 個存在しているとする($i=1,2,3$)。

この2次元板に応力 σ_j (すなわち、 σ_x 、 σ_y 、 τ_{xy})が作用するとき、クラックと平行な面に作用する垂直応力 p およびせん断応力 q は式(4.1)で示される。

$$\begin{aligned} p &= \sigma_x \sin^2 \theta + \sigma_y \cos^2 \theta - \tau_{xy} \sin 2\theta \\ q &= -\sigma_x \sin \theta \cos \theta + \sigma_y \sin \theta \cos \theta + \tau_{xy} \cos 2\theta \end{aligned} \quad (4.1)$$

$a_i=0$ の場合の応力 σ_j によるひずみエネルギー密度を $W_{0,j}$ 、ひずみを $\varepsilon_{0,j}$ とし、3種類の楕円状クラックの存在による増分をそれぞれ $\Delta W_{i,j}$ 、 $\Delta \varepsilon_{i,j}$ とする($i=1,2,3$)。すなわち、式(4.2)のように表示される。

$$\begin{aligned} W_{i,j} &= W_{0,j} + \Delta W_{i,j} \\ \varepsilon_{i,j} &= \varepsilon_{0,j} + \Delta \varepsilon_{i,j} \end{aligned} \quad (4.2)$$

ひずみエネルギー密度とエネルギー解放率 $\zeta_{i,j}$ との関係は、

$$\frac{\partial W_{i,j}}{\partial (2a_i)} = \zeta_{i,j} \quad (4.3)$$

であるので、式(4.4)のようになる⁴⁻³⁾。

$$W_{i,j} = W_{0,j} + \rho_i \int_0^{a_i} \zeta_{i,j} (2da_i) \quad (4.4)$$

よって、領域 i に楕円状クラックが存在することによるひずみエネルギー密度の増分は式(4.5)で示される。

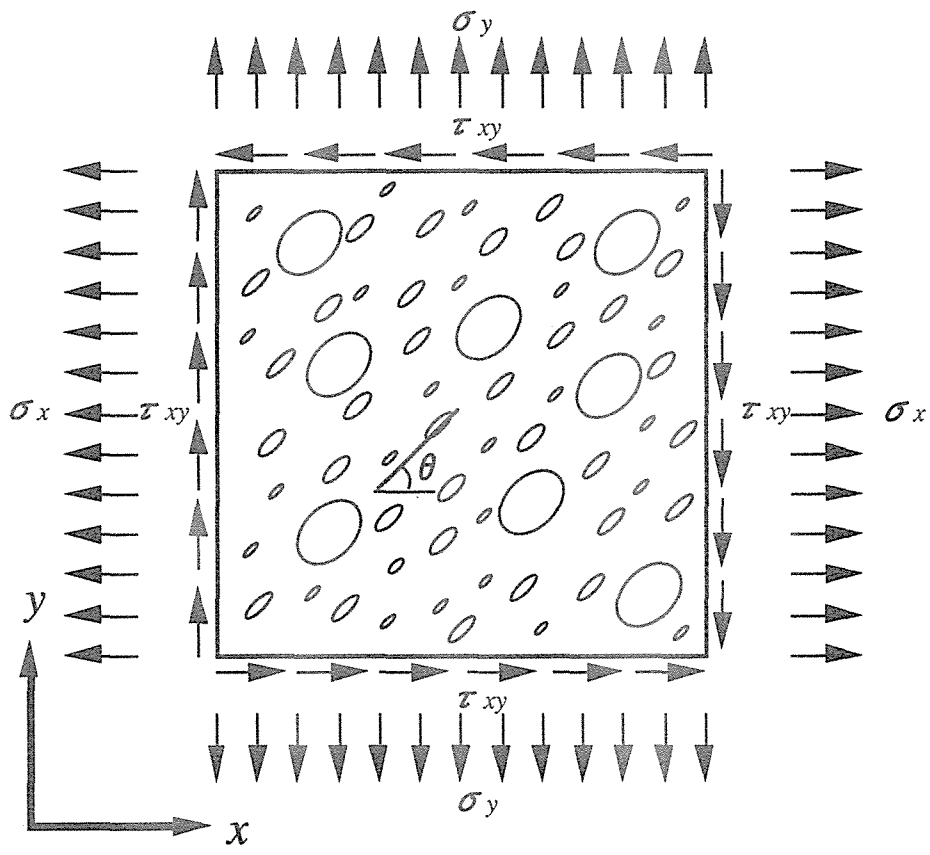


図-4.2 同じ角度で整列している楕円状クラック

$$\Delta W_{i,j} = \rho_i \int_0^{a_i} \zeta_{i,j}(2da_i) \quad (4.5)$$

したがって、3種類のクラックの存在によるひずみエネルギー密度の増分の総和 ΔW_j は、重ね合せの原理より、

$$\Delta W_j = \sum_{i=1}^3 \Delta W_{i,j} = \sum_{i=1}^3 \rho_i \int_0^{a_i} \zeta_{i,j}(2da_i) \quad (4.6)$$

いま、楕円状クラックどうしの相互干渉がないとすると、応力拡大係数 $K_{I,i,j}$ および $K_{II,i,j}$ は式 (4.7) 式で示される⁴⁻³⁾。

$$\begin{aligned} K_{I,i,j} &= p\sqrt{\pi a_i} \\ K_{II,i,j} &= q\sqrt{\pi a_i} \end{aligned} \quad (4.7)$$

エネルギー解放率と応力拡大係数との関係は式 (4.8) で示される。

$$\zeta_{i,j} = \frac{K_{I,i,j}^2}{E'} + \frac{K_{II,i,j}^2}{E'} \quad (4.8)$$

ここに E' : 平面ひずみの場合 $E' = E / (1 - \nu^2)$

平面応力の場合 $E' = E$

E : 弾性体骨格構造のヤング係数

ν : ポアソン比

式 (4.7) および式 (4.8) を式 (4.6) に代入することによって以下の式が得られる。

$$\Delta W_j = \sum_{i=1}^3 \Delta W_{i,j} = \sum_{i=1}^3 \frac{\pi a_i^2 \rho_i}{E} [f_i(p)p^2 + q^2] \quad (4.9)$$

ここに、 $f_i(p)$ は、 $p \geq 0$ で $f_i(p) = 1$ 、 $p < 0$ で $f_i(p) = 0$ である (ただし、応力の向きは引張を正としている)。

a_1 、 a_2 、 a_3 の3種類の寸法をもつ欠陥の存在によるひずみの増分の総計 $\Delta \varepsilon_j$ は、式 (4.10) で示される⁴⁻⁴⁾。

$$\Delta \varepsilon_j = \sum_{i=1}^3 \Delta \varepsilon_{i,j} = \sum_{i=1}^3 \frac{\partial \Delta W_{i,j}}{\partial \sigma_j}$$

$$= \sum_{i=1}^3 \frac{2\pi a_i^2 \rho_i}{E} \left[f_i(p) p \frac{\partial p}{\partial \sigma_j} + q \frac{\partial q}{\partial \sigma_j} \right] \quad (4.10)$$

空隙のモデルである楕円状クラックの θ は図-4.1に示すモデルのように分布していると考えることができる。そこで、 θ の分布関数を $g(\theta)$ とすると、この二次元板の平均的なひずみの増加分 $\Delta \bar{\varepsilon}_j$ は次式により示される。

$$\begin{aligned} \Delta \bar{\varepsilon}_j &= \sum_{i=1}^3 \Delta \bar{\varepsilon}_{i,j} = \sum_{i=1}^3 \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} g(\theta) \Delta \varepsilon_{i,j} d\theta \\ &= \sum_{i=1}^3 \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} g(\theta) \frac{2\pi a_i^2 \rho_i}{E} \left[f_i(p) p \frac{\partial p}{\partial \sigma_j} + q \frac{\partial q}{\partial \sigma_j} \right] d\theta \quad (4.11) \end{aligned}$$

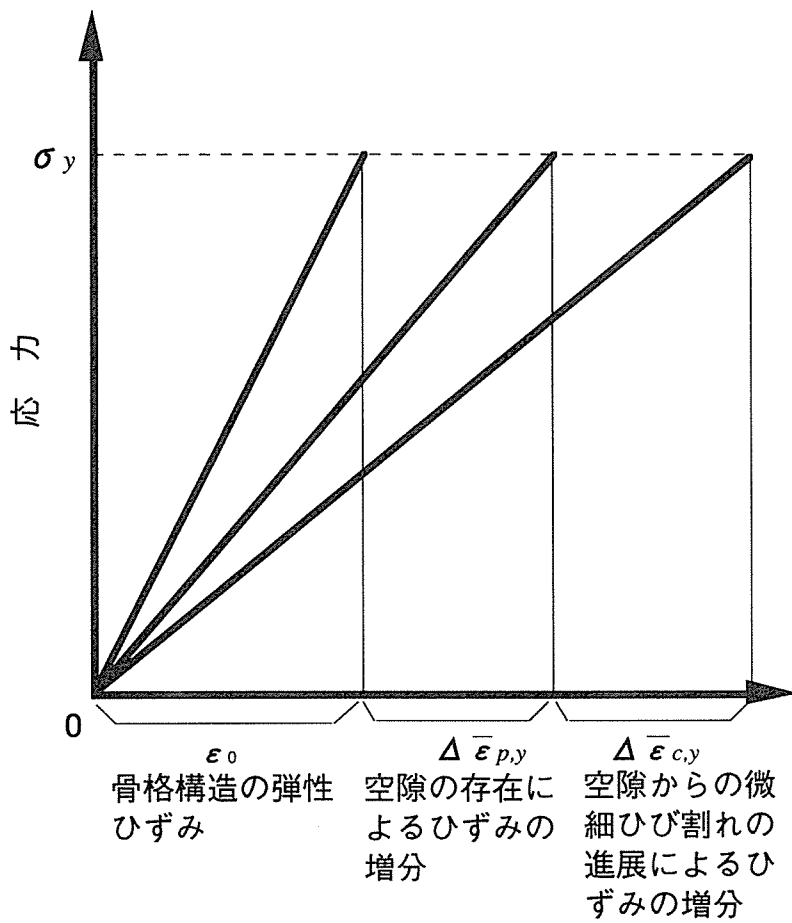
4.3.2 微細ひび割れの進展に伴うひずみ増分の定式化

前項においては、線形破壊力学の概念に基づいて、空隙をモデル化した楕円状クラックが存在することによるひずみの増分（クラックのない状態からのひずみの増分）の定式化を試みた。ここでは、これまでの結果を応用して引張持続応力が作用した場合の微細ひび割れの進展に伴うひずみの増分、すなわち、クリープによるひずみ増分の定式化を行う。

クリープ変形は時間に依存する変形であり、本研究では時間とともに変化する微細ひび割れの進展を取扱うことに特徴がある。この場合、微細ひび割れの進展によるひずみの増分は、図-4.3に示すように各時系列毎に計算されることになる。そこで、式中で時間とともに変化するものについては時間の関数によって表示することが必要になる。

いま、材齢 t' で引張持続応力が導入された二次元板を考える。載荷期間 $t-t'$ の持続応力の作用によって、寸法 a_2 の楕円状クラックが $A_2(t-t')$ という寸法まで進展し、一方、寸法 a_1 および a_3 の楕円状クラックには進展がなかったとする。これは、第3章の空隙構造の観察の結果、引張持続応力が作用することによって、細孔直径 $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の領域（すなわち、領域 $i=2$ ）に微細ひび割れの進展と考えられる細孔容積の増加が観察され、他の領域にはほとんど変化が見られなかったことを表現するものである。この時、図-4.3に示すように、微細ひび割れが進展することによるひずみの増分 $\Delta \bar{\varepsilon}_{c,j}(t-t')$ は、3種類の楕円状クラックの組合せが a_1 、 $A_2(t-t')$ 、 a_3 の寸法の場合のひずみ増分から a_1 、 a_2 、 a_3 の寸法の組合せの場合のひずみ増分 $\Delta \bar{\varepsilon}_{p,j}(t-t')$ を差し引けば良いことになる。

すなわち、式 (4.11) より、



||
 引張クリープひずみ

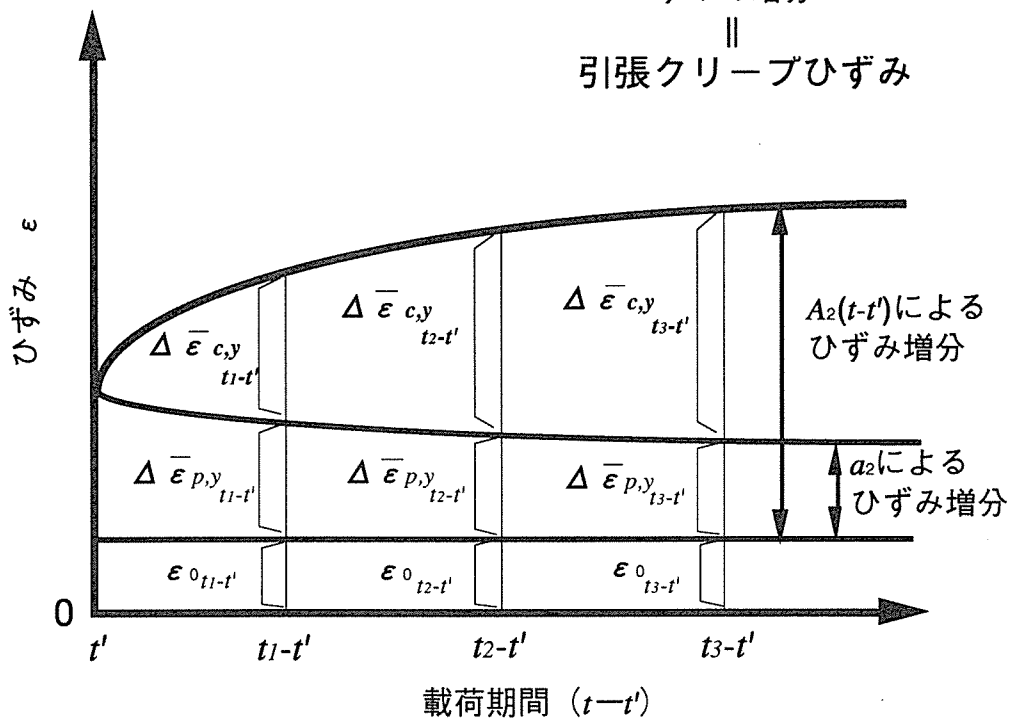


図-4.3 微細ひび割れの進展に伴うひずみの増分

$$\Delta \bar{\epsilon}_{c,j}(t-t') = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} g(\theta) \frac{2\pi[A_2(t-t')^2 - a_2^2] \rho_2(t)}{E'} \left[f_l(p) p \frac{\partial p}{\partial \sigma_j} + q \frac{\partial q}{\partial \sigma_j} \right] d\theta \quad (4.12)$$

式 (4.12) が微細ひび割れ進展によるひずみ増加分の一般解である。図-4.1に示すように複数の応力が同時に作用する場合には、式 (4.12) をさらに σ_k で偏微分することにより、コンプライアンスの増加分を求めることができる。

$$\Delta \lambda_{j,k}(t-t') = \frac{\partial^2 \Delta W_j(t-t')}{\partial \sigma_j \partial \sigma_k} = \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}_j(t-t')}{\partial \sigma_k} \quad (4.13)$$

ひずみに関する重ね合せの原理が成立するから、ひずみの作用応力方向成分は以下の式により与えられる。

$$\Delta \epsilon_{j,k}(t-t') = \sum_k \Delta \lambda_{j,k}(t-t') \sigma_k \quad (4.14)$$

式 (4.13) および式 (4.14) は数値計算により実構造物のクリープ解析を行う際に重要となる。

しかし、本研究は一軸引張持続応力によるクリープひずみの汎用的予測手法を開発することを目的とするため、作用する応力は σ_y のみで、 y 方向のひずみの増分に着目することにする。

いま、 θ の分布は完全にランダムであるとし、分布関数が $g(\theta) = 1/\pi$ なる一様分布で表せるとする。(4.12) 式に (4.1) 式を代入し展開することにより、次式が得られる。

$$\begin{aligned} \Delta \bar{\epsilon}_{c,y}(t-t') &= \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{1}{\pi} \frac{2\pi[A_2(t-t')^2 - a_2^2] \rho_2(t)}{E'} \left[f_l(p) p \frac{\partial p}{\partial \sigma_y} + q \frac{\partial q}{\partial \sigma_y} \right] d\theta \\ &= \frac{\pi[A_2(t-t')^2 - a_2^2] \rho_2(t)}{E'} \sigma_y \end{aligned} \quad (4.15)$$

式 (4.15) が一軸引張持続応力状態におけるひずみ増分、すなわち、引張クリープひずみの解となる。

式 (4.15) を概観すると、引張クリープひずみは、微細ひび割れの進展則 ($A_2(t-t')$)、微細ひび割れの起点となる毛細管空隙の代表的寸法 (a_1)、水和に伴う毛細管空隙の減少 ($\rho_2(t)$) を定めることによって一義的に求まる。この

うち、微細ひび割れ進展則は、コンクリートの引張クリープの主たるメカニズムとして仮定したもので、汎用的な引張クリープひずみ予測手法を開発することを目的とした本研究の根幹的部分を占めるものである。そこで、以下においては、微細ひび割れ進展則についての理論的な定式化を試みることにする。

4.4 微細ひび割れ進展則の定式化

4.4.1 固体材料のひび割れ進展速度に関する既往の研究

本研究において、ひび割れの進展則とは、ある時刻における微細ひび割れの長さを与える構成則と定義する。この構成則を求めるためには、ひび割れが進展する速度を定式化することが重要になる。

ひび割れの進展速度に関する既往の研究は、主に金属材料のぜい性破壊や疲労破壊を対象として行われてきた。

Mott⁴⁻⁵⁾は、金属材料のぜい性破壊を対象として、ひび割れの進展速度をGriffithによる弾性ポテンシャルエネルギーと表面張力の他にひび割れが進行するための運動エネルギーを考慮に入れた下式を与えている。

$$V = \left[\frac{2\pi(1-\nu^2)E}{\kappa\rho_0} - \frac{4\rho}{\kappa\rho_0(\sigma/E)^2 a} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.16)$$

ここに、 V ：ひび割れの進展速度

ρ ：表面張力

ρ_0 ：材料の密度

a ：ひび割れ長さ

κ ：材料定数

一方、Yoffe⁴⁻⁶⁾は弾性波を考慮に入れてぜい性破壊に至るひび割れ進展を解析的に追及し、ひび割れ進展状況を求めている。その結果によるとひび割れ進展速度が弾性波速度に近くなるほど進展方向が湾曲することを示している。

以上の研究では、ガラスや鋳鉄などのぜい性破壊を対象とし、弾性論に基づいてひび割れ進展速度が取扱われている。ひび割れの寸法は比較的大きく、巨視的レベルでの取扱いと考えられる。また、ひび割れ進展速度の範囲は弾性波速度に近い高速な場合が対象となっている。

これに対して、疲労破壊やクリープ破壊ではそのひび割れ進展速度は小さく、別の取扱い方法が必要になる。

Machlin⁴⁻⁷⁾は疲労破壊を速度過程としてそのクラック進展速度を求めている。その理論は、材料中には潜在的な微細ひび割れが既に存在し、これが繰返し応力のもとでひび割れ端部における転移の発生によって徐々に進展するというものである。この理論により導かれた速度式は以下の通りである。

$$\frac{da}{dt} = r = \frac{kT}{h} \exp\left(\frac{-\Delta F}{kT} + \frac{2V_a x f \tau}{kT}\right) \quad (4.17)$$

ここに、 k ：ボルツマン定数 ($=1.38 \times 10^{-23} \text{J}/^\circ \text{K}$)

h ：プランク定数 ($=6.62 \times 10^{-34} \text{J} \cdot \text{s}$)

T ：絶対温度 ($^\circ \text{K}$)

ΔF ：活性化自由エネルギー (J)

V_a ：原子容積

x ：原子間隔とすべり面間隔との比

f ：転移発生時の原子のずれを表す係数 ($=0.374$)

横堀⁴⁻⁸⁾は、定常クリープひずみ速度が応力依存型の速度過程であると考えてクリープ破壊に至るまでの時間（クリープ破断時間）を求めている。

このように、速度過程に立脚した考察は、比較的ひび割れ進展速度が小さい場合に用いられており、また、微細なひび割れの進展問題などにも適用されている。このような状況を鑑み、本研究では、微細ひび割れ進展速度は応力依存型速度過程に従うとして取扱うことにした。

4.4.2 速度過程に基づく微細ひび割れ進展則の定式化

原子ないし分子がポテンシャルエネルギーの障壁を越えることによって一つの安定な状態から次の安定な状態に移る過程を一般に速度過程という。図-4.4にその概念図を示す。この概念は1889年にArrheniusによって導入された古典的な理論である⁴⁻⁹⁾。速度過程は、当初、化学反応に対して適用され、速度だけでなく速度の温度依存性をも表すことができる理論として発展してきた。最近は、一例を前述したように固体材料の塑性流動や破壊等の問題にも速度過程が適用される機会が増えている⁴⁻⁸⁾。

固体材料に用いられる速度過程は応力依存型速度過程⁴⁻¹⁰⁾といわれている。その概念を図-4.5に示す。応力が作用していない場合は淡線で示すように、反応軸に沿って右に移動する場合も左に移動する場合もエネルギー障壁の高さは等しい。この場合、反応はどちらの方向に対しても起こらない。一方、応力 σ が作用すると、エネルギー障壁は実線で示すように一方向に対しては障壁を低くし、反対方向には障壁を高くする。そこで、過程はポテンシャルエネルギーを減少させる方向（図では正方向）に或る速度で起こる。その速度は次式で示される⁴⁻¹⁰⁾。

