

コンクリートの弾性波動理論と欠陥評価に
関する研究

2001年3月

熊本大学大学院自然科学研究科

渡辺 健

コンクリートの弾性波動理論と欠陥評価に関する研究 (Elastodynamics and Its Application to NDT in Concrete)

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	2
1.3 本論文の構成	4
参考文献	5
第2章 コンクリート工学における弾性波動問題	6
2.1 概説	6
2.2 コンクリート構造物の動的挙動と周波数応答	7
2.2.1 波動と振動	7
2.2.2 衝撃問題と周波数応答	8
2.2.3 周波数領域での解析理論	9
2.3 コンクリート構造物の非破壊検査手法への適用	11
2.3.1 コンクリート構造物の非破壊検査	11
2.3.2 超音波を用いた非破壊検査法	15
2.3.3 衝撃弾性波を用いた非破壊検査法	16
2.3.4 アコースティック・エミッション(AE)を用いた非破壊検査法	17
2.4 インパクトエコー法	19
2.4.1 概説	19
2.4.2 インパクトエコー法の歴史	19
2.4.3 インパクトエコー法の原理	21
参考文献	23
第3章 弾性波の理論	25
3.1 概説	25
3.2 弾性波の伝播挙動	25
3.2.1 弾性波の種類	25
(1) 縦波 (P波)	25
(2) 横波 (S波)	26
(3) 表面波 (Rayleigh wave, R波)	26
(4) 板波 (Lamb wave, ラム波)	26
3.2.2 弾性波動	27
(1) 応力	27
(2) ひずみ	28
(3) 応力とひずみの線形関係	29
(4) 弾性波の運動方程式	30
(5) P波・S波の伝播速度	31

3. 2. 3	反射・屈折	32
(1)	境界面への垂直入射	32
(2)	斜め入射	33
3. 2. 4	波動の減衰	35
(1)	拡散減衰	35
(2)	非弾性減衰	35
(a)	粘性減衰	35
(b)	散乱減衰	36
3. 3	弾性波計測	37
3. 3. 1	弾性波計測装置	37
3. 3. 2	周波数スペクトル	37
3. 4	境界要素法(BEM)による弾性波動問題の解析	41
3. 4. 1	概説	41
3. 4. 2	弾性問題の基礎式	42
3. 4. 3	定常波動場の支配方程式	43
3. 4. 4	境界積分方程式の誘導	44
3. 4. 5	境界積分方程式の離散化	45
3. 4. 6	応力への展開	46
	参考文献	50
第4章 衝撃力による弾性波入力とその周波数成分		51
4. 1	概説	51
4. 2	衝撃応答	51
4. 3	Lambの問題	52
4. 3. 1	Lamb解について	52
4. 3. 2	表面パルスのLamb解	53
4. 3. 3	内部パルスのLamb解	54
4. 4	実験概要	56
4. 5	数値解析によるLamb問題の解	59
4. 6	板状供試体の2次元BEM解析	61
4. 7	逆合成積	64
4. 7. 1	インパクトハンマーによる検証	64
4. 7. 2	鋼球落下試験による検証	65
4. 8	Lamb解による衝撃力の周波数成分	67
4. 8. 1	モルタル供試体での結果	67
4. 8. 2	コンクリート供試体での結果	70
4. 8. 3	RC供試体での結果	73
4. 9	BEM解析による衝撃力の周波数成分	76
4. 9. 1	モルタル供試体での結果	76
4. 9. 2	コンクリート供試体での結果	78
4. 9. 3	RC供試体での結果	80
4. 10	第4章のまとめ	82
	参考文献	84

第5章	コンクリート部材の高周波数挙動に関する考察	85
5.1	概説	85
5.2	高周波数成分を含む動的問題の特徴	86
5.3	相似律	87
5.4	鉄筋コンクリート柱の高周波数振動と破壊挙動の考察	87
5.4.1	概説	87
5.4.2	実験概要	87
	(1) 使用供試体	87
	(2) 計測システムと予備試験	89
5.4.3	BEM解析	90
5.4.4	鉄筋コンクリート柱の水平衝撃力に対する考察	92
5.5	コンクリート部材の衝撃応答における周波数の影響	97
5.5.1	概説	97
5.5.2	実験概要	97
	(1) 使用供試体	97
	(2) 鋼球落下試験	99
5.5.3	BEM解析	99
5.5.4	結果および考察	99
	(1) 動的ヤング率の同定	99
	(2) 鋼球落下試験によるスペクトル応答	102
	(3) 3次元BEM解析によるスペクトル応答	107
	(4) 変形モードに関する考察	109
	(5) 内部応力に関する考察	112
	(6) 破壊モードに関する考察	116
5.6	混合ひび割れ進展と加力周波数の関係	118
5.6.1	概説	118
5.6.2	実験概要	118
	(1) 使用供試体	118
	(2) 鋼球落下試験	119
5.6.3	BEM解析	120
5.6.4	結果及び考察	121
	(1) 鋼球落下試験より得られた周波数スペクトル	121
	(2) BEM解析による周波数スペクトル	122
	(3) 衝撃破壊試験	122
	(4) BEM解析による変形モード	124
	(5) BEM解析による内部応力の評価	126
5.7	第5章のまとめ	128
	参考文献	130

第6章	インパクトエコー法の内部欠陥評価への適用	132
6.1	概説	132
6.2	インパクトエコー法の問題点	133
6.2.1	弾性波を生じさせるインパクトの上限周波数の影響	133
6.2.2	計測装置の周波数応答の影響	135
6.3	インパクトエコー法によるPCグラウト充填度評価	136
6.3.1	PCグラウト充填度評価の重要性	136
6.3.2	シース管内部の空隙の検出原理	137
6.3.3	実験概要	138
	(1) 使用供試体	138
	(2) 鋼球落下試験	139
6.3.4	結果および考察	141
6.4	波長と欠陥深さに関する考察	145
6.4.1	波長と欠陥深さの関係	145
6.4.2	実験概要	146
6.4.3	結果および考察	148
6.5	BEM解析によるシース管内部の空隙による影響の検出	152
6.5.1	BEM解析モデル	152
6.5.2	結果および考察	153
6.6	第6章のまとめ	155
	参考文献	157
第7章	スペクトルイメージングによる断面画像化手法の開発	159
7.1	概説	159
7.2	インパクトエコー法とSIBIEの原理	159
7.2.1	動弾性理論の基礎	159
7.2.2	SIBIEの原理	161
7.3	SIBIEの有効性の検証	163
7.3.1	概説	163
7.3.2	イメージングモデル	164
7.3.3	鋼球落下試験とSIBIE	165
7.3.4	アルミ飛翔体によるインパクト試験とSIBIE	166
7.3.5	2次元BEM解析とSIBIE	167
7.4	インパクトエコー法とSIBIEによるグラウト充填度評価	168
7.4.1	概説	168
7.4.2	実験概要	168
	(1) 使用供試体	168
	(2) インパクト試験	169
7.4.3	SIBIEによる断面画像	170
7.4.4	イメージングモデルの正方形要素の影響	175

7. 5	インパクト入力の周波数成分と SIBIE	177
7. 5. 1	概説	177
7. 5. 2	実験概要	177
(1)	使用供試体	177
(2)	インパクト試験	178
7. 5. 3	鋼球落下試験の結果	180
7. 5. 4	アルミ飛翔体による結果	185
7. 5. 5	インパルスハンマーによる結果	185
7. 6	第7章のまとめ	190
	参考文献	192
第8章	結論	193
	謝辞	198

第1章 序論

1. 1 研究の背景

鉄筋コンクリートは、安価で、施工性が良く、その寿命が半永久的であると考えられ、今日では社会基盤を支える多くの構造物に使用されている。戦後の日本においても国土の復興と高度経済成長期の社会基盤を整備するために、大規模なコンクリート構造物の建設が進められた。しかし、日本経済の構造変化、人口構造の変化¹⁾、環境問題の顕著化²⁾により、コンクリート構造物の社会ストックとしての活用を見直す必要に迫られている。

環境への意識の高まりと共に世界的な環境問題への取り組みとして 1992 年にブラジルのリオ・デ・ジャネイロで国連「環境と開発」会議が開催された。この時、地球環境保全に関する根幹となる行動計画「アジェンダ 21」に盛り込まれた基本理念の一つが「Sustainable Development」すなわち「持続可能な発展」である。我が国でも 1994 年に「土木学会地球環境行動計画－アジェンダ 21/土木学会」が作成され、「持続可能な発展」が基本理念として明記されている³⁾。今後の土木技術・コンクリート技術は、包括的かつ長期的なコストならびにエネルギーの循環に着目し進歩することが非常に重要である。これらの状況をふまえると、コンクリート構造物の維持管理の重要性は現状よりさらに高まっていくことは明らかである。

日本では、1980 年代からアルカリ骨材反応によるマンションの早期劣化、塩害による山陽新幹線の高架橋の鉄筋腐食などの問題が表面化し、コンクリート構造物に対する信頼性が疑問視されはじめた。さらに近年コンクリートの「安全神話の崩壊」を象徴し、社会問題に発展した出来事が次々と起こっている。

その一つに、1995 年 1 月 17 日未明に発生した兵庫県南部地震とそれに伴う阪神・淡路大震災が挙げられる。本震災では、6000 名以上の人名が奪われ、近年希な大惨事となった。土木構造物においても、港湾、道路、ライフライン等が大きな被害を受け、コンクリート構造物では、従来の学問上、技術上の蓄積だけでは解明できない種々の損傷や破壊形態が生じた。これらの現象に対しては様々な調査・研究がなされ、構造物の共振、段落と時の影響、表層地盤による地震動の増幅など多くの原因が指摘された。その原因の一つと

して直下型地震による衝撃的な上下動の影響が提言され、コンクリートの動的な外力に対する応答および破壊挙動に関心が高まることになった。震災以降、土木学会が制定するコンクリート標準示方書では平成8年に兵庫県南部地震の教訓を生かし、「耐震設計編」がそれまでの「設計編」から独立したもののとして制定された⁴⁾。

もう一つの大きな出来事は、1999年6月27日の午前9時30分頃、JR西日本の山陽新幹線の福岡トンネル内を通過中の「ひかり351号」の上に約200kgのコンクリート塊が剥落した事故である。この原因は、トンネル内を覆うライニングコンクリート（覆工コンクリート）に存在したコールドジョイントであった。事故後、新幹線のトンネルのコンクリートは、打音法と呼ばれる非破壊検査手法により検査された。打音法はハンマー等で叩いた応答音からコンクリート内部の欠陥を検査する手法であり、超音波法やインパクトエコー法等と同様の弾性波を用いた非破壊検査手法の一つである。事故発生からの一連の動きは、マスコミに大々的に取り上げられ、コンクリート構造物の健全度評価・維持管理に関する社会的な関心が高まっている。

コンクリート構造物の合理的な維持管理方法は、土木学会の「コンクリート構造物の維持管理指針（案）」⁵⁾で詳述されているように、通常のコンクリート構造物では、目視による点検を実施した後、詳細な点検および評価・判定を実施する。この詳細な点検には、構造物から採取したコアによる試験と非破壊検査が併用して行われるが、コアによる直接採取は限られていることから構造物の劣化状態を評価するための非破壊検査は重要な位置づけとなる。

1.2 研究の目的

従来の見地では、本研究で議論する「コンクリート構造物における動的な外力に対する応答」と「弾性波を用いた非破壊検査手法」は、一見別々の問題であるとされる。しかし、弾性波動理論に基づき議論すれば、これらの現象はコンクリート構造物に動的な外力が作用している点において同じ現象として取り扱うことができる。コンクリート構造物が動的な荷重を受けた場合、構造物内部には弾性波（応力波）が伝播し、時間とともに変形が進む。このとき塑性変形とか粘弾性的な挙動を考慮しない動的挙動の解明の段階では、弾性体として解析的検討をおこなうとすれば、どのような外力であろうと、力の大きさ、立ち上がり時間、接触時間などの外力に関する妥当なデータが

得られていれば、構造物の応答解析の問題としての差異はないはずである。この観点に立てば、弾性体（連続体）の動的応答解析には、コンクリート構造物に動的な外力を与える衝撃試験から弾性波を用いた非破壊検査手法までも含まれる。

そこで、本論文ではコンクリートの弾性波動理論について論じ、衝撃力を受けるコンクリート構造物の動的挙動および弾性波を用いた非破壊検査手法の一つであるインパクトエコー法による欠陥評価手法について明らかにする。

鉄筋コンクリート構造物の動的挙動の解明では、従来までは振動解析として質点系モデルが主に用いられてきた。しかし、本研究では境界要素法を用いることにより波動現象として解明を進める。また、衝撃的な外力が作用する際のコンクリート構造物の高周波数振動の影響を実験的に解明するために相似律に基づいたモデル実験法を検討し、コンクリート内部を伝播する弾性波の周波数成分と伝播速度が、鉄筋コンクリート構造物の動的挙動における支配的パラメータであることを明らかにする。また、動的外力の周波数成分の変化がコンクリート部材の破壊モードおよびひび割れ進展に与える影響について解明する。

インパクトエコー法は弾性波を利用した非破壊検査手法の一つであり、周波数スペクトルのピーク周波数から内部欠陥の位置を判断する検査手法である。しかし、理論的には検出可能な内部欠陥の影響によるピーク周波数そのものを、実際の計測により得られた周波数スペクトルのピーク周波数から同定することは容易ではなく、この手法の本質的な欠点であった。そこで、相似律に基づき波長と欠陥深さの関係を議論し、内部欠陥の影響によるピーク周波数の検出に有利な条件について考察する。また、弾性波の伝播および反射経路より求められる周波数と、インパクトエコー法により得られる周波数スペクトルとの関係のみを利用した新しいスペクトルイメージング手法として SIBIE (*Stack Imaging of spectral amplitudes Based on the Impact-Echo*) と名付けた手法を開発した。その SIBIE の有効性をプレストレストコンクリート (PC) のモデル実験により検証し、新しい評価法として提案する。

1. 3 本論文の構成

本論文は、次章以降、次のような内容で構成し展開されている。

第2章においては、弾性波動理論に基づいたコンクリート構造物の動的挙動および弾性波を用いた非破壊検査手法について示した。そして弾性波を用いた非破壊検査手法とその一つであるインパクトエコー法について取りまとめた。

第3章では、弾性波に関する基本的な原理、解析方法についてまとめて記述した。

第4章では、コンクリート構造物に動的な外力をあたえる衝撃力の周波数成分を評価する手法について検討した。衝撃力の周波数成分は、コンクリートの動的挙動およびインパクトエコー法による欠陥検出の結果に大きく影響する。そこで、周波数領域での逆合成積によって衝撃力の周波数成分を評価する方法を提案した。

第5章では、コンクリート構造物の動的挙動および高周波数破壊挙動について記した。動的外力の周波数成分の違いがもたらす影響を、相似律に基づいた鋼球落下試験と境界要素法（BEM）による応答解析により明らかにした。この結果に基づいてコンクリート梁の衝撃試験を実施し、動的外力の周波数成分の変化が、コンクリート部材の破壊モードおよびひび割れ進展方向に及ぼす影響について考察した。

第6章では、弾性波を用いた非破壊検査手法の一つであるインパクトエコー法の問題点について波動理論に基づき述べた。そして、波長と欠陥深さの関係を相似律に基づき議論し、内部欠陥によるピーク周波数の検出が有利になる条件を提案した。その有効性をPCのモデル実験でグラウト充填度を評価することにより検証した。

第7章では、インパクトエコー法により得られる周波数スペクトルと弾性波の伝播距離を利用し、検査断面を画像化して内部欠陥を検出する新しい手法 SIBIE (*Stack Imaging of spectral amplitudes Based on the Impact-Echo*) を開発した。そして、PCのモデル実験でグラウト充填度評価を試み、その有効性について検証を行った。

第8章では、以上の成果をまとめ結論を導いた。その内容としては、弾性波動理論に基づいたコンクリートの動的挙動が解明され、欠陥評価としてのインパクトエコー法とそれをもとに断面画像により欠陥を検出する SIBIE の有効性が示おり、本研究の目的が達成されたことが述べられている。

第1章 参考文献

- 1) 建設省：平成11年度建設白書
- 2) 酒井寛二：地球環境問題とコンクリート，コンクリート工学，Vol.36，No.3，pp.6-8，1998.
- 3) 土木学会：地球共生時代の土木，土木学会誌別冊増刊，Vol.79，No.4，128p.，1994.
- 4) 土木学会：平成8年度制定コンクリート標準示方書改定資料，コンクリートライブラリー，No.85，112p.，1996.
- 5) 土木学会：コンクリート構造物の維持管理指針(案)，コンクリートライブラリー，No.81，1995:10.

第2章 コンクリート工学における弾性波動問題

2.1 概説

コンクリート構造物は様々な外力を受け持つように設計される。そのような外力としては、自重のような静的な荷重、自動車・列車などの交通荷重と呼ばれる動的な荷重がある。この他に、動的な外力としては風荷重や地震荷重なども考慮される。特に地震荷重による被害の実例としては、1995年の兵庫県南部地震に伴う阪神・淡路大震災が挙げられ、コンクリート構造物が大きな被害を受けたことは記憶に新しい。さらに、衝撃的な荷重として、自動車の衝突や山岳地帯での落石なども¹⁾構造物によっては考えられる。衝撃的な荷重に関しては、最近では、様々な事故や爆破テロ事件などを考慮したビル設計等も必要であると考えはじめられている²⁾。

このような外力に耐えることが不可欠な構造物でありながら、その診断には目視検査のような外面からの調査が一般には行われてきた。しかし、それらの診断だけでは必ずしも十分とは言えず³⁾、近年のコンクリート構造物の維持管理の重要性の高まりとともに、損傷を与えず、多岐にわたる情報を提供することができる非破壊検査法の有効活用が進められている。

コンクリート構造物に作用する衝撃力のような動的な外力に対する応答と打音法やインパクトエコー法のような弾性波を用いる非破壊検査手法は、コンクリートを弾性体とするならば、どちらも弾性波動問題として取り扱うことができる⁴⁾。この章では、弾性波動理論に基づいたコンクリート構造物の動的な挙動の取り扱いおよび弾性波を用いた非破壊検査手法とインパクトエコー法について取りまとめる。

2.2 コンクリート構造物の動的挙動と周波数応答

2.2.1 波動と振動

波動成分として変位ベクトル $u_i(x,t)$ を考え、弾性波動論により 3次元波動方程式を導けば次のようになる。

$$\frac{E}{2(1+\nu)(1-2\nu)} u_{i,jj}(x,t) + \frac{E}{2(1+\nu)} u_{i,jj}(x,t) = \rho \frac{\partial^2 u_i(x,t)}{\partial t^2} \quad (2.1)$$

ここで、コンマは偏微分であり $u_{i,j}$ は $\partial u_i / \partial x_j$ を意味している。なお、下付指標は 1, 2, 3 をとるものとし、総和規約に従うものとする。E はヤング率、 ν はポアソン比、 ρ は密度である。1次元波動方程式は、変位 $u_i(x,t)$ が 1方向のみの成分 U を持つ座標 x 方向のみの関数 $U(x,t)$ であると見なすことより導かれる。この場合には、ポアソン比も $\nu = 0$ として、

$$E \frac{\partial^2 U(x,t)}{\partial x^2} = \rho \frac{\partial^2 U(x,t)}{\partial t^2} \quad (2.2)$$

と一般には記述される。このように 1次元波動方程式はポアソン比の影響の無視できる非常にスレンダーな部材のある方向の波動伝播の基礎式である。したがって、実際の RC 部材に適用する場合には、波動現象は常に 3次元の事象として観測されるため、十分な注意が必要である。

一方、変位 $U(t)$ の振動方程式は、バネ定数を k 、質量を m として、

$$kU(t) + m \frac{\partial^2 U(t)}{\partial t^2} = 0 \quad (2.3)$$

と表される。ところで式(2.2)の解は

$$U(x,t) = C \sin 2\pi f \left(\frac{x}{v} \pm t \right) \quad (2.4)$$

と表すことができる。ここで f は周波数で任意であり、 v は伝播速度であり、式(2.2)より次のように求められる。

$$v = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2.5)$$

式(2.4)で位置 x を固定し $x = 0$ とおけば、式(2.3)の解が得られ、

$$U(t) = C \sin 2\pi ft \quad (2.6)$$

となる。ただし、この場合には周波数は任意ではなく式(2.3)より次のように決定される。

$$2\pi f = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (2.7)$$

これより波動と振動は同じ解の場合ではあるが、振動では、ある位置での変位に注目しているため伝播速度という観念が欠け、かつ、共振周波数に支配されていることがわかる。

このような振動と波動の差異は、実際の解析ではモデル化において現れる。波動問題として解析するには式(2.1)で明らかのように連続体としてのモデル化が不可欠であり、構造物を質点系モデルとしてモデル化した場合⁵⁾には、波動論的取り扱いは不可能で、質点での振動挙動のみが解析される。一方、有限要素法あるいは境界要素法などの連続体力学に基づく数値解析法でモデル化すれば、外力に関係なく波動問題を解いていることになる。

2.2.2 衝撃問題と周波数応答

コンクリート構造物は様々な動的外力を受けて変形する。特に衝撃力を対象とする分野では、車両とか航空機などの衝突を、衝突体の変形を伴い力の立ち上がり時間が遅く接触時間も長いことから「ソフトな衝撃」と呼んでいる。一方、ピストルの弾丸などは力の立ち上がりが急で接触時間も短いことから「ハードな衝撃」と分類されている⁶⁾。そして、ソフトな衝撃は、振動外力の延長上にあるがハードな衝撃の場合は反射波の影響が大きく、裏面剥離が観察されること、落石防御のロックシェッドでは岩石による衝撃力自身に地盤からの反射波が重ねられて大きな被害につながるなどの結果が知られている⁷⁾。このような結果から、それぞれの問題を個々に分野別に検討されて

いることが一般的なようである。

しかし、塑性変形とか粘弾性的な挙動を考慮しない動的挙動の解明の段階では弾性体としての解析的検討で十分であろう。従来の検討では、一次元振動論に基づいた解析が主であったため、個々の問題に対して異なる取扱いがなされてきたと考えられる。モデル化の段階で連続体として有限要素法(FEM)や境界要素法(BEM)などにより数値解析することにすれば、モデル境界での反射波は境界面の考慮だけで含まれる。したがって、どのような動的外力であろうと、力の大きさ、立ち上がり時間、接触時間などの外力に関する妥当なデータが得られていれば、構造物の応答解析に問題としての差異はないはずである。この観点に立てば、弾性体(連続体)の動的応答解析には、コンクリート構造物の衝撃試験から超音波試験での超音波の発生・伝播を含むことになる。本質的な差異は、モデルにあるのではなく、外力の速さ(周波数成分)、力の大きさなどに他ならない。

2.2.3 周波数領域での解析理論⁴⁾

時間的に変動する場の問題を解明するためには、時間領域での過渡的な挙動を刻々と解析する方法と、本研究でも採用している周波数領域に変換して周波数応答として解析する方法が知られている。これを解説すれば次のようになる。

ある動的外力による物体のある点 x での時間的挙動 $u(x,t)$ は、時間的には連続関数と考えてよい。フーリエ級数展開の理論によれば、すべての連続関数はフーリエ級数に展開できる。つまり、

$$u(t) = \sum (a_n \cos 2\pi f_n t + b_n \sin 2\pi f_n t) \quad (2.8)$$

複素数表示では、 i を虚数単位とすれば、

$$u(t) = \sum u_n \exp(i2\pi f_n t) \quad (2.9)$$

となる。上式の意味は、ある時間的な挙動は周波数成分 f_n における振幅が a_n 、 b_n あるいは複素数 u_n である周期的な応答の和として構成されるということ

である。フーリエ級数の理論はフーリエ変換の理論に拡張され、時間的関数 $u(t)$ に対して、複素係数 u_n を周波数 f の連続関数 $U(f)$ と書き直すことにより、以下のような積分形のフーリエ変換、フーリエ逆変換が得られる。

$$U(f) = \int_{-\infty}^{\infty} u(t) \exp(-i2\pi ft) dt \quad (2.10)$$

$$u(t) = \int_{-\infty}^{\infty} U(f) \exp(i2\pi ft) df \quad (2.11)$$

一定周波数下での構造物の挙動は、定常応答として知られている。一次元振動理論のバネ－質点系で表現されているモデルで式(2.7)のように $f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}}$ で振動する場合として解説によく用いられる。有限要素法(FEM)、境界要素法(BEM)などの連続体力学に基づいた解析法では、外力の周波数成分を特定すれば、その周波数に対する解析モデルの定常応答を得ることができる。数学的には、外力 $p(t)$ に対する応答 $u(t)$ は、構造物の応答関数（剛性）を $k(t)$ として、

$$u(t) = k(t) * p(t) \quad (2.12)$$

となる。ここで*は時間領域での合成積を示している。 $u(t)$ 、 $k(t)$ 、 $p(t)$ のフーリエ変換を $U(f)$ 、 $K(f)$ 、 $P(f)$ と置けば、周波数領域での応答は、

$$U(f) = K(f) \cdot P(f) \quad (2.13)$$

と表現される。この式で f が一定値である場合の $U(f)$ は構造物モデルの定常応答を意味する。任意の周波数 f に対する応答は、モデル自身の応答特性 $K(f)$ に外力の周波数特性 $P(f)$ を掛け合わせればよい。したがって、衝撃問題におけるソフトな衝撃とハードな衝撃の差異は、衝撃力 $p(t)$ のフーリエ変換としての入力周波数に対する応答 $P(f)$ の違いであることがわかる。つまり、構造物の動的な応答 $K(f)$ は変化しないため、構造物の応答 $U(f)$ の本質的な差異は外力 $P(f)$ の周波数成分の違いに他ならない。

この概念によれば、コンクリート部材の衝撃試験と超音波試験もまったく同じモデルによって解析できることになる。ただし、時間経過に伴う過渡的な、例えば波が伝わっていくような問題の解は式(2.8)でわかるように、すべての周波数応答が合成された時点で得られる。したがって、周波数応答のみでなく、時間的な挙動が必要ならば、個々の周波数に対する応答 $U(f)$ を求め、その上でフーリエ逆変換の式(2.11)を行えばよい。

2.3 コンクリート構造物の非破壊検査手法への適用

2.3.1 コンクリート構造物の非破壊検査

コンクリート構造物の非破壊検査は、劣化診断技術および補修・補強技術への要請の高まりから大きな関心を呼んでいる。その研究活動も1984年カナダのオタワ市で「コンクリートの現場試験および非破壊検査試験」に関する国際会議が開催され、このときの論文の大半がACIに収録されている⁸⁾。我国でもJCIでの「コンクリートの非破壊検査法研究委員会」(1989-)の設置を始め、世界的に盛んになりつつある。

我が国でのコンクリート構造物の合理的な維持管理方法は、土木学会の「コンクリート構造物の維持管理指針(案)」⁹⁾で詳述されているように、構造物の各部位・部材に対して適切な劣化予測、点検および評価・判定を行い、維持・管理対策を検討する流れとなっている。この中で、点検および評価・判定の関係は、図2-1に示すように目視による点検を実施した後、詳細な調査が必要な場合に詳細な点検を実施する。この詳細な点検には、構造物から採取したコアによる試験と非破壊検査が併用して行われるが、直接採取できるコンクリートは限られていることから構造物の劣化状態を評価するために非破壊検査は重要な位置づけとなる。

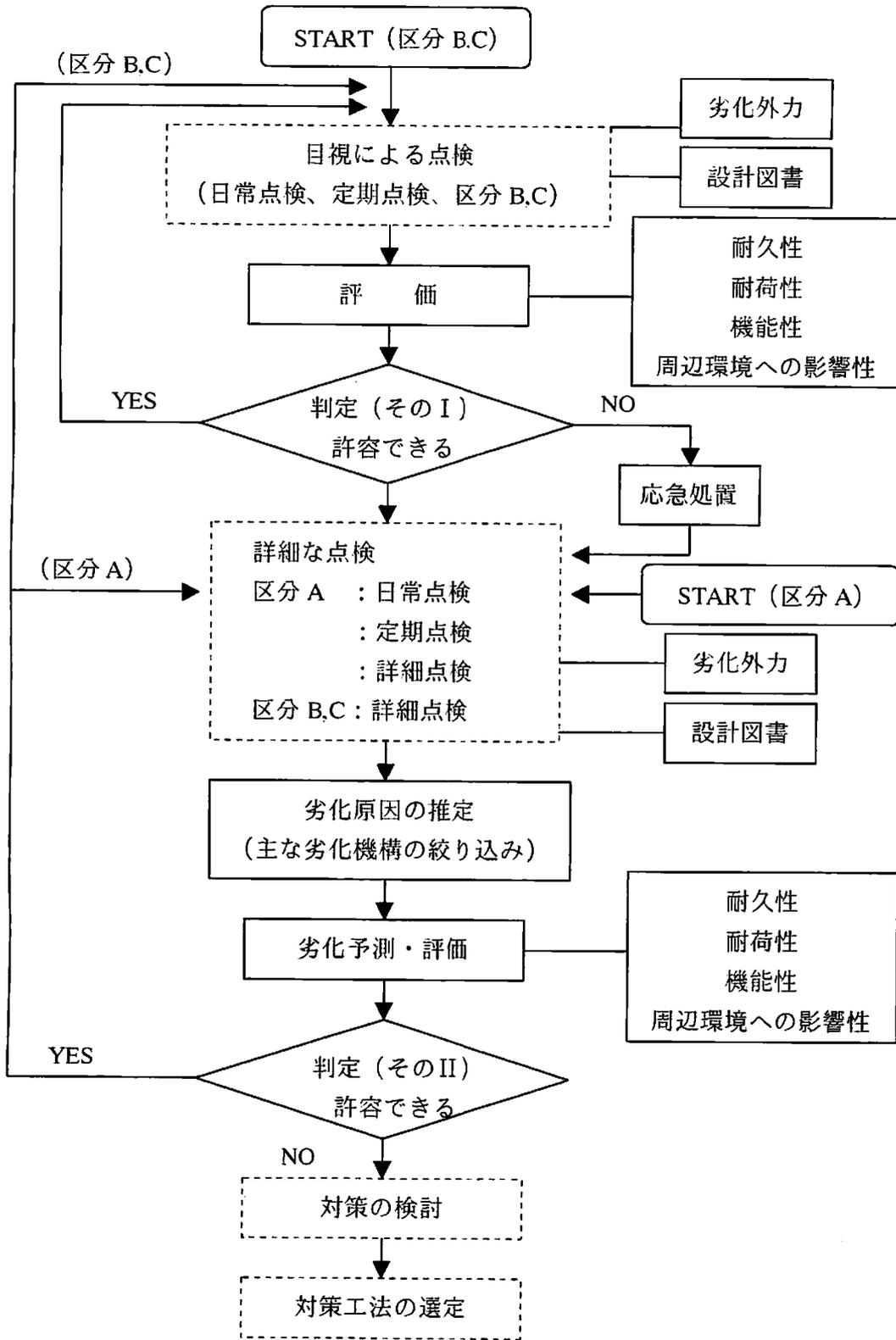


図 2-1 評価・判定の考え方⁹⁾

これまでに開発および開発されつつあるコンクリート構造物の非破壊検査を大まかに分類すると、コンクリートの強度に関するものその他のものに分類することができる¹⁰⁾¹¹⁾。

- (1) コンクリートの強度特性評価
- (2) 強度特性以外のコンクリート特性の評価
 - ・コンクリートの劣化および欠陥の評価
 - ・コンクリートの物理・化学的な性質
 - ・鉄筋の位置および腐食度の評価

反発強度をはじめとする従来から知られている非破壊検査は、主として強度特性の評価として用いられてきたが、近年の維持・管理手法の確立とともに強度以外の劣化および欠陥、物理・化学的性質、鉄筋腐食などの評価に関する試験法としての非破壊検査にも注目が集まってきている。現在、非破壊検査として利用されている試験法をまとめると、表2-1のようになる¹⁰⁾。

非破壊検査の特徴は、文字通り破壊を伴わず検査するため、構造物に損傷を与えることなく繰り返し検査することができ、広範囲の情報が容易に得られることである。しかし、非破壊検査に用いられる原理や手法は種類が多いため、コンクリート構造物の劣化度を適切に診断するためには、各調査対象ごとに適した方法を選定する必要がある。ここでは、コンクリート中を伝播する弾性波を用いた非破壊検査手法について簡単にまとめておく。

第2章 コンクリート工学における弾性波動問題

表2-1 コンクリートの非破壊検査試験法¹⁰⁾

試験対象		試験方法	用途	
強度特性		反発度法	反発硬度から強度推定	
		超音波伝播速度法	縦波伝播速度から強度推定	
		引抜き法	引抜き耐力から強度推定	
		ブレイクオフ法	コア部の曲げ耐力から強度推定	
		貫入抵抗法	発射体の貫入深さから強度推定	
		プルオフ法	コア部の引張り耐力から強度推定	
		マチュリティー法	養生温度と養生時間の積と強度の相関式から強度推定	
		複合法	反発強度と超音波速度等のデータから強度推定	
強度以外の特性	劣化および欠陥	光学的方法		目視、カメラ、CCDカメラ、光ファイバーに等による観察
		弾性波法	打音法	打撃により発生する音の観察により欠陥検出
			超音波法	動弾性係数、ひび割れ位置、深さ等の決定
			AE法	ひび割れ発生監視、ひび割れ発生位置・種類・方向等の決定
		電磁波法	X線法	透過画像により欠陥位置・形状・寸法の決定
			レーダー法	埋設物、欠陥空洞、剥離部などの検出
	赤外線法		剥離部、表層欠陥の検出	
	物理化学的性質	物理的試験		単位セメント量、単位水量、透気性、透水性等のコンクリート微少碎片からの決定、重量法、中性子水分計、マイクロ波吸収水分計、誘電率式水分計、電極法等による含水率の決定
		化学的試験		炭酸化深さや化学組成等の決定のためのSEM、TEM、AEM、EPMA等を用いた試験
	鉄筋の位置および腐食度	探査試験	放射線法	X線、γ線等を用いた透過画像により決定
			電磁誘導法	渦電流の乱れから鉄筋径および位置を決定
			レーダー法	鉄筋からの反射波の検出により位置を決定
			超音波法	鉄筋からの反射波の到達時間差から位置決定
		腐食試験	自然電位法	自然電位の卑(負)側への低下により腐食度を判定
			分極抵抗法	腐食電流の逆数として得られる分極抵抗から腐食速度を推定
その他			アノード分極曲線による不動態判定、カソード分極曲線・定電位法による酸素律速の限界電流の判定など	

2.3.2 超音波を用いた非破壊検査法

超音波とは、人間の可聴音の上限といわれている 20kHz を越えるような周波数の音波である。超音法と呼ばれる非破壊検査法は、その超音波を利用して物体内部の情報を得る方法である。現在、超音波法で効果を上げている分野には医学診断、鋼材探傷、魚群探知等が挙げられる。これらはいずれも構成分子が小さく高密度で密度分布が安定しているため、波動の伝播がよく、内部欠陥の検出、対象物の位置評定等を正確に行うことができる。しかし、コンクリートの材質は共通して構成分子が大きく密度が不均質で不特定であるため、超音波を非破壊検査に適用する際には、その原理の理解、調査法および検査装置について十分検討することが重要である。

超音波の伝播速度とコンクリートの圧縮強度の関係に着目した非破壊検査の研究は、シュミットハンマーとほぼ同時期に幅広く行われており¹²⁾¹³⁾¹⁴⁾、超音波に関する規準・規格は、日本建築学会¹⁵⁾、ASTM¹⁶⁾およびBS¹⁷⁾などで制定されている。しかし、コンクリート中を伝わる超音波の伝播速度は、コンクリートの測定条件、使用骨材の種類・量、コンクリートの含水状態および鉄筋の配置などの多くの要因によって変化するため、伝播速度からコンクリート強度の絶対値を評価するには多くの問題が残されている¹⁴⁾。

超音波法において、コンクリートに発生した表面ひび割れ深さは、弾性波がひび割れの先端で回折する際に生じる伝播速度差から評価することができる⁷⁾。この評価方法は、すでに 1970 年代に RILEM¹⁸⁾および BS で指針が制定されている。RILEM で制定されている T_c - T_0 法では、図 2-2 に示すように、探触子とひび割れの間隔を a とし、ひび割れのない場合の弾性波の伝播時間を t_0 、ひび割れが存在する時を t_c としたとき、ひび割れ深さ d は次式で評価できる。

$$d = \frac{a}{\sqrt{(t_c/t_0)^2 - 1}} \quad (2.14)$$

一方、BS では式(2.15)のように、ひび割れを挟む探触子の間隔 a を 150mm と 300mm とし、その時の伝播時間 t_1 と t_2 からひび割れ深さを推定する方法が推奨されている (BS 法)。

$$d = 150 \frac{\sqrt{4t_1^2 - t_2^2}}{t_2^2 - t_1^2} \quad (2.15)$$

T_c-T_o法とBS法のいずれの方法もひび割れ深さを評価するには優れた方法ではあるが、コンクリートより弾性波の伝播速度が速い鉄筋が存在したときの評価方法が明らかではない。ひび割れ深さの推定精度に及ぼす鉄筋の影響は、尼崎らによって鉄筋とコンクリートの伝播時間差よりその影響範囲を検討されている¹⁸⁾が、最近の研究結果では必ずしも鉄筋とコンクリートの伝播時間差だけではその影響範囲を評価できない結果が示されている³⁾。また、実際にはひび割れの発生状況によって探査精度が変化するはずであるが、唯一BSの斜めひび割れ法でその評価方法が示されているが、走時曲線を正しく描くのが困難であり個人差が生じやすいことが指摘されている⁸⁾。

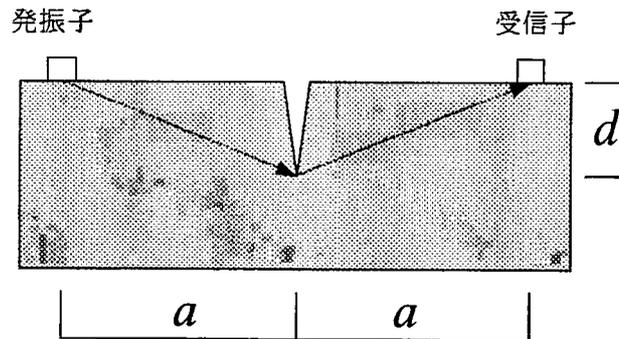


図 2-2 T_c-T_o法によるひび割れの評価

2. 3. 3 衝撃弾性波を用いた非破壊検査法

弾性波とは一般に水や固体のような弾性体を伝わる波である。この弾性波を弾性体内に投入し弾性体内部の情報を得るのが広い意味での弾性波探査法である。超音波法も弾性体内を伝播する弾性波を利用した弾性波探査法であるが、コンクリートの場合、材料の不均一さのために超音波の減衰が大きく、特に厚いコンクリート内部のひび割れや空洞の探査は困難とされている。

低い周波数の弾性波を利用した方法に衝撃弾性波法がある。これは、コンクリート中を伝播し、内部欠陥や外部表面で反射される弾性波を利用した非破壊検査法である。この手法では、弾性波を発生させるためにハンマーなどで弾性体を叩いて発生させる。電氣的に発生させる超音波法とは異なり、大きなエネルギーを有し周波数が低いため減衰が少なく、より遠くまで伝播し、厚いコンクリートの探査も可能である。また、超音波法と同様、コンクリートの品質ならびに強度判断、ひび割れの深さの測定および厚さ測定などに利用され、また、超音波法では難しいとされる空隙の探査、埋設物の探査および杭根入れ深さの測定などにも利用されている。

主要構造体である柱・梁および耐震壁など比較的厚い部材に適用できる可能性の高い衝撃弾性波法はこうした要求に対応できる一手段として注目され、海外では実用レベルの非破壊検査技術として、比較的規模の大きいコンクリート構造物に利用されている²⁰⁾。Olson ら²¹⁾は、コンクリートダムに、Davis ら²²⁾は、煙突やクーリングタワーに、Sansalone ら²³⁾²⁴⁾は、打撃に特殊鋼球を用いたインパクトエコー法で立杭や岩盤に接するライニング、コンクリート橋脚および各種構造物にそれぞれ衝撃弾性波法を適用し、その有効性を報告している。また、山田ら²⁵⁾は、PC 床板のグラウト充填状況を簡便に検査できる非破壊検査システムの構築を目的として、衝撃弾性波法の適用性について検討している。

2. 3. 4 アコースティック・エミッション(AE)を用いた非破壊検査法

アコースティック・エミッション(Acoustic Emission ; AE)とは直訳すると「音響の放出」となり、物体が破壊および変形することにより「音」が発生する現象である。ただし、ここでの「音」とは「弾性波」であり、AE は一般的には「固体材料内部の微少な破壊あるいはそれと同様なエネルギー解放過程によって発生する弾性波動現象」と定義することができる²⁶⁾。したがってコンクリート構造物から計測される AE には、微少な破壊がいつ・どこで・どのように発生しているかを知るための情報が含まれている。アコースティック・エミッション法は、この AE を図 2-3 のように計測することによりコンクリート(固体)内部の情報を得る手法であり、通常の方法では検出できない現象などを調べることのできる非破壊検査方法の一つである。地震は地殻の破壊により生じる大規模な AE と考えることができる。

AE 法は、1950 年代以降、金属や岩盤の分野において破壊予知などに有効

に利用されてきている。コンクリートの分野でも 1960 年代以降，種々の研究がなされていたが，1980 年代に入ってからには既存のコンクリート構造物の維持管理が社会的にも重要視されるようになるに伴い，我が国でも多くの研究が発表され，実構造物への適用例も多数報告されるようになってきた。

AE 解析法には，検出した AE 信号のヒット数，振幅値などの信号パラメータを用い，相対的 AE 活動度の変化を解析の対象とするパラメータ解析と，弾性波動理論に基づく解析を適用し AE 発生源に関する適量的情報を求めようとするモーメント・テンソル解析などの定量的波形解析がある²⁷⁾。パラメータ解析は，基も一般的な方法であり，実験室で多用されている。一方，モーメントテンソル解析は，AE を生じさせたひび割れの，3 次元的な位置，種類，傾きの方向，さらに運動方向が評価できるため，固体中に生じるひび割れを定量的に評価できる。

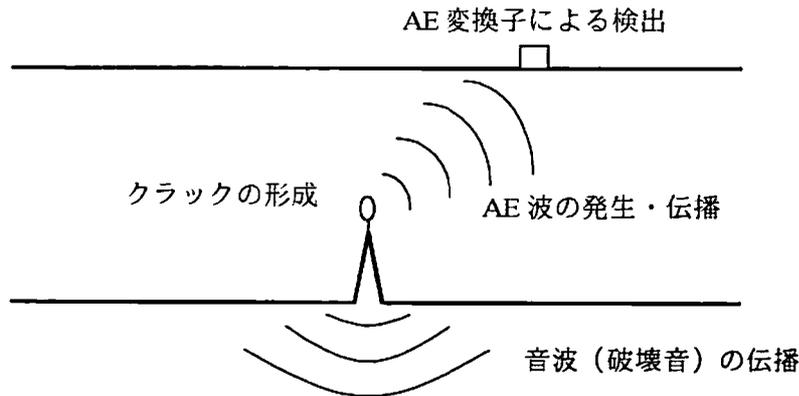


図 2-3 AE 波の発生・伝播・検出

2.4 インパクトエコー法²⁴⁾

2.4.1 概説

インパクトエコー法は、コンクリート構造物および石造建造物の内部欠陥を検出する非破壊検査法のひとつであり、衝撃弾性波法として分類することができる。インパクトエコー法では、鋼球を構造物表面に衝突させて弾性波を構造物内部へ入力し、その弾性波が内部欠陥および境界面から反射することにより生じる共振周波数により、構造物の内部欠陥および厚さの情報を得る。他の衝撃弾性波法と比較してインパクトエコー法の特徴として、構造物表面から弾性波を入力する際に鋼球を使用することにより入力の周波数成分を検査対象に応じて設定できる点、周波数スペクトルのピーク周波数により構造物の内部欠陥や厚さを同定する点が挙げられる。インパクトエコー法は、コンクリート構造物のひび割れ、内部の空隙、結合不良などの欠陥の位置や範囲の診断に適用できると考えられている。その検査対象の適用範囲は広く、普通コンクリート、鉄筋コンクリート、プレストレストコンクリート(床板、舗装、壁、) 、柱やはり(円形、矩形、I型、T型断面)、中空の円筒(パイプ、トンネル、タンク)、ポストテンション方式のプレストレストコンクリートにおいて、グラウト不良によるシース管内部の空隙の検出等の多くのコンクリート構造物の診断に適用することができる。

2.4.2 インパクトエコー法の歴史

コンクリートの評価に使用されている弾性波の伝播に基づいた非破壊検査手法は、入力および検出する弾性波の違いにより(1)*pulse-velocity*(速度)法、(2)*resonance*(共振)法、(3)*echo*(エコー)法の3つに分けられる。

エコー法では、弾性波は試験体にトランスデューサーもしくは機械的な衝撃によって表面から入力される。その際、発信装置(トランスミッター)を使用する場合をパルスエコー法といい、機械的な衝撃を使用する場合をインパクトエコー法という。図2-4にパルスエコー法の概略を示す。パルスエコー法では、パルスは検査対象の物体を伝播し、欠陥や、密度および弾性係数が異なる領域の境界面で反射される。これらの反射波もしくは反響は試験体表面のパルス源の組み合わせられたトランスデューサーによって検出される。トランスデューサーによって検出された波形は、オシロスコープもしくは同様の装置で表示される。

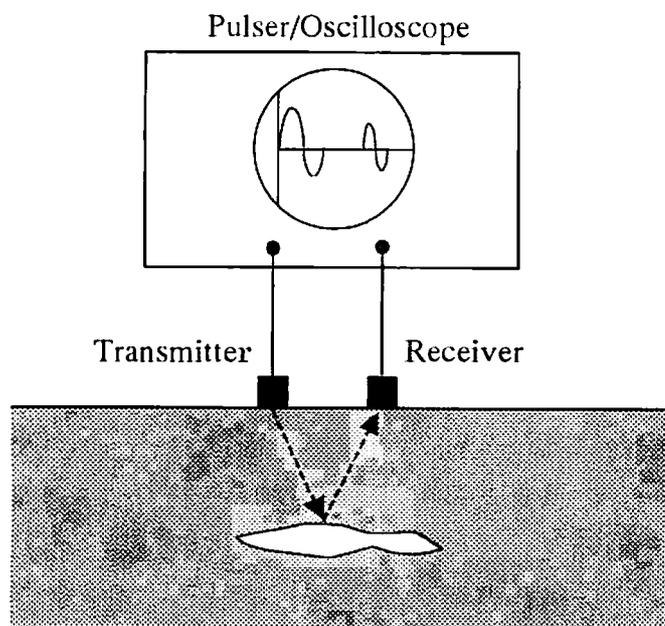


図 2-4 コンクリートの試験へ適用したパルスエコー法

時間領域で表示すれば，パルスの伝播時間が決定される．物体内の弾性波の波速が既知であれば，伝播時間によって反射源となる欠陥や境界面の位置を決定にすることができる．

1940年代初期から始まったパルスエコー法は，超音波パルスエコー法として広く発展し，鋼やプラスチックおよびその他の等方な材料で有効で信頼性の高い非破壊検査手法となった．しかし，コンクリート部材における欠陥検出もしくは薄い部材の厚さを計測するといった限られた使用では，コンクリートの試験の中でもあまり良い結果を残していない．なぜならば，超音波パルスエコー法で使用する高い周波数の波，特に 100kHz 以上はコンクリートの材料異方性により激しく減衰するためである．

1970年代初頭，インパクトエコー法は深部基礎の杭の健全度検査として使われ始めた．1kHz より低い周波数の波を入力するのにハンマーが使用され，杭の長さの測定に使用することができた²⁸⁾²⁹⁾．1980年はじめには，U.S. National Bureau of Standards (NBS) で，コンクリート床板の調査のための弾性波源として小さな鋼球により発生させる短い継続時間の機械的な衝撃の使用について調査している²⁸⁾³⁰⁾．彼らは，鋼球の直径を選択することにより，

コンクリートを等方弾性体であるかのように伝播し、内部欠陥や境界面で反射するような約80kHz以上の周波数を持つ弾性波の入力が可能であることを発見した。NBS ではこの手法をインパクトエコー (Impact-echo) と名付け、弾性波の入力に発信器を使用するパルスエコー法と区別した。

2. 4. 3 インパクトエコー法の原理

インパクトエコー法の概略手法を図 2-5 に示す²⁸⁾。インパクトエコー法ではコンクリート構造物に弾性波を入力するために、機械的な衝撃による動的な力により構造物表面に継続時間の短い衝撃力を作用させる。生じた弾性波は、コンクリート内部を伝播し、コンクリート内部で拡散、反射、散乱、共振を起こす。その結果、弾性係数、欠陥の深さ、境界面の位置および部材の厚さなどに関する伝播経路等のさまざまな影響を含んだ弾性波が検出される。これらの弾性波の反射によって生じる反射波による構造物表面の変位を、衝撃入力点近傍のトランスデューサにより計測する。計測により得られた時間領域の変位つまり波形は、フーリエ変換により周波数領域へと変換することができる。

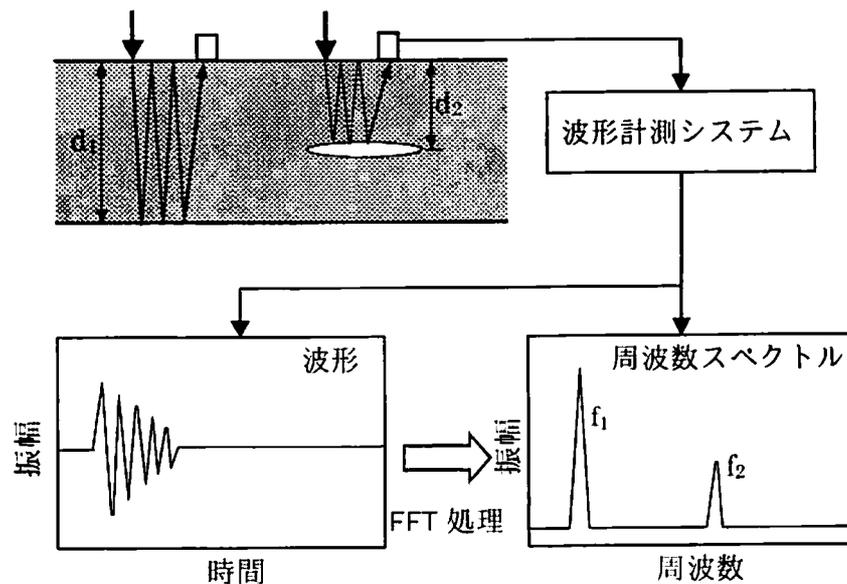


図 2-5 インパクトエコー法の原理

これより計測波形の周波数スペクトルが得られ、弾性波の内部欠陥や境界面での反射により生じる共振周波数により、構造物の健全度の評価および欠陥位置の判定を行う。内部欠陥の存在や、その位置、また構造物の断面形状に関する情報は、計測波形およびその周波数スペクトル、特に周波数スペクトルにパターンとして出現する。

したがって、コンクリート内部に欠陥が存在すればこれらのパターンは変化し、欠陥の存在と位置に関する質的および量的な情報を得ることができる。

第2章 参考文献

- 1) 岸 徳光他：土木学会論文集，No.483/I-26,97p., 1994.
- 2) T. Krauthammer et al., Concrete International, ACI, Vol.16, No.10, 57p., 1986.
- 3) 渡辺博志・河野広隆：コンクリートの非破壊検査，コンクリート工学，Vol.27, No.3, pp.5-13,1989.
- 4) 大津政康：コンクリート構造物の動的診断－衝撃試験から超音波試験へ－，超音波テクノ5月号，pp.37-40，1995.
- 5) 宮本文穂，小野紘一，北村八朗，井上正一：RC 橋脚の損傷に及ぼす衝撃的上下動の影響に関する一考察，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.18, No.2, pp.269-274，1996.6.
- 6) 竹田仁一，高本秀幸，谷川達彦：衝撃的載加による鉄筋コンクリート構造物の変形・破壊の特性，第8回コンクリート工学年次講演会論文集，pp.753-756，1986.
- 7) 上田真稔：鉄筋コンクリート構造物の衝撃問題，コンクリートの力学特性に関するワークショップ，土木学会，pp.57～70，1993.3.
- 8) 明石外世樹：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309号，V-8，pp.1-22，1988.2.
- 9) 土木学会：コンクリート構造物の維持管理指針(案)，コンクリートライブラリー，第81号，1995.10.
- 10) 大津政康：コンクリート工学における非破壊検査手法の現状，コンクリート工学，Vol.31, No.12, pp.5-14, 1993.12.
- 11) 魚本健人・加藤潔・広野進：コンクリート構造物の非破壊検査，森北出版，1990.
- 12) Leslie, J.R. and Cheesman, W.J. :An Ultrasonic Method of Studying Deterioration and Cracking in Concrete Structure, Jour. of ACI, Vol.46, No.1, pp.1736, Sept.1949.
- 13) Jones, R. :The Nondestructive Testing of Concrete. Magazine of Concrete Research, Vol.1, No.2, pp.67-78, June 1949.
- 14) Whitehurst, E.A. :Soniscope Tests in Concrete Structure, Jour. of ACI, Vol.47, No.6, pp.433-444, 1951.
- 15) 日本建築学会：コンクリート強度推定法のための非破壊試験方法マニュアル，1983.
- 16) ASTM : Standard Method of Tests for Pulse Velocity through Concrete, ASTM C 597, 1987.
- 17) BSI : Recommendations for Measurement of Velocity of Ultrasonic Pulse in Concrete. BS 1881, Part 203, 1986.

- 18) RILEM : NDT1 Testing of concrete by the ultrasonic pulse method. RILEM Technical Recommendation for Testing and Use of Constructin. NDT1, 1972.
- 19) 尼崎省二・明石外世樹：超音波法によるコンクリート部材のひび割れ深さ測定に関する基礎的研究，コンクリート工学年次講演論文集，Vol.2， pp.133-136， 1980.
- 20) 森泉和人：コンクリート構造物の内部探査を目的とした弾性波による非破壊検査事例，コンクリート工学， 37(3)， pp.39-41， 1999.3.
- 21) Olson, L.D. and Sack, D.A. : Nondestructive evaluation of concrete dams and other structures. Proc. SPIE Int. Soc. Opt. Eng.. 2457, pp.113-124, 1995.
- 22) Davis, A. G. and Herlein, B.H. : Nondestructive testing of concrete chimneys and other structure, Proc. SPIE Int. Soc. Opt. Eng., 2457, pp.129-136, 1995.
- 23) Lin, Y. and Sansalone, M. : Impact-echo response of hollow cylindrical concrete structures surrounded by soil and rock. PartII -Experimental studies, Geotechnical testing journal, GTJODJ. 1782), pp.220-226, 1994.6.
- 24) Mary J. Sansalone and William B.Streett : ImpactEcho, Bullbrier Press, Ithaca, N.Y., 1997.
- 25) 黒野幸弘，山田和夫，中井裕司：PC床板のグラウト評価に関する弾性波の適用性，コンクリート工学年次論文報告集， 18(1)， pp.1221-1226， 1996.
- 26) 大津政康：アコースティック・エミッションの特性と理論（構造物稼働時の非破壊検査法），森北出版， 1988.
- 27) 大津政康・重石光弘・湯山茂徳・岡本享久：AE モーメント・テンソル解析のための SiGMA コードの開発，非破壊検査， 42(10)， pp.57-575， 1993.
- 28) Sansalone, M., and Carino, N.J.: "Impact-Echo: A method for Flaw Detection in Concrete Using Transient Stress Waves," National Bureau of Standards, NBSIR 86-3452, 222p., 1986.
- 29) Malholtra, M. and Carino, N.J.: Handbook on Nondestructive Testing of Concrete, CRC Press, Inc. 1991.
- 30) Sansalone, M.: Flaw Detection in Concrete Using Transient Stress Waves, Ph.D. Dissertation, Cornell University, 220p., 1986.

