

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

DEVELOPMENT AND APPLICATION OF A DETERMINING METHOD OF COMPLEX MODULUS
FOR FATIGUE TEST OF PAVEMENT MIXTURE

栗谷川 裕造* 秋葉 正一** 木田 哲量*** 能町 純雄****

Yuzou KURIYAGAWA, Shoichi AKIBA, Tetukazu KIDA and Sumio G. NOMACHI

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

This paper presents a method of determination of the complex modulus of asphalt mixture for pavement materials by means of two dimensional elastic analysis of beam. The formulas are applied to the test results from the repeated bending fatigue test on the beams of various shapes, by the strains under different temperature. The repeated fatigue test was carried on the pavement mixture by bending, and good agreement is found between the simple beam theory and two dimensional analysis so long as the ratio between height and length, is within the certain value. Adding to this, value of the ratio has considerable effect on complex modulus and bending destructive number.

Key Words : repeated bending test, asphalt mixture, complex modulus, destructive number, two dimensional elastic analysis, surface displacement

1. まえがき

近年の道路交通の増加にともない、道路の走行性能はもとより、舗装の機能性あるいは現在の道路ストックの増加にともなう維持・管理に関しても一層の技術向上が図られている。特に、道路の供用性能としての耐久性については第11次道路整備5箇年計画にも盛り込まれているように維持、管理であるメンテナンスの最少化を含めたトータルコストに主眼を置き、経済性を考慮した設計期間の延長等が求められている。具体的にはメンテナンスフリーの構築を目的とした舗装の長寿命化を計るための構造設計法や材料開発が今期の道路技術5箇年計画の中に含まれており、これらの早急な解決が重要な課題の一つとして挙げられている。

現在の舗装構造設計は、従来の設計法に加えて理論構造設計導入に向けて検討が行われており^{1), 2)}、この理論は多層弾性理論が適用されている。アスファルト舗装要綱には仮定した舗装断面における車両輪荷重による応力やひずみを計算し、その結果とAI(Asphalt Institute)の破壊規準との関係から舗装断面を決定する方法の例を示している²⁾。

この設計方法を利用する場合は、設計条件として必要となる舗装各層を構成する材料の物性値(弾性係数 E 、

ポアソン比 ν :以下、材料定数と称する)の決定が問題となる。これらは原則的に室内試験などによって設定するものとされているが、この設計法を適用した文献³⁾によれば、材料定数は既存の研究結果を参考にして決めている。材料定数を設定する場合、特に弾性係数(E)は、その大きさが舗装内部の応力や変位など、あるいは破壊規準式におけるアスファルト混合物の破壊回数(N)に与える影響が大きいことから、この決定法を確立することは重要な研究課題の1つに挙げられている^{4), 5)}。

現在一般に行われている舗装用混合物の疲労試験は、確立されたものはないが、多くの研究者が破壊回数(N)と絶対複素弾性係数 $|E^*|$ を求め、両者の関係から舗装用混合物の疲労評価を行なっている⁵⁾。このうち絶対複素弾性係数 $|E^*|$ は繰返し載荷により得られた荷重と変位の振幅を測定し、ASTM⁶⁾(American Society for Testing and Materials)に規定された曲げ応力(σ)とひずみ(ε)の式を利用して求めている。ここでひずみに関しては、実測により求めることは可能であるが、繰返し載荷により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ことから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 は単純ばりと

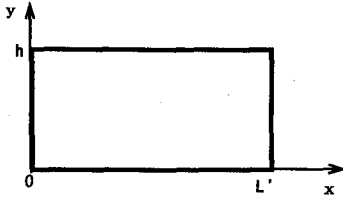


Fig.-1 2次元平面座標

して初等曲げ理論により得られたものである。文献⁷⁾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荷重部におけるせん断力の影響を受けるので、ASTMでもこれらの式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、供試体形状や荷重方法等の試験方法が確立されていない疲労試験において、不均一な材料で構成されているアスファルト混合物の疲労特性を把握するため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大きくする事は困難な場合が多いため、このような場合には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。

一方、前述のような形状を有するはりの2次元弾性解析は古くから行われており^{7)・8)}、最近の研究では渡辺⁹⁾が応力関数法による解析を行って応力成分の解析解を得ている。しかし、ここでは変位成分の解析は行われておらず、また前述の試験で必要となる変位成分を求めるには応力関数法からでは容易ではないことから、著者らは有限Fourier変換による方法¹⁰⁾を用いて応力および変位成分の解析解を求めた¹¹⁾。

本研究は、この解析結果を舗装用混合物の疲労評価において、初等曲げ理論が適用できないはり形状を有する供試体の弾性的な材料定数の推定に適用し、その推定方法を提案した。つぎに、異なる供試体形状を有するアスファルト混合物を用いて疲労試験を実施し、初等曲げ理論より得られた絶対複素弾性係数 $|E^*|$ と本推定手法を適用して得た絶対複素弾性係数 $|E^*|$ との比較を行い、本推定手法の有意性について検討した。さらに、疲労試験を温度およびひずみの異なる条件下で実施し、供試体形状の違いが推定された材料定数および破壊回数(N)に与える影響について検討した。

2. はりの2次元弾性解析と材料定数の推定方法

2.1 概要

ここでは、まず初等曲げ理論の適用不可能なはり形状を有する供試体の材料定数を推定するために必要な変位成分の2次元弾性解析結果について記し、この解析結果を用いて疲労試験における絶対複素弾性係数 $|E^*|$ を推定するための方法を述べる。

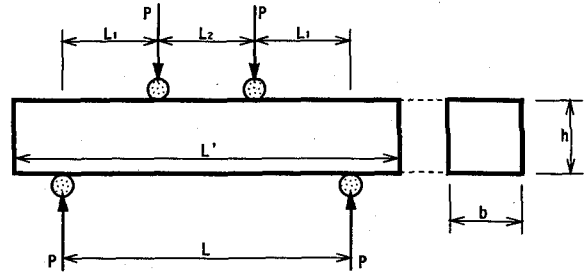


Fig.-2 2点荷重曲げ試験

2.2 変位の解析結果

Fig.-1に示す2次元平面において、 x および y 方向の鉛直応力をそれぞれ σ_x および σ_y 、せん断応力を τ_{xy} とし、物体力を無視すれば弾性問題におけるつり合い方程式は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

つぎに、解析の対象となる変位成分に関し、 x 方向の変位成分を u 、 y 方向の変位成分を v とすると、弾性問題におけるHookeの法則は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ \frac{\partial u}{\partial x} + \nu \frac{\partial v}{\partial y} \right\} \\ \sigma_y &= \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ \nu \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right\} \\ \tau_{xy} &= \frac{E}{2(1+\nu)} \left\{ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

