

低スティフネス状態アスファルト混合物の曲げ試験による 弾性係数の簡易推定法の開発と適用

Development and application of a handy method for determining the elastic modulus of Asphalt Mixture
at low stiffness by the Repeated Bending Test

栗谷川裕造*, 秋葉正一**

Yuzou Kuriyagawa and Shyoichi Akiba

* 博(工学) 日本大学助教授 生産工学部土木工学科 (〒 275-8575 習志野市泉町 1-2-1)

** 博(工学) 日本大学専任講師 生産工学部土木工学科 (〒 275-8575 習志野市泉町 1-2-1)

This paper proposes a handy method for determining the elastic modulus of asphalt mixture in the state of low stiffness, by using a specimen which is larger in size than the one normally employed for repeated bending test. In this method, testing is conducted on a two-layer specimen, i.e., a specimen with a steel plate attached to its bottom surface, thereby determining the elastic modulus based on the results of actual measurements and displacement results obtained through elasticity analysis.

The results from a series of experiments are demonstrated the validity of the method. The experiments also made it clear that the method can be effectively applied in determining the elastic modulus of asphalt mixture in a temperature range up to 50 °C.

Key Words : *two dimensional elastic analysis, beam theory, steel plate, low stiffness, asphalt mixture, resilient modulus*

キーワード : 2次元弾性解析, はり理論, スチール板, 低スティフネス,
アスファルト混合物, 回復弾性係数

1. まえがき

アスファルト舗装の構造設計における新材料や新工法の導入に伴う設計条件の多様化あるいはメンテナンスの合理化に対応するために、アスファルト舗装要綱¹⁾では従来より行われている半経験的な構造設計方法に加え、近年多層弾性理論を適用した設計方法の導入が行われた。この理論構造設計を行う場合、舗装各層に使用する材料の弾性係数(E)をいかに適切に定めるかが設計のみならず舗装の供用寿命を予測する上で極めて重要である。材料定数の決定方法は、海外の設計法²⁾では定められている例が多いが、我が国では研究レベルで行われている段階^{3), 4)}であり、しかもその方法は暫定的な位置づけとなっている。

アスファルト混合物の材料定数を定めるいくつかある方法の内、曲げ試験による方法もその一つである。これは高さおよび幅が3~4cm, スパンが30~40cmの矩形状の供試体を用い、繰り返し載荷による荷重と変位の振幅から ASTM(American Society for Testing and Materials)⁵⁾に規定された曲げ応力(σ)とひずみ(ε)の式を用いて求めるものである。ひずみに関しては、実測により求めることは可能であるが、

繰り返し載荷ではひずみゲージの接着性などの問題で正確な測定が困難なため、最大荷重と変位量の振幅を測定し、前述の実測変位とひずみ式から ε を求めている。ここで ASTM に規定されている σ や ε は単純はりとして初等曲げ理論により得られたものである。文献⁶⁾によれば、はり高さがはり長さに比べて大きい場合には応力や変位は載荷部におけるせん断力の影響を受けるので、ASTM の式でははり高さがはり長さより十分小さい場合に適用されている。しかしながら、供試体形状や載荷方法等が確立されていないこの試験において、不均一な材料で構成されるアスファルト混合物の材料特性を把握するにはある程度の厚さを有している方が望ましいが、既存の試験設備を利用するためには供試体長さを長くする事が困難であり、供試体長さに対する高さの比は大きくせざるを得ない。したがって、このようなはり形状の応力や変位の算出においては、より厳密な弾性解析結果を用いることが必要不可欠となる。

そこで、前述の観点から、著者らは供試体寸法の制約を受けない矩形ばりの曲げによる簡便な材料定数推定手法を提案してきた^{7)~9)}。しかしながら、この手法は低温状態では剛性が大きく適用可能であるが、高温状態になると自重による変形が経時的に生

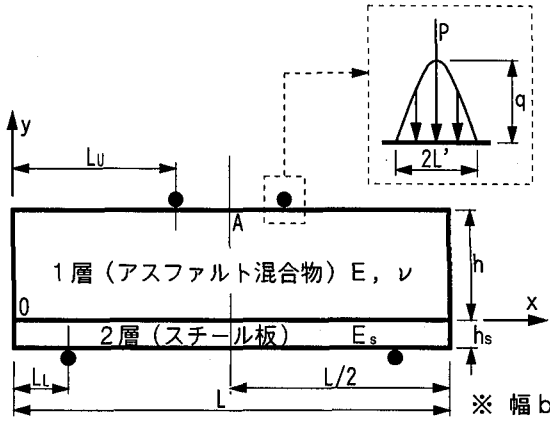


図-1 2層構造はりの曲げ載荷

じるため適用不可能となる。そこで、経時的な変位を取り除いた試験を実施するために、姫野らの行った曲げ疲労試験¹⁰⁾を参考に高温状態における材料評価を行うこととした。この手法はアスファルト混合物の自重による変形を拘束できれば良いので、はり状供試体の下面に薄いスチール板をあてた2層構造にして繰返し曲げ試験を行う。ここで、供試体寸法の制約を受けない矩形ばりでの曲げ試験を可能とするために、著者らは既報¹¹⁾において2層構造はりの2次元弾性解析を実施した。その結果、解析変位に影響を与える供試体形状、上下境界面の摩擦および上下層の剛性比などの基礎情報が得られた。

そこで本論文では、まず解析手順および結果を示した上で、測定された変位および荷重の結果と鉛直変位成分の2次元弾性解析結果を利用し、材料定数を推定する手法を示す。つぎに、弾性材料を用いた繰返し曲げ試験を実施してこの推定手法の妥当性の検証を行った。さらに、この推定手法を実際にスチール板上にあるアスファルト混合物の材料定数を求めることに適用し、供試体形状や温度あるいは上下層の接着状態の違いが推定される材料定数に与える影響について考察した上で本推定手法の適用範囲を示した。

2. 解析手順¹¹⁾

平面応力における境界値問題の弾性解析法として、能町が公表している有限 Fourier 変換による方法¹²⁾を用いた。この方法は既に著者らが応力および変位成分の弾性解を誘導し、その利用方法を公表している⁷⁾ので、ここでは弾性解の誘導過程は割愛し、図-1の載荷形態に対する解析手順の概略を示す。なお、本研究では上層部のアスファルト混合物を弾性体と仮定し、この供試体に関する応力や変位の挙動を知ることが目的としている。また、下層部はより長さおよび上層厚に比べて高さの十分小さい弾性材料の

適用を想定しているので、下層部の厳密な弾性的挙動の把握は必要としていない。したがって、本解析では下層部への応力および変位の連続条件は直線ばりの弾性曲線の微分方程式¹³⁾を適用した。当然のことながらこのような解析では厳密解と比べ近似的な結果を提供することになるが、下層部にはり理論を適用しても上層部の変位および応力の挙動を十分表現できると考え、以下に示す解析を実施した。