第3章 弾性波の理論

3. 1 概論

波動現象は、最も広い意味では、空間内のある一点における状態変化の時間経過と、別の点に起こる状態との間に、ある特殊の因果関係が成り立つ現象のことをさす。空気中を伝播する音波も含めて波動現象は、媒質1点の粒子の動きの時間的变化（振動）が順次隣の粒子に移り、遠方に伝わる現象である。

弾性波とは、弾性体内を伝播する波動である。この弾性波には、弾性体に関する様々な情報が含まれており¹⁾、コンクリートの弾性挙動の把握や非破壊検査における欠陥検出に適用することが可能である。

本研究では、コンクリートの弾性波動理論と非破壊検査手法のひとつであるインパクトエコー法による欠陥評価に関して研究を進めている。そこで本章では、弾性波の伝播挙動に関する基礎的な内容を整理し、弾性波の解析方法についてまとめた。

3. 2 弾性波の伝播挙動

3. 2. 1 弾性波の種類²⁾

無限に広がる一様な等方弾性体中を伝播する波には2種類、すなわち縦波 (*primary wave*, P波) と横波 (*secondary wave*, S波) が存在する。さらに、弾性体が表面を持つ場合は、表面に沿って伝播する波である表面波 (*Rayleigh wave*, R波) が存在し、板厚が薄い板状の弾性体には板波 (*Lamb wave*, ラム波) が発生する。

(1) 縦波 (P波)

図3-1(a)に示すように、弾性波の振動方向に対して粗密を繰り返しながら伝播する波で、そのため粗密波または圧縮波とも呼ばれている。この波の特徴は、体積変化が可能な媒質であれば伝播する。そのため、気体、液体および固体中を伝播することができる。

(2) 横波 (S波)

図3-1(b)に示すように、弾性波の進行方向に直角方向に変位しながら伝播する波である。これは、表面と平行に加えられたひずみが、その方向を変えながら繰り返されて伝播する波であるので、せん断波とも呼ばれる。横波は、固体中は伝播するが、液体および気体中では、せん断弾性が無いためにひずみを戻す作用が起こらないので伝播しない。

横波が材料の表面に対して斜めに伝播する場合には、材料表面と平行方向にひずみが生じるSH波と、表面と直角方向にひずみが生じるSV波がある。SH波は、反射体に斜めに入射しても波動変換現象は生じないため、単独で存在することができるが、SV波はP波と同様に単独で存在することができない。そのため、SH波を面外波、P波やSV波を面内波と呼ぶ場合がある。

(3) 表面波 (Rayleigh wave, R波)

図3-1(c)に示すように、材料の表面部分だけを伝播する波を表面波といい、最初の発見者の名をとってレイリー波 (Rayleigh wave) と呼ばれている。レイリー波は表面から1波長分の非常に浅い層にエネルギーの大部分が集中しており、表面部分のひずみは、表面に対して上下方向に動く横波成分と表面に対して平行に動く縦波成分があり、伝播時にはこれらの合成されたものとなり楕円状の動きをする。レイリー波は、反射境界面を持つ半無限弾性体を伝播するため、そのエネルギーは円柱状に伝播する。コンクリートでは、衝撃弾性波法を適用した場合、エネルギーの大きな表面波が伝播するので注意が必要である。

(4) 板波 (Lamb wave, ラム波)

波の進行方向に垂直な断面の寸法が、波長と同程度になると側面で反射した波が互いに干渉し、被導波が形成される。板、棒、管などに伝播する被導波は、すべて板波と呼ばれている。特に、板で伝播する波はラム波 (Lamb wave) と呼ばれ、図3-1(d),(e)に示すように、対称モードと非対称Aモードがあり、表面波と同様に楕円状に変位する。鉄板の薄板などの超音波探傷には多く用いられているが、コンクリート構造物では適用例はほとんどない。

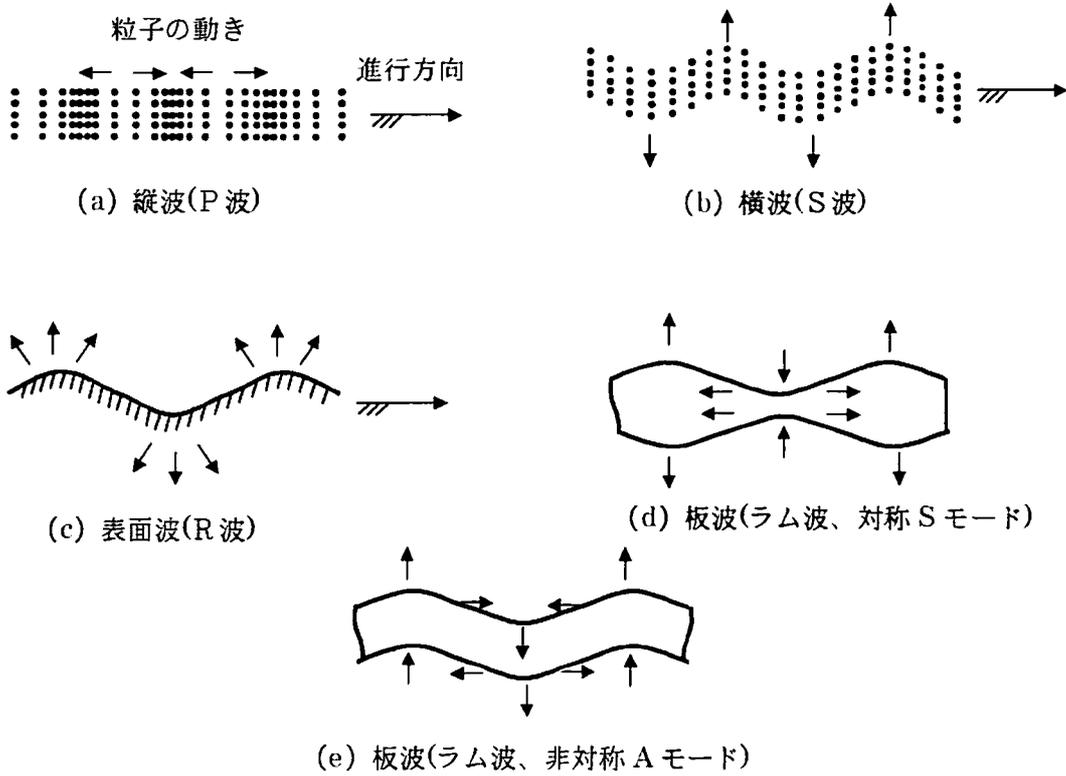


図 3-1 弾性波動の種類⁴⁾

3.2.2 弾性波動¹⁾³⁾

(1) 応力

3次元の弾性体に加わる応力(σ)は、図3-2に示すように、各面に加わる応力を各座標成分で分解し整理すると次のように表すことができる。

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

ここで、 $\sigma_{yx} \neq \sigma_{xy}$ のように対象でない場合には、 z 軸周りの回転が生じてしまう、したがって、そのような局所的な回転がなく弾性体が静止するためには $\sigma_{yx} = \sigma_{xy}$ でなければならないので、次式の関係が成り立つ。

$$\sigma_{yz} = \sigma_{zy} \quad , \quad \sigma_{zx} = \sigma_{xz} \quad , \quad \sigma_{xy} = \sigma_{yx} \quad (3.2)$$

したがって、応力(σ)の独立成分は6個である。

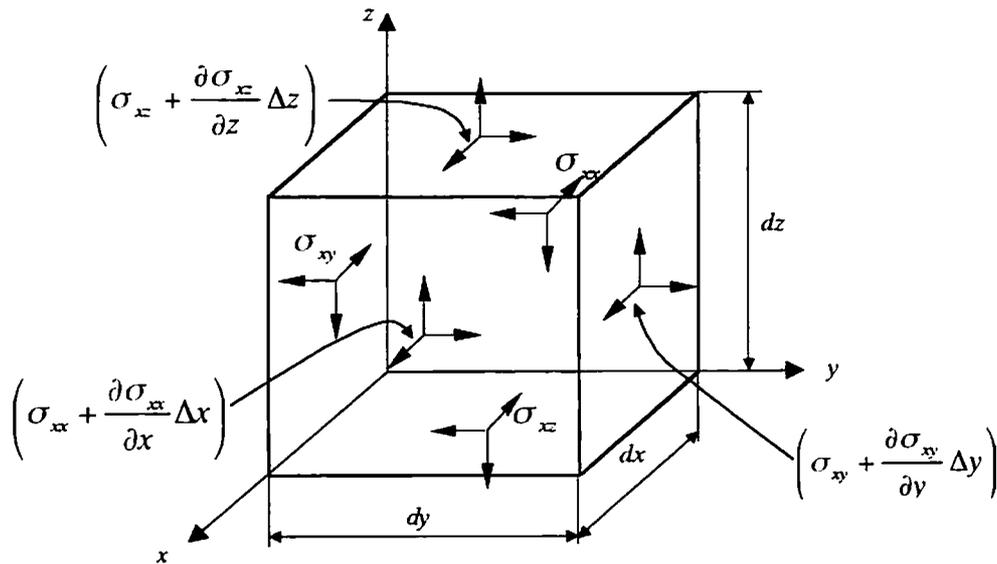


図 3-2 3次元座標と応力

(2) ひずみ

直角座標 $x = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix}$ の変位を $u = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix}$ とすると、無限小変形理論によるひずみ

(e)は、次式のように表すことができる。

$$\begin{aligned}
 e_{xx} &= \frac{\partial u}{\partial x}, & e_{yz} = e_{zy} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \\
 e_{yy} &= \frac{\partial v}{\partial y}, & e_{zx} = e_{xz} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\
 e_{zz} &= \frac{\partial w}{\partial z}, & e_{xy} = e_{yx} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

(3) 応力とひずみの線形関係

応力とひずみの間には、フックの法則と呼ばれる線形関係があることが知られている。その一般的な形は、応力とひずみの独立成分がそれぞれ6個であるので、その弾性係数は6行6列のマトリックスとなる。等方弾性体では2個の独立なパラメータ(c_{11}, c_{12})を用いて、次のように表すことができる。

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & c_{11} & c_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & & c_{11} & 0 & 0 & 0 \\ & & & c_{11} - c_{12} & 0 & 0 \\ & & & & c_{11} - c_{12} & 0 \\ & & & & & c_{11} - c_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_{xx} \\ e_{yy} \\ e_{zz} \\ e_{yz} \\ e_{zx} \\ e_{xy} \end{bmatrix} \tag{3.4}$$

ここで、式(3.4)の各弾性パラメータは *Lame* の定数(λ, μ)を用いて以下のよう表すことができる。

$$\begin{aligned}
 c_{11} &= \lambda + 2\mu \\
 c_{12} &= \lambda, \quad c_{11} - c_{12} = 2\mu
 \end{aligned} \tag{3.5}$$

さらに、*Lame* の定数はヤング率(E)、ポアソン比(ν)との関係で整理すると、次式のようなになる。

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{3.6}$$

(4) 弾性波の運動方程式

式(3.4)を式(3.5)の *Lame* の定数に置換し、式(3.3)のひずみと変位の関係から応力と変位の関係を整理すると次式のようなになる。

$$\begin{aligned}
 \sigma_{xx} &= \lambda\Delta + 2\mu \frac{\partial u}{\partial x} & , & & \sigma_{yz} &= \mu \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \\
 \sigma_{yy} &= \lambda\Delta + 2\mu \frac{\partial v}{\partial y} & , & & \sigma_{zx} &= \mu \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \\
 \sigma_{zz} &= \lambda\Delta + 2\mu \frac{\partial w}{\partial z} & , & & \sigma_{xy} &= \mu \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)
 \end{aligned} \tag{3.7}$$

ここで、

$$\Delta = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \tag{3.8}$$

一方、運動方程式は一般に以下の式で表すことができる。

$$\begin{aligned}
 \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} \\
 \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} \\
 \rho \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} &= \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z}
 \end{aligned} \tag{3.9}$$

ここで、式(3.8)を式(3.9)に代入すれば、直角座標による3次元弾性体内の運動方程式を得ることができる。

$$\begin{aligned}
 \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= (\lambda + \mu) \frac{\partial \Delta}{\partial x} + \mu \nabla^2 u \\
 \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= (\lambda + \mu) \frac{\partial \Delta}{\partial y} + \mu \nabla^2 v \\
 \rho \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} &= (\lambda + \mu) \frac{\partial \Delta}{\partial z} + \mu \nabla^2 w
 \end{aligned} \tag{3.10}$$

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$$

(5) P波・S波の伝播速度

ここで、一様かつ無限媒質内を平面波が伝播する時を考えると、その方向余弦を l, m, n とすると、変位は次式で表される。ここで、 c は弾性波の伝播速度であり、 t は時間である

$$\begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} u(lx + my + nz - ct) \\ v(lx + my + nz - ct) \\ w(lx + my + nz - ct) \end{pmatrix} \quad (3.11)$$

式(3.11)を式(3.10)に代入し、同次方程式を求め整理すると、以下の関係を得ることができる。

$$(\lambda + 2\mu - \rho \cdot c^2) \cdot (\mu - \rho \cdot c^2)^2 = 0 \quad (3.12)$$

上式から、2種類の伝播速度を求めることができる。

$$c^2 = \frac{\lambda + 2\mu}{\rho} = c_p^2, \quad c^2 = \frac{\mu}{\rho} = c_s^2 \quad (3.13)$$

式(3.13)の c_p がP波伝播速度で、 c_s がS波伝播速度である。 c_p と c_s の比をとると、

$$\frac{c_p}{c_s} = \sqrt{\frac{\lambda}{\mu} + 2} = \sqrt{\frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}} \quad (3.14)$$

となる。通常、 λ と μ は正の値であるので、 c_p は c_s より速くなるのが分かる。実際、コンクリートのポアソン比を 0.25 とすると、 c_p は c_s の 1.7 倍の伝播速度となる。

3.2.3 反射・屈折

(1) 境界面への垂直入射

二つの媒質が平面($z=0$)で接しており、(図 3-3)、一方の媒質($z<0$)から境界面に対して垂直に(z 方向)に P 波が入射する場合、式(3.10)の第3式は次のように表すことができる。

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = c^2 \frac{\partial^2 w}{\partial z^2}, \quad c^2 = \frac{\lambda + 2\mu}{\rho} \quad (3.15)$$

これを満たす解は

$$w = w_0 = A_0 \exp(i\xi z - i\omega t), \quad \xi = \frac{\omega}{c} \quad (3.16)$$

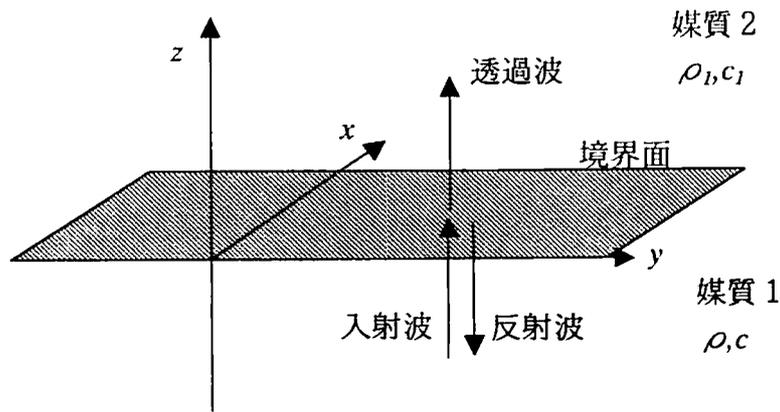


図 3-3 垂直反射の模式図

ここで、 ω は角速度であり、 w_0 を入射波と考える。同じ媒質には、反射波が発生する。

$$w' = A' \exp(i\xi z - i\omega t) \quad (3.17)$$

もう一方の媒質内には，次式の透過波が発生したと仮定する．

$$w_1 = A_1 \exp(i\xi z - i\omega t) \quad (3.18)$$

境界面 $z=0$ での変位の連続条件として $w_0 + w' = w_1$ でかつ $z=0$ とすると，

$$A_0 + A' = A_1 \quad (3.19)$$

が成り立つ．さらに，応力の連続条件に $z=0$ を代入すると

$$(\lambda + 2\mu) \cdot A_0 \xi - (\lambda + 2\mu) A' \xi = (\lambda_1 + 2\mu_1) A_1 \xi_1 \quad (3.20)$$

となる．そこで，式(3.19)と式(3.20)を連立させて， A' ， A_1 について解くと

$$\begin{aligned} A' &= R A_0, & R &= \frac{\rho c - \rho_1 c_1}{\rho c + \rho_1 c_1} \\ A_1 &= T A_0, & T &= \frac{2\rho c}{\rho c + \rho_1 c_1} \end{aligned} \quad (3.21)$$

が得られる．ここで， R と T は反射および透過の係数を表す． ρ ， ρ_1 はそれぞれの媒質の密度， c ， c_1 はP波の伝播速度である．ここで，上式では ρc が積の形で常に入っていることが分かる．ここで，特に R を反射係数 (*reflection coefficient*) と呼んでいる．また，媒質の密度と伝播速度との積 ρc を音響インピーダンス (*acoustic impedance*) という．

(2) 斜め入射²⁾

光の反射と同様に，媒質（音響インピーダンス）が異なる境界面では，光の反射や透過と同じような現象が起こる．

図3-4は境界面における反射および屈折を示したものである．媒質1および媒質2のP波伝播速度を c_{p1} および c_{p2} とし，S波速度を c_{s1} および c_{s2} とする．ここで，P波を入射角 i で入射した場合，P波およびS波が反射角 i_p と i_s で反射波が発生し，屈折角 j_p と j_s で透過波が発生する．これらの関係は *Snell* の法則に従って次のように示すことができる．

$$\frac{\sin i}{c_{p1}} = \frac{\sin i_p}{c_{p1}} = \frac{\sin i_s}{c_{s1}} = \frac{\sin j_p}{c_{p2}} = \frac{\sin j_s}{c_{s2}} \quad (3.22)$$

式(3.22)から明らかなように，角度 i で入射した P 波は，同じ角度 i で反射する事が分かる．一方，S 波の反射波の角度は縦波の入射角より小さくなる事が分かる．

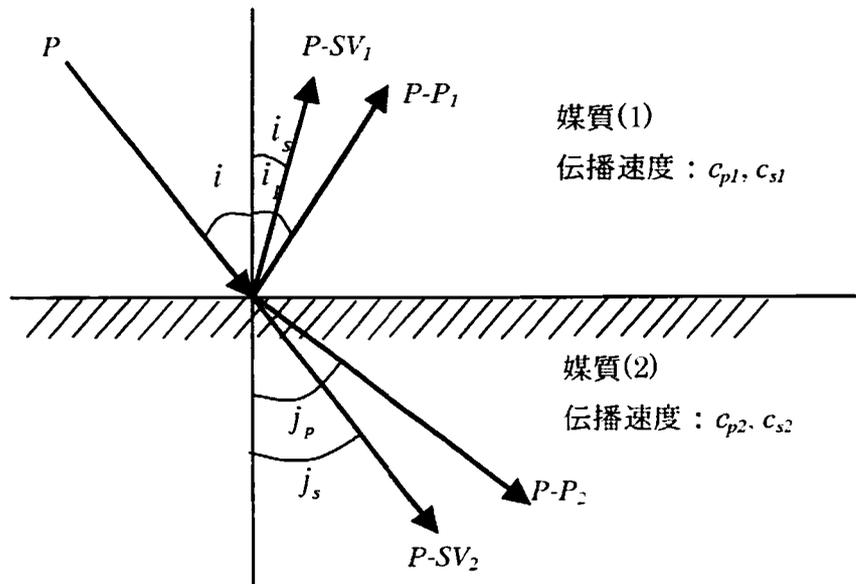


図 3-4 斜め入射時の反射と屈折

境界面が存在するとき，S 波を粒子の振動方向によって，SH 波と SV 波に分けて考えることが多い．S 波の場合，粒子は波動の進行方向に直行する面内で振動するが，その振動方向が境界面と平行な S 波を SH 波と呼ぶ．SH 波の粒子の振動方向に直交する方向に粒子が振動する S 波を SV 波と呼ぶ．SV 波が境界面に入射したときには，図 3-4 に示すように，反射 P 波，反射 SV 波，屈折 P 波，屈折 SV が発生するが，SH 波が入射したときには，P 波は発生せず反射 SH 波と屈折 SH 波がのみが発生する．

3. 2. 4 波動の減衰

(1) 拡散減衰⁴⁾⁵⁾⁶⁾

無限に広がる一様な弾性体内の一点から発生した弾性波は、非弾性体的なエネルギーの吸収がない場合、弾性波の波面は距離の増加によって大きくなるため、単位面積を通過するエネルギーは減少していく。これが拡散減衰と呼ばれる現象である。球面波において、球面の表面積は半径 r とすると $4\pi r^2$ であるので、単位面積あたりのエネルギー (E) は、距離の増加に伴って $1/4\pi r^2$ で減少する。振幅値 (A) の 2 乗がエネルギー値に相当することから、この場合の振幅値は $1/r$ に比例して減少することがわかる。

レイリー波の場合、自由表面に沿って円筒状に広がりながら伝播する。そのため、波面は $2\pi r$ で広がるため、単位面積あたりのエネルギーは $1/2\pi r$ に比例して減少し、その振幅値は $1/\sqrt{r}$ に比例して減少する。

(2) 非弾性減衰²⁾⁷⁾⁸⁾

弾性波は、媒質が持つエネルギー吸収特性によって減衰する特性がある。一般に、弾性波が媒質中を x 方向に伝播する場合、その振幅値の減衰は平面波に対して次式で表すことができる。

$$p_x = p_0 e^{-\alpha x} \quad (3.23)$$

ここで、 p_0 は $x=0$ の場所における振幅値で、 p_x は距離 x まで伝播したときの振幅値である。 α は減衰定数と呼ばれ、 x の単位を mm とすれば α の単位は $1/\text{mm}$ であるが便宜上これを neper/cm とよぶ²⁾。実用上は、dB/mm が用いられる。

コンクリート中でこの減衰の生じる原因としては、主に粘性減衰 (α_f) と散乱減衰 (α_l) が考えられ、粘性定数 (α) は一般に次式で表すことができる⁸⁾。

$$\alpha = \alpha_f + \alpha_l \quad (3.24)$$

(a) 粘性減衰

コンクリートに自由振動を加えると時間が経つにつれて振動が小さくなって止まるが、これは内部摩擦によってエネルギーが消費されるためで、この

現象を粘性減衰 (α_f) という。

粘性減衰は骨材の粒径と比較して、十分大きい波長の弾性波であれば散乱減衰が無視でき、これを測定することができる。測定する周波数を f ，縦波伝播速度を C_p ，対数減衰率を δ とすると、粘性減衰定数は次式で表すことができる。

$$\alpha_f = \frac{\delta}{C_p} f \quad , \quad \delta = \frac{\pi(f_2 - f_1)}{f_0} \quad (3.25)$$

ここで、 f_0 は試験体の共振周波数、 f_1 、 f_2 は共振周波数の両側で振幅が $1/\sqrt{2}$ となる周波数である。上式からわかるように、粘性減衰は測定する周波数に比例し、コンクリート中の縦波伝播速度に反比例する。したがって、劣化したコンクリートでは粘性減衰定数が増加することがわかる。

(b) 散乱減衰

コンクリート中の骨材の散乱減衰は、配合条件、骨材の粒径、骨材の岩質などによって実際の理論式を確立するのは困難である。そこで、明石⁸⁾は *Rayleigh* による単一粒子に弾性波が入射した場合の散乱理論と *Mason*⁵⁾らの縦波の散乱減衰による拡張をコンクリートに適用し、散乱減衰定数 (α_l) を次式のように表している。

$$\alpha_l = \frac{2\pi^3 p \bar{v}}{\lambda^4} \left(\frac{\Delta E}{E} \right)^2 \quad (3.26)$$

ここで、 \bar{v} : 散乱を生じさせる骨材の平均体積、 p : 散乱を生じさせる骨材の容積比、 E : コンクリートの弾性係数、 ΔE : 骨材とコンクリートの弾性係数の差である。

明石⁸⁾は、水中浸せき法によって減衰定数を計測し、散乱減衰値及び実測値の関係を調べているが、コンクリートの組成の複雑性や骨材定数の決定法などに問題があるため定量的な評価は容易ではない。

3.3 弾性波計測

3.3.1 弾性波計測装置

近年、波形記録装置として、様々な種類の計測器が製品として市販されている。その中でも、基本的な構成はいずれも同様であり、図3-5に示すようなものである。すなわち、①弾性波を電気信号に変換する加速度計、②加速度計の近くに設置し、微弱な電気信号を増幅する増幅器、③アナログ信号をデジタル信号へ変換するA/D変換器、④波形をデジタル信号として記録する波形記録装置から成り立っている。

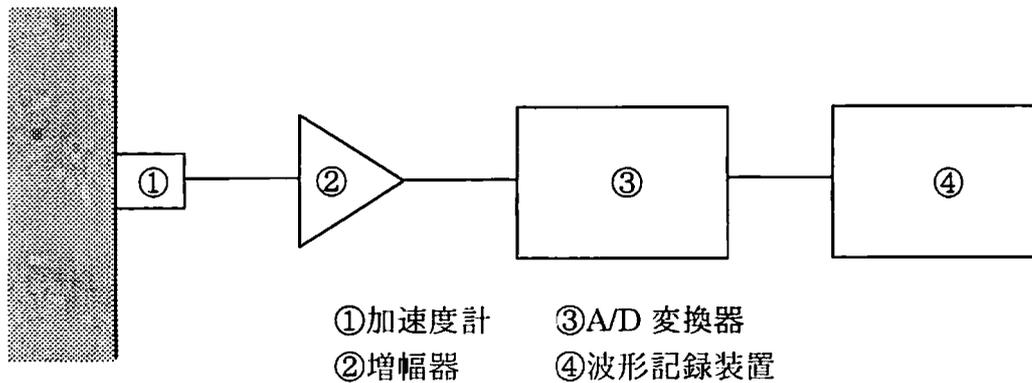


図3-5 計測器の構成

3.3.2 周波数スペクトル⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾¹²⁾

スペクトル分析の概念を良く理解するためには、最も分かりやすい目に見える現象である光のスペクトルの例を用いればよい。太陽光を三角プリズムに当てると種々の波長の電磁波である光は、その波長に応じた屈折率で空気とガラスの境界面で折れ曲がり、プリズムの背後にある白紙の上に波長の長さの順に美しい七色の連続した光の帯が映し出される。

このようにプリズムを通った光のスペクトルを見れば、太陽光の中の成分色光の強さの分布が一目にして分かる。すべての光の色が混じり合うと白色光となり成分色光が分からなくなってしまう。まさに太陽光と同様に不規則な波動も種々の周波数成分の周期関数の合成と考えられる。フーリエ変換は、

まさにこのことの数学的表現に他ならない。スペクトル分析とは、波動をフーリエ変換することにより、その中に含まれる各周波数成分の割合を求めることである。

時間関数（周期関数）は、多くの場合その周波数特性を解析することによって、その特長を明確にすることができている。このアプローチは、フランスの数学者フーリエの研究に基づくもので、フーリエは「周期的な時間関数は、適当に重みをつけたコサイン関数とサイン関数の無限の和に分解できる」ということを発見した。この発見の数学的な描写がフーリエ級数と言われるもので、次のような級数の展開式として表される。

$$u(t) = a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} \left(a_n \cos \frac{2\pi n}{T} t + b_n \sin \frac{2\pi n}{T} t \right) \quad (3.27)$$

この式は第2章の式(2.8)と同様であり、式(3.27)における $u(t)$ の周期は、 $T = 2\pi / \omega$ で、 $u(t) = u(t+T)$ となる。また、係数 a_n と b_n はフーリエ係数といわれるもので、これらの係数が、フーリエの導入した積分式によって計算されるならば、級数の展開式におけるコサインとサインの各波形の振幅が判る。同様に係数 a_n と b_n とが判れば、 $u(t)$ の各周波数における振幅と位相とが調べられることになる。

ここで、コサインとサインの代わりに、複素数の指数関数を用いて、その振幅と位相を表す。複素数を用いると代数計算となるので、途中の物理的な意味を考えずに、最後にでてきた結果の実数部を物理的に解釈すればよいこととなり取り扱いが簡単となる。そこで周波数 $fn = (n/T)$ における振幅と位相をこの形で表すと、それぞれ次のようになる。

$$\text{振幅} \quad \sqrt{a_n^2 + b_n^2} \quad \text{位相} \quad \tan^{-1} b_n / a_n \quad (3.28)$$

フーリエ級数は、時間とともに変化する信号の周波数内容を調べるには確かに有効な手段である。しかし、これを使用するには常に周期的な時間関数であることが必要である。そこで、この制限をなくすためにフーリエは信号（波形）の周期を無限に近づけて、その級数を計算した。これがフーリエ変換であり、任意の連続関数 $u(t)$ は以下のようなフーリエ変換された関数 $U(f)$ との関係が成立する。

$$U(f) = \int_{-\infty}^{\infty} u(t)e^{-i2\pi ft} dt \quad (3.29)$$

$$u(t) = \int_{-\infty}^{\infty} U(f)e^{i2\pi ft} df \quad (3.30)$$

式(3.29)はフーリエ変換，式(3.30)はフーリエ逆変換の式として知られている。中でも，複素数の形で表されている $e^{\pm i2\pi ft}$ は，もともと次の三角関数の式(3.31)で表されていたもので，フーリエ変換の有効性を表す重要な部分である。

$$e^{\pm i2\pi ft} = \cos(2\pi ft) \pm i \sin(2\pi ft) \quad (3.31)$$

ここで正フーリエ変換の式をコサインとサインの形で表すと式(3.32)のようになる。

$$U(f) = \int_{-\infty}^{\infty} u(t)\{\cos(2\pi ft) - i \sin(2\pi ft)\} dt \quad (3.32)$$

この式は，フーリエ変換がある周波数における関数 $u(t)$ の特性を決めるのに，コサインとサインからなる時間関数入力 $u(t)$ の平均をとるということを表している。フーリエ変換では f と t はともに実数で，一般に $U(f)$ は複素数となり， $u(t)$ の複素フーリエ変換ともいわれる。また， $u(t)$ が実数であれば， $U(f)$ は $U(-f)$ と共役な複素数となる。

スペクトル分析では，一般に $U(f)$ の絶対値を取った $|U(f)|$ をフーリエスペクトル， $u(t)$ の継続時間を T_d として $\frac{1}{T_d}|U(f)|^2$ がパワースペクトルと呼ばれている。関数 $u(t)$ を周波数 f の周期関数 $e^{i2\pi ft}$ の級数と考えたとき，その各周期関数の振幅に相当する量を考えることができる。つまり波形のスペクトルとは，波形に含まれている各周波数成分の割合を示していると考えられる。

波形はサンプリング間隔 ΔT の時系列のデジタル量として記録される。スペクトル分析を行うには式(3.29)にしたがってフーリエ変換を得ることが必

要である。ところが、この場合では $u(t)$ はデジタル量として与えられており、このようなデジタル量に対するフーリエ変換を高速に遂行する手法として開発されているのが FFT (Fast Fourier Transform) 法である。FFT 法は 8 ビットのマイクロコンピュータでも使用できることから、波形記録装置と組み合わせれば簡単にスペクトル分析することができる。

FFT 法は、サンプリング間隔 ΔT 、サンプル数 N (ただし、 N は 2 のべき乗 $N = 2^M$) の時系列デジタル量 $x_m = x(m\Delta T)$ に対する有限フーリエ変換および逆変換を実行するもので、式(3.33)、式(3.34)は次のようになる。

$$C_k = \frac{1}{N} \sum_{m=0}^{N-1} x_m e^{-\frac{i2\pi km}{N}} \quad (3.33)$$

$$x_m = \sum_{k=0}^{N-1} C_k e^{\frac{i2\pi km}{N}} \quad (3.34)$$

このとき、フーリエスペクトル、パワースペクトルは、それぞれ $N\Delta T|C_k|$ 、

$N\Delta T|C_k|^2$ で与えられる。ここで注意事項としては、前述のようにサンプル数

N が 2 のべき乗でなければならないことがあげられる。そして、スペクトルの各点は、時系列の区間 ΔT に対して、 $\Delta f = 1/(N\Delta T)$ ごとに与えられ、 Δf は基本周波数と呼ばれている。式(3.33)によれば、 x_m の N 個のデータから N 個の複素数 C_k が得られる。複素数は実数部と虚数部より成り立つので N 個のデ

ータから $2N$ 個の係数が決定されているように見える。これは $e^{\frac{i2\pi km}{N}}$ の性質から実際は C_k の実数部は $f_{N/2} = N/2 \cdot \Delta f$ の N 個の中心周波数に対して対称、虚

数部では逆対称となっている。スペクトル $N\Delta T|C_k|$ あるいは $N\Delta T|C_k|^2$ では、

$f_{N/2}$ はスペクトル分析可能な上限周波数で Nyquist 周波数と呼ばれる。 $f_{N/2} = N/2 \cdot \Delta f = 1/(2\Delta T)$ であるから、サンプリング間隔により、スペクトル分析の周波数限界は決定される。また、 ΔT を小さくすれば、スペクトル分析の Nyquist 周波数は高くなるが、サンプル数が同じであれば基本周波数は大きくなって分析が粗くなる。

3.4 境界要素法(BEM)による弾性波動問題の解析

3.4.1 概説¹³⁾¹⁴⁾

境界要素法 (BEM) は、微分方程式で与えられる場の支配方程式と初期条件、境界条件を積分方程式に変換し、有限要素法 (FEM) と同様な離散化手法によってこれを解く方法である。境界積分方程式を解くために、境界を有限の大きさを持つ要素に分けて扱うことからこの呼び名がつけられた。境界値問題を積分方程式を用いて解く方法は古くから良く知られていたが、境界方程式の解法の際に生じる特異積分の処理等の問題のため、FEM のような進歩は見なかった。1970 年代になって、FEM の離散化手法が導入されて以来、洗練された数値解析法として確立され FEM の欠点を補う効率的な解析法として注目されるようになった。

BEM の特徴は、境界だけを要素に分割して計算するので、対象とする問題の次元を 1 次元下げて取り扱うことができることから、領域全体を離散化の対象とする FEM などの領域型の解法に比べ、入力データ量や計算時間を大幅に減少できることである。また、対象とする境界形状が複雑なものや無限領域の場合などに有効で、より高い精度の解を求めることができるという利点を持っている。弾性問題においては、対象とする領域が無限もしくは半無限となることが多いため、BEM の利点、すなわち、問題の次数の低減と解析の精度の高さがより顕著となる。

ところで、弾性問題の解析法は、一般に次のような二つの解析法が考えられる。一つは、問題を時間領域で定式化して解く方法であり、もう一つは、フーリエ変換などの積分変換により時間を変換した周波数領域において定式化して解く方法である。本章では、周波数領域における弾性波動問題の取扱いに着目し、定常波動問題における BEM の定式化を簡単に説明する。

定常波動場において、等方性の固体内では、境界面などによって生じる特殊な波 (表面波) を除けば、基本的には、運動方程式の解として二つの異なる速度を持つ 2 種類の波が得られる。これらは物理的には非回転成分の縦波と、等体積成分の横波に分類され、両者が複合しあって波動場が形成される。両者の伝播速度差に起因して到達時間がずれることから、最初に到達する縦波は *Primary* の頭文字をとって P 波、遅れて到達する横波は *Secondary* の頭文字をとって S 波とも呼ばれている。S 波は波の伝播方向に垂直な平面内で運動する波であるが、3 次元デカルト座標系においては伝播方向に対して二つの垂直面が存在するため、さらに二つの波に分類され、*Vertical* および

Horizontal の頭文字をとって、それぞれ SV 波、SH 波と呼ばれている。

結局、弾性波動は理論的には SH, SV および P 波の 3 種類の波によって構成されることになる。一般に、SH 波は、これのみが単独で存在する場合を考慮することができるのに対して、P 波および SV 波は、普通単独では存在し得ない。そのため、P 波と SV 波が共存する問題と SH 波の問題は、面内問題および面外問題として別々に取扱われている。本研究での BEM 解析で面内問題を対象としている。

3.4.2 弾性問題の基礎式¹³⁾¹⁴⁾

今、変位場が $u(x,t)$ で表されるものとするとし、微小変位を仮定すると、そのひずみ-変位関係は次のような適合式で表される。

$$\varepsilon_{ij}(x,t) = \frac{1}{2} \{u_{i,j}(x,t) + u_{j,i}(x,t)\} \quad (3.35)$$

ここに、 $\varepsilon_{ij}(x,t)$ は *Cauchy* のひずみテンソルであり、また $u_{i,j}$ は $\partial u_i / \partial x_j$ を意味している。なお、下付指標は 1, 2, 3 をとるものとし、総和規約に従うものとする。

また、等方弾性体に対して、その応力-ひずみ関係は、独立な弾性係数の数は 2 つとなるので、次の構成式で表される。

$$\sigma_{ij}(x,t) = \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} \quad (3.36)$$

ここに、 λ, μ は *Lame* の定数であり、 δ_{ij} は *Kronecker* のデルタ記号である。

ところで、3次元 *Euclid* 空間内の線形弾性体の運動方程式は、デカルト座標系を基準として次のように表される。

$$\sigma_{ij,j}(x,t) + b_i(x,t) = \rho(x) \ddot{u}_i(x,t) \quad (3.37)$$

ここに、 $b_i(x,t)$ は物体力ベクトル、 $\rho(x)$ は密度である。また、 $\ddot{\cdot}$ は時間に関する 2 階微分を意味する。

通常、動弾性問題では、物体力の影響は小さいので無視できる。よって、式(3.35)、(3.36)より、式(3.37)の運動方程式は次のように表すことが出来る。

$$\mu u_{i,jj}(x,t) + (\lambda + \mu) u_{j,ji}(x,t) = \rho \ddot{u}_i(x,t) \quad (3.38)$$

この式は、Navier-Cauchy の式と呼ばれ、変位場を用いて表した弾性波動の基礎方程式である。

3.4.3 定常波動場の支配方程式¹⁵⁾¹⁶⁾

ここで、定常状態を考えるため、変位を $u_i(x,t)$ を以下のように仮定する。

$$u_i(x,t) = u_i(x)e^{i\omega t} \quad (3.39)$$

ここに、 ω ($\omega = 2\pi f$) は円振動数であり、変位 $u_i(x,t)$ は時間と無関係な場所だけの関数 $u_i(x)$ として表される。従って、式(3.39)を式(3.38)に代入すると、等方弾性体の定常状態における支配方程式は次のように与えられる。

$$\mu u_{i,jj}(x) + (\lambda + \mu) u_{j,ji}(x) + \rho \omega^2 u_i(x) = 0 \quad (3.40)$$

さらに、平面ひずみ状態を仮定して、変位などの諸量が x_3 軸に関して独立であるとする、式(3.40)は面内および面外だけの問題に分けられ次のように表される。ただし、以下より下付指標は 1, 2 をとるものとする。

$$\text{面内：} \left(\frac{k_T^2}{k_L^2} - 1 \right) u_{j,ij}(x) + u_{i,ij}(x) + k_T^2 u_i(x) = 0 \quad (3.41)$$

$$\text{面外：} u_{3,\beta\beta}(x) + k_T^2 u_3(x) = 0 \quad (3.42)$$

ここに、 $k_T = \omega/C_T$ 、 $k_L = \omega/C_L$ は、それぞれ横波および縦波の波数であり、 C_T は、横波の伝播速度、 C_L は縦波の伝播速度を表す。

式(3.41)、(3.42)は、2次元波動問題の支配方程式として、それぞれ独立に扱うことができる。これらが既述の P 波と SV 波の場合（面内問題）と SH 波

のみの場（面外問題）である．以下では，面内問題だけを考える．

ここで，単位法線ベクトル n を持つ面に作用する表面力は，変位を用いて次のように表される．

$$t_i(x) = \lambda n_i u_{k,k}(x) + \mu n_j \{u_{i,j}(x) + u_{j,i}(x)\} \quad (3.43)$$

3.4.4 境界積分方程式の誘導¹⁴⁾¹⁵⁾¹⁶⁾

図3-6のような境界 S をもつ領域 D において，式(3.41)の解は Gauss の公式を適用することによって，Somigliana の式として知られている積分方程式を得る．

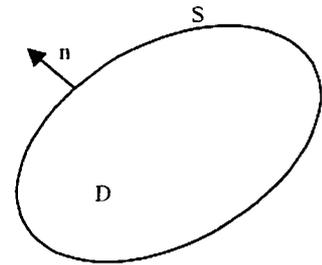


図3-6 領域と境界

$$u_i(x) = \int_S G_{ij}(x,y) t_j(y) dS - \int_S T_{ij}(x,y) u_j(y) dS \quad (3.44)$$

ただし， $G_{ij}(x,y)$ ， $T_{ij}(x,y)$ の基本解は，2次元定常波動場において以下のように与えられている．

$$G_{ij}(x,y) = \frac{i}{4\mu} \left[H_0^{(1)}(k_T r) \delta_{ij} + \frac{1}{k_T^2} \{H_0^{(1)}(k_T r) - H_0^{(1)}(k_L r)\} \delta_{ij} \right] \quad (3.45)$$

$$T_{ij}(x,y) = -\{\lambda G_{jm,m}(x,y) \delta_{ik} + \mu G_{ji,k}(x,y) + \mu G_{jk,i}(x,y)\} n_k \quad (3.46)$$

ここに， $r = |x - y|$ であり， $H_0^{(1)}$ は 0 次の第一種 Hankel 関数である．式(3.43)から明らかのように，式(3.46)は式(3.45)の基本解に対する表面力に相当する．

式(3.44)において， $x \in D \rightarrow x \in S$ となる極限移行操作を行うことにより，次の境界積分方程式を得る．

$$Cu_i(x) = \int_S G_{ij}(x, y)t_j(y)dS - \int_S T_{ij}(x, y)u_j(y)dS \quad (3.47)$$

ここに $C = 0$ (x が領域 D 外の時)
 $C = 1/2$ (x が境界 S 上の時)
 $C = 1$ (x が領域 D 内の時)

3.4.5 境界積分方程式の離散化¹³⁾

要素内の変位 u_i および表面力 t_i が, ξ を極座標系とする内挿関数 $N_p(\xi)$ と接点 p での物理量 u_{ip} および t_{ip} を用いて

$$u_i = N_p(\xi)u_{ip} \quad , \quad t_i = N_p(\xi)t_{ip} \quad (3.48)$$

のように表されるものと仮定すると, 積分方程式の各積分項は次のように表現できる.

$$\int_{S_n} G_{ij}(x, y)t_j(y)dS = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 G_{ij}(x, y)N_p(\xi)|J|d\xi_1 d\xi_2 t_{ip} \quad (3.49)$$

$$\int_{S_n} T_{ij}(x, y)u_j(y)dS = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 T_{ij}(x, y)N_p(\xi)|J|d\xi_1 d\xi_2 u_{ip} \quad (3.50)$$

ここに, J はヤコビアンであり, S_n は分割積分区間(境界)である.

式(3.49), (3.50)を式(3.47)に代入して, 数値積分することにより, 次のような離散化方程式を得る.

$$S_{ij\varphi} \cdot u_{jp} = K_{ij\varphi} \cdot t_{ip} \quad (3.51)$$

ただし

$$S_{ij\varphi} = \sum \int_{S_n} G_{ij} N_p dB \quad (3.52)$$

$$K_{ij\varphi} = \sum \int_{S_n} T_{ij} N_p dB + C_{ij} \delta_{\varphi} \quad (3.53)$$

3.4.6 応力への展開¹⁴⁾

内部応力を求めるためには、まず内部変位を求める必要がある。今、境界上の変位および表面力はすべて既知なので、前節と同様、式(3.47)を用いて内部変位を求めれば良い。ただし、領域Sの内部なので、 $C = 1.0$ となり、次式のようなになる。

$$u_i(x) = \int_S G_{ij}(x, y) t_j(y) dS - \int_S T_{ij}(x, y) u_j(y) dS \quad (3.54)$$

ただし、 $t_j(y)$ 、 $u_j(y)$ は境界上の値ですべて既知とする。

ところで、応力-ひずみ関係の構成式は、式(3.36)より次のように表すことができる。

$$\sigma_{ij}(x, y) = \lambda u_{k,k} \delta_{ij} + \mu u_{i,j} + \mu u_{j,i} \quad (3.55)$$

従って、内部応力は式(3.54)を微分したものを式(3.55)に代入することで求めることができる。ここでは式が煩雑になるため、以下のように簡略化して表す。

$$\sigma_{ij}(x, y) = \int_S (S_{ij}^k t_k - Z_{ij}^k u_k) dS \quad (3.56)$$

S_{ij}^k 、 Z_{ij}^k の各成分項を以下に示す。

$$S_{xx}^k = \frac{k_T i}{4} \left\{ \frac{2\nu}{1-2\nu} \left[\frac{SV}{k_T^3} - H_1^{(1)}(k_T r) \right] r_{,k} + 2 \left[\frac{SV}{k_T^3} + \frac{4FV}{k_T^3 r^2} \right] r_{,1} r_{,1} r_{,k} \right. \\ \left. - 2 \left[H_1^{(1)}(k_T r) + \frac{2FV}{k_T^3 r^2} \right] r_{,1} \delta_{1k} - \frac{2FV}{k_T^3 r^2} r_{,k} \right\} \quad (3.57)$$

$$S_{yy}^k = \frac{k_T i}{4} \left\{ \frac{2\nu}{1-2\nu} \left[\frac{SV}{k_T^3} - H_1^{(1)}(k_T r) \right] r_{,k} + 2 \left[\frac{SV}{k_T^3} + \frac{4FV}{k_T^3 r^2} \right] r_{,2} r_{,2} r_{,k} \right. \\ \left. - 2 \left[H_1^{(1)}(k_T r) + \frac{2FV}{k_T^3 r^2} \right] r_{,2} \delta_{2k} - \frac{2FV}{k_T^3 r^2} r_{,k} \right\} \quad (3.58)$$

$$S_{xy}^k = \frac{k_T i}{4} \left\{ 2 \left[\frac{SV}{k_T^3} + \frac{4FV}{k_T^3 r^2} \right] r_{,1} r_{,2} r_{,k} \right. \\ \left. - \left[H_1^{(1)}(k_T r) + \frac{2FV}{k_T^3 r^2} \right] r_{,2} \delta_{1k} - \left[H_1^{(1)}(k_T r) + \frac{2FV}{k_T^3 r^2} \right] r_{,1} \delta_{2k} \right\} \quad (3.59)$$

ここに

$$SV = k_T^3 H_1^{(1)}(k_T r) - k_L^3 H_1^{(1)}(k_L r) \quad (3.60)$$

$$FV = r \left\{ k_T^2 H_0^{(1)}(k_T r) - k_L^2 H_0^{(1)}(k_L r) \right\} - 2 \left\{ k_T H_1^{(1)}(k_T r) - k_L H_1^{(1)}(k_L r) \right\} \quad (3.61)$$

であり、 $H_1^{(1)}$ は1次の第一種 Hankel 関数である。

$$\begin{aligned}
 Z_{xx}^k = & \mu \frac{k_T i}{4} \left\{ \frac{2\nu}{1-2\nu} \left[\left\{ -\frac{k_L^3}{k_T^3} \left[\frac{2\nu}{1-2\nu} k_L H_0^{(1)}(k_L r) - \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_L r) \right] + \frac{8FV}{k_T^3 r^3} \right\} n_k \right. \right. \\
 & + \left. \left. \left[\frac{k_L^3}{k_T^3} \left\{ -2k_L H_0^{(1)}(k_L r) + \frac{4}{r} H_1^{(1)}(k_L r) \right\} - \frac{8FV}{k_T^3 r^3} \right] \frac{\partial r}{\partial n} r_{,k} \right] \right\} \\
 & + \mu \frac{k_T i}{2} \left\{ \frac{2\nu}{1-2\nu} \left(\frac{k_L^3}{k_T^3} \right) \left[\left\{ -k_L H_0^{(1)}(k_L r) + \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_L r) \right\} r_{,1} r_{,1} n_k - \frac{1}{r} H_1^{(1)}(k_L r) n_k \right] \right. \\
 & + 2 \left(\frac{SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right) r_{,1} r_{,1} n_k - \frac{2FV}{k_T^3 r^3} n_k \\
 & + \left[-k_T H_0^{(1)}(k_T r) + \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_T r) + \frac{2SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right] \left(\frac{\partial r}{\partial n} r_{,1} \delta_{1k} + r_{,1} r_{,k} n_1 \right) \\
 & - \left[\frac{1}{r} H_1^{(1)}(k_T r) - \frac{2FV}{k_T^3 r^3} \right] (n_1 \delta_{1k} + n_1 \delta_{k1}) \\
 & + \frac{1}{k_T^3} r_{,1} r_{,1} r_{,k} \frac{\partial r}{\partial n} \left[2 \left\{ k_T^4 H_0^{(1)}(k_T r) - k_L^4 H_0^{(1)}(k_L r) \right\} - \frac{16SV}{r} - \frac{48FV}{r^3} \right] \\
 & + 2 \left(\frac{SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right) \left(r_{,k} \frac{\partial r}{\partial n} + \delta_{k1} r_{,1} \frac{\partial r}{\partial n} + r_{,1} r_{,k} n_1 \right) \Big\} \quad (3.62)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Z_{yy}^k = & \mu \frac{k_T i}{4} \left\{ \frac{2\nu}{1-2\nu} \left[\left\{ -\frac{k_L^3}{k_T^3} \left[\frac{2\nu}{1-2\nu} k_L H_0^{(1)}(k_L r) - \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_L r) \right] + \frac{8FV}{k_T^3 r^3} \right\} n_k \right. \right. \\
 & + \left. \left. \left[\frac{k_L^3}{k_T^3} \left\{ -2k_L H_0^{(1)}(k_L r) + \frac{4}{r} H_1^{(1)}(k_L r) \right\} - \frac{8FV}{k_T^3 r^3} \right] \frac{\partial r}{\partial n} r_{,k} \right] \right\} \\
 & + \mu \frac{k_T i}{2} \left\{ \frac{2\nu}{1-2\nu} \left(\frac{k_L^3}{k_T^3} \right) \left[\left\{ -k_L H_0^{(1)}(k_L r) + \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_L r) \right\} r_{,2} r_{,2} n_k - \frac{1}{r} H_1^{(1)}(k_L r) n_k \right] \right.
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & + 2 \left(\frac{SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right) r_{,2} r_{,2} n_k - \frac{2FV}{k_T^3 r^3} n_k \\
 & + \left[-k_T H_0^{(1)}(k_T r) + \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_T r) + \frac{2SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right] \left(\frac{\partial r}{\partial n} r_{,2} \delta_{2k} + r_{,2} r_{,k} n_2 \right) \\
 & - \left[\frac{1}{r} H_1^{(1)}(k_T r) - \frac{2FV}{k_T^3 r^3} \right] (n_2 \delta_{2k} + n_2 \delta_{k2}) \\
 & + \frac{1}{k_T^3} r_{,2} r_{,2} r_{,k} \frac{\partial r}{\partial n} \left[2 \left\{ k_T^4 H_0^{(1)}(k_T r) - k_L^4 H_0^{(1)}(k_L r) \right\} - \frac{16SV}{r} - \frac{48FV}{r^3} \right] \\
 & + 2 \left(\frac{SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right) \left(r_{,k} \frac{\partial r}{\partial n} + \delta_{k2} r_{,2} \frac{\partial r}{\partial n} + r_{,2} r_{,k} n_2 \right) \quad (3.63)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Z_{xy}^k & = \mu \frac{k_T i}{4} \left\{ \frac{4\nu}{1-2\nu} \left(\frac{k_L^3}{k_T^3} \right) \left[-k_L H_0^{(1)}(k_L r) + \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_L r) \right] r_{,1} r_{,2} n_k \right. \\
 & + 4 \left(\frac{SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right) r_{,1} r_{,2} n_k \left[-k_T H_0^{(1)}(k_T r) + \frac{2}{r} H_1^{(1)}(k_T r) + \frac{2SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right] \\
 & * \left\{ \frac{\partial r}{\partial n} (r_{,2} \delta_{1k} + r_{,1} \delta_{2k}) + (r_{,2} n_1 + r_{,1} n_2) n_k \right\} \\
 & - 2 \left[\frac{1}{r} H_1^{(1)}(k_T r) - \frac{2FV}{k_T^3 r^3} \right] (n_2 \delta_{1k} + n_1 \delta_{2k}) \\
 & + \frac{2}{k_T^3} r_{,1} r_{,2} r_{,k} \frac{\partial r}{\partial n} \left[2 \left\{ k_T^4 H_0^{(1)}(k_T r) - k_L^4 H_0^{(1)}(k_L r) \right\} - \frac{16SV}{r} - \frac{48FV}{r^3} \right] \\
 & + 2 \left(\frac{SV}{k_T^3 r} + \frac{4FV}{k_T^3 r^3} \right) \left[\frac{\partial r}{\partial n} (r_{,2} \delta_{1k} + r_{,1} \delta_{2k}) + (r_{,2} n_1 + r_{,1} n_2) n_k \right] \quad (3.64)
 \end{aligned}$$

第3章 参考文献

- 1) 田治米鏡二：弾性波動の基本，槇書店，pp.1-47，1994.10
- 2) 石井勇五郎：新版 非破壊検査工学，産報出版，1993.8
- 3) 佐藤康夫：弾性波動論，岩波新書，1978.3
- 4) 大津政康・新妻弘明・湯山茂徳・吉岡武雄：アコースティック・エミッションII，
（社）日本非破壊検査協会，pp.48-54，1996.
- 5) 実吉純一・菊池善充・熊本乙彦 監修：超音波便覧，日本工業社，pp.616-621，1989.5
- 6) （社）日本音響材料協会：建築音響工学ハンドブック，技報堂，pp.22-23，1968.3
- 7) 宇津徳治：地震学，共立全書，pp.67-71，1995.3
- 8) 明石外世樹：コンクリート中の超音波の減衰について，セメント技術年報，12，
pp.329-334，1958
- 9) 富山薫順・吉田正廣・駒崎友和・松浦武信・町田東一：現代工学のためのフーリエ
変換とその応用，現代工学社，応用数学ガイドシリーズ(6)，1994.11
- 10) 南 茂夫：科学計測のための波形データ処理，CQ 出版社，1988.11
- 11) 谷口 修：振動工学ハンド・ブック，養賢堂，1976
- 12) 大津政康：アコースティック・エミッションの特性と理論（構造物稼働時の非破壊
検査法），森北出版，1988
- 13) 上杉真平：弾性定常波問題における境界要素法の適用性に関する研究，熊本大学平
成2年度博士論文，1990
- 14) 境界要素法研究会編：境界要素法の理論と応用，コロナ社，pp93-103，1987
- 15) 上杉真平・大津政康：境界要素法による半無限弾性体における二次元波動場の解析，
殿区学会論文集，第374号，I-6，pp.457-465，1986.10
- 16) 上杉真平・中川照久・大津政康：弾性波スペクトルスコピー法によるひびわれの非
破壊的評価に関する BEM 解析，土木学会論文集，No.446号，I-19，pp.197-203，
1992.4

第4章 衝撃力による弾性波入力とその周波数成分

4.1 概説

コンクリート構造物の動的挙動および構造物の持つ共振周波数を実験的に検証するために、コンクリート試験体に衝撃力や振動を与える実験が多く行われている。特に、本研究で研究を進めているような衝撃力によるコンクリート構造物の動的挙動の解明や弾性波を利用した非破壊検査手法の一つであるインパクトエコー法の有効性を検証する際には、コンクリートに弾性波を生じさせる衝撃力(インパクト)の周波数成分が、コンクリート構造物の挙動に大きな影響を与える。そのため、衝撃試験やインパクトエコー法で使用する衝撃力の周波数成分を把握しておくことは重要である。

そこで、この章では、コンクリートに衝撃力を入力する際に多く使用されている鋼球落下を中心に衝撃力の周波数成分を解析および実験の両方より検証し、周波数成分を決定する手法を提案する。

4.2 衝撃応答

動弾性問題として、半無限体に瞬間的に作用する集中力により発生する弾性波動を解く *Lamb* の問題として取り扱うことを考える¹⁾。半無限弾性体に時間的にデルタ関数的に作用する力に対するグリーン関数を $G(x,y,t)$ 、点 y に作用する集中力を $f(y,t)$ とすると、表面上での点 x での変位 $u(x,t)$ は、次のように表せる。

$$u(x,t) = G(x,y,t) * f(y,t) \quad (4.1)$$

ここで、*は時間領域での合成積を意味する。これらを周波数領域で考えと、 $u(x,t)$ 、 $G(x,y,t)$ 、 $f(y,t)$ のフーリエ変換後をそれぞれ $U(f)$ 、 $LG(f)$ 、 $F(f)$ とすると、式(4.1)は周波数領域の合成積として次のように表される。

$$U(f) = LG(f) \cdot F(f) \quad (4.2)$$

$f(y,t)$ がデルタ関数的に完全なインパルスの場合、 $F(f)$ は一定となる。その場合には、計測波形のフーリエ変換 $U(f)$ は、半無限体のインパルス応答の $LG(f)$ と同等になり、 $U(f)$ は弾性波の伝播経路の情報のみからなる。

一般に衝撃力の周波数成分 $F(f)$ は、式(4.2)より周波数領域の逆合成積として

$$F(f)=U(f)/LG(f) \quad (4.3)$$

と表すことができる。したがって、 $U(f)$ と $LG(f)$ が既知であれば、衝撃力の周波数成分 $F(f)$ を得ることができる。

本研究においては、板状のコンクリート供試体を半無限弾性体と見なし、これに衝撃力を与える実験を行い、衝撃力の周波数成分 $F(f)$ を求める。式(4.3)中のインパルス応答の $LG(f)$ は、数値解析により *Lamb*の問題を解いて求める。板状のコンクリート供試体に衝撃力を与える実験より、計測波形の周波数スペクトルを $U(f)$ を求め、インパルス応答 $LG(f)$ の周波数スペクトルで逆合成積した。この結果より得られる周波数スペクトルが衝撃力の周波数成分を示している。

4.3 *Lamb*の問題²⁾

4.3.1 *Lamb* 解について

半無限体に瞬間的に作用する集中力により発生する弾性波動は、*Lamb*の問題として古くから知られている³⁾。ここでは、後の解析に必要な自由表面での波動とこの場合のグリーン関数について簡単に述べる。

図4-1に示すように、半無限弾性体の自由表面を x_1-x_3 平面とし、弾性体内部に向かって、 x_3 軸をとる。半無限弾性体に対するグリーン関数 G_{mi} を用いれば、時刻 t' において点 ξ に集中力 f が作用したときの、時刻 t による表面上での点 X での変位 u は、次のようになる。

$$u_m(X,t) = \int_{-\infty}^{\infty} G_{mi}(X,t-t';\xi)f_i(\xi,t')dt' \quad (4.4)$$

上式の G_{mi} は、時間に関してデルタ関数的に作用する力に対するものであるが、一般には、ステップ関数的に作用する力に対するものが *Lamb* 解として知られている。それを以下では G_{mi}^H と書き、*Pekeris* にならって点 ξ が表面上にある場合を表面パルスの解⁴⁾、内部にある場合を内部パルスの解⁵⁾とよぶことにする。

Pekeris は、*Lame* の定数が $\lambda = \mu$ である *Cauchy* 固体に対する解析解を求めている。ここでは、任意のポアソン比に対して求められ、数値解析に適した解として、*Mooney*⁶⁾、*Johnson*⁷⁾による解を採用する。

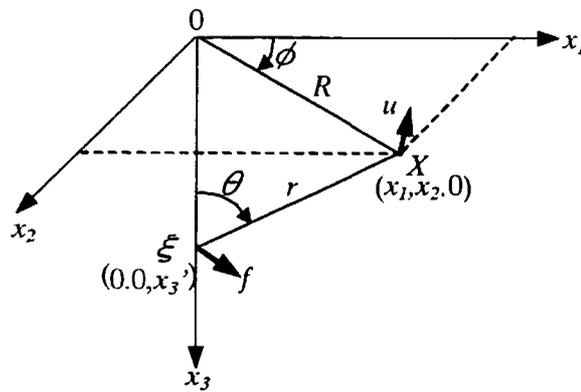


図 4-1 *Lamb* の問題

4.3.2 表面パルスの *Lamb* 解

式 (4.4) の G_{mi} において、 x_3 方向の成分のみに着目すれば、*Mooney* の論文より、*Lamb* 解は次のように表される。

$$\left. \begin{aligned} G_{33}^H(X, t; 0) &= \frac{\delta^2}{\pi^2 \mu R} G(\tau) \\ R &= |X|, \quad \delta = \frac{v_p}{v_s}, \quad \tau = \frac{v_s}{R} t \end{aligned} \right\} \quad (4.5)$$

ここで、 v_p 、 v_s は、それぞれ P 波、S 波の伝播速度であり、 $G(\tau)$ は、以下の

ようなものである。

$$G(\tau) = \begin{cases} 0 & \tau < \frac{1}{\delta} \\ G_1(\tau) & \frac{1}{\delta} < \tau < 1 \\ G_1(\tau) + G_2(\tau) & \tau > 1 \end{cases}$$

$$G_1(\tau) = p_r \int_{1/\delta}^{\tau} v [(f(v))]^{-1} (1 - 2v^2)^2 (v^2 - 1/\delta^2)^{1/2} (\tau^2 - v^2)^{-1/2} dv$$

$$G_2(\tau) = p_r \int_1^{\tau} 4v^2 [(f(v))]^{-1} (v^2 - 1/\delta^2) (v^2 - 1)^{1/2} (\tau^2 - v^2)^{-1/2} dv$$

$$f(v) = \delta^2 - 8\delta^2 v^2 + 8v^4 (3\delta^2 - 2) - 16v^6 (\delta^2 - 1)$$

上式の p_r は積分の主値の意味であり、 $f(v)$ は *Rayleigh* 方程式である。

4. 3. 3 内部パルスの *Lamb* 解

同様に、 x_3 方向成分のみに着目し、図4-1に示すように、 $\xi = (0, 0, x_3')$ 、 $X = (x_1, x_2, 0)$ とし、 $x_1 = R \cos \phi$ 、 $x_2 = R \sin \phi$ 、 $R = r \sin \theta$ 、 $x_3' = r \cos \theta$ とおけば、*Johnson* により *Lamb* 解は、次のようになる。

$$\begin{aligned} G_{33}^H(X, t; \xi) = & \frac{1}{\pi^2 \mu r} \frac{\partial}{\partial t} \int_0^{\left(\frac{t}{r}\right)^2 - \frac{1}{v_p^2}}^{1/2} H\left(t - \frac{r}{v_p}\right) \times \text{Re} \left[\eta_\alpha \sigma^{-1} \left(\left(\frac{t}{r} \right)^2 \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{1}{v_p^2} - p^2 \right)^{-1/2} M_{33}(q, p) \right] dp + \frac{1}{\pi^2 \mu r} \frac{\partial}{\partial t} \int_0^{t_2} H(t - t_2) \times \text{Re} \left[\eta_\beta \sigma^{-1} \left(\left(\frac{t}{r} \right)^2 \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{1}{v_s^2} - p^2 \right)^{-1/2} N_{33}(q, p) \right] dp \end{aligned} \quad (4.6)$$

ここで、 $H(t)$ はステップ関数であり、 Re は実数部を意味している。被積分

の諸関数は、以下のものである。

$$\eta_\alpha = \left(\frac{1}{v_p^2} + p^2 - q^2 \right)^{1/2} \quad \operatorname{Re}\{\eta_\alpha\} \geq 0$$

$$\eta_\beta = \left(\frac{1}{v_s^2} + p^2 - q^2 \right)^{1/2} \quad \operatorname{Re}\{\eta_\beta\} \geq 0$$

$$r = \eta_\beta^2 + p^2 - q^2 \quad \sigma = r^2 + 4\eta_\alpha\eta_\beta(q^2 - p^2)$$

$$M_{33}(q, p) = \eta_\alpha r$$

$$N_{33}(q, p) = 2\eta_\alpha(q^2 - p^2)$$

また、第2項の積分では、臨界角 $\theta = \sin^{-1} \frac{v_s}{v_p}$ によって積分経路が異なり、以下のような t_2 , p_2 の値をとる。

$$p_2 = \begin{cases} \left(\left(\frac{t}{r} \right)^2 - \frac{1}{v_s^2} \right)^{1/2} & \sin \theta < \frac{v_s}{v_p} \\ \left(\left(\frac{t}{r} - \frac{\left(\frac{1}{v_s^2} - \frac{1}{v_p^2} \right)^{1/2} \cos \theta}{\sin \theta} \right)^2 - \frac{1}{v_p^2} \right)^{1/2} & \sin \theta \geq \frac{v_s}{v_p} \end{cases}$$

$$t_2 = \begin{cases} \frac{r}{v_s} & \sin \theta < \frac{v_s}{v_p} \\ \frac{r}{v_p} \sin \theta + r \left(\frac{1}{v_s^2} - \frac{1}{v_p^2} \right)^{1/2} \cos \theta & \sin \theta \geq \frac{v_s}{v_p} \end{cases}$$

さらに、第1項の積分では、

$$q = -\frac{t}{r} \sin \theta + i \left(\left(\frac{t}{r} \right)^2 - \frac{1}{v_p^2} - p^2 \right)^{1/2} \cos \theta$$

であり、第2項の積分では、

$$q = \begin{cases} -\frac{t}{r} \sin \theta + i \left(\left(\frac{t}{r} \right)^2 - \frac{1}{v_s^2} - p^2 \right)^{1/2} \cos \theta & \left(\frac{t}{r} \right)^2 - \frac{1}{v_s^2} - p^2 > 0 \\ -\frac{t}{r} \sin \theta + \left(\frac{1}{v_s^2} - \left(\frac{t}{r} \right)^2 + p^2 \right)^{1/2} \cos \theta & \left(\frac{t}{r} \right)^2 - \frac{1}{v_s^2} - p^2 \leq 0 \end{cases}$$