なお、 E および ν はそれぞれ弾性係数およびポアソン比を表す。

つぎに、有限な平面に関する2次元境界値問題の解法については、有限Fourier変換による方法¹⁰⁾にしたがい、Fig.-2に示す荷重形態に対する曲げ試験における変位および応力の解析結果を既に公表している¹¹⁾ので、本論文では変位成分の結果のみを以下に示す。

$$\begin{aligned} u = & -\frac{(1+\nu)^2}{2LE} \sum_m \frac{\cos Mx}{M} \left\{ \beta^e(My) S_m(P_u(x)) \right. \\ & - \alpha^e(My) S_m(P(x)) \left. \right\} + \frac{1}{2h} \sum_n \sin Ny \left[\left\{ F^{(0)}(Nx) \right. \right. \\ & - G^{(0)}(Nx) \left. \right\} - \nu \left\{ F^{(2)}(Nx) - G^{(2)}(Nx) \right\} \left. \right] A_n \\ & - \frac{1}{2L'} \sum_m \cos Mx \left[\left\{ 2\beta^e(My) - (1+\nu)\beta^e(My) \right\} B_m \right. \\ & - \left\{ 2\alpha^e(My) - (1+\nu)\alpha^e(My) \right\} B_m' \left. \right] \\ v = & \frac{1+\nu}{2LE} \sum_m \frac{\sin Mx}{M} \left[\left\{ 2G^{(0)}(My) + (1-\nu)G^{(2)}(My) \right\} \right. \\ & \times S_m(P_u(x)) - \left\{ 2F^{(0)}(My) + (1-\nu)F^{(2)}(My) \right\} S_m(P(x)) \left. \right] \end{aligned} \quad (3)$$

Table-1 境界のせん断応力

x/L'	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
$\tau_{xy} _{y=0}/q$	0.00256	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	-0.00256
$\tau_{xy} _{y=h}/q$	-0.00122	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00122
y/h	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
$\tau_{xy} _{x=0}/q$	0.00256	-0.00014	-0.00014	-0.00014	-0.00014	-0.00122
$\tau_{xy} _{x=L'}/q$	-0.00256	0.00014	0.00014	0.00014	0.00014	0.00122

$$\begin{aligned}
& + \frac{1}{2h} \sum_n \cos Ny \left[2 \left\{ \alpha^0(Nx) - \beta^0(Nx) \right\} - (1+\nu) \left\{ \alpha^p(Nx) \right. \right. \\
& \left. \left. - \beta^p(Nx) \right\} \right] A_n - \frac{1}{2h} \sum_m \sin Mx \left\{ G^{(0)}(My) - \nu G^{(2)}(My) \right\} \\
& \times B_m - \left\{ F^{(0)}(My) - \nu F^{(2)}(My) \right\} B_m' + v_0
\end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 $M = m\pi/L'$ 、 $N = n\pi/h$ 、 $m, n = 1, 2, 3, \dots$ である。また、関数 $\alpha^p, \beta^p, \alpha^q, \beta^q, F^{(0)}, F^{(2)}, G^{(0)}, G^{(2)}$ はFourier級数の無限級数和で、これらは式(5)および式(6)で表される。なお、両式は y 方向のみの結果であるが、 x 方向については式(6)において、 M を N に、 y を x に、 h を L' にそれぞれ置き換えれば良い。

$$\begin{aligned}
\alpha^p &= P^{(1)} + P^{(2)} & \alpha^q &= Q^{(1)} + Q^{(2)} \\
\beta^p &= -P^{(1)} + P^{(2)} & \beta^q &= -Q^{(1)} + Q^{(2)} \\
\begin{Bmatrix} F^{(0)} \\ G^{(0)} \end{Bmatrix} &= \pm \left\{ (\phi^{(1)} + \psi^{(1)}) \pm (\phi^{(2)} + \psi^{(2)}) \right\} \\
\begin{Bmatrix} F^{(2)} \\ G^{(2)} \end{Bmatrix} &= \pm \left\{ (\phi^{(1)} - \psi^{(1)}) \pm (\phi^{(2)} - \psi^{(2)}) \right\}
\end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned}
\frac{P^{(1)}(My)}{P^{(2)}(My)} &= \frac{M \{ yshM(h-y) \pm (h-y)shMy \}}{chMh \pm 1} \\
\frac{Q^{(1)}(My)}{Q^{(2)}(My)} &= \frac{chM(h-y) \pm chMy}{chMh \pm 1} \\
\frac{\phi^{(1)}(My)}{\phi^{(2)}(My)} &= \frac{shM(h-y) \mp shMy}{chMh \pm 1} \\
\frac{\psi^{(1)}(My)}{\psi^{(2)}(My)} &= \frac{M \{ yshM(h-y) \mp (h-y)chMy \}}{chMh \pm 1}
\end{aligned} \quad (6)$$

なお、上式中、 $sh(x)$ および $ch(x)$ はそれぞれ双曲線関数 $\sinh(x)$ および $\cosh(x)$ を表す。また、 v_0 は定数であって、支点における変位を0とすれば、式(4)に $x = (L'-L)/2$ および $y=0$ を代入することで得られる。さらに、 A_m, B_m, B_m' は境界未知数で $S_m[P_u(x)]$ および $S_m[P_l(x)]$ ははり上面および下面に作用する荷重強度分布の積分変換値である。なお、この荷重強度分布は、後述する疲労試験において支点および載荷点に丸鋼を用いていることから、これらの作用点で放物線荷重が作用しているものと仮定した。これより前述の荷重強度分布に関する積分変換値 $S_m[P_u(x)]$ および $S_m[P_l(x)]$ は次式で表される。

$$S_m[P_u(x)] = \frac{3P(1-(-1)^m)}{M'l'^2} \left\{ \frac{\sin Ml'}{Ml'} - \cos Ml' \right\} \sin Ma_u$$

