



| | |
|--------------|---|
| Title | 衝撃による弾性波の特性に着目したPCグラウト充填状況の非破壊評価手法に関する研究 |
| Author(s) | 服部, 晋一 |
| Citation | 大阪大学, 2016, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://doi.org/10.18910/55946 |
| rights | |
| Note | |

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

衝撃による弾性波の特性に着目した PC グラウト
充填状況の非破壊評価手法に関する研究

服 部 晋 一

2015年12月

大阪大学大学院工学研究科

目次

| | |
|--|----|
| 第1章 序論 | 1 |
| 1.1 本研究の背景 | 1 |
| 1.2 本研究の目的 | 2 |
| 1.3 本論文の構成 | 2 |
| 参考文献 | 4 |
| 第2章 PCグラウト充填評価研究の経緯と現状の非破壊検査法の課題 | 5 |
| 2.1 PCグラウト充填評価の背景と現状 | 5 |
| 2.1.1 PC構造物の維持管理 | 5 |
| 2.1.2 PCグラウト充填状況の評価手法 | 8 |
| 2.2 PCグラウト充填評価における衝撃弾性波法の課題 | 11 |
| 2.3 衝撃弾性波法の研究および規格化の経緯 | 14 |
| 2.3.1 衝撃弾性波法の研究 | 14 |
| 2.3.2 衝撃弾性波法の規格化の経緯 | 16 |
| 2.4 PCグラウト充填評価における衝撃弾性波法の新たな取り組み | 17 |
| 2.5 本研究が解決しようとする課題 | 18 |
| 参考文献 | 20 |
| 第3章 適応型音響信号処理を適用した衝撃弾性波法によるグラウト充填評価の解析的検討 | 23 |
| 3.1 はじめに | 23 |
| 3.2 適応型音響信号処理を適用した衝撃弾性波法 | 23 |
| 3.2.1 欠陥構造の把握と音響伝達系としてのモデル化 | 23 |
| 3.2.2 衝撃による弾性波の伝播挙動の定式化 | 25 |
| 3.2.3 音響伝達関数による雑音成分キャンセル処理 | 26 |
| 3.2.4 参照部と対象部の反射強さの差異に着目した評価指標の定義 | 32 |
| 3.3 有限要素法による弾性波伝播挙動解析と欠陥状況の抽出 | 33 |
| 3.3.1 解析モデルと解析条件 | 34 |
| 3.3.2 弾性波伝播挙動解析と欠陥状況の抽出処理 | 36 |
| 3.4 解析結果および考察 | 42 |
| 3.4.1 シース直径およびシース埋設深さの違いが反射強さ R に与える影響 | 42 |
| 3.4.2 伝播距離の違いが反射強さ(R)に与える影響 | 43 |
| 3.5 まとめ | 44 |
| 参考文献 | 45 |
| 第4章 制御可能な機械的入力と適応型音響信号処理を用いたグラウト充填状況の実験的評価 | 47 |

| | |
|--|----|
| 4.1 はじめに | 47 |
| 4.2 制御可能な機械的入力の実現方法 | 48 |
| 4.2.1 衝撃入力装置の検討 | 48 |
| 4.2.2 衝撃入力の再現性評価 | 49 |
| 4.2.3 グラウト完全未充填・部分未充填を模擬した供試体の製作 | 52 |
| 4.2.3.1 供試体-Aの概要 | 53 |
| 4.2.3.2 供試体-Bの概要 | 54 |
| 4.2.3.3 供試体-Cの概要 | 55 |
| 4.3 供試体実験における計測の概要 | 56 |
| 4.3.1 実験-1（供試体-A） | 57 |
| 4.3.1.1 実験-1のまとめ | 63 |
| 4.3.2 実験-2（供試体-B） | 64 |
| 4.3.2.1 音響伝達関数の導出 | 65 |
| 4.3.2.2 シース埋設深さと鋼球径の影響 | 67 |
| 4.3.2.3 実験-2のまとめ | 70 |
| 4.3.2.4 反射強さの差 $\angle R$ | 72 |
| 4.3.2.5 反射強さの差 $\angle R$ の評価まとめ | 72 |
| 4.3.3 実験-3（供試体-C） | 74 |
| 4.3.3.1 反射強さRによる評価 | 74 |
| 4.3.3.2 充填率100%の反射強さとの差 $\angle R$ による評価 | 76 |
| 4.3.3.3 実験-3のまとめ | 78 |
| 4.3.4 衝撃入力条件と検出可能な範囲 | 79 |
| 4.4 供用中橋梁における実験 | 80 |
| 4.4.1 計測箇所と検査状況 | 82 |
| 4.4.1.1 実験概要 | 85 |
| 4.4.2 参照部位の選定 | 86 |
| 4.4.3 反射強さRと反射波の推定 | 88 |
| 4.4.4 共通の充填部による反射強さの差 $\angle R$ | 91 |
| 4.4.4.1 区分内データの反射強さの平均化 | 92 |
| 4.4.5 供用中橋梁における実験のまとめ | 94 |
| 4.5 まとめ | 95 |
| 参考文献 | 96 |

| | |
|---|----|
| 第5章 磁気的手段により衝撃入力を行う衝撃弾性波法の基本特性に関する解析的検討 | 97 |
| 5.1 はじめに | 97 |
| 5.2 磁気的入力とシースに作用する電磁力 | 98 |

| | |
|--|------------|
| 5.2.1 電氣的な駆動手段の影響の検討 | 98 |
| 5.2.2 磁場とシースに作用する電磁力の関係の検討 | 102 |
| 5.3 励磁コイルの設計条件がシースの振動に与える影響に関する検討 | 103 |
| 5.3.1 解析モデルと解析条件 | 103 |
| 5.3.2 導線の巻き付け位置がシースの振動特性に与える影響 | 105 |
| 5.3.2.1 励磁コイルが励起する動磁場の過渡応答解析 | 107 |
| 5.3.3 励磁コイルの方向がシースの振動特性に与える影響 | 111 |
| 5.3.4 励磁コイルの形状がシースの振動特性に与える影響 | 113 |
| 5.4 まとめ | 115 |
| 参考文献 | 116 |
| 第6章 磁氣的入力を用いた衝撃弾性波法によるグラウト充填状況の実験的評価 | 117 |
| 6.1 はじめに | 117 |
| 6.1.1 励磁コイルの磁化特性の影響の検討 | 118 |
| 6.2 励磁コイルの設計 | 122 |
| 6.2.1 励磁コイルの構成 | 122 |
| 6.2.2 磁束密度の計測方法 | 123 |
| 6.2.3 鋼製シースの振動特性の計測方法 | 125 |
| 6.3 導線の巻き付け位置の違いがシースの振動特性に与える影響 | 127 |
| 6.3.1 磁束密度の立ち上がりの考察 | 129 |
| 6.4 供試体におけるグラウト充填状況評価の実験 | 131 |
| 6.4.1 PCグラウト充填率の違いが空隙検出に与える影響 | 132 |
| 6.5 まとめ | 135 |
| 参考文献 | 136 |
| 第7章 入力方法の異なる衝撃弾性波法のグラウト充填状況評価への適用性の検討 | 137 |
| 7.1 はじめに | 137 |
| 7.2 共通の供試体における実験 | 138 |
| 7.2.1 磁性体を埋設した供試体 | 138 |
| 7.2.2 コンクリートに埋設されたシースの機械的入力による振動特性の計測 | 140 |
| 7.2.2.1 衝撃入力と反対側のシース面の振動 | 140 |
| 7.2.2.2 衝撃入力と同一側のシース面の振動 | 144 |
| 7.2.2.3 機械的入力によるシースの振動挙動 | 148 |
| 7.2.3 コンクリートに埋設されたシースの磁氣的入力による振動特性の計測 | 150 |
| 7.2.4 波形エネルギーによる未充填検出の効率 | 153 |
| 7.3 弾性波発生原理に着目した機械的入力と磁氣的入力の特質 | 154 |

| | |
|---------------------------|------------|
| 7.4 本手法の今後の展望 | 156 |
| 7.4.1 提案手法の実構造物の検査への適用フロー | 156 |
| 7.4.2 内部欠陥の影響の検討 | 158 |
| 7.4.3 他欠陥の検査への適用検討 | 159 |
| 7.5 まとめ | 160 |
| 参考文献 | 161 |
| 第8章 結論 | 163 |

第1章 序論

1.1 本研究の背景

ポストテンション方式のプレストレストコンクリート（PC）構造は、長期耐久性を求められる橋梁などで多く適用され、現在、5万橋を超えるPC橋梁（橋長15m以上）が供用中である¹⁾。PC構造では、PC鋼材により予めコンクリート部分にプレストレスを与え、PC鋼材を腐食から保護するためシー内部にグラウトを注入してコンクリート部材と一体化することで、コンクリート部材としての耐久性を高めている。しかし、近年、こうしたポストテンション方式のPC構造において、グラウトの充填不足箇所への浸水等によりPC鋼材が腐食し、PC鋼材の破断による突出等の事例が顕在化している（図-1.1.1参照）。近年では、橋梁PC桁の横締め鋼棒において、PC鋼棒の破断およびその突出事例がいくつか報告^{2)~4)}されている。鋼材の破断は、最悪の場合、橋梁の崩壊にもつながる可能性があり、1985年イギリスのウェールズで発生したポストテンション橋形式のYnys-y-Gwas橋の落橋⁵⁾⁶⁾などはいまだに記憶に新しい。このため、グラウト充填状態を適確に評価する必要性がますます高まっている。

このような状況を背景に、現在、高速道路、国道から一般道に至るまで、具体的な補修計画が国、自治体、大手道路管理会社などにおいて立案されつつある^{7)~9)}。しかし、このような膨大なPC構造物を効率的に、かつ速やかに点検する技術は未だ確立されておらず、社会基盤の安定・安心を目指す長期的な維持管理計画に大きな不安を残している。

シー内部のグラウト充填不良は、いわゆる橋梁の目視調査では把握が困難であり、これまでは削孔や、X線法などの特殊な検査手法を用いて調査が進められてきた。しかし、このような検査法では効率面やコスト面で課題が多く、十分な適用がなされていないのが現状である。一方、比較的簡便な評価法として弾性波に基づく衝撃弾性波法があるが、埋設深さの大きな小口径のシーにおいてはグラウト未充填部の検出が困難となるなど課題があった。



(a) グラウト充填不足によるPC鋼棒の腐食



(b) PC鋼棒の突出事例

図-1.1.1 PCグラウト充填不良の事例

1.2 本研究の目的

以上のような背景を踏まえ、本研究においては、音響学、通信工学、電磁気学などの他分野技術を積極的に援用し、PC グラウト充填状況の評価をさらに広範囲に、さらに高精度に的確に行う手法の開発を目指すこととした。具体的には、以下のように本研究の目的を設定した。

「衝撃弾性波法において欠陥から反射される弾性波(信号)が表面波(雑音)より小さい低SN(信号対雑音比)領域において、弾性波の特性を制御可能な機械的、磁気的手段により効率的に弾性波を入力するとともに、抽出すべき信号を雑音から分離する信号処理を新たに導入することによって、埋設深さの大きな小口径のシースでのグラウト充填不良を検出できる非破壊評価手法を提案する。」ことを目的としている。

1.3 本論文の構成

本論文は全8 章から構成されている。本論文の構成を図-1.3.1 に示す。

第1 章は序論であり、本研究の背景、目的、論文の構成を述べるとともに、本研究の位置付けを示した。

第2 章では、PCグラウト充填評価研究の経緯と現状における課題を明確にした。また、コンクリート表面において衝撃を機械的に入力する方法(機械的入力方法)と磁場の作用を利用してシースに衝撃を入力する方法(磁気的入力方法)の、それぞれの長所・短所および課題について明らかにした。

第3 章では、機械的入力方法において、衝撃に起因して生じる表面波がノイズとして及ぼす影響を低減させることを目的として、適応型音響信号処理を適用し、その有効性を確認するための解析的検討を行った。具体的には、グラウト充填、および未充填状況のシースが埋設されたPC部材を音響伝達系としてモデル化し、衝撃により発生する弾性波の伝播挙動を音響伝達関数により定式化した。特に本研究では、グラウト未充填シース表面で反射する弾性波を効率的に検出するため、グラウト充填のモデルで得られる表面波を参照信号として、グラウト未充填モデルにおける表面波を適応的に相殺するノイズキャンセル処理を新たに導入した。また、コンクリート表面における複数のセンサで受信した反射波の波形エネルギーを定義して、この大きさを定量化した評価指標(反射強さ R)を導入し、シース直径およびシース埋設深さやセンサ設置位置の違いが反射強さ R に与える影響を明らかにした。

第4章では、第3章で得られた検討結果を実験的に検証した。まず、鋼球を一定の速度でコンクリート表面に衝突させるよう電氣的に制御可能な衝撃入力装置を試作した。これを用いて、グラウト未充填部を埋設した供試体において実験を行い、評価指標(反射強さ R)によりグラウト未充填部が適確に検出できることを確認した。また、鋼球径の違い、シース埋設深さの違いが反射強さ R に与える影響を評価し、衝撃入力条件と検出可能なシース直径およびシース埋設深さの範囲との関係を明確にした。一方、供用中の橋梁を対象に現場測定を行い、本研究における提案手法の現場適用性を明らかにした。

第5章では、磁気的入力方法において、磁場とシースに作用する衝撃力の関係を明らかにすることを目的として理論的、解析的検討を行った。まず、励磁コイルの磁化特性から決まるインダクタンスが励磁電流の波形に及ぼす影響を明らかにした。次に励磁コイルにより励起される動磁場の過渡

応答解析を行い、コイルにおける導線の巻き付け位置、シース軸方向に対する励磁コイルの向きなどの違いがシースの振動特性に及ぼす影響について明確にした。

第6章では、第5章で得られた成果に基づき、磁気的入力方法に関する実験的検証を行った。ここでは、励磁コイル磁化時のヒステリシス特性の違いにより励磁電流の波形の立ち上がりが変化することで、シースに作用する衝撃力の振幅値に大きな影響が生じることを明らかにした。さらに、これらの結果に基づいて励磁コイルを試作し、これを用いて供試体実験を行い、グラウト未充填部が精度良く検出可能であることを確認した。

第7章では、機械的入力、および磁気的入力の特性の差異を明確にする目的で、観察孔によりシースの振動を直接観測できる供試体を用い、入力方法の違いがシースに作用する衝撃力の範囲、シースの振動特性に及ぼす影響について明らかにした。また、グラウト未充填を検出するためにSN比を高める観点からは、磁気的入力方法が機械的入力方法に対して優位性を示すことを明らかにした。次に、これらの知見が、対象部材の条件に応じた入力位置と受信位置の組み合わせを選定する上で、極めて有効であることを明らかにした。さらに、実構造物への適用を考慮し、本手法によるPCグラウト充填評価のフローを提案した。

第8章では、本研究で得られた成果を総括するとともに、今後の課題を提示し、本研究の結論とした。

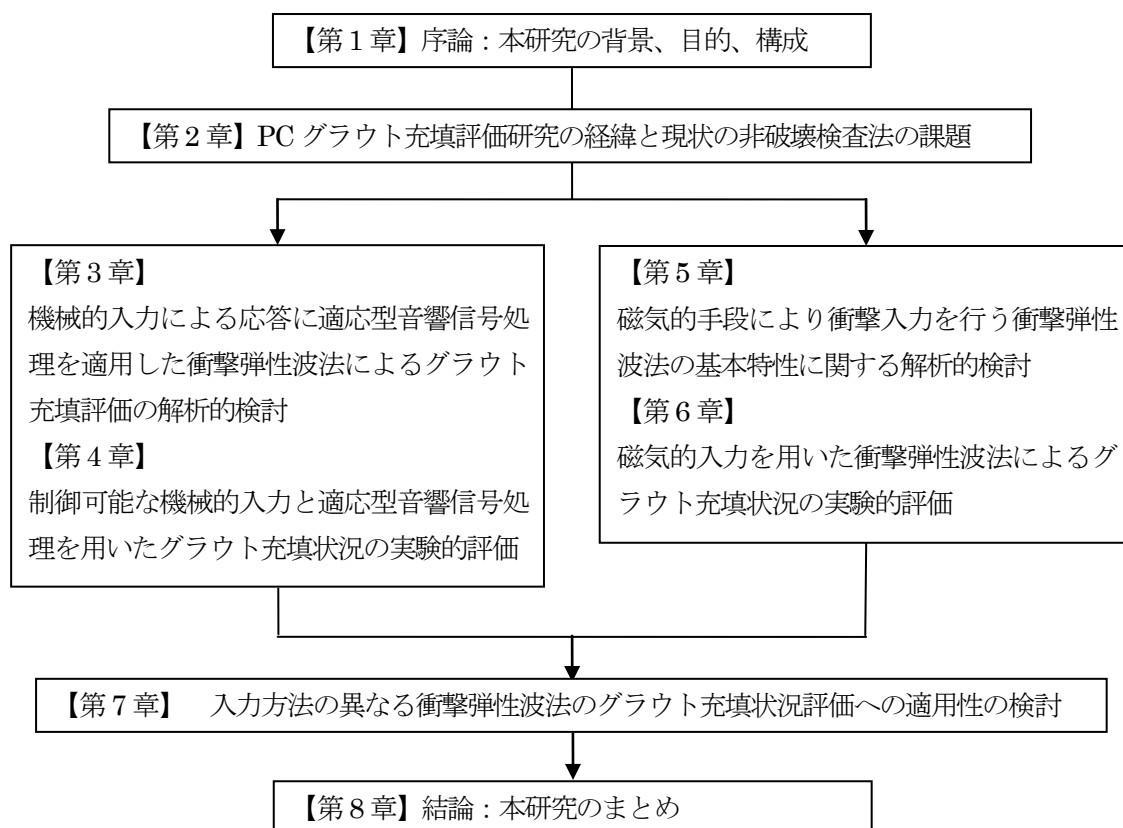


図-1.3.1 本研究の構成

参考文献

- 1) 国土交通省：橋梁現況総括表(表40)，道路統計年報2015 橋梁の現況，平成26年4月1日．
- 2) 吉安勇介：国道 2 号姫路バイパス高架橋の老朽化による損傷事例について，平成21年度近畿地方整備局研究発表会 論文集，防災・保全部門，No.14
- 3) 中日本高速道路：NEXCO中日本インフラ長寿命化計画(行動計画)，平成26年度～平成32年度，2015年3月31日．
- 4) プレストレストコンクリート建設業協会・保全補修部会：PC橋の維持保全のあり方，北陸橋梁保全会議，橋梁保全に関する講演会，2012年12月6日．
- 5) 近藤拓也：ポストテンション式PC桁の鋼材腐食に関する近年の海外における研究・調査事例，コンクリート工学，Vol.48， No.2， pp.51-56， 2010.02
- 6) R.J.Woodward：Collapse Of Yns-y-Gwas Bridge, West Glamorgan, Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Vol.84, Issue 4, pp. 635-669, Part 1, Aug. 1988.
- 7) 国土交通省：報道発表資料別紙3(参考)大規模修繕・更新補助制度の概要，平成27年7月3日．
- 8) NEXCO東日本・中日本・西日本：東・中・西日本高速道路㈱が管理する高速道路における大規模更新・大規模修繕について，平成26年1月22日．
- 9) 阪神高速道路：大規模修繕・更新計画の対象について，技術審議会 長期維持管理技術委員会(平成26年度 第2回)，資料-No. 2，平成26年10月30日．

第2章 PC グラウト充填評価研究の経緯と現状の非破壊検査法の課題

2.1 PCグラウト充填評価の背景と現状

PC構造物の施工方法は、当初の材料、設計、施工技術から種々の変遷を経て進歩、変化してきた。このような施工方法の変化を把握し、初期の施工段階で内在している劣化要因を十分認識した上で、構造物の状況に応じた点検、評価、診断を行うことが重要である。特に、PC構造物の安全性、耐久性に大きな影響を与えるグラウト充填状況は、グラウト材料やグラウト充填機器の性能などが年代により変化してきた経緯があり、対象とするPC構造物がどのような施工条件で施工されたものかを事前に把握し評価対象を絞り込むとともに、劣化要因に対して適切な評価手法を適用することが、PC構造物の適確な維持管理を行う上で極めて重要である。

2.1.1 PC構造物の維持管理

(1) ポストテンション方式PC橋における設計、施工の変遷

我が国のPC構造物の約8割がPC橋といわれている。これらの内、ポストテンション方式のPCT桁橋を図-2.1.1に示す。支間長が短い場合はプレキャスト桁を架設するが、支間長が長いPC橋では、主桁および横桁にポストテンション方式で一体化する構造となっている¹⁾。

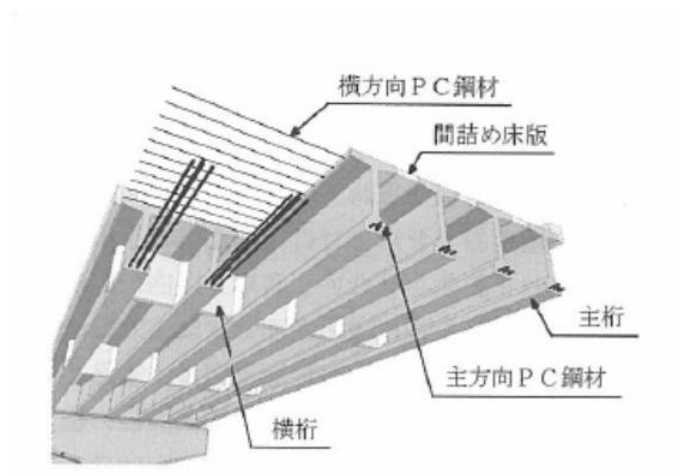


図-2.1.1 ポストテンション方式のPCT桁橋²⁾

ポストテンション方式PC橋における設計、施工の変遷については「コンクリート構造診断技術」(2009年5月、プレストレストコンクリート技術協会)³⁾にまとめられている。主桁、および横桁には複数のシースが敷設され、シース内にPC鋼材が挿入されている。鋼材は定着システムに定着され、緊張後グラウトが注入される。ここで、PCグラウトの品質や施工がPC構造物の耐久性に大きな影響を与えることはよく知られている。初期のPCグラウト充填施工においては、グラウト材料のブリーディングも許容されており、流動特性や注入特性も練り混ぜミキサーや注入ポンプなどの機器の性能により大きな影響を受ける。また、当時のシース径と鋼材間の空隙面積が十分でなく、注入管理

技術も未熟であったことから、ある年代以前のポストテンションPC橋には、充填不良が多く潜在していると推測される³⁾。グラウト性状のこのような問題は、1992年以前にはシーす内で生じるブリーディングに上限値を設定し許容していたためであり、生じたブリーディング水は、膨張剤でシーす外へ排出するものとしていた。しかし、1992年以降はノンブリーディングタイプの混和剤が開発され、ノンブリーディングタイプのグラウトが推奨されるようになった。さらに増粘剤の添加により、下り勾配の先流れ現象による空気溜まりが起きにくい粘性型グラウトへと改善されていった⁴⁾。このため、1992年以降はグラウトの充填状況は大きく改善されているものと思われる。

ポストテンション橋桁については、断面形状の変遷があり、標準設計として1969年に当時の建設省標準設計『ポストテンション方式PC単純T桁』が制定されて以降、1980年、および1994年に改定されてきている。初期の形式から1969年の標準設計に至るまでは、主方向PC鋼材の一部は主桁上縁に定着されていた。しかし、切り欠き定着部への雨水の侵入によりPC鋼材が腐食・損傷が生じる可能性があることを考慮するとともに、PC鋼材の大容量化に対応できるよう、1994年の改訂では主方向のPC鋼材をすべて桁端部に定着するよう標準設計が変更された⁴⁾ (図-2.1.2)。

このように、ポストテンション方式PCT桁橋においては、PCグラウト充填状況を取り巻く技術環境が変化してきている。施工段階でのグラウト充填不良は、グラウト充填時にグラウト内に空気が残留することで発生する。これは、グラウトの先流れ現象として知られており、このような現象が発生する原因を図-2.1.4に示す。図において、ダクト全断面が充填される以前に先流れ (Phase. 1) によってグラウトの先端部が閉塞状態になり (Phase. 2) , 中間部の空気がグラウト内に残留することで発生する (Phase. 3) ⁶⁾。

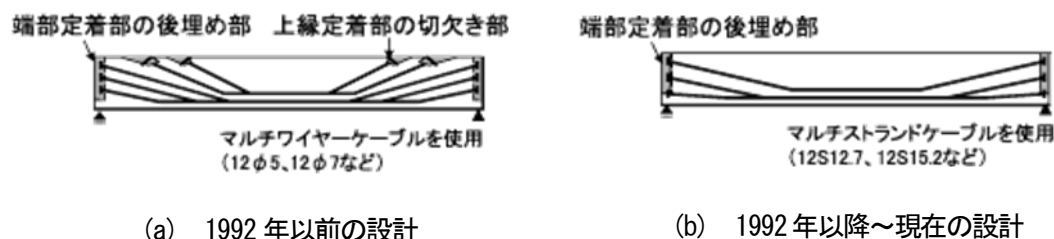


図-2.1.2 主桁定着部の変遷⁴⁾

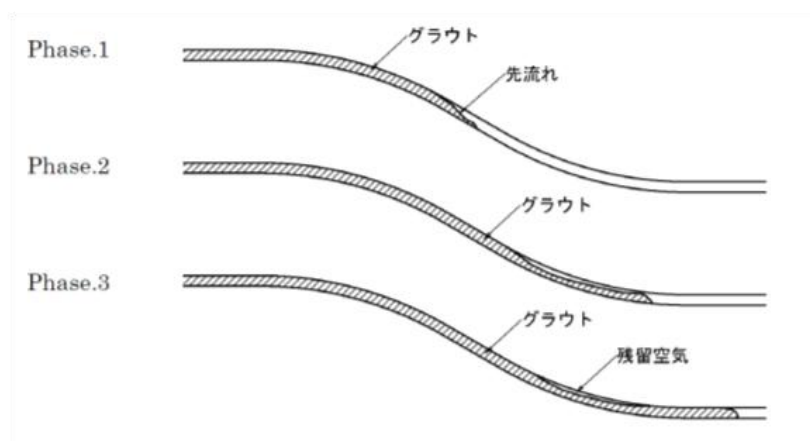


図-2.1.3 グラウトの先流れ現象⁶⁾

(2) ポストテンション方式PC橋における維持管理

ポストテンション方式PC橋における、PCグラウト充填不良の調査事例が報告されている^{7)~10)}。これらの事例では、撤去されたPC橋梁を対象に解体調査を実施し、PCグラウト充填不足の発生状況や発生箇所の調査を行い、グラウト充填不良が発生した要因の分析、およびグラウト充填不良がもたらす劣化、損傷に関わる分析を行っている。まず、調査対象とされている橋梁の大半が、1990年以前のPC橋梁であり、前述したグラウト材料のブリーディングや、シース径と鋼材間の空隙の狭小性、さらにはPC鋼材の上縁定着などの施工が行われており、大きい比率でグラウト充填不良が発生、あるいは浸水による腐食が報告されている。

一方、今後実施が予定されている大規模補修・改修工事においても、例えば阪神高速「PC桁等大規模修繕工事(27-1-東)」において、「PC桁：ケーブル腐食」（浸水に伴うPCケーブルの腐食）が大規模修繕の対象になっている。特に上縁定着部に締結されたケーブルの腐食が注目されており（図-2.1.4参照）、ケーブルを固定する端部が床版上面にあり、老朽化により雨水などが徐々に内部へ浸水し、ケーブルやこれを保護するための鋼製のシース管が錆びて膨張することでコンクリートがひび割れや剥離を起こしたり、ケーブルの破断に至ることが懸念されている¹¹⁾。

PC桁の維持管理においては、外部からの変状発見が難しいこと、変状が進展すると断面修復が困難であるため、PCグラウト充填不良に関するリスクを早期に調査、対策を検討する必要があることが指摘されている。

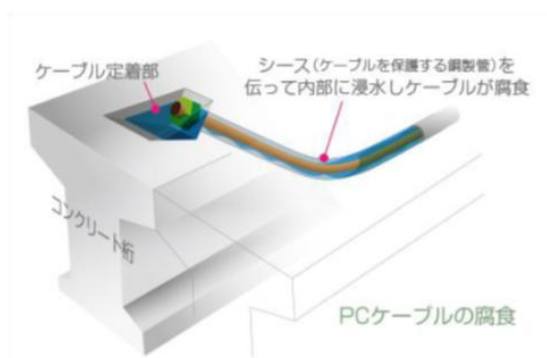


図-2.1.4 浸水に伴う PC ケーブルの腐食（阪神高速新技術公募資料）¹¹⁾

2.1.2 PC グラウト充填状況の評価手法

PCグラウトの充填状況を詳細評価する手法としては、例えば2013年制定コンクリート標準示方書（維持管理編：標準）¹²⁾の10章、プレストレスコンクリート，p. 103，解説・表10.3.3に以下の5種の手法が挙げられている（表-2.1.1参照）。これらの手法の内、放射線透過法はX線を使用する方法であり、通気法は空圧を利用した微破壊検査手法である。衝撃弾性波法，超音波法はいずれも弾性波を利用した手法であり，弾性波が保有する特性，伝播時間，最大振幅値，あるいは周波数応答などを利用し，欠陥検出を行う。また，比較的簡便に使用できる手法として，広く現場で適用例が報告されている。

表-2.1.1 PC 構造特有の変状に応じた詳細調査の事例

| 調査項目 | 調査手法の例 | | 評価内容の例 |
|----------------|---------------------------|---|--|
| PC グラウト の状態 | 放射線透過法 | コンクリート表面から X 線等を使って放射線透過写真を撮影する。 | 調査位置における PC グラウトの充填状況を 推定する。 |
| | 衝撃弾性波法 (インパクト エコー法) | PC 鋼材が配置されている部分のコン クリート表面に鋼球打撃により弾性 波を入力し，その反射波を振動センサ で受信し周波数スペクトル解析を行 う。 | |
| | 超音波法 (広帯域) | コンクリート内に高強度で広帯域の 周波数を有する超音波を入力し，起生 波を全て収録する。収録した起生波を フィルタリングし，特定したシースか らの反射波特性を分析する。 | |
| | 衝撃弾性波法 (打音振動法) | PC 鋼材両端の定着部近傍のコンクリ ート表面にセンサを取り付け，入力セ ンサ側をハンマ等で打撃し，弾性波伝 播速度や入力側と出力側のエネルギー 減衰および周波数特性を測定する。 | 直線配置 PC 鋼材（横締 め等）における PC ケー ブル 1 本ごとのグラウ トの充填状況を推定す る。 |
| | 通気法 (空圧法) | 内ケーブルに対して削孔した孔を利用 し，通気または圧縮空気を送り込む ことにより，PC グラウトの充填不足 部の体積やシース内の密実性を把握 する。 | PC グラウトの充填不 足部分を推定し，シース 内の密実性を把握する。 |

2013 年制定，コンクリート標準示方書[維持管理編：標準] 10 章 プレストレスコンクリート，10.3.5
詳細調査，p.103，表 10.3.5 より抜粋。

表-2.1.1において放射線透過法（X線法）は、X線を使用してコンクリート内部の詳細検査に使用する試験法であり、電磁波を適用するため弾性波法の範疇には含まれない。多くは、予め未充填があると推定された箇所を詳細に評価する目的で使用される。原理としては、物質の密度によりX線の透過度が変化する性質を利用し、シーす内の空洞を検出する手法である。透過度が高い部分は画像が濃く、透過度が低い部分は画像が薄くなるため、画像の濃淡で空洞の有無を直接検出することが可能になり、PCグラウト充填不良が問題になり始めた当初はよく使用された。しかし、コンクリートの厚さが350mmを超えると濃淡の判別が難しくなるという課題があることや、放射線管理区域の設定（一般に立体半径で5m以内）、計測に時間を要し、試験効率がよくないなどの理由により、最近は限定された範囲でのみ使用されている^{14)~16)}。

弾性波法の一手法である衝撃弾性波法は、PC鋼材垂直方向に弾性波を伝播させる手法（インパクトエコー法）と、PC鋼材軸方向に弾性波を伝播させる手法（打音振動法）がグラウト充填評価に使用される。前者は、周波数特性（インパクトエコー法）に着目し、未充填位置を特定する手法である。後者は、衝撃入力により算出した弾性波伝搬速度に着目して、シーす内部の平均的なグラウト充填状況を把握する手法である¹⁷⁾。これらの手法については、次節で詳説する。

弾性波法のもう一つの手法である超音波法においては、広帯域超音波¹⁸⁾¹⁹⁾を用いたグラウト充填探査が使用されている。この手法は、シーす直上のコンクリート面に配置した発信探触子から超音波を入力し、シーすからの反射波を受信、分析することでグラウトの充填性を推測する方法である。超音波は異なる物質の界面で反射する特性があり、シーす内に空洞が存在すると、そこで反射して反射波が発生する。一方密実であると、反射率が低いいため反射波は小さくなる。シーす反射波は高周波帯域の波が支配的であるため、グラウト充填不良の場合は高周波帯域の波を受信し、充填シーすの場合は低周波帯域の波が支配的となる。これにより充填状況を判定するとされている。しかしながら、反射波には鉄筋や骨材からの反射波やコンクリート表面を伝播する反射波も含まれるため、グラウト未充填部からの反射波のみを効率よく抽出することが課題となっている。これをフィルタリングにより分離するとあるが、反射波も表面波も同じ衝撃から派生する波動であり、周波数帯域での分離は困難であると考えられる。また、未充填部が存在することにより高周波帯域の成分が増大する原理が明確でないため、手法としての信頼性が評価できない問題がある。

通気法（空圧法）は、充填不良を検出後に適用される。シーす管内のグラウト充填不良部分に単位時間当たり一定量の空気を送り込み、その圧力変化と時間の関係により、グラウト充填不良部分の体積を推定する方法であり、グラウト再注入の際の試験法である²⁰⁾。

本研究においては、これらのグラウト充填評価手法のうち弾性波法に着目して検討を加えることとした。この理由は、弾性波法が対象とする構造や評価項目に応じて計測方法を変化させ、対象に最適な評価手法を実現できる自由度があり、グラウト充填評価手法としての発展性と適用性が高いと判断されたためである。

表-2.1.2 弾性波法の研究、開発状況

| 対象 | 評価項目 | 超音波法 | 衝撃弾性波法 | 打音法 |
|----|------------------------|-----------|--------|-----|
| 施工 | 型枠充填性 | | | ○ |
| | 凝結硬化過程 | ○ | | |
| 新設 | 強度など、表層部の品質 | ○ | ○ | |
| | 部材厚さ | ○ | ○ | ○ |
| | 初期不良 | ジャンカ | ○ | ○ |
| | | コールドジョイント | ○ | |
| | | 内部空隙 | ○ | ○ |
| | | グラウト未充填 | ○ | |
| | ひび割れ（乾燥収縮，温度ひび割れ） | ○ | ○ | |
| 既設 | ひび割れ（荷重，鋼材腐食に伴うひび割れなど） | ○ | ○ | |
| | 材料劣化（脆弱化） | ○ | ○ | ○ |
| | かぶりコンクリートのはく離 | ○ | ○ | ○ |
| | 仕上げ材のはく離 | ○ | ○ | ○ |

「NDIS2426-2 コンクリートの非破壊試験－弾性波法－第2部：衝撃弾性波法」改正原案の構成、内容について、解説表1－研究、開発状況より抜粋。

表-2.1.2は、NDIS2426-2 コンクリートの非破壊試験－弾性波法－第2部：衝撃弾性波法¹³⁾に記載されている弾性波法の評価対象項目であり、複数の対象項目に超音波法，衝撃弾性波法，打音法が有効であることが示されている。グラウト未充填部に対しては，衝撃弾性波法，超音波法が有効であり，弾性波として最も簡便な手法である打音法は本評価の対象外になっていることがわかる。これは，対象とするPC構造のシー스가，比較的細く，深い位置に埋設されており，受信が非接触である打音法では，接触受信する衝撃弾性波法より受信エネルギーが小さく，検出感度や信頼性で問題があると判断されるためである。このため，グラウト充填評価においては，衝撃弾性波法と超音波法が弾性波を用いた手法として適用性が高いと判断されている。ここで，超音波法として対象となっている検査手法は前述の広帯域超音波であるが，表面波に加えて骨材や鉄筋の影響が大きいことと，これらをフィルタリングにより分離する手法では検出範囲が限定されと考えられ，検討対象から除外した。

以上により、グラウト充填状況の評価手法として衝撃弾性波法を取り上げることとした。グラウト充填評価において衝撃弾性波の優位性は、コンクリート内部に入力されるエネルギーが他の手法と比較し大きいことが挙げられる。本研究で対象とするシースは、埋設深さが大きく、シース口径が小さいため、入力するエネルギーが対象部位まで到達し、対象部位の状況を信号としてコンクリート表面まで伝達する必要がある。また、対象とする PC 構造物において、PC 構造は広範囲に敷設されるため、計測時、比較的簡便、容易に評価が行える必要がある。このような条件に対し、衝撃により発生する弾性波を利用する衝撃弾性波法は、短時間にエネルギーを集中させて弾性波を発生するため、比較的大きなエネルギーが効率よく対象構造物に入力できる。また、入力された弾性波は低周波帯域に大きなエネルギーを有する波束として伝播するため、骨材や鉄筋の影響を受けにくく、超音波と比較して伝播時の減衰が小さいという利点がある。さらに、急峻な波束状の弾性波はグラウト未充填部に存在する空隙部で効率よく反射することが見込まれる。また、衝撃を入力する手段として機械的手段や磁気的手段などが適用でき、入力する波形の特性を制御することにより新しい評価手法を導入し、検出精度を向上できる可能性がある。これらの特徴を有するため、グラウト充填状況の評価手法として原理的な有効性があると判断した。

2.2 PC グラウト充填評価における衝撃弾性波法の課題

PC グラウト充填評価において現在多く使用されている手法をまず取り上げ、これらの衝撃弾性波法の課題を検討した。ここでは、衝撃弾性波の伝搬速度に着目した手法（打音振動法）と、周波数特性に着目した手法（インパクトエコー法）を取り上げる。

(1) 伝播速度に着目した手法

1) 弾性波伝搬速度の計測

図-2.2.1 に弾性波伝播速度に着目した手法を示す。本手法は、PC 鋼材端部から衝撃を与えた際に生じる弾性波をセンサで検出するものであり、伝播速度からシース内部のグラウト充填状況を把握する。センサは、PC 鋼材両端部の定着部プレート上に設置する。弾性波伝播速度はセンサ間距離を伝播時間で除することにより算出する。

2) グラウト充填状況の評価

図-2.2.2 に PC グラウト充填評価の原理を示す。シース内にグラウトが充填されていない場合(図-2.2.2(a) 参照) は、入力された弾性波のうち最も早い波は鋼棒を伝播したものとなるため、見かけの弾性波速度は鋼棒単体の伝搬速度に近い値となる。図中、弾性波の伝播状況を色相の変化で表わしているが、赤い矢印が鋼棒を伝播する弾性波の先端位置を示しており、周辺のグラウト部を伝播する波動より速く伝播している様子がわかる。これに対して、グラウトが充填されている場合(図-2.2.2(b) 参照) では、鋼棒とグラウトが一体となった複合部材中を弾性波が伝搬する。図中、赤い矢印が伝播波動の先端位置を示す。この場合は、鋼棒中の伝播波動の先端位置と周辺のグラウト部を伝播する波動の先端位置が同じであり、未充填の場合に比べて伝播速度は小さくなる。したがって評価原理としては、計測された伝播速度 V がしきい値 V_c より大きい場合は、グラウト充填状況が良好と評価し、しきい値 V_c より小さければグラウト充填状況が不良であると評価する。

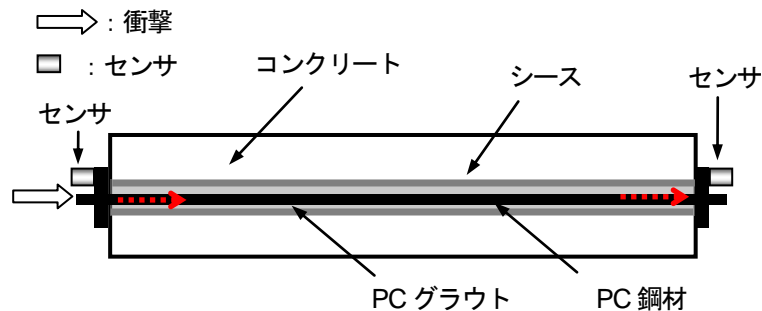


図-2.2.1 PC 鋼材軸方向に弾性波を伝播させる手法
(弾性波伝播速度に着目する手法)

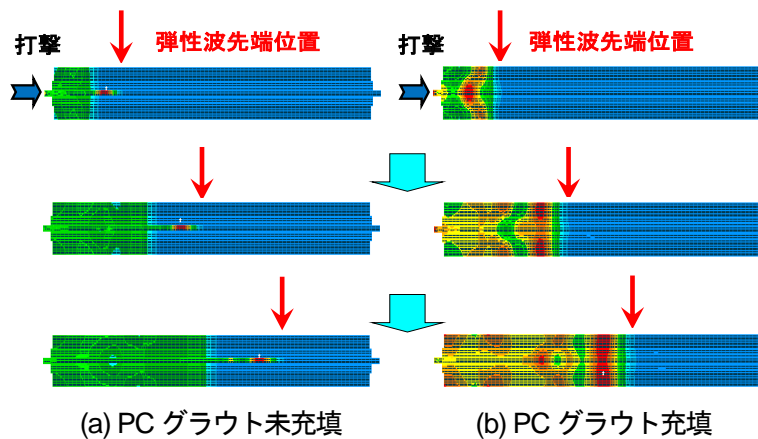


図-2.2.2 伝播速度に着目した PC グラウト充填評価の原理

本手法は、シースの長手方向の伝播速度を一体で評価するため、シース全体のグラウト充填状況の評価に有効である。このため、多くの橋梁を対象に健全性をスクリーニング評価する用途に適している。しかしながら、グラウト充填不良と判断された場合、充填不良が発生する場所を特定できないため、次に示す周波数特性に着目した手法と併用することが必要である。

(2) 周波数特性に着目した手法

1) 周波数特性の算出

図-2.2.3 に周波数特性に着目した手法を示す。この手法は、コンクリート表面を鋼球で打撃することによりコンクリート内部へ弾性波を伝播させ、打撃面側に設置したセンサで対象物からの反射波を受信し、その周波数特性から部材厚さや内部の欠陥の有無やその深さを推定する手法である。

2) グラウト充填状況の評価

周波数特性に着目した手法の原理を図-2.2.3 に示す。シース内にグラウトが完全に充填されている場合には、版底面で反射波が生じる。一方、シース内にグラウト未充填部が存在すると、未充填部（空隙）のシース表面においても反射波が生じる。これらの反射波は、それぞれコンクリート表面との間で反射を繰り返す、縦波共振現象が励起される。版厚やシース深さに相当する縦波共振によるピーク周波数は、理論上、以下の式(2.2.1)、式(2.2.2)により算出される。

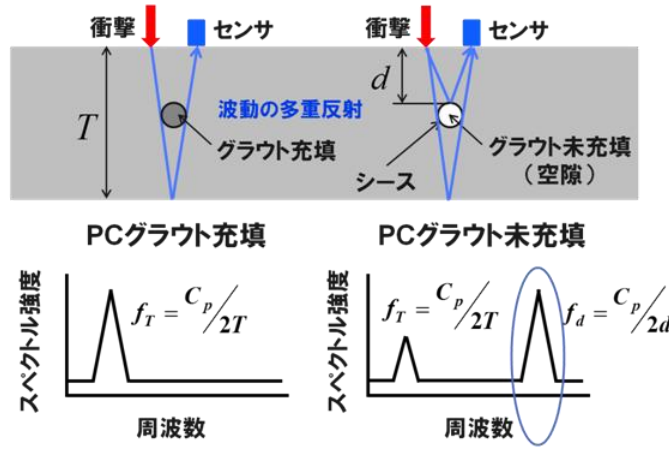


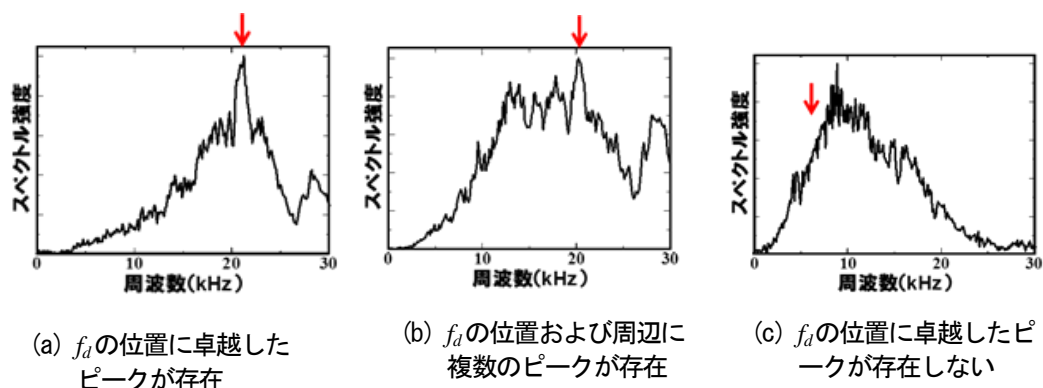
図-2.2.3 周波数特性に着目したPC グラウト充填評価の原理

$$f_T = C_p / 2T \quad \text{式(2.2.1)}$$

$$f_d = C_p / 2d \quad \text{式(2.2.2)}$$

ここで、 f_T ：版厚に相当するピーク周波数、 f_d ：シース深さに相当するピーク周波数、 C_p ：コンクリートの縦波伝播速度、 T ：版厚、 d ：シース埋設深さである。

図-2.2.4に周波数スペクトルの例を示す。図において、(a)は空隙位置に相当する理論上の共振周波数 f_d が卓越したピークとして存在する場合、(b)は共振周波数 f_d およびそれ以外の周波数にもピークが存在する場合を示している。また、(c)は共振周波数 f_d においてピークが出現しない場合を示している。本手法は、周波数スペクトルのピーク周波数からグラウト未充填箇所を検出するため、(a)は未充填の存在を評価可能であるが、(b)、(c)は未充填の有無を特定できない。このような周波数スペクトルが現れる原因としては、内部を伝播する弾性波の振幅が減衰により小さくなり、打撃により発生する表面波の振幅の影響が大きくなるためであると考えられる。



図中↓はシーす深さ（グラウト未充填）位置に相当する理論上の共振周波数 f_d を表す

図-2.2.4 衝撃弾性波法による周波数スペクトル例

以上の手法によるグラウト未充填状況の検出性能については、空隙径が空隙の深さの0.25程度までは検出が可能であるが、それ以下の領域では空隙有無が判定できないとの結果が得られている²¹⁾。

本手法は以上に示すように、コンクリート表面とグラウト未充填部間の弾性波の多重反射を利用するため、本研究が対象とするシーす埋設深さが深く、シーす径が小さい場合は多重反射が発生しにくくなる。このため、周波数応答にピークが顕著に表れにくくなり、検出が難しくなる課題がある。また、打撃によりコンクリート表面を表面波が伝播し、さらにピークが検出しにくくなるという課題がある。このような状況は、検出すべきシーすからの反射波（信号:S）より、表面波（雑音:N）が大きい低SN（信号雑音比）の状態であるといわれている。

2.3 衝撃弾性波法の研究および規格化の経緯

現状の衝撃弾性波法の課題に対して、これまで多くの研究が行われてきた。また、これらの成果を基に、手法としての規格化が進められてきた。このため、これらの研究、規格化の動向をサーベイし、以上の課題に対しての取り組み状況、今後の方向性について明らかにすることとした。

2.3.1 衝撃弾性波法の研究

表-2.1.2に示すように、衝撃弾性波法は、強度、表層部の品質、ひび割れ、はく離、空隙などコンクリートの性状、欠陥に対して幅広い適用性を有する。これらの中で、PCグラウト充填状況の評価を対象とした研究としては、大きくは弾性波伝播速度に着目する研究とインパクトエコー法をベースにした周波数特性に着目する研究がなされている。

弾性波伝播速度に着目する研究においては、斎藤ら²²⁾²³⁾がPC鋼棒の軸方向に伝播する弾性波の周波数解析に着目している。鎌田ら^{24)~28)}は弾性波パラメータとしてPC鋼棒を伝播する弾性波伝播速度、立ち上がり時間、周波数分布に着目し、グラウト充填状況とこれらのパラメータの定量的な関係を明らかにしている。さらに、弾性波伝播速度が変化する要因を明らかにするために、グラウト充填の有無、構成部材の寸法および物性値の違いが弾性波伝播速度に与える影響について3次元FEM解析を用いて検討し、実構造物において適用評価を行っている。葛目^{29)~31)}らは、横締め鋼材を対象に

鋼材長や版厚が弾性波の伝播特性に与える影響を評価している。また、永田³²⁾らは弾性波伝播速度と受信波前方に存在する高周波波形に着目している。

一方、インパクトエコー法を基に、前田ら³³⁾は、周波数特性に着目しシース直径や埋設深さをパラメータにグラウト充填検出範囲を明らかにしている。また、周波数領域でイメージングを行うSIBIE法などにおいては、大津ら^{34)~37)}がシース直上で打撃した応答をシース管の半径程度離れて挟む2点で計測した応答波形を基に共振箇所の特徴周波数で可視化している。また、高周波で振幅の大きな弾性波を入力するためアルミ製飛翔体を空気圧で打撃する方法を導入している。

また、衝撃入力を電氣的に行い、磁場を利用して直接磁性体であるシースに衝撃を与える電磁的な衝撃入力に取り組む研究も現れている。鎌田、内田ら³⁸⁾は、衝撃弾性波法とともにパルス的な大電流により励磁コイルを励磁し、磁氣的にシースに衝撃を与える方式との併用を提案している。また、動磁場解析と衝撃応答解析を組合せ、シース長手方向におけるグラウト未充填区間およびシースと直交する方向におけるグラウト充填率の違いが、電磁パルス法で測定される弾性波の最大振幅値に与える影響などについての解析評価も進めている^{39)~40)}。

一方、信号取得後の後処理において、衝撃により発生する表面波の影響などを統計的なデータ処理により低減し、検出範囲を拡大しようとする研究も報告されている。川嶋⁴¹⁾らは、マルチテーパ法(MTM)を適用した場合の検出範囲の改善につき報告している。極壇ら^{42) 43)}は、衝撃弾性波法で得た波形の分析に最大エントロピー法(MEM)を適用した報告を行っている。また、岩野ら⁴⁴⁾は相関関数を利用した周波数解析を提案している。

既往の研究事例を表-2.3.1にまとめた。本研究が対象とするグラウト充填状況の評価においては、局所的にグラウト未充填箇所を特定する必要があり、インパクトエコー法をベースにした周波数特性に着目する方式と、磁場を利用してシースに衝撃を与える方式が事例として参考になると考えられる。前者の事例においては、周波数領域において縦波共振のピークの形状や、周波数の変化を指標としてグラウト充填度を判定している例がある。また、周波数応答に統計処理などのデータ処理を適用し、検出範囲を改善する取り組みが進んでいる。

一方、磁場を使用する電磁パルス法においては、測定された弾性波の最大振幅値や振幅値の2乗積分で定義される波形エネルギーなどでグラウト充填状況の評価しており、最大振幅値に与える影響因子について解析を併用して検討している事例がある。

多くの研究では、供試体を用いた実験が主体であるが、実構造物を対象にした評価実験も報告されている。また、いずれの研究においても、検出可能な範囲は、埋設深さとシース径の関係の制約を受けている。本研究で調査した範囲では、充填不良が検出可能な埋設深さは、シース径60mm、埋設深さ100mm程度であった。

表-2.3.1 衝撃弾性波法の既往の研究

| 研究 | 手法の概要 | 成果 |
|---|---|--|
| インパクトエコー法 | 縦波共振のピークの形状や周波数の変化を指標としてグラウト充填度を判定する。 | シースまでの深さに対しシース径が20%程度あればグラウト充填度を判定できる可能性がある ³⁴⁾ 。 |
| | インパクトエコー法による測定結果に、MTM (Multitaper Method)、最大エントロピー法 MEM (Maximum Entropy Method)などを適用し、検出範囲を改善する。 | |
| SIBIE (Stack Imaging of spectral amplitudes Based on Impact Echo) 法 | インパクトエコー法を基に、高周波で振幅の大きな弾性波を入力して反射波の信号をスペクトルイメージング法により画像化する。 | シース径 60mm、埋設深さ 100mm 程度である ³⁵⁾ 。 |

2.3.2 衝撃弾性波法の規格化の経緯

衝撃弾性波法は、比較的簡便な手段で弾性波を発生し、幅広くコンクリート構造物の非破壊検査に適用可能であるため、これまでいくつかの規格化が試みられている。インパクトエコー法については、Sansalone などの研究成果²¹⁾に基づき米国 ASTM にて規格化を行っており、ASTM C1383-98a⁴⁵⁾にまとめられている。国内では、非破壊検査協会が取り決めている規格 NDIS (非破壊検査協会規格名称) にて規格化が進められており、NDIS2426-2 として規格化されている。以下に規格化の動向をまとめる。

(1) インパクトエコー法 (ASTM C1383-98a)

本規格では、インパクトエコー法を用いて P 波速度の計測方法や、コンクリートスラブ、舗道、橋梁等のデッキ厚、壁厚などの平板構造の計測方法がまとめられている。しかしながら、PC グラウト充填状況への適用のような欠陥検出用途には触れられていない。

(2) 衝撃弾性波法 (NDIS2426-2)

国内においては、2009 年策定 コンクリートの非破壊試験—弾性波法—第 2 部：衝撃弾性波法が策定された。このうち、2013 年 4 月より、当時の規格である NDIS2426-2 を見直すための改正原案委員会が発足し、より分かりやすく、使いやすい規格化を目指して改定作業が行われ、2014 年 9 月、「NDIS2426-2：2014 コンクリートの非破壊試験—弾性波法—第 2 部：衝撃弾性波法」が改正された⁴⁶⁾。一方、技術の進歩に伴い、衝撃弾性波を入力する手段として機械的入力のみでなく、磁気的手段を用いた新たな弾性波入力方法を導入しようとする動きが近年進められている。こ

のため、新たな技術を正確に使用できるよう検査規格の改定を目的とし、非破壊検査協会・鉄筋コンクリート構造物の非破壊試験部門において「衝撃弾性波法研究委員会」が発足し(2014年7月)、改定へ向けた課題の整理などにより改定への準備中である。磁気的入力方法においては、「コンクリート内部に弾性波の発信源がある場合の弾性波伝搬速度測定方法」の位置付けで現在検討、評価作業が進められている。本規格においては、表-2.1.2に示すようにPCグラウト充填評価への適用性についてリストアップされているが、具体的な計測方法などについてはまだ規格化されていない。

2.4 PC グラウト充填評価における衝撃弾性波法の新たな取り組み

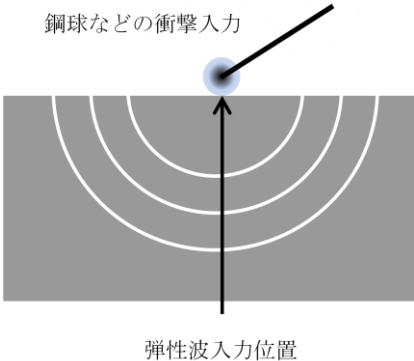
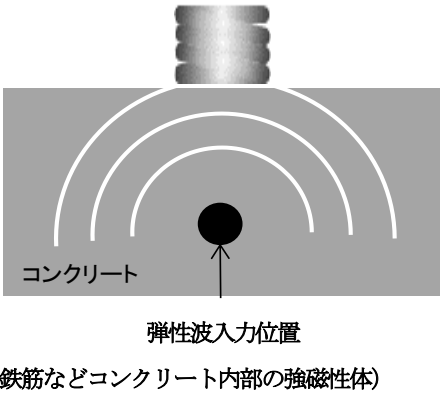
前節に示したように、衝撃弾性波法の研究においては、衝撃で得られたデータの後処理で検出精度を高める取り組みが多く見られ、一応の成果が表れている。一方、新たな方向性として、これまでと異なる手段を用いて弾性波を入力する取り組みも現れている。これらは、空気圧などを利用して鋼球を射出し、コンクリート表面における衝突速度を変化させる機械的入力方法や、鋼製シースを対象に磁場を利用して衝撃を入力する磁気的入力方法などである。表-2.4.1は、これらの両入力方法の特質を機械的入力方法、磁気的入力方法としてまとめたものである。機械的入力方法では弾性波が比較的深部まで透過する利点があり、磁気的入力方法では磁場がシー스에直接作用し弾性波を発生できる利点がある。一方、機械的入力方法では、従来の手法と同じように衝撃により発生する表面波が雑音になり検出性能に影響を与えるという課題がある。また、磁気的入力方法では、研究が基礎評価の段階であり、衝撃入力の原理、効率的な入力条件が現状では十分明らかになっていないという課題がある。

このような状況を背景に、本研究では機械的入力方法、磁気的入力方法を対象に、入力する弾性波の特性を精度高く制御することにより、グラウト充填状況を検出できる非破壊評価方法を検討した。埋設深さが大きく、直径が小さいシースを対象としているため、入力の特性を高精度に制御する必要がある。このため、機械的入力方法では、鋼球径と衝突速度をパラメータとし、入力波形の急峻性や衝突エネルギーを安定的に制御できる機械的入力手段を検討した。さらに、鋼球径や衝突速度などのパラメータがグラウト充填状況の検出にどのような影響を与えるか評価することとした。また、衝撃入力に伴って発生する雑音(表面波)の影響を低減する新たな信号処理を導入することとした。

一方、磁気的入力方法では、励磁コイルの特性と印加する電気信号を制御対象とし、シースの振動と効率を最適化する磁気的入力手段を検討した。さらに、励磁コイルの設計条件が磁場の分布に与える影響や、印加する電気信号により発生する弾性波の特性がシースの振動特性に与える影響、グラウトの充填状況の評価に与える影響を評価することとした。

ここで、弾性波の特性としては、従来の手法が対象としていた伝播速度、周波数特性に対して、入力特性を高精度に制御する必要がある振幅、位相を対象とした。また、適用性に大きい影響を与える境界面における透過・反射特性を対象とした。

表-2.4.1 機械的入力と磁気的入力

| 機械的入力方法 | 磁気的入力方法 |
|---|--|
|  |  |
| 鋼球などの衝撃により弾性波を入力，空隙の存在を弾性波により検出する | 磁場を磁性体（シース）に作用させ弾性波を入力，空隙の存在を弾性波により検出する |
| 比較的深部まで浸透する | シース（磁性体）に直接作用する |
| 使用する鋼球径，衝突速度などにより入力する弾性波の特性が変化する | 励磁コイルの仕様，印加する電気信号により入力する弾性波の特性が変化する |
| 衝撃時に発生する表面波が雑音となる | 磁場励起時に電磁ノイズが発生する |

2.5 本研究が解決しようとする課題

PC グラウト充填状況を評価する手法とその得失につき検討してきた。また，これらの中から実用性の高い手法である衝撃弾性波法に着目し，その課題を明らかにした。本節では，以上で検討した課題を再掲し，本研究で解決しようとしている課題をまとめる。

- 1) 衝撃弾性波法は，伝播時間，最大振幅値，あるいは周波数応答など複数のパラメータを利用し，ひび割れ，はく離，空隙など多種の欠陥に適用できる非破壊検査手法である。しかし，グラウト充填状況の評価への適用は限定されており，規格化の動きも具体化しているが，まだ規格として確立していない。
- 2) 現状の衝撃弾性波法は，鋼球やハンマの衝撃を用いて弾性波を入力しており，バラツキが多く再現性，安定性に欠けるという課題がある。このため，衝撃入力を安定させる新たな入力方式が提案，試行されているが，入力方法としてまだ確立されていない。
- 3) 検出対象であるシースの埋設深さが大きく，シース径が小さい場合は，入力された弾性波の多重反射が発生しにくくなる。このため，従来の評価手法では周波数応答に未充填部に相当するピークが顕著に表れず，検出範囲が限定されるという課題がある。また，衝撃によりコンクリ

ート表面を伝播する表面波の影響で、さらに未充填部からの反射波が検出しにくくなるという課題がある。

- 4) 衝撃で得られたデータに統計処理などの後処理を導入したり、可視化手法によるイメージング処理などで検出精度を高める取り組みが行われているが、グラウト未充填部の検出範囲は限定されている。

参考文献

- 1) (社)プレストレストコンクリート技術協会：コンクリート構造診断技術，2009，p.24，2009
- 2) 同上，p.25，2009
- 3) 同上，p.12，2009
- 4) 同上，pp.303-317，2009
- 5) プレストレストコンクリート建設業協会 技術情報：C. PC鋼材定着部に着目した点検のポイント，補修・補強技術
- 6) (財)土木研究センター SEE協会グラウト特別分科会：真空グラウト施工マニュアル，2003年11月.
- 7) 小林崇，北野勇一，花井拓，木村嘉富：既設PC橋のグラウト充填状況がPC鋼材の腐食に与える影響，プレストレストコンクリート工学会，第21回シンポジウム論文集，pp. 443-448，2012年10月.
- 8) 寺田典正，青木圭一，野島昭二，宮永憲一：変状事例にもとづくPC橋の維持管理方法の提案，プレストレストコンクリート工学会，第21回シンポジウム論文集，pp. 85-88，2012年10月.
- 9) 玄海彰則，崎谷和也：道路橋既設ポストテンションPC桁のグラウト充填不良に対する補修について，平成25年度近畿地方整備局研究発表会論文集，施工・安全管理対策部門，No.22
- 10) 小林崇，國富康志，栗原勇樹，木村嘉富，本間英貴：撤去されたプレストレストコンクリート橋による解体調査，第1回北陸橋梁保全会議，H-4，平成25年11月11日.
- 11) 阪神高速道路：阪神高速道路の大規模更新・修繕事業～事業実施に係る課題と求める新技術～，平成27年5月8日.
- 12) 2013年制定，コンクリート標準示方書[維持管理編：標準 10章 プレストレスコンクリート，10.3.5 詳細調査，p.103.
- 13) 2009年策定，日本非破壊検査協会規格NDIS2426-2：コンクリートの非破壊試験－弾性波法－第2部：衝撃弾性波法 解説，解3.
- 14) 日本コンクリート工学会：コンクリート診断技術'12 基礎編，3章，pp.132-139，2012.
- 15) 社団法人プレストレストコンクリート技術協会：コンクリート構造診断技術，pp.64-65，2009.
- 16) 例えば，前田春雄，長谷川敦史，五阿彌雅夫：X線法による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耐久性に関するシンポジウム論文集，pp.109-115，1988.
- 17) 鎌田敏郎，内田慎哉，服部晋一：解説 非破壊検査を用いたPCグラウトの充填度の評価，プレストレストコンクリート，Vol.56，No.6，2014.
- 18) 湯間謙次，柏原茂，野村倫一，廣瀬正行：広帯域超音波法を用いたPC構造物のグラウト充填状況確認調査，土木学会第65回年次学術講演会概要集，V-224，2010.
- 19) 湯間謙次，柏原茂，野村倫一，廣瀬正行：広帯域超音波法を用いたPCグラウトの充填度測定，プレストレストコンクリート技術協会第4回シンポジウム論文集，pp.61-64. 2003年10月.
- 20) 例えば，玄海彰則，崎谷和也：道路橋既設ポストテンションPC桁のグラウト充填不良に対する補修について，平成25年度近畿地方整備局研究発表会論文集，施工・安全管理対策部門，No.22.
- 21) Sansalone, M. and Streett, W.B.: Impact Echo, Nondestructive Evaluation of Concrete and Masonry,

Bullbrier Press, Ithaca, NY and Jersey Shore, PA, 1997.