である。

式(4.5), (4.6)の *Lamb* 解を用いれば, 集中力 $f_3(\xi, t')$ により, 半無限体の上面での点 X で生じる x_3 方向の変位 u_3 は, 式(4.4)より, 次のように表される。

$$u_3(X, t) = \int_{-\infty}^{\infty} G_{33}^H(X, t-t'; \xi) \frac{df_3}{dt'}(\xi, t') dt' \quad (4.7)$$

4. 4 実験概要

半無限弾性体のモデルとして, 図4-2に示すような $250 \times 250 \times 50\text{mm}$ の寸法で, モルタル, コンクリートおよび D10 の異形鉄筋を配筋した RC の3種類の供試体を作製した。供試体は, 幅に対して厚さを薄くすることで半無限体を仮定している。供試体の作製に使用したモルタルおよびコンクリートの配合を表4-1に示す。

図4-3のように供試体を設置し, 衝撃力を与える実験を行った。供試体の底部中央に設置した加速度計(小野測器, Model:NP-3210)により弾性波を計測, パーソナルコンピュータにて記録し, 計測波形をFFT(高速フーリエ変換)処理することにより周波数スペクトルを求めた。計測はサンプリングタイム $\Delta t = 0.1 \mu\text{sec}$, サンプル数 $N = 4096$ とした。その結果, スペクトル分析可能な上限周波数の *Nyquist* 周波数は 5MHz , 基本周波数 Δf は約 2441.41Hz となる。

モルタルおよびコンクリートの力学的特性に関する1軸圧縮試験の結果を表4-2に示す。圧縮試験は28日水中養生後に行った。予備試験の結果、モルタル、コンクリートのP波の伝播速度 v_p は、それぞれ3539m/s、3591m/sであり、ポアソン比はともに0.2であった。これよりS波の伝播速度 v_s は、式(3.14)よりそれぞれ2167m/s、2199m/sと求められた。RC供試体ではコンクリートのP波、S波の伝播速度と同じであった。実験に使用した4種類の衝撃力を表4-3に示す。鋼球を使用したのは、鋼球落下による衝撃力の上限周波数は、周波数理論により上限周波数を求めることができるため⁸⁾、逆合成積による衝撃力の周波数成分を検出する手法の有効性を検証するためである。また、インパクトエコー法において鋼球を使用できる小さな鋼球は5mm程度であることから4.8mmの鋼球を実験に使用した。アルミ飛翔体は、鋼球より大きなエネルギーで高い周波数の衝撃力を入力する方法として採用した。

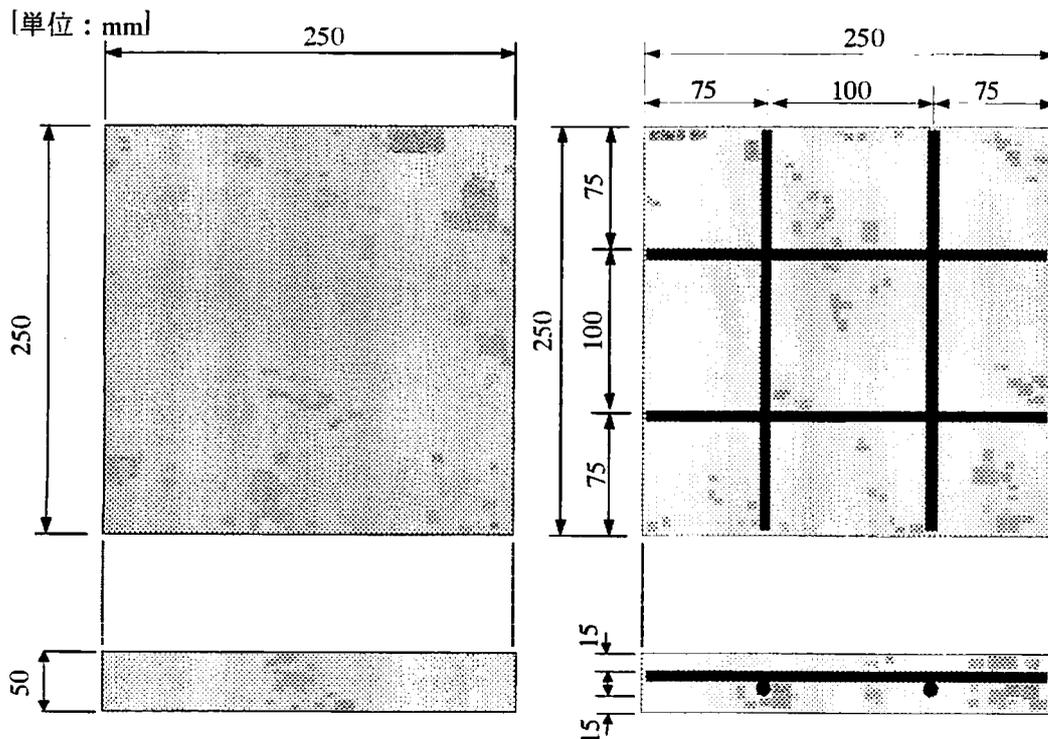


図4-2 供試体

第4章 衝撃力による弾性波入力とその周波数成分

表 4-1 配合表

	最大粒径 (mm)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m ³)	C (kg/m ³)	S (kg/m ³)	G (kg/m ³)
モルタル				342	570	1140	
コンクリート	10	50	48	172	344	830	1021

表 4-2 1 軸圧縮試験結果

	圧縮強度(MPa)	弾性係数(Gpa)	ポアソン比
モルタル	47.0	24.5	0.2
コンクリート	37.9	29.7	0.2

表 4-3 実験に使用した衝撃力の種類

衝撃力	概要
鋼球 2 種類	直径 4.8mm, 直径 11mm
アルミ飛翔体	直径 10mm, 長さ 20mm
インパルスハンマー	PCB PIEZOTRONICS 社製

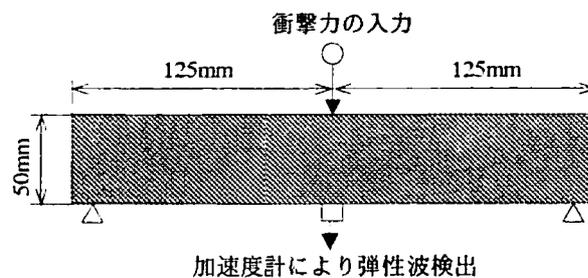


図 4-3 衝撃力を入力実験の概要

4.5 数値解析による *Lamb* 問題の解

解析においては、式(4.2)、(4.3)中のインパルス応答の $LG(t)$ を、数値解析により *Lamb* の問題を解くことにより求めた。

解析により得られたモルタル供試体での変位とその加速度スペクトルについて図 4-4 に示す。図中の矢印で示す変位の立ち上がりはモルタルでの P 波の伝播速度 $v_p=3539\text{m/s}$ と S 波の伝播速度 $v_s=2167\text{m/s}$ が厚さ 50mm を伝播した時間を示している。図 4-4 に示す加速度スペクトルが式(4.3)中の $LG(f)$ となる。

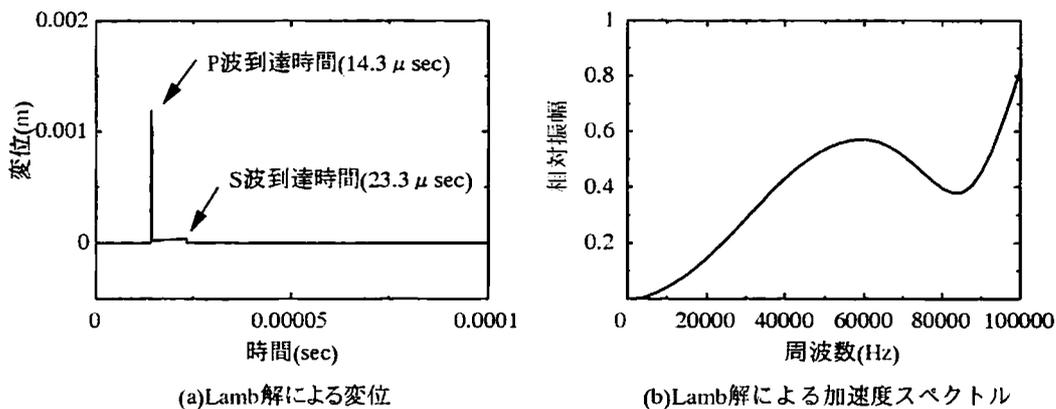


図 4-4 モルタル供試体の *Lamb* 解による変位と加速度スペクトル

同様に、解析により得られたコンクリート供試体での変位とその加速度スペクトルについて図 4-5 に示す。コンクリートの P 波の伝播速度 $v_p=3591\text{m/s}$, S 波の伝播速度 $v_s=2199\text{m/s}$ であり、ポアソン比は 0.2 であった。また、コンクリート供試体の厚さの実測値が 52.1mm とモルタル供試体より厚く、これらの値を解析に用いている。そのため変位の立ち上がり時間はモルタルのものより若干遅くなっている。

加速度スペクトルについては、ほぼモルタルのものと同様であった。これは、周波数スペクトルが、変位の立ち上がりの勾配によりその周波数成分が決定されるためであり、モルタルおよびコンクリート供試体の変位の立ち上がりの勾配が等しいことが分かる。

RC 供試体においては、予備試験の結果、P 波の波速はコンクリートと同じであったので、その解析結果は図 4-6 に示す通り図 4-5 と同じとなる。

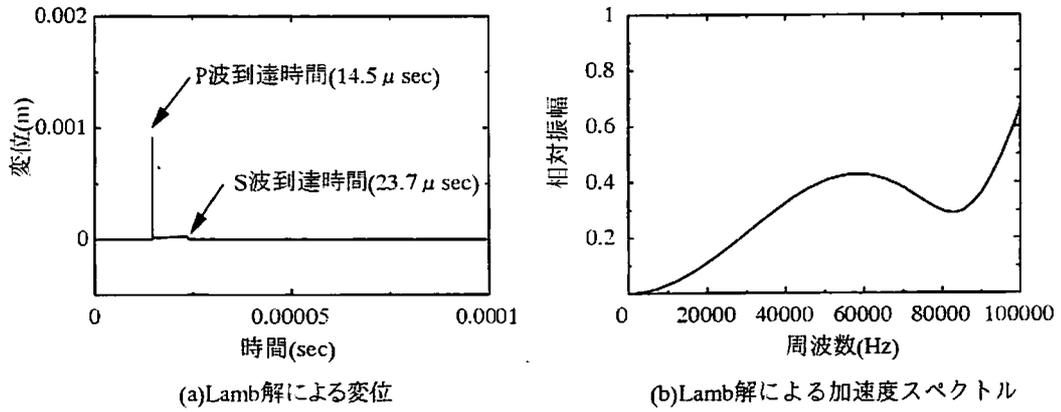


図 4-5 コンクリート供試体の Lamb 解による変位と加速度スペクトル

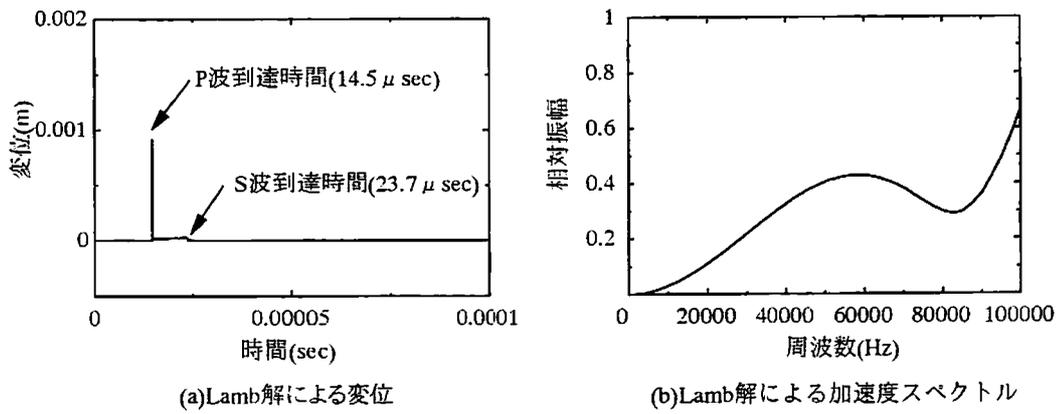


図 4-6 RC 供試体の Lamb 解による変位と加速度スペクトル

4. 6 板状供試体の2次元BEM解析

実験に使用した板状供試体の弾性挙動を、周波数領域における定常波動問題としてBEM解析を行った。供試体の境界を12.5mm間隔に分割した解析モデルを図4-7、6.25mm間隔に分割した解析モデルを図4-8に示す。解析に使用したパラメータは表4-2の通りである。ただし、BEM解析においては、解析対象は一様な等方弾性体と考えている。よってRC供試体の鉄筋の影響を解析に反映させることは出来ないため、ここではモルタルとコンクリートの比較のみ行った。

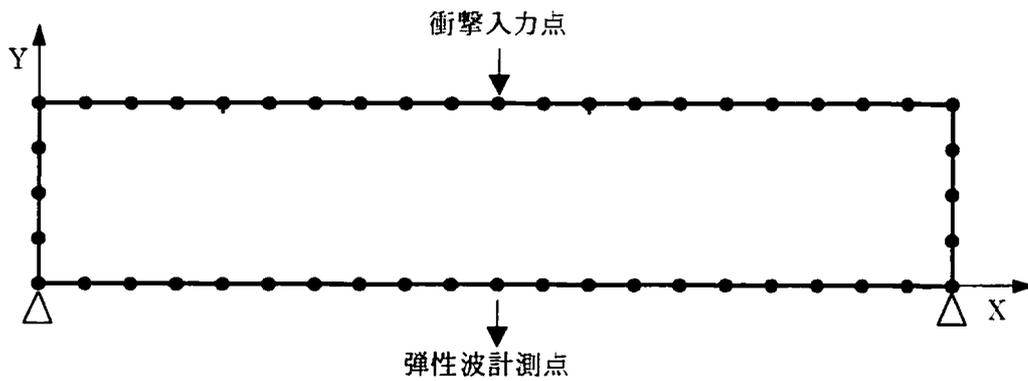


図4-7 12.5mm間隔に分割した解析モデル

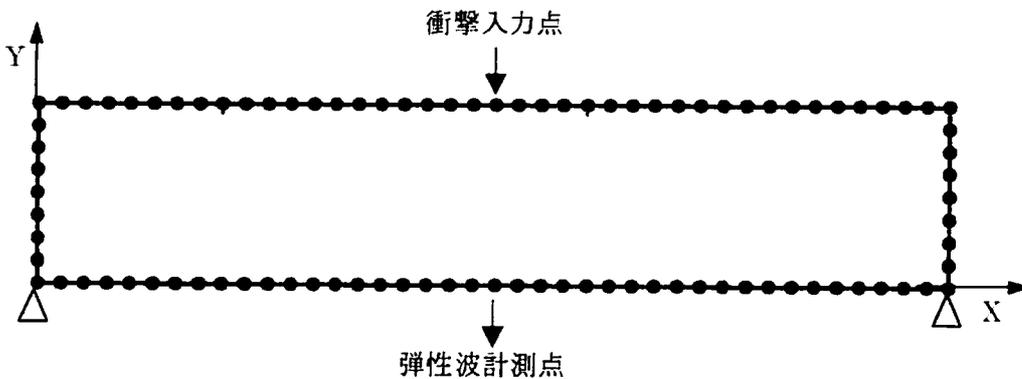


図4-8 6.25mm間隔に分割した解析モデル

図4-7, 図4-8のモデルを用いたBEM解析によるモルタル供試体での周波数スペクトルの結果を図4-9に示す。BEM解析で得られるのは変位スペクトルであるが、ここでは加速度スペクトルに変換して表している。

図4-9より、どちらのスペクトルにも共通して矢印の位置にピーク周波数が見られる。供試体の厚さに対する共振周波数を f_T 、板厚を T 、P波の伝播速度を v_p とすると $f_T = \frac{v_p}{2T}$ と表すことができる。この供試体の場合、板厚が0.05m、P波の伝播速度が予備試験より3539m/sであるので $f_T = 35\text{kHz}$ となる。この板厚による共振周波数 $f_T = 35\text{kHz}$ と図中の矢印の位置とがほぼ一致しており、厚さによる共振の影響が解析に現われている。

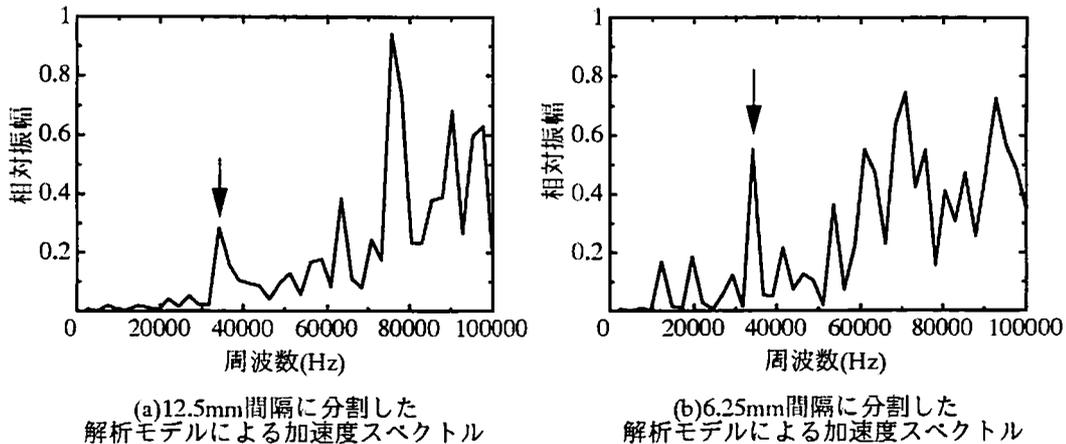


図4-9 モルタル供試体のBEM解析による加速度スペクトル

コンクリート供試体のBEM解析による加速度スペクトルを図4-10に示す。モルタル供試体の結果と比較してもほぼ同様の周波数スペクトルが得られており、モルタル供試体の結果と同様に厚さによる共振の影響が解析に現われている。

次に、図4-4のLamb解の周波数スペクトルと図4-9のモルタル供試体のBEM解析の周波数スペクトルを比較したものを図4-11に示す。この結果より、6.25mmに分割したBEMモデルより求められた周波数スペクトルの結果とLamb解の周波数スペクトルは、完全な一致は見られないが、双方の結果に周波数が上昇するにつれて相対振幅が上昇する点では共通している。

Lamb 解による周波数スペクトルでは半無限弾性体での問題として解析するため板厚による共振の影響は含まれない。しかし、実験で使用するモデル供試体は有限であり、実際の供試体の挙動では BEM 解析に見られる板厚による共振ピークが発生していることが考えられる。

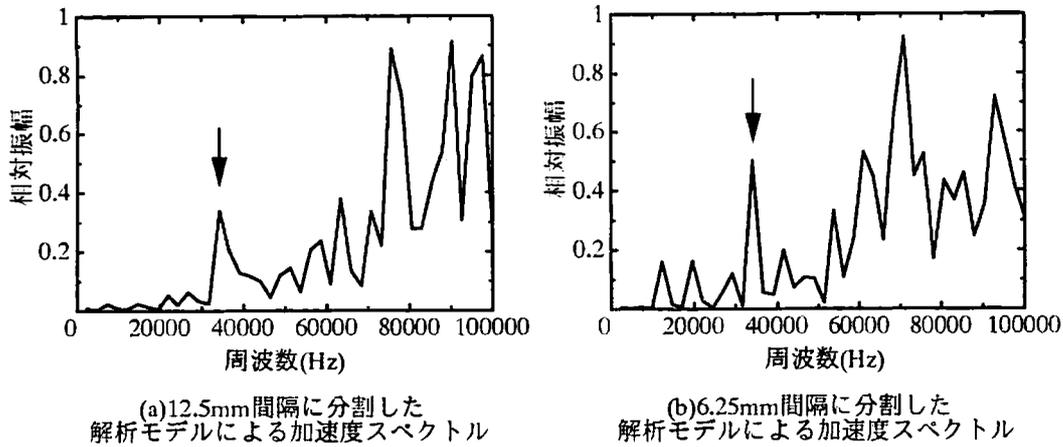


図4-10 コンクリート供試体の BEM 解析による加速度スペクトル

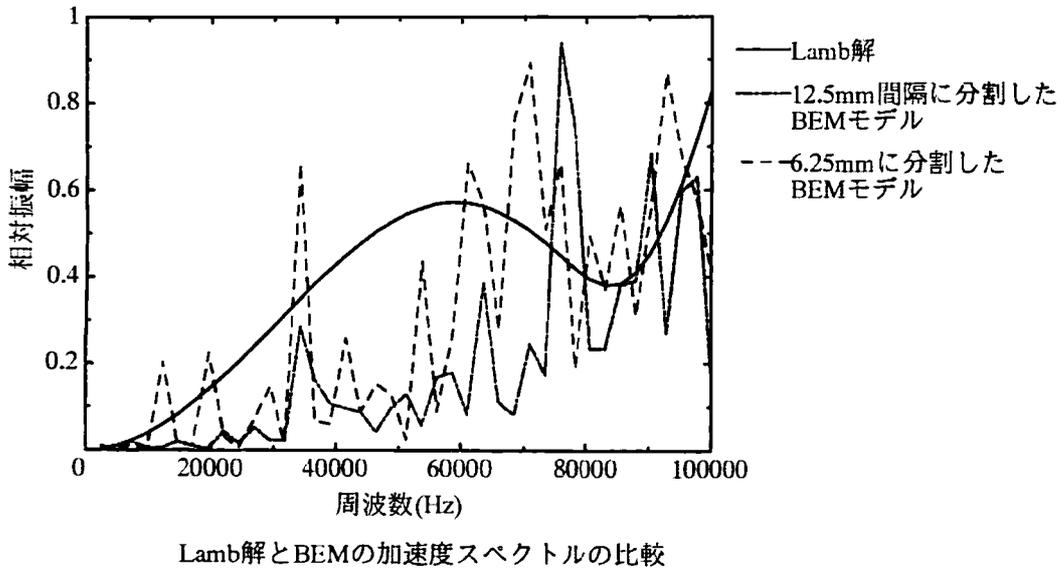


図4-11 Lamb 解と BEM 解析の周波数数スペクトルの比較

4.7 逆合成積

4.7.1 インパクトハンマーによる検証

式(4.3)で示した衝撃力の周波数成分の求め方を検証するために、表4-3に示すインパクトハンマーを用いて図4-3に示すような衝撃試験を実施した。そして、インパクトハンマーのヘッド部に埋め込まれた加速度センサーにより直接計測した弾性波をFFT（高速フーリエ変換）処理した周波数スペクトルと、板状供試体に設置した加速度計により計測した弾性波をFFT処理しLamb解で逆合成積した周波数スペクトルとを比較した。ハンマーのヘッド部の計測より得られた周波数スペクトルは、理論的にはインパクトハンマーによる衝撃力の周波数成分を直接計測している。よって、この周波数スペクトルと、式(4.3)の逆合成積に基づき求められる周波数スペクトルは理論的には一致するはずである。計測条件はサンプリングタイム $\Delta t=0.1\mu\text{sec}$ 、サンプル数 $N=4096$ であり、スペクトル分析可能な上限周波数のNyquist周波数は5MHz、基本周波数 Δf は約2441.41Hzとなる。

モルタル供試体においてインパクトハンマー内部の計測による周波数スペクトルと、逆合成積により求めた周波数スペクトルを図4-12に示す。

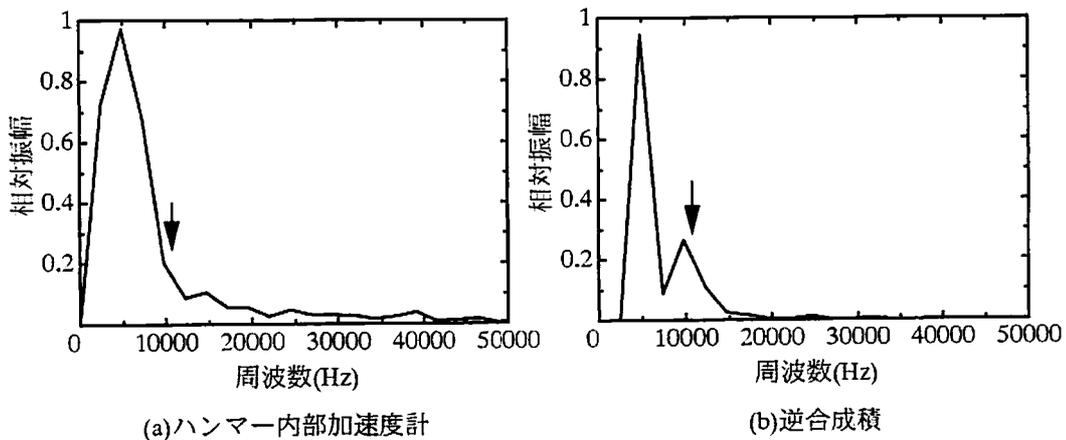


図4-12 ハンマー内部加速度計による周波数スペクトルと逆合成積による周波数スペクトルの比較

2つを比較すると、衝撃の持つ上限周波数は矢印に示す約 10kHz でほぼ一致している。逆合成積演算の過程での数値誤差を考慮すれば周波数スペクトルはよく一致しているといえ、逆合成積により衝撃の周波数成分を求める手法の妥当性が実証された。

4.7.2 鋼球落下試験による検証

周波数理論によれば、鋼球落下試験において、鋼球落下による衝撃力は接触時間 T_c を持つ。この接触時間は式(4.8)のように表される⁸⁾。

$$T_c = \frac{5.97 \{ \rho (\delta_p + \delta_s) \}^{0.4} R}{H^{0.1}} \quad (4.8)$$

ただし

$$\delta_p = \frac{1 - \nu_p^2}{\pi E_p} \quad , \quad \delta_s = \frac{1 - \nu_s^2}{\pi E_s}$$

ρ は鋼球の密度(kg/m³)、 R は鋼球の半径(m)、 H は落下高さ(m)、 ν_p および E_p は落下面材料のポアソン比と弾性係数(Pa)で、 ν_s および E_s は鋼球のポアソン比と弾性係数(Pa)である。

このとき、鋼球落下による衝撃力は、近似的に接触時間 T_c をもつ sin 関数あるいは sin⁴ 関数として仮定することができる。そのスペクトル分析により、鋼球の持つ上限周波数 f_{\max} は式(4.9)のように表されるとされている⁹⁾。

$$f_{\max} = \frac{1.25}{T_c} \quad (4.9)$$

そこで、直径 4.8mm を高さ 0.1m から落下させる鋼球落下試験を図 4-3 のように行った。この場合、鋼球の密度 $\rho = 7781$ (kg/m³)、鋼球の半径 $R = 0.0024$ (m)、 H は落下高さ(m)、ポアソン比と弾性係数は $\nu_s = 0.3$ および $E_s = 205.8$ (Gpa) である。また、落下面材料のポアソン比と弾性係数(Pa)の ν_p および E_p は表 4-2 の値を使用した。その結果、接触時間 $T_c = 29.4 \mu\text{sec}$ 、上限周波数は $f_{\max} = 42.5$ kHz となる。

モルタル供試体における計測波形の周波数スペクトルを *Lamb* 解で逆合成積した周波数スペクトルと理論波形をパルス形状が正弦波であると仮定し、 \sin 関数および \sin^4 関数でモデル化したものの周波数スペクトルの比較を図4-13に示す。

図中の矢印で $f_{\max}=42.5\text{kHz}$ を示す。逆合成積した周波数スペクトルはスムージングを施していないため離散的であるが、 \sin 関数の周波数スペクトルと上限周波数がほぼ一致し、かつ、全体的な形状もおおよそ一致している。このことから、逆合成積によって衝撃力の周波数成分を決定する手法が有効であることが確認された。

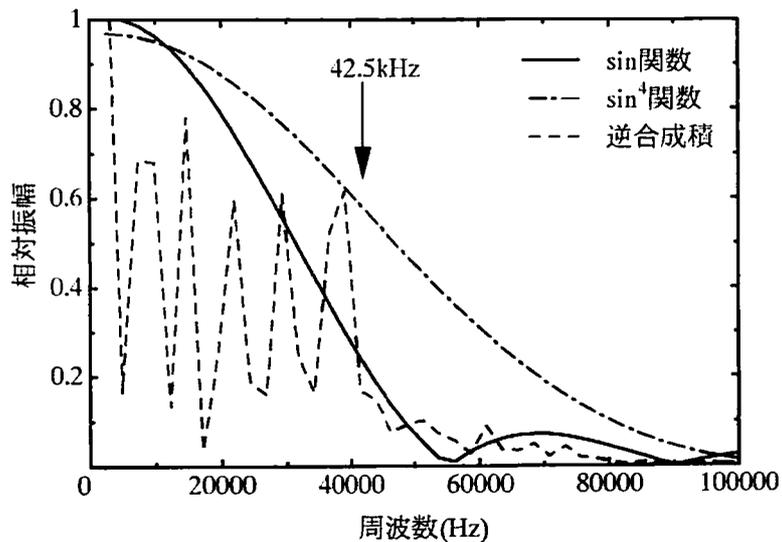


図 4-13 鋼球 4.8mm を使用したインパクトとしての周波数スペクトルと逆合成積より求められた周波数スペクトルの比較

4.8 Lamb 解による衝撃力の周波数成分

4.8.1 モルタル供試体での結果

表4-3に示す衝撃力を用いた図4-3に示す衝撃実験により得られたモルタル供試体での加速度計による波形および計測波形をFFT処理した周波数スペクトルをそれぞれ図4-14, 図4-15に示す。

図4-14より, 各衝撃力による波形を比較すると, インパクトハンマーによる衝撃入力の波形がもっとも周期が長くなっている。これは, インパクトハンマーを使用した際, 接触時間が長くなり入力周波数の上限が低くなっているためと考えられる。また, 供試体の寸法が小さいために波形の後半部は反射の影響による波形の乱れが生じているがそれを含めてFFT処理している。

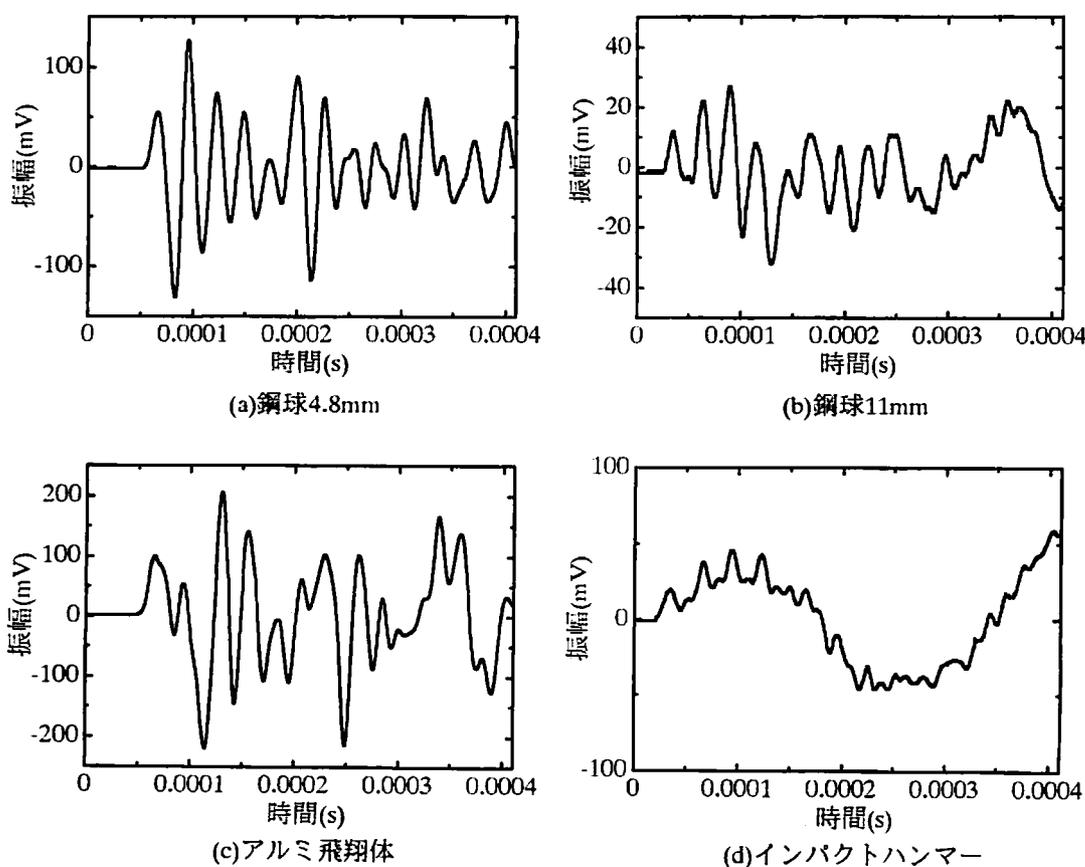


図4-14 モルタル供試体で得られた各衝撃力による計測波形

図4-14に示す波形をFFT処理し、周波数スペクトルを求めたものを図4-15に示す。図4-15の結果のみでは、それぞれの結果の特徴がそれほど明確ではなく、衝撃力の持つ上限周波数を算定することは難しいといえる。これは、図4-15に示す実験計測により得られた周波数スペクトルは式(4.2)のU(t)であるため、図4-15の周波数スペクトルは衝撃力の周波数成分のそのものを表していないためである。また、30~40kHzに見られる突出したピークは、P波の伝播速度と供試体の板厚により求めた共振周波数 $f_r = 35kHz$ とほぼ一致しており、供試体の板厚によるピーク周波数の影響であると考えられる。

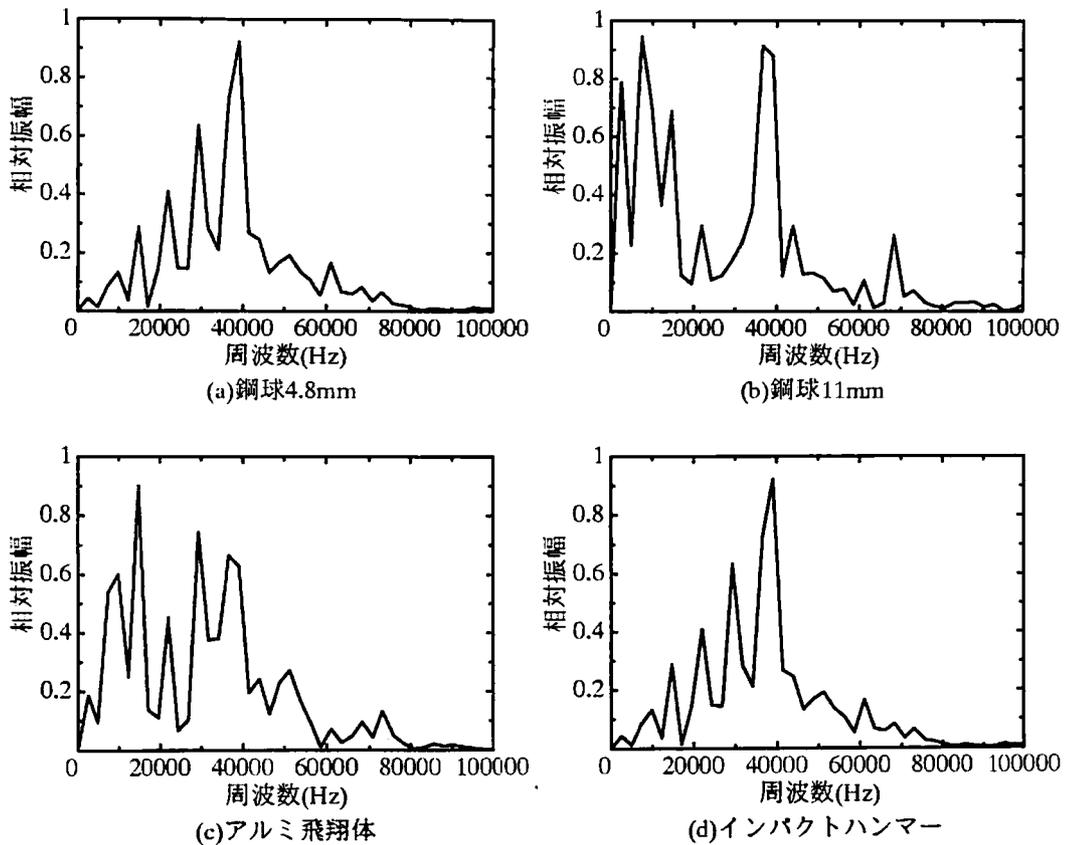


図4-15 モルタル供試体で得られた各衝撃力による計測波形の周波数スペクトル

次に、式(4.3)に従い、図4-15に示す計測波形の周波数スペクトルを、図4-4の(b)に示す数値解析により求めたモルタル供試体のLamb解によるインパルス応答のLG(t)の周波数スペクトルで逆合成積した。その結果を図4-16に示す。図4-16に示す周波数スペクトルは式(4.3)のF(f)であり、衝撃力の周波数成分を示している。

式(4.8)、(4.9)より、鋼球4.8mmでは接触時間および上限周波数はそれぞれ $T_c=29.4\mu\text{sec}$ 、 $f_{\text{max}}=42.5\text{kHz}$ となり、鋼球11mmでは、接触時間 $T_c=67.4\mu\text{sec}$ 、上限周波数は $f_{\text{max}}=18.5\text{kHz}$ となる。図4-16の鋼球4.8mmと11mmの周波数スペクトルの上限周波数はこれらとほぼ一致しており、鋼球による衝撃力の持つ上限周波数を逆解析の手法により明らかにすることができた。また、アルミ飛翔体による衝撃入力の上限周波数は約30~40kHz、インパクトハンマーによる衝撃入力の上限周波数は10kHz未満であることが確認された。

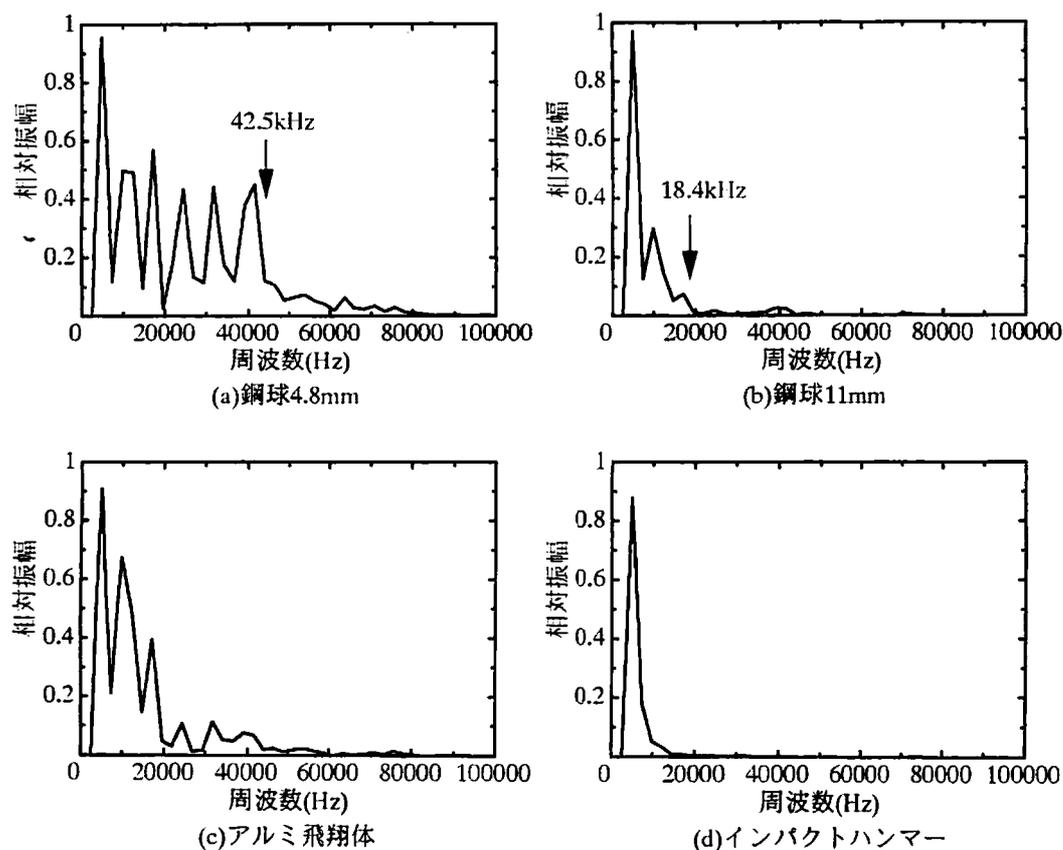


図4-16 モルタル供試体のLamb解による逆合成積より求められた衝撃力の持つ周波数成分

4. 8. 2 コンクリート供試体での結果

表4-3に示す衝撃力を用いた図4-3に示す衝撃実験により得られたコンクリート供試体での加速度計による波形および計測波形をFFT処理した周波数スペクトルをそれぞれ図4-17, 図4-18に示す.

図4-17の結果より, モルタル供試体により得られた結果を示している図4-14と同様, インパクトハンマーの衝撃入力の波形がもっとも周期が長くなっていることが確認された.

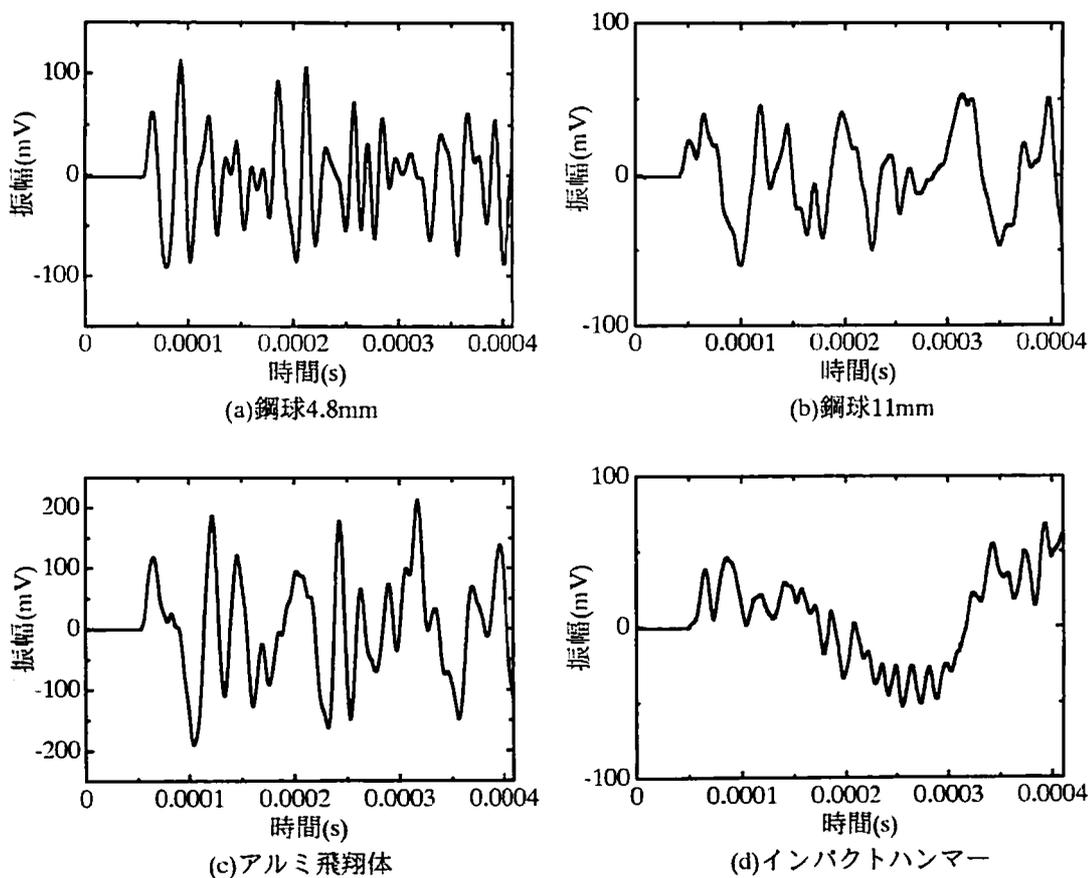


図4-17 コンクリート供試体で得られた各衝撃力による計測波形

図4-17に示す波形をFFT処理し、周波数スペクトルを求めたものを図4-18に示す。モルタル供試体での結果の図4-15と同様に、図4-18の結果は式(4.2)の $U(f)$ であり、衝撃力の周波数成分のそのものを表していない。よって、図4-18ではそれぞれ衝撃力の周波数成分が特徴がそれほど明確ではなく、これより衝撃力の持つ上限周波数を算定することは難しいといえる。また、30~40kHzに見られる突出したピークは、P波の伝播速度と供試体の板厚により求めた共振周波数 $f_r = 35\text{kHz}$ とほぼ一致しており、供試体の板厚によるピーク周波数の影響であると考えられる。

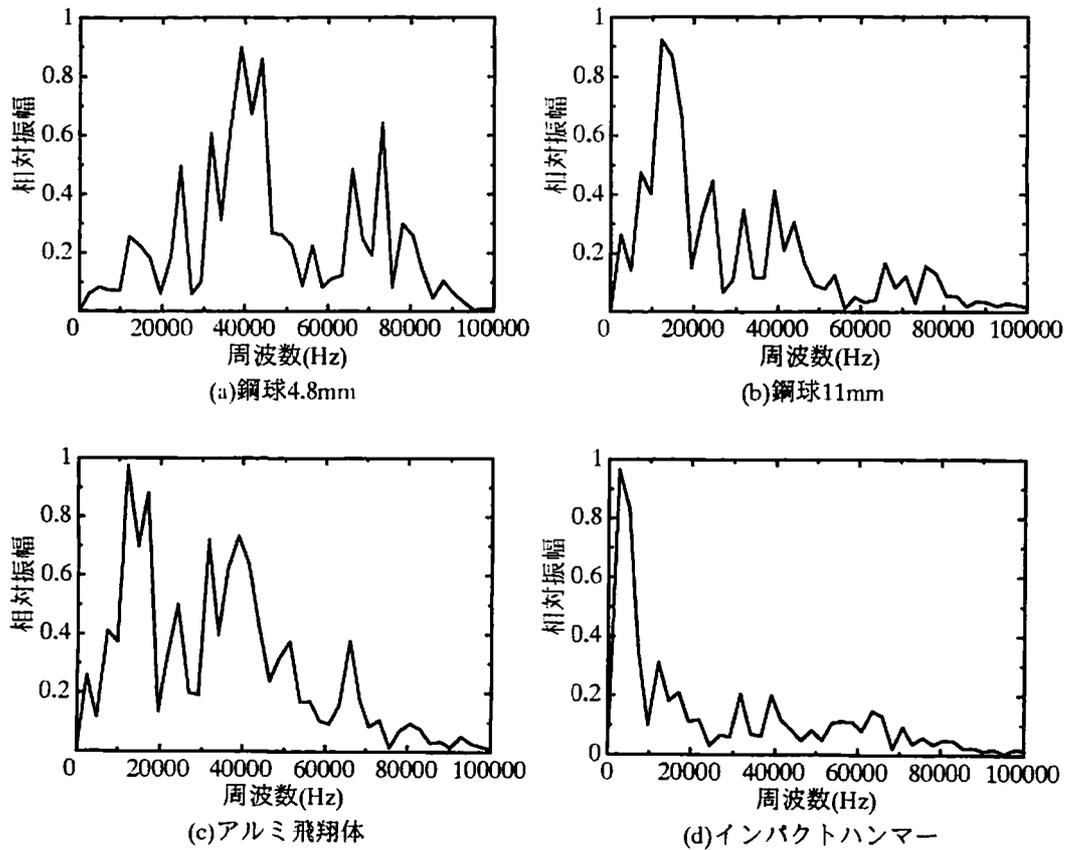


図4-18 コンクリート供試体で得られた各衝撃力による計測波形の周波数スペクトル

次に、式(4.3)に従い、図4-18に示す計測波形の周波数スペクトルを、図4-5の(b)に示す数値解析により求めたコンクリート供試体のLamb解によるインパルス応答のLG(t)の周波数スペクトルで逆合成積し、衝撃力の周波数成分F(f)を求めた。その結果を図4-19に示す。

図4-19より、モルタル供試体での結果の図4-16と同様に、衝撃力の持つ上限周波数を求めることができた。図4-19と図4-16とを比較すると、どの衝撃力の場合においても衝撃力の持つ上限周波数は図4-19に示すコンクリート供試体での結果のほうが若干高く評価されている。これは、コンクリートの弾性係数がモルタルより大きく、そのため接触時間が短くなり、上限周波数が高くなったためと考えられる。

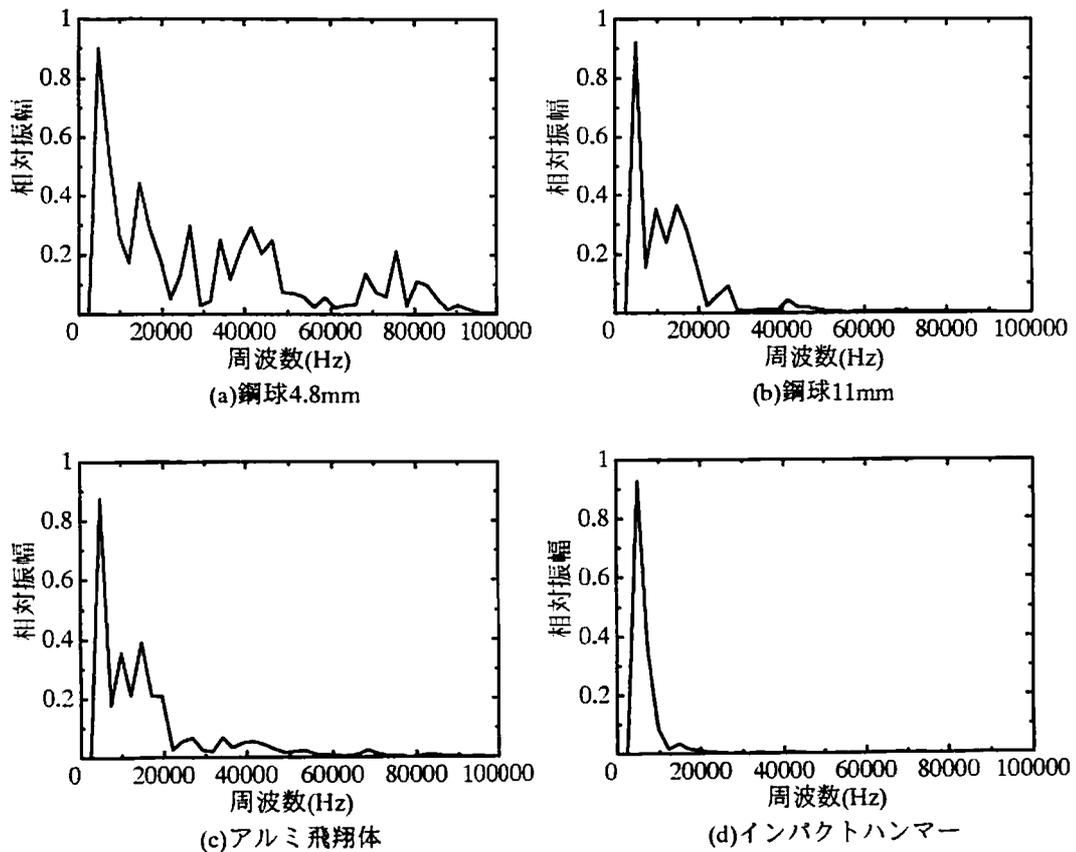


図4-19 コンクリート供試体のLamb解による逆合成積より求められた
衝撃力の持つ周波数スペクトル

4. 8. 3 RC 供試体での結果

表 4-3 に示す衝撃力を用いた図 4-3 に示す衝撃実験により得られた RC 供試体での加速度計による波形および計測波形を FFT 処理した周波数スペクトルをそれぞれ図 4-20, 図 4-21 に示す。

図 4-20 に示す計測波形より, 各衝撃力の結果は, モルタルおよびコンクリート供試体で得られた計測波形とほぼ同様であった。また, 図 4-21 に示す周波数スペクトルのみからは, モルタルおよびコンクリート供試体の結果と同様, 板厚によるピーク周波数は見られるが衝撃力の周波数成分を明らかにすることはやはり困難であった。

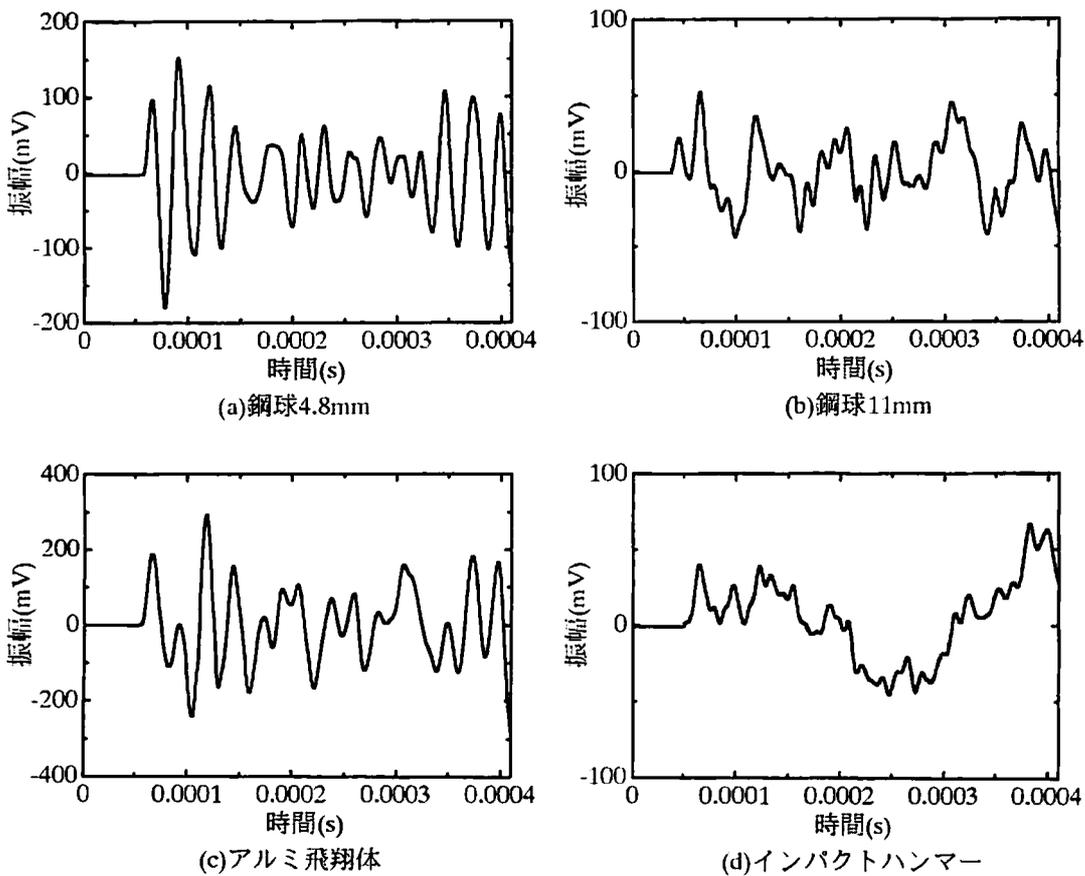


図 4-20 RC 供試体で得られた各衝撃力による計測波形

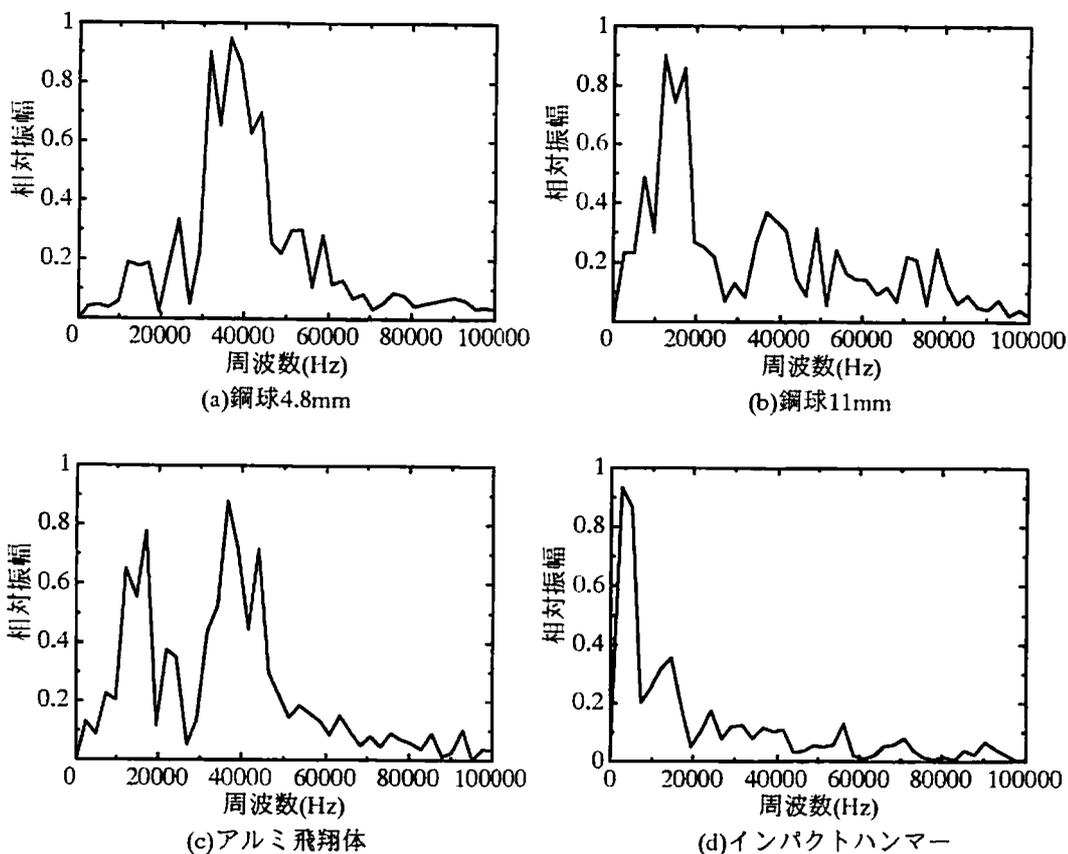


図4-21 RC 供試体で得られた各衝撃力による計測波形の周波数スペクトル

次に、式(4.3)に従い、図4-21の計測波形の周波数スペクトルを、図4-6の(b)に示す数値解析により求めたRC 供試体の *Lamb* 解によるインパルス応答の $LG(f)$ の周波数スペクトルで逆合成積した。その結果を図4-22に示す。

図4-22より、実線で示すRC 供試体の結果と破線で示すコンクリート供試体の結果とを比較しても、ほとんど差異は見られなかった。このことは、衝撃力の上限周波数を決定する接触時間は接触するもの同士の物性値で決まるため、供試体内部の鉄筋が与える影響は小さいことを示している。しかし、数値解析による *Lamb* 解の $LG(f)$ が、供試体を伝わる弾性波のP波の波速がコンクリート供試体とRC 供試体で同じであるため、図4-5(b)および図4-6(b)に示すようにコンクリート供試体とRC 供試体で同じであり、鉄筋の影響を