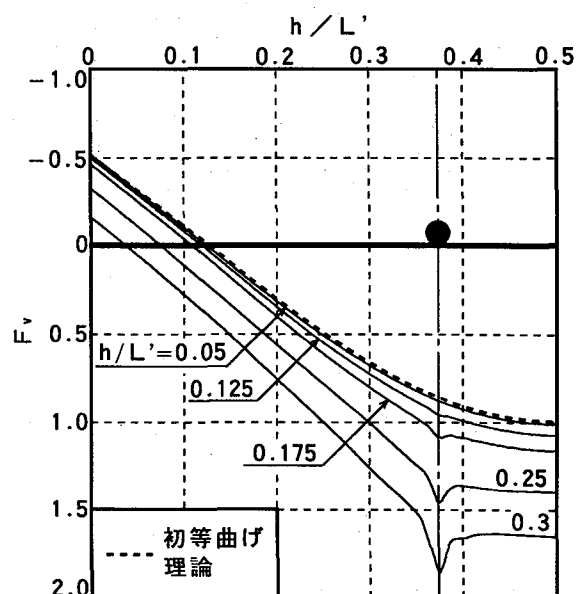


Fig.-3 表面たわみの分布

$$S_m[P_l(x)] = \frac{3P(1-(-1)^m)}{M'l'^2} \left\{ \frac{\sin Ml'}{Ml'} - \cos Ml' \right\} \sin Ma_l \quad (7)$$

ここで、 $2l'$ は放物線荷重の接地幅で $a_u = L_1 + (L'-L)/2$ および $a_l = (L'-L)/2$ である。なお、応力成分は、式(3)および(4)を式(2)に代入することで得られる。

つぎに、境界未知数は境界条件が式(8)から(10)で与えられることから、境界のせん断応力が0という式(9)と(10)の第2式を用いて求める。なお、この場合のせん断応力の解析解を式(11)に示す。

$$y=b \text{ で、 } \sigma_y = P_u(x), \tau_{xy} = 0 \quad (8)$$

$$y=0 \text{ で、 } \sigma_y = P_l(x), \tau_{xy} = 0 \quad (9)$$

$$x=0, L' \text{ で、 } \sigma_x = 0, \tau_{xy} = 0, v_{x=0} = v_{x=L'} \quad (10)$$

$$\begin{aligned}
\frac{\tau_{xy}}{E} &= \frac{1}{2L'E} \sum_m \cos Mx \left\{ G^{(0)}(My) S_m[P_u(x)] - F^{(0)}(My) \right. \\
&\times S_m[P_l(x)] \left. \right\} - \frac{1}{2h} \sum_n N \cdot \cos Ny \left\{ F^{(2)}(Nx) - G^{(2)}(Nx) \right\} A_n \\
&+ \frac{1}{2L'} \sum_m M \cdot \cos Mx \left\{ G^{(2)}(My) \overline{B}_m - F^{(2)}(My) \overline{B}_m' \right\}
\end{aligned} \quad (11)$$

ここで、

$$\overline{B}_m = B_m - \frac{\nu}{E} \frac{S_m[P_u(x)]}{M}, \quad \overline{B}_m' = B_m' - \frac{\nu}{E} \frac{S_m[P_l(x)]}{M}$$

である。

計算は m, n ともに120項とし、パーソナルコン

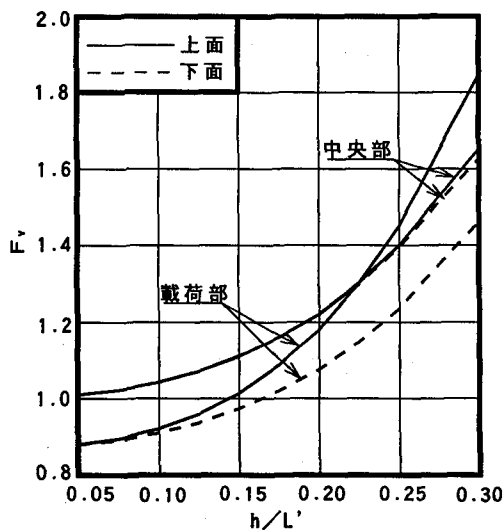


Fig.-4 たわみ F_v と供試体形状 h/L' の関係

ピュータにより行った。なお、計算精度については式(8)から(10)の境界条件を満足するか否かを調べることで確認した。このうち、境界のせん断応力については、Table-1に示すように、はりの隅角部ではそれ以外の箇所における結果よりも大きい、全体的には微小である。また、式(12)を用いれば各辺におけるせん断応力の合力は小数第3位以降に値が現れる程度であり、式(8)から(10)の第2式の境界条件を満足する結果となった。

$$\int_0^{L'} (T_{xy})_{y=0,h} dx, \int_0^{L'} (T_{xy})_{x=0,L'} dy \quad (12)$$

2. 3 表面たわみの分布

Fig.-3は、はり長さ L' が一定で、はり高さ h を変化した場合のはり上面における表面たわみ F_v の分布を調べた数値計算例である。なお、与えた計算条件はポアソン比 ν が 0.3、はりサイズが $L' = 4$ 、載荷点および支点位置が $L_1 = L_2 = 1$ 、 $l' = 0.005 L'$ とした。また、本論文で用いるたわみ F_v とは、弾性計算された変位 v を初等曲げ理論より計算される中央点変位 d で除した式(13)で表される。

$$F_v = \frac{v}{d} = \frac{2Eh^3}{p'L_1(3L^2 - 4L_1^2)} \cdot v \quad (13)$$

ここで、 p' は単位幅あたりの荷重である。

なお、図中には初等曲げ理論による表面たわみを破線で示した。これより、はり高さがスパンに比べ非常に小さいとき、例えば h/L' が約 1/20 の場合においては、弾性解析されたものと初等曲げ理論により計算されたたわみに差異はないが、はり高さが高くなると、両者の結果に顕著な違いが現れる。特に、載荷点直下のたわみには載荷による局部変形の影響が現れており、その大きさははり高さが高くなるにつれて増加する。Fig.-4は、はり高さの影響について、はりの中央部および載荷部の鉛直方向における上面および下面のたわみをはり高さを変

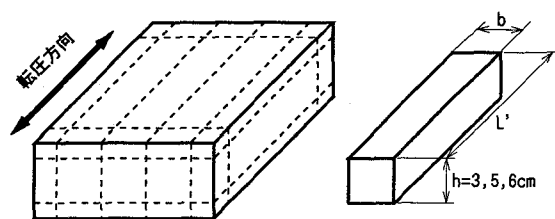


Fig.-5 供試体の作製 (6面切断位置)

Table-2 供試体形状、密度、

記号	供試体形状 $b \times h \times L'$	密度 (t/m^3)
B3	$5 \times 3 \times 30$	2.382
B5	$5 \times 5 \times 30$	2.381
B6	$5 \times 6 \times 30$	2.379