- 22) 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.
- 23) 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研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.1, pp.373-378, 2000.
- 24) 鎌田敏郎, 浅野雅則, 国枝泰祐, 国枝稔, 六郷恵哲: 弾性波特性パラメータを用いたPCグラウト充填評価手法, 土木学会論文集 = Proceedings of JSCE (746), pp.25-39, 2003-11-20.
- 25) 国枝泰祐, 鎌田 敏郎, 浅野雅則, 六郷恵哲: PCグラウト充填評価における弾性波パラメータの特性, コンクリート工学年次論文集, 25(1), pp.1589-1594, 2003.
- 26) 應虹江, 鎌田敏郎, 浅野雅則, 六郷恵哲: 弾性波によるPC グラウト充填評価法の適用性に関する解析的考察, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.1, pp.1899-1904, 2004.
- 27) 鎌田敏郎, 浅野雅則, 川嶋雅道, 内田慎哉, 六郷恵哲: 弾性波によるPCグラウト充填評価手法の実構造物への適用, 土木学会論文集E, Vol.62, No.3, pp.569-586, 2006.9.
- 28) 鎌田敏郎, 内田慎哉, 角田蚩, 佐藤浩二: 実橋梁PC桁での非破壊試験によるPCグラウト充填評価方法に関する研究, 土木学会論文集E2(材料・コンクリート構造), Vol.68, No.4, pp.238-250, 2012.
- 29) 葛目和宏, 真鍋英規, 蒨直樹, 伊藤博幸, 宮川豊章: 非破壊調査技術を用いたPCグラウト充てん度の評価に関する考察, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, Vol. 12, pp.349-356, 2012.
- 30) 藤原規雄, 葛目和宏, 蒨直樹, 伊藤博幸, 宮川豊章: 非破壊調査技術を用いたPCグラウト充填度の評価に関する検討, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, Vol. 13, pp.221-228, 2013.
- 31) 真鍋英規, 葛目和宏, 鎌田敏郎, 木村嘉富: 非破壊調査技術を用いたPCグラウト充てん度の評価, コンクリート工学, 第49巻, 第6号, pp.18-24, 2011.
- 32) 永田佳文, 白鳥明, 伊藤武文, 植木博: 衝撃弾性波によるPC橋の横締めグラウト充填診断手法の開発, コンクリート工学論文集, Vol.25, pp.57-64, 2014.
- 33) 前田洋祐, 内田慎哉, 鎌田敏郎, 李興洙, 西上康平: PCグラウト充填評価のためのインパクトエコー法の適用範囲に関する研究, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレードシンポジウム論文報告集, 第13巻, pp.229-236, 2013.
- 34) 大津政康: コンクリート構造物の診断と非破壊検査, 材料, Vol.51, No.4, pp. 405-411, 2002.
- 35) 大津政康, 中居陽子, 大久保太郎, 松山公年: 弾性波法によるプレストレストコンクリートの未充填グラウト部検出法の改良, 土木学会論文集E, 65(2), pp.208-215, 2009.
- 36) 内田慎哉, 鎌田敏郎, 大津政康: 橋梁PC桁でのグラウト充填状況の調査におけるSIBIEの適用, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, Vol. 6, pp.379-386, 2006.
- 37) 山田雅彦, 渡海雅信, 中居陽子, 大津政康: SIBIEによるPC グラウト未充填部の検出性能の検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.2, 2008.
- 38) 宗像晃太郎, 内田慎哉, 鎌田敏郎, 角田蚩: PC グラウト充填状況の違いが電磁パルス法で測定される最大振幅値に与える影響に関する解析的検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.32,

No.1, 2010.

- 39) 角田 蛸, 内田慎哉, 鎌田敏郎, 宗像晃太郎: 電磁パルス法に基づくPC グラウト充填評価手法の妥当性検証への動磁場解析および衝撃応答解析の適用, コンクリート工学年次論文集, Vol.32, No.1, 2010.
- 40) 内田慎哉, 鎌田敏郎, 電磁パルス法に基づく PC グラウト充填評価手法における評価指標の有効性の解析的検討, 土木学会第66回年次学術講演会概要集, V-037, 2011.
- 41) 川嶋雅道, 鎌田敏郎, 内藤翔太, 六郷恵哲: インパクトエコー法により検出可能なコンクリート中の空隙の大きさと深さについて, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, 2005
- 42) 極壇邦夫, 境友昭: 衝撃弾性波法によるPC橋梁シース管グラウトの充填度合の測定, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.1899-1904, 2002.
- 43) 極壇邦夫, 菅野匡, 境友昭: 衝撃弾性波法による大型供試体のグラウト充填度の測定, コンクリート工学年次論文集, 25(1), pp.1721-1726, 2003.
- 44) 岩野聡史, 森濱和正: コンクリート部材を打撃して得られた振動波形の周波数解析方法に関する検討, 土木学会論文集E2(材料・コンクリート構造), Vol.67, No.2, pp.297-308, 2011.
- 45) ASTM C 1383-98 Standard test method for measuring the P wave speed and thickness of concrete plates using the ImpactEcho method. American Society for Testing and Materials, Philadelphia
- 46) 鎌田敏郎, 山田和夫, 渡邊健, 岩野聡史, 内田慎哉, 高鍋雅則: NDIS2426-2:2014コンクリートの非破壊試験-弾性波法- 第2部: 衝撃弾性波法の改正について, コンクリート構造物の非破壊検査シンポジウム論文集, Vol.5, pp.237-240, 2015.

第 3 章 適応型音響信号処理を適用した衝撃弾性波法によるグラウト

充填評価の解析的検討

3.1 はじめに

従来の衝撃弾性波法においては、コンクリート表面とグラウト未充填部との間で弾性波が多重反射する現象を基に、周波数スペクトルにおけるピーク位置での周波数からグラウト未充填部までの深さを評価している。しかしながら、シースの埋設深さが深く、そのシースの直径が小さい場合、弾性波の散乱、減衰などにより検出される信号は小さくなる。さらに、衝撃に起因して発生する比較的大きい表面波が雑音としてグラウト未充填部からの反射波に重畳し、グラウト未充填部までの深さを表す周波数スペクトルのピーク位置の検出はさらに難しくなることが知られている。

一方、音響学においては、適応信号処理の研究が進み、信号が雑音より小さい低SNの領域においても雑音キャンセル手法が適用され、雑音の除去に効果があることが報告されている^{1)~5)}。これらの手法は、雑音が支配的な位置の信号を適切に選定し、この点から計測点までの伝達系を推定することで信号と雑音が混在した波形から雑音を除去し、対象とする信号を抽出するものである。音声信号を対象に会話の雑音を低減する応用例などで成果が報告されている。

そこで本研究ではこれらの成果を応用し、グラウト充填評価への適用を図ることで、低SNの信号からグラウト未充填を検出することとした。このため、弾性波が伝播・反射する弾性体構造を音響信号の伝達系としてモデル化し、適応型音響信号処理によりグラウト未充填部において反射する弾性波を表面波と分離する手法を理論的に検討し、解析的に評価することを目的とした。

3.2 適応型音響信号処理を適用した衝撃弾性波法

3.2.1 欠陥構造の把握と音響伝達系としてのモデル化

図-3.2.1は、PC構造をシース長手方向に垂直な断面で表したものである。この構造は、コンクリート表面とシース内部に存在する未充填部、および底面を反射面とする弾性体構造としてモデル化できる。コンクリート表面に打撃を与えることにより、コンクリート内部に伝播する内部伝播波(p)が発生する。また、コンクリートの表層部を表面波が伝播する。シースが埋設されていないコンクリート部においては、内部伝播波はコンクリート内部への伝播を行い、コンクリート底面で反射する(図-3.2.1(a)参照)。内部に完全にグラウトが充填されたシースが存在する充填部においては、シース表面での反射が無視できるため、コンクリート部と同様に内部伝播波(r)は内部への伝播を続け、コンクリート底面まで到達する(図-3.2.1(b)参照)。一方、コンクリート内部に未充填部が存在するシースがある場合は、この未充填部で反射する反射波(r)が生成され、反射波(r)がコンクリート表面まで伝播する(図-3.2.1(c)参照)。

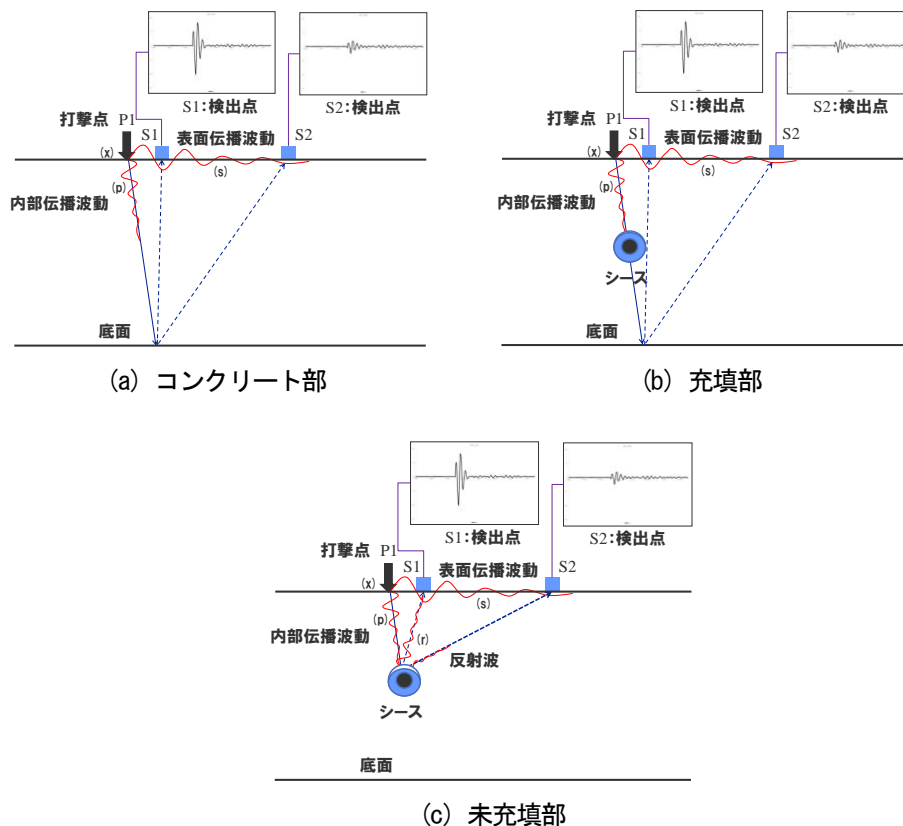


図-3.2.1 PC 構造の音響伝達系としてのモデル化

音響学，通信工学などで適用されるノイズキャンセルの手法は，ノイズ成分と信号成分を異なる成分比で含む複数の信号から，求める信号を適応的に分離する手法である。ここでいう適応的な処理とは，計測の度に変化する衝撃入力や，ノイズの状況に応じ信号を分離するフィルタの係数を逐次変化させる処理であり，ある規範に基づき，評価関数を最小にするアルゴリズムが使用される。本モデルにおいては，表面波(s)がノイズであり，シース内部のグラウト未充填部から反射される反射波(r)が求める信号になる。

このような音響伝達系のモデルを基に反射波を分離する，適応型のノイズキャンセルの考え方を図-3.2.2に示す。また，以降使用する参照部，対象部の定義を表-3.2.1に示す。図において，受信波形は検出点 $S1'$ ， Sn' における波形を表している。ここで添字 n は，検出点が複数ある場合の第 n 番目の検出点を表している。また黒線で示している波形 $H1$ ， Hn はそれぞれ検出点 $S1'$ ， Sn' において受信される表面波であり，赤い線で示している $R1$ ， Rn は検出点 $S1'$ ， Sn' において受信されるシース空隙部からの反射波を表している。短い距離の伝播において，表面波は比較的減衰が小さいため， $H1$ と Hn はほぼ等しい波形となる。一方，反射波 $R1$ ， Rn は，打撃点からシースへ伝播後，反射により表面までに到達する伝播距離が異なり，受信点 $S1'$ ， Sn' においては比較的小さい信号として，それぞれ受信される。ここで，音響伝達関数を導入する。音響伝達関数は，2 点で検出される信号の周波数成分の振幅，位相の関係を表したものであり，それぞれの信号のフーリエ変換の比に

より周波数領域の関数として定義される。したがって、これらの波形の音響伝達関数を算出し、時間領域のインパルス応答を求めると、表面波成分 $H1$ と Hn は減衰が小さいためパルス状波束のインパルス応答になる。一方、反射波は、反射波 $R1$ と反射波 Rn が合成されたインパルス応答として得られることになる。したがって、もし反射波が存在しないコンクリート部や、充填部（以降、健全部と表わす）において表面波のみの信号 $H1$, Hn が得られるなら、これらの信号のインパルス応答を未充填部における受信信号から適応的に差し引くことにより、反射波を合成したインパルス応答が求まることになる。

これまでの弾性波に関する既往の研究から、弾性体を伝播する表面波としては P 波, S 波, Rayleigh 波などがあるが⁶⁾⁷⁾、特に Rayleigh 波の成分が大きいことが知られている。また、その伝播特性は安定しており、入力される衝撃が同じであれば、健全部と同様な構造を有する他の構造においても、未充填部と同じ表面波を得ることができるかと期待できる。さらに、ここで検討している伝達関数の比較においては、入力される衝撃が健全部と未充填部で変化しても、それぞれの伝達関数はほぼ同様な応答を示すことが知られている。これは、伝達関数を算出する 2 点における応答は、同一の衝撃に起因する表面波が伝播してそれぞれの検出点で得られる波形であるためであり、内部からの反射波が存在しない限りは、健全部と未充填部の伝達関数、すなわちインパルス応答は、同一の遅れ時間後に同様の急峻なピークをもつパルス状波束の波形となる（図-3.2.2 の最下図参照）。

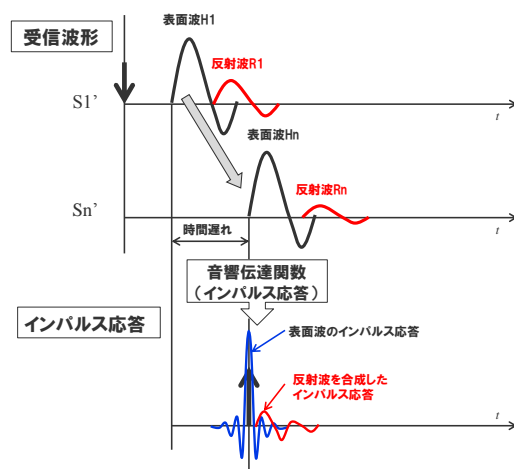


図-3.2.2 PC 構造の音響伝達系としてのモデル化

3.2.2 衝撃による弾性波の伝播挙動の定式化

本手法に基づくグラウト充填状況評価の計測配置を図-3.2.3 に示す。図-3(a)は断面図を、図-3(b)はコンクリート表面の正面図を示す。計測は健全部と未充填部で行う。健全部はグラウトが完全に充填されていることが確認されている位置に設定する。一方、未充填部は健全部と同じ直径のシースが埋設されており、グラウト充填状況が不明の位置に設定する。健全部はグラウトが充填されているため、内部からの反射波がなく、表面波のみの計測される箇所である。一方、未充填部は表面波とグラウト未充填部からの反射波が混在して計測される箇所である。

健全部において、 $P1$ は打撃点、 $S1 \sim Sn$ は検出点である。また、未充填部においても同様に $P1'$

は打撃点， $S1' \sim Sn'$ は検出点である。 $P1$ 点の打撃により誘起された弾性波の応答は $S1 \sim Sn$ にて同時に計測される。また， $P1'$ 点の打撃により誘起された弾性波の応答は $S1' \sim Sn'$ にて同時に計測される。

以上の一対の計測点については， $P1$ はシース直上に配置し， $S1 \sim Sn$ はシース直上からシースと垂直方向に一定間隔でそれぞれ離隔した点に設置する。 $P1'$ ，および $S1' \sim Sn'$ に関しても，シースとの位置関係は $P1$ ，および $S1 \sim Sn$ と同様である。

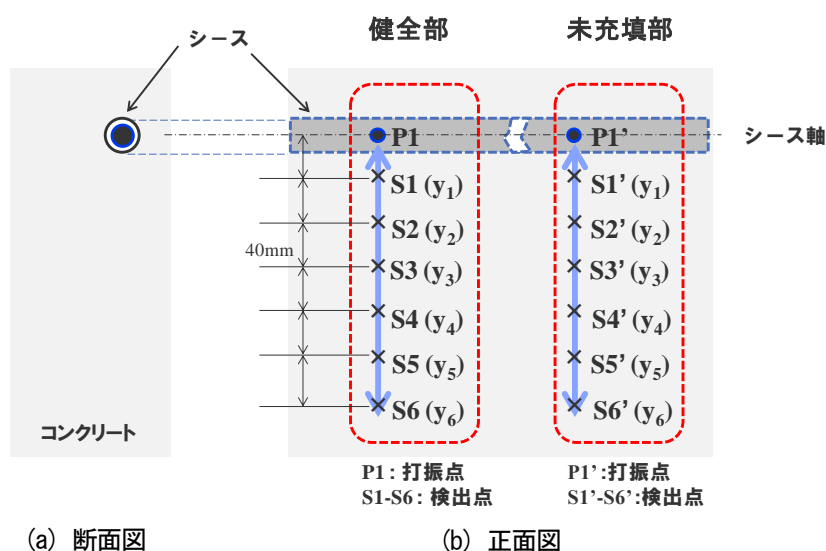


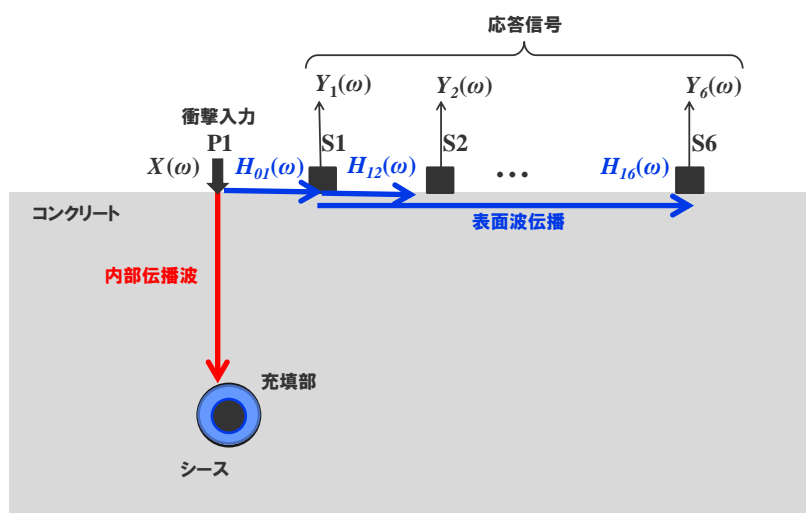
図-3.2.3 計測配置 ($n=6$, センサ間隔 40mm の事例)

3.2.3 音響伝達関数による雑音成分キャンセル処理

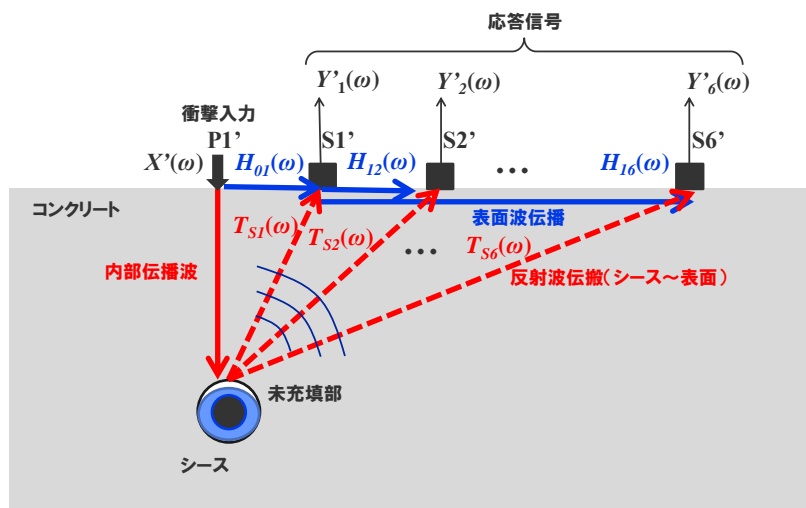
図-3.2.4 はシースが埋設されたコンクリートの断面を模式的に示したものである。コンクリート表面を打撃することにより発生した波動がどのように伝播するかを示している。図-3.2.4(a) は健全部における波動伝播を表し，図-3.2.4(b) は未充填部における波動伝播を示している。健全部においては， $P1$ の打撃 $x(t)$ により主として表面を伝播する表面波が誘起される。表面波はまず検出点 $S1$ に到達し，以降 $S2$ ，さらに Sn へと一定の時間遅れで伝播していく。ここで，打撃入力により入力される衝撃入力信号を $x(t)$ ，そのフーリエ変換⁸⁾ (以降 FT と称する) を $X(\omega)$ とする。また検出点 Yn における応答信号を $y_n(t)$ ，その FT を $Y_n(\omega)$ とする。また，打撃点 $P1$ から $S1$ への伝達関数⁸⁾ を $H_{01}(\omega)$ ，そのインパルス応答を $h_{01}(t)$ で定義する。さらに， $S1$ から Sn への伝達関数を $H_{1n}(\omega)$ ，そのインパルス応答を $h_{1n}(t)$ で定義する。

未充填部においては， $P1'$ の打撃により発生する表面波は，健全部の場合と同様にまず検出点 $S1'$ に到達し，以降 $S2'$ ，さらに Sn' へと一定の時間遅れで伝播していく。ここで，打撃入力により入力される衝撃入力信号を $x'(t)$ ，その FT を $X'(\omega)$ とする。また検出点 Yn' における応答信号を $y_n'(t)$ ，その FT を $Y_n'(\omega)$ とする。また，打撃点 $P1'$ から $S1'$ への伝達関数を $H_{01}'(\omega)$ ，そのインパルス応答を $h_{01}'(t)$ ， $S1'$ から Sn' への伝達関数を $H_{1n}'(\omega)$ ，そのインパルス応答を $h_{1n}'(t)$ で定義する。未充填部において

はさらにシースイ隙部からの反射波が存在するため、P1'からシースイ隙部に伝播し、さらにシースイ隙部から-S1'間の伝達関数を $T_{S1}(\omega)$ と定義し、P1'からシースイ隙部に伝播し、さらにシースイ隙部から-Sn'間の伝達関数を $T_{Sn}(\omega)$ と定義する。これらの定義について、表-3.2.1 に要約している。



(a) 健全部の波動伝播



(b) 未充填部の波動伝播

図-3.2.4 PC 構造における音響伝達関数の定義

表-3.2.1 音響伝達関数, インパルス応答の定義

| 時刻歴応答 | 音響伝達関数 | インパルス応答 | 信号伝搬特性 |
|-----------|-------------------|--------------|---------------------------|
| $x(t)$ | $X(\omega)$ | | 衝撃入力信号 P1 (健全部) |
| $x'(t)$ | $X'(\omega)$ | | 衝撃入力信号 P1' (健全部) |
| $y_n(t)$ | $Y_n(\omega)$ | | Sn における検出信号 (健全部) |
| $y_n'(t)$ | $Y_n'(\omega)$ | | Sn' における検出信号 (健全部) |
| | $H_{01}(\omega)$ | $h_{01}(t)$ | P1 ～S1 間の伝播特性 (健全部) |
| | $H_{01}'(\omega)$ | $h_{01}'(t)$ | P1' ～S1'間の伝播特性 (未充填部) |
| | $H_{1n}(\omega)$ | $h_{1n}(t)$ | S1 ～Sn 間の伝播特性 (健全部) |
| | $H_{1n}'(\omega)$ | $h_{1n}'(t)$ | S1' ～Sn'間の伝播特性(未充填部) |
| | $T_{S1}(\omega)$ | $t_{S1}(t)$ | P1' ～シース～S1'間の伝播特性 (未充填部) |
| | $T_{Sn}(\omega)$ | $t_{Sn}(t)$ | P1' ～シース～Sn'間の伝播特性 (未充填部) |

ここで、各音響伝達関数は以下のように計算される⁹⁾。

$$X(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t)e^{-i\omega t} dt \quad (3.2.1)$$

$$X'(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} x'(t)e^{-i\omega t} dt \quad (3.2.2)$$

$$Y_n(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} y_n(t)e^{-i\omega t} dt \quad (3.2.3)$$

$$Y_n'(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} y_n'(t)e^{-i\omega t} dt \quad (3.2.4)$$

$$H_{01}(\omega) = \frac{Y_1(\omega)}{X(\omega)} \quad (3.2.5)$$

$$H_{01}'(\omega) = \frac{Y_1'(\omega)}{X'(\omega)} \quad (3.2.6)$$

$$H_{1n}(\omega) = \frac{Y_n(\omega)}{Y_1(\omega)} \quad (3.2.7)$$

$$H_{1n}'(\omega) = \frac{Y_n'(\omega)}{Y_1'(\omega)} \quad (3.2.8)$$

(1) 音響伝達関数の関係

以上のように音響伝達関数を定義したため、伝達関数間の関係が以下のように表現できる。
式(3.2.9)に伝達関数マトリクスを示す。充填部における伝達関数 $H_{1n}(\omega)$ は S1, および Sn における検出信号と式(3.2.10)の関係がある。一方、未充填部における伝達関数 $H_{1n}'(\omega)$ は, S1', および Sn' における検出信号と式(3.2.11)の第二式の関係がある。一方、式(3.2.9)において、未知の信号 $X(\omega)$,

$X(\omega)$ を消去することで、 $H_{1n}'(\omega)$ は式(3.2.11)の第三式に示すようにさらに展開される。

$$\begin{pmatrix} Y_1(\omega) & Y_1'(\omega) \\ Y_n(\omega) & Y_n'(\omega) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} H_{01}(\omega) & H_{01}(\omega) + T_{S1}(\omega) \\ H_{01}(\omega) \cdot H_{1n}(\omega) & H_{01}(\omega) \cdot H_{1n}(\omega) + T_{S2}(\omega) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} X(\omega) & 0 \\ 0 & X'(\omega) \end{pmatrix} \quad (3.2.9)$$

$$H_{1n}(\omega) = \frac{Y_n(\omega)}{Y_1(\omega)} \quad (3.2.10)$$

$$H_{1n}'(\omega) = \frac{Y_n'(\omega)}{Y_1'(\omega)} = \frac{H_{01}(\omega) \cdot H_{1n}(\omega) + T_{S2}(\omega)}{H_{01}(\omega) + T_{S1}(\omega)} \quad (3.2.11)$$

これらの伝達関数は、それぞれの2点間で伝播する波動の伝播特性を表現しており、コンクリートの内部の構造と密接な関係にある。ここで、 $H_{1n}(\omega)$ 、 $H_{1n}'(\omega)$ はそれぞれ同一の衝撃で得られる因果性信号($y_1(t)$, $y_n(t)$), ($y_1'(t)$, $y_n'(t)$)から得られるため、衝撃入力 $y_1(t)$, $y_1'(t)$ が異なった場合もそれに応じて $y_n(t)$, $y_n'(t)$ が変化するため、その伝達関数は衝撃入力の変化に対して影響を受けにくいパラメータとなっている。一方、 $H_{1n}(\omega)$ 、 $H_{1n}'(\omega)$ の計算においては、分母となる時刻歴の入力波形 $y_1(t)$ の帯域が狭い場合は、求められた伝達関数 $H_{1n}(\omega)$ に計算上の誤差が重畳することが知られている。このため、次に示すウィーナーフィルタ¹⁰⁾を導入し、計算上の誤差を低減する必要がある。

(2) ウィーナーフィルタ

時刻歴の入力波形 $y_1(t)$ をフーリエ変換した $Y_1(\omega)$ の帯域が狭い場合、伝達関数 $H_{1n}(\omega)$ にスパイク状の計算誤差が重畳するため、入力波形にウィーナーフィルタを適用しスパイクノイズを抑圧する。ウィーナーフィルタの計算を式(3.2.12)～式(3.2.14)に示す。

$$\tilde{H}_{1n}(\omega) = \frac{|S(\omega)|^2}{|S(\omega)|^2 + |N(\omega)|^2} \cdot H_{1n}(\omega) \quad (3.2.12)$$

$$S(\omega) = H_{1n}(\omega) \cdot \frac{Y_1(\omega)}{K + Y_1(\omega)} \quad (3.2.13)$$

$$N(\omega) = H_{1n}(\omega) - S(\omega) \quad (3.2.14)$$

ここで、 $S(\omega)$ は信号成分、 $N(\omega)$ は雑音成分である。また、 K はウィーナーフィルタのゲインである。式(3.2.13)に示すように、 $Y_1(\omega)$ の帯域が狭く、ある周波数 ω でのゲイン $|Y_1(\omega)|$ が0に近づくと、予め設定したウィーナーフィルタのゲイン K により、計算値が発散することを防いでいる。ウィーナーフィルタのゲイン K は、衝撃入力により得られる応答波形の帯域より決定する。

(3) 表面波の除去

参照部、対象部の伝達関数に基づき表面波をキャンセルする。対象部における伝達関数 $H_{1n}'(\omega)$ は参照部における伝達関数 $H_{1n}(\omega)$ を含むため、これらの伝達関数の差から反射波を合成した伝達関数が式(3.2.15)に示すように求まる。

$$\begin{aligned}\Delta H_{1n}(\omega) &= H_{1n}'(\omega) - H_{1n}(\omega) \\ &= \frac{H_{1n}(\omega) \cdot T_{S1}(\omega) - T_{Sn}(\omega)}{H_{01}(\omega) + T_{S1}(\omega)}\end{aligned}\quad (3.2.15)$$

ここで、 $H_{1n}(\omega)$ はS1からSnに至る表面波の伝播特性を表しており、パルス状波束のインパルス応答がS1-Sn間の距離を伝播する時間だけ遅れる特性を示す。したがって、分子の $H_{1n}(\omega) \cdot T_{S1}(\omega) - T_{Sn}(\omega)$ は、反射波の伝達関数 $T_{S1}(\omega)$ が時間軸上で表面波の伝播特性 $H_{1n}(\omega)$ で決まる伝播時間だけ遅れる方向にシフトし、 $-T_{Sn}(\omega)$ と加算された合成伝達関数として得られている。また分母の $H_{01}(\omega) + T_{S1}(\omega)$ は、表面波と反射波の伝達関数の和を含むが、表面波の応答が内部を伝播してシースで反射した応答よりはるかに大きいと考えられるため、 $H_{01}(\omega) + T_{S1}(\omega) \cong H_{01}(\omega)$ と近似してよく、これらにより式(3.2.15)で示される合成伝達関数は、 $H_{1n}(\omega) \cdot T_{S1}(\omega) - T_{Sn}(\omega)$ が時間軸上で表面波の伝播特性 $H_{01}(\omega)$ で決まる伝播時間だけ時間を遡る方向にシフトした特性を有すると考えられる¹¹⁾。

(4) SN比

表面波除去によるSN比の改善を評価するため、伝達関数 $H_{1n}'(\omega)$ と伝達関数 $\Delta H_{1n}(\omega)$ のSN比を評価する。ここで信号は反射波、雑音は表面波であるので、SN比は雑音成分と信号成分の比で与えられる。式(3.2.11)に示す伝達関数 $H_{1n}'(\omega)$ において、信号成分(S)、雑音成分(N)は式(3.2.16)、式(3.2.17)に示すように分離できる。また、これらよりSN比は式(3.2.18)のように算出できる。

$$S = \frac{T_{Sn}(\omega)}{H_{01}(\omega) + T_{S1}(\omega)} \quad (3.2.16)$$

$$N = \frac{H_{01}(\omega) \cdot H_{1n}(\omega)}{H_{01}(\omega) + T_{S1}(\omega)} \quad (3.2.17)$$

$$\left| \frac{N}{S} \right|_{H_{1n}'} = \frac{|H_{01}(\omega) \cdot H_{1n}(\omega)|}{|T_{Sn}(\omega)|} \quad (3.2.18)$$

一方、表面波をキャンセルした後のSN比は、式(3.2.15)に示す伝達関数 $\Delta H_{1n}(\omega)$ より以下のように算出できる。

$$\Delta H_{1n}(\omega) = \frac{H_{1n}(\omega) \cdot \frac{T_{Sn}(\omega)}{T_{S1}(\omega)}}{\frac{H_{01}(\omega)}{T_{S1}(\omega)} + 1} \quad (3.2.19)$$

$$S = \frac{\frac{T_{Sn}(\omega)}{T_{S1}(\omega)}}{\frac{H_{01}(\omega)}{T_{S1}(\omega)} + 1} \quad (3.2.20)$$

$$N = \frac{H_{1n}(\omega)}{\frac{H_{01}(\omega)}{T_{S1}(\omega)} + 1} \quad (3.2.21)$$

$$\left| \frac{S}{N} \right|_{\Delta H_{1n}} = \frac{\left| \frac{T_{Sn}(\omega)}{T_{S1}(\omega)} \right|}{|H_{1n}(\omega)|} \quad (3.2.22)$$

以上より、式(3.2.18)、式(3.2.22)から表面波をキャンセルする前と後とのSN比の変化は、以下

のように計算できる。

$$\left. \frac{|S|}{|N|} \right|_{\Delta H_{1n}} \bigg/ \left. \frac{|S|}{|N|} \right|_{H_{1n}} = \frac{\frac{|T_{Sn}(\omega)|}{|T_{S1}(\omega)|}}{|H_{1n}(\omega)|} \bigg/ \frac{|T_{Sn}(\omega)|}{|H_{01}(\omega) \cdot H_{1n}(\omega)|} = \left| \frac{H_{01}(\omega)}{T_{S1}(\omega)} \right| \quad (3.2.23)$$

これより、表面波キャンセル後の SN 比の変化は、 $\left| \frac{H_{01}(\omega)}{T_{S1}(\omega)} \right|$ であることがわかる。表面波の伝達関数の振幅 $|H_{01}(\omega)|$ と、反射波の伝達関数の振幅 $|T_{S1}(\omega)|$ を考慮すると、 $|T_{S1}(\omega)| \ll |H_{01}(\omega)|$ であると考えられるため、 $\left| \frac{H_{01}(\omega)}{T_{S1}(\omega)} \right| \gg 1$ であり、表面波キャンセル後の SN 比は大幅に改善されることがわかる。

3.2.4 参照部と対象部の反射強さの差異に着目した評価指標の定義

健全部、未充填部の差から反射波を合成した伝達関数が理論的に求まることを前節式(3.2.11)で示した。しかしながら、実計測においては、伝播波動を検出する各センサを両面テープを介して接着しており、各検出点における受信信号のゲインがばらついていることが想定される。本節では、計測時における個々のセンサの感度のばらつきを考慮し、時間領域でゲイン補正を行い反射波を算出する手順を示す。このため、式(3.2.15)において周波数領域で算出した $\Delta H_{1n}(\omega) = H_{1n}'(\omega) - H_{1n}(\omega)$ を時間領域のインパルス応答へ変換する。伝達関数 $H_{1n}(\omega)$ 、 $H_{1n}'(\omega)$ は、式(3.2.2)、式(3.2.3)で与えられるため、これらの伝達関数をフーリエ逆変換を行うことにより、それぞれのインパルス応答 $h_{1n}(t)$ 、 $h_{1n}'(t)$ が以下のよう計算される。

$$h_{1n}(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} H_{1n}(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (3.2.24)$$

$$h_{1n}'(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} H_{1n}'(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (3.2.25)$$

これらのインパルス応答において、健全部、未充填部それぞれのインパルス応答 $h_{1n}(t)$ 、 $h_{1n}'(t)$ にゲイン d の差があるとして、これらのインパルス応答の差の二乗積分 $E(t)$ (式(3.2.26)) が最も小さくなるよう d の値を最小二乗法で適応的に決定する。

$$E(t) = \int_0^{t_M} (h_{1n}(t) - d \cdot h_{1n}'(t))^2 dt \quad (3.2.26)$$

この d を適用して、 $\Delta h_{1n}(t)$ を求め、反射強さ R を定義する。

$$\Delta h_{1n}(t) = h_{1n}'(t) - d \cdot h_{1n}(t) \quad (3.2.27)$$

$$R = \int_0^{t_M} (\Delta h_{1n}(t))^2 dt \quad (3.2.28)$$

ここで式(3.2.28)で定義した反射強さ R は、シーすからの反射波を合成したインパルス応答の波形エネルギーに相当するパラメータであり、これによりグラウトの充填状況の評価を定量化することとした。反射強さ R が小さい場合はグラウトが充填されていると判断され、反射強さ R が大きい場合は、グラウトに未充填部があると判断される。また、反射強さ R の積分の上限値 t_M は、対象とするシーすの埋設深さから反射波がコンクリート表面にまで伝搬する時間を考慮し決定される。

3.3 有限要素法による弾性波伝播挙動解析と充填状況の抽出

前節で定義した反射強さを用い，グラウト未充填が検出可能な有限要素法解析により評価を行った。これまで，はく離性欠陥の有限要素法による解析は行われているが，シースに充填された PC グラウトの充填状況の検出については十分な検討が行われていない。対象とする PC 構造は一方向に長く，コンクリート表面からの埋設深さも一定と考えられるため，二次元の有限要素法解析を行った。解析により，弾性波の伝播挙動の可視化とともに，シース空隙部からの反射波が検出できるか評価した。また，シース充填状況の評価のため，前節で定義した反射強さ R を評価し，欠陥検出の定量化を行った。

3.3.1 解析モデルと解析条件

PC 構造の特徴から二次元の解析モデルを使用した。図-3.3.1 に解析モデルの概要を示す。コンクリートの外形は縦450mm, 横900mm とし, 4 節点平面ひずみ要素にて, 要素の長さは5mm とした。シース部詳細を図-3.3.1 (b) に示す。シース構造として, シース内部にグラウト部を設け, 内部に PC 鋼棒を配した。また, モデルの境界条件としては, モデルの両端に無反射条件を設定した。解析時間は1 μ s ピッチで0~0.005sec (5000 点)とした。表-3.3.1 に各モデル要素の物性値を示す。

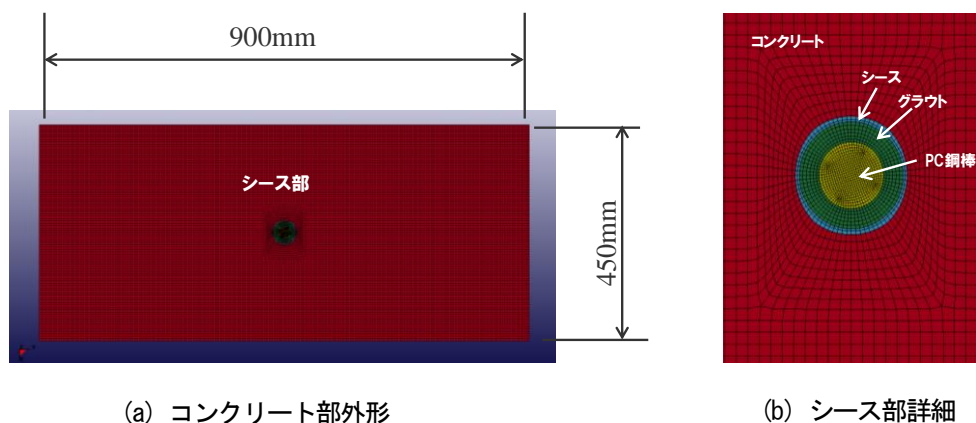


図-3.3.1 解析モデルの概要

表-3.3.1 モデル要素の物性値

| | ヤング率 (kN/mm ²) | 密度 (kg/m ³) | ポアソン比 |
|--------|----------------------------|-------------------------|-----------------------|
| コンクリート | 30 | 2.3×10^3 | 0.2 |
| 鋼 | 200 | 7.85×10^3 | 0.3 |
| グラウト | 25 | 2.5×10^3 | 0.2 |
| 空隙 | 1.6×10^{-23} | 2.2×10^{-8} | 2.0×10^{-20} |

図-3.3.2 に解析条件を示す。シース埋設深さ L は 50, 100, 150, 200mm とした。シース直径 d は 63mm である。また, 打撃点はシース直上の P1 点とし, シース軸と直角方向に 40mm ピッチで, 6 点の検出点を設けた。

表-3.3.2 は, シース内のグラウト充填状況を模擬するための設定を示している。密実部は, 下部にシース構造を含まない構造を模擬している。充填部は, シース内にグラウトが完全に充填されている状況を, 未充填部においては, シース内にグラウトが充填されず, 空気のみが満たされている状態を模擬している。これらの充填状況に対して, PC 構造を構成する各要素に対して, 物性値を表-3.3.2 に示すように設定した。

図-3.3.3 に入力波形を示す。入力波形のパターンは, 鋼球径 10mm 相当の三角波を基にスムージングを行った。

| シース埋設深さ L (mm) | シース直径 d (mm) | 打撃点 P1 |
|---------------------|-------------------|-----------|
| 50 | 63 | 0mm |
| 100 | 63 | |
| 150 | 63 | |
| 200 | 63 | |

打撃点から検出点 S_n ($n=1\sim6$) までの距離 a
 $a = 40, 80, 120, 160, 200, 240\text{mm}$

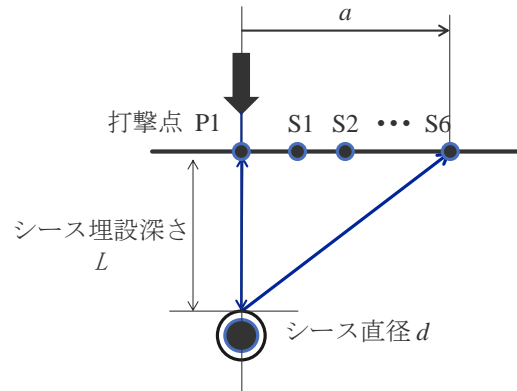
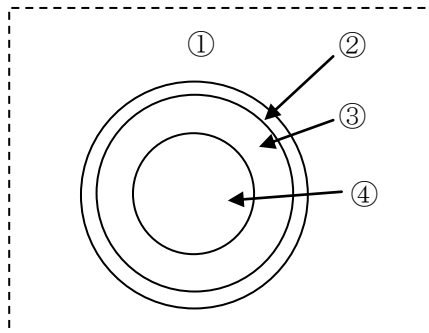


図-3.3.2 解析条件

表-3.3.2 充填状況の設定

| | ① | ② | ③ | ④ |
|-----------------------|--------|--------|--------|--------|
| コンクリート部 ¹⁾ | コンクリート | コンクリート | コンクリート | コンクリート |
| 充填部 ²⁾ | コンクリート | 鋼 | グラウト | グラウト |
| 未充填部 ³⁾ | コンクリート | 鋼 | 空気 | 空気 |



注 1) 下部にシース構造を含まない構造を模擬。

注 2) シース内にグラウトが充填されている状況を模擬。

注 3) シース内にグラウトが充填されていない状況を模擬。

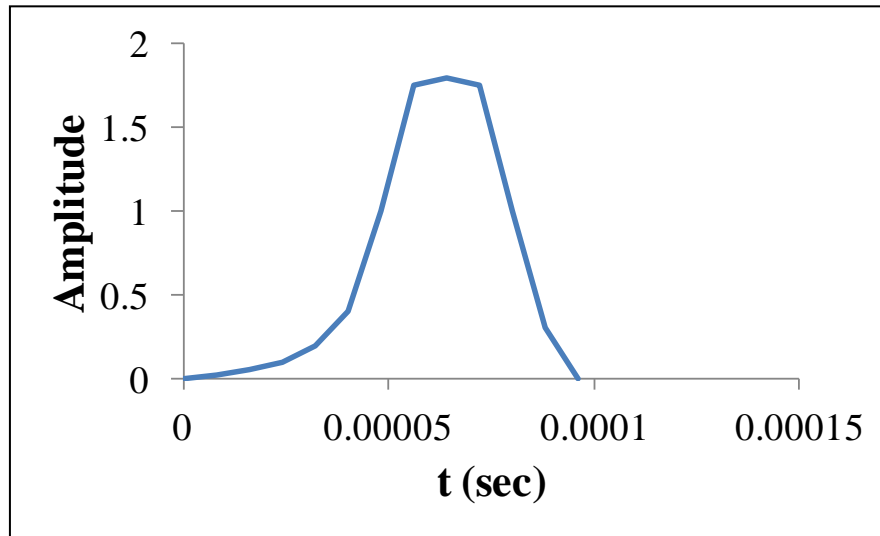


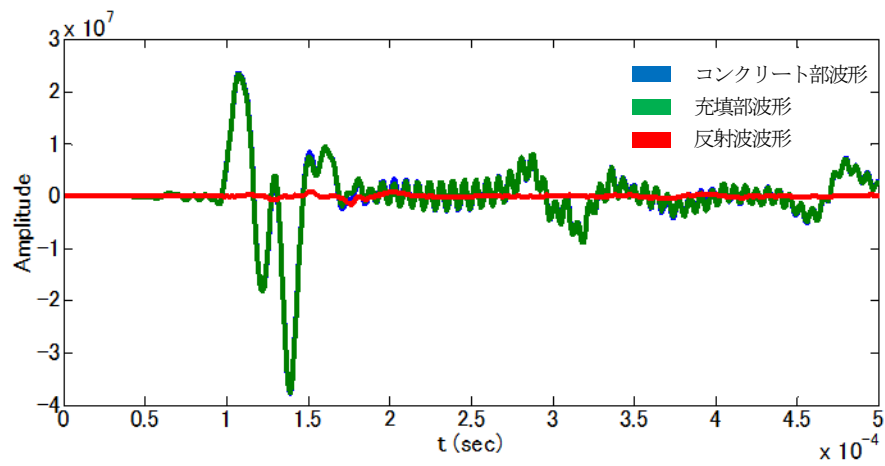
図-3.3.3 衝撃入力波形

3.3.2 弾性波伝播挙動解析と充填状況の抽出処理

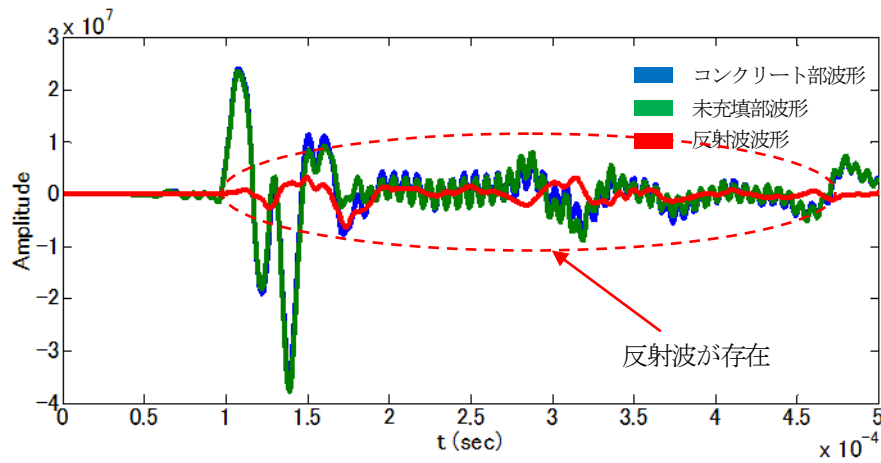
埋設深さ L を固定し，検出点までの距離 a を変化させて弾性波伝播状況を時刻歴応答として算出した。図-3.3.4に埋設深さ L が100mm，シース直径 d が63mmの場合の弾性波伝播挙動解析の結果を示す。検出点までの距離 a は，200mmである。

図-3.3.4(a)は，充填部，コンクリート部，および反射波の伝播波形を示している。一方，図-3.3.4(b)は，未充填部，コンクリート部，および反射波の伝播波形を示している。図-3.3.4(a)において青線のグラフが，シースがないコンクリート部の伝播波形であり，緑線のグラフがシースにグラウトが充填されている充填部での伝播波形である。また，赤線のグラフは，充填部の伝播波形とコンクリート部の伝播波形の差を表しており，シースからの反射波と推定される波形である。充填部（図-3.3.4(a)）においては，反射波がほとんど検出されていないことがわかる。

一方，未充填部（図-3.3.4(b)）においては，青線のグラフが，コンクリート部の伝播波形であり，緑線のグラフは未充填部の伝播波形である。また，赤線のグラフは，未充填部の伝播波形とコンクリート部の伝播波形の差を表しており，シース空隙部からの反射波と推定される波形である。未充填部においては，反射波の最大値の振幅は，未充填部の伝播波形の30%程度であることがわかる。これにより，衝撃入力により内部に伝播した波動が，シース空隙部において反射し，さらにコンクリート表面まで伝搬することが解析的に示された。



(a) 充填部, コンクリート部, 反射波の伝播波形



(b) 未充填部, コンクリート部, 反射波の伝播波形

図-3.3.4 解析結果 (伝播波形)

(埋設深さ L : 100mm, シース直径 d : 63mm, 検出点までの距離 a : 200mm)

3.4 解析結果および考察

3.3節の解析結果を用いて音響伝達関数を算出し、それぞれのインパルス応答 $h_{in}(t)$, $h_{in}'(t)$ を求めた。図-3.3.5 に一例を示す。本事例は、埋設深さ L : 100mm, シース直径 d : 63mm において、検出点までの距離 a : 40mm (S1) と検出点までの距離 a : 200mm (S5) 間のインパルス応答を示している。図-3.3.5(a)は、充填部とコンクリート部のインパルス応答を、図-3.3.5(b)は、未充填部とコンクリート部のインパルス応答を示す。各図において青線のグラフが、コンクリート部のインパルス応答であり、緑線のグラフが充填部、あるいは未充填部のインパルス応答である。また、赤線のグラフは、充填部、あるいは未充填部のインパルス応答とコンクリート部のインパルス応答の差を表しており、シースからの反射波を反映したインパルス応答と推定される。充填部(図-3.3.5(a))においては、反射波と推定されるインパルス応答はほとんど検出されていない。一方、未充填部(図-3.3.5(b))においては、反射波を反映したインパルス応答の最大値の振幅がコンクリート部のインパルス応答の最大値の振幅に対して20%程度の大きさが得られた。これにより、コンクリート部と未充填部において得られた伝播波形から音響伝達関数を算出し、これらのインパルス応答の差から反射波が推定されることが解析的に示された。

図-3.3.6(a), (b), (c)にシース埋設深さ L が50mm, 150mm, 200mmの場合の対象部(充填部)のインパルス応答を示す。いずれのケースにおいても反射波と推定されるインパルス応答が現れている。しかし、シース埋設深さ L が深い200mmのケース(図-3.3.6(c))においては、反射波と推定されるインパルス応答は他のケースと比較してかなり小さくなった。

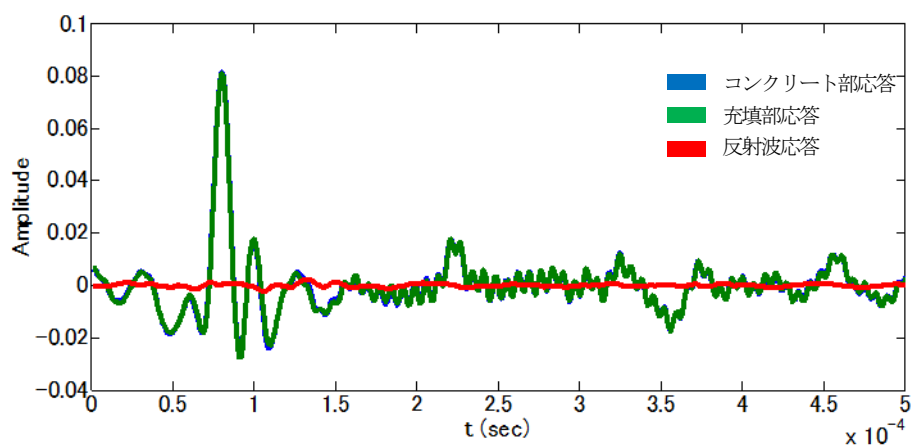
これらのインパルス応答から前節3.2で定義された反射強さ R (式(3.2.28)) を算出した。算出結果を図-3.3.7に示す。解析条件はシース直径 d が63mmであり、図-3.3.7(a)~図-3.3.7(d)は、それぞれシース埋設深さ L が50mm, 100mm, 150mm, 200mmの解析結果を表している。各グラフにおいて、横軸は検出点間距離(検出点S1ー検出点Sn間の距離)を表しており、縦軸は反射強さ R を表している。各シース埋設深さにおける評価結果を表-3.3.3に示す。

表-3.3.3 評価結果

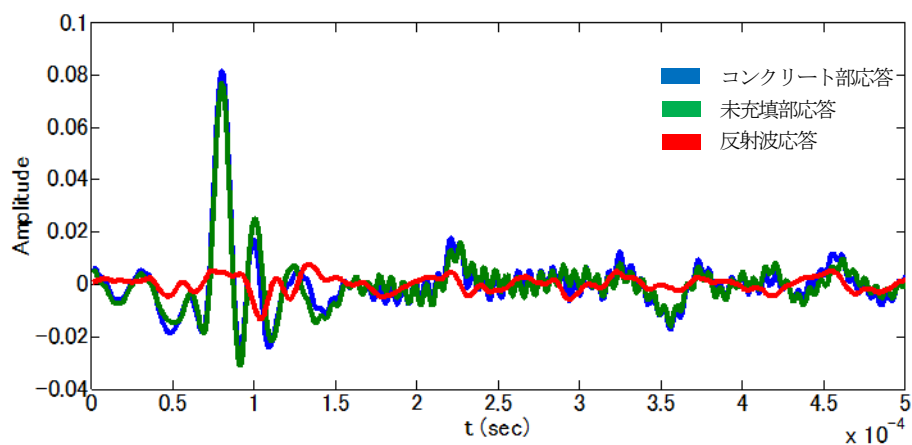
| 埋設深さ L | 評価結果 |
|----------|--|
| 50mm | 充填部の反射強さ R は0.006~0.01程度である。一方、未充填部の反射強さ R は0.1~0.2を示した。検出点間距離120mmで最も小さい値を示した。 |
| 100mm | 充填部の反射強さは0.007程度であった。一方、未充填部の反射強さ R は0.1~0.2を示した。埋設深さ50mmのケースに対して若干小さい値を示した。 |
| 150mm | 充填部の反射強さ R は0.003~0.004程度である一方、未充填部の反射強さ R は0.2~0.3を示した。埋設深さ50mm, 100mmのケースより全体的に大きい値を示した。 |
| 200mm | 充填部の反射強さ R は0.002~0.007程度である一方、未充填部の反射強さ R は0.06~0.13を示した。他のケースと比較し、最も小さい値を示した。 |

未充填部においては、シース埋設位置から離隔した複数の検出点において反射強さ R が有意な値(0.1~0.3)を示すことが分かった。これにより、解析した範囲では、埋設深さ L が200mmまでは、

