

# コンクリートの空隙構造の変化に基づく 引張クリープ予測モデルに関する研究

熊野知司<sup>1</sup>・西林新蔵<sup>2</sup>・井上正一<sup>3</sup>・吉野 公<sup>4</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 清水建設株式会社 土木本部技術第1部 (〒105-8007 東京都港区芝浦一丁目2-3)

<sup>2</sup>フェロー 工博 鳥取大学教授 工学部土木工学科 (〒680-0945 鳥取県鳥取市湖山町南四丁目101)

<sup>3</sup>正会員 工博 鳥取大学助教授 工学部土木工学科 (〒680-0945 鳥取県鳥取市湖山町南四丁目101)

<sup>4</sup>正会員 工博 鳥取大学講師 工学部土木工学科 (〒680-0945 鳥取県鳥取市湖山町南四丁目101)

コンクリートの引張クリープは、構造物のひび割れの発生に直接影響する重要な材料物性である。本研究では、この引張クリープを微視的なメカニズムに基づいて予測する手法を開発することを目的に、引張持続応力を受けたコンクリートの空隙構造の観察、観察結果を基にした力学的な予測モデルの構築を行った。さらに、構築した予測モデルの妥当性を検証することを目的に、載荷応力、載荷時材齢、水セメント比を変化させた実験を行い、本予測モデルが十分な実用性を備えていることを示した。また、温度の変化に対しては既往の研究成果を参考に解析的な検討を加え、本予測モデルが温度の変化に対しても有効に予測できる可能性があることを示した。

**Key Words :** *tensile creep, pore structure, capillary pore, micro crack, linear fracture mechanics, stress dependent rate process*

## 1. はじめに

コンクリートの応力による時間依存性変形、すなわち、クリープは圧縮応力下の場合を中心に古くから研究が行われてきた。これらの研究成果は、体系的にまとめられ、設計に用いる予測式として、提案されている<sup>1)</sup>。一方、引張持続応力下におけるクリープは構造物のひび割れの発生に直接影響する重要な材料物性であるにもかかわらず研究はきわめて少ない。これは、コンクリート構造物において、コンクリートは圧縮に抵抗する材料で、引張応力は主として鉄筋等の補強材料によって分担されるとする従来からの設計法の流れにおいてその重要性があまり認識されてこなかったためと考えられる。しかし、近年、原子力施設や大型貯蔵施設など構造物の大型化、高機能化が図られるようになり、ひび割れ予測の観点から引張クリープに関する研究が行なわれるようになってきている<sup>2)</sup>。

従来からの設計では、Davis-Granvilleの法則に従って、引張クリープは圧縮クリープと同じとして、圧縮のクリープ特性がそのまま引張応力下に適用されてきた。しかし、最近の研究によると、圧縮と引張持続応力下のクリープひずみは異なるこ

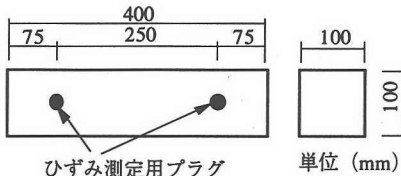
と、それは圧縮と引張におけるクリープのメカニズムの相違によると考えられること、等が指摘されている<sup>3)</sup>。従って、引張応力下におけるクリープ特性を把握し、予測手法を確立するためにはメカニズムに沿った検討を行うことが重要であると考えられる。

一方、次世代の設計手法として、議論されている性能照査型設計法<sup>4)</sup>は、時間軸上で構造物の挙動を正確に照査する技術を整備し、その照査技術に基づいて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。このような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、時間軸上で受ける材料の経時劣化や環境負荷をはじめとする種々の条件変化に対して、構造物に起こる現象をより正確に予測する必要がある。そのためには、微視的メカニズムに沿った予測手法の開発が必要不可欠となる。

このような観点から、本研究では、微視的なメカニズムに基づいた引張クリープひずみ予測モデルを開発することを目的に、引張持続応力がコンクリートの微細構造に与える影響の観察、観察結果を基にした引張クリープ予測モデルの構築、およびモデルの妥当性の検証を行った。本論文は、これら一連の検討結果について報告するものである。

表-1 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 (%)	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 s/a (%)	単用量(kg/m <sup>3</sup> )				AE減水剤 C×%
						W	C	S	G	
普通	20	8±1	4.5±1	50	44.5	157	314	821	1041	0.25



\* 供試体はアルミ粘着テープによりシールする。

図-1 供試体の概要

## 2. 引張持続応力がコンクリートの細孔構造に与える影響

微視的なメカニズムに基づいた引張クリープひずみ予測モデルを構築するという事は、引張持続応力を受けるコンクリートの微細な空隙構造に起こる変化を数学的に表現し、応力による応答を記述することにほかならない。すなわち、より精度の高い予測モデルを構築するためには、微細な空隙構造の変化を観察することがその第一歩となる。

以上のような観点から、ここでは、引張持続応力を受けたコンクリートの細孔直径分布を水銀圧入法により測定し、応力が作用しない場合の細孔直径分布と比較した<sup>9)</sup>。

### (1) 実験概要

#### a) 使用材料とコンクリートの示方配合

表-1にコンクリートの示方配合を示す。セメントには普通ポルトランドセメント（比重3.15、比表面積3150cm<sup>2</sup>/g）を使用した。粗骨材には硬質砂岩碎石（比重2.69、F.M.6.51）を、細骨材には陸砂と砕砂の混合砂（比重2.67、F.M.2.79）を使用した。

#### b) 供試体の作製

コンクリートの練混ぜは、パン型強制練りミキサ（容量100ℓ）を用いて行った。1バッチあたりの練混ぜ量は70ℓとし、スランプ8cm、空気量4.5%、練上り温度は20℃を目標として製造した。図-1に供試体の概要を示す。供試体は10×10×40cmの角柱体で、1実験要因ごとに載荷用3本と無載荷の比較用3本の計6本を作製し、同時に強度試験用のφ10×20cm円柱供試体も作製した。これらの供試体

表-2 実験シリーズと供試体名

載荷時材齢 (日)	載荷応力 (N/mm <sup>2</sup> )	載荷応力／強度比	載荷期間 (日)	温度 (℃)	湿度 (%)
3	0.8	0.29	0	20	100 (シール)
	1.2	0.52	7		
	1.6	0.63	28		

供試体名：N-50-3-0.8

— 載荷応力 (N/mm<sup>2</sup>)  
— 載荷時材齢 (日)  
— W/C (%)  
— 普通セメント

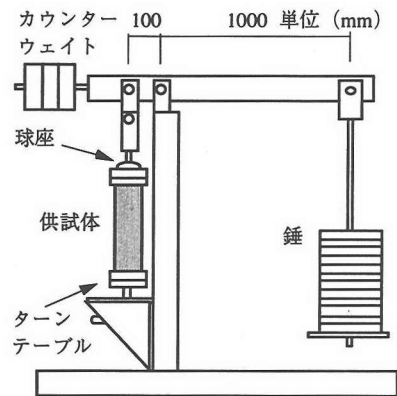


図-2 試験機の概要

は、翌日脱型し、20℃で24時間の水中養生を行った。その後、供試体の表面の水分をウェスで軽く拭き取り、供試体の含水率を100%で一定とすることを目的に、表面アルミ粘着テープでシールした。アルミ粘着テープでシールすることにより、材齢28日まで重量変化が無いことを確認している。供試体は、載荷開始まで20℃の恒温室内に保存した。

#### c) 実験方法

表-2に実験シリーズおよび供試体名を示す。載荷応力を実験要因に採り、0.8、1.2、1.6 N/mm<sup>2</sup>とし、載荷時材齢は全て3日と一定とした。このとき、載荷応力／引張強度比はそれぞれ、0.29、0.52、0.63となる。引張クリープ試験は3台のレバー重錘式引張クリープ試験機（てこ比10：1）を用いて行った。図-2に試験機の概要を示す。供試体の試験機への装着固定には水中硬化型エポキシ樹脂系接着剤を使用した。ひずみの測定は供試体の両側面に埋め込んだプラグを介してホイットモア型ひずみ計（基長10in、検長1/1000mm）により行った。測定頻度は、載荷後3日までは12時間ごとに、その後は24時間ごととした。除荷は、載荷期間0日（載荷直後に除