化させて求めた結果である。これによれば、いずれの箇所においてもはり高さの増加に対して、たわみは増し、初等曲げ理論より得られたものとの差は顕著となる。また、上面と下面のたわみの差は中央部では余り差異は認められないが、載荷部でははり高さの増加とともにその差は大きくなる。これは局部変形が増加していることを意味するもので、特にはり上面では局部変形の影響によって、はり高さが高くなると中央部のたわみより載荷部のたわみの方が大きくなる。ただし、下面側でははり高さが高くなっても載荷部の方が中央部のたわみより大きくなるような現象はなく、たわみの差ははり高さに変化しても余り変化しない。なお、局部変形についてはこのような数値計算を行った例は見当たらない。したがって、この計算例からすれば、初等曲げ理論によるたわみ式を用いて材料定数を推定する場合に供試体高さの影響が顕著となることが予想できる。

2. 4 絶対複素弾性係数 $|E^*|$ の推定方法

絶対複素弾性係数 $|E^*|$ の推定は、疲労試験に用いる供試体形状 h/L' から Fig.-4 により F_v を求め、式(13)を利用して求める。すなわち、式(13)において E を $|E^*|$ とおき、 $|E^*| \cdot v$ を V_p とおけば、式(13)は次式(14)のように変形できる。

$$V_p = |E^*| = \frac{p'L_1(3L^2 - 4L_1^2)}{2h^3} \cdot F_v \quad (14)$$

一方、実測により得られた変位振幅 v' と解析変位 v は等しいとおけるから、求める $|E^*|$ は式(15)で得られる。

$$|E^*| = \frac{V_p}{v'} \quad (15)$$

なお、 p' は p を繰り返し荷重の振幅とすると、 $p' = p/2$

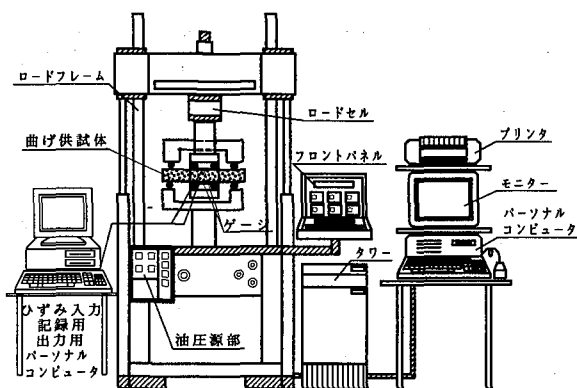


Fig.-6 載荷試験装置システム概要図

Table-3 試験条件

載荷位置	L = 24cm	L ₁ = 8cm
載荷波形	Sin Wave	
載荷周波数	5Hz	
試験温度 (°C)	-10, 0, 10, 20	

である。

3. 疲労試験

3. 1 実験概要

(1) 使用材料および混合物

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混合物であり、その最大骨材粒径は13mm、粒度はアスファルト舗装要綱²⁾に示された粒度範囲の中心粒度を用い、骨材は全て各粒径に分類したものを使用した。バインダーはストレートアスファルト60~80、フィラーは一般に使用されている石灰岩石粉を使用した。

(2) 供試体作製方法および供試体形状

供試体の作製は、マーシャル安定度試験¹²⁾で得られた基準密度になるようにローラーコンパクターを用いてラベリング試験¹²⁾用供試体を作製した後、Fig.-5のように所定の形状に6面をカットした。

なお、供試体の品質の均一性については最適アスファルト量に対する密度を基準とし、この密度に対して±1%以内のものを3個を選定した。供試体の寸法および密度はTable-2に示す通りである。

(3) 載荷方法

載荷装置は、Fig.-6に示すインストロン社製(model 8500)の動的載荷装置で、試験装置のシステム概要は起圧装置、載荷装置、制御部、記録装置で構成されている。

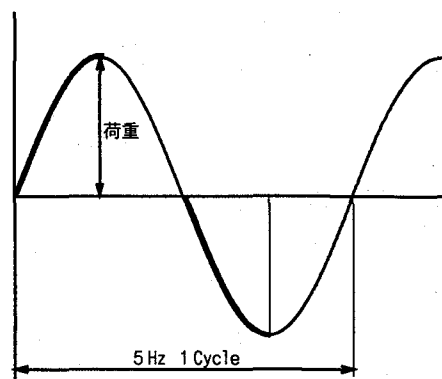


Fig.-7 載荷荷重波形と周波数

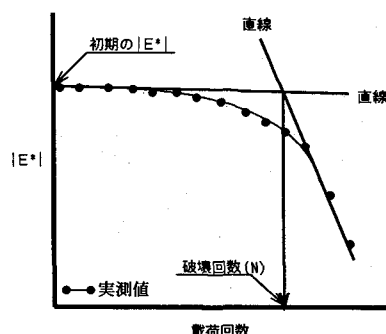


Fig.-8 破壊回数(N)の決定法

試験条件はTable-3に示す通りであり、載荷はFig.-2に示した両振りの2点載荷で行い、繰り返し荷重の波形および速度は文献^{5), 13), 14)}を参考にしてFig.-7に示す5Hzのサイン波荷重とした。試験温度は-10から20°Cまでの4種類を設定した。なお、この場合のLおよびL₁、載荷波形、周波数、試験温度はTable-3に示す通りである。また、試験は荷重制御で行い、繰り返し載荷における初期のひずみが200, 400, 600μmと一定となるように荷重を設定した。このため、試験前にダミー供試体を使用してひずみゲージにより繰り返し載荷の初期(100回)におけるひずみを測定し、所定のひずみの±5%となる荷重を求めた。

(4) 絶対複素弾性係数 $|E^*|$ および破壊回数(N)の推定方法

初等曲げ理論が適用できない供試体形状の疲労試験における材料定数である絶対複素弾性係数 $|E^*|$ は、前述の第2章で示した推定方法により求めた。なお疲労試験では、上面側中央部の変位を電子応用社製の非接触式変位形 (Model AEC-5505, 測定範囲0~2000μm, 分解能0.5μm) により測定し、 $|E^*|$ を求めるのに必要な実測変位 v' はFig.-7に示した載荷波形に対する振幅変位を用いた。

