

アスファルト混合物の一次元非線形粘弾性 構成方程式に関する研究

張 肖寧¹・笠原 篤²

¹ 工修 哈爾濱建築大学 教授 道路交通工程系 (中華人民共和国 黒竜江省 哈爾濱市)

² 正員 工博 北海道工業大学 教授 土木工学科 (〒006 札幌市手稲区前田7条15丁目)

アスファルト混合物は典型的な粘弾性材料である。本研究においては、クリープ試験を実施し、その変形に対する長時間領域における非ニュートン性状ならびに短時間領域における非線形遅延弾性性状に着目した。さらに粘性流動と遅延弾性変形から、線形と非線形性状の双方に適用できる積分タイプの一次元非線形構成方程式の作成を試みた。さらにいくつかの応力履歴クリープ試験を実施し、そのひずみ応答について提案された構成方程式の適用性について検証した。その結果、ここで提案した一次元非線形構成方程式を利用すれば、応力履歴に対する広範囲なひずみ応答を精度よく説明できることが明らかとなった。

Key Words: asphalt mixture, constitutive equation, creep, non-linear, viscoelasticity

1. まえがき

道路舗装、空港滑走路、水工構造物に多く用いられるアスファルト混合物は、一つの典型的な粘弾性材料である。その物性は、温度、時間などの因子に依存し、複雑な力学挙動を示すことはよく知られているが、従来の設計法は、殆ど弾性構造力学に基づいて組み立てられている¹⁻³⁾。それゆえ、アスファルト混合物の粘弾性の力学挙動を、ある限定された条件下において弾性挙動を示すものとして取扱ったり、あるいは弾性変形係数を仮定し、それを設計パラメータとして用いることが普通であろう。しかし、このような前提では、アスファルト混合物から成る構造物の設計や多種多様な力学挙動の解析を行う場合には、不十分なところがかなり多くなる。例えば、温度応力クラックやわだち掘れなどの現象の解明や予測が殆ど不可能になるであろう。

近年、構造力学理論の発展とコンピューター技術の進歩とともに、粘弾性構造物の力学解析に関する研究が盛んになり、アスファルト混合物から成る構造物に関する粘弾性力学解析プログラムがいくつか実用化されてきた⁴⁾。さらに、アスファルト混合物の粘弾性力学挙動を基本的に表わす応力-ひずみ

応答に関する粘弾性構成方程式の研究が必要になるであろう。

アスファルト混合物の応力-ひずみに関する粘弾性力学応答を表現するのに、一般的には線形粘弾性モデルが利用される。例えば、液体や固体の挙動を、三要素もしくは四要素モデルで説明する場合もあるが、Kelvin鎖域にはMaxwell模型を使用する例もよくみられる。しかし、粘弾性モデルをより良く近似するには、要素数を増やすことが必要となり、推定するパラメータの数が多くなる欠点がある。一方、簡単なモデルでは単純な応力履歴にしか適用できず、応力重畳のクリープ試験で得られるようなひずみ応答の予測もできないなどの欠点がある。なお、0.05~0.001ひずみレベル以下においては、アスファルト混合物は線形応答になると認められているが^{1),5)}このレベルを越えると非線形応答になることから、粘弾性構造物を解析する際には、線形応答と非線形応答とを兼用する粘弾性力学構成方程式が作成されることが望まれている。さらに、短時間領域においてはアスファルト混合物は主に非線形遅延弾性性状を表すのに対し、長時間領域では、主に粘性流動性状を表すことから、短時間領域と長時間領域とを共にカバーする構成方程式を作成することが要求され

る。しかし、今まではアスファルト混合物の非線形力学応答を表現するためには、線形モデルを用い非線形修正を行うことが多く⁶⁾、短時間領域と長時間領域の性状を区分する研究例は殆どみられない。

一方、粘弾性力学理論の発展につれて、積分タイプの非線形粘弾性構成方程式に関する研究がかなり進歩し、多種多様の核関数 (Kernel Function) を用いた積分構成方程式が提案されているが^{7),8)}、次の理由により、実用にはまだ問題点が数多く存在しているものと思われる。

①複雑な力学試験を実施しなければ、材料の力学挙動を精度よく近似することが困難であること。

②粘弾性構造物の力学解析を行う際に、構成方程式をそのまま使用するには不便であること。

③実験から、構成方程式のパラメータを推定するのが困難であること。

材料物性と構造物の力学解析の間に橋架けになる構成方程式を作成することは、粘弾性力学分野において重要な研究テーマの一つである。そのため、本研究では、アスファルト混合物について温度15℃においてクリープ試験を実施し、長時間領域における変形の非ニュートン性状と短時間領域における変形の非線形遅延弾性性状に着目した。さらに、粘性流動と遅延弾性変形から、線形性状と非線形性状の双方に適用できる積分タイプの一次元構成方程式の作成を試みた。その方程式は形が比較的簡単でありクリープ試験の結果から誘導できるものである。また、階段応力、応力増加、応力増減、繰り返し応力増減などの応力履歴クリープ試験を行い、そのひずみ応答について、作成された構成方程式の適用性を検証した結果を報告するものである。なお、クリープ試験は他の温度にて実施されているが、ここでは一次元構成方程式の制作を目的としているので、温度の影響については紙面の都合もあることから、別途論ずることとする。