2.1 変位および応力成分の式

いま、薄いはり上にある2次元弾性体の載荷モデルを図-1のように仮定した場合、上層の弾性体部分について水平方向 x および垂直方向 y の応力成分を σ_x および σ_y 、せん断応力を τ_{xy} 、さらに x および y 方向の変位成分をそれぞれ u および v とする。これより、これらの境界未知数を含む応力および変位成分の一般式は次式の通りとなる¹¹⁾。

$$u = -\frac{1}{2h} \sum_j \sin Jy \left[\left\{ F^{(0)}(Jx) - G^{(0)}(Jx) \right\} - \nu \left\{ F^{(2)}(Jx) - G^{(2)}(Jx) \right\} \right] A_j - \frac{1}{2L} \sum_m \cos Mx \left[\left\{ 2a^Q(My) - (1+\nu)\beta^P(My) \right\} B_m - \left\{ 2a^Q(My) - (1+\nu)\alpha^P(My) \right\} B_m' + \frac{(1+\nu)^2}{EM} \left\{ \beta^P(My)D_m - \alpha^P(My)D_m' \right\} \right] \quad (1)$$

$$v = \frac{1}{2h} \sum_j \sin Jy \left[2 \left\{ a^Q(Jx) - \beta^Q(Jx) \right\} - (1+\nu) \left\{ a^P(Jx) - \beta^P(Jx) \right\} \right] A_j - \frac{1}{2L} \sum_m \sin Mx \left[\left\{ G^{(0)}(My) - \nu G^{(2)}(My) \right\} B_m - \left\{ F^{(0)}(My) - \nu F^{(2)}(My) \right\} B_m' - \frac{1+\nu}{EM} \left\{ 2G^{(0)}(My) + (1-\nu)G^{(2)}(My) \right\} D_m + \frac{1+\nu}{EM} \left\{ 2F^{(0)}(My) + (1-\nu)F^{(2)}(My) \right\} D_m' \right] + v_0 \quad (2)$$

$$\sigma_x = \frac{E}{2h} \sum_j J \cdot \sin Jy \left[\beta^P(Jx) - \alpha^P(Jx) \right] A_j + \frac{1}{2L} \sum_m \sin Mx \left[EM \left\{ 2\beta^Q(My) - \beta^P(My) \right\} B_m - EM \left\{ 2a^Q(My) - \alpha^P(My) \right\} B_m' + \left\{ (1+\nu)\beta^P(My) - 2\nu\beta^Q(My) \right\} D_m - \left\{ (1+\nu)\alpha^P(My) - 2\nu\alpha^Q(My) \right\} D_m' \right] \quad (3)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{2h} \sum_j J \cdot \sin Jy \left[-\left\{ \beta^P(Jx) - \alpha^P(Jx) \right\} \right]$$

$$\begin{aligned}
& + 2 \left\{ \beta^0(Jx) - \alpha^0(Jx) \right\} A_j \\
& + \frac{1}{2L} \sum_m \sin Mx \left[EM \left\{ \beta^p(My) B_m - \alpha^p(My) B_m' \right\} \right. \\
& - \left\{ (1+\nu) \beta^p(My) + 2\beta^0(My) \right\} D_m - \left\{ (1+\nu) \alpha^p(My) \right. \\
& \left. \left. + 2\alpha^0(My) \right\} D_m' \right]
\end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned}
\tau_{xy} = & - \frac{E}{2h} \sum_j J \cdot \cos Jy \left[\left\{ F^{(2)}(Jx) - G^{(2)}(Jx) \right\} A_j \right. \\
& + \frac{1}{2L} \sum_m \cos Mx \left[EM \left\{ G^{(2)}(My) B_m - F^{(2)}(My) B_m' \right\} \right. \\
& + \left\{ G^{(0)}(My) - \nu G^{(2)}(My) \right\} D_m - \left\{ F^{(0)}(My) \right. \\
& \left. \left. - \nu F^{(2)}(My) \right\} D_m' \right]
\end{aligned} \quad (5)$$

ここで、上式中 E および ν は弾性係数およびポアソン比であり、 $A_j, B_m, B_m', D_m, D_m'$ は境界未知数を表す。また、 $j, m=1,2,3,\dots$ であり、 $\alpha^p, \alpha^0, \beta^p, \beta^0, F^{(0)}, F^{(2)}, G^{(0)}$ および $G^{(2)}$ は、Fourier 級数の無限級数形で、これらは次式で表される。また、 J は $j\pi/h$ 、 M は $m\pi/L$ であり、 v_0 は $v|_{x=L, y=0}$ より得られる。

$$\begin{aligned}
\alpha^p &= P^{(1)} + P^{(2)} & \alpha^0 &= Q^{(1)} + Q^{(2)} \\
\beta^p &= -P^{(1)} + P^{(2)} & \beta^0 &= -Q^{(1)} + Q^{(2)}
\end{aligned}$$

$$\left. \begin{matrix} F^{(0)} \\ G^{(0)} \end{matrix} \right\} = \pm \left\{ (\phi^{(1)} + \psi^{(1)}) \pm (\phi^{(2)} + \psi^{(2)}) \right\}$$

$$\left. \begin{matrix} F^{(2)} \\ G^{(2)} \end{matrix} \right\} = \pm \left\{ (\phi^{(1)} - \psi^{(1)}) \pm (\phi^{(2)} - \psi^{(2)}) \right\}$$

$$\left. \begin{matrix} P^{(1)}(\xi r) \\ P^{(2)}(\xi r) \end{matrix} \right\} = \frac{\xi \{ r \operatorname{sh} \xi(l-r) \pm (l-r) \operatorname{sh} \xi r \}}{\operatorname{ch} \xi l \pm 1}$$

$$\left. \begin{matrix} Q^{(1)}(\xi r) \\ Q^{(2)}(\xi r) \end{matrix} \right\} = \frac{\operatorname{ch} \xi(l-r) \pm \operatorname{ch} \xi r}{\operatorname{ch} \xi l \pm 1}$$

$$\left. \begin{matrix} \phi^{(1)}(\xi r) \\ \phi^{(2)}(\xi r) \end{matrix} \right\} = \frac{\operatorname{sh} \xi(l-r) \mp \operatorname{sh} \xi r}{\operatorname{ch} \xi l \pm 1}$$

$$\left. \begin{matrix} \psi^{(1)}(\xi r) \\ \psi^{(2)}(\xi r) \end{matrix} \right\} = \frac{\xi \{ r \operatorname{sh} \xi(l-r) \mp (l-r) \operatorname{ch} \xi r \}}{\operatorname{ch} \xi l \pm 1}$$