疲労試験における破壊回数(N)は、Fig.-8に示すように試験結果から $|E^*|$ と載荷回数の関係性を求

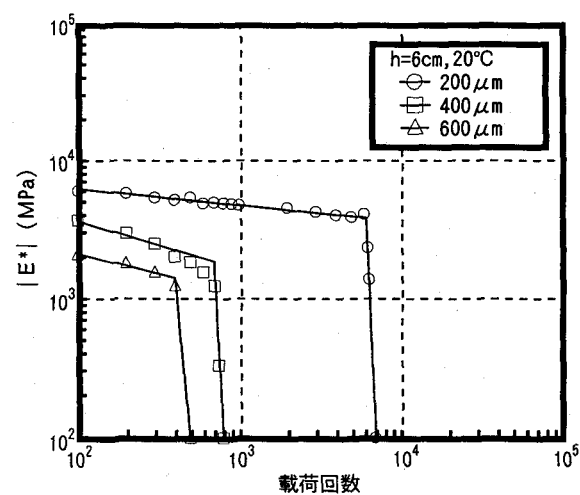
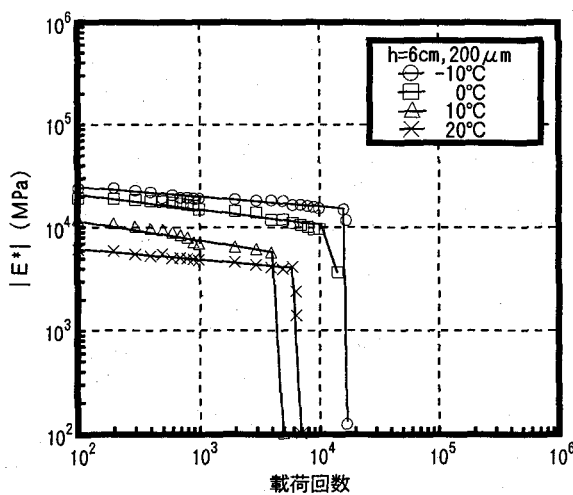
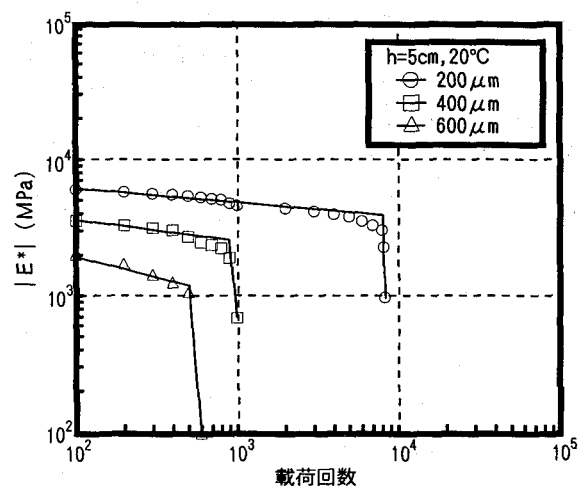
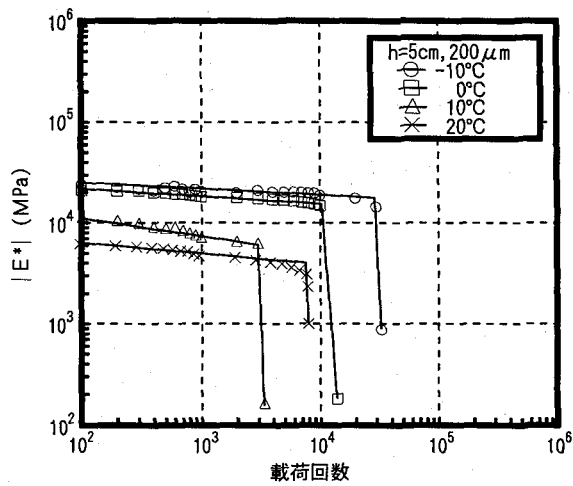
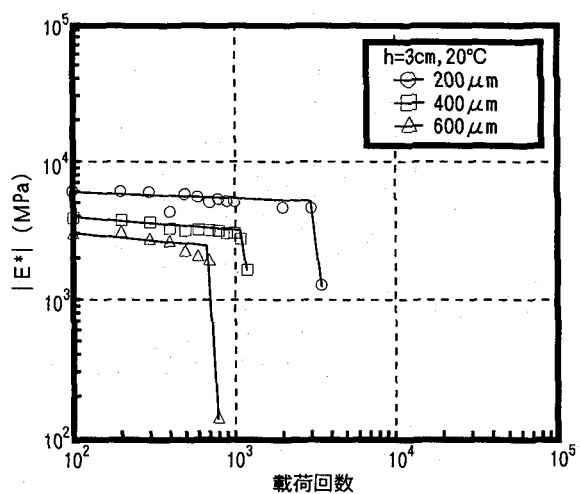
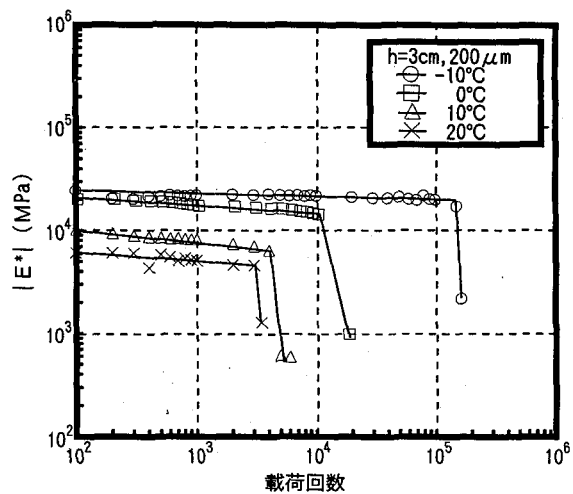


Fig.-9 $|E^*|$ と載荷回数(温度変化)

Fig.-10 $|E^*|$ と載荷回数(ひずみ変化)

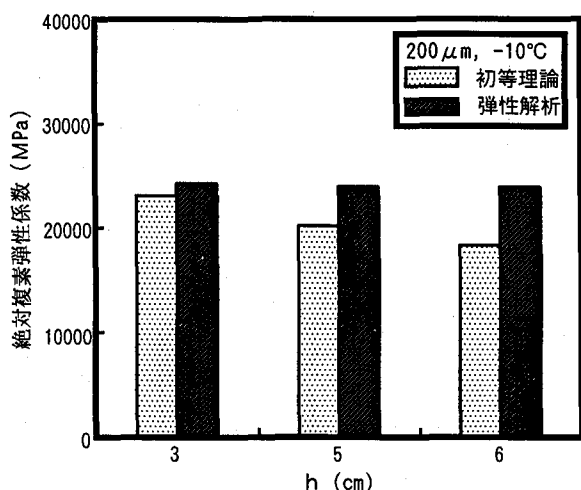


Fig.-11 絶対複素弾性係数 $|E^*|$ の比較

め、供試体の弾性係数の急激な減少を示した状態を図に示すように2直線の交点を供試体の破壊と仮定し、この時の回数を破壊回数(N)とした。

3. 2 実験結果

まず、通常疲労試験より得られた結果は、絶対複素弾性係数 $|E^*|$ と载荷回数との関係について整理するが、 -10°C については400および600 μm 、 0°C では600 μm の試験条件においては载荷重が大きいために繰り返し载荷初期段階で破壊を生じ、結果が得られなかった。