表-3 コンクリート物性測定値と力学的性質

供試体名	スランプ (cm)	空気量 (%)	温度 (°C)	試験材齢 (日)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	圧縮ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )	割裂引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )
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

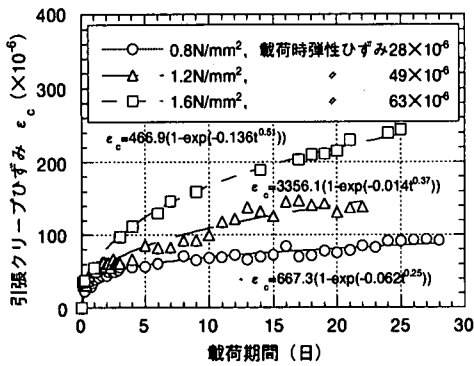


図-3 引張クリープひずみ測定結果

荷), 7日および28日で行った。除荷した供試体および無載荷供試体は長手方向に4分割し, それぞれの中心部分を粉碎して2.5~5mmのものを試料として採取した。これらの試料は直ちにアセトンに浸漬し, 48時間のD-乾燥を行った後, 水銀圧入法による細孔直径分布の測定に供した。

(2) 実験結果および考察

表-3に各実験要因におけるフレッシュコンクリートの物性測定値および硬化コンクリートの力学的性質を示す。また, 図-3に引張クリープひずみの測定結果を示す。引張クリープひずみは, 載荷された供試体と同一の環境条件に置いた無載荷供試体のひずみを補正することによって求めた。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。

a) 引張持続応力が細孔直径分布に及ぼす影響

図-4に載荷直後, 載荷期間7日および28日における無載荷および載荷供試体の細孔直径分布の測定結果を示す。ここで, 詳細な比較を行うために; 水銀圧入式ポロシメータにより測定される細孔直径を分布の形状的特徴により以下のような範囲に分けて考察する。

①0.005  $\mu$ m程度に細孔容積のピークが存在する細

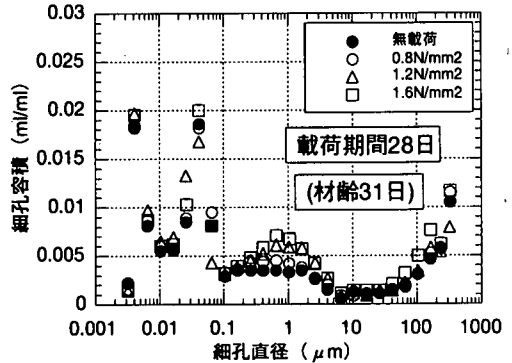
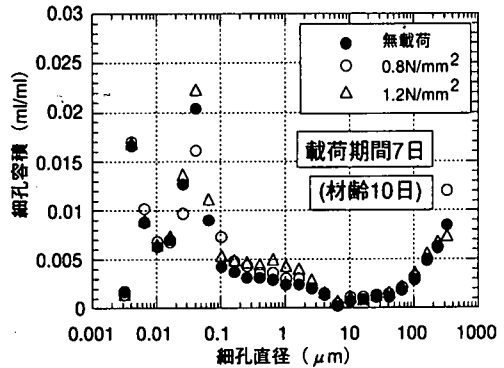
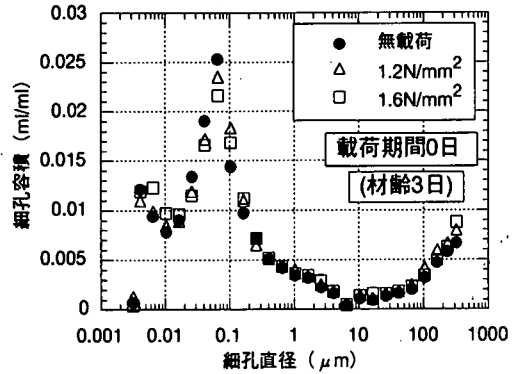


図-4 細孔直径分布測定結果

孔直径が0.003~0.01  $\mu$ mの範囲

②0.03~0.07  $\mu$ m程度にピークを持つ細孔直径が0.01~0.1  $\mu$ mの範囲

③分布形状がなだらかになり細孔容積が一度消失する細孔直径が0.1~5  $\mu$ mの範囲

④再び細孔容積が増加する5  $\mu$ m以上の範囲

まず, 無載荷供試体の細孔直径分布に着目すると, 材齢の経過に伴って0.003~0.01  $\mu$ mの範囲の細孔容積が増加するのに対して, 0.01~0.1  $\mu$ mの範囲の細孔容積は減少し, さらにピークを示す細孔径が0.7  $\mu$ m程度から0.3  $\mu$ m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。0.1~5  $\mu$ mの範囲の細孔容積は, 材齢の経過に

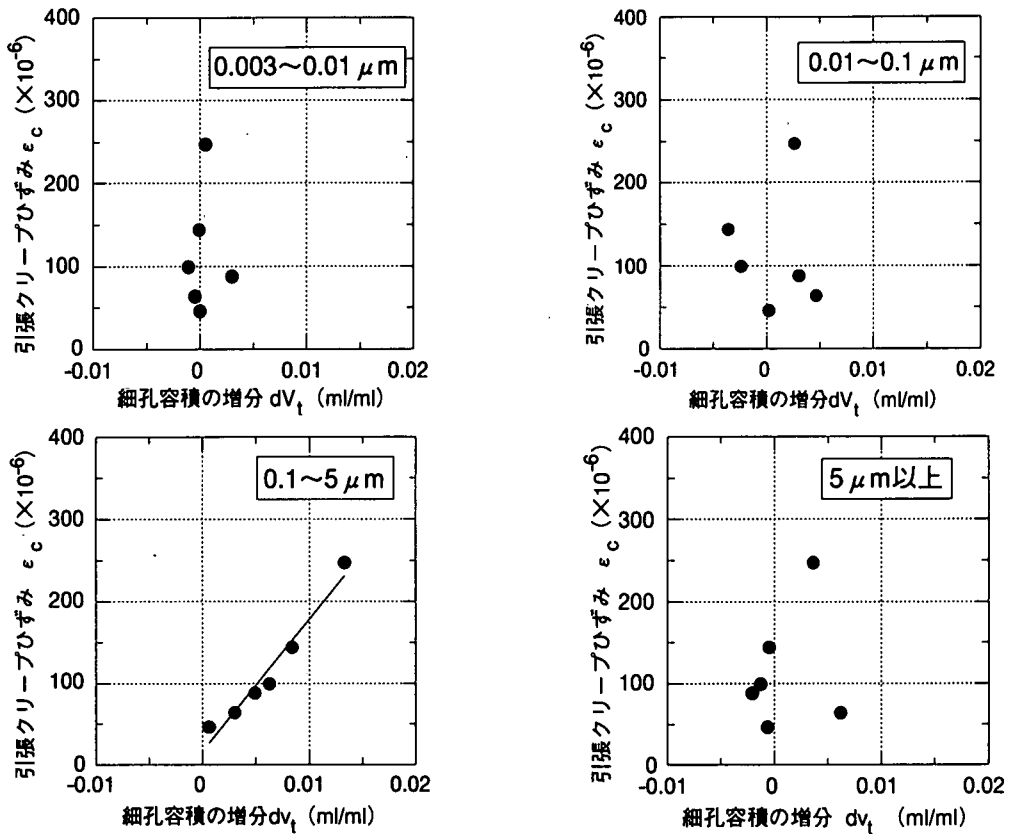


図-5 細孔容積の増分と引張クリープひずみとの関係

伴って、 $0.1 \mu\text{m}$ に近い部分は減少しているが、載荷期間7日から28日までの変化は緩やかで、その減少の程度は $0.01 \sim 0.1 \mu\text{m}$ の範囲の細孔容積の減少と比較して小さい。また、 $5 \mu\text{m}$ 以上の細孔容積は、材齢の経過に伴う目立った変化がなかった。この範囲は、主にエントレインドエアに対応していると考えられている<sup>6)</sup>。