(6)

上式中、 $\operatorname{sh} x$ および $\operatorname{ch} x$ はそれぞれ双曲線関数 $\sinh x$ および $\cosh x$ を表す。また、上式を式(1)~(5)中の記号に対応させるには、 ξ が M であれば r は y に、 l は h に置き換え、 J であれば r は x に、 l は L に置き換えればよい。

2.2 境界未知数の決定

境界条件は式(7)~(9)の通りである。ただし、式(9)については、層境界面に摩擦がない状態(CASE I)と摩擦がある状態(CASE II)が考えられる。

$$\begin{aligned}
x=0, L \text{ で } \sigma_x|_{x=L} = \sigma_x|_{x=0} = 0, \quad \tau_{xy}|_{x=L} = \tau_{xy}|_{x=0} \\
= 0, \quad v|_{x=L} = v|_{x=0}
\end{aligned} \quad (7)$$

$$y=h \text{ で } \sigma_y|_{y=h} = P_U(x), \quad \tau_{xy}|_{y=h} = 0 \quad (8)$$

$$y=0 \text{ で CASE I } \tau_{xy}|_{y=0} = 0$$

$$\text{CASE II } \tau_{xy}|_{y=0} \neq 0 \quad (9)$$

ここで、 $P_U(x)$ は上層部の上面に作用する荷重強度分布である。また、式(9)については後で詳述する。

5つの境界未知数は、まず、式(7)の第2式、式(8)および式(9)の計4式と、上層部と下層部の境界面における変位が連続しているという条件式(直線ばり弾性曲線の微分方程式)から、これら5式の連立方程式を解いて求める。

ここで、式(9)において本解析では層境界面に摩擦がない場合(CASE I)と摩擦が存在する場合(CASE II)の2種類について考慮しているが、まず、CASE Iの場合は、式(9)の第1式の左辺に式(5)を代入することで成立する。また、この場合の直線ばりの弾性曲線の微分方程式は、次式の通りである。

$$E_s I_s \frac{\partial^4 v|_{y=0}}{\partial x^4} = \sigma_y|_{y=0} \cdot P_L(x) \quad (10)$$

ここで、上式中の $P_L(x)$ は下層部下面の荷重強度分布であり、 I_s は下層部のはりの断面二次モーメント $I_s = h_s^3/12$ である。

つぎに、CASE IIの場合は、上下層が完全に密着している場合と多少の摩擦力が働く場合の2種類の状態が考えられるが、ここでは上下層が完全に密着しているものとして式(9)の第2式を整理する。

まず、層境界面におけるせん断力 T と軸力 N の釣り合いは

$$dT + N = 0 \quad (11)$$

である。ここで、 dT は、

$$dT = \tau_{xy}|_{y=0} \cdot dx \quad (12)$$

であり、 N は上下層が完全に密着し、下層部のはりが上層厚に比べ非常に薄い場合には、上層上面の圧縮ひずみに対して下層に生じる曲げひずみが十分無視できる大きさなので、これを無視し

$$N = E_s h_s \frac{\partial u|_{y=0}}{\partial x} \quad (13)$$

となる。したがって、結局式(9)の第2式は次式のようになる。

$$\begin{aligned}
\tau_{xy}|_{y=0} &= -E_s h_s \frac{\partial^2 u|_{y=0}}{\partial x^2} \\
&= \frac{2}{L} E_s h_s \sum_m \cos Mx \cdot M^2 \cdot B_m'
\end{aligned} \quad (14)$$

また、この場合の直線ばりの弾性曲線の微分方程式は次式で表される。

$$E_s I_s \frac{\partial^4 v|_{y=0}}{\partial x^4} = \sigma_y|_{y=0} \cdot P_L(x) - \frac{h_s}{2} \frac{\partial \tau_{xy}|_{y=0}}{\partial x} \quad (15)$$

表-1 E_s/E と $F_v(\times 10^{-4})$ の関係

E_s/E	CASE I	CASE II								
			CASE I				CASE II			
			1	10	100	1000	1	10	100	1000
1	0.1114	0.1054								
10	1.088	0.7903								
100	10.55	4.961								
1000	101.5	41.04								

表-2 ν と $F_v(\times 10^{-4})$ の関係

E_s/E	CASE I	CASE II								
			CASE I				CASE II			
			1	10	100	1000	1	10	100	1000
0.25	0.1114	0.1088	10.55	101.5	0.1053	0.7892	4.960	40.77		
0.30	0.1114	1.088	10.55	101.5	0.1054	0.7903	4.961	41.04		
0.35	0.1114	1.088	10.55	101.5	0.1055	0.7913	4.961	40.81		
0.40	0.1114	1.088	10.55	101.5	0.1056	0.7922	4.957	40.68		
0.45	0.1114	1.088	10.55	101.5	0.1057	0.7930	4.954	40.55		

なお、はり上面および下面の荷重強度分布 $P_U(x)$ および $P_L(x)$ は、図-1に示すような載荷点および支点を丸鋼と仮定し、荷重分布幅 $2L'$ を有する放物線荷重とすれば、次式に示す通りとなる。

$$P_U(x) = \frac{2}{L} \sum_m \frac{3P(1 - (-1)^m)}{(ML')^2} \left\{ \frac{\sin ML'}{ML'} - \cos ML' \right\} \sin ML_U \sin Mx \quad (16)$$

$$P_L(x) = \frac{2}{L} \sum_m \frac{3P(1 - (-1)^m)}{(ML')^2} \left\{ \frac{\sin ML'}{ML'} - \cos ML' \right\} \sin ML_L \sin Mx \quad (17)$$

以上の解析結果は厳密解でないために、既報¹¹⁾ではその適用範囲と数値計算における計算精度について十分な検討を行っている。その結果、本解析結果の適用範囲は h/L が 0.1 ~ 0.25 の範囲に対して、下層の厚さは長さの 0.5% 以下が適当との結論を得ている。

3. 材料定数の推定法と弾性材料による適用の検討

アスファルト混合物を等方等質な弾性材料と仮定すれば、曲げ試験を実施して求めるべき材料定数は E と ν となる。以下では、まず、アスファルト混合物供試体の下面にスチール板をあてがった 2 層構造はりの繰返し曲げ試験を行った場合に、上層の E 、 ν およびスチール板の E_s が解析変位に与える影響を論じる。その上で、測定される荷重および変位と 2 次元弾性解析による鉛直変位成分の解析結果を用いた材料定数の推定方法を示す。つぎに、弾性材料としてアクリルを用いた繰返し曲げ試験を実施して、この手法の適用性の可否を検討する。

供試体としてアクリルを用いたのは、ここでの検討事項が曲げ試験において弾性解析結果の適用の可否を調べることにあり、非等方等質な材料で敏感な感温性を有するアスファルト混合物では、結果の解釈が複雑になると考えたためである。