評価できていない可能性がある。さらに、実験供試体では1種類の配筋状態の供試体しか試験しておらず、配筋が変われば鉄筋の影響が出てくる可能性が考えられる。

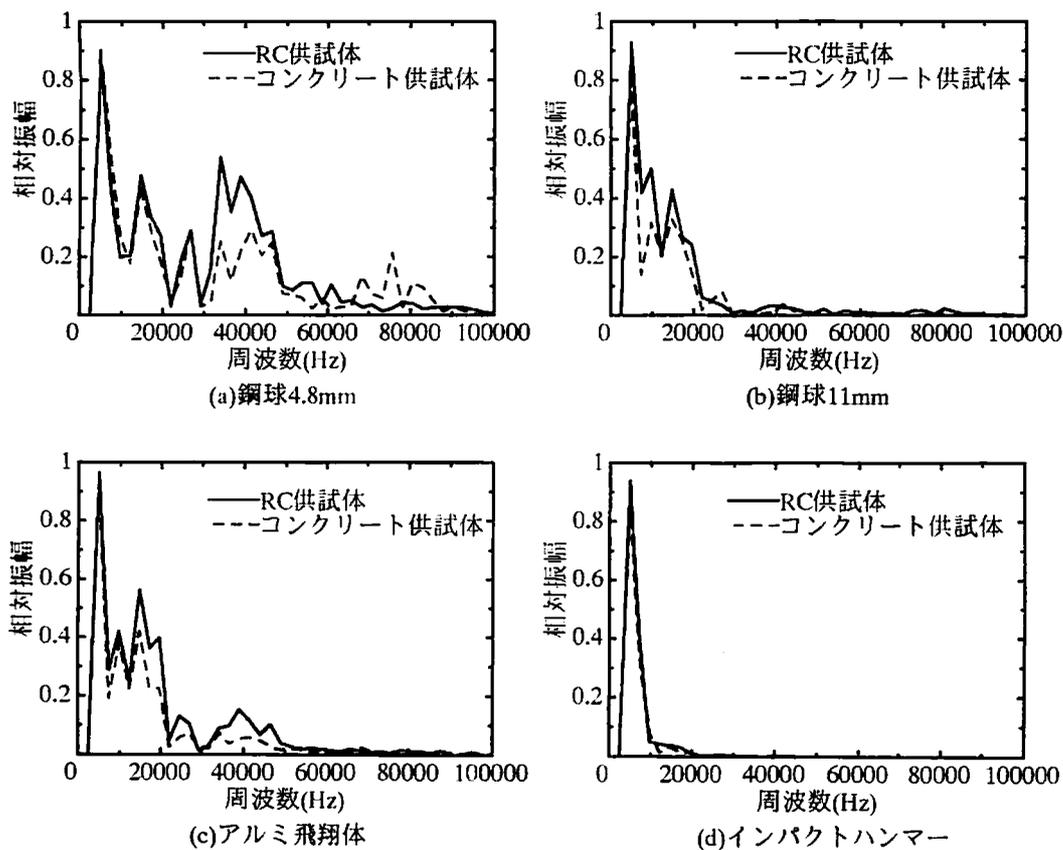


図4-22 RC供試体のLamb解による逆合成積より求められた衝撃力の持つ周波数スペクトル

4.9 BEM解析による衝撃力の周波数成分

4.9.1 モルタル供試体での結果

式(4.3)に従い、図4-9に示すBEM解析により求めた板状のモルタル供試体の周波数スペクトルを $LG(f)$ 、図4-15に示すモルタル供試体における計測波形の周波数スペクトルを $U(f)$ として、入力周波数のもつ周波数スペクトル $F(f)$ を求める逆合成積を行った。図4-9に示すBEM解析の12.5mm間隔に分割した解析モデルにより求めた周波数スペクトルによる逆合成積の結果得られた波数スペクトルを図4-23に、6.25mm間隔に分割した解析モデルにより求めた周波数スペクトルによる逆合成積の結果得られた波数スペクトルを図4-24に示す。

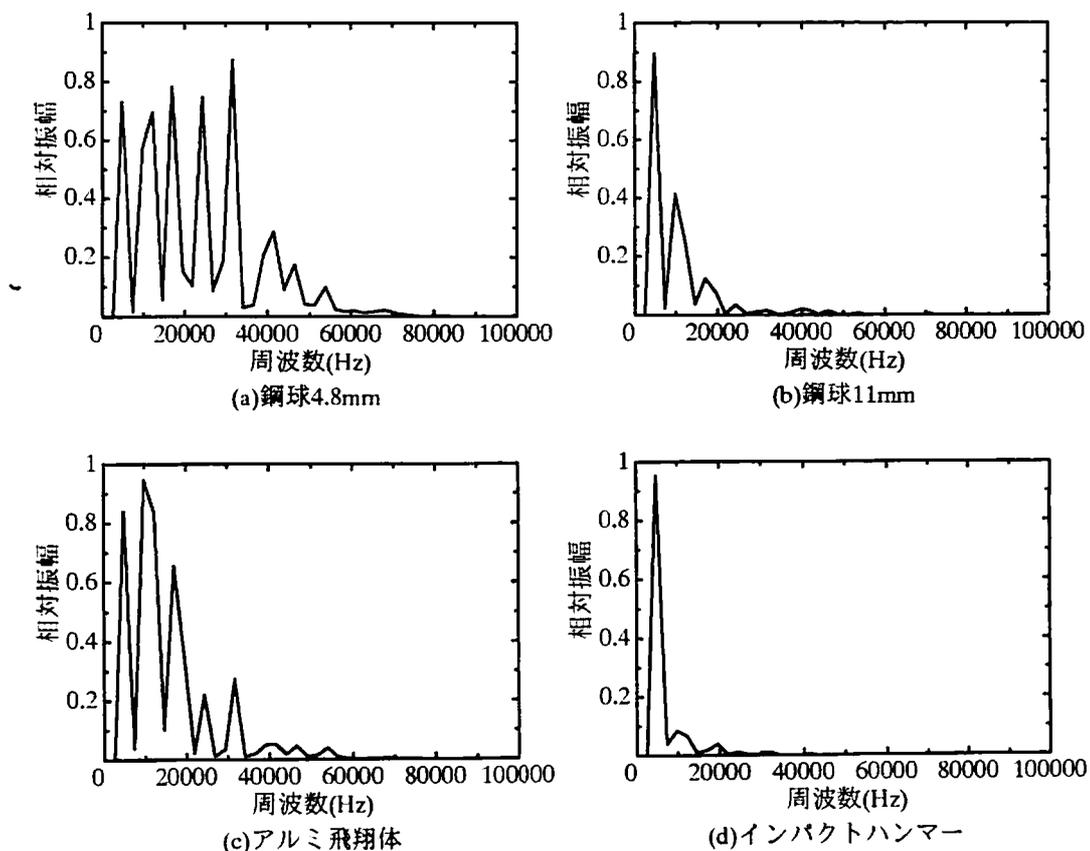


図4-23 モルタル供試体を12.5mm間隔に分割した解析モデルによる逆合成積で得られた周波数スペクトル

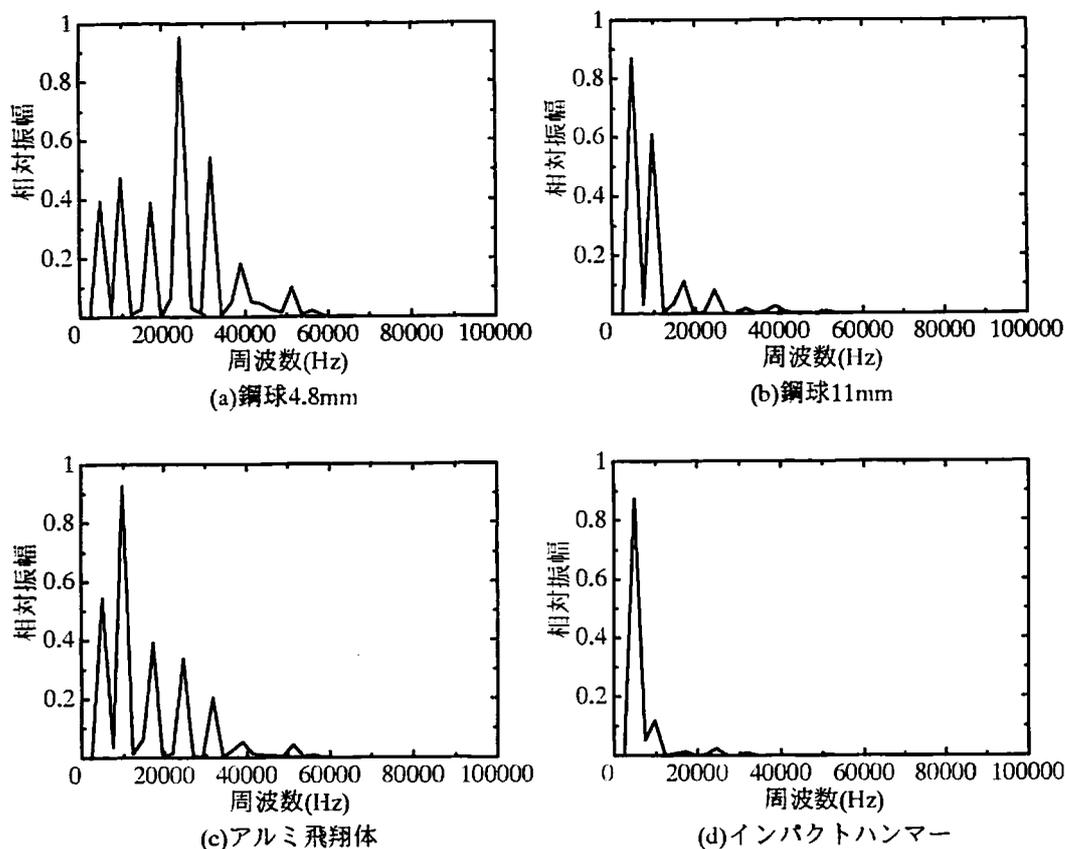


図 4-24 モルタル供試体を 6.25mm 間隔に分割した解析モデルによる逆合成積で得られた周波数スペクトル

図 4-23 の結果より、各衝撃力の上限周波数は、鋼球 4.8mm では 45kHz、鋼球 11mm では 20kHz、アルミ飛翔体では 40kHz、インパクトハンマーでは 10kHz 程度であることが明らかとなった。図 4-24 の結果においても、鋼球 4.8mm で若干周波数のピーク位置に違いがあるものの、衝撃の持つ上限周波数は図 4-23 の結果と同様のものが得られてた。

また、図 4-23 および図 4-24 の結果を、図 4-15 の *Lamb* 解を用いた逆合成積による周波数スペクトルの結果と比較すると、各衝撃入力に対してのほぼ同様の上限周波数の結果である。これより、今回の実験供試体を用いた場合、BEM 解析を用いた逆合成積による衝撃力の上限周波数を算定することの有効性が実証された。

4.9.2 コンクリート供試体での結果

次にモルタル供試体と同様にコンクリート供試体でも式(4.3)に従い，図4-10に示すBEM解析により求めた板状のコンクリート供試体の周波数スペクトルを $LG(f)$ ，図4-18に示すコンクリート供試体における計測波形の周波数スペクトルを $U(f)$ として，入力周波数のもつ周波数スペクトル $F(f)$ を求める逆合成積を行った．図4-10に示すBEM解析の12.5mm間隔に分割した解析モデルにより求めた周波数スペクトルによる逆合成積の結果得られた波数スペクトルを図4-25に，6.25mm間隔に分割した解析モデルにより求めた周波数スペクトルによる逆合成積の結果得られた波数スペクトルを図4-26に示す．

図4-25の結果の周波数スペクトルは図4-26の結果に比べて周波数スペクトルの特性に突出したピークが現われており，周波数成分が検出されていない．

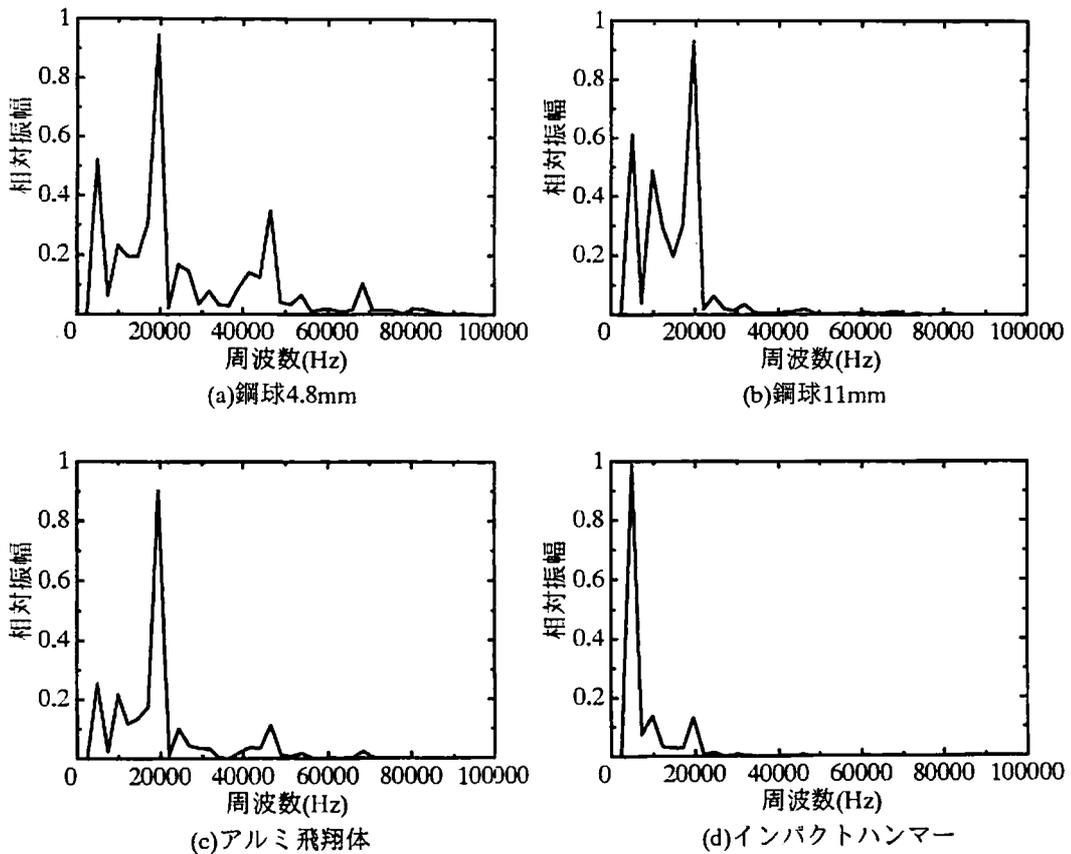


図4-25 コンクリート供試体を12.5mm間隔に分割した解析モデルによる逆合成積で得られた周波数スペクトル

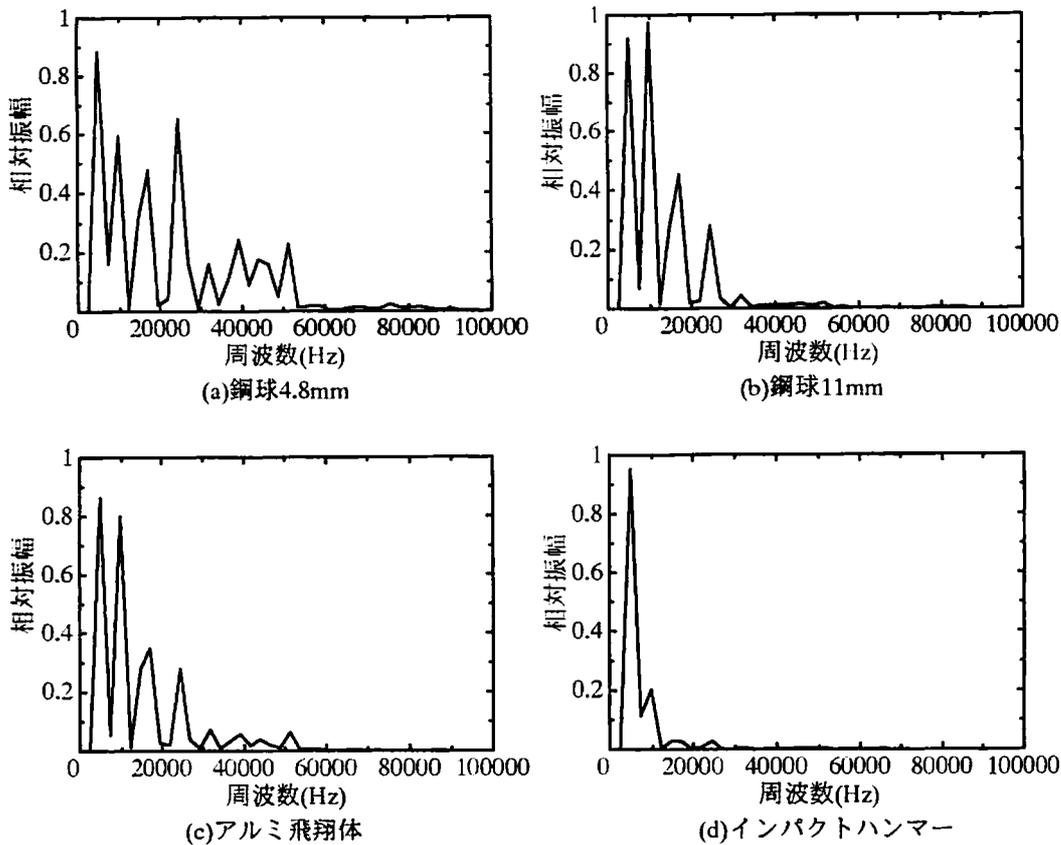


図 4-26 コンクリート供試体を 6.25mm 間隔に分割した
解析モデルによる逆合成積で得られた周波数スペクトル

図 4-26 に示す逆解析による周波数スペクトルは、図 4-23 および図 4-24 に示す周波数スペクトルと比較してほぼ同様の周波数成分を持つ結果が得られた。このことより今回の実験の解析および逆解析による衝撃力の上限周波数の算定には、BEM モデルの分割数が小さい 6.25mm 間隔に分割した解析モデルのほうが適しているといえる。これは、BEM 解析のモデルの分割数の影響で、BEM 解析により得られたコンクリート供試体のもつ周波数成分が異なるためである。ここで P 波の波長 λ について考察する。予備試験の結果よりモルタルの P 波の伝播速度 v_p は 3539m/s であり、衝撃力の周波数 f が 10 ~ 45kHz の場合、P 波の波長は $\lambda = v_p / f$ であるので $\lambda = 350 \sim 70\text{mm}$ となる。BEM モデルの分割は 6.25, 12.5mm であるので波長に対して BEM 解析モデルの分割数は十分と考えられる。

4.9.3 RC 供試体での結果

次にモルタルおよびコンクリート供試体と同様に鉄筋コンクリート供試体でも式(4.3)に従い、逆合成積の処理を行った。ただし、BEM 解析においては、解析対象を等方弾性体として解くため鉄筋の影響を考慮することができない。そこで、RC 供試体の BEM 解析による周波数スペクトルは、図 4-10 に示す BEM 解析により求めた板状のコンクリート供試体の周波数スペクトルと同様とし、これを $LG(f)$ 、図 4-23 に示す RC 供試体における計測波形の周波数スペクトルを $U(f)$ として、入力周波数のもつ周波数スペクトル $F(f)$ を求める逆合成積を行った。図 4-10 に示す BEM 解析の 12.5mm 間隔に分割した解析モデルにより求めた周波数スペクトルによる逆合成積の結果得られた波数スペクトルを図 4-27 に、6.25mm 間隔に分割した解析モデルにより求めた周波数スペクトルによる逆合成積の結果得られた波数スペクトルを図 4-28 に示す。

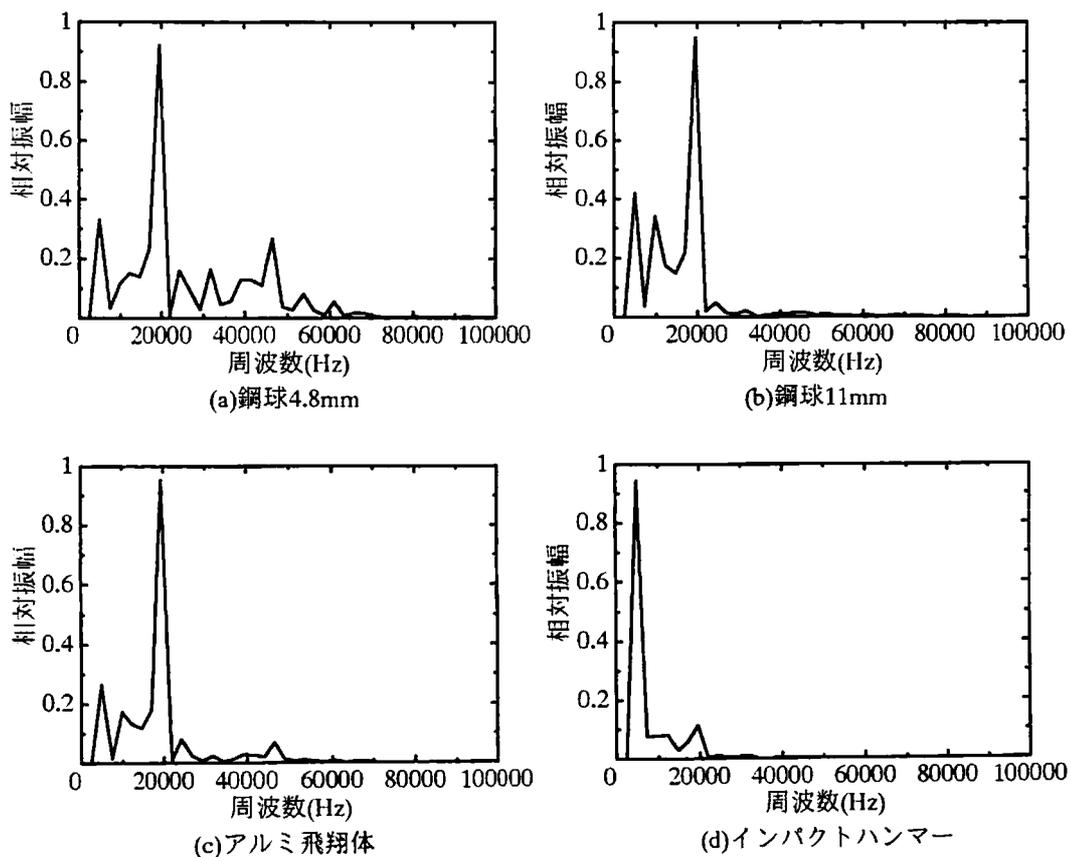


図 4-27 RC 供試体を 12.5mm 間隔に分割した解析モデルによる逆合成積で得られた周波数スペクトル

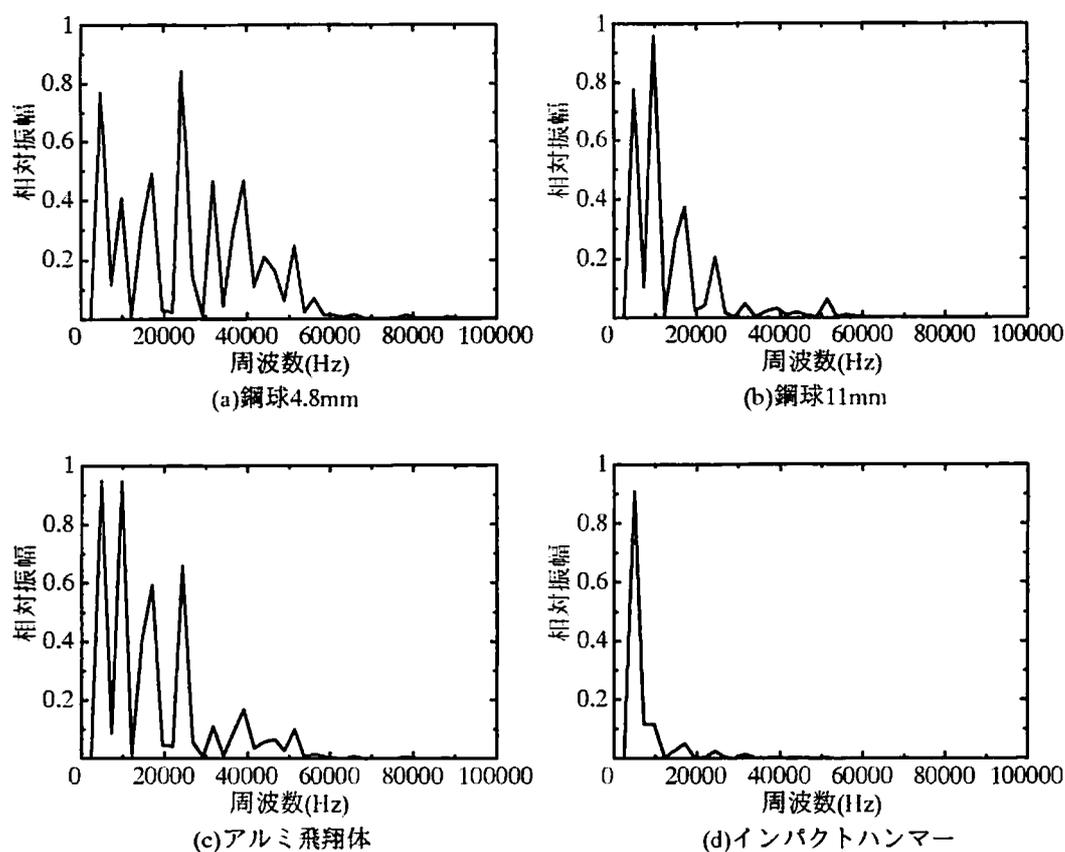


図4-28 RC供試体を6.25mm間隔に分割した解析モデルによる逆合成積で得られた周波数スペクトル

図4-27と図4-28の結果を比較すると、コンクリート供試体での結果と同様に6.25mm間隔に分割した解析モデルの結果が衝撃力の上限周波数の算定に適しているといえる。また、RC供試体での図4-28とコンクリート供試体での図4-26の結果を比較すると、差違はほとんど見られない。このことは、4.8.3のLamb解による逆合成積による結果と同じく、衝撃力の上限周波数を決定する接触時間が衝突するもの同士の材質で決まるため、供試体内部の鉄筋が与える影響は小さいことを示している。しかし、BEM解析では、内部鉄筋の影響を解析結果に反映することができないため、鉄筋の影響を過小評価している可能性がある。

4. 10 第4章のまとめ

本章では、衝撃力の周波数成分を、実験により得られた周波数スペクトルと数値解析により求めた板状供試体の応答特性を示す周波数スペクトルとを用いた周波数領域での逆合成積により明らかにする手法を提案し、実際に様々な衝撃力の周波数成分を明らかにすることを試みた。その結果、次のような結論が得られた。

- (1) インパクトハンマーのヘッド部に埋め込まれた加速度センサーにより直接計測した弾性波を FFT (高速フーリエ変換) 処理した周波数スペクトルと、板状供試体に設置した加速度計により計測した弾性波を FFT 処理した周波数スペクトルを *Lamb* の問題の解の周波数スペクトルで逆合成積をした周波数スペクトルを比較した。その結果、衝撃の持つ上限周波数は約 10kHz で一致しており、逆合成積により衝撃力の周波数成分を求める手法の妥当性が実証された。
- (2) 鋼球落下による計測波形の周波数スペクトルを *Lamb* 解で逆合成積した周波数スペクトルと近似波形の \sin 関数および \sin^4 関数の周波数スペクトルの比較した。逆合成積した周波数スペクトルと \sin 関数の周波数スペクトルは、上限周波数がほぼ一致しており、逆合成積によって衝撃力の周波数成分を決定する手法が有効であることが確認された。
- (3) 鋼球落下による計測波形の周波数スペクトルを、*Lamb* 解による周波数スペクトルで逆合成積を行った。その結果、鋼球 4.8mm と 11mm の周波数スペクトルの上限周波数は理論式より求められる結果とほぼ一致しており、鋼球による衝撃入力の持つ上限周波数を逆解析の手法により明らかにすることができた。また、アルミ飛翔体による衝撃入力の上限周波数は約 30~40kHz、インパクトハンマーによる衝撃入力の上限周波数は 10kHz 未満であることが確認された。その際、モルタル、コンクリート、および RC コンクリートの 3 種類の板状供試体の違いによる影響はほとんど見られなかった。
- (4) 計測波形の周波数スペクトルを、BEM 解析により求めた板状のモルタル供試体の周波数スペクトルで逆合成積を行った。その結果、各衝撃力の上限周波数は、鋼球 4.8mm では 45kHz、鋼球 11mm では 20kHz、アルミ飛翔体では 40kHz、インパクトハンマーでは 10kHz 程度であることが明らかとなり、*Lamb* 解を用いた逆合成積による周波数スペクトルの結果と比較すると、各衝撃入力に対してのほぼ同様の上限周波

数の結果であった。これより、今回の実験供試体を用いた場合、BEM解析を用いた逆合成積による衝撃力の上限周波数を算定することの有効性が実証されたと考えられる。したがって、*Lamb* 解の適用が困難な形状の供試体でも、衝撃力の周波数成分を決定することは可能である。

第4章 参考文献

- 1) Ohtsu, M. and Ono, K.. "A Generalized Theory of Acoustic Emission and Green's Functions in a Half Space." journal of AE. Vol.3, No.1, 27-40, 1984.
- 2) 丹羽義次・小林昭一・大津政康：アコースティック・エミッション発生機構に関する考察，土木学会論文報告集，第314号，1981.10.
- 3) Lamb, H. : On the Propagation of Tremors over the Surface of an Elastic Solid, Phil. Trans. Roy. Soc. London, ser. A, Vol.203, 1904.
- 4) Pekeris, C. : The Seismic Surface Pulse, Proc. Nat. Acad. Sci., 41, 1955.
- 5) Pekeris, C. : The Seismic Buried Pulse, Proc. Nat. Acad. Ibid. 16).
- 6) Mooney H.M. : Some Numerical Solutions for Lamb's Problem, Bull. Seism. Soc. Am., Voi.64, 1974.
- 7) Johnson, L.R : Green's Function for Lamb's Problem, Geophys. J.R. astr. Soc., 37, 1974.
- 8) 白鳥雅也・楢貝 勇・岡村雄樹：軽い衝撃を受けるコンクリート部材の応答解析，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14, pp.679-684, 1992.6.
- 9) Mary J. Sansalone and William B.Streett : ImpactEcho, Bullbrier Press. Ithaca, N.Y., 1997.

第5章 コンクリート部材の高周波数挙動に関する考察

5.1 概説

1995年1月17日に発生した兵庫県南部地震とそれに伴う阪神大震災により、多くのコンクリート構造物が壊滅的被害を受けた。その中にはこれまでの地震による被害では確認されていない破壊形態のものが存在し、その一つの要因として直下型地震による衝撃的な上下動による影響が取りざたされた。震災後、土木構造物の被災状況やその原因に関する多くの調査報告が発表され^{1)~10)}、解析的および実験的研究が盛んに行われている。

地震後に各機関から発表された最大鉛直速度および加速度の記録¹¹⁾から見ると神戸気象台で最大鉛直速度 40kine(kine=cm/s)、最大鉛直加速度 332gal(gal=cm/s²)であり、六甲台町にある神戸大学では最大鉛直速度 33kine、最大鉛直加速度 426galであった。神戸海洋気象台で記録された最大水平加速度が 818galであったことから、これらの地震による上下動は水平動の約 1/2 程度の大きさであり、上下動と水平動との振動特性に大きな違いは認められなかった。これらのことから水平動が損傷および破壊を支配したとの認識が強い。しかし一方では衝撃的な上下動によると考えられる破壊があったとの見解も多くあり^{12)~23)}、コンクリート構造物の衝撃的な外力による破壊に関心が集まった²⁴⁾²⁵⁾。

また、コンクリート構造物は様々な外力を受け持つように設計され静的および動的外力が考慮される。さらに衝撃的な荷重として自動車の衝突やなども考えられる。衝撃的な荷重が作用する構造物の一つに落石防止柵²⁶⁾や防護柵²⁷⁾がある。

そこで、この章では、弾性波動理論に基づいた実験および解析を行い、コンクリート構造物に作用する衝撃的な外力の影響とそれに伴う破壊現象を明らかにすることを試みた。

5. 2 高周波数成分を含む動的問題の特徴

構造物の弾性動的応答は、変位法ならば変位に関する弾性波動の基礎式を解けばよい²⁸⁾。その場合、構造物への地震力あるいは衝撃力は時間関数としてあたえられる。一般の解析では弾性波動方程式を満足するように、初期条件および境界上に対する応答を直接に解くことにより時刻歴応答が決定される。一方、時間関数はフーリエ解析の理論により周期関数に分解可能である。この外力の周期関数の振幅値の絶対値を周波数に対してプロットしたものが周波数スペクトルである。図5-1に代表的な外力のスペクトル成分の概念図を示す。静的な外力は周波数ゼロの成分のみであり、完全なインパルスではゼロから無限大まで同じ大きさの周波数成分を持つ。一般には図5-1のように準静的で1Hz以下、衝撃力としてはそれ以上100Hz程度までの成分を持つと考えられている。このような高周波数成分を外力が含む点が動的問題の特徴といえる。

一方、構造物の動的な変位応答も周期成分に分解可能となる。ただし、周期関数の解は、ある周波数成分に対する応答しか与えない。ところが、全ての外力は周期関数の和で表せるため、解も同様に重ね合わせるにより、種々の衝撃的な外力に対しても弾性応答の範囲では周波数領域で解析可能となる。問題は、部材はその形状および入力関数によって変形挙動が異なることである。

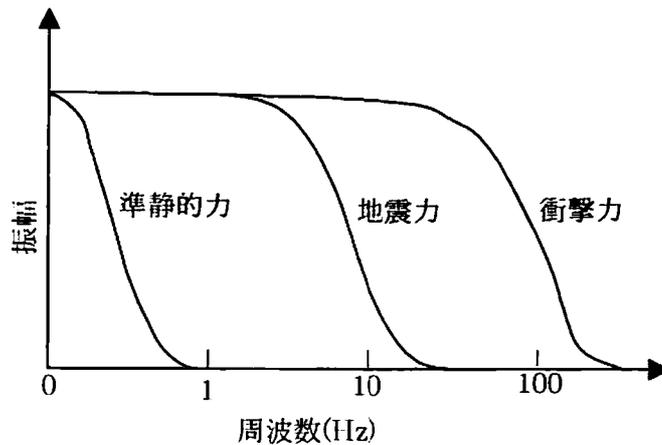


図5-1 外力と周波数成分

5.3 相似律

鉄筋コンクリート柱の衝撃力による破壊原因としては、衝撃力の大きさ、ひずみ速度の影響等が指摘されている。構造物の動的挙動は、材料特性と材料寸法などによって特徴付けられ、波動現象としての時間の効果が含まれる。したがって、実構造物の挙動をモデル供試体によって検討するには、相似律による考察は不可欠となる。RC部材を対象を絞り、部材の長さを L 、幅あるいは径を h 、部材内の弾性波動の伝播速度を v 、周波数を f として次元解析を行うことにより、以下の2つのパラメータが得られる²⁸⁾。

$$\alpha = fL/v \quad , \quad \beta = L/h \quad (5.1)$$

v/f が波長に相当することより、 α は入力波長と部材長さ L との比である無次元パラメータである。 β は部材のアスペクト比であり質点系モデルあるいは1次元モデルなどでは考慮されにくいパラメータで、構造物の形状の振動モードに及ぼす影響が評価できる²⁸⁾。相似律の概念によればパラメータ α 、 β の値が一定ならば、モデルと実構造物の応答は類似となる。したがって、衝撃的な外力の持つ上限周波数と式(5.1)より得られる部材長に関する相似律が衝撃応答を解明するための鍵となる。

5.4 鉄筋コンクリート柱の高周波数振動と破壊挙動の考察

5.4.1 概説

阪神淡路大震災での破壊要因のひとつであると言及された衝撃的な上下動および外力による鉄筋コンクリート柱の衝撃応答（高周波数振動挙動）を再現するためにモデル供試体に鋼球落下試験を行った。その時の計測波形の周波数スペクトルを求め、共振周波数によるピーク周波数に着目した。そして、ピーク周波数での変形および内部応力を境界要素法(BEM)により解析した。

5.4.2 実験概要

(1) 使用供試体

RC橋脚の高周波数挙動を検討するために、本実験では無筋と、軸方向のみD10で補強した $100 \times 100 \times 400\text{mm}$ の角柱供試体を作製した(図5-2参照)。

よって、この供試体のアスペクト比は $\beta=4$ である。コンクリートの配合を表5-1に、供試体の力学特性を表5-2に示す。ここで圧縮強度、引張強度、および弾性係数は、標準円柱供試体（ $\phi 100 \times 200\text{mm}$ ）を同条件で打設し、材齢28日のものを1軸圧縮試験および割裂試験を各3本ずつ行った平均値である。

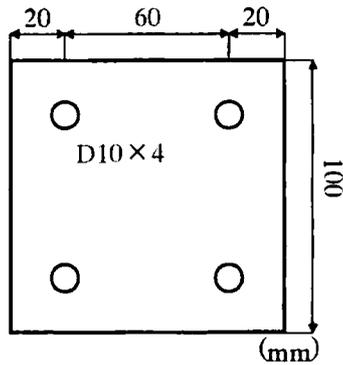


図5-2 断面の配筋図

表5-1 配合設計

W/C (%)	単位量 (kg/m ³)				AE 剤 (cc)	スランプ (cm)	空気量 (%)
	W	C	S	G			
50	172	346	834	1021	104	5.0	4.7

表5-2 材料の力学的特性（1軸圧縮試験）

圧縮強度 (MPa)	引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
48.5	4.0	33.0	0.2

(2) 計測システムと予備試験

鋼球落下により入力されたコンクリート供試体中を伝播する弾性波を加速度センサー（小野測器製 NP-3120）で電気信号に変換し，変換された電気信号をある時間間隔（サンプリングタイム Δt ），サンプル数 N の条件で波形記録装置（AUTONICS 製 S121 オート・デジタイザ）にデジタル量として記憶させ，さらにこのデータをパーソナルコンピュータ（NEC-PC9800）で記録し，その後，FFT 処理を行い周波数スペクトルを求めた．

予備実験として無筋供試体を直立させ，上部先端中央に高さ 170mm から直径 30mm の鋼球を自由落下させる試験を行った．鋼球の密度を 7781kg/m^3 ，ポアソン比を 0.3 とすれば表 5-2 のコンクリートの場合には第 4 章の式(4.8)，(4.9)より，接触時間 $T_c=151\mu\text{sec}$ ，入力周波数の上限 $f_{\text{max}}=8280\text{Hz}$ 程度であることがわかる．

鋼球落下試験により発生する弾性波を供試体高さ方向中央部に取り付けた加速度計で記録し，計測波形を FFT 処理することにより周波数分析をおこなった．この時の計測条件は，サンプリングタイム $\Delta t=50\mu\text{sec}$ ，サンプル数 $N=1024$ であり，スペクトル分析可能な上限周波数である Nyquist 周波数は 10000Hz ，基本周波数 Δf は約 19.53Hz である．計測の結果，軸方向の 1 次モード共振周波数は 5120Hz となった．ここで，式 (5.2) を用いることにより，動的ヤング率を決定した．

$$E = 4L^2 f^2 \rho \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{(1-\nu)} \quad (5.2)$$

ここで L : スパン長 (m)， f : 周波数 (Hz)， ρ : 密度 (kg/m^3)， ν : ポアソン比である．計算の結果， 38.1GPa となった．同様に軸鉄筋補強の供試体では 5150Hz に共振周波数が認められ，供試体としての弾性係数は 40.6GPa となった．この実験により決定された 2 種類の供試体の平均密度と弾性係数を表 5-3 に示す．ただしポアソン比は 0.2 としている．

表 5-3 鋼球落下試験による弾性係数

供試体	平均密度 (kg/m ³)	弾性計数 (GPa)
無筋	2470	38.1
軸鉄筋補強	2602	40.6

一般に地震波入力は数 10Hz までと知られている。また弾性波の伝播速度は、一般的な鉄筋コンクリート構造物の弾性係数から 3000m/s 程度と考えられる。相似律に基づき 20m 程度の RC 橋脚の高周波数振動挙動の検討すれば、 $\alpha = (10\text{Hz} \cdot 20\text{m}) / (3000\text{m/s}) = 0.067$ となる。10Hz 以上の高周波成分まで考慮に入れると、 α が 0.1 程度の場合が実構造物の高周波振動に相当すると考えられる。また、モデル実験で再現実験を行う際には形状のアスペクト比 β の一致にも考慮は必要である。

一方、モデル実験の高さ 400mm の柱の場合にパラメータ α を 0.1 程度とするには、実験供試体での一般的な値 $v = 4000\text{m/s}$ とすれば $f = 1000\text{Hz}$ となる。つまり、相似律で検討した $\alpha \approx 0.1$ の条件を満足させるために、この鋼球落下は十分な周波数範囲を備えていることを確認できた。

5.4.3 BEM 解析

2次元動的 BEM 解析として、任意の周波数 f での定常場の積分方程式を解くことにより境界上の変位と応力ベクトルを決定した。それより内部応力の積分表示を用いて任意の点の応力を求めた。ここで BEM 解析では均質体としての力学的特性が必要であるため、表 5-3 に示す弾性係数と平均密度を使用した。まず手法の検討として弾性係数の決定に用いた鋼球落下試験の解析を試みた。図 5-3 のように無筋コンクリート柱を直立させた場合に、5120Hz で 1N の衝撃が垂直に作用した場合と、同時に水平方向からも作用した場合について解析した。この場合周波数が非常に高いことにより $\alpha = 0.51$ となり、前述のように $v = 3000\text{m/s}$ で 20m の鉄筋コンクリート柱で考えれば 76.5Hz と現実には相当な高周波数の地震が衝撃的に作用した場合に相当する。図 5-3 には動的変位の振動モードも記載している。図 5-3 では強調されているが、

値としては垂直力のみによる変位は非常に小さいことが判明した。そのため、水平力のみの場合と、図5-3に示す垂直力と水平力が同時に作用する場合の変位はほとんど同じであった。そこで、1Nの垂直力と水平力が同時に作用した場合に、図5-3に示す断面における応力分布を求めた。その結果を図5-4に示す。すべての断面での最大応力は断面④の例のように軸方向応力 σ_{yy} であった。実在のRC柱は軸鉄筋により補強されているために軸方向応力は問題とならないであろうが、载荷断面のみならず各断面でかなり大きなせん断応力 σ_{xy} のみられることが特徴的である。

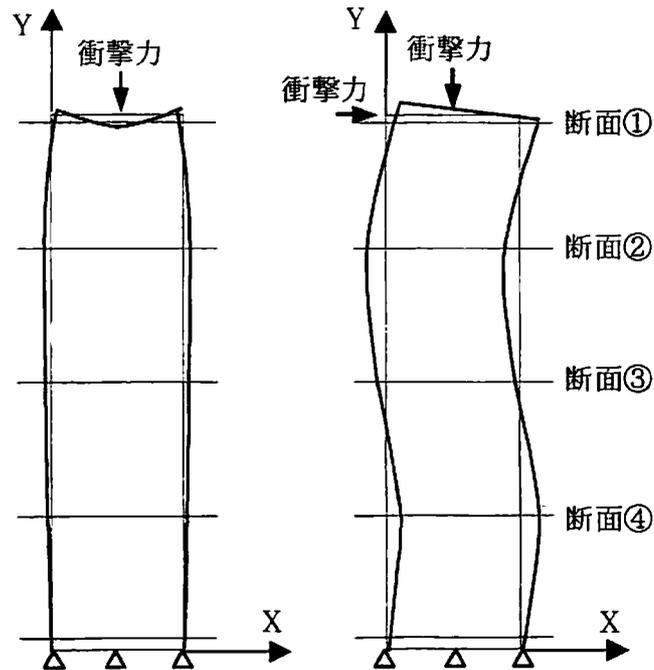


図5-3 BEM解析による無筋供試体の5120Hzでの変形モード

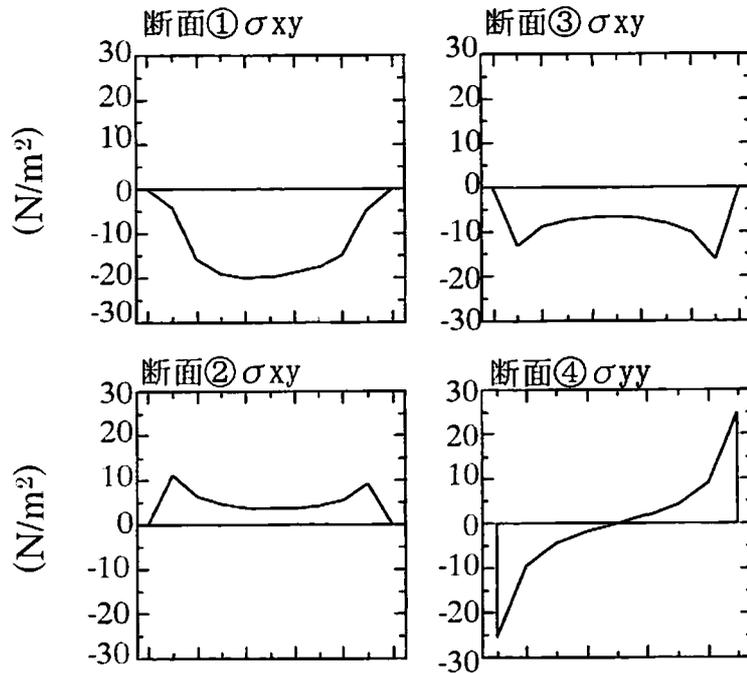


図 5-4 BEM 解析による内部応力

5. 4. 4 鉄筋コンクリート柱の水平衝撃力に対する考察

直立させたモデル供試体の BEM 解析結果から、高周波数振動でも水平方向の衝撃力の影響が卓越していることが認められたことより、供試体を固定し水平力を与える実験を行った。図 5-5 に実験と対応する BEM モデルを示す。長さ 400mm の供試体の一端 100mm を固定し、一方の自由端に鋼球を自由落下させ供試体中央部に箇所を設置した加速度計で波形を検出した。それを図 5-5 のような要素点間隔 10mm の BEM モデルを用いて解析を行った。ただし採用した固定法のためアスペクト比 $\beta=3$ とかなりな短柱となった。

図 5-6 に無筋コンクリート供試体で直径 20mm の鋼球を 160mm の高さから落下させた場合の検出波形と、その周波数スペクトル解析結果を示す。周波数解析のためのサンプリングタイム $\Delta t=100\mu\text{sec}$ でサンプル数 $N=1024$ 個である。この場合、接触時間は $T_c=101\mu\text{sec}$ であることにより上限周波数は約 12500Hz となる。弾性波の伝播速度を実験供試体での一般的な値 $v=4000\text{m/s}$ とすると、上限周波数 12500Hz 時の波長は約 320mm であり、BEM モデルの要素点間隔 10mm は十分である。

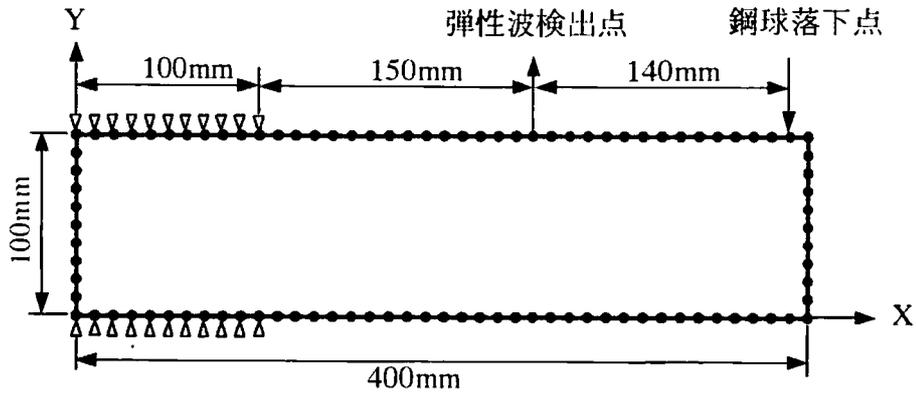


図5-5 供試体に水平力を与える鋼球落下実験のBEMモデル

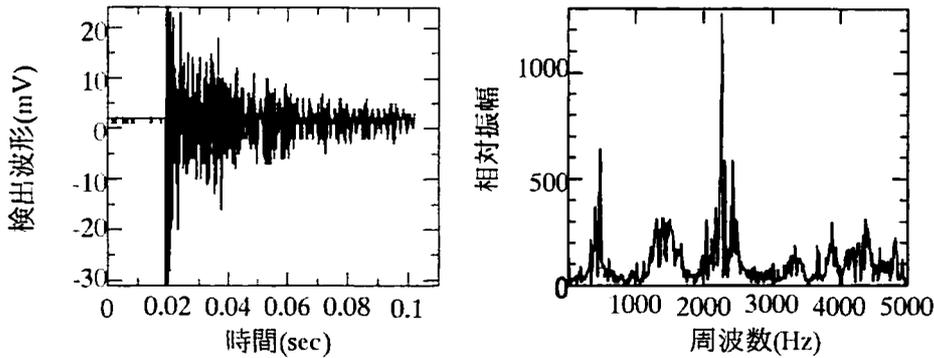


図5-6 計測波形と周波数スペクトル

図5-6より、500Hz、1500Hz、および2400Hz付近の3カ所に共振周波数がみられる。第1次ピークに相当する500Hzでの衝撃力でBEM解析を行ったところ、図5-7のように1次モードの振動を生じていることが確認できた。ただし、 $f=500\text{Hz}$ の場合には $\alpha=0.0375$ となり、衝撃力としては低い周波数成分のものとなった。これは、前述の20mのRC柱の場合（ただしアスペクト比3）で5.6Hzに相当し、一般の地震の周波数帯にあたる。



図 5-7 BEM 解析による 500Hz の衝撃力作用時の変形モード

そこで直径 76mm の鋼球を 2m の高さから落下させ高周波衝撃力による破壊試験を行った。この場合には接触時間 $T_c = 299.4 \mu\text{sec}$ となり、衝撃力の上限周波数は 4175Hz である。これは、図 5-6 より得られた共振周波数の 2 次ピークまで含んでいる。このとき、式(5.1)より 2 次ピーク時の α は 0.112 となり、今回の実験で対象とした周波数範囲となっている。これらを 20m の RC 柱に換算すると 16.8Hz に相当し、実際の地震での高周波成分として妥当な値であると考えられる。無筋供試体および軸鉄筋補強供試体で行った衝撃力による破壊試験の結果を図 5-8 に示す。図 5-8 の上図は無筋供試体の 2 次の周波数スペクトルピークにおける変形モード図であり、中段は鋼球落下試験による破断図、下段は軸鉄筋補強供試体に 4 回鋼球を落下させた後のひび割れ図である。いずれも曲げひび割れが観察されている。

そこで、これらの破壊性状を解明するために、破断およびひび割れの認められた図 5-8 の断面における応力分布を求めることにした。解析は、共振周波数である 500Hz, 1500Hz において行った。ただし BEM 解析の結果、前述の解析手法のように 1 ニュートンの荷重を与えれば周波数により変形量も変化し、入力エネルギーがその都度変化することを考慮し、載加点で $1 \mu\text{joule}$ の衝撃エネルギーが与えられた場合に換算して、応力をプロットしている。図 5-9 の応力分布は、周波数スペクトルの 2 次ピークである 1500Hz における無筋コンクリートの結果である。図 5-9 より、ここに選んだいずれの断面においても軸方向応力 σ_{xx} が卓越しており、それによる引張破壊が断面上部より形成されたことが認められる。またどの断面においてもせん断応力 σ_{xy} が発生しており、せん断に対する補強が不十分な場合にはこれによる破壊の可能性が予想される。

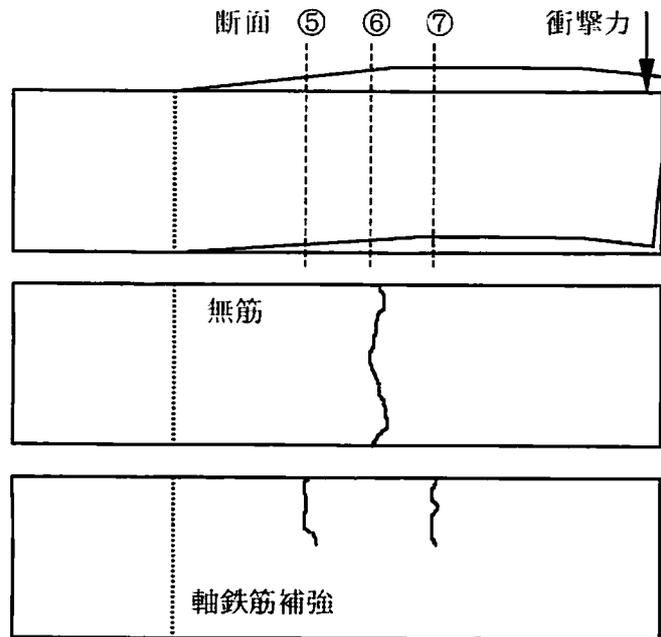


図 5-8 2次変形モードと衝撃破壊試験による破壊パターン

そこで，内部応力を静水圧成分 $(\sigma_x + \sigma_y)/2$ と偏差応力成分 $\sqrt{\{(\sigma_x - \sigma_y)/2\}^2 + (\sigma_{xy})^2}$ に分けて，これをプロットしたものを図 5-10 に示す．図 5-10 中に示す⑤⑥⑦は図 5-8 の断面⑤⑥⑦に対応する．図 5-10 にプロットした応力成分は，支点から荷点の間を 40mm 間隔で分割した断面での応力分布から求めた静水圧成分と偏差応力成分の結果を示している．図 5-10 より同一の入力エネルギーに対する応力は，周波数の上昇に伴い増大していくことがわかる．そして，荷点をのぞけば，断面⑤⑥⑦の付近でいずれの周波数に対しても偏差応力成分が最大となっている．これらの断面は図 5-8 に見られるとおり，破断面，ひび割れの発生断面と一致していることが認められる．つまりこれらの断面では引張破壊が生じたが，応力としては，等価せん断力としての偏差応力成分が破壊要因に大きく影響していることが明らかとなった．ここでは，アスペクト比 $\beta=3$ の場合のみであるが，次節の 5.5 でアスペクト比の影響について考察していく．

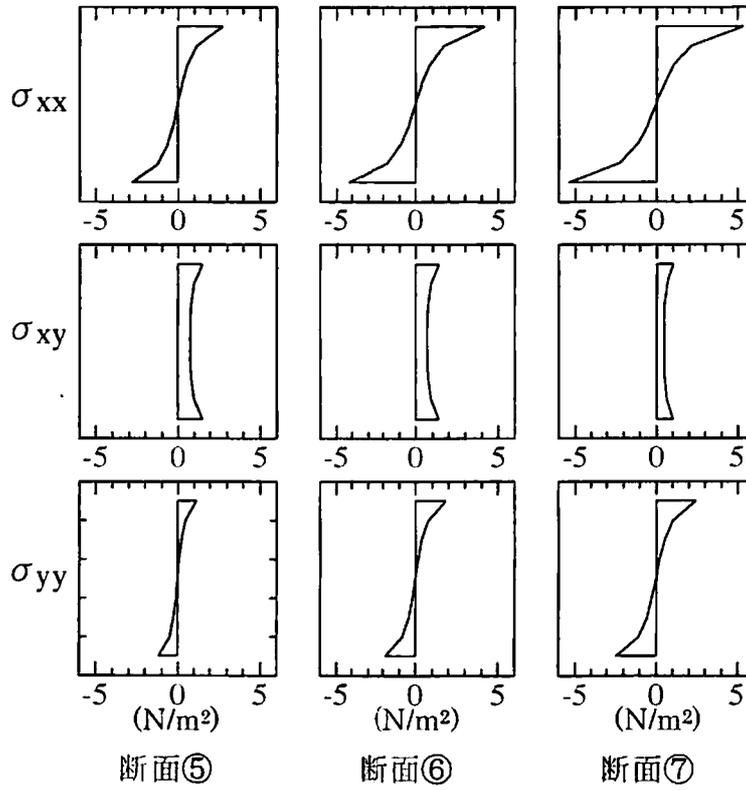


図5-9 『図5-8』中に示す断面⑤⑥⑦における内部応力分布

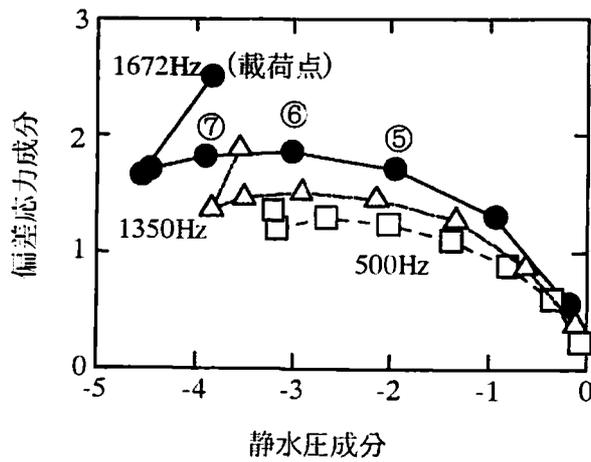


図5-10 内部応力の静水圧成分と偏差応力成分の分布

5.5 コンクリート部材の衝撃応答における周波数の影響

5.5.1 概説

前節の5.4で実施したRC部材の衝撃試験の結果より，入力周波数の影響によって部材内部の応力分布ならびに応力値が大きく変動することが明らかとなった．そこで，衝撃力が持つ周波数成分の影響に着目し，衝撃的な外力が作用する鉄筋コンクリート部材の動的挙動とアスペクト比 β の影響を，鉄筋コンクリート供試体での鋼球落下による衝撃実験と境界要素法(BEM)解析により検討した．

5.5.2 実験概要

(1) 使用供試体

RC部材の衝撃力による動的挙動を検討するために，実験には，軸鉄筋のみ配筋，軸と帯鉄筋を配筋した2種類で150×150×1200mmの角柱供試体を作成した．コンクリートの配合を表5-4に示す．

鉄筋コンクリート供試体の形状および配筋状況を図5-11に示す．各供試体は，打設後24時間空気中に放置した後に脱型を行い，28日間恒温水中養生した後，実験を行った．供試体の力学特性を表5-5に示す．ここで圧縮強度，引張強度，ヤング率，ポアソン比は，標準円柱供試体(φ100×200mm)を同条件で打設し，材齢28日のものを1軸圧縮試験および割裂試験を各3本ずつ行った平均値である．曲げ強度についても，角柱供試体(100×100×400mm)を同条件で打設した後，材齢28日において曲げ試験した結果である．

表5-4 コンクリートの配合表

最大 粒径 (mm)	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)				混和剤 (cc)	スラング° (cm)	空気量 (%)
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G			
20	50	48	172	344	830	1021	104	3.0	6

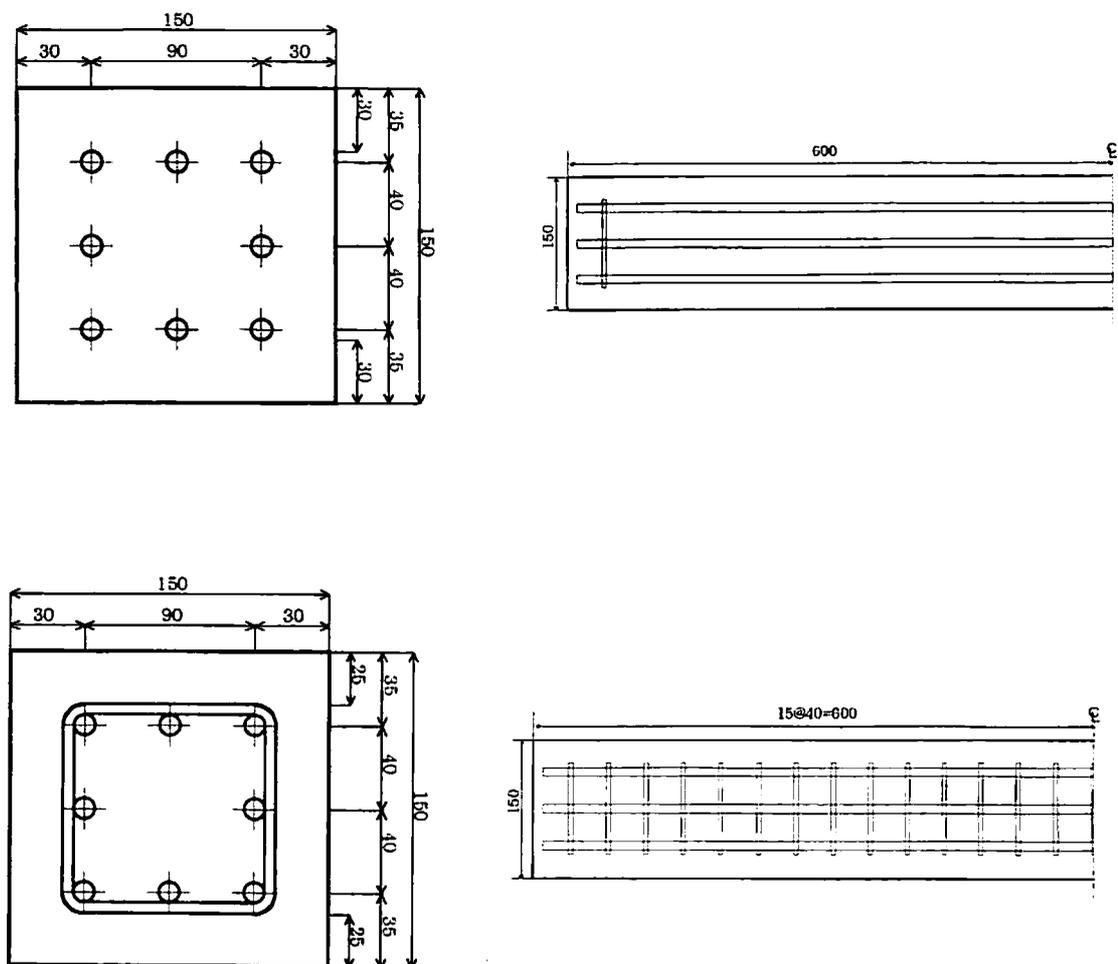


図 5-11 コンクリート供試体配筋図

表 5-5 コンクリートの力学的特性値

引張強度 (MPa)	圧縮強度 (MPa)	曲げ強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン 比
2.76	33.07	3.38	27.37	0.19

(2) 鋼球落下試験

実験として、軸鉄筋補強供試体および軸鉄筋と帯筋により補強した供試体の2種類に、直径30mmの鋼球を高さ100mmから自由落下させ、その時生じる弾性波を加速度計により検出し、波形および応答スペクトルを調べた。鋼球の落下は落下装置を用いて、常に一定となるようにし、供試体を直立させ鋼球を落下させる場合と、片持ち張りの状態に固定し、鋼球を落下させる2種類の実験を行った。

計測手法としては、入力された衝撃を加速度センサー（小野測器製NP-3120）で電気信号に変換し、変換された電気信号をある時間間隔（サンプリングタイム Δt ）、サンプル数 N の条件で波形記録装置（AUTONICS製S121オート・デジタイザ）にデジタル量として記憶させ、さらにこのデータをパーソナルコンピュータ（NEC-PC9800）で記録および処理を行った。

5.5.3 BEM解析

2次元動的BEM解析として、任意の周波数 f での定常場の積分方程式を解くことにより境界上の変位と応力ベクトルを決定した。それより内部応力の積分表示を用いて任意の点の応力を求めた。また3次元動的BEM解析も行い、3次元と2次元解析での変形挙動の差異について検討した。

5.5.4 結果および考察

(1) 動的ヤング率の同定

供試体を直立させ、その上面に直径30mmの鋼球を、高さ100mmより自由落下させる鋼球落下試験を行った。試験で計測した波形をFFT処理し、周波数スペクトルを求め、供試体の動的ヤング率の同定を行った。実験の概要を図5-12に、実験によって得られた計測波形と周波数スペクトルを図5-13に示す。この時、サンプリングタイム $\Delta t=100\mu\text{sec}$ でサンプル個数 $N=1024$ であり、スペクトル分析可能な上限周波数であるNyquist周

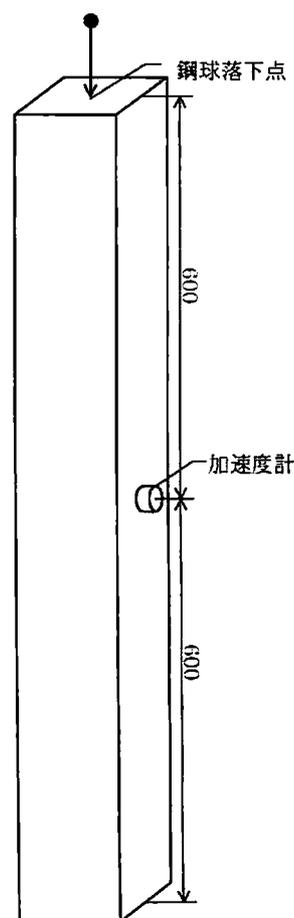


図5-12 供試体直立の鋼球落下試験

波数は 5000Hz, 基本周波数 Δf は約 9.766Hz である. 図 5-13 の結果と, ソニック法による共振周波数を比較したところ, 縦方向の 1 次モード共振周波数は, 図中の矢印に示す 1800Hz のところにあることが明らかとなった. そこで, 図 5-13 のピーク周波数 1800Hz を, 縦方向の 1 次モード共振周波数として式(5.2)を用いることにより, 動的ヤング率を決定した. 図 5-13 の周波数スペクトルには矢印で示す 1 次モード共振周波数以外にも反射や共振によると考えらるピーク周波数が見られる.