一方、引張持続応力を作用させた供試体の細孔直径分布は、無載荷のものとはほぼ同一の曲線上にあるといえるが、載荷期間7日および28日の場合は、 $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の範囲の細孔容積が無載荷の場合よりも大きくなる傾向にあった。この傾向は、載荷期間が長くなるに従って、さらには、載荷応力が大きくなるに従って、より顕著になっている。このことより、引張持続応力の作用は細孔直径 $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の範囲の細孔容積を増加させるような影響を与えているといえる。内川らによると、細孔直径 $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ 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<sup>7)</sup>。また、田中ら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と考えられることを報告している<sup>8)</sup>。これらのことを総合評価すると、引張持続応力が作用することによる $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の範囲の細孔容積の増大は、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によるものである可能性が高いと考えられる。

#### b) 細孔容積と引張クリープひずみとの関係

それぞれの範囲の細孔容積の変化と引張クリープひずみとの関係を評価することを目的に、引張持続応力による細孔容積の増分 $dV_{t-t'}$ を下式で定義した。

$$dV_{t-t'} = V_{c,t-t'} - V_{n,t-t'} - dV_t \quad (1)$$

ここに、 $V_{c,t-t'}$ : 材齢 $t'$ から $t$ まで引張持続応力が作用した供試体の着目している細孔直径の範囲における細孔容積  
 $V_{n,t-t'}$ : 材齢 $t'$ から $t$ まで同じ環境条件に置いた無載荷供試体の着目している細孔直径の範囲における細孔容積

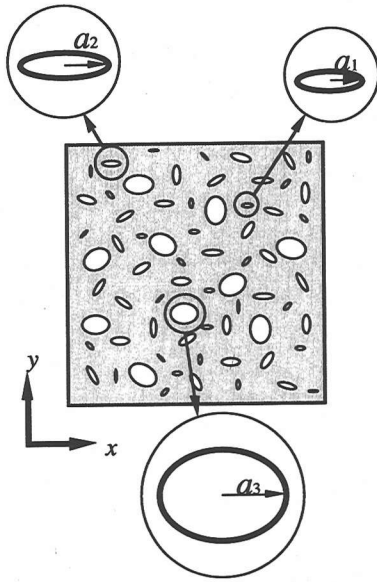


図-6 コンクリートの微細な空隙構造のモデル化

$dV_r$ : 材齢  $t'$  で荷重し, その直後に除荷した供試体と材齢  $t'$  における無荷重供試体との着目している細孔直径の範囲における細孔容積の差分

図-5に細孔容積の増分  $dV_{t-r}$  と引張クリープひずみとの関係を示す。細孔直径が  $0.003 \sim 0.01 \mu\text{m}$ ,  $0.01 \sim 0.1 \mu\text{m}$  および  $5 \mu\text{m}$  以上の範囲においては, プロット点の関係は明確では無いが,  $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$  の範囲において細孔容積の増分  $dV_{t-r}$  と引張クリープひずみとの間に良好な線形関係 (相関係数  $r=0.983$ ) が認められた。

$0.1 \sim 5 \mu\text{m}$  範囲の細孔容積の増加が微細ひび割れの発生進展に起因するものであるとすると, こ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線形関係が認められたということは, 適切な線形理論によって微細ひび割れの進展と引張クリープひずみを関係づけることができることを示している。そこで, 次章において, 線形破壊力学の概念に基づく引張クリープ予測モデルの構築を試みる。

### 3. 微細ひび割れ進展に基づく引張クリープ予測モデルの構築

#### (1) モデル化における仮定

本研究では, コンクリートの引張クリープの微視的メカニズムとして, 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採り上げる。したがって, モ

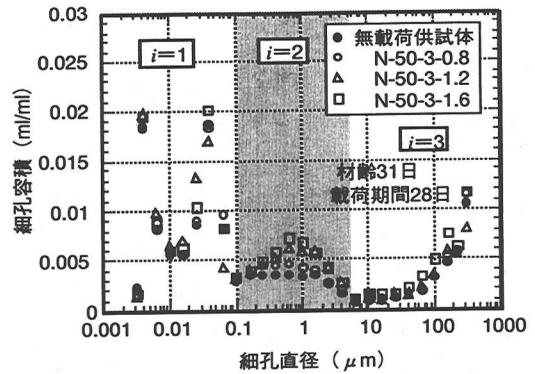


図-7 楕円状クラックの領域分けの概念

デルは毛細管空隙の形状寸法および空間的分布を考慮したものに必要がある。さらに, 水和に伴う毛細管空隙の変化および微細ひび割れの進展等の時間的変化も取り入れることが要求される。しかし, 幾何学的に, また, 時間的に複雑な変化を示すコンクリートの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。一方, 工学的には, できるだけ簡便なモデルであることが望まれる。このようなことから, 以下のような仮定を設けた上で, 数学的取り扱いが簡便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である。
- ②空隙構造は空間的に均質である。
- ③コンクリートの含水量は飽和状態である。
- ④水和の進行は空隙の数の減少で表現される。
- ⑤空隙からのひび割れの進展には, ひび割れ先端近傍に小規模降伏領域を仮定する。

④の仮定は, 水和の進行によるコンクリートの空隙構造の変化を数学的に表現するために行った仮定である。コンクリートの空隙構造は, 材齢が進むにつれ細孔容積が減少することが知られている<sup>9)</sup>。これは, 水和の進行により空隙内に水和物が析出充填されるものと考えられるが, 本研究では, 数学的に単純に記述するため, 水和物の析出による細孔容積の減少を空隙の数の減少としてとらえることにした。

図-6に, 本研究で仮定したコンクリート空隙構造のモデルを示す。材齢  $t$  において, 図のような2次元板に  $a_1$ ,  $a_2$  および  $a_3$  の3種類の長軸半径を持つ  $\rho_1(t)$ ,  $\rho_2(t)$  および  $\rho_3(t)$  個の楕円状クラックが, ランダムな配向で分布している状態を考える。ここで, 楕円状クラックの寸法を3種類としたのは, 引張持続応力の細孔径分布の挙動に関する観察の結果設けたものである。すなわち,  $a_1$  は細孔直径が  $0.1 \mu\text{m}$  以下の,  $a_2$  は引張持続応力が作用することにより細孔容積の増加が認められた  $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$  の, さらに,  $a_3$  は主にエン

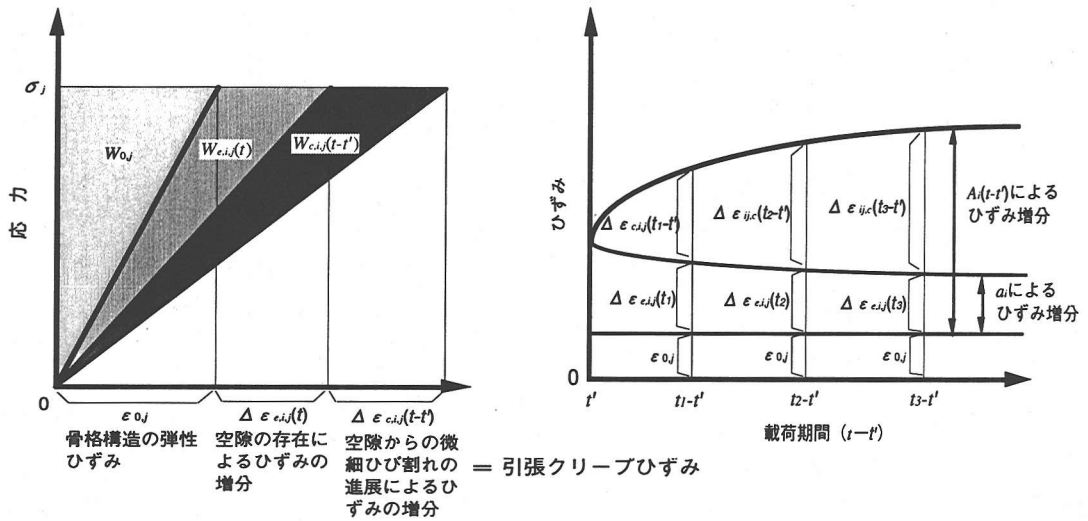


図-8 ひずみエネルギー密度と引張クリープひずみ算定の概念図

トレンドエアであると考えられる  $5 \mu\text{m}$  以上の領域における毛細管空隙の代表的長軸半径を表している (以後、細孔径領域 1,2,3 と称し、添字  $i$  で表す)。図-7 に、楕円状クラックの領域分けの概念図を示す。