反射波の検出が可能であることが確認された。



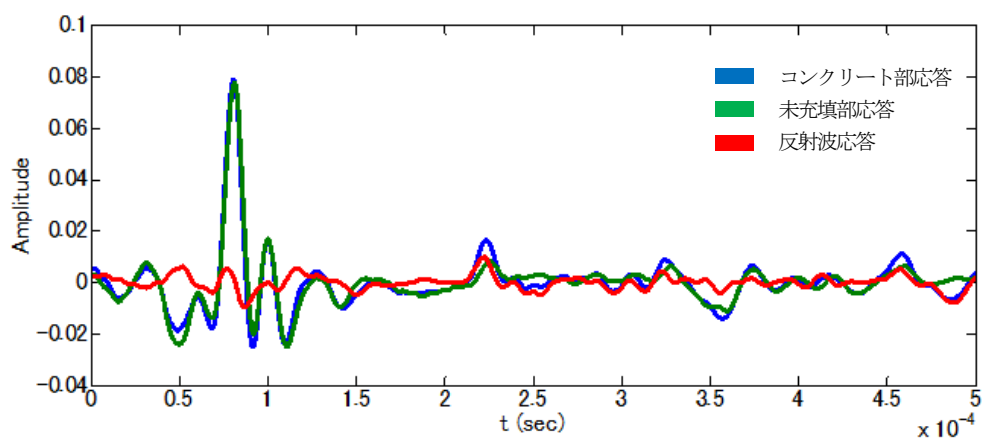
(a) 健全部のインパルス応答 $h_{1s}(t)$



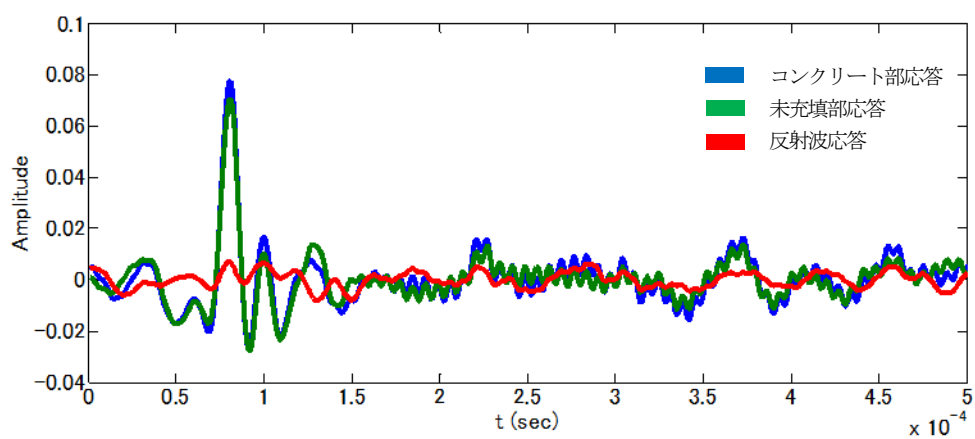
(b) 未充填部のインパルス応答 $h_{1s}'(t)$

図-3.3.5 解析結果（インパルス応答）

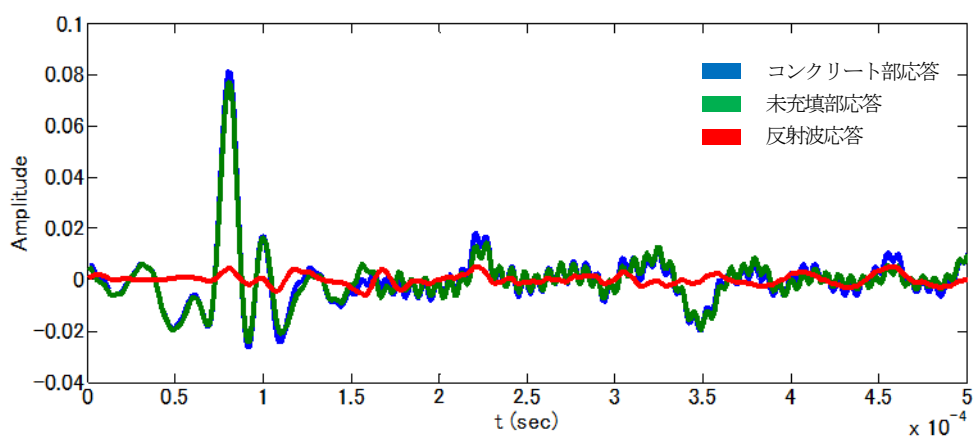
(埋設深さ L : 100mm, シース直径 d : 63mm, S1(a : 40mm) – S5(a : 200mm))



(a) 未充填部 埋設深さ L : 50mm

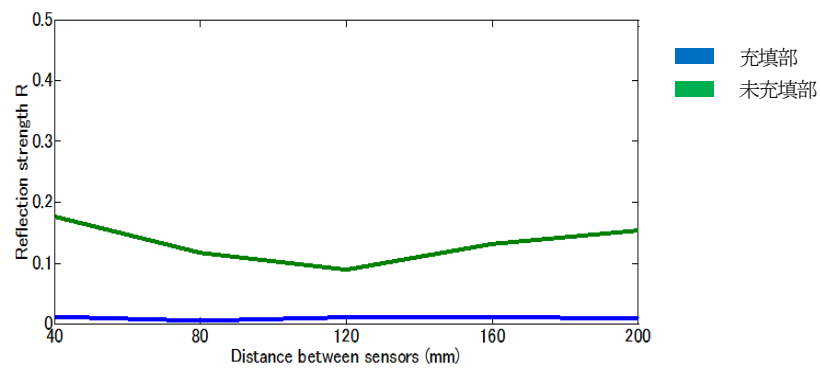


(b) 未充填部 埋設深さ L : 150mm

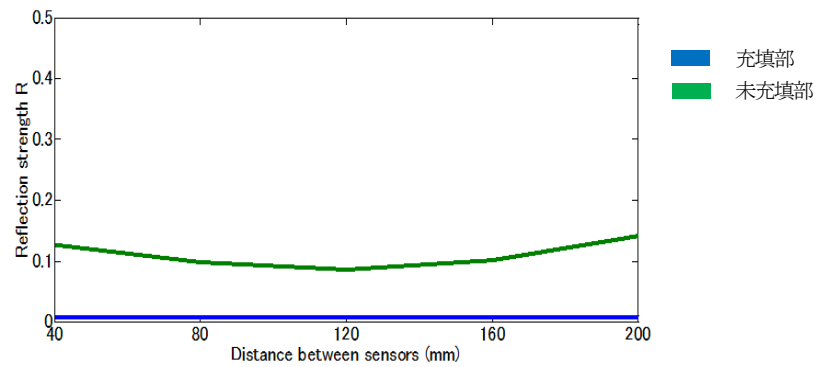


(c) 未充填部 埋設深さ L : 200mm

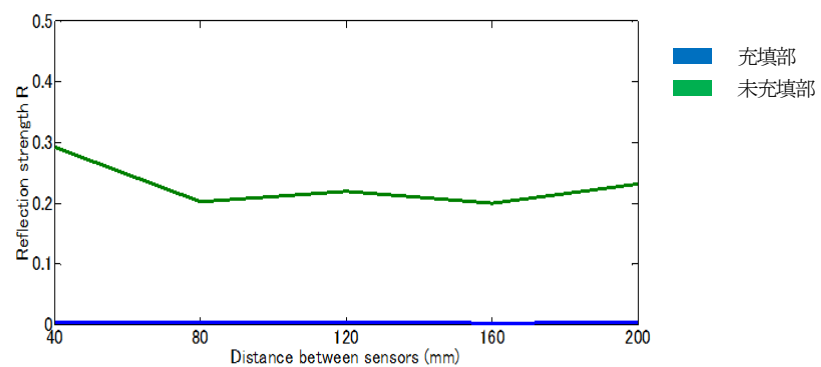
図-3.3.6 解析結果 (インパルス応答)
(シース直径 d : 63mm, 検出点までの距離 a : 200mm, $S1(a : 40\text{mm}) - S5(a : 200\text{mm})$)



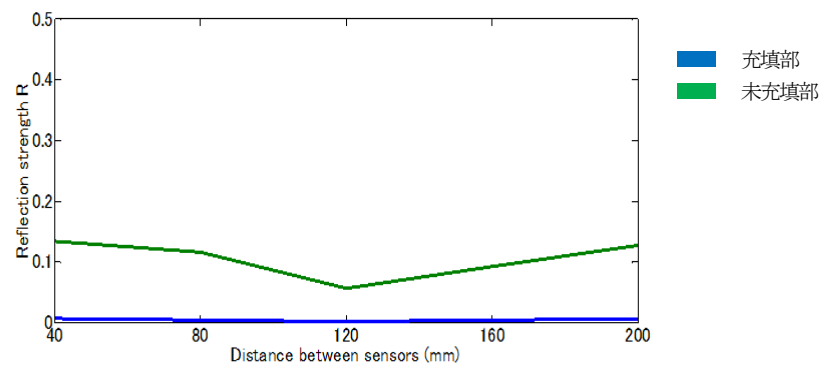
(a) 埋設深さ $L : 50\text{mm}$



(b) 埋設深さ $L : 100\text{mm}$



(c) 埋設深さ $L : 150\text{mm}$



(d) 埋設深さ $L : 200\text{mm}$

図-3.3.7 解析結果 (反射強さ R)
(シース直径 $d : 63\text{mm}$)

3.4.1 シース直径およびシース埋設深さの違いが反射強さ R に与える影響

3.4の解析結果より、シース直径 d 、およびシース埋設深さ L の違いが反射強さ R に与える影響について検討した。図-3.3.7で得られた結果から、埋設深さ L と反射強さ R の関係を明示したグラフを図-3.3.8に示す。図において、横軸は埋設深さ L 、縦軸は反射強さ R を示す。各グラフの実線は充填部、波線は未充填部を示す。また、埋設深さを色分けで示している。図より、充填部においては、シース埋設深さ L に関わらず、反射強さ R は非常に小さい値を示すことがわかる。一方、未充填部においては、全体的な傾向として、埋設深さ L が深くなっても必ずしも反射強さ R はそれに応じて小さくならないことがわかった。埋設深さ 150mm において反射強さ R が最も大きくなることから、シース直径 d に対応して反射強さ R が最も大きくなるシース埋設深さが変化する可能性があるかと推定される。この理由として、シース空隙部での反射の際、シー上の異なる反射位置から伝搬する波動が、それぞれ異なる伝播経路を伝播することで相互に干渉する可能性があることが考えられる。

次に、埋設深さ 100mm においてシース直径 d を変化させた場合の結果を図-3.3.9に示す。このグラフにおいて、シース直径 d が 93mm と大きくなる場合は、検出点間距離 40mm, 200mm において値が若干大きくなるものの、80mm から 160mm の間ではほとんど値が変化しないが、シース直径 d が 48mm と小さくなる場合は、反射強さ R は小さくなることがわかった。

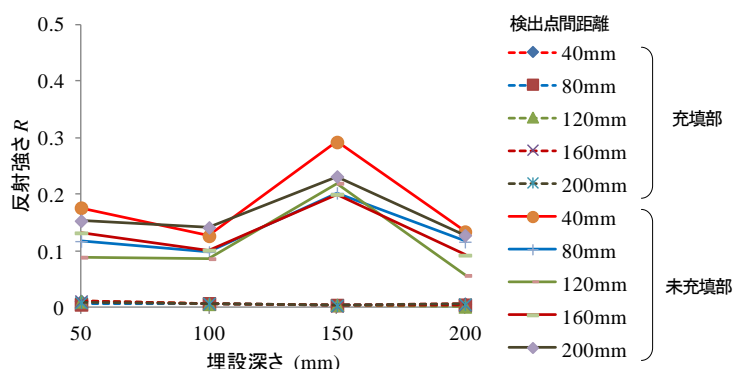


図-3.3.8 解析結果（埋設深さ-反射強さ R ）
（シース直径 d : 63mm）

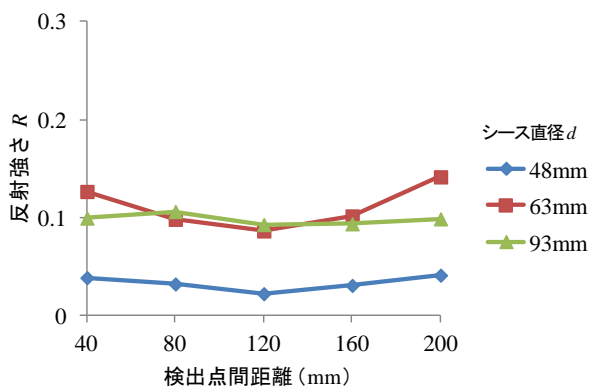


図-3.3.9 解析結果（埋設深さ-反射強さ R ）
（埋設深さ L : 100mm）

3.4.2 伝播距離の違いが反射強さ (R) に与える影響

同じく 3.4 の解析結果より、伝播距離の違いが反射強さ R に与える影響について検討した。図-3.3.7 より、いずれの埋設深さにおいても、検出点間距離が変化すると反射強さ R が緩やかに変化することがわかる。全体的な傾向としては、検出可距離 40mm から 120mm に向けて反射強さ R は減小し、120mm から 200mm に向けて増大する傾向を示した。但し、シース埋設深さ L が 150mm のケースでは、他のケースと異なり検出点間距離が 120mm において反射強さ R が大きくなる結果が得られた。この関係は埋設深さ L によって傾向が異なることがわかる。

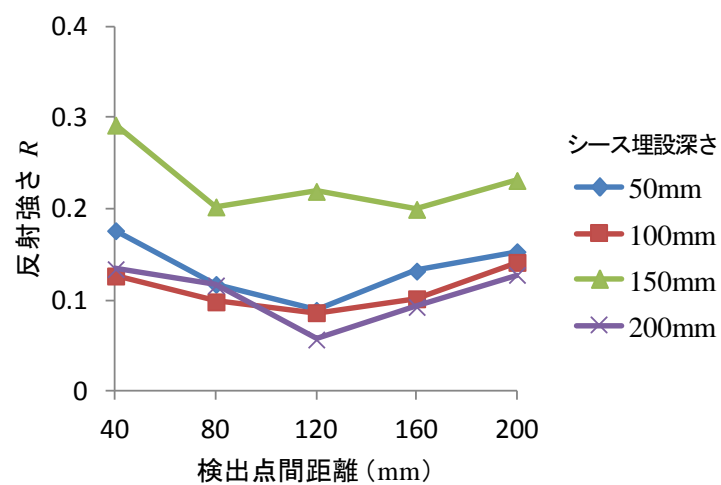


図-3.3.10 解析結果（検出点間距離-反射強さ R ）
（シース直径 d : 63mm）

これより、シースの埋設深さに対応して充填状況进行评估するために適切な位置を選定することが重要であることがわかる。

3.5 まとめ

- 1) PC 構造を音響伝達系としてモデル化し, 衝撃により発生する弾性波の伝播挙動を定式化することにより, 音響伝達関数による表面波のキャンセル処理を導入した。これにより, 反射波を表面波から分離し, 反射波の SN 比が改善されることを理論的に確認した。
- 2) PC グラウト充填部を健全部とし, この健全部と未充填部のインパルス応答の差より空隙部からの反射を定量化し, 未充填部の評価指標として反射強さ R の定義を行った。
- 3) グラウト充填状況を模擬した解析モデルを作成し, 有限要素法による弾性波伝播挙動解析を行うことにより, 欠陥状況を模擬した空隙部より反射波が発生し, 表面で検出できることを確認した。
- 4) 反射強さ R は, 充填部においては, シース埋設深さ L に関わらず非常に小さい値を示すことを確認した。一方, 未充填部においては, 大きい値を示すことを確認した。
- 5) 未充填部において, シース埋設位置から垂直方向に離隔した複数の検出点において反射強さ R が有意な値を示すことがわかった。また, 反射強さ R に対する埋設深さ L の影響を評価し, 埋設深さが 200mm までは, 反射波の検出が可能であることが明らかになった。

参考文献

- 1) 例えば, 大賀寿郎, 山崎芳男, 金田豊: 音響システムとデジタル処理, 電子情報通信学会編, pp.118-157, 1995.
- 2) 例えば, 杉山昭彦: 携帯情報機器のノイズ抑圧技術, 日本音響学会誌 Vol.68, No.3, pp.129 -134, 2012.
- 3) 飯國洋二: 適応信号処理アルゴリズム, 培風館, 2000.
- 4) S. ヘイキン(武部幹訳): 適応フィルタ入門, 現代工学社, 1987.9.10.
- 5) Widrow, B. and Stearns, S.D. (1985). Adaptive signal processing. Prentice-Hall.
- 6) 斎藤正徳: 地震波動論, 東京大学出版会, 2009.
- 7) Graff, K. (1975). Wave Motion in Elastic Solids, Dover Publications.
- 8) 電子情報通信学会編: デジタル信号処理ハンドブック, オーム社, p.18, 1993.
- 9) 谷口慶治(編): 信号処理の基礎, 共立出版, pp.17-54, 2001.
- 10) 同上, pp.43-44.
- 11) 藤崎寿夫, 富山薫順, 若林敏雄: 現代工学のための応用フーリエ解析, 現代工学社, 1983.

第 4 章 制御可能な機械的入力と適応型音響信号処理を用いたグラウト

充填状況の実験的評価

4.1 はじめに

コンクリートに衝撃を与える手段として機械的入力を使用する場合、鋼球やハンマなどとコンクリート表面で衝突が起こり、コンクリートに機械的エネルギーが与えられる。Hertzの接触理論¹⁾²⁾は、弾性体の衝突現象を理論化し、鋼球径や接触面積、衝突速度や接触時間が衝突体に与える影響につき議論している。

一方、衝撃に起因して発生する弾性波の特性としては、伝播速度、周波数特性、振幅、位相、境界面における透過、反射特性などがある。本研究では、機械的入力による応答波形の微小な差異を検出することにより未充填部を評価することを目的としているため、振幅、位相を検討の対象とした。また、未充填部における反射が計測のSN比に大きな影響を及ぼすため、透過、反射特性を検討の対象とした。

そこで、機械的入力としてこれまで使用されてきたハンマや鋼球においては、打撃強度や打撃位置が計測ごとに異なる問題があった。また、ハンマや鋼球の代わりに特殊な構造を有するインパクトを導入した事例などでは³⁾、衝撃を与えるインパクトの形状の影響で二次的な固有振動が発生し、入力される弾性波の特性が複雑になるなどの課題があった。したがって、機械的入力によりグラウト充填状況を評価する手法においては、安定で再現性の高い弾性波を発生することが、評価の精度や信頼性を高める上で重要であることが示唆された。

以上のような背景から、本章ではまず、鋼球を一定の速度でコンクリート表面に衝突させるよう電氣的に制御可能な衝撃入力装置を新たに試作した。また、これと並行し、グラウト完全未充填・部分未充填を模擬した供試体の製作を行い、これらを用いた供試体実験において、評価指標（反射強さ R ）によりグラウト未充填部が適確に検出できることを確認した。また、鋼球径の違い、シーース埋設深さの違いが反射強さ R に与える影響の評価を行い、衝撃入力条件と検出可能なシーース直径およびシーース埋設深さの範囲との関係を明確にした。一方、供用中の橋梁を対象に現場測定を行い、本研究における提案手法の現場適用性を明らかにした。

4.2 制御可能な機械的入力の実現方法

鋼球を使用した機械的入力においては、鋼球径に応じて衝突速度を一定にすることで、発生する弾性波の特性を安定化し、再現性高く衝撃を入力できる。直径が異なる複数の鋼球を一定の速度で射出し、コンクリート表面に制御可能な衝撃を与える機械的入力として、機械バネ機構、電磁ソレノイドを検討した。機械的入力が制御可能であるためには、打撃点が安定していること、打撃時の応力が一定であることが条件であり、これを満足することにより衝撃の再現性が確立できる。

一方、衝突速度が一定であっても、コンクリート表面の粗度の影響で衝撃入力にバラツキが発生する場合がある。また、衝撃による応答を計測する場合、センサと対象面の間に介在する接触媒質（カップランド）や接着剤の特性も計測の再現性に影響を与える可能性がある。機械的入力においては、このような要因に対しても、入力する弾性波の特性が安定するよう考慮が必要である。

4.2.1 衝撃入力装置の検討

図-4.2.1に試作した衝撃入力装置を示す。図-4.2.1(a)は装置の構成を示しており、図-4.2.1(b)は装置の外観を示している。この装置は、電磁ソレノイド、設定バネ、トリガスイッチ、DC電源から構成される。電磁ソレノイドは、励磁コイルと強磁性体で形成されたシャフトから成っている。励磁コイルに瞬時的な電流を印加することにより、電磁ソレノイドのシャフトが前方に押し出され、シャフト前に設置した鋼球を射出する。電磁ソレノイドの仕様を表-4.2.1に示す。DC電源はスイッチング電源を使用した。トリガスイッチを押すことにより、DC電源で設定した電圧がコイルに印加され、コイルのインダクタンスと抵抗、およびDC電源の出力コンデンサにより決定される短パルスの電流が流れ、励磁コイルが励磁される。

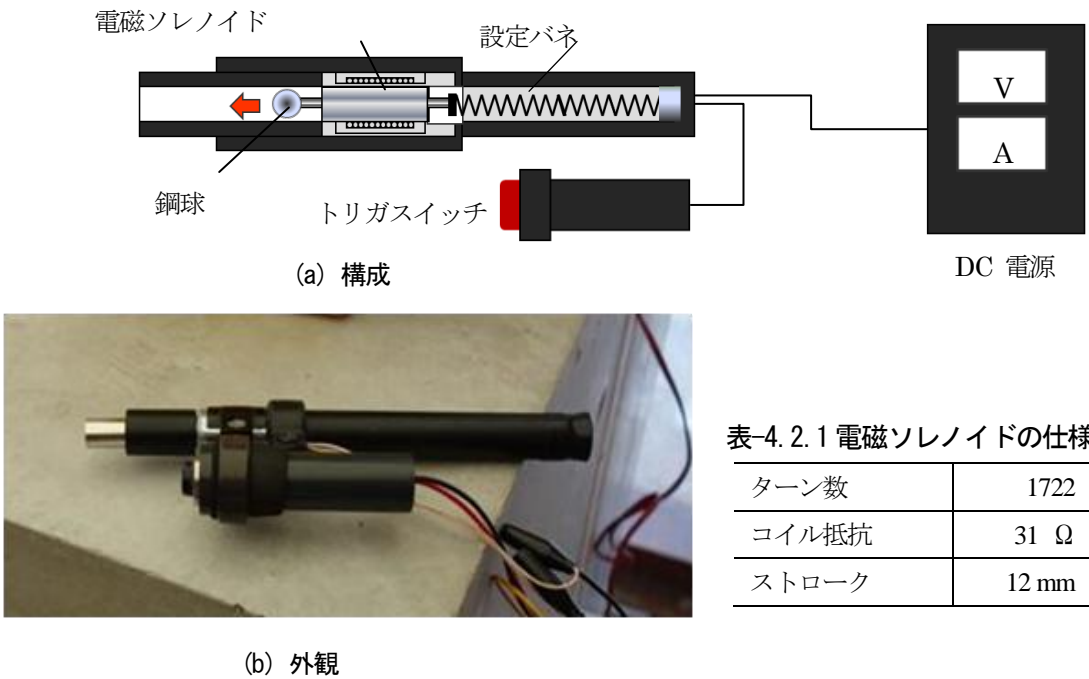
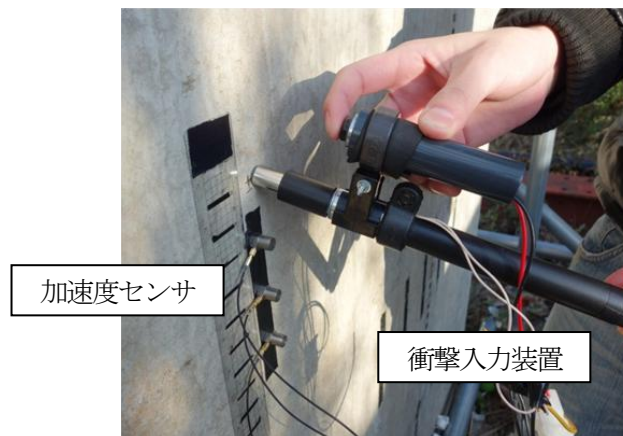


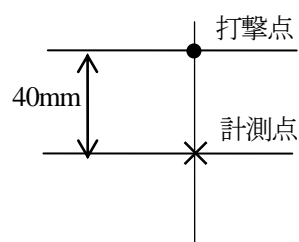
図-4.2.1 衝撃入力装置

4.2.2 衝撃入力の変現性評価

衝突速度を変化させるため、DC電源の電圧を変化させ、コンクリート表面を打振し、その応答を加速度センサで計測した。計測状況を図-4.2.2(a)に示す。コンクリート供試体は、厚さ450mmであり、深さ方向にシースが埋設されていない場所にて鋼球10mmを射出し、その応答を打撃点より40mm離れた位置で計測した。打撃点と計測点の配置を図-4.2.2(b)に示す。また、計測結果を図-4.2.3に示す。グラフにおいて、(a)～(d)は加速度センサにて検出された衝撃入力の時刻歴波形であり、(e)～(h)がそれぞれの周波数スペクトルを示している。DC電圧を大きくすると鋼球衝突時の衝撃力が大きくなり、時刻歴波形の振幅が大きくなる。一方、周波数スペクトルは30kHz以下の周波数帯域においてスペクトル振幅に大きな変化が見られず、コンクリートに衝撃により発生する弾性波の周波数帯域は、この電圧範囲 ($V_d=45V\sim60V$) においては安定していることがわかる。



(a) 計測状況



(b) 打撃点と計測点の配置

図-4.2.2 衝撃入力装置による衝撃入力の応答波形の計測状況

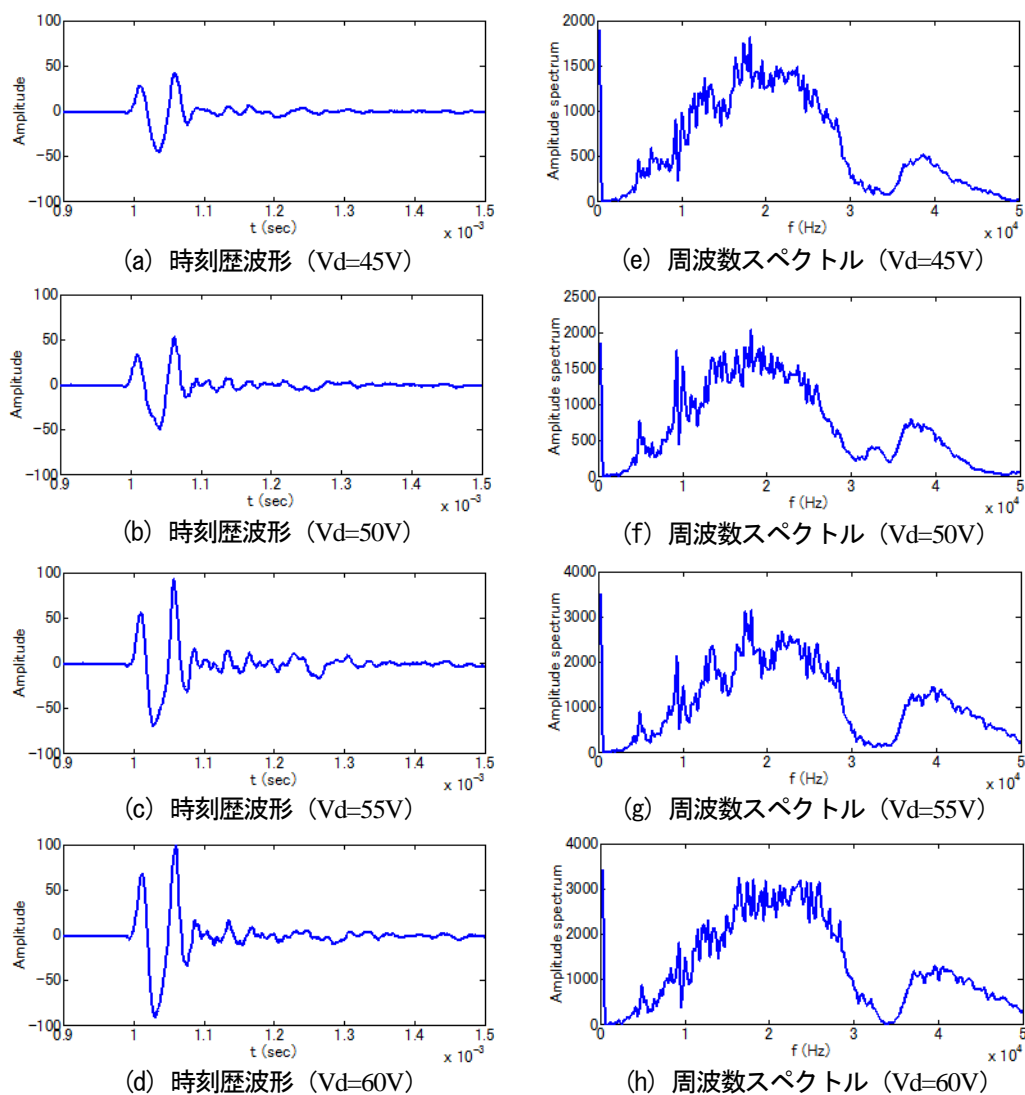


図-4.2.3 衝撃入力の時刻歴波形と周波数スペクトル

次に DC 電源の電圧を一定にし、複数回の衝撃入力時の時刻歴波形を計測した。結果を図-4.2.4 に示す。4 回の計測を重ね書きしたグラフより、一部で波形の差異が発生しているものの、時刻歴波形の再現性が高いことが分かる。図-4.2.5 に DC 電源の駆動電圧と衝撃入力の最大振幅の関係を示す。第 3 章で同一の打撃入力による音響伝達関数では、衝撃入力のばらつきの影響は小さいことを示したが、本実験の結果から機械的な衝撃入力装置の再現性、および周波数帯域が安定していることが確認できたため、計測の信頼性が向上することがわかった。

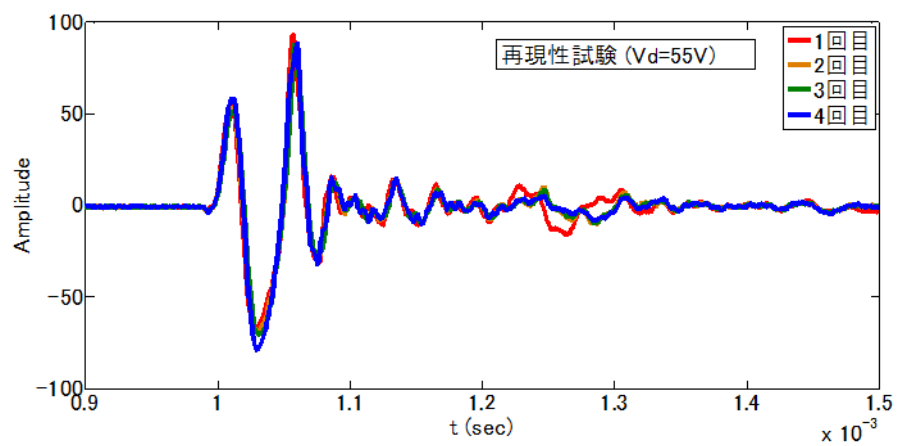


図-4. 2. 4 衝撃入力の時系列波形の再現性

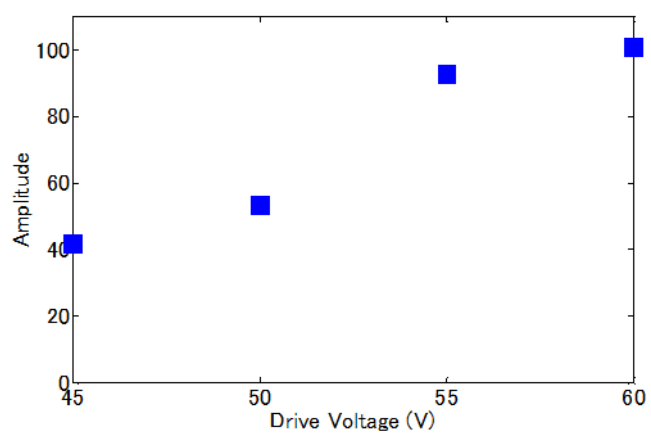


図-4. 2. 5 駆動電圧と衝撃入力の最大振幅の関係

4.2.3 グラウト完全未充填・部分未充填を模擬した供試体の製作

PC グラウトの充填状況の評価するため、グラウト充填状況を模擬した供試体を作製した。作製した供試体の概要を表-4.2.2に示す。PC グラウトの充填状況は評価目的に応じて、完全未充填、部分未充填を準備した。

供試体-Aは、グラウトの完全未充填状況の評価するための供試体であり、シースの埋設深さ、シーす径を変化させ、これらのパラメータがグラウト完全未充填部の検出に与える影響を評価する目的で作製した。本供試体では、シーす内部にPC 鋼棒を挿入し、シーす埋設後グラウトを充填しており、実施に近い形でグラウトを充填している。

また、供試体-Bは、同じくグラウトの完全未充填状況の評価するための供試体であるが、シーす径はすべて同一であり、シーすの埋設深さのみを変化させ、これらのパラメータがグラウト完全未充填部の検出に与える影響を評価する目的で作製している。本供試体では、供試体-A と異なり、シーすにPC 鋼棒を挿入しない状態でグラウトを予め充填固化した後、シーすを供試体本体に埋設した。

一方、供試体-C はグラウトの部分未充填状況の評価するための供試体であり、グラウト充填率、シーすの埋設深さを変化させ、これらのパラメータがグラウト完全未充填部の検出に与える影響を評価する目的で作製した。本供試体も、供試体-B 同様、シーすにPC 鋼棒を挿入しない状態でグラウトを予め設定した充填率で充填固化した後、シーすを供試体本体に埋設している。

表-4.2.2 グラウト充填状況を模擬した供試体

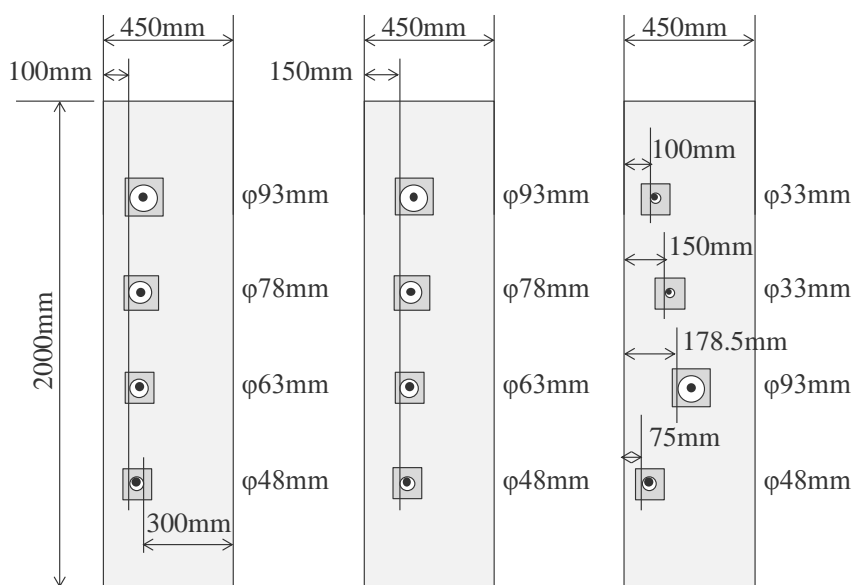
| 供試体 | | A | B | C |
|-------------------|---------------|---------------------------------|---------------------|----------------------|
| 充填状況 | | 完全充填, 未充填 | 完全充填, 未充填 | 部分未充填 |
| シ ー す | 埋設深さ L (mm) | 75,100,150,178.5,300 | 50,100,150,187,200 | 50,100,150,200 |
| | 直径 d (mm) | 33, 48, 63, 93 | 63 | 63 |
| | グラウト 充填率 | 0, 100% | 0,100% | 0, 25, 50, 75, 100%, |
| | PC 鋼棒 | ϕ 32mm (一部 ϕ 23mm) | なし | なし |
| 供試体外形 (縦×幅×深さ) | | 2000×2000×450mm 3 体 | 1000×550×450 4 体 | 2000×1000×450 2 体 |

4.2.3.1 供試体-Aの概要

図-4.2.6にPCグラウトの完全充填，完全未充填状況を模擬した供試体-Aを示す。供試体内部には埋設深さ75, 100, 150, 178.5mmに，シース直径の異なる鋼製スパイラルシースを埋設している。供試体は3体であり，寸法は幅2000mm，高さ2000mm，奥行き450mmである。また鋼製シースの内部には呼び径32mmのPC鋼棒が設置されている（シース直径33mmは， $\phi 23$ mm鋼棒を設置）。充填状況の評価のために，供試体の正面に向かって左半面にグラウトを完全充填したシース，右半面がグラウトを完全未充填にしたシースを配置した。



(a) 供試体外観（供試体-A）



(b) シースの埋設状況

図-4.2.6 供試体-A 概要

4.2.3.2 供試体-Bの概要

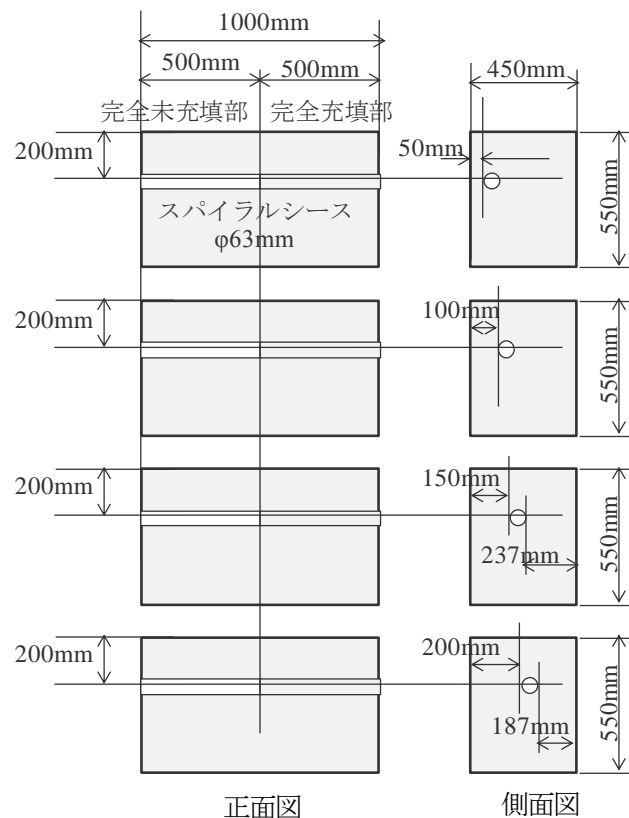
図-4.2.7に同じく完全充填, 完全未充填を模擬した供試体-Bを示す。供試体内部には埋設深さ50, 100, 150, 200mmにシース直径 $\phi 63\text{mm}$ の鋼製スパイラルシースを埋設している。埋設深さ187mm, 237mmは, それぞれ埋設深さ200mm, 150mmにおけるシースの背面からの埋設深さを表している。シース厚さは0.32mmである。供試体は4体であり, 寸法は幅1000mm, 高さ550mm, 奥行き450mmである。供試体の正面に向かって右半面にグラウトを完全充填したシース, 左半面がグラウトを完全未充填にしたシースを配置した。それぞれの完全充填部, 完全未充填部のシースは予め製作され, シースジョイントで連結した状態で埋設した。



(a) シース充填状況 (コンクリート打設前)



(b) 供試体外観 (供試体-B)

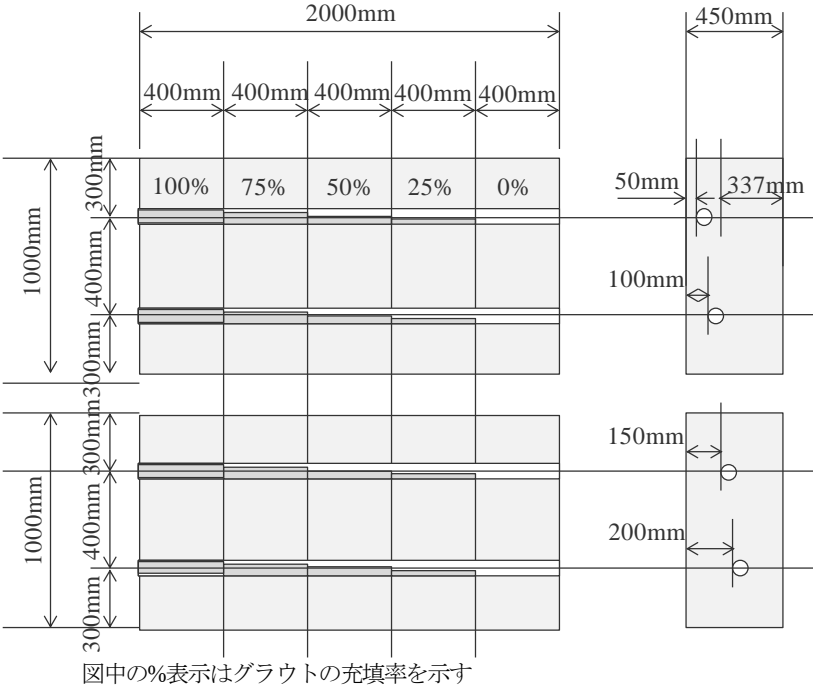
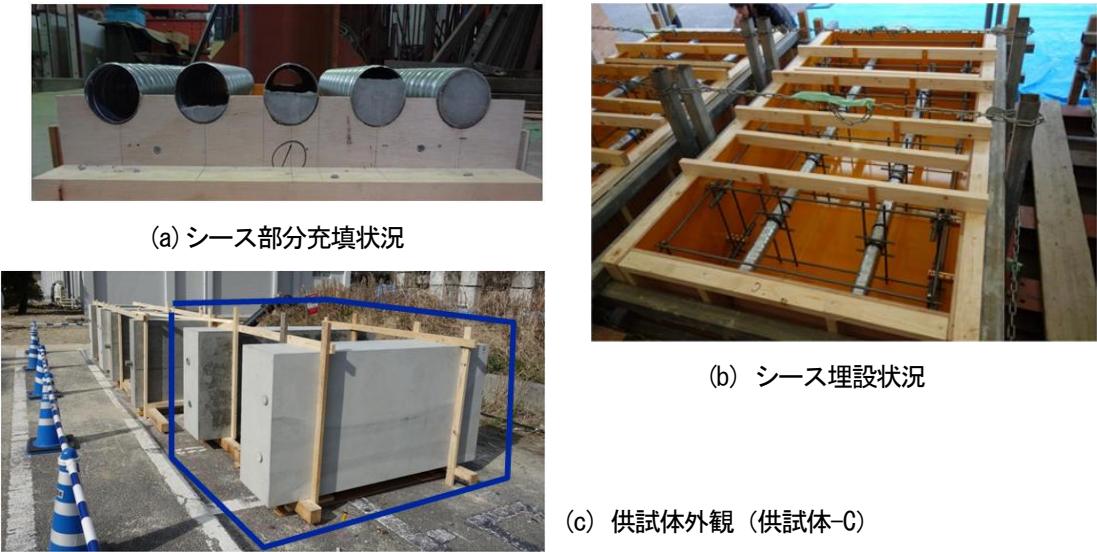


(c) 外形寸法とシース埋設状況

図-4.2.7 供試体-B 概要

4.2.3.3 供試体-Cの概要

PC グラウトの部分充填状況を模擬した供試体-C の概要を図-4.2.8 に示す。供試体寸法は、縦 1000mm、横 2000mm、奥行 450mm であり、直径 $\phi 63\text{mm}$ のスパイラルシースが 50mm、100mm、150mm、200mm の深さに埋設されている。部分充填状況の評価のために、400mm 長ごとに充填状況を 0% から 100% まで 25% ずつ変化させた短尺シースを分割作製し、これらをシースカップラで接続し、埋設することで部分充填を模擬した (図-4.2.8(a))。シース長 400mm は、本供試体における最も深い埋設深さ 200mm に対して十分な長さとなるように設定した。



(d) 外形寸法とシース埋設状況

図-4.2.8 供試体-C 概要

4.3 供試体実験における計測の概要

機械的入力手段を用いて PC グラウト充填状況进行评估するため、前節に示す供試体を使用し実験を行った。表-4.3.1 に評価実験と使用した供試体との対応を示す。

実験-1 は、供試体-A を対象としてグラウト完全未充填部を検出することを目的としており、シースの埋設深さ、シース径が検出性能に与える影響を評価した。

実験-2 は、供試体-B を対象として、同じくグラウト完全未充填部を検出することを目的としているが、シース径は一定とし、シースの埋設深さ、検出位置が検出性能に与える影響を評価した。また、実験-1 で検出点間の距離で検出性能が変化すると考えられたため、複数の検出点を設置して検出点間距離が検出性能に与える影響も評価した。さらに、鋼球径が異なる複数の鋼球を使用し、衝撃入力の違いが検出性能に与える影響も評価した。また、同じ供試体-B を使用し、新たに評価指標（反射強さの差 $\angle R$ ）を導入し、より深い埋設深さまでの検出性能も評価している。

実験-3 は、供試体-C を対象として、グラウト充填率を変化させた部分未充填部を検出することを目的としており、シース径は一定とし、シースの埋設深さ、検出位置が検出性能に与える影響を評価した。

尚、計測条件については、実験-1 では機械バネで鋼球を射出する衝撃入力装置を使用した。また、検出点は健全部、未充填部とも 2 点であり、検出点間距離は 100mm に設定した。一方、実験-2, 3 では、電磁ソレノイドで鋼球を射出する衝撃入力装置（4.2.1 参照）を使用し、検出点は健全部、未充填部とも 6 点とし、検出点間距離は 40mm に設定した。

表-4.3.1 グラウト充填状況进行评估する実験の計測概要

| 実験 | | 1 | 2 | 3 |
|------|----------|---|---|-------|
| 供試体 | | A | B | C |
| 評価項目 | | 完全充填, 未充填 | 完全充填, 未充填 | 部分未充填 |
| 計測条件 | 衝撃入力装置 | 機械バネ駆動 | 電磁ソレノイド | |
| | 鋼球径 (mm) | 6 | 6, 10, 12 | |
| | 計測配置 | 健全部（完全充填部）： P1-S1~S2 未充填部（完全未充填部）： P1'-S1'~S2' センサ間距離：100mm | 健全部（完全充填部）： P1-S1~S6 未充填部（完全・部分未充填部）： P1'-S1'~S6' センサ間距離：40mm | |

4.3.1 実験-1（供試体-A）^{4)～7)}

本実験においては、完全未充填部の検出を目的に実験を行った。評価条件を表-4.3.2に示す。これらの評価条件において、シース埋設深さは75mm～300mmであり、シース直径は33mm～93mmであった。 L/d はシース埋設深さ L とシース直径 d の比を示しており、この値が小さい程、深く小さい対象であることを表している。それぞれのケースにおいて、健全部(左半面)と未充填部(右半面)の両方を比較のために計測した。また、計測点は原則として健全部、未充填部の中央に設定した。同一の構造で異なる充填状況(充填/未充填)を有する一対のシースを選定した理由は、それぞれの表層部で伝播する表面波の影響とシース表面で反射する反射波をキャンセルするためである。これにより、シース内部の充填状況の変化のみが検出されと考えられる。

表-4.3.2 評価条件

| ケース | シース埋設深さ L (mm) | シース直径 d (mm) | L/d | グラウト充填状況 |
|-----|---------------------|-------------------|-------|----------------------|
| ① | 75 | 48 | 0.64 | 完全充填(左半面)／完全未充填(右半面) |
| ② | 100 | 93 | 0.93 | 同上 |
| ③ | 100 | 63 | 0.63 | 同上 |
| ④ | 100 | 48 | 0.48 | 同上 |
| ⑤ | 100 | 33 | 0.33 | 同上 |
| ⑥ | 150 | 93 | 0.62 | 同上 |
| ⑦ | 150 | 63 | 0.42 | 同上 |
| ⑧ | 150 | 48 | 0.32 | 同上 |
| ⑨ | 178.5 | 93 | 0.52 | 同上 |
| ⑩ | 300 | 48 | 0.16 | 同上 |

図-4.3.1に本手法に基づく計測状況を示す。本実験においては、打撃点P1(あるいはP1')はシース直上から20mm離れた点を設定し、検出点S1(あるいはS1')はシース直上に、検出点S2(あるいはS2')はシース長手方向と直角方向に100mm離隔した位置に設定した。コンクリート表面におけるシース直上の位置は、供試体の左右端面の鋼材中心位置から割り出した。衝撃入力には、直径φ6mmの鋼球を使用した。一定の衝撃力を与えるために、バネ機構を有する射出装置を用いた。検出センサは、加速度センサであり、0.003～30kHzにおいて平坦な応答感度を有している。検出された信号は、サンプリング時間を1μsとし、10,000点分をデータレコーダに記録した。また、これらの信号は、4,096点のFFTでフーリエ変換した。

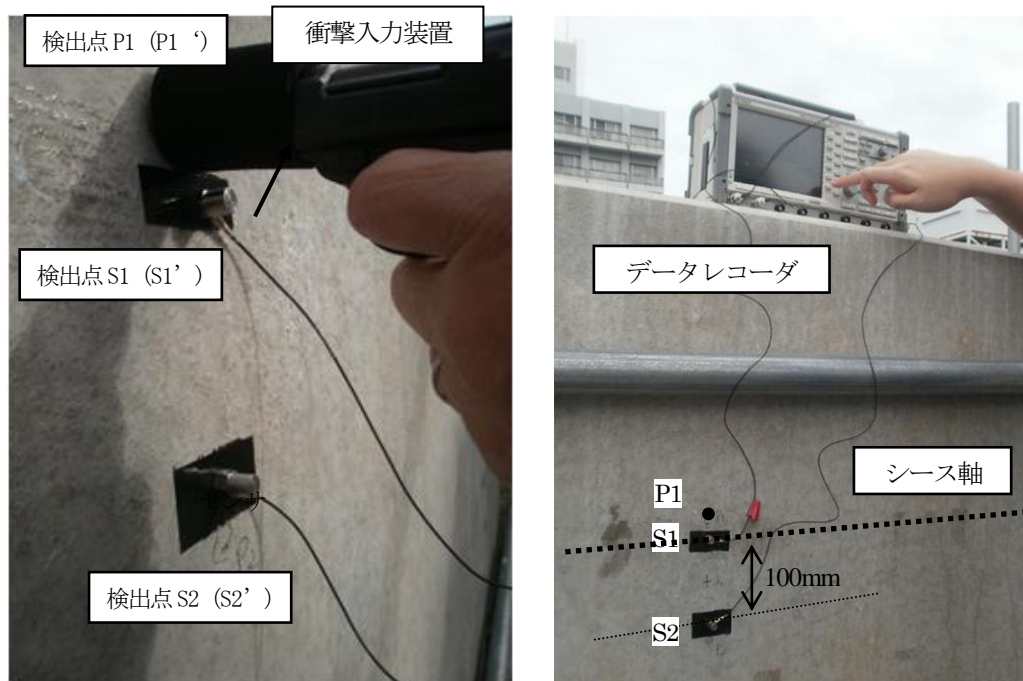


図-4.3.1 計測状況

図-4.3.2は、計測された信号から伝達関数を導出して得られたインパルス応答を示す。健全部(充填部)におけるインパルス応答を青線、未充填部におけるインパルス応答を緑線で示す。また、横軸は時間、縦軸は振幅比を表している。充填部、未充填部それぞれで得られた4つのインパルス応答の中から充填部、未充填部のインパルス応答がほとんど等しい場合(ケース-⑩)は、シースからの反射波はないと評価した。一方、充填部、未充填部双方のインパルス応答に顕著な相違が検出された場合(ケース-①, ③, ④)は、シースにおいて何らかの反射があったと評価した。また全体として充填部のサイドローブ(側帯波)はほぼ同様の応答を示すことがわかった。

図-4.3.3は、前節で定義した式(3.2.28)で計算された反射強さ R から反射波を推定し、そのエネルギーを評価指標(反射エネルギー値 S)として定義し算出した。反射エネルギー値 S の算出式を式(4.3.1)、式(4.3.2)に示す。

$$\Delta H_{12}(\omega) = Y_1'(\omega) \cdot \{H_{12}'(\omega) - H_{12}(\omega)\} \quad (4.3.1)$$

$$S = \int_0^{t_M} (\Delta h_{12}(t))^2 dt \quad (4.3.2)$$

グラフにおいて、シース埋設深さが浅く、シース直径が大きい場合の反射エネルギー値 S は、比較的大きい値を示した。ケース-⑩で得られた最小値と比較してケース-③で得られた最大値の評価指標(S)は約20倍の大きさであった。

各ケースごとに得られた結果を評価して表-4.4.3が得られた。

表-4.3.3 各ケースにおける反射エネルギー値 S

| シース埋設深さ L | ケース | 評価結果 |
|-------------|---------|--|
| 75mm | ① | シース直径は小さいが、埋設深さが他のケースと比較し浅いため、反射エネルギー値は大きい値を示した。 |
| 100mm | ②, ③, ④ | シース直径 63mm, 48mm が大きな反射エネルギー値 S を示した。ケース-②においては、反射エネルギー値 S が他の条件よりも小さく得られた。本ケースでは、生データの記録時に検出信号の飽和が発生したと思われる。このため、偏差は小さくなり、他の条件の場合よりも評価指標が小さくなったと考えられる。 |
| | ⑤ | 反射エネルギー値 S が他の条件のケースよりも小さく得られた。この理由としては、本計測時のシース直径が 33mm であり、シース埋設深さが 100mm であったため、検出点がシース直上に対して位置ずれが発生したものと考えられる。計測点の近傍において付加的な計測を行うことで、位置ずれの影響を低減する必要があったと考えられる。 |
| 150mm | ⑥, ⑦, ⑧ | 反射エネルギー値 S は、シース直径が小さくなるにつれて小さくなる傾向がみられた。 |
| 178.5mm | ⑨ | 反射エネルギー値 S がケース-⑦, ⑧の場合より大きい値が得られた。これはケース-⑨が、シース深さがほぼ同じでシース直径が大きかったためと考えられる。 |
| 300mm | ⑩ | 反射エネルギー値 S は最小の値 0.168 が得られた。本評価条件においては、未充填部における反射波が微小であり、充填部の応答と概ね同じとみなすことができる。本ケースにおける 4 回の計測結果の標準偏差 σ は 0.039 であり、 2σ の上限は 0.246 となる。この値は、他ケースの最小値であるケース⑤の 0.40 と比較し約 60% であり、十分小さいと評価されるため、本実験で得られた範囲では、本反射エネルギー値 S が未充填を判定する判定値とした。 |

以上により、未充填の判定値としたケース-⑩の 0.168 と近い評価指標値を示すケースがあるが(ケース-②, ⑤), 他ケースにおける評価指標値と十分差異が得られたため、本手法でシース未充填部が検出されたと考えられる。本手法を従来の手法と比較した結果を表-4.3.4 に示す。この表において、従来の衝撃弾性波法によって計測された結果を比較のために示した⁸⁾。ここで、”不可”の表記は、周波数スペクトルのピーク周波数からシース深さが特定できなかったことを示す。また、本手法の評価は上記の判定値に基づいて行った。表-4.3.4 の結果から、シース直径 48mm, 埋設深さ 150mm 程度のグラウト未充填状態まで、本方式で検出範囲を有することが明らかになった。

一方、本実験結果において以下の課題も明確になった。

図-4.3.4 に同一の実験条件においても異なる反射エネルギー値を示す事例を示す。この結果については 2 つの可能性があると考えられる。第 1 は、シース埋設位置に対する計測位置の位置ずれの影

響である。もう一つは、計測点の配置が検出感度に影響を与える可能性である。このため、検出点間隔のピッチを変化させ、検出感度の計測位置に対する依存性について以後の実験(実験-2, 実験-3)で評価を行うこととした。

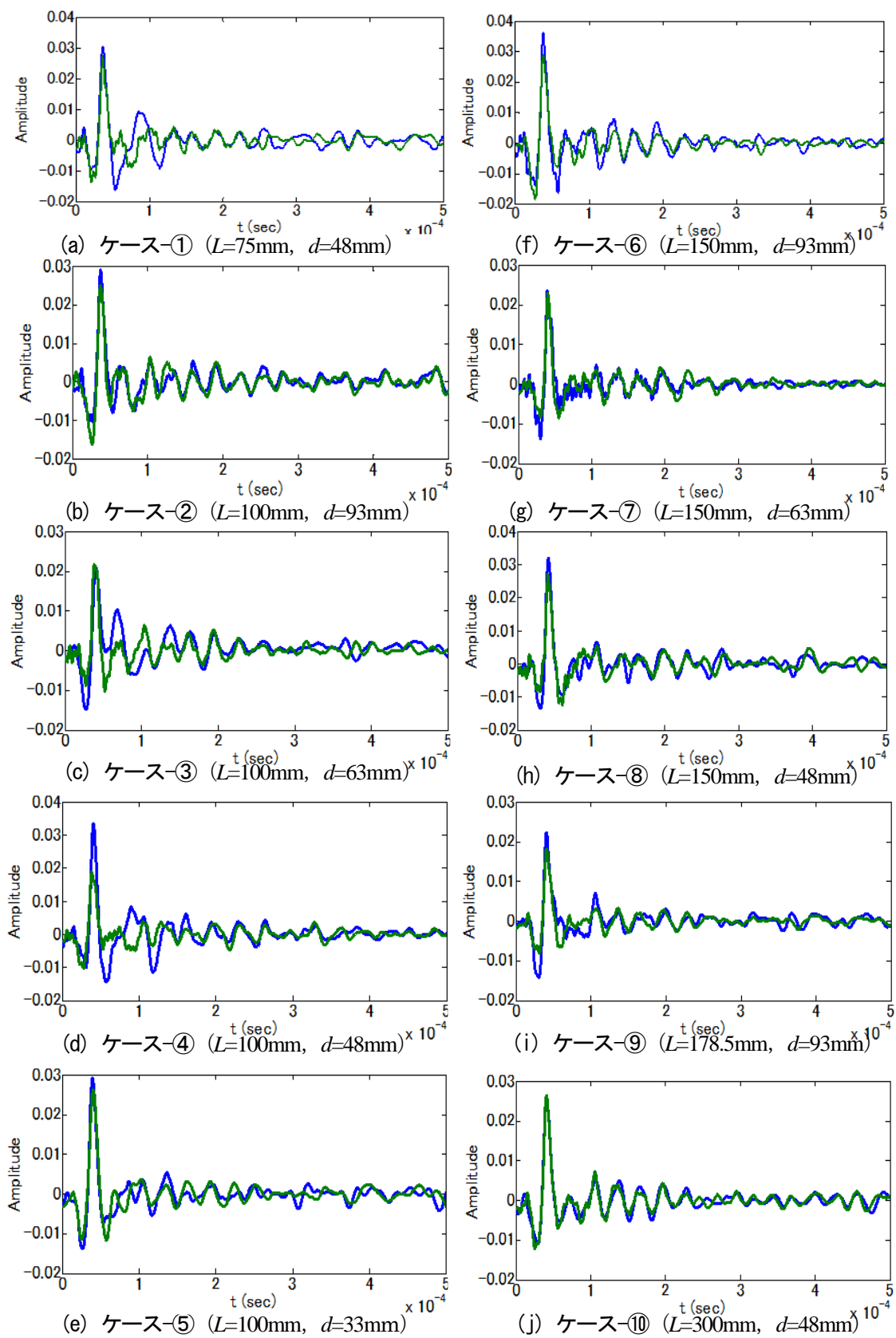


図-4.3.2 インパルス応答波形例

青線はシース健全部（充填部），緑線はシース未充填部のインパルス応答を示す。

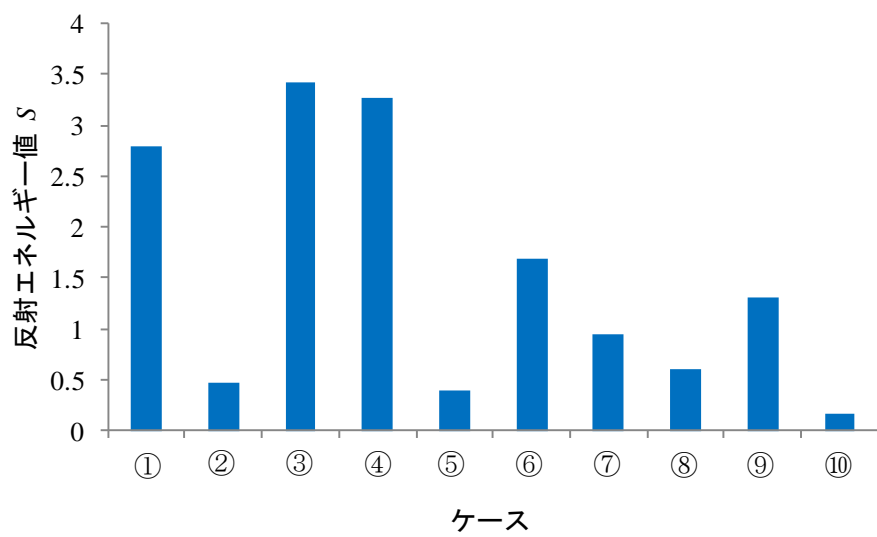


図-4.3.3 各実験条件における反射エネルギー値 S

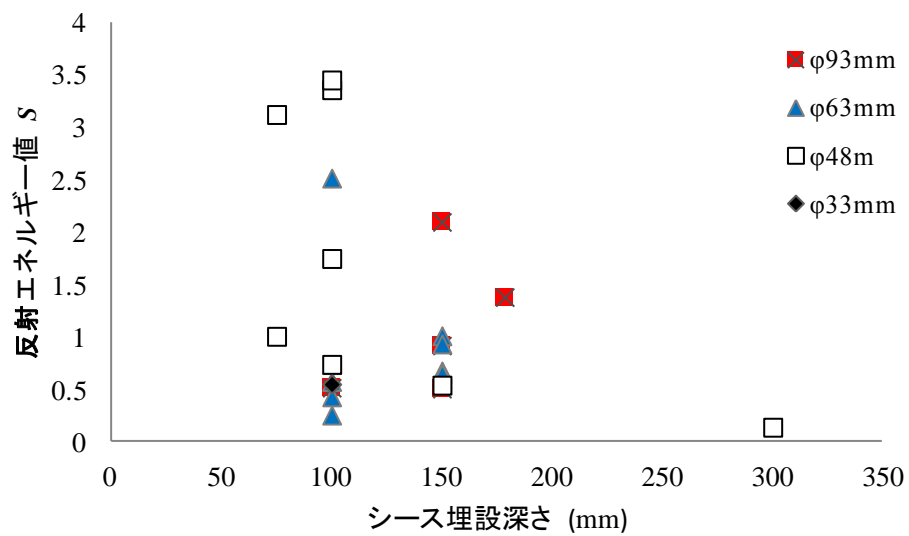


図-4.3.4 評価指標 (S) とシース埋設深さの関係

表-4.3.4 評価結果

| ケース | シース埋設深さ L (mm) | シース直径 d (mm) | L/d | 評価結果 | |
|-----|---------------------|-------------------|-------|-----------|--------|
| | | | | 従来の衝撃弾性波法 | 本提案方式 |
| ① | 75 | 48 | 0.64 | △ | ○ |
| ② | 100 | 93 | 0.93 | ○ | ○ |
| ③ | 100 | 63 | 0.63 | △ | ○ |
| ④ | 100 | 48 | 0.48 | △ | ○ |
| ⑤ | 100 | 33 | 0.33 | △ | ○ |
| ⑥ | 150 | 93 | 0.62 | ○ | ○ |
| ⑦ | 150 | 63 | 0.42 | △ | ○ |
| ⑧ | 150 | 48 | 0.32 | ○ | ○ |
| ⑨ | 178.5 | 93 | 0.52 | △ | ○ |
| ⑩ | 300 | 48 | 0.16 | △ | △(最小値) |