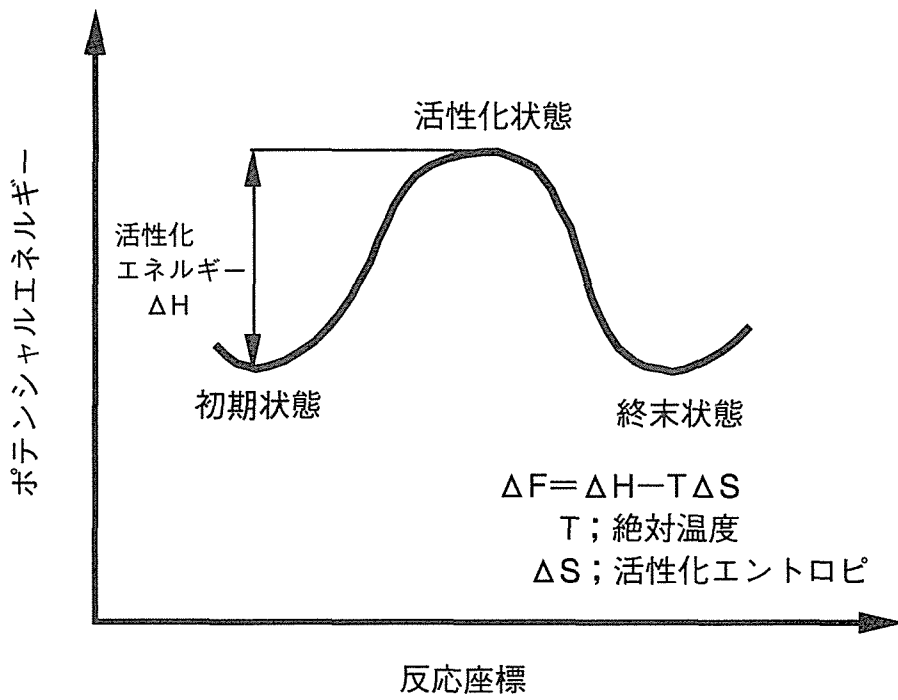


図-4.4 速度過程におけるポテンシャルエネルギー障壁

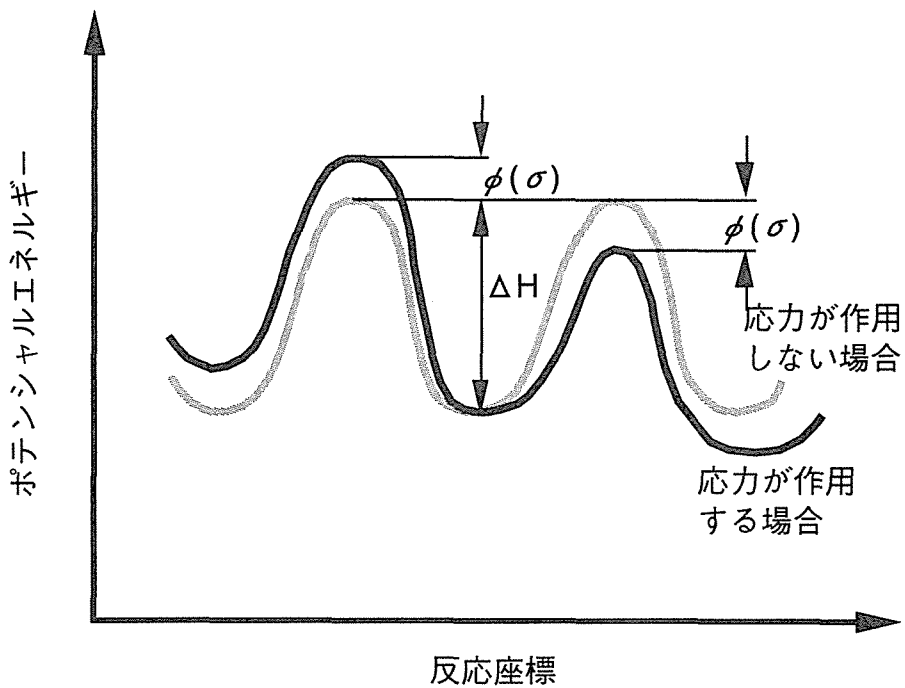


図-4.5 応力依存型速度過程におけるポテンシャルエネルギー障壁

$$r = \frac{kT}{h} \exp[-(\Delta F - \phi(\sigma))/kT] \quad (4.18)$$

ここに、 k ：ボルツマン定数 ($=1.38 \times 10^{-23} \text{J}/^\circ \text{K}$)

h ：プランク定数 ($=6.62 \times 10^{-34} \text{J} \cdot \text{s}$)

T ：絶対温度 ($^\circ \text{K}$)

ΔF ：活性化自由エネルギー (J)

三橋⁴⁻¹¹⁾は、コンクリートを多孔質ぜい性材料であるとし、破壊発生の信頼性解析に用いるクラック生成速度 r を式(4.18)における $\phi(\sigma)$ が対数式で示されるとして次式で示している。

$$r = \frac{kT}{h} \exp\left[-\left(\Delta F - \frac{1}{n_b} \ln \alpha \sigma\right)/kT\right] \quad (4.19)$$

ここに、 n_b ：高い応力集中を受けているひび割れ先端近傍の原子の数

α ：エネルギー障壁の高さに及ぼす応力の影響度合を表す定数

ひび割れ進展速度 da/dt は(4.19)式に比例すると考えられる。ここで、式(4.19)は、応力 σ および絶対温度 T が一定の条件下では常に一定の速度でひび割れが進展することを示している。しかしながら、第3章の試験結果より、割裂引張強度の63%程度以下の引張持続応力が作用した場合の細孔容積の増加は、図-4.6に一例を示すように緩やかで上に凸な形状となっている。細孔容積の増加が微細ひび割れの進展であると考え、一定の速度でひび割れ長さが増加する式(4.19)と現象が一致しないことになる。すなわち、式(4.19)は、一つの潜在ひび割れからのひび割れの進展が供試体の破壊に直結するというぜい性破壊の特徴を表す速度式であると考えられ、本研究の実験範囲である引張強度の63%程度以下の持続応力レベルに対する微細ひび割れの進展則としては適切でないといえる。

引張クリープ破壊に至らない程度の持続応力レベルでは、ひび割れの進展は骨材や毛細管空隙より大径の気泡によるクラックアレスト効果によりひび割れは停止と進展を繰返すといわれている⁴⁻¹²⁾。その際、ひび割れの進展に伴って表面エネルギーが増加した分だけ系のもつポテンシャルエネルギーが減少し、ひび割れ進展速度は減少していくものと推察される。

以上のような考察を踏まえて、本研究では、式(4.19)を拡張することによって、引張持続応力作用下の微細ひび割れの進展速度式の検討を試みた。

図-4.7に示すような2次元板に長半径 a_2 の楕円状クラックが分布している状

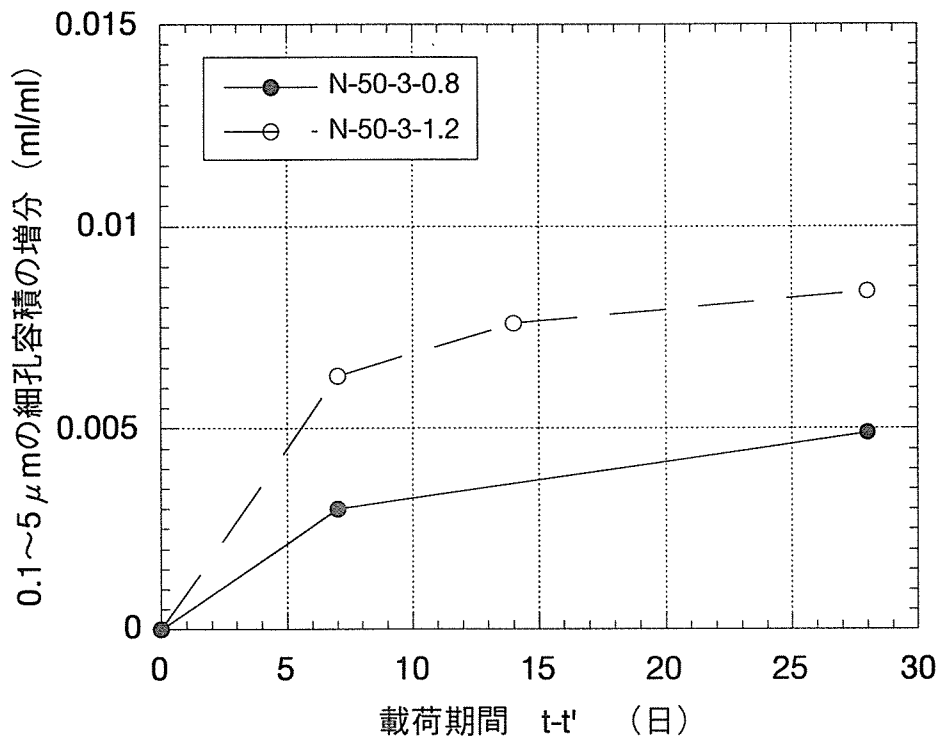


図-4.6 載荷期間と細孔容積の増分との関係

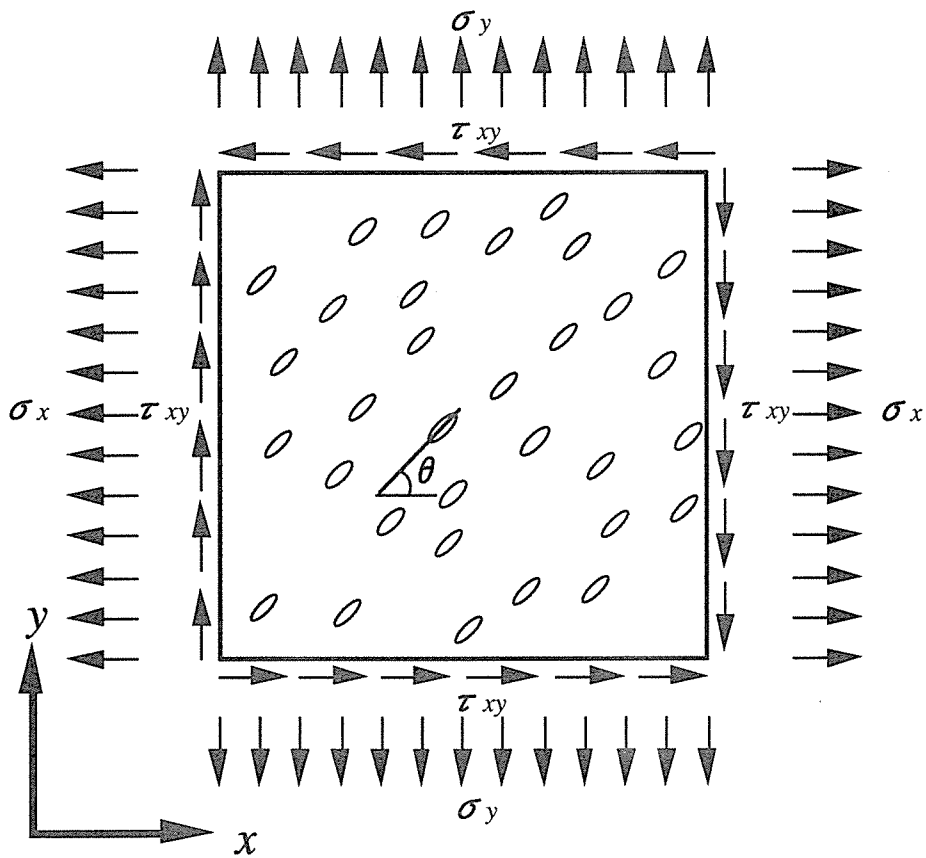


図-4.7 2次元板に整列している楕円状クラック

態を考える。これは、図-4.1のモデルから微細ひび割れの進展が発生しないと仮定した長半径 a_1 および a_3 の楕円状クラックを取り去ったものである。このような状態における微細ひび割れの進展は、応力 σ_j (σ_x 、 σ_y および τ_{xy})の影響を受け、さらに、楕円状クラックの配向によっても違いが生じる。そこで、破壊の発生に着目する場合には、微細ひび割れの進展速度が最も大きいと考えられる応力状態に着目することになる。しかし、本研究の着目点は、微細ひび割れの進展に伴う二次元板の平均的なひずみ挙動である。すなわち、微細ひび割れ進展速度に影響を及ぼす応力状態についても平均的な応力状態に着目すればよいといえる。

ランダムな配向をもつ楕円状クラックに作用する平均的な垂直応力 \bar{p} およびせん断応力 \bar{q} は、次式で示される。

$$\bar{p} = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} g(\theta) p d\theta \quad (4.20)$$

$$\bar{q} = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} g(\theta) q d\theta \quad (4.21)$$

本研究においては σ_y のみの作用に着目すればよいため、(4.20)および(4.21)式は、

$$\bar{p} = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} g(\theta) \sigma_y \cos^2 \theta d\theta = \frac{\sigma_y}{2} \quad (4.22)$$

$$\bar{q} = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} g(\theta) \sigma_y \sin \theta \cos \theta d\theta = 0 \quad (4.23)$$

すなわち、垂直応力 $\bar{p} = \sigma_y / 2$ のみを考慮すれば良いことがわかる。

図-4.8に本研究で提案するコンクリートの微細ひび割れ進展のモデルとそれに伴うポテンシャルエネルギー障壁の概念図を示す。モデルは、さらに微視的になり、表-4.1に示すWittmanのミクロレベルのモデル化に近いものとなる。

持続引張応力 \bar{p} を受ける楕円状クラックから発生した微細ひび割れは、骨材または気泡に到達して停止するとする。その際、ひび割れの進展長さ a に見合った分だけ表面エネルギーが増加すると考える。微細ひび割れが a だけ進展することによる表面エネルギーの増加量を W_a とすると、

$$W_a = 2\eta a \quad (4.24)$$

ここに、 η ：単位ひび割れ長さ当りの表面エネルギー (J/mm)

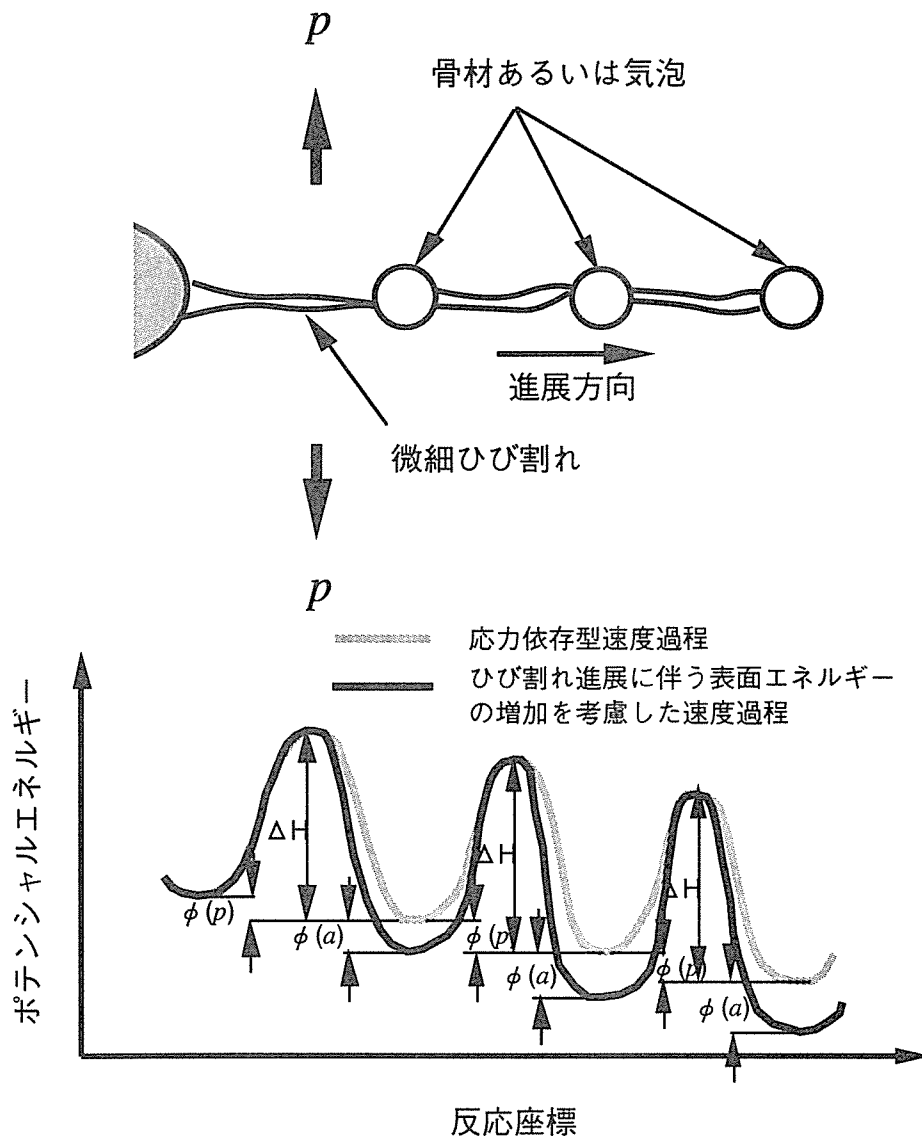


図-4.8 速度過程の考え方

応力の再配分が終り、再びひび割れが進展を開始する新たな過程になると、図-4.8に示すように応力の作用によるポテンシャルエネルギー障壁の高さの変化量は変わらないが、直前の過程までのひび割れの進展による表面エネルギーの増加によって、ポテンシャル曲線の極小値が下がり、その分エネルギー障壁が高くなると考える。すなわち、次の過程における速度は減少することになる。

エネルギー収支の定式化は式(4.19)を基本として行った。すなわち、ひび割れの進展に伴うポテンシャルエネルギーの解放によるエネルギー障壁高さへの影響 $\phi(a)$ も応力による影響 $\phi(p)$ と同様に対数式で示されると考えた。

$$\begin{aligned} F(p,a) &= \Delta F - \phi(p) + \phi(a) \\ &= \Delta F - \frac{1}{n_1} \ln \alpha p + \frac{1}{n_2} \ln 2\eta a \end{aligned} \quad (4.25)$$

ここに、 ΔF ：活性化自由エネルギー (J)

α ：応力がエネルギー障壁の高さにおよぼす影響の度合に関する比例定数

n_1 ：応力集中を受けている微細ひび割れ先端近傍の原子の数

n_2 ：ひび割れの進展に伴いエネルギーが解放される原子の数

楕円状クラックの端部における原子レベルの破壊過程が微細ひび割れ進展速度に比例すると考えてもよい(4.11)ので、

$$\begin{aligned} \frac{da}{dt} &= A \frac{kT}{h} \exp \left[- \left(\Delta F - \frac{1}{n_1} \ln \alpha p + \frac{1}{n_2} \ln 2\eta a \right) / kT \right] \\ &= \beta (\alpha p)^{\frac{1}{n_1 kT}} (2\eta a)^{\frac{-1}{n_2 kT}} \end{aligned} \quad (4.26)$$

ここに、 β ：温度により変化する定数 ($= A \frac{kT}{h} \exp[-\Delta F/kT]$)

A ：比例定数

これが、微細ひび割れが安定的に成長する際の表面エネルギーの増加を考慮に入れた応力依存型速度過程に基づく微細ひび割れ進展速度式である。

微細ひび割れ進展則は(4.26)式の両辺を積分することにより得られる。すなわち、

$$a(t) = \left[\left(1 + \frac{1}{n_2 k T} \right) \beta (\alpha p)^{\frac{1}{n_1 k T}} (2\eta)^{\frac{-1}{n_2 k T} t} \right]^{\frac{1}{1 + \frac{1}{n_2 k T}}} + a_0 \quad (4.27)$$

となる。

式 (4.27) をクリープ破壊を起こさない範囲の引張持続応力下のひび割れ進展則として提案する。

さらに、式 (4.27) により求めた各時刻における微細ひび割れの進展長さを式 (4.15) において $A_2(t-t') = a(t-t')$ とおくことにより、持続引張応力下の微細ひび割れの進展にともなうひずみの増加分すなわち、引張クリープひずみを算定することができる。式 (4.15) を引張クリープひずみ算定式として提案する。

4.5 第4章の結論

本章では、第3章で得られた結果をもとに力学的モデルを構築した。均質材料でできた2次元板に毛細管空隙を模した楕円状クラックが多数分布している状態を考え、ポテンシャルエネルギーの釣合い条件から、これらの楕円状クラックが引張持続応力により進展する際のひずみの増分、すなわち、引張クリープひずみを算定する式(4.15)を導いた。

$$\Delta \bar{\epsilon}_{c,y}(t-t') = \frac{\pi[A_2(t-t')^2 - a_2^2] \rho_2(t)}{E} \sigma_y \quad (4.15)$$

式(4.15)を計算するための時刻の関数となる構成則としては、水和の進展に伴う微細構造の緻密化を表現する $\rho_2(t)$ と引張持続応力の作用による微細ひび割れの平均的な進展則を表現する $A_2(t, t')$ があるが、本研究では、 $A_2(t, t')$ を応力依存型速度過程により理論的に構築することを試み、式(4.27)を導いた。

$$a(t) = \left[\left(1 + \frac{1}{n_2 k T} \right) \beta (\alpha p)^{\frac{1}{n_1 k T}} (2\eta)^{\frac{-1}{n_2 k T}} t \right]^{1 + \frac{1}{n_2 k T}} + a_0 \quad (4.27)$$

