

アスファルト混合物の動的力学解析への レオロジーモデルの適用性

西澤辰男¹・笠原 篤²・姫野賢治³

¹正会員 工博 石川工業高等専門学校助教授 環境都市工学科 (〒 929-0392 河北郡津幡町北中条)
nishi@ishikawa-nct.ac.jp

²正会員 工博 北海道工業大学教授 社会基盤工学科 (〒 006-0817 札幌市手稲区前田 7 条 15 丁目)

³正会員 工博 中央大学教授 理工学部土木工学科 (〒 112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)

本研究においては、アスファルト混合物の粘弾性挙動をモデル化するために、レオロジーモデルの一種である一般化 Voigt モデルを適用した。モデルに必要なパラメータ値は、動的載荷試験によって得られた動的弾性係数および損失弾性係数の振動数特性を表すマスターカーブから、逆解析によって推定した。Gauss-Newton 法を採用し、必要な定式化を行った上で逆解析システムを開発した。モデルの要素数を変化させ、モデルの適用性を検討したところ、広い振動数領域で有用な要素数は 8 要素であった。さらに、温度-時間換算則を適用し、シフトしたマスターカーブから、温度ごとのパラメータ値を同定した。その結果、温度が高くなると、弾性パラメータ値は変化しないが粘性パラメータ値は減少することが判明した。

Key Words : asphalt mixture, viscoelastic property, generalized Voigt model, Gauss-Newton method

1. はじめに

近年、舗装の設計、維持管理においては舗装の挙動を長期にわたって予測することが求められている。アスファルト舗装の場合、長期の挙動としてはわだち掘れなどの永久変形や、ひび割れなどの疲労現象が挙げられる。その場合、交通荷重に対するアスファルト舗装の力学的挙動を解析することが必要であり、アスファルト混合物の動的性状を適切に表現することが重要になる。アスファルト混合物は、温度や載荷時間によってその変形状（スティフネス）が変化する粘弾性的な性質を持っている。このようなアスファルト混合物の粘弾性を評価するための研究は古くから数多く行われてきた^{1),2),3)}。現在のアスファルト舗装の設計や構造評価における構造解析においては、アスファルト混合物の粘弾性的な性質は、温度や載荷時間に応じて弾性係数を変化させた静的な弾性構造解析を行うことによって間接的に考慮されているにすぎない³⁾。したがって、アスファルト混合物の粘弾性理論に基づいた材料評価を直接構造解析には利用できず、材料評価と構造解析の間には溝が存在する。

アスファルト混合物の流動によるわだち掘れの予測に対しては、粘弾性解析が適用されている^{4),5),6),7),8)}。さらにアスファルト舗装の表面縦ひび割れの発生原因は、弾性解析では説明できず、粘弾性による散逸エネルギーの累積に起因したアスファルト混合物の疲労破壊だとする見解が有力である^{9),10)}。したがって、アス

ファルト舗装の長期的な挙動を予測するためにはアスファルト混合物の粘弾性的な性状を正確に評価した解析が必要になる。このようなことから SHRP 計画では、アスファルトバインダーの性状をレオロジー的に規定し、それに基づいてアスファルト混合物の材料設計を行うという手法が提案されている¹¹⁾。さらに、アスファルト混合物の粘弾性性状をレオロジーモデルによって表現し、必要なパラメータ値を室内試験結果から同定するという研究も進められている^{12),13)}。レオロジーモデルは、ばねとダッシュポットという簡単な要素を組み合わせて、材料の粘弾性的な挙動を表現するもので、要素の組み合わせや数によってさまざまなモデルを作り出すことが可能である。しかしながら、要素の数を増やせば複雑な挙動を表現できるが、必要なパラメータ数が増えるのでそれらの値の決定が問題となる。

本研究の目的は、走行荷重に対するアスファルト混合物の粘弾性応答を的確に表現するレオロジーモデルを開発することにある。モデルの要素数が増加すると、FEM において大量の内部メモリが必要となり、計算が煩雑になるため、モデルとしては簡便なものが望ましい^{14),15)}。そこで、モデルの構造とモデルの適用範囲の関係を明らかにすることにより、考慮する交通条件や温度条件の下で最適なレオロジーモデルの適用が可能になると考えた。本研究においては、すでに FEM などの構造モデルに用いられている一般化 Voigt モデルを採用し、逆解析の手法¹⁶⁾を用いて必要なパラメータ値を材料の動的載荷試験結果から同定する手法を開発

表-1 動的載荷装置の概要

載荷方式	4点載荷の両振り曲げ
制御方式	応力とたわみ
波形	関数波(正弦波, 三角波, 矩形波, のこぎり波), 任意波
周波数	正弦波: 0.1 – 20 Hz 矩形波 0.1 – 2 Hz
最大許容荷重	4.9 kN
最大動的荷重	1.1 kN
最大変位振幅	5 mm

した. この手法を用いて, すでに得られているアスファルト混合物の動的載荷試験結果^{17),18),19)}からモデルの要素数を変化させパラメータ値を同定した. その結果に基づき, 走行荷重に対する応答を想定した上で, 要素数の影響やモデルの適用範囲について検討した. さらに, 時間・温度換算則の原理を用いて, いろいろな温度におけるレオロジーモデルのパラメータ値を同定し, パラメータ値に及ぼす温度の影響についても調べた.

2. アスファルト混合物の動的性状

(1) 動的載荷試験

笠原らは, 強制曲げ振動法により, 0.1 から 20Hz 程度の振動数におけるアスファルトモルタルといくつかのアスファルト混合物の複素弾性係数を求めている^{17),18),19)}.

試験に用いた動的載荷装置は, 舗装用材料の供試体に電気・油圧サーボ機構により静的および動的な4点載荷あるいは3点載荷の曲げ試験を行う装置である. 動的試験装置の概要を表-1に示す.

試験材料としては, ストレートアスファルトを用いた密粒度アスファルト混合物 (DGAC), トペカ (TP), ロールドアスファルト混合物 (RAC), アスファルトモルタル (AM) の4種類を用意した. 配合およびアスファルトバインダーの性状を表-2に示す.

