

平成 26 年度 博士論文

非線形波動変調に基づく構造物損傷の

位置推定に関する研究

田中 昂

京都工芸繊維大学

2015 年 3 月

概要

本研究は、非線形波動変調に基づく構造物損傷の検知と位置推定に関する研究である。非線形波動変調とは、粗面同士の接触界面が微小な相対運動を行うことによって、界面に入射する弾性波動の散乱特性が変化し、その結果、散乱波動場が変調を呈する現象である。き裂、はく離した接着面、緩んだボルト締結部などは粗面同士の接触界面を伴うため、これらの損傷を有する物体に高周波波動（プローブ波動）を入射すると同時に、低周波振動（ポンプ振動）を与えると接触面が動き、高周波波動に変調が生じる。この変調を評価することによって損傷の有無と程度を捉えようとするのが非線形波動変調法である。しかし同手法では損傷位置の推定を行うことができなかった。本論文ではより構造物を対象として、同手法を基礎とする二つの新たな損傷位置検出手法を提案した。

第1章では構造物の保守点検の現状を述べた後、非破壊検査技術と構造ヘルスマニタリングに必要な技術とそれに関連する既往研究を示した。また、接触界面の非線形性に着目した損傷位置推定の既往研究に関してまとめ、本研究の目的を示した。

第2章では、打音検査の高機能化を図ることを目的として、ポンプ振動としてインパクトハンマ加振による振動を用いた損傷位置推定手法を提案した。初めに、打音検査の概要と問題点を示し客観的指標に基づく損傷位置検出および評価手法の必要性を述べた後、非線形波動変調に基づく損傷位置推定の有用性について論じた。ティモシェンコはり理論にのっとりた振動計測から構造物を伝播する波動成分を推定する波動分離法について説明した後、インパクトハンマ加振によって単一の正弦波で構成されるプローブ波動に生じる変調を復調した波動場の伝播理論を構築し、構築した理論に基づき損傷の両側に存在するセンサアレイに復調波動が到達するまでの時間差と群速度で表される損傷位置推定式を用いた損傷位置推定手法を提案した。また、はり試験片に模擬損傷を設けた実験装置を用いた実験により精度よく損傷位置推定が可能であることを示した。

第3章では、過去の非線形波動変調現象に基づく損傷検知手法では事前に調査が必要であったプローブ波動の周波数選択作業の簡略化を目的として、広帯域高周波波動をプローブ波動として用いた損傷位置推定手法を提案した。複数の共振周波数を内包する広帯域高周波波動を用いることでプローブ波動の周波数帯域の時変波動伝達関数

を短時間フーリエ変換により推定する。分散関係に基づき周波数領域から波数領域の記述に変換し短時間逆フーリエ変換することで反射強度の空間—時間マップが得られる。得られた反射強度の空間—時間マップより反射強度の空間分布に生じる反射強度のピークとして損傷の位置が求められ、損傷位置における反射強度の時間変動の周波数解析をすることで損傷が面接触を有する損傷であるかを判別することができる。時変波動伝達関数を推定する際に必要な平均化手法について述べたのち、単一の模擬損傷を設けたはり試験片を用いた損傷位置推定実験の結果、固定端境界位置における反射強度の時間変動は低周波成分に同期せず、接触面を有する損傷の位置における反射強度の時間変動がポンプ振動に同期して変動することを示した。次に、複数の模擬損傷を設けたはり試験片を用いた損傷位置推定実験の結果、センサアレイに最も近い損傷位置を推定することができたが、背後に存在する損傷の位置推定は困難であることを示した。これは、本手法で推定した反射強度の空間—時間マップが一度の反射のみを考慮したものであることが原因である。

第4章では、インフラ構造物において最もよく用いられている部材接合法のひとつであるボルト継手に関して、非線形波動変調現象によって生じる反射強度の時間変動に基づき健全性を評価する手法を提案した。初めに、振動環境下においてボルト緩みが生じる問題について述べたのち、反射強度の時間変動に基づく損傷評価指標を定義し接触面を有する損傷の健全性評価手法を構築した。複数のボルトにより構成されるボルト継手を一つ設けたはり試験片を用いた締付トルク管理による健全性評価実験を行い、センサアレイに最も近い位置のボルトが過剰締付トルクと過少締付トルクの場合に損傷評価指標が上昇することを確認した。一方、提案した損傷評価指標はセンサアレイからみて遠い位置にあるボルトの締付トルク変化には鈍感であった。これは第3章で論じたと同様に、本手法が一度の反射のみを考慮したものであるためであり、ボルト継手を構成する複数のボルトの位置すべてがプローブ波動の反射点になるためセンサアレイに近い位置のボルトの反射強度のピークによって遠い位置のボルトの反射強度のピークが消されてしまったことが原因である。

第5章では本論文の各章で得られた知見をまとめ、今後の展望について述べた。

目次

第 1 章 序論	1
1.1 背景	1
1.2 構造物維持管理と検査・モニタリング技術	3
1.3 非破壊検査と既往研究	5
1.4 構造ヘルスマニタリングと既往研究	7
1.4.1 構造ヘルスマニタリングの構成要素	7
1.4.2 構造ヘルスマニタリングの分類	10
1.5 接触界面における非線形性に着目した損傷検知手法	12
1.6 本論文の目的と構成	15
第 2 章 インパクトハンマ加振を受けるはり構造物における非線形波動変調に基づく損傷位置推定	18
2.1 緒言	18
2.2 波動分離法	20
2.3 単一の高周波波動を用いた非線形波動変調に基づく損傷位置推定理論	22
2.3.1 損傷部を波源とする復調波動の波動伝播モデル	22
2.3.2 復調波動の波動伝播特性に着目した損傷位置推定理論	25
2.4 復調波動場の理論解析	26
2.5 単一の高周波波動を用いた非線形波動変調に基づく損傷位置推定実験	28
2.5.1 はり試験片の振動モード	28
2.5.2 予備実験で用いる装置とティモシェンコはりモデル近似	31
2.5.3 はりモデル検討実験結果	33
2.5.4 模擬損傷の提案	35
2.5.5 プローブ波動やポンプ振動の振幅と変調の関係	36
2.5.6 実験装置と方法	44
2.5.7 実験結果と考察	45
2.6 結言	50

第 3 章 非線形波動変調によって生じる反射強度の時間変動に基づく損傷位置推定	52
3.1 緒言	52
3.2 反射強度の時間変動に基づく損傷の位置推定理論	53
3.2.1 非線形波動変調によって変動する反射強度変動	53
3.2.2 帯域制限ホワイトノイズの高周波波動を用いるための平均化手法	56
3.3 反射強度の時間変動に基づく損傷位置推定実験	58
3.3.1 実験装置と方法	58
3.3.2 実験結果と考察	62
3.4 結言	67
第 4 章 非線形波動変調によって生じる反射強度の時間変動に基づくボルト締結部の健全性評価	69
4.1 緒言	69
4.1.1 ボルト締結とボルト緩み	69
4.1.2 ボルト締結部の軸力管理法	70
4.1.3 ボルト締結体のモニタリング手法	72
4.1.4 本研究の目的	72
4.2 ボルト締結の締付トルクと損傷指標	73
4.3 反射強度の時間変動に基づくボルト締結部の健全性評価実験	73
4.3.1 実験装置と方法	73
4.3.2 実験結果と考察	75
4.4 結言	80
第 5 章 結論	81
5.1 本論文で得られた知見	81
5.2 今後の展望	84
謝辞	87
参考文献	89
研究業績	99

第 1 章 序論

1.1 背景

近代以降，世界各国において社会を構成する構造物は急速な進化を遂げている．特に，自動車や鉄道などの交通手段の発展や水，電気，ガスなどの資源利用を前提とした社会構築に伴い，道路や橋梁，トンネル，鉄道網のような交通インフラ設備，上下水道や浄化槽などの水道網や火力発電所や原子力発電所などの電気供給のための発電所や変電所などの発電プラントのような生活に欠かせないエネルギー関連のインフラ設備など社会インフラ設備は 1970 年代以降大量に建設された．現在，これらの社会インフラ構造物が寿命を迎えており，2000 年代より様々な事故が発生している．特に大きな事故となったものに 2007 年にアメリカミネソタ州の高速道路の一部であるミネアポリス橋梁が崩落した事故がある．崩落発生時，高速道路は混雑しており 13 名が死亡，100 名以上が負傷する惨事となった．この橋は 1967 年に建造されたトラス橋であり，事故後のアメリカの国家運輸安全委員会によるレポート⁽¹⁾ から橋梁に多数の損傷が発生していたことが判明している．日本においてもこの事故は注目されており，事故発生後に国土交通省が現地に調査チームを派遣し事故の原因や発生時の状況などを調査するとともにアメリカの専門家と情報共有，意見交換を行っている⁽²⁾．ほかにも，疲労き裂が原因で生じた 1983 年のコネチカット州のマイアナス橋の鋼桁の崩落⁽³⁾ など 1980 年代からアメリカにおいて社会インフラ構造物の事故が発生している．

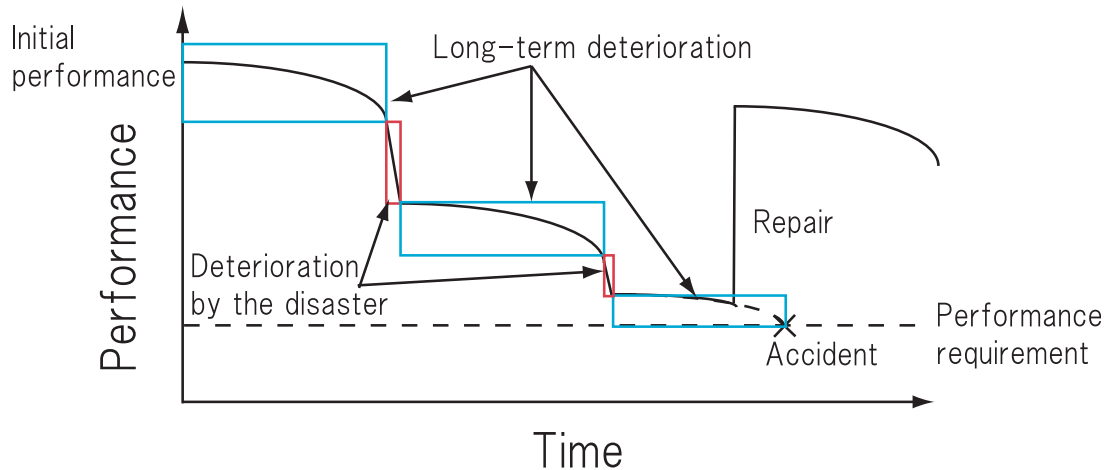


Fig. 1 Deterioration of structure performance.

日本においても、鋼橋において鋼桁橋の桁の腐食、破断が2003年に徳島県船戸西橋、2004年に福島県請戸川橋、沖縄県辺野喜橋、2006年に奈良県山添橋、宮城県生瀬橋、宮崎県上祝子橋、2008年に熊本県糸田橋で、トラス橋の斜材の腐食、破断が2007年に秋田本荘大橋、三重県木曾川大橋、大分県筒井大橋で、アーチ橋の吊材、桁の腐食、破断が2008年に秋田県本田橋、千葉県君津新橋で発見されている⁽⁴⁾。コンクリート橋においても塩害による床版や主桁の損傷が2005年に山形県北蔵橋、広島県興亜橋、沖縄県中学橋、2007年に青森県野辺地橋で、2008年に石川県村中橋で、アルカリ骨材反応による床版、主桁の損傷が2000年に新潟県小花橋、2006年に石川県朝日避溢橋で、その他の経年劣化による主桁の損傷が1997年に宮崎県加久藤橋、2004年に青森県法量橋、秋田県湖山橋、2005年に岐阜県朝丸橋、2006年に鹿児島県後田橋で発見されている⁽⁵⁾。このように日本各地の社会インフラ構造物において損傷が発見されているが、これらは橋梁の例であり、社会インフラ構造物全体ではさらに多くの損傷事例が発生している。なかでも、事故に発展した事例として2012年に中央自動車道の笹子トンネルにおいて天井板が崩落する事故⁽⁶⁾が関係者に与えた衝撃は大きく、老朽化する社会インフラ構造物への喫緊の対策を掲げた関係省庁による国家的なプロジェクトの契機となった。

近い将来にインフラ構造物の建て替えが必要となるが建て替えにかかる費用は膨大であることから、現在の設備を今後もできる限り使用を続けながら危険度の高い構造物から順に建て替えを行うことが求められている。Fig. 1に示すようにインフラ構造物を建設したときの初期性能から経年劣化や災害により性能は低下していく。性能が要求性能を下回ってしまうと事故が発生してしまうが、その前に補修作業を行うことで現在の構造物を長寿命化し長期間使用を続けることができる。そのためには正確に構造物の状態を把握するとともに保守点検作業を適切に行うことが重要であり一連の作業の重要性が増している。

現在は事前に作成された保守点検計画に基づく定期的な保守点検作業（タイムベースのメンテナンス）が行われているが、損傷の発生から事故に至るまでに検知することが求められるので十分な頻度で検査を行うように設計されている。これに対し検査対象物の状態量を元に保守点検を行うこと（コンディションベースのメンテナンス）によりコストの削減が期待できる。一方で、先進国において少子高齢化による労働可能人口の減少が問題となっており検査及び保守点検作業に従事する技術者の減少や技術伝承が困難になりつつある。現在の検査手法は検査対象領域に直接アクセスして作

業を行う必要があるため、検査コストおよび長時間の作業による技術者の人数の確保が困難になりつつある現状ではコンディションベースのメンテナンスの導入は困難である。

1990年代に提案された構造ヘルスマニタリングの概念はこの問題を解決するものである。構造ヘルスマニタリングとは、検査対象構造物にセンサやアクチュエータなどの検査システムを埋め込み、有線または無線デバイスによりデータを転送することで検査領域に直接アクセスすることなく検査をするものである。この概念によれば構造物の供用を続けながら検査を行うことができ、検査データを一極集中的に管理することで作業員および作業時間の削減が可能となる。そこで本章では保守点検作業の現状と検査手法の分類について述べ、構造ヘルスマニタリング手法の必要性と研究の現状をまとめるとともに本研究の目的を述べる。

1.2 構造物維持管理と検査・モニタリング技術

保守点検作業は故障、事故が発生してから行う事後保全と設備の故障、事故に発展する前に保守点検を行う予防保全に大別される。インフラ構造物において事故が発生すると重大な被害が発生することが予測されるため事後保全は不向きであることから予防保全が行われている。予防保全には一定の時間間隔で保守点検作業を行うタイムベースのメンテナンスと構造物の状態を定量的に評価し保守点検作業を行うコンディションベースのメンテナンスに分けられる。コンディションベースのメンテナンスは構造物の状態を監視しながら供用を継続するものであり、分類の仕方によってはタイムベースのメンテナンスの予防保全に対してコンディションベースのメンテナンスを予知保全と区別することもある。現在の保守点検作業は事前に制作した保守点検計画に基づく時間基準の保守点検作業を行い、注意すべき損傷やその予兆を検知した場合に保守点検計画の修正をしながら供用を続け事故に発展するまでに修復を行うことが多い。

保守点検作業は大まかに Fig. 2 に示すように保守点検計画の立案、検査、診断、必要に応じた計画の修正、補修の工程で構成される。この中で検査、診断の工程の監視技術において非破壊検査による評価を用いることが多い。

ここで、検査とモニタリングの違いについて述べる。一般的に検査は一回の検査が独立して損傷を評価しているのに対し、モニタリングは継続した検査による状構造物

の状態変化によって損傷を検出するものと分けることができる⁽⁸⁾。国土交通省の第1回社会インフラのモニタリング技術活用推進検討委員会によると、点検技術は構造物の状況のある時間断面（定期点検など）で計測し、基準などに照らして評価する技術であるのに対し、モニタリング技術は構造物の状態を常時もしくは複数回で計測し、状態の変化を客観的に把握する技術であるとされている⁽⁹⁾。このように検査、点検とモニタリングは継続的に評価を行うかどうかという点で異なるものであるが、検査において用いられる非破壊検査技術はモニタリングにおいても損傷検知技術として用いることができる。

そこで、3節に非破壊検査の概要と既往研究を、4節に構造ヘルスマニタリングの概要と既往研究について述べる。

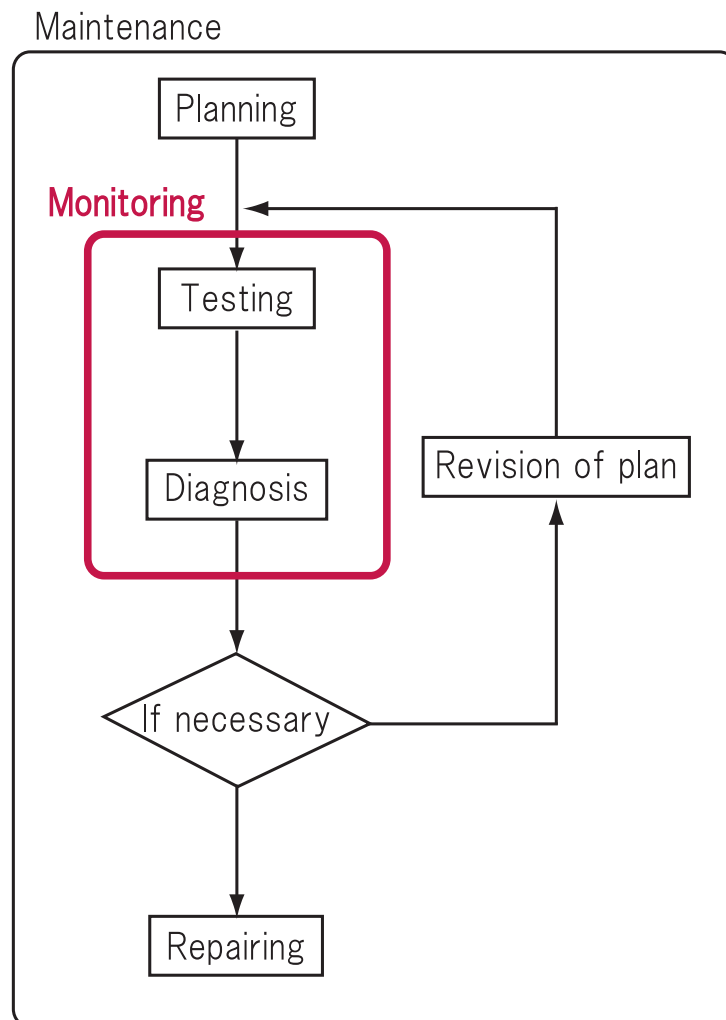


Fig. 2 Process of maintenance.

Table 1 Nondestructive inspection method⁽¹⁰⁾.

Inspection method	Target failure (Surface/Internal failure)	Target material
Visual testing	Surface failure	Everything
Hammering testing	Internal failure	Everything
Ultrasonic testing	Internal failure	Everything
Magnetic particle testing	Surface failure	Ferromagnetic material
Penetrant testing	Surface failure	Non-porous materials
Eddy current testing	Surface failure	Conductive material
Radiographic testing	Internal failure	Everything
Acoustic emission testing	Surface/Internal failure	Everything
Infrared thermography testing	Internal failure	Non-metal material

1.3 非破壊検査と既往研究

現在用いられている非破壊検査手法を Table 1 に示す。各非破壊検査手法について簡単に述べる。

目視検査は検査者が検査対象部位を目で見て表面に現れているひびや割れ、腐食などの損傷を見つける手法である。表面に生じた損傷を見つけることができるが損傷程度の評価は検査者の主観に依存するため、他の検査手法の前段階として行われることが多い。目視検査を行うためには検査者が検査対象部位を目視できることが必要であるため、インフラ構造物に適用するためには膨大な検査時間と検査者の安全確保や人件費などコストの増大が問題となる。これを解決するために、橋梁との接触回避制御を組み込んだ橋梁目視検査用マルチコプタの開発⁽¹¹⁾やワイヤレスカメラを用いた画像診断技術の開発⁽¹²⁾、カメラを搭載した概観検査用ロボットの開発⁽¹³⁾、配管内部を走行し内部から外観検査を行う能動スコープカメラの開発⁽¹⁴⁾などのカメラを用いたものが研究されている。

打音検査に関しては第 2 章において詳しく記述するが、構造物をハンマで叩くこと

で損傷が存在することによる発生する音の変化を検査者が耳で聴くことにより損傷を検知するものである。目視検査と異なり内部に存在する損傷を検知することができる。

超音波探傷検査は構造物に超音波を入力し損傷部において散乱された波を計測することで損傷を検知する手法である。この検査手法は超音波を用いることで内部に存在する微小な損傷を検出可能であり様々な検査現場で行われているが閉じた損傷の検出が困難であるという問題点がある⁽¹⁵⁾。この問題に関しては本章5節にて詳しく記述する。

磁粉探傷検査は強磁性体の検査対象部材を磁場の中におくことで磁化された材料表面や表面直下の損傷が磁束を遮るため損傷の両端に磁極が現れ磁束が表面に漏洩するため、この部分に鉄粉や着色、蛍光磁粉などの検査液をかけると磁極に液が吸引されて欠陥の形状を鮮明にすることができる検査手法である。大西ら⁽¹⁶⁾によって石油輸送ラインの大径溶接鋼管の内外面を検査する磁粉探傷検査装置の開発が行われているほか、森ら⁽¹⁷⁾が鋼道路橋の鋼床版の溶接部の溶け込み深さが疲労き裂の磁粉探傷検査への影響を検討している。

浸透探傷検査は浸透液を検査対象部に塗布し表面の浸透液を除去した後、現像液を塗布することで損傷部に浸み込んだ液により損傷形状を観察することができる検査手法である。藤岡⁽¹⁸⁾によって圧力容器への適用例が紹介されている。また長谷川ら⁽¹⁹⁾によって凍害によるコンクリートのひび割れ本数をひび割れ部分の染色で変化する明度差の測定によって簡易評価する方法が検討されている。

渦電流探傷検査は導電性のある検査対象物に交流を流したコイルを近づけることで電磁誘導によって検査対象物に生じる渦電流の損傷に起因する変化をインピーダンスの変化として検出する検査手法である。瀧川ら⁽²⁰⁾によってレールのきしみ割れの検出が行われているほか、安岡ら⁽²¹⁾によってCFRP積層板の欠陥検出手法が提案されている。

放射線透過検査は放射線を検査対象物に照射し内部を透過させ、検査対象物背後に設置したフィルムに感光し投影することで内部の欠陥や構造を調べる検査手法である。この手法は非接触計測であるが検査対象物の背後にフィルムを設置する必要がある、後藤ら⁽²²⁾によって予防保全技術として火力設備配管への適用が行われている。

アコースティックエミッション検査は検査対象構造物内で損傷が発生する際に開放される弾性エネルギーによって引き起こされる波動伝播をセンサにより検知することで損傷を検知する手法である。この手法は超音波探傷検査と同様に構造物を伝播する波

動に基づく検査手法であるが、アクティブに構造物に超音波を入力する超音波探傷検査と異なり損傷発生に伴い開放される弾性エネルギーを用いたパッシブな検査手法である。宮川ら⁽²³⁾はすばる天体望遠鏡の主鏡に形成される微小傷の検出に関してアコースティックエミッションを利用して検出することを検討している。山田ら⁽²⁴⁾は大型石油タンクの底部の腐食損傷診断を行っている。また村田ら⁽²⁵⁾によって RC 造梁の曲げ破壊によって生じる AE 計測実験が行われているほか、湯山⁽²⁶⁾による社会基盤構造物の AE 連続モニタリングや友田ら⁽²⁷⁾による鉄筋コンクリートの鉄筋腐食のモニタリングが行われているが、損傷発生時にセンシングしている必要があるため常時観測が必要となる。

赤外線サーモグラフィ検査は検査対象構造物から放射される赤外線エネルギーを検出し、表面温度分布としてとらえることで損傷形状を示す検査手法である。非接触計測であり内部に存在する損傷の形状を高精度で検出できるが非金属材料にのみ適用可能であるとともに検査対象構造物内の温度変化が必要であるため太陽光などの熱源を想定したコンクリート構造物に対して、中村ら⁽²⁸⁾によるかぶりコンクリートはく落予測法の開発や岩波ら⁽²⁹⁾による鋼・コンクリート間の空隙評価手法、増田ら⁽³⁰⁾鄭ら⁽³¹⁾による欠陥の深さを推定する手法が研究されている。

1.4 構造ヘルスマニタリングと既往研究

1.4.1 構造ヘルスマニタリングの構成要素

航空宇宙工学の分野において提案された構造ヘルスマニタリングの概念は、近年インフラ構造物の老朽化問題に対しても有用であると考えられており様々な研究が行われている。振動、波動を利用した構造ヘルスマニタリングシステムを構成する要素は Fig. 3 に示すように状態量の計測、データ解析、診断の 3 つに大別できる。

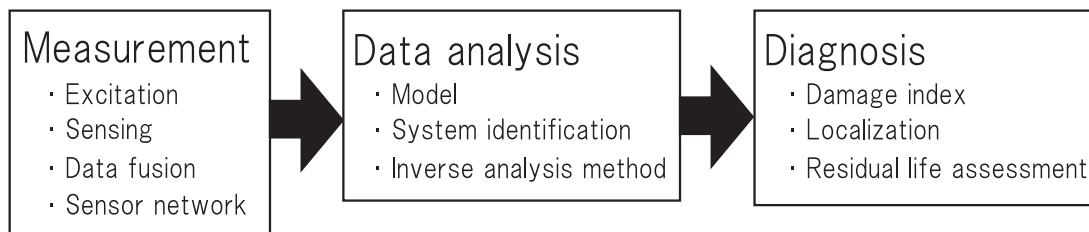


Fig. 3 Elements of structural health monitoring.

