

## 複合材料長方形ばりの応力波動解析と その健全度評価への応用

STRESS WAVE ANALYSIS OF COMPOSITE RECTANGULAR BEAM AND  
ITS APPLICATION TO STRUCTURAL INTEGRITY

三 上 修 一\* 大 島 俊 之\*\* 能 町 純 雄\*\*\*

By Shuichi MIKAMI, Toshiyuki OSHIMA and Sumio G. NOMACHI

The characteristics of natural frequency and dynamic response of composite rectangular beam are obtained by using dynamic discrete field analysis. The effects of discrete fibers, which are spaced equi-distantly and perpendicular to the direction of wave propagation, on the dispersion characteristics of harmonic stress wave velocity are obtained. Integrating the incident wave with its current period as Duhamel integral, we can obtain the dynamic response of composite rectangular beam. Thus the comparison of the response between some different beam models are obtained. In the experimental study waveform analysis and spectrum analysis of the stress wave propagating in composite rectangular beam through inclusion are performed. Then the comparison of the time history of the wave between different types of inclusion are obtained.

### 1. まえがき

近年構造物の健全度診断の必要性の増加により構造物内部の超音波等による非破壊試験検査が広く行われるようになりつつあるが、鋼材溶接部等の内部構造の診断のために超音波探傷システムを用い、測定精度を上げて微細構造の変化を事前に予知しようとするような場合には、探傷システムで用いる探傷波の波長の選定および波動分散・散乱への配慮など多くの検討項目が存在する。さらに鉄筋コンクリート構造物のような複合材料部材について同様の内部構造の診断を実施する場合にはその不均質性に着目した応力波動の特性を把握しておくことがまず必要である。<sup>1), 2), 3)</sup> このように構造物の健全度診断における超音波を用いた非破壊検査法においては多くの研究課題があるが、近年のこの分野に関する実験装置の発達にともなってより精度の良い診断のための研究開発が進められている状況である。<sup>4)</sup>

前述のように鉄筋コンクリートのような複合材料構造の応力波動特性を明らかにするためにはその内部に含まれる鉄筋、骨材、クラックなどのInclusionの影響をまず最初に明らかにしなければならない。<sup>5)</sup> Niwaら<sup>6)</sup> は境界積分方程式法を用いて周波数応答特性から半無限体中のInclusionによる散乱挙動を解析した結果を示している。また一般に複合材料部材の応力波動分散特性に関する研究はAchenbachら<sup>7)</sup> など多くの研究がある。大島ら<sup>8)</sup> は有限ブリズム法により軸方向に補強繊維を有する複合材料部材の応力波動の

---

\* 北見工業大学教務職員 工学部開発工学科 (〒090 北見市公園町165番地)  
 \*\* 工博 北見工業大学助教授 工学部開発工学科 (〒090 北見市公園町165番地)  
 \*\*\* 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)

分散特性をはりの寸法、補強繊維の間隔と波長の関係において明らかにした。すなわち、はりの進行方向に平行に規則的に配列された補強繊維が波動分散特性に及ぼす影響を理論的に検討した。本研究ではこれに引続き応力波の進行方向に直角方向に離散的および規則的に配列された補強繊維を有する複合材料部材を対象として波動進行方向に二次元問題を仮定することにより、動的応答に及ぼすモデル化の影響、補強繊維の影響などを検討した。実験的研究においては7個の異なる複合材料構造の薄板はりモデルを製作し、Pulse-Echo法によりはり各部の応力波伝播特性を解析して、内部構造の影響を検討している。<sup>9)</sup>

## 2. 複合長方形ばりの動的応答解析

### (1) 基礎方程式の誘導

ここで対象としている構造は図1に示すような離散的かつ規則的に配列された集中質量の補強繊維を有する二次元の複合長方形ばりである。一般に補強繊維を有する複合材料部材においては部材の奥行き方向に連続する補強繊維の剛性や質量の効果を考慮して解析するが、本研究では複合材料中に存在するInclusionの影響を波動応答問題として解析することを目標としているため問題を単純化して奥行き方向の補強繊維の剛性を無視した二次元モデルを考える。補強繊維位置を節点とする二次元四角形要素に関する要素関係式は要素内変位を直線分布と仮定して、Galerkin法により求められる。

$$\int_A L_1 \left( \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} - \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right) dA = 0 \quad (1)$$

$$\int_A L_2 \left( \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} - \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \right) dA = 0 \quad (2)$$

ここで $L_1$ 、 $L_2$ は四角形要素の形状関数、 $A$ は要素面積を示す。また図2に示すように座標 $(x, y)$ における補強繊維の $x, y$ 二方向の慣性力を節点に集中して考慮し、母材の関係式との動的つりあい関係を求めると次のような連立差分方程式となる。

$$\begin{aligned} & \frac{(2\mu + \lambda)\lambda_3}{6\lambda_2} \Delta_x^2 \Delta_y^2 u_{xy} + \frac{\mu\lambda_2}{6\lambda_3} \Delta_x^2 \Delta_y^2 u_{xy} \\ & + \frac{\mu + \lambda}{4} \Delta_x \Delta_y v_{xy} = \frac{\rho\lambda_2\lambda_3}{36} \Delta_x^2 \Delta_y^2 u''_{xy} + \rho_f A_f u''_{xy} \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\mu + \lambda}{4} \Delta_x \Delta_y u_{xy} + \frac{(2\mu + \lambda)\lambda_2}{6\lambda_3} \Delta_x^2 \Delta_y^2 v_{xy} + \frac{\mu\lambda_3}{6\lambda_2} \Delta_x^2 \Delta_y^2 v_{xy} \\ & = \frac{\rho\lambda_2\lambda_3}{36} \Delta_x^2 \Delta_y^2 v''_{xy} + \rho_f A_f v''_{xy} \end{aligned} \quad (4)$$