供試体は次のように作製した. 材料を2ポアズ (0.2 Pa*s) 等粘度温度にて加熱混合し, 30×40×5 cm の型枠内でローラコンパクタにより30ポアズ (3 Pa*s) 等粘度温度にて転圧した. その後, ホイールトラッキング試験機を用い, 45°C において60分間トラバースを行い, ニーディング作用を与えたブロックから, ダイアモンドカッタにより, 寸法4×4×35 cm に切り出した.

試験においては, 供試体をスパン30cm, 載荷点間隔10cm になるようにセットし, 温度制御された恒温水槽中において正弦波波形のたわみを入力とし, その応答荷重および位相角を得た. 試験条件として, 温度

表-2 試験に用いた材料の配合とアスファルトバインダーの性状

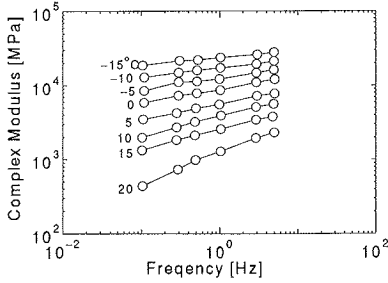
ふるい目 (mm)	密粒度アスファルト (DGAC)	トペカ (TP)	ロールドアスファルト (RAC)	アスファルトモルタル (AM)
13.0	100.0	—	100.0	—
10.0	93.0	100.0	90.0	—
7.0	77.0	85.0	55.0	—
5.0	70.0	80.0	46.0	—
2.5	50.0	70.0	46.0	—
1.2	40.0	58.0	46.0	100.0
0.6	30.0	45.0	40.0	87.0
0.3	20.0	30.0	20.0	43.5
0.15	10.6	12.8	6.7	14.7
0.074	6.2	7.9	6.3	12.5
バインダー量 (%)	5.55	7.25	5.75	10.5
バインダーの性状	ストレートアスファルト			
	80/100 針入度: 92 軟化点: 46.3°C PI: -0.6		40/60 針入度: 50 軟化点: 54.0°C PI: -0.3	

-15°C~20°C の下で, 周波数 0.1~5 Hz の正弦的に変化するひずみ荷重 (振幅 500 マイクロ, たわみ量 0.21mm) を与えた.

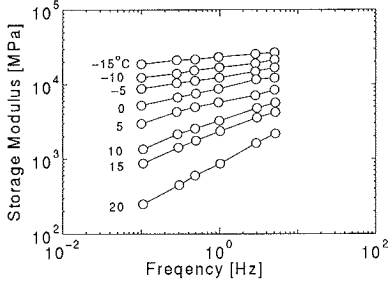
(2) 実験結果

試験から算出される複素弾性係数, 複素弾性係数の実数部である動的弾性係数, および虚数部である損失弾性係数と振動数の関係を密粒度アスファルト混合物 (DGAC) について図-1に示す. 複素弾性係数については, 振動数が高くなるにしたがって増加していくが, 温度の低下に伴い, 振動数への依存性が小さくなり, -15°C においてほぼ上限値を示している. 動的弾性係数は複素弾性係数と似ており, 両者は低温においてはほぼ同一であるが, 高温になると動的弾性係数はかなり小さくなる. 損失弾性係数の振動数依存性は, 複素弾性係数や動的弾性係数とはかなり異なる. 低温においては温度の低下および振動数の増加とともに損失弾性係数は減少し, 高温においては温度の増加と振動数の減少とともに減少する. 0°C 付近においては振動数依存性を示さない. 損失弾性係数はエネルギーの逸散を示すものであり, これがある振動数領域で最大になることを示している. 同様な関係をロールドアスファルト混合物 (RAC), トペカ (TP), アスファルトモルタル (AM) について求めた.

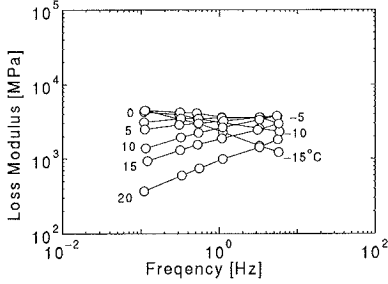
これらの関係から, 熱レオロジー的な物質に適用される時間・温度換算法則を適用し, 図-2に示すような基準温度を10°Cとする複素弾性係数, 動弾性係数, 損失弾性係数のマスターカーブを得た. そのときの移程量 (シフトファクター $\log_{10} a_T$) を図-3に示す. Williams らはこのシフトファクターが次式に示す一般式によつ



(a) 複素弾性係数 (Complex Modulus)

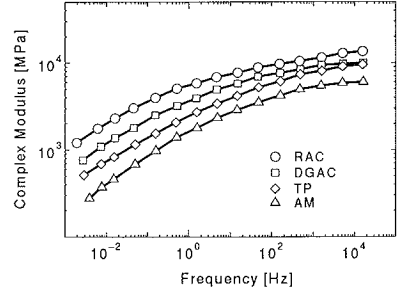


(b) 動的弾性係数 (Storage Modulus)

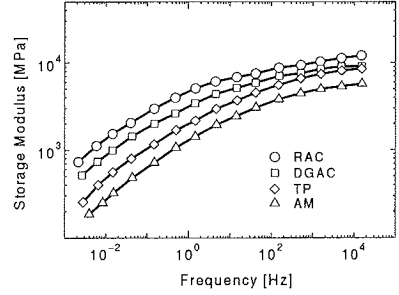


(c) 損失弾性係数 (Loss Modulus)

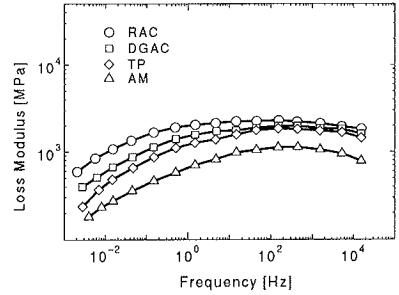
図-1 密粒度アスファルト混合物の複素弾性係数、動的弾性係数および損失弾性係数



(a) 複素弾性係数



(b) 動的弾性係数



(c) 損失弾性係数

図-2 複素弾性係数、動的弾性係数および損失弾性係数のマスターカーブ

て近似できることを示した²⁰⁾

$$\log_{10} a_T = \frac{-c_1 c_2 (T - t_0)}{(c_2 + T - T_s)(c_2 + T_0 - T_s)} \quad (1)$$