2. 供試体と試験方法

(1) 供試体用材料

試験に用いたアスファルト混合物の種類は、密粒度アスファルトコンクリート（以下単にアスコンと称する）であり、その粒度組成とバインダー量は表-1に、バインダー性状は表-2に示されている。

供試体は、2.5×2.5×25cmの棒状供試体であり、ローラーコンパクタで締固められた30×30×5cmのブロックからダイヤモンドカッタにて切り出された六面カットのものである。

表-1 密粒度アスファルトコンクリートの粒度組成とバインダー量

ふるい目 (mm)	通過重量百分率
15	97
10	80
5	60
2.5	45
1.2	39
0.6	27
0.3	18
0.15	12
0.074	7
バインダー	6%

表-2 バインダーの性状

針入度 (25℃, 100g, 5sec)	軟化点 (℃)	伸度 (25℃, 5cm/sec)	針入度指数
115	42	>100	-1.36

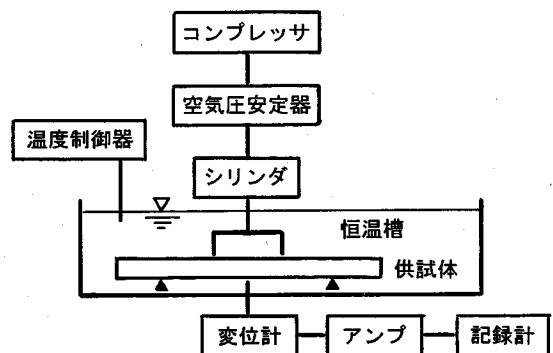


図-1 クリープ試験装置の系統図

(2) 試験装置

曲げクリープ試験装置の系統図は図-1に示されている通りである。荷重は、FUJIKURA SMC型の空気圧シリンダーを介して載荷され、その検出限界は40gである。なお、設定荷重を保つために、三つの気圧安定装置で空気圧を安定させた。恒温水槽の温度制御精度は0.1℃である。変位はMUI型のCOD変位計で検出され、その分解能は 5×10^{-4} mmである。

クリープ試験以外のすべての試験は、MTS810.10型の油圧サーボ試験機で行われた。その容量としては、荷重1ト、変位量±100mmである。

(3) クリープ試験法

温度15°Cにおいて、アスコンについて2点荷重の曲げクリープ試験を実施した。その概要図は図-2に示されている。

研究の目的に対応するため、供試体の自重を考慮しなければならないことから、図-2に示した供試体の中央下面(C点)における応力(σ_0)およびひずみ(ϵ)を式(2.1)により算出した。

$$\sigma_0 = \frac{PL}{bh^3} + \frac{3qL'(2L-L')}{4bh^2}$$

$$\epsilon = \sigma_0 / E$$

$$E = \frac{PL_3(3L^2 - 4L_3^2)}{48Id} - \frac{5qL^4}{384Id} - \frac{q(L'-L)^2L^2}{64Id} \quad (2.1)$$

ここで、 b : 供試体の幅

h : 供試体の高さ

$I = bh^3 / 12$

q : 供試体の水中における単位体積重量

d : C点における供試体のたわみ

E : 変形係数(本試験範囲では、たわみが1mmを越えなかったことから、弾性論を適用した。)

P : 荷重

単位 : S I 単位

なお、これらから算出される粘弾性流動を「見かけ伸び粘度」と称するべきであるが、本論文では、単に粘度と略称する。

3. クリープ試験結果とアスコンひずみ応答の非線形性状

(1) クリープ試験結果

各応力レベルにおいて、クリープ試験で得られたひずみ応答は、図-3のような形を示すことから、このひずみ応答($\epsilon(t)$)を式(3.1)で近似した。

$$\epsilon(t) = \sigma_0 \left[\xi t + \left(1 - e^{-\frac{t}{\eta^*}} \right) \right] = \epsilon_f + \epsilon_{ve} \quad (3.1)$$