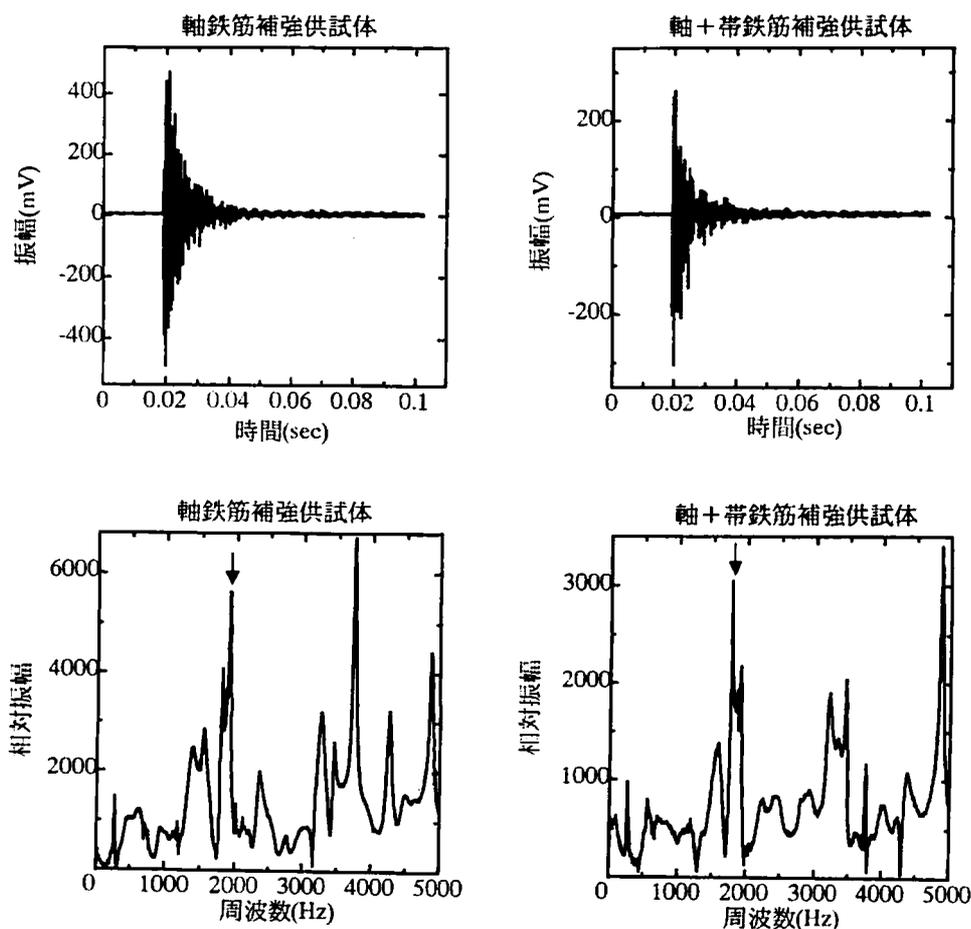


図 5-13 鋼球落下試験による計測波形と周波数スペクトル

軸鉄筋補強供試体において、 $L=1.2(\text{m})$ 、 $f=1800(\text{Hz})$ 、 $\rho=2594(\text{kg}/\text{m}^3)$ 、 $\nu=0.19$ であり、動的ヤング率は 44.1GPa となる。軸+帯鉄筋補強供試体では $L=1.2(\text{m})$ 、 $f=1800(\text{Hz})$ 、 $\rho=2629(\text{kg}/\text{m}^3)$ 、 $\nu=0.19$ であり、動的ヤング率は、 44.7GPa となる。これらの動的ヤング率は、表 5-2 の力学特性と比較すると、5割ほど大きくなっている。これは、鉄筋補強による影響によるヤング率の上昇および鋼球落下試験と 1 軸圧縮試験時の材齢の差（約 110 日）であると考えられる。

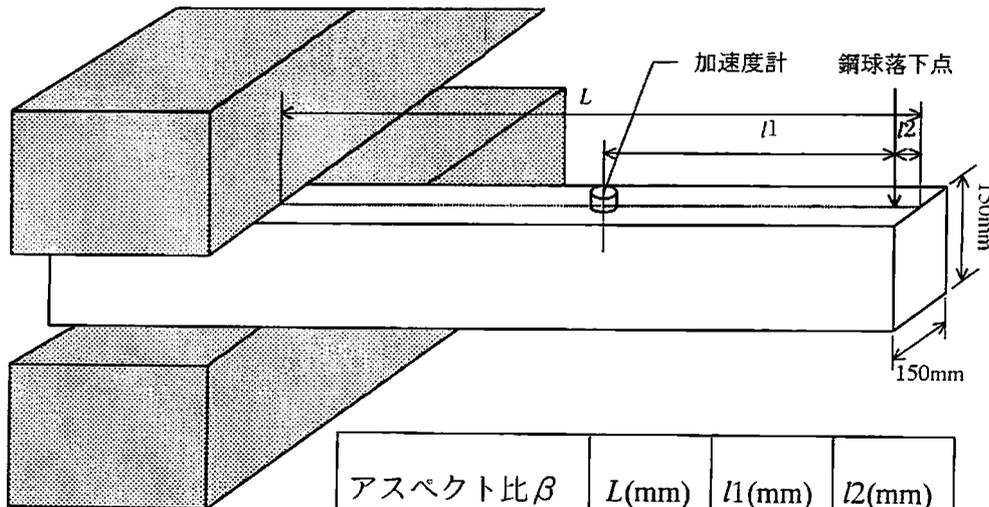
本研究での BEM 解析に使用するパラメータは、ここで求めた供試体の動的ヤング率、密度、ポアソン比、周波数を使用した。それらを表 5-6 に示す。

表 5-6 解析に使用するパラメータ

供試体	密度 (kg/m^3)	ポアソン比	弾性係数 (GPa)
軸鉄筋	2594	0.19	44.1
軸+帯鉄筋	2629	0.19	44.7

(2) 鋼球落下試験によるスペクトル応答

鋼球落下試験としては、図5-14のように供試体を片持ちばりの状態でスパン長 L を変化させ固定し、アスペクト比 β を 4, 5, 6 に変化させた。この実験においては、鋼球の直径 30mm, 落下高さ 100mm である。この場合、鋼球の密度を 7750kg/m^3 , ポアソン比を 0.3 とすれば、4章の式(4-8)より接触時間 $T_c=150\mu\text{sec}$ となり、鋼球による衝撃力の持つ上限周波数は式(4-9)により 8330Hz となる。波形計測時において、サンプリングタイム $\Delta t=100\mu\text{sec}$, サンプル数 $N=1024$ であり、スペクトル分析可能な上限周波数である Nyquist 周波数は 5000Hz, 基本周波数 Δf は約 9.766Hz である。



アスペクト比 β	$L(\text{mm})$	$l_1(\text{mm})$	$l_2(\text{mm})$
4	600	300	25
5	750	350	25
6	900	450	25

図5-14 コンクリート供試体を片持ち梁として固定した鋼球落下試験

実験によって得られた周波数スペクトルを図5-15に示す。これらの結果から、どちらの供試体でもアスペクト比 β が大きくなるに従い、周波数スペクトルの1次ピーク、2次ピークの周波数が減少していることが確認された。これは、アスペクト比 β が大きくなることによって、スパン長 L が長くなっている影響である。この実験で得られた周波数スペクトルのピーク周波数をまとめたものを表5-7に示す。

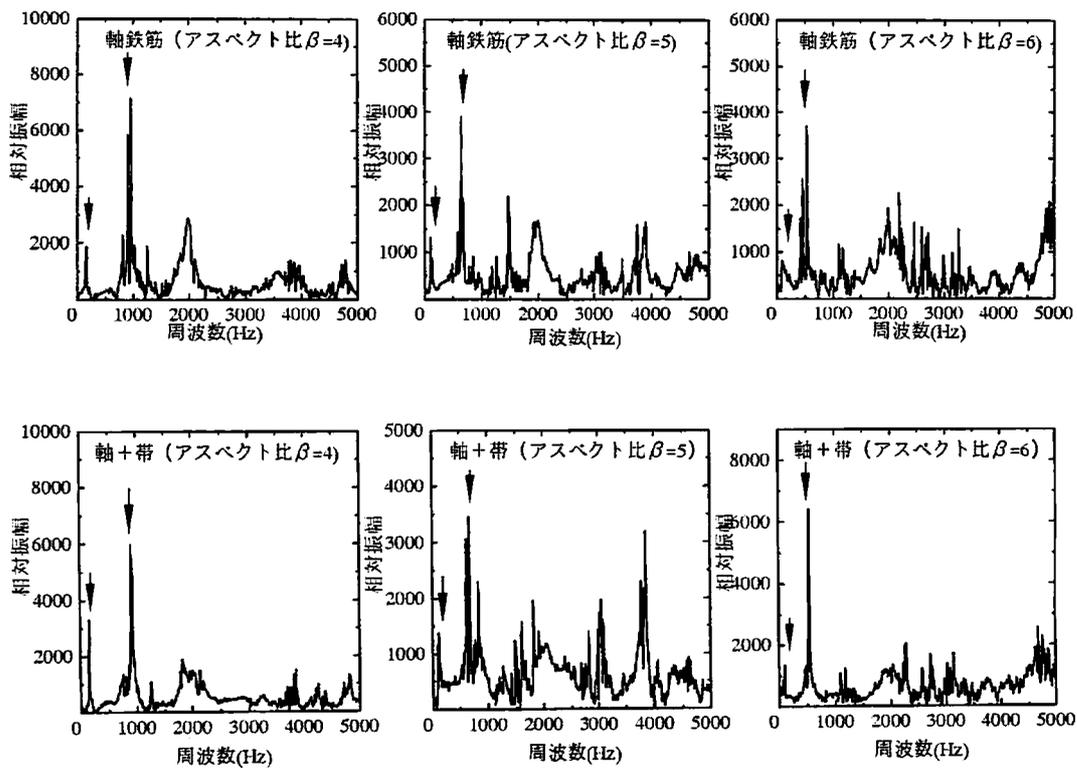


図5-15 鋼球落下試験によって得られた周波数スペクトル

これらを実在の鉄筋コンクリート部材に対して弾性波の伝播速度を3000m/s、供試体での弾性波の速度を実際に計測した結果の4386m/sとして、表5-7に示す供試体のピーク周波数を式(4)の α を用いて実在する長さ10~20mの構造部材における周波数に換算した。それら結果をまとめたものを表5-8に示す。これらの場合に、実験供試体における α は、1次ピーク周波数で0.021~0.024程度、2次ピーク周波数で0.11~0.13程度である。

例えば、実構造物に対して直径が 0.5m~1.0m の鋼球を 1 mの高さから落下させるような鋼球落下試験を行う際、鋼球とコンクリートの材料特性を本研究と同じと仮定すると、上限周波数は 314~628Hz 程度となる。これは表 5-7 に示す 2 次までのピーク周波数を全て含んでいることが分かる。

表 5-7 水平方向に関する周波数スペクトル

供試体の種類	アスペクト比 β	周波数ピーク(Hz)	
		1 次ピーク	2 次ピーク
軸鉄筋補強	4	180	960
	5	110	660
	6	100	550
軸+帯鉄筋補強	4	180	920
	5	120	680
	6	100	550

表 5-8 実際の鉄筋コンクリート柱に換算した周波数ピーク

実在するコンクリート柱のアスペクト比 β	実在の 10~20m のコンクリート柱に換算した周波数ピーク(Hz)	
	1 次ピーク	2 次ピーク
4	3.7~7.4	18.9~39.4
5	2.8~6.2	16.9~34.9
6	3.1~6.2	16.9~33.9

次に、供試体にねじれが生じるように鋼球を落下させる実験も行った。ねじれは、図 5-16 に示すように中立軸より、50mm ずれたところに鋼球を落下させ、加速度計 A, B, C により、弾性波を計測した。その他の条件は先の鋼球落下試験と同様である。計測結果の例として、軸+帯鉄筋補強供試体のアスペクト比 $\beta=4$ での周波数スペクトルを図 5-17 に示す。図中の矢印で示す箇所に、ピーク周波数が確認される。このピーク周波数は加速度計 A, B, C のどの結果にも、同じ周波数において出現している確認された。しか

し、加速度計 A, B, C のように計測箇所が違うことにより、ピーク周波数の大きさに変化が見られる。これは、共振周波数は供試体の形状で決まるため、共振を示すピーク周波数はどの計測箇所でも同じ周波数に出現するが、ねじれによる非対称の振動が起こっているため、計測箇所により差異が生じるためと考えられる。

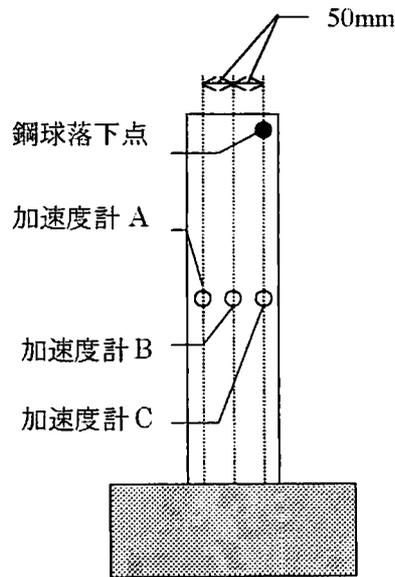


図 5-16 供試体にねじれを生じさせる鋼球落下試験

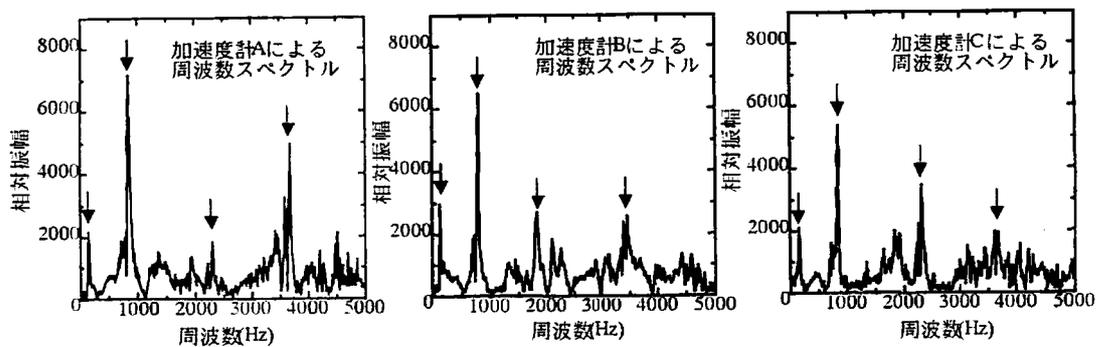


図 5-17 計測箇所の違いによる周波数スペクトルの比較

また、軸+帯鉄筋補強供試体がねじれを受けた際の加速度計 B (図 5-16 参照) で計測した周波数スペクトルを図 5-18 に示す。図 5-18 中の矢印の 1 次モード、2 次モード共振周波数は、図 5-15、表 5-7 に示したねじれがない状態での 1 次モード、2 次モード共振周波数と比較すると、共振周波数が若干低下しているのが確認された。この現象は、軸+帯鉄筋補強供試体のみみにみられる。これは、軸鉄筋補強供試体では、帯鉄筋がないためにねじれの有無によらずほぼ同じ挙動を起こすが、軸+帯鉄筋補強供試体では、帯鉄筋がねじれに対して抵抗するためにねじれが生じていないときと挙動が変化するためであると考えられる。

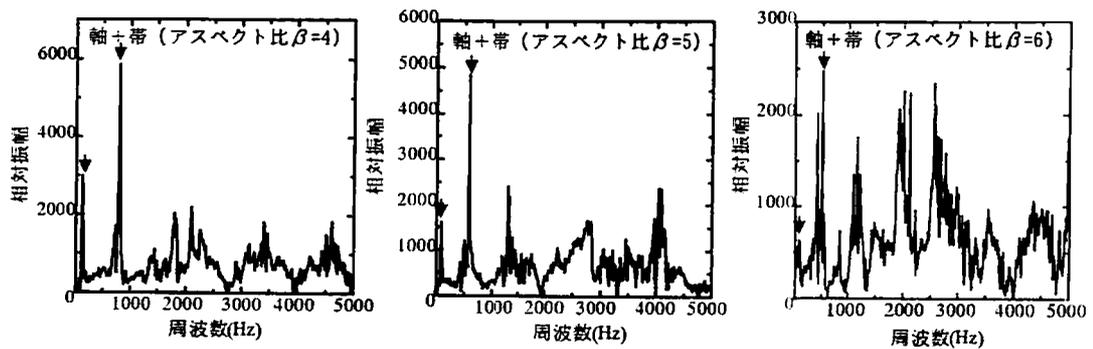


図 5-18 加速度計 B で計測された周波数スペクトルのアスペクト比の違いによる比較

(3) 3次元BEM解析によるスペクトル応答

3次元動的BEM解析として任意の周波数 f での定常場の積分方程式を解くことにより、供試体の周波数領域での定常応答を求めた。解析モデルを簡略化したものを図5-19に示す。ここでは供試体表面を一辺50mmの正方形要素に分割し、その中心に節点を取る。その要素の面積、節点の座標、面の法線方向を決定することにより供試体をモデル化している。ここでBEM解析においては均質体としての力学的特性が必要である。そこで密度、ポアソン比、弾性係数を表5-3の値とし、軸鉄筋補強供試体の挙動を解析した。そして衝撃の入力を1Nとし、周波数 f を連続的に変化させて解析をすることにより、供試体の周波数特性を示す周波数スペクトルを求めた。

周波数スペクトルは、実験では $\Delta f = 9.76\text{Hz}$ の基本周波数でプロットしたものであるのに対して、解析においては基本周波数は97.6Hzとなっている。これは、解析の基本周波数を $\Delta f = 9.76\text{Hz}$ として実験と同じにすると解析時間が膨大なものとなるため、このような値とした。解析により求めた周波数スペクトルを図5-20に示す。

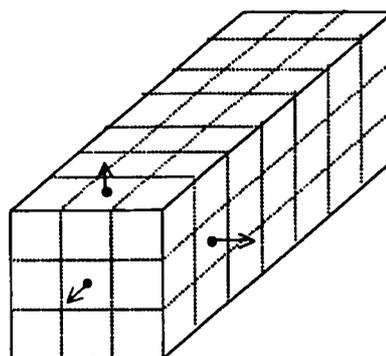


図5-19 3次元BEM解析モデル

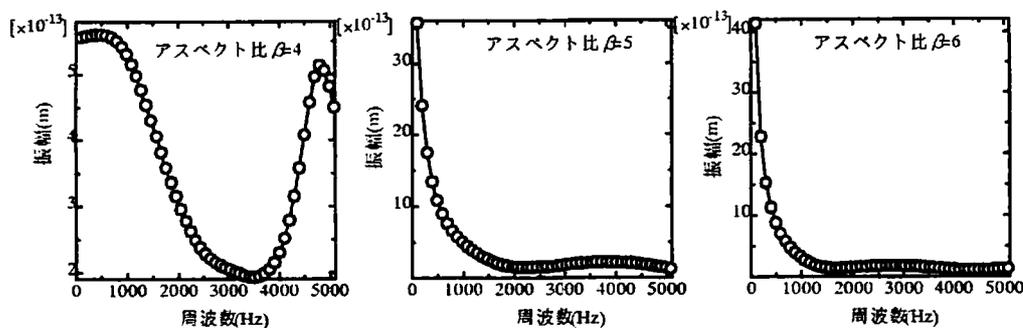


図5-20 3次元BEM解析による周波数スペクトル

図5-20は鋼球落下試験を行った際の加速度計の位置での周波数スペクトルである。図5-15に示す軸鉄筋補強供試体の実験より得られた周波数スペクトルと比較すると、基本周波数の問題もあり、解析と実験の一致は認められなかった。ただし、解析でもアスペクト比の増大によってピーク周波数の全体的な低下が認められた。

次に、図5-20の3次元BEM解析により求めた周波数スペクトルの0～500Hzまでの周波数領域での振幅を0としたものと、図5-15に示す軸鉄筋補強供試体の実験により得られた周波数スペクトルを重ねたものを図5-21に示す。これらにより、アスペクト比の増大によってスペクトルのピーク周波数が低下していることが分かる。これは、5.5.4(2)で述べた鋼球落下試験でも同様の傾向が現れており、ピーク周波数の数値の一致は得られなかったが、アスペクト比の増大が、周波数スペクトルのピーク周波数を低下させることが解析でも確認された。

また、ねじれの影響についても同様に3次元BEM解析を行い、周波数スペクトルを求めた。その結果を図5-22に示す。このグラフは、図5-16において、加速度計Aでの解析結果よりプロットしたものである。図5-20と図5-21の周波数スペクトルを比較するとほぼ一致しており、この解析モデルではねじれの影響は顕著ではないことが明らかとなった。

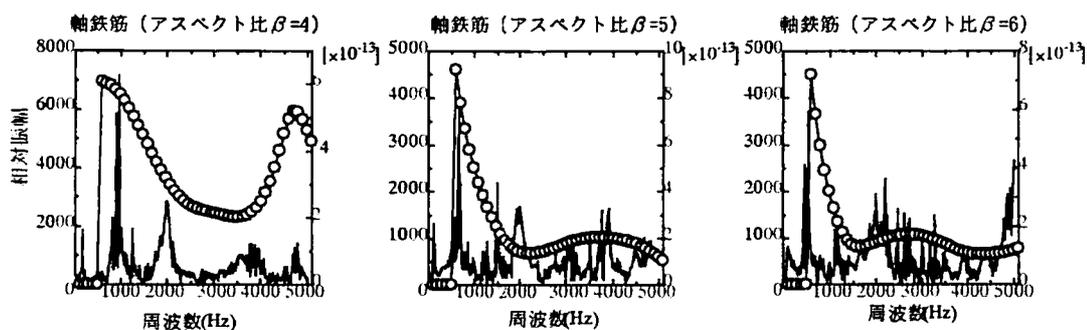


図5-21 実験による周波数スペクトルと3次元BEM解析による周波数スペクトルの比較

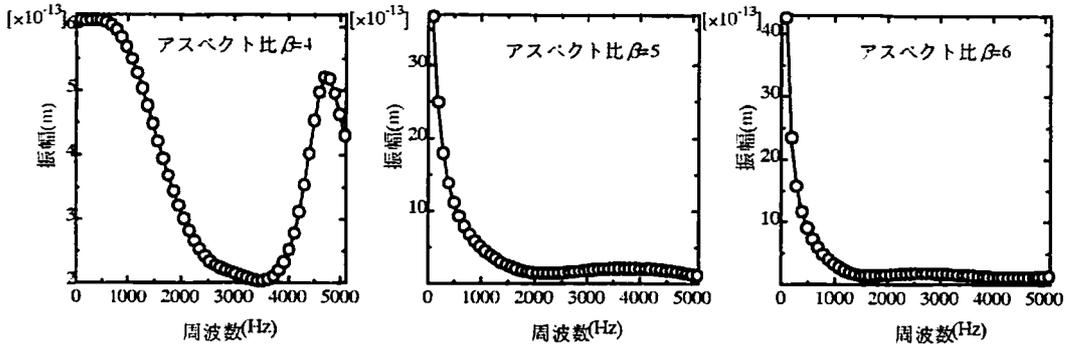


図5-22 ねじれを与えた場合の3次元BEM解析による周波数スペクトル

(4) 変形モードに関する考察

表5-7に示すような、鋼球落下試験によって得られた共振周波数に基づき解析を行い、共振周波数に対する軸鉄筋補強供試体の変形モードを求めた。解析は2次元動的BEM解析と3次元動的BEM解析の両方を行い、その結果を比較した。2次元の解析モデルを図5-23に示す。矢印は実験と対応した载荷点となっており、解析上では、载荷点に1Nの衝撃力が作用した状態で解析を行っている。

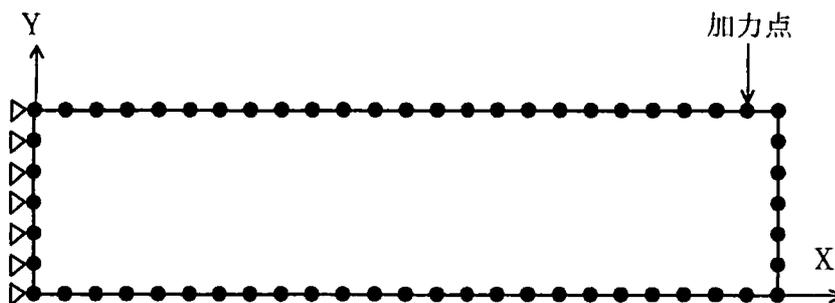


図5-23 2次元BEM解析モデル (アスペクト比 $\beta=4$)

境界上の要素点の間隔は 25mm であり，3次元の解析モデルの節点の間隔に比べ，狭くなっている．3次元の解析の結果は，基本周波数 Δf が 97.6Hz であるため，表 5-7 に示す実験により得られたピーク周波数に最も近い値の周波数で解析を行った．周波数の違いによる影響を避けるために 2次元 BEM の解析でも 3次元の解析と同じ周波数を用いて解析を行っている．解析に用いた周波数を表 5-9 に示す．

表 5-9 解析で用いた周波数ピーク

軸鉄筋補強供試体の アスペクト比 β	周波数ピーク (Hz)	
	1次ピーク	2次ピーク
4	195.3	976.6
5	97.6	683.6
6	97.6	585.9

解析によって得られた変形モードを，2次元 BEM 解析による結果は図 5-24 に，3次元 BEM 解析による結果は図 5-25 に示している．ただし，入力する周波数により変形量が変わり，入力エネルギーがその都度変化することを考慮し，載荷点で 1 μ joul の衝撃エネルギーが与えられた場合に換算している．そして，変形モードは 1 μ joul の時の変位の 10000 倍して表示している．図 5-24 と図 5-25 より，表 5-4 に示す周波数の 1次ピークで，1次モードの変形，2次ピークで2次モードの振動をしていることが確認できた．また，2次元 BEM 解析と3次元解析の変形モードも一致していることが確認された．

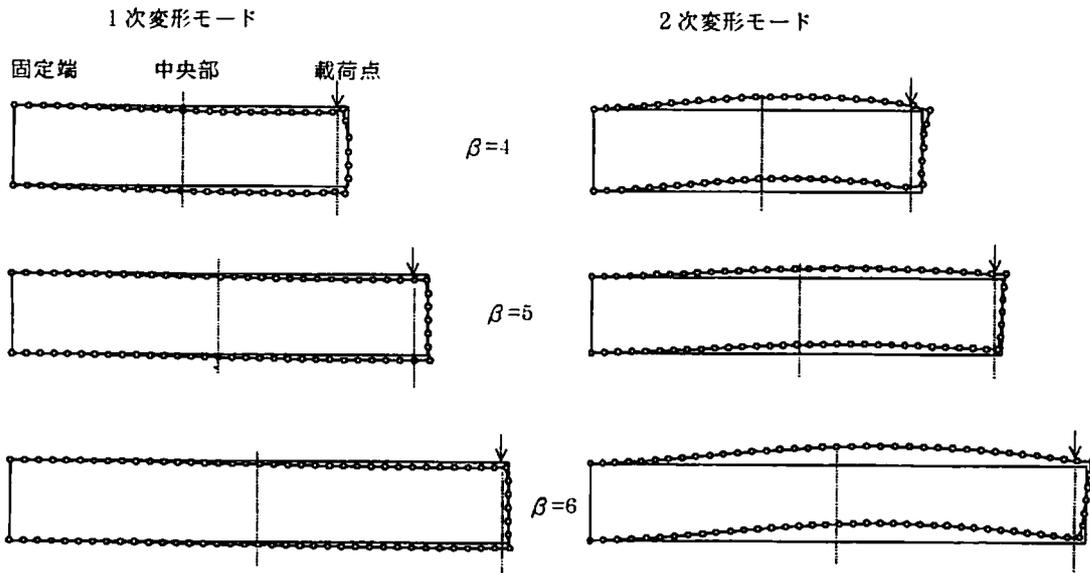


図5-24 2次元 BEM 解析による変形モード

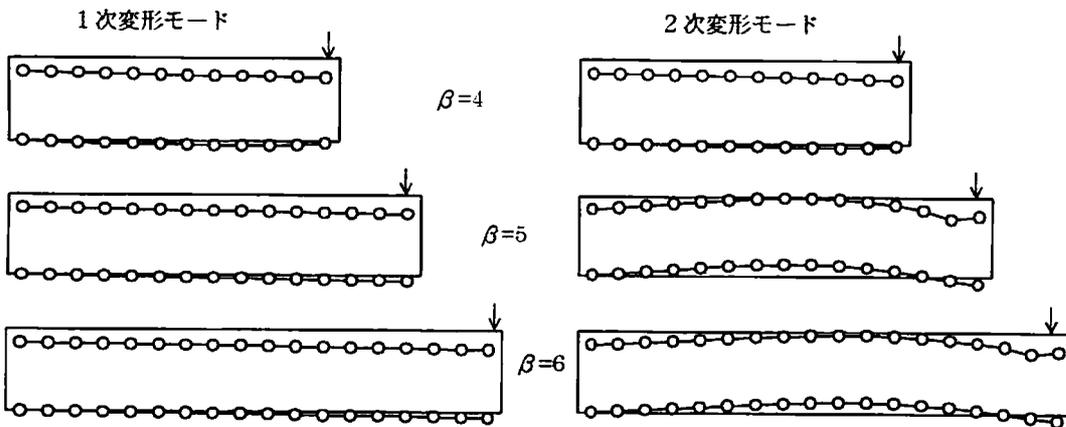


図5-25 3次元 BEM 解析による変形モード

(5) 内部応力に関する考察

2次元と3次元での解析において変形モードの一致が確認されたことより、2次元 BEM 解析を用いて、1次変形モードと2次変形モードの際の軸鉄筋補供試体の内部応力を求めた。ここでは図5-26に点線で示す断面について内部応力を求めている。内部応力の例として、図5-26中のアスペクト比 $\beta=6$ の断面[1]、[2]、[3]の1次変形モード時の内部応力を図5-27に、2次変形モード時の内部応力を図5-28に示す。応力図は、引張応力を正と表現している。また、内部応力のプロットの際にも、変形モードと同様に、周波数により変形量が変わり、入力エネルギーがその都度変化することを考慮し、載荷点で $1\mu\text{joul}$ の衝撃エネルギーが与えられた場合に換算している。

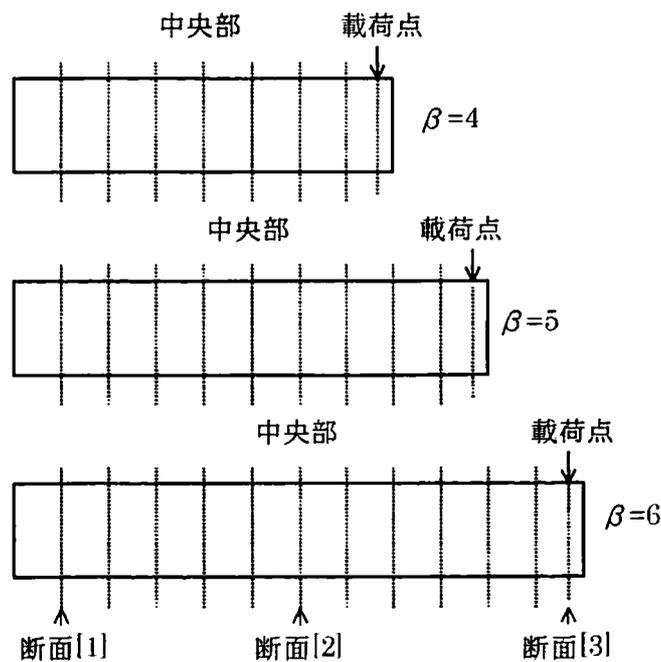


図5-26 2次元 BEM 解析により内部応力を求める断面

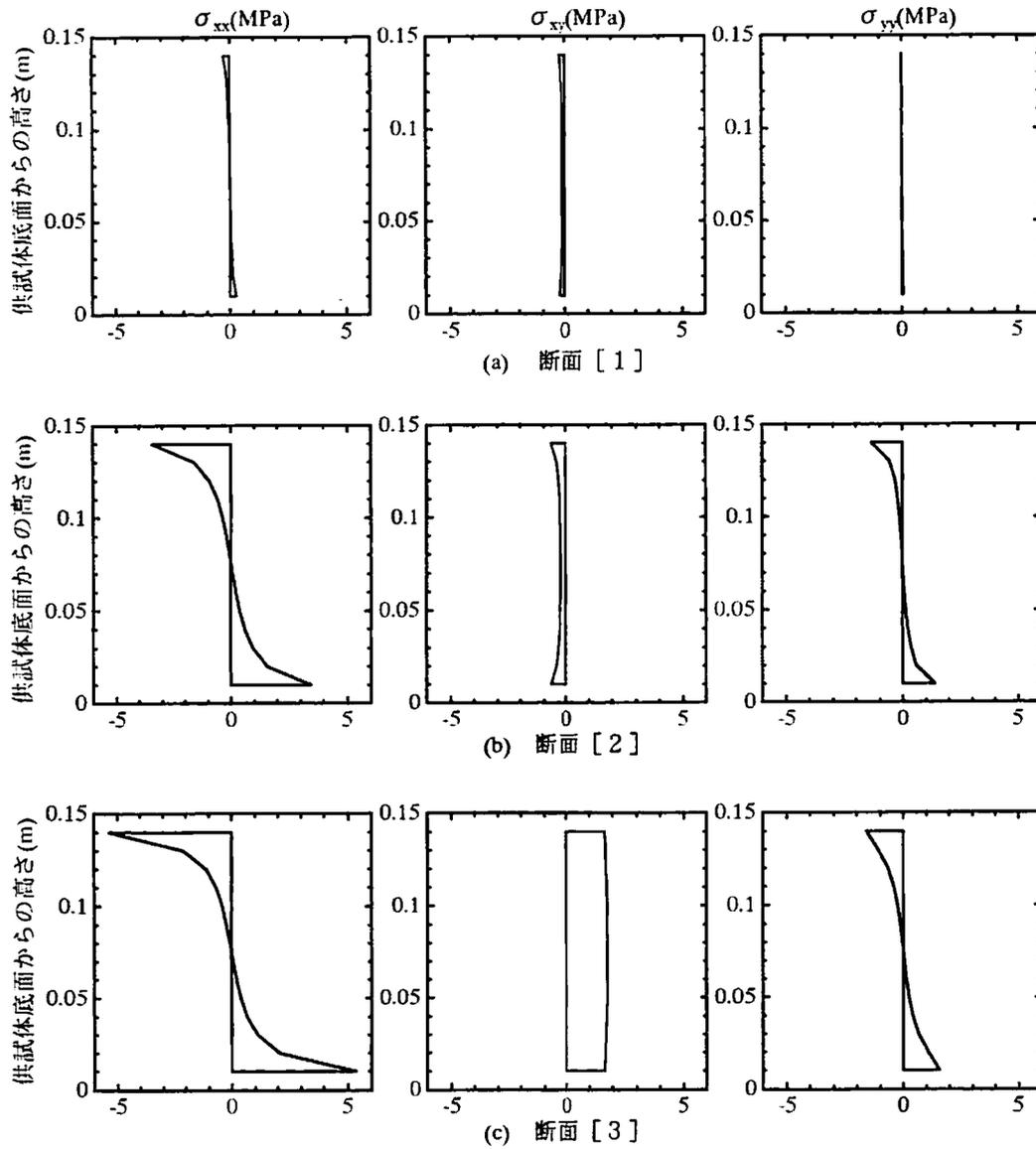


図 5-27 1 次変形モード時の内部応力分布

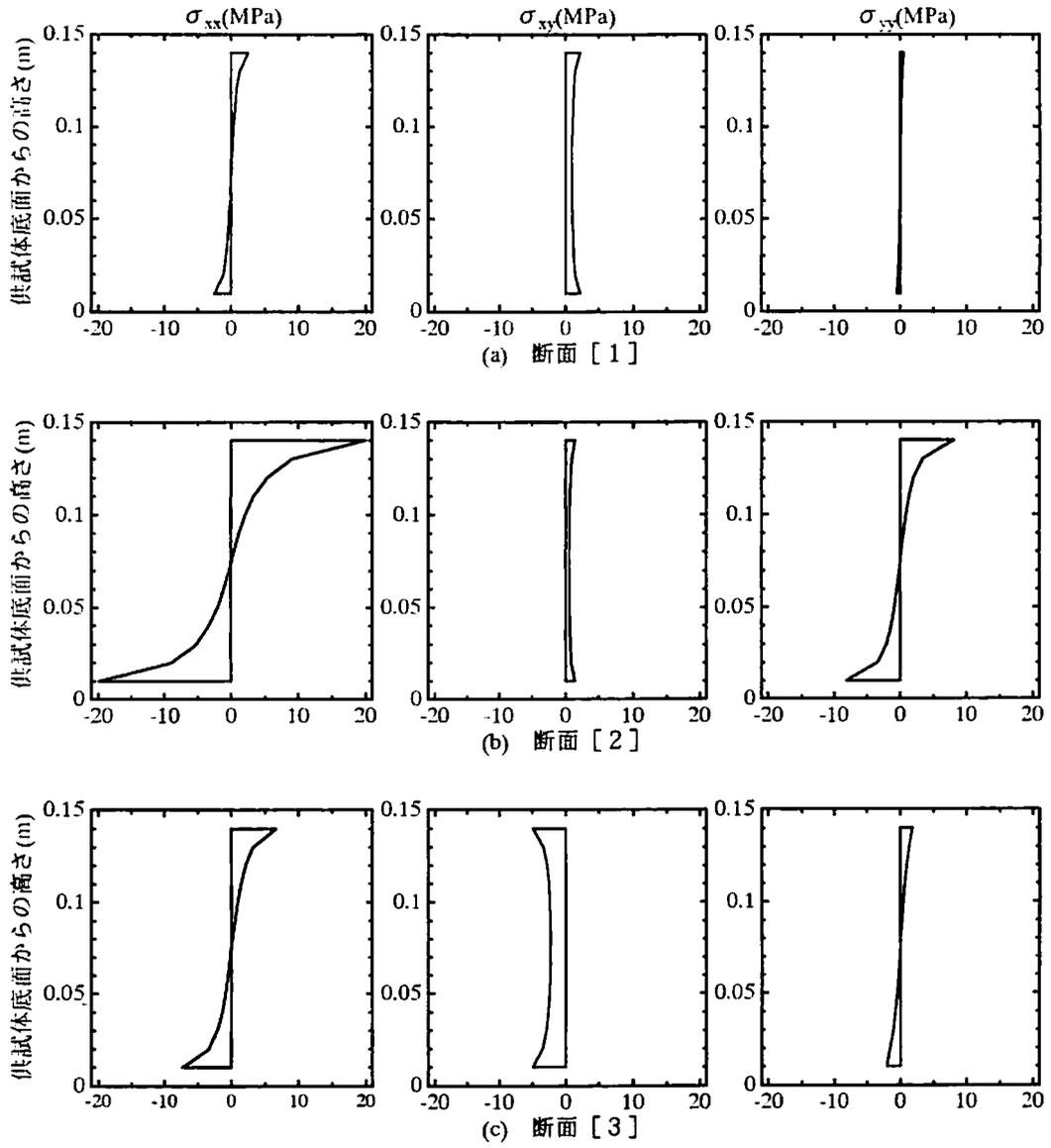


図 5-28 2次変形モード時の内部応力分布

図5-27 および図5-28 より， σ_{xx} ， σ_{yy} は，中立軸に対して，対称に応力が発生していることが分かり，いずれの断面においても軸方向応力 σ_{xx} が卓越している．1次変形モードにおいては， σ_{xx} ， σ_{yy} は，断面[1]，[2]，[3]と徐々に増大しているが，2次変形モードにおいては断面[2]で σ_{xx} ， σ_{yy} ともに最大となっている．これは図5-24の2次変形モードより中央部付近において，振動の振幅が大きくなっているためである．せん断力である σ_{xy} はいずれの変形モードに対しても，衝撃力による載加点の真下の断面[3]で増大している．

次に，図5-26中の点線で示す断面で得られた内部応力を静水圧成分 $(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})/2$ と偏差応力成分 $\sqrt{\left\{\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + (\sigma_{xy})^2\right\}}$ に分けて，これをプロットした．これらの応力成分についても，周波数により変形量が増加し，入力エネルギーがその都度変化することを考慮し，載荷点で $1\mu\text{joul}$ の衝撃エネルギーが与えられた場合に換算している．これらの結果を図5-29に示す．これは，引張りにより生じる静水圧成分は引張破壊と関係あり，偏差応力成分が，せん断破壊に深く関係していることに基づいている．コンクリート柱の高周波数振動において，偏差応力成分が大きな断面で，破壊やひび割れが発生しやすいことは，5.4節にて確認されている．

図5-29より，どのアスペクト比の場合においても，同一エネルギーに対する応力は，1次モードより2次モードが増大していることが分かる．1次モードの変形の場合には，アスペクト比に関係なく，載荷点において偏差応力成分が最大となっている．また，静水圧，偏差応力の大きさもアスペクト比にあまり関係なく同じような値を示している．しかし2次モードの変形の際には，載荷点の偏差応力は最大にならず，中央部の断面と載荷点断面との区間において，偏差応力が最大となる断面が現れている．これは図5-24の2次変形モードより，中央部の断面より，載荷点に近い断面位置で，変形量が最大となっているためである．またアスペクト比 $\beta=4$ の時は，載荷点の偏差応力成分が，偏差応力成分の最大の箇所に近い値であり，載荷の影響を強く受けているといえる．ところがアスペクト比が増大するにしたがって，その傾向が弱まり，アスペクト比 $\beta=6$ の時には，載荷点の偏差応力成分は，最大を示す箇所より，減少していく傾向が見られ，中央部の偏差応力よりもさらに小さい値を示している．

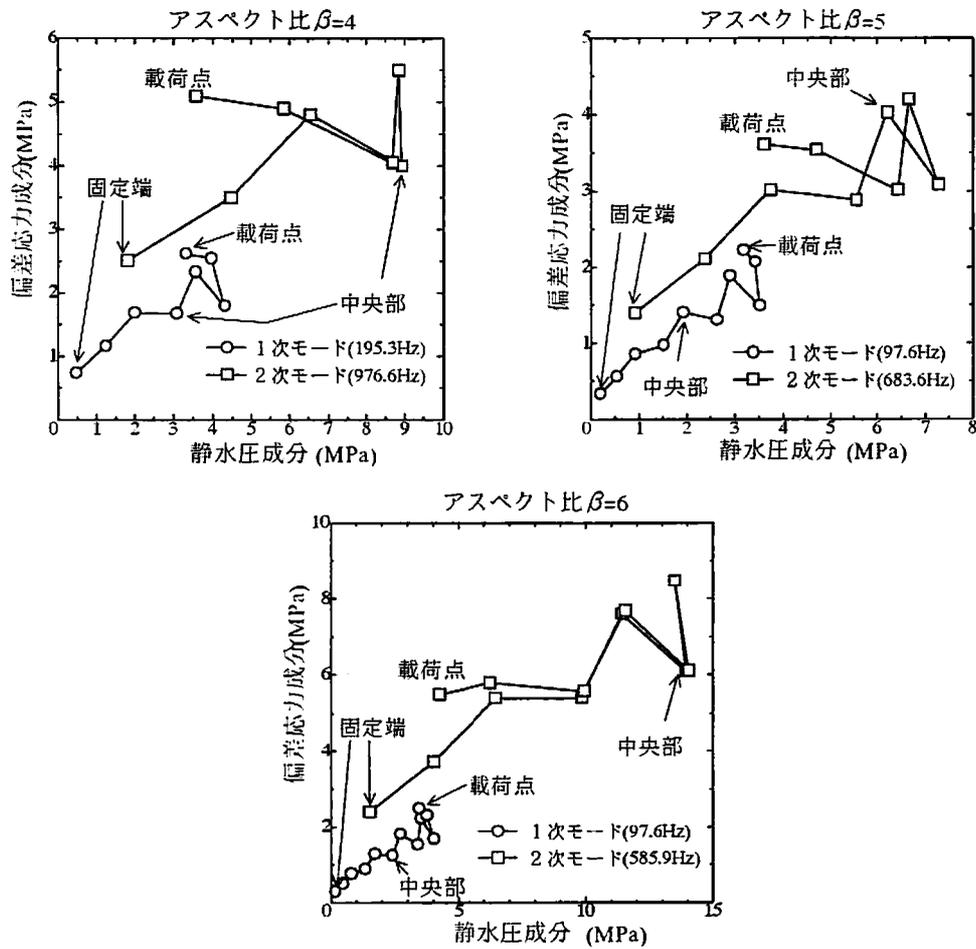


図5-29 1次および2次変形モード時の内部応力の静水圧成分と偏差応力成分の分布

(6) 破壊モードに関する考察

アスペクト比 $\beta=6$ とした供試体に、直径76mmの鋼球を2mの高さから落下させ、高い周波数を持つ衝撃力による破壊試験を行った。この試験において、鋼球の接触時間 $T_c=283\mu\text{sec}$ となり、上限周波数が約4400Hzとなる。図5-30に試験後の各供試体のひび割れ発生状況を示す。

軸鉄筋補強供試体では、鋼球を2回落下させた後にひび割れを確認することができた。ひび割れ箇所は、固定端付近と、図5-29で2次変形モード時

の偏差応力成分が2番目に大きい断面付近であった。一方、軸+帯鉄筋補強供試体では、鋼球を2回落下させた後、軸鉄筋補強供試体と同様に偏差応力成分が2番目に大きな断面付近でひび割れが確認された。そして、3回落下させた後に、偏差応力成分が最大の断面付近においてひび割れが確認された。いずれも曲げひび割れが観察されることが特徴的であり、偏差応力成分が大きな断面位置でひび割れが発生している。これより、偏差応力成分がひび割れの発生に大きく影響していると考えられる。

次にねじれの影響を観察するために、鋼球の落下位置を中立軸より5cmずらし、前述の実験と同様に、直径7.6cmの鋼球を2mの高さから落下させ、高周波衝撃による破壊試験を行った。

この実験においては、軸鉄筋補強供試体と、軸+帯鉄筋補強供試体のどちらにも曲げひび割れは観察されず、載荷点周辺のみひびが発生し、その後、複数回の鋼球の落下後に載荷点のみ破壊した。解析により、今回のモデル供試体では、供試体の形状による共振周波数が卓越し、ねじれによる影響はほとんど認められなかったが、破壊モードでもそれが確認されたと考えられる。

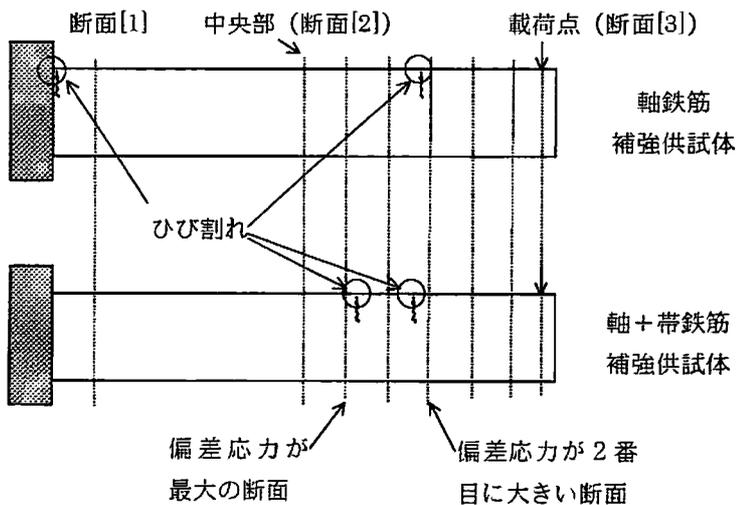


図5-30 アスペクト比6での破壊試験後のひび割れ状況

5.6 混合モードひび割れ進展加力周波数の関係

5.6.1 概説

ここでは、前節の5.5によって得られた鋼球落下試験における加力周波数による破壊モードの変化に関する成果を踏まえ、混合モードひび割れの進展方向が変化する現象に着目した。そこで、ノッチ付き供試体の鋼球落下試験とBEM解析による応力解析を行い、衝撃力が持つ周波数の影響とそれによる応力分布の変化について破壊力学に基づいて考察した。

5.6.2 実験概要

(1) 使用供試体

実験に使用するコンクリート供試体として、図5-31の正面図に示すような50×100×400mmの角柱コンクリート供試体を作成した。また破壊モードの比較を行うために、供試体下部中央および供試体中央から50mmの位置にノッチを設けた供試体も作成した。ノッチ付きの供試体を図5-31の下段に示す。コンクリートの配合を表5-10に示す。供試体の力学特性は、表5-11に示す。これは、標準円柱供試体(φ100×200mm)を同条件で打設し、打設後24時間空気中に放置した後に脱型を行い、28日間恒温室で水中養生した後、試験を行った結果である。

表5-10 コンクリート供試体の配合表

最大 粒径 (mm)	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)				混和剤 (cc)	スランプ ^o (cm)	空気量 (%)
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G			
20	50	48	172	344	830	1021	104	3.0	6

表 5-11 コンクリートの力学的特性値

圧縮強度(MPa)	引張強度(MPa)	ポアソン比
33.07	2.76	0.20

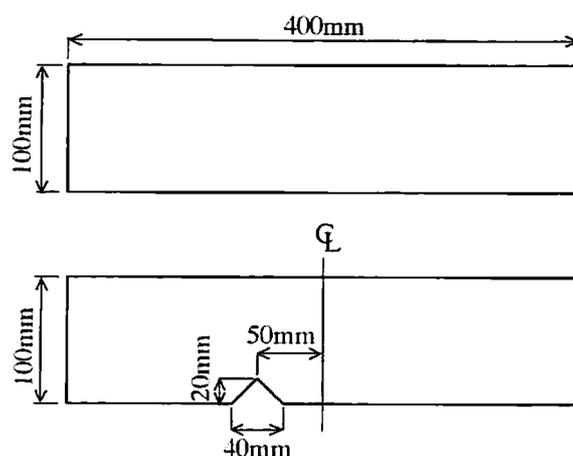


図 5-31 供試体図

(2) 鋼球落下試験

鋼球落下試験の概要を図 5-32 に示す。図 5-32 は、ノッチ付き供試体の例を示している。供試体を両端支持状態で保持し、供試体上面の中心線上に高さ 100mm から直径 30mm の鋼球を自由落下させた。鋼球の密度は 7781kg/m^3 、ポアソン比は 0.3 であるので接触時間および入力周波数の上限は式(1)、式(2)よりそれぞれ $T_c=151\mu\text{sec}$ 、 $f_{\text{max}}=8256\text{Hz}$ となる。鋼球落下試験によって生じた弾性波は載荷点より 50mm 離れた供試体上面に配置した加速度センサー（小野測器製 NP-3120）より検出し、弾性波の波形をパーソナルコンピュータに記録し、波形記録装置（AUTONICS 製 S121 オート・デジタルタイザ）にデジタル量として記憶させ、記録データをパソコンにより FFT 処理することにより周波数スペクトルを求めた。計測はサンプリングタイム $\Delta t=100\mu\text{sec}$ 、サンプル数 $N=1024$ とした。その結果、スペクトル分析可能な上限周波数の Nyquist 周波数は 5000Hz、基本周波数 Δf は約 9.767Hz となる。

また衝撃力の持つ周波数が破壊モードに及ぼす影響を調べるために、静的な荷重による3点曲げ試験と、直径76mmの鋼球を2mの高さから落下させる衝撃破壊試験を行った。それぞれの試験において、載荷点および供試体の支持条件は同様とした。

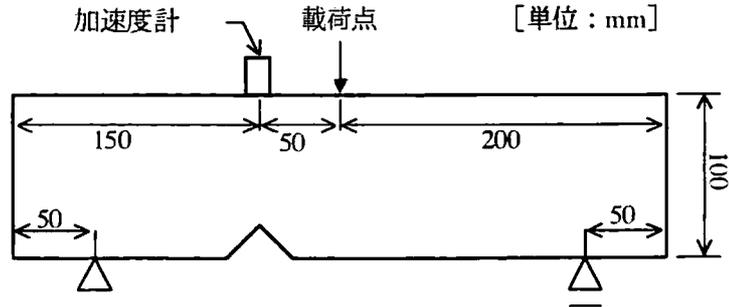


図5-32 鋼球落下試験

5.6.3 BEM 解析

2次元動的BEM解析として、任意の周波数 f での定常場の積分方程式を解くことにより境界上の変位を決定した。解析に用いたモデルを図5-33に示す。ノッチがないモデルは境界点数100、内部点数279となっており、ノッチ付きのモデルは境界点数100、内部点数275である。ここで、BEM解析においては均質体としての力学的特性が必要である。そこで密度は実測値より求めた 2480kg/m^3 、ポアソン比を表5-11より0.20とした。予備試験の結果、弾性波の波速が 4425m/s 、弾性係数が 43.1GPa となった。

解析においては外力の周波数 f を基本周波数 Δf の約 9.767Hz おきに連続的に変化させて解析することにより、供試体における解析上の周波数スペクトルを求めた。これにより、鋼球落下試験において得られた周波数スペクトルを解析によって再現することにした。また、解析によって求められた周波数スペクトルの周波数ピークにおいて内部点の応力解析を行った。

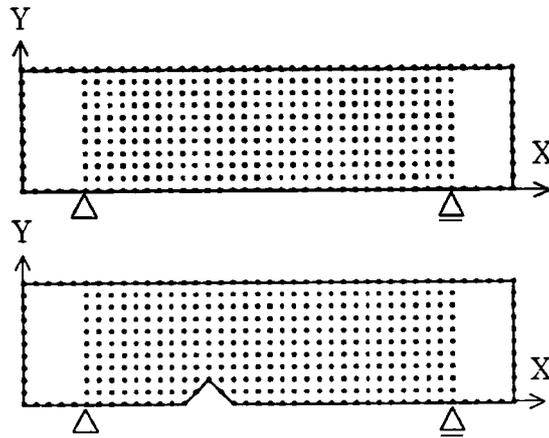


図 5-33 2次元 BEM 解析モデル

5.6.4 結果および考察

(1) 鋼球落下試験より得られた周波数スペクトル

鋼球落下試験によって得られた周波数スペクトルの結果を図 5-34 に示す。周波数スペクトルを比較してもノッチの影響はほとんど見られなかった。これはノッチがもたらす影響に比べ、供試体の形状が持つ共振周波数が大きいいためと考えられる。

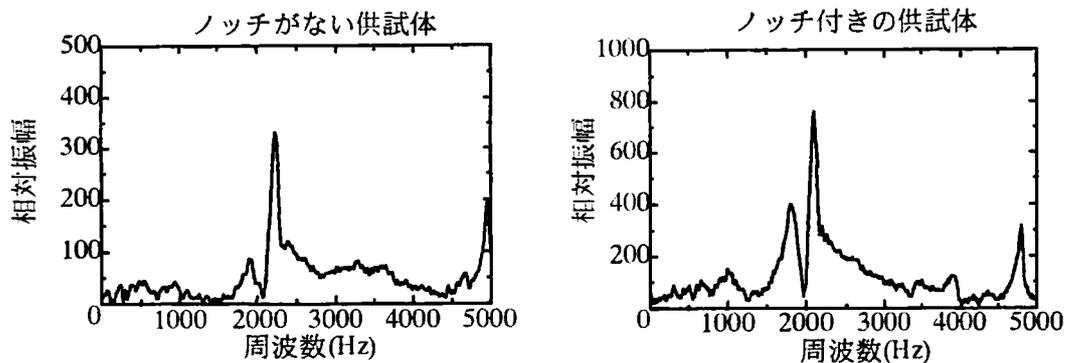


図 5-34 鋼球落下試験による周波数スペクトル

(2) BEM 解析による周波数スペクトル

次に BEM 解析によって求めた周波数スペクトルを図 5-35 に示す。ノッチがないモデルでは、図 5-35 中に示す矢印の位置に 2 つのスペクトルピークがあり、それぞれ 1298Hz, 2148Hz である。一方、ノッチ付きのモデルでは矢印で示す 3 か所、1337Hz, 2128Hz, 4404Hz にスペクトルピークが確認された。4404Hz のピークは他に比べ小さいピークではあるが、ノッチがないモデルには見られないためにノッチによる影響であると考えられる。また、2100Hz 付近のスペクトルピークは、実験でのスペクトルピークにも見られている。

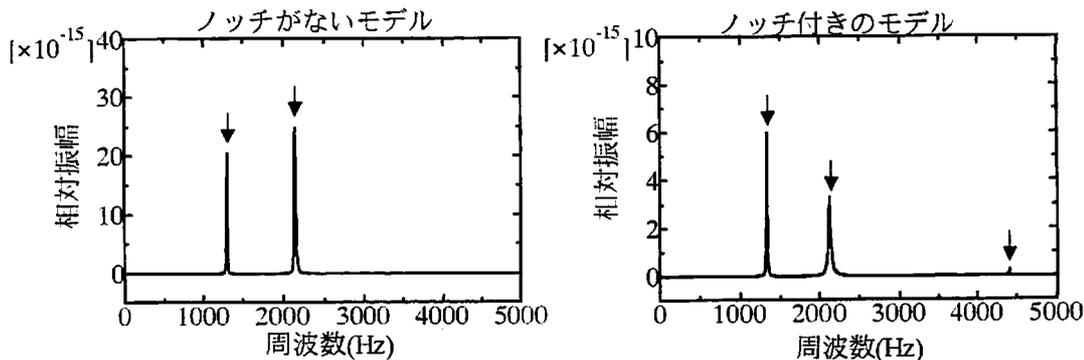


図 5-35 2次元 BEM 解析による周波数スペクトル

(3) 衝撃破壊試験

供試体の持つ周波数スペクトルを確認した後に、供試体を実際に破壊する実験を行った。直径 76mm の鋼球を 2m の高さから落下させ破壊させた。その場合鋼球の持つ上限周波数は第 4 章の式(4.8), (4.9)より 4397Hz となり、解析で得られたノッチの影響によるスペクトルピーク 4404Hz をほぼ含んでいる。この場合、荷重の最大値 F_{max} は、鋼球の質量、落下高さ、接触時間をそれぞれ m, h, T_c とすると $F_{max} = \frac{m\sqrt{2gh}}{0.637T_c}$ で求めることができ²⁹⁾、これより約 62500N である。実験後の破断面を図 5-36, 図 5-37 に示す。