式(4.15)に式(4.27)を連成させることにより、微細ひび割れの進展に伴う引張クリープひずみを算定することができる。本章では、これを引張クリープ予測手法として提案した。

第4章の参考文献

- 4-1) F.H. Wittman : Structure of concrete with respect to crack formation, Fracture Mechanics of concrete, Elsevier Science Publishers B.V. , pp.43-74, 1983
- 4-2) 熊野知司、西林新蔵, 黒田保 : 引張持続応力の作用がコンクリートの微細構造に与える影響, セメント・コンクリート論文集, No.51, pp.818-823, 1997
- 4-3) 小林英男 : 破壊力学, 共立出版, pp.57-87, 1993
- 4-4) 岡村弘之 : 材料力学と材料強度講座1 線形破壊力学入門, 培風館, pp.120-123, 1976
- 4-5) N.F.Mott : Engineering Research, Vol.165, p.16, 1948
- 4-6) E.H.Yoffe : The moving of Griffith crack, Philosophy Magazine, Vol.42, pp.739-750, 1951
- 4-7) E.S.Machlin : Fracturing Metals, No.1489, pp282-286, 1948
- 4-8) 横堀武夫 : 材料強度学, 技報堂, pp.133-148, 1956
- 4-9) 小宮山宏 : 速度論, 朝倉書店, pp.1-14, 1990
- 4-10) 横堀武夫 : 材料強度学, 技報堂, pp.10-14, 1956
- 4-11) H.Mihashi : A stochastic theory for fracture of concrete, Fracture Mechanics of concrete, Elsevier Science Publishers B.V. , pp.301-339, 1983

第5章 コンクリートの引張クリープ予測モデルの各定数の決定

5.1 概説

引張クリープひずみを求めるために、本研究で提案する手法は、持続引張応力を受けるコンクリートの空隙構造の変化に着目した力学的モデルに基づくものである。図-5.1に引張クリープひずみ予測に関する提案手法の予測フローを示す。本手法の理論的展開については前章で述べた通りであるが、数式を取扱いに際しては、図のフローに示すように予め決定しておかなければならない材料特性および定数が含まれている。その材料特性および定数は以下の通りである。

a_i ：着目している細孔径領域 i ($i=1,2,3$)における楕円状クラック（空隙）の初期寸法

E' ：弾性体骨格構造のヤング係数

$\rho_i(t)$ ：着目している細孔径領域 i ($i=1,2,3$)における空隙の数の水和（材齢）に伴う変化

α ：応力がエネルギー障壁の高さにおよぼす影響の度合に関する定数

β ($=A \frac{kT}{h} \exp[-\Delta F/kT]$)：温度により変化する定数

γ ：単位ひび割れ長さ当りの表面エネルギー

n_1 ：応力集中を受けている微細ひび割れ先端近傍の原子の数

n_2 ：ひび割れの進展に伴いエネルギーが解放される原子の数

a_i は、ひび割れの進展が開始される前の空隙を楕円形クラックにモデル化した場合の長径の1/2の長さであるが、測定原理からいって、水銀圧入式ポロシメータから得られる細孔直径とは別のものになる⁵⁻¹⁾。すなわち、 a_i と細孔直径とを結び付けるための検討が必要になる。

$\rho_i(t)$ は、使用材料、配合および環境条件によって多様に変化する⁵⁻²⁾材料特性である。実務において設計技術者が引張クリープひずみの予測を行う際には、この $\rho_i(t)$ を机上で算出できることが理想的であるが、水和の進行に伴う空隙構造の変化についての研究は、最近端緒についたばかりで定式化には至っていないのが現状である。そこで、本研究では、 $\rho_i(t)$ に関する情報は無載荷供試体の水銀圧入式ポロシメータの測定結果から得ることとする。

E' は、直接測定することはできないが、ヤング係数は基本的に空隙の多少に依存する⁵⁻³⁾。そこで、第4章の定式化で検討した結果を応用して、空隙（楕円状クラック）を含む弾性体の力学的モデルを基に E' の評価を試みる。

一方、微細ひび割れ進展則に関する定数 α 、 β 、 η 、 n_1 、 n_2 は、それぞれの物理的意味からいって、セメントの原子レベルでの結合およびその破壊に関するものであり⁵⁻⁴⁾、セメントの種類に依存する材料定数であるといえる。すなわち、セメントの種類が同一であるならば、配合、載荷応力、載荷時材齢および温度等の環境条件の相違は、これら定数に影響を与えないと考えられる。そこで、本研究では、微細ひび割れ進展則に関する定数は、典型的な引張クリープ試験の実測値から逆解析的な手法によって評価することにする。なお、微細ひび割れ進展則に与える温度の影響は、比例定数 β および式 (2.27) 式中のその他の絶対温度の項により評価されると考える。

本章では以上の基本方針のもと行った各材料特性および定数の決定に関する検討の結果について詳述する。

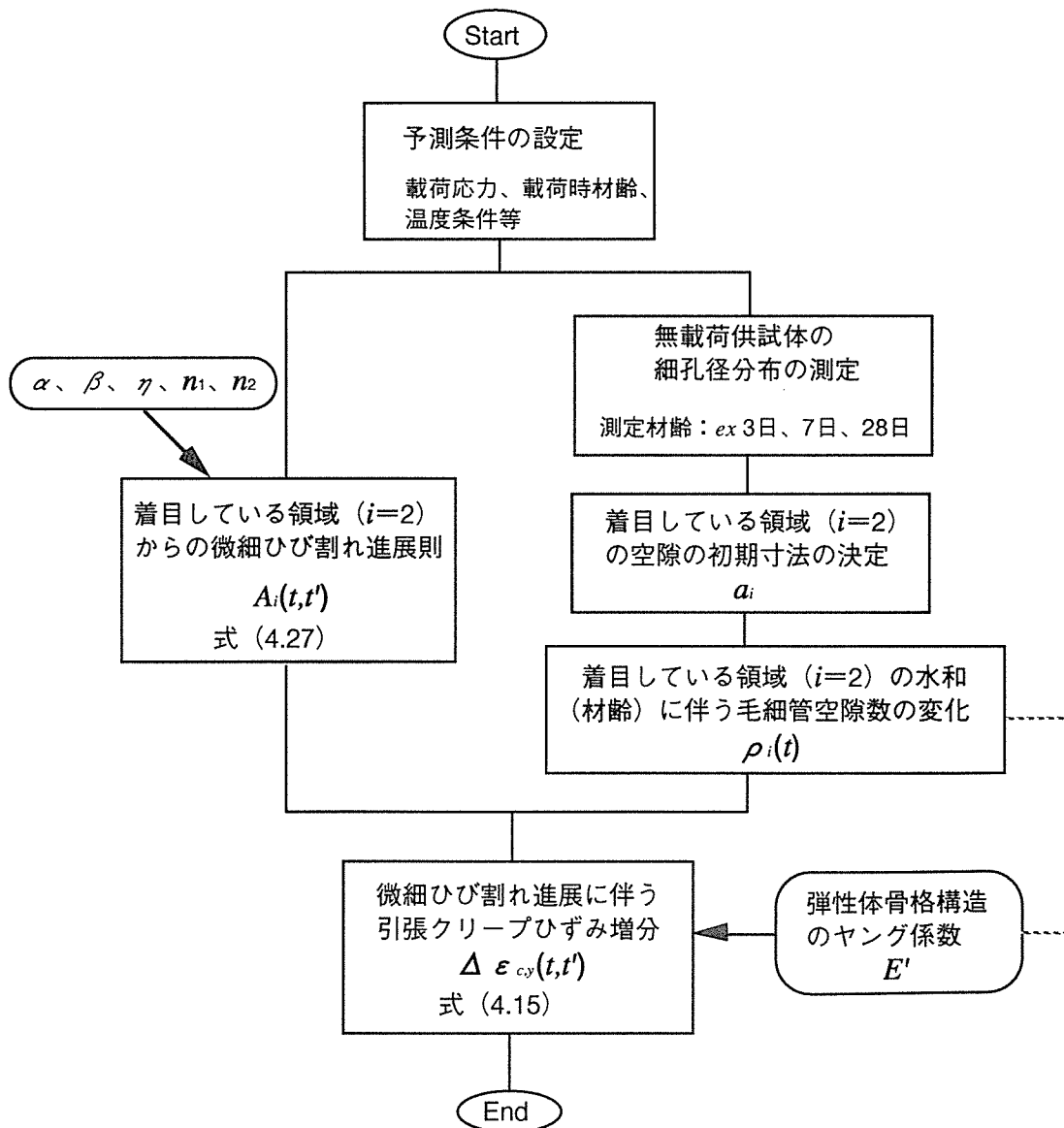


図-5.1 提案手法による引張クリープひずみ予測フロー

5.2 毛細管空隙の代表的初期寸法 a_i に関する仮定

着目している各領域 i における空隙の代表的初期寸法である a_i は、定式化の過程で明らかにしたように、空隙を楕円形クラックでモデル化した場合の長径の1/2である。一方、本研究における空隙の寸法に関する情報は、水銀圧入式ポロシメータの測定結果より得られるが、その測定原理からいえば、ポロシメータによる空隙径は空隙壁面の最小離間距離にほかならない⁵⁻¹⁾。すなわち、水銀圧入式ポロシメータで細孔容積を測定している際の細孔直径は、本提案手法における a_i と直接結びつくものではないといえる。そこで、図-5.2に示すように、係数 γ_i を導入し、 a_i とポロシメータによる空隙径との間には以下のような関係が成立するものと仮定した。

$$a_i = \gamma_i \times c_i \quad (5.1)$$

ここに、 c_i ：領域 i ($i=1, 2, 3$)の水銀圧入式ポロシメータによる細孔直径

このように仮定することによって、水銀圧入式ポロシメータより測定される細孔直径から代表的初期寸法 a_i を決定することができる。

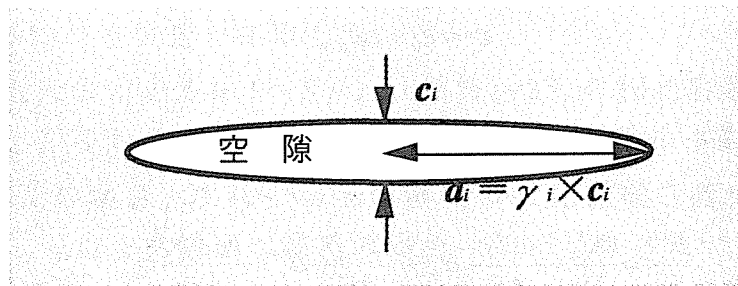


図-5.2 細孔直径と a_i との関係

5.3 形状係数 γ_i および弾性体骨格構造のヤング係数 E' の決定

形状係数 γ_i および弾性体骨格構造のヤング係数 E' は、一軸圧縮試験によって得られるコンクリートのヤング係数と無載荷供試体の細孔容積の実測値との関係から決定した。その理論的根拠を以下に示す。

空隙のモデルである楕円状クラックがランダムに分布している二次元板の平均的なひずみ増分は式 (4.11) で与えられる⁵⁻⁵⁾。

いま、一軸圧縮応力 σ_y' が作用する場合、空隙が存在することによるひずみの増分 $\overline{\Delta \varepsilon_{p,y}}$ は、式 (4.11) 中の $f_I(p) = 0$ とすることにより計算され、式 (5.2) で表される。

$$\begin{aligned} \overline{\Delta \varepsilon_{p,y}} &= \frac{\pi a_1^2 \rho_1}{4E'} \sigma_y' + \frac{\pi a_2^2 \rho_2}{4E'} \sigma_y' + \frac{\pi a_3^2 \rho_3}{4E'} \sigma_y' \\ &= \Delta \frac{\sigma_y'}{E} \end{aligned} \quad (5.2)$$

コンクリートが、空隙を多数含む多孔質材料で、その構造が弾性を示す骨格構造と空隙からなる二相系構造であるとすると、一軸圧縮試験によって得られるコンクリートのヤング係数は、弾性体骨格構造の弾性ひずみ ε_0 と空隙が存在することによるひずみの増分 $\overline{\Delta \varepsilon_{p,y}}$ を合せたひずみを見掛けの弾性ひずみ ε^* として求めていることになる⁵⁻⁶⁾。すなわち、

$$\varepsilon^* = \varepsilon_0 + \overline{\Delta \varepsilon_{p,y}} \quad (5.3)$$

式 (5.2) の関係を考慮して、式 (5.3) を変形すると

$$\frac{\sigma_y'}{E^*} = \frac{\sigma_y'}{E'} + \frac{\pi a_1^2 \rho_1}{4E'} \sigma_y' + \frac{\pi a_2^2 \rho_2}{4E'} \sigma_y' + \frac{\pi a_3^2 \rho_3}{4E'} \sigma_y' \quad (5.4)$$

ここに、 E^* ：一軸圧縮試験より得られる見掛けのヤング係数

よって、見掛けのヤング係数 E^* は、以下の式で示される。

$$E^* = \frac{E'}{1 + \frac{\pi a_1^2 \rho_1}{4} + \frac{\pi a_2^2 \rho_2}{4} + \frac{\pi a_3^2 \rho_3}{4}} \quad (5.5)$$

ここで、モデルとした二次元板の厚さを単位厚さとする。無載荷供試体より測定した各細孔直径領域における細孔容積を V_i ($i=1, 2, 3$) と表記し、式 (5.1)

の関係を用いると、 V_i は式(5.6)で表される。

$$V_i = \frac{\pi c_i a_i \rho_i}{2} \times 1 = \frac{\pi a_i^2 \rho_i}{2 \gamma_i} \times 1 \quad (5.6)$$

式(5.6)を式(5.5)代入して整理すると、 E^* は、式(5.7)で表されることになる。

$$E^* = \frac{E}{1 + \frac{\gamma_1 V_1}{2} + \frac{\gamma_2 V_2}{2} + \frac{\gamma_3 V_3}{2}} \quad (5.7)$$

細孔容積 V_i および見掛けのヤング係数 E^* は、実験により求めるとすると、式(5.7)の未知数は E' 、 γ_1 、 γ_2 、 γ_3 の4つになる。すなわち、4組以上の細孔容積 V_i および見掛けのヤング係数 E^* の実験データがあれば、これら未知数を決定できることになる。

表-5.1に表-3.5の配合のコンクリートの一軸圧縮試験の結果得られたヤング係数 E^* および無載荷供試体の細孔容積 V_i ($i=1, 2, 3$)の測定結果を示す。

なお、この表に示した細孔容積は、厳密には試料中のモルタル部分から測定された値であるため、細孔容積の測定値に V_m/V_c (V_m ;モルタルの容積、 V_c ;コンクリートの容積)を乗ずることによりコンクリート単位容積中の細孔容積に変換した値を示している。また、 $5\mu\text{m}$ 以上の細孔容積は水銀圧入法ではなくコンクリート練り上り時の空気量を採用した。

さらに、水銀圧入法による $0.1\sim 5\mu\text{m}$ (領域 $i=2$)の細孔容積については、インクボトル効果によってより大きなエントレインドエアの一部が加算されるといわれている⁵⁻⁷⁾。この場合、 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の領域の細孔容積の測定値には、この領域の細孔容積と $5\mu\text{m}$ 以上の領域の細孔容積の一部が加算されており、 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の領域における真の毛細管空隙の容積を求めるためには補正が必要となる。この量については羽原⁵⁻⁸⁾は試料容積の1.8%の量に相当すると報告している。

図-5.3~図-5.5に表-3.5の配合のコンクリート(以下、AE)と、この配合からAE減水剤を除いたプレーンコンクリート(以下、PL)の材齢3、10、31日の無載荷状態の細孔直径分布を示す。図より、AEの方が $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の範囲の細孔容積が大きくなった。図-5.6に、 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の領域のAEおよびPLの細孔容積の材齢による変化を示す。PLの細孔容積は、材齢にかかわらずAEよりほぼ一定量少ない状態で推移していることがわかる。このAEとPLの細孔容積の差が前述したエントレインドエアの加算分であると考えられる。 $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の材齢3、10、31日のAEとPLの細孔容積の差の平均値は 0.0177ml/ml で、羽原⁵⁻⁷⁾の報告

(=0.0180ml/ml) とほぼ一致する結果となった。これらのことから、AE減水剤を用いた配合を採用している本研究では0.1～5 μ mの細孔容積から0.0180ml/mlを減ずることにした。表-3.1の領域*i*=2のデータはこの補正も行ったものである。

表-5.2に、表-5.1の8組のヤング係数および領域毎の細孔容積を式(5.7)に適用して行った重回帰分析の結果を示す。 $E' = 58.7 \text{ kN/mm}^2$ 、 $\gamma_1 = 18.5$ 、 $\gamma_2 = 112$ 、 $\gamma_3 = 1.54$ と算定された。

表-5.1 細孔容積およびヤング係数の測定結果（無載荷供試体）

材齢 (日)	バッチ No.		1 (N-50-3-0.8)		2 (N-50-3-1.2)		3 (N-50-3-1.6)	
	領域		細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*	細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*	細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*
	i	(μm)	(ml/ml)	(kN/mm^2)	(ml/ml)	(kN/mm^2)	(ml/ml)	(kN/mm^2)
3	1	~0.1	0.0722	30.1	0.0648	24.9	0.0648	26.9
	2	0.1 ~5.0	0.0073		0.0114		0.0114	
	3	5.0~	0.0350		0.0380		0.0400	
10	1	~0.1	0.0606	33.5	0.0517	34.8	—	—
	2	0.1 ~5.0	0.0017		0.0028		—	
	3	5.0~	0.0350		0.0380		—	
31	1	~0.1	0.0466	35.4	0.0468	38.1	0.0467	36.2
	2	0.1 ~5.0	0.0039		0.0040		0.0040	
	3	5.0~	0.0350		0.0380		0.0400	

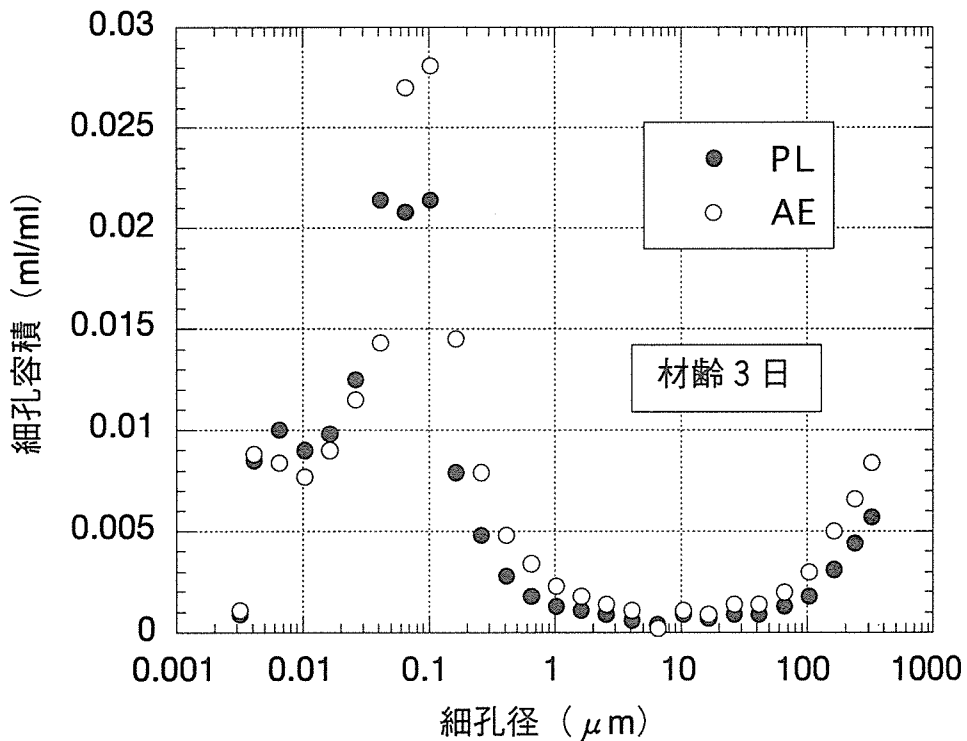


図-5.3 AEとPLの細孔径分布の比較（材齢3日）

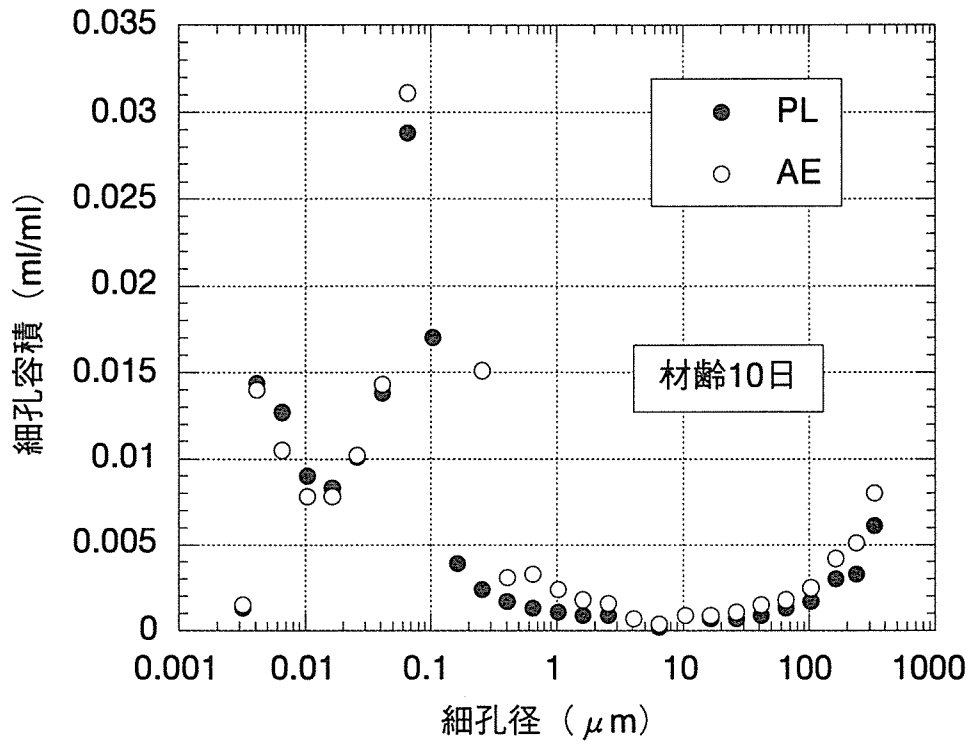


図-5.4 AEとPLの細孔径分布の比較 (材齢10日)