ここで、 ξ : 粘性変形に関する流動率

η^* : 粘弾性変形における粘性成分に関する粘度

$\epsilon_f = \sigma_0 \xi t$: 粘性流動変形に対応するひずみ量

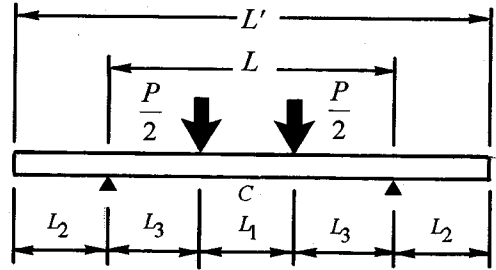


図-2 曲げクリープ試験

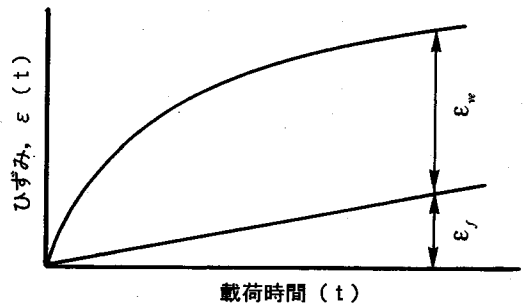


図-3 曲げクリープのひずみ応答

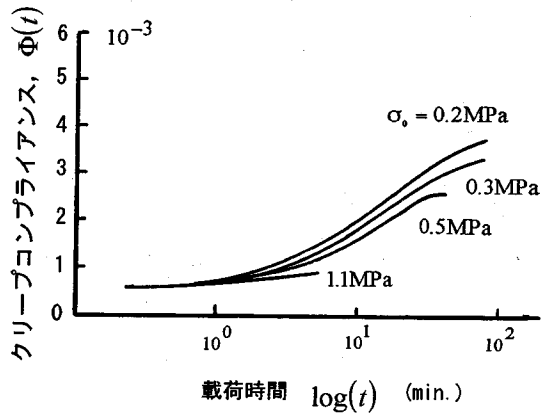


図-4 クリープコンプライアンスの応力レベル依存性

$$\epsilon_{ve} = \sigma_0 \left[1 - e^{-\frac{t}{\eta^*}} \right]$$

ϵ_{ve} : 遅延弾性変形に対応するひずみ量である。

(2) 遅延弾性変形の非線形性状

遅延弾性変形に対応するクリープ・コンプライアンス $\Phi(t) = \epsilon_{ve} / \sigma_0$ を遅延関数とすると、各応力レベルで得られた $\Phi(t)$ は図-4のようになる。

図-4に示されるように $\Phi(t)$ は応力レベルに

依存し、ひずみが 1×10^{-3} 以下の範囲において、線形であり、その限界を越えると非線形となっている。さらに、ミクロ的に観察するため、遅延スペクトル $L(\tau)$ を式(3.2)のような2次の漸次式で表わし⁹⁾、計算すると図-5のような結果が得られた。

$$\Phi(t) = \int_0^{\infty} L(\tau) \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right) dt \quad (3.2)$$

図-5に示されているように、応力レベルが小さい場合の遅延スペクトルの時間分布は、応力レベルが大きい場合よりはるかに広いことから、長時間領域において非線形挙動は一層顕著となる。

(3) 流動変形の新ニュートン性状

アスコンのクリープ変形は、長時間領域において粘性流動変形がその主体となっている。0.02~1.73MPaの応力範囲において、粘度と応力レベルの関係を求めた結果を図-6に示した。

図からわかるように、粘性流動変形は、顕著な非ニュートン性状を示しており、式(3.3)の指数方程式でこの非ニュートン性状を近似すると、アスコンの n 値は0.04となった。

$$\sigma = \eta_m \cdot \dot{\epsilon}^{-n} \quad (3.3)$$

ここで、 η_m : 見掛け粘度

n : 複合流動度 (非線形性を表す指標)

一般的に、粘度は変形過程において材料内部の立体網状構造の破壊程度を示すといえるが、アスコンにおいては骨材による変形抵抗をも含んでいると考えられる。

非ニュートン性状を呈する材料に関する応力-ひずみ速度関係は、S形の完全流動曲線になるのが通常であり、図-7に示すように2本の漸近線の傾きは、それぞれ材料内部構造の破壊していないときの粘度 (η_0) と、材料の降伏、すなわち内部構造の完全に破壊されたときの限界粘度 (η_m) を代表していることになる。

なお、この完全流動曲線には二つの応力限界が存在しており、それぞれ静的流動応力限界 (σ_{k1}) および動的流動応力限界 (σ_{k2}) と称されている。 $\sigma < \sigma_{k1}$ の場合には、 $\eta_0 \rightarrow \infty$ になる²⁾。一般的には、ビンガム流体においては、上述の2つの粘度は、式(3.4)のように定義される。