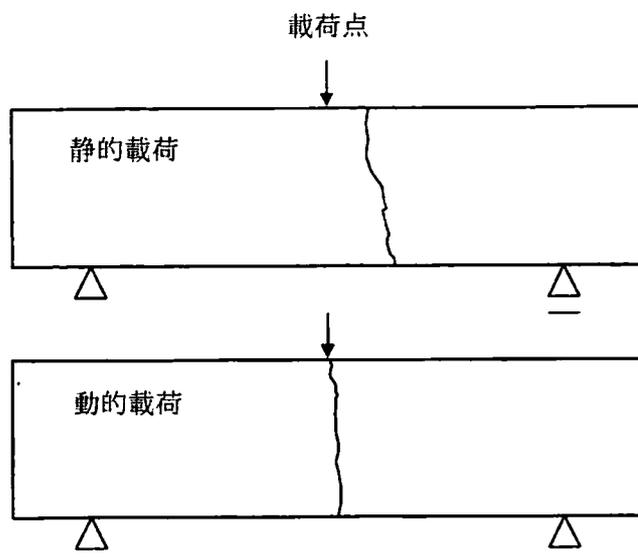


図5-36 ノッチがない供試体における破壊試験後のひび割れ状況

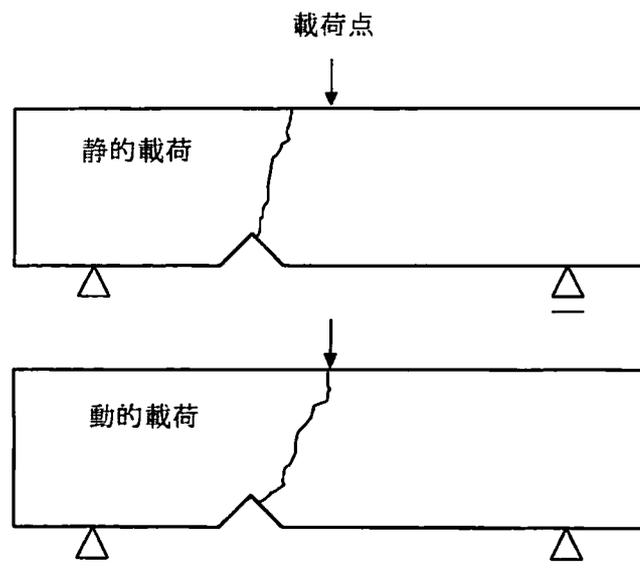


図5-37 ノッチ付きの供試体における破壊試験後のひび割れ状況

図5-36のノッチがない供試体においては、静的載荷実験では破断面が載荷点よりずれた位置に生じたのに対し、動的載荷においては載荷点真下に破断面が生じている。

図5-37のノッチ付きの供試体において、静的載荷による破断と動的載荷による破断を比較すると、静的載荷の場合、ひび割れがノッチから上方にのみ進展しており、載荷点までひび割れが達していないことが分かる。動的載荷の場合ひび割れはノッチと載荷点を結ぶようにひび割れが進展し破断している。これらの結果より、静的載荷と動的載荷を比較した場合、周波数が高くなったことがひび割れの進展方向を変化させたと考えられる。

図5-36、図5-37に示す結果はそれぞれ3体ずつ試験を行った結果の代表例であり、どの供試体においても同様の破壊性状を示しており実験の再現性を確認している。

(4) BEM 解析による変形モード

次に BEM 解析によるノッチがない供試体モデルとノッチ付きの供試体モデルの変形モードをそれぞれ図5-38、図5-39に示す。ただし、入力周波数が変化することにより入力エネルギーが変化することを考慮し、載荷点において $1\mu\text{joul}$ の入力エネルギーに換算した変形量であり、その実際の変位を10000倍にして示している。

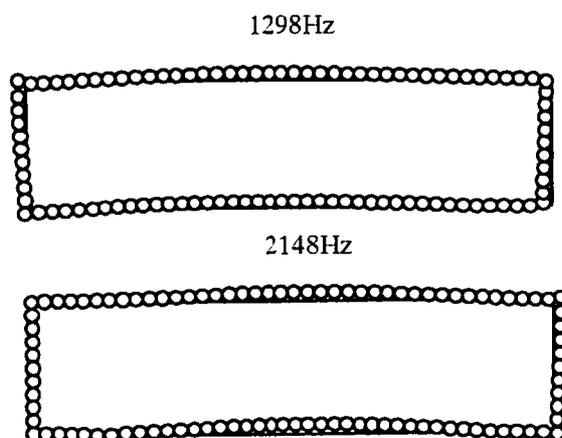


図5-38 2次元 BEM 解析によるノッチがない供試体モデルの変形モード

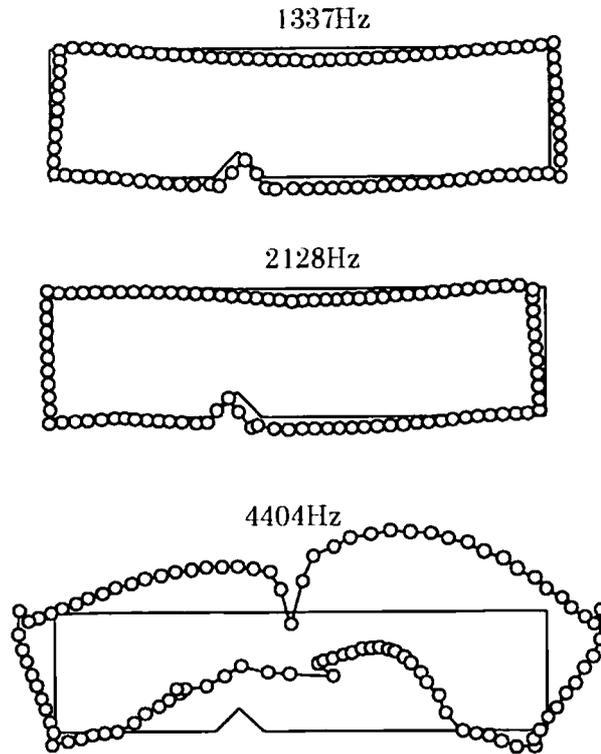


図 5-39 2次元 BEM 解析によるノッチ付きの供試体モデルの変形モード

図 5-38 より、ノッチがない供試体モデルにおける周波数スペクトルの 1 次ピーク、2 次ピークでは、ほとんど同じ曲げモードの変形モードを示していることが確認される。実際の破断は図 5-36 のように曲げモードで生じており、これが静的と動的载荷の影響が顕著に見られない原因と考えられる。一方、図 5-39 より、ノッチ付きの供試体モデルにおける変形モードを見ると、周波数スペクトルの 3 次ピークに当たる 4404Hz において同一のエネルギー入力に対して最も大きな変形が起きていることが分かる。また、周波数スペクトルの 1 次ピークと 2 次ピークの変形に大きな差がないのは、図 5-38 に示すノッチがない供試体の解析結果と同様である。このように解析でも 4404Hz の場合にのみ、ノッチの影響が認められた。

(5) BEM解析による内部応力の評価

そこで、各変形モードの内部応力を BEM 解析で求めた。応力も変位と同様に $1\mu\text{joul}$ の入力に対する応力に換算して評価した。その結果、ノッチがない供試体の内部応力 σ_{xx} , σ_{xy} , σ_{yy} は 1298Hz と 2148Hz の差異がわずかであり、周波数の影響をほとんど受けていないことが明らかとなった。これも破壊モードの差異のない理由だと考えられる。

ノッチ付きの供試体モデルの応力分布では、 σ_{xx} では周波数の影響が小さく、 σ_{xy} では多少の影響が見られた。最も影響を受けたのが σ_{yy} であり、代表例として図 5-40 に 1337Hz と 4404Hz における σ_{yy} の応力分布図を示す。

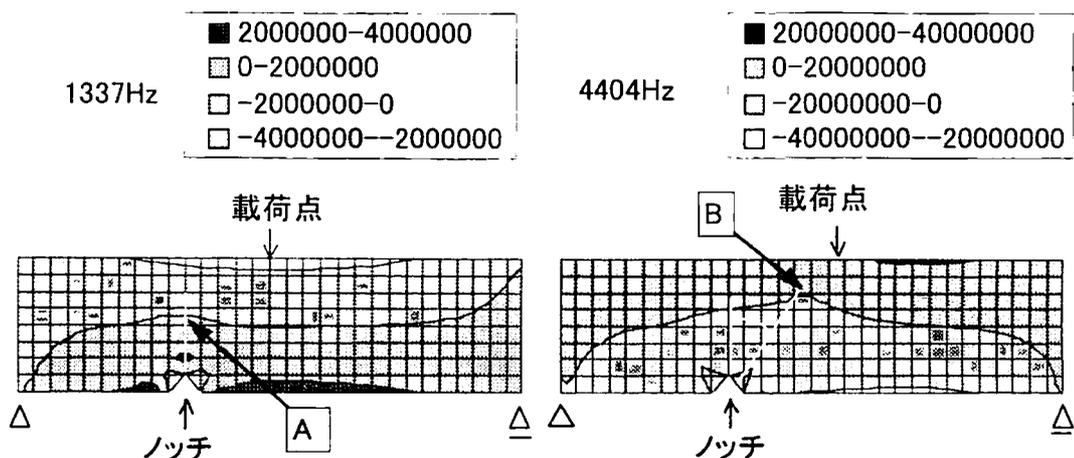


図 5-40 ノッチ付き供試体モデルの σ_{yy} の応力分布

図 5-40 より 4404Hz の方が大きな応力が発生しており、これは図 5-39 に示す $1\mu\text{joul}$ に対する変位が 4404Hz の方が大きいことに対応すると考えられる。また図 5-40 中に示す A, B のように応力分布の変化する部分が 4404Hz では载荷点側に動いている。このことに着目し、線形破壊力学³⁰⁾の理論を用いて考察した。ノッチ位置上の鉛直方向に対してのノッチ先端部から点 A, 点 B のなす角度をそれぞれ θ_A , θ_B とすると $\theta_A = 0^\circ$, $\theta_B = -40^\circ$ である。線形破壊力学の理論によると σ_{yy} は式(5.3)のように表すことができ、 K_I , K_{II} は応力拡大係数と呼ばれるもので K_I 成分が多いほど引張卓越の破壊モードであ

り， K_{II} 成分が多いほどせん断卓越の破壊モードであるといえる．式(5.3)より 1337Hz の場合は K_I のみとなり引張卓越モードと判定でき，4404Hz の場合 K_I ， K_{II} がほぼ同じ割合となり引張とせん断が混在した混合モードと判断することができる．

$$\begin{aligned} \sigma_y = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ \frac{3}{4} \cos(\theta/2) + \frac{1}{4} \cos(5\theta/2) \right\} \\ & + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ -\frac{5}{4} \sin(\theta/2) - \frac{1}{4} \sin(5\theta/2) \right\} \end{aligned} \quad (5.3)$$

5. 7 第5章のまとめ

この章では、鉄筋コンクリート柱の高周波数成分を含んだ衝撃的な外力による動的挙動および破壊挙動を、鋼球落下試験と境界要素法を用いた解析によって検証した。「5. 4」「5. 5」「5. 6」節で得られた結果を総合して取りまとめると以下のような結論が導かれる。

- (1) 直立させた供試体の BEM 解析から、高周波数成分を持った衝撃力の場合にも上下動よりも水平力による変形が卓越していることが認められた。
- (2) 衝撃による水平動が鉄筋コンクリート柱に作用した際の共振周波数は、アスペクト比 β が増大するに従い、低下することが確認され、共振周波数の1次ピーク、2次ピークにおいて、それぞれ1次モード、2次モードの変形モードを示すことが、2次元および3次元動的 BEM 解析の振動モードから確認された。
- (3) 水平動による変形に伴う供試体の内部応力を静水圧成分と偏差応力成分に分けてプロットすることにより、1次変形モード時には、アスペクト比に関係なく載荷点下の断面において偏差応力成分が最大となることが明らかとなった。2次変形モードにおいては、アスペクト比が増大するにともない、載荷点下の断面の偏差応力成分は、他の断面のピーク値より相対的に減少していく傾向が見られた。このことより、阪神淡路大震災で被害を受けたコンクリート柱の柱中央部での破壊は、水平方向の高周波数振動の影響により、偏差応力成分が大きな断面で破壊した可能性が考えられる。
- (4) ノッチ付きの供試体の静的載荷による破断と動的載荷による破断を比較した場合、入力を持つ周波数が高くなった結果、ひび割れの進展方向が変化することが確認された。
- (5) BEM 解析により求めた内部応力を線形破壊力学の理論を用いて考察した結果、入力を持つ周波数が低い場合では引張卓越モードを示し、入力周波数が高い場合では引張とせん断が混在した混合モードを示すことが認められた。これは鋼球を用いた衝撃破壊試験の結果と対応しており、入力周波数が高くなった結果、ひび割れの進展方向が変化し、破壊モードが引張卓越モードから引張とせん断が混在した混合モードへと変化することが明らかとなった。

以上のことより，衝撃力が作用するコンクリート柱の動的挙動において，は水平動による影響が上下動による影響を卓越している．変形モードは，その衝撃力の周波数成分が作用することにより，2次や3次モードを示す可能性がある．それに伴い静的外力が作用する場合と比較すると，内部応力分布は複雑になり，破壊挙動の変化やひび割れの進展方向に変化を及ぼす．それらは応力分布の偏差応力成分が増大している箇所破壊が生じ，破壊力学に基づき考察することによりひび割れ進展の変化が説明できる可能性が示された．

第5章 参考文献

- 1) 兵庫県南部地震による道路橋の震災に関する調査中間報告書(案), 兵庫県南部地震道路橋震災対策委員会, 1995.3.
- 2) 土木学会阪神大震災震災調査調査第二次報告資料, 土木学会, 1995.3.
- 3) 平成7年度兵庫県南部地震被害調査報告書(第一報)(第二報), 鹿島建設, 1995年2月1日, 1995年3月31日
- 4) 「阪神大震災(兵庫県南部地震)」調査報告-第1~第4報, 竹中工務店, 1995年1月31日, 2月15日, 3月31日, 10月31日
- 5) 1995年1月17日兵庫県南部地震調査報告速報(1)-建設構造物被害写真-, 大林組技術研究所, 1995年1月31日
- 6) 平成7年(1995年)兵庫県南部地震調査報告書, 大林組技術研究所, 1995年3月
- 7) 阪神大震災写真集, シバタ工業, 1995年4月
- 8) 1995年兵庫県南部地震調査報告書, 清水建設技術研究所, 1995年2月28日
- 9) PRELIMINARY REPORT ON THE GREAT HANSHIN EARTHQUAK OF JANUARY 17, 1995, DPRI News Letter Special Issue, 京都大学防災研究所, 1995.5.
- 10) 大林組技術研究所報特別号1996, 大林組技術研究所, 1996年8月
- 11) 兵庫県南部地震による道路橋の震災に関する調査中間報告書(案), 兵庫県南部地震道路橋震災対策委員会, 1995年3月
- 12) 高田直俊:「突き上げるような上下動」はどこへいった, 土と基礎, 地盤工学会, Vol.44, No.3, pp.13-15, 1996.3.
- 13) 園田恵一郎, 小林治俊:兵庫県南部地震における土木構造物の衝撃的破壊の事例, 大阪市立大学工学部紀要・震災特別号, pp.163-168, 1997.1.
- 14) 高田直俊:衝撃的上下動による構造物被災, 大阪市立大学工学部紀要・特別震災号, pp.157-162, 1997.1.
- 15) 園田恵一郎:阪神大震災における土木構造物の衝撃的破壊について-地盤と構造物の相互作用の応力波解析による検討-, 第3回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム論文集, pp.327-336, 1996.6.
- 16) 竹宮宏和, 堀内深:衝撃的地震動によるRC構造物の引張破壊現象の可能性, 第3回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム論文集, pp.133-138, 1996.6.
- 17) 石原和典, 石川達也, 余国雄, 田邊忠顕:衝撃荷重を受けるRC柱の波動応力場から振動場への移行状態に関する考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, pp.513-518, 1997.7.

- 18) 石川達也, 石原和典, 余国雄, 田辺忠顕: 衝撃的地震動を受ける RC 橋脚の動的応答解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, pp.525-530, 1997.7.
- 19) 宮本文穂, 小野紘一, 北村八朗, 井上正一: RC 橋脚の損傷に及ぼす衝撃的上下動の影響に関する一考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.2, pp.269-274, 1996.6.
- 20) 松浦靖治, 澤野嘉延, 金好昭彦, 宮本文穂: RC 橋脚の動的応答解析による損傷評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.2, pp.275-280, 1996.6.
- 21) 佐藤昌志, 小山田欣裕, 谷本俊充, 岸徳光: 衝撃的荷重を受ける RC 柱の動的挙動に関する実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.21, pp.969-974, 1997.6.
- 22) 別府万寿博, 香月 智, 石川信隆, 宮本文穂: 衝撃突き上げ装置による RC 橋脚模型の輪切りひび割れに関する実験的研究, 土木学会論文集, No.577/I-41, pp.165-180, 1997.10.
- 23) 吉田紘一, 佐藤昌志, 谷本俊充, 今野久志: RC 橋脚模型基部に衝撃的加速度が作用する場合の動的応答性状に関する実験研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.3, pp.991-996, 1998.6.
- 24) 谷村眞治: 衝撃的破壊 (その対策は十分か), 科学, Vol.67, pp.420-423, 1997.6.
- 25) 材料・構造物の衝撃的破壊現象とその防止に関する調査報告, 地震予知総合研究振興会, 1997.3.
- 26) 日本道路協会: 落石対策便覧, 丸善, 1983.
- 27) 日本道路協会: 防護柵設置要綱, 丸善, 1973.
- 28) M.Ohtsu: On High-Frequency Seismic Motions of Reinforced Concrete Structures J.Materials, Concrete Structures and Pavements JSCE. No.544/V-32, pp.277-288, 1992.6
- 29) 白鳥雅也・桧貝 勇・岡村雄樹: 軽い衝撃を受けるコンクリート部材の応答解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, pp.679-684, 1992.6.
- 30) 岡村弘之: 線形破壊力学入門, 培風館, 1976.

第6章 インパクトエコー法の内部欠陥評価への適用

6.1 概説

インパクトエコー法は、弾性的な衝撃力により入力された弾性波を利用する非破壊検査手法の一つであり、近年コンクリート構造物の内部欠陥検出手法と注目をされている¹⁾。また、それに類似した手法もコンクリート構造物の非破壊検査手法として広く適用されている。それらは、超音波法、打音法、衝撃応答法などであり、これらは大まかに応力波法として区別される²⁾。しかし、正確にはインパクトエコー法を含めたこれらの手法は、弾性波法として区分されるべきである。なぜならば、先ほど述べたすべての非破壊検査手法が、コンクリート構造物内部を伝播する弾性波をセンサーにより検出し、その弾性波を利用した検査手法のためである。

インパクトエコー法の発展は、近年における4つの大きな躍進により説明することができる³⁾。一つは、有限要素法(FEM)をもちいた数学的解析手法の進歩がある。これは形状効果の理論的裏付けを導びき、コンピュータ解析によるインパクトエコー法の現象の解明に貢献した。二つめは、衝撃力として鋼球を使うことであり、これはインパクトエコー法を用いた調査における周波数帯を決定するための *Herz* の理論を適用を可能にした。三つめは、センサーおよび計測装置の進歩であり、四つめはコンピュータを利用した高速フーリエ変換による計測波形の周波数スペクトルの利用である。

この章では、インパクトエコー法の問題点を明確にする。そして、インパクトエコー法をポストテンションタイプのプレストレストコンクリート(PC)で問題となるグラウトの充填不良によるシース管内部の空隙の検出に適用し、その有効性について検証した。また、次元解析による波長と寸法の比の無次元パラメータに基づきインパクトエコー法の検証を行い、シース管内部の空隙の検出に有利な条件を提案した。

6.2 インパクトエコー法の問題点

6.2.1 弾性波を生じさせるインパクトの上限周波数の影響

インパクトエコー法は、インパクトによる衝撃の入力、センサーによる弾性波の検出、検出波形をFFT (*Fast Fourier Transform*) 処理後ピーク周波数を決定するという3つの段階より成り立つ。それぞれの段階が関連した問題をもっており、それらを図6-1に示す。図6-1(a)衝撃力の周波数成分の影響、図6-1(b)センサーの周波数特性の影響、図6-1(c)は検査対象の周波数スペクトルと実際に得られる周波数スペクトルが異なる問題を示している。Herzの理論によると、図6-1の(a)において、鋼球落下によって生じる衝撃力は、接触時間 T_c を持っており、鋼球の直径に大きく依存しているとされる。Sansaloneら¹⁾によれば、接触時間 T_c は、鋼球の直径を $D(m)$ とすると、もっとも簡潔な式として式(6.1)のように表される。

$$T_c = 0.0043D \quad (6.1)$$

そして、図6-1(a)の実線による曲線で示す衝撃力の上限周波数 f_c は、式(6.2)のように表される。

$$f_c = \frac{1.25}{T_c} \quad (6.2)$$

内部に小さな欠陥をもつ厚さ1m以上のコンクリートを十分伝播することのできる弾性波を衝撃力により入力するには、鋼球の直径は少なくとも10mm以上必要である。式(6.1)、(6.2)より、直径10mmの鋼球を使用した場合、衝撃のもつ上限周波数 f_c は29kHzほどである。図6-1(a)中の破線で描かれた検査対象の周波数スペクトルは2つのピーク周波数を含んでいると仮定しているが、これらの2つのピーク周波数を明確にするためには、鋼球のもつ上限周波数 f_c がこの2つのピーク周波数より高くなければならない。

インパクトエコー法によれば、欠陥の深さ H に対する共振周波数 f_r は式(6.3)から得られる。

$$f_r = C \frac{C_p}{2H} \quad (6.3)$$

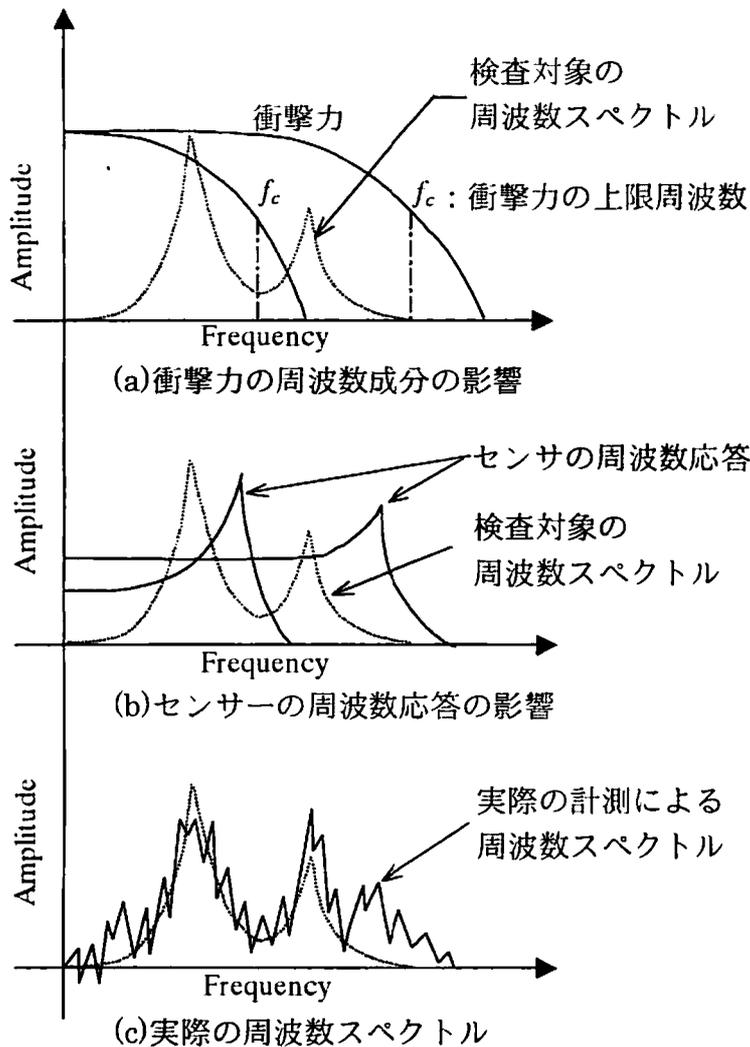


図 6-1 インパクトエコー法の周波数問題

ここで、 C は形状係数、 C_p は P 波の波速である。普通コンクリートの場合、 v_p は約 4000m/s である。そこで、深さ $H=0.06\text{m}$ で形状係数 $C=1$ の場合を仮定すると、共振周波数 $f_r=33.3\text{kHz}$ となる。この場合、直径 10mm の鋼球を用いたインパクト試験では鋼球のもつ上限周波数が 29kHz であり、共振周波数 $f_r=33.3\text{kHz}$ を明確に検出することは困難である。よって、衝撃力は強く、かつ高い周波数成分を入力できることが望ましい。しかし、鋼球落下による衝撃力のもつ上限周波数 f_c は式(6.1),(6.2)より簡単に決定することができるが、小さな鋼球落下によるエネルギーはそれほど大きくなく、その結果波形計測

において高いレベルのノイズが記録される。それ以外に、鋼球による衝撃力はコンクリート表面の破壊を引き起こし、そのため不正確なデータが記録される原因となりうる。衝撃力の上限周波数は、検査対象の内部欠陥による共振周波数まで含むことが重要であることが知られており、新たなインパクト入力装置の開発が望まれる。

6. 2. 2 計測装置の周波数応答の影響

図6-1(b)に示すように、計測装置の周波数応答、特に実線で示すセンサーの周波数特性も、破線で示す検出対象の共振周波数を含むような周波数領域をもつ必要がある。製品として使用されているインパクトエコーの装置についてデビス棒の技術を適用し試験した⁴⁾。その結果を図6-2に示す。その結果、計測装置の周波数応答は、40kHz程度までの周波数領域まで含んでいることが確認された。これは、58kHz程度までの上限周波数をもつ直径5mmの鋼球を使用した場合でも、共振周波数が40kHz以上に存在する場合には問題となる。そこで本研究では、この計測装置は使わず、衝撃力による弾性波を計測するための加速度計のみ利用する。

FFT（高速フーリエ変換）解析において、周波数スペクトルは、通常図6-1(c)の実線で示すように多くのピーク周波数をもつ。よって、周波数スペクトルより内部欠陥などによって発生する特徴的なピークを検出するのは容

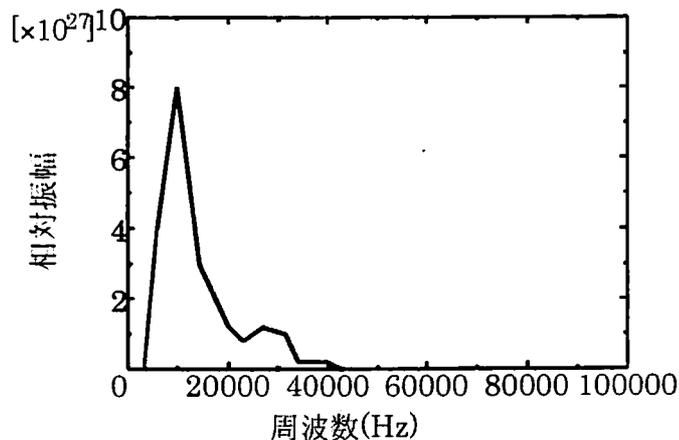


図6-2 インパクトエコー計測装置の周波数特性

易ではない。さらに、ピーク周波数の振幅が、欠陥もしくは構造物の状態の変化に関係するものであるかは不確かである⁵⁾との報告もある。

6.3 インパクトエコー法によるPCグラウト充填度評価

6.3.1 PCグラウト充填度評価の重要性

我が国では、戦後の国土復興と高度経済成長の社会基盤を支えるため大規模な土木構造物の建設が進められ、それらはその役割を十分に果たしている。しかし、建設後20年以上供用されてきた鋼構造物やコンクリート構造物の中には幾種かの損傷が進行しつつあり、構造物の耐荷力を損なうものも見られる⁶⁾。特に最近では、PC構造物でのケーブルの損傷やグラウトの充填不良による問題が発生しており、予防保全を目的とした損傷有無の確認調査手法の開発が望まれている^{7)~10)}。また、車間大型化対策の床板補強や、鋼板接着による耐震補強工事でも工事前の現状把握や施工確認の調査手法として非破壊調査が注目され始めている。

現在、鋼構造物の非破壊調査は超音波探傷試験をはじめとして多種多様に実施されている。一方、コンクリート構造物の品質や発生したひびわれの調査は、シュミットハンマーによる強度推定や超音波透過試験による品質推定などの非破壊調査が実用化されており、ASTM¹¹⁾等にも調査手法が示されている。しかし、コンクリート構造物の損傷についての調査手法は十分に完成されたものではなく、調査が必要な項目をすべて明らかにすることはできない。橋梁の老朽化が益々進む今後、実橋で発生している損傷を十分に把握し、超音波や衝撃弾性波を用いた非破壊検査法の技術開発が必要である。

PC構造物でのグラウトの充填不良を検出する手法として非破壊検査手法の1つである衝撃弾性波法およびインパクトエコー法による研究が盛んに行われている^{12)~18)}。しかし、6.2で述べたように、様々な要因により、明確に内部欠陥の影響を周波数スペクトルにより検出することは容易ではない。現状としては、衝撃弾性波法およびインパクトエコー法により検出される波形や周波数巣スペクトルを使用した新たな内部欠陥検出のための手法が検証されている状況であり、グラウト充填度の非破壊検査手法・評価技術が確立されているとは言い難い。

6.3.2 シース管内部の空隙の検出原理

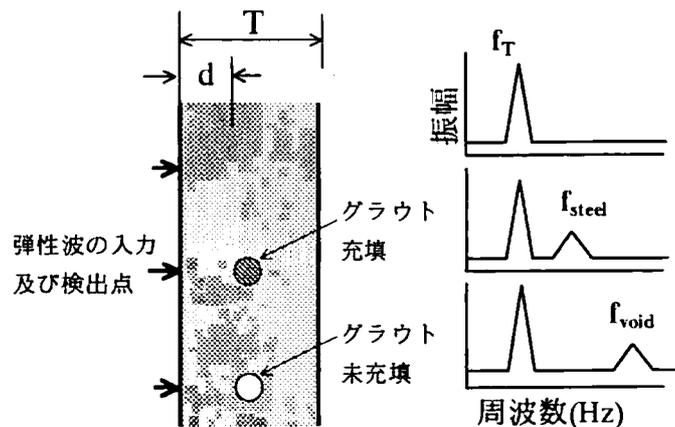
インパクトエコー法¹⁾の原理によれば、PCグラウト部で得られる周波数スペクトルでは、板厚によるピーク周波数 f_T 、シース管での反射によるピーク周波数 f_{steel} 、シース管内部の空隙での反射によるピーク周波数 f_{void} が出現すると考えられており、その概要を図6-3に示す。これらのピーク周波数は、P波の伝播速度を C_p とすると、それぞれ以下の式(6.4)、式(6.5)、式(6.6)のように表される。ここで、式(6.4)、式(6.6)中に見られる係数0.96は式(6.3)中の形状係数 C に相当するものであり、インパクトエコー法の原理と直接関連するものではない。

$$f_T = 0.96C_p / (2T) \tag{6.4}$$

$$f_{steel} = C_p / (4d) \tag{6.5}$$

$$f_{void} = 0.96C_p / (2d) \tag{6.6}$$

ここで、 C_p はP波の波速(m/s)、 T は部材の厚さ(m)、 d はシース管までのかぶり厚(m)である。PC構造物のグラウト充填度の評価を行うには、式(6.6)により求められる空隙によるピーク周波数 f_{void} の検出が重要となる。



- f_T : 板厚によるピーク周波数
- f_{steel} : シース管によるピーク周波数
- f_{void} : シース未充填による空隙のピーク周波数

図6-3 インパクトエコー法によるグラウト未充填部検出の原理

6.3.3 実験概要

(1) 使用供試体

PC グラウトの充填度を検討するために図 6-4 のような 250×250×1000mm の供試体を作成した。グラウトが充填されておらず空隙が存在する部分としてφ=30mmのシース管を供試体断面中央に埋設している。ここではシース管を埋設していない部分を、シース管内にグラウトが充填されて空隙がない状態として仮定した。コンクリートの配合を表 6-1、28 日間水中養生後の力学的特性を表 6-2 に示す。

ここで圧縮強度，引張強度，弾性係数，ポアソン比は，標準円柱供試体（φ100×200mm）を同条件で打設し，材齢 28 日のものを 1 軸圧縮試験および割裂試験を各 3 本ずつ行った平均値である。なお予備試験により弾性波の波速 $C_p=4496\text{m/s}$ である。

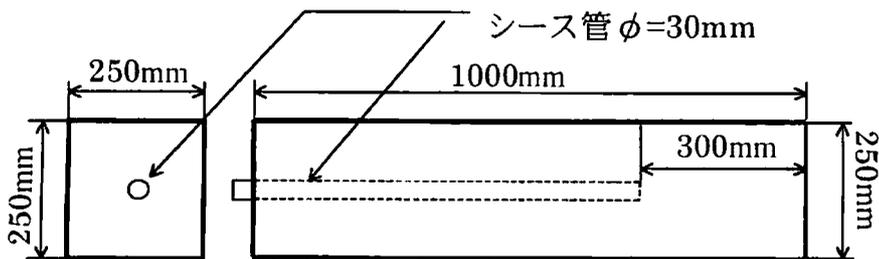


図 6-4 シース管を埋設した供試体

表 6-1 コンクリートの配合表

最大 粒径 (mm)	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)				混和剤 (cc)	スランプ° (cm)	空気量 (%)
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G			
20	50	48	172	344	830	1021	104	3.0	6

表 6-2 コンクリートの力学的特性値

引張強度 (MPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
2.76	33.07	27.37	0.20

(2) 鋼球落下試験

高周波数の外力を入力するために、鋼球落下試験を行った。その概要を図 6-5 に示す。供試体を両端支持状態で保持し、供試体上面の中心線上に高さ 100mm から直径 11mm, 20mm, 30mm, 40mm の鋼球をそれぞれ自由落下させた。鋼球の密度は 7781kg/m^3 、ポアソン比は 0.3 であるので接触時間および入力周波数の上限は第 4 章の式(4.8), 式(4.9)より表 6-3 のようになる。この値は式(6.1), (6.2)より求める値の 7 割程度となっており、各衝撃力は表 6-3 に示す上限周波数を十分に満たしていると考えられる。

鋼球落下試験は鋼球をシース管埋設箇所の上部の鋼球落下点 A に落下させ、それにより発生した弾性波を同一面の加速度計 A1 と反対面の加速度計 A2 によって検出した。また同様にシース管がない箇所の上部の鋼球落下点 B に対して、加速度計 B1, 加速度計 B2 で計測を行った。ここで、A1, B1 では供試体端部からの距離とシース管の埋設深さが等しくなったため、計測波形には端部からの反射波の影響が含まれると考えられる。ここで、鋼球落下試験の代表例を、表 6-4 に実験①~⑧と分類しておく。

弾性波の計測において、センサーは加速度計（小野測器製 NP3210）を使用し、波形記録装置（AUTONICS 製 S121 オート・デジタイザ）にデジタル量として記憶させ、記録データをパソコンにより FFT 処理することにより周波数スペクトルを得た。計測時のサンプリングタイム $\Delta t = 10\mu\text{sec}$ 、サンプル数 $N = 1024$ とした。その結果、スペクトル分析可能な上限周波数で Nyquist 周波数は 50kHz, 基本周波数 Δf は約 97.7Hz となる。

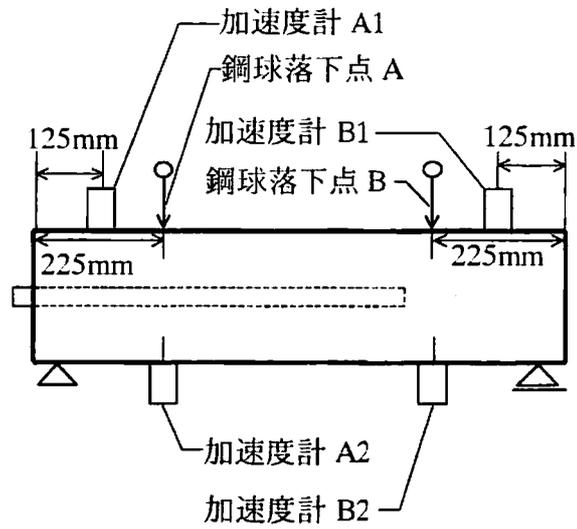


図 6-5 鋼球落下によるインパクト入力位置
及び加速度計による弾性波検出位置

表 6-3 鋼球の直径と上限周波数

鋼球の直径 (mm)	接触時間 (μ sec)	上限周波数 (Hz)
11	65	19260
20	118	10593
30	177	7062
40	236	5297

表6-4 実験の種類と名称

鋼球落下点	鋼球直径(mm)	加速度計の位置	実験名称
A	11	A1	実験①
		A2	実験②
	40	A1	実験③
		A2	実験④
B	11	B1	実験⑤
		B2	実験⑥
	40	B1	実験⑦
		B2	実験⑧

6.3.4 結果および考察

鋼球落下試験によって得られた周波数スペクトル図を図6-6、図6-7に示す。ここでは、表6-4に示した条件による結果のみを示す。

図6-6、図6-7に示す実験①②と③④、⑤⑥と⑦⑧を比較することにより、鋼球の大きさを変化させると、鋼球の接触時間すなわち上限周波数に変化し、周波数スペクトルの結果に大きく影響することが分かる。鋼球の影響としては、鋼球の直径が小さくなるほど、つまり接触時間から求めた上限周波数が高くなるほど高い周波数のスペクトル成分がより顕著に検出されている。これは低い周波数帯の入力においては、その周波数以上にある周波数スペクトルの影響が過小評価される可能性を示唆している。このことから、 f_{void} 、 f_T などのスペクトルピークを確実に得るためには、入力の周波数帯をそれらより高くする必要があることが分かる。

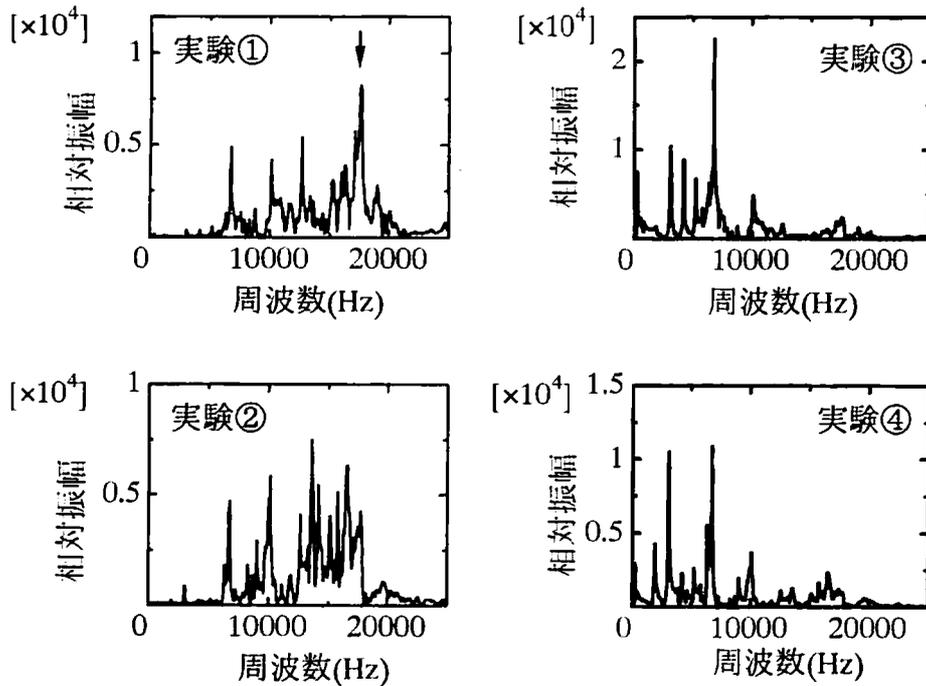


図6-6 グラウト未充填による空隙が存在する断面での周波数スペクトル

今回の供試体では、シース管内部の空隙の影響を示すスペクトルピーク f_{void} は、鋼球落下点と同一面で弾性波を検出する場合を考えると、式(6.6)より $f_{void}=17500(\text{Hz})$ 程度である。よって f_{void} の影響を検出するためには、表6-3の結果より、直径11mmの鋼球を落下させる必要があることが確認された。

鋼球落下点と同一面の加速度計で計測した結果において、(図6-6, 実験①中の矢印参照) グラウト未充填によりシース管内部に空隙が存在する断面位置で、理論上検出されるであろう $f_{void}=17500\text{Hz}$ 周辺のところ、突出したスペクトルピークが見られる。しかし、同様の条件でシース管がない断面位置においても17500Hz周辺にスペクトルピークが見られ(図6-7, 実験⑤), これらの周波数スペクトルのピークからだけでは、シース管内部の空隙の存在を判断することは困難であることがわかる。これも端部からの反射が影響している考えられる。

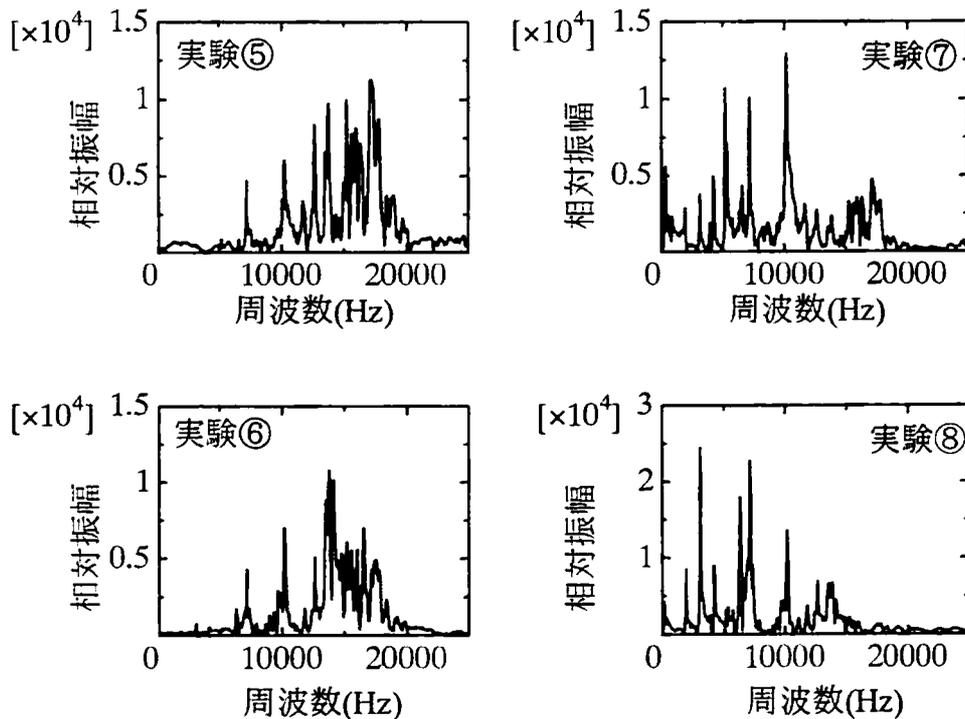


図6-7 シース管がなく空隙が存在しない断面での周波数スペクトル

そこで、シース管内部の空隙によるスペクトル f_{void} の影響だけを取り出すために、シース管内部に空隙が存在する断面での周波数スペクトルを、シース管がなく空隙が存在しない断面での周波数スペクトルで除す正規化を行った。理論的には、シース管が存在していること以外の条件をすべて同じにしておけば、シース管内部の空隙による反射の影響のみが現れるはずである。正規化を行い、得られた結果を図6-8に示す。

鋼球落下点と同一面で計測した場合、スペクトルでは、約7000Hz、18000Hz周辺にスペクトルのピークが見られる。このうち18000Hz（図6-8、矢印参照）は f_{void} の17500Hzとほぼ一致しており、シース管内部の空隙の影響により得られたといえる。しかし、鋼球落下点と反対面で計測した場合は、約7000Hz程度のピーク以外では突出したスペクトルピークが得られなかった。これらの結果の違いは、空隙を含むシース管表面での弾性波の反射が影響していると考えられる。弾性波の反射は、鋼球を落下させた側のシース管表面で発生すると考えられる。その反射波が鋼球落下点と同一面、つまり供試体上部の加速度計で検出されたと考えられる。一方、反対面では、その反射波の影響は顕著には見られないと考えられる。

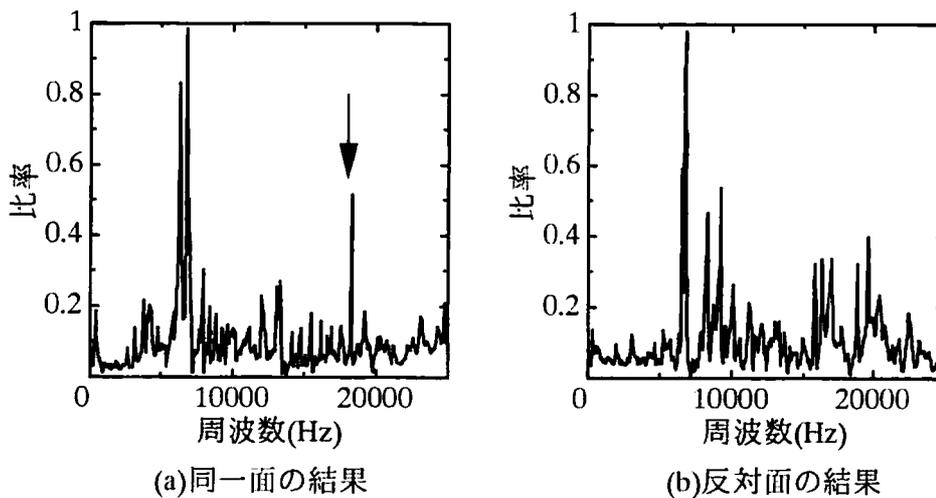


図6-8 正規化による f_{void} の検出

6.4 波長と欠陥深さに関する考察

6.4.1 波長と欠陥深さとの関係

ここで、インパクトエコー法における波動現象と欠陥位置までの深さとの関係について考察する。波動現象は時間と空間の両者に依存する場であることより、入力周波数に対する攪乱が確実に生じる条件の重要性が指摘されている¹⁹⁾。これについては、波長と部材寸法の比の無次元パラメータが次元解析により式(6.7)のように導かれる。

$$\alpha = f \cdot L / v \quad (6.7)$$

式(6.7)において f : 周波数, L : 部材長, v : 弾性波の波速である。このパラメータを用いれば, $\alpha \geq 1$ の時に内部欠陥の反射の影響による攪乱が顕著に現れるとされる。そこで, $\alpha = 1$ の場合を考える。式(6.7)中の f をグラウト未充填による空隙により得られるピーク周波数 f'_{void} に, L をシース管の埋設深さ d に, v を C_p に置き換えると, $\alpha = 1$ の場合に式(6.7)は式(6.8)のように書き換えられる。

$$f'_{void} = C_p / d \quad (6.8)$$

式(6.6)を式(6.7)のような, 波長と部材寸法の比の式に変形すると $\alpha = f_{void} \cdot d / C_p = 1/2$ となる。つまり, 式(6.6)と式(6.8)の差異は, 弾性波の波長と弾性波の反射源までの深さの比が $1/2$ であるか 1 であるかに過ぎず, 式(6.8)の f'_{void} は式(6.6)の f_{void} よりさらに高周波数帯のピーク周波数の存在を示唆している。

$\alpha = 2$ や $\alpha = 3$ といった条件では式(6.7)より, 空隙によるピーク周波数は式(6.8)に示す f'_{void} よりもさらに高くなる。 $\alpha = 1$ としたのは, インパクトエコー法において衝撃力により入力することのできる上限周波数は物理的に限られているため, $\alpha = 2$ や $\alpha = 3$ といった条件でのさらに高い空隙によるピーク周波数の検出は難しいと判断したためである。

6.4.2 実験概要

コンクリート供試体は図6-5、表6-1に示すものと同じ供試体を使用した高周波数の外力を入力するために、鋼球落下とアルミ飛翔体を用いてインパクト試験を行った。その概要を図6-9に示す。鋼球落下では供試体を両端支持状態で保持し、供試体のシース管が埋設してある断面およびシース管がない断面上の高さ100mmから直径4.8mmの鋼球を供試体の支点部より100mm離れた箇所へ自由落下させた。入力された弾性波を入力点から同じ断面内で50mm離れた位置の加速度計で検出した。鋼球の密度は 7781kg/m^3 、ポアソン比は0.3である。この場合には、接触時間および入力周波数の上限は式(4.8)、式(4.9)より $T_c=28.4\mu\text{sec}$ 、 $f_c=44014\text{Hz}$ となる。

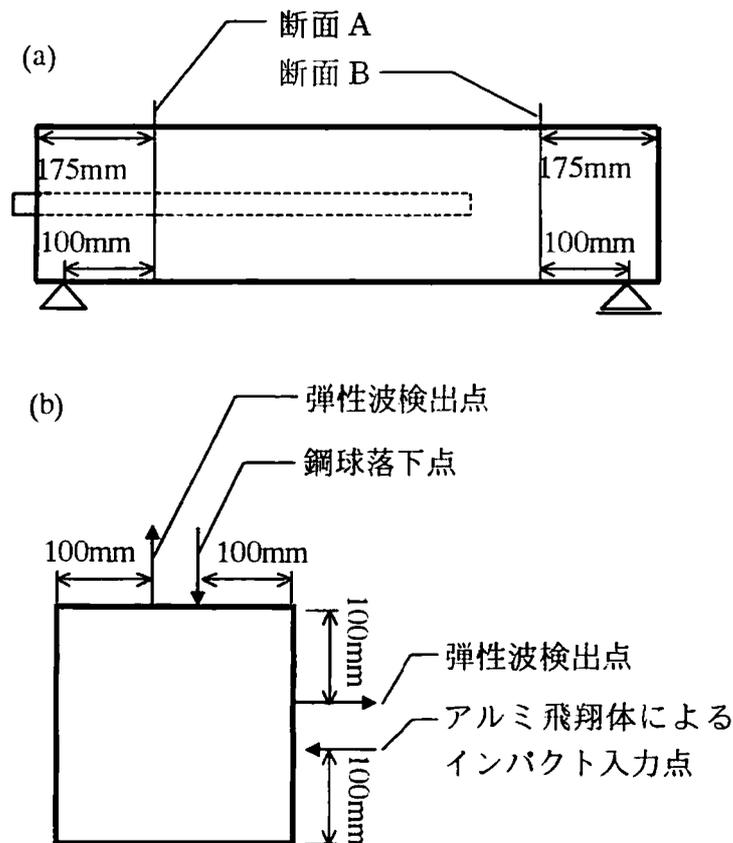


図6-9 鋼球及びアルミ飛翔体を用いたインパクト試験

一方、空気圧によりアルミ飛翔体を発射し、供試体に高周波数の外力を与える実験も行った。アルミ飛翔体は図6-10に示すような直径10mm、長さ20mmのものである。これをコンプレッサーの空気圧により、内径11mmのアルミパイプ内を供試体面とアルミ飛翔体の先端の距離を一定にして発射させた。このアルミ飛翔体を用いた際に供試体に入力される周波数の上限は、前述の第4章においての実験および解析の結果40000Hz程度であることが確認されている。

この供試体寸法によるピーク周波数 f_T は、 $T=0.25\text{m}$ 、弾性波の波速 $C_p=4496\text{m/s}$ であるので、式(6.4)より $f_T=8632\text{Hz}$ 付近に現れると考えられる。また、シース管内部の空隙によるピーク周波数 f_{void} および f'_{void} は、供試体への衝撃の入力箇所からシース管までのかぶり深さ $d=0.1128\text{m}$ であるので式(6.6)、式(6.8)よりそれぞれ 19131Hz 、 39858Hz 付近に現れると考えられる。

このように鋼球落下とアルミ飛翔体による衝撃の入力は、ここまでの結果よりどちらも入力周波数の上限が f_T 、 f_{void} および f'_{void} まで含んでいることが確認できている。

弾性波の計測において、加速度計は小野測器製 NP3210 を使用し、波形記録装置 (AUTONICS 製 S121 オート・デジタイザ) にデジタル量として記憶させ、記録データをパソコンにより FFT 処理することにより周波数スペクトルを得た。計測時のサンプリングタイム $\Delta t=5\mu\text{sec}$ 、サンプル数 $N=1024$ とした。その結果、スペクトル分析可能な上限周波数で Nyquist 周波数は 100kHz 、基本周波数 Δf は約 195.3125Hz となる。

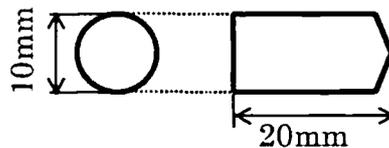


図6-10 アルミ飛翔体

6.4.3 結果および考察

鋼球落下試験によって得られた波形と周波数スペクトルの代表的な例をそれぞれ図6-11, 図6-12に示す. ここで, 図6-12の縦軸に示す相対振幅は, 図6-11に示す波形をフーリエ変換したものの相対値であり, スペクトルピークを示す以外の数値的意味はないものとする.