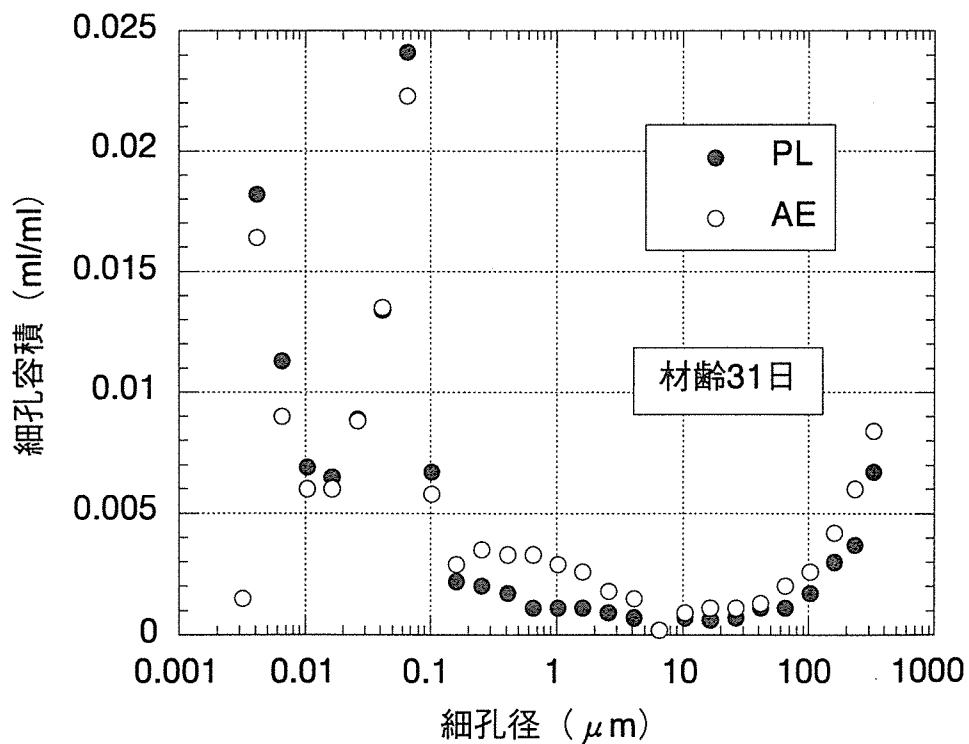


図-5.5 AEとPLの細孔径分布の比較 (材齢31日)

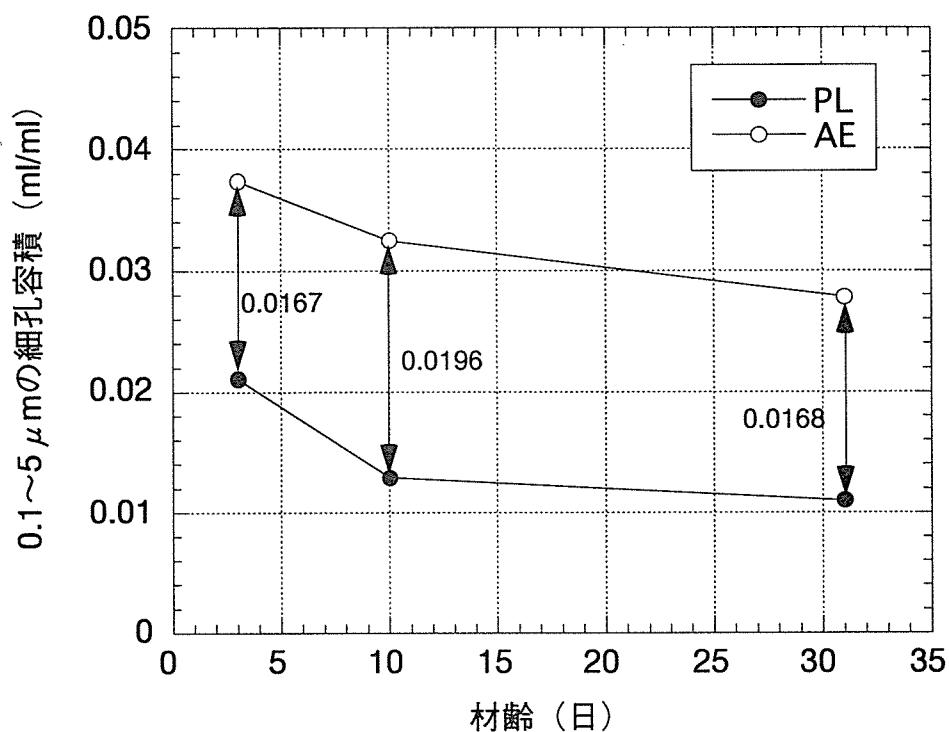


図-5.6 0.1~5 μmの範囲のPLとAEの比較

表-5.2 ヤング係数および形状係数に関する重回帰分析結果

回帰分析結果

例数	8
欠測値数	0
相関係数 (R)	.949
R ² 乗	.900
自由度調整 R ² 乗	.825
RMS 残差	2.085E-7

分散分析表

	自由度	平方和	平均平方	F値	p値
回帰分析	3	1.563E-12	5.209E-13	11.983	.0182
残差	4	1.739E-13	4.347E-14		
合計	7	1.737E-12			

5.4 微細ひび割れ進展則の各定数の決定

本研究では、微細ひび割れ進展則は、応力依存型速度過程に基づいて導いた。そのため、一種の理論式であるこの式においては、定式化の段階で用いた仮定が正しければ、ある特定の条件下で逆解析により決定した定数は別の条件下にも適用できることになる。そこで、ここでは、ある特定条件下での逆解析例としてN50-3-1.2の供試体を用い、 α 、 β 、 η 、 n_1 、 n_2 の各定数の決定を行った。各定数の妥当性は実験条件を変えた場合に適合するか否かによって検討されることになる。

図-5.7に載荷期間28日における引張持続応力を作用させた供試体および無載荷供試体の細孔直径分布の測定例を示す。3章で述べたように、持続引張応力が作用することによって細孔直径が $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の領域の細孔容積が増加している。また、その分布の形状は、ほぼ中央付近が最も細孔容積が増加する上に凸な形状となっている。この点に関して、細孔容積の部分的な分布形状を対数正規分布にあてはめた研究もある⁵⁻⁹⁾が、まだ一般的ではないため本研究においては、引張持続応力による細孔容積の増加域の代表値 c_2 として $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の幾何学的中央値である $0.707 \mu\text{m}$ を採用することにした。すなわち、

$$a_2 = \gamma_2 \times 0.707 \mu\text{m} \quad (5.7)$$

で示されることになる。なお、この領域の細孔径分布が対数正規分布に従う場合には、その平均値は幾何学的中央値に一致することになる。

図-5.8に引張クリープ試験の結果を、図-5.9に $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の領域 ($i=2$)の細孔容積の経時変化 $V_2(t)$ を示す。細孔容積の経時変化は双曲線により近似した。その近似式を以下に示す。

$$V_2(t) = \frac{0.0087t + 0.136}{4.896t} \quad (5.8)$$

$\rho_2(t)$ は、式(5.1)および式(5.6)より、次式により算定できる。

$$\rho_2(t) = V_2(t) \frac{2}{\gamma_2 \pi c_2^2} \quad (5.9)$$

ここに、 $c_2 = 0.707 \mu\text{m}$

$$\gamma_2 = 112$$

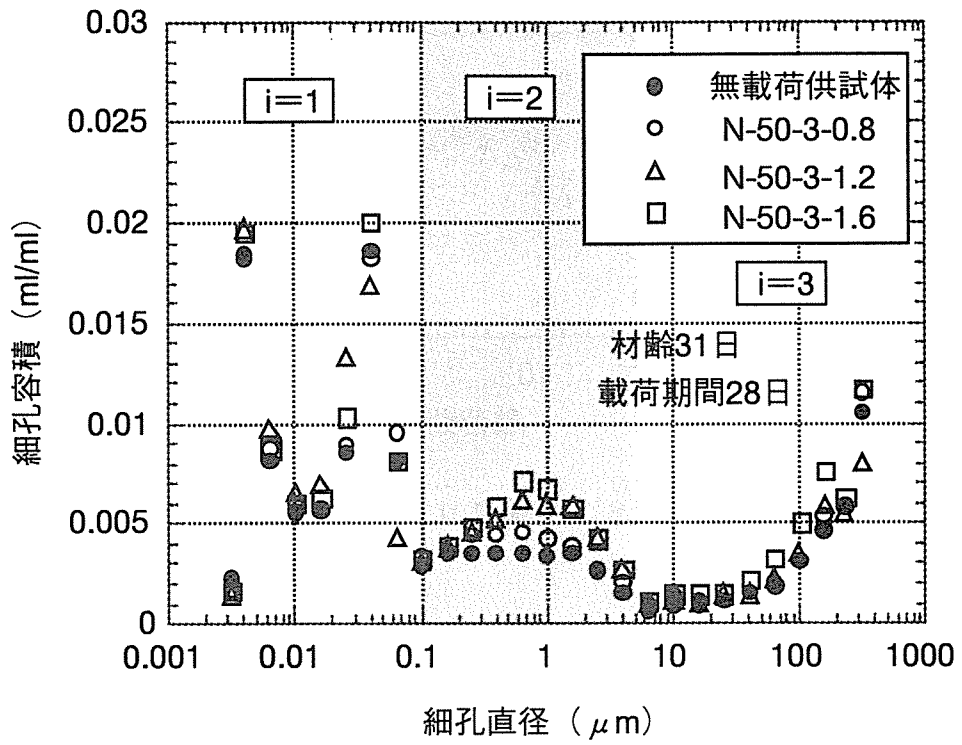


図-5.7 細孔径分布の測定例

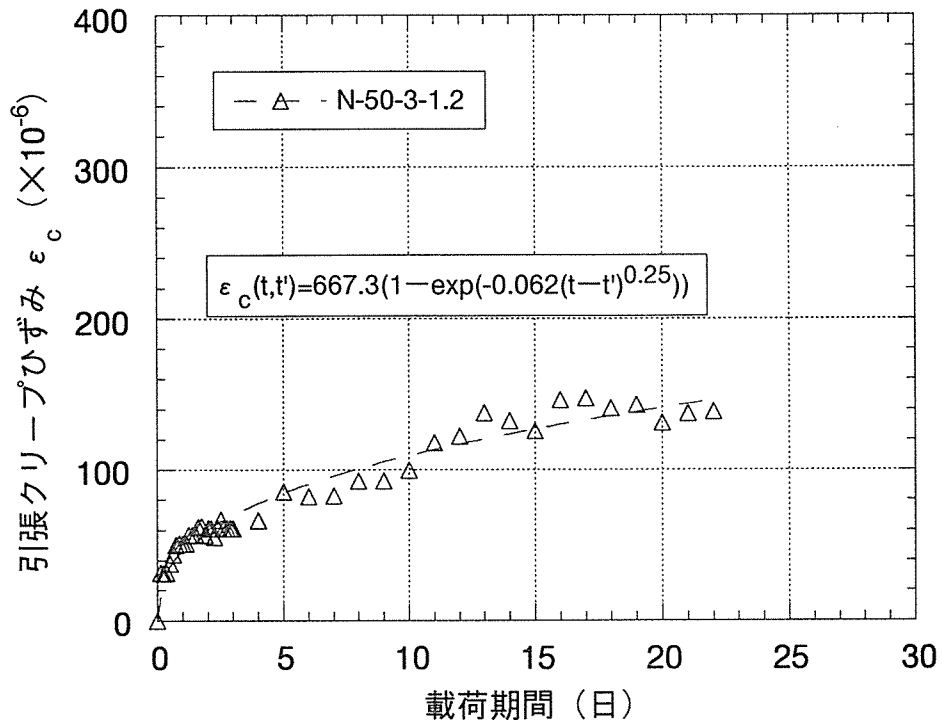


図-5.8 引張クリープ試験結果

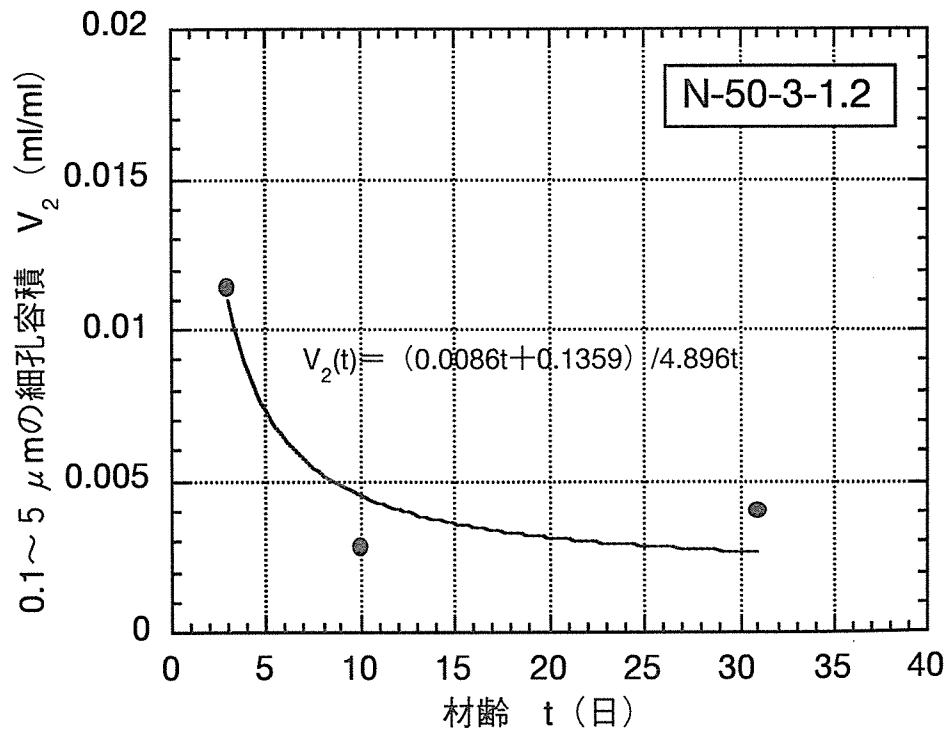


図-5.9 0.1~5 μ m細孔容積の経時変化

$E' = 59.8 \text{ KN/mm}^2$ 、 $\sigma_y = 1.2 \text{ N/mm}^2$ として、式(4.15)に、式(5.7)および式(5.9)、さらに、図-5.8中の引張クリープ実験の回帰式を代入することにより、 $A_2(t-t')$ を逆解析した。この時の時刻ステップは1日間隔とした。

図-5.10に以上のような手法を用いて得られた $A_2(t-t')$ の逆解析の結果を示す。

この逆解析値を式(4.27)にあてはめ、最小二乗法により定数を決定した。表-5.3に同定した定数を示す。

定式化の際に用いた様々な仮定やモデル中の各定数の物理的な妥当性は、様々な条件を変化させた場合の計算値がどのくらい実験値に適合しているかによって判断される。そこで、次の第6章では、載荷応力、載荷時材齢、水セメント比および温度の条件を変化させた実験値と本提案手法による計算値の適合性について検討を行うことにする。

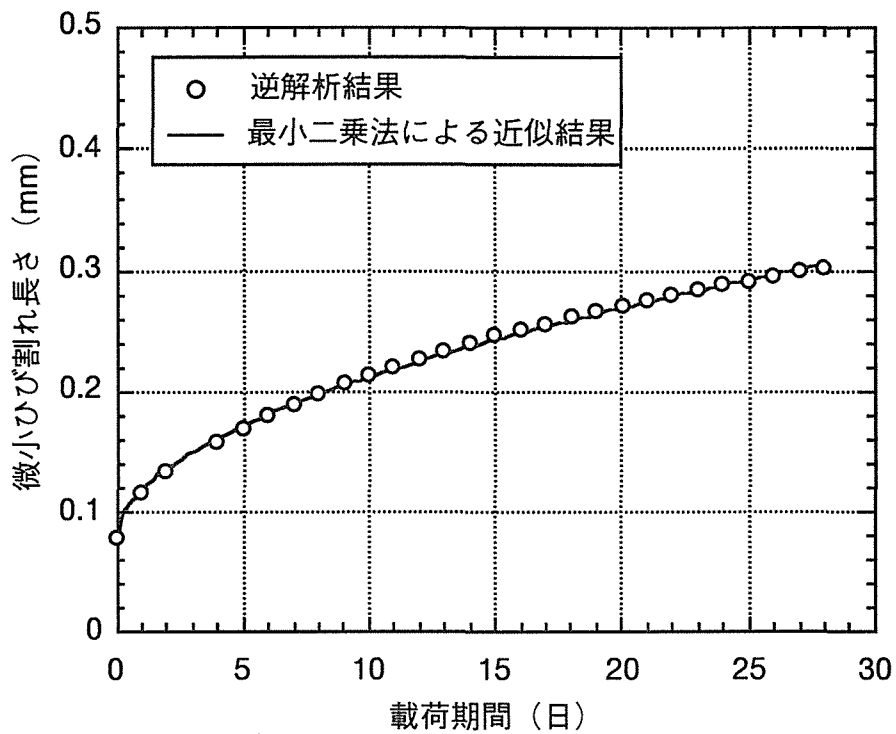


図-5.10 微細ひび割れ長さの逆解析結果

表-5.3 定数の決定結果

	定数	数値
入力値	σ_y (N/mm ²)	1.2
	a_2 (mm)	0.0792
	γ^2	112
	E' (kN/mm ²)	58.7
決定値	α (J/N/mm ²)	0.0029
	β (1/s)	0.1955
	η (J/mm)	5.0368
	$\frac{1}{n_1 kT}$ (1/J)	0.4850
	$\frac{1}{n_2 kT}$ (1/J)	0.9398

5.5 第5章の結論

本章では、第4章で定式化した引張クリープ予測手法における種々の未定定数の決定を行った。微細ひび割れがない場合（弾性体骨格構造）のヤング係数 E' および空隙をモデル化した楕円状クラックの形状係数 γ_1 は、円柱供試体の一軸圧縮試験から得られるヤング係数と水銀圧入式法により得られる細孔容積のデータから決定した。また、微細ひび割れ進展則の4つの未定定数は、第3章で行った引張クリープ試験の1実験水準の測定結果を基に逆解析を行うことにより決定した。表-5.4に本章で決定した諸定数の一覧を示す。

これらの定数の妥当性は、次章において、種々の条件下での引張クリープ試験結果との対比によって検証を行うことにした。

表-5.4 本章で決定した定数の一覧

定数	数値
a_2 (mm)	0.0792
γ_1	18.5
γ_2	112
γ_3	1.54
E' (kN/mm ²)	58.7
α (J/N/mm ²)	0.0029
β (1/s)	0.1955
η (J/mm)	5.0368
$\frac{1}{n_1 k T}$ (1/J)	0.4850
$\frac{1}{n_2 k T}$ (1/J)	0.9398

第5章の参考文献

- 5-1) 下村匠：細孔容積分布確率密度関数に基づくコンクリートの乾燥収縮モデル，東京大学学位論文，pp.93-99
- 5-2) 反応モデル解析研究委員会報告書（1）ーセメントコンクリートの反応モデル解析の現状と今後の展望，日本コンクリート工学協会，pp.156-172，1996
- 5-3) 近藤連一：多孔材料，技報堂出版，pp.174-181，1973
- 5-4) 横堀武夫：材料強度学，技報堂出版，pp.22-35，1955
- 5-5) 熊野知司，西林新蔵，井上正一：微細ひび割れ挙動に基づくコンクリートの引張クリープモデル，土木学会第52回年次学術講演会講演概要集/V，pp.1040-1041，1997
- 5-6) 岡村弘之：材料力学と材料強度講座1 線形破壊力学入門，培風館，pp.126-129，1976
- 5-7) 既出5-2)
- 5-8) 羽原俊祐：硬化コンクリートの組織及び空隙構造と物性の関係に関する研究，慶応大学学位論文，pp.57-60，1992
- 5-9) 村上祐治，山下英俊，坂本守，大津政康：コンクリートの微細構造に関する一考察，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.13，No.1，pp.363-368，1991

第6章 コンクリートの引張クリープ予測モデルの妥当性の検証

6.1 概説

実際の構造物に用いられるコンクリートは、セメント、骨材、混和材料などの使用材料および配合において様々なものを使用される。さらに、コンクリートは打込みから養生に至るまでの過程において様々な環境条件にさらされるだけでなく、応力が作用する材齢や作用応力の大きさも多岐にわたることになる。従来の時間依存性変形のうち、クリープを予測する手法では、これら条件を実際に変化させた多くの実験結果をもとに統計的処理によって予測式が構築されてきた。このような手法を用いた場合には、使用材料、配合および環境条件の違いは、実験データを基にした現象論的な関係式により表される。このため、実験範囲を越えた条件での予測には信頼性が低くなることは否めない。