引張クリープひずみは、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と応力の作用による個々の楕円状クラックからのひび割れの進展の連成の結果、観察されると考えた。

(2) 引張持続応力下の微細ひび割れの進展によるひずみ増分の定式化<sup>10)</sup>

図-6 に示すモデルの特殊な場合として、2 次元板に分布している楕円状クラックがすべて  $x$  軸に対して  $\theta$  の角度をなしている場合を考える<sup>11)</sup>。

この 2 次元板に応力  $\sigma_j$  (すなわち、 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ ) 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(2)で示される。

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

図-8 にひずみエネルギー密度と引張クリープひずみ算定の概念図を示す。 $a_i=0$  の場合のひずみエネルギー密度を  $W_{0,j}$ 、ひずみを  $\epsilon_{0,j}$  とし、材齢  $t$  における 3 種類の楕円状クラックの存在によるそれぞれの増分を  $\Delta W_{e,i,j}(t)$ 、 $\Delta \epsilon_{e,i,j}(t)$  とする ( $i=1, 2, 3$ )。荷重時材齢  $t'$  から材齢  $t$  までの間に楕円状クラックからひび割れが進展することによるひずみエネルギー密度とひずみの増分を  $\Delta W_{c,i,j}(t-t')$ 、 $\Delta \epsilon_{c,i,j}(t-t')$  とする。すなわち、ひずみエネルギー密度  $W_{i,j}$  およびひずみ  $\epsilon_{i,j}$  は、式(3)で

表わされる。

$$\begin{aligned}
 W_{i,j} &= W_{0,j} + \Delta W_{e,i,j}(t) + \Delta W_{c,i,j}(t-t') \\
 \epsilon_{i,j} &= \epsilon_{0,j} + \Delta \epsilon_{e,i,j}(t) + \Delta \epsilon_{c,i,j}(t-t')
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

一方、ひずみエネルギー密度とエネルギー解放率  $\zeta_{ij}$  との間には、式(4)の関係がある。

$$\frac{\partial W_{i,j}}{\partial (2a_i)} = \zeta_{i,j}
 \tag{4}$$

荷重時材齢  $t'$  から材齢  $t$  に至るまでのひび割れ進展に対して、楕円状クラックの長半径が  $a_i$  から  $A_i(t-t')$  になった場合のひずみエネルギー密度の増分は式(5)のようになる。

$$\Delta W_{c,i,j}(t-t') = \rho_i(t) \int_{a_i}^{A_i(t-t')} \zeta_{i,j}(2da_i)
 \tag{5}$$

従って、3 種類の楕円状クラックからのひび割れの進展によるひずみエネルギー密度の増分の総和は、

$$\sum_{i=1}^3 \Delta W_{c,i,j}(t-t') = \sum_{i=1}^3 \rho_i(t) \int_{a_i}^{A_i(t-t')} \zeta_{i,j}(2da_i)
 \tag{6}$$

となる。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(7)で示される。

$$K_{I,i,j} = p\sqrt{\pi a_i}, \quad K_{II,i,j} = q\sqrt{\pi a_i}
 \tag{7}$$

なお、エネルギー解放率と応力拡大係数との関係は式(8)のとおりである。

$$\zeta_{i,j} = \frac{K_{I,i,j}^2}{E'} + \frac{K_{II,i,j}^2}{E'} \quad (8)$$

ここに、 $E'$ ：弾性体骨格構造のヤング係数

式(7)および式(8)を式(6)に代入することによって以下の式が得られる。

$$\sum_{i=1}^3 \Delta W_{c,i,j}(t-t') = \sum_{i=1}^3 \frac{\pi [A_i(t-t')^2 - a_i^2] \rho_i(t)}{E'} \times [f_i(p)p^2 + q^2] \quad (9)$$

ここに、 $p \geq 0$  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)。

従って、3種類の楕円状クラックからのひび割れの進展によるひずみの増分の総和は式(10)で表わされる。

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \Delta \varepsilon_{c,i,j}(t-t') &= \sum_{i=1}^3 \frac{\partial \Delta W_{c,i,j}(t-t')}{\partial \sigma_j} \\ &= \sum_{i=1}^3 \frac{2\pi [A_i(t-t')^2 - a_i^2] \rho_i(t)}{E'} \left[ f_i(p)p \frac{\partial p}{\partial \sigma_j} + q \frac{\partial q}{\partial \sigma_j} \right] \quad (10) \end{aligned}$$

毛細管空隙のモデル化である楕円状クラックの分布は、図-6に示すモデルのようにランダムに分布していると考えることができる。そこで、 $\theta$ の分布関数が  $g(\theta) = 1/\pi$  なる一様分布であると仮定する。また、本研究では、一軸引張応力によるひずみ増分を対象にしているため、作用応力は  $\sigma_y$  のみである。すなわち、

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \Delta \bar{\varepsilon}_{c,i,y}(t-t') &= \sum_{i=1}^3 \int_{-\pi/2}^{\pi/2} g(\theta) \Delta \varepsilon_{c,i,y}(t-t') d\theta \\ &= \sum_{i=1}^3 \frac{\pi [A_i(t-t')^2 - a_i^2] \rho_i(t)}{E'} \sigma_y \quad (11) \end{aligned}$$

式(11)は、空隙からの微細なひび割れの進展が一軸引張持続応力下のクリープの主たるメカニズムであるとした場合のひずみ増分 (引張クリープひずみ) の一般解である。一方、引張持続応力下の細孔直径分布の観察結果より、細孔直径が  $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$  ( $i=2$ ) の領域だけに微細ひび割れの進展と考えられる細孔容積の増加が見られた。そこで、本研究では、この領域の挙動に着目することにした。そうすると、式(11)は簡略化され、式(12)のようになる。

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{c,2,y}(t-t') = \frac{\pi [A_2(t-t')^2 - a_2^2] \rho_2(t)}{E'} \sigma_y \quad (12)$$

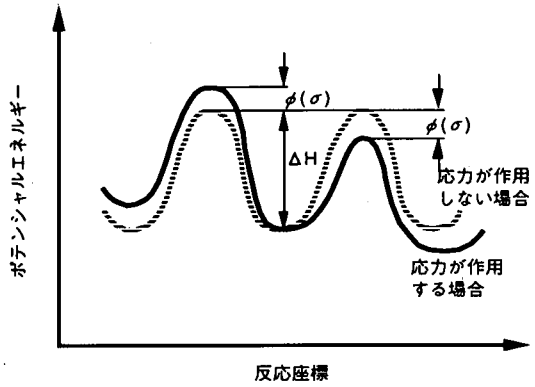


図-9 応力依存型速度過程の概念

### (3) 微細ひび割れ進展則の定式化

式(12)の構成則には、微細ひび割れ進展則  $A_i(t-t')$  と水和の進行に伴う毛細管空隙の数の変化  $\rho_2(t)$  がある。このうち、水和に伴う構造の変化に関する研究は、セメント化学とコンクリート工学の境界領域の研究として最近活発に行われているが、未だ十分な定式化がなされていない。そこで、 $\rho_2(t)$  に関する情報は、引張持続応力を受ける供試体と同じ環境条件に置いた無載荷供試体の細孔直径分布を複数の材齢で測定することにより得ることとした。一方、微細ひび割れ進展則の推定は、微細ひび割れの進展が引張クリープの主たるメカニズムであるとする本研究の根幹的部分であるため、 $A_i(t-t')$  を構成則として充実させておく必要がある。そこで、ここでは、微細ひび割れ進展則に関して、力学的なアプローチを採ることとし、速度論の適用を試みることにした。

固体材料の破壊やひび割れの生成速度を論じる際に用いられる速度過程は応力依存型速度過程と呼ばれている<sup>12)</sup>。その概念を図-9に示す。応力が作用していない場合は破線で示すように、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  $\sigma$  が作用すると、エネルギー障壁は実線で示すように一方に対しては  $\phi(\sigma)$  だけ障壁を低くし、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) に或る速度で起こり、その速度  $r$  は次式で示される。

$$r = \frac{kT}{h} \exp[-(\Delta F - \phi(\sigma))/kT] \quad (13)$$

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 ( $^\circ \text{K}$ )

$\Delta F$ ：活性化自由エネルギー (J)