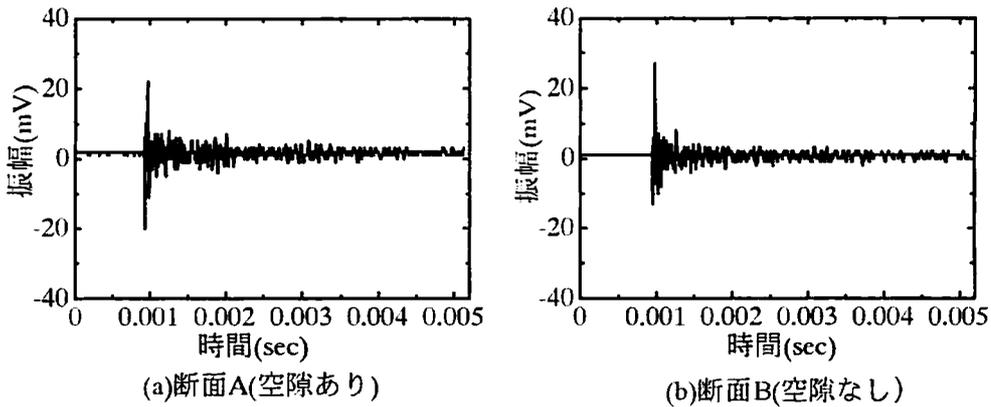


図6-11 鋼球落下試験における計測波形

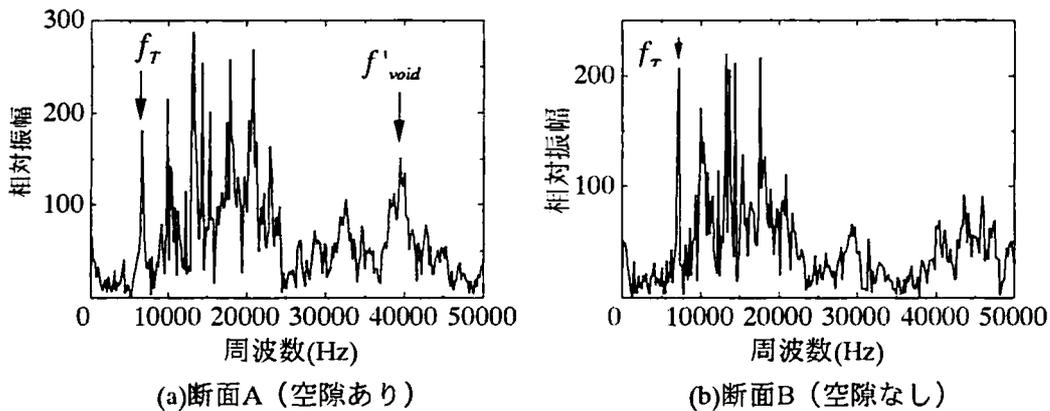


図6-12 鋼球落下試験における計測波形の周波数スペクトル

図6-11の波形の形状のみからは、シース管内部の空隙による差異は見られない。この供試体にインパクトエコー法を適用して得られる周波数スペクトルには、板厚によるピーク周波数が $f_T=8632\text{Hz}$ 付近に現れることになっていた。一方、シース管が埋設された断面では、シース管内部の空隙によるピーク周波数は、 $f_{\text{void}}=19131\text{Hz}$ および $f'_{\text{void}}=39858\text{Hz}$ 付近に現れると予想されていた。図6-12によればシース管内部の空隙の存在に関わらず、7000Hz付近にスペクトルのピークが見られ、これが板厚によるピーク周波数 f_T に相当すると考えられる。シース管埋設箇所の断面での実験結果については、図6-12中の矢印で示す40000Hz付近にスペクトルのピークが見られる。シース管が埋設されていない断面での実験結果では、40000Hz付近のピークは突出しておらず、シース管内部の空隙によるピーク周波数 f'_{void} の影響が検出されたといえる。しかし、 $f_{\text{void}}=19131\text{Hz}$ 付近については、どちらの実験においても周波数スペクトルに多くのピークが存在し、明確に区別することができない。

そこで、空隙によるスペクトル f_{void} および f'_{void} の影響だけを取り出すために、シース管を埋設した断面Aで実験した結果の周波数スペクトルを、シース管がない断面Bで実験した結果の周波数スペクトルで除すという正規化の処理を行った。理論的には、このようにシース管が存在していること以外の条件をすべて同じにしておけば、シース管内部の空隙の影響によるスペクトルピークのみが現れるはずである。得られた結果を図6-13に示す。

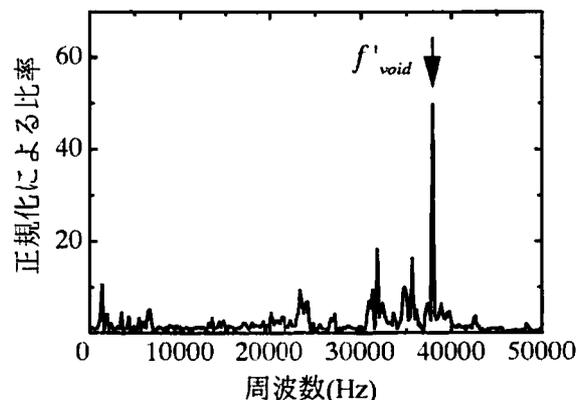


図6-13 鋼球落下による周波数スペクトルを正規化した周波数スペクトル

このように明らかに 38000Hz 付近に矢印で示すスペクトルピークが見られる。これはシース管内部の空隙によるピーク周波数 $f'_{void}=39858\text{Hz}$ とほぼ一致している。しかし、インパクトエコー法で推奨されている $f_{void}=19131\text{Hz}$ 付近にはスペクトルピークは見られなかった。これはシース管がない断面およびシース管を埋設した断面の周波数スペクトルにおいて、 $f_{void}=19131\text{Hz}$ 付近での相違があまりないために、他の共振によるスペクトル成分に紛れてしまったためと考えられる。この結果は、式(6.6)で示す 2 波長の反射経路による $f_{void}=19131\text{Hz}$ の影響に比べ、式(6.8)で示す 1 波長の反射による $f'_{void}=39858\text{Hz}$ の影響が検出されやすいことを示しており、 $\alpha \geq 1$ で反射波の影響が顕著となるという考察と一致している。ここで、6.4.1 で考察したように、 α を 1 より大きくするには、インパクトの周波数をさらに上げなければならず、鋼球やアルミ飛翔体によるインパクトではこれ以上の周波数帯の弾性波を入力することは難しい。

鋼球落下に変わり、アルミ飛翔体による高周波入力の実験結果について計測波形と周波数スペクトルをそれぞれ図 6-14、図 6-15 に示す。

図 6-14 の波形の形状には、鋼球落下試験の結果と同様、シース管内部の影響は見られない。図 6-15 の周波数スペクトルにおいて、鋼球落下試験での結果と同様にシース管内部の空隙の存在に関わらず、シース管が埋設がない断面およびシース管が埋設された断面の結果において、7000Hz 付近にスペクトルのピークが見られ、これが板厚によるピーク周波数が f_T 相当すると考えられる。シース管が埋設された断面の結果と、シース管がない断面の結果を比較すると、シース管が埋設された断面において、若干矢印付近にシース管内部の空隙によるピーク周波数の f'_{void} に相当するスペクトルピークが見られる。しかし、鋼球落下試験の結果のような明確な相違は見られなかった。これは、発射されたアルミ飛翔体がコンクリート供試体表面に当たる際に若干の塑性変形が起こり、接触時間が長くなり、それにともないアルミ飛翔体による入力の上限周波数が減少したことが考えられる。その結果、インパクト入力による弾性波の上限周波数が低くなり、 $f'_{void}=39858\text{Hz}$ 付近の入力の周波数成分が弱くなり、 f'_{void} の検出に不利に働いたと考えられる。

そこで鋼球落下試験と同様、シース管を埋設した断面の周波数スペクトルを、シース管がない断面のスペクトルピークで除する正規化を行った。得られた結果を図 6-16 に示す。矢印に示す 2 カ所に f_{void} および f'_{void} に相当すると考えられるスペクトルピークが見られる。これより、空隙による周波数スペクトル f_{void} および f'_{void} の影響を検出するためには、実験で計測した周波数

スペクトルだけから判断するのが難しい場合でも、 f_{void} および f'_{void} の影響のみを取り出す操作を行えば、より顕著に現れる可能性が示された。ただし、この例では理論上 f_{void} および f'_{void} に相当する 19131Hz, 39858Hz から数1000Hz 程度の差異が見られた。

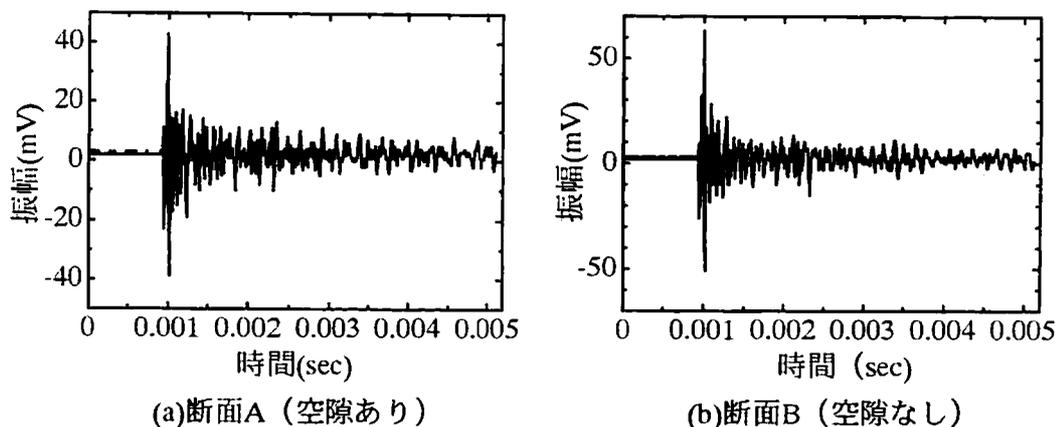


図6-14 アルミ飛翔体を用いたインパクト試験における計測波形

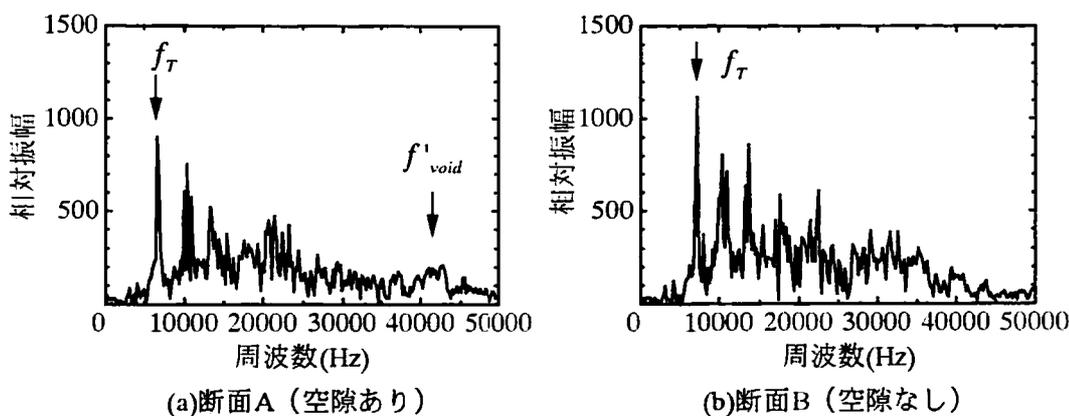


図6-15 アルミ飛翔体を用いたインパクト試験における周波数スペクトル

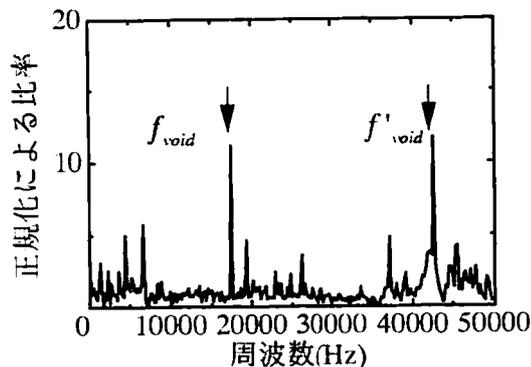


図 6-16 アルミ飛翔体による周波数スペクトルを正規化した周波数スペクトル

6.5 BEM 解析によるシース管内部の空隙による影響の検出

6.5.1 BEM 解析モデル

実験におけるピーク周波数の出現状況を理論的に確認するために、2次元動的 BEM 解析で任意の周波数 f での定常場の積分方程式を解くことにより境界上の変位を決定した。解析に用いたモデルを図 6-17 に示す。

ここで、BEM 解析においては均質体としての力学的特性が必要である。そこで密度を実測値より求め、ポアソン比を表 6-2 より 0.20 とした。弾性係数は、弾性波の波速を計測し求めた結果、弾性波の波速 $C_p=4496\text{m/s}$ であることより、弾性係数 $E=44.8\text{GPa}$ となった。この値と表 6-2 に示す弾性係数との差異は、主に鋼球落下とアルミ飛翔体によるインパクト試験時の材齢の影響が原因と考えられるが、P 波速度と密度より求めた点にも起因する可能性も考えられる。

解析においては外力の周波数 f を実験の計測条件より導かれる基本周波数 Δf の約 195.3125Hz おきに連続的に変化させて解析することにより、供試体各断面の周波数特性である周波数スペクトルを求めた。

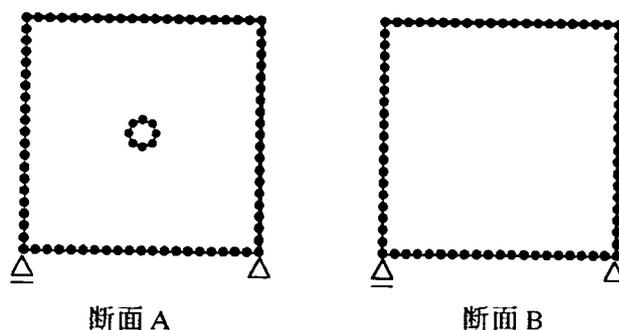


図 6-17 BEM 解析モデル

6. 5. 2 結果および考察

BEM 解析により得られた周波数スペクトルを図 6-18 に示す。

図 6-18 よりシース管を埋設した断面では矢印の位置，40000Hz から 50000Hz の間にピーク周波数スペクトルがみられ，これがシース管内部の空隙によるピーク周波数 f'_{void} であると考えられる。シース管がない断面では矢印の 7000Hz 付近にスペクトルのピークが見られ，これが板厚によるピーク周波数 f_T に相当すると考えられる。しかし，それ以外にもピーク周波数の存在が認められる。これは，実験での供試体断面の拘束条件と解析での断面の拘束条件とが整合されていないため，および 3 次元的な波動現象を 2 次元解析により求めるための影響およびであると考えられる。このように解析的には， f_T ， f_{void} および f'_{void} 以外にもかなりのスペクトルピークが存在することが認められた。図 6-18 の結果を図 6-12，図 6-15 の計測による周波数スペクトルと比較すると低周波数領域にスペクトルピークは少ない。これは，図 6-18 の結果は BEM 解析による供試体の周波数特性のみを表しているのに対して，図 6-12，図 6-15 の結果は供試体，衝撃力および計測器の周波数特性の合成積の結果を表しているためであり，入力と測定系の影響であることがわかる。

解析においても実験結果の考察と同様，シース管内部の空隙からの反射の影響を得るために，シース管を埋設している断面箇所での周波数スペクトルを，シース管がない断面箇所での周波数スペクトルで除する正規化の処理を行った。その結果を図 6-19 に示す。

図 6-19 より，矢印に示す箇所に空隙によるピーク周波数 f'_{void} に相当する

と考えられるピーク周波数がの存在が認められる。矢印以外の箇所においてもスペクトルのピークが現れているが、 f'_{void} の存在は解析により確認されたと考えられる。そして、実際の実験では、低周波数帯が入力および測定系の応答特性によって強調されるため、式(6.8)による f'_{void} のほうが f_{void} よりも検出が容易であることが予測される。しかし、インパクトのもつ上限周波数が f'_{void} まで含んでいる適切なインパクトの選択および高い周波数を持つインパクト装置の開発が望まれる。

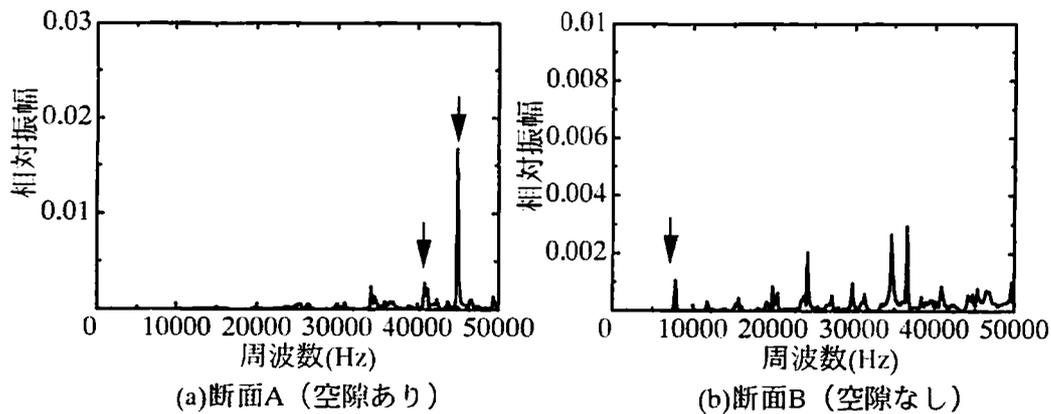


図 6-18 2次元 BEM 解析より求めた周波数スペクトル

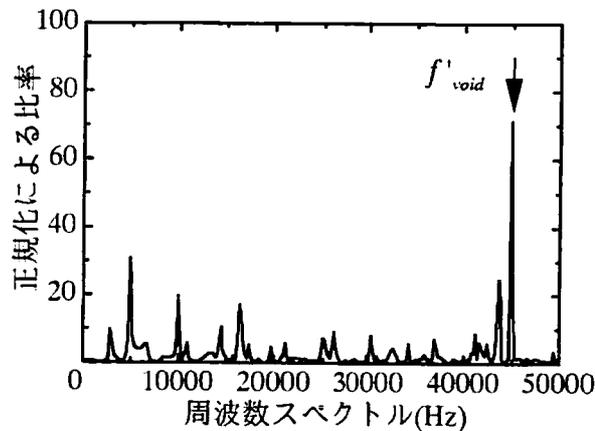


図 6-19 2次元 BEM による周波数スペクトルを正規化した周波数スペクトル

6.6 第6章のまとめ

インパクトエコー法を用いたコンクリート構造物の非破壊検査において、欠陥検出原理と問題点を明確にするために、ポストテンションタイプのプレストレストコンクリート（PC）供試体を用いて実験および境界要素法による解析を行い、その有効性について検証した。その結果、以下に示すような成果が得られた。

- (1) 鋼球の影響としては、鋼球の直径が小さくなるほど、つまり接触時間から求めた上限周波数が高くなるほど高い周波数のスペクトル成分がより顕著に検出される。このことから、 f_{void} 、 f_T などのスペクトルピークを確実に得るためには、インパクトの入力周波数をそれらのピーク周波数より高くする必要があることが確認された。
- (2) 実験により得られる周波数スペクトルには様々な影響が含まれているため多くのスペクトルピークが混在している。よって理論的には内部欠陥からの反射により生じるピーク周波数を明確に判別することは容易ではない。
- (3) 次元解析による波長と部材寸法の比の無次元パラメータ α が $\alpha=1$ という条件より導かれる空隙によるピーク周波数を f'_{void} とし、鋼球およびアルミ飛翔体を用いたインパクト試験を行った。鋼球落下試験においては、シース管内部の空隙によるピーク周波数 f'_{void} の影響が検出された。アルミ飛翔体によるインパクト試験では、鋼球落下試験に比べて明瞭ではないものの f'_{void} に相当するピーク周波数が見られた。このことより、衝撃力のもつ周波数の上限が内部欠陥の影響を示すピーク周波数をカバーしていても、入力周波数特性の違いが検出に影響を及ぼすことが認められた。
- (4) 空隙によるピーク周波数 f_{void} および f'_{void} だけを取り出すために、シース管を埋設した断面で実験した結果の周波数スペクトルを、シース管がない断面で実験した結果の周波数スペクトルで除すという正規化の処理を行った。理論的には、シース管が存在していること以外の条件をすべて同じにしておけば、シース管内部の空隙による反射の影響のみが現れる。正規化の結果、インパクトに鋼球およびアルミ飛翔体を用いたどちらの場合においても f'_{void} を検出することができた。しかし、インパクトエコー法で推奨されている f_{void} の検出は困難であった。こ

の結果は、 f_{void} に比べ、 f'_{void} のほうが検出することが容易であることを示しており、無次元パラメータ $\alpha \geq 1$ で反射波の影響が顕著となるという考察と一致している。

- (5) 2次元 BEM 解析により、シース管内部の空隙による影響の検出を試みた。シース管を埋設した断面では 30000Hz から 40000Hz の間で周波数スペクトルが大きくなり、これがシース管の影響であると考えられる。しかし、 f'_{void} と明らかに判断できるスペクトルのピークのみでの判別は容易ではない。これは実験での供試体断面の拘束条件が、解析での断面の拘束条件と整合されていないためおよび 3 次元的な波動現象を 2 次元解析により求めるための影響もあると考えられる。このように解析的には、 f_T 、 f_{void} および f'_{void} 以外にもかなりのスペクトルピークが存在することが認められた。
- (6) 解析においても実験結果の考察と同様、シース管内部の空隙からの反射の影響を得るために、シース管を埋設している断面箇所での周波数スペクトルを、シース管がない断面箇所での周波数スペクトルで除する正規化の処理を行った。その結果、 f'_{void} を検出することができ、解析においても正規化の有効性を確認することができた。

第6章 参考文献

- 1) Mary J. Sansalone and William B. Streett : Impact Echo. Bullbrier Press, Ithaca, N.Y., 1997.
- 2) Nondestructive Tests Methods for Evaluation of Concrete in Structure. ACI 228.2R98, 1998.
- 3) Sansalone, M. "Impact Echo : The Complete Story," ACI Structural Journal. Vol.94, No.6. pp.777-786. 1997.
- 4) Shigeishi, M. and Ohtsu, M., "Identification of AE Sources by using SiGMA2D Moment Tensor Analysis," Acoustic Emission : Standard and Technology, ASTM STR 1353, pp.175-188. 1999
- 5) Colla, C. Schneider, G. and Wiggenhauser, H., "Automated Impact Echo and Method Improvement: 2 and 3-D Imaging of Concrete Elements," Nondestructive Testing in Civil Engineering 2000, ed. T. Uomoto, Elsevier, Amsterdam, pp.471-480, 2000.4.
- 6) 阪神高速道路管理技術センター：阪神高速道路における土木構造部補修事例集
- 7) 佐々木慎一，堺 孝司：グラウト不良により劣化した PC 橋の調査と補修，コンクリート工学年次論文集，Vol.18，No.1，pp.1089-1094，1996.
- 8) 望月秀治，本間淳史，上東 泰：非破壊検査を用いた PC グラウトの点検と補修，プレストレスコンクリート，Vol.37，No.6，pp.67-74，1995.
- 9) 中原繁則，長田春道，高田三郎：PC グラウトの検査方法の一例，プレストレスコンクリート，Vol.27，No.1，pp.86-89，1985.
- 10) 望月秀次，本間淳史，上東 泰：PC グラウトの施工技術の現状と非破壊検査による点検，コンクリート工学，Vol.34，No.6，pp.4-13，1996.6.
- 11) ASTM : Standard Method of Tests for Pulse Velocity through Concrete, ASTM C 597, 1987.
- 12) 黒野幸弘，山田和夫，中井祐司：衝撃弾性波法を適用した PC 床板のグラウト充填性評価に関する基礎的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.17，No.1，pp.1175-1180，1995.6.
- 13) 永田智宏，山田和夫，中井祐司，黒野幸弘：PC 床板の振動特性に着目したグラウト充填評価に関する基礎的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.19，No.1，pp.1285-1290，1997.6.
- 14) 富田芳男，岩波光保，大即信明：衝撃弾性波の応答特性を利用した PC グラウト充填評価に関する基礎的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21，No.2，pp.1261-1266，1999.6.

- 15) 斎藤宏行, 尼崎省二: 衝撃弾性波法による PC グラウト充填評価に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.1267-1272, 1999.6.
- 16) 北園英明, 鎌田敏郎, 横山博司, 六郷恵哲: 弾性波の伝播時間特性に基づいた PC グラウト充填度評価に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.1, pp.367-372, 2000.6
- 17) Barbara J. Jaeger, Mary J. Sansalone, and Randall W. Poston : Detecting Voids in Grouted Tendon Ducts of Post-Tensioned Concrete Structures Using the ImpactEcho Method. ACI Structural Journal, July-August, pp.462-473. 1996.
- 18) 渡辺 健, 大津政康, 友田祐一: PC グラウト充てん度評価のインパクトエコー法に関する波動論的考察, コンクリート工学年次論文報告集 Vol.20. No.1. pp293-298. 1998.6.
- 19) M.Ohtsu : On High-Frequency Seismic Motions of Reinforced Concrete Structures J.Materials. Concrete Structures and Pavements JSCE, No.544/V-32, pp.277-288, 1992.6.

第7章 スペクトルイメージングによる

断面画像化手法の開発

7. 1 概説

インパクトエコー法において理論的には検出可能な内部欠陥の影響によるピーク周波数そのものを、実際の計測により得られた周波数スペクトルのピーク周波数から同定することが困難な場合も多い。これはインパクトエコー法に、構造物やコンクリート部材へ適用されるために幾つかの欠点が存在するためである。そこで、インパクトエコー法を動弾性理論と信号解析に基づき理論的に明らかにすることを試みた。

そして、内部欠陥の有無をインパクトエコー法によって得られる周波数スペクトルのピーク周波数のみで判断するのではなく、検査対象である断面のどの位置からの反射が周波数スペクトルに大きく影響しているのかを検討し、その断面を画像化することにより評価するスペクトルイメージング手法を開発した。この手法を SIBIE (*Stack Imaging of spectral amplitudes Based on the Impact-Echo*) と名づけ、SIBIE の有効性を検証し、新しい評価法の確立を目指す。

本研究では、第6章と同様に、プレストレストコンクリート (PC) 供試体を使用し、そのグラウト充填度評価をインパクトエコー法および SIBIE により行い、SIBIE の有効性を示す。

7. 2 インパクトエコー法と SIBIE の原理

7. 2. 1 動弾性理論の基礎

インパクトエコー法の手法はしばしば第2章中の図2-5のように表わされ、それは式(6.3)で表されるような共振周波数の存在を示している¹⁾。しかしながら、実際の現象において、弾性波の伝播は図2-5のようにはならず、誤解を伴った理論のもとに考察した結果である。なぜならば、実現象におけるコンクリート中を伝播する弾性波は、図2-5に示されるように、1次元的に

伝播しながら反射を繰り返すことはありえず、すべての境界面において3次元的に反射および散乱するからである。図2-5の1次元的な弾性波の伝播が3次元的な伝播とは異なっている一つの証拠として、インパクトエコー法において式(6.3)中に示される形状係数 C が導入されていることが挙げられる²⁾。弾性波が3次元的に反射、散乱するため、内部欠陥の深さ D を決定する式は $v_p/(2f)$ のように表わすことが難しく、式(6.3)の $Cv_p/(2f)$ のように形状係数を伴った式になるのである。形状係数 C は通常断面の形状に依存し、1.0より小さくなる。このことは、コンクリート構造物の中を伝播および反射する弾性波を、図2-5に示すように1次元的に取扱うことが容易ではないことを示している。また、この弾性波の伝播が1次元的なものでないことは、提案されているスキャン法³⁾による非破壊検査手法が、実際に使用されているコンクリート構造物に対して容易には適用することが難しいことを指摘している。これらのことを考慮すると、インパクトエコー法を1次元的な解釈で取り扱うのではなく、より現実の現象と整合性させるための3次元動弾性理論を導入し取り扱っていく必要がある。動弾性理論³⁾の逆散乱法によると、欠陥による特性関数 $\Gamma(x)$ は次のように表わされる。

$$\Gamma(x) = B \int_0^{2\pi} \int_0^{\infty} y \cdot A(k_L, y) / (u_0 k_L^\lambda) \cdot \exp(2ik_L y \cdot x) k_L dk_L dy \quad (7.1)$$

ここで $\Gamma(x)$ は欠陥の存在を示し、弾性体の内部に欠陥があれば1、外部にあれば0となる。 x は判定される点、 y は弾性波が計測される境界上の点、 u_0 は入射波を表わす。 B は物理的に一定、そして λ はボルン逆解析において1、キルヒホフ逆解析において2である。 k_L は波数であり $k_L = 2\pi f / v_p$ となる。 A は境界上に位置する y でのP波のスペクトル振幅である。インパクトエコー法において、実験計測は通常一つの箇所で行われる。よって、点 y は固定されており、式(7.1)中の変数 y についての積分は次のように省略して表わされる。

$$\Gamma(x) = B \int_0^{\infty} y \cdot A(k_L, y) / (u_0 k_L^\lambda) \cdot \exp(2ik_L y \cdot x) k_L dk_L \quad (7.2)$$

数学的には、式(7.2)はスペクトル振幅 $A(k_L) = A(f)$ の逆フーリエ変換と等価である。このことは、断面での特性関数は、点 x での影響が含まれた点 y に

おける計測波のフーリエスペクトル $A(f)$ の逆変換から再現されることを示している。

このような概念に基づき、SIBIE (*Stack Imaging of spectral amplitudes Based on Impact-echo*) と名づけたスペクトル振幅の積み重ねによるイメージング手法を開発した⁴⁾。

7. 2. 2 SIBIE の原理

弾性波を利用したコンクリート構造物の非破壊検査手法の一つのインパクトエコー法において、内部欠陥や境界面の存在を示す周波数スペクトルのピーク周波数は、理論的には入力された弾性波が音響インピーダンスの異なる媒質の不連続面で反射することにより生じる。そこで SIBIE では、周波数スペクトルの測定値を基にコンピューター解析によるイメージング処理を行い、供試体断面内の不連続面からの弾性波の反射位置を画像化する。

インパクトエコー法では、鋼球を落下あるいは打撃することによりコンクリート構造物の表面から弾性波を入力する。そして、コンクリート構造物内部を伝播した弾性波を検出し、その応答波形の周波数スペクトルからコンクリート構造物中の欠陥の有無を検査する。この時、そのコンクリート構造物の検査断面中に複数個の仮想点を想定し、その仮想点から弾性波が反射することにより発生するであろう理論周波数を各々算出する。そして、この仮想点における理論周波数に対応する周波数の振幅値を、インパクトエコー法により得られた周波数スペクトル中から取り出し、その和を各々の仮想点において求める。この合計された振幅値の大小を相対的に色づけし比較することにより、仮想点からの反射の大小を区別し、断面画像化して表示する。この断面画像によりコンクリート構造物中の欠陥の有無を検査するのが SIBIE の大きな特徴である。以下に本研究で使用した PC 供試体の断面を例として手順を説明していく。

はじめに解析対象の断面を正方形要素に分割しその中心座標を仮想点としてモデル化する。例として実験に使用した PC 供試体断面モデルを図 7-1 に示す。

次に、分割された各要素の中心からの弾性波の反射による共振周波数を求める。その際、実計測において断面内に弾性波の反射源となる空隙があれば、コンクリート表面より入力された弾性波は、コンクリートと空隙の境界面で反射されその反射波の一部がコンクリート表面のセンサーにて検出される。

そこで解析において弾性波は入力点→要素中心→出力点という伝播経路を通ると仮定し、各要素での最短伝播経路を R とすると式(7.3)のように表される。

$$R = r_1 + r_2 \quad (7.3)$$

解析対象中を伝わる P 波の波速を C_p 、分割された要素の中心で反射することにより生じる場合の理論上の共振周波数は、式(7.4)のように求めることができる。

$$f_1 = C_p / (R/2), \quad f_2 = C_p / R, \quad f_3 = C_p / 2R, \quad f_4 = C_p / 3R \dots \quad (7.4)$$

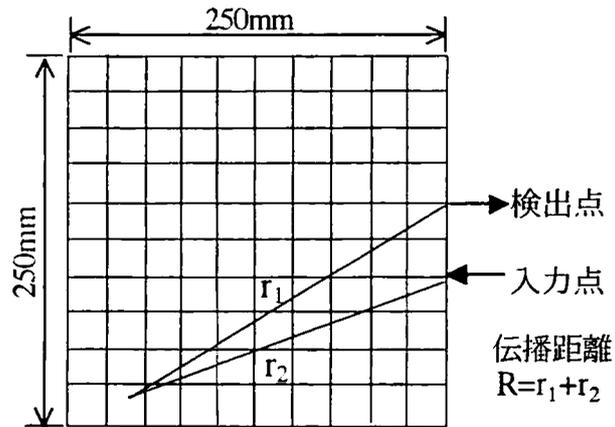


図 7-1 解析断面の SIBIE モデル図

各要素中心にて式(7.4)で求められる弾性波の反射による理論上の共振周波数に一致する周波数での周波数スペクトルの振幅値を、インパクトエコー法により得られた周波数スペクトル中から抜き取り、その振幅値を合計し、比較することにより断面内部からの反射の影響を検出する。本研究では、PC グラウト充填度を評価するために、式(7.4)で求められる弾性波の反射による理論上の共振周波数を、式(6.4)に示す板厚によるピーク周波数 f_T から式(6.8)に示すシース管内部の空隙によるピーク周波数 f'_{void} までの周波数領域で求めている。

実際の試験において解析対象の断面内部に反射源がない場合，式(7.3)のような反射経路を取ることはなく，式(7.4)に示すような共振周波数は発生しない．よって，理論的には反射源がない箇所の要素点では共振周波数は発生せず，式(7.4)で求めた周波数と一致する周波数でのインパクトエコー法により得られた実測値の周波数スペクトルの振幅値は小さいと考えられる．

次に，モデル化する際の分割する正方形要素の大きさについて P 波の伝播速度 C_p と波形計測時のサンプリングタイム Δt の関係から考える．図 7-2 に示すように，弾性波がサンプリングタイム Δt の間に伝播する距離は $C_p \Delta t$ である．ここでは， Δt の所要時間で弾性波の伝播経路において入力点→反射源→出力点という経路を与える正方形要素を最小単位と考え，その一辺の長さを Δx とすると，図 7-2 より， Δx は式(7.5)のように決定することができる．

$$\Delta x = \frac{C_p \Delta t}{2} \quad (7.5)$$

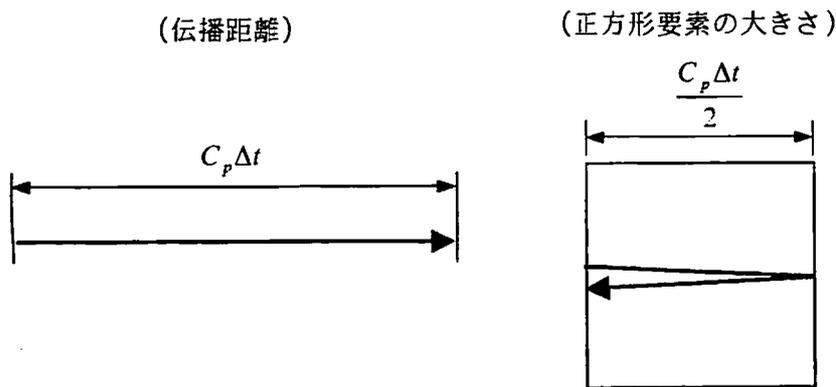


図 7-2 正方形要素の大きさ

7. 3 SIBIE の有効性の検証

7. 3. 1 概説

SIBIE の有効性を検証するために第 6 章の 6. 4 でのインパクトエコー試験および 2 次元 BEM 解析により得られた周波数スペクトルを利用し，SIBIE

による PC 供試体の断面画像化を試みた．そして，その断面画像よりシース管内部の空隙の影響の検出の可能性を探った．

7.3.2 イメージングモデル

図7-3に SIBIE に使用するモデルを示す．第6章の6.4での鋼球落下およびアルミ飛翔体によるインパクト試験において，波形計測時のサンプリングタイム $\Delta t = 5 \mu\text{sec}$ ，予備実験より P 波の伝播速度 $C_p = 4496\text{m/s}$ である．よって，式(7.5)より Δx は約 11mm であるので，ここでは断面を分割する正方形要素の一辺の長さを $\Delta x = 10\text{mm}$ とした解析モデルを採用している．メッシュ内の点は正方形要素の中心座標，矢印はインパクトの入力点および弾性波の検出点をそれぞれ示している．

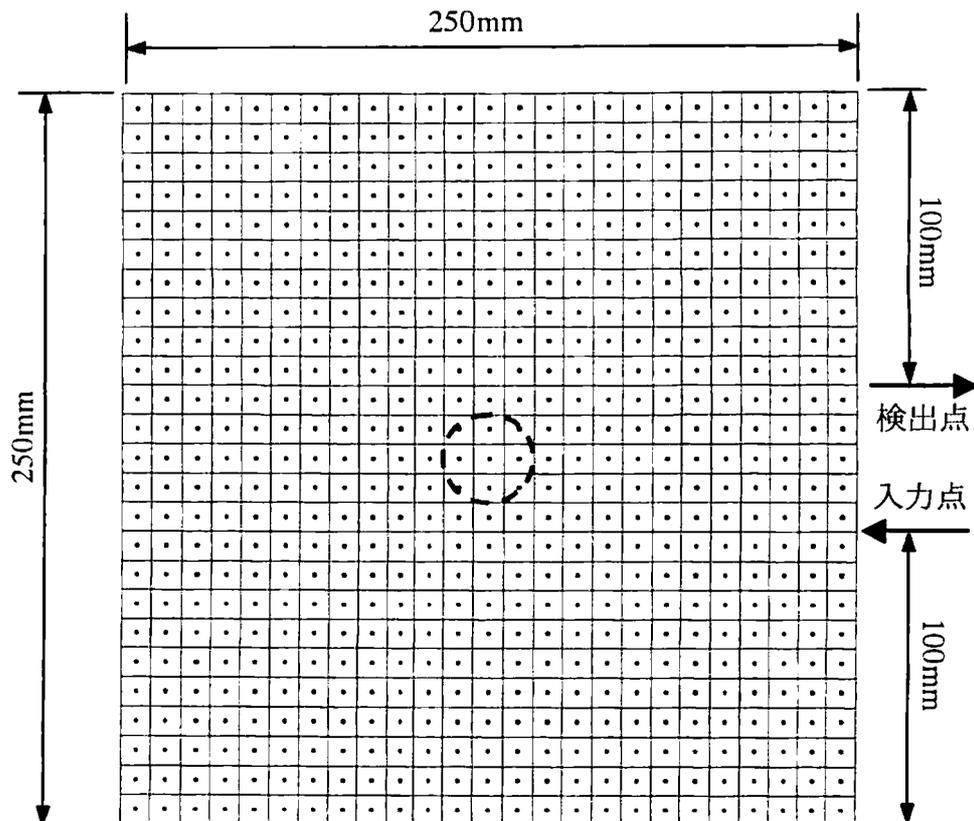


図 7-3 PC 供試体における SIBIE のモデル ($\Delta x = 10\text{mm}$)

7. 3. 3 鋼球落下試験と SIBIE

直径 4.8mm の鋼球を使用した鋼球落下試験によって得られた周波数スペクトル (図 6-12) に SIBIE を適用した結果を図 7-4 に示す. ここで, SIBIE によるスペクトルイメージングの断面の画像は色が濃いほど, その位置で周波数スペクトルの振幅値の和が大きいことを示すようにしており, その要素からの反射の影響が強くなっていることを意味する. また, 断面 A (空隙あり) の中央部に見られる○はシース管の位置を示しており, 右側の矢印は図 7-3 のモデルに示す入力点と検出点とである.

空隙がある断面 A と空隙がない断面 B を比較すると, 差異は認められるものの断面 A においてシース管内の空隙の存在を示すような特徴は見ることができない. これは, 鋼球の直径が 4.8mm と小さいために衝撃力のもつ上限周波数は高いがエネルギーが弱いため高い周波数帯の反射波が減衰したため, もしくは反射の影響が小さいためノイズにピーク周波数が埋もれたためと考えられる. また, 入力点と出力点の間のモデルの表面付近に反射の強い領域が見られるが, これは表面波の影響と考えられる.

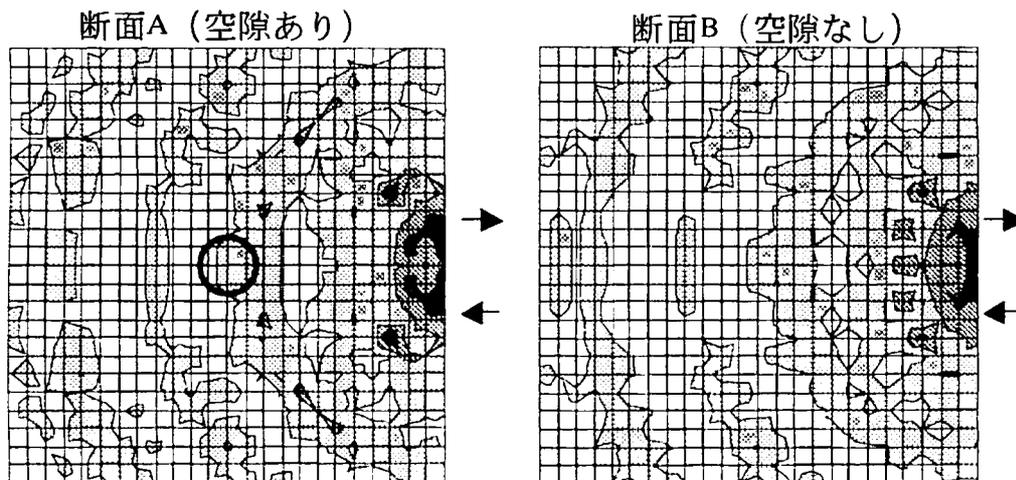


図 7-4 鋼球の周波数スペクトルを利用した SIBIE の結果

7. 3. 4 アルミ飛翔体によるインパクト試験と SIBIE

図 6-10 に示すアルミ飛翔体（直径 10mm，長さ 20mm）を使用したインパクト試験によって得られた周波数スペクトル（図 6-15）に SIBIE を適用した結果を図 7-5 に示す。

空隙がある断面 A と空隙がない断面 B を比較すると，断面 A の中央部シース管の縁部に色の濃い箇所がありシース管内部の空隙による反射の影響が検出されたと考えられる．鋼球では見られなかった反射の影響が検出されている．これは鋼球とアルミ飛翔体をインパクトとしての上限周波数を比較すると，第 4 章の結果より鋼球 4.8mm は 40kHz 以上，アルミ飛翔体では 30～40kHz とアルミ飛翔体が周波数としては鋼球より低い入力であるが，入力されたエネルギーが大きいためと考えられる．

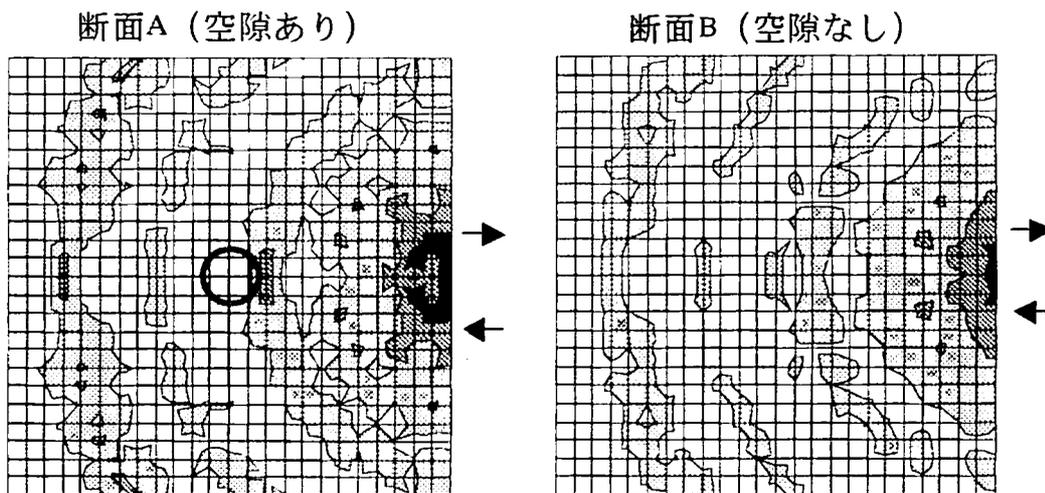


図 7-5 アルミ飛翔体の周波数スペクトルを利用した SIBIE の結果

7. 3. 5 2次元 BEM 解析と SIBIE

図6-17に示すBEMモデルを使用して2次元BEM解析を行うことにより得られた周波数スペクトル(図6-18)にSIBIEを適用した結果を図7-6に示す。

空隙がある断面Aと空隙がない断面Bを比較すると、断面Aの中央部シース管の縁部に色の濃い箇所がありシース管内部の空隙による反射の影響が検出されたと考えられる。これは、図7-5に示すアルミ飛翔体を使用した場合の結果と一致しており、SIBIEによってシース管内部の空隙による弾性波の反射の影響を断面画像として可視化できる可能性を示している。空隙がない断面内で反射の影響として出ているものは実際の反射を示しているわけではなく、境界面からの反射の影響が原因と思われる。しかし、この影響はシース管内部の空隙からの反射の影響に比べ小さいため、空隙がある断面では相対的に空隙からの反射が強く検出されていると考えられる。

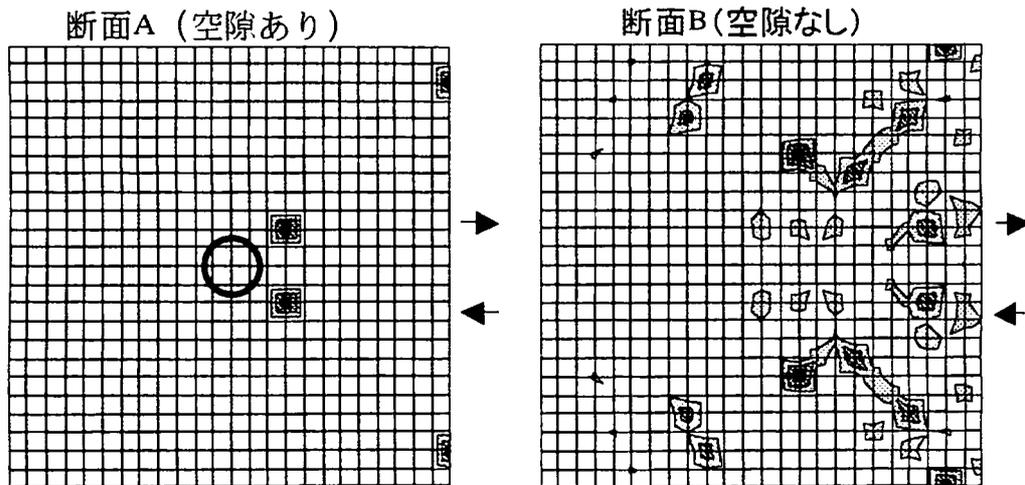


図7-6 2次元BEM解析の周波数スペクトルを利用したSIBIEの結果

7. 4 インパクトエコー法と SIBIE によるグラウト充填度評価

7. 4. 1 概説

前節7. 3より、SIBIE がプレストレストコンクリート (PC) 供試体のシース管内部の空隙の検出に有効であることが証明された。しかし、それらはシース管内部に空隙がある断面と、シース管が断面内にはない断面の比較による結果であるため、SIBIE がシース管内部のグラウト充填度評価に有効であるか疑問が残る。そこで、新たに PC 供試体を作製し、グラウト充填前とグラウト充填後にインパクト試験を実施し、グラウト充填度評価へのインパクトエコー法および SIBIE の有効性について検証する。また、SIBIE を適用する際に使用する解析モデルを分割する正方形要素の一辺の長さ Δx の変化が SIBIE の結果にもたらす影響について検証した。

7. 4. 2 実験概要

(1) 使用供試体

PC グラウトの充填度を検討するために、図 7-7 のような $250 \times 250 \times 750\text{mm}$ のプレストレストコンクリート供試体を作成した。

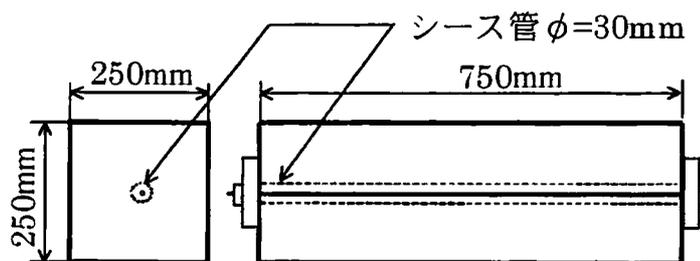


図 7-7 プレストレストコンクリート供試体

供試体断面中央には $\phi 30\text{mm}$ のシース管を設置し、プレストレスを B 種 1 号 PC 鋼棒 ($\phi 11\text{mm}$) を引張緊張により緊張力 $155\text{N}/\text{mm}^2$ で導入した。緊張後にシース管内部にグラウトを充填した。コンクリートの配合を表 7-1 に、同条件打設した標準円柱供試体 ($\phi 100 \times 200\text{mm}$) の 28 日水中養生後の力学的

特性を表 7-2 に示す。グラウトにはグラウト用コロイドセメントを W/C=55% で使用した。その材齢 28 日の圧縮強度は 45.2MPa であった。

また、予備試験として PC 供試体中を伝播する P 波の速度 C_p を計測したところ、 $C_p=4580\text{m/s}$ 程度であった。

表 7-1 コンクリートの配合表

最大 粒径 (mm)	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)				混和剤 (cc)	スランプ ^o (cm)	空気量 (%)
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G			
20	50	48	172	344	830	1021	104	5.7	5.4

表 7-2 コンクリートの力学的特性

引張強度 (MPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
3.03	37.94	28.72	0.22

(2) インパクト試験

プレストレスコンクリート供試体に高周波数の外力を入力するために、鋼球落下及びアルミ弾を衝突させるインパクト試験を行った。

鋼球落下試験は直径 4.8mm のものを使用し、これを高さ 100mm より落下させた。ここで、鋼球の密度 $\rho=7781(\text{kg/m}^3)$ 、鋼球の半径 $R=0.0024(\text{m})$ 、は落下高さ $H=0.1(\text{m})$ 、ポアソン比と弾性係数は $\nu_s=0.3$ および $E_s=205.8(\text{GPa})$ である。また、落下面材料のポアソン比と弾性係数(Pa)の ν_p および E_p は表 7-2 の値を使用した。その結果、第 4 章の式(4.8)と(4.9)より接触時間 $T_c=25.3\mu\text{sec}$ 、上限周波数 $f_{\text{max}}=49.4\text{kHz}$ となる。

アルミ飛翔体は図 7-8 に示すような直径 10mm、長さ 20mm のものを使用した。これをコンプレッサーの空気圧により、内径 11mm のアルミパイプ内を供試体面とアルミ弾の先端の距離を一定にして発射させた。このアルミ飛翔体を用いた際に供試体に入力される周波数の上限は、前述の第 4 章の実験および解析の結果 40000Hz 程度であることが確認されている。

インパクト試験は両端単純支持した供試体のスパン中央部で行った。その断面に対する計測の様子を図7-9に示す。弾性波の計測において、加速度計は小野測器製 NP3210 を使用し、波形記録装置 (AUTONICS 製 S121 オート・デジタイザ) にデジタル量として記憶させ、記録データをパソコンにより FFT 処理することにより周波数スペクトルを得た。計測時のサンプリングタイム $\Delta t = 5 \mu\text{sec}$ 、サンプル数 $N = 1024$ とした。その結果、スペクトル分析可能な上限周波数で Nyquist 周波数は 100kHz、基本周波数 Δf は 195.3125Hz となる。

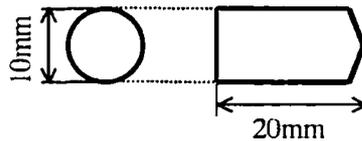


図7-8 インパクト試験に使用するアルミ飛翔体

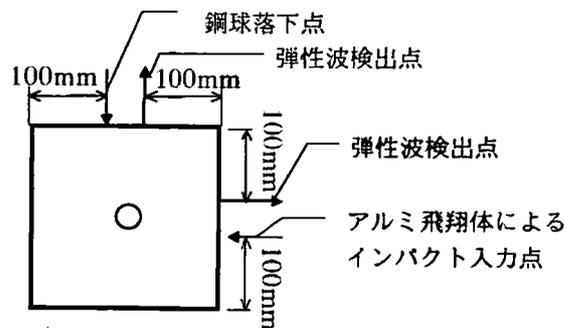


図7-9 インパクト試験の実施箇所

7.4.3 SIBIE による断面画像

鋼球落下試験及びアルミ弾によるインパクト試験は、供試体にプレストレスを導入する前のシース管にグラウト未充填による空隙がある状態と、プレストレス導入後のグラウト充填によりシース管に空隙がない状態で行った。

鋼球落下試験により得られた計測波形とその計測波形を FFT 処理した周波数スペクトルをそれぞれ図7-10、図7-11に示す。

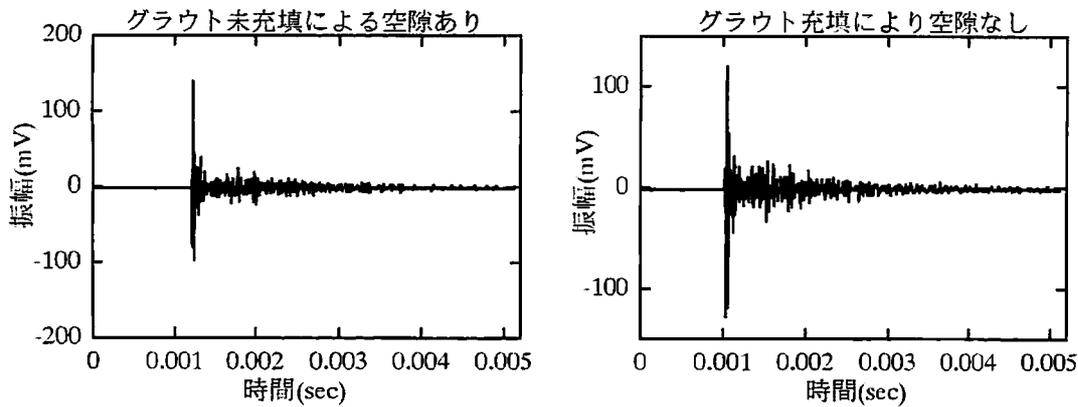


図7-10 鋼球落下によるインパクト入力時の計測波形

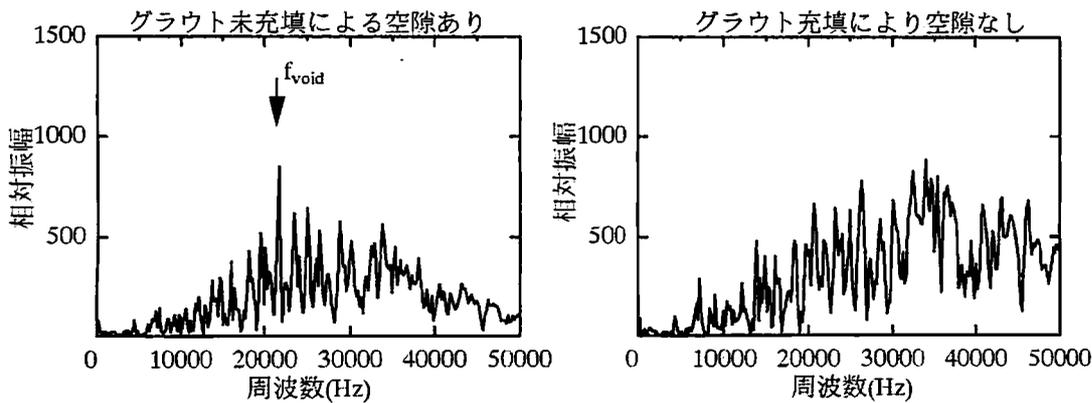


図7-11 鋼球落下での計測波形の周波数スペクトル

図7-11に示す周波数スペクトルにおいて、グラウト未充填にシース管内部の空隙によるピーク周波数 f_{void} は第6章の式(6.6), (6.8)より、20000Hz、 f'_{void} は41700Hz付近に現れると予想することができる。図7-11によれば、シース管にグラウト未充填による空隙がある状態での周波数スペクトルでは、矢印で示す21000Hz付近に f_{void} によると考えられるピーク周波数が見られる。シース管にグラウト充填により空隙がない場合、空隙の存在を示す特徴的なピーク周波数を確認することは困難である。

次にアルミ飛翔体によるインパクト試験で得られた計測波形とその周波数スペクトルを図7-12, 図7-13に示す。図7-13によれば、シース管にグラウト未充填による空隙がある状態での周波数スペクトルでは、矢印で示す

43000Hz 付近にシース管内部の空隙によるピーク周波数 f'_{void} によると考えられるピーク周波数が見られる。また、20000Hz 付近には f_{void} と考えられるピーク周波数が存在するものの、他のピーク周波数と混在しているために明瞭に検出されているとは言い難い。しかし、シース管がグラウト充填により空隙がない状態での周波数スペクトルでも、 f'_{void} に相当する 43000Hz 付近にピークが見られる。

ただし、鋼球およびアルミ飛翔体を使用したインパクト試験のどちらの周波数スペクトルにも多くのピークが存在しており、周波数スペクトルのピーク周波数のみから空隙の有無を判断することは容易ではないことが示された。

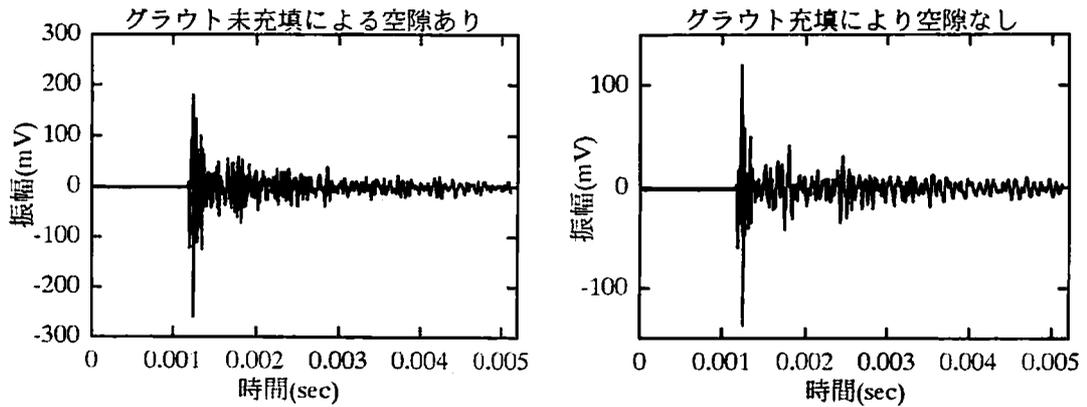


図 7-12 アルミ飛翔体によるインパクト入力時の計測波形

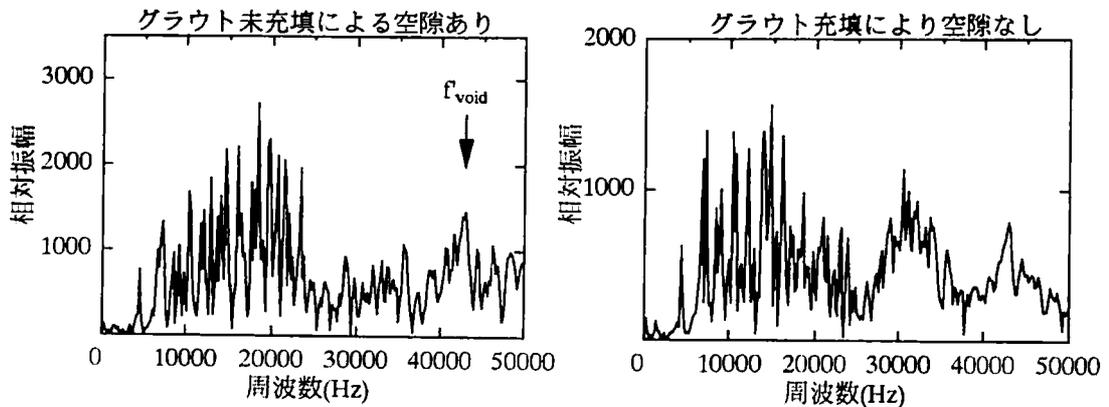
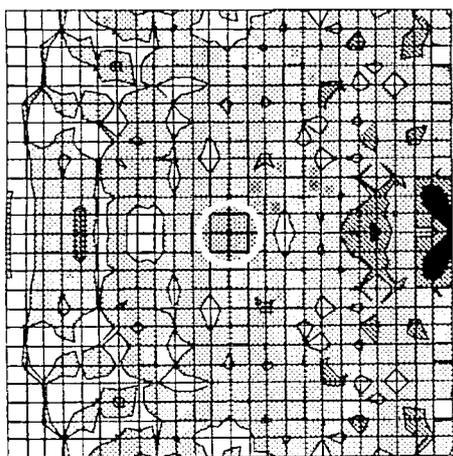


図 7-13 アルミ飛翔体での計測波形の周波数スペクトル

次に、図7-3に示すイメージングモデルと図7-11に示す鋼球を使用したインパクトエコー法より得られたの周波数スペクトルを用いたスペクトルイメージングによる画像処理を行った。その結果を図7-14に示す。ここで、P波の伝播速度速 C_p は 4580m/s、波形計測時のサンプリングタイム Δt は 5 μ sec であり、イメージングモデルで分割した正方形要素の一辺の長さ Δx は式(7.5)より約 11mm 程度と決定される。そこで、正方形要素の一辺の長さ Δx を 10mm としたモデルを用いた。スペクトルイメージング断面の画像は色が濃いほど、その位置で周波数スペクトルの振幅値の和が大きいことを示すようにしており、その要素からの反射の影響が強くなっていることを意味する。また、断面 A (空隙あり) の中央部に見られる○はシース管の位置を示しており、右側の矢印は図7-3のモデルに示す入力点と検出点とである。

図7-14よりシース管にグラウト未充填による空隙がある状態においてシース付近での反射の影響を示すような結果は得られなかった。グラウトが充填されて空隙がない状態の結果と比較しても空隙の存在を示すような明瞭な差異は見られなかった。これは、図7-11での周波数スペクトルに明確なピークが見られないためおよび鋼球によるインパクトのエネルギーが小さいためと考えられる。

グラウト未充填による空隙あり



グラウト充填により空隙なし

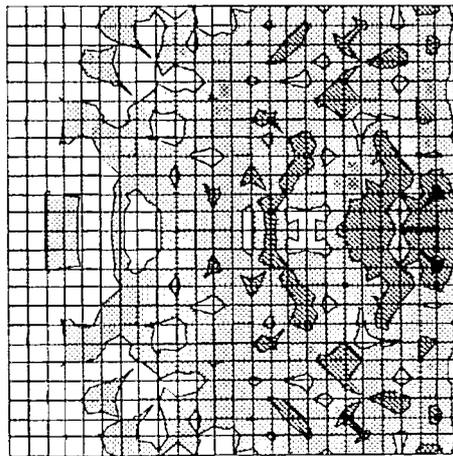


図7-14 鋼球使用時の周波数スペクトルを用いた
SIBIEによる断面画像

次に、図7-3に示すイメージングモデルと図7-13に示すアルミ飛翔体を使用したインパクトエコー法により得られた周波数スペクトルを用いたスペクトルイメージングによる画像処理を行った。その結果を図7-15に示す。

シース管にグラウト未充填による空隙がある状態での結果では、断面中央に埋設されたシース管の縁部で色が濃く反射の影響が大きくなっている。また、グラウト充填により空隙がない状態での結果では、グラウト未充填による空隙がある状態で見られるシース管の縁部での反射による影響は見られない。

以上の結果と前節の7.3の結果より、SIBIEが、インパクトエコー法により得られる周波数スペクトルのピーク周波数のみでは判別することが難しかったプレストレストコンクリートのシース管内部のグラウト未充填による空隙の影響の検出に有効であることが明らかとなった。

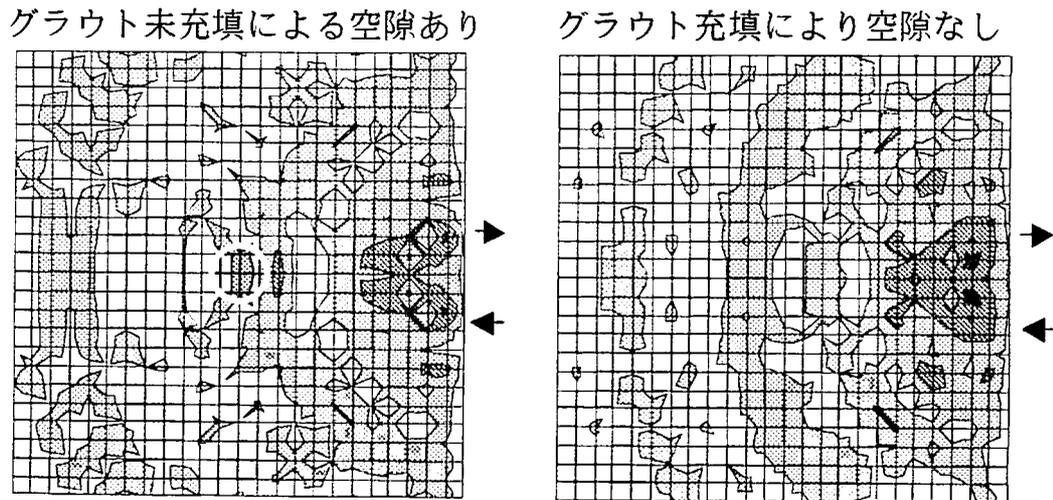


図7-15 アルミ飛翔体使用時の周波数スペクトルを用いたSIBIEによる断面画像

7. 4. 4 イメージングモデルの正方形要素の影響

図 7-3 に示すようにモデルを分割する正方形要素の大きさは式(7.5)により求められる値をもとに $\Delta x=10\text{mm}$ と定めた. ここでは, 正方形要素の大きさが SIBIE に与える影響を調べるために, Δx を 5mm および 25mm としたモデルにより SIBIE を行った. ここでは 7. 3 と 7. 4 の結果より, 鋼球およびアルミ飛翔体により得られたインパクトエコー法の周波数スペクトルに SIBIE を適用した結果を比較すると, アルミ飛翔体を用いた場合においてシース管内部の空隙の影響を検出できている. よってアルミ飛翔体での結果をもとに検証を行った.

正方形要素の一辺の長さ $\Delta x=5\text{mm}$ としたモデルを使用し, 図 7-13 に示すアルミ飛翔体により得られたインパクトエコー法で得られた周波数スペクトルに SIBIE を適用した結果を図 7-16 に示す.

図 7-16 より, シース管にグラウト未充填による空隙がある状態の結果とグラウトが充填されて空隙がない状態の結果で多少の差異は見られるが, シース管の縁部に反射の影響は両結果ともに見られなかった.