一方、本研究ではコンクリートの空隙構造をモデル化し、時間依存性変形をメカニズム面から追及する手法を採ったため、空隙構造の相違はモデルの相違、具体的には楕円状クラックの数、弾性体骨格構造のヤング係数の相違等として評価される。そのため、現象のメカニズムが変化しない限り予測手法の有効性を保持することができる。しかしながら、実際には、複雑なメカニズムの集積の結果現れる現象を、微細ひび割れの挙動のみに絞って取り扱っているため、種々の条件下における実測値との比較検討を行い、仮定したメカニズムが引張クリープの卓越した現象を取り扱ったものであることを確認しておく必要がある。

そこで本研究では、種々の条件のうち、配合条件として水セメント比を、載荷条件の相違として載荷応力と載荷開始材齢を採り上げ、提案手法の適用性を実験的に検討した。また、影響が最も大きな環境条件として温度が考えられるが、本研究では既往の研究成果⁶⁻¹⁾と比較することによって、温度が相違する場合の本提案手法の適用性に関しても検討を加えている。

なお、設計者および技術者の立場からいえば、使用材料、配合および環境条件に関する情報が与えられれば、空隙構造が一義的に定まり、モデルが決定されるのが理想的である。しかし、現時点では、配合や環境条件が微細構造に与える影響に関する定量的研究は端緒についたばかりで⁶⁻²⁾、定式化には至っていないのが現状である。配合、材齢および環境条件の相違による空隙構造の定量的評価については、さらに研究を進めた段階で行うこととし、種々の条件下での空隙構造の相違、具体的に $\rho_i(t)$ の相違は、無載荷供試体の細孔直径分布の実測結果から得られるという立場をとることとした。

6.2 実験概要

6.2.1 実験計画

実験計画を表-6.1に示す。本章では本研究による提案した手法の水セメント比、載荷応力、載荷材齢が相違した際の適用性について検討する。そこで、3章の実験計画に水セメント比として40、60%の2水準を、載荷材齢は7、28、180日の3水準を追加した。なお、載荷応力については 1.2N/mm^2 で一定とした。

6.2.2 使用材料およびコンクリートの示方配合

使用したセメントおよび骨材は3章の実験と同一のものである。コンクリートの示方配合を表-6.2に示す。配合条件は、スランプ $8\pm 1\text{cm}$ 、空気量 $4.5\pm 1.0\%$ とし、また、コンクリートの練上り温度は 20°C を目標とした。

6.2.3 供試体の作製

供試体の作製方法は3章の実験と同様である。すなわち、コンクリートの練混ぜは、パン型強制練りミキサ（容量 100L ）を用いて行い、各試験要因ごとの練混ぜ量は 75L とした。材料の投入は粗骨材の $1/2$ 、セメント、細骨材、粗骨材の $1/2$ と順に行い、60秒間の空練りを行った後、注水して120秒間練混ぜた。練り上がったコンクリートは、十分に練り返した後、スランプ、温度および空気量（容積法）の測定を行った。引張クリープ試験に用いる供試体は $10\times 10\times 40\text{cm}$ の角柱供試体で、各試験要因ごとに3体を作製した。また、収縮測定用のコントロール供試体も同形状とし、各試験要因ごとに3体を作製した。強度測定には円柱供試体（ $\phi 10\times 20\text{cm}$ ）を用い、各試験要因ごとに18体を作製し、圧縮強度、圧縮ヤング係数および割裂引張強度を測定した。

型枠へのコンクリートの打込みは2層に分けて行い、各層を突き棒により締め固めた。突き数は、角柱供試体の場合には各層25回、円柱供試体の場合には各層12回とした。さらに、これらの供試体はテーブルバイブレータによる振動締めを30秒間行った後、 $20\pm 2^\circ\text{C}$ 、 $\text{R.H.}95\pm 3\%$ の恒温恒湿室で養生した。その際、表面からの水分の蒸発を防ぐために供試体表面にポリエチレンラップを施した。

脱型は打設翌日行い、直ちに恒温恒湿室内で水中養生をした。角柱供試体は載荷前日に水中から引き上げ、アルミ粘着テープで表面をシールした。引張クリープ試験に用いる供試体は両端面をサンドペーパーで細骨材が見えるまで磨き、水中硬化型エポキシ系接着剤（アルファ工業社製）を用いて載荷用治具に接着した。シールした供試体は載荷開始まで恒温恒湿室に保存した。

表-6.1 実験計画

水セメント比	載荷材齢 (日)	載荷応力 (N/mm ²)	載荷応力/ 強度比*	載荷期間 (日)	温度 (°C)	湿度 (%)
0.4	3	1.2	0.55	0,7,28	20	100 (シール)
0.5	3	0.8	0.29			
		1.2	0.52			
		1.6	0.63			
	7	1.2	0.40			
	28	1.2	0.39			
180	1.2	0.34				
0.6	3	1.2	0.65			

*：載荷応力/強度比は載荷時材齢における、試験要因ごとの割裂引張強度を基に算出した。


 は3章での実験水準

表-6.2 示方配合

No.	セメント	Gmax (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)				AE減水剤 C×%
							W	C	S	G	
1	普通	20	8±1	4.5±1	40.0	43.0	165	412	756	1011	0.25
2					50.0	44.5	157	314	821	1041	
3					60.0	46.0	163	272	868	1025	

6.2.4 実験方法

(1) 引張クリープ試験

引張クリープ試験は $20 \pm 2^\circ\text{C}$ 、 $\text{R.H.} 95 \pm 3\%$ の恒温恒湿室で行った。ひずみの測定は基長10in、最小目盛1/1000mmのダイヤルゲージホイットモア型ひずみ計を用いて行った。測定間隔は載荷開始前後で弾性ひずみを測定したのち、載荷期間3日までは12時間間隔、その後、所定の載荷期間までは24時間間隔とし、コントロール用供試体も同時に測定した。載荷期間として0、7および28日を設定し、所定の載荷期間に達した後は1本ずつ除荷を行った。なお、載荷期間0日とは載荷直後に除荷を行うものである。圧縮強度、圧縮ヤング係数および割裂引張強度試験は引張クリープ試験の除荷に合わせて行った。

(2) 水銀圧入法による細孔径分布の測定

細孔径分布測定用の試料は、ひずみ測定用プラグよりも中心側の部分の中央部2箇所から採取した。採取した試料は粉碎して2.5~5.0mmのものをふるいわけ、ただちにアセトン中に浸漬して水和を停止させた。この試料は48時間のD-乾燥を行った後、真空デシケータ内で測定開始まで保存した。細孔直径分布の測定はAuto Pore 9200（島津製作所製）を用いて行った。試料は骨材部分を注意深く除いてモルタル部分を採取し、15ccの大型セルを用いて測定した。水銀の注入および圧力の制御はコンピュータによる自動制御のもとで行った。測定は2箇所から採取した試料に対してそれぞれ1回ずつ行い、その平均値を供試体の細孔直径分布の測定値として採用した。

6.3 結果および考察

表-6.3に圧縮強度、圧縮ヤング係数および割裂引張強度の試験結果を示す。本章の目的は、種々の条件下において提案した手法の適用性を検討することにある。以下に、着目した条件ごとに得られた結果について考察する。

6.3.1 載荷応力の相違による影響

載荷応力の影響に関する検討は3章で取り扱った実験データをもとに行った。表-6.4に無載荷供試体の細孔直径分布の測定結果を、表-6.5に計算に用いた入力値の一覧を示す。

図-6.1~図-6.3に、載荷応力0.8、1.2および1.6N/mm²それぞれの無載荷供試体における材齢と0.1~5 μmの範囲の細孔容積との関係を示す。図より、材齢と細孔容積との関係は、いずれの試験要因のコンクリートにおいても、3日から10日までの細孔容積の減少が大きいいため、ここでは、双曲線により近似した。なお、本研究では、載荷応力0.8N/mm²に使用したコンクリートの細孔容積が1.2および1.6N/mm²の場合よりも小さくなっている。この原因として以下のことが考えられる。これらの配合は同一のものを使用しているが、打設日は異なっている。すなわち、打設バッチ間で細孔容積の経時変化に違いが出るような何らかの要因が作用していたものと考えられる。Seredaらの研究⁽⁶⁻³⁾によれば、同一配合で同一材齢のコンクリートであっても、40℃程度の高温の履歴により細孔容積は減少し、細孔容積がピークを示す細孔直径も小径側へシフトすることを報告している。このような観点から、コンクリートの温度に関するデータを検証すると、表-6.3より、1.2および1.6N/mm²のコンクリートの練上り温度は19.0~20.0℃であったのに対し、0.8N/mm²の場合の練上がり温度は25.0℃であった。練上がりから恒温・恒湿養生に至る温度履歴の違いが、細孔容積の相違の一因となったことも考えられる。

0.8、1.2、1.6N/mm²それぞれに使用した無載荷状態でのコンクリートの細孔容積と材齢の関係を示す双曲線近似式を基に式(5.8)を用いて楕円状モデルクラックの数 $\rho_2(t)$ を時刻ステップ1日で算定した。図-6.4~図-6.6に、 $\rho_2(t)$ の算定結果を示す。

次に、微細ひび割れ進展則 $A_2(t-t')$ を0.8、1.2および1.6N/mm²のそれぞれの場合について式(4.27)を用いて算定した。図-6.7~6.9に、それぞれの微細ひび割れ進展則 $A_2(t-t')$ を示す。

ここまでに算定した $\rho_2(t)$ および $A_2(t-t')$ を構成則として、式(4.15)により持続引張応力によるひずみ増分、すなわち、引張クリープひずみを算定した。

図-6.10~図-6.12に、引張クリープひずみの実測値と式(4.15)による計

算値との比較を示す。図-6.10より、 0.8N/mm^2 の場合は載荷期間15日程度以前の比較的初期の段階で計算値が実測値よりも若干小さくなったが、その後は、計算値と実測値はよく一致した。一方、図-6.12より、 1.6N/mm^2 の場合は、載荷初期においては載荷期間10日以降の比較的長期の範囲で実測値が計算値よりもやや大きくなったが、載荷初期においては良く一致した。このように計算値と実測値との間で若干の誤差が生じた理由には、計算におけるモデル上の仮定など種々のものが考えられるが、式(4.15)の構成則の1つである $\rho_2(t)$ の推定をわずかに3点の細孔容積の測定結果から行っており、この精度が計算結果に最も大きな影響を及ぼしていると考えられる。 $\rho_2(t)$ の精度向上を図るためには、メカニズムに立脚した現象の記述と多くの実験データが必要であり、今後の重要な研究課題であると考えられる。しかしながら、現状でも実測値と計算値の相違は数 μ 程度であり、精度良くクリープひずみを予測できているといえる。

なお、本研究では、載荷応力/強度比が $0.29\sim 0.63$ の範囲で、計算値と実測値は良く一致したが、さらに載荷応力/強度比が大きな範囲では計算値と実測値が相違することが考えられる。Youngらの研究⁶⁻⁴⁾ではコンクリートの引張クリープ限は載荷応力/強度比が $0.6\sim 0.7$ の範囲にあると報告しているが、これを越えるような高応力レベルでは、微細ひび割れは時間の経過とともに集積、局所化し、巨視的なひび割れへと成長しはじめる(不安定成長)。このとき、観測されるクリープひずみ速度は急激に増大し、クリープ破壊に至る⁶⁻⁵⁾と考えられる。一方、本提案手法は、微細ひび割れが骨材や気泡によるアレストと進展を繰り返しながら進展する安定成長を引張クリープの主たるメカニズムとしてモデル化したものであり、巨視的なひび割れの不安定成長は、本手法では取り扱っていない。すなわち、載荷応力/強度比が大きく、巨視的なひび割れの不安定成長が発生するような場合には、引張クリープひずみの実験値が本提案手法を用いた計算値よりも大きくなると考えられる。

微細ひび割れが集積・局所化し、巨視的なひび割れになり、さらに巨視的ひび割れが急激に進展してクリープ破壊に至る現象を予測することは、コンクリート構造物のひび割れの発生を予測することに直接関係するため、非常に重要な研究課題である。現在のところ、本提案手法では、この問題を取り扱うには至らないが、今後、本提案手法の適用限界の確認を行うとともに、微細ひび割れの集積・局所化による巨視的クラックの挙動を数学的に表現し、本提案手法を拡張していくことが必要であるといえる。

表-6.3 強度試験結果

水セメント比	実験水準	スランプ (cm)	空気量 (%)	温度 (°C)	試験材齢 (日)	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮ヤング係数 (kN/mm ²)	割裂引張強度 (N/mm ²)
0.4	N-40-3-1.2	8.5	4.6	25.0	3	28.1	29.4	2.18
					10	41.4	33.6	3.06
					31	50.0	38.3	3.37
0.5	N-50-3-0.8	6.0	3.5	25.0	3	24.6	30.1	2.73
					10	35.5	33.5	3.17
					31	46.9	35.4	3.39
	N-50-3-1.2	11.5	3.8	20.0	3	21.1	24.9	2.31
					10	35.0	34.8	3.00
					31	44.4	38.1	3.61
	N-50-3-1.6	7.5	4.0	19.0	3	23.7	26.9	2.54
					10	31.3	32.2	2.62
					31	43.5	36.2	3.54
	N-50-7-1.2	9.5	4.7	20.0	7	30.2	29.2	3.00
					35	43.5	35.4	3.04
					28	40.5	35.8	3.07
	N-50-28-1.2	9.5	4.7	21.0	35	43.4	35.8	3.01
					56	44.7	37.2	3.63
					180	47.6	38.3	3.54
N-50-180-1.2	11.5	3.5	25.0	195	48.4	38.5	3.64	
				3	12.7	22.3	1.85	
0.6	N-60-3-1.2	10.0	4.7	25.5	10	24.1	28.4	2.21
					31	31.3	30.2	2.50

□ は3章での実験結果

表-6.4 細孔直径分布測定結果（無載荷供試体）

材齡 (日)	実験 要因名		N-50-3-0.8		N-50-3-1.2		N-50-3-1.6	
	領域		細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*	細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*	細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*
	i	(μm)	(ml/ml)	(kN/mm ²)	(ml/ml)	(kN/mm ²)	(ml/ml)	(kN/mm ²)
3	1	~0.1	0.0722	30.1	0.0648	24.9	0.0648	26.9
	2	0.1 ~5.0	0.0073		0.0114		0.0114	
	3	5.0~	0.0350		0.0380		0.0400	
10	1	~0.1	0.0606	33.5	0.0517	34.8	—	—
	2	0.1 ~5.0	0.0017		0.0028		—	
	3	5.0~	0.0350		0.0380		—	
31	1	~0.1	0.0466	35.4	0.0468	38.1	0.0467	36.2
	2	0.1 ~5.0	0.0039		0.0040		0.0040	
	3	5.0~	0.0350		0.0380		0.0400	

表-6.5 入力値の一覧

	N-50-3-0.8	N-50-3-1.2	N-50-3-1.6
σ_y (N/mm ²)	0.8	1.2	1.6
a_2 (mm)	0.0792		
γ^2	112		
E' (kN/mm ²)	58.7		
α (J/N/mm ²)	0.0029		
β (1/s)	0.1955		
η (J/mm)	5.0368		
$\frac{1}{n_1 kT}$ (1/J)	0.4850		
$\frac{1}{n_2 kT}$ (1/J)	0.9398		

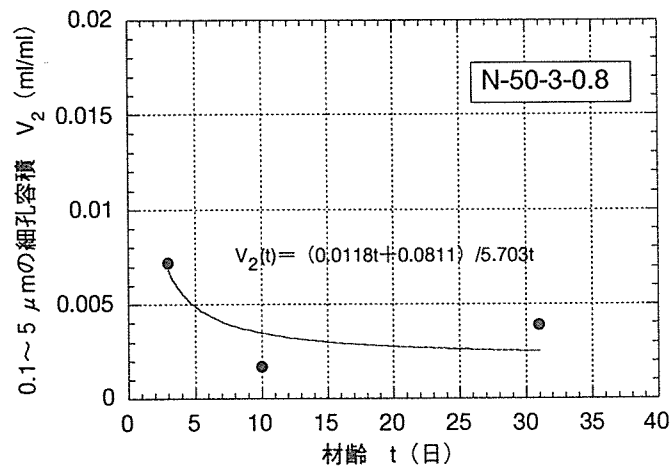


図-6.1 $V_2(t)$ の推定 (N-50-3-0.8)

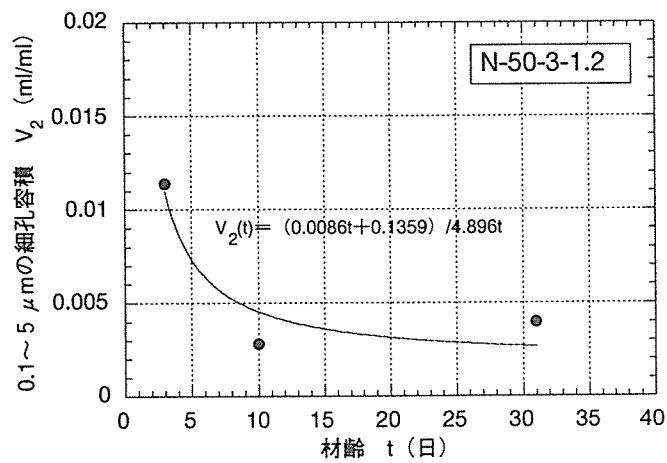


図-6.2 $V_2(t)$ の推定 (N-50-3-1.2)

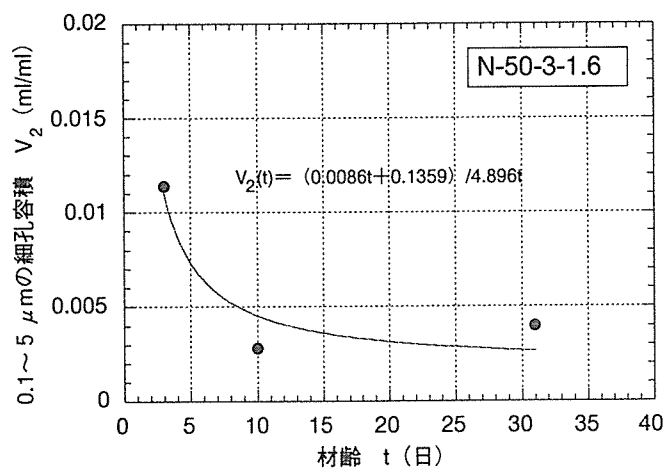


図-6.3 $V_2(t)$ の推定 (N-50-3-1.6)

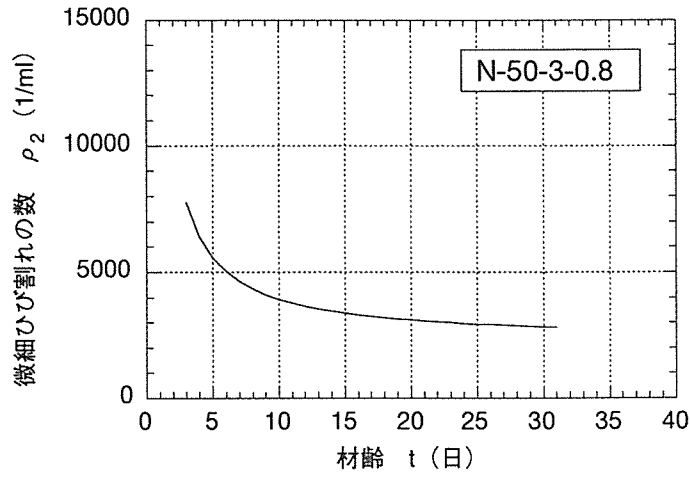


図-6.4 $\rho_2(t)$ の推定 (N-50-3-0.8)

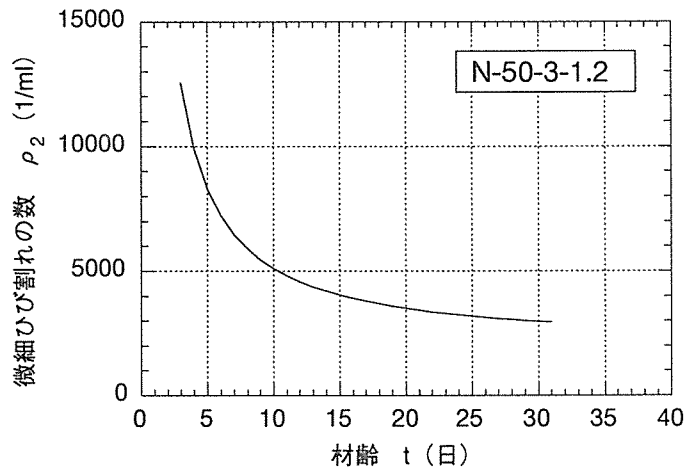


図-6.5 $\rho_2(t)$ の推定 (N-50-3-1.2)