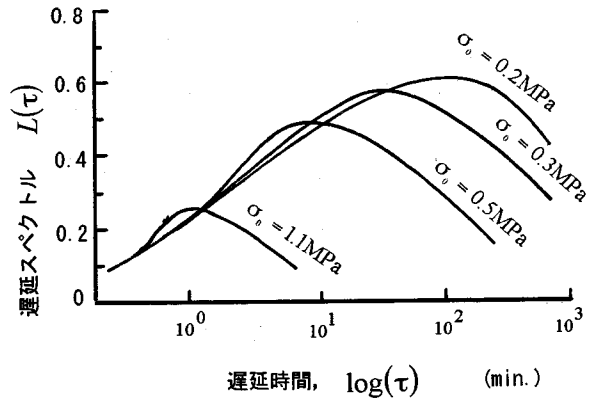


図-5 遅延スペクトルの応力レベル依存性

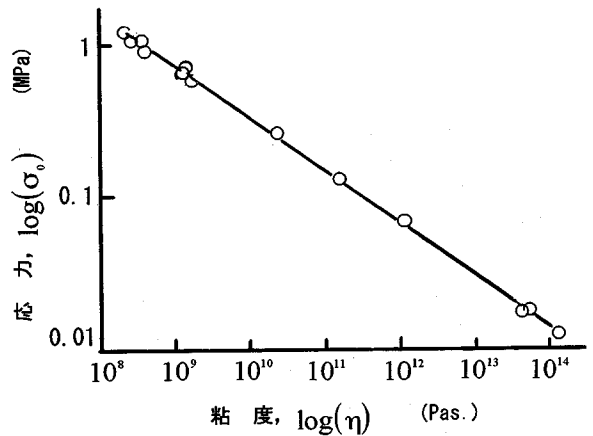


図-6 粘度の応力レベル依存性

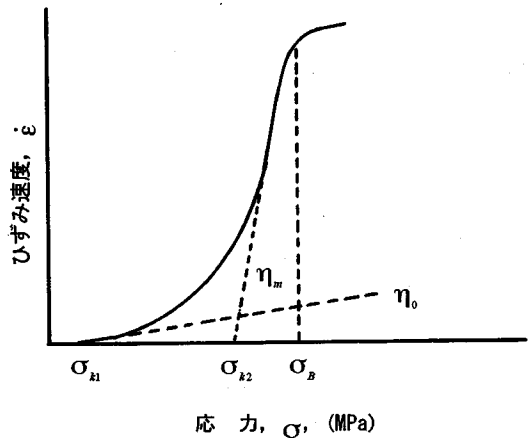


図-7 完全流動曲線の概念図

$$\eta_0 = \frac{\sigma - \sigma_{k1}}{\dot{\epsilon}} \quad (3.4)$$

$$\eta_m = \frac{\sigma - \sigma_{k2}}{\dot{\epsilon}}$$

このように、 η_0 を最大ビンガム粘度、 η_m を最小ビンガム粘度と称されるが、図-7に示したような応力レベル (σ_B) を越えると材料はすでに流動破壊状態となるので、 σ_B は流動強度と呼ばれている。

アスコンの実測完全流動曲線を図-8に示したが、動的流動応力限界が明確にわかり、応力が 1.7 MPa を越えると、破壊流動現象が発生すると言える。

静的流動応力限界の σ_{k1} が存在することを検証するため、供試体を恒温槽液体の中に入れ、自重応力でクリープ試験を行った。図-8のAの拡大図に示したように、応力が0.015 MPa より小さくなると、試料は殆ど流動せず、 $\eta_0 \rightarrow \infty$ となり、この応力限界が確かに存在していることがわかる。

本研究において一次元構成方程式を作成する時、計算精度を考慮し $\sigma_{k1} = 0.05$ MPa、 $\eta_0 = 10^{10}$ Pas とした。

4. 一次元非線形粘弾性構成方程式

J. Vakilim¹⁰⁾ は、Green-Rivlin の提案した Frechet 級数

$$\epsilon(t) = \int_0^t K_1(t-\tau_1) \frac{d}{d\tau_1} [\alpha(\tau_1)] d\tau_1$$

$$+ \int_0^t \int_0^t K_2(t-\tau_1, t-\tau_2) \frac{d}{d\tau_1} [\alpha(\tau_1)] \frac{d}{d\tau_2} [\alpha(\tau_2)]$$

$$\cdot d\tau_1 d\tau_2 + \dots \quad (4.1)$$

を利用し、核関数を

$$K_i(t) = k \frac{t}{t+t'} \quad (4.2)$$

とし、あるアスファルト混合物材料について、一次元粘弾性構成方程式を作成する研究結果を報告している⁸⁾。ここで、 $K_i(t)$ は、第 i 番目の核関数であり、 k は常数、 t は時間、 t' は補助変数である。

この構成方程式を使用し、供試体に用いたアスコンのクリープとクリープ回復ひずみ応答を予測すると、材料の非線形性状と比較的よく一致するが、前節の分析結果と比較すれば、次の点で不十分なところもあると考える。

① 粘性流動変形は永久変形で、遅延弾性変形は

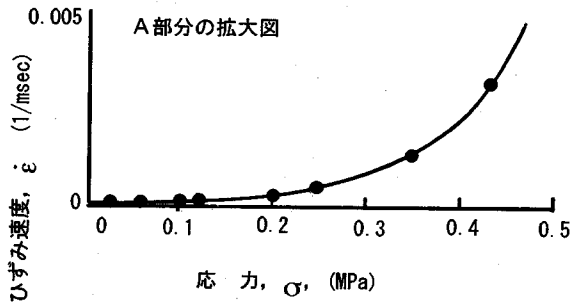
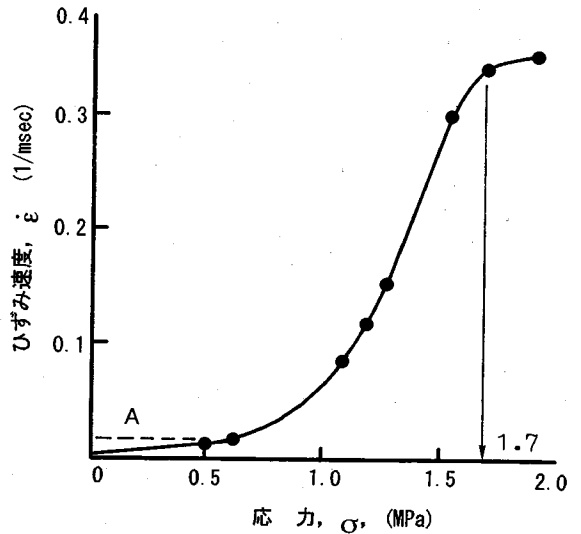