Fig.-9は200 μm において供試体の温度が異なる場合の $|E^*|$ と载荷回数の関係を求めた結果の一例である。これより、 $|E^*|$ の破壊に至るまでの変化は、ほぼ直線的に緩やかに減少する傾向を示し、破壊以後は急激に $|E^*|$ は減少している。また、異なった供試体形状において比較すると、各温度によって破壊回数(N)に差が認められるが、破壊に至るまでの $|E^*|$ の変化には特に著しい違いは認められず、ほぼ同じように減少する傾向を示した。

Fig.-10は 20°C において供試体に200, 400, 600 μm のひずみを与えた場合の $|E^*|$ と破壊回数(N)の関係を求めた結果の一例である。これより、各ひずみにおける破壊に至るまでの $|E^*|$ の変化は直線的に減少しているが、供試体の形状の違いによって、この傾向はひずみが大きくなるにしたがって、変化の傾向も多少異なることが認められる。

また、本実験のような波形および速度による载荷は動的载荷に相当する。したがって、粘弾性的性質の強い供試体を用いた载荷では荷重および変位の波形にずれが生じ、位相(ϕ)が現れる。本実験では、データの測定間隔を1サイクル当たり50間隔として測定を行った。その結果、位相の大きさを表す損失正接($\tan \phi$)はばらつきはあるが、 $-10 \sim 20^{\circ}\text{C}$ の範囲においてほぼ0.13~0.73となり、

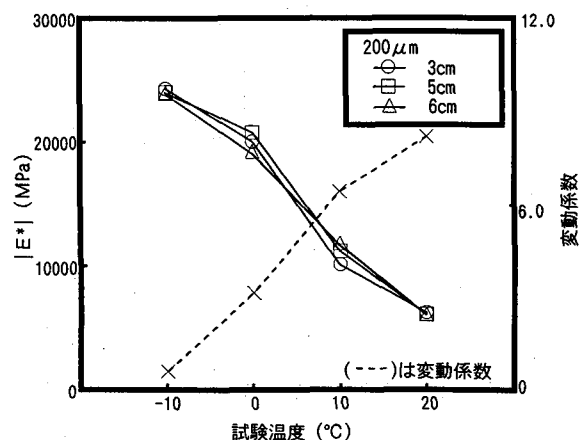


Fig.-12 温度変化と $|E^*|$

これは過去に行われた研究^{13), 14)}と同様な値の範囲であった。また、試験温度が上昇するにしたがって位相は大きくなる傾向を示しており、これはアスファルト混合物の粘性的な性状がより顕著に発現したためと推測される。なお、試験中における供試体内部の熱応力の影響については事前にダミー供試体によって内部温度、表面温度の測定を行ったが、いずれの部分でも温度増加は認められなかった。さらに、本章3. 1の実験概要で示した通り、同一試験条件で3本の供試体で測定を行ったが、 $|E^*|$ については最大と最小の差が平均に対して10%程度であり、破壊回数(N)のそれは9%程度であった。

4. 絶対複素弾性係数 $|E^*|$ と破壊回数(N)

4. 1 概要

ここでは、3章で得られた結果から本推定手法により得られた絶対複素弾性係数 $|E^*|$ と初等曲げ理論によるものとの比較、 $|E^*|$ および実測破壊回数(N)が疲労特性などに関係すると考えられる供試体形状、温度およびひずみなどの違いによって与える要因について検討した。さらに、これらの検討結果から本実験で用いた形状を有するアスファルト混合物供試体の疲労試験への適用についての妥当性を検討した。

4. 2 初等曲げ理論と弾性解析による $|E^*|$ の関係

Fig.-11は、100サイクル時の初等曲げ理論を用いて得られた $|E^*|'$ と本推定法によって求めた $|E^*|$ について供試体の状態が最も弾性的と考えられる -10°C の結果で比較したものである。なお、初等曲げ理論による $|E^*|'$ は次式より求めた。

$$|E^*|' = \frac{\rho L_1 (3L^2 - 4L_1^2)}{4h^3 \nu'} \quad (16)$$

これより、推定方法の違う2つの $|E^*|$ の差は、供試体高さの増加にともない顕著となる。特に、初等曲げ理論による $|E^*|'$ は供試体の高さによって大きく減少している。しかし、本推定法による $|E^*|$ には大

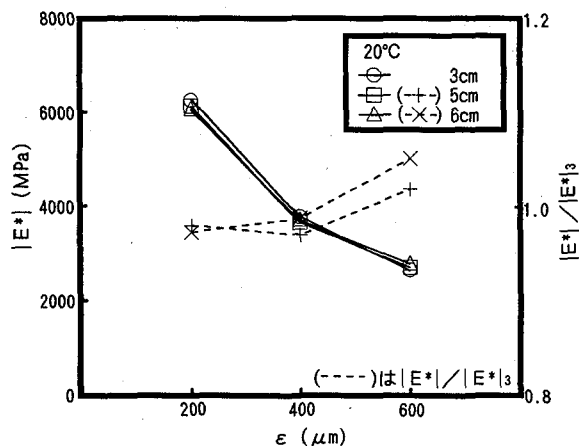


Fig.-13 ひずみと $|E^*|$

きな差は認められず、ほぼ一定の値となり、供試体の高さに影響されていない。ただし、第3章3.2の試験結果で述べた通り、 -10°C の試験条件では $400\mu\text{m}$, $600\mu\text{m}$ の結果は得られていない。したがって、本推定法を用いた場合には実験に用いた供試体形状であれば推定される $|E^*|$ に違いは生じないことから、本推定法の妥当性が確認できた。

4.3 絶対複素弾性係数 $|E^*|$

Fig.-12は、試験温度の違いが本推定手法により得られた100サイクル時の $|E^*|$ に与える影響を調べたものである。これより、供試体温度が -10°C ～ 20°C の範囲内で上昇すると、 $|E^*|$ はほぼ直線的に減少する傾向がある。これはアスファルト混合物の感温性による特性と考えられ、この傾向は過去の研究報告¹⁵⁾の一軸圧縮試験で推定した弾性的な材料定数の傾向と同様となった。しかしながら、 20°C 以上の高温領域では文献でも示されているように、この傾向と同様に直線的に変化するとは考え難く、この領域における実験には検討が必要である。また、同一の温度において供試体形状が異なった場合の $|E^*|$ はバラツキが見られる。このバラツキの大きさは変動係数(標準偏差/平均値 $\times 100$)を求めて図中に示した。これより、変動係数は温度の増加にともない大きくなる傾向を示した。このような傾向は高温になるにしたがってアスファルト混合物中の粘性材料が供試体の大きいものほど影響を与えた結果と考えられ、また供試体形状が異なることによる混合物中の骨材形状、量および配列の違いもこのような結果を示した要因と考えられる。