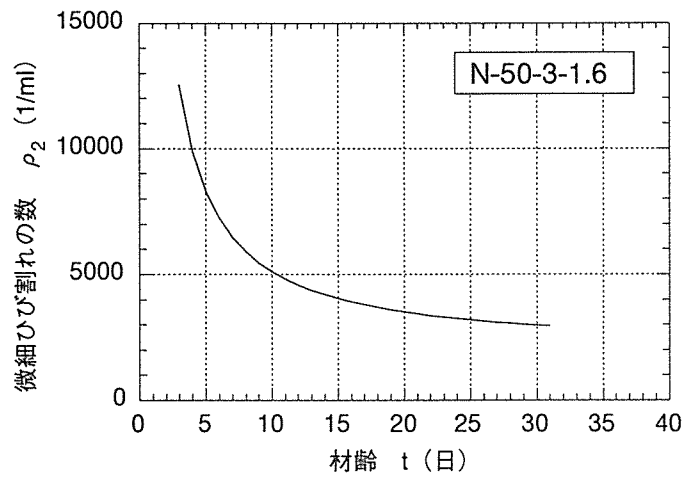


図-6.6 $\rho_2(t)$ の推定 (N-50-3-1.6)

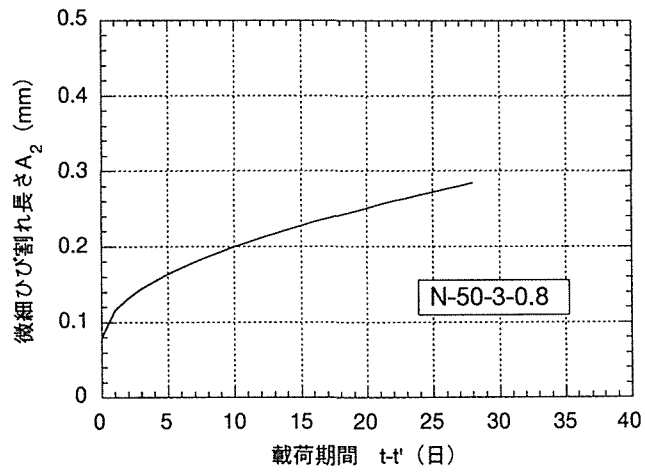


図-6.7 $A_2(t-t')$ の推定 (N-50-3-0.8)

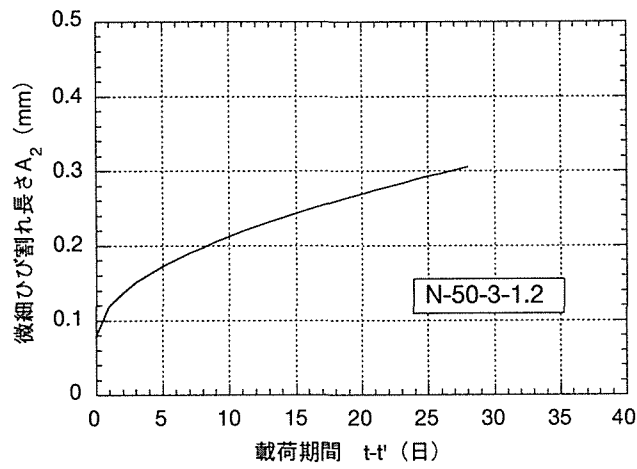


図-6.8 $A_2(t-t')$ の推定 (N-50-3-1.2)

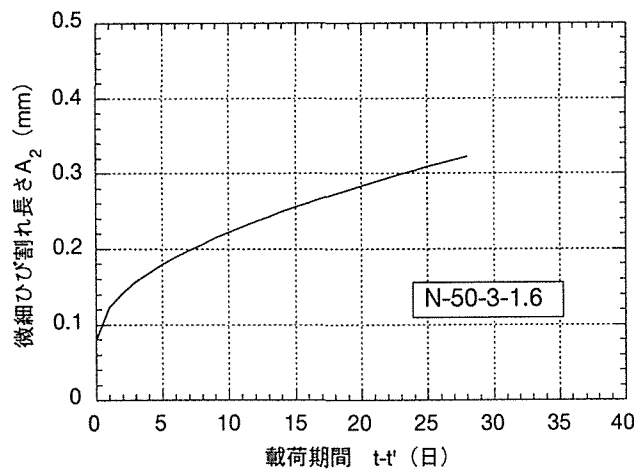


図-6.9 $A_2(t-t')$ の推定 (N-50-3-1.6)

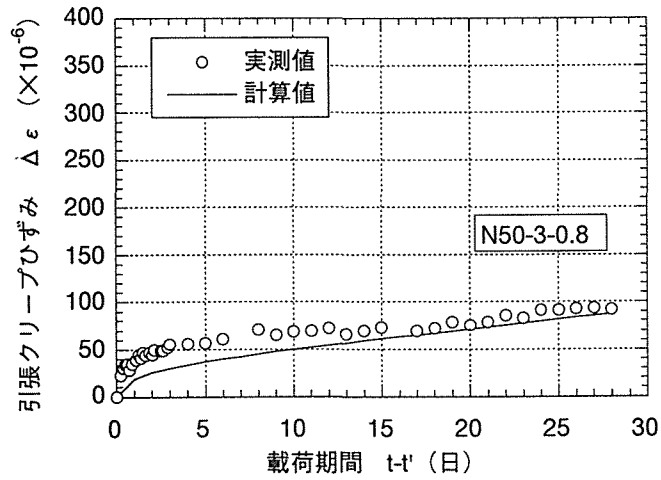


図-6.10 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-50-3-0.8)

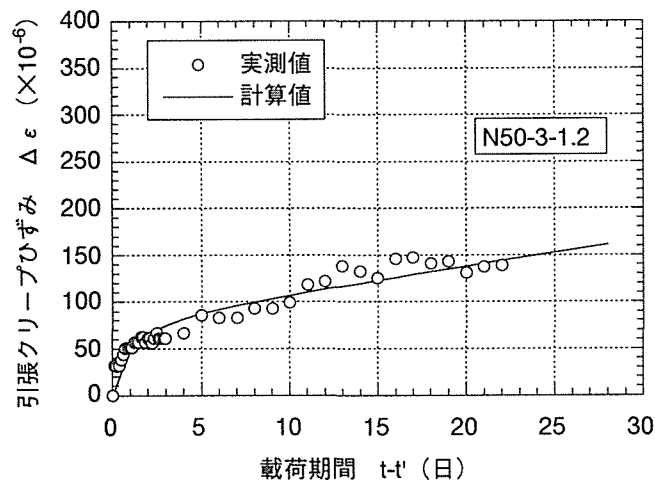


図-6.11 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-50-3-1.2)

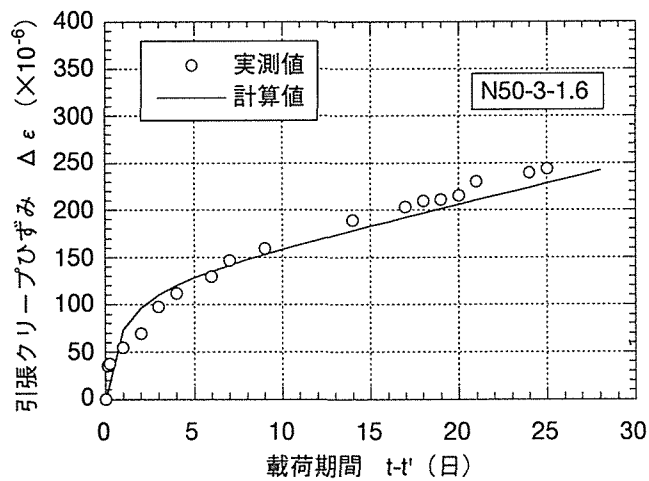


図-6.12 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-50-3-1.6)

6.3.2 載荷時材齢の相違による影響

表-6.6に、載荷時材齢7、28および180日それぞれの無載荷供試体の細孔直径分布の測定結果を、表-6.7に計算に用いた入力値の一覧を示す。

図-6.13～図-6.15に載荷時材齢7、28および180日それぞれの無載荷供試体における材齢と0.1～5 μm の範囲の細孔容積との関係を示す。材齢と細孔容積との関係は、双曲線により近似した。この時、材齢3日の細孔容積は、N-50-3-1.2（表-6.4）のデータを使用した。

材齢7、28日および180日それぞれの双曲線近似式をもとに式(5.8)を用いて各時刻における楕円状モデルクラックの数 $\rho_2(t)$ を各時系列ごとに算定した。

図-6.16～図-6.18に $\rho_2(t)$ の推定結果を示す。

微細ひび割れ進展則 $A_2(t-t')$ は、載荷応力および温度を変数として決定されるため、載荷応力が同一のこのシリーズでは同じとなる。図-6.19に式(4.27)を用いて推定した微細ひび割れ進展則 $A_2(t-t')$ を示す。

ここまで算定した $\rho_2(t)$ および $A_2(t-t')$ を構成則として、式(4.15)により持続引張応力によるひずみ増分、すなわち、引張クリープひずみを算定した。

図-6.20～図-6.22に引張クリープひずみの実測値と式(4.15)による計算値との比較を示す。図-6.20より、載荷時材齢7日の場合は載荷初期の範囲において計算値の方が数 μ 程度大きめの値を与えているが、載荷時材齢28日および180日の場合は、ほぼ実測値と計算値が一致した。載荷時材齢7日の場合に計算値と実測値との間で若干の誤差が生じたのには、前節と同じく、計算におけるモデル上の仮定など種々のものが理由として考えられるが、やはり、細孔容積と材齢との関係より導かれる $\rho_2(t)$ の予測精度の問題計算結果に最も影響を及ぼしていると考えるのが妥当であるといえる。 $\rho_2(t)$ の高精度化は、今後、研究を発展させた段階での課題とすることとするが、現状の計算値と実測値の相違は数 μ 程度であることから、本提案手法を用いることにより、載荷時材齢の変化に対しても精度良く引張クリープひずみを予測できるといえる。

表-6.6 細孔直径分布測定結果（無載荷供試体）

実験要因名		N-50-7-0.8			N-50-28-1.2			N-50-180-1.6		
領域		材齢	細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*	材齢	細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*	材齢	細孔容積 V_i	ヤング係数 E^*
i	(μm)	(日)	(ml/ml)	(kN/mm^2)	(日)	(ml/ml)	(kN/mm^2)	(日)	(ml/ml)	(kN/mm^2)
1	~0.1	7	0.0603	29.2	28	0.0465	35.8	180	0.0445	38.3
2	0.1 ~5.0		0.00230			0.00140			0.00110	
3	5.0~		0.0470			0.0470			0.0350	
1	~0.1	35	0.0453	35.4	35	0.0459	35.8	195	0.0450	38.5
2	0.1 ~5.0		0.00200			0.0004			0.0001	
3	5.0~		0.0470			0.0470			0.0350	
1	~0.1	—	—	—	56	0.0450	37.2	—	—	—
2	0.1 ~5.0		—			0.0007			—	
3	5.0~		—			0.0470			—	

表-6.7 入力値の一覧

	N-50-7-1.2	N-50-28-1.2	N-50-180-1.2
σ_y (N/mm^2)	1.2		
a_2 (mm)	0.0792		
γ^2	112		
E' (kN/mm^2)	58.7		
α (J/N/mm^2)	0.0029		
β (1/s)	0.1955		
η (J/mm)	5.0368		
$\frac{1}{n_1 k T}$ (1/J)	0.4850		
$\frac{1}{n_2 k T}$ (1/J)	0.9398		

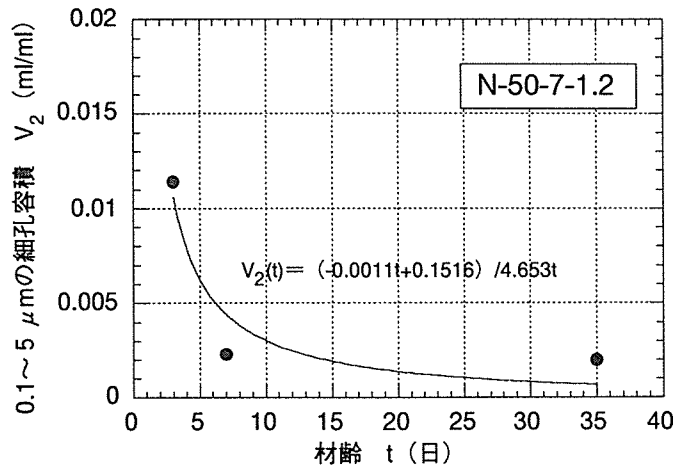


図-6.13 $V_2(t)$ の推定 (N-50-7-1.2)

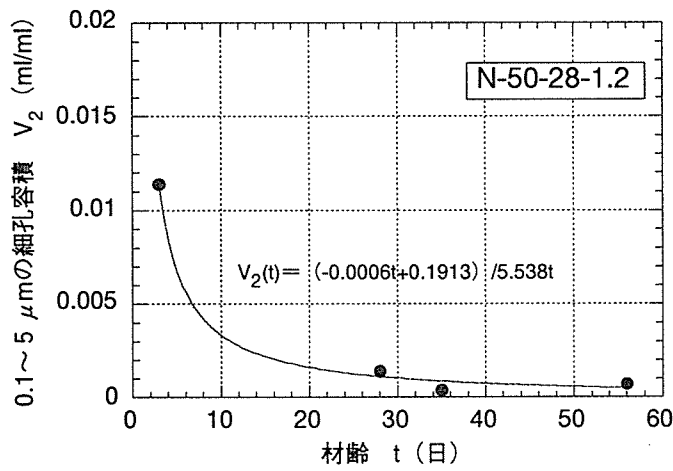


図-6.14 $V_2(t)$ の推定 (N-50-28-1.2)

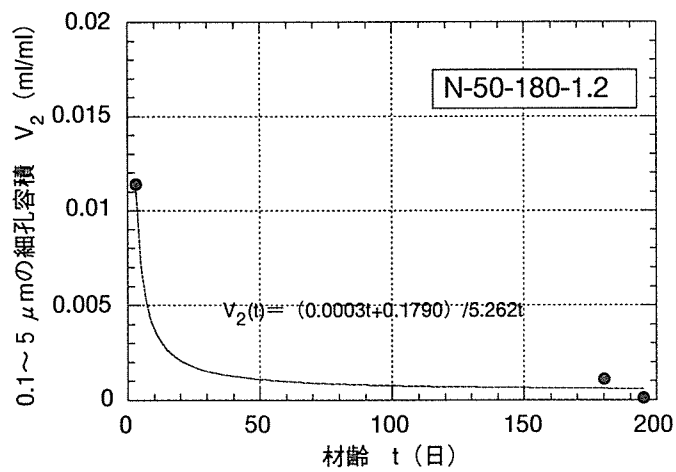


図-6.15 $V_2(t)$ の推定 (N-50-180-1.2)

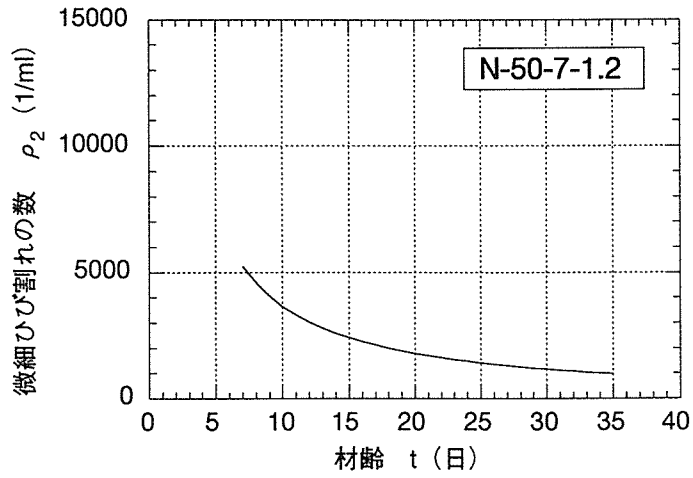


図-6.16 $\rho_2(t)$ の推定 (N-50-7-1.2)

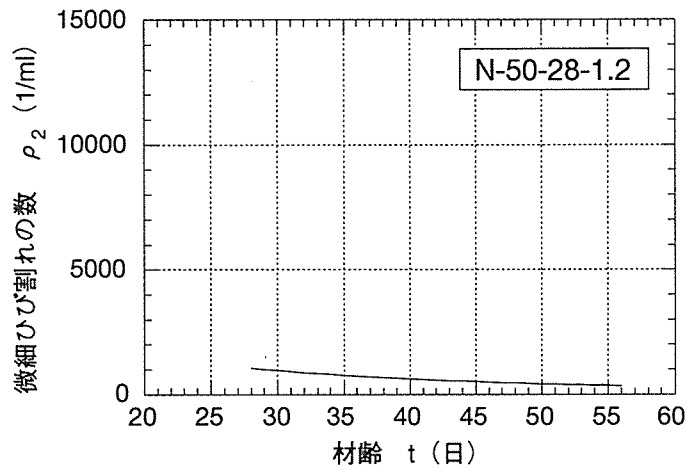


図-6.17 $\rho_2(t)$ の推定 (N-50-28-1.2)

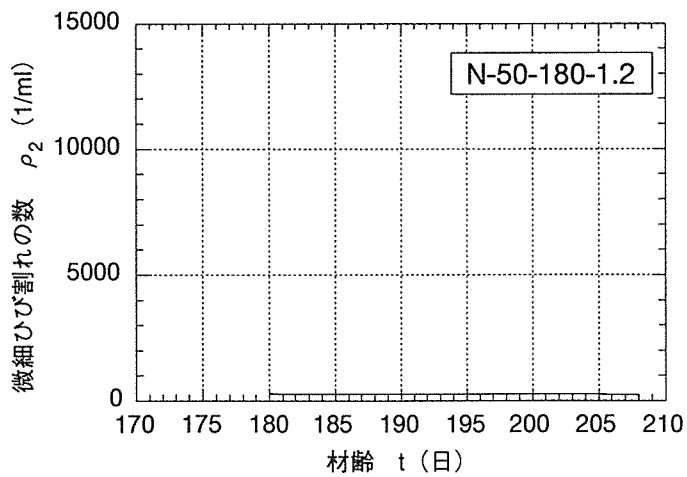


図-6.18 $\rho_2(t)$ の推定 (N-50-180-1.2)

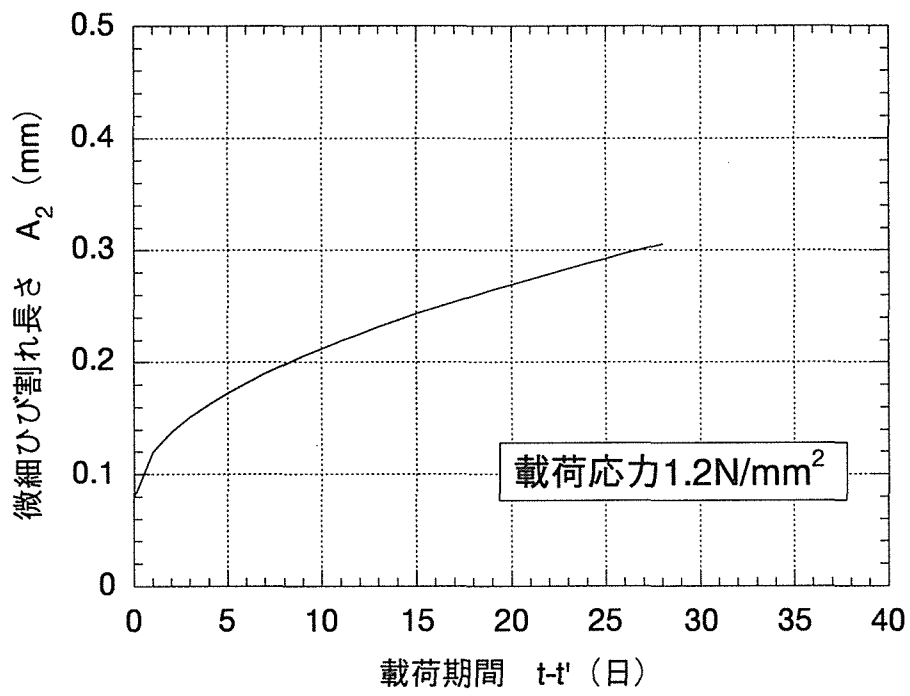


図-6.19 $A_2(t-t')$ の推定

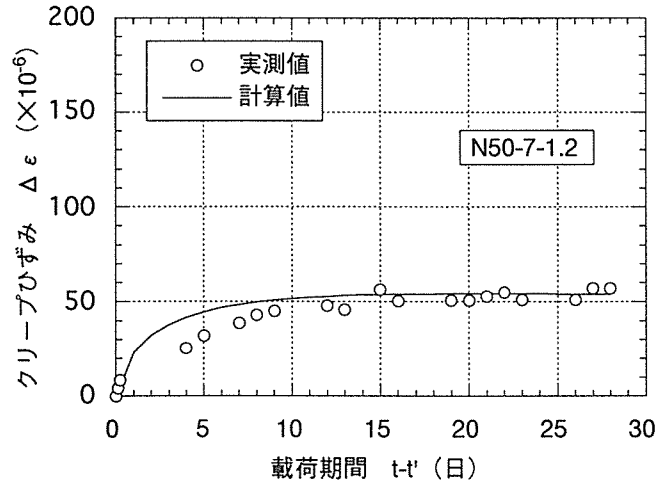


図-6.20 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-50-7-1.2)

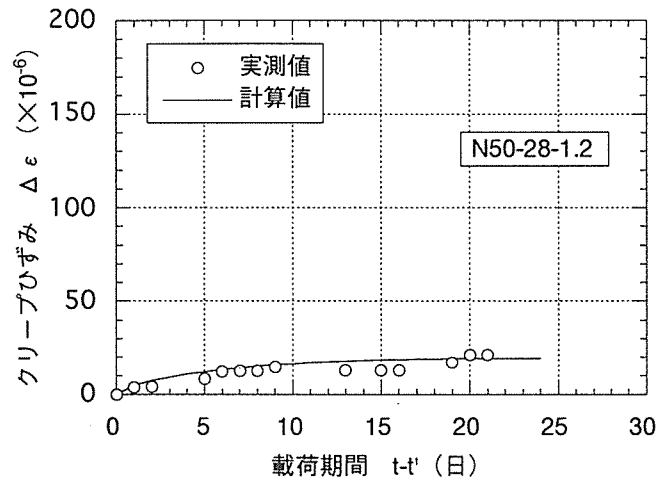


図-6.21 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-50-28-1.2)