3.1 材料定数の推定方法

(1) ν および E_s/E の違いが F_v に与える影響

供試体形状、載荷位置および載荷荷重が同一であれば、基本的に解析変位 v は上層の弾性係数 E およびポアソン比 ν 、下層の弾性係数 E_s のみが影響する。表-1は、図-1に示す 2 層構造はりの曲げ載荷において $L/h=4$ 、 $h_s/h=0.02$ 、 $L_s/h=0.5$ 、 $L_U/h=1.5$ 、 $L'/L=0.005$ および $\nu=0.3$ として E の違いに対する F_v を図-1の A 点について計算した結果である。なお、 F_v とは弾性解析変位 v を上層のない下層のみのはりについて初等理論から得られたはり中央の変位 $d^{(1)}$ で除したもので、次式により求められる。

$$F_v = \frac{v}{d} = \frac{2Esh_s^3 \cdot v}{P(L_U - L_L)(3L^2 - 4L_U^2 + 8L_L^2 - 12LL_L + 8L_UL_L)} \quad (18)$$

基本的に変位 v はポアソン比が一定であれば E に反比例する。したがって、 F_v は E_s/E に依存し、 E_s/E が一定であれば表中に示す値として E の違いに関わらず同一値となる。つぎに、表-2は、表-1で計算した条件で ν の違いに対する F_v を計算した結果である。これより、 E_s/E が同一値であれば、CASE I では F_v の差異はなく、CASE II では有効数字の 4 桁目に差異が現れる結果となっている。この結果はポアソン比の違いが F_v に与える影響がほとんどないことを表している。以上の結果から、材料定数の違いが F_v に影響を与えるのは E_s/E が支配的と言える。

(2) 推定方法

本章 3.1(1)の結果から、 E_s/E が一定であれば ν が F_v に与える影響は非常に小さいことから、アスファルト混合物の材料定数の推定に当たっては、 ν をアスファルト舗装要綱¹⁾に示される値の範囲で適当に仮定して良い。したがって、スチール板の弾性係数 E_s が既知であると仮定すれば、推定する材料定数はアスファルト混合物の弾性係数 E のみである。以下に、 E の推定方法を述べる。

表-1あるいは表-2の結果から、供試体形状、スチール板の厚さ、層境界面の接着状態が同じであれば、 F_v と E_s/E の関係は ν にはほとんど影響されずに図-2のような関係となる。いま、上層のアスファルト混合物を弾性体としているので、解析変位 v と実測変位 v は等しいとおけるから、式(18)の F_v は次のようになる。

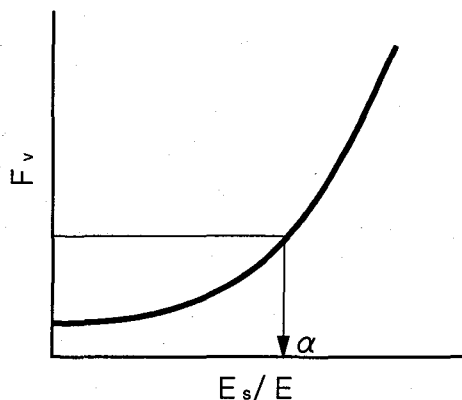


図-2 F_v と E_s/E の関係

表-3 アクリルの寸法および密度

記号	供試体形状 $h \times b \times L$ (mm)	密度 (t/m^3)
S1	30 × 30 × 300	1.187
S2	50 × 50 × 300	1.187

$$F_v = \frac{v}{d} = \frac{v'}{d} \quad (19)$$

そこで、実測変位と式(19)より F_v を求め、この F_v に対する E_s/E の値 α をあらかじめ計算し作製しておいた図-2に示すような関係図より求める。 E_s は既知であると仮定しているので、結局 E は次式で推定できる。

$$E = \frac{E_s}{\alpha} \quad (20)$$

3.2 弾性材料による検討

(1) 実験概要

繰返し载荷試験装置はインストロン社製(Model 8500)の動的载荷試験装置である。試験に用いたアクリル供試体の寸法および密度は表-3に、スチール板の寸法および弾性係数は表-4に示す通りである。载荷形態は図-1に示す片振りの2点载荷であり、この場合の载荷位置、载荷波形および周波数などの载荷条件は、表-5に示す通りである。

アクリル供試体とスチール板との接着は表-6に示す通り、接着剤(シアノアクリレート系)を用いて両者を完全に接着したものと、滑剤を塗布して両者間に生ずる摩擦を生じさせないようにしたものの2条件を設定した。なお、表-4に示すスチール板は、アクリル供試体の幅と同一のものを重ね合わせて用いた。また、比較のために、著者らが既に提案している方法⁸⁾により、スチール板がない状態(以下、単体)での载荷試験も実施した。

载荷荷重はスチール板下面のひずみが約 200 μ と

表-4 スチール板の寸法および弾性係数

スチール板形状 $h_s \times b \times L$ (mm)	弾性係数 E_s (MPa)
1.3 × 30 × 300	235700
1.3 × 50 × 300	

表-5 载荷条件

载荷位置	$L_u=110$ mm	$L_L=30$ mm
载荷波形	sin波	
周波数	1 Hz	
サイクル	200	

表-6 接着条件

記号	供試体	接着の有無
Type A	S1	無
	S2	無
Type B	S1	有
	S2	有

なる荷重とした。実測変位 v は設定した荷重波形に対し、変位波形の振幅を測定した。変位の測定は、上面側中央部の変位を電子応用社製の非接触式変位計(Model AEC-5505, 測定範囲 0 ~ 2000 μ m, 分解能 0.5 μ m)により測定した。また、载荷試験は供試体温度が 10 $^{\circ}$ Cの恒温室内で実施した。この場合、繰返し载荷に対する熱応力の影響については、試験時に供試体表面に設置した温度計により载荷中の温度変化を測定したが、温度増加を認められなかった。

アクリルの弾性係数 E の推定は本章3.1(2)の方法にしたがった。なお、比較のために、接着させない状態のものは次式に示す初等曲げ理論により解析される変位式¹³⁾によっても E の推定を行った。

$$d = \frac{P \cdot (L_u - L_L)}{2(Eh^3 + E_s h_s^3)} (3L^2 - 4L_u^2 + 8L_L^2 - 12LL_L + 8L_u L_L) \quad (21)$$

(2) 結果および考察

図-3はアクリルの弾性係数を推定した結果を示したものである。まず、(a)図はアクリルとスチール板を接着しない Type A の結果であり、図中にはアクリル単体の結果も図示している。これより、アクリル単体とスチール板上にあるアクリルの弾性係数との差は、およそ 200MPa 程度で、単体の弾性係数と比較すると 5%前後であることから、比較的誤差の少ない結果となっている。特にこの傾向は供試体形状の違いに影響されていない。一方、初等理論による式(21)を用いて得られた弾性係数と弾性解析によるものとを比較すると、初等理論により得られたも