状態量の計測には加振 (アクティブな検査手法の場合), センシング, センサフュージョンとネットワーク構築などの技術が必要となる. 加振, センシングにはアクチュエータ, センサが必要となるが, 近年これらの機能を内包した圧電素子や磁歪材料, 形状記憶合金などのスマート材料の開発が盛んに行われている. 航空宇宙工学の分野では光ファイバを埋め込んだスマート構造材料が古くから研究されており, 構造ヘルスマニタリングへの適応に関する研究も多く存在する. Giurgiutiu ら⁽³²⁾による航空構造物のアクティブセンシングへの適用や Udd ら⁽³³⁾が複合材料に適用した例, Maaskant ら⁽³⁴⁾による橋梁のモニタリングへの適用例などがある.

圧電素子は応力をかけると電圧が発生する圧電効果と電圧を印加すると歪みが発生する逆圧電効果による電気エネルギーと機械エネルギーを可逆的に変換可能な素子であり, アクチュエータやセンサとして用いることができる. 西村ら⁽³⁵⁾は構造物と圧電素子のカップリングを利用して, 損傷に起因する構造物の機械インピーダンスの変化を圧電素子の電気インピーダンスの変化として計測することによる損傷検知を行っている.

磁歪材料は材料に巻いたコイルに電流を流し磁界をかけることで材料を磁化させたときに材料が伸縮する磁歪効果, 材料を伸縮させると材料がより強く磁化される逆磁歪効果によって電気エネルギーと機械エネルギーを可逆的に変換可能な材料であり, アクチュエータやセンサとして用いることができる. 圧電素子では電気エネルギーとして電圧に変換されていたが磁歪材料では電流に変換されるという違いがある. 超磁歪材料の開発⁽³⁶⁾以降, 江田ら⁽³⁷⁾による振動センサの開発などの研究が行われている.

形状記憶合金は変態点よりも高い温度において弾性変形しても元の形状に回復する形状記憶効果と弾性変形の領域が鋼材料などよりもはるかに広いという超弾性の特性を持つ合金であり, 主にアクチュエータとして用いられている. また酒井ら⁽³⁸⁾は Ti-Ni 系形状記憶合金を RC はりの主筋に用いることで超弾性による自己修復機能をもったはり部材の挙動の検討を行っている. これらの材料は従来のセンサと異なり構造部材に埋め込んで使用することが容易であるため構造ヘルスマニタリングへの応用が期待されている.

計測したデータフュージョンやネットワーク構築に関して, 長井ら⁽³⁹⁾は加速度データのような 10ms 以下の短いサンプリング周期のデータをセンサ内にストアすることなく随時データ収集ホストへ転送するワイヤレスセンサシステムを用いたリアルタイムな構造ヘルスマニタリングに関する研究を行っている. 長山ら⁽⁴⁰⁾は膨大な計測データを各ノードが有する計算機能により分散処理することでデータの集約を効率

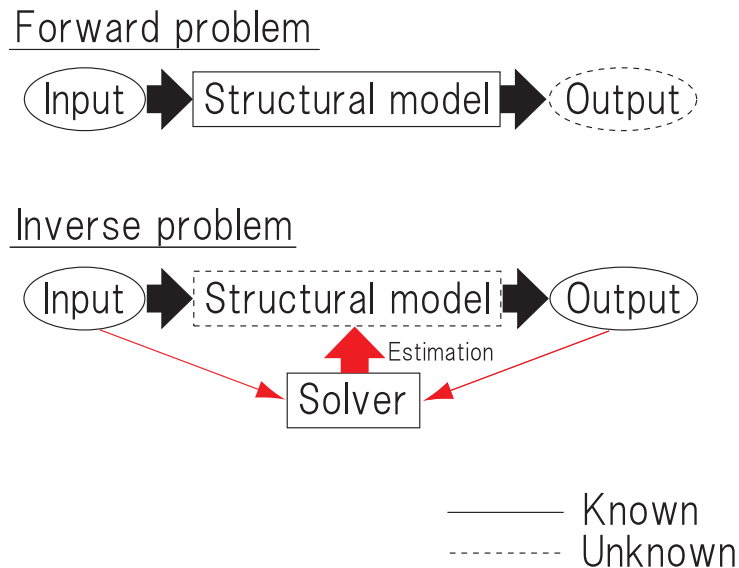


Fig. 4 Forward problem and inverse problem.

的に行う手法を提案している. Mitchell ら⁽⁴¹⁾は Web からコントロールできるワイヤレスセンサネットワークシステムを開発している.

データ解析には解析モデル, 逆解析, 数値解析手法などの技術が必要となる. 解析モデルは取り扱う問題に合わせた検査対象構造物を質点, バネ, ダンパなどで表現する集中定数系や棒の縦振動やはりの曲げ振動, トラス構造などの連続体にモデル化を行う分布定数系, 多数の微小要素に分割する有限要素モデルなどの物理モデルに抽象化をし, 物理モデルを数式で表現する数学モデルにすることで定量的な評価が可能となるため重要な要素である.

順問題と逆問題の違いを Fig. 4 に示す. 順問題とは入力と構造物モデルが既知の場合に出力がどのようになるかを求める問題でありこの解析を順解析という. それに対し, 逆問題とは入力と出力が既知である時に構造物モデルを推定する問題でありこの解析を逆解析といい, 構造ヘルスマニタリングでは基本的に逆問題を解くことで損傷を検知する.

線形系などの簡単な物理モデルの場合厳密解が得られるが, 多くの構造物は複雑な系であり厳密解を得ることが困難な場合がある. この時に用いられるのが有限要素法や境界要素法などの数値解法, 等価線形化法や摂動法などの近似解法であり, コンピュータの発達した現在において逆解析の強力なツールとなっている.

最後に, 診断技術には, 損傷指標, 余寿命推定, 位置推定や可視化技術が必要であ

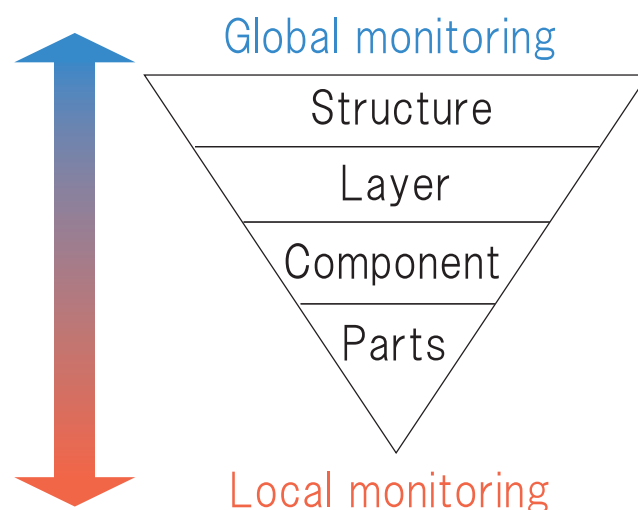


Fig. 5 Approach level of structural health monitoring.

る。損傷評価指標は損傷の程度を表すために必要であり，損傷状態に依存して敏感に変化するものである必要がある。いつまで要求性能を下回ることなく供用を継続できるかを損傷評価指標に基づいて判断する技術が余寿命推定である。

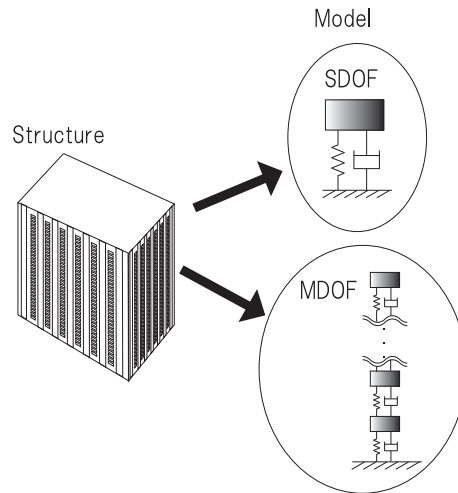
また損傷位置推定は構造物のどこに損傷が存在するかを判定する技術であり，疲労き裂や複合材料のはく離などのどこで発生するかわからない損傷検知において非常に重要な技術である。

損傷検知手法で得た情報を技術者にどのように表示するかは重要であり，可視化技術は重要な要素である。たとえば，赤外線サーモグラフィ検査では，検査対象構造物から放射される赤外線エネルギーを表面温度分布としてとらえ，表面温度分布をカラーバーで表すことで欠陥形状を表している。

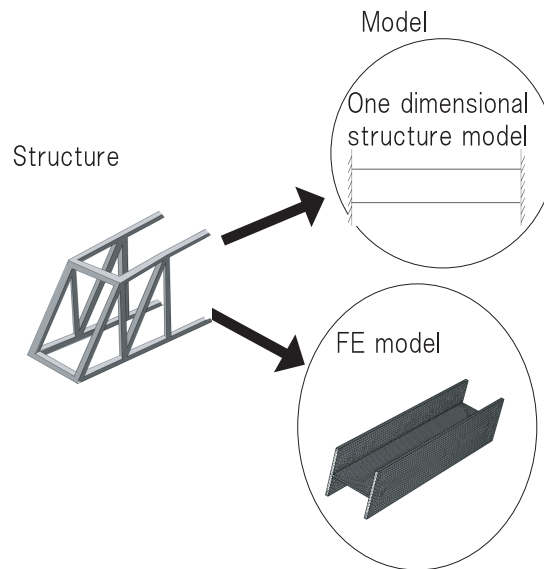
1.4.2 構造ヘルスマモニタリングの分類

上記に示したような技術をもって構造ヘルスマモニタリングシステムを構成するのであるが，どのようなモニタリングシステムを構築するかによってアプローチの違いがある。

一つに，検査対象構造物全体を検査対象とする場合をグローバルモニタリング，局所的な範囲をモニタリングする場合をローカルモニタリングに分けられる。Fig. 6(a)に示すように，グローバルモニタリングの場合には構造物全体を一質点系でモデル化したり階層ごとの多質点系で近似することが多く，少ないセンサでシステム構築がで



(a) Global monitoring.



(b) Local monitoring.

Fig. 6 Model difference of structural health monitoring.

きるが詳細な損傷位置はわからないことや構造物全体に影響を及ぼすレベルの損傷でなければ検知できないという問題点がある。そのため地震などの自然災害による大規模な被害を想定した場合に選択されることが多い。一方、Fig. 6(b)に示すようにローカルモニタリングでは構造物を構成する部材ごとに着目しオイラーベルヌーイは

りやキルヒホッフ板などの連続体モデルを用いることが多く、詳細な損傷位置の検知や微細な損傷の検出が可能であるが、システム構築に多数のセンサを要することから導入費用の増大が問題となる。

また、システム構築にアクチュエータによる加振を含むかどうかによってアクティブシステムかパッシブシステムかに分けられる。アクティブシステムは非破壊検査のように検査対象構造物に加振を加えたときの応答より損傷検知を行うシステムである。それに対してパッシブシステムは外乱による検査対象構造物の加速度や変位の計測やアコースティックエミッションの検出などがあげられる。

損傷検知をどのように行うかに関しても異常信号の検出とシステム同定に分類ができる。アコースティックエミッション信号のように損傷によって生じる異常信号を検出する手法は構造物のモデル化の必要がないが発生した異常信号の発生時に計測していないと検出できない。対してシステム同定は構造物を何らかのモデルに置き換えて損傷に起因するシステムの変化をモデルのパラメータの変化としてとらえる手法であり、システムのモデルを仮定することが必要であるが損傷がシステムに与える変化をとらえるため異常信号検出法と異なり損傷発生時の計測を必須としない。

構造ヘルスマニタリングシステムの設計時には検査対象構造物の供用環境によってこれらの分類から適したものを選択する必要がある。

現在社会インフラ構造物に対する構造ヘルスマニタリングシステムの導入事例としてギリシャの Rion antirion bridge⁽⁴⁴⁾ やアメリカの Huey P. long bridge⁽⁴⁵⁾、ロンドン地下鉄⁽⁴⁶⁾などがあげられる。国内でも構造ヘルスマニタリングシステムの導入例として東京都内や横浜市に立地した鉄骨構造で耐震、免震、制震構造を持つ事務所への適用⁽⁴⁷⁾や鉄道河川橋梁への適用⁽⁴⁸⁾などはあるものの、ニーズの高さと比較して導入が進んでいないのが実情である。

本研究では構造物の経年劣化を検知対象としているためローカルモニタリングシステムを想定している。また橋梁などの構成部材は一次元構造物、とりわけはりモデルと近似できることが多く、検査対象物ははり構造である。

1.5 接触界面における非線形性に着目した損傷検知手法

検査とモニタリングの双方において損傷検知技術は重要である。特に、振動や波動に着目した損傷検知手法は検査、モニタリングの両方に適応可能であり、内部に存在

する損傷を検知することができる利点がある。部材レベルなどの比較的小さい領域の検査を行うときに超音波を用いた損傷検知技術は微小な損傷の検知に有用であることから頻繁に用いられる。本節では、超音波探傷検査の問題点と接触界面の非線形性に着目することでこの問題を解決しようとする既往研究について述べる。

超音波探傷検査は超音波を検査対象構造物に入力し損傷における散乱特性によって発生する波動を検出することで損傷を検知する手法であり、損傷検出限界寸法は入力する超音波の波長の $1/2 \sim 1/5$ 程度といわれている^{(49),(50)}。入力した超音波の波長は非常に短いため内部の微小な損傷も検知することができるため様々な検査現場で用いられている。しかし超音波探傷では損傷において超音波が散乱することを利用してはいるが、疲労き裂や複合材料のはく離、接着部の不完全接合などの nm オーダーの空隙をもつ損傷では局所的に接触している接触界面を超音波がほとんど散乱しないため損傷の検知が困難であるという問題を抱えている⁽¹⁵⁾。この問題に対して、非線形超音波を用いた検査手法が提案されている^{(51),(52),(53),(54)}。

古くから知られている構造物の非線形性に材料非線形性と幾何学的非線形性がある^{(55),(56)}。材料非線形性とは構造物の材質に起因するものであり、粘弾性体や弾塑性体、クリープなどが代表的なものである。それに対して幾何学的非線形性は変形量が大きくなることで荷重と応力の関係が非線形になるものである。これらの非線形性と比較して、接触を伴う界面や弱結合界面において著しい非線形性が生じることが知られており、Solodov によって nm オーダーの空隙をもつ損傷を含む構造物に数十 nm 程度の大振幅超音波を入力すると空隙を構成する面同士の局所的な衝突、摩擦により大きな非線形性が生じる接触音響非線形性の概念が提唱された^{(57),(58),(59)}。接触音響非線形性によって生じる高調波や分数調波に着目することで従来の超音波探傷では検出が困難であった nm オーダーの空隙をもつ損傷を検知する手法は Buck ら⁽⁶⁰⁾が提案している高調波に着目した疲労き裂検知手法をはじめとして、秋野ら⁽⁶¹⁾によるサブハーモニック波に着目した疲労き裂検知手法など様々な手法が提案されている。また三原はサブハーモニック波計測のための大振幅超音波送信技術について検討している⁽⁶³⁾。

しかし、構造ヘルスマニタリングシステムへの適用を考えると大振幅超音波を入力することは困難である。この問題に対し、非線形波動変調に基づく損傷検知手法が提案されている。非線形波動変調とは Fig. 7 に示すように低周波振動により損傷を開閉させることで損傷に入力される高周波波動の散乱特性が低周波振動に同期して変動す

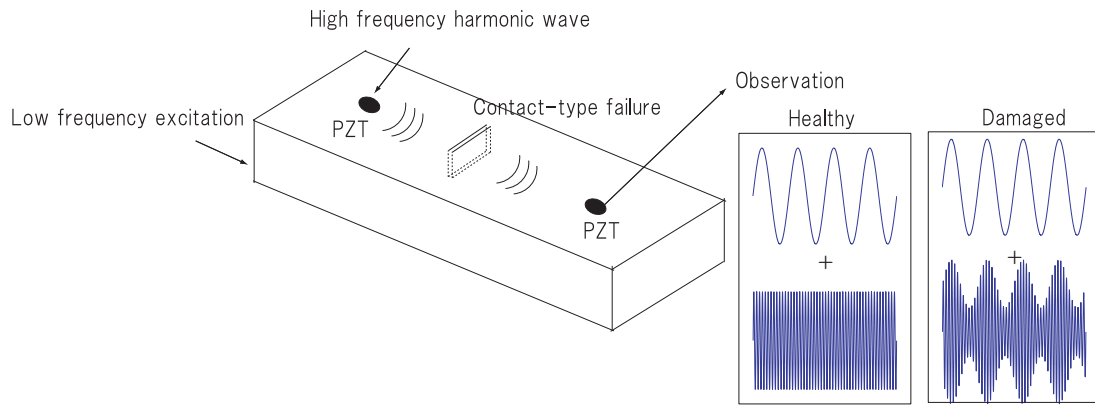


Fig. 7 Conceptual illustration of nonlinear wave modulation.

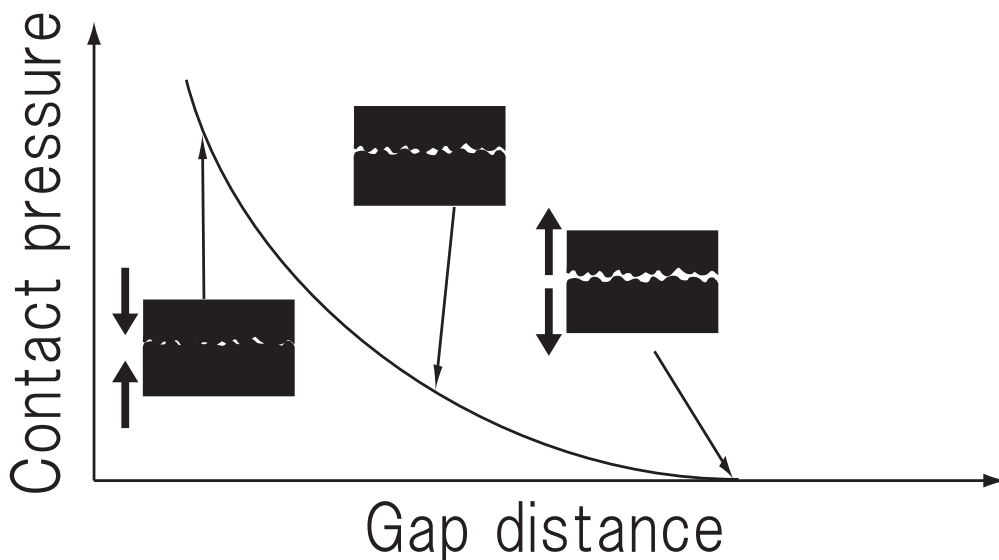


Fig. 8 Relationship between gap distance and contact pressure in the vicinity of contact interface⁽⁶⁸⁾.

るため、高周波波動の振幅や位相に変調が生じる現象であり、振動音響変調^{(65),(66)}とも呼ばれる。Fig. 8⁽⁶⁸⁾に示すように損傷を構成する面同士が静的な接触圧により局所的に接触している状態を考えると、引張力が作用すると接触面同士が引き離されて空隙が広がることで真実接触面積が減少し、圧縮力が作用すると接触面同士が押し付けられることにより真実接触面積が増加する。単位面積当たりの圧縮力、すなわち接触圧が高くなるにつれ空隙の変化に対する抵抗は大きくなるため空隙の大きさと接触圧の関係は Fig. 8に示すように非線形になる。この曲線の傾きが接触圧に対する剛性となる。接触音響非線形性では nm オーダーの大振幅超音波を入射することで接触

界面の変動を生じさせているが、非線形波動変調では大振幅の低周波振動で接触界面の変動を生じさせるためより大きな剛性変動が生じる。本論文では、疲労き裂や複合材料のはく離、接着不良、ボルト締結部のボルト緩みなどの接触界面における非線形性を有する損傷を「接触面を有する損傷」と呼称する。

非線形波動変調に基づく損傷検知手法では環境外乱や稼働振動などを低周波振動として用いることができるため構造ヘルスマニタリングに適している。本研究では低周波振動をポンプ振動、高周波波動をプローブ波動と呼ぶ。Parsons ら⁽⁶⁹⁾ はき裂検知手法を提案しているほか、Chysochoidis ら⁽⁷⁰⁾ ははく離の程度評価に有用であることを示している。林⁽⁷¹⁾ は薄板構造内のき裂検出に関する研究をしており、パイプ内き裂の検出に有効であることを示している。また、増田ら^{(72),(73)} は圧電インピーダンス法と組み合わせたベースラインフリーな検査法である非線形圧電インピーダンス変調法を提案しており、疲労き裂の検出や接着不良の検出に有効であることを示している。

損傷位置の推定に関しては Kazakov ら⁽⁷⁴⁾ がトーンバースト信号を高周波波動に用いた手法を提案している。また、Sutin ら⁽⁷⁵⁾ は非線形波動変調スペクトロスコピーと時間反転操作による波源探査手法を組み合わせることで損傷位置を求めている。しかし、定常な高周波波動を用いた損傷位置推定手法に関する研究はまだ十分ではない。これを踏まえて次節では本論文の目的と構成について述べる。

1.6 本論文の目的と構成

本研究では、構造物維持管理に必要な検査及びモニタリングの双方に適用可能な損傷検知技術として、損傷部における非線形波動変調に基づく損傷位置推定手法を構築することを目的とする。1次元構造物であるはりを対象構造物として、波動伝播に着目した二つの損傷位置推定手法を提案する。

ひとつは現在の検査作業において最もよくおこなわれている検査手法の一つである打音検査の高機能化を目的として、ポンプ振動としてインパクトハンマ加振による振動を利用した非線形波動変調に基づく損傷位置推定手法を提案する。これにより検査対象部材の一部を打撃することで広範囲を一挙に検査できるため、構造物の一部にアクセスできない場合などにも打音検査が行えることが期待できる。次に、増田らによって提案されている非線形波動変調に基づく損傷検知手法⁽⁷⁶⁾においてはプローブ

波動にガイド波を選択するという仮定があるため構造物の固有振動数をプローブ波動の周波数として用いるが、損傷が進行するに従って固有振動数は低下していくためプローブ波動の入力周波数を追従して変化させる必要があった、本研究では広帯域高周波波動を用いることで高周波波動に含まれる複数のガイド波成分の情報を用いて損傷位置を推定する手法を提案することで、入力高周波波動を変化させる必要がなくなり手法の簡便化につながることを期待できる。

以上の目的にそって本論文は本章を含め全5章で構成されている。第1章では社会インフラ構造物の検査に関する現状と非破壊検査技術、構造ヘルスマモニタリングに関する既往研究について述べたのち、接触界面の非線形性に着目した損傷検知手法について概要をまとめ本論文の目的と構成を示す。第2章では打音検査の高機能化を目的としたインパクトハンマ加振をポンプ振動に用いた損傷位置推定手法について述べる。初めに、打音検査のメリットとデメリット、既往研究についてまとめたのち提案する手法のメリットを述べる。次に、本研究の基礎技術であるティモシェンコはりモデルに則った波動分離法を提案する。その後、非線形波動変調によって生じる復調波動の伝播モデルを導出し、導出したモデルに基づく損傷位置推定手法を提案する。また、非線形波動変調に起因して剛性変動するオイラーベルヌーイはりのプローブ波動の振幅や位相が復調波動に与える影響を考察する。最後に提案手法の有用性を示すために模擬損傷を設けたはり試験片を用いた損傷位置推定実験を行い精度よく損傷位置の推定ができることを示す。

第3章では従来法において必要な作業であった高周波波動の周波数選択の作業を省略することを目的として、プローブ波動に広帯域高周波波動を用いた損傷位置推定手法を提案する。従来の非線形波動変調法の検査手順について示し、初めに、構造物の検査対象範囲に入出力される波動成分を用いて定義される波動伝達関数が非線形波動変調により時変になることに着目し短時間フーリエ変換を用いた時変波動伝達関数の推定法を提案する。推定した時変波動伝達関数をティモシェンコはりの分散関係式を考慮して周波数領域から波数領域に変換したのちに波数領域から空間領域へ逆フーリエ変換をおこなうことで反射強度マップに時間情報を付加する手法を提案する。得られた反射強度の空間-時間マップより接触音響非線形性を有する損傷位置を求めることができる。提案した損傷位置推定手法の有効性を示すために模擬損傷を設けたはり試験片を用いた損傷位置推定実験を行い接触音響非線形性を有する損傷位置で反射強度の時間変動がポンプ振動に同期していることを示す。

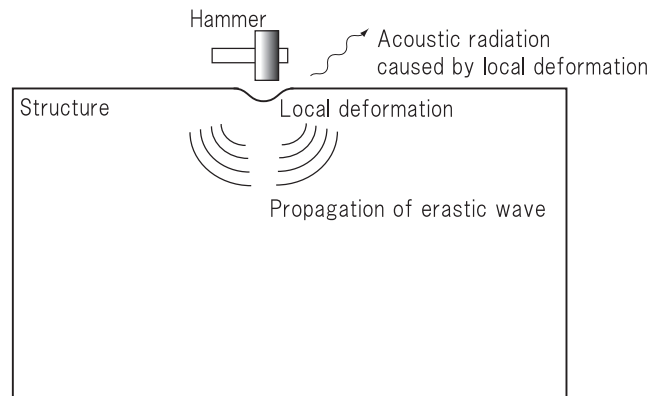
第4章では接触面を有する損傷の一つであるボルト締結部のボルトゆるみを取り上げる。ボルト締結の締結法の概要を示し、振動によってボルトゆるみが発生する問題について述べる。損傷位置における反射強度の時間変動は接触界面の状態を顕著に表していると考えられるため、反射強度の時間変動に基づく損傷程度評価指標を提案することで従来法では得られなかった損傷位置の情報と損傷程度をともに得ることができると考えられる。本章では複数のボルトで締結されたボルト締結部を有するはり試験片を用いたボルト締結部の健全性評価実験を行い、センサアレイに近い位置のボルトが過少締付トルクと過剰締付トルクの場合にボルト締結部における反射強度に起因する損傷指標が上昇すること、センサアレイから遠い位置のボルトの締付トルク変化には鈍感であることを示す。

第5章では本論文の各章で得られた知見をまとめ今後の展望について述べる。

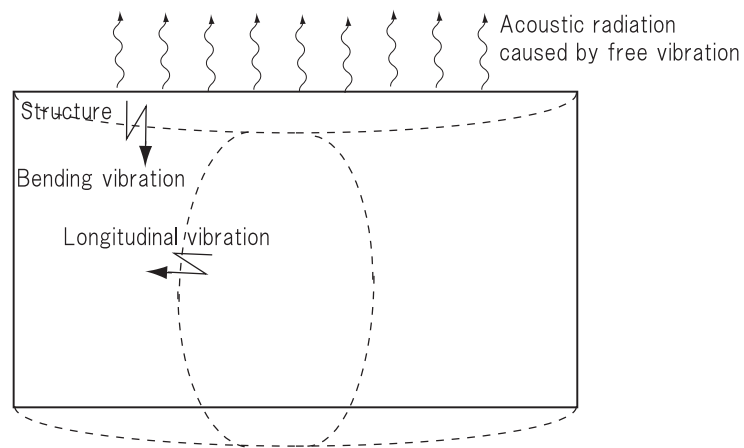
第 2 章 インパクトハンマ加振を受けるはり構造物における非線形波動変調に基づく損傷位置推定

2.1 緒言

社会インフラ構造物の検査において最もよくおこなわれる検査の一つに打音検査がある。打音検査はハンマで検査対象部を打撃した際に生じる打撃音を耳で聴くことに



(a) Acoustic radiation caused by local deformation.