注) 従来の衝撃弾性波法において、△は周波数スペクトルのピーク周波数が、シース深さから推定される周波数に一致しないことを表す。

4.3.1.1 実験-1 のまとめ

本実験では、PC グラウトの完全未充填状況を模擬した供試体-1 を対象に、音響伝達関数を算出し、反射エネルギー値 S を算出することによりグラウト充填状況の評価を行った。以下に得られた結論を示す。

- 1) 反射エネルギー値 S に基づき、PC グラウト充填状況を模擬した供試体で PC グラウト未充填部を検出し、その有効性を把握した。
- 2) 本実験でシース直径 48mm、埋設深さ 150mm 程度の PC グラウト未充填まで検出可能であることが明らかとなった。

4.3.2 実験-2（供試体-B）^{9)～10)}

実験-1 でシース埋設位置に対する計測位置の位置ずれの影響、および計測点の配置が検出感度に与える影響が課題となったため、検出点間隔のピッチを変化させ、検出感度の検出点間隔に対する依存性について本実験で評価を行った。

表-4.3.5 に実験条件を示す。本実験はPC グラウト完全未充填状況を模擬した供試体-2 を対象に行った。本実験において、シース埋設深さは 50 mm, 100 mm, 187 mm であった（供試体が仮設置状態で計測を行ったため、使用できる計測面が限定された）。また、シース直径は $\phi 63\text{mm}$ であった。それぞれのケースにおいて、グラウト完全充填部、および完全未充填部を計測した。また、これらの健全部信号として、シース埋設深さ 237mm のグラウト完全充填部を計測した（実験時に使用できる計測面の中で、埋設深さが最も深いシース）。図-4.3.5 は、供試体上の計測線を示している。また、各計測線における打撃点、検出点を示している。計測線の間隔は 50mm ピッチとした。それぞれの埋設深さの対象部では、グラウト完全充填部に 5 本の計測線（F1～F5）を設定し計測した。また、完全未充填部において 5 本の計測線（V1～V5）を計測した。これらの計測データに対する健全部としては、埋設深さ 237mm の完全充填部において、計測線 F のみを計測した。すべての計測において、打撃点 P1' は、シース軸上のコンクリート表面に設置した。検出点（S1'～S6'）は、計測線上でシース軸と直角方向に 40mm ピッチで計測した。計測状況を図-4.3.6 に示す。

鋼球は直径 $\phi 6\text{mm}$, 10mm, 12mm を使用した。 $\phi 12\text{mm}$ の鋼球は、 $\phi 10\text{mm}$ の鋼球を電磁ソレノイドで打撃し、その二次衝突で駆動している。コンクリート表面に設置される 6 つのセンサは、加速度センサであり、検出感度の平坦域は、0.003kHz～30kHz である。また、検出信号は 1 μsec ごとにサンプリングされ、10,000 点単位でデータレコーダに 6CH 同時に記録された。

表-4.3.5 実験条件

| ケース | シース埋設深さ $L(\text{mm})$ | シース直径 $d(\text{mm})$ | 鋼球径 $D(\text{mm})$ | 計測区分 |
|-----|---------------------------|-------------------------|--------------------|---------------|
| ① | 50 | 63 | 6, 10, 12 | 完全充填部, 完全未充填部 |
| ② | 100 | 63 | 6, 10, 12 | 完全充填部, 完全未充填部 |
| ③ | 187 | 63 | 6, 10, 12 | 完全充填部, 完全未充填部 |
| ④ | 237 | 63 | 6, 10, 12 | 健全部（完全充填部） |

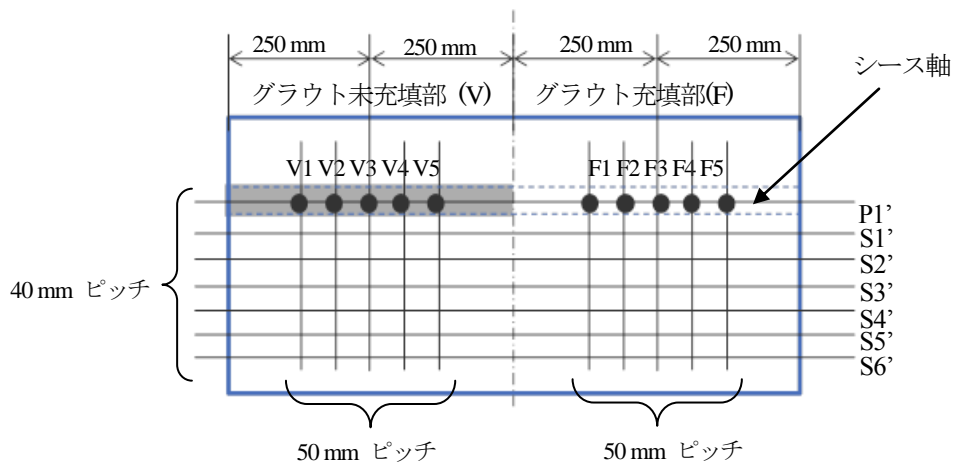
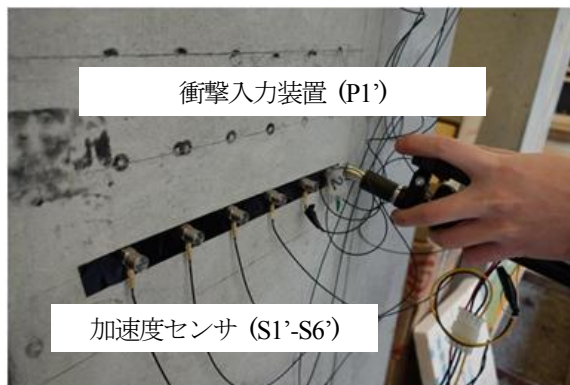
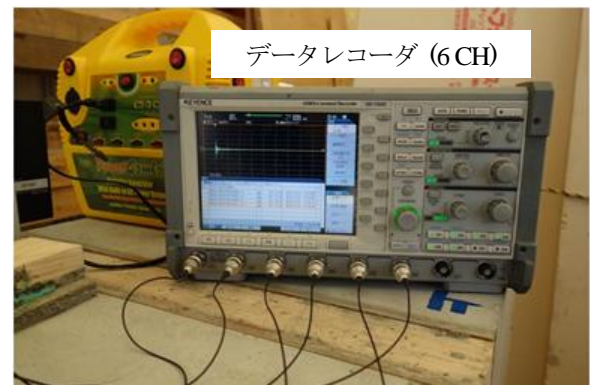


図-4.3.5 計測線および計測点の配置



(a) 計測システム



(b) データレコーダ

図-4.3.6 計測状況

4.3.2.1 音響伝達関数の導出

図-4.3.7は、ケース②の未充填部（埋設深さ 100mm）において、 $\phi 6$ mm 鋼球を用いて計測線 V3 上で同時に計測した $y_1'-y_6'$ の時刻歴波形を示す。S1'から S6'のそれぞれのセンサの応答波形をグラフ上で重ね書きしている。充填部、未充填部において検出された時刻歴波形 S1（あるいは S1'）と S2-S6（あるいは S2'-S6'）を用いて音響伝達関数を計算し、インパルス応答を求めた。異なる伝達距離のインパルス応答を識別するため、伝達レベルを導入した（表-4.3.5）。例えば、伝達レベル-2 は、対象となるセンサが S1 と S3（あるいは S1' と S3'）であり、伝達距離が 80mmであることを示している。また、この結果得られる音響伝達関数より得られるインパルス応答が h_{13} 、あるいは h_{13}' であることを示している。

図-4.3.8(a)は、鋼球 $\phi 6$ mm を使用して充填部において算出されたインパルス応答 (h_{14} : 埋設深さ L237mm・計測線 F3)を示している。一方、図-4.3.8(b)は、鋼球 $\phi 6$ mm を使用して対象部において算出されたインパルス応答 (h_{14}' : ケース②, 埋設深さ L100mm, 計測線 V1-V5)を示している。

図-4.3.8(b)において、V1-V5 はすべて完全未充填部の上で計測されており、相互に少しずつ変化していることがわかる。これらのインパルス応答を用いて、反射強さ R を評価した。充填部におけるインパルス応答 h_{in} と未充填部におけるインパルス応答 h_{in}' がほぼ同じ場合は、シース上で反射波が検出されなかったと評価した。一方、これらに顕著な差異が検出された場合は、シース上で反射波が検出されたと評価した。

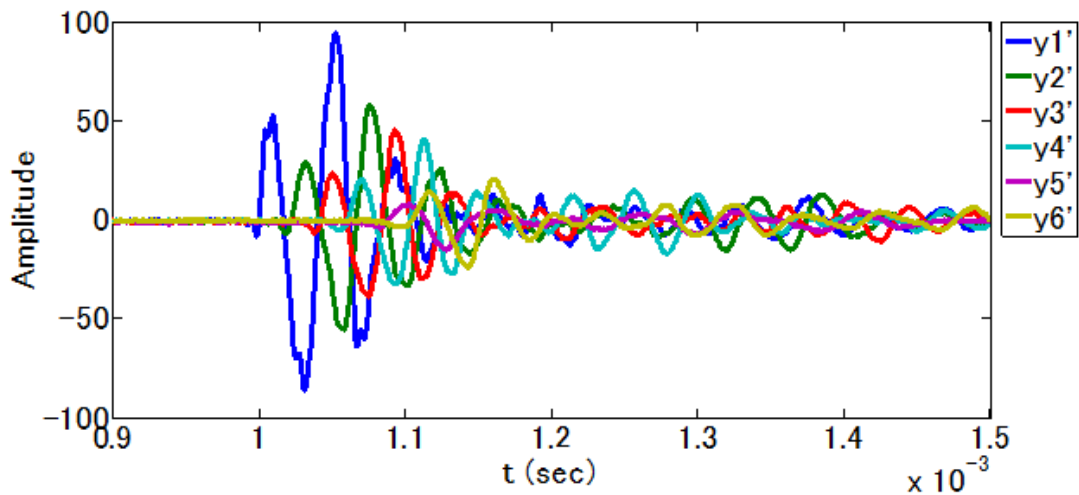
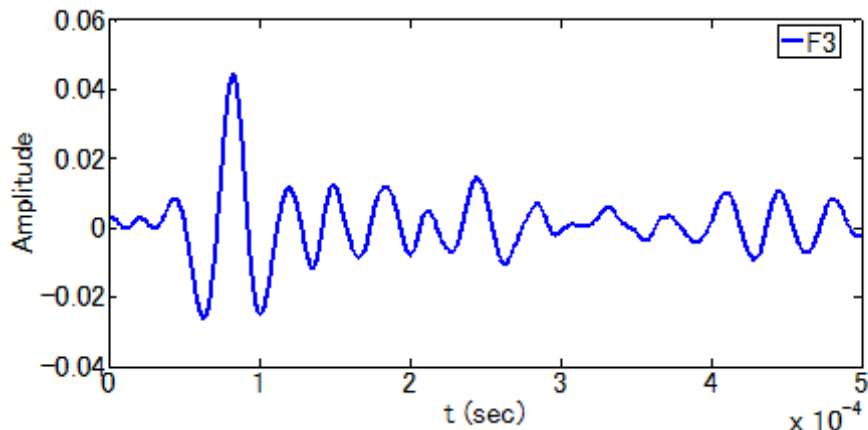


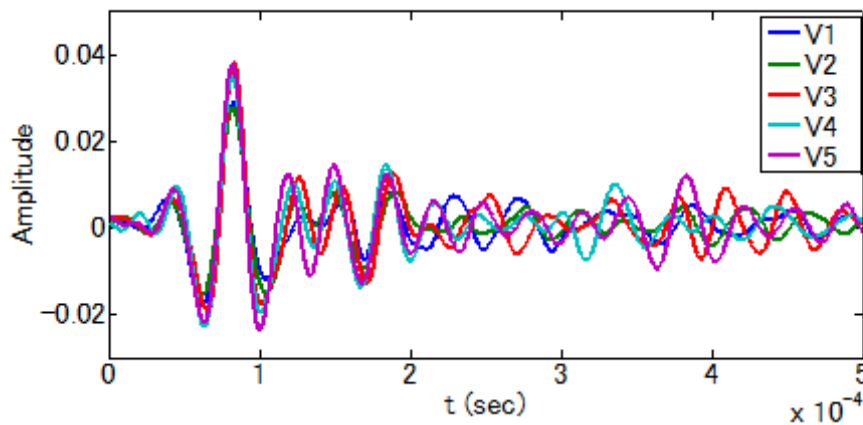
図-4.3.7 衝撃入力により複数の検出点で同時に計測された時刻歴波形例
($y_1' - y_6'$: ケース②の計測線 V3).

表-4.3.6 伝達レベルとインパルス応答の関係

| 伝達レベル | 検出点 | 検出点間距離 | インパルス応答 |
|-------|----------------|--------|-------------------|
| 1 | S1-S2, S1'-S2' | 40 mm | h_{12}, h_{12}' |
| 2 | S1-S3, S1'-S3' | 80 mm | h_{13}, h_{13}' |
| 3 | S1-S4, S1'-S4' | 120 mm | h_{14}, h_{14}' |
| 4 | S1-S5, S1'-S5' | 160 mm | h_{15}, h_{15}' |
| 5 | S1-S6, S1'-S6' | 200 mm | h_{16}, h_{16}' |



(a) 充填部におけるインパルス応答 (h_{14} : L237mm・計測線 F3)



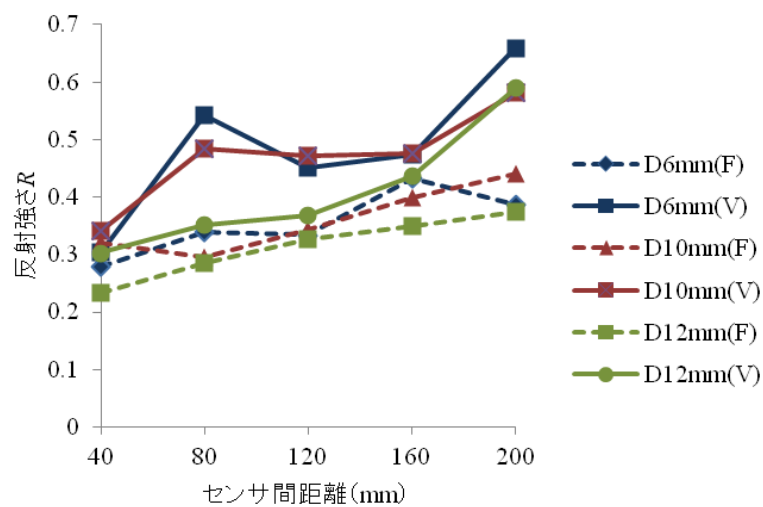
(b) 未充填部におけるインパルス応答 (h_{14}' : ケース②, L100mm, 計測線 V1-V5)

図-4.3.8 充填部, 未充填部におけるインパルス応答例.

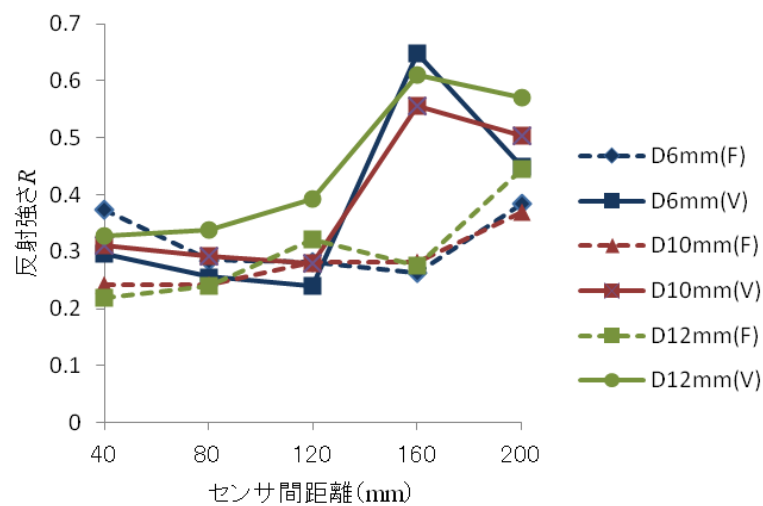
4.3.2.2 シース埋設深さと鋼球径の影響

図-4.3.9は、表-4.3.5に示す実験条件のもとで得られた反射強さ R と検出点間距離との関係を示している。これらのグラフで、横軸は検出点間距離（表-4.3.5で定義された伝達レベル）を示しており、縦軸は反射強さ R を示している。それぞれの曲線は、完全充填部(F)、完全未充填部(V)において異なる鋼球径 D ($\phi 6\text{mm}$, $\phi 10\text{mm}$, $\phi 12\text{mm}$)で得られた結果を示している。それぞれの曲線は計測線 2, 3, 4 の平均を表している。他の計測線 1 は吊金具が近傍にあり、計測線 5 はシースジョイントが近傍にあるため、これらの影響を避けるため除外した。

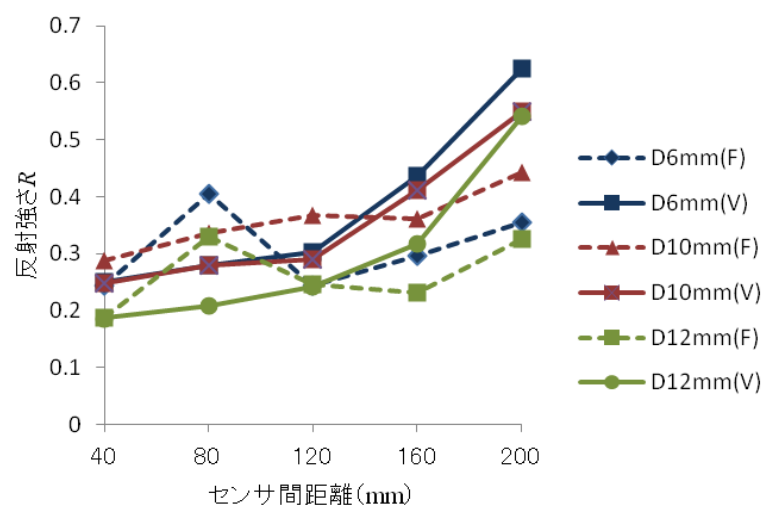
表-4.3.7に、各ケースにおける反射強さ R の評価を示す。これらより、未充填部(V)の反射レベルと充填部(F)の反射レベルの差の最大値はシース埋設深さごとに異なることが分かった。さらに本実験の範囲では、反射レベルの差の最大値は鋼球径 D が $\phi 6\text{mm}$ のときに得られた。図-4.3.10は、鋼球径 D が $\phi 6\text{mm}$ を使用した時に最大の値となる反射レベルの差と評価条件の関係を示している。



(a) 埋設深さ $L50\text{mm}$ (ケース①)



(b) 埋設深さ $L100\text{mm}$ (ケース②)



(c) 埋設深さ $L187\text{mm}$ (ケース③)

図-4.3.9 反射強さ R と検出点間距離

表-4.3.7 各ケースにおける反射強さ R の評価結果

| シース 埋設深さ L | ケース | 評価結果 |
|-----------------|-----|--|
| 50mm | ① | <ul style="list-style-type: none"> 検出点間距離、鋼球径が変化するにつれて反射強さ R、および未充填部と充填部の反射強さの差が変化することがわかる。すべての検出点間距離において、未充填部(V)の反射強さは、充填部(F)の反射強さより大きい値となった。また、未充填部(V)の $D6\text{mm(V)}$、$D10\text{mm(V)}$において反射強さの最初のピークは、検出点間距離 80mm にあり、検出点間距離 200mm まで値が増加した。 鋼球径が $D12\text{mm}$ のケースでは、検出点間距離が小さい領域で鋼球径 $D6\text{mm(V)}$や $D10\text{mm(V)}$のケースのようなピークは存在しないことが分かる。しかしながら、鋼球径 $D6\text{mm(V)}$や $D10\text{mm(V)}$と同じく最大値は検出点間距離が大きい 200mm で得られた。 一方、充填部(F)の反射強さは、検出点間距離の変化に対しそれほど変化しなかった。また、未充填部(V)の反射レベルと充填部(F)の反射強さの差は、検出点間距離 80mm で最も大きくなった。 |
| 100mm | ② | <ul style="list-style-type: none"> このケースにおいては、ケース 1 と異なり、未充填部(V)の反射強さと充填部(F)の反射強さの差は検出点間距離が最も大きい位置で得られた。 未充填部(V)の $D6\text{mm(V)}$、$D12\text{mm(V)}$において反射強さは、すべての検出点間距離において充填部(F)の反射強さより大きい値を示した。また、未充填部(V)の $D6\text{mm(V)}$、$D10\text{mm(V)}$、$D12\text{mm(V)}$の反射強さは、検出点間距離 160mm で最も大きいピークを示した。 ケース 2 の場合は、すべての鋼球径において未充填部(V)の反射強さも充填部(F)の反射強さもそれぞれ同じ変化を示した。未充填部(V)の鋼球径 $D12\text{mm}$ の場合のみ、$D6\text{mm(V)}$や $D10\text{mm(V)}$に対して検出点間距離 80mm、120mm、200mm において少し大きい値を示した。 未充填部(V)の反射強さと充填部(F)の反射強さの差は、検出点間距離 160mm で最も大きくなった。 |
| 187mm | ③ | <ul style="list-style-type: none"> 検出点間距離が小さい領域において、充填部(F)における反射強さと未充填部(V)における反射強さはほぼ同じであった。 また、検出点間距離 200mm まで、未充填部(V)における反射強さは充填部(F)における反射強さより比較的大きい値を示した。 本ケースにおいて、未充填部(V)の反射強さと充填部(F)の反射強さの差は、鋼球径 $D6\text{mm}$ が最も大きく、$D12\text{mm}$、$D10\text{mm}$ の順で小さくなることが分かった。 未充填部(V)の反射強さと充填部(F)の反射強さの差は、検出点間距離 200mm で最も大きくなった。 |

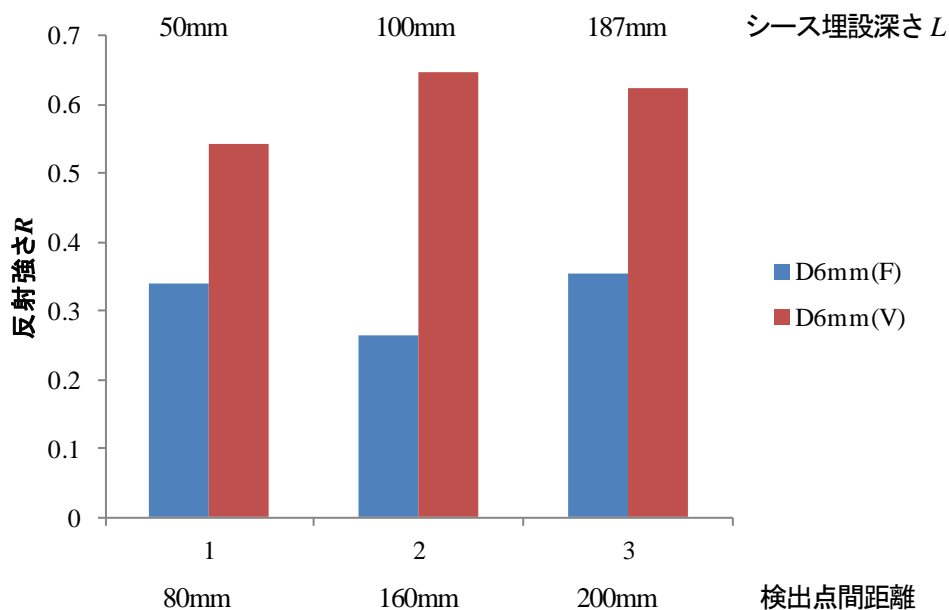


図-4.3.10 最大の反射強さ R と評価条件の関係

以上より、未充填部(V)と充填部(F)の反射強さの差の最大値はシース埋設深さごとに異なることがわかった。また、最大の差異は鋼球径 D が $\phi 6\text{mm}$ の場合に得られた (D6mm)。さらに、埋設深さ 187mm 程度まで未充填部(V)と充填部(F)はよく識別できることが分かった。

最大の反射レベルの差を与える検出点間距離は、シースの埋設深さとともに変化することが示された。この理由は、コンクリートを伝播する波動の周波数が低く、その波長が検出点間距離とほぼ同程度であることによると考えられる。さらに、波動が伝搬する経路の差がシース埋設深さにより変化することが挙げられる。したがって、異なる検出点における伝播波動の位相が干渉することが考えられる。これらの考察より、反射強さ R が検出点間距離によって変化することは、シースにおける反射波の存在を表していると推定できる。この現象を明らかにするため、シース埋設深さ、およびシース直径をさらに異なる条件の下で解析、実験することが今後の課題である。

4.3.2.3 実験-2 のまとめ

- 1) 制御された衝撃入力により、複数の位置で同時に得られた音響伝達関数を用いて、シースのグラウト充填状況の評価が可能であることが明らかになった。
- 2) 埋設位置が深い完全充填部において得られた信号を健全部信号として使用することにより、充填部と未充填部の反射強さ R に明確な差が表れることが示された。
- 3) 反射強さ R が検出点間距離に対応して変化することが明らかになった。また、反射強さ R の最大値がシース埋設深さに対応して変化することが明らかになった。これらにより、シース埋設深さに対応して検出点を適正に配置することで検出可能範囲が拡大することがわかった。

- 4) 鋼球径が反射強さ R の値に影響を与えることが分かった。また、この変化はシース埋設深さによっても変化することがわかった。本実験においては、鋼球径 D が $\phi 6\text{mm}$ において、反射強さ R の検出感度が最も大きくなることが明らかになった。
- 5) シース直径 d が $\phi 63\text{mm}$ のケースにおいては、未充填状態のシースを評価できる最大のシース埋設深さ L は 187mm であった。

4.3.2.4 反射強さの差 $\angle R$ ¹⁾

4.3.2.2 項で計測点の配置が検出感度に与える影響につき評価を行った。前実験では反射強さ R により完全未充填の評価を行ったが、本実験では新たに評価指標（反射強さの差 $\angle R$ ）を導入し、より深い埋設深さまで検出性能を評価した。

表-4.3.8 に実験条件を示す。本実験においては、シース埋設深さ L は 50 mm, 100 mm, 150 mm, 200mm を対象とした。シース直径は $\phi 63\text{mm}$ であった。それぞれのケースにおいて、グラウト完全充填部および完全未充填部を計測した。供試体上の計測線、および各計測線における打撃点、検出点は実験-2 と同様である。また、これらの参照信号として実験-2 と同様、埋設深さ 237mm の完全充填部において、計測線 F のみを計測した。すべての計測において、打撃点 P1' は、シース軸上のコンクリート表面に設置した。検出点 (S1'~S6') は計測線をシース軸と直角方向に 40mm ピッチで計測した。また、鋼球は直径 $\phi 6\text{mm}$, 10mm, 12mm を使用した。

本実験においては、計測結果から得られた未充填部の反射強さ R 、および充填部の反射強さ R からさらに、これらの反射強さの差 $\angle R$ を求めた。図-4.3.11 に反射強さの差 $\angle R$ と評価条件の関係を示す。また、図-4.3.11 より各ケースで得られた反射強さの差 $\angle R$ の評価を表-4.3.9 にまとめた。

表-4.3.8 実験条件

| ケース | シース埋設深さ $L(\text{mm})$ | シース直径 $d(\text{mm})$ | 鋼球径 $D(\text{mm})$ | 計測区分 |
|-----|---------------------------|-------------------------|--------------------|---------------|
| ① | 50 | 63 | 6, 10, 12 | 完全充填部, 完全未充填部 |
| ② | 100 | 63 | 6, 10, 12 | 完全充填部, 完全未充填部 |
| ③ | 150 | 63 | 6, 10, 12 | 完全充填部, 完全未充填部 |
| ④ | 200 | 63 | 6, 10, 12 | 完全充填部, 完全未充填部 |
| ⑤ | 237 | 63 | 6, 10, 12 | 健全部 (完全充填部) |

4.3.2.5 反射強さの差 $\angle R$ の評価まとめ

- 1) 計測結果から得られた未充填部の反射強さ R 、および充填部の反射強さ R より、得られた反射強さの差 $\angle R$ を用いることにより、シースのグラウト充填状況の評価を行った。
- 2) 埋設位置が深い完全充填部において得られた信号を健全部信号として、充填部と未充填部の反射強さの差 $\angle R$ に明確な差が表れることが示された。
- 3) 反射強さの差 $\angle R$ が、検出点間距離に対応して変化することが明らかになった。また、反射強さの差 $\angle R$ の最大値がシース埋設深さに対応して変化することが明らかになった。
- 4) 鋼球径が反射強さの差 $\angle R$ の値に影響を与えることが分かった。また、この変化はシース埋設深さによっても変化することが分かった。

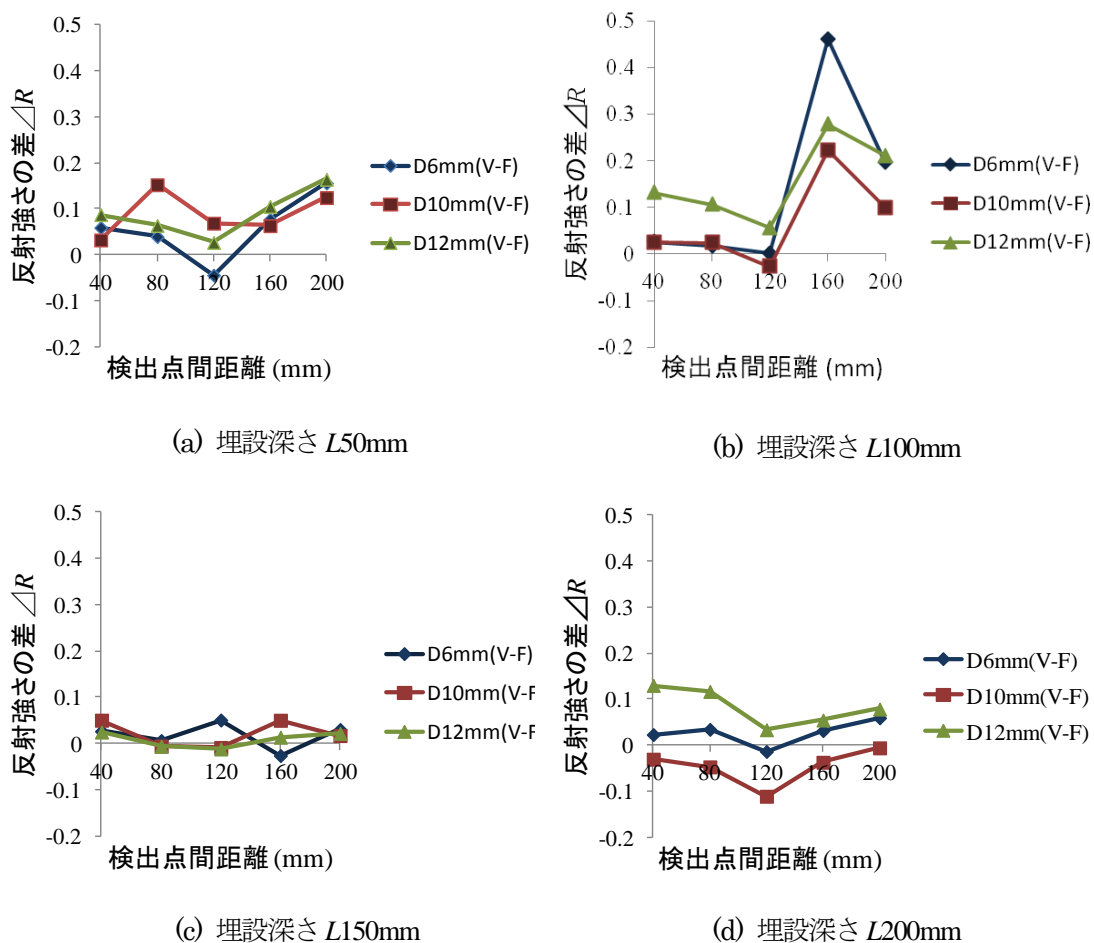


図-4. 3. 11 反射強さの差 ΔR と評価条件の関係

表-4. 3. 9 各ケースにおける反射強さの差 ΔR

| シース 埋設深さ L | ケース | 評価結果 |
|-----------------|-----|---|
| 50mm | ① | 全ての鋼球径において反射強さの差は、検出点間距離 200mm で大きい値を示した。鋼球径 $D10\text{mm}$ において、検出点間距離 80mm でもピーク値が得られた。 |
| 100mm | ② | 全ての鋼球径において反射強さの差は、検出点間距離 160mm で最も大きいピーク値を示した。反射強さの差のピーク値の値は、鋼球径 $D6\text{mm}$ において、最も大きい値が得られた。 |
| 150mm | ③ | 全ての鋼球径において反射強さの差は 0.1 以下であり、大きくはなかった。鋼球径 $D6\text{mm}$ においては、検出点間距離 120mm , $D10\text{mm}$ においては、検出点間距離 160mm でピーク値が得られた。 |
| 200mm | ④ | 鋼球径 $D6\text{mm}$ においては、検出点間距離 200mm でピーク値が得られた。 $D10\text{mm}$ においては、反射強さの差が負の値となった。 $D12\text{mm}$ においては、検出点間距離 40mm で、最も大きい値が得られた。 |

4.3.3 実験-3（供試体-C）¹²⁾

本実験では、PC グラウトの部分充填状況を模擬した供試体-Cを対象に評価を行った。表-4.3.10 に実験条件を示す。本実験において、シース埋設深さは 50 mm, 100 mm, 150 mm であった。また、シース直径は $\phi 63\text{mm}$ であった。それぞれのケースにおいて、グラウト完全未充填部(充填率 0%), 部分未充填部(充填率 25%, 50%, 75%), および完全充填部（充填率 100%）を計測した。また、これらの参照信号として、シース埋設深さ 337mm のグラウト完全充填部（充填率 100%）を計測した。図-4.3.12 は、供試体上の計測線、各計測線における打撃点、検出点を示している。実験-2 と同様に計測線の間隔は 50mm ピッチで、対象部ではグラウト完全充填部に 5 本の計測線（F1～F5）を設定し、完全未充填部において 5 本の計測線（V1～V5）を計測した。参照部は、埋設深さ 337mm の完全充填部(100%充填部)において、計測線 F のみを計測した。打撃点 P1'は、シース軸上のコンクリート表面に、検出点（S1'～S6'）は計測線をシース軸と直角方向に 40mm ピッチに設置した。鋼球は直径 $\phi 6\text{mm}$, 10mm, 12mm を使用した。

表-4.3.10 実験条件

| ケース | シース埋設深さ $L(\text{mm})$ | シース直径 $d(\text{mm})$ | 鋼球径 $D(\text{mm})$ | グラウト充填率 | 計測区分 |
|-----|---------------------------|-------------------------|-----------------------|---------------------|------|
| ① | 50 | 63 | 6, 10, 12 | 0, 25, 50, 75, 100% | 未充填部 |
| ② | 100 | 63 | 6, 10, 12 | 0, 25, 50, 75, 100% | 未充填部 |
| ③ | 150 | 63 | 6, 10, 12 | 0, 25, 50, 75, 100% | 未充填部 |
| ④ | 337 | 63 | 6, 10, 12 | 100% | 充填部 |

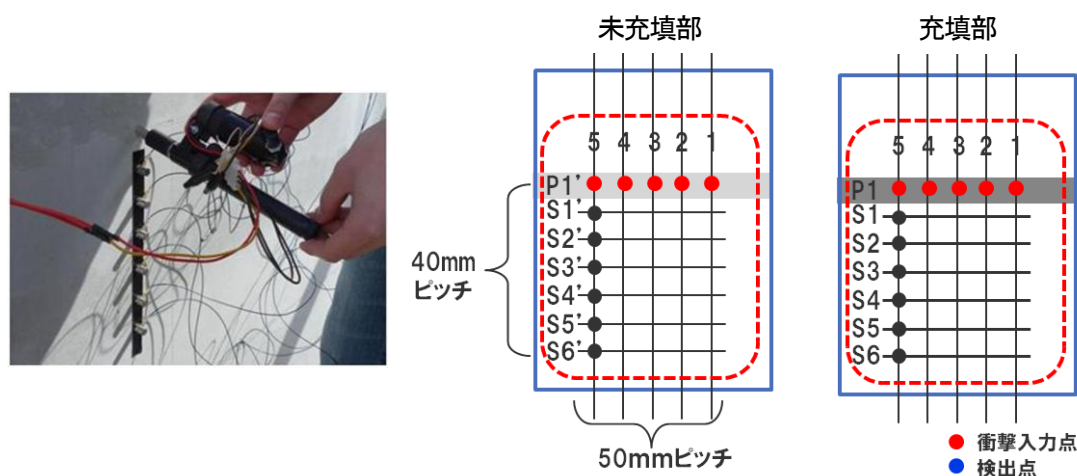
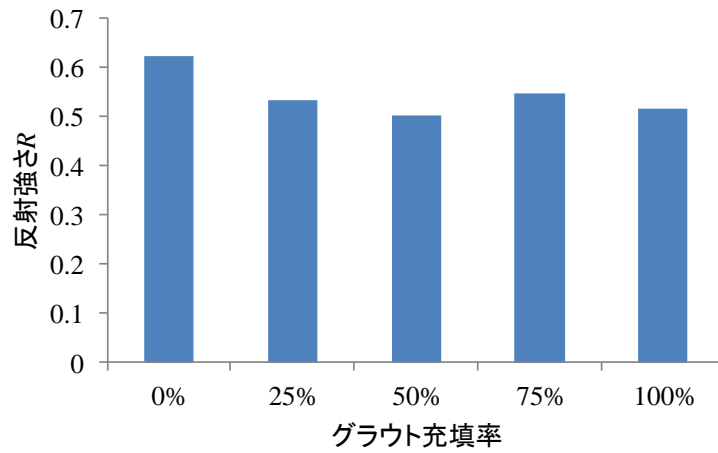


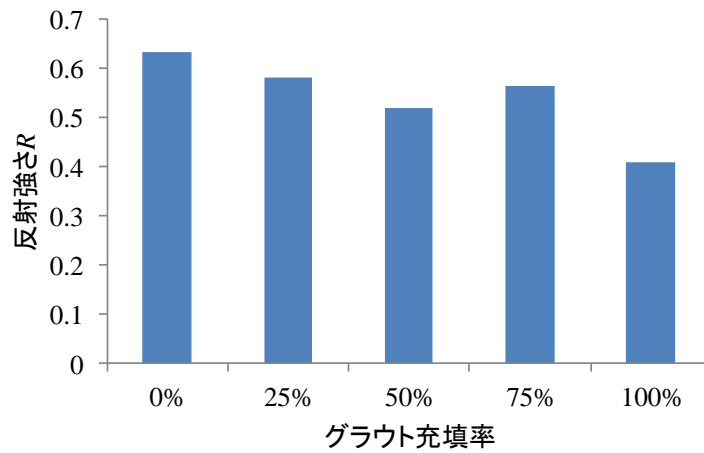
図-4.3.12 実験状況と計測配置

4.3.3.1 反射強さ R による評価

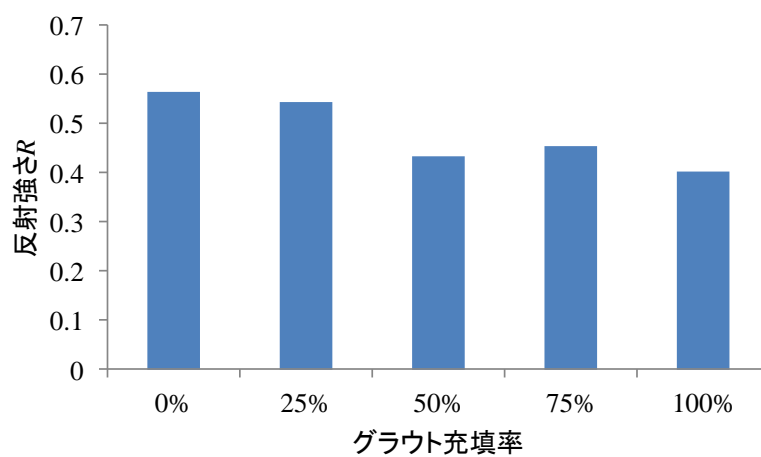
部分未充填の反射波の大きさを定量的に評価するため、対象部および参照部から各充填率(0, 25, 50, 75, 100%)に対して反射強さ R を求めた。反射強さ R による評価結果を図-4.3.13 に示す。また、各ケースにおける反射強さ R の評価を表-4.3.11 に示す。



(a) 埋設深さ L 50mm, 鋼球径 D 12mm, 検出点間距離 160mm



(b) 埋設深さ L 100mm, 鋼球径 D 10mm, 検出点間距離 120mm



(c) 埋設深さ L 150mm, 鋼球径 D 6mm, 検出点間距離 160mm

図-4.3.13 反射強さ R と充填率の関係

表-4.3.11 各ケースにおける反射強さ R

| シース 埋設深さ d | シース 鋼球径 D | 検出点 間距離 | 評価結果 |
|-----------------|----------------|------------|--|
| 50mm | 12mm | 160mm | 充填率 0%, 25%, 50%において、充填率が大きくなるにつれて反射強さ R が減少する傾向が見られた。しかし、充填率 75%, 100%においては、充填率 25%, 50%と同じ程度の値が得られた。 |
| 100mm | 10mm | 120mm | 充填率が増大するにつれて反射強さ R が減少する傾向が見られた。但し、充填率 75%においては充填率 50%より値が大きくなる結果が得られた。 |
| 150mm | 6mm | 160mm | 充填率 0%, 25%で反射強さ R が大きく、充填率 50%, 75%, 100%においては前2ケースと比較し小さい値が得られた。また、本ケースにおいても充填率 75%においては充填率 50%より値が大きくなる結果が得られた。 |

全体的な傾向として、充填率が大きくなると反射強さ R が減少する傾向が見られた。また、充填率 75%の結果が他のケースと比較し大きい結果となった。本ケースに関しては、埋設したシース内部のグラウト充填部の表面が若干傾斜し、計測面から見た空隙部が大きく検知されている可能性も考えられる。

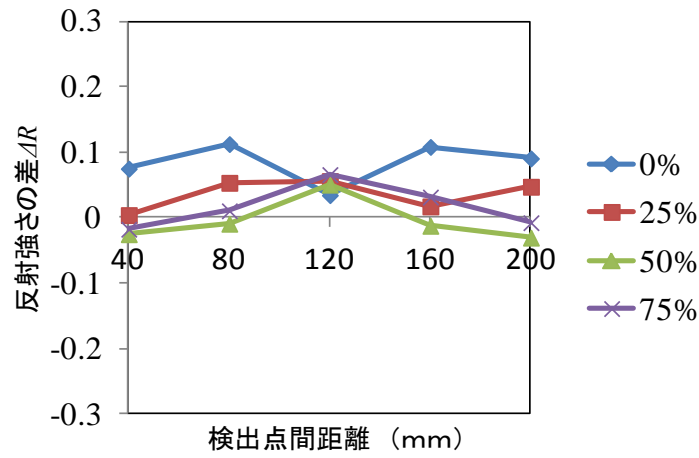
4.3.3.2 充填率 100%の反射強さとの差 ΔR による評価

次に、完全充填部（充填率 100%）の反射強さとの差 ΔR を算出した。図-4.3.15 に結果を示す。図において、横軸は伝達関数を算出する検出点間距離を示している。実験結果より、シース埋設深さに対して異なる鋼球径では反射強さの差 ΔR が変化することがわかった。図は、反射強さの差 ΔR が大きく得られた鋼球径の結果を選定した。表-4.3.12 に評価結果を示す。

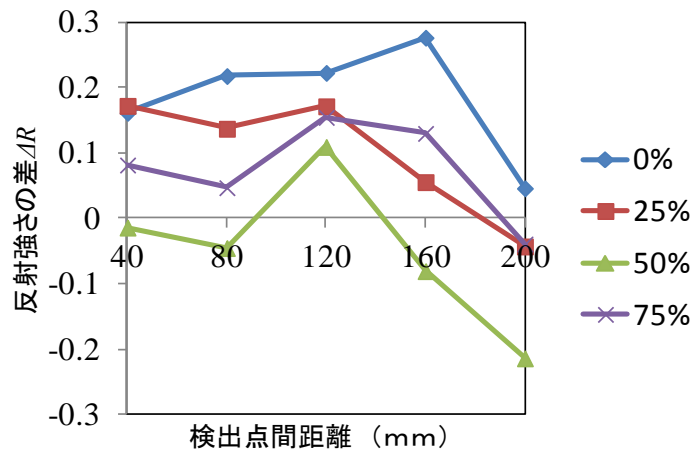
表-4.3.12 各ケースにおける反射強さの差 ΔR

| シース 埋設深さ d | シース 鋼球径 D | 評価結果 |
|-----------------|----------------|--|
| 50mm | 12mm | 検出点間距離 80mm, 160mm で充填率 0%, 25%において比較的大きい値が得られた。 |
| 100mm | 10mm | センサ間距離 40mm~160mm の範囲で充填率 0%, 25%, 75%で大きい値が得られた。しかし充填率 50%の値は他と比較し小さい値となった。 |
| 150mm | 6mm | センサ間距離が 160mm の場合に充填率 0%, 25%のみ大きい値が得られた。 |

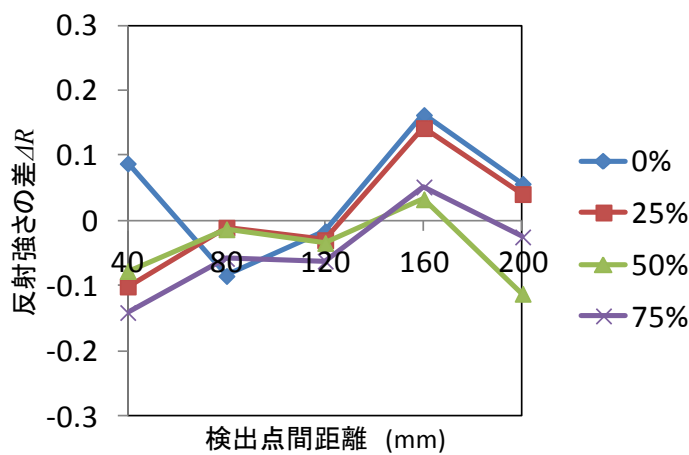
以上より、埋設深さに対応したセンサ間距離および鋼球を適切に選択することにより、部分未充填部を検出する可能性があることがわかった。ただし、反射強さの差 ΔR と充填率の大小関係は必ずしも対応していないため、反射強さの差から充填率を推定するためには、センサ間距離で得られる反射強さの差の変化と充填率の関係を解析にて調査する必要がある、今後の検討課題である。



(a) 埋設深さ 50mm (鋼球径 D12mm)



(b) 埋設深さ 100mm (鋼球径 10mm)



(c) 埋設深さ 150mm (鋼球径 6mm)

図-4.3.15 反射強さの差 ΔR とセンサ間距離

4.3.3.3 実験-3のまとめ

グラウトを部分充填した供試体-Cに対し、異なる検出点間距離において得られた反射強さ R 、反射強さの差 ΔR を用いて部分未充填評価を行った。検出点間距離、鋼球径に応じて検出感度が変化することが明らかになった。

- 1) 反射強さ R による評価においては、埋設深さに対応して鋼球径、センサ間距離を選定することで、概ね充填率が小さいシースが反射強さ R が大きく、充填率が小さいシースでは反射強さ R が小さい結果が得られた。ただし、充填率 75%は、充填率 50%と値の大きさが反転する結果が得られた。
- 2) 充填率 0%、25%は、比較的大きい反射強さが得られたが、充填率 50%、75%は、埋設深さ、鋼球径の条件によっては、検出が難しい結果となった。
- 3) 埋設深さ 100mm のケースが最も検出感度が高い結果が得られた。
- 4) また、シース埋設深さに対して適正なセンサ間距離、鋼球径を選択することで部分未充填が検出できる可能性があることがわかった。

4.3.4 衝撃入力条件と検出可能な範囲

実験-1～実験-3の結果より、衝撃入力条件とPCグラウト充填状況が検出可能な範囲をまとめた。

表-4.3.13は、完全未充填部における評価のケースを示す。表-4.3.14は、部分未充填部における評価のケースを示す。

各表において、シース直径 d と、埋設深さ L に対応して使用した鋼球径 D をA($\phi 6\text{mm}$), B($\phi 10\text{mm}$), C($\phi 12\text{mm}$)で示している。また、その結果が得られた実験との対応を備考欄に示している。完全未充填部の評価実験において検出可能な範囲は、実験-1においては、評価条件の中で最もシース深さが深く、シース直径が小さいケース（シース埋設深さ300mm、シース直径48mm）において得られた評価指標値（反射エネルギー値 S ）の 2σ の上限値を超える場合が、グラウト空隙を検出できる判定値とした。また、実験-2、実験-3においては、センサ間距離が異なる反射強さ R 、および反射強さの差 ΔR 中で最も大きい値を使用し判定した。

一方、部分未充填部の評価実験において検出可能な範囲は、充填度が0%、25%、50%、75%の反射強さの差 ΔR 中で、充填度が0%、25%における反射強さの差 ΔR が0.1程度ある場合にグラウト空隙を検出できると判定した。

以下に要約を示す。完全未充填、部分未充填を埋設した供試体において、衝撃入力装置を使用した衝撃入力を行った場合、

- 1) 鋼球径 $\phi 6\text{mm}$ を使用した場合、埋設深さ50mmから187mmの広い範囲でシース直径63mmの完全未充填部の検出が可能であった。但し、埋設深さ178.5mmでは検出が可能なシース直径は93mmであった。
- 2) 鋼球径12mmを使用した場合、埋設深さ187mm、200mmの完全未充填部の検出が可能であった。
- 3) 鋼球を電磁的手段で加速することにより、従来の検出範囲を拡大する結果が得られた。
- 4) 完全未充填供試体の実験においては、埋設深さ200mm（シース直径63mm）までの充填評価が可能であった。

表-4.3.13 検出可能な範囲（完全未充填部における評価）

| シース 直径 d (mm) | 埋設深さ L (mm) | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 充填状況 鋼球径 D A:6mm, B10mm, C:12mm | |
|-----------------------|---------------|---|---|----|---|---|-----|---|---|-----|---|---|-------|---|---|-----|---|---|-----|---|---|---|------|
| | 50 | | | 75 | | | 100 | | | 150 | | | 178.5 | | | 187 | | | 200 | | | | |
| | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | | |
| 33 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 実験-1 | |
| 48 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 実験-1 |
| 63 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| 93 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 実験-1 |

表-4.3.14 検出可能な範囲（部分未充填部における評価）

| シース 直径 d (mm) | 埋設深さ L (mm) | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 充填状況 | |
|-----------------------|---------------|---|---|----|---|---|-----|---|---|-----|---|---|-------|---|---|-----|---|---|-----|---|---|---------------------------------|--|
| | 50 | | | 75 | | | 100 | | | 150 | | | 178.5 | | | 187 | | | 200 | | | 鋼球径 D A:6mm, B10mm, C:12mm | |
| | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | A | B | C | | |
| 63 | | | ○ | | | | | ○ | | ○ | | | | | | | | | | | | 実験-3 | |
| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |

4.4 供用中橋梁における実験

本手法の運用性評価のために、供用中の実橋において評価実験を行った。表-4.4.1 に橋梁の諸元を示す。橋梁の方式は単純 PC ポストテンション方式 T 桁で、桁長 35.8m、桁高さ 1.95m であり、主桁に実装の主ケーブルは 12 本であった。本実験において、提案手法の実橋への適用性、適用上の問題を明らかにすることを目的にした。実構造物の実験においては、実験で得られた評価結果と、対象部位のシースの状況を対比できる必要がある。本橋においては、事前の点検、あるいは削孔によるシーセ充填状況の確認が行われており、この点検結果と比較することで評価結果の妥当性を確認することとした。また、健全部の信号の特性が、評価結果の信頼性に与える影響が大きいことがわかっている。このため、事前点検で健全部位と判断された複数箇所では参照部の計測を行い、健全部信号を取得した。

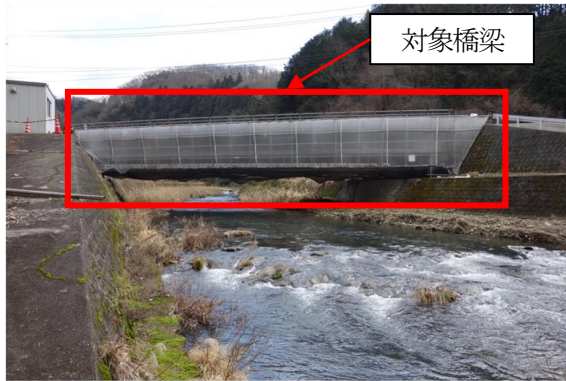
本実験の計測条件を表-4.4.2 に示す。本実験では、4.2 節で述べた電磁ソレノイド駆動による衝撃入力装置を用い、鋼球径は $\phi 6, 10, 12\text{mm}$ を使用した。また、検出点は 8 点同時計測とし、センサ間隔は 40mm に設定した。図 4.4.1 に橋梁の外観を示す。河川上に架橋された斜橋構造であり、検査および補修のための足場が構成されている状況で実験を行った。

表-4.4.1 橋梁の諸元

| | 諸元 |
|------|---------------------------------------|
| 設置場所 | 中国地方に位置する |
| 橋梁方式 | 単純 PC ポストテンション方式 T 桁 |
| 桁構成 | 桁長 35.8m、桁高さ 1.95m、主桁構成：主ケーブル 12 本／主桁 |
| 築後年数 | 建設後 30 年以上経過 |

表-4.4.2 グラウト充填状況を評価する実験

| | |
|----------|--|
| 鋼球径 (mm) | 6, 10, 12 |
| 計測配置 | 健全部：P1－S1～S8 対象部：P1'－S1'～S8' 検出点間距離：40mm |



(a) 外観全面



(b) 上面（舗装面）



(c) 下面（桁部）



(d) 下面（桁部）



(d) 下面（桁部）

図-4.4.1 対象橋梁の外観および足場の設置状況

4.4.1 計測箇所と検査状況

対象橋梁の計測箇所と事前点検状況を以下に示す。図-4.4.2に対象橋梁の主ケーブル敷設状況とケーブルNo.の対応を示す。計測は、G1桁（図-4.4.2参照），およびG3桁（図-4.4.3参照）にて行った。計測箇所の選定にあたっては、事前点検において、削孔によりグラウト充填状況が確認された箇所、あるいはインパクトエコー法を使用して実施した検査結果でグラウト充填状況が間接的に得られている箇所を選定した。

図-4.4.4に計測部位の状況を示す。図-4.4.4(a)は事前点検の結果「充填不良」と判定された箇所、一部はつりだしにより未充填シースが確認されていた。図-4.4.4(b)は「充填不良の可能性あり」と判定された箇所、一部錆汁の滲出などが確認されている。グラウト充填不良のケーブルが腐食したものと考えられる。さらに、図-4.4.4(c)は「充填」と判定された箇所、コンクリート表面からも異状は検出されない状況であった。なお、各図において赤い斜線は、電磁波レーダ検査時にシース敷設箇所としてチョークにてマーキングされた位置を示している。また赤い数字は事前確認されたシース埋設深さをコンクリート面上に記録したものである。

表-4.4.3に今回の実験にて計測対象とした箇所とその箇所の充填状況の事前判定結果をまとめている。No. 1～No. 20は、評価対象部として測定した箇所であり、No. 21～No. 24は健全部として測定した箇所である。グラウト充填状況の欄の判定結果は、○が「充填」，△が「充填不良の可能性あり」，×が「充填不良」を表している。