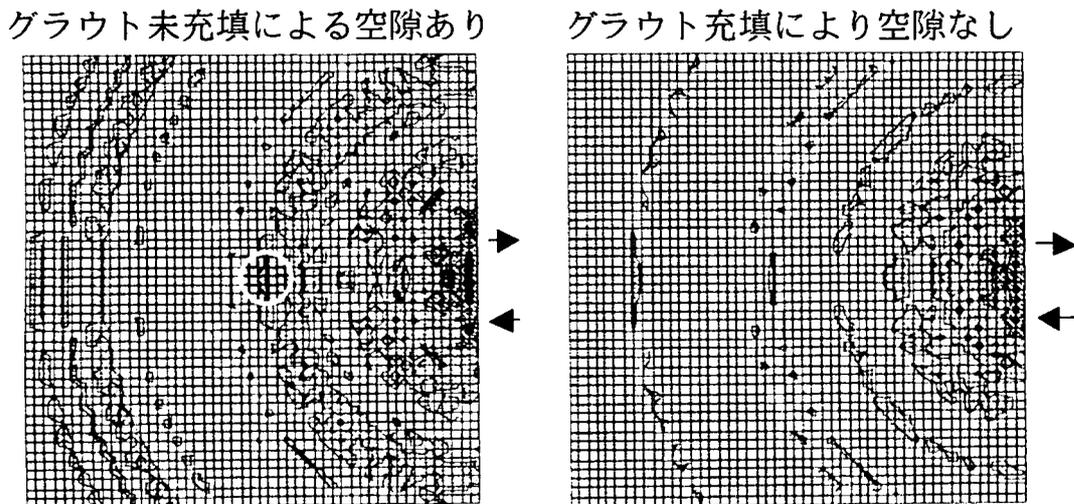


図 7-16 $\Delta x=5\text{mm}$ のモデルでの SIBIE による断面画像

次に、正方形要素の一辺の長さ Δx を 25mm としたモデルを使用した結果を図 7-17 に示す。 $\Delta x = 5\text{mm}$ とした図 7-16 の結果と同様に、グラウト未充填による空隙がある状態の結果は、グラウトが充填されて空隙がない状態の結果と比較しても明瞭な差は見られず、シース管内部の空隙による反射の影響を断面画像として検出することはできなかった。

これらの結果より、SIBIE を適用してイメージング処理をする際、イメージングモデルの正方形要素の一辺の長さは、弾性波検出時のサンプリングタイム Δt とコンクリート内部を伝播する P 波の伝播速度 C_p を用いた式(7.5)により決定される Δx に準ずることの重要性が明らかとなった。

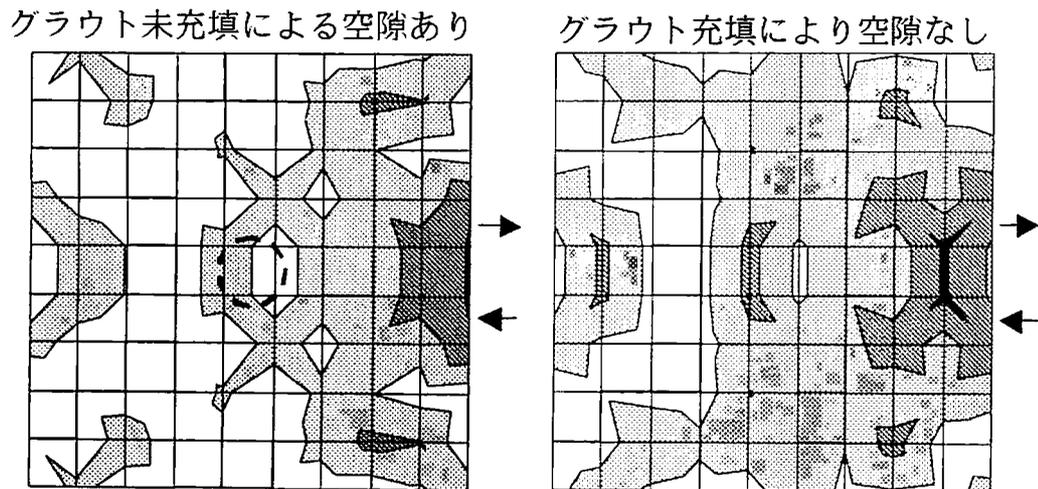


図 7-17 $\Delta x = 25\text{mm}$ のモデルでの SIBIE による断面画像

7.5 インパクト入力の周波数成分と SIBIE の関係

7.5.1 概説

インパクトエコー法で得られる周波数スペクトルに SIBIE を適用することにより内部欠陥を可視化できることが明らかとなった。つぎに、PC 供試体に鋼球、アルミ飛翔体およびインパクトハンマーを使用したインパクト試験を実施し、種々なインパクト入力のもつ周波数特性が SIBIE による内部欠陥の評価にどのような影響を与えるのか検証を行う。

7.5.2 実験概要

(1) 供試体

実験に使用した PC 供試体を図 7-18 に示す。この供試体は第 6 章で使用した図 6-4 に示す $\phi=30\text{mm}$ のシース管を埋設した $250 \times 250 \times 1000\text{mm}$ の供試体と同じものである。この供試体のシース管に図に示すように B 種 1 号 PC 鋼棒 ($\phi 11\text{mm}$) を挿入し、グラウト用コロイドセメントをシース管の半分まで充填したものである。コンクリートの配合を表 7-3、28 日間水中養生後の力学的特性を表 7-4 に示す。

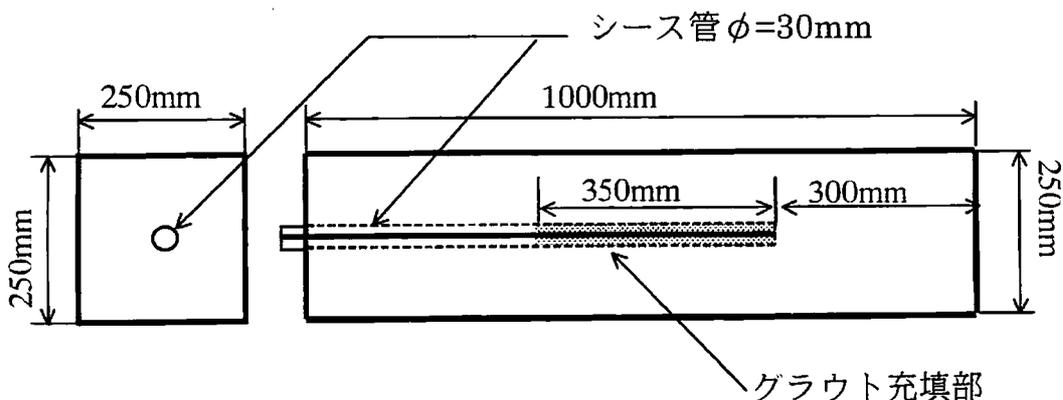


図 7-18 シース管を埋設した供試体

表 7-3 コンクリートの配合表

最大 粒径 (mm)	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)				混和剤 (cc)	スラン ^o (cm)	空気量 (%)
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G			
20	50	48	172	344	830	1021	104	3.0	6

表 7-4 コンクリートの力学的特性値

引張強度 (MPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
2.76	33.07	27.37	0.20

ここで圧縮強度，引張強度，弾性係数，ポアソン比は，標準円柱供試体（ ϕ 100×200mm）を同条件で打設し，材齢 28 日のものを 1 軸圧縮試験および割裂試験を各 3 本ずつ行った平均値である．なお予備試験により弾性波の波速 $C_p=4496\text{m/s}$ である．

この供試体で得られる板厚によるピーク周波数 f_T ，シース管内部の空隙からの反射によるピーク周波数 f_{void} と f'_{void} は式(6.4),(6.6),(6.8)より，それぞれ 8.6kHz,19.1kHz,39.9kHz となる．

(2) インパクト試験

作製した PC 供試体を図 7-19 のように設置し，4 種類の衝撃力を使用したインパクト試験を実施した．

鋼球落下試験は直径 4.8mm，11mm のものを使用し，これを高さ 100mm より落下させた．鋼球の密度は 7781kg/m^3 ，ポアソン比は 0.3 であり，接触時間および入力周波数の上限は第 4 章の式(4.8)，式(4.9)よりそれぞれ約 44kHz，19kHz である．アルミ飛翔体は図 7-8 に示すような直径 10mm，長さ 20mm のものを使用した．

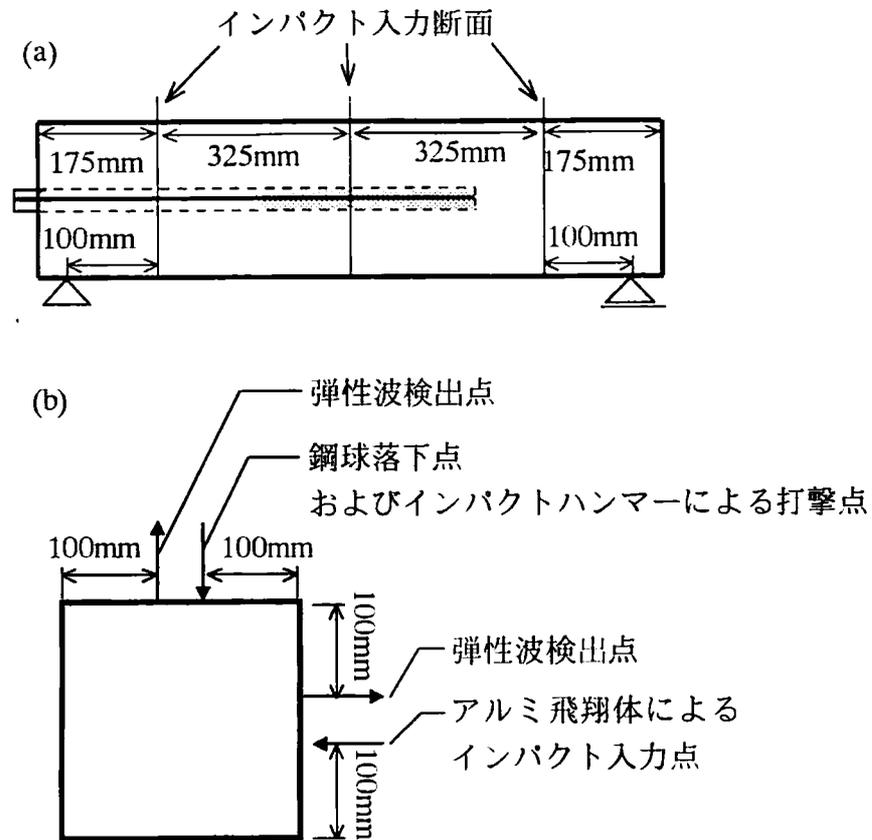


図 7-19 鋼球及びアルミ飛翔体を用いたインパクト試験

これをコンプレッサーの空気圧により、内径 11mm のアルミパイプ内を供試体面とアルミ弾の先端の距離を一定にして発射させた。このアルミ飛翔体を用いた際に供試体に入力される周波数の上限は、前述の第 4 章の実験および解析の結果から 40000Hz 程度であることが確認されている。インパクトハンマー (PCB PIEZOTRONICS 社製) のインパクトとしての上限周波数は第 4 章より 10kHz 程度であることが確認されている。表 7-5 にここで使用した衝撃力とインパクトとしての上限周波数を示す。

表 7-5 実験に使用した衝撃力の種類

衝撃力	概要	インパクトとしての 上限周波数
鋼球 2 種類	直径 4.8mm, 直径 11mm	約 44kHz, 19kHz
アルミ飛翔体	直径 10mm, 長さ 20mm	約 30~40kHz
インパクトハンマー	PCB PIEZOTRONICS 社製	約 10kHz

弾性波の計測において、加速度計は小野測器製 NP3210 を使用し、波形記録装置 (AUTONICS 製 S121 オート・デジタイザ) にデジタル量として記憶させ、記録データをパソコンにより FFT 処理することにより周波数スペクトルを得た。計測時のサンプリングタイム $\Delta t = 5 \mu\text{sec}$, サンプル数 $N = 1024$ とした。その結果、スペクトル分析可能な上限周波数で *Nyquist* 周波数は 100kHz, 基本周波数 Δf は約 195.3125Hz となる。

7. 5. 3 鋼球落下試験による結果

直径 4.8mm, 11mm の鋼球によるインパクト試験により得られた計測波形とその周波数スペクトルをそれぞれ図 7-20, 図 7-21 に示す。周波数スペクトルでの矢印は板厚によるピーク周波数 f_T とシース管内部の空隙によるピーク周波数 f_{void} を示している。シース管内部に空隙がある断面, グラウトが充填された断面, シース管が埋設されていない断面の周波数スペクトルを比較すると差違は見られるものの, シース内部の空隙を明確に判別することは難しいことが言える。鋼球 4.8mm と 11mm の周波数スペクトルで比較すると, インパクトとしての上限周波数が高い直径 4.8mm のほうがスペクトルの分布している領域が高周波数側によっており, 高い周波数のインパクトが入力されていることが分かる。

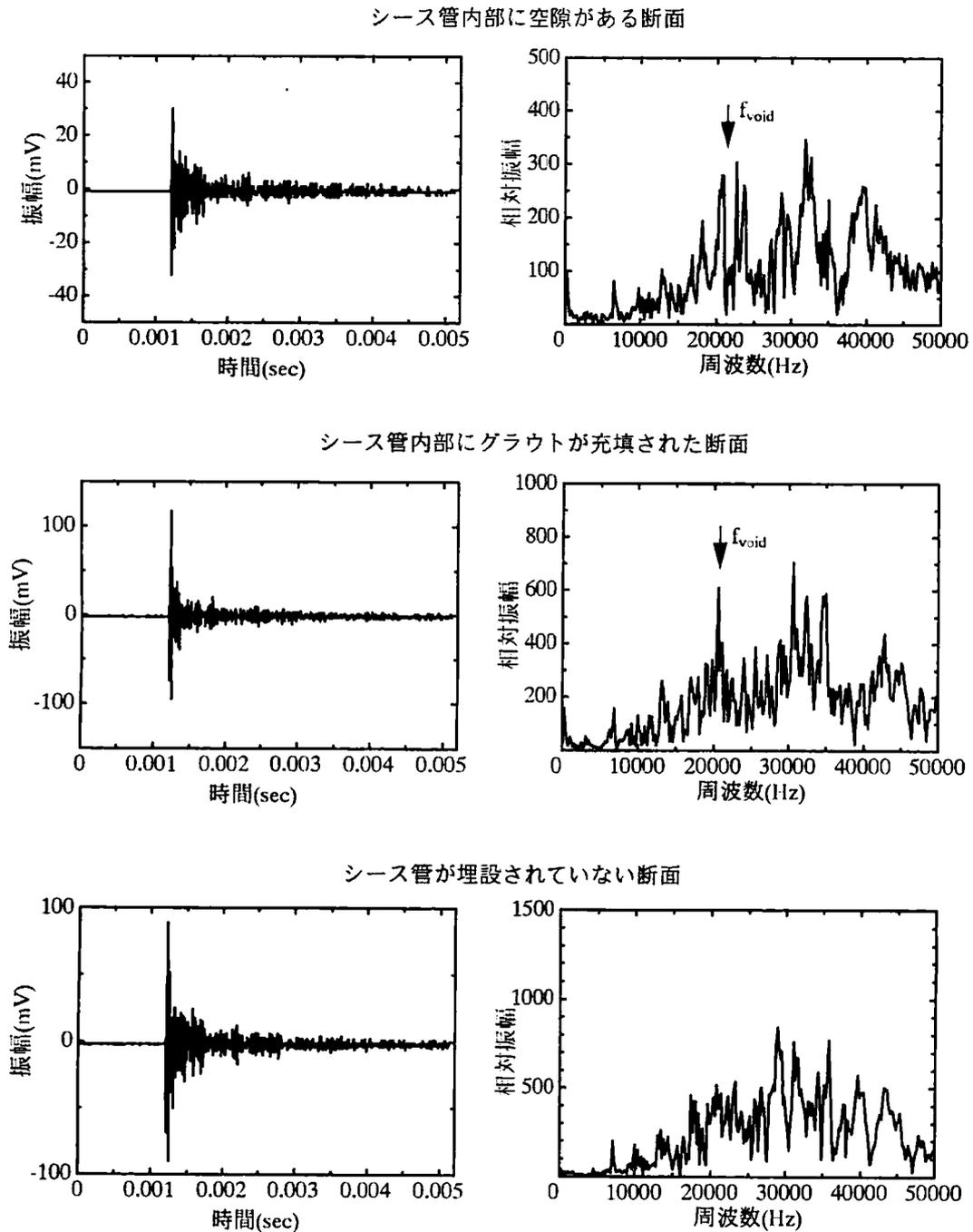


図 7-20 鋼球 4.8mm 使用時のインパクト試験により得られた計測波形と周波数スペクトル

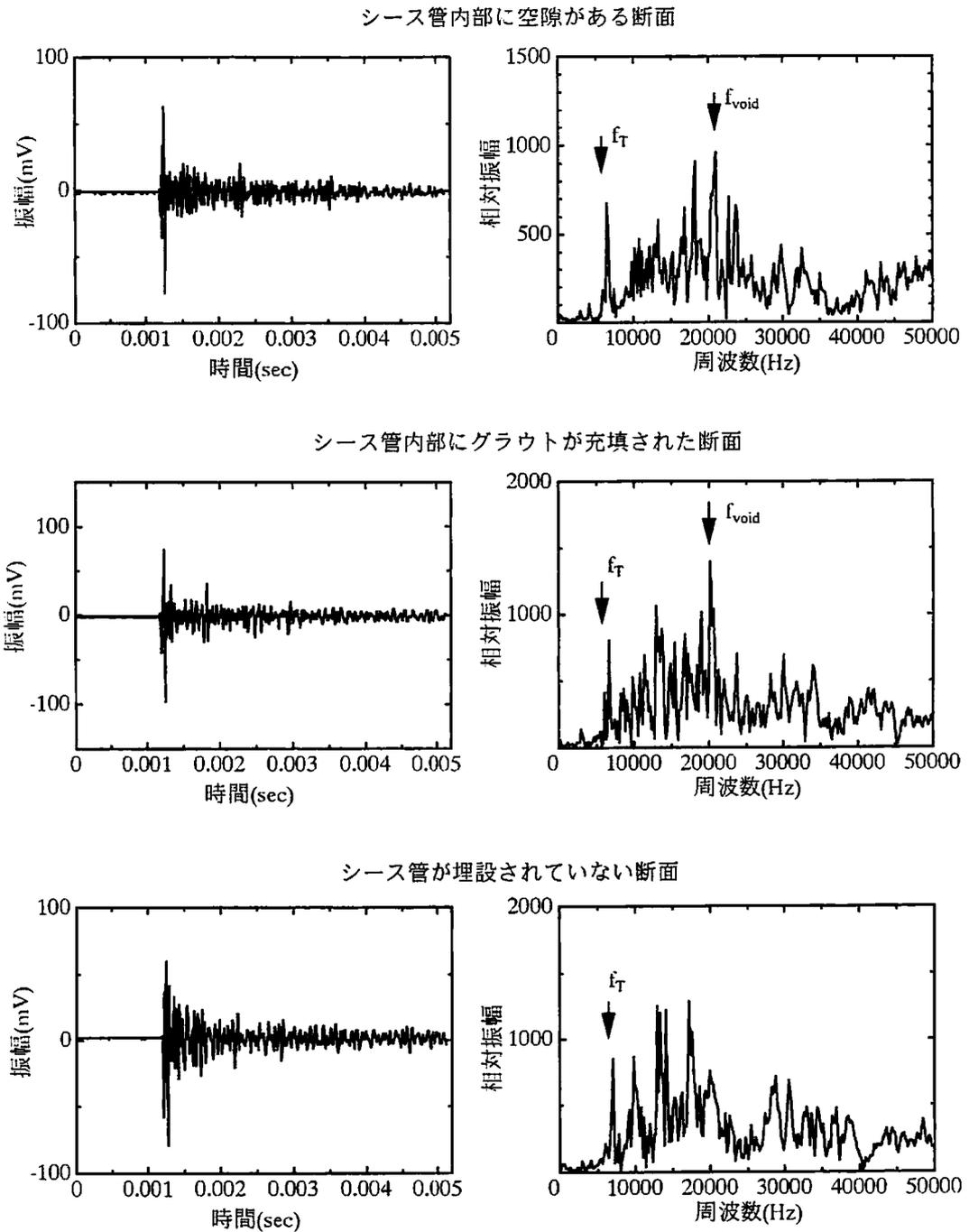


図7-21 鋼球 11mm 使用時のインパクト試験により得られた計測波形と周波数スペクトル

次に、直径 4.8mm, 11mm の鋼球によるインパクト試験により得られた周波数スペクトルを用いた SIBIE による断面画像を図 7-22, 図 7-23 に示す。ここで、波形計測時のサンプリングタイム $\Delta t = 5 \mu\text{sec}$, 予備実験より P 波の伝播速度 $C_p = 4496\text{m/s}$ である。よって、断面を分割する正方形要素は式(7.5)より Δx は約 11mm であるので、ここでは $\Delta x = 10\text{mm}$ としている。

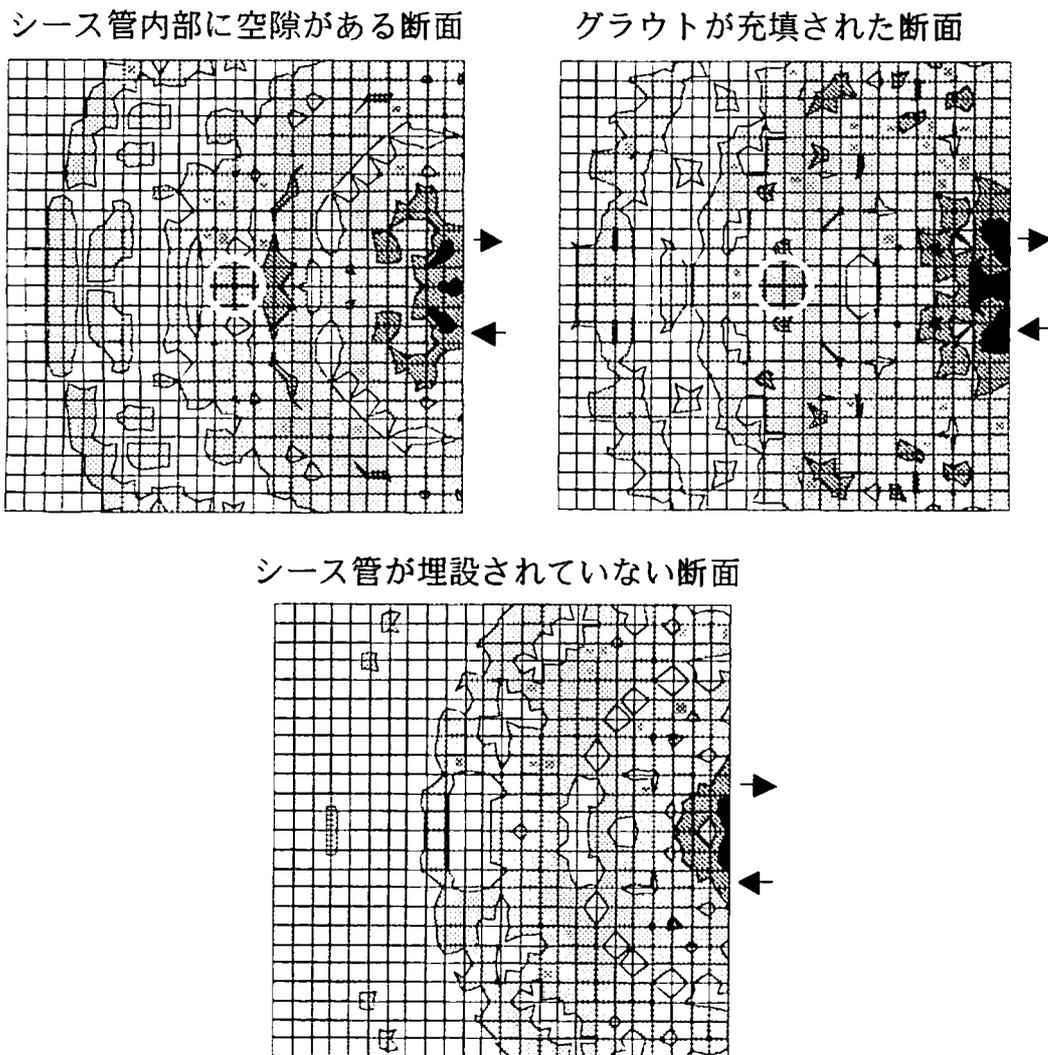


図 7-22 鋼球 4.8mm 使用時の周波数スペクトルを用いた SIBIE による断面画像

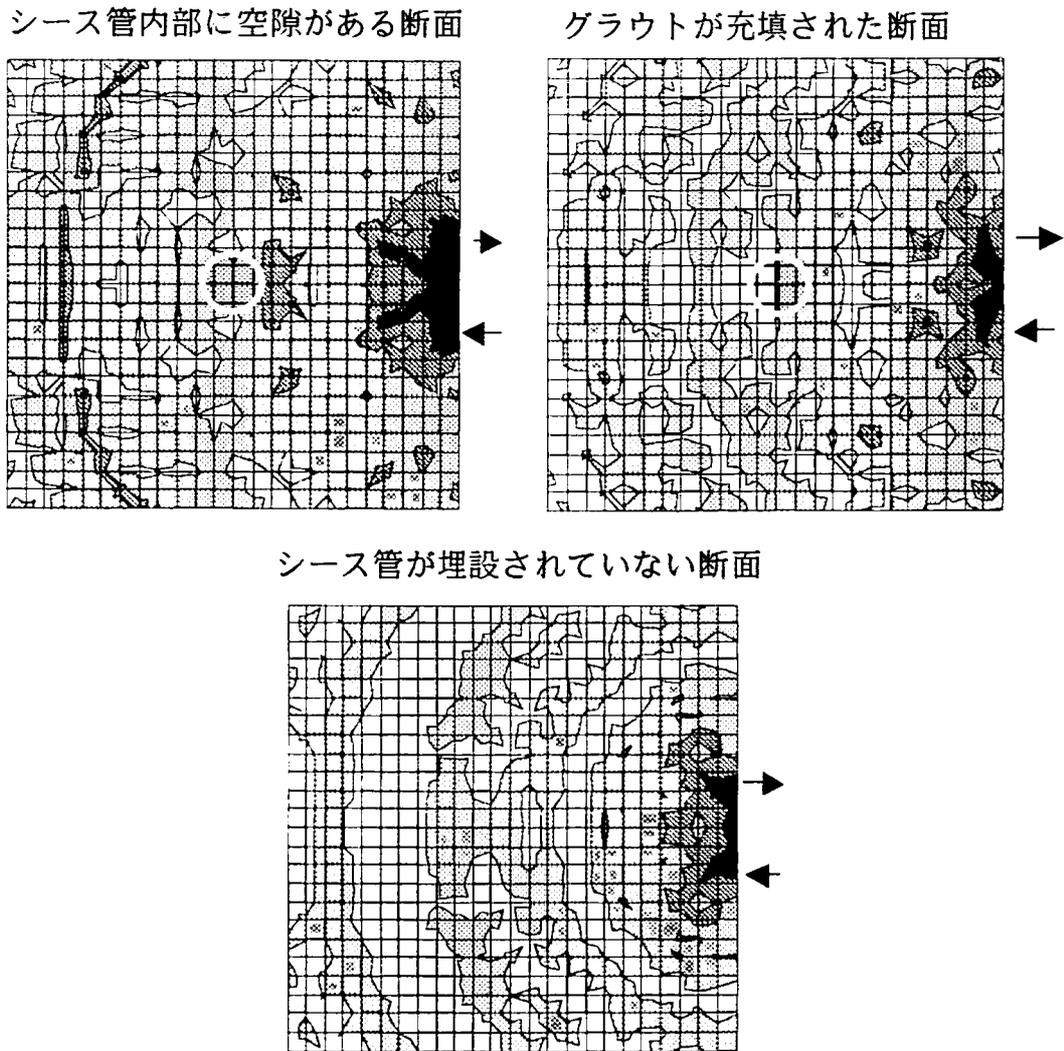


図 7-23 鋼球 11mm 使用時の周波数スペクトルを用いた SIBIE による断面画像

各断面の結果を比較するとシース管内部に空隙がある断面ではシース管縁部に反射の影響が検出されている。これは、直径 4.8mm, 11mm の鋼球を使用したどちらの場合にも共通している。これは直径 11mm の鋼球のほうがインパクトとしての上限周波数は低いものの、本供試体でのシース管内部の

空隙による $f_{void}=19.1$ まではほぼ満たしており、その周波数領域内におけるシース管内部の空隙からの反射の影響を SIBIE により検出できたためと考えられる。

7.5.4 アルミ飛翔体による結果

アルミ飛翔体によるインパクト試験により得られた計測波形とその周波数スペクトルを図7-24に示す。周波数スペクトルでの矢印は板厚によるピーク周波数 f_T とシース管内部の空隙によるピーク周波数 f_{void} を示している。ここでも鋼球によるインパクト試験により得られた周波数スペクトルの結果と同様、周波数スペクトルのみからシース管内部の空隙の影響を判別することは容易ではない。

次に、アルミ飛翔体によるインパクト試験により得られた周波数スペクトルを用いた SIBIE による断面画像を図7-25に示す。各断面の結果を比較するとシース管内部に空隙がある断面では他の断面では見られないシース管縁部に反射の影響を検出することができた。

7.5.5 インパクトハンマーによる結果

インパクトハンマーによるインパクト試験により得られた計測波形とその周波数スペクトルを図7-26に示す。周波数スペクトルは、鋼球やアルミ飛翔体の結果と比較して明らかに低周波数領域までしか検出されておらず、インパクトハンマーによる打撃のインパクトとしての上限周波数の低さが影響している。その上限周波数はシース管内部の空隙によるピーク周波数 f_{void} を含んでいないため空隙の影響を検出できていない。

次に、インパクトハンマーによるインパクト試験により得られた周波数スペクトルを用いた SIBIE による断面画像を図7-27に示す。各断面での結果を比較するとシース管内部に空隙がある断面において、若干の反射の影響が見られるものの、明瞭に検出できていない。これは、インパクトハンマーによる衝撃力の上限周波数がシース管内部の空隙によるピーク周波数 f_{void} まで含んでいないため、計測波形およびその周波数スペクトルにシース管内部からの反射の影響がほとんど含まれていないためである。

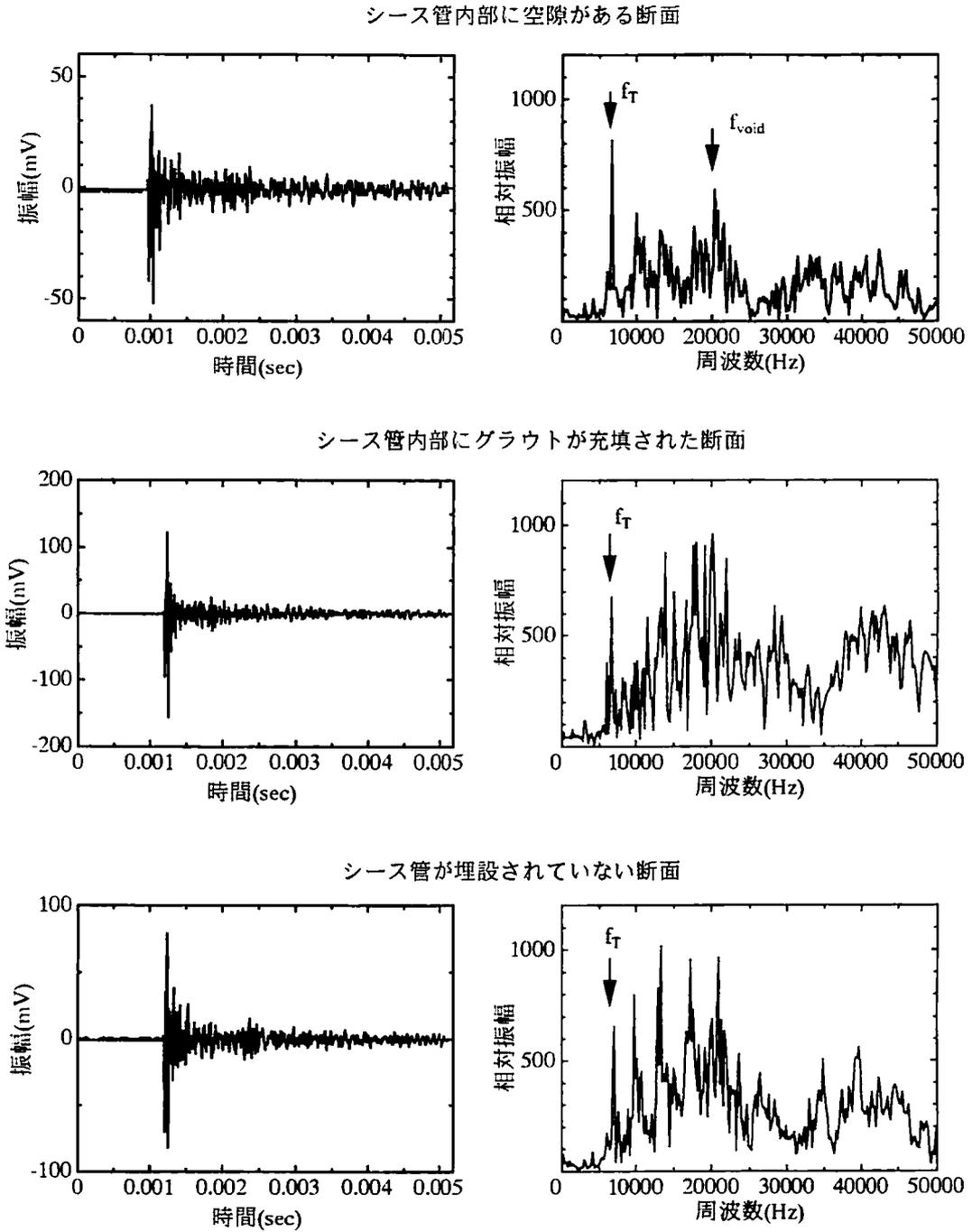


図 7-24 アルミ飛翔体使用時のインパクト試験により得られた計測波形と周波数スペクトル

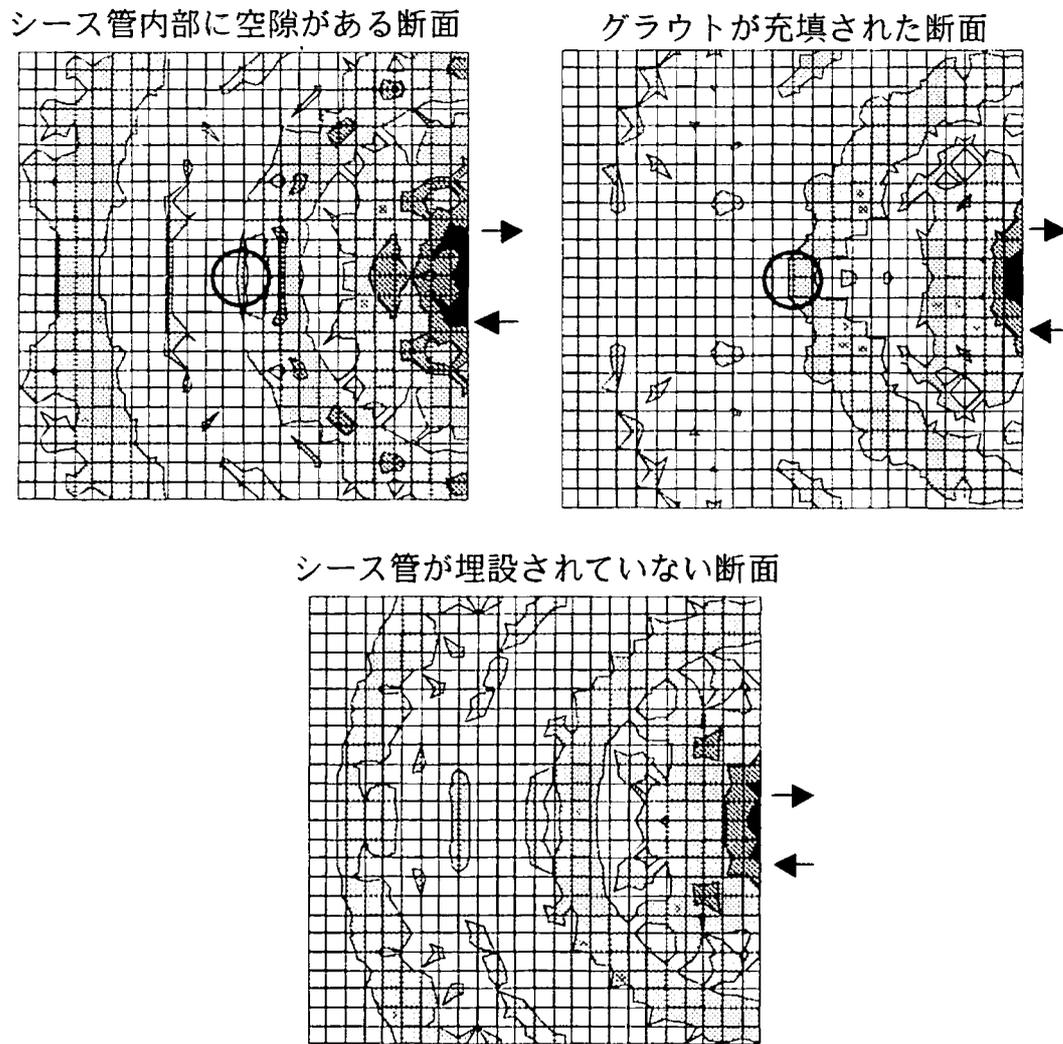


図7-25 アルミ飛行体使用時の周波数スペクトルを用いたSIBIEによる断面画像

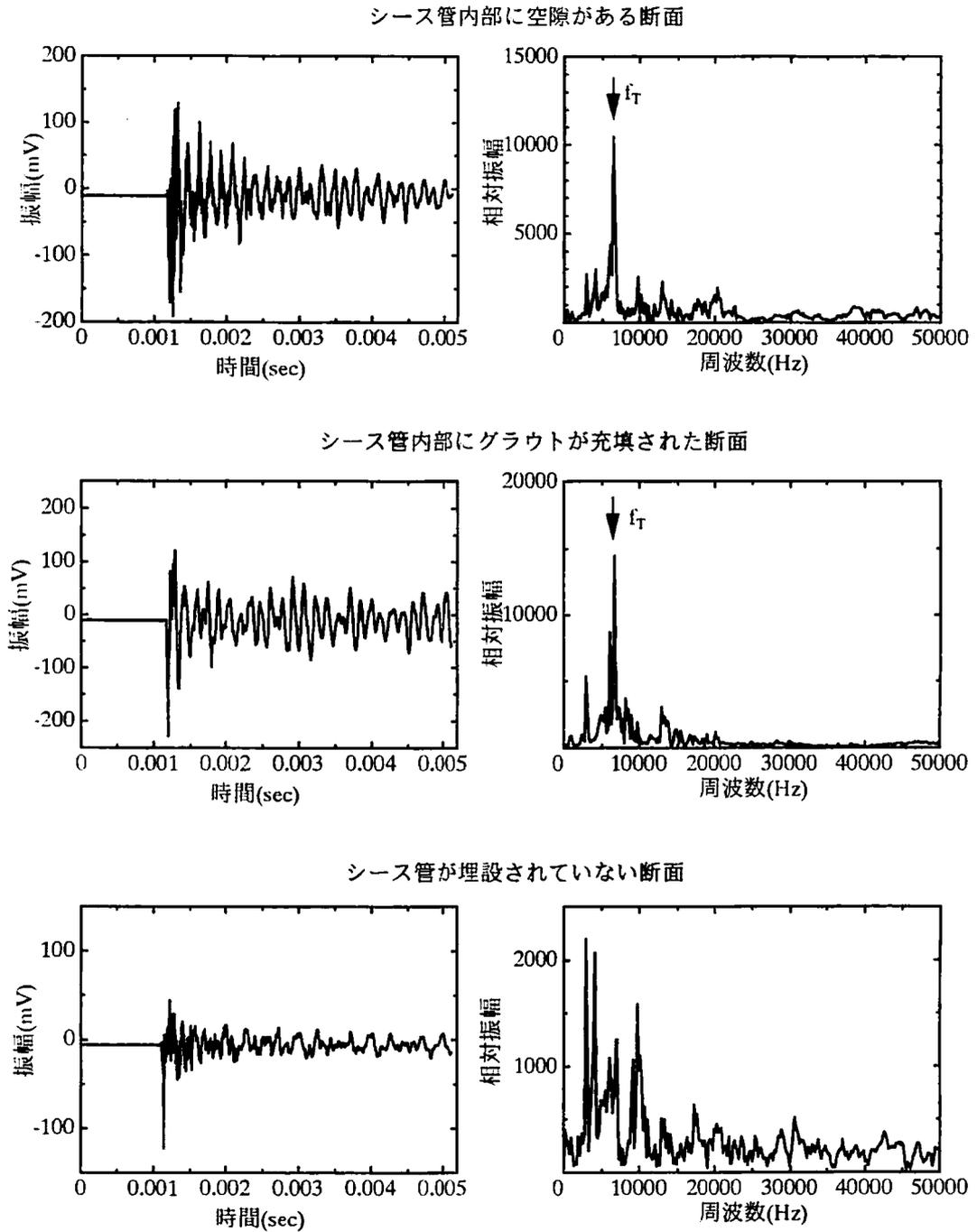
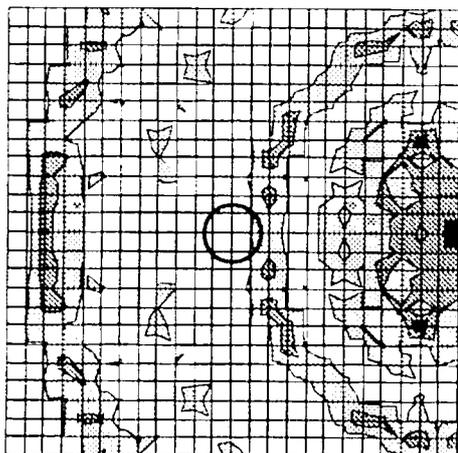
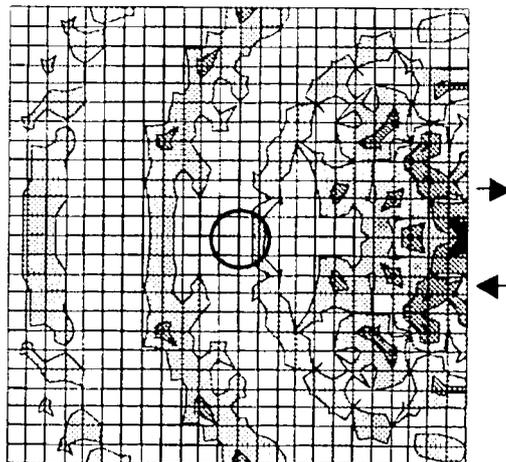


図 7-26 インパクトハンマー使用時のインパクト試験により得られた計測波形と周波数スペクトル

シース管内部に空隙がある断面



グラウトが充填された断面



シース管が埋設されていない断面

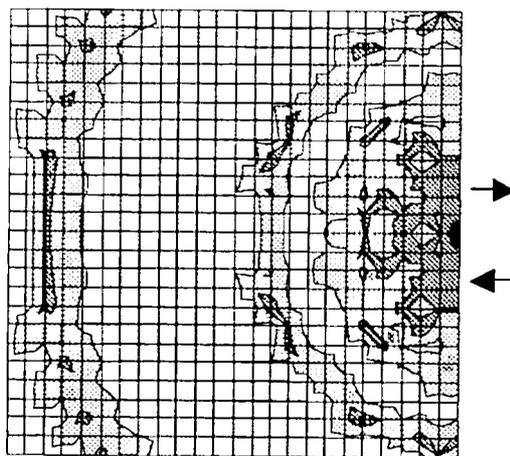


図 7-27 インパクトハンマー使用時の周波数スペクトルを用いた SIBIE による断面画像

7.6 第7章のまとめ

インパクトエコー法で得られる周波数スペクトルを利用した新しいイメージング手法を開発し、SIBIE (*Stack Imaging of spectral amplitudes Based on the Impact-Echo*) と名付けた。その SIBIE の有効性を検証するために、PC 供試体のグラウト充填度をインパクトエコー法および SIBIE により評価し、次のような結論が得られた。

- (1) シース管による内部空隙が存在する供試体に直径 4.8mm の鋼球およびアルミ飛翔体を使用したインパクト試験より得られた周波数スペクトルに SIBIE を適用した。その結果、鋼球を使用した場合には断面画像に空隙を検出することはできなかったが、アルミ飛翔体を使用した場合にはシース管縁部に空隙による反射の影響を明確に得ることができた。この差違は、鋼球により入力されるエネルギーがアルミ飛翔体により入力されるエネルギーより低いためだと考えられる。このことより、インパクトの上限周波数が内部欠陥によるピーク周波数まで満たしていてもそのエネルギーが小さい場合、欠陥の検出に不利であることが明らかとなった。
- (2) 2次元 BEM 解析により再現されたシース管が埋設された断面となにもない断面での周波数スペクトルに SIBIE を適用した。その結果、2つの断面での結果に差異が見られ、シース管が埋設された断面ではシース管縁部に反射の影響が集中して見られた。
- (3) PC 供試体においてグラウト充填前と充填後に直径 4.8mm の鋼球およびアルミ飛翔体を使用したインパクト試験を実施し、そこで得られた周波数スペクトルに SIBIE を適用した。その結果、(1) の結論と同様に鋼球を使用した場合には断面画像に空隙による反射の影響を得ることはできなかったが、アルミ飛翔体を使用した場合にはシース管縁部に空隙による反射の影響を明確に得ることができた。
- (4) シース管内部の空隙の影響を検出できたアルミ飛翔体を使用した際の SIBIE により得られた断面画像の結果で、SIBIE に使用する解析モデルを分割する正方形要素の大きさの影響を調べた。その結果、イメージングモデルの正方形要素の一辺の長さは、P 波の伝播速度 C_p と波形計測時のサンプリングタイム Δt との関係より導かれる $\Delta x = \frac{C_p \Delta t}{2}$ で決定できることが明らかとなった。

- (5) シース管内部に空隙がある断面、グラウトが充填された断面、シース管が埋設されていない断面を持つ PC 供試体において、鋼球、アルミ飛翔体およびインパクトハンマーを用いたインパクト試験により得られた周波数スペクトルに SIBIE を適用して断面画像を求めた。インパクトとして鋼球 4.8mm と 11mm およびアルミ飛翔体を用いた場合の SIBIE の結果より、シース管内部の空隙による影響を断面画像として検出することができた。インパクトハンマーの結果では、シース管内部の空隙による反射の影響は検出なかった。これより、インパクトエコー法と同様 SIBIE による欠陥検出においてもインパクトの上限周波数が、内部欠陥によるピーク周波数まで含んでいることが重要であることが明らかとなった。

SIBIE の欠点および今後の課題としては次のようなことが挙げられる。

- (1) 伝播距離が同じになるため欠陥の影響が弾性波の入力点と計測点を同中心とした同一円上に発生するため、内部欠陥位置が予測できない場合、欠陥の位置を同定することが難しくなる。
- (2) SIBIE は、弾性波の波速と伝播距離で共振周波数を同定している。よって弾性波の計測誤差が SIBIE の結果に及ぼす影響を明らかにする必要がある。

第7章 参考文献

- 1) Colla, C. Schneider, G. and Wiggemhauser, H.. "Automated ImpactEcho and Method Improvement: 2 and 3-D Imaging of Concrete Elements," Nondestructive Testing in Civil Engineering 2000, ed. T. Uomoto, Elsevier, Amstredam, pp.474-480, 2000.4.
- 2) Mary J. Sansalone and William B.Streett : ImpactEcho, Bullbrier Press, Ithaca, N.Y., 1997.
- 3) 北原道弘・中畑和之・広瀬壮一：線形化学散乱解析法の欠陥位置と形状再構成能に関する一検討，土木学会応用力学論文集 Vol.1, pp.167-174, 1998.8.
- 4) 渡辺 健，渡海雅信，小坂浩二，大津政康：インパクトエコー法の画像処理に関する研究，コンクリート工学年次論文集 vol.22, No.1. pp.391-396, 2000.6.

第8章 結論

本研究は、コンクリートの弾性波動理論と欠陥評価に関する研究として、弾性波動理論に基づきコンクリートの動的挙動の解明と弾性波を利用した非破壊検査手法の一つであるインパクトエコー法の検証およびスペクトルイメージングにより断面画像化をおこなう新たな手法 SIBIE の開発・有効性について論じたものである。得られた結論をまとめると次のようになる。

第4章では、衝撃力のもつ周波数成分を、実験により得られた周波数スペクトルと解析により求めた *Lamb* 解を用いた周波数領域での逆合成積により明らかにすることを試みた。その結果、次のような結論が得られた。

- (1) インパクトハンマーのヘッド部に埋め込まれた加速度センサーにより直接計測した弾性波を FFT (高速フーリエ変換) 処理した周波数スペクトルと、板状供試体に設置した加速度計により計測した弾性波を FFT 処理した周波数スペクトルを *Lamb* の問題の解の周波数スペクトルで逆合成積をした周波数スペクトルを比較した。その結果、
 - ・ 衝撃の持つ上限周波数は約 10kHz で一致しており、逆合成積により衝撃力の周波数成分を明らかにする手法の妥当性が実証された。
- (2) 計測波形の周波数スペクトルを *Lamb* 解で逆合成積した周波数スペクトルと近似波形の \sin 関数および \sin^4 関数の周波数スペクトルを比較すると逆合成積した周波数スペクトルと \sin 関数の周波数スペクトルは、上限周波数がほぼ一致しており、逆合成積によって衝撃力の周波数特性を明らかにする手法が有効であることが確認された。
- (3) 計測波形の周波数スペクトルを、*Lamb* 解による周波数スペクトルで逆合成積を行った。その結果、鋼球 4.8mm と 11mm の周波数スペクトルの上限周波数それぞれ 40kHz と 20kHz 程度であり、これは理論式より求められる結果と一致しており、鋼球による衝撃入力を持つ上限周波数を逆解析の手法により明らかにすることができた。また、アルミ飛翔体による衝撃入力の上限周波数は約 30~40kHz、インパクトハンマーによる衝撃入力の上限周波数は 10kHz 未満であることが確認された。その際、使用する板状供試体のモルタルとコンクリートによる材質の違いによる影響は小さく、内部に鉄筋を配筋した場合にもその影響はほとんど見られなかった。
- (4) 計測波形の周波数スペクトルを、2次元 BEM 解析により求めた板

状供試体の周波数スペクトルで逆合成積を行った。その結果、各衝撃力の上限周波数は、鋼球4.8mmでは45kHz、鋼球11mmでは20kHz、アルミ飛翔体では40kHz、インパクトハンマーでは10kHz程度であることが明らかとなり、*Lamb* 解を用いた逆合成積による周波数スペクトルの結果と比較すると、各衝撃入力に対してのほぼ同様の上限周波数の結果であった。これより、今回の実験供試体を用いた場合、BEM解析を用いた逆合成積による衝撃力の上限周波数を算定することの有効性が実証されたと考えられる。

第5章では、鉄筋コンクリート柱の高周波数成分を含んだ衝撃的な外力による動的挙動および破壊挙動を、鋼球落下試験と境界要素法を用いた解析によって検証した結果を総合して取りまとめると以下のような結論が導かれる。

- (5) 直立させた供試体の BEM 解析から、高周波数成分を持った衝撃力の場合にも上下動よりも水平力による変形が卓越していることが認められた。
- (6) 衝撃による水平動が鉄筋コンクリート柱に作用した際の共振周波数は、アスペクト比 β が増大するに従い、低下することが確認され、共振周波数の1次ピーク、2次ピークにおいて、それぞれ1次モード、2次モードの変形モードを示すことが、2次元および3次元動的 BEM 解析の振動モードから確認された。
- (7) 水平動による変形に伴う供試体の内部応力を静水圧成分と偏差応力成分に分けてプロットすることにより、1次変形モード時には、アスペクト比に関係なく載荷点下の断面において偏差応力成分が最大となることが明らかとなった。2次変形モードにおいては、アスペクト比が増大するにともない、載荷点下の断面の偏差応力成分は、他の断面のピーク値より相対的に減少していく傾向が見られた。このことより、阪神淡路大震災で被害を受けたコンクリート柱の柱中央部での破壊は、水平方向の高周波数振動の影響により、偏差応力成分が大きな断面で破壊した可能性が考えられる。
- (8) ノッチ付きの供試体の静的載荷による破断と動的載荷による破断を比較した場合、入力の持つ周波数が高くなった結果、ひび割れの進展方向が変化することが確認された。
- (9) BEM 解析により求めた内部応力を線形破壊力学の理論を用いて考察した結果、入力の持つ周波数が低い場合では引張卓越モードを示し、入力周波数が高い場合では引張とせん断が混在した混合モード

を示すことが認められた。これは鋼球を用いた衝撃破壊試験の結果と対応しており、入力周波数が高くなった結果、ひび割れの進展方向が変化し、破壊モードが引張卓越モードから引張とせん断が混在した混合モードへと変化することが明らかとなった。

第6章ではインパクトエコー法を用いたコンクリート構造物の非破壊検査において、欠陥検出原理と問題点を明確にするために、ポストテンションタイプのプレストレストコンクリート(PC)供試体を用いて実験および境界要素法による解析を行い、その有効性について検証した。その結果、以下に示すような成果が得られた。

- (10) 鋼球の影響としては、鋼球の直径が小さくなるほど、つまり接触時間から求めた上限周波数が高くなるほど高い周波数のスペクトル成分がより顕著に検出される。このことから、 f_{void} 、 f_T などのスペクトルピークを確実に得るためには、インパクトの入力周波数をそれらのピーク周波数より高くする必要があることが確認された。
- (11) 実験により得られる周波数スペクトルには様々な影響が含まれているため多くのスペクトルピークが混在している。よって理論的には内部欠陥からの反射により生じるピーク周波数を明確に判別することは容易ではない。
- (12) 次元解析による波長と部材寸法の比の無次元パラメータ α が $\alpha=1$ という条件より導かれる空隙による共振周波数を f'_{void} とし、鋼球およびアルミ飛翔体を用いたインパクト試験を行った。鋼球落下試験においては、シース管内部の空隙によるピーク周波数 f'_{void} の影響が検出された。アルミ飛翔体によるインパクト試験では、鋼球落下試験に比べて明瞭ではないものの f'_{void} に相当するピーク周波数が見られた。このことより、衝撃力のもつ周波数の上限が内部欠陥の影響を示すピーク周波数をカバーしていても、入力の周波数特性の違いがの検出に影響を及ぼすことが認められた。
- (13) 空隙によるピーク周波数 f_{void} および f'_{void} だけを取り出すために、シース管を埋設した断面で実験した結果の周波数スペクトルを、シース管がない断面で実験した結果の周波数スペクトルで除すという正規化の処理を行った。理論的には、シース管が存在していること以外の条件をすべて同じにしておけば、シース管内部の空隙による反射の影響のみが現れる。正規化の結果、インパクトに鋼球およびアルミ飛翔体を用いたどちらの場合においても f'_{void} を検出すること

ができた。しかし、インパクトエコー法で推奨されている f_{void} の検出は困難であった。この結果は、 f_{void} に比べ、 f'_{void} のほうが検出することが容易であることを示しており、無次元パラメータ $\alpha \geq 1$ で反射波の影響が顕著となるという考察と一致している。

- (14) 2次元 BEM 解析により、シース管内部の空隙による影響の検出を試みた。シース管を埋設した断面では 30000Hz から 40000Hz の間で周波数スペクトルが大きくなり、これがシース管の影響であると考えられる。しかし、 f'_{void} と明らかに判断できるスペクトルのピークのみ判別は容易ではない。これは実験での供試体断面の拘束条件が、解析での断面の拘束条件と整合されていないためおよび3次元的な波動現象を2次元解析により求めるための影響もあると考えられる。このように解析的には、 f_T 、 f_{void} および f'_{void} 以外にもかなりのスペクトルピークが存在することが認められた。
- (15) 解析においても実験結果の考察と同様、シース管内部の空隙からの反射の影響を得るために、シース管を埋設している断面箇所での周波数スペクトルを、シース管がない断面箇所での周波数スペクトルで除する正規化の処理を行った。その結果、 f'_{void} を検出することができ、解析においても正規化の有効性を確認することができた。

第7章ではインパクトエコー法で得られる周波数スペクトルを利用した新しいイメージング手法を開発し、SIBIE (*Stack Imaging of spectral amplitudes Based on the Impact-Echo*) と名付けた。その SIBIE の有効性を検証するために、PC 供試体のグラウト充填度をインパクトエコー法および SIBIE により評価し、次のような結論が得られた。

- (16) シース管による内部空隙をもつ供試体に直径 4.8mm の鋼球およびアルミ飛翔体を使用したインパクト試験を実施し、そこで得られた周波数スペクトルに SIBIE を適用した結果、鋼球を使用した場合には断面画像に空隙による反射の影響を得ることはできなかったが、アルミ飛翔体を使用した場合にはシース管縁部に空隙による反射の影響を明確に得ることができた。この差違は、鋼球により入力されるエネルギーがアルミ飛翔体により入力されるエネルギーより低いためだと考えられる。このことより、インパクトの上限周波数が内部欠陥によるピーク周波数まで満たしていても、そのエネルギーが小さい場合欠陥の検出に不利であることが明らかとなった。
- (17) 2次元 BEM 解析により再現されたシース管が埋設された断面とな

にもない断面での周波数スペクトルに SIBIE を適用した。その結果、2つの断面での結果に差異が見られ、シース管が埋設された断面ではシース管縁部に反射の影響が集中して見られた。

(18) PC 供試体においてグラウト充填前と充填後に直径 4.8mm の鋼球およびアルミ飛翔体を使用したインパクト試験を実施し、そこで得られた周波数スペクトルに SIBIE を適用した。その結果、鋼球を使用した場合には断面画像に空隙による反射の影響を得ることはできなかったが、アルミ飛翔体を使用した場合にはシース管縁部に空隙による反射の影響を明確に得ることができた。

(19) シース管内部の空隙の影響を検出できたアルミ飛翔体を使用した際の SIBIE により得られた断面画像の結果で、SIBIE に使用する解析モデルを分割する正方形要素の大きさの影響を調べた。その結果、イメージングモデルの正方形要素の一辺の長さは、P 波の伝播速度 C_p と波形計測時のサンプリングタイム Δt との関係より導かれる

$$\Delta x = \frac{C_p \Delta t}{2}$$

で決定できることが明らかとなった。

(20) シース管内部に空隙がある断面、グラウトが充填された断面、シース管が埋設されていない断面を持つ PC 供試体において、鋼球、アルミ飛翔体およびインパクトハンマーを用いたインパクト試験により得られた周波数スペクトルに SIBIE を適用して断面画像を求めた。インパクトとして鋼球 4.8mm と 11mm およびアルミ飛翔体を用いた場合の SIBIE の結果より、シース管内部の空隙による影響を断面画像として検出することができた。インパクトハンマーの結果では、シース管内部の空隙による反射の影響は検出なかった。これより、インパクトエコー法と同様 SIBIE による欠陥検出においてもインパクトの上限周波数が、内部欠陥によるピーク周波数まで含んでいることが重要であることが明らかとなった。

謝辞

本論文は、筆者が熊本大学大学院博士課程自然科学研究科博士課程後期在籍中に行った研究成果を取りまとめたものである。

本研究を遂行する際、熊本大学工学部の4年生時をはじめ研究室に配属された当時から現在に至るまで、弾性波動に関する基礎的理論はもとより、研究の進め方、国内外での論文の執筆および発表などすべての研究活動に関して懇切丁寧なご指導とご鞭撻を賜り、研究の場を与えて頂きました熊本大学教授大津政康博士に心より絶大な謝意を表します。

本研究を遂行する際、数値解析および実験をはじめすべての研究活動に関して終始暖かく丁寧なご指導とご鞭撻を賜りました熊本大学助教授重石光弘博士に深く感謝いたします。また、論文をまとめるに当たり適切なご指導を賜りました熊本大学教授山尾敏孝博士、小川厚治博士、尾原祐三博士に深く感謝いたします。

本研究のすべての実験に関してご指導とご助言を賜りました上、私的な相談にも応じて頂きました熊本大学技術官友田祐一氏に深く感謝いたします。

飛鳥建設株式会社技術研究所塩谷智基博士、太平洋セメント株式会社中央研究所内田昌勝博士には研究室の先輩として様々のご助言を貴重なご教授を賜りました。これに深く感謝いたします。太平洋セメント株式会社中央研究所辻伸幸氏には、研究室の同期として様々な助言や激励を頂きました。これに深謝いたします。

徳島大学工学部建設工学科に助手として赴任するにあたり、暖かく迎え入れ、本論文の執筆活動にご助言とご協力を賜りました徳島大学教授水口裕之博士、教授橋本親典博士、講師上田隆雄博士に深く感謝いたします。徳島大学技官石丸啓輔氏、徳島大学へ内地留学中の和歌山工業高等専門学校助手三岩敬孝氏には様々のご配慮や激励を頂き、これに深く感謝いたします。

実験および解析の遂行には、熊本大学大学院生博士課程前期2年の渡海雅信氏、1年の小坂浩二氏、現株式会社富士ピー・エスの坂本健俊氏、現宇部興産株式会社の中山穰氏の各位にご協力頂きました。以上の諸氏に深く感謝いたします。また、熊本大学在学中に大津政康研究室、重石光弘研究室の皆さんには色々とお世話になりました。これに深謝します。

本論文の執筆を心待ちにし、惜しめない修学への介助と経済的援助を頂き温かく見守って頂いた渡辺一徳、典子の両親、祖母のマツ子に感謝いたします。以上を本論文の謝辞といたします。