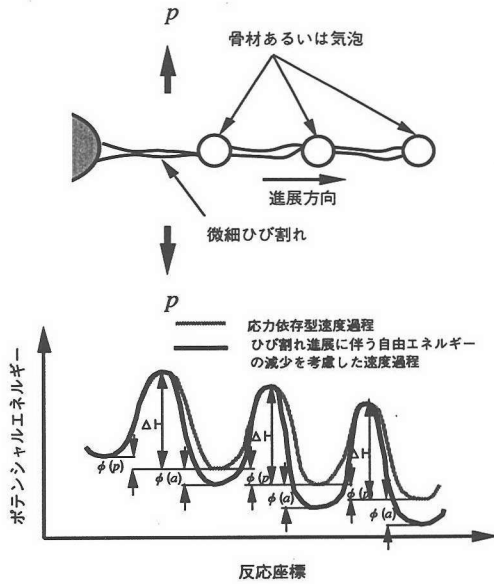


図-10 自由エネルギーの減少を考慮した応力依存型速度過程

三橋<sup>13)</sup>は、コンクリートを多孔質ぜい性材料であるとし、破壊発生信頼性解析に用いるひび割れ生成速度（原子レベルでの分離破壊生成速度）を式(13)を基に次式で示している。

$$r = \frac{kT}{h} \exp \left[ -\left( \Delta F - \frac{1}{n_b} \ln \alpha \sigma \right) / kT \right] \quad (14)$$

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

$\alpha$ ：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

式(14)は、比較的巨視的なひび割れが急激に成長し短時間で破壊に至るぜい性破壊を対象にしたものである。一方、本研究で対象としているクリープ破壊を起こさない範囲内での微小ひび割れの進展は、骨材や大径の気泡によるクラックアレスト効果によって停止と進展を繰返すと考えられる<sup>14)</sup>。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自由エネルギーは減少し、平均的なひび割れ進展速度は徐々に減少することになる。すなわち、本研究のように微小ひび割れの平均的な進展速度を論じる際には、この自由エネルギーの減少を考慮する必要があるといえる。

図-10に自由エネルギーの減少を考慮した応力依存型速度過程の概念図を示す。ひび割れが進展することによる表面エネルギーの増加分を $W_a$ とすると、 $W_a$ は、式(15)で与えられる。

$$W_a = 2\eta a \quad (15)$$

ここに、 $\eta$ ：単位ひび割れ長さ当りの表面エネルギー

$a$ ：楕円状クラックの長半径

ここで、式(14)の $\phi(\sigma)$ の項と同様に、表面エネルギーの増加の影響 $\phi(a)$ が対数式で示されると仮定すると、ひび割れ生成速度（原子レベルでの分離破壊速度）は、式(16)のようになる。

$$r = \frac{kT}{h} \exp \left[ -\left( \Delta F - \frac{1}{n_1} \ln \alpha p + \frac{1}{n_2} \ln 2\eta a \right) / kT \right] \quad (16)$$

ここに、 $n_1$ ：応力集中を受けている微小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

ひび割れの先端部におけるひび割れ生成速度（原子レベルでの分離破壊速度）が微小ひび割れ進展速度に比例すると考えると、

$$\begin{aligned} \frac{da}{dt} &= C \frac{kT}{h} \exp \left[ -\left( \Delta F - \frac{1}{n_1} \ln \alpha p + \frac{1}{n_2} \ln 2\eta a \right) / kT \right] \\ &= \beta(\alpha p)^{\frac{1}{n_1 kT}} \frac{-1}{n_2 kT} \end{aligned} \quad (17)$$

ここに、 $\beta = C \frac{kT}{h} \exp \left( -\frac{\Delta F}{kT} \right)$   
C：比例定数

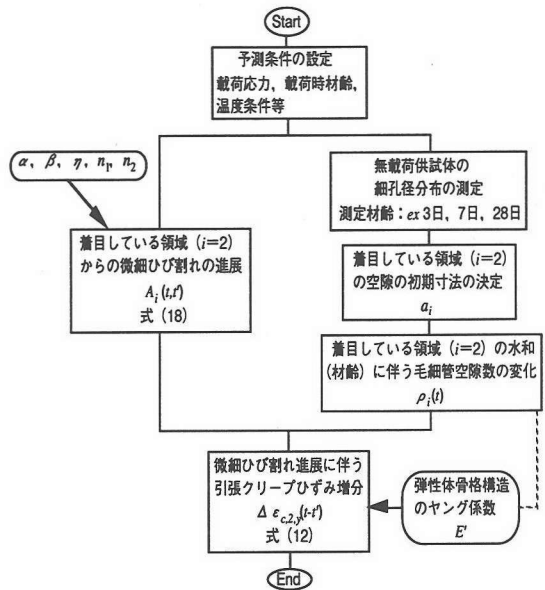


図-11 引張クリープひずみの予測フロー



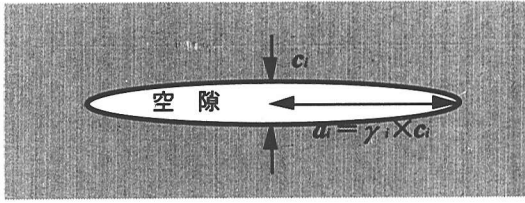


図-12 空隙寸法に関する仮定

これが、応力依存型速度過程に基づく微細ひび割れ進展速度である。よって、微細ひび割れ進展則  $A_2(t-t')$  は、式(18)で示されることになる。

$$A_2(t-t') = \left[ \left( 1 + \frac{1}{n_2 kT} \right) \beta (\alpha \rho)^{\frac{1}{n_1 kT}} (2\eta)^{\frac{-1}{n_2 kT}} (t-t') \right]^{1 + \frac{1}{n_2 kT}} + a_2 \quad (18)$$

#### 4. 引張クリープ予測モデルの定数の決定

図-11に、本提案モデルによって引張クリープひずみを予測するフローを示す。本提案モデルによる予測手法では、次の定数を決定する必要がある。

$a_i$ : 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 (毛細管空隙) の寸法

$E'$ : 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  $i$  における毛細管空隙数の水和 (材齢) に伴う変化

$\alpha$ : 応力がエネルギー障壁の高さにおよぼす影響の程度に関する比例定数

$\beta$ :  $( = c \frac{kT}{h} \exp(-\frac{\Delta F}{kT}) )$  温度により変化する比例定数

$\gamma$ : 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

以下に、各定数の決定方法の概略を示す。

##### (1) $a_i$ に関する仮定

着目している各領域  $i$  における毛細管空隙の代表的寸法である  $a_i$  は、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、本研究では、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壁間距離にはかならない。すなわち、水銀圧入式ポロシメータで得られる細孔径は、モデル中の  $a_i$  と直接結びつくもの

表-4  $E^*(t)$  および  $V_i(t)$  の測定結果

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

表-5  $E'$  および  $\gamma_i$  の算定結果

$E'$ ( $kN/mm^2$ )	$\gamma_1$	$\gamma_2$	$\gamma_3$
58.7	18.5	112	1.54

ではないといえる。そこで、図-12に示すように係数  $\gamma_i$  を導入し、 $a_i$  とポロシメータによる細孔径との間に以下の関係が成立すると仮定する。

$$a_i = \gamma_i \times c_i \quad (19)$$

ここに、 $c_i$ : 着目している領域の水銀圧入式ポロシメータによる細孔径

##### (2) $E'$ および $\gamma_i$ の決定

各材齢におけるコンクリートの一軸圧縮試験の結果より得られるヤング係数 (以下、見掛けのヤング係数)  $E^*(t)$  の変化が、水和の進行に伴う空隙量の変化によって生じると仮定すると、線形破壊力学に基づく考察が可能になる。

図-8において、材齢  $t$  における見掛けのヤング係数は、弾性体骨格構造の弾性ひずみ  $\epsilon_{0j}$  と空隙の存在によるひずみ増分  $\Delta \epsilon_{e,i,j}(t)$  とを足し合わせたひずみをもとに求めることになる。すなわち、見掛けの弾性ひずみ  $\sum_{i=1}^3 \epsilon_{e,i,j}^*(t)$  は、式(20)で示される。

$$\sum_{i=1}^3 \epsilon_{e,i,j}^*(t) = \epsilon_{0,j} + \sum_{i=1}^3 \Delta \epsilon_{e,i,j}(t) \quad (20)$$