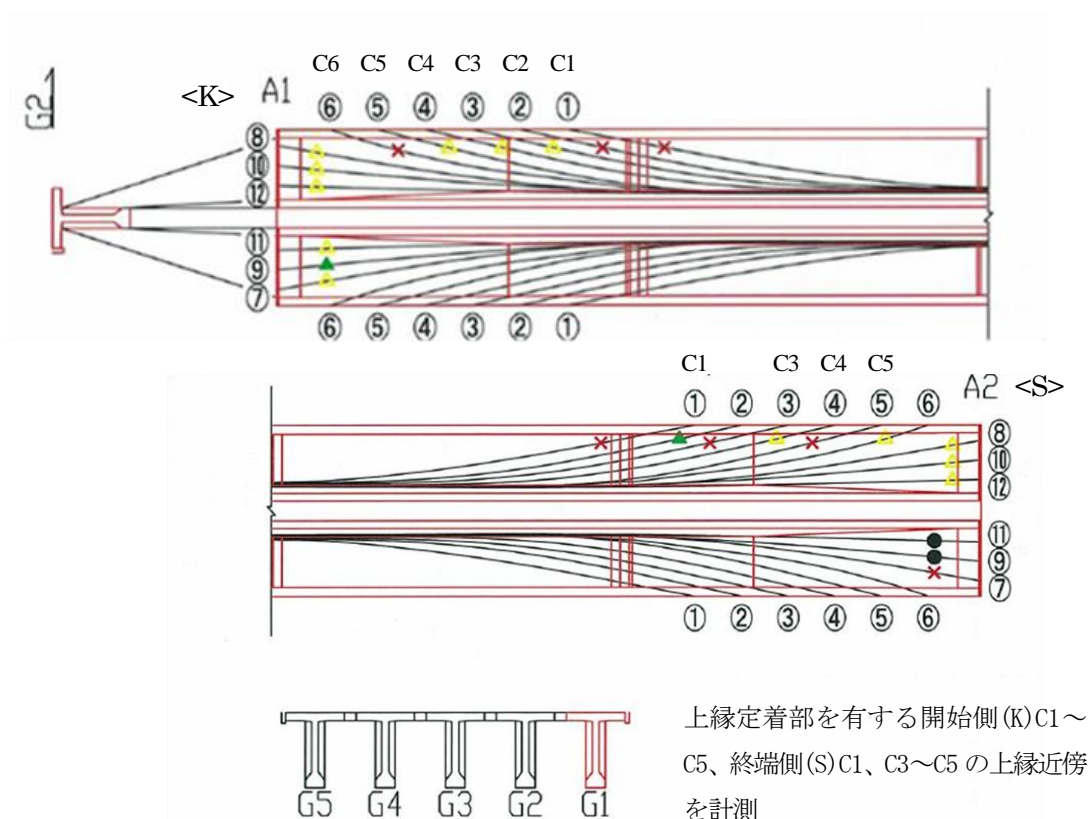


図-4.4.2 計測部位-1 (G1桁)

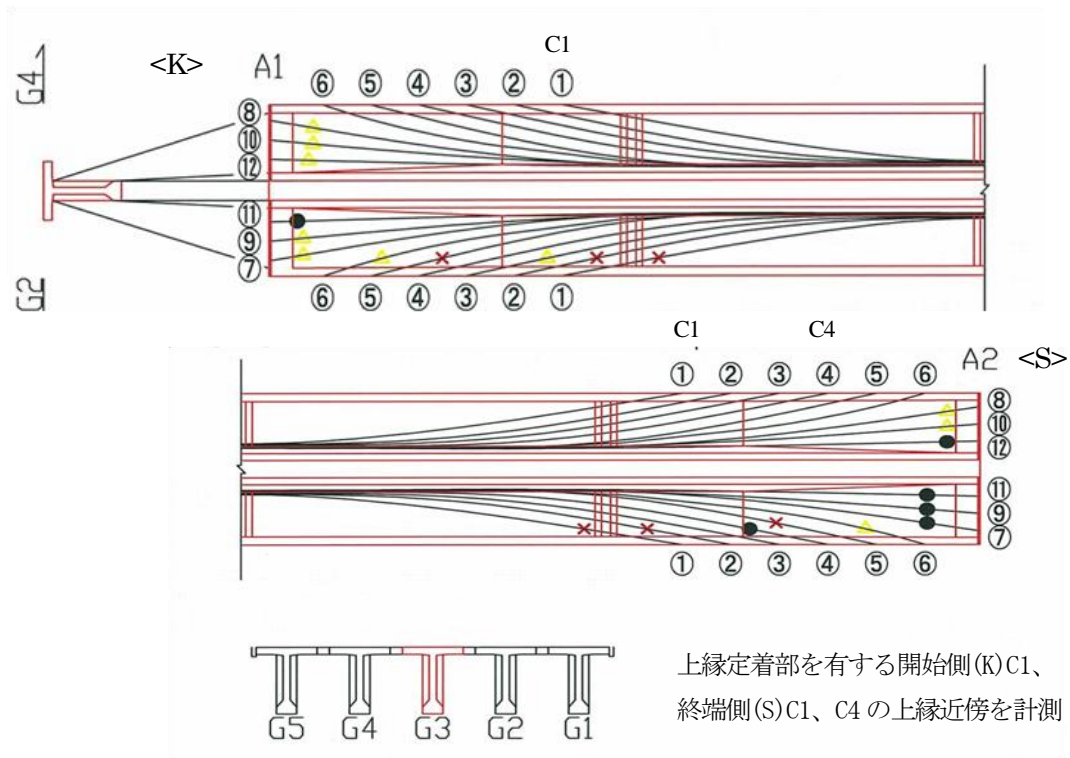


図-4. 4. 3 計測部位-2 (G3 桁)



(a) SG1C3 周辺 (充填不良部)



(b) KG1C3 周辺 (充填不良の可能性あり)



(c) SG3C4 周辺 (充填部)

図-4. 4. 4 計測部位の状況

表-4.4.3 計測箇所と事前点検による判定状況

○ 充填
△ 充填不良の可能性あり
× 充填不良

| No | 径間 | 桁 | 位置 | ケーブル | 測点名 | 埋設深さ (mm) | グラウト 充填状況 (削孔他) | 備考 |
|----|-------|----|-----|------|------------|--------------|-----------------------|----------------------|
| 1 | A1-A2 | G1 | 起点側 | C1 | K-G1-C1 | 65 | × | |
| 2 | | G1 | 起点側 | C2 | K-G1-C2 | 67 | × | |
| 3 | | G1 | 起点側 | C3 | K-G1-C3 | 95 | △ | |
| 4 | | G1 | 起点側 | C4 | K-G1-C4 | 143 | △ | |
| 5 | | G1 | 起点側 | C5 | K-G1-C5 | 216 | △ | |
| 6 | | G1 | 起点側 | C6 | K-G1-C6 | 293 | × | |
| 7 | | G3 | 起点側 | C1 | K-G3-C1-L | 112 | × | |
| 8 | | G3 | 起点側 | C1 | K-G3-C1-R | 113 | × | |
| 9 | | G1 | 終点側 | C1 | S-G1-C1 | 71 | × | |
| 10 | | G1 | 終点側 | C3 | S-G1-C3 | 58 | × | |
| 11 | | G1 | 終点側 | C4 | S-G1-C4 | 93 | △ | |
| 12 | | G1 | 終点側 | C5 | S-G1-C5 | 120 | × | |
| 13 | | G3 | 終点側 | C1 | S-G3-C1-C | 105 | × | |
| 14 | | G3 | 終点側 | C1 | S-G3-C1-L | 88 | × | |
| 15 | | G3 | 終点側 | C1 | S-G3-C1-R | 100 | × | |
| 16 | | G3 | 終点側 | C1 | S-G3-C1-R+ | 92 | × | |
| 17 | | G3 | 終点側 | C4 | S-G3-C4-C | 86 | ○ | |
| 18 | | G3 | 終点側 | C4 | S-G3-C4-L | 93 | ○ | |
| 19 | | G3 | 終点側 | C4 | S-G3-C4-R | 80 | ○ | |
| 20 | | G3 | 終点側 | C4 | S-G3-C4-R+ | 85 | ○ | |
| 21 | | G1 | 起点側 | - | REF1 | - | - | 健全部信号 KG1-C1 の右下部 |
| 22 | | G3 | 起点側 | - | REF2 | - | - | 健全部信号 KG3-C1 の上方部 |
| 23 | | G3 | 起点側 | - | REF3 | - | - | 健全部信号 KG3-C1 の上方部 |
| 24 | | G3 | 起点側 | - | REF4 | - | - | 健全部信号 KG3-C1 の上方部 |

4.4.1.1 実験概要

図-4.4.5 に実験概要を示す。図-4.4.5(a) に計測状況、図-4.4.5(b) に本実験で使用した衝撃入力装置、図-4.4.5(c) に計測配置を示す。計測は以下の手順で行った。

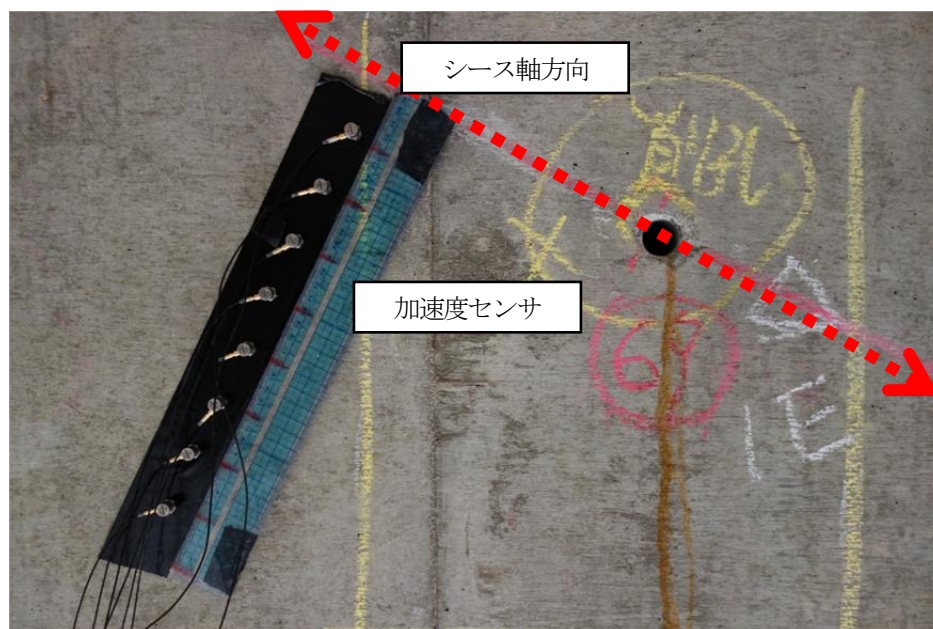
- ① あらかじめ位置出しされているシーす軸方向と垂直に加速度センサを配置
シーす軸方向に垂直に 40mm ピッチにて加速度センサ 8 個を配置した。
- ② シース軸直上にて衝撃入力機構にて打撃
- ③ データレコーダにより 8CH を同時記録 (4 回計測/測線)



(a) 計測状況



(b) 衝撃入力装置



(c) 計測配置の状況

図-4.4.5 実験状況

4.4.2 健全部位の選定

健全部位の選定は、近傍に未充填部がなく、シースが埋設されていない箇所を選定した。選定箇所を表-4.4.4に示す。また、選定箇所の状況を図-4.4.6に示す。いずれの箇所も内部にシースが埋設されていない箇所を選定した。今回健全部位として選定した4箇所の受信信号の内から相互の反射強さ R を計算し、最も反射強さの小さい信号の対から参照信号を選定することとした。

図-4.4.7に異なる健全部信号間の反射強さを示す。異なる桁におけるREF1(G1桁)は、REF3、REF4(G3桁)に対して差が大きいことが分かる。一方、同一桁で近傍にあるREF2(G3桁)においても、REF3(G3桁)、REF4(G3桁)に対し差が大きいことが分かる。これらの結果より、最も反射強さの差が小さいREF3、REF4の対を抽出し、本実験の健全部信号としてはREF3を選定した。図-4.4.8にREF3、REF4における時刻歴信号を示す。図において、検出点1～8の信号を重ね書きで表示している。また、図-4.4.9に選定された参照部信号(REF3)のインパルス応答を示す。

表-4.4.4 健全部位の選定

| No. | 径間 | 桁 | 位置 | ケーブル | 測点名 | 埋設深さ (mm) | グラウト 充填状況 (削孔) | 備考 |
|-----|-------|----|-----|------|------|--------------|----------------------|--------------------|
| 21 | A1-A2 | G1 | 起点側 | なし | REF1 | - | - | 参照信号 KG1-C1の右下部 |
| 22 | | G3 | 起点側 | なし | REF2 | - | - | 参照信号 KG3-C1の上方部 |
| 23 | | G3 | 起点側 | なし | REF3 | - | - | 参照信号 KG3-C1の上方部 |
| 24 | | G3 | 起点側 | なし | REF4 | - | - | 参照信号 KG3-C1の上方部 |

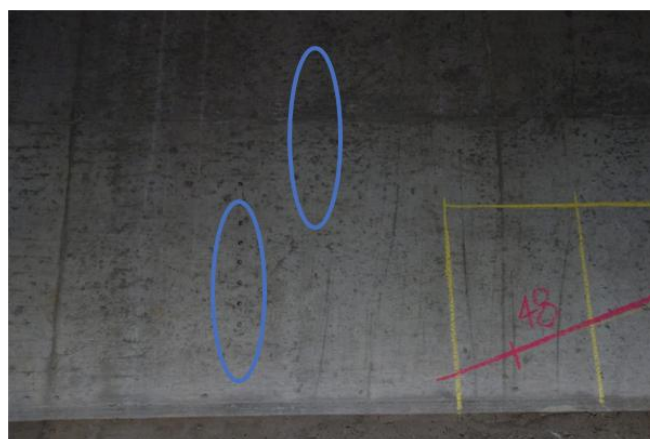


図-4.4.6 参照部の状況 (KG3C1 周辺)

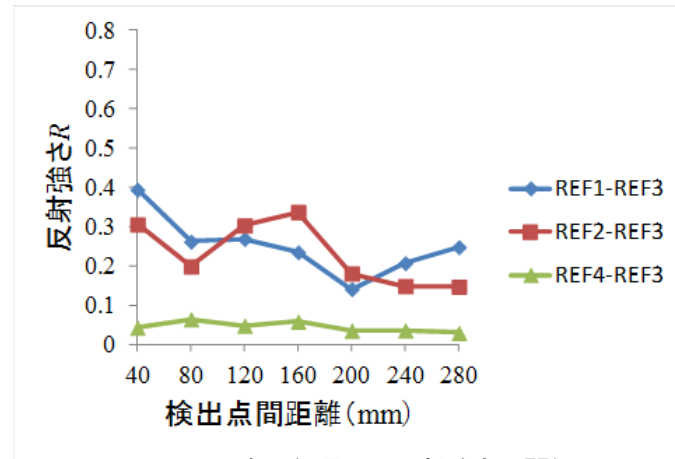
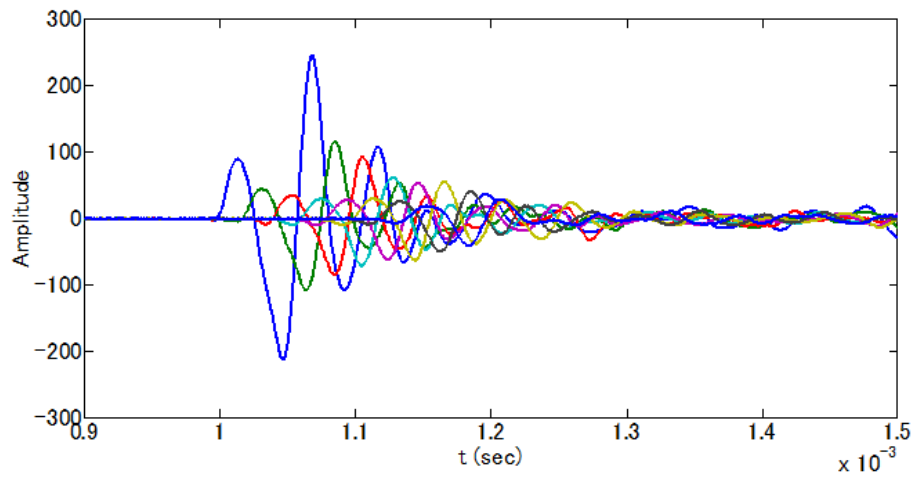
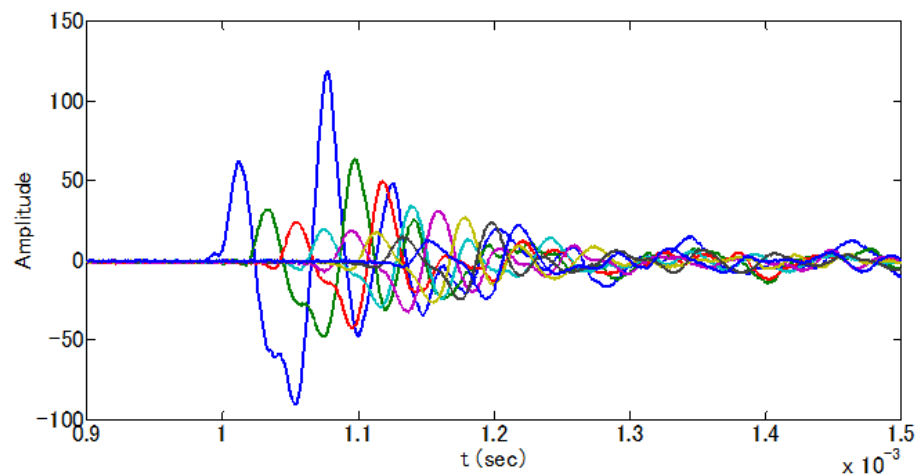


図-4. 4. 7 参照信号間の反射強さの関係



(a) 時刻歴信号 (REF3)



(b) 時刻歴信号 (REF4)

図-4. 4. 8 選定された健全部の時刻歴信号 (REF3, REF4)

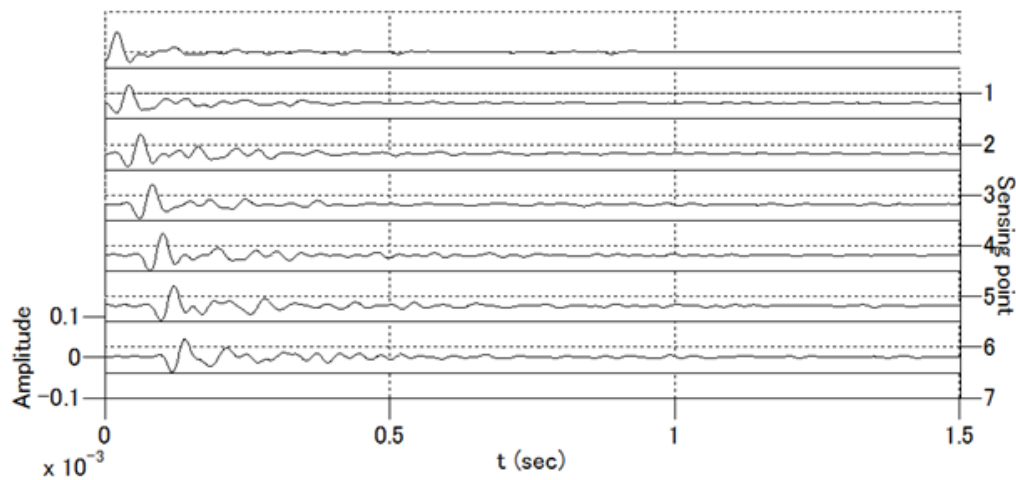


図-4.4.9 選定された健全部のインパルス応答 (REF3)

4.4.3 反射強さ R と反射波の推定

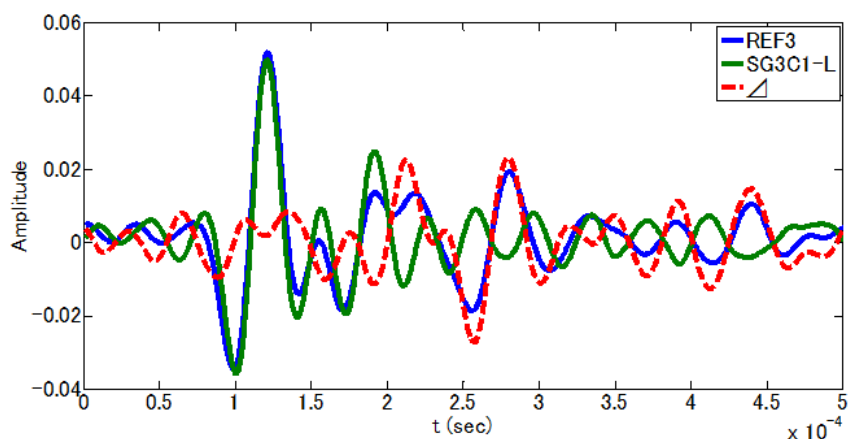
今回の実験において、埋設深さが比較的近い計測データを対象に反射強さ R を算出し、反射波の推定を行うこととした。本実験において近い埋設深さを有する「充填不良」「充填」判定の組合せ例を表-4.4.5に示す。以下にケース①、ケース②の事例を示す。

表-4.4.5 埋設深さが比較的近い計測データの組合せ

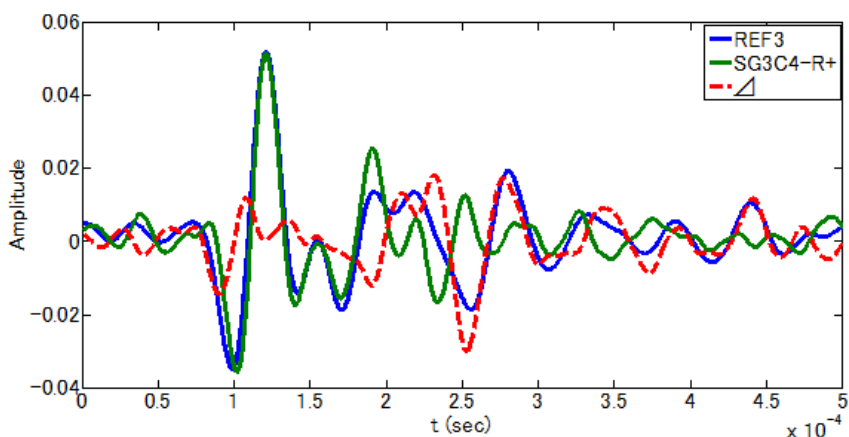
| ケース | グラウト未充填 埋設深さ L (mm) | グラウト充填 埋設深さ L (mm) | 判定結果と測点名 | |
|-----|--------------------------|-------------------------|------------|------------|
| | | | 「充填不良」 | 「充填」 |
| ① | 88 | 85 | S-G3-C1-L | S-G3-C4-R+ |
| ③ | 92 | 93 | S-G3-C1-R+ | S-G3-C4-L |

<ケース①>

ケース①の組合せのインパルス応答例を図-4.4.10に示す。図中青線は健全部のインパルス応答を示しており、緑線は対象部のインパルス応答を示している。また、赤い波線は対象部のインパルス応答と健全部 (REF3) のインパルス応答の差を示している。すなわち、シースにおける反射波と推定されるインパルス応答波形を示している。図-4.4.10(a)において対象部信号は、 1.5×10^{-4} sec以降から健全部信号と差異が見られる。また図-4.4.10(b)において、対象部信号は、 1.8×10^{-4} sec以降から健全部信号と差異が見られる。本ケースは埋設深さが比較的近い計測データにおいて、それぞれの対象部の応答に大きい差異がない場合を示している。事前検査の結果では、SG3C1-Lは埋設深さ 88mm で、削孔検査の結果は「充填不良 (×)」であり、SG3C4-R+は埋設深さ 85mm で「充填 (○)」であった。



(a) 埋設深さ L 88mm (削孔検査結果 : 「充填不良」)



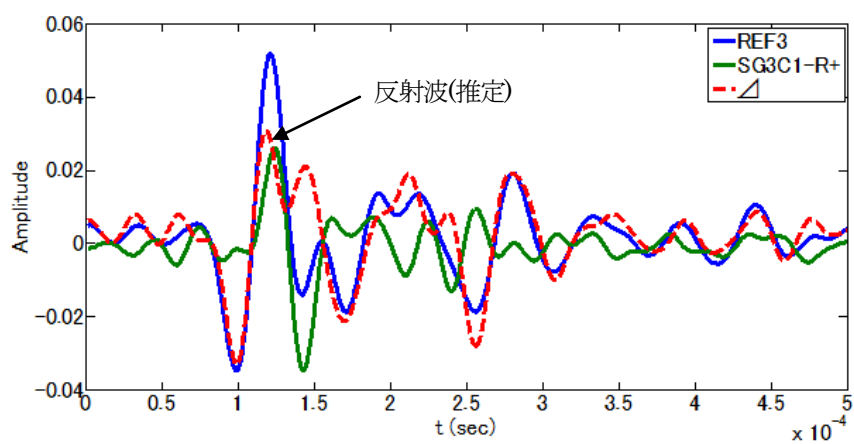
(b) 埋設深さ L 85mm (削孔検査結果 : 「充填」)

図-4. 4. 10 インパルス応答 (ケース①)

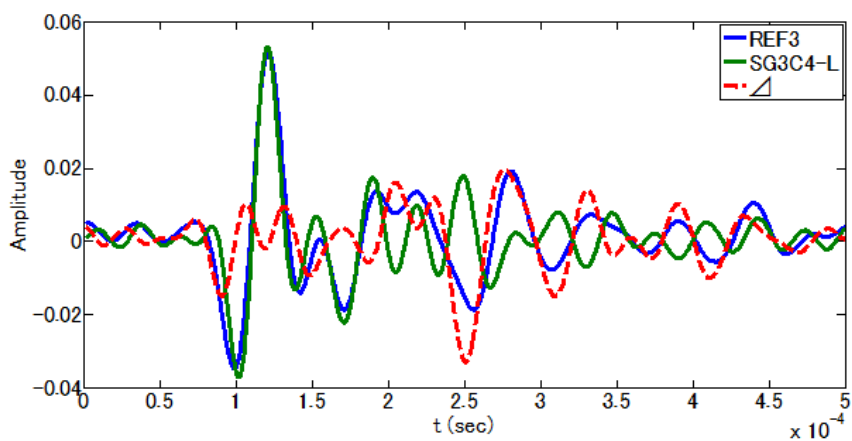
<ケース②>

図-4. 4. 11 は埋設深さが比較的近い計測データにおいて、応答に大きい差異がある場合を示している。図-4. 4. 11 (a)において、対象部のインパルス応答 (緑線) は健全部のインパルス応答 (青線) と比較し小さく、 1.2×10^{-4} sec 以降からこれらの2つの応答波形に大きい差異が見られる。一方、図-4. 4. 11 (b)においては、対象部のインパルス応答と健全部のインパルス応答の差異は比較的差異が小さいことがわかる。削孔検査の結果は、SG3C4-Lは埋設深さ 92mm で「充填不良 (×)」であり、SG3C4-Lは埋設深さ 93mm で「充填 (○)」であった。充填不良部におけるインパルス応答の差異から得られた赤線のグラフは、シースからの反射波を合成した応答であると考えられ、ケース①より大きい波形が得られていることが視認できる。

ケース①の事例において、事前検査の結果が「充填不良 (×)」と判定されているにも関わらず、インパルス応答の差が小さいという結果については、本評価で選定した健全部信号 (REF3) の影響も考えられる。但し、同一桁ではあるが、異なる主ケーブルを計測した結果がほぼ同じ応答を示したことから、健全部信号は適正に取得されており、充填不良と判定された部位における反射波が推定通り小さかったと考えるべきと思われる。



(a) 埋設深さ L 92mm (削孔検査結果:「充填不良」)



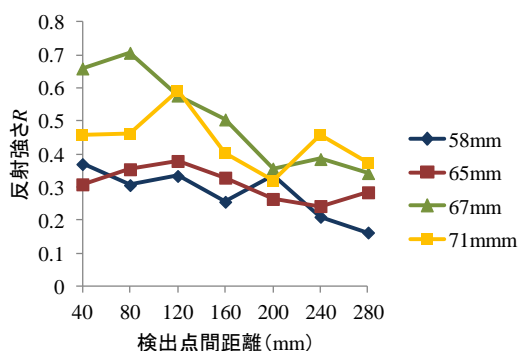
(b) 埋設深さ L 93mm (削孔検査結果:「充填」)

図-4.4.11 インパルス応答 (ケース②)

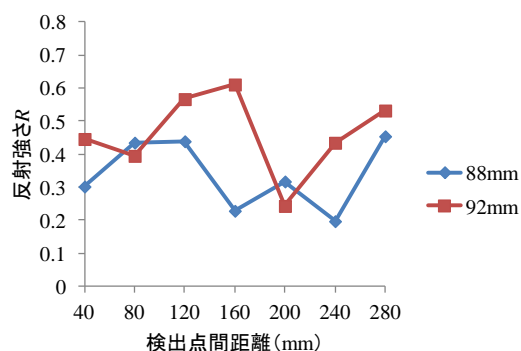
4.4.4 共通の充填部による反射強さの差 ΔR

実橋における計測では、必ずしも埋設深さが近い充填不良部と充填部を一对のデータとして取得できないケースが多い。本橋梁実験においても、前節に示すように2例（表-4.4.5 参照）が、埋設深さがほぼ近いケースに該当するが、その他は埋設深さがそれぞれ異なっている。すなわち、埋設深さに対応して最も検出感度が高い検出点間距離を特定し、埋設深さごとに異なる検出点間距離の反射強さを評価指標として設定することは難しいと考えられた。このため、全ての対象部に対して反射強さ R が大きく得られる共通の検出点間距離を特定することとした。

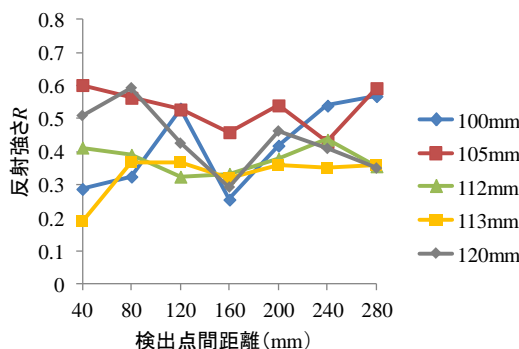
これまでの検討により、埋設深さに応じて反射強さ R と検出点間距離の関係がある傾向をもって変化すると考えられる。このため、充填不良部のデータの区分を埋設深さで 60mm 未満, 80mm～100mm, 100mm 以上の3区分に分類し、それぞれの区分の反射強さを算出した。また、充填部を一つの区分としてまとめ、充填部の反射強さを算出した。それぞれの区分ごとの反射強さ R と検出点間距離の関係を図-4.4.12 に示す。グラフは鋼球径 10mm の結果を示している。これらのグラフから、各区分ごとでバラツキはあるが、検出点間距離に対して反射強さ R の変化がほぼ同様の傾向を示すことが分かった。



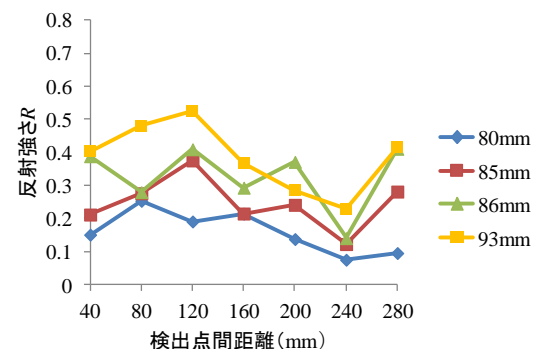
(a) 埋設深さ L 80mm 未満（充填不良）



(b) 埋設深さ L 80mm- 100mm（充填不良）



(c) 埋設深さ L 100mm 以上（充填不良）



(d) 埋設深さ L 80mm-100mm（充填）

図-4.4.12 反射強さ R -検出点間距離の関係（埋設深さによる区分）

4.4.4.1 区分内データの反射強さの平均化

4.4.4 で算出した区分内データの反射強さを平均化することで、各区分の傾向を把握した。図-4.4.13 に充填不良部、充填部の各区分内データの反射強さ R を平均化した結果を示す。この結果より、すべての区分の平均の反射強さ R は、充填部の平均の反射強さ R より大きい値を示すことがわかった。

次に、各区分内データの反射強さ R の平均値と充填部の反射強さ R の平均値の差を求めた。結果を図-4.4.14 に示す。

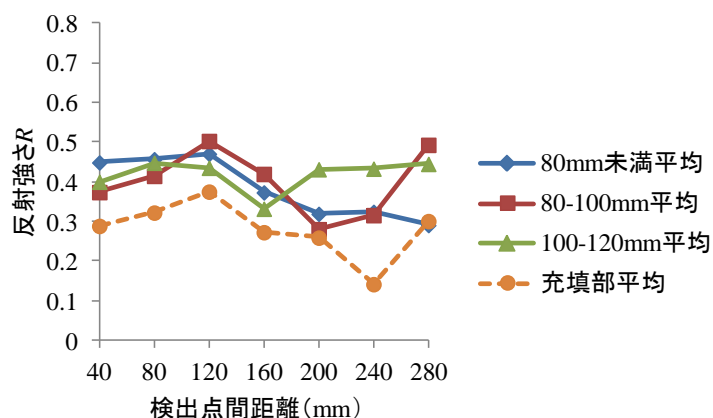


図-4.4.13 区分内データの反射強さ R の平均化

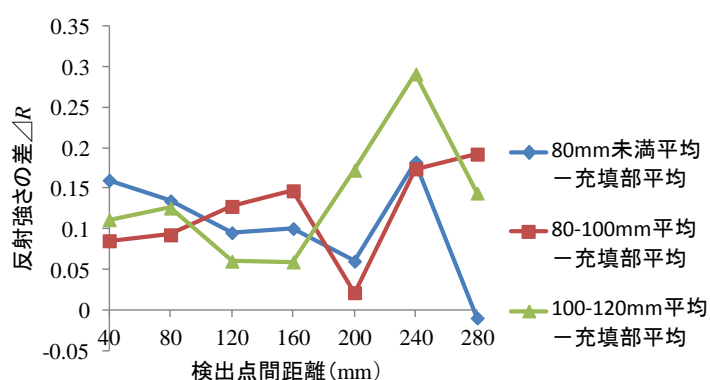


図-4.4.14 埋設深さで分類した区分内データの平均値の反射強さ R の差

図-4.4.14より、いずれの区分においても反射強さの差 ΔR が同様の変化をすることがわかる。また、全区分において、反射強さの差 ΔR は正の値をとることがわかる。

1) 埋設深さ 80mm 未満 (図-4.4.15・青線グラフ)

センサ間距離 40mm から 200mm へ増えるにつれて反射強さの差 ΔR は次第に小さくなるが、240mm においてピーク値を示す。

2) 埋設深さ 80mm～100mm (図-4.4.15・赤線グラフ)

センサ間距離 40mm から 160mm へ増えるにつれて反射強さの差 ΔR は次第に大きくなり、160mm でピーク値を示す。200mm で反射強さの差 ΔR は最も小さな値を示し、280mm へ向け増大する。この区間で最も大きい値は 280mm にて得られた。

3) 埋設深さ 100mm 以上 (図-4.4.15・緑線グラフ)

センサ間距離 80mm に小さなピークを示すが、240mm において最も大きいピークを示す。

すべての区分においても、反射強さの差 ΔR が大きい値が得られるセンサ間距離は 240mm であることがわかった。センサ間距離 240mm における反射強さ R (R_{240}) を評価指標として、計測箇所と反射強さの関係、および削孔調査の判定結果の関係を評価した。結果を図-4.4.15 に示す。

図-4.4.15より、事前点検の結果が「充填不良」の箇所においては、反射強さ R は比較的大きい値を示し、「不良可能性あり」の箇所においては、反射強さ R は比較的小さい値を示した。これらより、計測箇所の削孔調査の結果（「充填不良」、「充填不良の可能性」、「充填」）と反射強さ R (R_{240}) には概ね相関があることが分かった。

次に、計測箇所の埋設深さと反射強さ R (R_{240}) の関係を図-4.4.16 に示す。図において、横軸はシース埋設深さを示し、縦軸は反射強さ R (R_{240}) を表している。今回の計測結果からは、反射強さと埋設深さの間には明確な相関は見られなかった。

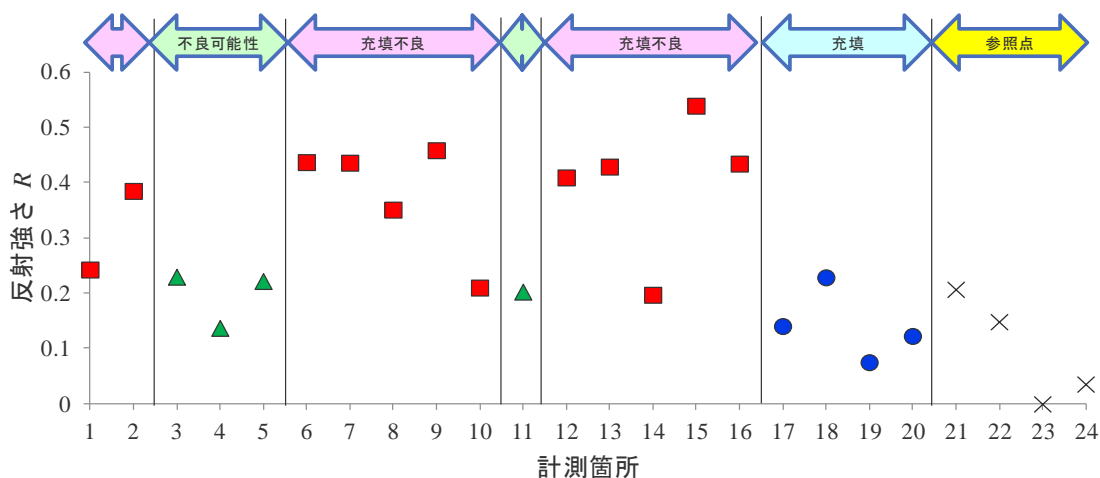


図-4.4.15 計測箇所と反射強さ R_{240} 、および削孔調査の判定結果の関係

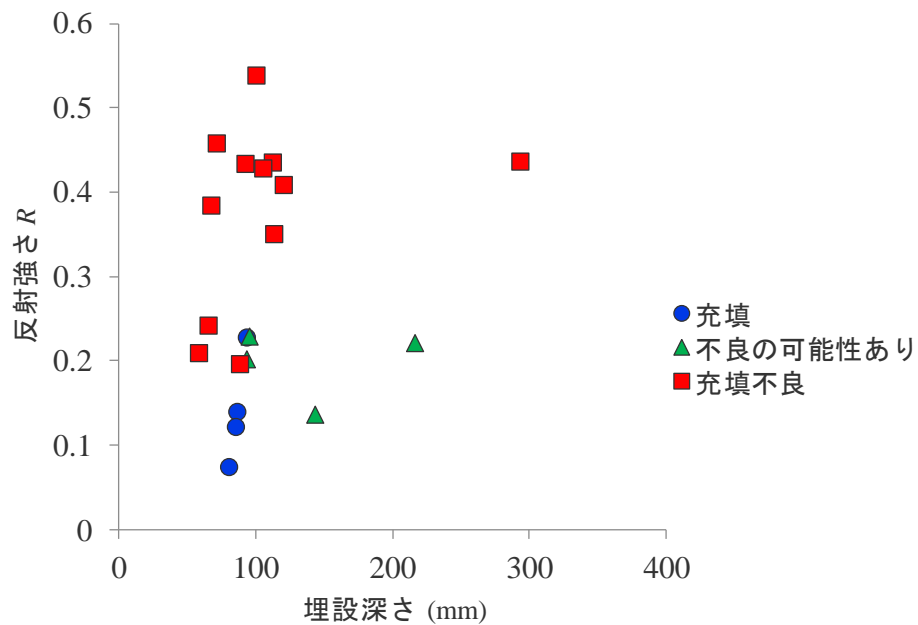


図-4. 4. 17 計測箇所の埋設深さと反射強さ R_{240} の関係

4.4.5 供用中橋梁における実験のまとめ

提案手法を用いて、供用中の橋梁のグラウト充填状況を評価した。

- 1) 適正なセンサ間距離、鋼球径、評価指標を選択することにより、供用中橋梁のグラウト充填評価の可能性があることを確認した。
- 2) 充填部における反射強さと対象部における反射強さの差 ΔR が大きい値が得られるセンサ間距離は 240mm であることがわかった。センサ間距離 240mm における反射強さ R (R_{240}) を評価指標として充填状況の評価できる可能性があることがわかった。
- 3) 計測箇所の削孔調査の結果（充填不良、充填不良の可能性、充填）と反射強さ R (R_{240}) には概ね相関があることがわかった。

4.5 まとめ

- 1) 電氣的に制御された機械的入力により得られた応答に対して反射強さ R で評価することにより、シースのグラウト充填状況の評価が可能であることを明らかにした。
- 2) 埋設位置が深い完全充填部において得られた信号を健全部信号として使用することにより、充填部と未充填部の反射強さ R に明確な差が表れることを確認した。
- 3) 反射強さ R が検出点間距離に対応して変化することが明らかになった。また、反射強さ R の最大値がシース埋設深さに対応して変化することが明らかになった。これらにより、シース埋設深さに対応して検出点を適正に配置することで、検出可能範囲が拡大する可能性があることが示唆された。
- 4) 鋼球径が反射強さ R の値に影響を与えることがわかった。また、この変化はシース埋設深さによっても変化することがわかった。
- 5) 完全未充填を模擬した供試体において、埋設深さ 200mm までの未充填部が検出できることを確認した。
 - ① 鋼球径 6mm を使用した場合、187mm より浅い埋設深さで未充填部の検出を行えることがわかった。
 - ② 鋼球径 12mm を使用した場合は、埋設深さ 200mm の未充填部の検出が可能であった。また、部分未充填を模擬した供試体において、
 - ① 充填率が小さいシースでは反射強さ R が大きく、充填率が大きいシースでは反射強さ R が小さくなることがわかった。
 - ② 充填率 0%、25%は、比較的大きい反射強さが得られたが、充填率 50%、75%は、埋設深さ、鋼球径の条件によっては、検出が難しい結果となった。
 - ③ 埋設深さ 100mm において、反射強さ R の検出感度がもっとも高い結果が得られた。
- 6) 供用中の橋梁における実験を行い、グラウト充填評価の可能性を確認した。
 - ① 充填部における反射強さ R と対象部における反射強さ R との差 ΔR は、検出点間距離 240mm において大きい結果が得られた。
 - ② 計測箇所の削孔調査の結果（充填、充填不良の可能性、充填）と反射強さ R には、概ね相関があることがわかった。
 - ③ 検出点間距離 240mm における反射強さ R を評価指標として、実構造物の充填状況进行评估できる可能性があることがわかった。

参考文献

- 1) Sansalone, M. and Streett, W.B.: Impact Echo, Nondestructive Evaluation of Concrete and Masonry, Bullbrier Press, Ithaca, NY and Jersey Shore, PA, 1997.
- 2) 例えば, 石井悟, 岸田也: 弾性球の衝突 時間依存基本解を用いる間接仮想境界積分法, 日本機械学会論文集 A編, Vol. 62, No. 594, pp.507-512, 1996.
- 3) 松山公年, 下藺晋一郎, 大津政康: SIBIE 法及び電磁波レーダ法による橋脚損傷検出方法に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, 2009.
- 4) 服部晋一, 鎌田敏郎, 内田慎哉, 中川拓郎: 音響伝達関数を用いた衝撃弾性波法によるPCグラウト充填状況の非破壊評価手法の検討, 土木学会第69回年次学術講演会概要集, V-095, 2014.
- 5) 服部晋一, 鎌田敏郎, 内田慎哉: 音響伝達関数を用いた衝撃弾性波法によるPCグラウト充填状況の非破壊評価手法の検討, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレードシンポジウム論文報告集, 第14巻, pp.707-714, 2014.
- 6) Hattori, S. Kamada, T., Uchida, S. : Impact Elastic-Wave Methods for Detection of Grouting Condition in Post-Tensioning Tendon Ducts of PC Members using Adaptive Noise Cancellor, 15th Int. Conf. European Bridge Conference on Structural Faults & Repair, 2014.
- 7) 鎌田敏郎, 内田慎哉, 服部晋一: 非破壊検査を用いたPCグラウトの充填度の評価, プレストレストコンクリート工学会誌, 第56巻, 6号, 2014.
- 8) 前田洋祐, 内田慎哉, 鎌田敏郎, 李興洙, 西上康平: PCグラウト充填評価のためのインパクトエコー法の適用範囲に関する研究, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレードシンポジウム論文報告集, 第13巻, pp.229-236, 2013.
- 9) Hattori, S., Kamada, T., Uchida, S., Asakura, H. : Impact Elastic-Wave Method For Detection Of Grouting Condition Of Post-Tensioned Tendon Ducts In PC Members Using Acoustic Transfer Function, The 5th Int. Conf. on Construction Materials: Performance, Innovations and Structural Implications, 2015.
- 10) 朝倉響, 鎌田敏郎, 服部晋一, 内田慎哉, 寺澤広基: 音響伝達関数に基づくPC グラウト充填状況の非破壊評価手法, 土木学会関西支部年次学術講演会, V-41, 2015.
- 11) 朝倉響, 鎌田敏郎, 服部晋一, 内田慎哉, 寺澤広基: 伝搬距離の異なる複数の音響伝達関数を用いたPC グラウト充填状況の非破壊評価手法, 土木学会第70回年次学術講演会, V-431, 2015.
- 12) 服部晋一, 鎌田敏郎, 内田慎哉, 寺澤広基, 朝倉響: 音響伝達関数を用いたPCグラウトの部分未充填状況の非破壊評価手法の検討, 土木学会第70回年次学術講演会概要集, V-430, 2015.

第5章 磁気的手段による衝撃入力の基本特性に関する解析的検討

5.1 はじめに

PC 構造物のグラウト充填状況を評価する手法において、磁気的手段により衝撃入力を行う衝撃弾性波法の検討はこれまでも取り組まれてきた。この理由は、磁気的入力が磁性体であるシースに直接作用して衝撃を入力できる効果があり、機械的入力と比較して効率が良いと考えられるからである。しかしながら、このような方式上の利点を有しながらも、磁気的入力方法はまだ十分適用されているとはいえない状況である。これは、磁気的な入力を特徴付けるパラメータと、発生する弾性波の特性との関係がまだよく解明されていないためであると考えられる。

一方、電磁気学の分野においては、磁気応用の研究が進み、磁性材料を電気機器に利用する際に発生するヒステリシス損（鉄損）を低減する研究が進んでいる¹⁾。特に電磁鋼板を使用する変圧器などにおいて、鉄心の磁気特性を改善することにより、電気エネルギーを効率的に利用できる効果があることが報告されている²⁾。しかし、これらの研究においても、磁場の作用を利用して磁性体を積極的に振動させ、弾性波を発生させる応用には言及されていない。

そこで本研究では、磁気的入力方法において磁場とシースに作用する衝撃力の関係を明らかにすることを目的として理論的、解析的検討を行った。まず、励磁コイルの磁化特性から決まるインダクタンスが励磁電流の波形に及ぼす影響を明らかにした。このため、磁気的入力により発生する磁場を動磁場としてモデル化し、入力電流により時間的に変化する電磁場を3次元で解析できる3次元動磁場解析を用いて、励磁コイルにより励起される動磁場の過渡応答解析を行い、コイルにおける導線の巻き付け位置、シース軸方向に対する励磁コイルの向きなどの違いがシースの振動特性に及ぼす影響について明確にした。

5.2 磁気的入力とシースに作用する電磁力

図-5.2.1 に磁気的入力とシースに作用する電磁力の関係を模式的に示す。電気信号を磁場に変換する要素が励磁コイルであり、パルス電源により電流が供給され、励磁コイルに巻かれた導線が生成する磁界により磁束が発生する。この磁場はコンクリート内のシースに作用し、磁性体であるシースに衝撃（電磁力）を与える。この衝撃によりシースで発生した弾性波はコンクリート内を伝播し、コンクリート表面に設置された検出点で受信され、シース内部のグラウト充填状況が検出される。

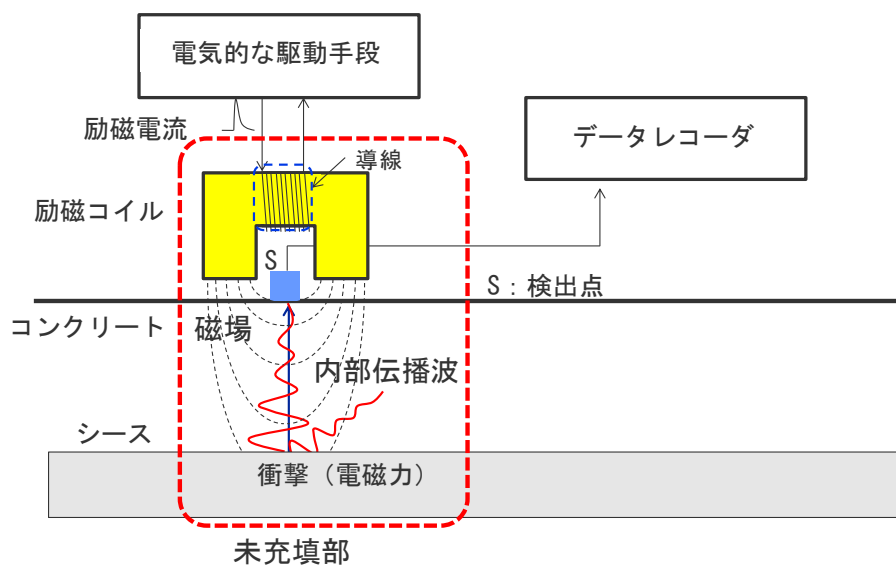


図-5.2.1 磁気的入力とシースに作用する電磁力の関係

5.2.1 電気的な駆動手段の影響の検討

磁場を生成するために電気的な駆動手段が使用される。この電気的な駆動手段としては、励磁コイルに瞬間的に大電流を流すパルス回路などが利用される。

図-5.2.2 に励磁電流を発生するパルス回路の等価回路を示す。この回路は、電圧により電荷を蓄電する大容量放電用コンデンサ C 、抵抗 r 、および電子スイッチにより構成され、励磁コイルが接続される。励磁コイルを構成する鉄心とコイルは、インダクタンス L と抵抗 R で等価的に示されている。励磁コイルに励磁電流が流れることにより、磁界 H が発生し磁場（磁束密度 B ）が生成される³⁾。

励磁コイルにおける磁界 H と磁束密度 B の関係は磁化特性と呼ばれ、その特性はヒステリシス曲線で表わされる³⁾。図-5.2.3 に磁化特性の例を示す。励磁コイルに使用する鉄心としては、電磁鋼板などが使用され、透磁率 μ が大きく、保持力 H_c が小さい特性を有している。図-5.2.3(a) に示すヒステリシス特性を近似した曲線を図-5.2.3(b) に示す。この近似特性では、透磁率を線形領域と飽和領域で近似し、ヒステリシスを無視している。図中点線で囲まれている領域が透磁率の線形領域である。

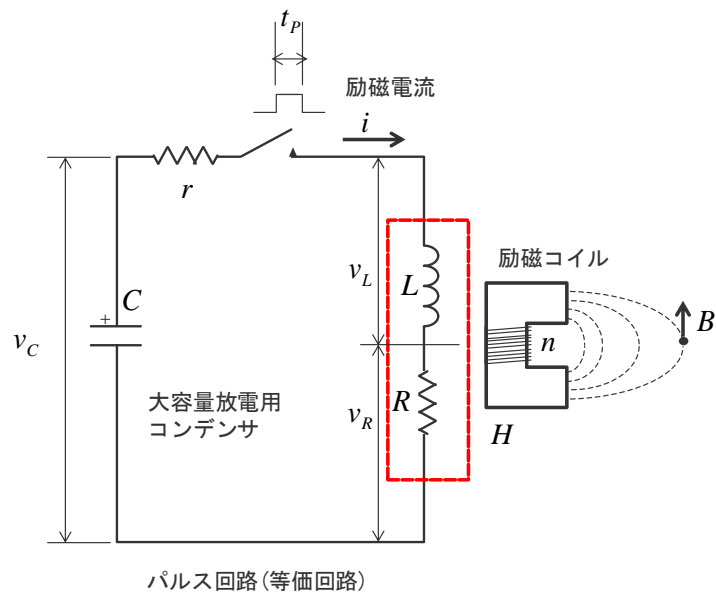


図-5. 2. 2 電氣的な駆動手段の概要

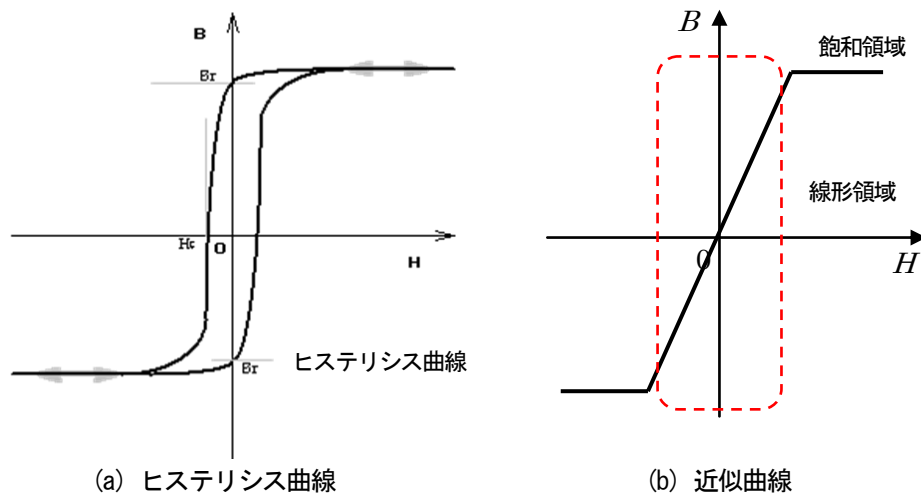


図-5. 2. 3 励磁コイル鉄心の磁化特性

電氣的な駆動手段の影響の検討を行うため、等価回路を構成する各要素の関係を以下の数式に示す。

$$\Phi' = B'S = M_T \cdot i \quad (5.2.1)$$

$$B = \mu_0(H + M) \quad (5.2.2)$$

$$M = \chi_m H \quad (\mu_r = 1 + \chi_m) \quad (5.2.3)$$

$$H = H_0 + H_d \quad (5.2.4)$$

$$H_0 = n \cdot i \quad (5.2.5)$$

$$H_d = -N \cdot M \quad (5.2.6)$$

$$\Phi = \int B dS = Li \quad (5.2.7)$$

$$\frac{1}{c} \int_0^t i dt + \frac{d\Phi}{dt} + iR = v_c \quad (5.2.8)$$

ここで,

Φ' : 磁束(計測点), B' : 磁束密度(計測点), S : 磁束鎖交面積(計測点),

M_T : 励磁コイルから計測点へ相互インダクタンス, i : 励磁電流, B : 磁束密度(励磁コイル),

μ_0 : 真空の透磁率, H : 磁界の強さ, M : 磁化, χ_m : 磁化率, χ_r : 比磁化率, H_0 : 外部磁界の強さ,

H_d : 反磁界の強さ, n : コイル巻き数, N : 反磁界係数, Φ : 磁束(励磁コイル),

L : 励磁コイル自己インダクタンス, C : 放電用コンデンサキャパシタンス, R : 抵抗(励磁コイル),

v_c : 励磁電圧

である。

以上の関係より, 励磁電流 i と励磁コイルの巻き数 n とコイルの巻き付け位置で決まるインダクタンス L は, 非線形に相互に影響することがわかる。したがって, 励磁コイルに流れる励磁電流とシースに作用する磁束密度は過渡的に影響することがわかる。これらの関係を簡略化するために, 式(5.2.2)に示す鉄心の磁化特性を図-5.2.3(b)に示す線形領域で近似すると, 次式が得られる。

$$L = \frac{1+\chi_m}{1+N\chi_m} \cdot Sn\mu_0 \quad (5.2.9)$$

これより, インダクタンス L が鉄心の断面積 S , コイル巻き数 n , 真空の透磁率 μ_0 , 鉄心の磁化率 χ_m , 反磁界係数 N により表わされることがわかる。したがって, 式(5.2.5)と式(5.2.6)の関係より, 鉄心の特性を線形領域で近似できる範囲においては, 励磁電流 i は以下の方程式(5.2.10)から決定される。

$$\frac{1}{c} \int_0^t i dt + \frac{1+\chi_m}{1+N\chi_m} \cdot Sn\mu_0 \frac{di}{dt} + iR = v_c \quad (5.2.10)$$

$$\left(\frac{R}{2}\right)^2 > \frac{L}{c} \quad (5.2.11)$$

$$i(t) = \frac{v_c}{\omega L} \cdot e^{-\frac{R}{2L}t} \cdot \sinh \omega t \quad (5.2.12)$$

ここで、回路要素のパラメータを設定してインダクタンス L を計算した。設定したパラメータを表-5.2.1に示す。表において、抵抗 R は 1Ω 、コンデンサ容量 C は $200\mu\text{F}$ であり、コイルのインダクタンス L は $2.0 \times 10^{-5}\text{H}$ となるため、これらより式(5.2.11)が成立し、励磁電流は式(5.2.10)で表わされる過減衰の領域で応答することがわかる。また、この条件の下で式(5.2.10)の解は、式(5.2.12)に示すように求まり⁴⁾、励磁電流 $i(t)$ が計算できる。結果を図-5.2.4に示す。励磁電流は短時間に立ち上がるパルス状電流であり、約 $50\mu\text{s}$ で最大値に到達し、その後緩やかに減少することがわかった。

表-5.2.1 設定パラメータの値

| 要素 | 表記 | 設定値 | 備考 |
|---------|----------|---------------------------------|--------------|
| コンデンサ | C | $200 \mu\text{F}$ | |
| 抵抗 | R | 1Ω | |
| コイル断面積 | S | $2.5 \times 10^{-3} \text{m}^2$ | |
| 磁化率 | χ_m | 5×10^3 | 電磁鋼板の磁化率相当 |
| 反磁界係数 | N | 0.03 | 円筒状コアの計算式を適用 |
| 初期電圧 | v_c | 1000V | |
| インダクタンス | L | $2.0 \times 10^{-5} \text{H}$ | |

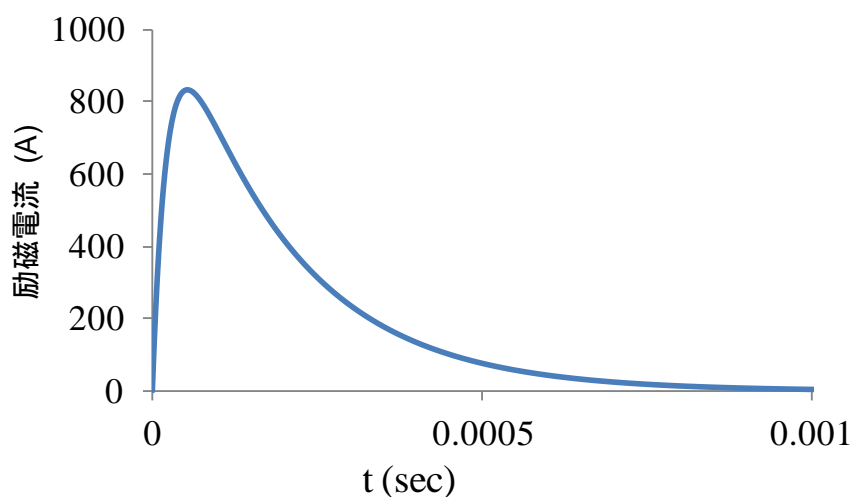


図-5.2.4 励磁電流（理論値）

5.2.2 磁場とシースに作用する電磁力の関係の検討

前節で検討した励磁電流の波形パターンに基づき、シースに作用する力を検討した⁵⁾。前節式(5.2.1)により、空間における任意の点Pにおける磁束は、相互インダクタンスで決まる関係で励磁電流と比例した応答を示すことが知られている⁶⁾。この磁束によりシース上で電磁力が発生する。

磁場により磁性体に作用する力としては、Maxwell応力があり、磁性体に流れる電流に作用する(式(5.2.13), 表-5.2.2)。動的な作用力の一つとしては、渦電流と磁束密度の相互作用がある。これは、磁性体に鎖交する磁束密度が変化することにより、電磁誘導により磁性体内に起電力 e が誘起され(式(5.2.14)参照)、この起電力により渦電流 i_E が発生する。この渦電流は外部の磁束密度が増大するのを妨げる方向に流れ、磁束密度の立ち上がりに対して時間遅れが発生するよう作用する。もう一つの作用力は磁化電流(式5.2.15参照)によるもので、磁性体が磁化される際等価的に磁性体内を流れる電流と磁束密度の相互作用により発生する。磁化電流による作用力は磁束密度と同じ変化をするため、時間遅れは発生しない。