図-8 密粒度アスファルトコンクリートの
実測流動曲線

回復変形であるので、この二種類の変形には本質的の差異が存在するが、式(4.1)にはこの差異を考慮していない。

② アスファルト混合物の完全流動曲線はS形になり、その非ニュートン性状はかなり複雑である。単に指数関数としての非ニュートン性状を取り扱うことは合理的と言えない。

③ 核関数の物理的意味があまり明確とは言えず、実測したひずみ応答とも一致しない¹¹⁾。その形は、数値計算上にも不便である。

したがって、この構成方程式で一般的な応力履歴に対するひずみ応答を予測すれば、かなり限られるところが多くなる。

以上の欠点を補正するため、本研究では、式(4.1)を簡単にし、式(4.3)の三次 Frechet 積分係数を用いた。

$$\begin{aligned}
\varepsilon(t) &= c'_1 \int_0^t K_{11}(t-\tau_1) \cdot \sigma(\tau_1) d\tau_1 \\
&+ c'_2 \int_0^t \int_0^t K_{22}(t-\tau_1, t-\tau_2) \cdot \sigma(\tau_1) \sigma(\tau_2) d\tau_1 d\tau_2 \\
&+ c'_3 \int_0^t \int_0^t \int_0^t K_{33}(t-\tau_1, t-\tau_2, t-\tau_3) \\
&\cdot \sigma(\tau_1) \sigma(\tau_2) \sigma(\tau_3) d\tau_1 d\tau_2 d\tau_3
\end{aligned} \quad (4.3)$$

核関数 $K_{mn}(t-\tau_1, t-\tau_2, t-\tau_3, \dots)$ を衰退核 (degenerate kernel) と仮定すれば,

$$K_{mn} = K_{mn}^*(t-\tau_1) \cdot K_{mn}^*(t-\tau_2) \cdot K_{mn}^*(t-\tau_3) \dots \quad (4.4)$$

となる。なお、 K_{mn}^* は各変数に関する因子核関数である。

クリープ試験の入力条件を次のようにすれば,

$$\begin{aligned}
\sigma(t) &= 0 & (t \leq 0) \\
\sigma(t) &= \sigma_0 & (t > 0)
\end{aligned} \quad (4.5)$$

ひずみ応答 $\varepsilon(t)$ は,

$$\begin{aligned}
\varepsilon(t) &= c'_1 \sigma_0 \left[\int_0^t K_{11}^*(t-\tau_1) d\tau_1 \right] \\
&+ c'_2 \sigma_0^2 \left[\int_0^t K_{22}^*(t-\tau_2) d\tau_2 \right]^2 \\
&+ c'_3 \sigma_0^3 \left[\int_0^t K_{33}^*(t-\tau_3) d\tau_3 \right]^3 \\
&= c'_1 \sigma_0 F_1(t) + c'_2 \sigma_0^2 F_2(t) + c'_3 \sigma_0^3 F_3(t)
\end{aligned} \quad (4.6)$$

となる。ここに

である。すなわち、核関数は,

$$F_n(t) = \left[\int_0^t K_{nn}^*(t-\tau_n) d\tau_n \right]^n \quad (4.7)$$

$$K_{nn}^*(t-\tau_n) = \frac{\partial}{\partial t} [F_n(t)]^{\frac{1}{n}} \quad (4.8)$$

となる。

各積分級数において、 $F_n(t)$ は、同じ形で表現できると仮定し、式(3.1)と式(4.6)を比較すれば、

$$F_1(t), F_2(t), F_3(t) \propto t \xi + \left(1 - e^{-\frac{t}{\eta}} \right) \quad (4.9)$$

となる。

式(4.9)を式(4.6)に代入して、式(3.1)を参照すると、

$$\begin{aligned}
\varepsilon(t) &= \varepsilon_f + \varepsilon_{ve} \\
&= \sigma_0 [c'_1 + \sigma_0 (c'_2 + c'_3 \sigma_0)] \cdot \left[\xi t + \left(1 - e^{-\frac{t}{\eta}} \right) \right]
\end{aligned} \quad (4.10)$$

ここで、 $c_1 = c'_1 \xi$, $c_2 = c'_2 \xi$, $c_3 = c'_3 \xi$ とすると、

$$\begin{aligned}
\varepsilon_f &= \sigma_0 [c'_1 + \sigma_0 (c'_2 + c'_3 \sigma_0)] \xi t \\
&= \sigma_0 [c_1 + \sigma_0 (c_2 + c_3 \sigma_0)] t
\end{aligned} \quad (4.11)$$

$$\varepsilon_{ve} = \sigma_0 [c'_1 + \sigma_0 (c'_2 + c'_3 \sigma_0)] \left(1 - e^{-\frac{t}{\eta}} \right) \quad (4.12)$$

$$= \sigma_0 \left[\frac{c_1}{\xi} + \sigma_0 \left(\frac{c_2}{\xi} + \frac{c_3}{\xi} \sigma_0 \right) \right] \left(1 - e^{-\frac{t}{\eta}} \right)$$