このとき、式(6)の積分範囲は0から  $a_i$  となる。また、一軸圧縮応力  $\sigma_y'$  のみが作用する場合を考えると式(9)中の  $f_i(p)=0$  である。以上のことに留意して空隙の存在によるひずみの増分  $\sum_{i=1}^3 \Delta \epsilon_{e,i,j}(t)$  を、式(11)を得た時と同様にして求めると式(20)のようになる<sup>11)</sup>。

$$\sum_{i=1}^3 \Delta \epsilon_{e,i,j}(t) = \sum_{i=1}^3 \frac{\pi a_i^2 \rho_i(t)}{4E'} \sigma_y' \quad (21)$$

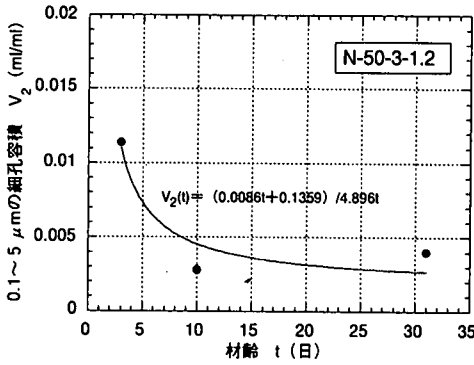


図-13 細孔容積の経時変化

式(21)を式(20)に代入, 変形することによって,  $E^*(t)$  は式(22)と与えられる.

$$E^*(t) = \frac{E'}{1 + \sum_{i=1}^3 \frac{\pi a_i^2 \rho_i(t)}{4}} \quad (22)$$

ここで, 無載荷供試体の各領域の細孔容積を  $V_i(t)$  とし, 式(19)の関係を考慮すると, 式(22)は以下のようになる.

$$E^*(t) = \frac{E'}{1 + \sum_{i=1}^3 \frac{\gamma_i V_i(t)}{2}} \quad (23)$$

式(23)中の未知数は4であるため, 4組以上の  $E^*(t)$  と  $V_i(t)$  のデータがあれば,  $E'$  および  $\gamma_i$  を決定できることになる.

表-4 に  $E^*(t)$  および  $V_i(t)$  の測定結果を示す. また, 表-5 にこれらの結果をもとに式(23)を用いて決定した  $E'$  および  $\gamma_i$  を一括して示す.

Soroka<sup>15)</sup> は, セメントペーストの弾性骨格構造のヤング係数を実験的に評価し,  $E'=90\text{kN/mm}^2$  程度であると報告している. 一方, 本研究で様々な仮定によって得られた  $E'$  は,  $58.7\text{kN/mm}^2$  と Soroka らの結果の2/3程度の値となった. これは, Soroka らの結果は, セメントペーストを対象としている上に重量変化に基づく全細孔容積により評価しているのに対して, 本研究ではヤング係数の異なる骨材が含まれているコンクリートとしての  $E'$  を評価していること, 細孔直径の範囲が  $3\text{nm} \sim 300\ \mu\text{m}$  と, 必ずしも全細孔容積による評価になっていないことが考えられる.

次に  $\gamma_i$  は, それぞれの細孔径領域における空隙の形状を表す係数であるともいえる. すなわち,  $\gamma_i$  が大きい程空隙は扁平な形状を示し,  $\gamma_i$  が0.5に近づく程, 円形になることを示している. 表-5より,  $\gamma_2$  は112と大きく, この領域の空隙が極端に扁平であることを示し,  $\gamma_3$  は1.54と小さく, 空隙が円形に近いことを示

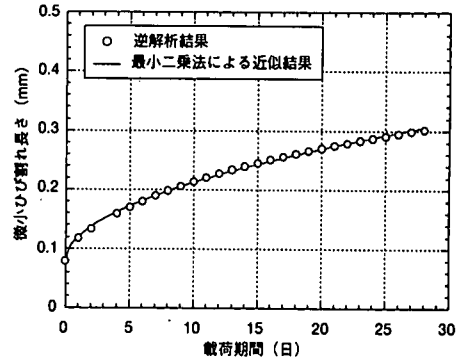


図-14  $A_2(t-t')$  の逆解析結果

表-6 入力値の一覧

	定数	数値
入力値	$\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	1.2
	$a_2$ (mm)	0.0792
	$\gamma_2$	112
	$E'$ (kN/mm <sup>2</sup> )	58.7

表-7 決定値の一覧

	定数	数値
決定値	$\alpha$ (J/N/m <sup>2</sup> )	$6.358 \times 10^{-8}$
	$\beta$ (m/day)	$7.677 \times 10^{-8}$
	$\gamma$ (J/m <sup>2</sup> )	5.8390
	$\frac{1}{n_1 k T}$ (1/J)	0.4850
	$\frac{1}{n_2 k T}$ (1/J)	0.9398

す結果となった.  $i=2$  の領域は, 毛細管空隙と考えられ, その形状は長短軸比の大きな楕円状であると言われている<sup>9)</sup>. 一方,  $i=3$  の領域は球状のエントレインドエアが多く含まれる領域である. これらのことを考えると  $\gamma_i$  の算定結果は実際の空隙の形状をよく表しており定性的には妥当な結果であると考えられる.

### (3) 微細ひび割れ進展則中の各定数の決定

微細ひび割れ進展則は応力依存型速度論に基づいて導いた. 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って同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 の実験データを用い,  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $n_1$ ,  $n_2$  の各定数を決定した. 各定数の妥当性は実験条件を変えた場合にも適合するか否かによって検討されることになる.

表-6 に入力値の一覧を示す. 引張持続応力による細孔容積の増加域の代表値  $c_2$  としては,  $0.1 \sim 5\ \mu\text{m}$  の幾何学的中央値である  $0.707\ \mu\text{m}$  を採用した.

$\rho_2(t)$  は, N50-3-1.2 の細孔容積の測定結果から推定した. 図-13 に材齢と  $0.1 \sim 5\ \mu\text{m}$  の細孔容積との関係を示す. 細孔容積の経時変化  $V_2(t)$  は双曲線式により近似し, 図中の回帰式を得た. この近似結果を, 式(24)に代入することによって  $\rho_2(t)$  を算定した.

$$\rho_2(t) = V_2(t) \frac{2}{\pi \gamma_2 c_2^2} \quad (24)$$

図-3中のN50-3-1.2の引張クリープ回帰式および式(24)を式(12)に代入し、時刻ステップを1日間隔として、 $A_2(t-t)$ を逆解析し、その結果を式(18)で最小二乗近似することによって5つの定数を求めた。図-14に $A_2(t-t)$ の逆解析結果を、表-7に決定した微細ひび割れ進展則の定数の一覧を示す。

これらの定数のうち、表面エネルギー $\gamma$ に関しては既往の研究成果がある。堀<sup>16)</sup>は、数種類の媒液に浸漬したセメント硬化体の曲げ強度と媒液の表面張力との関係からセメント水和物の表面エネルギーを推定している。その結果、セメント水和物の表面エネルギーは、 $\gamma=0.300\sim 0.350\text{J/m}^2$ 程度であると述べている。一方、本研究で逆解析によって算出した $\gamma$ は、 $5.839\text{J/m}^2$ と堀の結果より1桁大きくなっている。実際のコンクリート中の微細ひび割れの進展においては、骨材等の介在物の影響や破面の形状が複雑になることによって見掛けの $\gamma$ が大きくなると考えられ、傾向としては概ね妥当であるといえる。

また、もう一つの重要な物理定数である活性化自由エネルギー $\Delta F$ を含む $\beta$ に関しては、次章において考察を加えることにする。

## 5. 引張クリープ予測モデルの妥当性の検証

本研究で構築した引張クリープ予測モデルは、引張持続応力が作用した際の微視的メカニズムを出発点とし、力学的な手法を用いて構築したもので、その定数は、ごく限られた条件の実験結果を基に決定したものである。そこで、条件が変化した場合のモデルの妥当性を検証することを目的に、載荷応力、載荷時材齢および水セメント比を変化させた場合の引張クリープ試験を実施し、モデルによる計算値と実験値との比較を行った。また、温度による影響に関しては、既往の研究成果<sup>17)</sup>を参考に若干の検討を加えた。