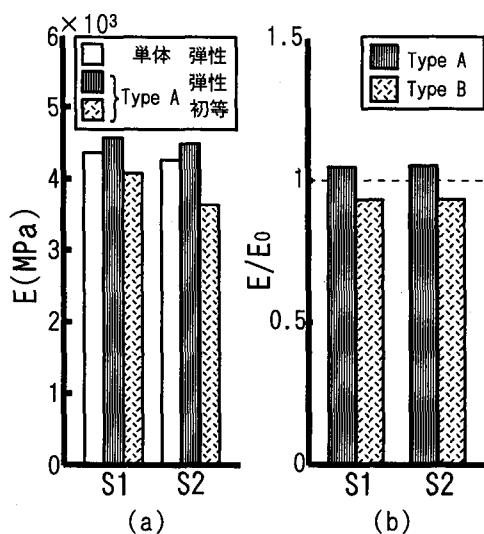


図-3 アクリルの弾性係数推定結果

の方が小さい。特に、両者の差は供試体高さの高いものほど顕著であり、両者の差と2層構造はりの弾性係数の比はS1が約9%に対し、S2が約20%となる。

つぎに、(b)図はType AおよびBの弾性係数 E を単体の弾性係数 E_0 で除した比(E/E_0)で示したものである。これより、S1およびS2の供試体ともに E と E_0 の誤差はType Aのものが5%程度に対しType Bのものは9%となり、Type Bの方がやや大きい差がある結果となった。Type Bの誤差が大きいのは、接着剤による両者の接着が完全でないことが主たる要因と考えられるが、本解析結果は幅方向に対するひずみの影響を考慮していないことなども影響しているものと思われる。しかしながら、この程度の誤差であれば推定結果を利用する場合に大きな問題とはならないと予想される。

以上の結果より、スチール板の有無あるいはスチール板と供試体との接着の有無に関わらず、アクリルの推定弾性係数に大きな差異が認められなかったことから、本推定手法の合理性が確認できた。

4. アスファルト混合物の材料定数推定への適用

ここでは、前章で示した材料定数の推定手法をアスファルト混合物の材料定数推定に適用した結果について述べる。なお、アスファルト混合物とスチール板との境界面の摩擦については、摩擦係数 f および付着強度 c を実測して、摩擦の程度を把握することとする。まず、境界面の摩擦を把握するための手法を論じた上で、本推定手法をアスファルト混合物の弾性的な材料定数推定に適用する。なお、本実験で推定するアスファルト混合物の材料定数は回復弾性係数¹⁴⁾(以下 Mr)とした。

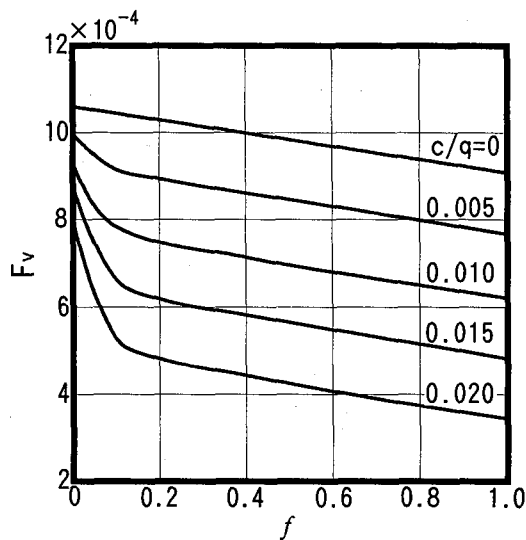


図-4 F_v と f の関係

4.1 境界面の摩擦

アスファルト混合物のはり状供試体を薄いスチール板上に上載した状態で曲げ試験を実施する場合、上下層の境界面が完全に接着した状態あるいは摩擦がない状態での試験は難しいと考えられる。また、単に供試体をスチール板上に上載しただけでも載荷中の曲げ変形に対し層境界面の摩擦力が推定結果に影響を与えると予想される。

この摩擦力の違いがたわみに与える影響は既報¹¹⁾の数値計算において層境界面に生ずる摩擦の程度をバネ定数 k を用いて調べた。その結果、層境界面に生ずる摩擦の程度を十分に把握することが材料定数の推定において重要であるという結果が得られた。

既報¹¹⁾で示したバネ定数 k を用いた解析結果を利用して E を推定するためには、未知数を k と E とし、例えば供試体形状あるいは載荷位置の異なる2つの載荷条件による試験を実施し、その結果と非線形連立方程式の逆解析により両者を推定する方法が考えられる。しかしながら、この手法は逆解析手法の選定や解析誤差に与える諸要因の検討、計算時間など、検討すべき点が多くなると予想されるので、事前に摩擦の程度を把握した上で E を推定の方が簡便と考えられる。

そこで、層境界面に生ずる摩擦の程度は、境界面に生ずるせん断応力 τ_{xy} と垂直応力 σ_y が次式に示す関係にあると仮定した境界条件を設定し、これによる解析を実施することで解析変位を求めることにする。

$$y=0 \text{ で } \tau_{xy}=c(x)+f \cdot \sigma_y \quad (22)$$

ここで、 $c(x)$ および f は層境界面の付着強度分布および摩擦係数を表し、これは $0 \leq x \leq L$ の区間での等分布荷重と仮定すれば次式に示すFourier級数で表される。

表-7 使用材料

使用骨材	名 称	比 重
粗骨材	6 号	2.69
	7 号	2.69
細骨材	粗砂	2.66
	細砂	2.65
	フィラー	2.72
アスファルト	ストレートアスファルト (60-80)	1.04

表-8 密粒度アスファルト混合物の物理的性状

最適アスファルト量(O.A.C.)	%	5.1
密度	t/m³	2.38
空隙率	%	3.4
マーシャル安定度	kN	8.62
フロー値	1/100cm	22

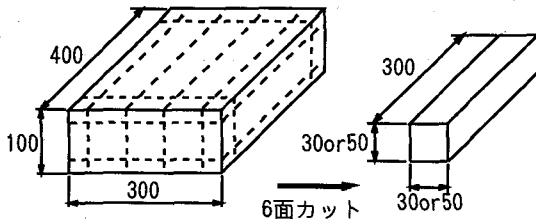


図-5 曲げ供試体の切り出し

$$c(x) = \frac{2}{L} \sum_m c \frac{1 - (-1)^m}{M} \sin Mx \quad (23)$$

なお、上式中の c は付着強度を表す。本論文において c および f を摩擦定数と称する。また、この場合の弾性曲線の微分方程式は式(15)と同じである。

図-4は、 c および f の違いが F_v に与える影響を調べたものである。なお、与えた計算条件は、 E_s/E が100であり、他の条件は3章3.1(1)で行ったものと同じである。これより、 f が一定値に対し c が増加すれば F_v は小さくなる。また、同一の c において f が増加すれば F_v は小さくなる。すなわち、 f あるいは c の増加によってたわみは小さくなると言える。