ただし $\lambda$ 、 $\mu$ はLaméの定数、 $f' = \frac{\partial f}{\partial t}$ 、 $\rho$  = 母材の密度、 $\rho_f$ 、 $A_f$ は繊維の密度と断面積

$$\Delta_x^2 f x = f(x+1) - 2f(x) + f(x-1)$$

$$\Delta_x f x = f(x+1) - f(x-1), \quad \Delta_x^2 f x = \Delta_x^2 f x + 6f x$$

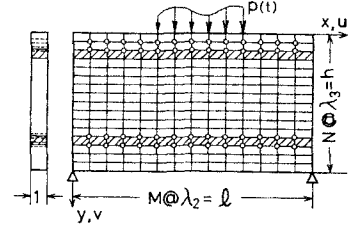


図1 離散補強繊維を考慮した複合長方形ばり

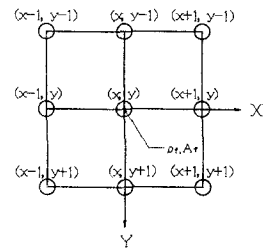


図2 座標系

## (2) 動的応答解析

式(3)，(4)は、規則的な離散化座標への適用に有利な有限フーリエ変換<sup>8)</sup>をx軸方向に行えば、補強材を考慮した各変位成分に関するマトリックス表示の式が得られる。全ての離散繊維の質量とばり要素の剛性と質量の影響を重ね合わせると次のような複合長方形ばりの運動方程式が得られる。

$$[K] \{\delta st\} + [M] \{\delta st\} = \{Fst\} \quad (5)$$

ここで  $[K]$  = 剛性マトリックス

$[M]$  = 質量マトリックス

$\{\delta st\}$  = 変位ベクトル

$\{Fst\}$  = 外力ベクトル

ここで変位ベクトルを次のように置く。

$$\{\delta st\} = \sum_{r=1}^n \{u_r\} \phi_r \quad (6)$$

また粘性マトリックス  $[C]$  を加えて、式(5)を書き直すと次のようになる。

$$[M^*] \{\phi''\} + [C^*] \{\phi'\} + [K^*] \{\phi\} = [u]^T \{F_r\} \quad (7)$$

ただし  $[M^*]$ 、 $[C^*]$ 、 $[K^*]$  はそれぞれ対角マトリクスであり  $[M]$ 、 $[C]$ 、 $[K]$  マトリクスを固有ベクトルの直交性を用いて対角化している。したがって式(7)は次のようになる。

$$M_r^* \phi_r'' + C_r^* \phi_r' + K_r^* \phi_r = C_r^2 \{u_r\}^T \{F_r\}, \quad r=1,2,\dots,M \quad (8)$$

ここで  $M_r^* = 1$  となるように  $C_r^2$  を決めると式(8)は次のようになる。

$$\phi_r'' + 2h_r \omega_r \phi_r' + \omega_r^2 \phi_r = P_r(t) \quad (9)$$

ここで  $P_r(t) = \{u_r\}^T \{F_r\}$ 、 $h_r = r$  モードの粘性係数、 $\omega_r$  = 固有振動数

初期条件を  $\phi_r = 0$  (変位)、 $\phi_r' = I' / m^*$  (速度)

( $m^*$  はセンサー質量、 $I'$  は衝撃力)

として単位衝撃力に関する変位の衝撃応答関数は

$$\zeta_r(t) = \frac{1}{\omega_d} e^{-h_r \omega_r t} \sin \omega_d t \quad (10)$$

速度の衝撃応答関数は

$$\zeta_r'(t) = \frac{1}{\omega_d} e^{-h_r \omega_r t} (-h_r \omega_r \sin \omega_d t + \omega_d \cos \omega_d t) \quad (11)$$

$$\text{ここで } \omega_d = \omega_r \sqrt{1 - h_r^2} \quad (12)$$

式(11)を用いてDuhamel 積分を行うと次の各モード次数に対する速度応答の式が得られる。

$$\phi_r'(t) = \int_0^t P_r(t) \zeta_r'(t - \tau) d\tau \quad (13)$$

## (3) 数値計算

### a. 固有振動数の比較

解析精度を確かめるため、本理論によるx軸方向8分割、y軸方向10分割の均質長方形ばりの固有振動

表1 固有振動数の比較(kHz)