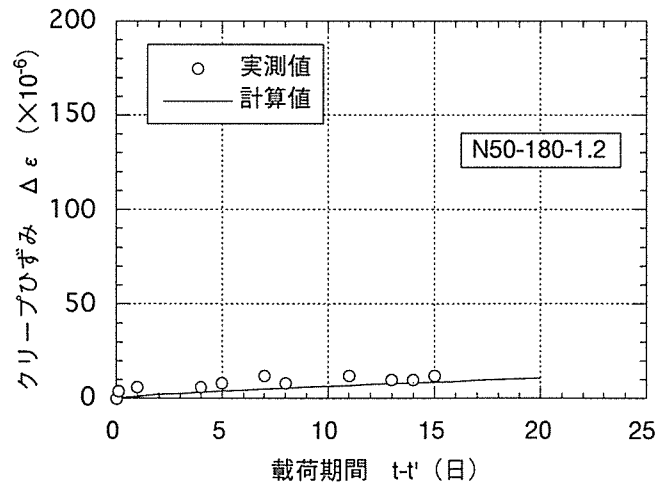


図-6.22 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-50-180-1.2)

6.3.3 水セメント比の相違による影響

表-6.8に、水セメント比0.4および0.6それぞれの無載荷供試体の細孔直径分布の測定結果を示す。

本研究では微細ひび割れを模した楕円状クラックと均一な弾性体から成る二相系モデルを採用しているが、実際のコンクリートは微細ひび割れとセメントペーストの実質部分および骨材の三相系材料であると考えられる。すなわち、弾性体の部分が、実際にはセメントペースト実質部分と骨材から成っているわけである。いま、セメントの種類が同一であるときに水セメント比だけが変化し、骨材の容積に変化がないとすると、配合の違いは空隙構造の違い、本モデルでは微細ひび割れの数の違いとなって現れるはずである。この場合、(4.15) 式中の $\rho_2(t)$ が変化するだけで第5章で決定した各種定数はそのまま適用できることになる。しかし、実際は、水セメント比が変化すると配合上骨材容積が変化する。また、もっと広範囲に配合の幅を広げると要求されるコンシステンシーによっては同じ水セメント比においても骨材容積は無数に考えられることになる上に、使用する骨材の品質も様々となる。このような場合、モデルで仮定した弾性体の定数、すなわち、弾性体骨格構造のヤング係数 E' が変化するようになる。高精度な予測を行うためには配合ごとに E' を算定する必要があるといえる。そこで、水セメント比を変化させた本実験においては E' の再計算を行うことにした。

E' は、3、10、31日の材齢ごとに表-6.8に示す無載荷供試体の V_i およびヤング係数 E^* を式(5.6)に代入することにより算定した。このとき、空隙の形状係数は、水セメント比0.5の場合の $\gamma_1=18.5$ 、 $\gamma_2=112$ 、 $\gamma_3=1.54$ を使用した。各水セメント比における E' は、材齢ごとに算出した E' の平均値とした。表-6.9に算定結果を示す。水セメント比0.4の場合、 $E'=58.7\text{kN/mm}^2$ 、水セメント比0.6の場合、 $E'=58.0\text{kN/mm}^2$ と算出された。

表-6.10に、以降の解析に用いる入力値の一覧を示す。

図-6.23～図-6.24に、水セメント比0.4および0.6の無載荷供試体における材齢と $0.1\sim 5\mu\text{m}$ の範囲の細孔容積との関係を示す。材齢と細孔容積との関係は、双曲線により近似した。水セメント比0.4、0.6それぞれの双曲線近似式をもとに式(5.8)を用いて各時刻における楕円状モデルクラックの数 $\rho_2(t)$ を時刻ステップ1日として算定した。図-6.25～図-6.26に $\rho_2(t)$ の計算結果を示す。

式(4.27)で示される微細ひび割れ進展則 $A_2(t-t')$ は、弾性体骨格構造のヤング係数 E' がパラメータの1つになっている。そこで、各水セメント比ごとに算定した骨格構造のヤング係数を式(4.27)に代入して微細ひび割れ進展則 $A_2(t-t')$ を決定した。図-6.27～図-6.28に微細ひび割れ進展則 $A_2(t-t')$ を示す。

ここまで算定した $\rho_2(t)$ および $A_2(t-t')$ を用いて式(4.15)により持続引張応

力によるひずみ増分、すなわち、引張クリープひずみを算定した。

図-6.29～図-6.30に引張クリープひずみの実測値と式(4.15)による計算値との比較を示す。いずれの水セメント比においても計算値の方が実測値よりも若干大きめの結果となった。このように、計算値と実測値との間で若干の誤差が生じたのには、前節までと同じく、計算におけるモデル上の仮定など種々のものが理由として考えられるが、やはり最も影響が大きいのは、細孔容積と材齢との関係より導かれる $\rho_2(t)$ の予測精度の問題であると考えるのが妥当であるといえる。しかしながら計算値と実測値の相違は10数 μ 程度であることから、本提案手法を用いることにより、水セメント比の変化に対しても比較的精度良く引張クリープひずみを予測できるといえる。

表-6.8 細孔直径分布測定結果(無載荷供試体)

材齢 (日)	実験要因名		N-40-3-1.2		N-60-3-1.2	
	領域 <i>i</i>	(μm)	細孔容積 <i>V_i</i> (ml/ml)	ヤング係数 <i>E</i> [*] (kN/mm ²)	細孔容積 <i>V_i</i> (ml/ml)	ヤング係数 <i>E</i> [*] (kN/mm ²)
3	1	~0.1	0.0622	29.4	0.0934	22.3
	2	0.1 ~5.0	0.0100		0.0134	
	3	5.0~	0.0460		0.0470	
10	1	~0.1	0.0515	33.6	0.0839	28.4
	2	0.1 ~5.0	0.0012		0.0032	
	3	5.0~	0.0460		0.0470	
31	1	~0.1	0.0404	38.3	0.0733	30.2
	2	0.1 ~5.0	0.0024		0.0038	
	3	5.0~	0.0460		0.0470	

表-6.9 弾性体骨格構造のヤング係数E'の再計算

水セメント比	材齢 (日)	細孔容積(ml/ml)			ヤング係数の実測値 E* (N/mm ²)	骨格のヤング係数 E' (N/mm ²)	
		0.1 μm 以下	0.1~ 5 μm	5 μm 以上		計算値	平均値
	10	0.0515	0.0012	33.6	53.1		
	31	0.0404	0.0024	38.3	59.1		
0.6	3	0.0934	0.0134	0.047	22.3	59.1	58.0
	10	0.0839	0.0032		28.4	56.6	
	31	0.0733	0.0038		30.2	58.2	

表-6.10 入力値の一覧

	N-40-3-1.2	N-60-3-1.2
σ_y (N/mm ²)	1.2	
a_2 (mm)	0.0792	
γ^2	112	
E' (kN/mm ²)	58.7	58.0
α (J/N/mm ²)	0.0029	
β (1/s)	0.1955	
η (J/mm)	5.0368	
$\frac{1}{n_1 kT}$ (1/J)	0.4850	
$\frac{1}{n_2 kT}$ (1/J)	0.9398	

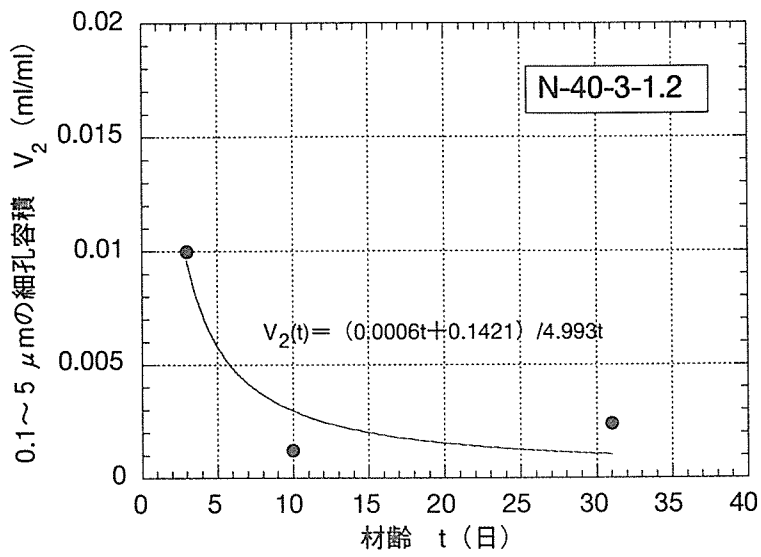


図-6.23 $V_2(t)$ の推定 (N-40-3-1.2)

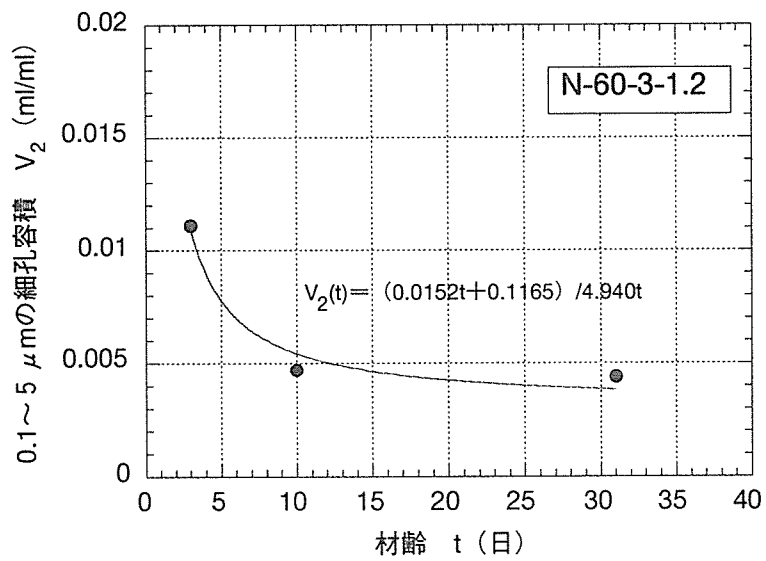


図-6.24 $V_2(t)$ の推定 (N-60-3-1.2)

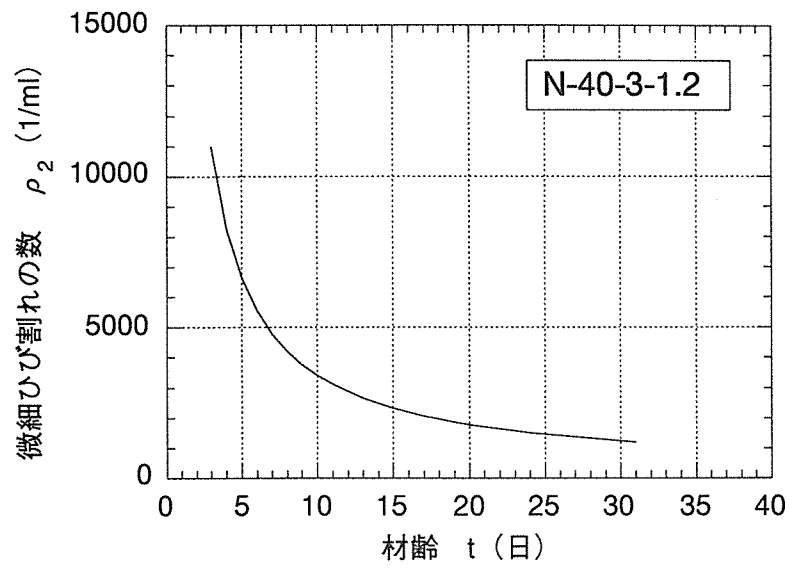


図-6.25 $\rho_2(t)$ の推定 (N-40-3-1.2)

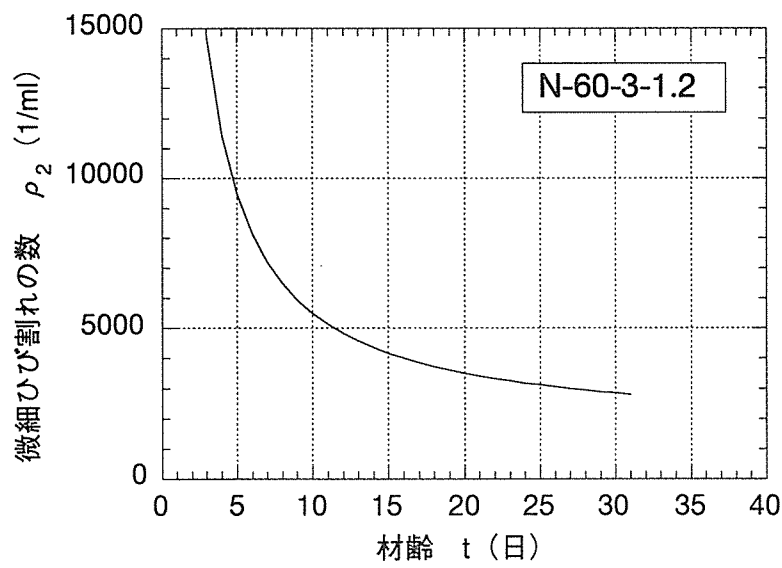


図-6.26 $\rho_2(t)$ の推定 (N-60-3-1.2)

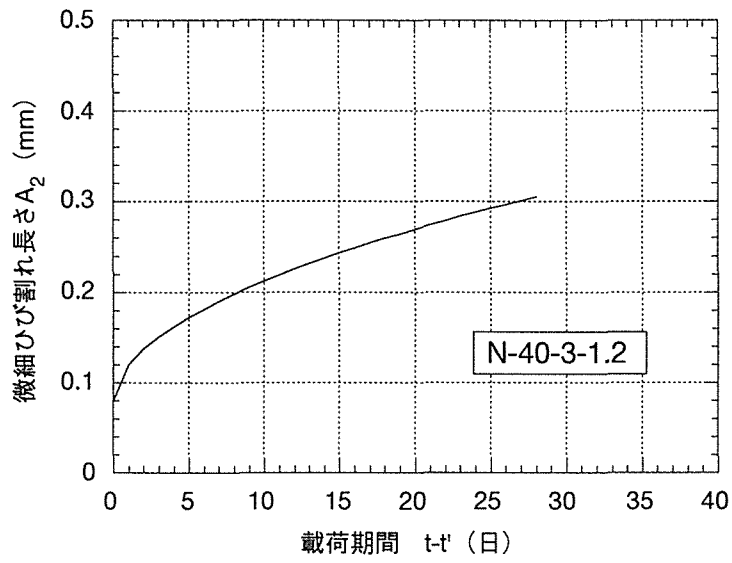


図-6.27 $A_2(t-t')$ の推定 (N-40-3-1.2)

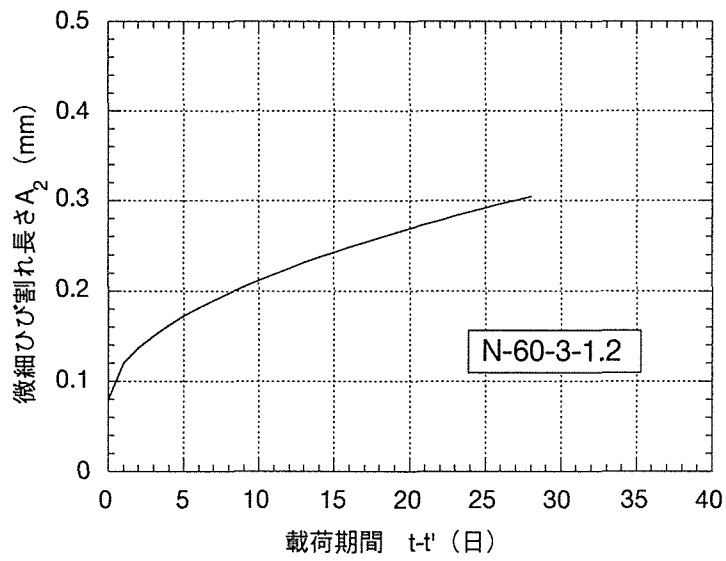
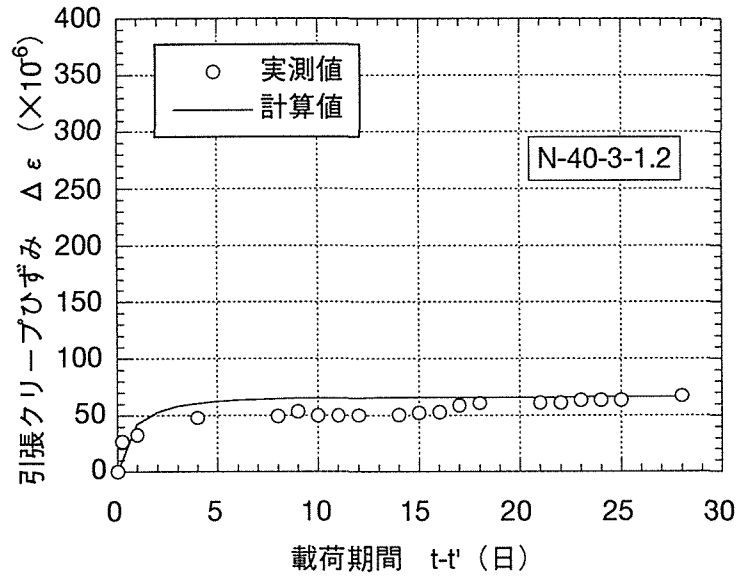
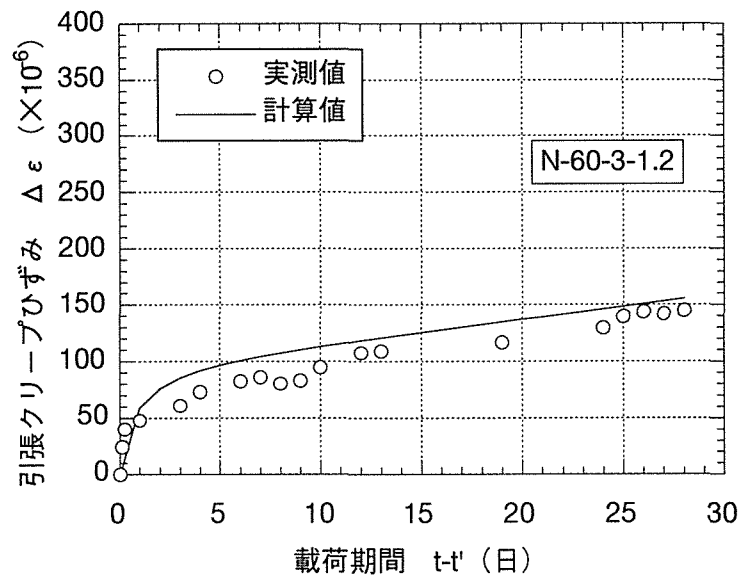


図-6.28 $A_2(t-t')$ の推定 (N-60-3-1.2)



図一6.29 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-40-3-1.2)



図一6.30 実測値と提案手法による計算値の比較 (N-60-3-1.2)

6.3.4 温度の相違による影響

コンクリートのクリープは温度の影響を受け、一般には、温度が高くなるほどクリープひずみは励起され、大きくなるといわれている⁶⁻⁶⁾。このことをうけて、圧縮クリープの予測を主眼としたCEB-FIP Model Code90ではマチュリティーによる有効材齢の指標に加えて、クリープ係数の算定に温度による補正を行うことを明記している⁶⁻⁷⁾。特に、マスコンクリートの温度ひび割れ照査では、水和熱による高温の影響を受けることになり、クリープひずみを精度よく予測するためには温度の影響を適切に反映させる必要がある。このような観点から、温度を変化させた場合の若材齢コンクリートのクリープ試験が行われている^{6-1), 6-8), 6-9)}。ここでは、既往の研究成果のうち野村らが行った引張クリープの温度依存性に関する実験結果⁶⁻¹⁾と対比させて、本提案手法の適用性について考察を加えることにした。

図-6.31に野村らの実験結果を示す。この実験では水セメント比56%、スランプ8cmのコンクリート供試体（アルミ粘着テープでシール）に材齢1日で 1.5N/mm^2 の圧縮応力を導入、材齢2日で除荷し、材齢3日で引張応力を作用させて引張クリープひずみを5日間測定している。試験温度は20、30および40℃の3水準である。これによると、温度40℃の場合のクリープひずみは載荷期間5日で温度20℃の約1.5倍のひずみとなっている。

一方、本研究で構築した(4.27)式で示される微細ひび割れ進展則中には絶対温度の項が含まれており、理論的には速度の温度依存性を評価できることになる。ただし、本研究では、進展則の定数の決定に際して $\beta = A \cdot kT/h \cdot \exp(-\Delta F/kT)$ の項を温度20℃における定数として一括して扱っている。しかし、実際にはこの項は絶対温度の関数となっており、この項の温度に対する挙動を把握するためには未定定数Aおよび ΔF を決定する必要があるが、そのためには温度を要因に採ったクリープ試験および細孔径分布の測定を実施する必要がある。したがって、現時点では本提案手法による引張クリープひずみの正確な評価は行えないことになる。ただし、本提案手法が温度依存性を表現しうるか否かの定性的な評価は可能である。以下にその検討の詳細について述べる。