摩擦定数 c および f は以下に示す実験において推定可能であり、これと3章3.1(2)で示した推定手法により E を求めることが可能である。

4.2 実験概要

(1) 供試体の作製

供試体作製に用いたアスファルト混合物の種類は、最大骨材粒経 13mm の密粒度アスファルト混合物で、骨材粒度は示方粒度範囲¹⁾の中央値を用いた。供試体作製に使用した骨材およびその物性値は表-7に示す通りである。使用したバインダーは 60-80 のストレートアスファルトで、混合物作製時のアスファルト量は最適アスファルト量(O.A.C.)とした。なお、マ

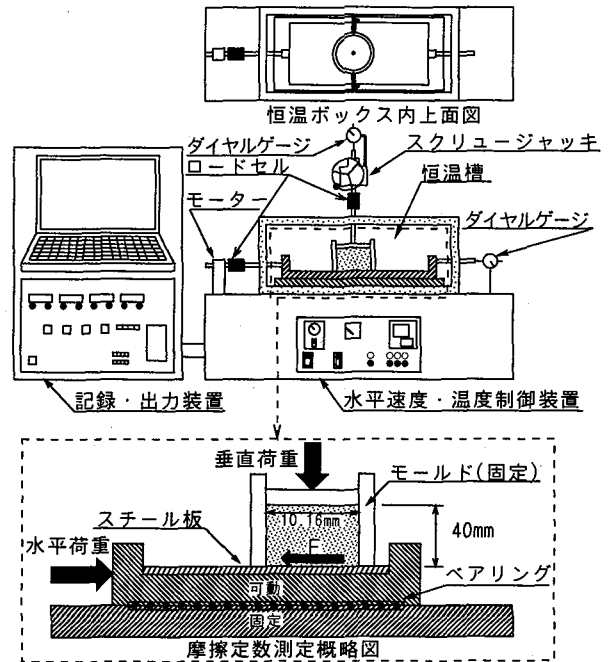


図-6 摩擦定数(f, c)測定装置

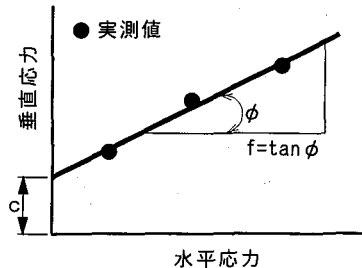


図-7 摩擦定数(f, c)の求め方

ーシャル安定度試験¹⁵⁾を実施した際の密粒度アスファルト混合物の性状は表-8に示す通りである。

アスファルト混合物とスチール板間の摩擦定数を求めるための供試体はマーシャル試験用とした。繰返し曲げ試験に用いる供試体は、ホイールトラッキング試験¹⁵⁾用型枠(400×300×100mm)に混合物をローラコンパクターで締固めたものをダイヤモンドカッターで図-5に示す形状に 6 面カットしたもので、その寸法は表-3の形状と同じである。なお、両試験の供試体の品質の均一性はマーシャル供試体の O.A.C.密度を基準とし、密度比が 100±1%に収まるものを用いた。

アスファルト混合物とスチール板との境界面は、混合物をスチール板上に単純に載せた場合(Type A)と比較のためにタックコートを塗布して境界面に接着性を持たせた場合(Type B)の 2 条件を設定した。なお、供試体を示す記号(S1,S2)および接着状態を示す記号は、表-6の通りである。

(2) 摩擦定数(f, c)を求めるための試験

摩擦定数 f および c を求める試験は恒温槽を備え

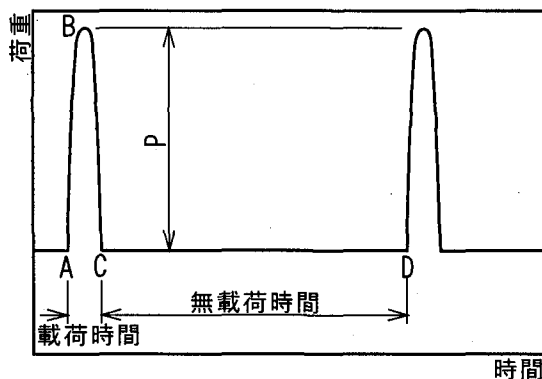


図-8 ハーバーサイン波荷重

た図-6に示す試験装置を作製し、供試体を恒温槽内で試験温度にした後、一定の垂直荷重で所定の水平変位速度を加えて実施した。温度条件は $0 \sim 60^{\circ}\text{C}$ の範囲で 10°C きざみの7水準の温度とし、水平変位速度は 2.0mm/min とした。また、垂直圧力は $62.5, 125.0, 187.5\text{kPa}$ の3段階とした。測定は同一の温度および垂直荷重に対して一定の水平変位を与えた時の最大水平荷重を測定した。

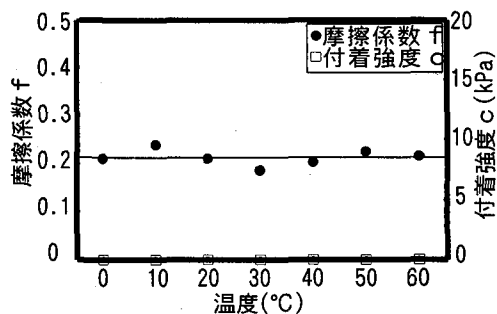
摩擦定数は、前述の試験方法にしたがえば、ある一定温度について単位面積当たりの最大水平荷重と垂直荷重は図-7に示した関係が得られることから、試験後同図を作成して求めた。

(3) 曲げ試験

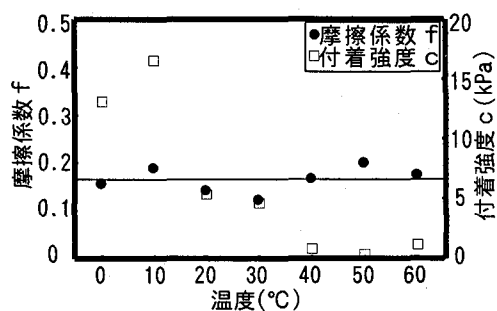
載荷装置は3章3.2(1)で示した動的載荷試験装置で、載荷形態は片振りの2点載荷とした。繰返し荷重波形は載荷時間が 0.1sec で 1Hz の図-8に示すハーバーサイン波とした。載荷荷重は、事前に静的載荷試験を実施して荷重-変位曲線を求め、この曲線における最大荷重の30%の荷重を用いた。載荷試験は供試体温度を一定にするため恒温装置を用い、試験温度は $0 \sim 60^{\circ}\text{C}$ の範囲で 10°C きざみの7水準の温度で実施した。また、繰返し載荷回数は200回までとし、200回時の復元変位を測定した。ここで、復元変位とは図-8におけるAからDの1サイクルにおいて、最大荷重載荷時(B点)と無載荷時間終了時(D点)の変位の差をいう。この場合の変位は、3章3.2(1)で示した非接触式変位計により供試体上面中央部の変位を測定した。 Mr の推定に用いる復元変位は、同一条件での3回の平均値を用いた。なお、試験中の熱応力の影響については、供試体に設置した温度計により載荷中の温度変化を調べたが、温度増加は認められなかった。