| m<br>n | 1    |      | 3    |      | 5     |       |
|--------|------|------|------|------|-------|-------|
|        | D    | C    | D    | C    | D     | C     |
| 1      | 6.07 | 6.04 | 27.2 | 26.5 | 49.6  | 47.0  |
| 2      | 16.0 | 15.9 | 33.5 | 32.9 | 51.7  | 49.0  |
| 3      | 25.3 | 25.3 | 49.0 | 48.4 | 66.2  | 63.6  |
| 4      | 27.5 | 27.5 | 49.6 | 48.8 | 80.9  | 78.1  |
| 5      | 42.2 | 42.2 | 60.2 | 59.8 | 85.4  | 82.3  |
| 6      | 54.3 | 54.3 | 62.3 | 61.8 | 88.2  | 85.2  |
| 7      | 63.3 | 63.3 | 80.1 | 79.7 | 100   | 97.6  |
| 8      | 78.2 | 78.2 | 82.4 | 82.0 | 101   | 98.7  |
| 9      | 90.7 | 90.7 | 103  | 103  | 120.3 | 118   |
| 10     | 102  | 102  | 107  | 106  | 120.4 | 118.6 |
| 11     | 123  | 123  | 131  | 130  | 144   | 142   |
| 12     | 126  | 126  | 132  | 132  | 145   | 144   |
| 13     | 152  | 152  | 158  | 158  | 170   | 168   |
| 14     | 158  | 158  | 163  | 163  | 174   | 172   |
| 15     | 177  | 177  | 183  | 183  | 195   | 194   |
| 16     | 194  | 194  | 196  | 196  | 203   | 203   |
| 17     | 197  | 197  | 205  | 205  | 218   | 217   |
| 18     | 203  | 203  | 208  | 208  | 219   | 218   |
| 19     | 236  | 236  | 239  | 239  | 246   | 246   |
| 20     | 274  | 274  | 276  | 276  | 281   | 281   |
| 21     | 303  | 303  | 305  | 305  | 308   | 308   |
| 22     | 314  | 314  | 316  | 316  | 319   | 318   |

数の結果とy軸方向に10分割した有限帯板法 (Finite Strip Method、FSM) による計算結果を表1に比較した。本理論による計算結果をD (Discrete)、有限帯板法による計算結果をC (Continuous) として長方形ばりの固有振動数を単位kHzとして比較した。表の横方向には長軸方向モードm、縦方向には深さ方向モードnを表している。数値計算には次の値を用いた。

$$E=300000\text{kgf/cm}^2, \nu=0.17, h=40\text{cm}, \ell=70\text{cm}, \rho=2.3\text{gf/cm}^3$$

文献<sup>1)</sup>では本研究で対象としているような積層複合部材の位相速度分散特性について検討し有限帯板法と厳密解による比較を行っている

がここではさらに幅方向(x軸方向)に分割したモデルをもちいている。均質部材の位相速度に対する有限帯板法と本理論のモデルの比較ではここで用いた分割数の範囲ではほぼ一致する。

#### b. 応答の比較

本理論による応答計算を軸方向に連続なFSMによる応答の

数値計算結果と比較検討した。y方向変位応答vは、長方形ばりの支間中央に集中荷重を載荷した場合の支間中央の静的変位 $v_s$ で基準化し、y方向速度応答は、長方形ばりの質量との積つまり運動量 $\rho \dot{v}$ と比較した。また継続時間Tは、入射波がせん断波速度で支間の $\frac{1}{2}$ を長軸方向に往復する時間T。(約 $300\mu\text{s}$ )で基準化した $T/T_0$ で示した。入射波として入射継続時間 $50\mu\text{s}$ のパルス方形波を支間中央の表面に加えた。そのほか数値計算に必要な数値は固有振動数を求めたときと同じである。図3(a)は、はりの支間中央表面の変位応答を、図3(b)は同じ点の速度応答を示す。図中実線がFSM、破線が本理論による応答値である。これによると、時間後半で差がみられるが、全体的には、本理論による計算結果はFSMによる結果とほぼ一致していることがわかる。図3(c),(d)は支間中央下面の応答値を比較したものである。この図からも同様の事が言える。

#### c. 減衰係数による応答の比較

減衰係数hrは固有振動数の関数として次式を仮定する。

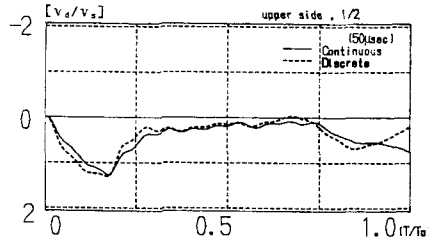


図3(a) 変位応答 (上縁、 $\ell/2$ )

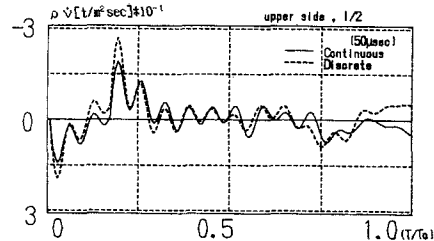


図3(b) 速度応答 (上縁、 $\ell/2$ )

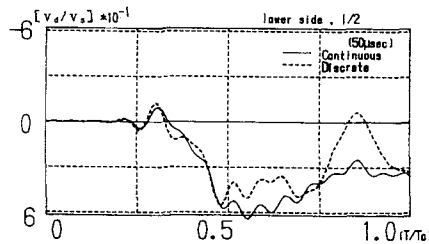


図3(c) 変位応答 (下面、 $\ell/2$ )

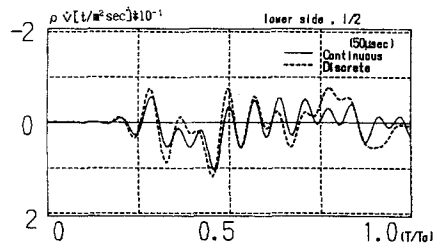


図3(d) 速度応答 (下面、 $\ell/2$ )

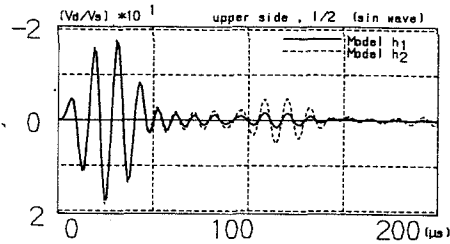


図4(a) 変位応答 (上縁、 $\ell/2$ )