(b) Acoustic radiation caused by free vibration.

Fig. 9 Acoustic radiation caused by impact excitation⁽⁷⁷⁾.

より損傷を検知する手法である。人間が耳で聴くことのできる音は人によって異なるが、おおむね 20Hz から 20kHz の周波数帯域であり、この周波数帯域の空気振動が感知できる。

構造物を打撃した際に耳で感知する音となるまでの過程を Fig. 9 に示す。Fig. 9(a) に示すように構造物をハンマで打撃すると構造物表面が局所的に変形し、これを波源とする弾性波動が構造物内を伝播する。同時に、局所変形による放射音が空気振動として伝播し耳に到達する。Fig. 9(b) に示すように構造物内を伝播する弾性波動により構造物が縦振動や曲げ振動などの振動モードで振動する。この自由振動によって構造物表面に接する空気層が加振されるため放射音が発生し、空気振動として伝播し耳に到達する。ここで、構造物内部に損傷が存在すると構造物内を伝播する弾性波動の伝播挙動が局所的に変化し固有振動数や振動モード形状が変化するため放射音にもその変化が反映され耳にて聴く音に違いが生じる。

しかし健全時と損傷時の音の変化を聞きわけることは非常に高い技術を必要とし、検査作業者の体調や聴覚の感度などの条件にも検査精度が左右されてしまう。そのため、打撃音をマイクロホンで計測を行い解析することで損傷の有無を評価する研究^{(77),(78),(79)}がなされており、打撃力に対する打撃音の振幅比や周波数分布に着目することで損傷の検知が可能となることが示されている。

局所変形による放射音は打撃位置において発生するものでありこの位置付近でセンシングする必要がある⁽⁷⁷⁾。それに対し構造物内を伝播する弾性波動に着目すると波動が伝播する範囲であればセンサ配置に自由度がある⁽⁷⁷⁾。そのため打撃した際に発生する弾性波動を加速度センサや変位センサなどを用いて計測し解析する検査手法⁽⁸²⁾が提案されており、複数のセンサを用いて波動の伝播範囲をセンシングし波動伝播の逆解析を行うことで損傷の位置や大きさを検出することが可能であることが示されている。これらの手法は検査精度が検査作業者の体調や個人差に因らないため、客観的な評価が可能となるため有用である。

また、社会インフラ構造物の検査において検査作業者が直接アクセスして作業することが困難な場合があり、打音検査で検査することが困難な箇所が存在する。この問題を解決するために、近年打音検査ロボットに関する研究が盛んに行われており、走行あるいは飛翔型ロボットに打撃機構を取り付けたもの^{(80),(81)}などが開発されている。これらのロボットの小型化が進むことで人間が直接作業をするには解体作業が必要な場所に入り込んで検査をすることも期待されている。

そこで本章では打音検査の高機能化を目指し、構造物に埋め込み可能なスマート材料である圧電素子をセンサ及びアクチュエータとして用い、ポンプ振動としてインパクト加振による振動を用いた非線形波動変調現象に基づく損傷検知手法を開発することを目的とする。

2.2 波動分離法

はじめに、ティモシェンコはりの波動解に基づく波動分離法について記述する。増田ら⁽⁸³⁾は一次元構造物の構造ヘルスマニタリング手法の開発を目的として複数の加速度センサによって構成されるセンサアレイで計測した曲げ振動の計測値から構造物上を伝播する波動成分を求める波動分離法を提案している。この手法ではオイラーベルヌーイはりの波動解に基づいた波動分離法を提案しているが、本研究で用いる高周波波動の周波数領域においてはオイラーベルヌーイはりと実際の実験系の誤差が大きくなるため、回転慣性とせん断変形を考慮したティモシェンコはりの波動解に基づく波動分離法を用いる必要がある。

一様なはりのティモシェンコはりの運動方程式は、 $y(x, t)$ を曲げ変位、 ρ を密度、 A を断面積、 E を縦弾性係数、 I を断面二次モーメント、 κ をせん断係数、 G を横弾性係数とすると式 (1) となる。

$$\rho A \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^4} - \rho I \left(1 + \frac{E}{\kappa G} \right) \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial t^2 \partial x^2} + \frac{\rho^2 I}{\kappa G} \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial t^4} = 0 \quad (1)$$

式 (1) の一般解は式 (2) となる。

$$y(x, t) = (C_1 e^{-jk_1 x} + C_2 e^{jk_1 x} + C_3 e^{-jk_2 x} + C_4 e^{jk_2 x}) e^{j\omega t} \quad (2)$$

ただし、 j は虚数単位である。ここで固有円振動数 ω と波数 k の関係を表す分散関係式は式 (3) となる。

$$k^2 = \frac{1}{2EI} \left\{ \pm \sqrt{\left(\rho I - \frac{\rho EI}{\kappa G} \right)^2 \omega^4 + 4\rho AEI\omega^2 + \rho I \left(1 + \frac{E}{\kappa G} \right) \omega^2} \right\} \quad (3)$$

式 (2) において、式 (3) の一項目が正符号の波数を k_1 、負符号の波数を k_2 とおくと、 k_1 は常に実数となり伝達項である。これに対し、 k_2 は低周波数域においては虚数となり非伝達項であるが、高周波数域では実数となり伝達項に変化する。 k_1 は低次の振動モードより存在する曲げモードの振動を表し、 k_2 は低周波数域では曲げの定在波、高

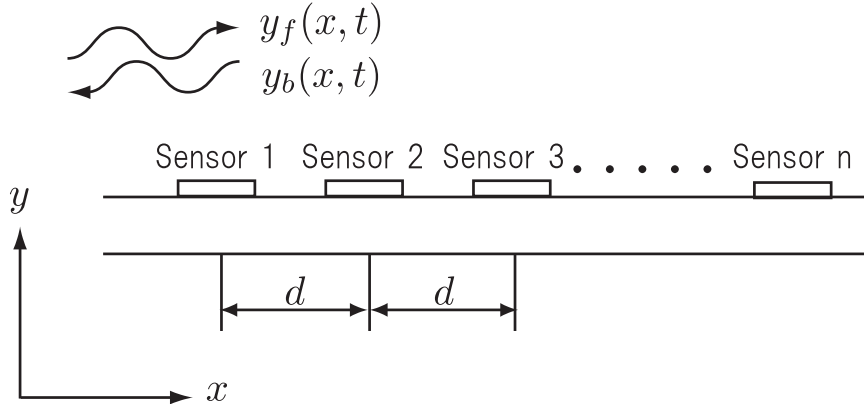


Fig. 10 Sensor array.

周波数域では高次の振動モードにおいて表れる高次の曲げモードの振動を表す。 k_2 の低周波数域と高周波数域は式 (3) の右辺全体の符号によって決定され、低周波数域の条件は式 (4) である。

$$\omega^2 < \frac{\kappa GA}{\rho I} \quad (4)$$

k_2 が低周波数域の場合、解はオイラーベルヌーイはりと同じ形で記述できる。ここで、低周波数域で生じる定在波は支持境界や加振位置などでその影響を無視することはできないが、これらの点から離れるに従い指数関数的に減少するため、センサ位置がこれらの点から十分離れている場合は無視できる。また、周波数が高くなるにつれて距離に応じた減少は大きくなるため、本研究で高周波波動として使用する帯域ではその影響は無視できると考える。このとき解は波数 k_1 の項のみで構成され、式 (5) となる。

$$\begin{aligned} y(x, t) &= (C_1 e^{-jk_1 x} + C_2 e^{jk_1 x}) e^{j\omega t} \\ &= y_f(x, t) + y_b(x, t) \end{aligned} \quad (5)$$

ここで、 $y_f(x, t)$ 、 $y_b(x, t)$ は進行波、後退波である。

今、 Fig. 10 に示すように一次元構造物上に設置された n 個のセンサで構成されるセンサアレイを考える。センサ i で計測される曲げ振動 $y_i(x, t)$ のフーリエ変換値を $\hat{y}_i(x, \omega)$ とすると、センサ間の距離 d に応じて波動に生じる位相差を考慮してセンサ 1 の位置における進行波 $y_{f1}(x, t)$ 、後退波 $y_{b1}(x, t)$ のフーリエ変換値 $\hat{y}_{f1}(x, \omega)$ 、

$\hat{y}_{b1}(x, \omega)$ を用いて関係式式 (6) が得られる.

$$\begin{bmatrix} \hat{y}_1(x, \omega) \\ \hat{y}_2(x + d, \omega) \\ \vdots \\ \hat{y}_n(x + (n-1)d, \omega) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ e^{-jk_1(\omega)d} & e^{jk_1(\omega)d} \\ \vdots & \vdots \\ e^{-jk_1(\omega)(n-1)d} & e^{jk_1(\omega)(n-1)d} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{y}_{f1}(x, \omega) \\ \hat{y}_{b1}(x, \omega) \end{bmatrix} \quad (6)$$

式 (6) を擬似逆行列を用いて波動成分を曲げ振動の計測値で記述すると波動分離式式 (7) が得られる.

$$W = (H^*H)^{-1}H^*Y \quad (7)$$

ただし,

$$Y = \begin{bmatrix} \hat{y}_1(x, \omega) \\ \hat{y}_2(x + d, \omega) \\ \vdots \\ \hat{y}_n(x + (n-1)d, \omega) \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$H = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ e^{-jk_1(\omega)d} & e^{jk_1(\omega)d} \\ \vdots & \vdots \\ e^{-jk_1(\omega)(n-1)d} & e^{jk_1(\omega)(n-1)d} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$W = \begin{bmatrix} \hat{y}_{f1}(x, \omega) \\ \hat{y}_{b1}(x, \omega) \end{bmatrix} \quad (10)$$

である.

2.3 単一の高周波波動を用いた非線形波動変調に基づく損傷位置推定理論

2.3.1 損傷部を波源とする復調波動の波動伝播モデル

Fig. 11 に示すような損傷位置 x_d の面接触を有する損傷が存在するはり構造物を考える. 式 (5) より構造物上を伝播している進行波 $y_f^{in}(x_d, t)$ と後退波 $y_b^{in}(x_d, t)$ が損傷部に入力され, 損傷部で散乱されて進行波 $y_f^{out}(x_d, t)$, 後退波 $y_b^{out}(x_d, t)$ が出力され

る。損傷部の透過率を $T(t)$ ，反射率を $R(t)$ とおくと損傷部に入力される波動と出力される波動の関係は式 (11) で表される。

$$\begin{bmatrix} y_f^{out}(x_d, t) \\ y_b^{out}(x_d, t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T(t) & R(t) \\ R(t) & T(t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y_f^{in}(x_d, t) \\ y_b^{in}(x_d, t) \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで単一の周波数で構成される高周波波動を想定しその周波数を ω_p とおくと，損傷に入力される波動は式 (12) と式 (13) で表される。

$$y_f^{in}(x_d, t) = Y_f^{in} e^{j\omega_p t} \quad (12)$$

$$y_b^{in}(x_d, t) = Y_b^{in} e^{j\omega_p t} \quad (13)$$

式 (12) と式 (13) を式 (11) に代入すると損傷部から出力される波動を表す式 (14) が得られる。

$$\begin{bmatrix} y_f^{out}(x_d, t) \\ y_b^{out}(x_d, t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T(t) & R(t) \\ R(t) & T(t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Y_f^{in} e^{j\omega_p t} \\ Y_b^{in} e^{j\omega_p t} \end{bmatrix} \quad (14)$$

損傷部に入力される進行波，後退波のフーリエ変換値を $\hat{y}_f^{in}(x_d, \omega)$ ， $\hat{y}_b^{in}(x_d, \omega)$ と損傷部から出力される進行波，後退波のフーリエ変換値を $\hat{y}_f^{out}(x_d, \omega)$ ， $\hat{y}_b^{out}(x_d, \omega)$ ，損傷部の透過率，反射率のフーリエ変換値を $\hat{T}(\omega)$ ， $\hat{R}(\omega)$ とすると式 (14) を周波数領域で書き直すと式 (15) となる。

$$\begin{bmatrix} \hat{y}_f^{out}(x_d, \omega) \\ \hat{y}_b^{out}(x_d, \omega) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{T}(\omega - \omega_p) & \hat{R}(\omega - \omega_p) \\ \hat{R}(\omega - \omega_p) & \hat{T}(\omega - \omega_p) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Y_f^{in} \\ Y_b^{in} \end{bmatrix} \quad (15)$$

また，伝播距離に応じて生じる位相差を考慮すると，損傷部から出力され伝播する任意の位置 x における波動のフーリエ変換値 $\hat{y}_f^{out}(x, \omega)$ ， $\hat{y}_b^{out}(x, \omega)$ は式 (16) となる。

$$\begin{bmatrix} \hat{y}_f^{out}(x, \omega) \\ \hat{y}_b^{out}(x, \omega) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e^{-jk(\omega)d} & 0 \\ 0 & e^{jk(\omega)d} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{T}(\omega - \omega_p) & \hat{R}(\omega - \omega_p) \\ \hat{R}(\omega - \omega_p) & \hat{T}(\omega - \omega_p) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Y_f^{in} \\ Y_b^{in} \end{bmatrix} \quad (16)$$

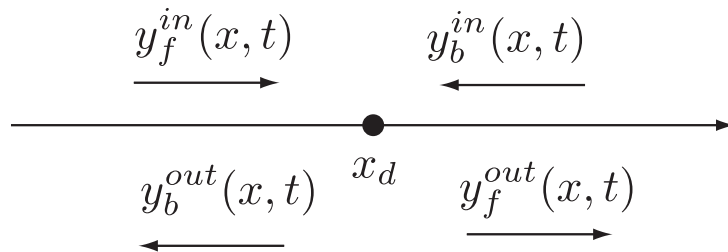


Fig. 11 Wave propagation model.

ここで、波数 $k(\omega)$ を ω_p 周りで線形化近似して逆フーリエ変換すると式 (17) となる。

$$\begin{bmatrix} y_f^{out}(x, t) \\ y_b^{out}(x, t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e^{-j(\omega_p t - k_p(x - x_d))} & 0 \\ 0 & e^{j(\omega_p t - k_p(x - x_d))} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T(t - v_g^{-1}(x - x_d)) & R(t - v_g^{-1}(x - x_d)) \\ R(t + v_g^{-1}(x - x_d)) & T(t + v_g^{-1}(x - x_d)) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Y_f^{in} \\ Y_b^{in} \end{bmatrix} \quad (17)$$

ただし、 k_p 、 v_g は ω_p における波数、群速度であり $v_g = \frac{d\omega}{dk_p}$ である。式 (17) をまとめ直すと式 (18) となる。

$$\begin{bmatrix} y_f^{out}(x, t) \\ y_b^{out}(x, t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left(T(t - v_g^{-1}(x - x_d)) Y_f^{in} + R(t - v_g^{-1}(x - x_d)) Y_b^{in} \right) e^{-j(\omega_p t - k_p(x - x_d))} \\ \left(R(t + v_g^{-1}(x - x_d)) Y_f^{in} + T(t + v_g^{-1}(x - x_d)) Y_b^{in} \right) e^{j(\omega_p t - k_p(x - x_d))} \end{bmatrix} \quad (18)$$

式 (18) は損傷位置 x_d から任意の位置 x に伝播する高周波波動を表す式であり、損傷位置 x_d を基準として正の側に存在するセンサレイでは一行目の進行波 $y_f^{out}(x, t)$ を、負の側に存在するセンサレイでは二行目の後退波 $y_b^{out}(x, t)$ を観測することになる。これを振幅に関して復調した復調波動は式 (18) の絶対値をとったもの、位相復調波動は偏角をとったものとなる。

そこで、 $y_f^{out}(x, t)$ 、 $y_b^{out}(x, t)$ の絶対値の二乗をとると式 (19)、式 (20) となる。

$$\begin{aligned} & \left| T(t - v_g^{-1}(x - x_d)) Y_f^{in} + R(t - v_g^{-1}(x - x_d)) Y_b^{in} \right|^2 \\ &= \left| T(t - v_g^{-1}(x - x_d)) Y_f^{in} \right|^2 + \left| R(t - v_g^{-1}(x - x_d)) Y_b^{in} \right|^2 \\ & \quad + Y_f^{in} \overline{Y_b^{in}} \overline{T}(t - v_g^{-1}(x - x_d)) \overline{R}(t - v_g^{-1}(x - x_d)) \\ & \quad + \overline{Y_f^{in}} Y_b^{in} \overline{T}(t - v_g^{-1}(x - x_d)) R(t - v_g^{-1}(x - x_d)) \end{aligned} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} & \left| R(t + v_g^{-1}(x - x_d)) Y_f^{in} + T(t + v_g^{-1}(x - x_d)) Y_b^{in} \right|^2 \\ &= \left| R(t + v_g^{-1}(x - x_d)) Y_f^{in} \right|^2 + \left| T(t + v_g^{-1}(x - x_d)) Y_b^{in} \right|^2 \\ & \quad + Y_f^{in} \overline{Y_b^{in}} \overline{T}(t + v_g^{-1}(x - x_d)) R(t + v_g^{-1}(x - x_d)) \\ & \quad + \overline{Y_f^{in}} Y_b^{in} \overline{T}(t + v_g^{-1}(x - x_d)) \overline{R}(t + v_g^{-1}(x - x_d)) \end{aligned} \quad (20)$$

ただし、上付きバーは複素共役を意味する。式 (19)、式 (20) の右辺は損傷位置における損傷の開閉による透過率、反射率の時間変動がそれぞれ正負の方向に $v_g^{-1}(x - x_d)$

だけ平行移動したものから成り立っている．すなわち，損傷部の両側で損傷から伝播してくる波動成分を抽出し，これを振幅について復調したものは損傷を波源とする互いに反対の方向に速度 v_g で伝播する波動である．位相についても同様の伝播速度で伝播する波動となる．

2.3.2 復調波動の波動伝播特性に着目した損傷位置推定理論

構築した波動伝播モデルよりティモシェンコはりの低周波域の条件を満たしている場合損傷部から発生した振幅復調波動は群速度 $v_g(\omega_p)$ で伝播する． Fig. 12 において，センサアレイ 1, 2 は損傷からそれぞれ L_1 , L_2 の距離にあり $y_{b1}(x, t)$, $y_{f2}(x, t)$ の振幅復調波動は損傷から t_1 , t_2 の時間遅れをもって伝播する． $y_{b1}(x, t)$ と $y_{f2}(x, t)$ の振幅復調波動間の時間遅れを相互相関法を用いて求める．このとき，センサアレイ間隔 L が

$$L = L_1 + L_2 \quad (21)$$

と表せ，既知であるなら， L_1 は伝播速度と $y_{b1}(x, t)$ と $y_{f2}(x, t)$ の振幅復調波動間の時間遅れを用いて式 (22) で求められる．

$$L_1 = \frac{1}{2} (L + v_g(\omega_p)(t_1 - t_2)) \quad (22)$$

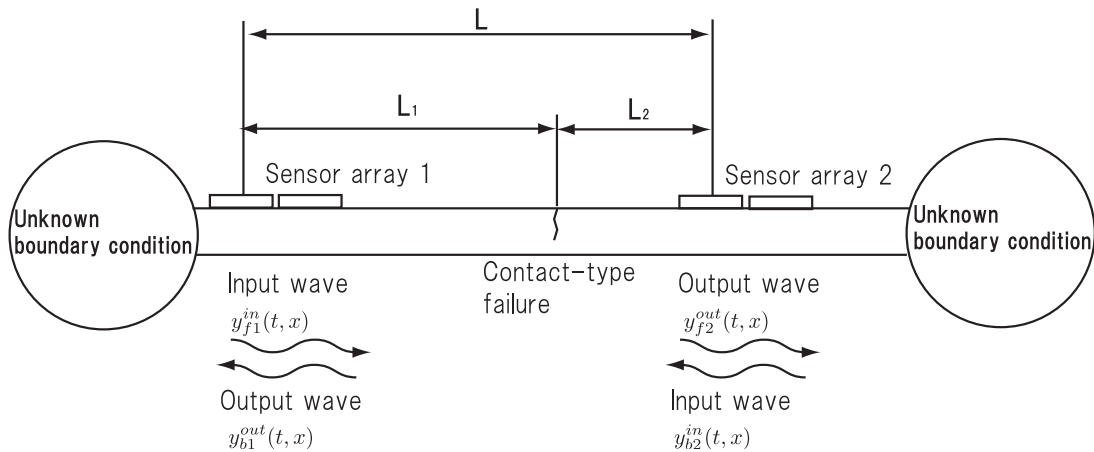


Fig. 12 Wave propagation path.