となる。

パラメータベクトル \bar{B} を

$$\bar{B} = (c_1, c_2, c_3, \xi, \eta^*) \quad (4.13)$$

と記して、クリープ試験より、このベクトル \bar{B} を推定すると、式(4.3)は一次元非線形積分タイプの粘弾性構成方程式の近似式になり、一般的な応力履歴に対するひずみ応答を計算で予測することが可能になった。

この場合には、式(4.8)における粘性流動分量に対応する核関数は、

$$\begin{aligned}
K_{f11}^*(t) &= 1 \\
K_{f22}^*(t) &= \frac{1}{2} t^{-\frac{1}{2}} \\
K_{f33}^*(t) &= \frac{1}{3} t^{-\frac{1}{3}}
\end{aligned} \quad (4.14)$$

になり、遅延弾性変形分量に対応する核関数は、

$$\begin{aligned}
K_{ve11}^*(t) &= \frac{1}{\eta^*} \cdot e^{-\frac{t}{\eta^*}} \\
K_{ve22}^*(t) &= \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\eta^*} \cdot e^{-\frac{t}{\eta^*}} \cdot (1-e)^{\frac{1}{2}} \\
K_{ve33}^*(t) &= \frac{1}{3} \cdot \frac{1}{\eta^*} \cdot e^{-\frac{t}{\eta^*}} \cdot (1-e)^{\frac{1}{3}}
\end{aligned} \quad (4.15)$$

になった。これらの核関数はクリープ以外の一般的な応力履歴に対するひずみ応答を計算する場合に使用される。

5. パラメータベクトル \vec{B} の推定方法と構成方程式の検証

本研究より、得られたクリープ試験結果を使用し、最適化法でパラメータベクトル \vec{B} によって描かれるモデル、 $\varepsilon = f(\sigma, \vec{B})$ を近似することを試みた。

目標関数として、

$$Q = \min \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{\varepsilon_i - \bar{\varepsilon}_i}{\varepsilon_i} \right)^2} \quad (5.1)$$

ここで、 Q は目標関数に対する相対誤差
 ε_i はひずみ量の実測値
 $\bar{\varepsilon}_i$ はひずみ量の計算値である。

近似精度を高めるため、

$$\vec{B} = [c] \quad (5.2)$$

に対して、各変数 c_i の近似精度への寄与によって、試算により重みベクトル $\vec{W} = [\omega]_i$ をつくり、 \vec{B} にかけた。

近似計算するとき、入力するパラメータベクトルの初期値は計算の精度に重要な影響を与えるので、近似精度を向上するため、ベクトル \vec{B} 中の変数 ξ を消去し、

$$c_4 = \frac{c_1}{\xi}, \quad c_5 = \frac{c_2}{\xi}, \quad c_6 = \frac{c_3}{\xi} \quad (5.3)$$

とすれば、 $\vec{B} (c_1, c_2, c_3, \xi, \eta^*)$ は $\vec{B} (c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, \eta^*)$ になり、7個の変数を独立変数として処理すれば、次の結果が得られる。

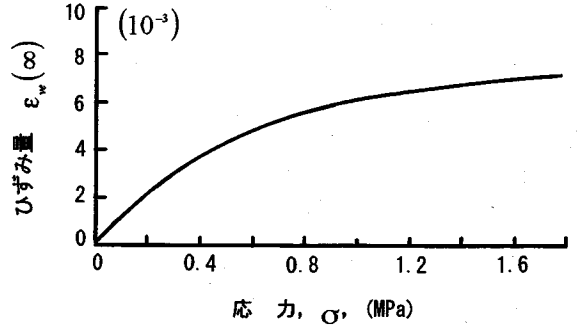


図-9 载荷時間が無限大と見なせる時間領域における遅延弾性変形に対応するひずみ量の実測値

$$\dot{\varepsilon}_f = c_1 \sigma_0 + c_2 \sigma_0^2 + c_3 \sigma_0^3 \quad (5.4)$$

$$\varepsilon_{ve}(\infty) = c_4 \sigma_0 + c_5 \sigma_0^2 + c_6 \sigma_0^3 \quad (5.5)$$

$$\log \left[\varepsilon_{ve}(\infty) - (\varepsilon(t) - \dot{\varepsilon}_f(t) \cdot t) \right] = -\frac{t}{\eta^*} \quad (5.6)$$

図-7に示したように、静的流動応力限界 σ_{k1} と動的流動応力限界 σ_{k2} の間で、最小二乗法により応力とひずみ速度の実測値から、式(5.4)に示した方程式で回帰することにより、 c_1, c_2, c_3 の初期値を推定した。試験で得られた $\varepsilon_{ve}(\infty)$ は、図-9に示した通りであるが、同様に最小二乗法で c_4, c_5, c_6 の初期値も推定した。