いま、温度が20℃と40℃の場合の引張クリープひずみの予測に本提案手法を適用した場合について考える。

式(4.27)中の定数Aは、物理的には原子1個あたりの長さを示している。ボーアの理論⁶⁻¹⁰⁾に従えば、その原子1個あたりの長さは 10^{-7}mm のオーダーになる。そこで、 $\beta = A \cdot kT/h \cdot \exp(-\Delta F/kT)$ 中のAを $10^{-7} \sim 10^{-10}\text{mm}$ まで変化させたパラメータ解析を行い、変化させたAに対応する ΔF を決定した上で、N-50-3-1.2の条件に対して40℃とした場合の $A_2(t-t')$ を計算した。表-6.11に、計算に用い

た入力値の一覧を示す。また、図-6.32に、表-6.11の入力値から算定される温度40℃における $A_2(t-t')$ のパラメータ解析結果を示す。

この $A_2(t-t')$ を基に、温度40℃の条件で予想される引張クリープひずみの計算結果を示す。ただし、微細ひび割れ数の時間的な変化を示す構成則 $\rho_2(t)$ は、温度20℃で実験が行われた図-6.5に示すN-50-3-1.2の $\rho_2(t)$ を用いた。

図-6.33に温度40℃のもとで予想される引張クリープひずみのパラメータ解析結果を示す。図より、40℃におけるクリープひずみは、定数 A の値によって変化することがわかる。このうち、 $A=10^{-10}\sim 10^{-11}$ mmであるならば、20℃の場合約1.5~1.7倍程度となり野村らの結果^{6.1)}と一致することになる。しかしながら、ボアの理論に従うと $A=10^{-7}$ mmのオーダーになることを考えると、40℃におけるクリープひずみの予測値は20℃の約2倍になるという結果になる。ただし、本研究における計算は、 $\rho_2(t)$ に20℃の場合を適用したものである。載荷時材齢が3日というような若材齢コンクリートを対象とした場合、40℃という高温下で、20℃と比較して、水和が促進されることにより $\rho_2(t)$ が小さい方向にシフトし、クリープひずみの計算値が小さくなることが予想される。したがって、40℃の条件下での $\rho_2(t)$ を計算に適用したならば、野村らの結果に近づくことも考えられる。圧縮クリープの場合であるが、載荷開始材齢が1~7日の場合の若材齢クリープは20℃よりも40℃の方が小さくなったという報告^{6.9)}もある。これは高温によるセメントの水和速度の増大によるものと考えられ、若材齢時の温度の影響は水和速度の増大とクリープ速度の増大という関係の中で複雑な挙動をするといえる。

ただし、本提案手法はモデルの中で、水和速度を $\rho_2(t)$ で、クリープ速度を(4.27)式で独立に取扱い、連成させることから、温度の相違による $\rho_2(t)$ の違い、微細ひび割れ進展則中の定数 A および ΔF を適切に評価することができれば若材齢コンクリートの引張クリープ特性に関する複雑な温度依存性を的確に取扱えると考えられる。この温度依存性に関しては今後の研究課題としたい。

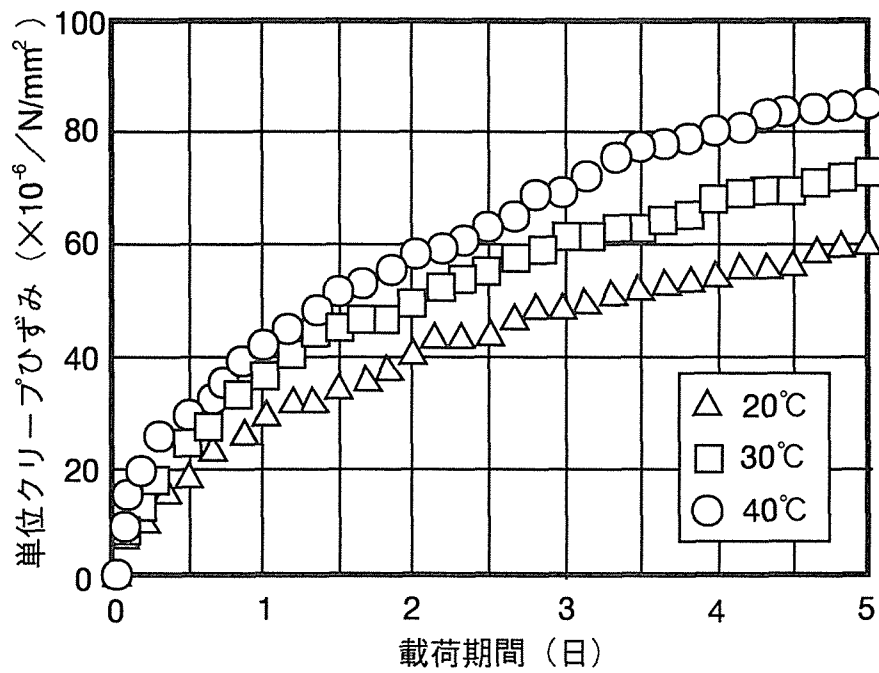


図-6.31 温度の相違が引張クリープひずみに与える影響⁶⁻⁹⁾

表-6.11 入力値の一覧 (温度40°C)

	A (mm/原子1個)				
	10^{-7}	10^{-8}	10^{-9}	10^{-10}	10^{-11}
σ_y (N/mm ²)	1.2				
a_2 (mm)	0.0792				
γ^2	112				
E' (kN/mm ²)	58.7				
α (J/N/mm ²)	0.0029				
β (1/s)	0.5430	0.4687	0.4046	0.3492	0.3015
η (J/mm)	5.0368				
$\frac{1}{n_1 kT}$ (1/J)	0.4540				
$\frac{1}{n_2 kT}$ (1/J)	0.8797				

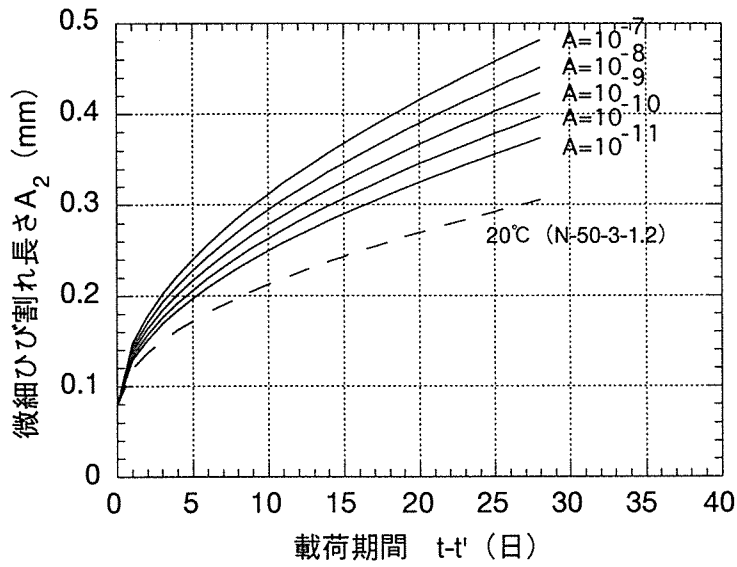


図-6.32 微細ひび割れ進展則のパラメータ解析

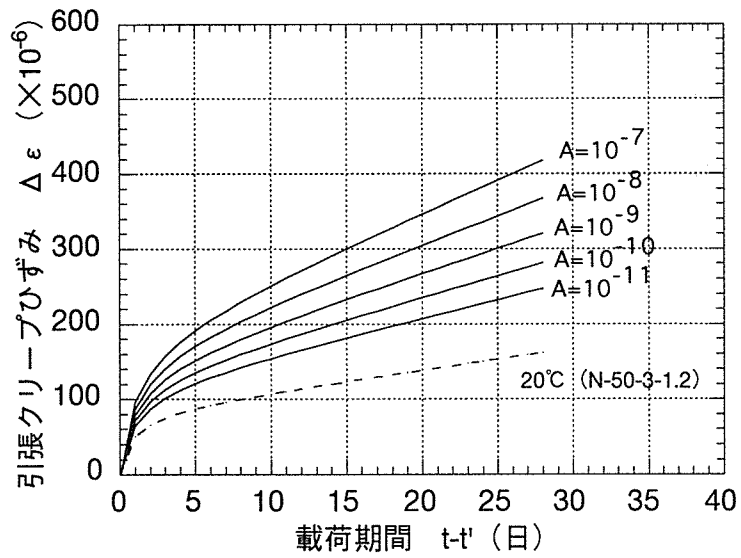


図-6.32 微細ひび割れ進展則のパラメータ解析

6.4 第6章の結論

本章では、提案した予測手法の適用について検討した。すなわち、載荷応力、載荷時材齢、水セメント比を変化させた引張クリープ試験結果と提案手法による予測値とを比較した。得られた主な結論を以下に列挙する。

- (1) 載荷応力を $0.8 \sim 1.6 \text{ N/mm}^2$ (載荷応力/強度比 $0.18 \sim 0.63$)、載荷時材齢を $3 \sim 180$ 日、水セメント比 $0.4 \sim 0.6$ とした本研究の範囲内では、予測値と実験値は概ね一致し、微細ひび割れの挙動に着目した本提案手法が妥当であることが確認された。
- (2) 実測値と計算値の間には数 μ 程度の相違が見られた。この原因は種々考えられるが、細孔径分布の測定結果を基にした微細ひび割れの数 $\rho_2(t)$ の予測精度が最も大きな影響を及ぼしていると考えられる。
- (3) 載荷応力が本研究の範囲より大きくなると微細ひび割れは集積、局所化し巨視的なひび割れとなって引張クリープ破壊に至ると推察される。本提案手法ではひび割れが局所化する段階まで考慮できないため、引張クリープ破壊まで現象を予測するに至っていないが、ひび割れ発生照査における重要な情報を与えることになるため、今後検討する必要がある。
- (4) 引張クリープひずみの温度依存性について、既往の研究成果を参考に考察した。その結果、本提案手法における微細ひび割れ進展則は高温環境下で大きくなることから、クリープひずみの高温による励起を予測しうる可能性のあることが示された。ただし、微細ひび割れ進展則中の未定定数をあと2つ決定する必要があること、特に若材齢における引張クリープひずみは、水和反応の高温による促進との関係で複雑な挙動を示すことが考えられることから、今後、実験的に検討する必要があることを示した。

第6章の参考文献

- 6-1) 野村幸広, 上原匠, 梅原秀哲: クリープを考慮したマスコンクリートの温度応力に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.1, pp.1121-1126, 1993
- 6-2) 反応モデル解析研究委員会報告書(1) ーセメントコンクリートの反応モデル解析の現状と今後の展望, 日本コンクリート工学協会, pp.4-11, 1996
- 6-3) P.J.Sereda, R.F.Feldman, V.S.Ramachandran: Structure formation and development in hardened cement pastes, 7th International Congress on the Chemistry of Cement Vol.1, Principal Reports, Paris, 1980
- 6-4) M.A.Al-Kubaisy, A.G.Young: Failure of concrete under sustained tension, Magazine of Concrete Research, Vol.27, No.92, pp.171-178, 1975
- 6-5) 岩崎訓明: コンクリートの特性, 共立出版, pp.55-80, 1975
- 6-6) 村田二郎, 岡田清: 最新コンクリート技術選書1 ーフレッシュコンクリートのレオロジー・コンクリートの弾性とクリープ, 山海堂, pp.139-143, 1970
- 6-7) CEB-FIP: Model Code 1990, Comite Euro-International du Beton, pp.51-65, 1990
- 6-8) 梅原秀哲, 北川善己, 吉田弥智: マスコンクリートの温度応力へのクリープの影響に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.1, pp.845-850, 1991
- 6-9) 川口徹, 中根淳: マスコンクリートの若材令クリープ性状, 大林組技術研究所報, No.30, pp.146-149, 1985
- 6-10) 奥野久輝, 島村修, 浜口博, 田丸謙二, 石森達二郎訳: ギヤレット化学-上-, 東京化学同人, PP.21-25, 1971

第7章 結論

本研究は、コンクリートの微視的メカニズムに立脚した引張クリープの高精度かつ汎用的な予測手法を開発することを目的としたものであり、引張持続応力を受けるコンクリートの空隙構造の観察とその結果を基にした力学的モデルの構築、モデル中の各定数の決定、および、モデルの妥当性の検証を主な内容としたものである。

以下に本研究によって得られた結果を総括して本論文の結論とするとともに、今後の課題についても触れる。

本論文では、まず第1章において本研究の目的と工学的意義を明らかにするとともに、本研究の方法論について述べた。

第2章では、本研究に関係する既往の研究成果を概説し、現在までに明らかにされている事項について整理するとともに、現状での問題点を明らかにし、本研究の位置づけを行った。

第3章では、引張持続応力がコンクリートの空隙構造に及ぼす影響を観察することを目的として、水セメント比50%、スランプ8cmのコンクリートを対象に、載荷時材齢を3日とした引張クリープ試験を所定の材齢まで行い、その後、水銀圧入式ポロシメータによる細孔直径分布の測定を行った。

その結果、

- (1) 載荷応力比0.18~0.63の範囲では、載荷応力と引張クリープひずみとの間には厳密には線形関係は成立しない。
- (2) コンクリートの微細構造は引張持続応力の影響を受け、引張持続応力を作用させることによって細孔直径で0.1~5 μ mの範囲の細孔容積が増加する。
- (3) AEカウンターを用いた既往の研究成果なども考慮に入れて総合的に判断すると、引張持続応力の作用による細孔容積の増加は、比較的粗大な毛細管空隙を起点とする微細ひび割れの発生と進展によるものと考えられる。

等の結論を得た。さらに、細孔径分布の分布の形状的特徴により領域分けし、

引張持続応力の作用による各領域の細孔容積の増分と引張クリープひずみとの間で相関分析を行った。

その結果、

(4) 引張持続応力による $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の範囲の細孔容積の増分と引張クリープひずみとの間には良好な線形関係が認められる。

との結論を得た。このことより、細孔容積の増加、すなわち、微細ひび割れの発生および進展に対して適当なモデル化を行うことによって、線形理論に基づいて引張クリープひずみを評価できるという結論に達したため、次章で力学的モデルの構築を試みることにした。

第4章では、第3章で得られた結果をもとに力学的モデルを構築した。均質材料でできた2次元板に空隙を模した楕円状クラックが多数分布している状態を考え、ポテンシャルエネルギーの釣合い条件から、これらの楕円状クラックが引張持続応力により進展する際のひずみの増分を算定する式(4.15)を導いた。

$$\Delta \bar{\epsilon}_{c,y}(t-t') = \frac{\pi[A_2(t-t')^2 - a_2^2] \rho_2(t)}{E} \sigma_y \quad (4.15)$$

式(4.15)を計算するための時刻の関数となる構成則としては、水和の進展に伴う微細構造の緻密化を表現する $\rho_2(t)$ と引張持続応力の作用による微細ひび割れの平均的な進展則を表現する $A_2(t, t')$ があるが、本研究では、 $A_2(t, t')$ を応力依存型速度過程によって理論的に構築することを試み、式(4.27)を導いた。

$$a(t) = \left[\left(1 + \frac{1}{n_2 k T} \right) \beta (\alpha p)^{\frac{1}{n_1 k T}} (2\eta)^{\frac{-1}{n_2 k T} t} \right]^{\frac{1}{1 + \frac{1}{n_2 k T}}} + a_0 \quad (4.27)$$

$$\text{ここに、 } \beta = A \frac{kT}{h} \exp[-\Delta F / kT]$$

$A_2(t, t') = a(t-t')$ として式(4.15)に式(4.27)、および、無載荷状態のコンクリートの細孔径分布の測定より得られる $\rho_2(t)$ を連成させることにより、微細ひび割れの進展に伴う引張クリープひずみを算定することができる。本研究では、これを引張クリープ予測手法として提案した。

第5章では、第4章で導出した引張クリープ予測手法における種々の未定定数の決定を行った。微細ひび割れがない場合のヤング係数 E' および楕円状クラックの形状係数は、円柱供試体の一軸圧縮試験より得られるヤング係数と水銀圧入法より得られる無載荷供試体の細孔直径分布のデータの組合せから求めた。また、微細ひび割れ進展則中の各未定係数は、第3章で行った引張クリープ試験の1実験水準の測定結果を基に逆解析を行うことにより決定した。

第6章では、提案した予測手法の妥当性の検証を行った。すなわち、載荷応力、載荷時材齢、水セメント比を変化させた引張クリープ試験を行い、実測値と提案手法による計算値とを比較した。

その結果、

- (5) 載荷応力を $0.8\sim 1.6\text{N/mm}^2$ 、載荷時材齢を $3\sim 180$ 日、水セメント比 $0.4\sim 0.6$ とした本研究の範囲内では、実測値と計算値はほぼ一致し、微細ひび割れの挙動に着目した本提案手法の妥当性が確認された。

という結論が得られた。

また、第6章の結果からは、今後の研究課題となる重要な情報が得られた。

第1に、微細ひび割れ進展則の構成則の一つである、毛細管空隙をモデル化した微細ひび割れの数 $\rho_2(t)$ を、本研究では、水銀圧入式ポロシメータの測定によって得られる $0.1\sim 5\ \mu\text{m}$ の領域の細孔容積と材齢の関係を直接、数学的に表示することにより推定した。推定に用いたデータは3つの材齢のデータであり、この推定精度が引張クリープひずみの計算精度に影響を与えていることは否めない。今後、精度向上のために多くのデータを集めるとともに、固体反応速度論等を用いて、メカニズムの面から $\rho_2(t)$ の関数形を決定する必要があると考えられる。

第2に、載荷応力が本研究の範囲よりも大きくなると微細ひび割れは、集積、局所化し巨視的なひび割れとなって引張クリープ破壊に至ると推察される。本提案手法では、そのモデルの中でひび割れが局所化する段階までは考慮できないため、引張クリープ破壊まで現象を予測するに至っていない。しかしながら、ひび割れの局所化以後の挙動は、ひび割れ発生照査における重要な情報を与えることになるため、今後、本提案モデルを拡張して検討してゆく必要があるといえる。

第3に、引張クリープひずみの温度依存性について、既往の研究成果を参考に考察し、本提案手法における微細ひび割れ進展則は高温環境下で大きくなることから、クリープひずみの高温による励起を予測しうる可能性のあることは示した。ただし、微細ひび割れ進展則中の未定定数をあと2つ決定する必要があること、

特に若材齢における引張クリープひずみは、水和反応の高温による促進との関係で複雑な挙動を示すことが考えられることから、今後、実験的に検討する必要がある。

本研究は、引張持続応力を受けたコンクリートの微細構造の観察を踏まえて、毛細管空隙を起点とした微細ひび割れの進展に着目し、微細構造を簡単な力学的モデルにより表現することにより引張クリープひずみを予測する手法を検討したものである。 $\rho_2(t)$ の推定精度、引張クリープひずみの高応力域での挙動や温度依存性などいくつか残された課題はあるが、本提案手法を用いることにより、若材齢から長期材齢に適用できる高精度かつ汎用的な引張クリープ予測手法を開発するという当初の目的は、概ね達成できたと考えられる。今後は、前述の課題を明らかにすることに加えて、とりあえずの目標として有限構造体の実際のひび割れ照査への適用方法に関する研究を進めていく必要がある。

謝 辞

本研究は、筆者が清水建設株式会社に勤務しながら鳥取大学大学院工学研究科博士課程後期に在学した3年間に行った研究をとりまとめたものである。

研究を遂行するにあたり、終始変わらず御指導、御鞭撻を賜り、本論文をまとめる機会をお与え頂きました、鳥取大学教授・西林新蔵博士に対し、衷心より厚く御礼申し上げます。また、学位審査の副査として本論文の御審査を頂きました、鳥取大学教授・上田茂博士、鳥取大学教授・榎明潔博士に心より御礼申し上げます。さらに、あらゆる機会を通して御教示を頂きました鳥取大学助教授・井上正一博士、鳥取大学講師・吉野公博士に深く感謝いたします。

実験を計画する段階において、摂南大学教授・矢村潔博士、岡山大学教授・阪田憲次博士に様々な助言を頂きました。心より感謝いたします。また、岡山大学講師・綾野克紀博士には貴重な資料を提供して頂きました。ここに記して深謝いたします。

研究を開始するにあたって、様々な御配慮をいただいた、清水建設土木本部副本部長・小野武彦博士、清水建設土木本部技術第一部部長・渡辺泰充氏を始め、清水建設土木本部技術第一部・小野定博士、河井徹博士、名倉健二氏、江渡正満氏に感謝の意を表します。研究を遂行するにあたり、様々な御支援を頂きました清水建設技術開発センター副所長・松本洋一博士、技術研究所副所長・太田隆義氏、技術研究所建設技術研究部部長・山崎庸行氏に深く感謝の意を表します。また、研究活動の過程において有益な御意見および討論を頂き、知識の乏しい筆者を叱咤激励して下さいました清水建設技術研究所・後藤茂博士、木村克彦博士、橘大介博士、栗田守朗氏、長谷川俊昭博士、浦野真次氏に深謝いたします。水銀圧入式ポロシメータの測定に関しては、清水建設技術研究所・橋田浩氏、西田朗氏に御指導頂きました。心より感謝いたします。

実験を遂行するにあたり、鳥取大学工学部助手・黒田保氏を始め、材料学研究室の諸氏に御尽力いただきました。ここに、深謝いたします。

最後に、研究活動を続ける間、常に身体を気遣い、温かく見守ってくれた家族に感謝の意を捧げます。

END