2.4 復調波動場の理論解析

本章で提案した損傷検知手法は定常な高周波波動に生じる変調の変動成分に着目したものである。初めに高周波波動の入力電圧が変動成分にどのような影響を及ぼすのかを調べるために理論解析を行う。

本来ティモシェンコはりの適用範囲ではあるが、非一様はりの理論解析では簡単のためにオイラーベルヌーイはり理論に基づいて式展開を行う。ポンプ振動に同期して接触状態が変動する接触面を有する損傷を剛性の変動で表現すると、圧電素子を用いて高周波波動を入力したときの面接触を有する損傷が存在する粘性を考慮したオイラーベルヌーイはりの高周波領域における運動方程式は式 (23) である。

$$\begin{aligned} \rho A(x) \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial t^2} + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ \eta I_0(x) \frac{\partial^3 y(x,t)}{\partial t \partial x^2} \right\} \\ + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI(x,t) \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial x^2} \right\} = \tau_p(x) f_p(t) \end{aligned} \quad (23)$$

ここで、 $y(x,t)$ は高周波領域における曲げ変位、 $\rho A(x)$ は線密度、 η ははりの粘性、 I_0 は健全時の断面二次モーメント、 $EI(x,t)$ は変動剛性、 $\tau_p(x) f_p(t)$ は圧電素子による高周波加振入力である。 $EI(x,t)$ は健全時のはりの剛性を $EI_0(x)$ とすると式 (24) となる。

$$EI(x,t) = EI_0(x) + \chi_c(x) EI_0(x_c) \epsilon(t) \quad (24)$$

ただし、 $\epsilon(t) \ll 1$ は接触面の局所的な剛性変動によって生じる曲げ剛性の変化を表し、 x_c は損傷の中心位置である。また損傷の領域を表す支持関数 $\chi_c(x)$ は式 (25) である。

$$\chi_c(x) = - \left\{ H \left(x - x_c - \frac{l_c}{2} \right) - H \left(x - x_c + \frac{l_c}{2} \right) \right\} \quad (25)$$

$H(x)$ はヘビサイド関数、 l_c は損傷の長さである。また、 $\tau_p(x)$ をデルタ関数 $\delta(x)$ を用いて式 (26) とおく。

$$\tau_p(x) = -\frac{h}{2} \left\{ \delta' \left(x - x_p - \frac{a}{2} \right) - \delta' \left(x - x_p + \frac{a}{2} \right) \right\} \quad (26)$$

x_p は圧電素子の貼り付け位置、 a は圧電素子の長手方向の長さである。

$$\delta'(x) = -\frac{1}{x} \delta(-x) \quad (27)$$

$$f_p(t) = \alpha v(t) \quad (28)$$

式 (24), 式 (28) を式 (23) に代入すると式 (29) になる.

$$\begin{aligned} & \rho A(x) \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} + \frac{\eta}{E} \frac{\partial}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^3 y(x, t)}{\partial x^2 \partial t} \right\} \\ & + EI_0(x_c) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ \chi_c(x) \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial x^2} \right\} \epsilon(t) \\ & + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial x^2} \right\} = \tau_p(x) \alpha v(t) \end{aligned} \quad (29)$$

本手法では高周波波動として単一の周波数で構成される正弦波を入力するため, 高周波波動の角周波数を ω_p とすると, 入力電圧 $V(t)$ とはりの応答 $y(x, t)$ は式 (31) における.

$$y(x, t) = Y(x, t) e^{j\omega_p t} \quad (30)$$

$$v(t) = V e^{j\omega_p t} \quad (31)$$

ここで j は虚数単位である. 式 (31) を式 (29) に代入して $e^{j\omega_p t}$ で除すると式 (32) が得られる.

$$\begin{aligned} & \rho A(x) \left\{ -\omega_p^2 Y(x, t) + j\omega_p \dot{Y}(x, t) + \ddot{Y}(x, t) \right\} \\ & + \frac{\eta}{E} \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(j\omega_p Y(x, t) + \dot{Y}(x, t) \right) \right\} \\ & + EI_0(x_c) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ \chi_c(x) \frac{\partial^2 Y(x, t)}{\partial x^2} \right\} \epsilon(t) \\ & + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^2 Y(x, t)}{\partial x^2} \right\} = \tau_p(x) \alpha V \end{aligned} \quad (32)$$

式 (32) の解を式 (33) のように高周波波動の振幅成分 $Y^*(x)$ と変動成分 $\Delta Y(x, t)$ に分解する.

$$Y(x, t) = Y^*(x) + \Delta Y(x, t) \quad (33)$$

式 (32) に代入すると, $\epsilon(t) = 0$ のとき, つまり健全時の定常複素振幅の満たすべき式 (34) と変動成分の満たすべき運動方程式 (35) が得られる.

$$\begin{aligned} & -\omega_p^2 \rho A(x) Y^*(x, t) + j\omega_p \frac{\eta}{E} \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^2 Y^*(x)}{\partial x^2} \right\} \\ & + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^2 Y^*(x)}{\partial x^2} \right\} = \tau_p(x) \alpha V \end{aligned} \quad (34)$$

$$\begin{aligned}
& \rho A(x) \left\{ -\omega_p^2 \Delta Y(x, t) + 2j\omega_p \Delta \dot{Y}(x, t) + \Delta \ddot{Y}(x, t) \right\} \\
& + \frac{\eta}{E} \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(j\omega_p \Delta Y(x, t) + \Delta \dot{Y}(x, t) \right) \right\} \\
& + EI_0(x_c) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ \chi_c(x) \frac{\partial^2 \Delta Y(x, t)}{\partial x^2} \right\} \epsilon(t) + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ EI_0(x) \frac{\partial^2 \Delta Y(x, t)}{\partial x^2} \right\} \\
& = -EI_0(x_c) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left\{ \chi_c(x) \frac{\partial^2 Y^*(x)}{\partial x^2} \right\} \epsilon(t) \tag{35}
\end{aligned}$$

式 (34) は時間に依存しない方程式であり，復調波動の伝播は式 (35) で表される．式 (34) より圧電素子に入力される電圧の振幅は $Y^*(x)$ にのみ影響を及ぼす．高周波波動の健全時の振幅 $Y^*(x)$ は式 (35) の右辺にのみ含まれており，復調波動場における外力項とみなせる．そのため圧電素子に入力される電圧の振幅は変動成分の振幅にのみ影響を及ぼすことがわかる．

また， $\epsilon(t) \ll 1$ より健全時には一様なはりであると仮定すると，式 (35) の第 3 項が復調波動の分散性に与える影響が無視できるため， $\Delta Y(x, t) = e^{j(\omega t - kx)}$ とおいて式 (35) に代入すると分散関係式式 (36) が得られる．

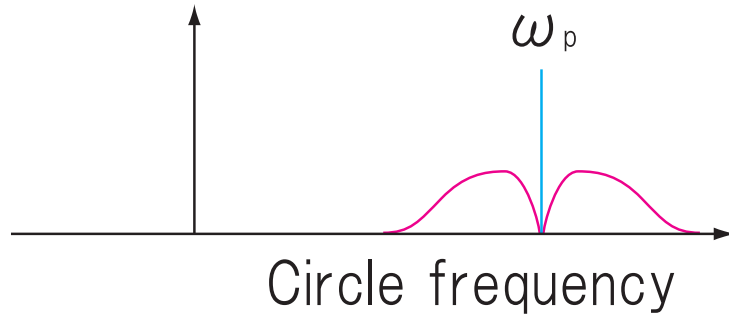
$$-(\omega_p + \omega)^2 \rho A + j(\omega_p + \omega) \eta I_0 k^4 + EI_0 k^4 = 0 \tag{36}$$

これより復調波動の分散関係は構造物の分散関係を高周波の入力の角振動数 ω_p 周波数方向に平行移動したものになる．復調操作は Fig. 13 に示すような周波数シフトであり，式 (36) は復調操作によって ω_p だけシフトしたことを表しており復調波動場の分散関係として正しいものであることが確認できる．

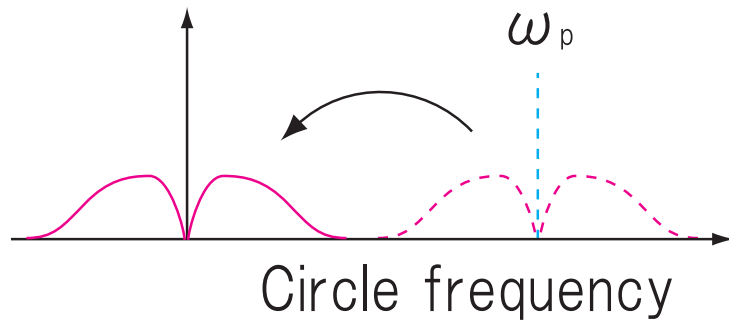
2.5 単一の高周波波動を用いた非線形波動変調に基づく損傷位置推定実験

2.5.1 はり試験片の振動モード

初めにはり試験片の振動特性を把握するために有限要素解析ソフト COMSOL を用いて固有振動数解析を行った．解析条件を Table 2 に示す．1kHz から 15kHz までの固有振動数を求め，単一の振動モードを Fig. 14 に示す．Fig. 14(a) のような曲げモードのほかに Fig. 14(b) のような縦振動モード， Fig. 14(c) のような面内曲げモード， Fig. 14(d) のようなねじりモードが確認された．これらの振動モードは単一の振動モードであるが複数の振動モードが複合している振動モードも存在する．また，10kHz を超えると Fig. 14(e) や Fig. 14(f) のように幅方向に振動モードを持つよう



(a) Frequency component of modulated wave.



(b) Frequency component of demodulated wave.

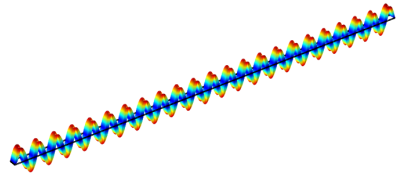
Fig. 13 Frequency shift by demodulation.

になることがわかる。本実験では複雑なモードの連成を避けるため 10kHz 以下の範囲でプローブ波動の周波数を選択する。

Table 2 Parameters of FEM.

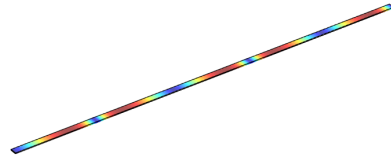
Young modulus [Pa]	2.05×10^{11}
Material density [kg/m ³]	7.8×10^3
Max value of element size [m]	6×10^{-2}
Min value of element size [m]	6×10^{-4}

COMSOL 4.4.0.248



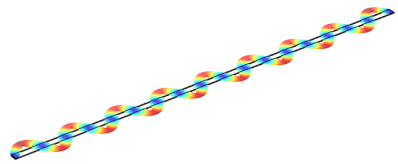
(a) Bending mode (1018Hz).

COMSOL 4.4.0.248



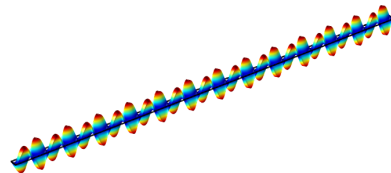
(b) Longitudinal vibration mode (1351Hz).

COMSOL 4.4.0.248



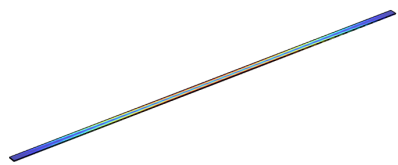
(c) In-surface bending mode (1102Hz).

COMSOL 4.4.0.248



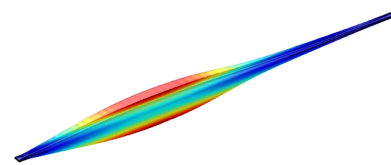
(d) Torsional mode (1064Hz).

COMSOL 4.4.0.248



(e) longitudinal vibration mode of width direction (10059Hz).

COMSOL 4.4.0.248



(f) Bending mode of width direction (10245Hz).

Fig. 14 Vibration mode of beam specimen.

2.5.2 予備実験で用いる装置とティモシェンコはりモデル近似

初めに実験装置の波動伝播特性を調べるために予備実験を行った。実験に用いた試験片の材質はSS400であり、材料定数はTable 3を用いた。寸法は長さ3300mm、幅50mm、厚さ6mmであり、Fig. 15に示すように長さが3000mmになるように両端をバイスで固定した。高周波波動の入力は信号発生器、信号増幅器を用いて行う。計測は計測用圧電素子の開放電圧をA/Dボードで計測する。用いる圧電素子は長さ30mm、幅20mm、厚さ0.5mmの寸法のものを用い、センサアレイを構成する圧電素子の間隔は1mmに設定している。圧電素子は面積内の平均値が応答値となるので圧電素子の中央位置同士の距離をセンサ間隔とし、本研究では31mmと設定している。ここで用いるセンサアレイは、圧電素子を2枚でひと組のセンサアレイとして使用している。はじめに、この試験片を用いてFig. 15に示すような実験構成を組み、高周波領域における試験片の共振周波数について調査した。本実験では高周波波動を入力するために信号発生器Signal Generator(NF製)、信号増幅器(NF製)を使用する。

信号発生器から信号増幅器を通じて振幅30V_{p-p}で10kHz~40kHzまで1秒間で変化させるスイープ波を入力した。計測には計測器ADボードWE7000(横河電機製)を用い、サンプリング周波数は1MHzとした。この時の各圧電素子の開放電圧の周波数応答をFig. 16, 拡大したものをFig. 17に示す。これらを見ると、10kHz~15kHzの間に高いピークが集中していることが分かる。この中でもピークが高い12.4kHz~13kHzを拡大すると12.65kHzで全ての圧電素子の応答がピークになっていることが分かる。

次に、ティモシェンコはりモデル近似の妥当性について調査した。ティモシェンコはりモデルへの近似の妥当性に関する検討としては、ESPRIT法⁽⁸⁴⁾などにより波数を推定する手法があげられるが、本実験で用いるセンサアレイは波動分離に必要な最低限である2枚のセンサしか使用していないため波数自体を推定することはできない。よって、ここでは波動分離を行う際に波数が関係する e^{-jkd} , e^{jkd} の kd がセンサ間の

Table 3 Parameter of specimen.

Young modulus[Pa]	2.05×10^{11}
Material density[kg/m ³]	7.8×10^3

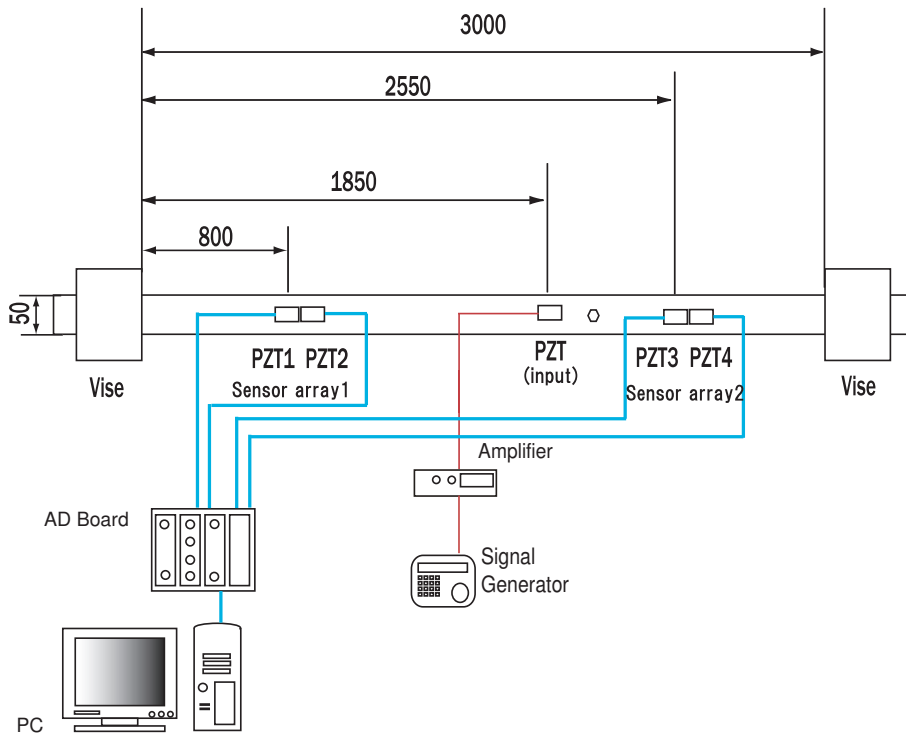


Fig. 15 Experiment setup of sweep input.

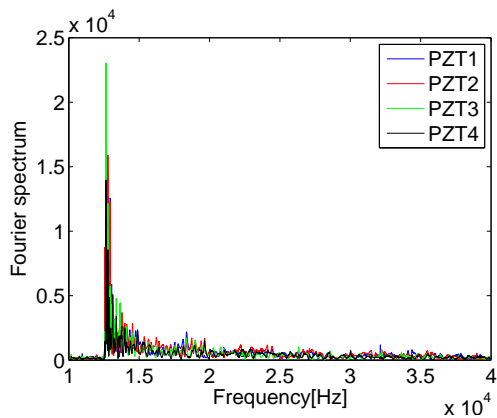


Fig. 16 Open circuit voltage output of receiver PZT.

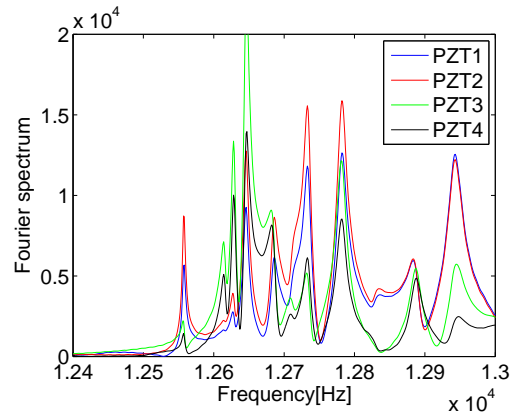


Fig. 17 Open circuit voltage output of receiver PZT(up).

伝達位相遅れであることを利用する. kd を 0 から 2π の範囲で変化させて進行波, 後退波の周波数領域における位相角から kd を推定し, はりモデルから得られる理論的な位相遅れと比較する. また, 比較のためにオイラーベルヌーイはりモデルについても同様の検討を行った. ここで, センサアレイ 1 の進行波がセンサアレイ 2 まで伝播することによって生じる位相遅れは, センサアレイ間の距離 D を用いて e^{-jkD} と表現

され、これは kd を用いて記述すると $e^{-jkdD/d}$ と書ける。後退波についても同様にセンサアレイ 2 の後退波がセンサアレイ 1 まで伝播すると考える。すると、伝達マトリクスを介して周波数領域でセンサアレイ 1 の進行波 $\hat{y}_{f1}(\omega)$ 、後退波 $\hat{y}_{b1}(\omega)$ とセンサアレイ 2 の進行波 $\hat{y}_{f2}(\omega)$ 、後退波 $\hat{y}_{b2}(\omega)$ を関係づけることができる。

$$\begin{bmatrix} \hat{y}_{f2}(\omega) \\ \hat{y}_{b2}(\omega) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e^{-jk(\omega)d\frac{D}{a}} & 0 \\ 0 & e^{jk(\omega)d\frac{D}{a}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{y}_{f1}(\omega) \\ \hat{y}_{b1}(\omega) \end{bmatrix} \quad (37)$$

この式より波動分離における位相差 kd を推定する。

2.5.3 はりモデル検討実験結果

はりモデル検討実験には Fig. 18 に示すような構成を組んだ。信号発生器 Signal generator(NF 製)、信号増幅器 (NF 製) を使用して周波数 12.65kHz、振幅 30Vp-p の正弦波を入力用圧電素子に入力する。この時の各圧電素子の開放電圧を計測器 AD ボード WE7000(横河電機製) で計測した。サンプリング周波数は 1MHz、計測時間は 1s とした。

センサアレイ 1 で波動分離を行い求めた進行波、後退波を用いてセンサアレイ 2 の

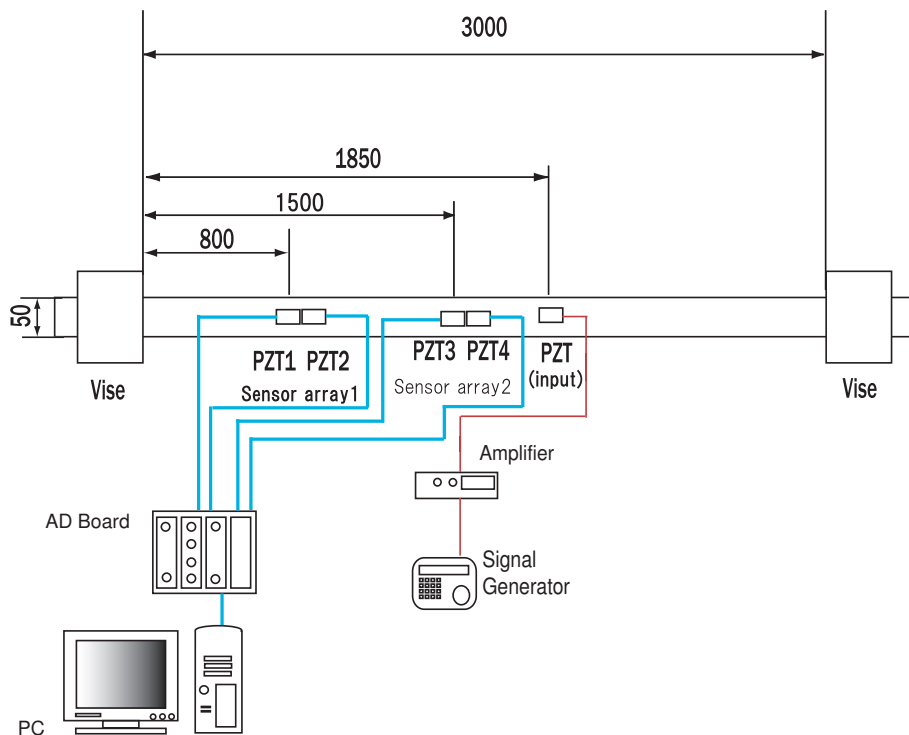


Fig. 18 Experimental setup about estimation kd .

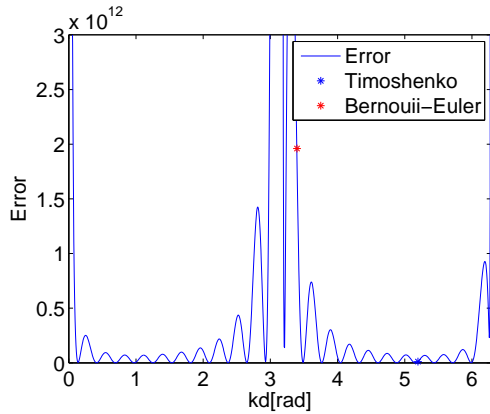


Fig. 19 Error of toward traveling wave.

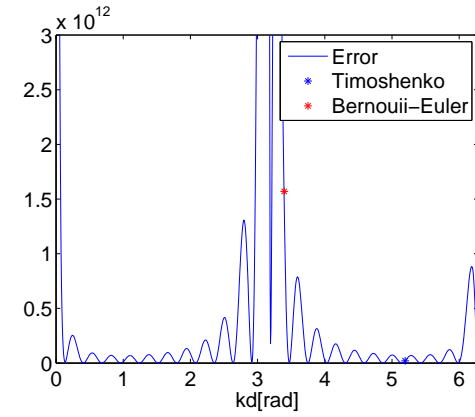


Fig. 20 Phase difference of backward traveling wave.

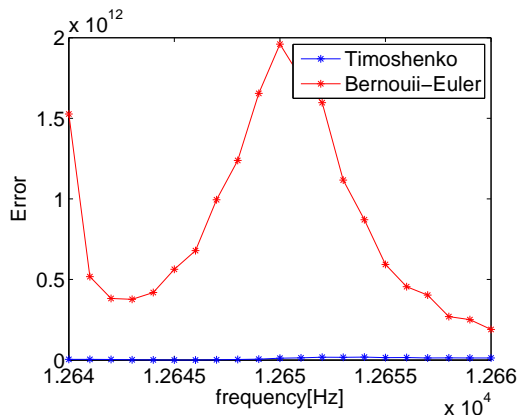


Fig. 21 Error of toward traveling wave (12.64kHz-12.66kHz) .

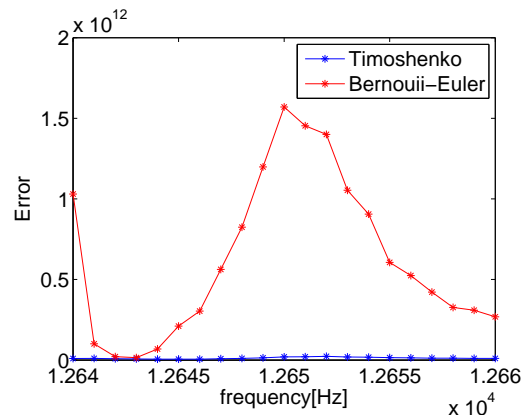


Fig. 22 Error of backward traveling wave (12.64kHz-12.66kHz) .

進行波，後退波を推定しセンサアレイ 2 で波動分離を行い求めた進行波，後退波との差の絶対値を二乗したものを誤差とした結果を Fig. 19, Fig. 20 に示す。

これをみると，誤差が 0 となる点が複数存在する．これは， kd が $0 \sim 2\pi$ まで変化したときに $D > d$ なので， kD が $0 \sim 2\pi$ を超えて変化するためである．そのため，どの kd が今回の実験で一致するものか判別できないため，オイラー・ベルヌーイはり及びティモシェンコはりの分散関係より求めた波数と実験条件の d より求めた kd における推定値の誤差を確認すると，オイラーベルヌーイはりでは大きくずれていることが分かるが，ティモシェンコはりでは 0 付近で有ることが分かる．プローブ周波数 $\pm 10\text{Hz}$ について 1Hz 刻みで同様の検討を行った結果を Fig. 21, Fig. 22 に示す。

これよりオイラーベルヌーイはりではほとんどの周波数において誤差が大きい

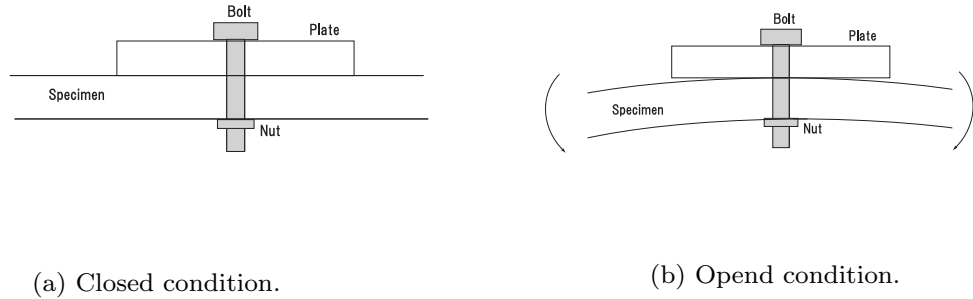


Fig. 23 Simulated contact-type failure.