888個の実測データを使用して、以上に述べた方法で一次元積分構成方程式のパラメータベクトル \vec{B} を推定して、得られた結果は次のようになった。

$$\begin{aligned}
c_1 &= -2.9045 & c_2 &= 2.0746 \\
c_3 &= 0.07387 & c_4 &= 0.9850 \\
c_5 &= -0.0095 & c_6 &= 0.0034 \\
\eta^* &= 60.01 & \text{似相対誤差} &= 9.30\%
\end{aligned}$$

$\vec{B} (c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, \eta^*)$ の推定値を式(4.14)および式(4.15)に代入すれば、任意の応力に対するひずみ応答は、式(5.7)で示される。

$$\begin{aligned}
\varepsilon(t) &= c_1 \int_0^t K_{f11}^*(t-\tau_1) \sigma(\tau_1) d\tau_1 \\
&+ c_2 \int_0^t \int_0^t K_{f22}^*(t-\tau_1)(t-\tau_2) \sigma(\tau_1) \sigma(\tau_2) d\tau_1 d\tau_2 \\
&+ c_3 \int_0^t \int_0^t \int_0^t K_{f33}^*(t-\tau_1)(t-\tau_2)(t-\tau_3) \\
&\quad \cdot \sigma(\tau_1) \sigma(\tau_2) \sigma(\tau_3) d\tau_1 d\tau_2 d\tau_3
\end{aligned}$$

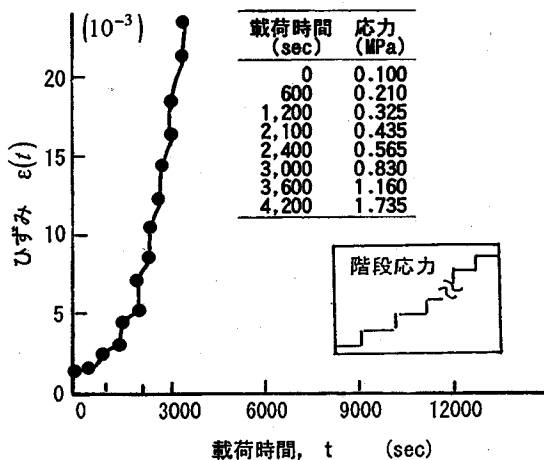


図-10 階段応力クリープ試験結果

$$\begin{aligned}
 &+ c_4 \int_0^t K_{ve11}^* (t - \tau_1) \alpha(\tau_1) d\tau_1 \\
 &+ c_5 \int_0^t \int_0^t K_{ve22}^* (t - \tau_1)(t - \tau_2) \alpha(\tau_1) \alpha(\tau_2) d\tau_1 d\tau_2 \\
 &+ c_6 \int_0^t \int_0^t \int_0^t K_{ve33}^* (t - \tau_1)(t - \tau_2)(t - \tau_3) \\
 &\quad \cdot \alpha(\tau_1) \alpha(\tau_2) \alpha(\tau_3) d\tau_1 d\tau_2 d\tau_3
 \end{aligned}$$

式(5.7)

ここで、 $\epsilon(t)$ の単位は 10^{-3} 、 $\sigma(\tau_i)$ の単位は 10^5 Paである。

段階応力クリープ試験、応力増加試験、応力増加減少試験、繰り返し応力増加減少試験などを行って、近似した構成方程式の適用性を検証することを試みた。実測値（プロット点）と式(5.7)による計算値（実線）との比較結果を、図-10~13に示した。

クリープ試験におけるひずみ曲線に式(4.10)を適用することにより、パラメータベクトル \bar{B} を求め、 \bar{B} を用いて核関数 K_m^* を決定すれば、式(5.7)に示す一般的な構成方程式が得られることから、これらの図に示したように、本研究により作成された一次元非線形構成方程式を使用すれば、一般的な応力履歴に対するひずみ応答が精度よく予測でき、広範囲の適用性があることが明らかになった。