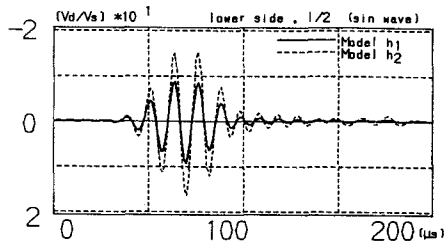


図4(b) 変位応答 (下面、 $\ell/2$ )

$$h_r = b \omega_r / (a + \omega_r^2) \quad (14)$$

ここで  $a$ ,  $b$  は実験より求める定数、 $\omega_r$  は  $r$  次固有振動数とする。<sup>18)</sup>

数値計算の Model  $h_1$  として実験より得られた応力波形のフーリエスペクトルから減衰自由振動法を用いて定数  $a$ ,  $b$  を決定した。次に減衰係数を小さくして比較するため Model  $h_2$  として Model  $h_1$  と同じ固有振動数で減衰係数が最大値となり、減衰係数が約半分となるような定数  $a$ ,  $b$  を次のように求めた。

$$\text{Model } h_1 : a = 13935, b = 15.52$$

$$\text{Model } h_2 : a = 13935, b = 7.76$$

入射波として

$$P(t) = \sin(\pi t/T) \cdot \sin(8\pi t/T)$$

をはりの支間中央上縁（表面）に入力した。ここで実験における解析を参照して  $T = 50 \mu s$  とした。計算モデルは前述と同様である。図4はこの減衰係数を用いて数値計算した変位と速度の応答である。図4(a), (b)の縦軸は、 $y$  方向変位応答  $v_d$  をはりの支間中央の静的変位  $v_s$  で基準化したものである。図4(c), (d)の縦軸は前述同様、 $y$  方向速度応答  $\dot{v}$  とはりの質量を乗じて運動量  $\rho \dot{v}$  として示している。横軸は時間を示している。図4(a)は、はりの支間中央表面の変位応答を比較したものである。入射波が継続している  $50 \mu s$  までの変位応答は両者に差はみられないが時間経過と共に Model  $h_1$  の方が減衰係数の影響を受けて応答が小さくなっていることがわかる。図4(b)は支間中央下面の変位応答で全体に減衰の影響がみられる。このことは図4(c), (d)についても同様である。

d. 離散補強繊維による分散特性の比較

式(3)においてはりの軸方向に進行する平面縦波動の条件

$$u_{x,y+1} = u_{x,y} = u_{x,y-1}, v_{x,y} = 0 \quad (15)$$

を仮定すると

$$(2\mu + \lambda) \frac{\lambda_3}{\lambda_2} \Delta_x^2 u_x = \rho \left\{ \frac{1}{6} (6 + \Delta_x^2) + \eta \rho \right\} u_x'' \lambda_2 \lambda_3 \quad (16)$$

$$\text{ここで } u_x = u_{xy}, \eta \rho = \frac{\rho_f A_f}{\rho \lambda_2 \lambda_3}$$

また  $x$  軸方向に位相速度  $C$  で進行する調和波動

$$u_x = A_m \cos \frac{m\pi}{M} \left( x - \frac{C}{\lambda_2} t \right) \quad (17)$$

を仮定して式(16)に代入すると<sup>8)</sup>

$$(2\mu + \lambda) D_m = \left( \frac{m\pi}{M} \right)^2 \rho C^2 \left\{ \frac{1}{6} (6 - D_m) + \eta \rho \right\} \quad (18)$$

$$\text{ただし } D_m = 4 \sin^2 K_m, K_m = m\pi / 2M$$

したがって離散化した補強繊維の質量を考慮した位相速度の分散関係式として次式が得られる。

$$\frac{C}{C_p} = \sqrt{\frac{\sin^2 K_m}{(1 - \frac{2}{3} \sin^2 K_m + \eta \rho) K_m^2}} \quad (19)$$

ただし  $C_p$  は縦波速度である。 ( $= \sqrt{(2\mu + \lambda) / \rho}$ )

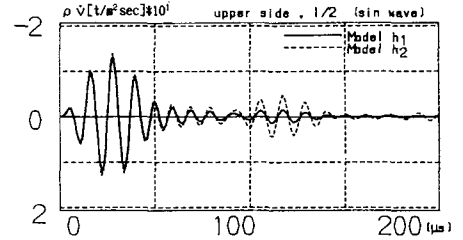


図4(c) 速度応答（上縁、 $l/2$ ）

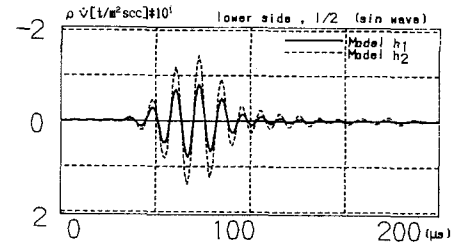


図4(d) 速度応答（下面、 $l/2$ ）

表2には式(19)の結果(平面波)と式(5)から得られる調和進行波の位相速度の結果(DFA)とを $\eta\rho$ を変化させて比較している。全体的には計算したKmの範囲では両者は補強繊維の質量の割合 $\eta\rho$ が大きくなるにつれて一致する傾向となっている。

### e. 実験波形との比較

理論計算結果を実験結果を比較するため図6に示す実験供試体Model Gを対象として検討を行う。Model Gはモルタル中に鉄筋のかぶり5cm、間隔7cmで長軸方向に10本の鉄筋を等間隔に配置したモデルである。数値計算に用いた値は、 $M=10$ 、 $N=10$ 、 $Af=2.835\text{cm}^2$ 、 $\rho f=7.85\text{g/cm}^3$ であり、他の数値は前節a. で用いたものと同じである。入射波として入射位置近傍で測定して得られた電圧変化のデータを式(13)の積分に用いる。図5には上縁 $\ell/4$ 点における速度応答の理論計算結果と実験結果の比較を行っている。ここでは計算で求めたS波の到達時刻を横軸の原点として示している。図5の縦軸はy方向速度応答にはりの質量を乗じた運動量の次元である。横軸は経過時間である。これによると経過時間の後半において振幅や位相の差がみられるが、前半の波形はほぼ一致する結果が得られている。