### (1) 実験概要

使用材料、供試体の作製および実験方法は、前述の2.の実験と同一とした。表-8に実験シリーズの一覧を示す。載荷応力を変化させた2.の実験に、載荷時材齢7、28および180日、水セメント比40%および60%を追加した。表-9に、水セメント比40%と60%の示方配合を示す。

### (2) 実験結果および考察

表-10に計算に用いる入力値を一括して示す。0.1~5 $\mu\text{m}$ の領域の細孔容積の材齢に伴う変化 $V_2(t)$ は、各実験要因毎に3材齢の無載荷供試体の水銀圧入法による細孔容積の実測値を双曲線式で近似したものであ

表-8 実験シリーズの一覧

水セメント比 (%)	載荷時材齢 (日)	載荷応力 (N/mm <sup>2</sup> )	載荷応力 / 強度比	載荷期間 (日)	温度 (°C)	湿度 (%)
40	3	1.2	0.55	0,7,28	20	100 (シール)
50	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				
60	3	1.2	0.65			

■ は第2章での実験

表-9 示方配合

セメント	G <sub>max</sub> (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 s/a (%)	単位量(kg/m <sup>3</sup> )				AE減水剤 C×%
						W	C	S	G	
普通	20	8±1	4.5±1	40	43.0	165	412	756	1011	0.25
				60	46.0	163	272	821	1025	

る。各実験要因毎の $\rho_2(t)$ は、 $V_2(t)$ の近似結果を基に、式(24)を用いて算定する。

### a) 載荷応力の影響

この実験では、載荷時材齢を3日とし、載荷応力を変化させた。図-15に、本モデルによる計算値と実測値との比較を示す。図より、載荷応力0.8 N/mm<sup>2</sup>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、1.6 N/mm<sup>2</sup>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計算値が実測値よりもやや小さくなったが、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相違が生じた理由には、モデル上の種々の仮定に関連するものが考えられるが、式(12)の構成則の1つである $\rho_2(t)$ の推定をわずか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ものと推察される。 $\rho_2(t)$ の推定精度の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。しかしながら、現状でも実測値と計算値の相違はわずかであることから、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、本研究における応力強度比は0.29~0.63で、この範囲では、計算値と実測値は良く一致したが、こ

表-10 入力値の一覧

	載荷応力の相違			載荷時材齢の相違			水セメント比の相違	
	N-50-3-0.8	N-50-3-1.2	N-50-3-1.6	N-50-7-1.2	N-50-28-1.2	N-50-180-1.2	N-40-3-1.2	N-60-3-1.2
$V_2(t)$	0.0118±0.0811 5.703r	0.0086±0.1359 4.896r	0.0086±0.1359 4.896r	-0.0011±0.1516 4.653r	-0.0006±0.1913 5.538r	0.0003±0.1790 5.262r	0.0006±0.1421 4.993r	0.0152±0.1165 4.940r
$\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	0.8			1.2			1.2	
$a_2$ (mm)	0.0792							
$\gamma_2$	112							
$E'$ (kN/mm <sup>2</sup> )	58.7						58.7	58.0
$\alpha$ (J/Nm <sup>2</sup> )	$6.358 \times 10^{-8}$							
$\beta$ (m/day)	$7.677 \times 10^{-8}$							
$\eta$ (J/m <sup>2</sup> )	5.8390							
$\frac{1}{mkT}$ (1/J)	0.4850							
$\frac{1}{mkT}$ (1/J)	0.9398							

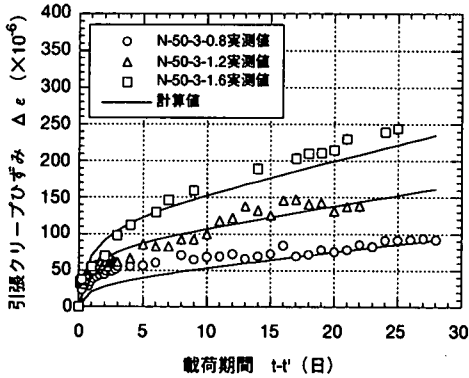


図-15 実測値と計算値の比較

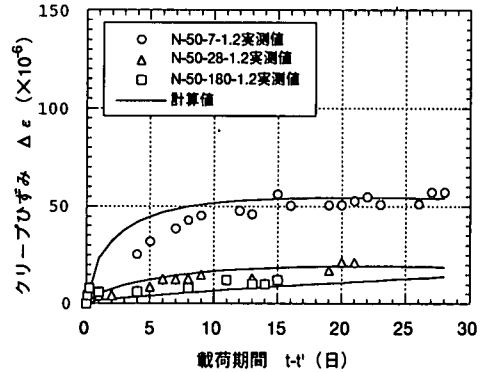


図-16 実測値と計算値の比較

れより応力強度比が大きい場合には、計算値と実測値が相違することが考えられる。Youngら<sup>18)</sup>によれば、応力強度比で表わしたコンクリートの引張クリープ限は、0.6～0.7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始める（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<sup>19)</sup>と考えられる。一方、本モデルは、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が引張クリープの主たるメカニズムとしたものであり、巨視的なひび割れの不安定成長は、取り扱っていない。すなわち、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測値が本モデル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、さらに巨視的な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、きわめて重要な課題である。現在のところ本モデルでは、この問題を取り扱うまでには至らない

が、今後、適用範囲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なひび割れの挙動を数学的に表現し、本モデルを拡張していくことが必要となる。

#### b) 載荷時材齢の影響

この実験では、載荷応力を1.2 N/mm<sup>2</sup>と一定とし、載荷時材齢を7日、28日および180日と変化させた。

図-16に、計算値と実測値との比較を示す。図より、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実測値よりも数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日の計算値と実測値は、ほぼ一致した。載荷開始材齢7日における計算値と実測値とで若干の相違が生じたのには、載荷応力の場合と同様に細孔容積と材齢との関係より導かれる $\rho_2(t)$ の推定精度が大きな影響を及ぼしていると考えられる。しかしながら、計算値と実測値の相違はわずかであることから、本モデルを用いることにより載荷時材齢が異なる場合に対しても引張クリープひずみを精度良く予測できるといえる。

#### c) 水セメント比の影響

この実験では、載荷応力を1.2 N/mm<sup>2</sup>、載荷時材齢を3日と一定にし、水セメント比を0.4および0.6と変

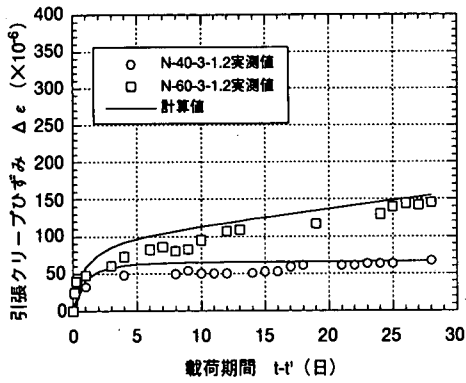


図-17 実測値と計算値の比較

化させた。本予測モデルにおいては、配合が変化し、とくに、骨材の品質や配合割合が変化した場合には弾性体骨格構造のヤング係数 $E'$ が変化する。そこで、配合毎に式(23)による $E'$ の再計算を行い、入力値とした。

図-17に、計算値と実測値との比較を示す。図より、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若干の相違は、前項までと同じ様に $\rho_2(t)$ の推定精度が最も大きな影響を及ぼしていると推察される。しかしながら、計算値と実測値は概ね一致していることから、本モデルを用いることにより、水セメント比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。

d) 温度の相違

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、大きくなるとされている<sup>20)</sup>。引張クリープに与える温度の影響に関しては、野村、梅原ら<sup>17)</sup>が引張応力の載荷時材齢を3日とし、環境温度を変化させた実験を行っている。それによると、温度40℃の場合の引張クリープひずみは載荷期間5日で温度20℃の場合の約1.5倍となっている。

一方、本研究で構築したモデルのうち、式(18)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。しかし、本モデルでは、進展則の定数の決定に際して未定数 $C$ および $\Delta F$ を含む項を温度20℃における定数 $\beta$ として一括して扱っているため、温度に対する挙動を表現することはできない。そこで、温度が20℃と40℃の場合の引張クリープひずみの予測に本モデルを適用した場合について $\Delta F$ を変化させた解析を実施し、野村、梅原ら<sup>17)</sup>の結果と比較検討した。