これらの作用力の特性の違いから、渦電流による電磁力は磁束密度の立ち上がり時間が小さい程、作用する力が大きいことが分かる。一方、磁化電流による電磁力は瞬時値が大きい程、作用する力が大きいことが分かる。

渦電流と磁化電流は、電流が流れる方向が逆の関係にあり、磁場との相互作用で働く力の方向も相互に逆になる。このため、解析により磁性体に作用する力の方向を計算することで、いずれの電磁力が支配的か知ることが可能になる。

$$F = \int_V (i_E + i_M) \times B dV \quad (5.2.13)$$

$$i_E = \sigma E \quad \nabla \times E = -\frac{\partial B}{\partial t} \quad (5.2.14)$$

$$i_M = \nabla \times M \quad (5.2.15)$$

表-5.2.2 シースに作用する電磁力

| 作用力 | 電磁力の特性 | シースへの作用 |
|-----------------------|---|--|
| Maxwell 応力 (渦電流分) | 渦電流と磁束密度の相互作用 ⇒磁束密度の変化により 時間遅れが発生する | 磁束密度の立ち上がり時間が小さい程、 作用する力は大きい ⇒コイル電流の立ち上がり時間の影響 が大きい |
| Maxwell 応力 (磁化電流分) | 磁化電流と磁束密度の相互作用 ⇒励磁コイルの比透磁率 μ 時間遅れは発生しない | 磁束密度の瞬時値が大きい程、作用する 力は大きい ⇒コイル電流の瞬時値の影響が大きい |

5.3 励磁コイルの設計条件がシースの振動に与える影響に関する検討⁸⁾⁹⁾

効率的に弾性波を発生させるためには、励磁コイルが発生する磁場とシースの衝撃応答の関係を動的に解析する必要がある。本節では、鋼製シースを加振するために使用される励磁コイルを対象に励磁コイルの設計条件、すなわち励磁コイルの導線の巻付け位置、励磁コイルの配置方法、励磁コイルのコア寸法の違いがシースに作用する電磁力に与える影響について、動磁場解析を用いて検討することを目的とした。励磁コイルの鉄心の磁気特性は非線形のヒステリシス特性を有するが、動磁場解析では解析の簡略化を図るために磁気特性の線形領域に限定し、比透磁率を定数で設定することとした。

5.3.1 解析モデルと解析条件

図-5.3.1に解析モデルの概要を示す。動磁場解析では空間への漏れ磁束を考慮する必要があるため、励磁コイルおよび鋼製シースを取り巻く空間のモデル化を行った。この部分の寸法は、縦1500mm、横2500mm、高さ1200mmであり、計算時間の短縮および安定して計算を収束させることを目的に、すべての面に対して固定境界条件を設定した。空間の中央部には、鋼製シースをモデル化した。シースの長さは1800mmであり、内径20mmとした。また、鋼製シースの上部に励磁コイルをモデル化した。励磁コイル周辺を拡大したものを図-5.3.2に示す。この励磁コイルは鉄心と導線から構成されており、鋼製シースの直上でシースの長手方向の中央部に設定した。励磁コイルの先端と鋼製シースとの間隔は200mmとした。各モデルの要素は、いずれも8節点6面体ソリッドであり、供試体近傍で1辺を約10mmとし、供試体から離れるに従って要素1辺の寸法が大きくなるように（最大で100mm）分割した。空気層についても同様に設定した。モデル要素の物性値を表-5.3.1に示す。鉄心の比透磁率は電磁鋼板を想定し、 5.0×10^3 とした。また、表皮層の深さ（表皮深さ）⁷⁾を式(5.3.1)にて算出した。

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \sigma \mu}} \quad (5.3.1)$$

ここで、 δ ：表皮深さ(mm)、 f ：周波数(Hz)、 σ ：電気伝導率[1.0×10^7 S/m]、 μ ：透磁率[$2\pi \times 10^{-3}$ H/m]である。式(5.3.1)より、表皮深さは0.02mmとなる。なお、表皮効果を反映し、解析の精度を確保するため、表皮深さ（半径方向）を少なくとも2分割する必要がある。そのため、PC鋼棒および鋼製シースの表皮層の半径方向の要素分割数を2つとした。なお、長手方向は、10mmの長さで均等に要素分割した。

次に、励磁コイルに入力する電流波形を図-5.3.3に示す。パルス幅は300 μ Fであり、電流の最大値は23 μ sに設定した。

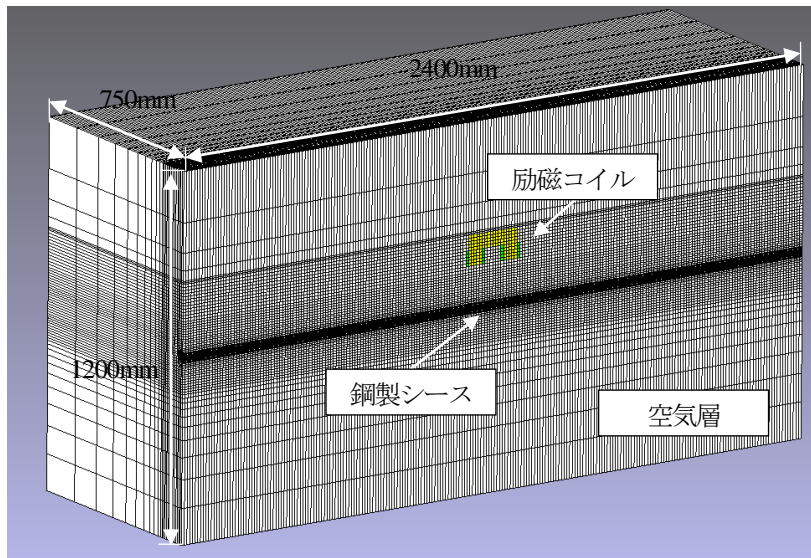


図-5.3.1 解析モデル概要（断面図）

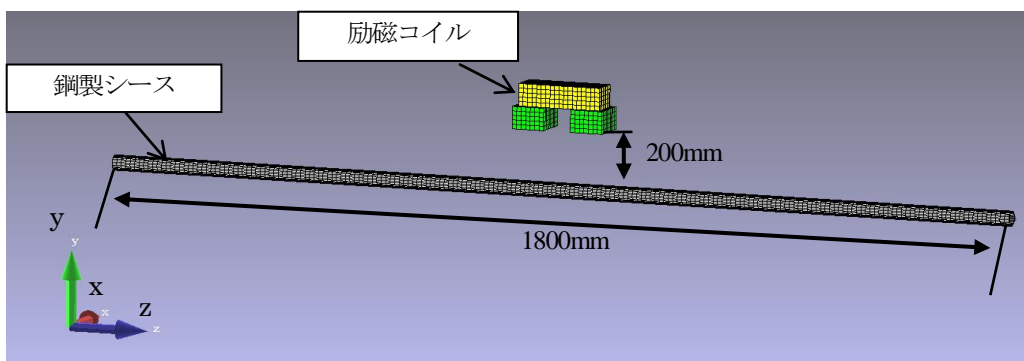


図-5.3.2 解析モデル概要（励磁コイル周辺）

表-5.3.1 モデル要素の物性値

| 構成材料 | 比透磁率 | 電気伝導率(S/m) |
|------|-------------------|-------------------|
| 空気 | 1.0 | 0.0 |
| シース | 5.0×10^3 | 1.0×10^7 |
| 鉄心 | 5.0×10^3 | 0.0 |
| 導線 | 1.0 | 0.0 |

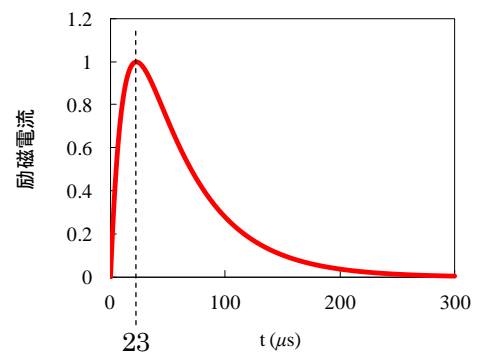


図-5.3.3 入力電流波形

5.3.2 導線の巻き付け位置がシースの振動特性に与える影響

励磁コイルの導線の巻き付け位置の影響を検討するために、コ字鉄心の両端に導線を巻き付けた場合(図-5.3.4(a))、コ字鉄心の中央に導線を巻き付けた場合(図-5.3.4(b))の2つのモデルを設けた。なお、いずれのモデルにおいても鋼製シースモデルがコ字鉄心の長手方向と平行となるように励磁コイルを設置した。

励磁コイルの配置の影響を検討するために、2種類の励磁コイル(図-5.3.4(a)、図-5.3.4(b))のそれぞれをシースの長手方向と直交するように設置し、モデル化した。設置位置の概要を図-5.3.5に示す。

励磁コイルの寸法の影響を検討するために、図-5.3.4にて設定した2種類のモデルのうち、コ字鉄心の両端にコイルを巻き付けたモデル1(図-5.3.4(a))を対象とし、励磁コイルの幅を200mm、140mm(図-5.3.4(c))と300mm(図-5.3.4(d))に設定した。モデルの概要を図-5.3.4(c)、図-5.3.4(d)に示す。解析結果を出力するシースの断面は、いずれの検討においても、コ字鉄心の両端の直下に位置する断面①と③、およびコ字鉄心中央の直下に位置する断面②、およびコ字鉄心から100mm離れた位置にある断面④とした(図-5.3.6参照)。また、各断面において、図-5.3.7に示す節点32箇所を出力節点とした。また、各出力節において、表皮層の3つの節点を外側からそれぞれ α 、 β 、 γ で示している。

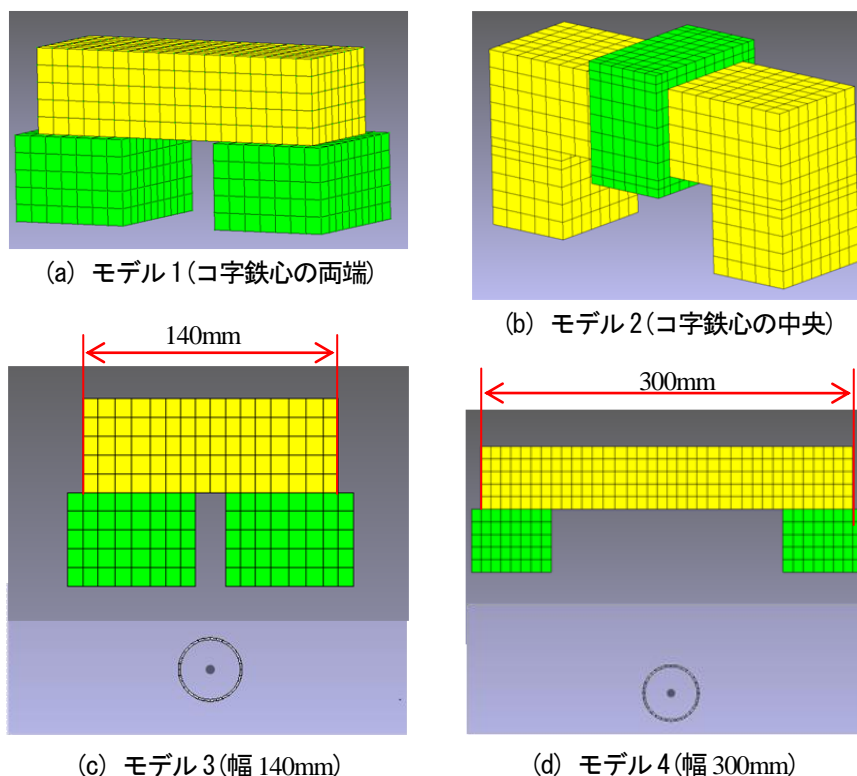


図-5.3.4 励磁コイルのモデル概要 (導線巻き付け位置, コイル幅)

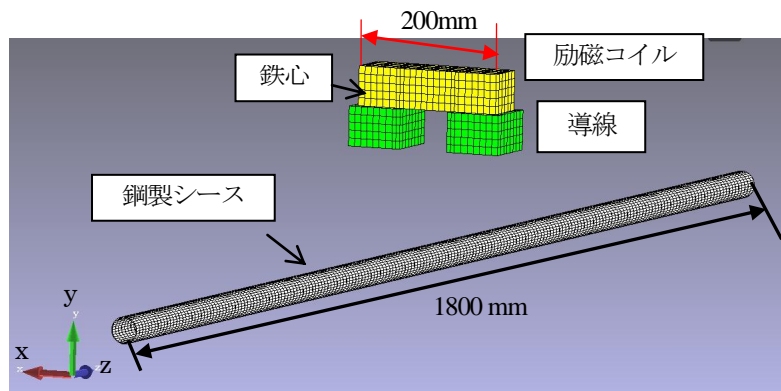
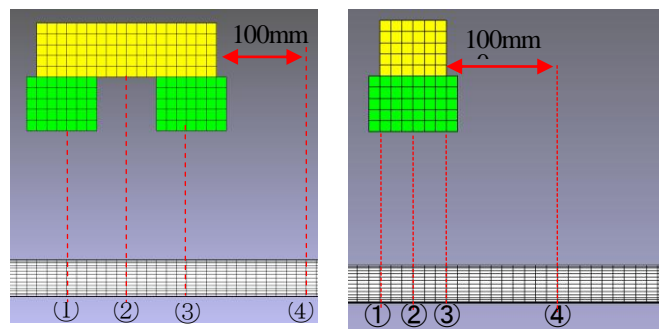


図-5. 3. 5 励磁コイルの配置



(a) 水平配置の出力断面

(b) 直交配置の出力断面

図-5. 3. 6 出力断面の概要

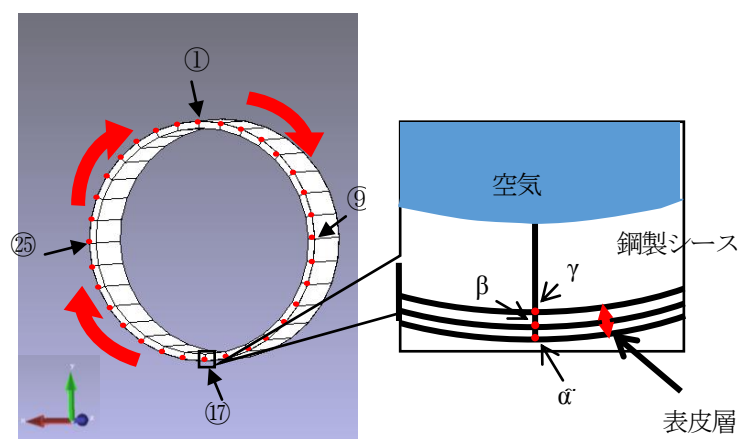


図-5. 3. 7 出力節点の概要

5.3.2.1 励磁コイルが励起する動磁場の過渡応答解析

本研究では、銅製シースの表面に作用する電磁力の経時変化を節点力法⁴⁾に基づき算出した。この方法は、磁性体モデルの各節点に作用する電磁力を求めることが可能である。ある領域に作用する力の合計 F は、単位体積あたりに働く力 f より次式のように表される。

$$F = \iiint_V f dV \quad (5.3.2)$$

$$F = (\nabla \times \frac{B}{\mu}) \times B \quad (5.3.3)$$

以上の計算方法により、シース表面の各節点の x , y , z 方向に作用する電磁力を放電開始から $1\mu\text{s}$ ごとに $300\mu\text{s}$ となるまで計算した。図-5.3.8 に、出力箇所①において、節点 α , β , γ で出力した y 軸方向の電磁力(y 軸電磁力)の時刻歴波形を示す。外側の α 節点の y 軸電磁力は β , γ 節点とは逆向きになっていることが分かった。3 節点の y 軸電磁力を足し合わせた値を箇所①の電磁力として算出した。断面②の各箇所において y 軸方向に働く電磁力の最大値は入力電流波形 $23\mu\text{s}$ で得られた。これらより、節点 α , β , γ に作用する力が以下のように作用すると推定できる。

α : 渦電流 i_e と磁束密度 B との相互作用が主として作動する点

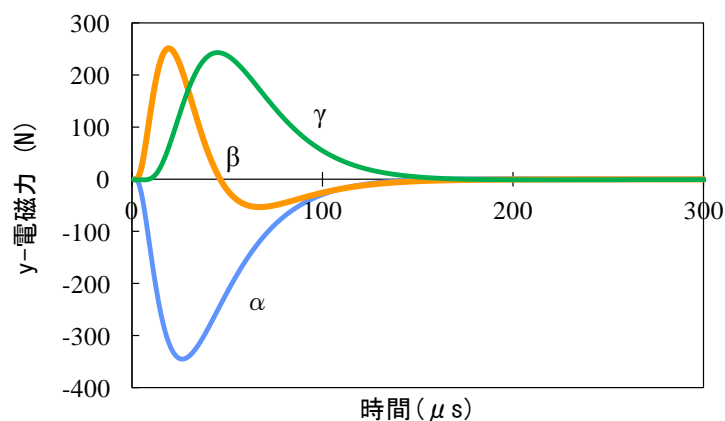
β : 磁化電流 i_M と渦電流 i_e の両方による磁束密度 B との相互作用が作動する点

γ : 磁化電流 i_M と磁束密度 B との相互作用が主として作動する点

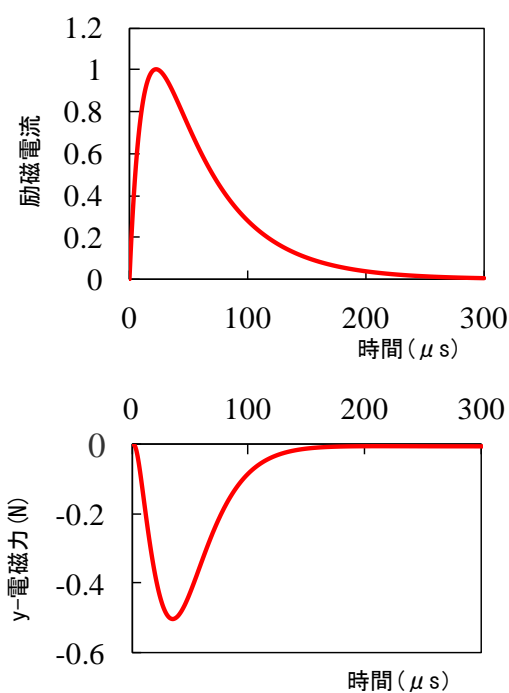
この時点における電磁力の分布を図-5.3.9 に示す。銅製シース断面の上側の電磁力(図-5.3.9 上図を参照)は y 軸負の方向(励磁コイルから離れる方向)であり、箇所①に近づく、電磁力が大きくなる。一方、銅製シース断面の下側の電磁力(図-5.3.9 下図を参照)は y 軸正の方向(励磁コイルに近づく方向)になり、箇所⑦に近づく、電磁力の値が大きくなる。電磁力がこのような傾向を示す理由を図-5.3.10 に示す。励磁コイルに電流を通电することにより、励磁コイルにより生じる磁束は図に示す方向になり、磁束 B がシース断面を貫通すると、シース断面の表皮層に磁束 B を妨げる方向に渦電流⁴⁾が流れる。この際、フレミングの左手の法則により、磁束 B がシース断面を貫通する向きと関係なく、上側のシース断面に作用する電磁力は常に y 軸負の方向となり、下側電磁力(図-5.3.9 下図)は y 軸正の方向(励磁コイルに近づく方向)となることがわかる。また、ほかの出力断面も同様な傾向を示すことがわかる。

最後に、各断面における 32 箇所の出力節点の最大値を加算し、その断面における電磁力を算出した。また、断面の y 軸電磁力を算出し、モデル 1 とモデル 2 のシース長手方向の電磁力分布を求めた。図-5.3.11 に解析結果を示す。いずれのモデルにおいても出力断面④は他の出力断面と比べ、電磁力が小さいことがわかった。また、同じ出力断面において、モデル 1 のシース断面に作用する電磁力は、モデル 2 のそれより大きいことがわかった。それ以外の時刻においても、シース断面における電磁力の分布は以上の結果と同様の傾向となった。

これらの結果から、同じ入力条件で導線をコ字鉄心の両端に巻き付けた場合のほうが、鉄心の中央に巻き付けた場合より銅製シースに対しより大きい電磁力を与えることがわかった。これは、モデル1のコイルは、モデル2のそれよりシースまでの距離が小さく、シースを貫通する磁束 B が大きいことが原因であると考えられる。



(a) 水平配置の出力断面



(b) 励磁電流と y 軸電磁力

図-5.3.8 各節点における電磁力（解析結果）

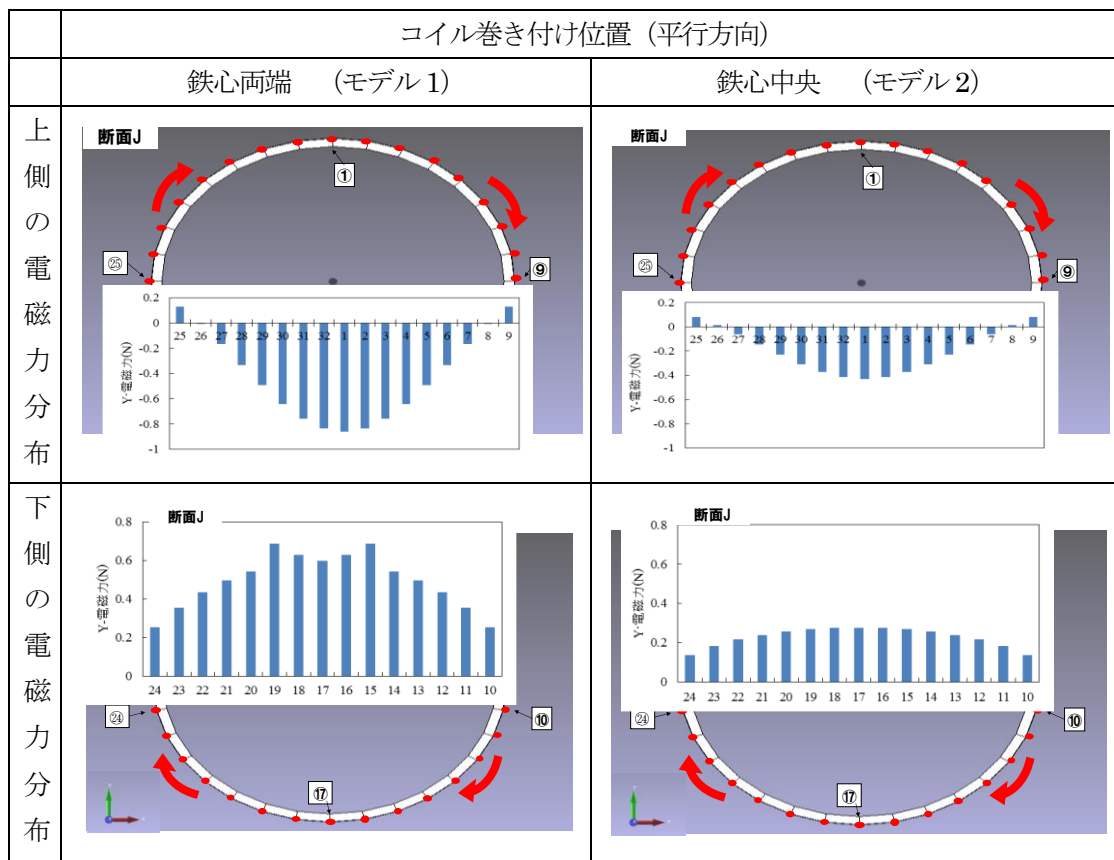


図-5. 3. 9 モデル1, 2 の出力断面②の電磁力分布 (平行方向)

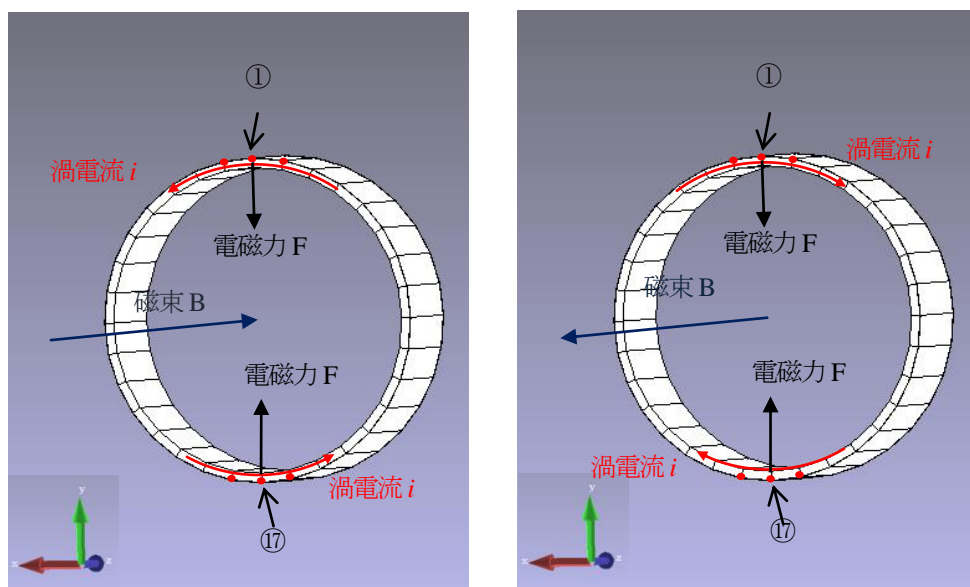


図-5. 3. 10 出力接点の概要

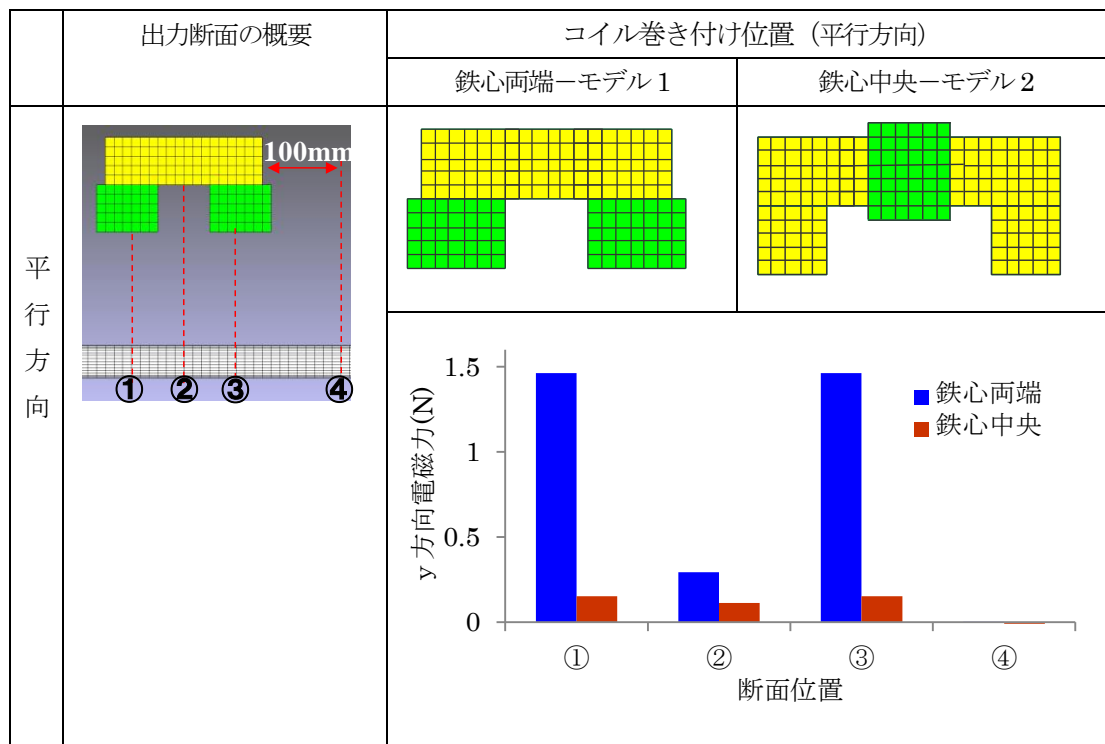


図-5. 3. 11 シース長手方向の電磁力分布 (平行方向)

5.3.3 励磁コイルの方向がシースの振動特性に与える影響

モデル1、モデル2の励磁コイルを、シースに対して直交する方向に配置した場合の、励磁コイル断面②の各箇所のy軸電磁力の最大値(入力電流波形23 μ sの電磁力)の分布を図-5.3.12に示す。鋼製シース断面の上側の電磁力(図-5.3.12上図参照)は、箇所①に近づくと、y軸負の方向(励磁コイルから離れる方向)の電磁力が大きくなるが、シース上側の箇所⑨と⑤に近づくと、電磁力はy軸正の方向(励磁コイルに近づくと方向)となっている。一方、シース下側の電磁力(図-5.3.12下図参照)は、シース上側のそれと比べると、値は著しく小さくなっていることがわかる。またモデル2の場合、箇所⑩に近づくと、y軸正の方向の電磁力が大きくなるが、シース下側の箇所⑩と④に近づくと、電磁力はy軸負の方向になっている。このような電磁力分布を示す理由としては、電流を通電することにより、励磁コイルにより生じる磁束が鋼製シースの上側で下側より大きい値となっていることが理由と考えられる。磁束が鋼製シースを貫通する際に、シース境界面に垂直方向に作用する力は、透磁率が大きいシースから透磁率が小さい空気の方へ、磁束が大きい程大きく働くことが、電磁気学の理論より知られている⁹⁾。以上のことから、励磁コイルが鋼製シースと直交するように配置すると、電磁力がシース断面の上側に集中する傾向が分かった。

最後に、各断面における32箇所の出力節点の最大値を加算し、断面のy軸電磁力を算出した。モデル1とモデル2のシース長手方向の電磁力分布を図-5.3.13に示す。励磁コイルが鋼製シースの長手方向と直交する場合(図-5.3.13)と、鋼製シースと平行に設置された場合(図-5.3.11)の電磁力を表-5.3.2に示す。これらを比較すると、鉄心両端の場合(モデル1)、鉄心中央の場合(モデル2)のいずれも、出力断面が両端部①、③においても中央部②においても、励磁コイルが直交する場合の中央部②より電磁力が大きいたことが分かった。特に鉄心両端(モデル1)の励磁コイルがシース長手方向に平行な場合において、出力断面が両端①、③において最も電磁力が大きいたことが分かった。また、励磁コイルをシース長手方向に対し直交配置した場合、モデル1(導線をコ字鉄心の両端に巻き付けた場合)では中央部②において電磁力が大きくなり、さらに電磁力は鋼製シース断面の上側に集中することが分かった。これは、モデル1のコイルはシース上側に近いことが原因だと考えられる。

表-5.3.2 長手方向と平行・直交方向の電磁力

| | | 出力断面における電磁力 (N) | | | |
|------|-------------|-----------------|--------|--------|----------|
| | | ① | ② | ③ | ④ |
| 平行方向 | 鉄心両端 (モデル1) | 1.46 | 0.294 | 1.46 | 0.00289 |
| | 鉄心中央 (モデル2) | 0.153 | 0.113 | 0.153 | -0.00864 |
| 直交方向 | 鉄心両端 (モデル1) | 0.0437 | 0.0702 | 0.0437 | |
| | 鉄心中央 (モデル2) | 0.0277 | 0.0422 | 0.0277 | |

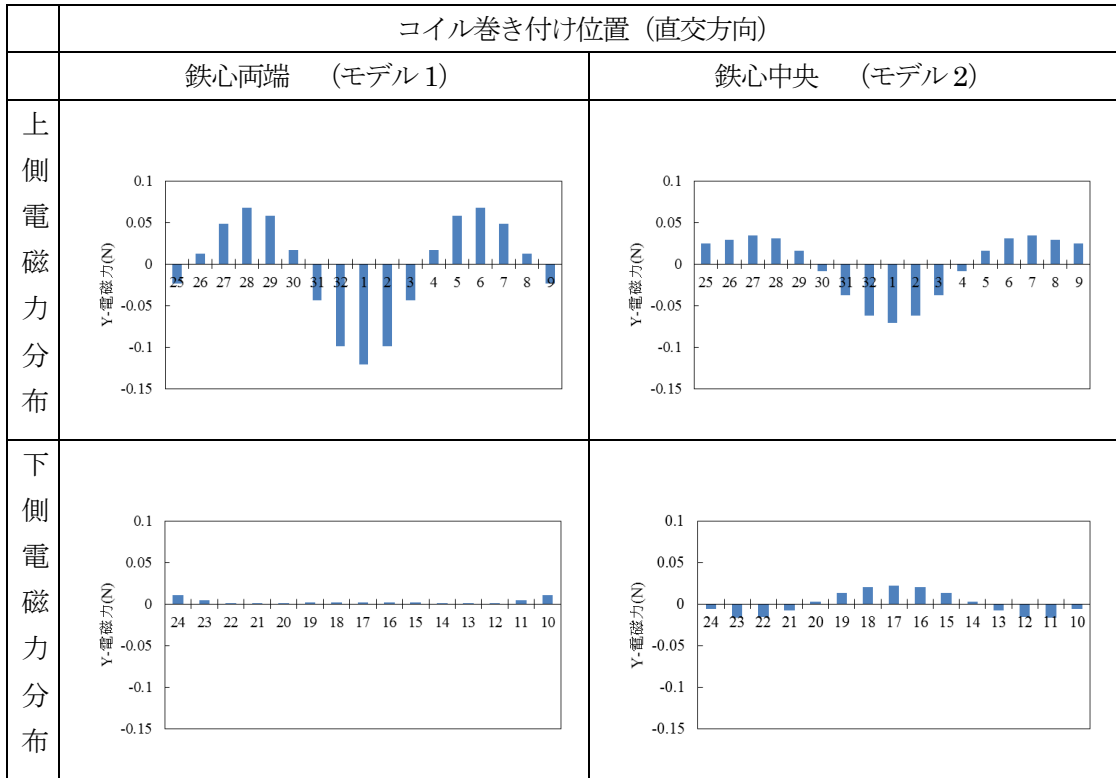


図-5.3.12 モデル 1, 2 の出力断面②の電磁気力分布 (直交方向)

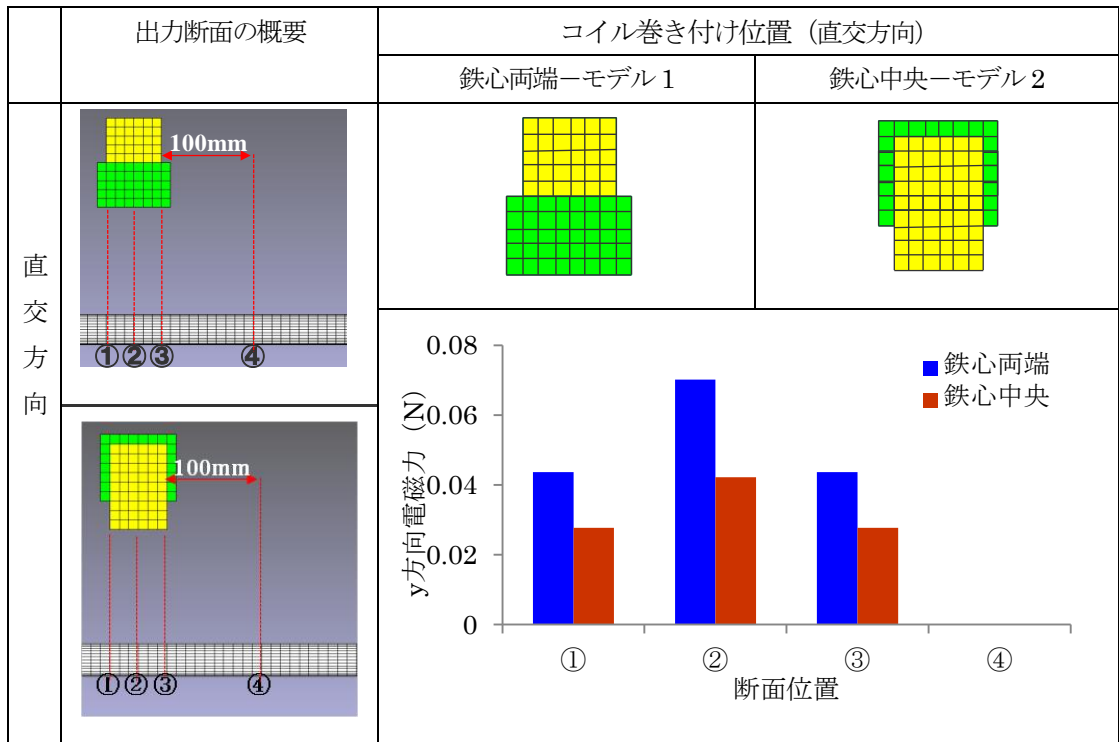


図-5.3.13 シース長手方向の電磁気力分布 (直交方向)

5.3.4 励磁コイルの形状がシースの振動特性に与える影響

モデル 3, モデル 4 の断面②における各箇所の y 軸電磁力の最大値の分布を図-5.3.14 に示す。シース断面の上側の電磁力(図-5.3.14 上図参照) は y 軸負の方向(励磁コイルから離れる方向)になり、電磁力分布は箇所①に近づくと、大きくなる。シース下側の電磁力(図-5.3.14 下図参照)は, y 軸正の方向(励磁コイルに近づく方向)になる。モデル 3 のシース断面の電磁力分布において、同じ配置のモデル 1(図-5.3.12)と比べると、比較的平均的な電磁力分布となっている。またモデル 4 において、シース断面の電磁力分布はモデル 3 の解析結果と比べると、シースの上側に集中することが分かった。このような傾向を示す理由としては、モデル 4 の磁束はモデル 3 のそれより、シース断面の上側に集中することが原因であると考えられる。

最後に、各断面における 32 箇所の出力節点の最大値を加算し断面の y 軸電磁力を算出した。モデル 3 とモデル 4 のシース長手方向の分布を図-5.3.15 に示す。励磁コイルが鋼製シースと直交する場合、モデル 4 において鋼製シースに作用する電磁力分布はシースの上側に集中するが、モデル 4 の断面④の電磁力の値が大きい。これは励磁コイルの幅が大きいことにより、シース側面を貫通する磁束の範囲が大きくなることが原因であると考えられる。

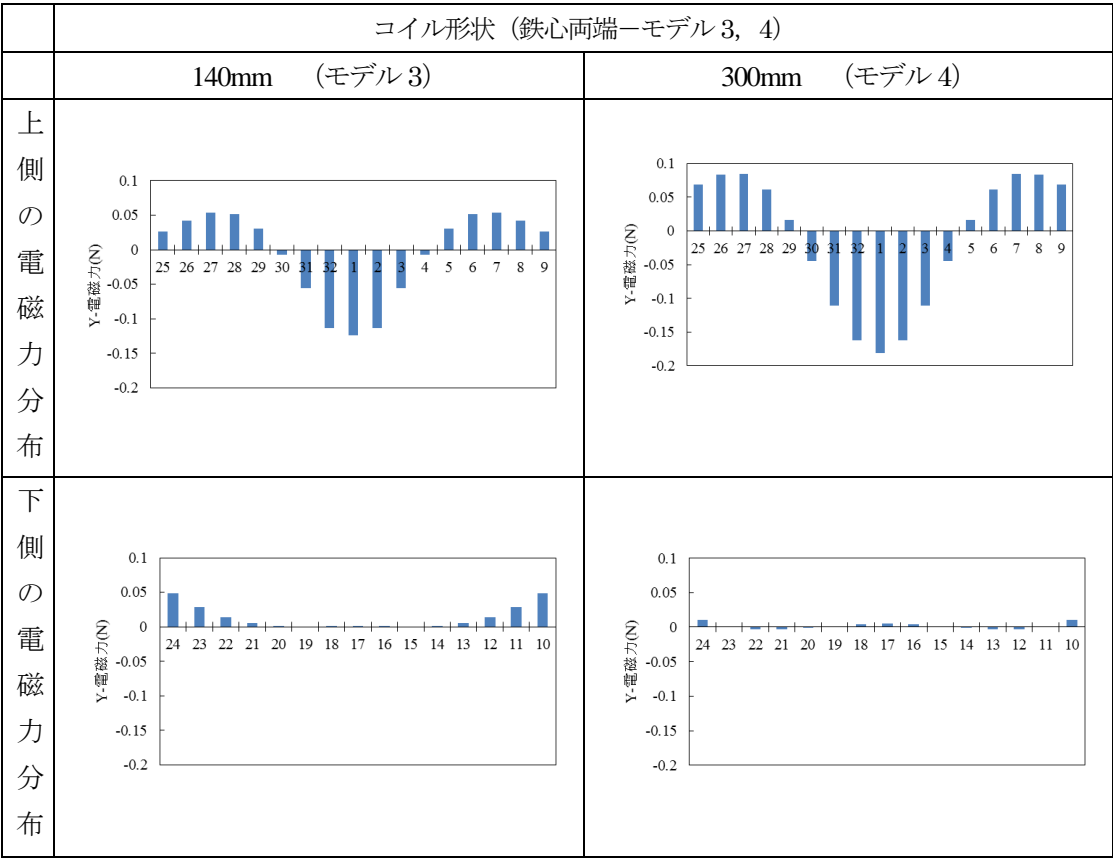


図-5.3.14 モデル 1, 2 の出力断面②の電磁力分布 (直交方向)

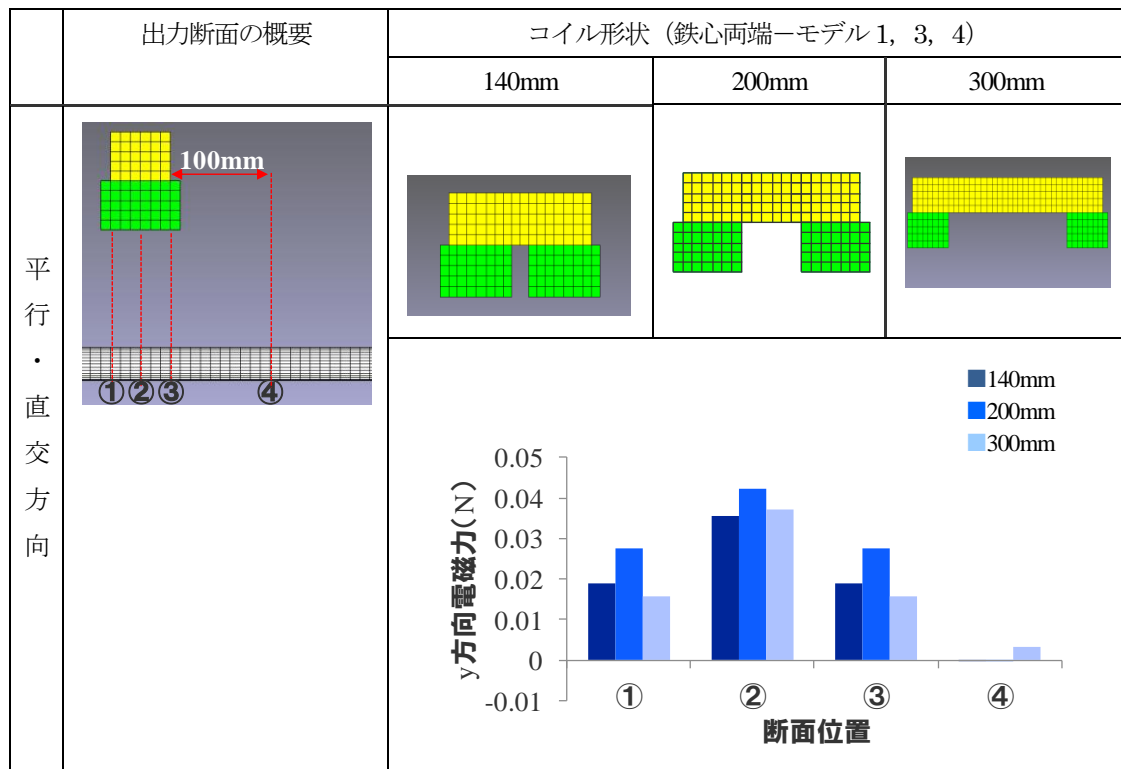


図-5. 3. 15 解析モデル概要 (励磁コイル周辺)

5.4 まとめ

- 1) 磁気的入力方法において、励起された磁場とシースに作用する衝撃力との関係を理論的に検討し、励磁コイルの磁化特性から決まるインダクタンスが、励磁電流の波形に及ぼす影響を明らかにした。
- 2) 励磁コイルにより励起される動磁場の過渡応答解析を行い、コイルにおける導線の巻き付け位置、シース軸方向に対する励磁コイルの向きの違いがシースの振動特性に及ぼす影響を明らかにした。
- 3) 励磁コイルの導線の巻き付け方に関しては、導線をコ字鉄心の両端に巻き付けた場合は、コ字鉄心の中央部に巻き付けた場合より鋼製シースに与える電磁力が大きいことが分かった。一方、鋼製シースが作用する範囲に関しては、コ字鉄心の両端に巻き付けた場合は、鉄心の端面に近い部分で電磁力が大きい、鉄心の中央部では小さいことがわかった。
- 4) 励磁コイルの配置に関しては、励磁コイルがシースと直交するよう設置した場合は、シースと平行するよう設置した場合よりシース断面の電磁力分布が励磁コイル側に集中する傾向があることがわかった。
- 5) 励磁コイルの形状寸法に関しては、励磁コイルがシースと直交する場合、幅 140mm, 幅 200mm, 幅 300mm の励磁コイルを比較して、幅 200mm の励磁コイルが最もシースの加振効果が大きいことが明らかになった。

参考文献

- 1) 桜井良文編：現代磁気工学，オーム社，pp.47-61，1981.
- 2) 開道力，脇坂武岳頭，溝上雅人，田中政樹：高磁束密度における電磁鋼板の磁気特性について，電学論A，118巻，第9号，1998.
- 3) 熊谷寛夫，荒川泰二：電磁気学(朝倉物理学講座5)，朝倉書店，pp.122-138，1965.
- 4) 八井浄，江偉華：パルス電磁エネルギー工学(電気学会大学講座)，電気学会，2002.
- 5) 高橋則雄：磁界系有限要素法を用いた最適化，森北出版，pp.70-77，2011.
- 6) 熊谷信昭：電磁気学基礎論，オーム社，pp.349-354，1987.
- 7) 同上，pp.311-315.
- 8) 後藤憲一，山崎修一郎：詳解電磁気学演習，共立出版，pp.204-221，1970.
- 9) 川西健次：電磁気学，コロナ社，1959.
- 10) 劉軒，内田慎哉，鎌田敏郎，服部晋一，寺澤広基：電磁パルス法に基づくPCグラウト充填評価における弾性波の入力方法に関する解析的検討，コンクリート構造物の補修，補強，アップグレードシンポジウム論文報告集，第15巻，pp.465-470，2015.
- 11) 劉軒：解析を援用した電磁パルス法によるコンクリートの欠陥探査手法，平成26年度大阪大学大学院工学研究科修士論文，2015.2.
- 12) 近角聡信，太田恵造，安達健五，津屋昇，石川義和編：磁性体ハンドブック，朝倉書店，2006.4.

第 6 章 磁気的入力を用いた衝撃弾性波法によるグラウト充填状況の

実験的評価

6.1 はじめに

前章では、回路理論、動磁場解析により、磁気的入力の条件とシースに作用する衝撃力の関係を明らかにした。しかしながら、動磁場解析では励磁コイルの磁化特性を厳密に考慮することにより解析計算が大幅に増大し、結果の精度を確保することが困難になる。

このため、本章では磁気的入力方法に関する実験的検証を行った。まず、励磁コイル磁化時のヒステリシス特性の違いにより励磁電流の波形の立ち上がりが変化することで、シースに作用する衝撃力の振幅値に大きな影響が生じることを明らかにした。これらの結果に基づいて励磁コイルを試作し、励磁コイルを構成する電磁鋼板の導線の巻き付け位置、導線の巻き数の違いが鋼製シースの振動特性に与える影響について、実験により明らかにした。さらに、充填状況を模擬したシースを埋設した供試体において、シースの振動特性の計測を行い、充填率の違いがシースの振動特性に与える影響を明らかにした。また、グラウト未充填部が精度良く検出可能であることを明らかにした。

6.1.1 励磁コイルの磁化特性の影響の検討

図-6.1.1 に励磁コイルの磁化特性と磁場の関係を示す。前章においては、励磁コイルにおける磁界 H と磁束密度 B の関係を表す磁化特性を線形で近似し、ヒステリシス効果を見逃して議論を行った。しかしながら、磁場の動的な応答を正確に評価するためには、励磁電流の動的な変化を正確に記述するとともに、鉄心の非線形なヒステリシスを考慮した磁化特性¹⁾を理論的に考慮する必要がある。本節では、まず励磁コイルの磁化特性においてヒステリシス特性を考慮し、磁界 H と磁束密度 B の関係を記述する。次にヒステリシス特性を考慮した回路方程式を定式化し、励磁電流を記述する。

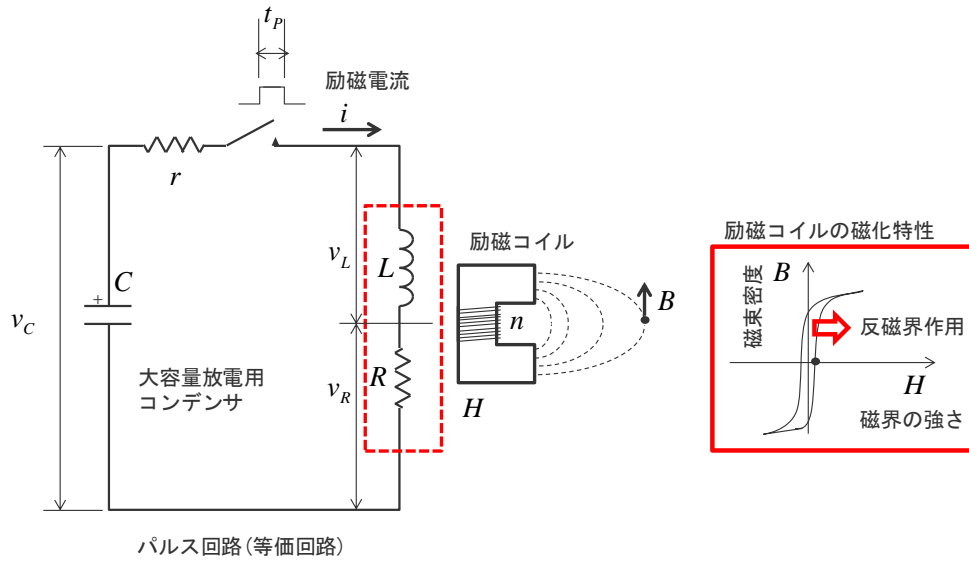


図-6.1.1 励磁コイルの磁化特性と磁場の関係

磁化率 χ_m は、前章では定数として扱ったが、本章では磁界 H に対して非線形のヒステリシス特性を表すため、式(6.1.1)に示すように磁界 H の関数として扱う。また、前章の式(5.2.2)～式(5.2.6)より磁界 H 、磁化 M が式(6.1.2)、式(6.1.3)で与えられる。今、外部磁界 H_0 と磁化 M の関係から見かけの比磁化率 χ_r を式(6.1.4)で定義する。これらの式は、反磁界作用を考慮した関係となっている。

$$\chi_m = \chi_m(H) \quad (6.1.1)$$

$$H = \frac{H_0}{1 + N\chi_m} \quad (6.1.2)$$

$$M = \frac{\chi_m H_0}{1 + N\chi_m} \quad (6.1.3)$$

$$\chi_r = \frac{\chi_m}{1 + N\chi_m} \quad (6.1.4)$$

励磁コイルの自己インダクタンス L は、前章の式(5.2.9)ですでに得られているが、磁化率 χ_m が磁界 H の関数であるため、励磁コイルの自己インダクタンス L も式(6.1.5)に示すように磁界 H の関数となる。

$$L(H) = \frac{1+\chi_m}{1+N\chi_m} \cdot Sn\mu_0 \quad (6.1.5)$$

したがって、磁化率 χ_m を介して励磁コイル自己インダクタンス L が励磁電流の関数となるため、前章の式(5.2.8)は、以下のように書きなおされる。

$$\frac{1}{C} \int_0^t i dt + L \frac{di}{dt} + i \left(\frac{dL}{di} \right) \left(\frac{di}{dt} \right) + iR = v_C \quad (6.1.6)$$

$$\frac{dL}{di} = \left[\frac{d \left(\frac{1+\chi_m}{1+N\chi_m} \right)}{d\chi_m} \right] \cdot \frac{d\chi_m}{di} \cdot Sn\mu_0 \quad (6.1.7)$$

ここで、

χ_m : 磁化率, H ; 磁界の強さ, H_0 ; 外部磁界の強さ, N : 反磁界係数, M : 磁化,
 χ_r : 見かけの比磁化率, L : 励磁コイル自己インダクタンス, S : 磁束鎖交面積(計測点),
 n : コイル巻き数, μ_0 : 真空の透磁率, i : 励磁電流, C : 放電用コンデンサキャパシタンス,
 R : 抵抗(励磁コイル), v_C : 励磁電圧
 である。

以上の関係より、励磁電流 i と励磁コイルの巻き数 n とコイルの巻き付け位置で決まる励磁コイルの自己インダクタンス L は、磁化率 χ_m を介して厳密な形で非線形微分方程式として定式化される。式(6.1.7)は、励磁電流が変化する際のコイルのインダクタンス L の変化を表している。

図-6.1.2 に、前章図-5.2.2(a)に示した励磁コイル鉄心の磁化特性に、反磁界作用を考慮したヒステリシス曲線を示す。図において横軸は、式(6.1.2)で得られる磁界 H としている。また縦軸は、式(6.1.3)で得られる磁化 M としている。鉄心が着磁していない初期段階では、 H と B の関係は初磁化特性を示す曲線上を移動するが、一旦磁気飽和を起こした後にはこのヒステリシス曲線上のマイナーループ ($a \rightarrow b \rightarrow c \rightarrow d$) を移動する。このとき得られる見かけの比磁化率 χ_r (式(6.1.4)) のグラフを赤線で示す。見かけの比磁化率はヒステリシス曲線の傾斜に対応し、磁界 H が小さい領域 ($a \rightarrow b$) ではほぼ一定値であり、ヒステリシス曲線の傾斜が大きい領域 ($b \rightarrow c$) で最大値をとり、飽和領域に向かって 0 に収束する傾向を示す²⁾。電磁鋼板の磁化率 χ_m は 5,000～10,000 程度の十分大きい値であるため、励磁コイルの自己インダクタンスを表す式(6.1.5)より、コイルの巻き数 n が小さい領域(H が小さい領域)においては、式(6.1.8)で近似でき、磁化率 χ_m が大きくなる領域においては、式(6.1.9)で近似できることがわかる。

$$L(ni) \cong Sn\mu_0 \quad (6.1.8)$$

$$L(ni) \cong \frac{1}{N} S n \mu_0 \quad (6.1.9)$$

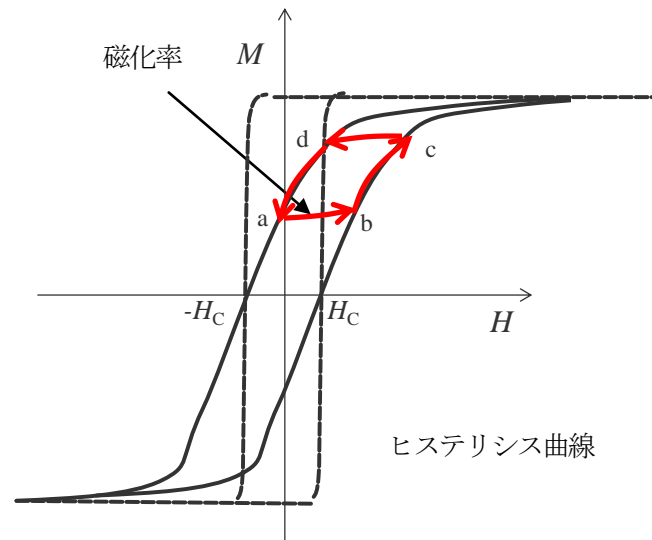


図-6.1.2 反磁界作用を考慮した励磁コイル鉄心の磁化率の特性

ここで、反磁界係数 $N^{(2) \sim (6)}$ については、一様な磁場の中の磁性体においては、磁性体の形状のみに依存し値が決まる。一般に単純な形状の磁性体について式(6.1.10)に示すような値が理論的に求められている³⁾。しかし、本研究で使用するコ字型鉄心のようなケースにおいては、理論値の計算事例は見当たらない⁵⁾。

$$\left. \begin{array}{l} \text{① 球} : N = 1/3 \\ \text{② 薄板 (板面垂直方向)} : N = 1 \\ \text{③ 棒状体 : 寸法比 } m \text{ に依存 (図-6.1.3 参照)} \end{array} \right\} \quad (6.1.10)$$

励磁コイルはコ字形状(後述)に曲折しているため、棒状に変換して寸法比を求めると、 m ($=250\text{mm}/50\text{mm}$) は等価的に5程度と考えられるため、反磁界係数 N は近似的に0.03~0.04程度と見積もられる。

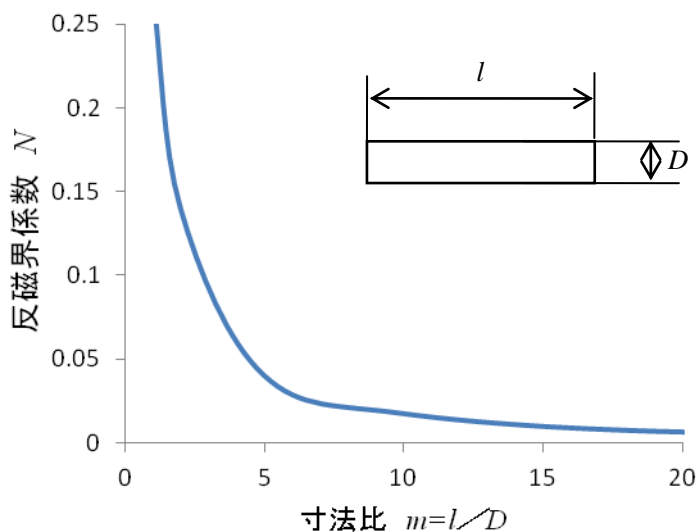


図-6.1.3 反磁界係数（棒）⁴⁾

以上より、コイルの自己インダクタンス L は、磁化率 χ_m が大きい領域（式(6.1.9)参照）においては、磁化率 χ_m が小さい領域（式(6.1.8)参照）より約 $1/N$ 倍大きい値になることが分かる。また、コイル巻き数を増大するにつれて起磁力 ni が増大することから、コイルの巻き数が小さい場合は磁化率 χ_m が小さい領域に対応し、コイルの巻き数を増大するにつれて、磁化率 χ_m が大きい領域へ作用領域が移行することが分かる。

これらの関係を表-6.1.1 に示す。表の中で H_c は鉄心の保持力を表している。また、 H_m は印加される最大の磁界の強さを示している。この表から、領域①においてはコイルのインダクタンスはほぼ一定であり、領域①から領域②に移行する際、インダクタンスが大きくなり、励磁電流が流れにくくなると考えることができる。なお、 H_m がさらに大きくなり飽和領域まで到達すると、磁化率 χ_m は再び小さくなるため、インダクタンスはまた小さくなることがわかる。励磁コイル磁化時のヒステリシス特性により励磁コイルのインダクタンスが変化し、励磁電流の波形の立ち上がりに影響をあたえることが示唆された。