ここに、 T は温度、 T_s は各物質に固有な標準温度、 T_0 は基準温度、 $c_1 = 8.86$ 、 $c_2 = 101.6$ である。この式に基づいて、今回の実験データから $T_s = 36.3^\circ\text{C}$ を得た。この式によって計算された曲線を図-3 に示している。

3. レオロジーモデルのパラメータ同定

(1) 一般化 Voigt モデル

西澤らはアスファルト混合物の粘弾性挙動をモデル化するために、図-4 に示すような一般化 Voigt モデルを採用し、FEM に組み込んだ解析を行っている^{14),15)}。一般化 Voigt モデルの場合、角速度 ω で周期的に変動する応力入力に対し、ひずみ応答の周期変動部分 $\varepsilon(t)$ は

次式で表される²¹⁾

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) &= \varepsilon^* e^{j\omega t} \\ &= \left(\frac{E_0 + j\omega V_0}{j\omega V_0 E_0} + \sum_{i=1}^{n-1} \frac{1}{E_i + j\omega V_i} \right) \sigma^* e^{j\omega t} \end{aligned} \quad (2)$$

ここに、 $j = \sqrt{-1}$ 、 σ^* , ε^* : 応力およびひずみ振幅、 E_0, V_0 : Maxwell 要素の弾性係数と粘性係数、 $E_i, V_i (i = 1, \dots, n-1)$: 各 Voigt 要素の弾性係数および粘性係数である。あるいは、

$$\begin{aligned} \varepsilon^* &= \left(\frac{E_0 + j\omega V_0}{j\omega V_0 E_0} + \sum_{i=1}^{n-1} \frac{1}{E_i + j\omega V_i} \right) \sigma^* \\ &= C(j\omega) \sigma^* \end{aligned} \quad (3)$$

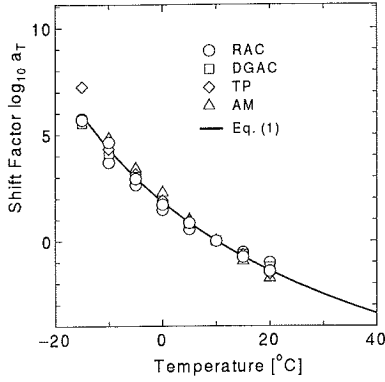


図-3 実験より求めたシフトファクター

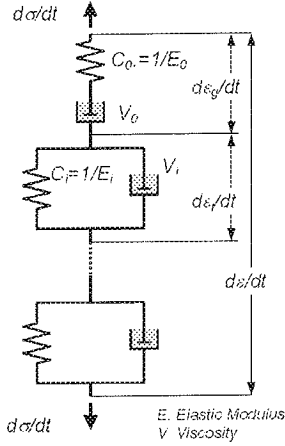


図-4 一般化 Voigt モデル

したがって、複素弾性係数は以下のように表される。

$$\begin{aligned} D(j\omega) &= \frac{1}{C(j\omega)} \\ &= \frac{1}{\frac{E_0 + j\omega V_0}{j\omega V_0 E_0} + \sum_{i=1}^{n-1} \frac{1}{E_i + j\omega V_i}} \\ &= D_R(\omega) + jD_I(\omega) \end{aligned} \quad (4)$$

ここに、 $D_R(\omega)$ 、 $D_I(\omega)$ は $D(j\omega)$ の実数項（動的弾性係数）および虚数項（損失弾性係数）である。

(2) Gauss Newton 法

Gauss Newton 法によって、いくつかの ω で測定された動的弾性係数と損失弾性係数から、レオロジーパラメータ値の同定を行う。その際に用いた目的関数は角速度 ω ごとの動的弾性係数と損失弾性係数の実測値と計算値の差で表され、次式ようになる。

$$F = \sum_{k=1}^{m1} (D_{R,k}^M - D_{R,k}^C)^2 + \sum_{k=1}^{m2} (D_{I,k}^M - D_{I,k}^C)^2 \quad (5)$$

ここに、 $D_{R,k}^M, D_{R,k}^C$: 角速度 ω_k における動的弾性係数の測定値と計算値、 $D_{I,k}^M, D_{I,k}^C$: 角速度 ω_k における損失弾性係数の測定値と計算値、 $m1, m2$: それぞれ動的弾性係数および損失弾性係数の測定値の数である。測定値の数を動的弾性係数と損失弾性係数で異なつたものにすることによって、両者の測定値に重みをもたすことができる。後に見るように、推定値は動的弾性係数では一致しやすいが、損失弾性係数は一致しにくい。このような場合には、動的弾性係数の測定値を減らすことによって、両者の一致度のバランスをとるのである。

Gauss-Newton 法では、まず動的弾性係数と損失弾性係数を、レオロジーパラメータに関して Taylor 展開する。

$$\begin{aligned} D_R^C(e + \delta e) &= D_R^C(e) + \sum_{i=0}^{2(n-1)} \frac{\partial D_R^C}{\partial e_i} \delta e_i \\ D_I^C(e + \delta e) &= D_I^C(e) + \sum_{i=0}^{2(n-1)} \frac{\partial D_I^C}{\partial e_i} \delta e_i \end{aligned} \quad (6)$$

ここに、 $e = \{e_0, \dots, e_{2(n-1)}\}$ 、 $e_i = E_i$ 、 $e_{i+n} = V_i$ である。式 (6) を式 (5) 代入すると次式を得る。

$$\begin{aligned} F &= \sum_{k=1}^{m1} \left(D_{R,k}^M - D_{R,k}^C(e) - \sum_{i=0}^{2(n-1)} \frac{\partial D_{R,k}^C}{\partial e_i} \delta e_i \right)^2 \\ &\quad + \sum_{k=1}^{m2} \left(D_{I,k}^M - D_{I,k}^C(e) - \sum_{i=0}^{2(n-1)} \frac{\partial D_{I,k}^C}{\partial e_i} \delta e_i \right)^2 \end{aligned} \quad (7)$$