表2 離散補強繊維を考慮した分散特性の比較(C/Cp)

| Km    | $\eta\rho=0.1$ |       | $\eta\rho=0.3$ |       | $\eta\rho=0.5$ |       |
|-------|----------------|-------|----------------|-------|----------------|-------|
|       | 平面波            | DFA   | 平面波            | DFA   | 平面波            | DFA   |
| 0.024 | 0.954          | 0.823 | 0.877          | 0.815 | 0.817          | 0.807 |
| 0.074 | 0.954          | 0.820 | 0.877          | 0.812 | 0.817          | 0.804 |
| 0.123 | 0.955          | 0.813 | 0.878          | 0.805 | 0.817          | 0.797 |
| 0.172 | 0.957          | 0.793 | 0.879          | 0.786 | 0.818          | 0.777 |
| 0.196 | 0.958          | 0.774 | 0.880          | 0.767 | 0.818          | 0.758 |
| 0.589 | 0.997          | 0.664 | 0.902          | 0.663 | 0.829          | 0.666 |
| 0.882 | 1.059          | 0.736 | 0.925          | 0.736 | 0.831          | 0.735 |
| 1.374 | 1.054          | 0.769 | 0.879          | 0.769 | 0.770          | 0.769 |

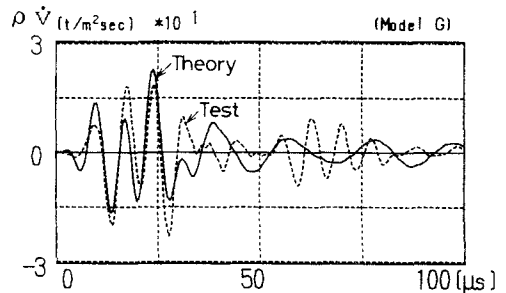


図5 実験波形との比較(上縁、 $\ell/4$ )

## 3. 実験的研究

### (1) 実験概要

実験では図6に示すような7種類のモルタル長方形板を供試体として用いた。供試体は長さ70cm、高さ40cm、板厚3cmのモルタルのみの供試体Model Aを基準として、モルタル中における粗骨材の影響(Model B)、クラックの大きさの影響(Model C, Model D)、離散鉄筋の量による影響(Model E, Model F, Model G)などの検討を行った。使用した測定システムを図7に示した。実験では入射センサー(Transmitter)としてセンサー1(共振周波数140kHz)、センサー2(共振周波数350kHz)、センサー3(共振周波数1.5MHz)の3種類を、受信センサー(Receiver)にはこれら入射センサーの振動数に十分追従しうる感度のものを用いた。入射センサーにはPulse Generatorより電圧10V、入射継続時間 $10\mu\text{s}$ の方形波を加えて供試体に応力波を入射した。供試体を伝播した応力波はReceiverで受信され増幅装置を経て最小サンプリング間隔50ns、サンプリング数4kwordのTransient Memoryに書き込まれる。供試体

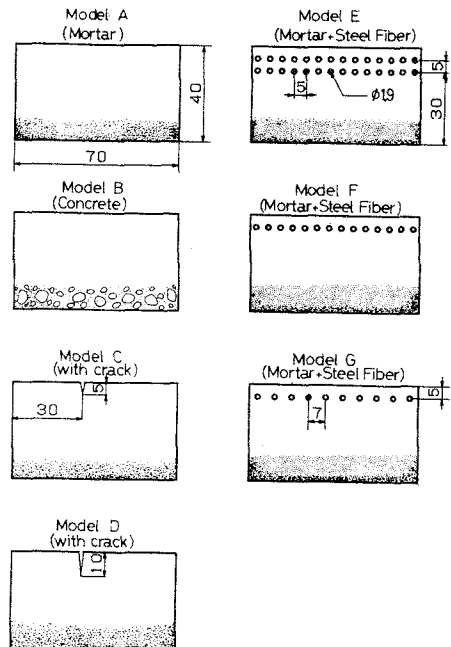


図6 供試体

は図7に示すように測点00～測点16までの17点の受信位置と、入射位置xがある。測点00～03、測点13～16は入射位置に対して左右対称で、同一平面上（上縁）にある。xからの距離は測点00から順に03までそれぞれ4.375cm, 8.75cm, 17.5cm, 34.5 cmである。測点04、12は側面の中央にある。入射位置と反対側（下面）の測点05～11は、測点03, 02, 01, x, 15, 14, 13のそれぞれに対応する位置にある。