(4) 回復弾性係数の推定

同一条件において実施した繰返し曲げ試験および摩擦定数試験の結果を用い、図-2に示した F_v と E_v/E



(a) タックコートなし



(b) タックコートあり

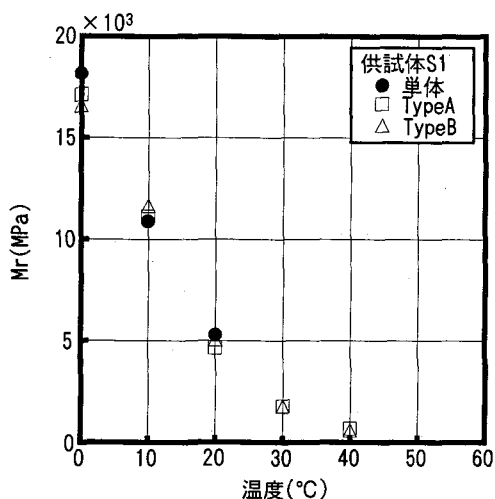
図-9 摩擦定数(f, c)と温度の関係

の関係を計算により求め、3章3.1(2)の方法にしたがって $Mr(=E)$ を推定した。

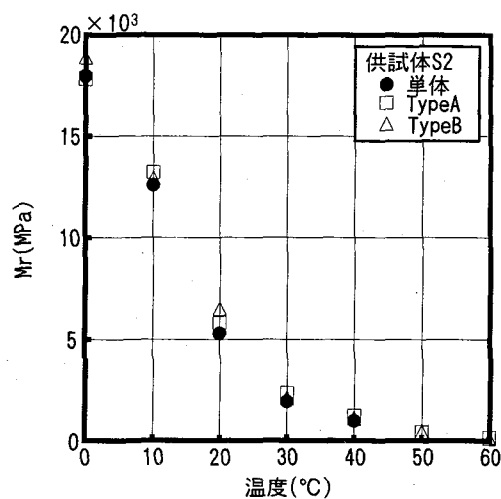
4.3 結果および考察

図-9は摩擦定数と温度の関係を示したものであり、このうち(a)図はタックコートを境界面に塗布していない場合で、(b)図はタックコートを境界面に塗布した場合の結果をそれぞれ示している。

図-10は本推定手法により得られた Mr と温度の関係を示したものである。このうち(a)図は供試体形状が S1 のもので、(b)図は供試体形状が S2 のものをそれぞれ示している。なお、供試体形状が S1 においては単体で 30°C 以上、Type A および B で 50°C 以上のもの、供試体形状が S2 においては単体で 50°C 以上のものの Mr の推定は行えなかった。これらは、単体の場合は繰返し載荷回数が200回までに破壊し推定不可能であり、供試体形状が S1 の Type A および B は同一温度における測定結果にバラツキが非常に大きく、結果の信頼性が欠けると判断したために結果を示さなかった。これらの結果より、 Mr は温度の増加とともに減少している。その減少傾向は温度が $0 \sim 20^{\circ}\text{C}$ あるいは 30°C まではほぼ直線的に減少しており、それより高い温度になると減少する割合は小さくなる。このような傾向は、一軸圧縮試験でアスファルト混合物の弾性係数の推定を行った他の研究機関によるもの⁴⁾と同様である。図-11は Type A の Mr を基準として単体あるいは

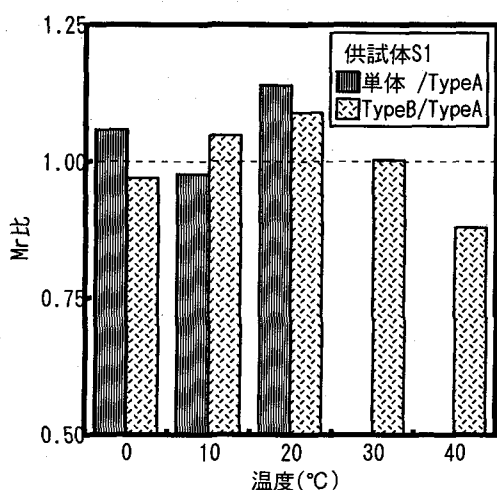


(a)供試体形状 S1

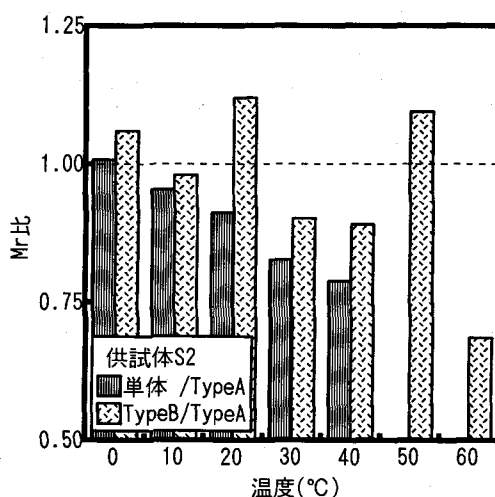


(b)供試体形状 S2

図-10 M_r と温度の関係



(a)供試体形状 S1



(b)供試体形状 S2

図-11 M_r 比と温度の関係

Type Bの M_r との比を調べたものである。このうち (a)図は供試体形状が S1 のものであり、(b)図は供試体形状が S2 のものをそれぞれ示している。まず、供試体形状 S1((a)図)において、0～30℃までは単体および Type B に関する M_r 比が0.9～1.1の範囲であり、载荷条件の違いに対しアスファルト混合物の M_r に大きな差異が認められない。しかしながら、40℃以上になると Type Aと Type Bとの差異が顕著となる。つぎに供試体形状が S2((b)図)において、単体と Type Aの M_r 比は減少しており、両者の差異は温度の増加とともに増す傾向がある。特に30℃以上では両者の差が20%以上となる。また、Type Aと Type Bとの M_r 比は温度増加に対して一定の傾向はないが、60℃を除けば M_r 比はほぼ0.9～1.1の範囲内となっている。これらの結果より、単体のものは20℃以下であれば単体と Type Aとの差異は少ない