式 (7) を最小化するための条件

$$\frac{\partial F}{\partial e_l} = 0, \quad (l = 0, \dots, 2(n-1)) \quad (8)$$

より、以下のような δe_i に関する $2n$ 元の連立 1 次方程式を得る。

$$\begin{aligned} &\sum_i^{2(n-1)} \left\{ \sum_{k=1}^{m1} \left(\frac{\partial D_{R,k}^C}{\partial e_i} \frac{\partial D_{R,k}^C}{\partial e_l} \right) + \sum_{k=1}^{m2} \left(\frac{\partial D_{I,k}^C}{\partial e_i} \frac{\partial D_{I,k}^C}{\partial e_l} \right) \right\} \delta e_i \\ &= \sum_{k=1}^{m1} \left\{ (D_{R,k}^M - D_{R,k}^C) \frac{\partial D_{R,k}^C}{\partial e_l} \right\} \\ &\quad + \sum_{k=1}^{m2} \left\{ (D_{I,k}^M - D_{I,k}^C) \frac{\partial D_{I,k}^C}{\partial e_l} \right\} \\ &\quad (l = 0, \dots, 2(n-1)) \end{aligned} \quad (9)$$

具体的な手順としては、最初に e_i を仮定し、式 (9) を δe_i について解き、次式によって新しいパラメータ値 e_i を求める。

$$e_i = e_i + \delta e_i \quad (10)$$

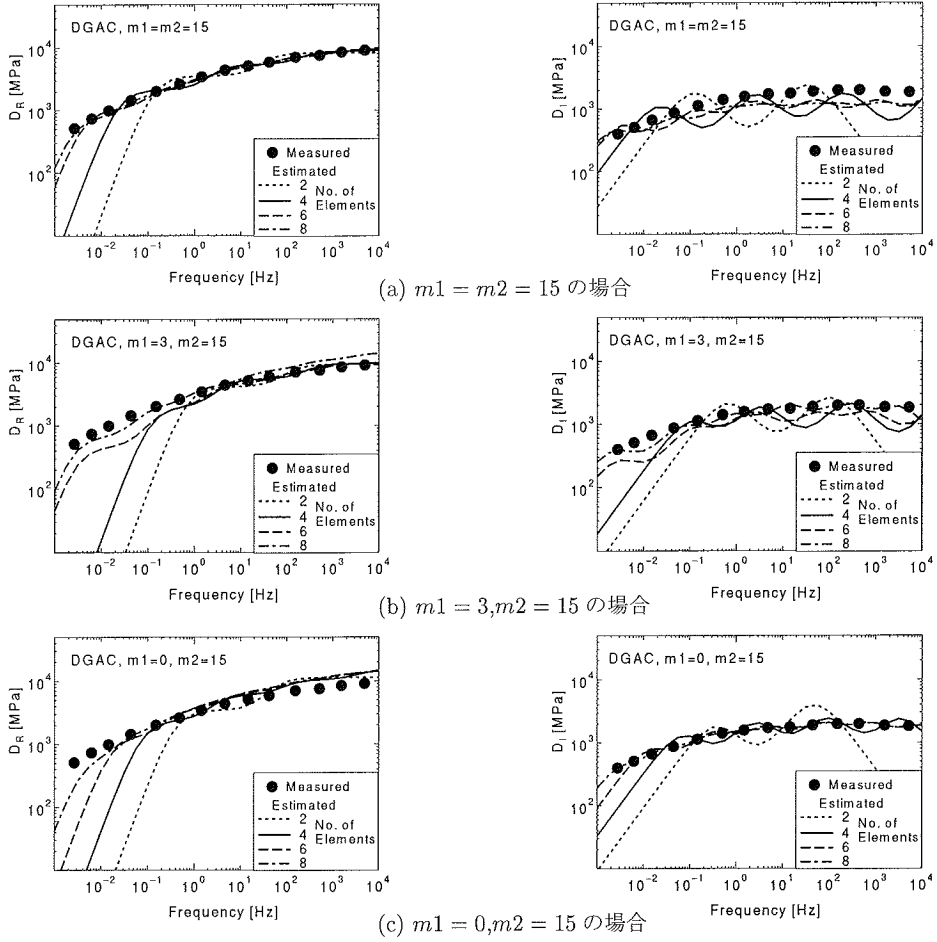


図-5 測定値の選択による同定結果の相違 (DGAC)

目的関数 F が δe_i が非常に小さな値になった時点で収束したものとみなし、計算を終了する。

4. レオロジーモデルの適用性

(1) 測定値の選択

一般に測定値 D_R^M や D_I^M は角速度 ω ごとに得られるので、 $m_1 = m_2$ である。今回の場合 $m_1 = m_2 = 15$ であるので、DGAC について測定値すべてを用いて同定を行い、推定されたパラメータ値から式 (4) により D_R と D_I のマスターカーブを求めて実測値と比較したものが図-5(a) である。要素数として 2, 4, 6, 8 と変化させている。この要素数の影響については後述することにして、ここでは測定値の数による推定された曲線と実測値との一致度について考察する。 $m_1 = m_2 = 15$ とした場合、 D_R については推定値と実測値は良く一致するが、 D_I においては推定値は実測値よりも小さな値を示す。このように、推定値は D_R の実測値に強く影響

を受け、 D_I に対する適合性が低い。材料の粘性は D_I に現れるので、 D_I の適合性を上げる必要がある。

そこで、 D_R の測定値の数を減らして、 $m_1 = 3, m_2 = 15$ とした。 D_R の測定値 3 点は最大値、中間値および最小値を選んだ。その結果を図-5(b) に示す。この場合、 D_R の推定値と実測値は一致したままで、 D_I の推定値は実測値にかなり近づく。

さらに D_R の測定値をすべて無視し、 $m_1 = 0, m_2 = 15$ とした場合を図-5(c) に示す。この場合には、 D_R の推定値はやや実測値と離れるものの、 D_I の推定値は実測値に一致し、全体としては推定値と実測値の一致度は最も良い。他の材料の同定結果についても同様の傾向が得られた。このようなことから、以下では、 $m_1 = 0, m_2 = 15$ とした結果を示す。