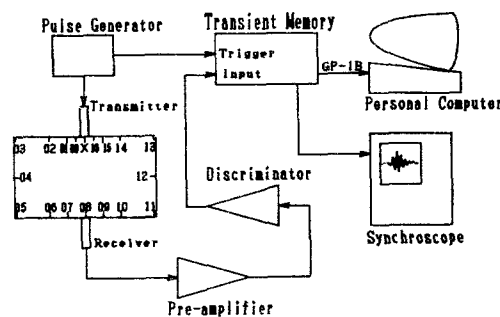


図7 測定システム

(2) 波頭到達時間による比較

入射センサーより供試体に入射された応力波を測点で最初に観測するまでの時間Tは、供試体内の応力波速度がInclusionによる散乱のため見掛上遅くなる。表3は供試体ごとの波頭到達時間と、Model Aの実験結果より得られたP波伝播速度を用いて、全ての測点に最短距離の伝播経路で応力波が到達すると仮定した場合の波頭到達時間T<sub>0</sub>を基準として、(T-T<sub>0</sub>)とT<sub>0</sub>の比を百分率で計算した結果を示した。また周波数の違いによる比較をするためセンサー1(S1)とセンサー3(S3)による結果を示している。センサー3による波頭到達の遅れが大きいことから、周波数の高い波動の方が境界表面の影響をより大きく受けることを示している。クラックによる影響は、クラックが測点00と01の間にあるので測点01と02に大きく現れる。鉄筋量の増加による到達時間の変化を入射位置と反対側の測点について比較すると使用する周波数が低い（波長が長い）場合は長くなるのに対して周波数が高く、波長が短い場合は短くなる傾向がみられる。

表3 波頭到達時間の比較 (%)

| 測点 | A  |    | B  |    | C  |    | D  |     | E  |    | F  |    | G  |    | T <sub>0</sub> (μs) |        |
|----|----|----|----|----|----|----|----|-----|----|----|----|----|----|----|---------------------|--------|
|    | S1 | S3 | S1 | S3 | S1 | S3 | S1 | S3  | S1 | S3 | S1 | S3 | S1 | S3 | S1                  | S3     |
| 01 | 18 | 39 | 5  | 20 | 55 | 63 | 66 | 142 | 0  | 22 | 20 | 5  | 0  | 19 | 20.05               | 19.87  |
| 02 | 20 | 41 | 4  | 33 | 30 | 59 | 72 | 118 | 8  | 32 | 5  | 41 | 4  | 37 | 40.10               | 39.75  |
| 03 | 7  | 62 | -1 | 36 | 41 | 47 | 46 | 42  | 4  | 49 | 4  | 26 | 5  | 22 | 80.19               | 79.49  |
| 04 | 4  | 4  | 2  | 0  | 3  | 5  | 13 | 17  | 1  | 8  | 6  | 0  | 1  | -0 | 92.36               | 91.56  |
| 05 | 1  | 8  | -3 | 3  | -2 | 5  | 0  | 11  | 3  | 4  | 4  | 7  | 0  | 7  | 121.78              | 120.72 |
| 06 | 3  | 4  | -2 | 2  | -1 | 0  | 0  | 0   | 4  | -1 | 5  | -1 | 0  | 1  | 100.04              | 99.17  |
| 07 | 8  | 0  | 1  | 3  | 1  | 0  | 0  | 0   | 1  | -6 | 3  | 3  | 0  | 2  | 93.82               | 93.00  |
| 08 | 0  | 0  | 0  | -5 | 0  | 0  | 0  | 0   | 2  | -5 | 4  | -1 | 1  | 2  | 91.65               | 90.85  |
| 09 | 2  | 0  | 1  | 4  | 1  | 2  | 1  | 0   | 1  | 2  | 3  | 5  | 0  | -3 | 93.82               | 93.00  |
| 10 | 5  | 0  | -1 | 5  | 1  | 0  | 0  | 2   | 1  | -1 | 3  | 0  | 0  | 5  | 100.04              | 99.17  |
| 11 | 1  | 1  | -2 | 5  | 4  | 6  | -1 | 7   | 0  | 4  | 0  | 5  | 0  | 9  | 121.78              | 120.72 |
| 12 | 6  | 2  | 4  | 4  | 5  | 7  | 1  | 8   | 3  | 1  | 4  | 8  | 1  | 4  | 92.36               | 91.56  |
| 13 | 2  | 46 | 3  | 32 | 18 | 48 | 5  | 52  | 3  | 46 | 9  | 43 | 7  | 25 | 80.19               | 79.49  |
| 14 | 12 | 59 | 3  | 20 | 10 | 42 | 5  | 47  | 10 | 27 | 9  | 30 | 2  | 49 | 40.10               | 39.75  |
| 15 | 0  | 77 | 0  | 19 | 0  | 14 | 7  | 32  | 10 | 22 | 16 | 18 | 6  | 27 | 20.05               | 19.87  |

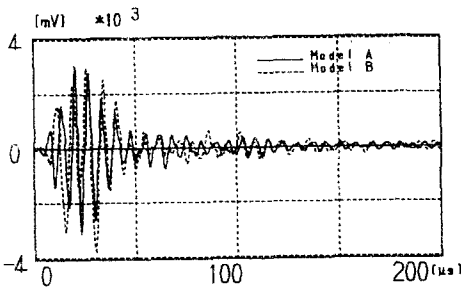


図8(a) モルタル中の骨材の影響 (測点00)

(3) 波形解析

ここで示す図の縦軸は供試体表面の粒子速度を受信センサーを介して電気的に変換した電圧 (mV) で示す。横軸は観測点の受信センサーが最初に波形を観測した時刻を時間ゼロとしてそこからの経過時間をμs単位で示している。

a. 骨材の影響

図8(a)は入射位置近くの測点00で観測された波形である。実線はModel A、破線はModel Bを示し、両者はほぼ一致した応答を示している。図8(b)は上縁ℓ/4点（測点14）で観測された波形で、90μsを過ぎた破線に内部の骨材の影響と考えられる波形が観測されている。図8(c)は支間中央下面（測点08）で