に対してティモシェンコはりでは全ての周波数において 0 付近である．以上より 12.65kHz ではオイラーベルヌーイはりモデルではなく，ティモシェンコはりモデルを採用する必要があることが分かる．損傷位置推定実験では 10kHz 以下を用いるのでティモシェンコはりモデルで十分近似できると考えられるためティモシェンコはりの分散関係を用いて波動分離を行う．

2.5.4 模擬損傷の提案

次に，模擬損傷についての検討を行う．本実験で用いるような長い試験片では疲労試験などで実際にき裂を作成するのは困難である．そこで本研究では板をボルトとナットで試験片に固定することで模擬損傷を作成する方法を提案する．構造物にポンプ振動が作用すると接触面を有する損傷位置ではプローブ波動の散乱特性がポンプ振動に同期して変動する．よって模擬損傷に求められる条件としてポンプ振動に同期してプローブ波動の散乱特性が変動する必要がある． Fig. 23(a) に示すように試験片と同じ厚さの板を試験片にボルトとナットで固定する．これにより，試験片と板の間で面接触を作成できるので面接触を伴う損傷を模擬すると考えた．閉じた状態では板の長さ方向全体で試験片と面接触状態となっている．しかし，試験片が曲げ振動を行っているとき Fig. 23(a) と Fig. 23(b) の状態が交互に生じる．この時 Fig. 23(b) において，ボルト固定部の根元ではボルトとナットによって押し付けられているため面接触状態を保ったままであるが，板の外縁部では試験片の曲げ変位によって隙間が出来るため，真実接触面積が変化する．そのためポンプ振動に同期してプローブ波動の散乱特性が変動するという条件を満たしていると考えられる．

2.5.5 プローブ波動やポンプ振動の振幅と変調の関係

Fig. 24 を試験片として使用し、模擬損傷のために使用した板は Fig. 25 に示すものであり、材質は共に SS400 である。この模擬損傷を使用して変調が生じることを実験によって確かめる。ここで、パラメータ及び計測条件は Table 4, Table 5 を用いた。Fig. 26 に示すように、実験は水平振動加振機 (サンエス製) に取り付けられた金属板と試験片を板ばねにより接続し、ポンプ波を入力する。また、信号発生器 (NF 製)、信号増幅器 (NF 製) を用いて 12.65kHz の周波数をプローブ波動として入力する。計測は各センサアレイの圧電素子の開放電圧を計測器 WE7000(横河電機製) で計測することとする。センサアレイ以外に境界から 100mm のところに貼り付けた圧電素子の開放電圧を FFT アナライザ (小野測器製) を用いて計測することでポンプ波の入力周波数を監視する。

初めに、プローブ波動の印加電圧に応じて変調がどのように変化するか評価するため、10Vp-p, 30Vp-p, 50Vp-p, 80Vp-p, 100Vp-p の 5 種類を印加した。また、プローブ波の周波数については 10kHz-30kHz のスイープ波を入力して各圧電素子の応

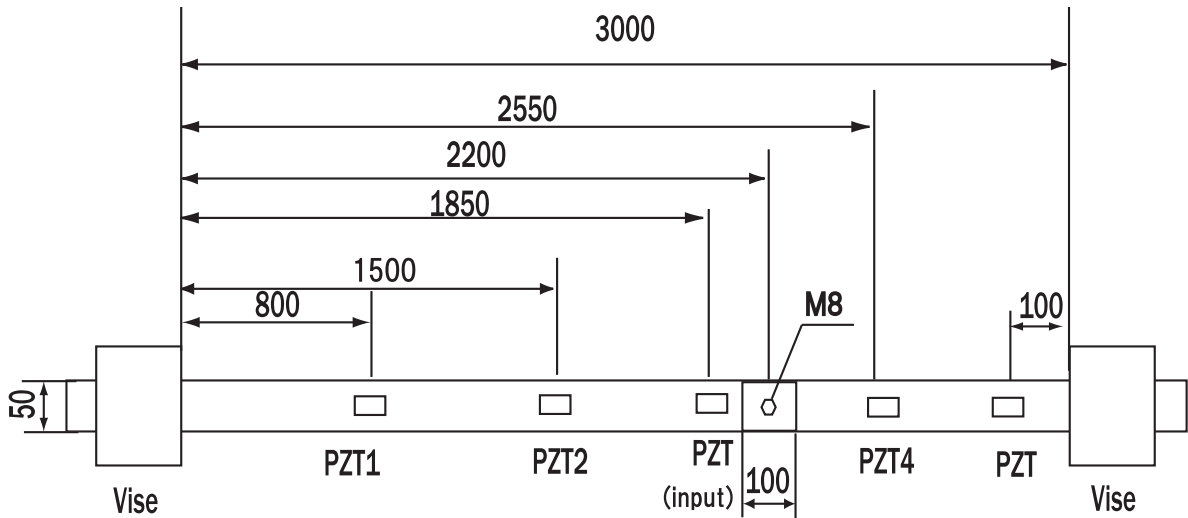


Fig. 24 Specimen.

Table 4 Parameter of beam.

Young modulus[Pa]	2.05×10^{11}
Material density[kg/m ³]	7.8×10^3

Table 5 Measurement condition.

Sampling rate[kHz]	500
Measurement time[s]	2

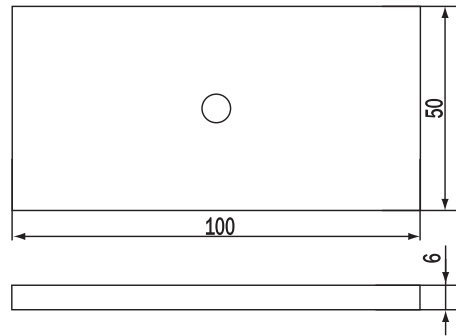


Fig. 25 Plate.

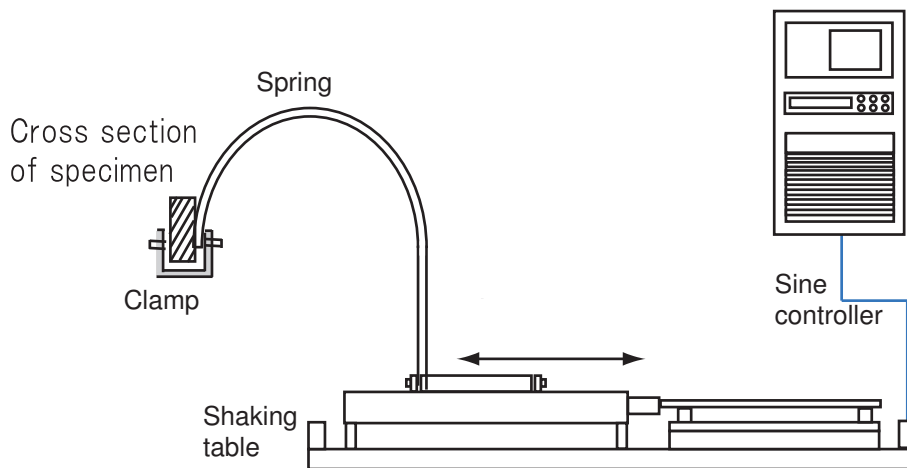


Fig. 26 Experiment setup(pump).

答が一様に高い周波数を選択する．本実験では 12.65kHz を選択した．この時の受信圧電素子は Fig. 24 の PZT1, PZT2, PZT4 とする．

まず，プローブ波動の電圧のみ印加した場合の実験結果を Fig. 28 に示す．プローブ波動のみ入力したときの応答電圧は各 PZT とともに印加電圧と比例関係にあることが見て取れる．

次に，ポンプ振動とプローブ波動を入力した際の板の有無における復調信号の振幅について示す．この時，ポンプ振動の周波数はインパクト加振により得られた 1 次の固有振動数 3.5Hz を使用している．初めに，模擬損傷有りの場合の時刻歴応答の高周波成分を Fig. 29～ Fig. 32 に示す．

次に，模擬損傷無しの場合 (健全時) を Fig. 33, 模擬損傷有りの場合 (損傷時) を Fig. 34 に示す．

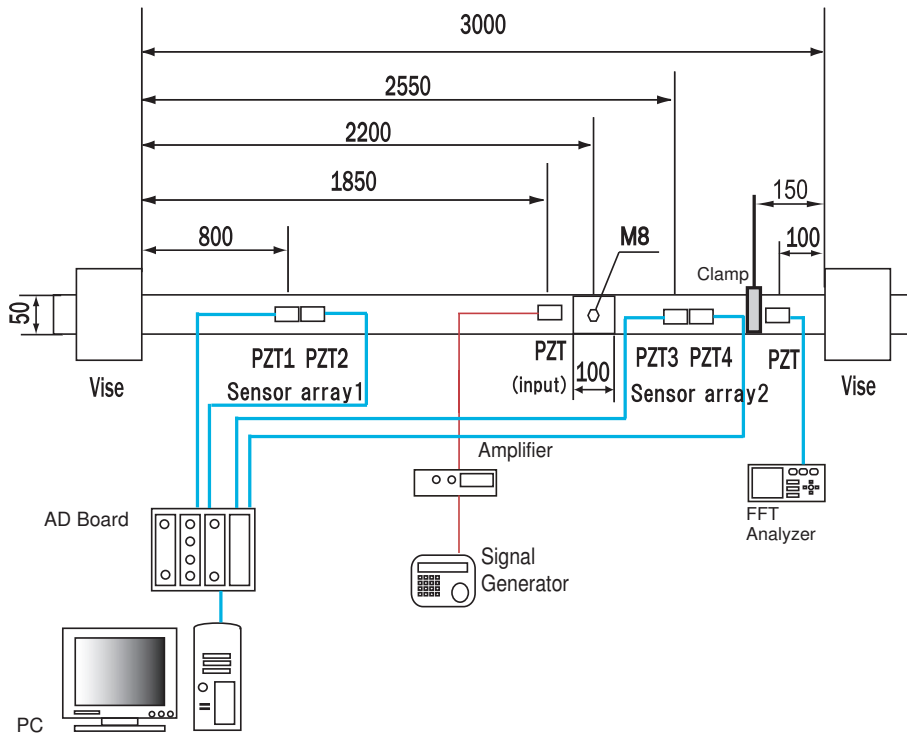


Fig. 27 Experiment setup(probe and measurement).

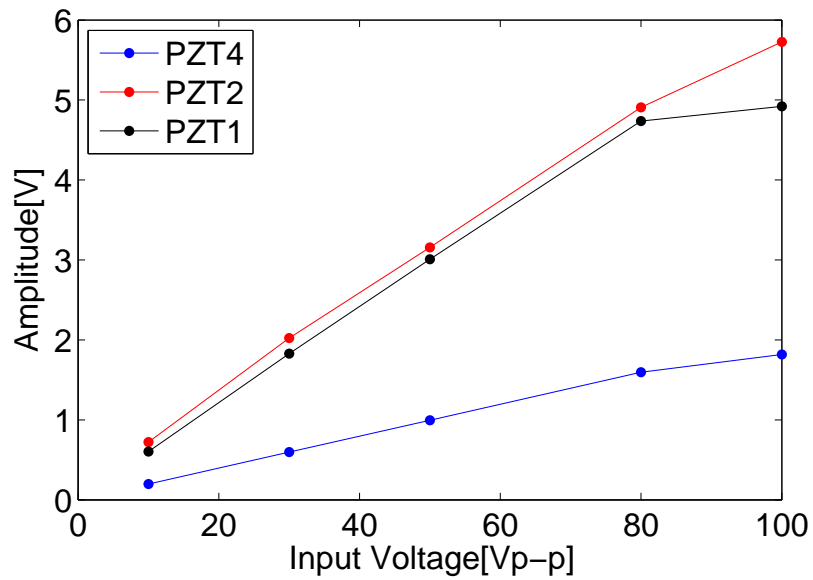


Fig. 28 Relationship between output and frequency of probe wave about only probe wave.

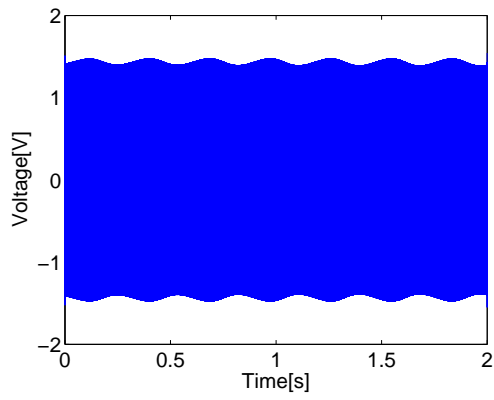


Fig. 29 High frequency component of PZT1.

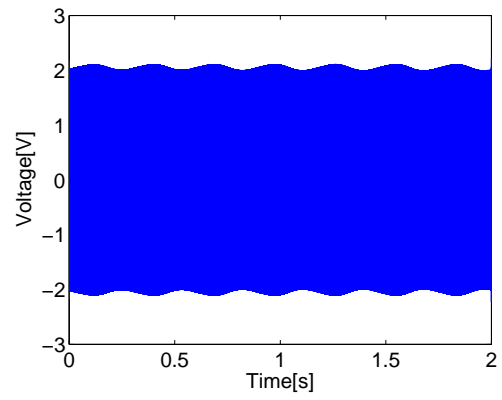


Fig. 30 High frequency component of PZT2.

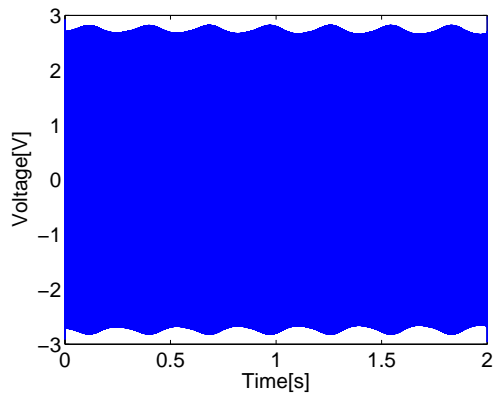


Fig. 31 High frequency component of PZT3.

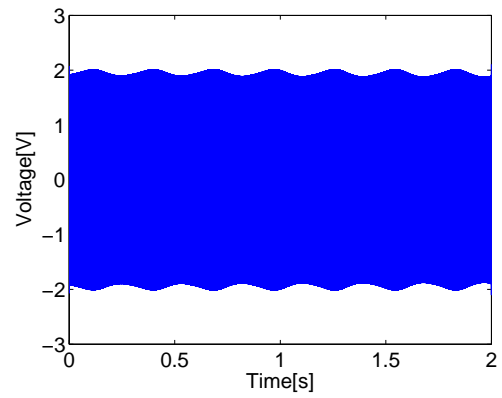


Fig. 32 High frequency component of PZT4.

これらの結果より、模擬損傷が無い場合にもわずかに変調が生じていることが分かる。これは、固定端においてわずかながら面接触状態の変化が存在するためと考えられる。ここで、プローブ電圧が大きくなると模擬損傷が有る場合に変調が大きくなるが、模擬損傷が無い場合における変調も大きくなるのがわかる。この時、プローブ電圧 V_p で変調の包絡線の振幅 A_e を割った変調度 M

$$M = \frac{A_e}{V_p} \quad (38)$$

が最も大きい電圧を選択する。ここでは 30Vp-p を印加電圧に選択する。

最後に、模擬損傷の有無による変調の有無について印加電圧 30Vp-p の時の実験の結果を Figs.35～42 に示す。変調が生じていると高周波波動の周波数の両側にサイドバンドピークが生じるが、模擬損傷の有無によって $\omega_p \pm \Omega$ のサイドバンドピークが十分に変化していることが分かる。

これらの結果から、プローブ波動の印加電圧の振幅を 30Vp-p とし、提案した模擬損傷を用いて実験を行う。

最後に、ポンプ加振による低周波の振幅によって変調がどの程度変化するかを調べた。実験は Fig. 24 を用い、梁の中央に貼り付けた圧電素子 2 の開放電圧を計測した。ポンプ加振については Fig. 26 のように行う。プローブ加振は 12.65kHz, 30Vp-p を入力用圧電素子に入力した。計測した信号の低周波域からポンプ周波数の振幅を求め、ポンプ振幅に応じて変調がどのように変化するかを調べた。その結果を Fig. 43 に示す。

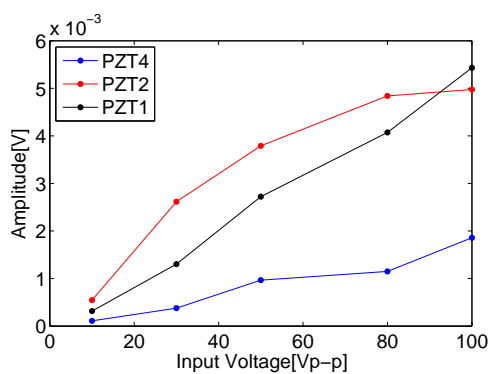


Fig. 33 Relationship between modulation and frequency of probe wave about healthy specimen.

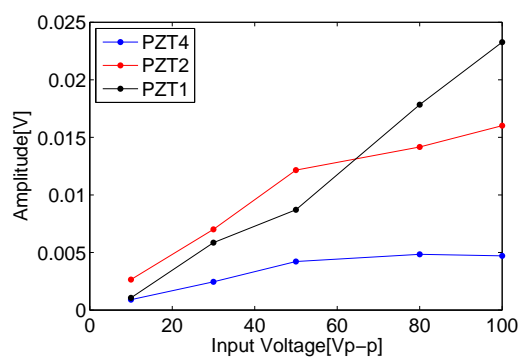


Fig. 34 Relationship between modulation and frequency of probe wave about nonhealthy specimen.

Fig. 43 をみるとポンプ振幅と変調の大きさは比例関係にあることが分かる。これはポンプ振幅が大きくなることで模擬損傷を構成する板と試験片の間の面接触状態の変化が大きくなるためであると考えられる。よってポンプ振幅を大きくすると変調が大きくなることがわかる。

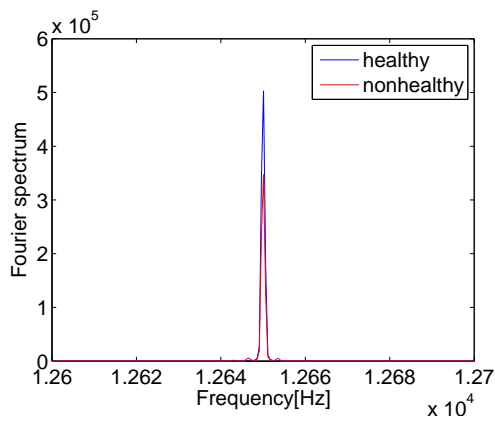


Fig. 35 High frequency fourier spectrum of PZT1.

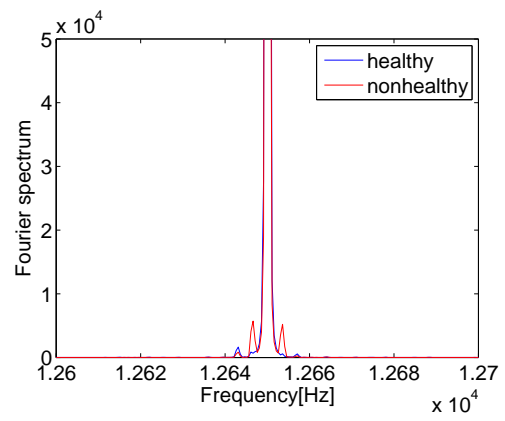


Fig. 36 High frequency fourier spectrum of PZT1(up).

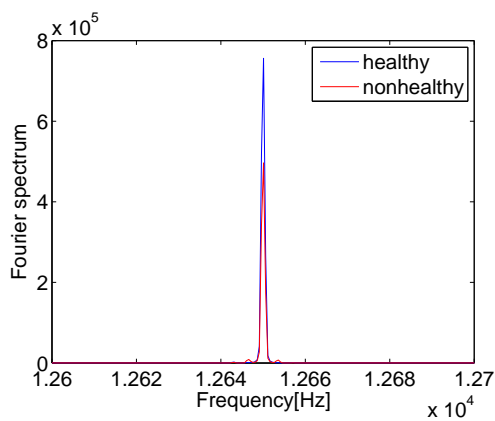


Fig. 37 High frequency fourier spectrum of PZT2.

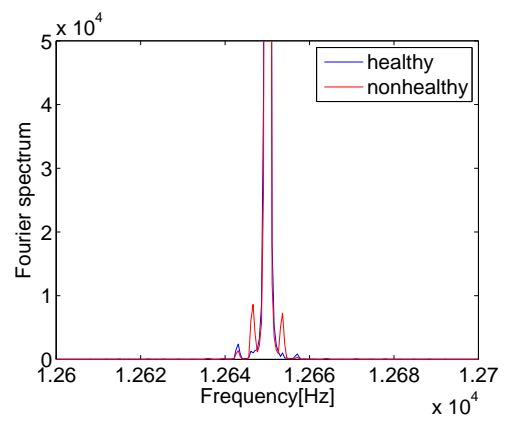


Fig. 38 High frequency fourier spectrum of PZT2(up).

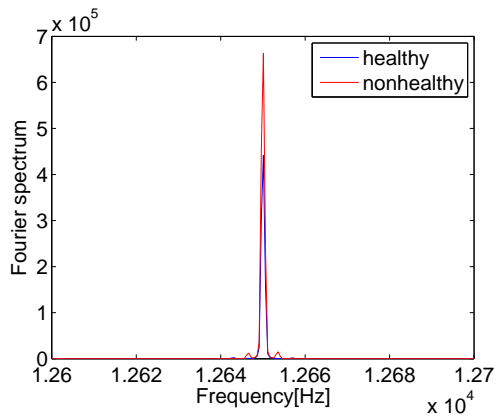


Fig. 39 High frequency Fourier spectrum of PZT3.

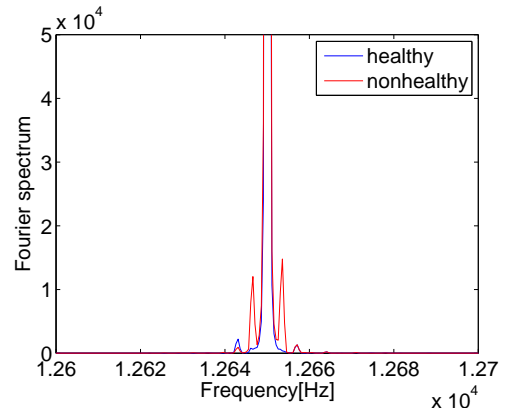


Fig. 40 High frequency Fourier spectrum of PZT3(up).

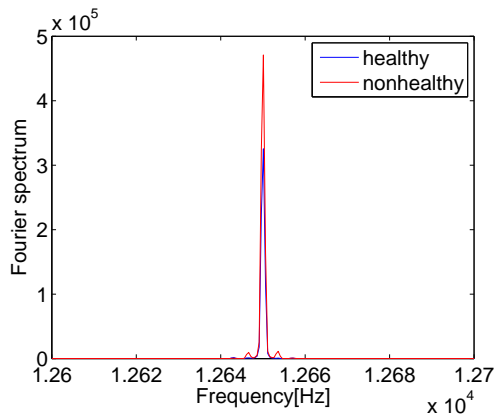


Fig. 41 High frequency Fourier spectrum of PZT4.

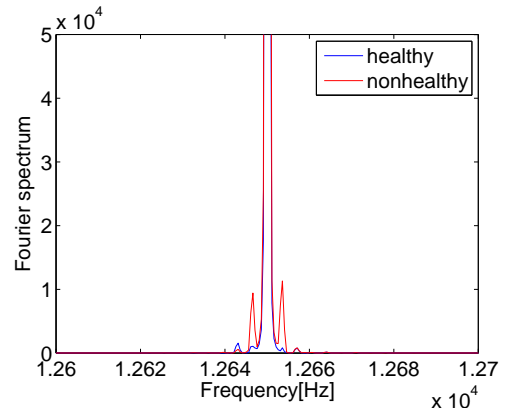


Fig. 42 High frequency Fourier spectrum of PZT4(up).

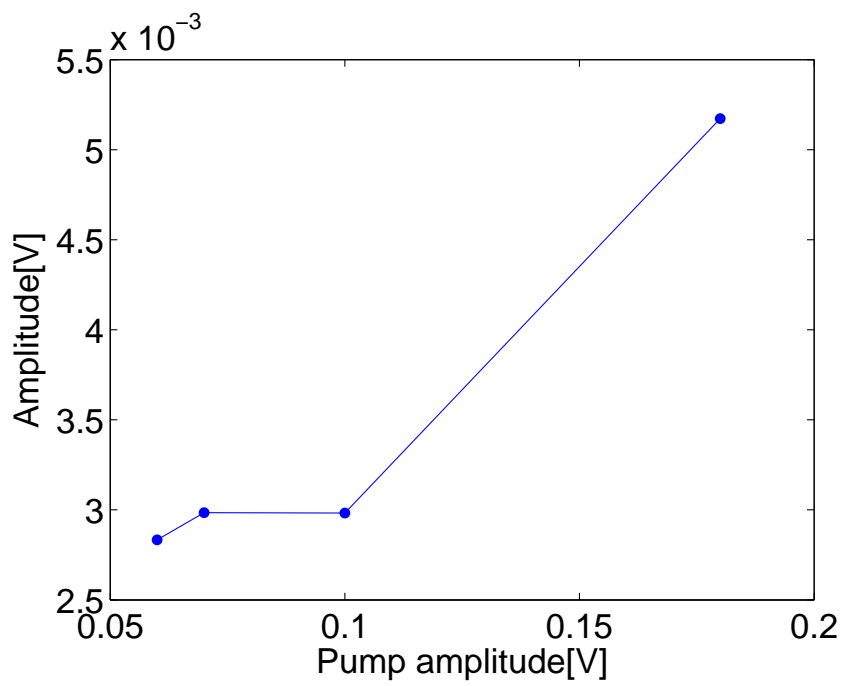


Fig. 43 Relationship between modulation and amplitude of pump wave about nonhealthy specimen.

2.5.6 実験装置と方法

提案した損傷位置推定法の有用性を確かめるための実験を行った。

実験に用いた試験片の材質は SS400 であり，材料定数は Table 6 を用いた．寸法は長さ 3300mm, 幅 50mm, 厚さ 6mm であり， Fig. 44 に示すように長さが 3000mm になるように両端をバイスで固定した．高周波波動の入力は信号発生器，信号増幅器を用いて行う．また，試験片の左側固定端から 300mm の位置をインパクトハンマで打撃することでポンプ波動の入力を行った．計測は各センサアレイの圧電素子の開放電圧を A/D ボードで計測する．用いる圧電素子は長さ 30mm, 幅 20mm, 厚さ 0.5mm

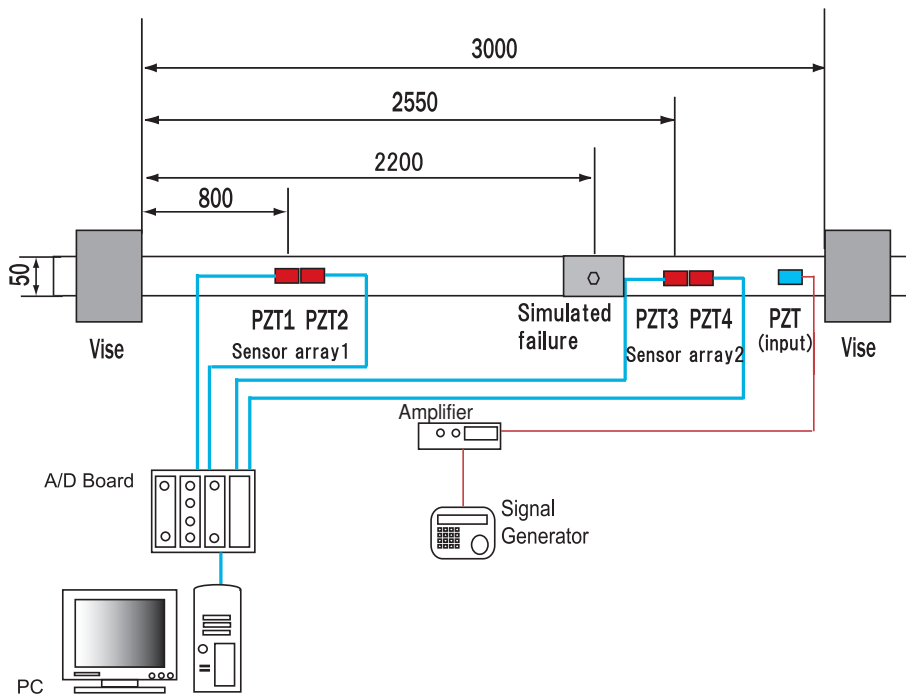


Fig. 44 Experimental setup of localization.