(2) 同定結果

同定されたパラメータ値から各材料に対する D_R と D_I のマスターカーブを求めて実測値と比較した比較

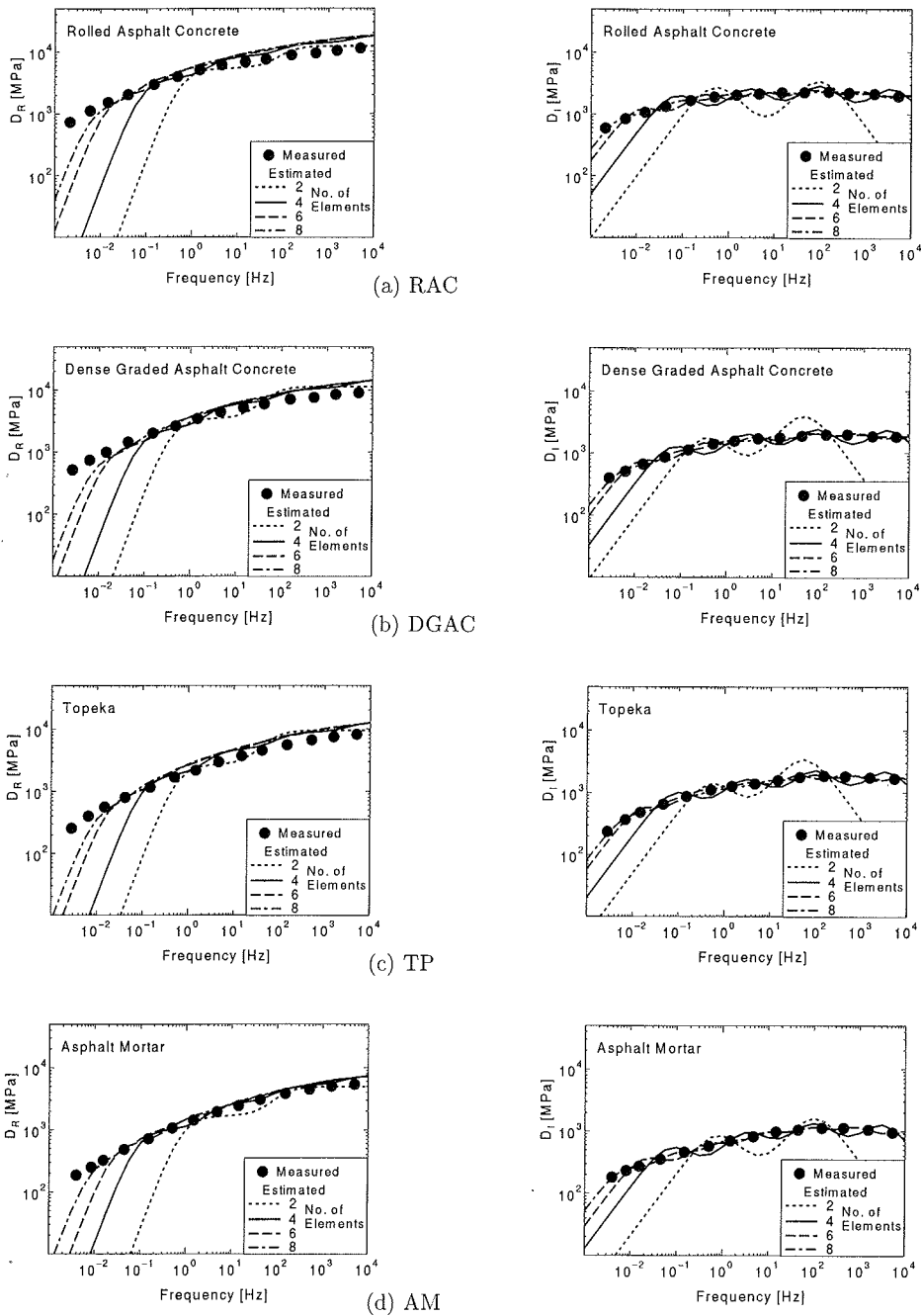


図-6 各混合物に対する動的弾性係数，損失弾性係数の実測値と計算値の比較

したものを図-6に示す。モデルの要素数が多いほど、計算値と実測値はよく一致する。 D_R については、低振動数領域で要素数の影響が顕著に現れる。推定値と実測値が一致する下限は、2要素で1Hz、4要素で0.1Hz、6および8要素で0.01Hzである。 D_I は、特に要素数が2の場合、振動数特性は波状的な様相を示し、滑らかな実測値との乖離が顕著である。一致する振動数範囲も

1から10Hz程度と狭い。要素数が4以上になるとモデルの振動は小さくなり、実測値と一致する領域は高振動数側でかなり広がる。その下限は4要素で0.1Hz、6および8要素では0.001Hz程度になる。全般的に低振動数領域すなわち長载荷時間で粘性を表現するためにはモデルの要素数を8程度にする必要がある。

载荷時間を d とすると、 $d = 1/\omega = 1/(2\pi f)$ である。

表-3 同定されたパラメータ値 (上段：弾性係数 E_i MPa, 下段：粘性係数 V_i MPa*s)

混合物の種類	要素数	E0 V0	E1 V1	E2 V2	E3 V3	E4 V4	E5 V5	E6 V6	E7 V7
ロールド アスファルト	2	1.28E+04	1.23E+04						
		3.33E+02	5.60E+00						
	4	1.85E+04	7.57E+03	2.31E+04	5.31E+04				
		8.11E+03	9.29E+02	6.12E+01	2.98E+00				
	6	3.87E+04	4.37E+03	1.58E+04	3.52E+04	6.95E+04	3.37E+04		
		2.62E+04	5.08E+03	5.98E+02	6.74E+01	6.62E+00	4.74E-02		
	8	2.06E+04	2.98E+03	7.81E+03	1.06E+05	4.39E+04	1.79E+04	7.32E+04	2.59E+04
		5.78E+04	3.74E+04	1.05E+04	1.52E+00	1.05E+02	3.66E+03	1.36E+01	6.48E+02
密粒度 アスファルト	2	1.12E+04	5.32E+03						
		1.17E+03	5.49E+01						
	4	1.49E+04	4.37E+03	1.54E+04	3.63E+04				
		5.24E+03	6.20E+02	4.31E+01	2.38E+00				
	6	1.61E+04	2.48E+03	9.41E+03	4.32E+04	6.79E+04	2.11E+04		
		1.59E+04	3.60E+03	6.28E+02	1.23E+01	1.41E+00	7.60E+01		
	8	1.84E+04	2.02E+03	6.26E+03	1.51E+04	1.36E+05	4.73E+04	6.96E+04	2.63E+04
		2.34E+04	2.90E+03	7.35E+02	1.19E+02	8.01E-02	2.49E-12	2.28E+01	3.09E+00
トベカ	2	9.64E+03	3.82E+03						
		1.22E+03	4.18E+01						
	4	1.29E+04	3.16E+03	1.05E+04	2.82E+04				
		3.83E+03	5.00E+02	3.52E+01	2.08E+00				
	6	1.39E+04	2.06E+03	7.53E+03	5.67E+04	1.50E+04	3.46E+04		
		8.47E+03	2.26E+03	3.94E+02	1.20E+00	5.44E+01	9.39E+00		
	8	3.79E+04	2.01E+03	7.01E+03	1.33E+04	3.79E+04	3.79E+04	2.67E+04	4.54E+04
		9.00E+03	2.90E+03	7.35E+02	1.19E+02	8.01E-02	2.49E-12	2.28E+01	3.09E+00
アスファルト モルタル	2	4.98E+03	2.92E+03						
		2.53E+02	9.51E+00						
	4	7.57E+03	1.66E+03	6.09E+03	1.70E+04				
		2.43E+03	2.29E+02	1.88E+01	1.22E+00				
	6	8.06E+03	1.25E+03	4.06E+03	1.02E+04	1.98E+04	3.65E+04		
		4.67E+03	9.31E+02	1.44E+02	2.85E+01	5.19E+00	7.66E-01		
	8	8.38E+03	8.41E+02	1.74E+03	3.77E+04	1.62E+04	2.28E+04	3.85E+03	7.87E+03
		1.00E+04	8.58E+03	1.87E+03	7.85E-01	2.74E+01	5.43E+00	4.07E+02	9.29E+01