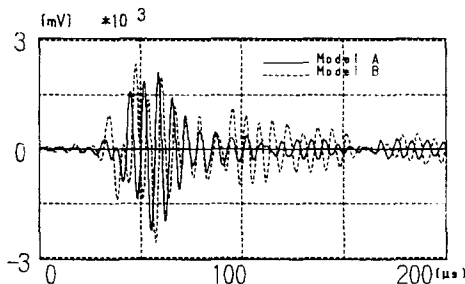


図8(b) モルタル中の骨材の影響  
(測点14)

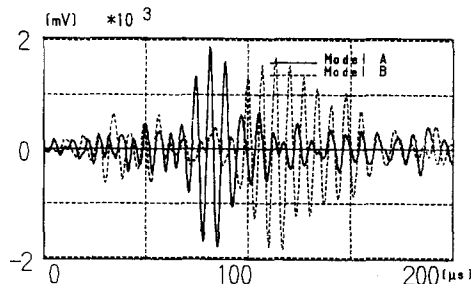


図8(c) モルタル中の骨材の影響  
(測点08)

観測された波形を比較した図である。実線に対して破線は最大振幅を観測した時間が $30\mu\text{s}$ ほど遅れていることがわかる。また粗骨材による内部散乱の影響が長く続いていることがわかる。

#### b. クラックの大きさによる比較

Model C (実線) と Model D (破線) のクラックは測点00と測点01の間、測点02から $12.5\text{cm}$ の位置にあり、クラックの深さはそれぞれ $5\text{cm}$ と $10\text{cm}$ である。図9では上縁 $\ell/4$ 点(測点02)、下面端点(測点05)、下面 $\ell/4$ 点(測点06)の3点についてクラックの大きさによる影響を比較できる。図9(a)は測点02で観測された波形を比較した図である。この点はクラックの影響を大きく受ける点と考えられる。全体的には振幅は小さく、全体に散乱の影響を長く受けていることがわかる。図9(b)は測点05で観測した波形の比較である。Model CはModel Dより小さいクラックであるためその影響は小さいと考えられるが、図9(a)の場合と同様に全体に内部散乱の影響を受けている。Model Cは $100\mu\text{s}$ 以後、Model Dは $120\mu\text{s}$ 以後振幅が大きくなっていることがわかる。図9(c)は測点06で観測した波形でクラックの影響は比較的小さいと考えられ、両波形は前半ほぼ一致しているが、後半Model Dの波形にクラックによる内部散乱の影響がみられる。図10はModel A、Model C、Model Dの各供試体の測点02で観測された波形のフーリエスペクトルである。縦軸は、フーリエスペクトルの最大値で基準化し、横軸は周波数(kHz)である。これらからは顕著な差はみられない。

#### c. 離散鉄筋の影響

離散鉄筋モデルとして鉄筋量の違う3種類の供試体 Model E、Model F、Model Gについて上縁 $\ell/4$ 点(測点14)の観測波形について検討を行った。上縁 $\ell/4$ 点(測点14)

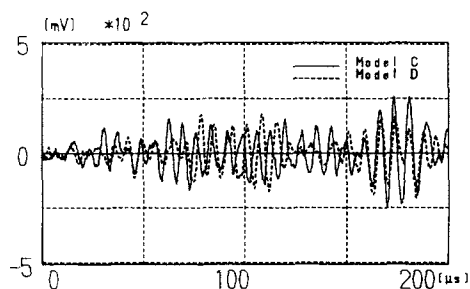


図9(a) モルタル中のクラックの影響  
(測点02)

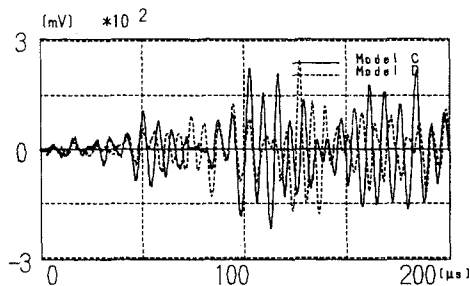


図9(b) モルタル中のクラックの影響  
(測点05)

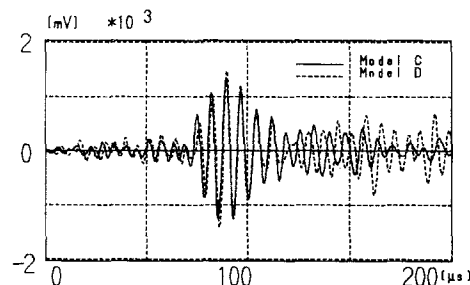


図9(c) モルタル中のクラックの影響  
(測点06)



で観測された波形には、離散鉄筋による応力波の散乱の影響が得られる。図11は、モルタルのみの供試体Model A（実線）と鉄筋量の一番少ないModel G（破線）の比較である。Model GはModel Aより半波長早く第2波が到達している。また離散鉄筋による内部散乱の影響が120 $\mu$ s付近から現れている。図12はモルタル中の離散鉄筋の量による比較をしたもので鉄筋量が多くなると最大振幅は大きくなり、第2波の到達は遅くなる傾向にある。また100 $\mu$ s経過以後では鉄筋量が多くなると振幅は小さくなっている。

#### 4. 結論

複合材料長方形ばりについての応力波動に関する解析の結果得られた事項を要約すれば次のようになる。

(1) 本理論とFSMによる計算結果の比較では、均質長方形ばりの固有振動数はほぼ一致する。また動的応答計算の結果では母材のせん断波速度で支間の $\frac{1}{2}$ を長軸方向に往復する間は、本理論はFSMによる計算結果とほぼ一致する。