Table 6 Parameters of specimen.

Young modulus[Pa]	2.05×10^{11}
Modulus of transverse elasticity[Pa]	8×10^{10}
Material density[kg/m ³]	7.8×10^3
Shear correction factor	5/6

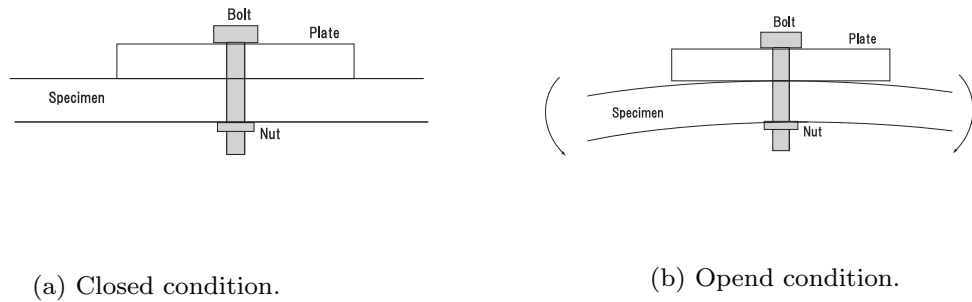


Fig. 45 Simulated contact-type failure.

の寸法のものを用いる。また、非線形波動変調現象は接触面が存在しその面がポンプ波動に同期して開閉を行うと生じる現象であるため、本研究では Fig. 45 に示すように一次元はりの構造物に板をボルトとナットで固定して面接触を発生させ模擬損傷として扱う。この模擬損傷では試験片に曲げ振動が生じている場合に、模擬損傷が Fig. 45(a) と Fig. 45(b) の状態が交互に生じることによって非線形波動変調が生じる。

実験は次の手順で行った。まず、入力用圧電素子を 1kHz から 10kHz までを 2 秒で掃引する高周波掃引波で駆動し、センサアレイの各圧電素子の開放電圧を計測し、各圧電素子の応答値のフーリエ変換値において全ての圧電素子でピークが観測される共振周波数を高周波波動の周波数に選択した。

入力用圧電素子に選択した周波数の 30V_{p-p} の正弦波電圧を印加した状態で、試験片の左側固定端より 300mm の位置をインパクトハンマで打撃し、センサアレイを構成する圧電素子の開放電圧を計測した。計測条件はサンプリング周波数を 500kHz とし、取得したデータは MATLAB を用いてオフラインで信号処理を行った。

2.5.7 実験結果と考察

4178Hz の高周波振動を用いた場合のセンサアレイ 1 の圧電素子で観測したポンプ振動を Fig. 46 に、高周波振動を Fig. 47 に、高周波振動を拡大したものを Fig. 48 に示す。Fig. 46 と Fig. 48 から、高周波振動の振幅がポンプ振動に同期して変動していることが見て取れる。次に、センサアレイ 1, 2 それぞれにおける計測データから波動分離を行い求めたセンサアレイ 1 における後退波とセンサアレイ 2 における進行波の振幅復調波動を Fig. 49 に示す。センサアレイ 2 において観測される進

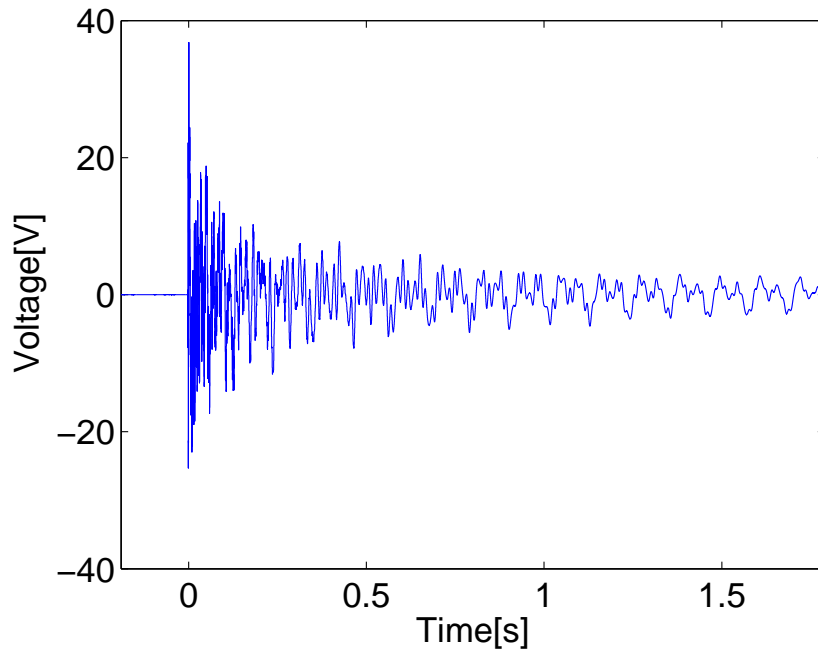


Fig. 46 Time history of low frequency vibration at PZT1.

行波の振幅復調波動に対してセンサレイ 1 において観測される後退波の振幅復調波動が遅れていることがわかる。これは、損傷からセンサレイ 2 までの距離よりもセンサレイ 1 までの距離が長いことと一致する。相互相関法を用いて進行波の振幅復調波動と後退波の振幅復調波動間の時間遅れを求め、ティモシェンコはりの分散関係より導出した群速度を用いて距離差を計算して式 (22) を用いて損傷位置を推定すると $L_1 = 1401\text{mm}$ となる。 L_1 はセンサレイ 1 から損傷部までの距離なので真値 1400mm として誤差は 0.068% となり精度よく推定できている。

最後に、 3979Hz , 4178Hz の高周波振動において 3 回ずつ試行を行った L_1 の推定値を Fig. 50 に示す。どちらの周波数においても推定値は損傷位置に近い値になっている。最も誤差が大きいデータは 3979Hz でデータ 2 の 1.65% , 4178Hz でデータ 1 の 2.61% となっており、いずれも精度よく推定できていることがわかる。

本実験では高周波波動の周波数に固有振動数を選択し、断面形状が長方形断面の試験片のみで実験を行った。ここで、日本工業規格 (JIS) の JIS Z 2300(非破壊試験用語) において「細長い材料中を長手方向に伝播する超音波」をガイド波と呼称すると定義づけられている⁽⁸⁵⁾。通常の超音波探傷では波長に対して十分大きな領域を検査対象として取り扱い無限媒体中を超音波が伝播するとみなすため減衰が大きい。それに

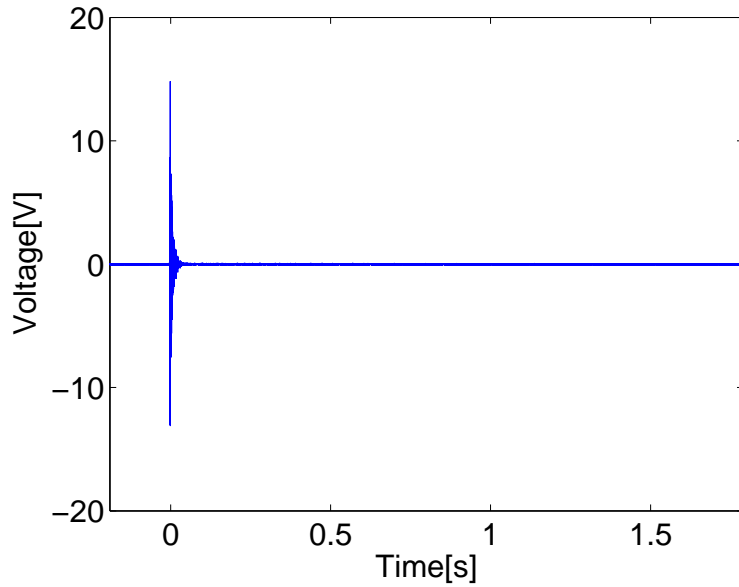


Fig. 47 Time history of high frequency vibration at PZT1.

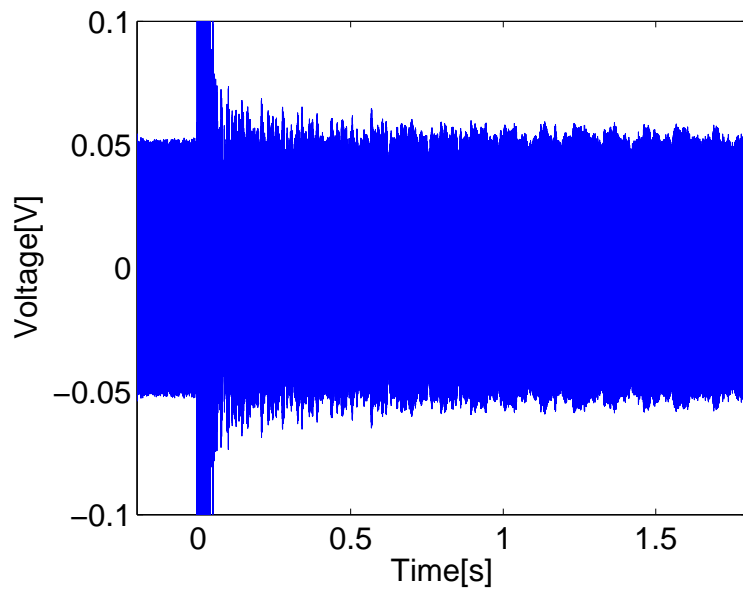
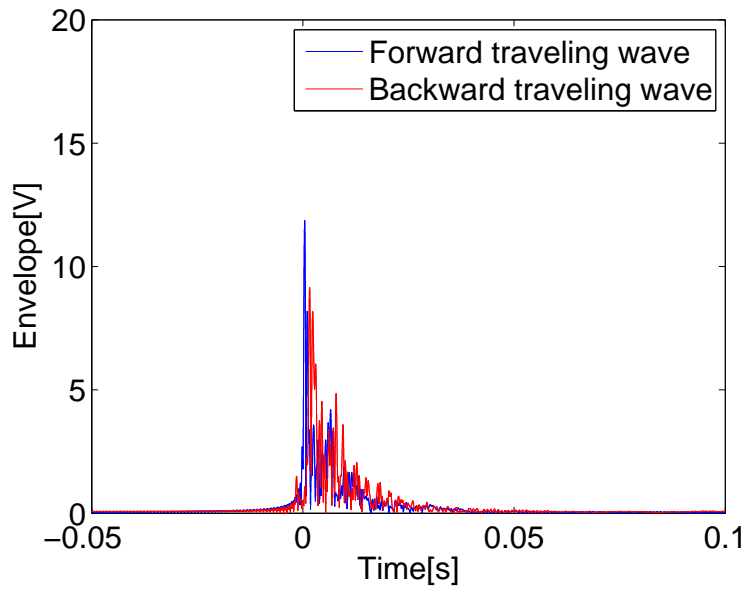
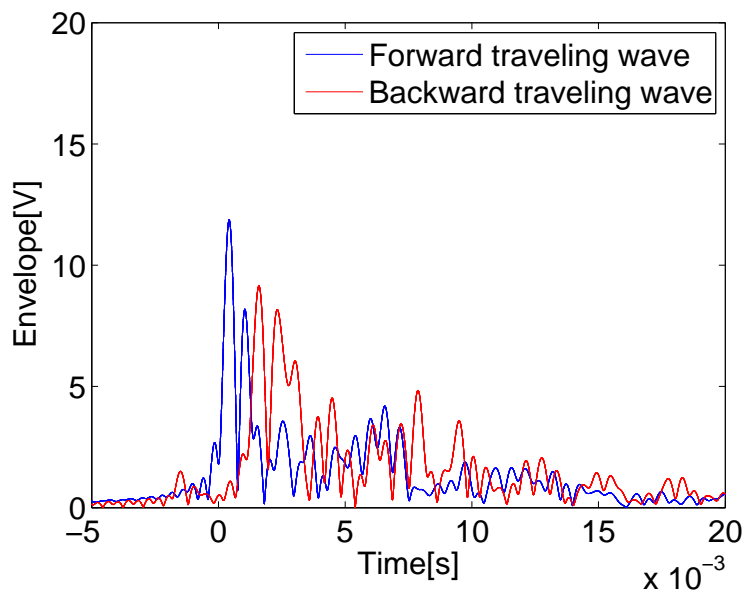


Fig. 48 Time history of high frequency vibration at PZT1 (zoom up).

対しガイド波とは構造物に共振状態が形成された結果得られる伝播形態である．そのため伝播する波のエネルギーは境界内に閉じ込められるため低減衰で遠距離まで伝播する⁽⁸⁶⁾．本研究で使用している周波数領域は音波領域であるため正確にはガイド波ではないが，単一の共振モードを高周波波動に利用しているためガイド波の伝播に関



(a) Traveling wave of amplitude demodulation.



(b) Traveling wave of amplitude demodulation (Zoom up).

Fig. 49 Traveling waves of amplitude demodulation.

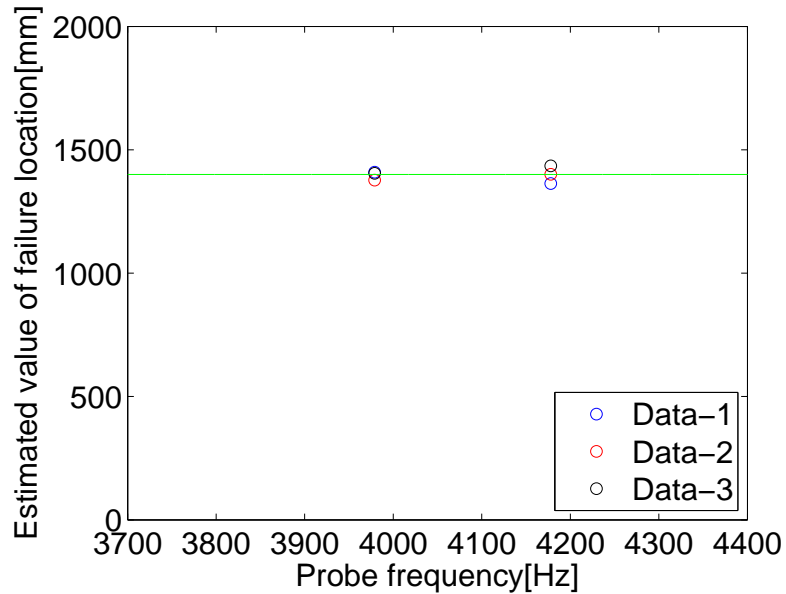


Fig. 50 Estimated value of failure location.

する研究の内容を適用できると考えられる。林⁽⁸⁷⁾は大型構造物検査のためのガイド波技術に関してその特徴とガイド波伝播の数値計算及びガイド波検査に関する実験的研究についてまとめている。このレビューによるとガイド波の伝播挙動は複雑であり、周波数や断面形状に大きく影響を受ける。断面形状が変化すると分散関係は変化するためガイド波検査技術の適用には適用構造物ごとに分散関係を求めることが必要になる。林らによって配管を伝播するガイド波に関する半解析的有限要素法⁽⁸⁸⁾やガイド波の実験的研究⁽⁸⁹⁾が行われておりガイド波パルスエコー波形処理による損傷の画像化技術が開発されている。しかし鉄道レールのような複雑形状の場合、配管などの単純な断面形状と異なり分散関係を解析的に求めることができない。そのため、林は分散曲線導出ソフトウェア⁽⁹⁰⁾を開発しており、これにより複雑形状の断面であっても分散関係を求めることができ、鉄道レールに生じるさまざまなモードのガイド波から一つ一つのモードに着目することで配管と同様の技術が適用できることを示している^{(91),(92)}。これらのガイド波技術に関する研究から、長方形断面以外の断面形状においても分散関係を求めることができれば本手法が適用できると考えられる。

2.6 結言

本章では、打音検査の高機能化を目的としてポンプ振動にインパクトハンマ加振による振動を用いた非線形波動変調に基づく損傷検知手法を提案した。その結果以下の成果を得た。

- 打音検査の現状と既往研究について問題点を示し客観的指標に基づく損傷位置検出および評価手法の必要性を述べた後、非線形波動変調に基づく損傷位置推定の有用性について論じた。
- 本手法の基礎技術としてティモシェンコはり理論に則った振動計測から構造物を伝播する波動成分を推定する波動分離法を提案した。
- オイラーベルヌーイはり理論に則った復調波動の伝播を表す理論式を導出し、復調波動場の分散関係式が復調操作によりプローブ波動の周波数だけ周波数シフトしたものであることを示すとともに、入力するプローブ波動の振幅が復調波動場の変動成分の振幅にのみ影響を及ぼすこと、およびプローブ波動の位相が復調波動に影響を及ぼさないことを示した。
- 単一の共振周波数で構成された定常な高周波波動が伝播するはり構造物に接触面を有する損傷が存在する場合に、損傷位置におけるプローブ波動の散乱特性はポンプ振動に同期して変動する。損傷位置におけるプローブ波動の散乱特性の変動が復調波動場においてどのように伝播するかを数学モデルで記述し、損傷の両側にプローブ波動の周波数における群速度で伝播することを示した。また、損傷から損傷の両側に設置したセンサアレイまでの復調波動の到達時間差と伝播速度を用いた損傷位置推定式を提案した。
- 提案した損傷位置推定式の有用性を示すために模擬損傷を設けたはり試験片を用いた実験を行った。予備実験として本実験で用いるはり試験片がティモシェンコはりモデルで近似できることを示し、本手法で提案する模擬損傷による変調が発生することを確認した。次にポンプ振動としてインパクト加振による振動を用いた損傷位置推定実験を行った。センサアレイ間距離 1750mm として片方のセンサアレイから 1400mm の位置に模擬損傷を設置した試験片の両端をバイスで固定した実験装置を作成した。センサアレイ間の領域の外をインパクトハンマで打撃してポンプ振動を入力し、復調波動のセンサアレイへの到達時間

差を相互相関法により求め損傷位置推定式から損傷位置を推定した。2種類のプローブ波動の周波数 3979Hz, 4178Hz で 3 回ずつ実験を行った結果 3979Hz で最大誤差 1.65% , 4178Hz において最大誤差 2.61% となった。

第3章 非線形波動変調によって生じる反射強度の時間変動に基づく 損傷位置推定

3.1 緒言

第1章で述べたように増田ら^{(72),(73)}によって提案されている非線形波動変調に基づく損傷検知手法は疲労き裂や接着不良の検出に有用であることが示されている一方で、検査の前段階としてプローブ波動の周波数に共振周波数を選択する必要がある。この必要な作業であったプローブ波動の周波数選択の作業を省略することができれば非破壊検査や構造ヘルスマモニタリングへの適用が容易になると考えられる。

また、構造ヘルスマモニタリングにおける損傷位置推定手法の一つとして増田ら⁽⁸³⁾によって一次元構造物において構造物上を伝播する波動の反射強度を求めることで損傷や境界などの不連続面を検出する手法が提案されている。これまでに開クラックやボルト締結部、境界などの検出に良い結果を得ており、高周波帯域まで用いることで微小な損傷の検出精度が向上することが示されている。この手法では広帯域波動に含まれる複数のガイド波成分を用いて検査対象領域に対するインパクトエコー波形を推定するのでプローブ波動の周波数を選択する必要がある。

そこで、本章では共振周波数選択の作業を省略する手法を提案することを目的として、非線形波動変調に基づく損傷検知手法と構造物を伝播する波動からインパクトエコー波形を求める手法を組み合わせることで新たな損傷位置推定手法を提案する。

増田ら⁽⁸³⁾によって提案されたインパクトエコー波形を推定する手法の概要を述べる。一次元構造物上を伝播する広帯域波動を波動分離法を用いて進行波と後退波に分離し、検査対象領域に入出力する波動ととらえ伝達関数を定義する。この伝達関数を波動伝達関数という。得られた伝達関数はインパルス応答を表すものであるため、逆フーリエ変換することでインパクト入力に対する反射エコー波を求めることができる。求めた反射エコー波と伝播速度を用いて反射点を推定することができる。しかし曲げ振動のように分散性波動の場合には伝播速度が周波数に依存して変化するため、増田らは波動伝達関数を分散関係式を用いて数波数領域から波数領域へ変換し逆フーリエ変換することで反射強度マップを作成し反射点を推定している。

構造物にポンプ振動が作用しているとき接触面を有する損傷を含む検査領域の波動

伝達関数はポンプ振動に同期して時変になり，このとき損傷位置の散乱特性の変動は反射強度マップに時間情報を付加することで求めることができると考えられる．そこで，短時間フーリエ変換を用いることで局所時間における波動伝達関数を推定する．分散関係に基づき周波数領域から波数領域の記述に変換し短時間逆フーリエ変換することで反射強度の空間—時間マップが求められる．得られた反射強度の空間—時間マップより反射強度の空間分布に生じる反射強度のピークを損傷の位置が求められ，損傷位置における反射強度の時間変動の周波数解析をすることで損傷が面接触を有する損傷であるかを判別するものである．この手法は従来の非線形波動変調に基づく損傷検知手法では検出できなかった腐食などによる減肉など接触面を有さない損傷も検出できることが利点である．

3.2 反射強度の時間変動に基づく損傷の位置推定理論

3.2.1 非線形波動変調によって変動する反射強度変動

第2章にて記述した波動分離法を用いて構造物上を伝播する波動成分を求めることができる．初めに接触面を有する損傷が存在しない検査領域に対する波動伝達関数について記述する⁽⁸³⁾．Fig. 51においてセンサアレイの右側領域に入力される波動 $y_f(x, t)$ のフーリエ変換値 $\hat{y}_f(x, \omega)$ と出力される波動 $y_b(x, t)$ のフーリエ変換値 $\hat{y}_b(x, \omega)$ は式 (39) のような関係で記述できる．

$$\hat{y}_b(x, \omega) = R(x, \omega)\hat{y}_f(x, \omega) + \hat{y}_N(\omega) \quad (39)$$

ただし， $R(x, \omega)$ は波動伝達関数であり， $\hat{y}_N(\omega)$ は構造物上を伝播する波動と無相関なノイズである．式 (39) の両辺に $\hat{y}_f^*(x, \omega)$ をかけることで式 (40) を得る．ただし *

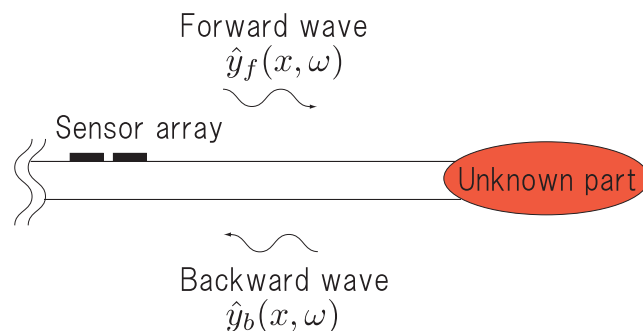


Fig. 51 Healthy structure or structure including failure without contact interface.

は共役を表す.

$$S_{bf}(x, \omega) = R(x, \omega)S_{ff}(x, \omega) \quad (40)$$

ここで, $S_{ff}(x, \omega)$ は $y_f(x, t)$ のパワースペクトル密度, $S_{bf}(x, \omega)$ は $y_b(x, t)$ と $y_f(x, t)$ のクロススペクトル密度である. 式 (40) を変形することで式 (41) を得る.

$$R_{fb}(x, \omega) = \frac{S_{bf}(x, \omega)}{S_{ff}(x, \omega)} \quad (41)$$

次に Fig. 52 に示すようなポンプ振動が構造物に作用しており接触面を有する損傷が存在する検査領域に対する波動伝達関数について考えるとポンプ振動に同期して時変になる. そこで, 検査領域に入力される波動 $y_f(x, t)$ と出力される波動 $y_b(x, t)$ にポンプ振動の周期と比較して十分局所的な窓幅を持ち時間 t に中心をもつ窓関数 $G(\tau - t)$ を用いて短時間フーリエ変換をすると式 (42), 式 (43) と表現できる.

$$\hat{y}_f(x, t, \omega) = \int_{-\infty}^{\infty} G(\tau - t)y_f(x, \tau)e^{j\omega\tau} d\tau \quad (42)$$

$$\hat{y}_b(x, t, \omega) = \int_{-\infty}^{\infty} G(\tau - t)y_b(x, \tau)e^{j\omega\tau} d\tau \quad (43)$$

式 (42), 式 (43) の関係を波動伝達関数 $R(x, t, \omega)$ を用いて記述すると式 (44) となる.

$$\hat{y}_b(x, t, \omega) = R(x, t, \omega)\hat{y}_f(x, t, \omega) + \hat{y}_N(\omega) \quad (44)$$

式 (44) の両辺に $\hat{y}_f^*(x, t, \omega)$ をかけると式 (45) のようになる.

$$S_{bf}(x, t, \omega) = R(x, t, \omega)S_{ff}(x, t, \omega) \quad (45)$$

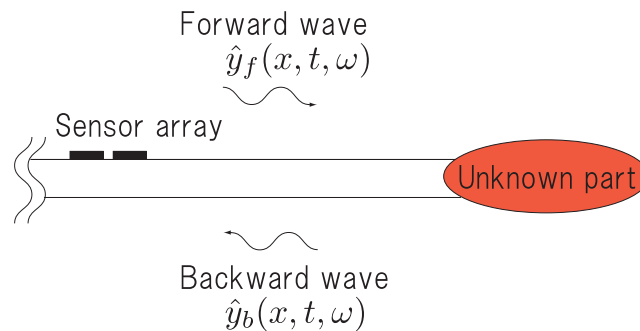


Fig. 52 Structure including failure with contact interface.