表-6.1.1 ヒステリシス曲線上の動作点と見かけの磁化率 χ_r インダクタンス L の対応関係

| 領域 | ① | ② | ③ | ④ |
|-------------------|---------------|----------------------|------------------------------|----------------------|
| 曲線上の位置 | a → b | b → c | c → d | d → a |
| 磁界の強さ H | $H \leq 2H_c$ | $2H_c \leq H$ | $H_m - 2H_c \leq H \leq H_m$ | $H \leq H_m - 2H_c$ |
| 見かけの比磁化率 χ_r | 小 | 大 | 小 | 大 |
| コイルのインダクタンス L | $Sn\mu_0$ | $\frac{1}{N}Sn\mu_0$ | $Sn\mu_0$ | $\frac{1}{N}Sn\mu_0$ |

6.2 励磁コイルの設計⁷⁾

6.2.1 励磁コイルの構成

電磁鋼板のコイルの巻き付け位置の違いが、鋼製シースの振動特性に与える影響を把握するため、2種類の巻き付け状態を設定した。具体的には、厚さ約0.25mmのコの字型の電磁鋼板を250枚積層し、各電磁鋼板の間をポリイミドフィルムにより絶縁処理した鉄心に導線を巻き、励磁コイルを作製した。図-6.2.1に励磁コイルの外観と外形を示す。また、表-6.2.1に励磁コイルを構成する部材の概要を示す、電磁鋼板間の絶縁は、コイルに電流を流した際に発生する渦電流を抑制する目的で処理した。導線の巻き付け位置については、コの字型の鉄心の中央部分に導線を巻き付けるケース（鉄心中央）と、鉄心の両端部分の2か所に導線を巻き付けるケース（鉄心両端）の2種類を設定した。なお、導線は、中央部分に巻き付けるケースの巻き数と両端部分の2か所の巻き数の合計が等しくなるように巻いている。いずれのケースにおいても、導線の巻き数の違いを把握するため、直径2.0mmの導線を1巻きから1巻き刻みで38巻きとなるまで順次巻き付け、1ターンごとに計測を行った。

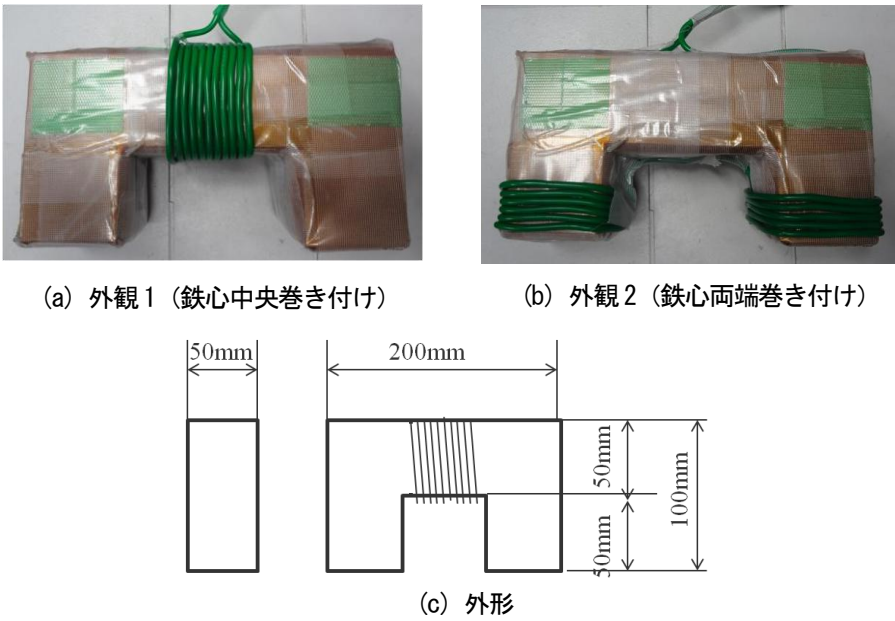


図-6.2.1 励磁コイルの外観と外形

表-6.2.1 励磁コイルの概要

| | |
|---------|----------------------------|
| 鋼板積層 | 250 [枚] |
| 絶縁材料 | カプトンフィルム |
| 導線公称断面積 | より線 3.5 [mm ²] |
| 巻き数 n | 1～38 [巻] |

6.2.2 磁束密度の計測方法

磁束密度の計測状況を図-6.2.2に示す。パルス電流発生装置を用いて、励磁コイルに瞬間的に電流を流すことにより、コイル周辺に磁界を発生させた。また、生じた磁界は、コイルの長手方向（200mm）の中央位置から端部側へ40mm、コイル端部の先端位置から20mm離隔した位置に設置したサーチコイル⁸⁾⁹⁾により計測した。サーチコイルの仕様を表-6.2.2に示す。サーチコイルで受信した信号は、サンプリング間隔0.2μsの電圧の時刻歴応答波形として波形収集装置に記録した。一例を図-6.2.3に示す。サーチコイルで計測した電圧波形は、誘導起電力であるため、以下の式を用いて、磁束密度の時刻歴応答波形へ換算した。

$$B = - \int \frac{V}{N_S} dt \quad (6.2.1)$$

ここで、 B ：磁束密度(T)、 V ：誘導起電力(V)、 N ：サーチコイルの巻き数(ターン)、 S ：サーチコイルの断面積(m²)である。図-6.2.3(a)に示す誘導起電力を磁束密度に換算した時刻歴波形を図-6.2.3(b)に示す。この図に示す磁束密度の最大値を「磁束密度の大きさ」と定義した。また、磁束密度が立ち上がる時刻から最大を示す時刻までの時間幅を「磁束密度の立ち上がり時間」として定義し、磁束密度の最大値を、「磁束密度の立ち上がり時間」で除したものを、「磁束密度の立ち上がり」とした。本研究では、「磁束密度の大きさ」、「磁束密度の立ち上がり時間」と「磁束密度の立ち上がり」を、動磁場により生じる磁束密度に関する特性値として、次節で示すシースの振動特性と比較することとした。

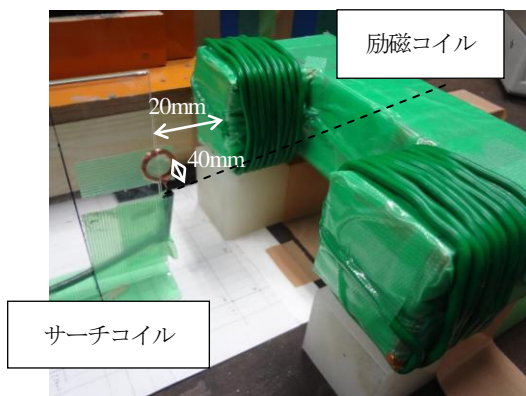
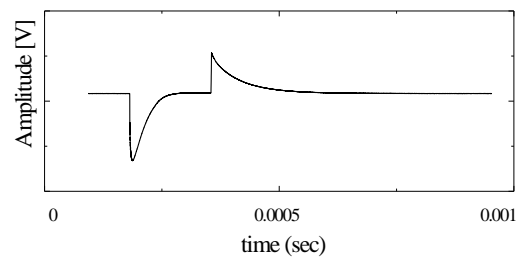


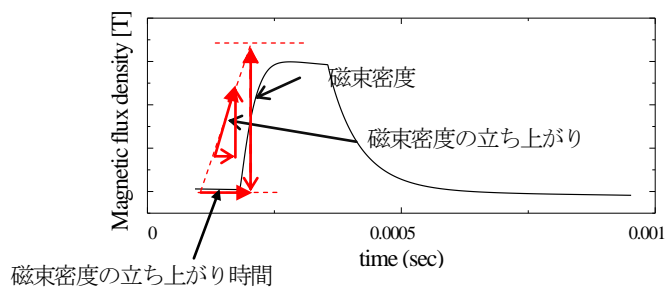
図-6.2.2 磁束密度の計測状況

表-6.2.2 サーチコイルの概要

| | |
|---------|---|
| 巻き数 N | 10 [巻] |
| 直径 | 1.55×10^{-2} [m] |
| 断面積 S | 1.89×10^{-4} [m ²] |



(a) 誘導起電力 V (サーチコイル)



(b) 磁束密度 B

図-6.2.3 磁束密度の時刻歴応答波形

6.2.3 鋼製シースの振動特性の計測方法

図-6.2.4 に、鋼製シースの振動特性を把握するための計測配置を示す。また、図-6.2.5 に計測状況を示す。励磁コイルは、シース長手方向と平行にし、シース端部の先端から 70mm 離隔した位置に設置した。コイルにパルス状の励磁電流を流すことにより、コイル周辺に瞬間的な磁場が発生し、鋼製シースが振動する。

シースの振動は、レーザードップラ振動計（以後、LDV）により受信した。LDV は、励磁コイルと反対側のシース表面を照射するように設置した（図-6.2.4）。LDV は、対象物の表面にレーザー光を照射し、反射する光に生じた周波数変化から振動の速度を捉えるものである。LDV を用いることにより、磁場の影響を受けずに、鋼製シースの振動特性を把握することが可能である。LDV で測定した信号は、プリアンプで 40dB の増幅処理を行った後、サンプリング間隔 0.2μs の電圧の時刻歴応答波形として波形収集装置に記録した。尚、レーザー光の反射を安定に受信できるよう、シース表面に入射光を乱反射させる性質をもつ反射シール（10mm×10mm）を貼り付けて計測を行った。

受信波形における振動特性を定量的に表現するため、式(6.2.2)で定義される波形エネルギーを算出した。

$$E = \sum_{i=0}^n y_i^2 \quad (6.2.2)$$

ここに、 E ：波形エネルギー(V^2)、 y_i ：サンプリングする各点における振幅(V)、 n ：サンプリング数($n=5,000$ ：0～10,000μsec)である。

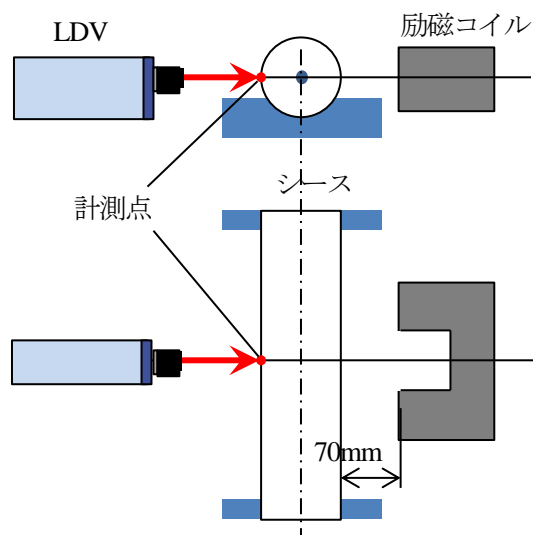


図-6.2.4 シースの振動特性を把握するための計測配置

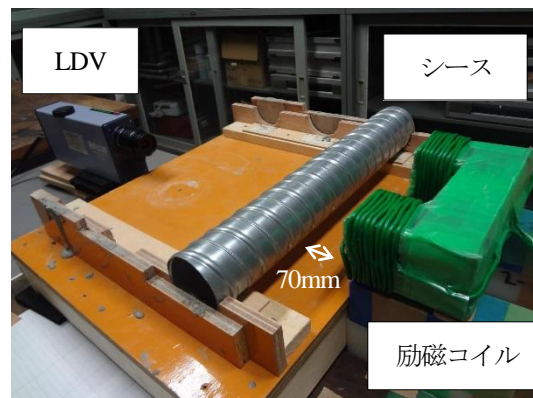


図-6. 2. 5 シースの振動特性の計測状況

導線を鉄心中央部に巻き付けたケースにおける LDV で受信したシースの振動波形の一例を図-6. 2. 6に示す。ここで、LDV では正の値が LDV に近づく向きである。波形の初動部が正の方向へ変化していることから、シースは最初 LDV に近づく方向に変化していることがわかる。

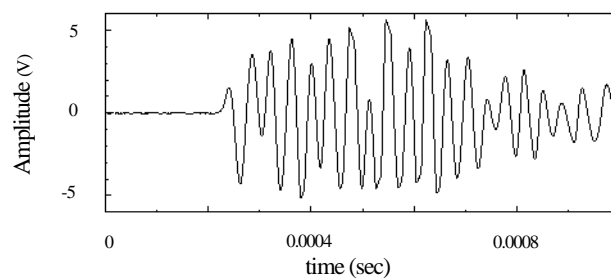


図-6. 2. 6 シース背面の振動応答

6.3 導線の巻き付け位置がシースの振動特性に与える影響

導線の巻き付け位置が振動特性に与える影響を評価することとした。シースの振動と磁場の関係を明らかにするために、導線の巻き数を1巻きずつ順次増やしていき、巻き数が変化するたびに磁場の特性を示すパラメータも計測した。導線の巻き数と磁束密度の大きさの関係を図-6.3.1に、磁束密度の立ち上がりとの関係を図-6.3.2に、シースの振動の波形エネルギーとの関係を図-6.3.3に、磁束密度の立ち上がり時間との関係を図-6.3.4に示す。各グラフにおいて、横軸はコイルの巻き数を示している。また、青のグラフは鉄心中央部に巻き付けたケースを、赤のグラフは鉄心両端部に巻き付けたケースを示している。コイルの巻き付け位置がこれら磁束密度、シースの振動特性に与える影響を表-6.3.1にまとめている。

図-6.3.1から、巻き数が大きくなると、磁束密度の大きさも増加する傾向を示すことがわかった。一方、図-6.3.2より、磁束密度の立ち上がりは、コイルを鉄心両端部に巻き付ける場合は、鉄心中央部へ巻き付けた場合と比較し、磁束密度の立ち上がりが大きくなることがわかった。これは、コイルを鉄心両端部に巻き付ける方が、シースに磁束が集中するためであると考えられる。また、図-6.3.3より導線を鉄心両端部に巻き付けた場合は波形エネルギーが大きくなり、シースにより大きな振動が発生していることがわかる。また、図-6.3.3の鉄心両端部に巻き付けた場合において、波形エネルギーが変曲点に達する巻き数があることから、シースの振動を大きくする最適な巻き数が存在することが明らかとなった。さらに、図-6.3.2と図-6.3.3との比較から、導線の巻き位置が鉄心中央の場合も鉄心両端の場合も、波形エネルギーが最大値を示す巻き数と、磁束密度の立ち上がりが最大値を示す巻き数が対応していることがわかった。

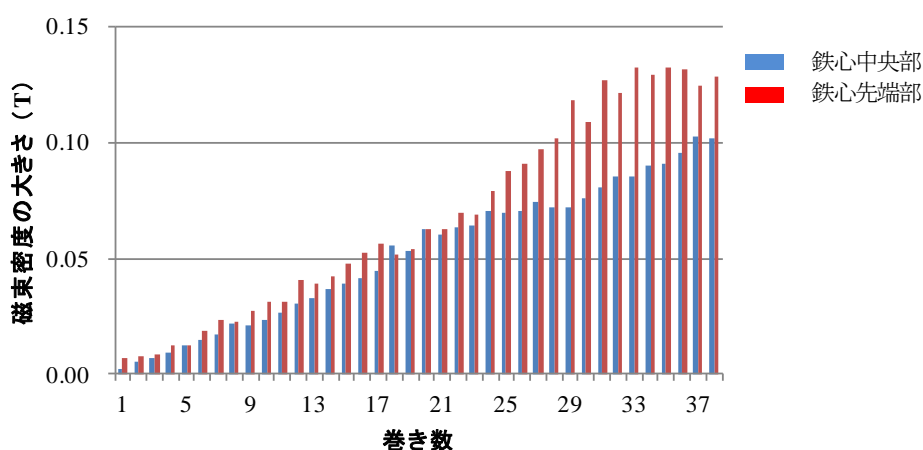


図-6.3.1 巻き数と磁束密度

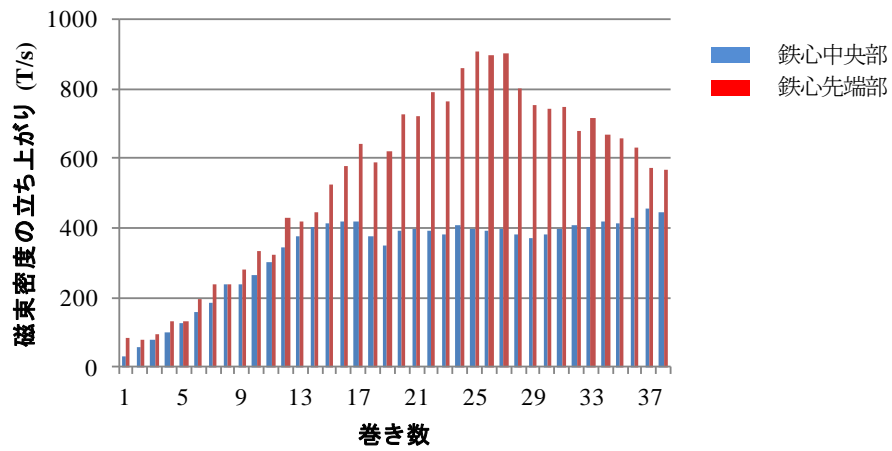


図-6.3.2 巻き数と磁束密度の立ち上がり

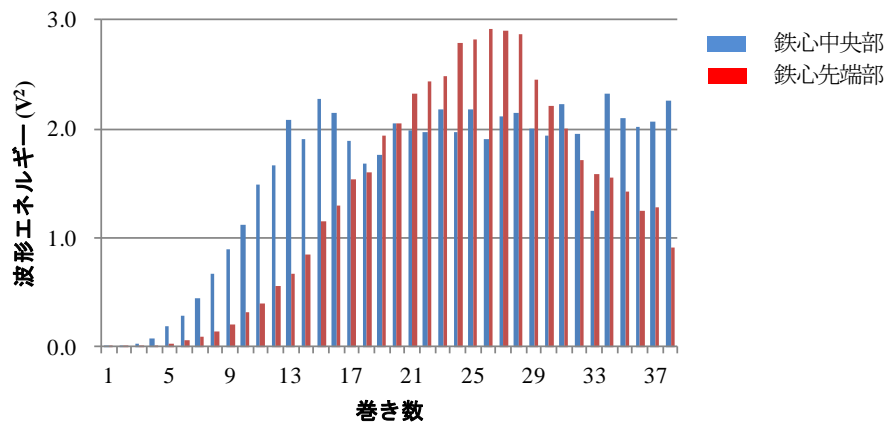


図-6.3.3 巻き数と波形エネルギー

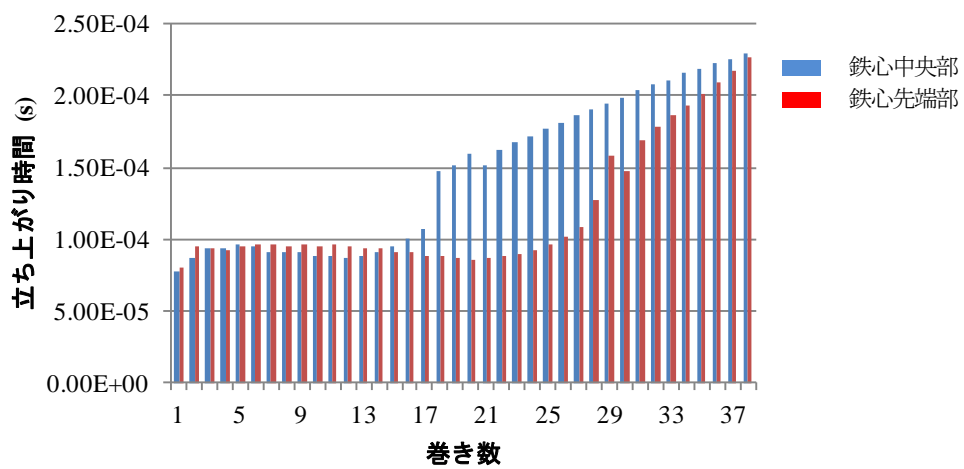


図-6.3.4 巻き数と磁束密度の立ち上がり時間

表-6.3.1 導線の巻き付け位置が磁束密度、シースの振動特性に与える影響

| 評価項目 | 評価 |
|------------------------------|---|
| 磁束密度 (図-6.3.1 参照) | 巻き数が 20 巻き程度までは、磁束密度の大きさが 2 つのケースで同様に増加する傾向を示す。しかし、巻き数が 20 巻きより大きくなるとコイルの巻き位置が鉄心両端のケースが鉄心中央のケースより大きくなる。また、鉄心両端のケースは、34 巻きあたりから磁束密度が飽和するような変化を示す。 |
| 磁束密度の立ち上がり (図-6.3.2 参照) | 巻き数が 14 巻き程度までは、磁束密度の大きさが 2 つのケースで同様に増加する傾向を示す。さらに巻き数が大きくなると、コイルを鉄心中央部に巻き付ける場合は値が変化しないようになる。一方、鉄心両端部に巻き付ける場合は、巻き数が 25 巻き程度まで増加し続け、それより大きくなると減少する傾向が見られた。 |
| 波形エネルギー (図-6.3.3 参照) | コイルの巻き位置が鉄心中央の場合も鉄心両端の場合も、巻き数の増加とともに波形エネルギーが大きくなり、それぞれある巻き数を境に頭打ちとなる。巻き数が小さい場合は、鉄心中央の場合の方が鉄心両端の場合より大きく増加し、15 巻きより大きくなると減少し、やがてほぼ一定の値を示した。鉄心両端の場合は、26 巻きまで増大し、それより大きい巻き数で減少した。 |
| 磁束密度の立ち上がり時間 (図-6.3.4 参照) | コイルの巻き位置が鉄心中央の場合は、17 巻きまではほぼ一定の値であり、18 巻きで大きく増大する。それより大きい巻き数では徐々に値が増大する変化を示す。鉄心両端の場合は、25 巻きまではほぼ一定の値であり、25 巻きから 29 巻きへ向けて大きく増大する。それより大きい巻き数では徐々に値が増大する変化を示す。 |

6.3.1 磁束密度の立ち上がりの考察

前節6.3より、波形エネルギーの最大値を示す巻き数と、磁束密度の立ち上がりの最大値を示す巻き数が対応していることがわかった。磁束密度の立ち上がりは、図-6.2.3に示すように磁束密度と磁束密度の立ち上がり時間の比で求めている。磁束密度はコイルの巻き数が増大することにより大きくなるが、磁束密度の立ち上がり時間は巻き数が増えてもあまり変化しない。このため、磁束密度の立ち上がり時間が大きく変化する巻き数において、波形エネルギーが最大になる。このことから、シースの振動と磁束密度の立ち上がり時間は強い関係があることがわかる。そこで、コイルの巻き数が増大しても、磁束密度の立ち上がり時間はできるだけ小さい値で変化しないことが、シースの振動を大きくする要因になると考えられる。

まず、磁束密度の立ち上がり時間がある巻き数まではほぼ一定で、それより大きい巻き数で増大する理由を考察する。6.1.1項において、励磁電流に及ぼす励磁コイルの磁化特性の影響の検討を行っ

た。この検討に基づき得られたヒステリシス曲線上の動作点と励磁コイルのインダクタンス L の対応関係（表-6.1.1）において、図-6.1.2に示すヒステリシス曲線上の動作点 $a \rightarrow b$ （領域①）から、 $b \rightarrow c$ （領域②）へ移行する際、インダクタンス L が変化することが示された。すなわち、磁束密度の立ち上がり時間の変化は、領域①においてはコイルのインダクタンスがほぼ一定であり、領域②においてインダクタンスは大きくなり、励磁電流が流れにくくなるという検討結果から説明できると考えられる。図-6.3.6に磁束密度の立ち上がり時間における変化とヒステリシス曲線上の動作点との対応を示す。

次に、図-6.3.2において、磁束密度の立ち上がりがコイル巻き付け位置により変化している理由について考察する。コイルの巻き数が増大することにより外部磁界が増大するが、コイルの巻き付け位置が異なることにより、鉄心からの漏れ磁束が変化する。また鉄心を貫通する磁束が変化するため、励磁コイルの端面に誘起される磁化が変化する。このため、この磁荷により誘起される反磁界の影響で巻き位置が異なる双方の励磁コイルの見掛けの特性が変化する。これが、領域①、領域②の境界位置の違いを発生させると考えられる。

コイルを鉄心両端部に巻き付けたケースでは、鉄心端面にコイルが近接しているため反磁界作用が強く作用すると考えられる。このため、磁束密度の立ち上がり時間は、銅線を中央部に巻き付けた場合よりも大きい巻き数まで一定で変化しなかったと考えられる。

以上より、シースの振動は励磁コイルの巻き付け位置と鉄心の磁化特性、特にヒステリシス曲線の影響を受けることがわかった。これより、コイルの巻き数を磁化特性で決まる最適な巻き数に設定することにより、シースの振動を大きくすることが可能であることがわかった。

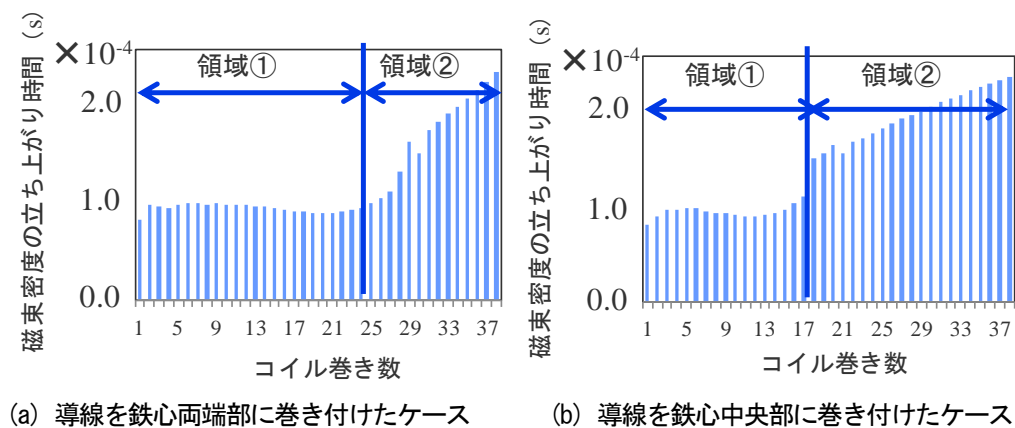


図-6.3.6 磁束密度の立ち上がり時間

6.4 供試体におけるグラウト充填状況評価の実験

磁気的入力により，供試体内に埋設されているシース内部のグラウト充填状況の評価を行った。供試体は，第4章で導入した部分未充填評価のための供試体-Cである。図-6.4.1に計測状況を示す。第5章において，励磁コイルのコイル巻き付け位置，および励磁コイルの配置がシースの振動に与える影響につき評価した結果，先端にコイルを巻き，励磁コイルをシース長手方向に平行に配置した場合に最も振動エネルギーが大きくなる結果が得られた。このため，本実験においては，励磁コイルをシースの直上で長手方向に平行に配置し，コンクリート表面から20mm離して設置した。また，シースからの弾性波の応答を検出するAEセンサは，シース直上位置で，励磁コイルの中央部に設置した。AEセンサは接触媒質を介してコンクリート表面に貼付した。AEセンサで受信した信号は，プリアンプで40dB増幅され，0.2 μ sにてサンプリングした。充填率の異なる各区間の中央位置で計測した。AEセンサで受信した波形の振動の大きさを評価するため，式(6.2.2)で定義した波形エネルギーを算出した。



(a) 励磁コイルの配置



(b) AE センサの設置

図-6.4.1 計測状況（供試体-C）

6.4.1 グラウト充填率の違いがシース振動波形に与える影響

図-6.4.2に、シース埋設深さ50mmのシース直上で受信した波形を示す。充填率ごとに比較すると、充填率が高いほど波形の減衰が大きくなる傾向が見られる。鋼製シース内のグラウト充填率が大きくなることにより、鋼製シースがグラウトによる拘束を受け、振動が抑制されるためと考えられる。この現象を定量的に表現するために、算出した波形エネルギー比の結果を図-6.4.3に示す。波形エネルギー比は、グラウト充填率0%で算出した波形エネルギーの値に対する、各充填率で算出した波形エネルギーの値の比である。図から、充填率0%で最も大きな値を取り、充填率が上がるにつれて概ね減少傾向にあることがわかる。さらに、充填率100%の値は、充填率0%の値の15%以下、他のどの充填率の値の50%以下となることが確認できる。

図-6.4.4に、シース埋設深さ100mmでの受信波形を示す。充填率に対する振幅の変化は概ね埋設深さ50mmのケースと同様である。また、波形エネルギー比を算出した結果を図-6.4.5に示す。グラウト充填率0%と100%の差異は明確に表れた。グラウト充填率75%の場合は、充填率50%の場合とほぼ等しい値が得られた。

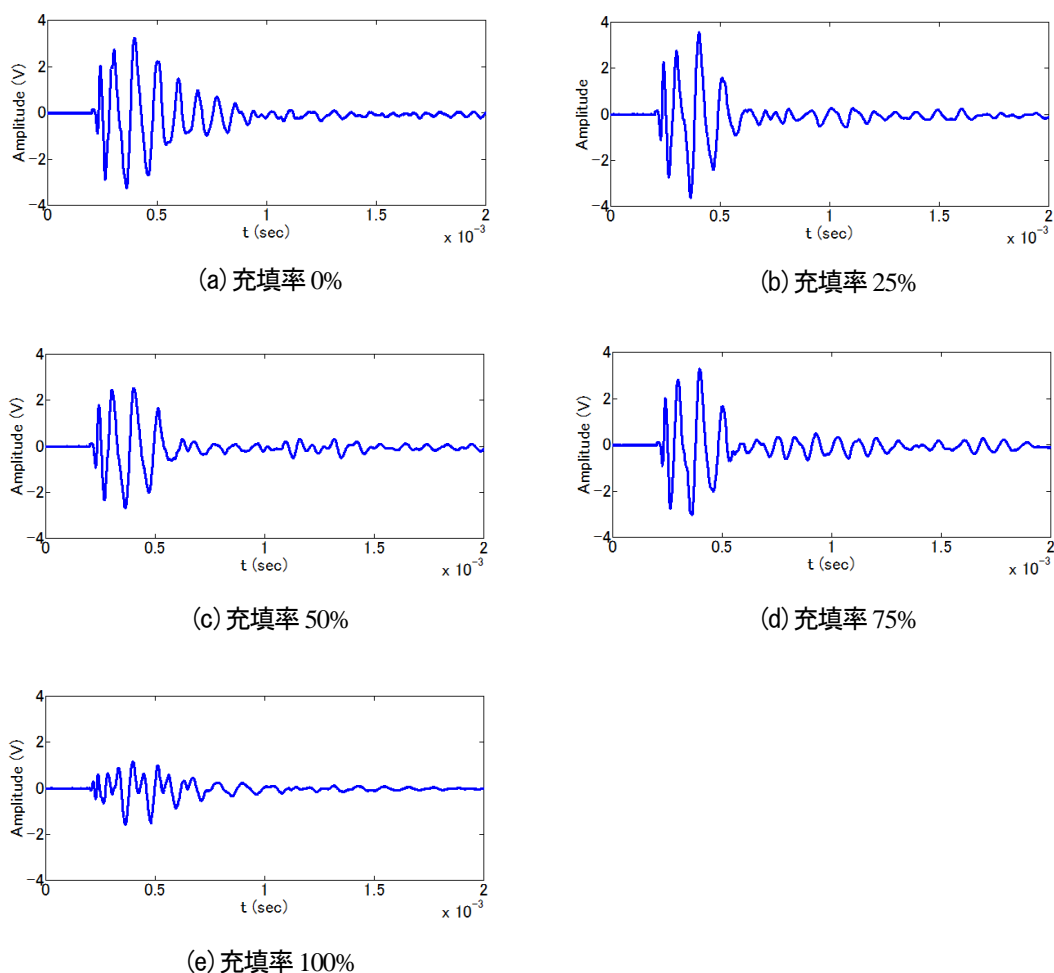


図-6.4.2 受信波形（埋設深さ 50mm）

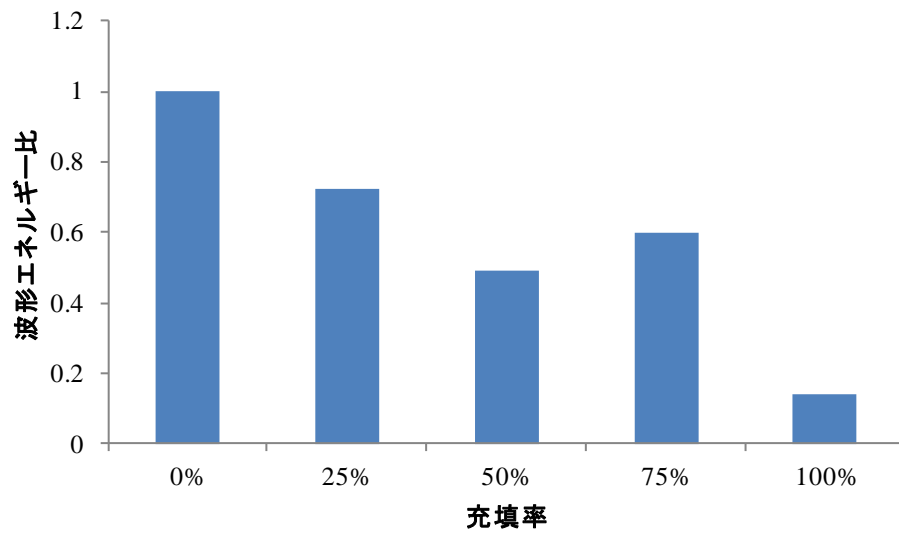
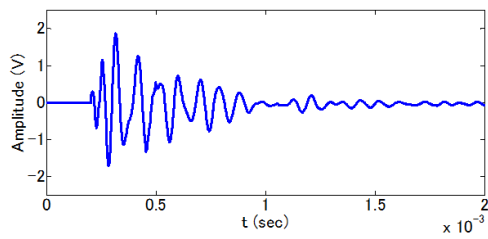
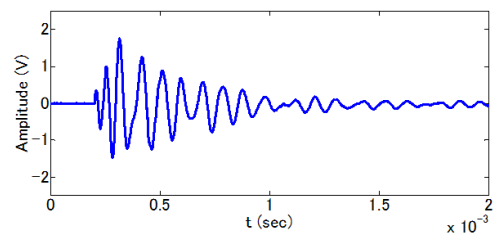


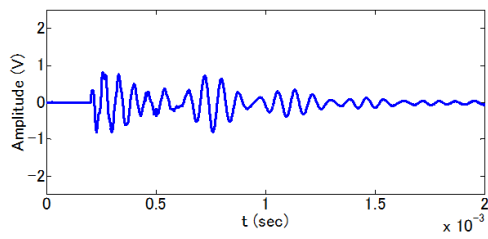
図-6.4.3 波形エネルギー比（埋設深さ 50mm）



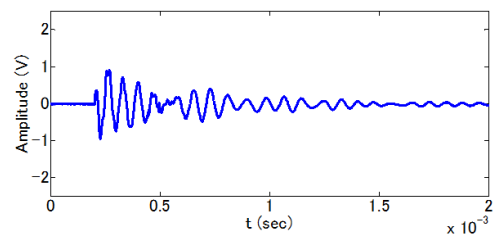
(a) 充填率 0%



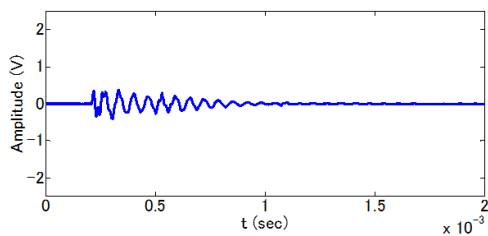
(b) 充填率 25%



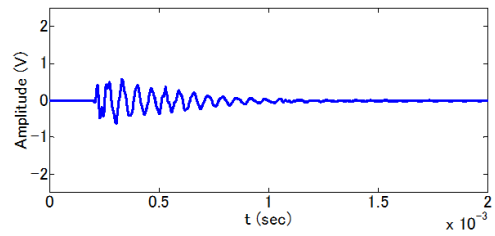
(c) 充填率 50%



(d) 充填率 75%



(e) 充填率 100%



(e) センサ単体

図-6.4.4 受信波形（埋設深さ 100mm）

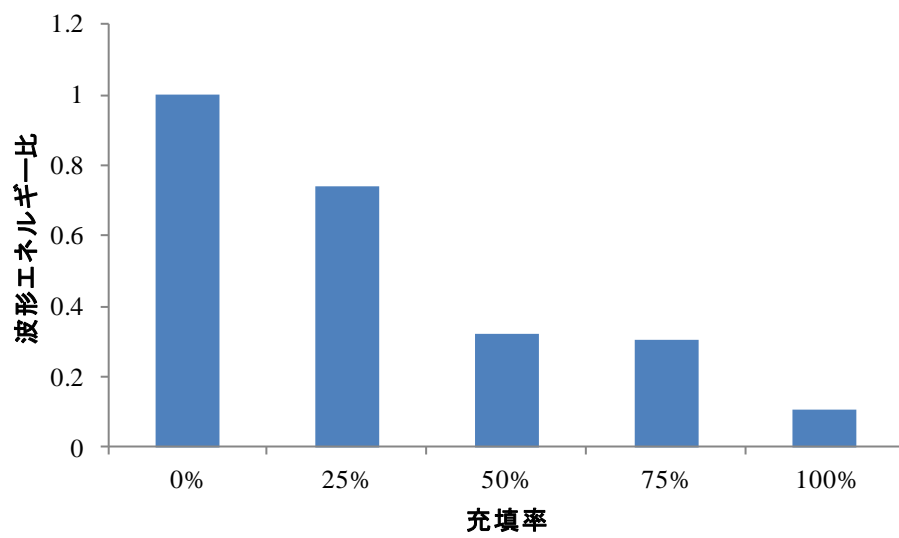


図-6.4.5 波形エネルギー比（埋設深さ 100mm）

6.5 まとめ

- 1) 磁気的入力方法において、励磁電流を発生する電源の電気的特性と励起される磁場との関係を回路の過渡現象として理論解析し、励磁コイル磁化時のヒステリシス特性により、励磁コイルのインダクタンスが変化し、励磁電流の波形の立ち上がりに影響をあたえることを明らかにした。
- 2) 発生する磁場の動的特性を計測する測定システムを導入し、励磁コイルの電気的仕様、形状、計測配置がシースの振動特性に与える影響につき実験的に明らかにした。
- 3) シースの振動は、磁束密度の立ち上がりの影響を受けることが明らかになった。また、コイルを鉄心両端部に巻き付ける場合は、鉄心中央部へ巻き付けた場合と比較し、磁束密度の立ち上がりが大きくなることがわかった。
- 4) 磁束密度の立ち上がり時間が大きく変化する巻き数において、シースの振動の波形エネルギーが最大になることを確認した。これより、コイルの巻き数を磁化特性で決まる最適な巻き数に設定することにより、シースの振動を大きくすることが可能であることが示唆された。
- 5) 部分未充填を模擬した供試体において、コンクリート表面で受信した弾性波の波形エネルギーにより、PC グラウト充填状況を把握することが可能であることが明らかになった。
- 6) シース内の未充填部においては、完全充填部と比較してシースの振動は大きくなり、しかも、充填率が小さくなるにつれて、その振動は大きくなることがわかった。
- 7) コンクリート表面に設置したセンサで受信した弾性波の波形エネルギーにより、埋設深さ 100mm までは PC グラウト充填状況を概ね把握することが可能であることが明らかになった。

参考文献

- 1) 川西健次：電磁気学，コロナ社，pp.169-178，1959.
- 2) 熊谷寛夫，荒川泰二：電磁気学(朝倉物理学講座5)，朝倉書店，pp.122-138，1965.
- 3) 同上，p.127.
- 4) 近角聡信，太田恵造，安達健五，津屋昇，石川義和編：磁性体ハンドブック，朝倉書店，2006.4.
- 5) 山田一，脇若弘之：磁気回路の反磁界係数，信州大学工学部紀要 34，pp.105-118，1973.
- 6) 桜井良文編：現代磁気工学，オーム社，pp.11-46，1981.
- 7) 前田洋祐：電磁パルス法によるPCグラウト充填評価手法に関する基礎的研究，平成26年度大阪大学大学院修士論文，2015.2
- 8) 出江紳一，大内田裕，沖田太志，鈴木栄三郎，阿部利彦，永富良一，中里信和，高木敏行：積分回路を用いたパルス磁場計測装置の開発—計測値と理論値の比較からみた有用性の検討，
Japanese Journal of Comprehensive Rehabilitation Science，2012
- 9) 後藤憲一，山崎修一郎：詳解電磁気学演習，共立出版，pp.262-271，1970.

第 7 章 入力方法の異なる衝撃弾性波法のグラウト充填状況評価への適用性の検討

7.1 はじめに

機械的入力方法、磁気的入力方法について、グラウト充填状況評価への適用性につき個別に評価を行ってきた。本章では、これら 2 方法について共通の供試体でそれぞれの特性を評価し、両方法の相違を明らかにすることを目的とした。

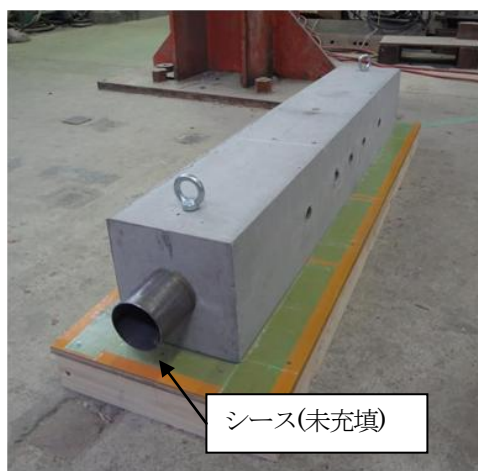
機械的入力方法では、鋼球などで比較的大きい衝撃入力をコンクリート表面の 1 点に集中して与え、弾性波を発生させる。しかしながら、埋設されたシースに向けて弾性波が伝播する間に波動はコンクリート内で次第に拡散し、シースに到達すると広い範囲でシースを振動させる。一方、磁気的入力方法では、磁気エネルギーが磁場を介して直接シースに伝達されるが、励磁コイルの構造、配置により、磁場が空間上を伝播する際に磁束が広がり、シース上では広い範囲で振動が励起される。このため、機械的入力方法、磁気的入力方法により励起されたシースの振動を直接観察することにより、これらの方法の特性の相違が明確に把握できると考えられる。

これまでの研究においては、シースの振動がコンクリート表面に伝播した後の弾性波の挙動に対する評価は行っているが、シース上の振動特性についてはよく知られていない。シースの振動を計測する利点は、衝撃入力とともに発生する表面波の影響や、電磁雑音の影響を受けることなく、入力された衝撃が対象とするシースにどのような作用を及ぼしているか把握できることにある。そこで、本章では機械的入力、および磁気的入力の特性の差異を明確にする目的で、観察孔によりシースの振動を直接観測できる供試体を用い、入力方法の違いがシースに作用する衝撃力の範囲、シースの振動特性に及ぼす影響について明らかにした。また、グラウト未充填を検出するために SN 比を高める観点からは、磁気的入力方法が機械的入力方法に対して優位性を示すことを明らかにした。また、グラウト充填状況評価への適用性の観点では、計測配置の影響が大きいことを明らかにした。さらに、実構造物への適用を考慮し、計測配置に対応して適切な評価指標と機械的入力、磁気的入力を組合せた PC グラウト充填評価のフローを提案した。

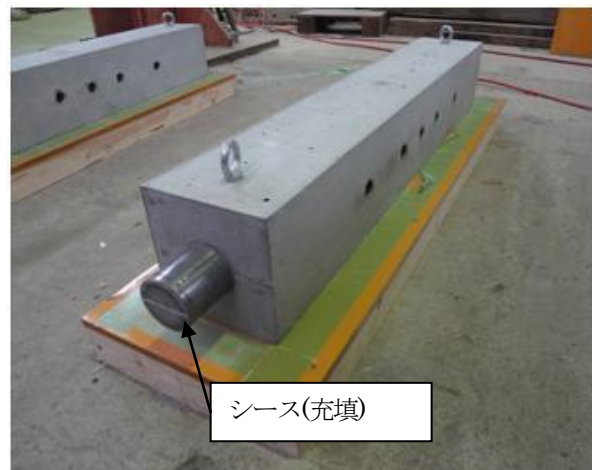
7.2 共通の供試体における実験

7.2.1 磁性体を埋設した供試体

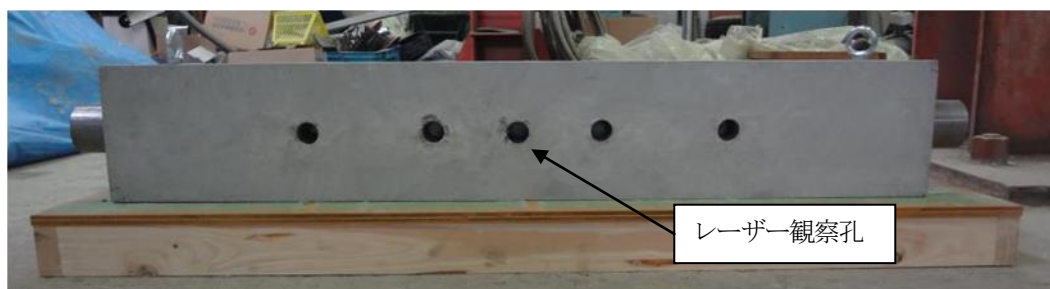
本研究で対象とした小型コンクリート供試体の外観を図-7.2.1 に示す。供試体の外形は、縦 163.5mm、横 1000mm、奥行 163.5mm であり、内部に外形 63.5mm、厚さ 1.6mm の鋼製シースを埋設している。コンクリート表面からシースまでのかぶり厚は 50mm である。供試体の概寸を図-7.2.2 に示す。コンクリートに埋設されたシース面上の振動特性を把握するために、供試体は2体作製し、1体はシース内にグラウトを充填せず、もう1体はグラウトを完全充填した（図-7.2.1(a), (b) 参照）。コンクリート表面からシースまで直径 28mm の孔（以後、レーザー観察孔）を設け、レーザードップラー振動計（LDV）によりコンクリートに埋設されているシースの振動を直接検出できるようにした。レーザー観察孔は、供試体中央に1箇所、供試体中央から左右の方向に 100mm、250mm の位置にそれぞれ2箇所、計5箇所を開けている。レーザー観察孔の内部のシース面にはレーザー光を乱反射させる性質をもつ反射シールを貼付している。



(a) グラウト未充填供試体



(b) グラウト充填供試体



(c) 観察孔の配置

図-7.2.1 供試体の概要

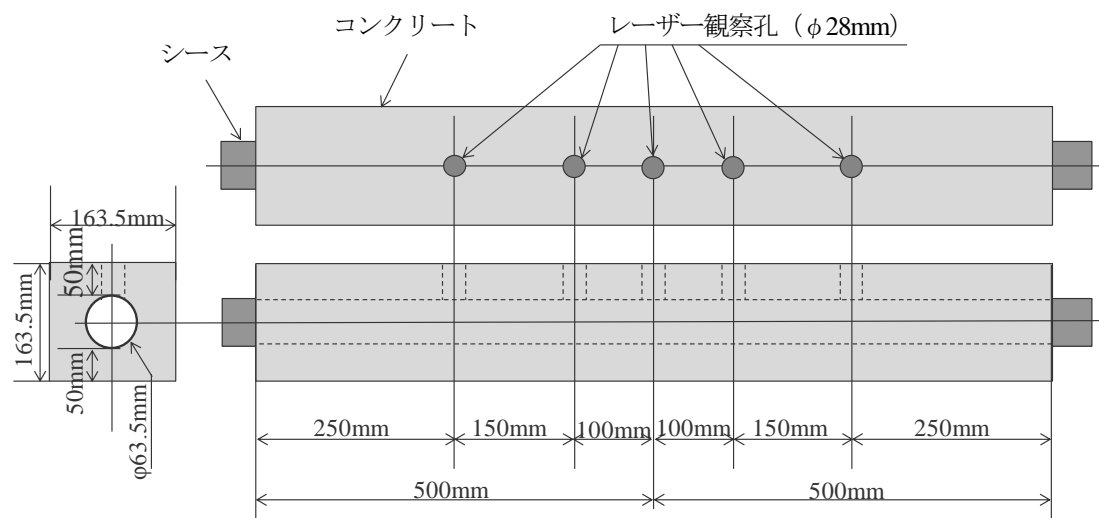


図-7.2.2 供試体の詳細

7.2.2 コンクリートに埋設されたシースの機械的入力による振動特性の計測

シース面上の振動を計測するため、衝撃入力をレーザー観察孔と反対面に設置した場合と、同一面に設定した場合の2つのケースにつき実験を行った。いずれのケースにおいても同じ大きさの衝撃を与えることにより、弾性波が伝播する際に、衝撃入力と同一側のシース面と反対側のシース面の振動がどのように励起されるか観察できる（以降、衝撃入力に対して同一側になるシース面を「入力側シース面」、反対側になるシース面を「反対側シース面」と表わす。）。このため、第4章で導入した衝撃入力を電圧で制御できる衝撃入力装置を使用し、一定電圧で駆動することにより同一の衝撃入力を与えた。

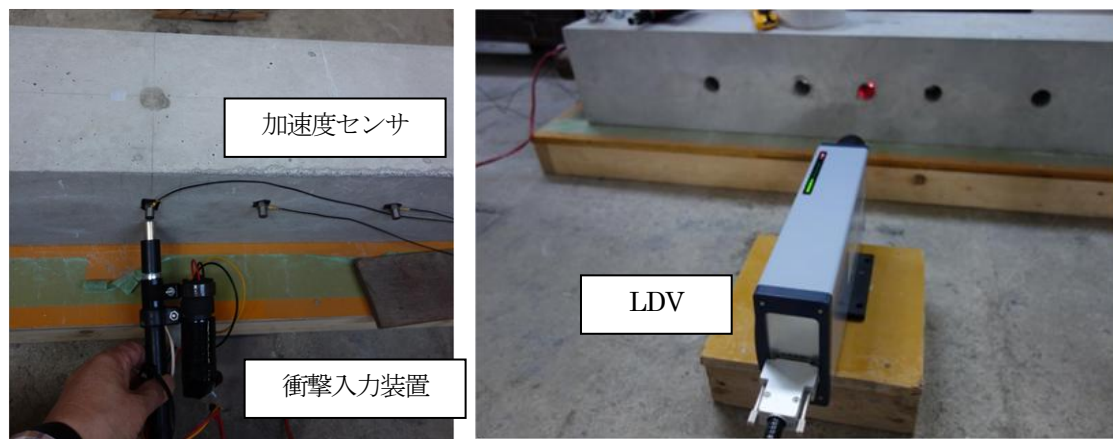
7.2.2.1 衝撃入力と反対側のシース面の振動

図-7.2.3 にシース面上の振動の計測状況を示している。鋼球は $\phi 6\text{mm}$ 、 10mm 、 12mm を使用した。計測配置を図-7.2.4 に示す。衝撃入力は、レーザー観察孔の裏側面から行った。コンクリートに埋設されたシース面の振動はLDVにて計測した。計測点は供試体中央（計測点-1）、供試体中央から 150mm の位置（計測点-2）、 250mm の位置（計測点-3）の3点で行った。LDVで測定した信号は、プリアンプで 40dB 増幅後、 $1\mu\text{s}$ でサンプリングを行い、データレコーダに記録した。

LDVで受信した波形の振動特性を評価するため第6章で定義した波形エネルギー（式(6.2.2)）を算出した。

図-7.2.5、図-7.2.6 に計測点-1 において LDV で受信されたシース上での振動波形を示す。図-7.2.5 は未充填シースの振動波形であり、図-7.2.6 は充填シースにおける振動波形である。おのこのグラフにおいて、(a)は鋼球径 6mm 、(b)は鋼球径 10mm 、(c)は鋼球径 12mm の結果を示している。また、図-7.2.7 は、それぞれの波形の波形エネルギーを求めた結果を示している。波形エネルギーは鋼球径 $\phi 6\text{mm}$ が最も小さく、 $\phi 10\text{mm}$ が最も大きい値を示した。また、いずれの鋼球径のケースにおいても、未充填部の波形エネルギーは充填部の波形エネルギーより小さい結果となっている。この理由としては、未充填部においては衝撃入力と同一側のシース面での反射が大きく、反対側のシース面に伝達される波形エネルギーが小さいと考えられる。一方、充填部においては、シース内部のグラウトを伝播して衝撃入力と反対側のシース面に伝達される波形エネルギーが大きいと考えられる。

図-7.2.8 に計測点-1, 2, 3 において受信されたシースの波形エネルギーを示す。充填部における波形エネルギーの変化から、シースの振動範囲は、 $\phi 6\text{mm}$ においては供試体中央から 100mm 程度、 $\phi 10\text{mm}$ 、 $\phi 12\text{mm}$ においては、供試体中央から $0\text{mm}\sim 100\text{mm}$ の間にあると考えられることがわかった。



(a) 衝撃入力装置

(b) LDV によるシース面の振動計測

図-7. 2. 3 機械的入力による計測状況（衝撃入力と反対側のシース面の振動計測）

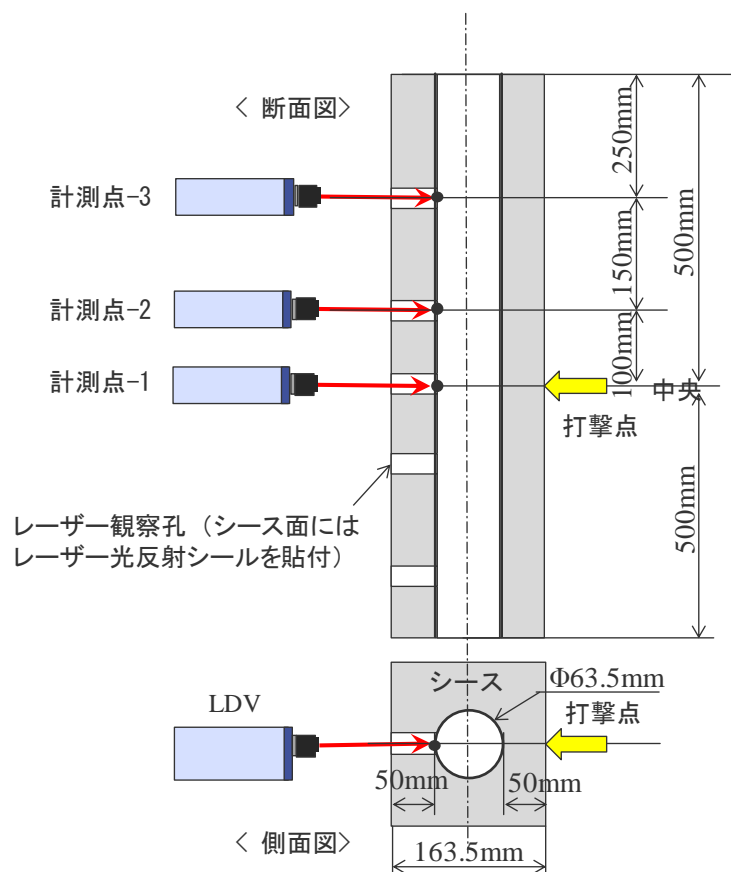
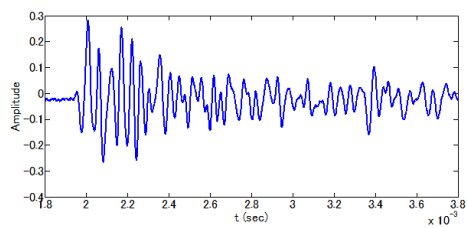
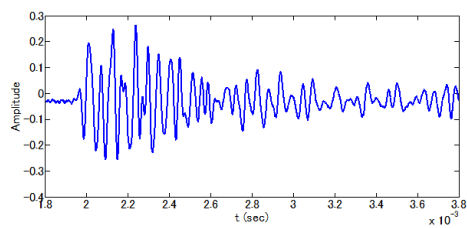


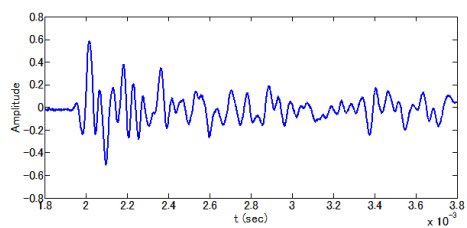
図-7. 2. 4 機械的入力による計測配置（衝撃入力と反対側のシース面の振動計測）



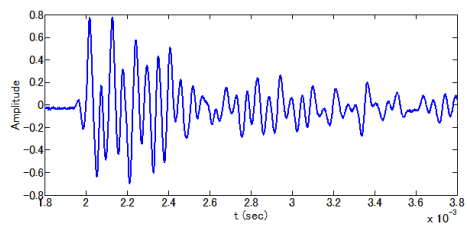
(a) 鋼球径 $\phi 6\text{mm}$



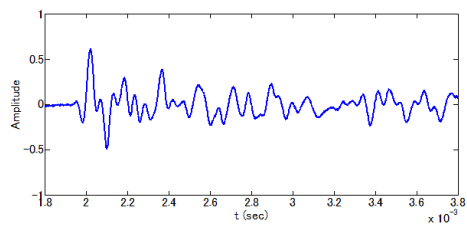
(a) 鋼球径 $\phi 6\text{mm}$



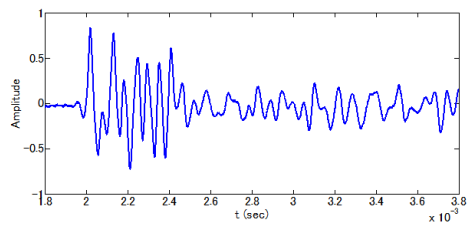
(b) 鋼球径 $\phi 10\text{mm}$



(b) 鋼球径 $\phi 10\text{mm}$



(c) 鋼球径 $\phi 12\text{mm}$



(c) 鋼球径 $\phi 12\text{mm}$

図-7.2.5 反対側シース面の振動波形（未充填）

図-7.2.6 反対側シース面の振動波形（充填）

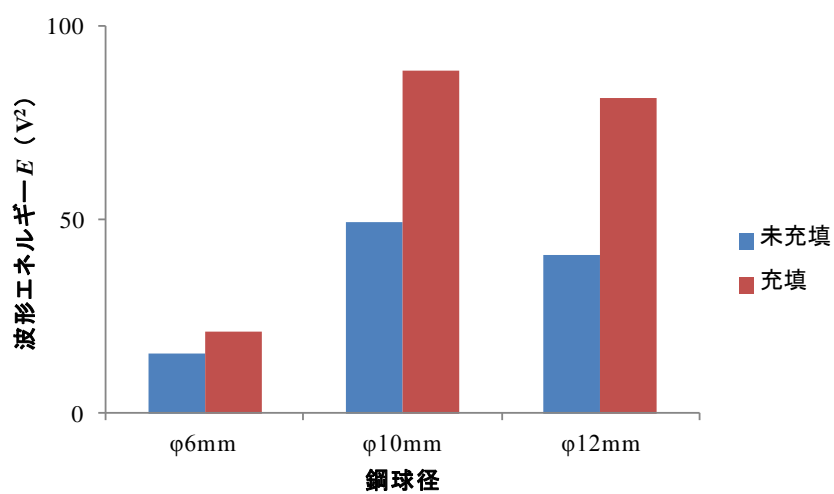
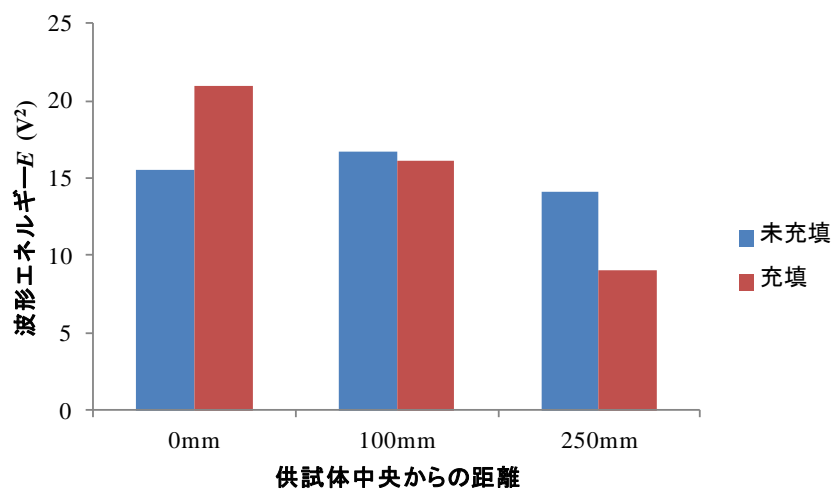
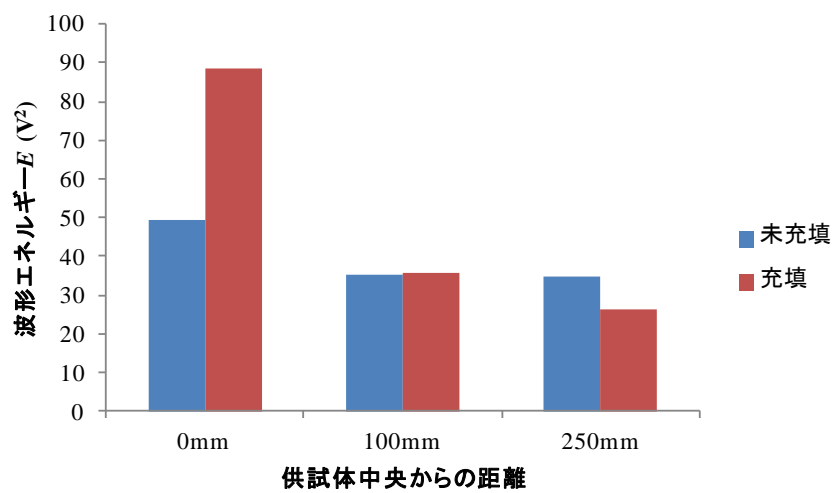