(2) 周波数依存型の減衰係数の異なる2種類のモデルに対する応答計算により、減衰係数の周波数特性の違いによる影響を明らかにした。

(3) 本理論による離散化した補強繊維の質量のみによる位相速度の分散特性と平面調和進行波の位相速度を補強繊維の質量の割合 $\eta$ を変えて比較した結果、位相速度は $\eta$ が大きくなると一致する傾向となった。

(4) 本理論による速度応答計算結果と実験で得られた波形を上縁 $l/4$ 点において比較したところ、波動の到達初期には両者がほぼ一致する結果となった。

(5) 波頭到達時間によるInclusionの影響を比較した結果、共振周波数の高い入射センサーほど上縁や内部の影響を大きく受ける傾向がある。クラックの陰になる測点では、クラックの大きさが大きくなると波頭到達は見かけ上遅くなる。

(6) 波形解析の結果モルタル中の骨材の影響は、主として最大振幅の到達時間の遅れなどの現象として観測された。供試体上縁における表面付近の離散鉄筋の影響は鉄筋の量に比例して最大振幅が大きくなる傾向がみられた。

複合材料長方形ばりの応力波

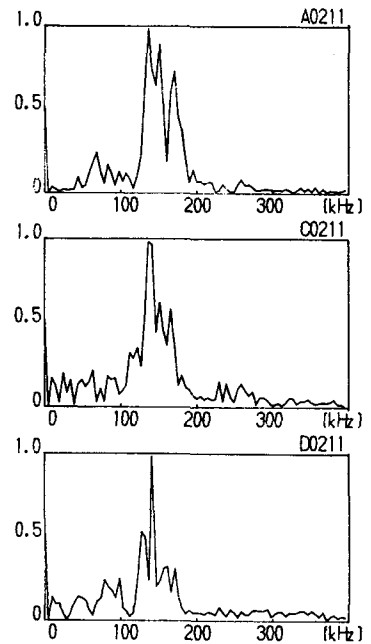


図10 スペクトルによる比較

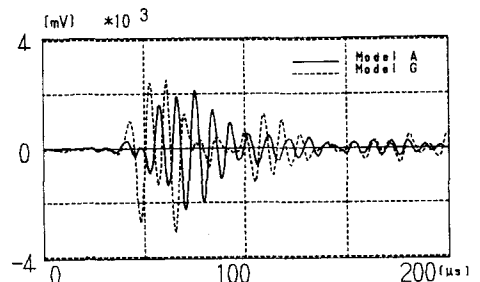


図11 モルタル中の離散鉄筋の影響  
(測点14)

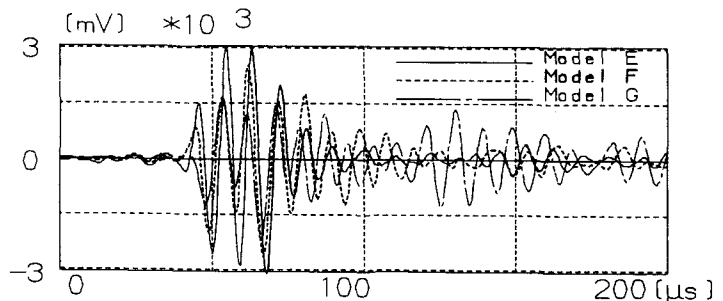


図12 離散鉄筋量の影響 (測点14)

動解析を応用して、構造物の健全度診断を実施するためには、今後多くの研究を必要としており、本研究がその一助となれば幸いである。本研究の実施にあたっては昭和61年度、62年度文部省科学研究費一般研究C（代表者大島俊之）及び昭和61年度文部省科学研究費奨励研究A（研究者三上修一）の補助を受けました。ここに深く感謝致します。また、実験の実施に当たっては北見工業大学卒業の渡辺一雄君（現恵庭市役所）の援助を受けました。

#### 参考文献

- 1) N.J.Carino , M.Sansalone , N.H.Hsu : A Point Source-Point Receiver, Pulse-Echo Technique for Flaw Detection in Concrete, ACI Journal, Technical Paper, March-April,1986.
- 2) 大津：コンクリート構造物の健全度診断へのアコースティック・エミッションの適用、コンクリート工学、Vol.25,No.12、1987.
- 3) 明石：コンクリートの非破壊試験に関する研究、土木学会論文集、第390号/V-8、1988.
- 4) A.Alippi , W.G.Mayer : Ultrasonic Methods in Evaluation of Inhomogeneous Materials, Martinus Nijhoff Publishers,1987.
- 5) J.Miklowitz : The Theory of Elastic Waves and Waveguides, North-Holland Publishing Company, 1978.
- 6) T.Niwa , S.Hirose , S.Nakatani : Model Studies on Scattering of Elastic Waves in a Half Space, 土木学会論文集、Vol.3,No.1、1986.
- 7) J.D.Achenbach , G.Herrmann : Dispersion of Free Harmonic Waves in Fiber-Reinforced Composites, AIAA Journal, Vol.6, No.10, 1968.
- 8) 大島、能町：有限ブリズム法による繊維強化複合部材の縦波動伝播速度の研究、土木学会論文集、No.297、1980.
- 9) T.Oshima, S.G.Nomachi, T.Kida, S.Mikami : Stress Wave Propagation in a Rectangular Composite Beam, Proc. of 4th Japan-U.S. Conference on Composite Materials, Washington,D.C., June,1988.
- 10) H.Kolsky : Stress Wave in Solids, Dover Publication, 1963.
- 11) 大島、三上、能町、重清：複合材料中の応力波速度と構造物の健全度評価への応用、構造工学論文集、Vol.32A、1986.

（1988年10月12日受付）