Huang によれば, 走行する交通荷重による載荷時間は次式から計算できる²²⁾.

$$d = \frac{12L}{v} \quad (11)$$

ここに, L : タイヤ接触面の長さ (m), v : 走行速度 (m/s) である. したがって, 走行速度と振動数の関係は,

$$v = 24\pi fL \quad (12)$$

となる. $L = 0.15$ m とすれば, 振動数が 0.1 Hz から 1 Hz の範囲で, 走行速度は 4.1 km/h から 41 km/h の範囲に相当する. したがって, 現実的な範囲では, 0.1 Hz から 10 Hz の範囲をカバーできれば十分といえ, 温度 10°C であれば 4 要素モデルでも十分である.

表-3 に同定されたパラメータ値をまとめた. 弾性係数 E_i の値は $10^3 \sim 10^5$ MPa の範囲で, RAC, DGAC, TP, MA の順で小さくなる. 粘性係数 V_i の値は $10^{-2} \sim 10^5$ MPa*s と広い範囲にあり, i の数字が大きいくほどその値は小さくなる傾向にある. したがって, 要素の数を増すと, 増やした要素の遅延時間 ($= V_i/E_i$) は小さくなり, その要素のモデル全体の粘性挙動に及ぼす影響は小さくなる. このことから, ある程度要素を増やすと, それ以上要素を加えても全体の挙動に及ぼす影響は小さくなると考えられる.

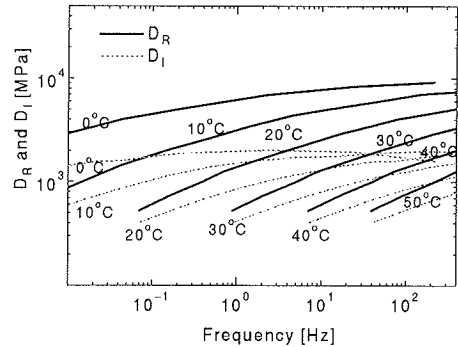


図-7 シフトされた動的弾性係数と損失弾性係数のマスターカーブ

5. 温度の影響

(1) 時間温度換算則によるパラメータ同定

温度がレオロジーパラメータの値にどのような影響があるか, またモデルの適用範囲はどの程度かについて検討した. 温度を変えたときのパラメータ同定は以下のような方法で行った.