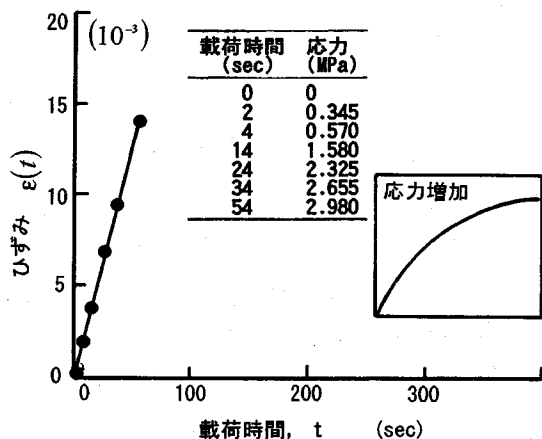


図-11 応力増加試験結果

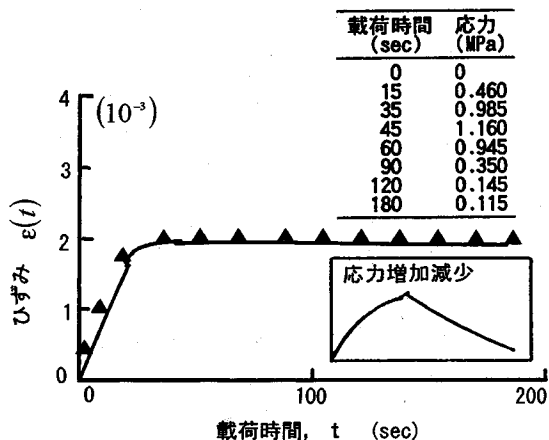


図-12 応力増加減少試験結果

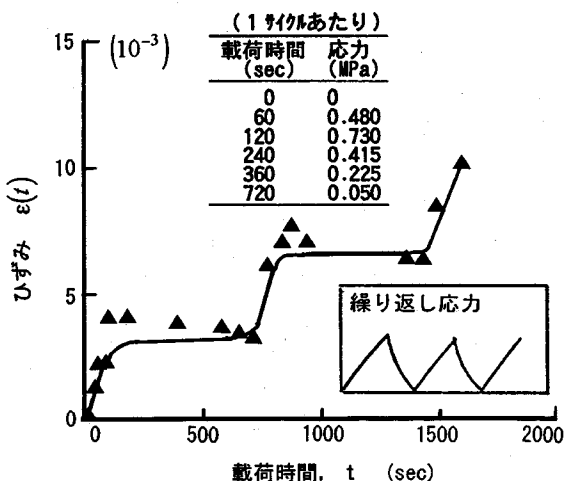


図-13 繰り返し応力増加減少試験結果

6. 結論

本研究の結果より、明らかになった事項を整理するとおおよ次のようになる。

- 1) 提案した密粒度アスファルトコンクリートに関する一次元非線形粘弾性構成方程式は、長時間範囲の非ニュートン粘性流動性状と短時間範囲の非線形遅延弾性性状の双方に適用できる。
- 2) 本研究で示した手法によって、クリープ試験結果から構成方程式を、簡単に近似できる。
- 3) 粘性流動についてその非ニュートン性状を詳しく検討し、密粒度アスファルトコンクリートもS形の完全流動曲線になることを示した。
- 4) 提案した構成方程式を使用すれば、一般的な応力履歴に対するひずみ応答を精度よく予測できるとともに、広範囲な適用性がある。

本研究においては、アスファルト混合物のなかで代表的なものである密粒度アスファルトコンクリートについて、クリープ試験を実施し、積分タイプの一次元構成方程式を提案した。しかしその方程式は一種類の試料一つの温度条件に対して適用してに過ぎないことから、本研究は基礎的な段階に留まっている。しかしながら、アスファルト混合物の種類および温度が変化した場合においても、各々の条件に対応したパラメーターベクトル \vec{B} ($c_1, c_2, c_3, \xi, \eta^*$) を決定すれば、クリープ試験のみでアスファルト混合物の一般的な力学応答を求めることができるであろう。

参考文献

- 1) Shell International Petroleum Company Limited, Shell Pavement Design Manual, 1978.
- 2) Carl L. Monithmuth, F. N. Finn, Flexible Pavement Design, *ASCE (TE)*, 1977.
- 3) 柔性路面設計規範, 中国人民交通出版社, 1987.
- 4) J. B. Rauhute, Comparison of VESSES II M Predictions to Brampton/AASHO Performance Measurements, Proceedings, 4th International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, 1977.
- 5) 菅原照雄ら, アスファルト混合物の力学性状について, 土木学会論文報告集, No. 207, pp. 73-81, 1972.
- 6) J. Kenis William, Predictive Design Procedures Design Method for Flexible Pavement using the VESYS Structural Subsystem, Proceedings, the 4th International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, 1977.
- 7) Findley W. N., Lai J. S., Onaran K., *Creep and Relaxation of Nonlinear Viscoelastic Materials*, North-Holland Pub. Co., 1976.
- 8) Vakili J., Experimental Study of Asphalt Concrete based on a Multiple-Integral Representation of Constitutive Equation of a Non Linear Viscoelastic Solid, *Journal of Rheology*, Vol. 27, No. 3, pp. 211-222, 1983.
- 9) 小野木重治, レオロジー要論, pp. 124, 1957.
- 10) Vakili J. : Determination of Nonlinear Viscoelastic Properties of Asphalt Concrete by a Simple Experimental Procedure, *Research Mechanics*, Vol. 14, No. 2, pp. 145-53, 1985.
- 11) А.К.Малмейетср, В.П.Тамеж, Г.А.Тетерс, Сопротивление Полимерных Изла телестово, Зинатне, 1980.

(1994. 3. 28 受付)

ONE DIMENSIONAL NON-LINEAR VISCOELASTIC CONSTITUTIVE EQUATION OF BITUMINOUS MIXTURE

Zhang XIAONING and Atsushi KASAHARA

An one dimensional nonlinear constitutive equation for describing both long period viscous effect and short period elastic effect is presented in this paper. The parameters of the constitutive equation are determined by means of curvilinear regression of experimental data in the flexural creep tests for a sort of asphalt concrete.

The results indicate that the constitutive equation is valid for the strain response with different histories of stresses.