結晶構造をもつ固体の分離破壊に関する活性化自由エネルギーがその固体を生成する際の活性化自由エネルギーと同様のオーダーをもつと考えると、 $\Delta F$ は、

表-11 入力値の一覧

	$\Delta F$ (J)		
	$1 \times 10^{20}$	$5 \times 10^{20}$	$1 \times 10^{19}$
$\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	1.2		
$a_2$ (mm)	0.0792		
$\gamma^2$	112		
$E'$ (kN/mm <sup>2</sup> )	58.7		
$\alpha$ (J/N/m <sup>2</sup> )	$6.385 \times 10^{-8}$		
$\beta$ (m/day)	$1.190 \times 10^{-7}$	$1.807 \times 10^{-7}$	$3.980 \times 10^{-7}$
$\eta$ (J/m <sup>2</sup> )	5.8390		
$\frac{1}{mkT}$ (1/J)	0.4540		
$\frac{1}{\eta kT}$ (1/J)	0.8797		

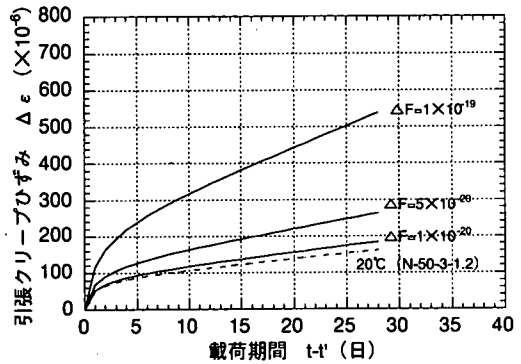


図-18 温度に関するパラメータ解析結果

$10^{19} \sim 10^{20}$ Jのオーダーになると考えられる<sup>21)</sup>。そこで、 $\beta = C \frac{kT}{h} \exp\left(-\frac{\Delta F}{kT}\right)$ 中の $\Delta F$ を $10^{19} \sim 10^{20}$ Jまで変化させたパラメータ解析を行い、変化させた $\Delta F$ に対応する $C$ 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 $A_2(t-t')$ を算定した。表-11に、計算に用いた入力値の一覧を示す。ただし、微細ひび割れの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N-50-3-1.2の $\rho_2(t)$ を用いた。

図-18に、本モデルによる温度40℃におけ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、 $\Delta F$ の値によって変化することがわかる。 $\Delta F$ が仮に $5 \times 10^{19}$ 程度の値であれば、40℃の場合の引張クリープひずみが20℃の約1.5倍になるという野村、梅原ら<sup>17)</sup>の結果と概ね一致することになる。しかしながら、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り、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℃という高温下では20℃と比較して水和が促進され、 $\rho_2(t)$ が小さい方向にシフトすることが予想される。したがって、40℃の条件下での $\rho_2(t)$ を適切に推定した上で $\Delta F$ の妥当性を議論する必要があるといえる。

本モデルの特徴は、水和の進行による構造の変化を

$\rho_2(t)$ で、微細ひび割れの進展によるクリープの増大を式(18)で、それぞれ独立に取扱い、連成させることにある。このような場合、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 $\Delta F$ を適切に評価することができれば、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する予定である。

## 6. まとめ

本研究は、微視的メカニズムに基づくコンクリートの引張クリープ予測手法を開発することを目的に行った一連の検討の結果をまとめたものである。すなわち、引張持続応力が空隙構造に与える影響の観察、観察結果を基にした力学的予測モデルの構築、モデルの定数の決定およびモデルの妥当性の検証を行った。これらの検討を通して、得られた知見を以下に列挙する。

(1) 引張持続応力の作用は、コンクリートの空隙構造に影響を与え、 $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の比較的粗大な毛細管空隙領域の細孔容積が増加する。こ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および進展によるものであると考えられる。

(2)  $0.1 \sim 5 \mu\text{m}$ の領域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た。

(3) 空隙構造の観察に基づいて、コンクリートの引張クリープのメカニズムが毛細管空隙を起点とした微細ひび割れの進展であると仮定して力学的な引張クリープひずみ予測モデルを構築した。すなわち、引張クリープひずみを微細ひび割れの進展量から求めるために線形破壊力学の概念を導入し、さらに、微細ひび割れ進展則を応力依存型速度過程を基にして導いた。これに、空隙構造の時間的な変化を示す構成則を無載荷供試体の細孔直径分布の測定により実験的に得ることにより、引張クリープひずみを算定することができた。本研究では、これを引張クリープ予測モデルとして提案した。

(4) 提案した引張クリープ予測手法の妥当性を検証することを目的に、種々の条件下における引張クリープ試験を実施し、実測値と計算値を比較した。その結果、載荷応力、載荷時材齢、水セメント比の相違に対しては、本提案モデルにより概ね精度よく引張クリープひずみを予測できることが明らかになった。ただし、載荷応力がさらに大きくなり、微細ひび割れが集積、局所化し、不安定成長するようになると本モデルは適用できなくなること、本予測モデルの精度向上には、空隙構造の時間に伴う変化を精度良く推定することが肝要であることを示した。

(5) 本予測モデルの温度に関する応答は、既往の研究成果を参考に検討した。本予測モデルにより、引張クリープひずみの高温による励起を予測できる可能性があるが、高温下での空隙構造の時間的な変化を適切に推定する必要があることを示した。

謝辞：本研究の実験の遂行に関しては、鳥取大学工学部土木工学科の黒田保助手をはじめ、材料学研究室諸氏のご協力を得た。ここに感謝の意を表する次第である。

## 参考文献

- 1) 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.5-13，1993.
- 2) 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.
- 3) Ward, M.A. and Cook, D.J.: The mechanism of tensile creep in concrete, *Magazine of Concrete Research*, Vol.21, No.68, pp.151-158, 1969.
- 4) 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.
- 5) 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.
- 6) 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.
- 7) 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.
- 8) 田中敏継，田澤栄一，米倉亜州夫：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.
- 9) 日本コンクリート工学協会編：反応モデル解析研究委員会報告書(1)，pp.162-163，1996.
- 10) 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.
- 11) 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.
- 12) 横堀武夫：材料強度学，技報堂出版，pp.10-14，1956.
- 13) Mihashi, H.: A stochastic theory for fracture of concrete, *Fracture Mechanics of Concrete*, Elsevier Science Publishers B.V., pp.301-339, 1983.
- 14) Neville, A.M.: コンクリートの特性，後藤幸正，尾坂芳夫監訳，技報堂出版，pp.219-226，1979.
- 15) Soroka, I. and Sereda, P.J.: The Structure of Cement-

Stone and the Use of Compacts as Structural Models,  
*Proceeding the 5th International Symposium on Chemical  
of Cement, Tokyo, Vol.III, pp.67-73, 1968.*

- 16) 堀 素夫：表面エネルギーから見たセメント硬化体の強さ，*窯業協会誌*，Vol.70, No.7, pp.C268-273, 1962.
- 17) 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.13, No.1, pp.845-850, 1991.
- 18) Al-Kubaisy, M.A and Young, A.G.: Failure of concrete under sustained tension, *Magazine of Concrete Research*,

Vol.27, No.92, pp.171-178, 1975.

- 19) 岩崎訓明：コンクリートの特性，共立出版，pp.55-80, 1975.
- 20) 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.139-143, 1970.
- 21) 国立天文台編：理科年表-平成10年，第71冊，丸善，pp.143-144, 1997.

(1998.2.20 受付)

## A STUDY ON THE PREDICTION MODEL OF TENSILE CREEP STRAIN OF CONCRETE BASED ON MICRO PORE BEHAVIOR

Tomoji KUMANO, Shinzo NISHIBAYASHI, Shoichi INOUE and Akira YOSHINO

Tensile creep of concrete is an important factor which has influence on crack behavior. In this paper, in order to develop the prediction method of the tensile creep strain based on micro mechanism, the observation of micro pore behavior of concrete under sustained tensile stress is carried out and micro mechanical prediction model is organized. By using this model, the tensile creep strain of concrete depending on loading stress, loading age and water cement ratio is predicted correctly. In terms of temperature effect, it is shown that this model may generally predict tensile creep strain of concrete from the comparison with the data of the past literature.