1. 仮定した温度に対応するシフトファクターを式 (1) より算定する.
2. シフトファクターによって, 実験的に求めたマス

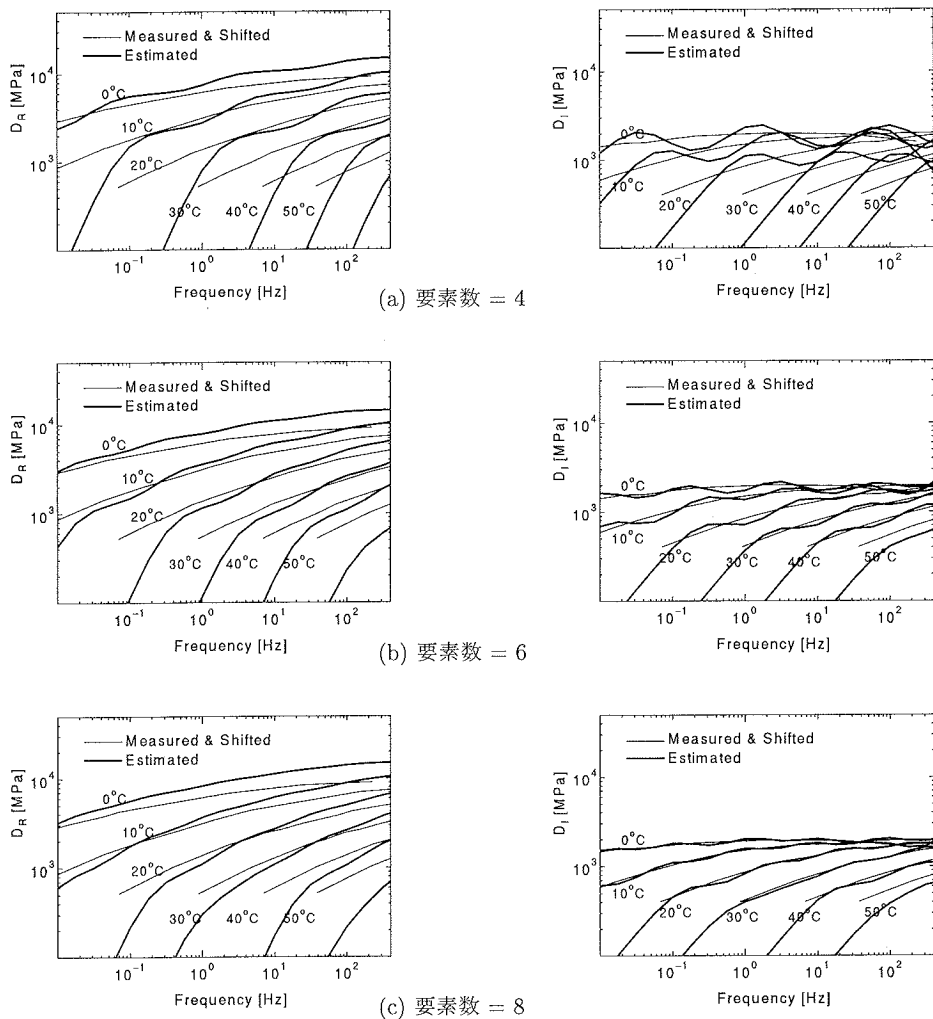


図-8 シフトされたマスターカーブにおける同定結果と実測値の比較

ターカーブをシフトする。

- シフトしたマスターカーブからレオロジーパラメータを同定する。

図-7 は、式 (1) を用いて求めた DGAC の各温度における D_R と D_I のマスターカーブである。20°C の試験データしかないため、高温側にシフトした場合、低振動数領域では有効な試験データの領域が狭まっているが、このままこれらの曲線からパラメータを同定した。

(2) 同定結果に及ぼす温度の影響

図-8 は、4 要素、6 要素および 8 要素を用いて同定されたレオロジーモデルによる D_R と D_I の振動数特性である。細い線は実測値、太い線は推定値である。先に述べたように、通常の走行荷重による載荷時間より想定される振動数範囲は 0.1 Hz から 10 Hz であるので、この範囲でモデルの適用性を議論する。4 要素の推定値

は、特に D_I において曲線の振動がやや大きく、実測値とのずれが大きい。要素数が増えるにしたがい曲線の振動は小さくなり、8 要素では推定値と実測値はよく一致するようになる。ただし、一致するのはシフトした実験データが有用な領域までであり、温度が高いとその領域が高振動数側に移動する。0.1 Hz から 10 Hz の範囲で信頼のおけるモデルとしては、6 要素か 8 要素で、その温度範囲も 20°C までである。30°C ではモデルによる推定値と実測値が一致すると判断される領域は 1 Hz 以上であり、低速領域であるそれ以下の振動数では推定値が実測値をかなり下回るようになる。結局、試験データが有用な範囲において適用可能なモデルが推定できるという当然の結果となっている。したがって、高温時のレオロジーパラメータ値を得ようとする場合には、低振動数における実験データ、あるいは高温領域における実験データが必要となる。

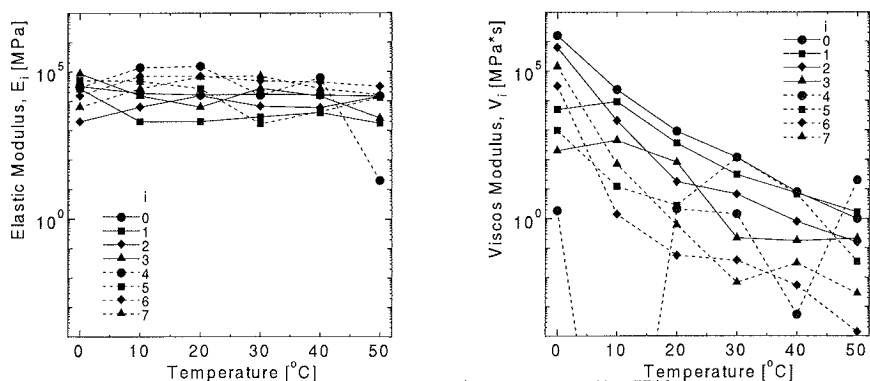


図-9 温度とパラメータ値の関係

図-9 は、8 要素モデルにおける同定されたパラメータの温度依存性である。弾性係数は比較的狭い範囲で変動し、温度にはあまり大きく影響されない。要素間での値の違いもそれほど大きくはない。一方、粘性係数は要素間での値の違いが大きく、また温度が高くなるにしたがいその値が小さくなる傾向が顕著である。粘性係数のこのような温度依存性は、アスファルト混合物の粘性が温度に依存するという実験的事実を反映している。

いずれのパラメータ値も温度と明確な関係は認められないので、直接温度から弾性係数や粘性係数を推定する式に表すことは無理である。したがって、各温度に対するレオロジーパラメータの値は、複素弾性係数のマスターカーブから別個に同定する必要がある。ただし、広範囲の温度領域から求められたマスターカーブがあれば、時間温度換算側によってシフトしたマスターカーブより、レオロジーパラメータ値を推定することは可能である。

6. まとめ

室内試験によって得られたアスファルト混合物の複素弾性係数の振動数特性から、一般化 Voigt モデルに必要なレオロジーパラメータ値を推定する方法を開発した。この手法は Gauss-Newton 法を用いた逆解析法であり、動的弾性係数と損失弾性係数のマスターカーブからレオロジーパラメータを推定する。モデルを構成する要素の数は任意である。この手法を用いて、過去の実験データからいくつかのアスファルト混合物に対するレオロジーパラメータの値を求めた。また、時間温度換算側を適用し、各温度におけるそれらの値についても検討した。その結果より以下の事柄が明らかとなった。

1. 最小化すべき目的関数としては、損失弾性係数の推定値と計算値との差の平方和を選択すると、動的弾性係数と損失弾性係数の両方のマスターカーブ

ブの一致度が良い。

2. レオロジーモデルの要素数が多くなるほど、動的弾性係数や損失弾性係数のマスターカーブにおける推定値と実測値の一致する振動数領域が拡大する。0.001 Hz から 1000 Hz までをカバーするためには 8 要素が必要であるが、交通の走行による载荷時間に相当する 0.1 Hz から 10 Hz の領域であれば 4 要素程度でもよい。
3. 推定されたレオロジーパラメータから求められた動的弾性係数のマスターカーブの推定値は、実測値に比べて、高振動数領域ではやや高くなり、低振動数領域でかなり小さな値を示す。同様にして求めた損失弾性係数のマスターカーブの推定値も、低振動数領域では実測値に比べて小さな値となる。
4. 高温領域におけるレオロジーパラメータ値を求めるためには、0.001 Hz 以下の低振動数領域を含めたマスターカーブが必要である。
5. 要素が増えていくと、その増えた要素の遅延時間は減少し、したがってモデル全体の粘性に及ぼす影響は減少していく。
6. レオロジーモデルにおける弾性係数の値は、要素数や温度によらず $10^3 \sim 10^5$ MPa の範囲にあるが、粘性係数は、要素数や温度によって $10^{-2} \sim 10^5$ MPa*s の範囲で大きく変化し、温度が高くなるとその値は小さくなる傾向がある。
7. レオロジーパラメータ値と温度には、明確な関係がなく、温度から直接レオロジーパラメータ値を求める式を確立することはできなかった。