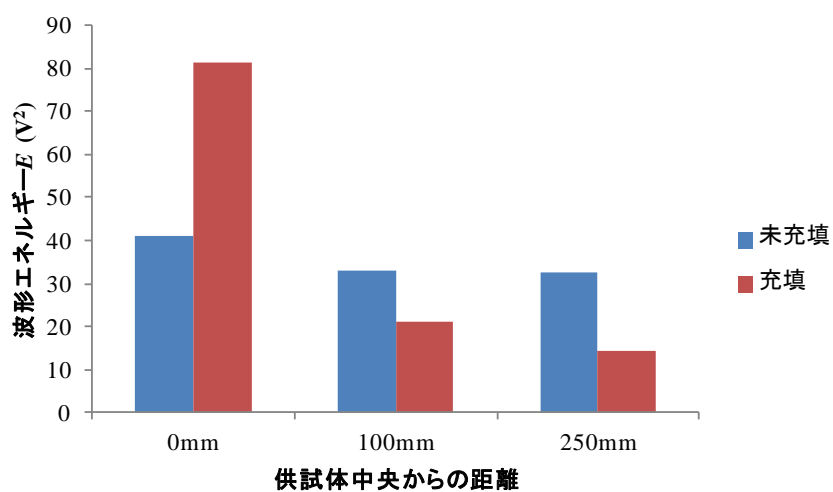
図-7.2.7 計測点-1における反対側シース面の波形エネルギー（機械的入力）



(a) 鋼球径 $\phi 6\text{mm}$



(b) 鋼球径 $\phi 10\text{mm}$



(c) 鋼球径 $\phi 12\text{mm}$

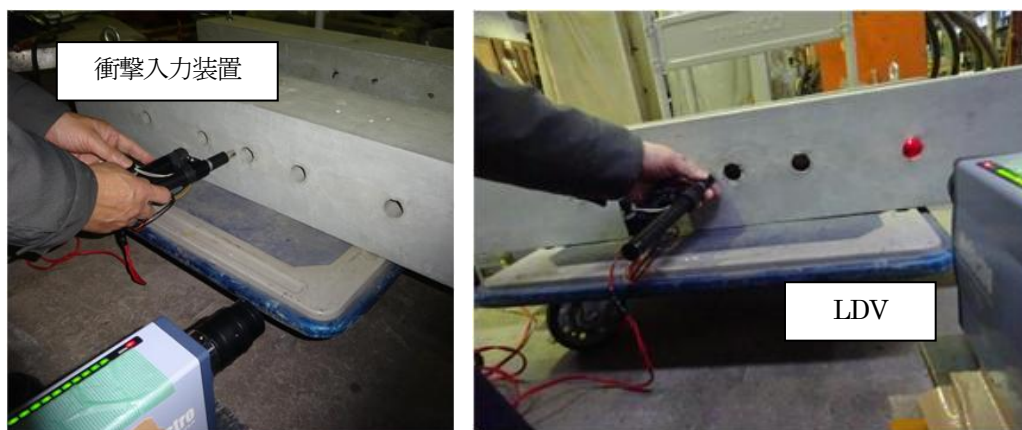
図-7.2.8 衝撃入力と反対側のシース面の振動範囲（機械的入力）

7.2.2.2 衝撃入力と同一側のシース面の振動

図-7.2.9 に衝撃入力と同一側のシース面の振動の計測状況を示している。鋼球は前ケースと同じく $\phi 6\text{mm}$ 、 10mm 、 12mm を使用した。計測配置を図-7.2.10 に示す。衝撃入力は、レーザー観察孔と同一面において計測点-1 から 10mm 長手方向に離隔した点にて行った。計測点も同じく供試体中央（計測点-1）、供試体中央から 150mm の位置（計測点-2）、 250mm の位置（計測点-3）の3点で行った。

図-7.2.11 に計測点-1 における未充填シースの振動波形を、図-7.2.12 に充填シースの振動波形を示す。また、図-7.2.13 は、それぞれの鋼球径に対して得られた計測点-1 における波形エネルギーを示している。鋼球径 $\phi 6\text{mm}$ 、 10mm においては、未充填シースの波形エネルギーは充填シースの波形エネルギーより小さい結果となった。一方、鋼球径 $\phi 12\text{mm}$ においては、未充填シースの波形エネルギーは充填シースの波形エネルギーより大きい結果となった。

図-7.2.14 に計測点-1、2、3 において受信されたシースの波形エネルギーを示す。充填部においては、衝撃入力位置から遠ざかるにつれて波形エネルギーが小さくなるのに対し、未充填部においては、衝撃入力位置より 250mm 離隔した計測点-3 において波形エネルギーが大きくなる傾向が見られた。また、鋼球径 $\phi 6\text{mm}$ 、 10mm においては、計測点-1 において未充填部の波形エネルギーは充填部の波形エネルギーより大きかったが、計測点-2、3 においては未充填部の波形エネルギーは充填部の波形エネルギーより小さい結果となった。未充填部においては、シースの軸方向に振動が伝播し、それとともに波形エネルギーが計測位置により変化すると考えられる。



(a) 衝撃入力装置

(b) LDV によるシース面の振動計測

図-7.2.9 機械的入力による計測状況（衝撃入力と同一側のシース面の振動計測）

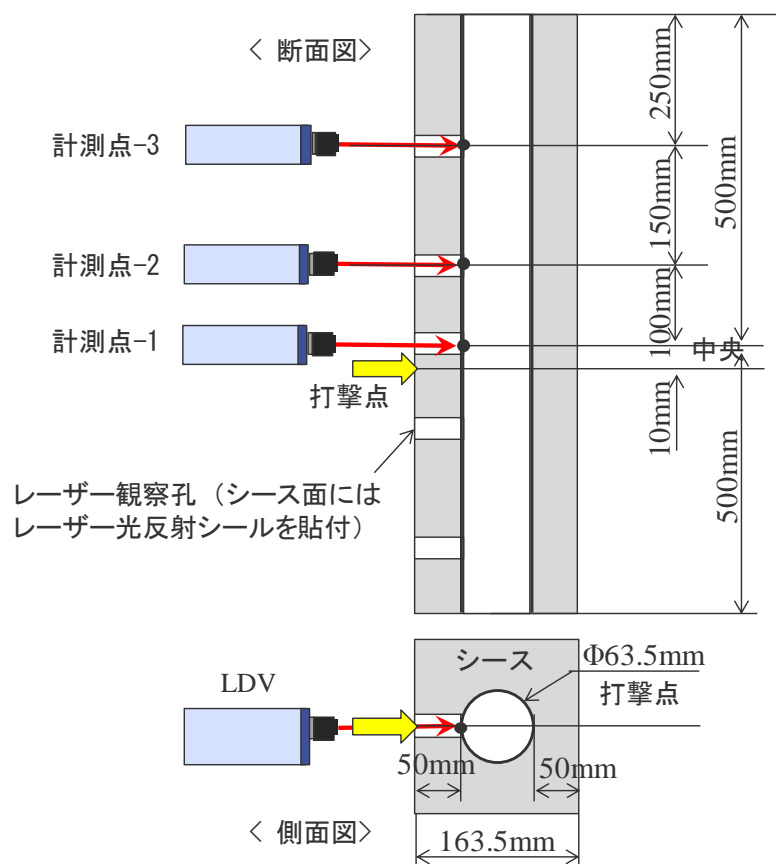
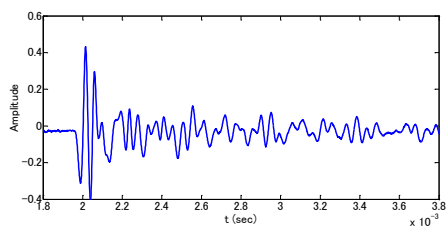
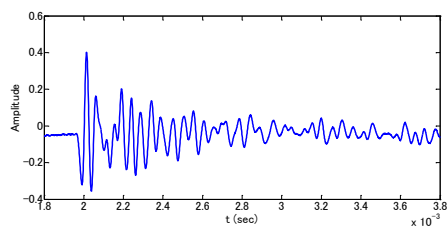


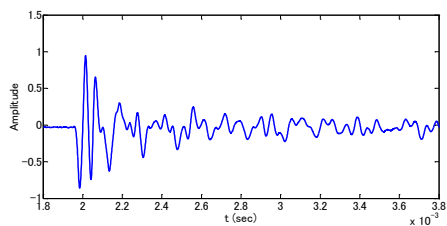
図-7. 2. 10 機械的入力による計測配置（衝撃入力と同一側のシース面の振動計測）



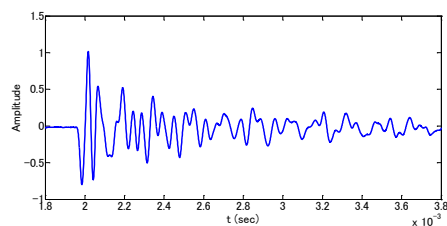
(a) 鋼球径 $\phi 6\text{mm}$



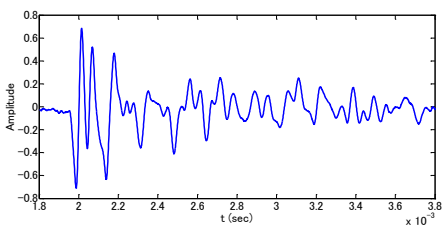
(a) 鋼球径 $\phi 6\text{mm}$



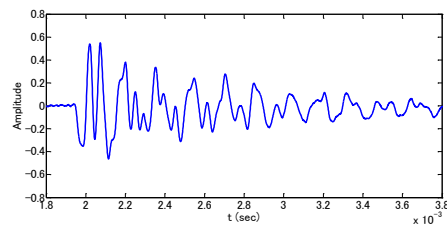
(b) 鋼球径 $\phi 10\text{mm}$



(b) 鋼球径 $\phi 10\text{mm}$



(c) 鋼球径 $\phi 12\text{mm}$



(c) 鋼球径 $\phi 12\text{mm}$

図-7.2.11 同一側シース面の振動波形（未充填）

図-7.2.12 同一側シース面の振動波形（充填）

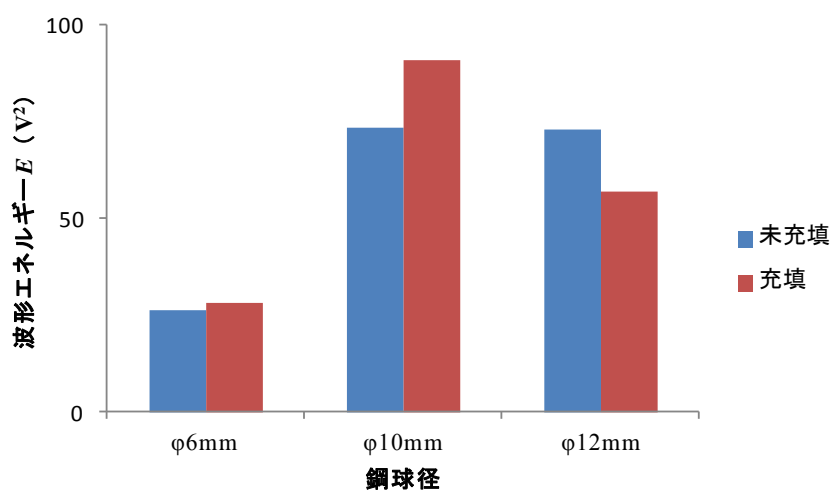
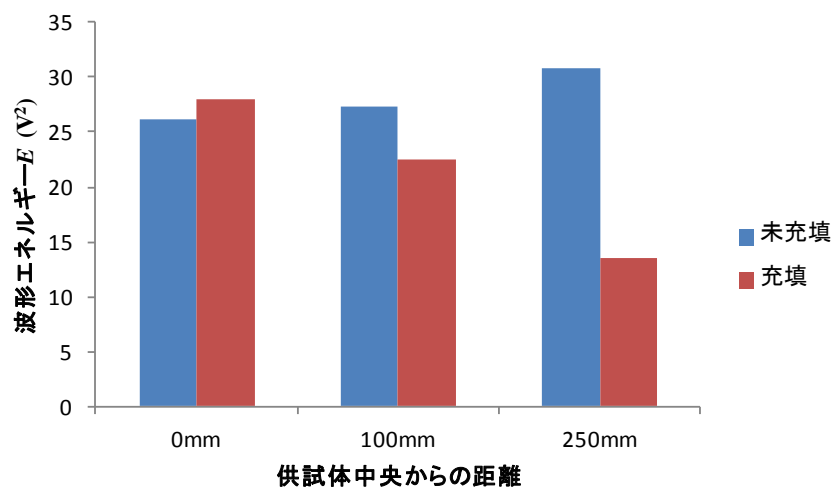
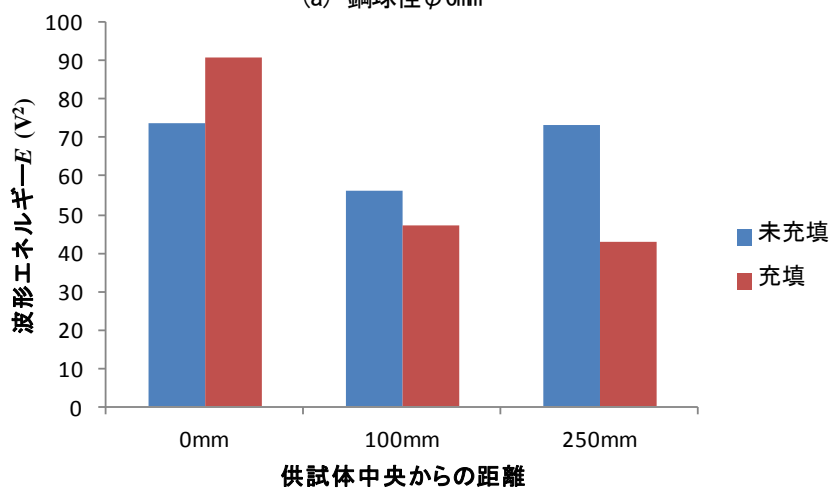


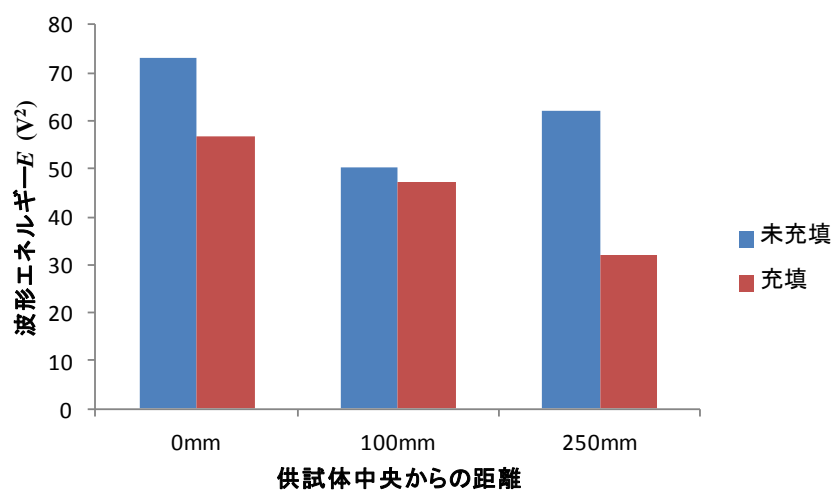
図-7.2.13 計測点-1 における同一側シース面の波形エネルギー（機械的入力）



(a) 鋼球径 $\phi 6\text{mm}$



(b) 鋼球径 $\phi 10\text{mm}$



(c) 鋼球径 $\phi 12\text{mm}$

図-7. 2. 14 シース前面の振動範囲（機械的入力）

7.2.2.3 機械的入力によるシースの振動挙動

以上の計測結果に基づき、衝撃入力と同一側のシース面と反対側のシース面における振動挙動の評価を行った。図-7.2.15は、計測点-1における未充填部の同一側シース面と反対側シース面の波形エネルギーを示している。図-7.2.16は、計測点-1における充填部の同一側シース面と反対側シース面の波形エネルギーを示す。図-7.2.15より未充填部においては、同一側シース面の振動が反対側シース面の振動より大きいことが分かった。これは、空隙により同一側シース面から反対側シース面に伝播する波形エネルギーが小さくなったと考えられる。一方、図-7.2.16より、鋼球径 $\phi 12\text{mm}$ のケースにおいては、同一側シース面より反対側シース面の波形エネルギーが大きい、鋼球径 $\phi 6\text{mm}$ 、 10mm においては、同一側シース面の波形エネルギーと反対側シース面の波形エネルギーの大きさはほぼ等しいことがわかる。これより、充填部においてはグラウトを介して反対側シース面に伝播する波形エネルギーは大きいと考えられる。

次に、衝撃入力と同一側のシース面と反対側のシース面の振動波形を比較した。同一側シース面における未充填部の振動波形（図-7.2.11）と、充填部の振動波形（図-7.2.12）を比較すると、両者は比較的類似した波形を示すことが分かった。一方、反対側シース面における未充填部の振動波形（図-7.2.6）と、充填部の振動波形（図-7.2.7）はかなり異なっていることがわかる。これにより、シース背面の振動は未充填部と充填部で波形エネルギーの大きさの変化のみならず、振動モードも変化していることが示唆された。

以上の実験結果から、未充填部、充填部におけるシース振動の挙動を表-7.2.1にまとめた。表中、未充填部、充填部において、波形エネルギー、波形、および弾性波伝播に対するグラウト充填状況の影響について違いがあることが明らかになった。

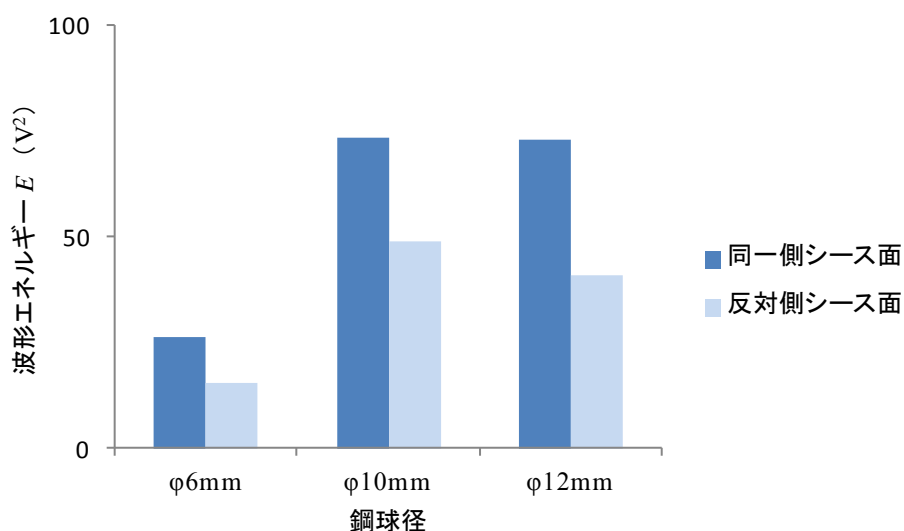


図-7.2.15 衝撃入力と同一側シース面と反対側シース面の波形エネルギー（未充填, 計測点-1）

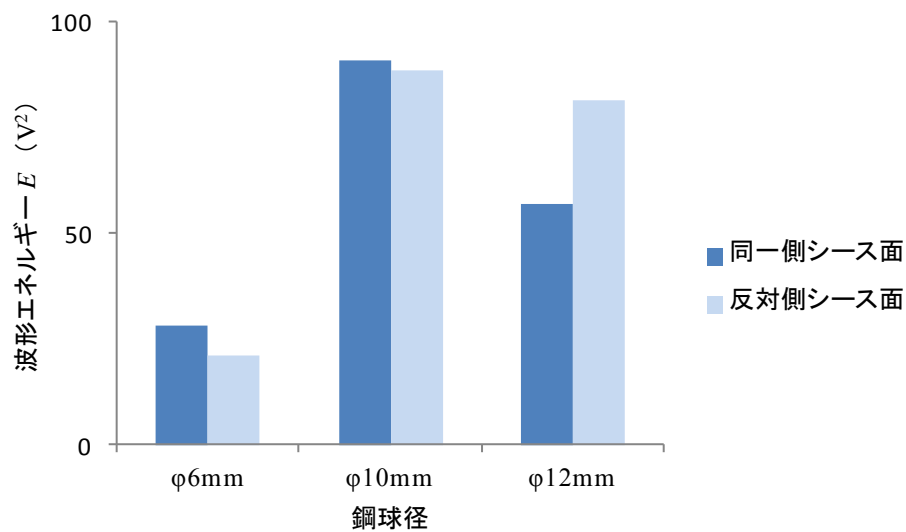


図-7.2.16 衝撃入力と同一側シース面と反対側シース面の波形エネルギー（充填，計測点-1）

表-7.2.1 未充填部，充填部におけるシース振動の挙動

| | | 充填部 | 未充填部 |
|----------------------|---------|--|--|
| 波形エネルギー | | 衝撃入力と同一側シース面の振動と反対側シース面の振動はほぼ等しい。グラウトを介して反対側シース面に伝播する波形エネルギーは大きいと考えられる。 | 衝撃入力と同一側シース面の振動が反対側シース面の振動より大きい。空隙により同一側シース面から反対側シース面に伝播する波形エネルギーは小さいと考えられる。 |
| 波形 | 同一側シース面 | 未充填部の振動波形と，充填部の振動波形は比較的類似した波形を示す。 | |
| | 反対側シース面 | 未充填部の振動波形と，充填部の振動波形はかなり異なっている。反対側シース面の振動は，未充填部と充填部で波形エネルギーの大きさの変化のみならず，振動モードも変化していることがわかる。 | |
| 弾性波伝播に対するグラウト充填状況の影響 | | グラウトが充填されていることより，同一側シース面から反対側シース面へ向けてコンクリート中，およびグラウト中を弾性波が伝播しているものと考えられる。 | グラウトが未充填で空隙部が存在することにより，弾性波の反射が起こり同一側シース面より反対側シース面へ向けて弾性波の伝播が減衰しているものと考えられる。 |

7.2.3 コンクリートに埋設されたシースの磁気的入力による振動特性の計測

図-7.2.17 に、磁気的入力を用いてコンクリートに埋設されたシースの振動を計測している状況を示す。励磁コイルは、第6章で評価したものを使用した。コイルの巻き数はシースの振動が最も大きくなった26巻きを使用した。励磁コイルの配置は、シース直上でシース長手方向に平行にコンクリート表面から20mm 離隔し設置した。シース上の振動はLDV で受信した。計測配置を図-7.2.18 に示す。磁気的入力は、励磁コイルの電磁ノイズを低減するため、LDV 照射孔の裏面から行った。コンクリートに埋設されたシース表面の振動はLDV にて計測した。計測点は供試体中央(計測点-1)、供試体中央から150mm の位置(計測点-2)、250mm の位置(計測点-3)の3点で行った。LDV で測定した信号は、プリアンプで40dB 増幅後、1 μ s でサンプリングを行いデータレコーダに記録した。

LDV で受信した波形の振動特性の評価は、第6章で定義した波形エネルギー(式(6.2.2))を使用して行った。

図-7.2.19 に、算出された波形エネルギーと供試体中央からの位置との関係を示す。コンクリートに埋設されたシースは、供試体中央から0mm および100mm の位置の範囲内で大きく振動している。励磁コイル長手方向の範囲より外側になる供試体中央から250mm の位置では、振動は小さいことがわかった。

図-7.2.20 は、充填シースと未充填シースにおいて、供試体中央(計測点-1)にて計測された波形エネルギーを示す。グラフから、未充填シースにおける波形エネルギーは、充填シースの波形エネルギーと比較して約40%程度であることが分かった。

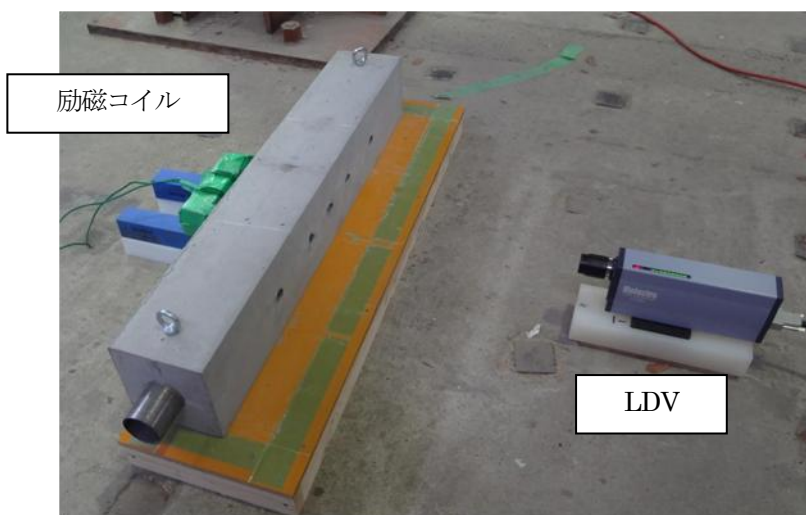


図-7.2.17 磁気的入力による計測状況

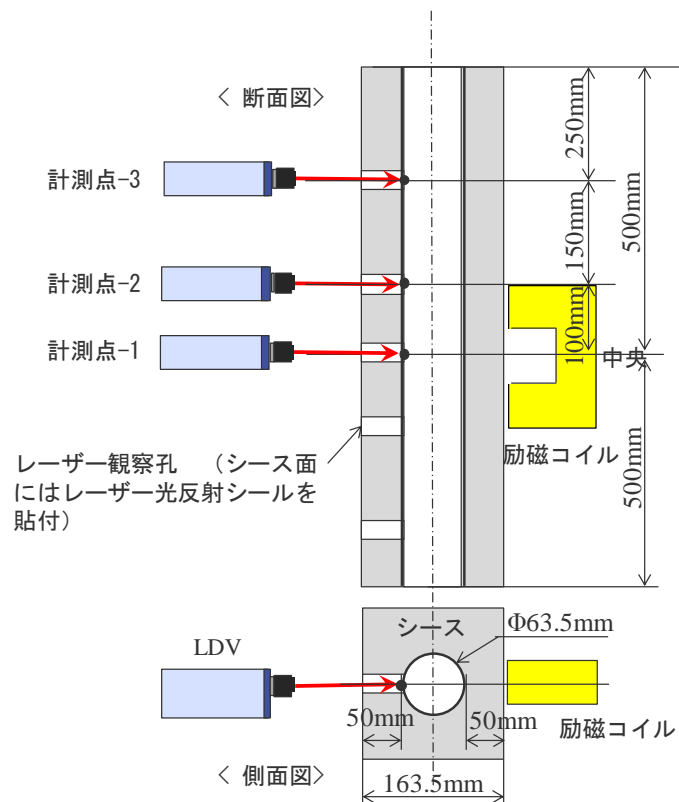


図-7.2.18 磁気的入力による計測配置

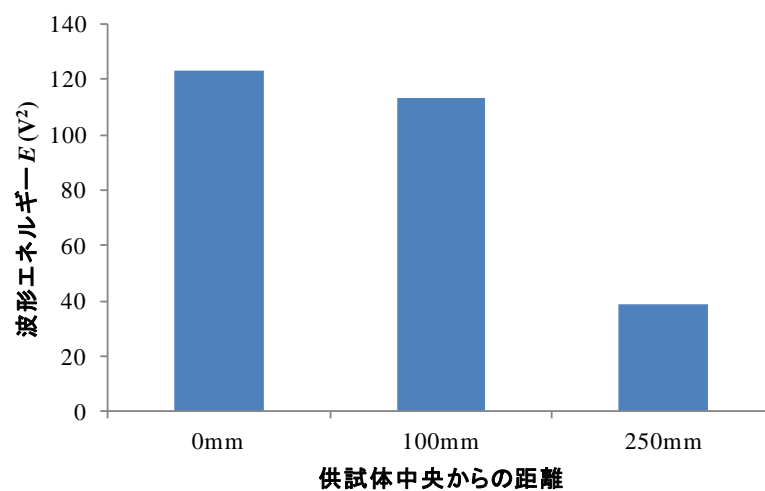


図-7.2.19 衝撃入力と反対側のシース面の振動範囲（磁気的入力）

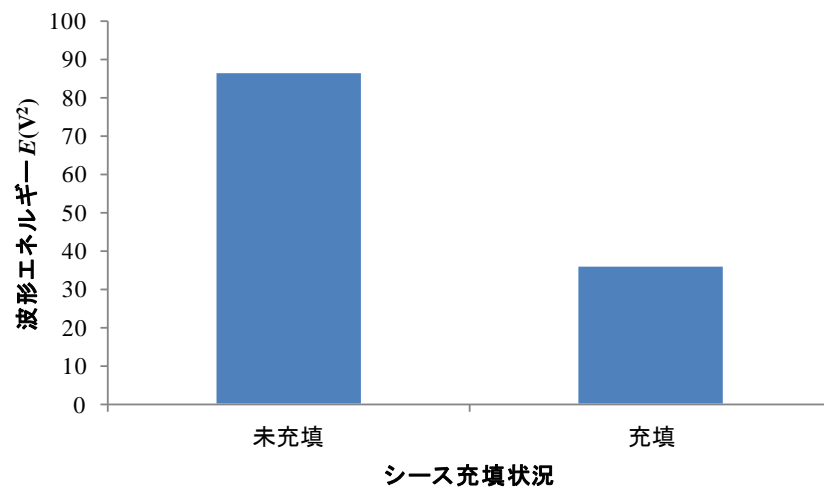


図-7.2.20 コンクリートに埋設された鋼製シースの波形エネルギー（磁気的入力）

7.2.4 波形エネルギーによる未充填検出の効率

前節までの検討において、機械的入力と磁氣的入力によるシース面での振動特性につき評価が得られた。この結果、未充填部が存在すると、未充填部における波形エネルギーが充填部の波形エネルギーに対して変化することが分かった。これら2方法を適用してグラウト充填状況の評価を行う場合、未充填部を検出する効率が2方法で異なると考えられたため、未充填検出の効率をこの波形エネルギーの変化を用いて評価することとした。式(7.2.1)に、波形エネルギーによる未充填検出の効率 η の定義を示す。

$$\eta = E_V / E_F \quad (7.2.1)$$

ここで、 E_F (V^2) : 充填部における波形エネルギー、 E_V (V^2) : 未充填部における波形エネルギーである。衝撃入力によりシースに作用する波形エネルギーは、衝撃入力と同一側のシース面が大きいため、同一側シース面上の波形エネルギーより、未充填検出の効率を算出した。磁氣的入力では、衝撃入力と同一側のシース面上における波形エネルギーが計測できないため、衝撃入力と反対側のシース面上における波形エネルギーを用いて算出した。結果を表-7.2.2に示す。

表-7.2.2 波形エネルギーによる未充填検出の効率

| | 機械的入力 | | | 磁氣的入力 |
|---------------------------------------|-------------------|--------------------|--------------------|-------|
| | $\phi 6\text{mm}$ | $\phi 10\text{mm}$ | $\phi 12\text{mm}$ | |
| 充填部における 波形エネルギー E_F (V^2) | 28.0 | 90.9 | 56.8 | 36.0 |
| 未充填部における波形エネルギー E_V (V^2) | 26.1 | 73.7 | 73.0 | 86.4 |
| 波形エネルギーによる未充填検出の 効率 E_V / E_F | 0.93 | 0.81 | 1.29 | 2.4 |

表-7.2.2より、機械的入力においては、鋼球径 $\phi 6\text{mm}$ 、 10mm において未充填検出の効率は1より若干小さく、鋼球径 $\phi 12\text{mm}$ においては、1より若干大きくなった。一方、磁氣的入力では、未充填検出の効率は2.4であり、機械的入力に対して磁氣的入力が約2~3倍大きい結果が得られた。これにより、グラウト充填状況の評価するSN比としては、磁氣的入力が機械的入力に対し優位であることがわかった。

7.3 弾性波発生原理に着目した機械的入力と磁氣的入力の特質

これまでの実験から得られた結果を基に、機械的入力方法、磁氣的入力方法の特性比較を表-7.3.1にまとめた。充填状況の評価への適用に関しては、衝撃入力と受信面の計測配置の影響が大きいと考えられたため、衝撃入力と受信面が同一側の場合と、反対側の場合でそれぞれの得失をまとめている。また、これらの結果から得られる入力の透過・反射特性を図-7.3.1に模式的に示している。

1) 機械的入力方法

機械的入力方法では、衝撃の入力面と検出面が同一である場合は、衝撃による表面波の影響が大きいことがわかっている。また、衝撃入力と同一側のシース面における未充填部、充填部の波形エネルギーの差が小さい結果が得られている。（すなわち、未充填検出の効率が悪い）したがって、この条件では、SN比は小さくなり、波形エネルギーを用いた計測は有効でないということがいえる。次に、応答信号の検出面が衝撃入力と反対側の面の場合においては、表面波の影響がなく、未充填部、充填部の波形エネルギーの差が大きい結果が得られている。このため、本条件では、SN比が大きくなり、波形エネルギーを用いた計測が有効であることがわかる。以上の特性の要因は、機械的入力により発生した弾性波においては、シースの空隙が存在することにより、シースの背面に伝播するエネルギーが小さくなることによると考えられる（図-7.3.1(a)参照）。

2) 磁氣的入力方法

磁氣的入力方法では、応答信号の検出面が衝撃入力と同一面においても、反対面においても表面波の影響が表れないことがわかっている。また、衝撃入力と反対側のシース面において、未充填部、充填部の波形エネルギーの差が大きいことがわかっている。すなわち、磁場を介して入力された衝撃入力とは、シース全面に作用し、シース全体を振動させているものと考えられる。このため、いずれの条件においても、SN比は大きく、波形エネルギーを用いた計測は有効であることがわかる。

尚、グラウト充填評価を行う対象部材に対応して利用できる計測配置が異なるため、以上の入力方法の特性を生かした適用を実運用時には検討する必要がある。また、計測配置に対応して評価指標の適用も適切に選定する必要がある。実構造物への適用を前提とした適用フローは7.4節で詳述する。

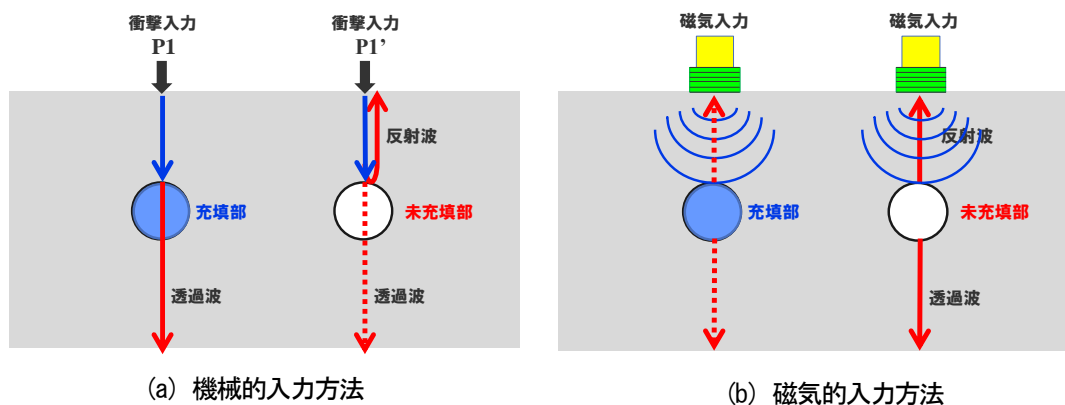


図-7.3.1 機械的入力方法と磁氣的入力方法により発生する弾性波の特質（模式図）

表-7.3.1 機械的入力方法と磁氣的入力方法のグラウト充填評価への適用性

| | 機械的入力方法 | 磁氣的入力方法 |
|--------------|--|---|
| 衝撃入力と 同一面 | <ul style="list-style-type: none"> ・表面波の影響を受ける ・未充填部，充填部の波形エネルギーの差が小さい（波形エネルギーによる未充填検出効率が小さい） ⇒SN 比が小さい→波形エネルギーを用いた計測は有効でない。 | <ul style="list-style-type: none"> ・表面波の影響を受けない ・未充填部，充填部の波形エネルギーの差が大きい（波形エネルギーによる未充填検出効率が大きい） ⇒SN 比が大きい→波形エネルギーを用いた計測は有効である。 |
| 衝撃入力と 反対面 | <ul style="list-style-type: none"> ・表面波の影響を受けない ・未充填部，充填部の波形エネルギーの差が大きい ・未充填部，充填部の波形の差が大きい ⇒SN 比が大きい→波形エネルギーを用いた計測は有効である。 | <ul style="list-style-type: none"> ・表面波の影響を受けない ・未充填部，充填部の波形エネルギーの差が大きい ⇒SN 比が大きい→波形エネルギーを用いた計測は有効である。 |

7.4 本手法の今後の展望

本提案手法の今後の検査法への適用につき検討した。

実運用においては、評価対象である部材の条件で利用可能な計測配置が決まる。また、対象構造の設計、施工条件により適用できる入力方法が制約を受ける。さらには、PC グラウトの充填不良の欠陥だけでなく、第2章の表-2.2に記載されているような、ひび割れやはく離などの欠陥が存在する。このような状況において、本研究の手法をどのように適用するか検討を行った。

7.4.1 提案手法の実構造物の検査への適用フロー

7.3節の検討結果を基に、本研究で提案した機械的入力、磁気的入力による検査手法を実構造物へ適用する場合の検査フローについて検討した。シーす上での振動特性より、衝撃入力と同一面で計測する場合と、衝撃入力と反対面で計測する場合で、グラウト充填評価への適用性が異なることが明らかになった(表-7.3.1参照)。また、これらの計測配置の違いに対応してグラウト充填状況进行评估する評価指標が異なることから、これらの方法を適用する際の適用フローを準備する必要がある。このため、図-7.4.1に適用フローをまとめた。以下に手順を説明する。

- 1) まず、機械的入力方法、磁気的入力方法の適用上の制約条件に基づき、適用できる入力方法を明らかにする。機械的入力方法においては、コンクリート表面の性状が適用性に影響を与える。磁気的入力方法においては、シーすの材質が適用性に影響を与えると同時に、シーす近傍の鉄筋の存在が影響を与える。このため、グラウト充填状況进行评估する対象部材の設計施工条件、品質を第1の選定条件として確認する。制約条件の例を図-7.4.1に示している。
- 2) 次に、対象とする部材に許容される計測配置が第2の選定条件となる。すなわち、衝撃入力と同一面と反対面のどちらが利用できるか、あるいは両方が利用できるかで適用する評価指標を選定する。

機械的入力方法において衝撃入力と同一面のみが使用可能な場合は、音響伝達関数を用い第3章で導入した反射強さ R 进行评估指標として適用する。また、反射強さ R の検出点間距離に対する依存性を利用する。一方、衝撃入力と反対面が計測面として使用可能である場合は、評価指標として波形エネルギーが適用でき、SN比が大きい計測が可能になる。さらに、衝撃入力と同一面と反対面の両方が使用可能な場合は、衝撃入力と同一面では評価指標として反射強さ R を適用し、反対面では波形エネルギーを適用し評価を行う。部材の両面が衝撃入力面、および計測面として使用可能な場合は、両方向から衝撃を入力し、衝撃入力と同一面および反対面で計測した結果が4種類得られるため、これらの結果を総合して充填状況进行评估することが可能になる。

一方、磁気的入力方法では、衝撃入力と同一面のみが使用可能な場合も、反対面も使用可能な場合も評価指標として波形エネルギーを適用し、SN比が大きい計測が可能になる。

- 3) 最後に、機械的入力、磁気的入力の2入力方法が適用できる場合は、計測配置に対応して適切な評価指標を選定し、2方法の組合せで評価を行う。

このように、実構造物の検査においては、評価対象である部材の条件で利用可能な計測配置が制約されるが、複数の方法の組合せで評価を行うことで、検出範囲を拡大して検出精度の向上が可能であることがわかる。

適用上の制約条件

| | 機械的入力方法 | 磁気的入力方法 |
|------------|-------------|---------------|
| コンクリート表面性状 | 影響あり（面粗さ） | 影響なし |
| シース材質 | 鋼製，非鉄 | 銅製 |
| 鉄筋 | 影響なし | シース近傍の場合，影響あり |
| 内部欠陥 | 影響あり（入力，検出） | 影響あり（検出） |
| | (A) | (B) |

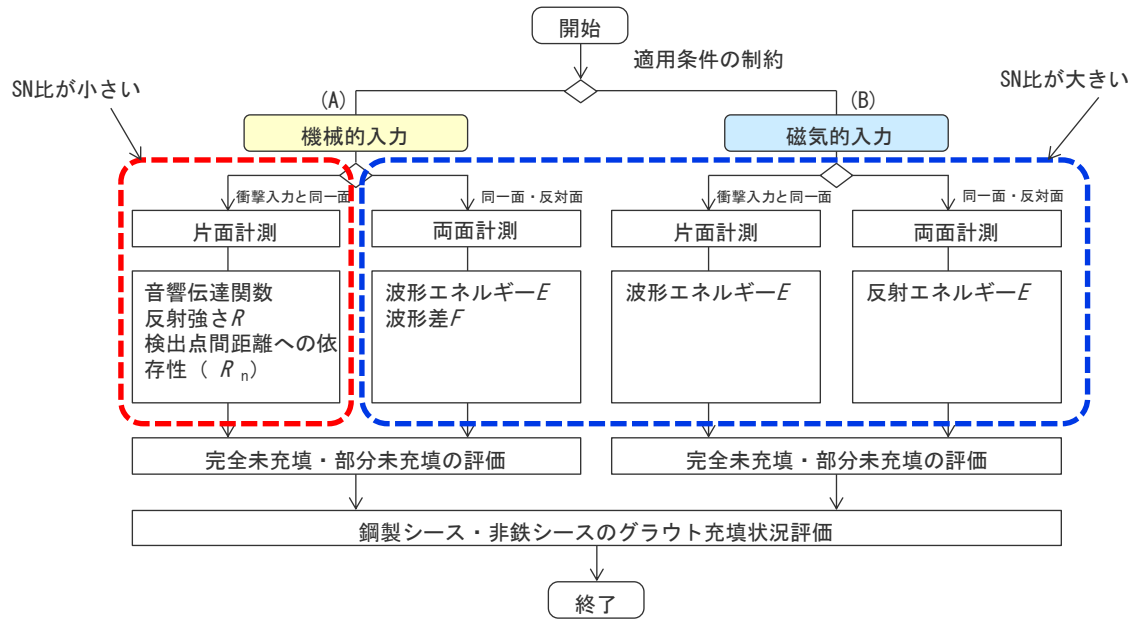


図-7.4.1 機械的入力方法と磁気的入力方法の適用フロー

7.4.2 内部欠陥の影響の検討

適用条件で制約条件として挙げたひび割れ、内部欠陥については、評価結果に影響を及ぼす可能性があるため、機械的入力方法を例に挙げ、適用段階での詳細な検査フローを検討した。図-7.4.2に検査フローを示す。内部欠陥の一例として、図-7.4.3に示すように、シースに沿った鉛直ひび割れなどが存在する場合は、衝撃入力による内部伝播波とひび割れが干渉し、ひび割れ部からの反射波が発生すると考えられる。このような場合、反射強さが大きくなり、シース未充填の判定を行う可能性がある。一方、第4章で検証した反射強さ R とセンサ間距離の関係を利用すれば、PCグラウト充填不良とひび割れなどの欠陥を識別できる可能性があると考えられる。ここで、検査フローで判定する反射強さ R については、対象構造物のデータを蓄積し、適当な値を決定する必要がある。今後、内部欠陥の大きさ、位置を設定し、検証が必要である。但し、シース埋設位置から離隔した位置に欠陥が存在する場合は、この関係を利用した識別が有効である。

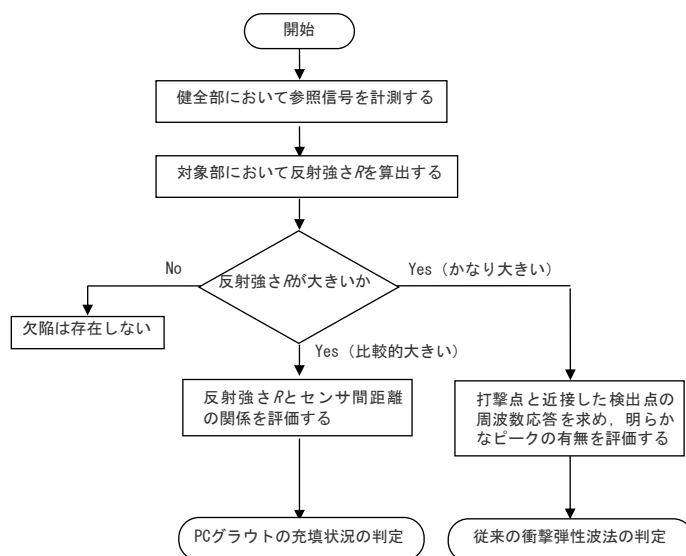


図-7.4.2 機械的入力方法の実構造物の検査への適用フロー（機械的入力）

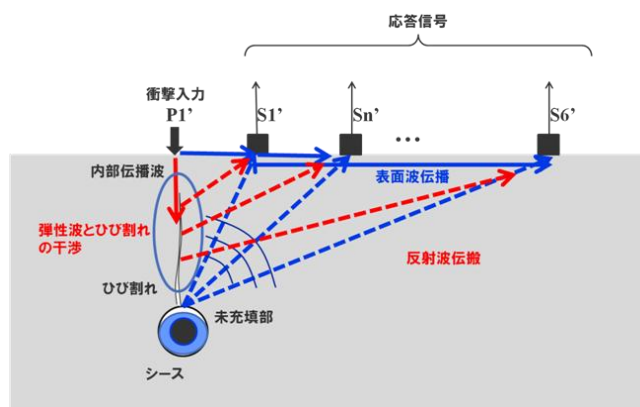


図-7.4.3 コンクリートの内部欠陥の影響（機械的入力）

7.4.3 他欠陥の検査への適用検討

本研究で提案した機械的入力による手法は、PC 構造物を対象に PC グラウトの充填状況进行评估するものであるが、磁気的入力方法と異なり検出対象が磁性体に限定されない利点がある。本手法において参照する健全部の信号は、内部に欠陥などの構造がないコンクリート構造を選択して取得される。したがって、この参照信号の特性を利用してひび割れなどの欠陥を識別できる可能性があると考えられる（図-7.4.4 参照）。さらに、グラウト充填不良で対象としたシース直径の寸法などとの比較から、比較的小さい欠陥や、深部にある欠陥などに対しても適用できる可能性があると考えられる。

一方、本手法で使用している計測配置において、シース軸に近接する検出点での応答信号の周波数応答を求め、そのピーク値を利用することも可能である。第2章で従来手法の事例で挙げたような明らかに大きい周波数ピークが検出される場合は、その周波数に対応した深さに反射面があると推定される。第4章の図-4.2.3に示したような周波数応答から突出したピークが検出されるような場合は、これにより欠陥検出が可能である。したがって本研究で提案した反射強さ R による評価と、従来の周波数応答解析を組み合わせることにより、はく離、ひび割れのような比較的大きい欠陥とシース内の PC グラウト充填不良のような小さい欠陥の評価が可能になると考えられる。

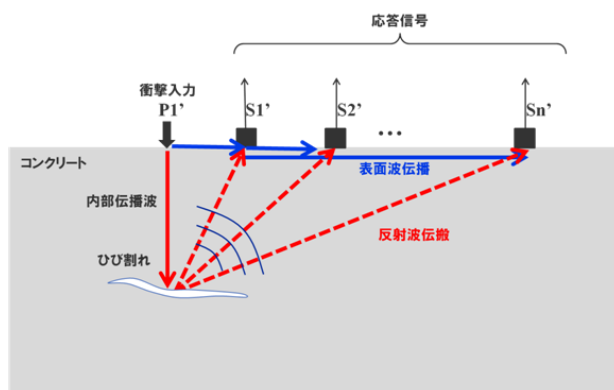


図-7.4.4 コンクリートに埋設された鋼製シースにおける計測（機械的入力）

7.5 まとめ

機械的入力方法、磁氣的入力方法の特性比較、および特性の違いによるPCグラウト充填状況の検出への適用性について、観察孔によりシースの振動を直接観測できる供試体実験により評価した。

- 1) 機械的入力方法では、シースの振動範囲は、 $\phi 6\text{mm}$ においては供試体中央から100mm程度、 $\phi 10\text{mm}$ 、 $\phi 12\text{mm}$ においては、0mm～100mmの間にあることがわかった。
- 2) 磁氣的入力方法では、シースは供試体中央から0mmおよび100mmの位置の範囲内で大きく振動しており、供試体中央から250mmの位置での振動は小さいことがわかった。
- 3) 機械的入力、磁氣的入力の波形エネルギーによる検出効率を評価した結果、磁氣的入力方法は、機械的入力に対して未充填部の検出に対する効率が2～3倍大きいことがわかった。
- 4) 機械的入力方法では、衝撃入力と同一側シース面の振動と反対側シース面の振動はほぼ等しい結果が得られた。グラウトを介して反対側シース面に伝播する波形エネルギーは大きいと考えられる。一方、衝撃入力と同一側シース面の振動が、反対側シース面の振動より大きかった。空隙により同一側シース面から反対側シース面に伝播する波形エネルギーは小さいと考えられる。
- 5) 磁氣的入力方法では、弾性波の入力面と応答信号の検出面が同一面であっても反対面であっても、未充填シースの供試体の波形エネルギーは、充填シースの供試体より大きい結果が得られた。
- 6) 機械的入力方法、磁氣的入力方法におけるグラウト充填状況評価への適用性は、弾性波の入力面と検出面の関係で変化することが明らかになった。機械的入力の場合、入力面と同一面においては、反射強さ R が有効である。衝撃入力と反対面においては、波形エネルギーが有効である。磁氣的入力の場合、衝撃入力と同一面、反対面のいずれにおいても、波形エネルギーが有効である。
- 7) グラウト充填評価を行う部材の計測配置に対応して適切な評価指標を適用し、機械的入力方法、磁氣的入力方法を組み合わせることで、検出範囲を拡大して検出精度の向上が可能であることが示唆された。

参考文献

- 1) 川西健次：電磁気学，コロナ社，pp.169-178，1959.
- 2) 熊谷寛夫，荒川泰二：電磁気学(朝倉物理学講座5)，朝倉書店，pp.122-138，1965.
- 3) 桜井良文編：現代磁気工学，オーム社，pp.11-46，1981.
- 4) 前田洋祐：電磁パルス法によるPCグラウト充填評価手法に関する基礎的研究，平成26年度修士論文，2015.2
- 5) 後藤憲一，山崎修一郎：詳解電磁気学演習，共立出版，pp.262-271，1970.

第8章 結論

本研究の目的は、PC 構造物において維持管理上大きな課題である PC グラウト充填状況の評価をさらに広範囲に、さらに高精度に的確に行う手法の開発を目指すことであり、このため、弾性波の特性を制御可能な機械的、磁気的手段により効率的に弾性波を入力するとともに、抽出すべき信号を雑音から分離する信号処理を新たに導入することによって、埋設深さの大きな小口径のシースでのグラウト充填不良を検出できる非破壊評価手法を提案した。本論文は以下の8章から構成されている。

第1章は序論であり、本研究の背景、目的、論文の構成を述べるとともに、本研究の位置付けを示した。

第2章では、PCグラウト充填評価研究の経緯と現状における課題を明確にした。また、コンクリート表面において衝撃を機械的に入力する方法(機械的入力方法)と、磁場の作用を利用してシースに衝撃を入力する方法(磁気的入力方法)の、それぞれの長所・短所および課題について明らかにした。

第3章では、機械的入力方法において、衝撃に起因して生じる表面波がノイズとして及ぼす影響を低減させることを目的として、適応型音響信号処理を適用し、その有効性を確認するための解析的検討を行った。具体的には、グラウト充填、および未充填状況のシースが埋設されたPC部材を音響伝達系としてモデル化し、衝撃により発生する弾性波の伝播挙動を音響伝達関数により定式化した。特に本研究では、グラウト未充填シース表面で反射する弾性波を効率的に検出するため、グラウト充填のモデルで得られる表面波を参照信号として、グラウト未充填モデルにおける表面波を適応的に相殺するノイズキャンセル処理を新たに導入した。また、コンクリート表面における複数のセンサで受信した反射波の波形エネルギーを定義して、この大きさを定量化した評価指標(反射強さR)を導入し、シース直径およびシース埋設深さやセンサ設置位置の違いが反射強さRに与える影響を明らかにした。

第4章では、第3章で得られた検討結果を実験的に検証した。まず、鋼球を一定の速度でコンクリート表面に衝突させるよう電氣的に制御可能な衝撃入力装置を試作した。これを用いてグラウト未充填部を埋設した供試体において実験を行い、評価指標(反射強さR)によりグラウト未充填部が適確に検出できることを確認した。また、鋼球径の違い、シース埋設深さの違いが反射強さRに与える影響を評価し、衝撃入力条件と検出可能なシース直径およびシース埋設深さの範囲との関係を明確にした。一方、供用中の橋梁を対象に現場測定を行い、本研究における提案手法の現場適用性を明らかにした。

第5章では、磁気的入力方法において磁場とシースに作用する衝撃力の関係を明らかにすることを目的として理論的、解析的検討を行った。まず、励磁コイルの磁化特性から決まるインダクタンス

が励磁電流の波形に及ぼす影響を明らかにした。次に、励磁コイルにより励起される動磁場の過渡応答解析を行い、コイルにおける導線の巻き付け位置、シース軸方向に対する励磁コイルの向きなどの違いがシースの振動特性に及ぼす影響について明確にした。

第6章では、第5章で得られた成果に基づき、磁気的入力方法に関する実験的検証を行った。ここでは、励磁コイル磁化時のヒステリシス特性の違いにより励磁電流の波形の立ち上がりが変化することで、シースに作用する衝撃力の振幅値に大きな影響が生じることを明らかにした。さらに、これらの結果に基づいて励磁コイルを試作し、これを用いて供試体実験を行い、グラウト未充填部が精度良く検出可能であることを確認した。

第7章では、機械的入力、および磁気的入力の特性の差異を明確にする目的で、観察孔によりシースの振動を直接観測できる供試体を用い、入力方法の違いがシースに作用する衝撃力の範囲、シースの振動特性に及ぼす影響について明らかにした。また、グラウト未充填を検出するためにSN比を高める観点からは、磁気的入力方法が機械的入力方法に対して優位性を示すことを明らかにした。次に、これらの知見が、対象部材の条件に応じた入力位置と受信位置の組み合わせを選定する上で、極めて有効であることを明らかにした。さらに、実構造物への適用を考慮し、本手法によるPCグラウト充填評価のフローを提案した。

第8章では、本研究で得られた成果を総括するとともに、今後の課題を提示し、本研究の結論とした。

謝辞

本研究は、筆者が勤務しておりました三菱電機株式会社を定年退職後、大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻において、博士後期課程に在籍した3年間に行った研究をとりまとめたものです。在職時より、コンクリート構造物の非破壊検査機器開発を行っていた経緯があり、本研究においてご指導を賜りました大阪大学大学院教授鎌田敏郎先生とご縁をいただきました。以来、先生の委員会（土木学会・コンクリート構造物の非破壊評価技術の信頼性向上に関する研究小委員会（339委員会）他）に参加させていただき、委員会活動の中で多くの貴重な経験と勉強をさせていただき、また、本研究をまとめる機会をいただきました。感謝に堪えません。鎌田敏郎先生には、本研究におけるご指導のみならず、様々な専門・専門外分野に亘り、幅広くご指導をいただき、学問する喜びを味あわせていただきました。また、学会活動を通じて多くの研究者の皆様と親交を結ぶ機会をいただきました。この3年間は、自分の人生の中でも本当に充実した時間であったと、心より感謝申し上げます。

大阪大学大学院奈良敬先生ならび常田賢一先生には、本学位論文の審査を快く引き受けていただき、本論文をまとめるにあたり貴重なご指導・ご指摘・ご助言を頂きました。また、研究活動の進め方につきましても幅広いご指導をいただきました。心より感謝申し上げます。

大阪大学大学院准教授大倉一郎先生からは、鋼構造設計学の貴重なご講義をいただきました。また、課程入学当時より暖かく迎えていただき、多くのご支援をいただきました。心より感謝申し上げます。

立命館大学講師内田慎哉先生には、本研究を懇切にご指導いただきましたとともに、多くのテーマで議論させていただきました。また、委員会活動や様々な新しい取り組みに積極的に挑戦される姿を通して、多くの勇気と、研究生活の楽しさを教えていただきました。心から感謝申し上げます。

大阪大学大学院助教寺澤広基先生には、本研究遂行において多くのご支援をいただきました。実験で貴重なデータが得られたのも、実験設備の準備に奔走いただきました先生のおかげと感謝しております。また、日々の楽しい会話の場は実に楽しい時間でありました。

大阪大学接合科学研究所准教授堤成一郎先生には、解析技術に関わるご指導をいただくとともに、本研究に関連した多くのテーマに関わるご助言をいただきました。お礼申し上げます。

大阪・構造物非破壊診断交流会（ONDA）の皆様におかれましては、年4回の交流会、他非定期の交流会の中で貴重な議論の場をいただき、広範囲の専門技術につき勉強させていただきました。ここに感謝の意を表したいと思います。特に、株式会社国際建設技術研究所葛目宏博士、藤原規雄博士には、本研究におけるPC橋梁実橋での実験という貴重な機会をいただき、評価手法を現場で検証することができました。改めて、お礼申し上げます。

社会基盤工学部門の松浦由子氏には、研究に専念できるように多くのサポートをいただきました。誠にありがとうございました。

最後に、本論文を作成するにあたり、お力添えいただきましたすべての方々に対して深甚の謝意を表し、ここに謝辞とさせていただきます。