式 (45) を変形すると式 (46) が得られる.

$$R_{fb}(x, t, \omega) = \frac{S_{bf}(x, t, \omega)}{S_{ff}(x, t, \omega)} \quad (46)$$

式 (46) をエコー波の重ね合わせで記述しなおすと式 (47) となる.

$$\begin{aligned} R_{fb}(x, t, \omega) &= \sum_{n=1}^m a_n(x, t, \omega) e^{-2jkd_n} \\ &= \sum_{n=1}^i a_n(x, \omega) e^{-2jkd_n} + \sum_{n=i+1}^m a_n(x, t, \omega) e^{-2jkd_n} \end{aligned} \quad (47)$$

ここで, $a_n(x, t, \omega)$ は周波数毎の反射率, k は波数, m は反射点の数 (波動の伝播経路の数), d_n は反射点までの距離である. また, $n = 1 \sim i$ は接触面を持たない不連続点, $n = i + 1 \sim m$ は接触面を有する不連続点を表す.

式 (3) で表されるティモシェンコはりの分散関係式を用いて波動伝達関数を波数 k の関数に書き直すと式 (48) となる.

$$R_{fb}(x, t, k) = \sum_{n=1}^i a_n(x, k) e^{-2jkd_n} + \sum_{n=i+1}^m a_n(x, t, k) e^{-2jkd_n} \quad (48)$$

センサレイ位置を表す空間座標 x に対して反射強度の空間マップにおける空間座標を χ と置くと, 波数領域 k から空間領域 χ へ逆フーリエ変換を行うと反射点における反射を表すインパルス状の波形, 反射強度 $I_{fb}(x, t, \chi)$ が式 (49) が得られる.

$$\begin{aligned} I_{fb}(x, t, \chi) &= \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} R_{fb}(x, t, k) e^{2jk\chi} dk \\ &= \frac{1}{\pi} \sum_{n=1}^i \int_0^{\infty} a_n(x, k) e^{2jk(\chi-d_n)} dk \\ &\quad + \frac{1}{\pi} \sum_{n=i+1}^m \int_0^{\infty} a_n(x, t, k) e^{2jk(\chi-d_n)} dk \end{aligned} \quad (49)$$

ここで, 接触面を有する反射点の反射率 $a_n(x, t, k)$ は式 (50) で表される.

$$a_n(x, t, k) = \tilde{a}_n(x, k) + \alpha_n e^{j\Omega t} \quad (50)$$

ただし, $\tilde{a}_n(x, k)$ はポンプ振動が入力されていない時の反射率, Ω はポンプ振動の振動数, α_n は非線形波動変調に起因する反射強度の変動振幅である. 式 (50) を書き直

すと式 (51) となる.

$$I_{fb}(x, t, \chi) = \sum_{n=1}^i \check{a}_n(x, \chi - d_n) + \sum_{n=i+1}^m \check{a}_n(x, t, \chi - d_n) \quad (51)$$

ただし,

$$\check{a}_n(x, \chi) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} a_n(x, k) e^{2jk(\chi - d_n)} dk \quad (52)$$

$$\check{a}_n(x, t, \chi) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} a_n(x, t, k) e^{2jk(\chi - d_n)} dk \quad (53)$$

である.

3.2.2 帯域制限ホワイトノイズの高周波波動を用いるための平均化手法

本手法では広帯域高周波波動を入力することで検査対象構造物の固有振動数計測の作業を省略することを目指している. そのため, 広帯域高周波波動には複数のガイド波が含まれている必要がある. そこで本論文では高周波帯域に帯域を制限したホワイトノイズを広帯域高周波波動として用いる. そのため, 波動伝達関数の推定に用いるスペクトルの計算には平均化処理が必要となる. 非線形波動変調によって高周波波動にポンプ振動に同期した変調が生じるため, ポンプ振動の周期を考慮した平均化処理を行う必要がある. 計測したデータの平均化処理の手順について述べる.

1. センサアレイで計測したデータ $y_i(x, t)$ をポンプ振動の周期 T の定数倍 rT の l 個の時間データ $y_i(x, (l-1)rT + t)$ に分割する.
2. 分割したデータそれぞれに局所窓 $G(\tau - t)$ をかけてフーリエ変換を行い波動分離法により局所時間 t において構造物上を伝播する波動成分のフーリエ変換値 $\hat{y}_f(x, (l-1)rT + t, \omega)$, $\hat{y}_b(x, (l-1)rT + t, \omega)$ を求める.
3. 求めた $\hat{y}_f(x, (l-1)rT + t, \omega)$, $\hat{y}_b(x, (l-1)rT + t, \omega)$ から式 (54), 式 (55) を用いてパワースペクトル密度 $S_{ff}^{l-1}(x, (l-1)rT + t, \omega)$, クロススペクトル密度 $S_{bf}^{l-1}(x, (l-1)rT + t, \omega)$ を計算する.

$$\begin{aligned} S_{ff}^{l-1}(x, (l-1)rT + t, \omega) \\ = \hat{y}_f(x, (l-1)rT + t, \omega) \hat{y}_f^*(x, (l-1)rT + t, \omega) \end{aligned} \quad (54)$$

$$\begin{aligned} S_{bf}^{l-1}(x, (l-1)rT + t, \omega) \\ = \hat{y}_b(x, (l-1)rT + t, \omega) \hat{y}_f^*(x, (l-1)rT + t, \omega) \end{aligned} \quad (55)$$

4. 分割されたデータそれぞれの局所時間 t における $S_{ff}(x, (l-1)rT + t, \omega)$, $S_{bf}(x, (l-1)rT + t, \omega)$ から平均ピリオドグラム法⁽⁹³⁾を用いてピリオドグラムパワースペクトル密度 $S_{ff}(x, t, \omega)$, ピリオドグラムクロススペクトル密度 $S_{bf}(x, t, \omega)$ を推定する. 平均回数は l 回である.

$$S_{ff}(x, t, \omega) = \frac{1}{l} \sum_{i=1}^l S_{ff}^{l-1}(x, (l-1)rT + t, \omega) \quad (56)$$

$$S_{bf}(x, t, \omega) = \frac{1}{l} \sum_{i=1}^l S_{bf}^{l-1}(x, (l-1)rT + t, \omega) \quad (57)$$

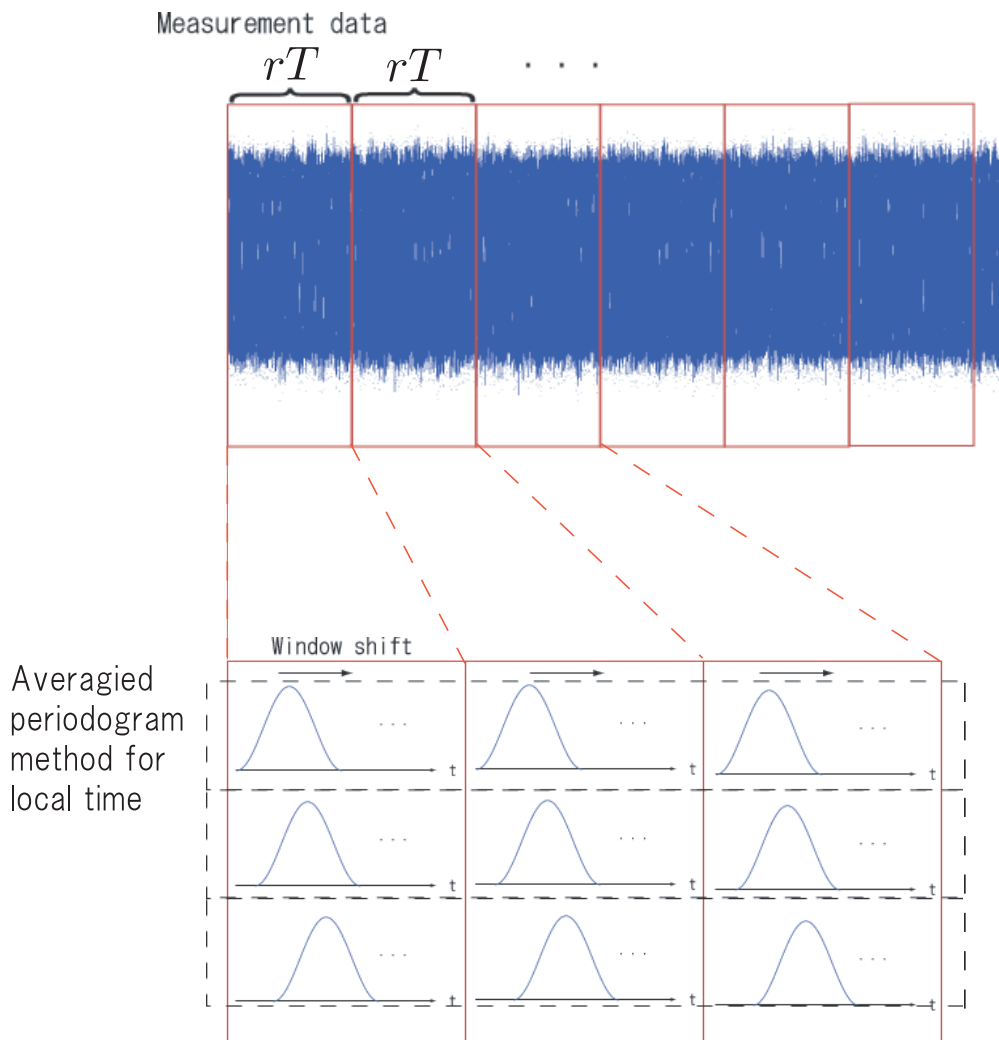


Fig. 53 Averaging scheme.

5. 推定した $S_{ff}(x, t, \omega)$ と $S_{bf}(x, t, \omega)$ を式 (46) に代入して波動伝達関数を推定する。

このように推定した波動伝達関数から反射強度の空間-時間マップを計算する。

3.3 反射強度の時間変動に基づく損傷位置推定実験

3.3.1 実験装置と方法

提案した反射強度の時間変動に基づく損傷位置推定手法の有用性を検討するために実験を行った。実験に用いた試験片の材質は SS400 である。材料定数は Table 7 を用

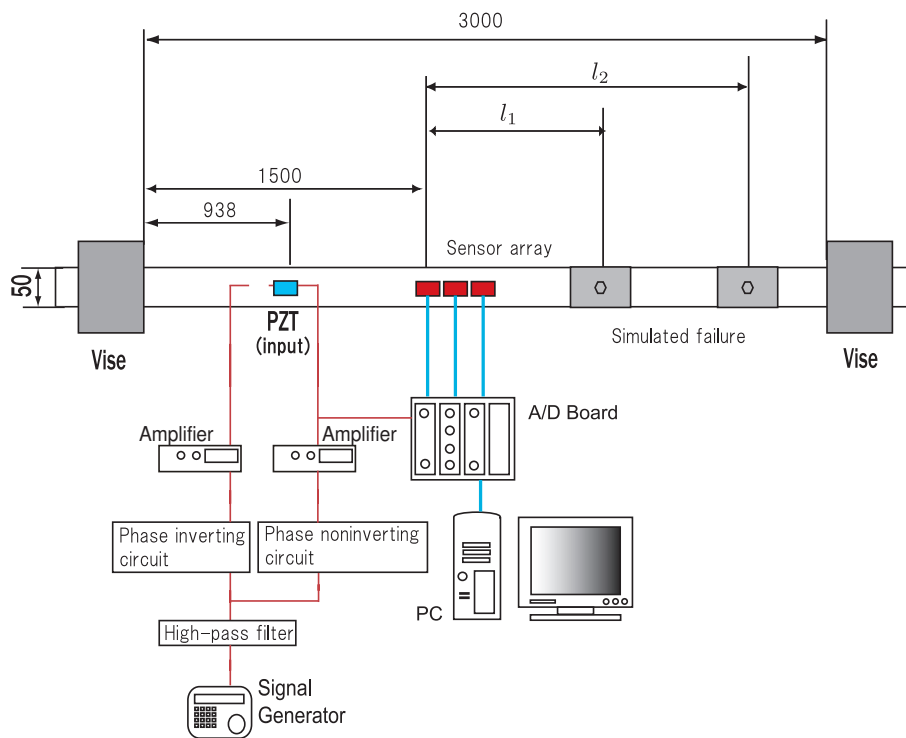


Fig. 54 Experimental setup of localization.

Table 7 Parameters of specimen.

Young modulus[Pa]	2.05×10^{11}
Modulus of transverse elasticity[Pa]	8×10^{10}
Material density[kg/m ³]	7.8×10^3
Shear correction factor	5/6

いた。寸法は長さ 3300mm, 幅 50mm, 厚さ 6mm であり, Fig. 54 に示すように長さが 3000mm になるように両端をバイスで固定した。高周波波動の入力には信号発生器, 信号増幅器, ハイパスフィルタ回路, 位相反転回路, 位相非反転回路を用いる。本研究では横効果圧電素子を用いているが, この圧電素子は面内収縮変形を行うため曲げ振動と縦振動の両方を励起してしまう。そこで, 試験片両面に高周波波動入力用圧電素子を貼付し逆位相で駆動させることで曲げ振動のみを励起させる。Fig. 54 に示すように, 信号発生器で生成したホワイトノイズをハイパスフィルタに入力することで高周波数帯域に帯域制限をしたのち, 位相反転回路および位相非反転回路に入力する。ここで, ハイパスフィルタを用いるのはポンプ振動の周波数と周波数帯域において重ならないようにするためである。また, 位相反転回路のみでなく位相非反転回路も用いるのは, 位相反転回路において生じる位相遅れを考慮するためである。Fig. 55, Fig. 56 に設計したハイパスフィルタ回路および位相反転回路, 位相非反転回路を示す。ボルテージフォロワおよび位相反転回路, 位相非反転回路に使用したオペアンプは TEXAS INSTRUMENTS 社製の NE5532P(L) である。NE5532P(L) は 2 回路入オペアンプであり, 周波数特性の上限が 100kHz, 両電源対応であり電源電圧が $\pm 20V$ まで対応しているため本回路に適していると考えた。本実験では電源電圧として $\pm 15V$ を用いている。ハイパスフィルタのカットオフ周波数は 1591.54Hz とし, 遷移領域を小さくするために 5 段にした。位相反転回路, 位相非反転回路のゲインはそれぞれ 2 となるように設計した。また, ハイパスフィルタ回路と位相反転回路, 位相非反転回路を接続するためボルテージフォロワを付けた。Fig. 57 に 0.1Hz から 10kHz まで 1s で変化する sweep 波を入力して求めたハイパスフィルタ回路の周波数特性を示す。ポンプ振動の周波数である 100Hz におけるゲインは -30.5dB となっており十分

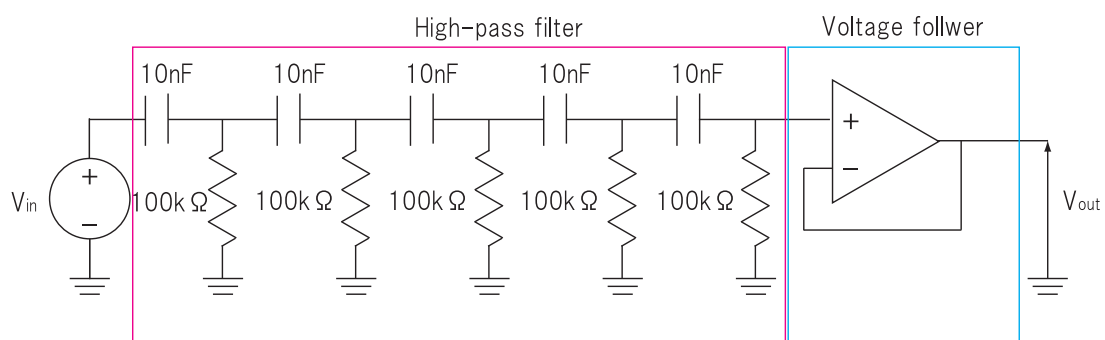


Fig. 55 High-pass filter circuit.

な減衰であることが確認できた。次に位相反転回路と位相非反転回路の性能を確認した。入力信号はシグナルジェネレータで生成した周波数 1kHz, 振幅 1Vp-p の正弦波を用いた。位相反転回路と位相非反転回路の出力波形を Fig. 58 に示す。ただし、黄色線が位相反転回路、緑線が位相非反転回路の出力である。これより設計したゲイン、位相差になっていることが確認できた。

位相反転回路と位相非反転回路から出力されるそれぞれの信号を信号増幅器を通して試験片の両面に貼付した圧電素子にそれぞれ入力する。この時、信号発生器で生成するホワイトノイズの振幅は 0.1Vp-p である。信号増幅器の増幅倍率は 10 倍としている。この信号入力により構造物に入力される高周波波動は微弱であるため接触面を有する損傷を開閉させることはない。用いる圧電素子の寸法は送信用、計測用ともに長さ 30mm, 幅 20mm, 厚さ 0.5mm である。また、試験片の左側固定端より 300mm

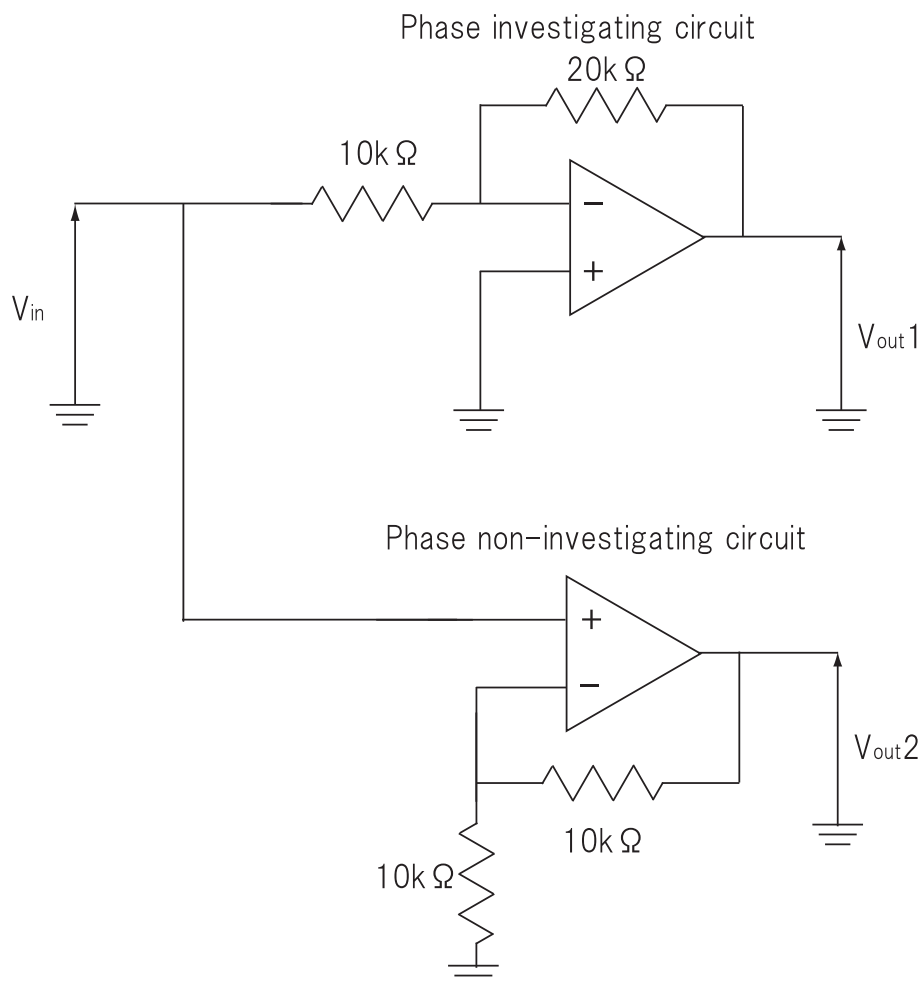


Fig. 56 Phase investing circuit and non-investigating circuit.

の位置に垂直加振器を設置し、100Hz のポンプ振動を入力する。ポンプ入力管理のために垂直加振器と試験片を接続する治具にひずみゲージを貼付し $100\mu\varepsilon$ (マイクロストレイン) となるように調整した。Fig. 45 に示す模擬損傷は損傷位置を変更することができないため、本実験では Fig. 59 に示すような板を万力で締め付けた模擬損傷を用いる。この模擬損傷は万力で締め付けた位置では面接触を保っているが板の外縁部では試験片の曲げ変位によって隙間ができるため真実接触面積が変化するため、Fig. 45 と同様に接触面を有する損傷を模擬できていると考えた。計測はセンサアレイを構成する圧電素子の開放電圧を A/D ボードを用いて計測する。計測条件はサンプリング周波数 100Hz, 計測時間 10s とし、平均操作のためにポンプ振動の位相をトリガに用いたデータを 10 回取得する。取得したデータは MATLAB を用いてオフラインで信号処理をした。

模擬損傷の位置を Table 8 に示す。条件 1 は健全状態であり、条件 2 は単一の接触面を有する損傷の場合である。条件 3 と条件 4 は 2 つの接触面を有する損傷を設置した場合である。

解析はセンサアレイの右側領域を対象として行う。ポンプ振動の周波数 100Hz に対して高周波領域である 1kHz から 10kHz の周波数領域を用いて反射強度の空間一時間

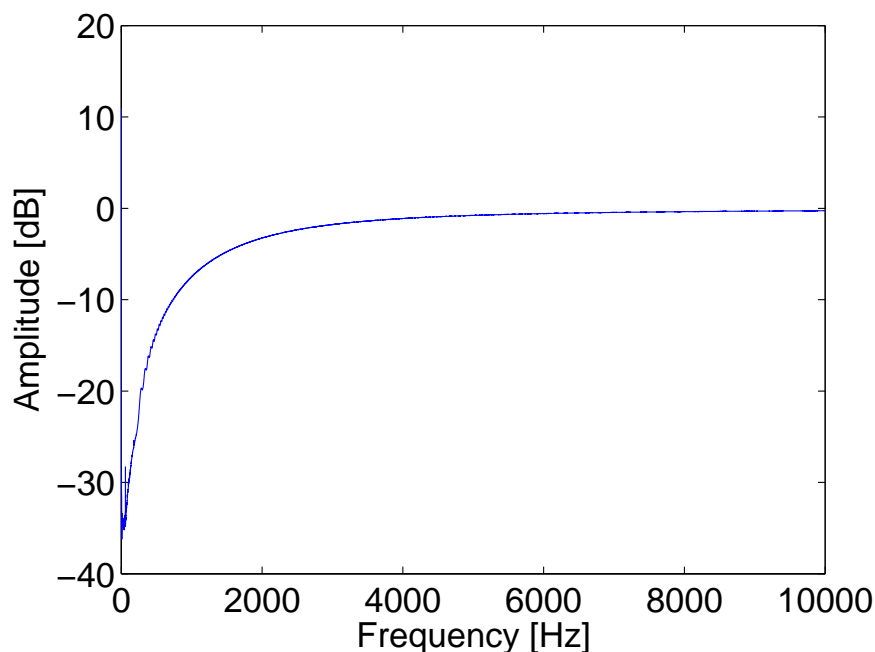


Fig. 57 Frequency characteristics of high-pass filter.

マップを求める。解析に用いた窓関数の窓幅は 0.0164s, 窓のシフト量は 0.1ms とした。また, 平均操作のための切り出しデータ長は 0.1s とし, 100 回平均をとった。

3.3.2 実験結果と考察

初めに条件 1 の反射強度の空間-時間マップを Fig. 60 に示す。空間軸の原点がセンサアレイの位置を表すので右端の固定端境界において反射強度のピークが観測さ

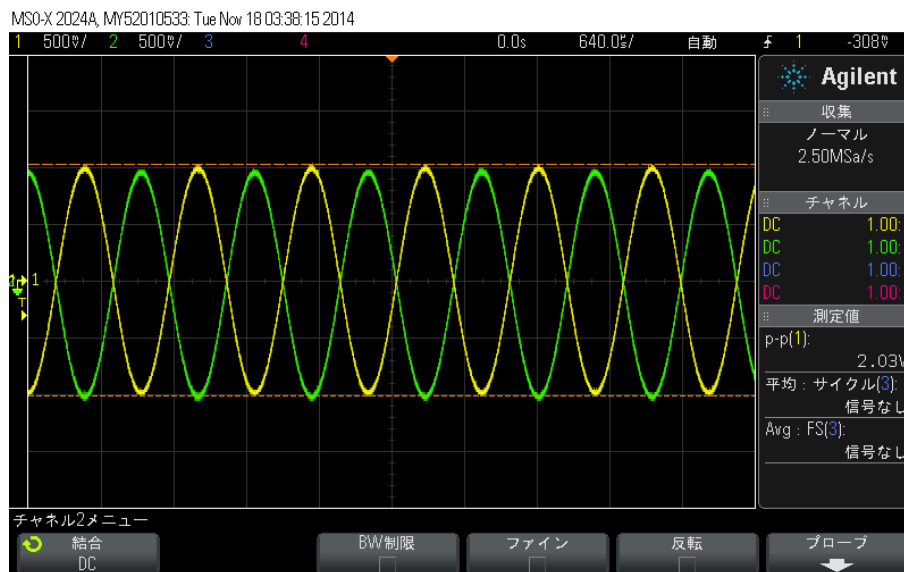


Fig. 58 Output signal of phase investigating and non-investigating circuit.