Fig.-13は、ひずみの違いが本推定手法より得られた100サイクル時の絶対複素弾性係数 $|E^*|$ に与える影響を調べたものである。この結果より、供試体形状に関係なく、与えるひずみが大きいほど $|E^*|$ は減少する傾向を示している。また、同一ひずみにおいて供試体形状が異なった場合の $|E^*|$ は、 5cm および 6cm の $|E^*|$ を 3cm の $|E^*|_3$ で除した $|E^*|/|E^*|_3$ を調べ

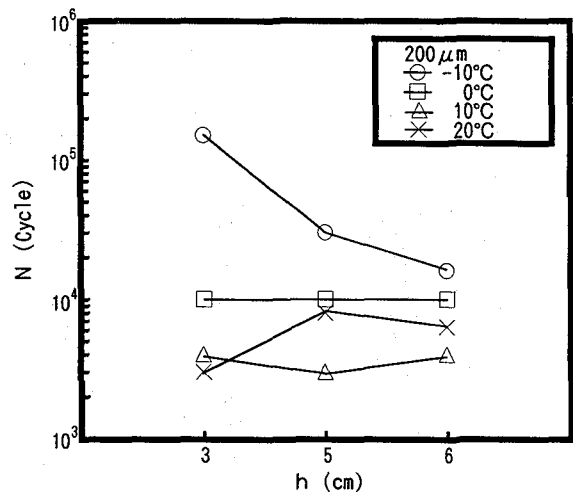


Fig.-14 供試体形状と破壊回数(N)

ると、同図に示したようにひずみが大きいものほどこの比は大きくなる傾向が見られる。このような結果はアスファルト混合物中の骨材形状、量、骨材配列や骨材間の粘性物質などの相互関係による影響を受けたものと推察される。

以上の結果より、ひずみや温度の違いが本推定手法により得られた $|E^*|$ に影響を与えることが確認できた。また、供試体形状が異なることによるその影響の違いについては、高温領域でひずみが大きいものほどバラツキの大きい結果となった。したがって、これらについてはさらに多くの測定結果の集積が必要と考えられる。しかしながら、通常現場で施工されるアスファルト混合物の層の厚さは 4cm 以上であるから、アスファルト混合物の弾性的な評価を行う場合に室内試験結果を現場に施工されたものと同程度に扱えるようにするためには、供試体形状は大きいものの方が有効と考えられる。

4.4 破壊回数(N)

(1) 供試体高さと破壊回数(N)の関係

Fig.-14に各試験温度における供試体高さとの破壊回数(N)との関係を示した。

この結果、同一の温度条件下では供試体高さに対して破壊回数(N)は一定の傾向がない。また、各供試体高さに対する $|E^*|$ は供試体高さが 3cm の場合には、温度が低いものほど破壊回数(N)は大きい。供試体の高さが 5cm , 6cm の場合には 3cm の場合と異なり、 20°C の破壊回数(N)が 10°C のものより高い結果となった。ここで同一の供試体について、 $|E^*|$ は温度が低下すると減少するという結果からすれば、このような傾向は特異と考えられるが、高温領域では複合材料であるアスファルト混合物中の感温性の高い粘性材料が供試体が大きいものほど温度の影響を受けたために破壊し辛くなり、破壊回数(N)が増加したものと推察される。また、供

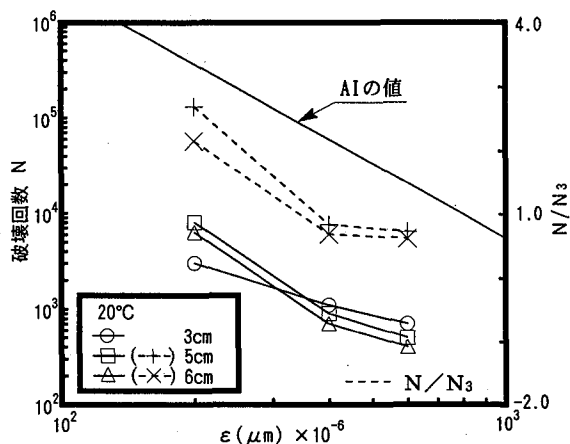


Fig.-15 ひずみと破壊回数(N)

試体の形状の違いから供試体中の骨材形状、量、骨材配列などの差による影響を受けていることも破壊回数(N)に違いが生じた要因と考えられる。ただし、このような結果は、本実験で用いたアスファルト混合物に対するものであり、同じ種類の混合物でもアスファルトや骨材の物性が異なったり、混合物の種類が異なった場合にも同様の結果が得られるとは言い難い。しかしながら、前述したような傾向はアスファルト混合物の疲労特性の一つと考えられることから、供試体形状はある程度の大きさを有するものを使用することが望ましいと考えられる。ここで、Fig.-4に示した数値計算において、 h/L' とたわみ F_v の関係から、 h/L' が約0.22よりも大きくなると局部変形の影響により、載荷部のたわみが中央部のたわみより大きくなる。したがって、このような供試体形状では、載荷部においてせん断による疲労き裂が生じることが考えられるため、混合物全体の疲労による特性が試験結果に反映されないと思われる。ただし、本実験における供試体の破断は載荷点より内側で発生していた。このようなことからすれば、本実験に用いた供試体形状による結果は十分混合物の性質を把握したものと考えられる。

(2) ひずみと破壊回数(N)の関係

ひずみと破壊回数(N)の関係はFig.-15に示す通りである。破壊回数(N)はひずみが大きくなるにしたがって減少する傾向を示している。また同一ひずみに対し、ひずみが200 μ mと小さい場合においては供試体形状の違いにより破壊回数(N)に大きな差が認められる。また、この供試体形状の違いに対する破壊回数(N)の差については、図中には5cmあるいは6cmの供試体の破壊回数(N)を3cmの破壊回数 N_3 で除した N/N_3 の比で示した。これより N/N_3 の比は200 μ mとひずみが小さい場合に2以上と大きく、ひずみが大きくなると小さくなるが、それでも3cmの破壊回数(N)に比べ5、6cmの供試体の破壊回数(N)は20%以上の違いが生じてい