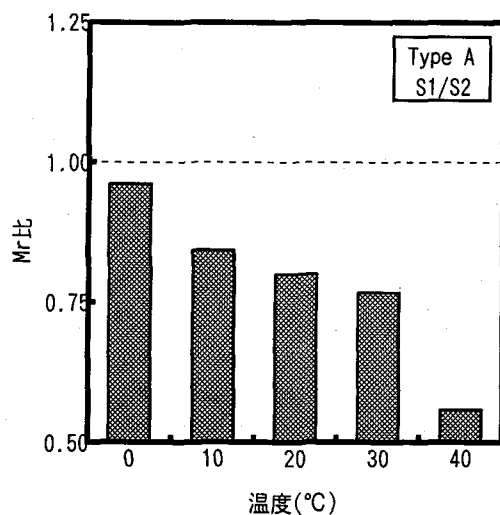


図-12 供試体形状 S1 および S2 の M_r 比

が、30℃以上になると単体の場合は供試体自重による変形の影響で Type A との差異が大きくなると考えられる。また、Type A と Type B との差異は供試体形状が S1 のものは 30℃以下で、供試体形状が S2 のものは 50℃以下において大きな差異が認められないことから、本推定手法の有用性が確認できた。

図-12は Type A の場合について、供試体形状の違いが M_r に与える影響を S1 と S2 の M_r 比を求めて調べたものである。これより、 M_r 比は温度の増加とともに減少しており、両者の差が温度の増加とともに大きくなる。このような両者の差は明らかに供試体形状の違いによる骨材の配置や配向特性¹⁶⁾あるいは一種の寸法効果¹⁷⁾の現れと考えられる。

5. まとめ

本論文では、アスファルト混合物の供試体が一般形状のものより比較的大きな場合の、高温時における材料定数の推定手法を示した。この手法を用いた弾性材料の載荷試験結果は、供試体下面に設置したスチール板の有無あるいは供試体とスチール板との接着の有無に関わらずほぼ等しい弾性係数の値が得られ、本推定手法の合理性を確認した。

また、実際にアスファルト混合物の材料定数推定には、供試体とスチール板との境界面に生じる摩擦の影響を無視できないことから、摩擦定数として摩擦係数 f と付着強度 c を実験により求め、これらを考慮した解析変位を用いて推定を行った。

この手法をアスファルト混合物の回復弾性係数を推定するのに適用した。本実験の範囲で得られた知見を以下に示す。

- (1) 供試体とスチール板との接着性の違いによって推定される回復弾性係数にあまり大きな差異が認められず、本推定手法の有用性が確認できた。
- (2) 回復弾性係数は 20℃あるいは 30℃以下の温度領域において、温度増加に対し直線的に減少し、温度がそれ以上の場合、それより低い温度領域の場合に比べ減少する割合は小さくなる。
- (3) 供試体形状が 5x5x30cm であれば、本推定手法は 50℃以下の温度領域で適用が可能である。
- (4) 供試体形状の違いが回復弾性係数に与える影響は高温状態になるほど大きい。

なお、本推定手法を利用して得られた材料定数が混合物の物性や配合特性、さらに載荷条件の違いにどの程度影響されるかは今後の検討課題である。また、供試体形状からすれば幅方向のひずみが推定結果に影響を及ぼす可能性も十分考えられる。したが

って、解析方法を含めたより合理的な推定手法を今後も検討する必要がある。

謝辞

本研究の解析を実施するにあたり、北海道大学名誉教授 能町純雄先生に有益なるご助言を賜りました。ここに記して謝意を表する次第です。

参考文献

- (1) (社)日本道路協会：アスファルト舗装要綱，pp.303-307，pp.90-94，1997。
- (2) アスファルト舗装技術研究グループ：アスファルト舗装技術の変遷，アスファルト，No.155/Vol-30，pp.5-21，1988。
- (3) (社)日本道路協会：舗装試験法便覧別冊，pp.249-259，1996。
- (4) 峰岸順一，増山幸衛，阿部忠行：アスファルト混合物の一軸圧縮試験による弾性係数の推定，舗装，Vol.28，No.6，pp.22-26，1993。
- (5) ASTM.D790-92：Standard Test Methods for Flexural Properties of Unreinforced Plastics and Electrical Insulating Materials，Annual book ASTM standard 1994。
- (6) Timoshenko, S.P. and Goodier, J.N.：Theory of Elasticity (Third Edition)，McGraw-Hill，pp.46-50,1970。
- (7) 栗谷川裕造，秋葉正一，木田哲量，能町純雄：曲げ試験に用いる舗装用混合物の 2 次元弾性解析，土木学会論文集，No.550/V-33，pp.63-72，1996。
- (8) 栗谷川裕造，秋葉正一，木田哲量，能町純雄：繰返し曲げ試験による舗装用混合物の材料定数推定に関する研究，土木学会論文集，No.564/V-35，pp.211-220，1997。
- (9) 栗谷川裕造，秋葉正一，木田哲量，能町純雄：舗装用混合物の疲労試験に関する絶対複素弾性係数推定法の開発とその適用について，構造工学論文集，Vol.43A，pp.21-30，1997。
- (10) 姫野賢治，渡辺隆，丸山暉彦：低スティフネス状態におけるアスファルト混合物の疲労破壊特性に関する研究，土木学会論文集，第 366 号/V-4，pp.143-151，1986。
- (11) Akiba, S., Kuriyagawa, Y., Nomachi, S.G. and Akiyama, N.：Two Dimensional Elastic Analysis for Asphalt Mixture on Steel Plate，Journal of Materials, Concrete Structures and Pavements, JSCE, No.620/V-43，pp.303-314,1999。
- (12) 能町純雄：平板および平面弾性問題に対する有限フーリエ変換の応用，室蘭工業大学研究報告，第 2 号第 2 巻，pp.123-132，1978。
- (13) 最上武雄：応用力学(改訂第 4 版)，金原出版，1971。
- (14) R.ハース・R.ハドソン，(北海道土木技術会，舗装研究委員会訳)：舗装マネジメントシステム，pp.184-188，1989。
- (15) (社)日本道路協会：舗装試験法便覧，pp.506-516，pp.539-555，1996。
- (16) 佐野正典：粗骨材の形状特性がアスファルト混合物の変形現象に及ぼす影響，土木学会論文集，第 408 号/V-11，pp.41-50，1989。
- (17) 例えば，内田裕市，六郷恵哲，小柳治：コンクリートの曲げ強度の寸法効果に関する破壊力学的検討，土木学会論文集，No.442/V-16，pp.101-107，1992。

(1999 年 9 月 17 日受付)