謝辞：本研究の一部は、日本学術振興会科学研究補助金（基盤研究 (C)、研究代表者：西澤辰男）の援助を受けた。

参考文献

- 1) Van der Poel, C.: A General System Describing the Visco-elastic Properties and its Relation to Routine

- Test Data, *Journal of Applied Chemistry*, 4(part 5), pp.221-236, 1954.
- 2) 石原研而：2層粘弾性地盤内の応力とその舗装体への適用法，土木学会論文集，第133号，pp.1-10, 1966.
 - 3) Claessen, A.I.M., et al.: Asphalt Pavement Design, The Shell Method, *Proceedings, 4th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, The University of Michigan, pp.39-74, 1978.
 - 4) Collop, A.C., et al.: Viscoelastic Approach to Rutting in Flexible Pavements, *Journal of Transportation Engineering*, ASCE, pp. 82-93, 1995.
 - 5) Long, F., Govindjee, S. and Monismith, C.L.: Permanent Deformation of Asphalt Concrete Pavements: Development of a Nonlinear Viscoelastic Model for Mix Design and Analysis, *Proceedings, 9th International Conference on Asphalt Pavements, International Society of Asphalt Pavement*, 1:6-4, 2002.
 - 6) Blab, R. and Harvey, J.T.: Modelling Measured 3D Tire Contact Stresses in a Viscoelastic FE Pavement Model, *Proceedings, Second International Symposium 3D Finite Element for Pavement Analysis, Design and Research*, Charleston, WV, 2000.
 - 7) Blab, R. and Harvey, J.T.: Viscoelastic Rutting Model with Improved Loading Assumptions, *Proceedings, 9th International Conference on Asphalt Pavements, International Society of Asphalt Pavement*, 1:6-2, 2002.
 - 8) Hua, J. and White, T.: A Study of Non-linear Tire Contact Pressure Effects on HMA Rutting, *Proceedings, 2nd International Symposium on 3D Finite Element for Pavement Analysis, Design and Research*, Charleston, WV, pp.165-194, 2000.
 - 9) Himeno, K., Watanabe, T. and Maruyama, T.: Estimation of the Fatigue Life of Asphalt Pavement, *Proceedings, 6th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, Ann Arbor, USA, pp.272-289, 1987.
 - 10) Rowe, G.M. and Brown, S.F.: Fatigue Life Prediction Using Visco-Elastic Analysis, *Proceedings, 8th International Conference on Asphalt Pavements*, Seattle, Washington, pp.1109-1122, 1997.
 - 11) Kennedy, T.W., et al.: Superior Performing Asphalt Pavements (Superpave). The Product of the SHRP Asphalt Research Program, SHRP-A-410, National Research Council, Washington, D.C., 1994.
 - 12) Schwartz, C.W., Gibson, N. and Schapery, R.A.: Time-Temperature Superposition for Asphalt Concrete at Large Compressive Strains, *TRR 1789*, Transportation Research Board, pp.101-112, 2002.
 - 13) Papagiannakis, A.T., Abbas, A. and Masad, E.: Micromechanical Analysis of Viscoelastic Properties of Asphalt Concretes, *TRR 1789*, Transportation Research Board, pp.113-120, 2002.
 - 14) Nishizawa, T., Himeno, K., Nomura, K. and Uchida, K.: Development of a New Structural Model with Prism and Strip Elements for Pavements on Steel Bridge Decks, *The International Journal of Geomechanics*, Vol.3, pp.351-369, 2001.
 - 15) 西澤辰男, 村田芳樹, 国府勝郎：交通荷重に対する薄層ホワイトトッピング構造の動的挙動，土木学会論文集，No.725/V-58, pp.183-195, 2003.2.
 - 16) Matsui, K., et al.: Comparative Studies of Backcalculated Results from FWDs with Different Loading Duration, *Nondestructive Testing of Pavements and Backcalculation of Moduli*, Third Volume, ASTM STP 1375, pp. 470-483, 2000.
 - 17) 笠原篤, 上島壮, 菅原照雄：共振法によるアスファルトおよびアスファルト混合物の動的粘弾性，土木学会論文報告集，第208号，pp.77-84, 1972.12.
 - 18) 笠原篤, 菅原照雄：アスファルト混合物の動的応答に関する研究土木学会論文報告集，第215号，pp.75-83, 1973.7.
 - 19) 笠原篤, 岡川秀幸, 菅原照雄：アスファルト混合物の動的性状とその舗装構造の力学解析への利用，土木学会論文報告集，第254号，pp.107-117, 1976.10.
 - 20) Williams, M.L., et al.: The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids, *Journal of American Chemistry Society*, 1955.
 - 21) 山田嘉昭：塑性・粘弾性，有限要素法の基礎と応用シリーズ6，培風館，1980.
 - 22) Huang, Y.H.: *Pavement Analysis and Design*, Prentice Hall Inc., p.94, 1993.

(2003.6.17 受付)

APPLICABILITY OF RHEOLOGICAL MODELS TO DYNAMIC MECHANISTIC ANALYSIS OF ASPHALT MIXTURES

Tatsuo NISHIZAWA, Atsushi KASAHARA and Kenji HIMENO

In this study, the generalized Voigt model is employed to represent the dynamic behavior of asphalt mixtures. Parameter values of the rheological model were identified using a method based on a system identification approach. From the results of parameter identification using dynamic flexural test data, it was found that the frequency range that the model covers broadens with increasing the number of elements and that the eight elements model covers the range of 0.01 to 100Hz. The estimated parameters showed that the elastic moduli of the model are independent on temperature, while viscous moduli decrease with temperature rising.