る。特に、200 μ mの場合はFig.-10の結果において、供試体高さの違いによる $|E^*|$ に余り大きな差異は生じなかったことからすれば、このような結果はアスファルト混合物の性状が供試体を厚くすることによって顕著に現れたことを示しており、供試体形状の違いが破壊回数(N)におよぼす影響は極めて大きいと考えられる。

また、本実験より得られた100サイクル時の $|E^*|$ を用い、次式に示したAIの破壊規準式より計算した破壊回数(N)とひずみの関係を図中に示した。なお、ひずみと破壊回数(N)の関係についての提案は諸外国における研究機関、研究者により報告⁵⁾されているが、ここではアスファルト舗装要綱²⁾に例示されているAIの破壊規準式に本推定法により得られた材料定数および物性を用いて破壊回数(N)を求めた。

$$N_{fA} = \frac{8.108 \times 10^{M-3}}{\epsilon_i^{3.291} E_A^{0.854}} \quad (17)$$

N_{fA} : アスファルト混合物層の破壊回数

ϵ_i : アスファルト混合物層下面の引張りひずみ

E_A : アスファルト混合物層の弾性係数

M : アスファルト混合物層の空隙率(V_v)とスファルト量(V_b)の関数

$$M = 4.84 \left[\frac{V_b}{V_v + V_b} - 0.69 \right]$$

ただし、この破壊規準式は曲げ疲労試験により作成されたものであるから式中の弾性係数 E は $|E^*|$ を意味する。これより、破壊回数(N)とひずみの関係はAIの式による破壊回数 N_{fA} および本実験の実測破壊回数(N)ともにひずみの増加に対する直線的な減少傾向は類似しているが、同一のひずみに対する破壊回数(N)に大きな差が認められる。この傾向は桐山ら¹⁶⁾が報告している研究結果と同様であり、諸外国の規準式をわが国の舗装材料に適用することは難しいとする見解と一致する結果と言える。加えて、繰り返し曲げ疲労試験から得られた材料定数を用いて破壊規準式によって疲労評価を行う場合には供試体形状に対する留意が重要と考えられる。

5. 結論

本研究では、供試体形状の異なるアスファルト混合物の繰り返し曲げ試験を実施し、変位の実測値とよりの2次元弾性解析結果を用いて、アスファルト混合物の絶対複素弾性係数 $|E^*|$ の推定法を提案した。また、この推定方法をアスファルト混合物の疲労試験へ適用し、形状の異なる供試体の疲労特性についても検討した。

本研究の結論は以下になる。

- (1) 有限Fourier変換によるよりの2次元弾性解析結果を用いて疲労試験における絶対複素弾性係数 $|E^*|$ を荷重および変位の振幅から求める簡便な推定手法を提案した。
- (2) (1)の手法を用いて供試体形状の異なるアスファルト混合物の絶対複素弾性係数 $|E^*|$ について、本推定

法と初等曲げ理論によるものを比較した結果、本推定法の整合性が確認できた。

(3) 本実験で用いた供試体の絶対複素弾性係数 $|E^*|$ は、試験温度およびひずみレベルに大きく依存している。ただし、これらのパラメータについて高温領域かつひずみレベルが大きいものほど供試体形状の違いが推定される $|E^*|$ に与える影響が大きいと考えられる。これは高温領域における物性の変化に大きく影響されるためと思われる。

(4) 破壊回数(N)は、試験温度およびひずみレベルに大きく依存し、これらのパラメータの増加による破壊回数(N)の違いは、供試体形状によって異なることが確認できた。

以上の結果から、アスファルト混合物の絶対複素弾性係数 $|E^*|$ あるいは破壊回数(N)を繰り返し曲げ試験より求めて疲労評価に適用する場合には供試体の形状が深く関連していることを明確にした。したがって、舗装用混合物の疲労評価を行うためには従来より用いられている供試体形状よりさらに大きい形状を有する供試体を用いた試験の実施が必要であると考えられる。ただし、本実験で用いた供試体形状よりも大きい形状のものをを用いた場合に、同様の疲労特性が得られるか否か、あるいは物性の異なるアスファルト混合物の疲労特性に対する検討は今後継続して研究を行う予定である。

謝辞：本研究の実験には、細貝知也君、佐藤弘史君両大学院生の援助を受けたことを付記し、ここに謝意を表す。また貴重なご意見を頂いた査読者に感謝いたします。

参考文献

- 1) 土木構造物と基礎委員会、舗装機能の評価に関する研究小委員会：舗装機能の評価技術の現状と将来、土木学会論文集、No.472/V-20, pp.13-80, 1993
- 2) (社)日本道路協会：アスファルト舗装要綱, pp303-307, 1992
- 3) 上浦正樹、丸山輝彦、姫野賢治、阿部長門：鉄道貨

- 物ヤードにおけるアスファルト舗装設計に関する研究、土木学会論文集、No.520/V-28, pp.47-54, 1995
- 4) 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, ASPHALT, No.155/Vol-30, pp.5-21, 1988.
- 5) 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. 249-259, pp.184-188, 1989
- 6) ASTM.D790-92: Standard Test Methods for Flexural Properties of Unreinforced Plastics and Electrical Insulating Materials, Annual book ASTM Standard, 1994
- 7) Timoshenko, S.P. and Goodier, J.N.: Theory of Elasticity (Third Edition), McGraw-Hill, pp.46-50, 1970
- 8) 例えば, Raville, M.E. and F.J. McCormick: Stress in Beams Subjected to Central and Third-Point Loading. Proc. ASTM59, pp.1230-1236, 1959.
- 9) 渡辺正平, 岸武保：脆性材料の張りの3等分載荷による曲げ試験での亀裂発生位置に関する弾性解析による考察, 農業土木学会論文集, 第163号, pp19-27, 1993
- 10) 能町純雄：平板および平面弾性問題に対する有限な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.123-141, 1956
- 11) 栗谷川裕造, 秋葉正一, 能町純雄, 木田哲量：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, 第550/V-33, pp.63-72, 1996
- 12) (社)日本道路協会：舗装試験法便覧, pp.506-516 1988
- 13) 笠原篤・菅原照雄：不規則なひずみ波形に対する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277号, pp.123-132, 1978.
- 14) 間山正一：各種舗装用混合物の力学性状に関する研究(第5報), 主として混合物の動的性状および疲労性状, 石油学会誌, Vol.23, No.4, pp.248-255, 1980
- 15) 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
- 16) 桐山孝晴, 中村俊行：アスファルト混合物の疲労破壊規準について, 土木学会第48回年次学術講演会, V-389, pp.804-805, 1993

(1996年9月6日)