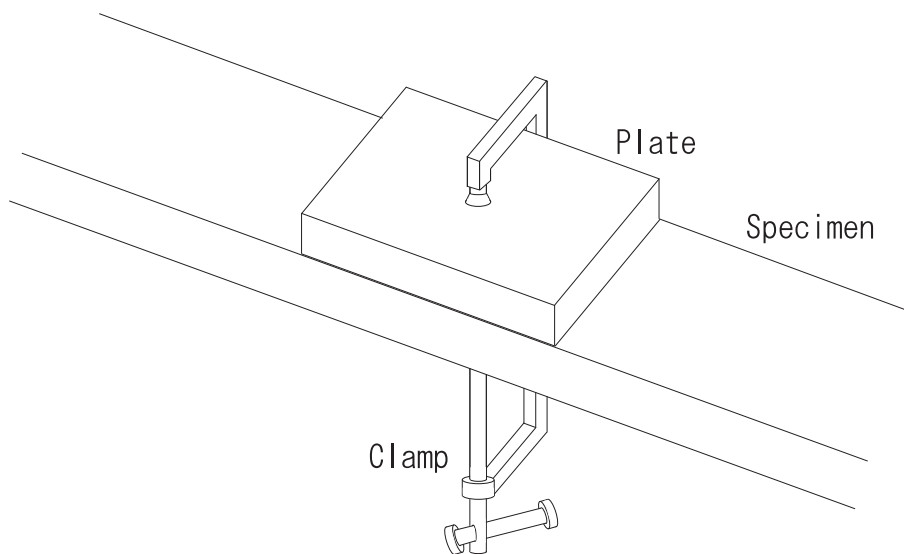


Fig. 59 Simulated failure.

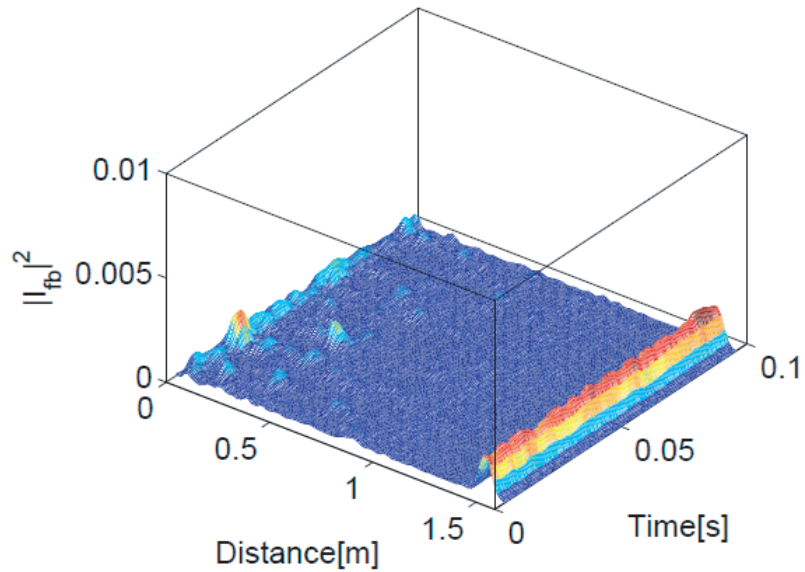


Fig. 60 Spatial-time map of reflection intensity at condition 1.

れている．これに対し， $l_1 = 750\text{mm}$ の位置に模擬損傷を設けた場合の反射強度の空間－時間マップを Fig. 61 に示す．Fig. 61 では模擬損傷を設けた位置において反射強度のピークが発生していることが見て取れる．ここで，Fig. 60 と Fig. 61 の反射強度のピーク位置における時間変動をプロットしたものを Fig. 62 に，その周波数成分を Fig. 63 に示す．これより，条件 1 の固定端境界位置において観測された反射強度のピークの時間変動はポンプ振動に同期しておらず，条件 2 の模擬損傷位置において観測された反射強度のピークの時間変動はポンプ振動に同期していることがわかる．これより，本研究で提案した損傷位置推定手法によって接触面を有する損傷位置を推定することができていることが確認できた．

Table 8 Location of simulated failures.

	l_1 [mm]	l_2 [mm]
Condition 1	-	-
Condition 2	750	-
Condition 3	250	750
Condition 4	750	1250

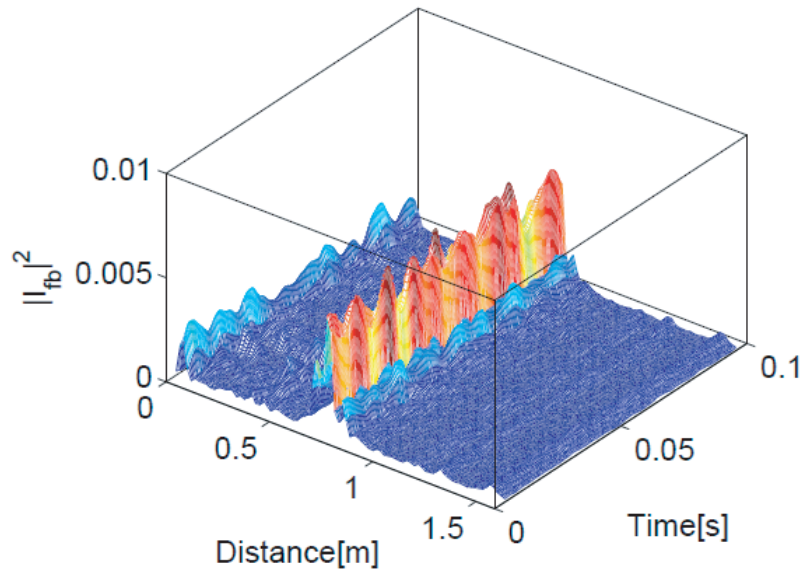


Fig. 61 Spatial-time map of reflection intensity at condition 2.

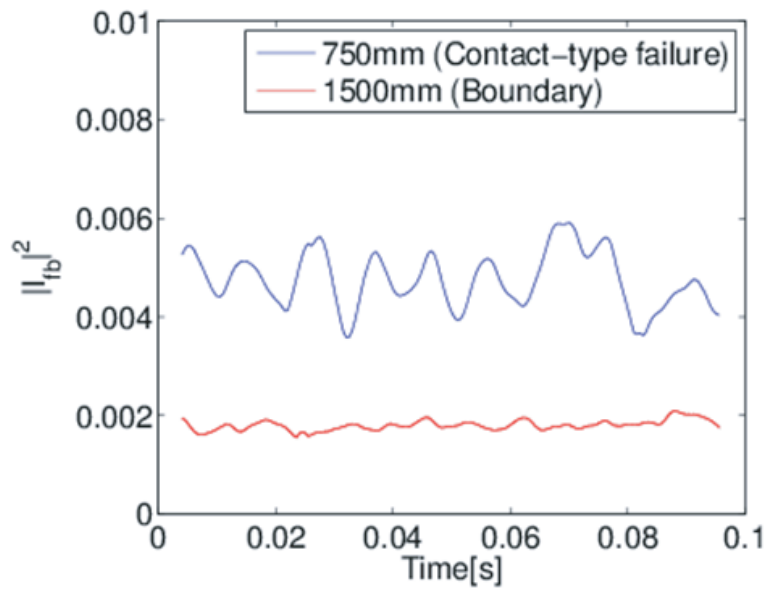


Fig. 62 Time fluctuation of the peak value of reflection intensity.

次に、複数の模擬損傷を設けた場合について実験を行った結果について述べる。条件 3 の反射強度の空間-時間マップを Fig. 64 に、条件 4 の反射強度の空間-時間マップを Fig. 65 に示す。Fig. 61 と Fig. 64, Fig. 65 を見比べると条件 4 の場合は条件 2 の時と同程度の反射強度のピークが 750mm に観測できるが、条件 3 の場合

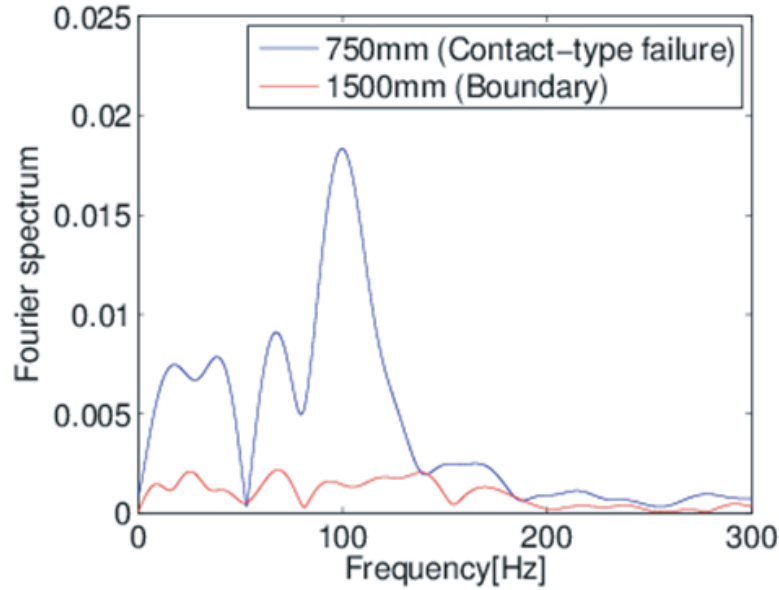


Fig. 63 Fourier spectrum of time fluctuation of the peak value of reflection intensity.

は 750mm に反射強度のピークが観測できるものの条件 2 の時と比較してピークが小さくなっていることが確認できる。これは高周波波動の多重反射が原因であると考えられる。

この問題について説明する。本研究で提案する手法はエコー波の重ね合わせで反射強度を記述しているため Fig. 66 に示すように単一の損傷を含む構造物では損傷位置における反射強度は正確に推定できる。しかし、複数の損傷が存在する場合には Fig. 67 に示すようにセンサアレイに損傷間で波動が多重に反射してしまうため伝播距離が長くなってしまい本来の損傷位置以外の位置で反射強度のピークを持ってしまう原因になる。本手法で求めている反射強度の空間-時間マップは構造物上の一点でのみ反射する波動の情報のみに着目している。Fig. 67 を用いて説明する。初めに、センサアレイ位置から検査対象領域に入力される波動が一つ目の損傷で反射及び透過する。一つ目の損傷を透過した透過波が伝播し二つ目の損傷で反射、透過する。二つ目の損傷で反射した波動は一つ目の損傷で再び反射、透過する。本手法では検査対象領域に入力される波動と一つ目の損傷で反射した反射波、一つ目の損傷を透過、二つ目の損傷で反射し再び一つ目の損傷に到達して透過した波の関係を反射強度の空間-時間マップとして示している。そのため二つ目の損傷位置の反射強度のピークは一つ目の損傷位置の反射強度のピークに依存して変化してしまう。また、一つ目の損傷の反射強度の

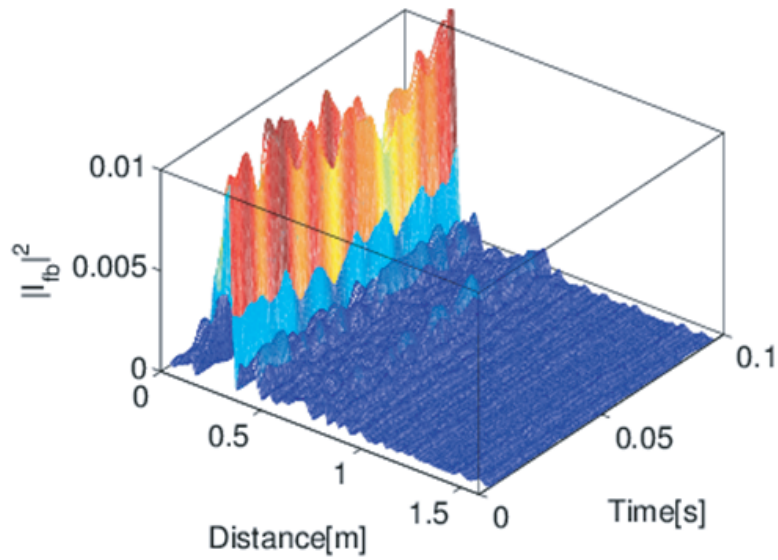


Fig. 64 Spatial-time map of reflection intensity at condition 3.

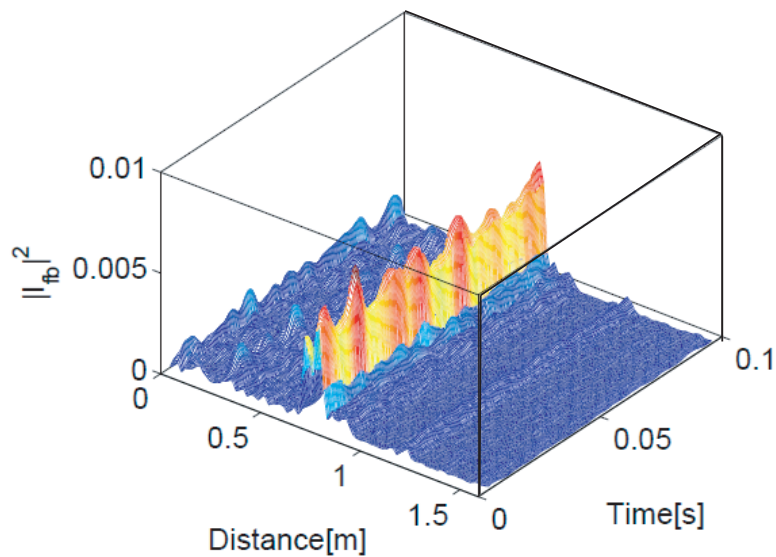


Fig. 65 Spatial-time map of reflection intensity at condition 4.

ピークが時間変動をしない場合には二つ目の損傷の反射強度のピークの時間変動は二つ目の損傷の接触状態のみに依存するが、一つ目の損傷の反射強度のピークが時間変動を有する場合には二つ目の損傷の反射強度のピークは一つ目の損傷と二つ目の損傷の接触状態の両方に依存して変動してしまう。よって、複数損傷が存在する場合にはセンサレイに最も近い損傷の位置はほかの損傷の影響を受けずに推定できるがそれ

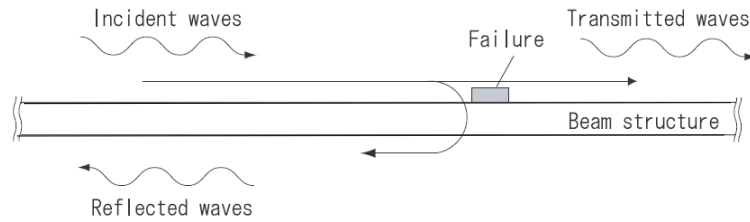


Fig. 66 Wave propagation and reflection on a beam structure including single failure.

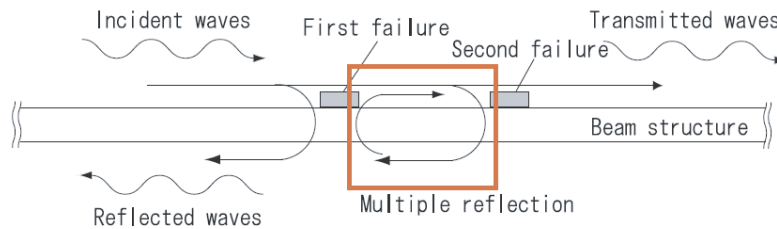


Fig. 67 Wave propagation and reflection on a beam structure including double failure.

以外の損傷の位置は正確に推定できないと考えられる。本手法では検査対象領域に入力される波動と反射波の伝達関数を波動伝達関数として定義している。これに対して、検査領域に入力される波動とセンサアレイから見て一つ目の反射点で反射した波動の波動伝達関数、一つ目の反射点を透過した波動と二つ目の反射点で反射した波動の波動伝達関数、二つ目の反射点を透過した波動と三つ目の反射点で反射した波動の波動伝達関数、というように一つ目の反射点から順にエコー波の伝播経路ごとに情報を分離して波動伝達関数を求めることができれば、二つ目以降の反射点の情報を正確に求めることができると考えられる。

3.4 結言

本研究では従来の非線形波動変調に基づく損傷検知手法で必要であった共振周波数選択の作業を省略する手法を提案することを目的として、非線形波動変調に基づく損傷検知手法と構造物を伝播する波動からインパクトエコー波形を求める手法を組み合わせることで新たな損傷位置推定手法を提案した。その結果以下の成果を得た。

- 構造物上を伝播する波動成分から時変波動伝達関数を推定する手法を提案し、推定した時変波動伝達関数から反射強度の空間-時間マップを求めることで反

射強度のピークとして損傷位置位置を推定する方法を理論的に示した。

- 帯域制限ホワイトノイズをプローブ波動として用いるときに必要となる平均化手法を提案した。計測したデータをポンプ振動の定数倍の長さに分割し、波動分離法と短時間フーリエ変換を用いて局所時間におけるパワースペクトル密度、クロススペクトル密度を計算する。計算したパワースペクトル密度とクロススペクトル密度から平均ピリオドグラム法を用いて局所時間におけるピリオドグラムパワースペクトル密度、ピリオドグラムクロススペクトル密度を推定する。推定したピリオドグラムパワースペクトル密度、ピリオドグラムクロススペクトル密度を用いて波動伝達関数の推定ができる。
- 模擬損傷を設けたはり試験片を用いた損傷位置推定実験を行った結果、単一の損傷を含む場合には提案した損傷位置推定手法により損傷位置において反射強度ピークが立つことを確認した。また、接触面を有する損傷位置の反射強度の時間変動がポンプ振動に同期して変動することを確認した。それに対して、固定境界位置における反射強度の時間変動は特定の周波数成分に同期していないことを示した。
- 複数の損傷が存在する場合には、センサアレイに最も近い損傷の位置推定および接触面を有する損傷であるかの判定が可能であり、そのほかの損傷については正確な推定、判別は困難であることがわかった。これは損傷間において生じる多重反射が原因である。

第 4 章 非線形波動変調によって生じる反射強度の時間変動に基づく ボルト締結部の健全性評価

4.1 緒言

4.1.1 ボルト締結とボルト緩み

ボルト締結は構造物で最もよく使用される締結手法の一つである⁽⁹⁴⁾。複数の部材を接合する手法にはほかにもリベット結合や溶接接合、接着接合などがあげられるがこれらの手法とボルト締結の最も大きな違いは一時的な継ぎ手か永久的な継ぎ手であるかという点である。リベットや接着は接合後部材を分解することを考慮していないが、ボルト締結は締結の容易さや必要な時に簡単に締結した部材を分解することから多くの構造物において用いられている。その反面、デメリットとして永久的な継ぎ手と同様の疲労破壊の問題に加えて緩みによる締結強度の低下が生じるというボルト締結特有の問題をもつ。ボルトの緩みの原因は大きく分けて戻り回転によるものとよらないものに分けられる⁽⁹⁵⁾。戻り回転によるボルトゆるみでは、軸回り方向、軸直角方向または軸方向に繰り返し外力が作用し締結部材同士の接触面が滑ると同時にボルト頭と締結部材の接触面が滑ることでボルトが回転して緩みが生じる。それに対して、戻り緩みによらないボルトゆるみは以下の 6 つの原因に分けられる。

1. 締結部材の表面に存在する微細な凹凸が締結力によりへたることによる初期緩み
2. 過剰な締付トルクで締め付けることで接触部の面圧が高くなりすぎ接触面に塑性変形が生じることで緩む陥没緩み
3. 外力によって接合面の滑りによって摩耗することで発生する微細摩耗による緩み
4. 異種材料の密封材を用いた時の密封材のへたりによって緩む密封材の永久変形による緩み
5. 過剰な外力によるボルトの塑性伸び進行による緩み
6. 温度変化によるボルト軸力の変化に起因する緩み

ボルト緩みを防止する手法は多く提案されている。ナットを用いた手法では、ナットを二つ重ねて用いることで止めナットは荷重を受けないことから緩みを防止する効

果があるダブルナットがある。 Fig. 68 に示すように初めに締め付けたナットの上にもう一つナットを締め付けたのち、上のナットを固定した状態で下のナットを逆回転させることで上のナットでは押し付け力がねじ山の下側に、下のナットでは押し付け力がねじ山の上側に作用しロックするものである。ほかにもボルトの穴と溝付ナットの溝にピンを通すことで回転を止めるもの、小ねじによってナットとボルトのねじ山を押し付けて留めるものなどがある。バネワッシャや歯付ワッシャを用いることで、ボルト頭と締結部材の間に反力を働かせ緩みにくくしたり歯によって回転方向をロックするなどの手法もある。またボルト締結の容易な解体性を有効に使いにくくなるが、嫌気性の接着剤を用いることでボルトを緩まなくする方法もあり高温にすることで接着剤を脆弱化し外すこともできる。

4.1.2 ボルト締結部の軸力管理法

ボルトとナットを用いて部材を締め付けた場合の概要図を Fig. 69 に示す。ナットを固定した状態でボルトに締付トルクを印加するとボルトとナットの間にある部材に圧縮負荷がかかる。これに対して圧縮負荷に対する反力である軸力が生じる。この軸力がボルトを固定する力であるため、軸力を管理することでボルト締結部の健全性を評価できる。軸力の計測を行う装置として超音波軸力計がある (96),(97),(98),(99)。超音波軸力計は超音波を用いてボルトの伸びから軸力を測定するものであり、最も正確な締付管理ができる手法である。しかし、超音波を用いてボルトの長さを計測するためボルトの両端面を平滑にする必要があり、締付前のボルト長さとの差からボルトの伸びを計測するため、締結済みのボルト締結部には適用できない。

より簡便に軸力管理をする手法がいくつか提案されている。一つは締付トルク管理による方法である。トルク法はトルクレンチやトルクスパナなどの工具を用意すれば行うことができる比較的簡単な手法であり、様々な分野で用いられている。しかし、締付トルクはボルトと締結部材との摩擦に大きく依存するため部材の表面性状に大きく影響を受け、他の管理法に比べて軸力がばらつくという問題点がある。トルク法に

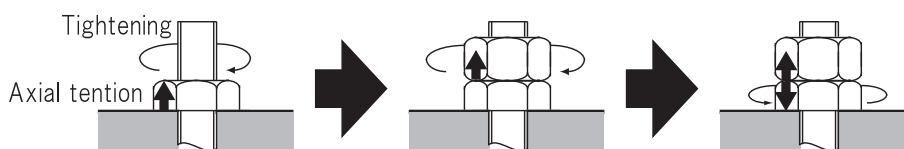


Fig. 68 Double nut.

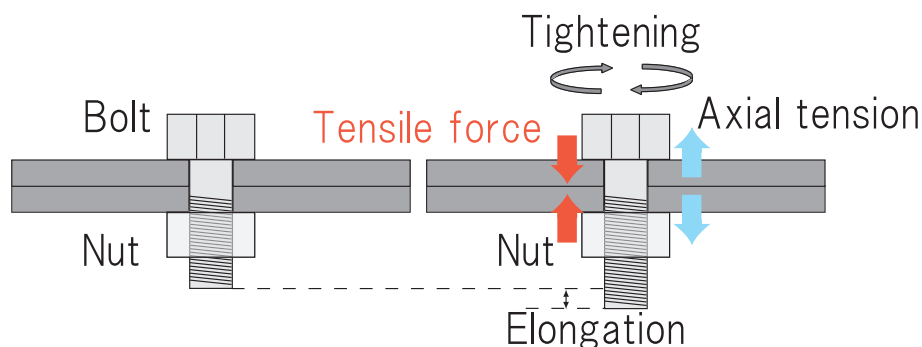


Fig. 69 Stretching of bolt caused by tightening.

は増締めトルク法，戻しトルク法，マーク法などの手法がある⁽¹⁰⁰⁾．増締めトルク法は締め付けたボルトをさらにトルクレンチで締め付けた時にボルトが再び回りだす時のトルクを計測する．この手法は回りだすのが明確に分かる場合には正確に測定でき，検査後締め付けた状態であるのでそのまま使用することができる．戻しトルク法は締め付けたトルクを緩め，ボルトが動き出した時のトルクを計測する．比較的簡単に計測できるが緩ませるため，検査後に再度しめなおす必要がある．増締め法では小さい径のボルトの検査が難しいためよく用いられる．マーク法は締めつけた状態のボルトにマークを付け，一度緩めてからマークの位置まで締め付けた時の締め付トルクを計測する．マーキングや緩めてから締め付けなおす必要があるため手間がかかるが，検査前と同じ締め付状態に戻すことができる．

トルク法のほかにもボルトが着座したのちに回した目地の角度で締め付管理する回転角法は塑性域の締め付に対して有用である．トルク勾配法はねじの締め付角度に対してトルクがどのように上昇したかを求め，降伏点を基準に管理を行う．加力法はボルトに引っ張り荷重与えてナットを締める荷重による締め付管理を行う．加熱法はボルトのみを加熱して伸びを与えて，温度による締め付管理を行う．

このようにさまざまな軸力管理の手法が提案されているがこれらはボルトに直接アクセスして検査を行う必要があるという問題がある．また，ボルトにひずみゲージ⁽¹⁰¹⁾や光ファイバ⁽¹⁰²⁾を埋め込んだ張力測定可能なセンサボルト（スマートボルト）が開発されているが，加工費用が高価であるため広く使われるには至っていない．

4.1.3 ボルト締結体のモニタリング手法

ボルト締結体に対するモニタリング手法として Ayres ら⁽¹⁰³⁾ インピーダンス計測によるボルト緩み検知を行っているほか、森崎ら⁽¹⁰⁴⁾ は圧電インピーダンス計測によるトラス構造物におけるボルト締付状態の診断手法を提案している。Huda ら⁽¹⁰⁵⁾ は高次モードの固有振動数がボルトの緩みによる影響を受けることを利用して緩み検出を行っている。竹原ら⁽¹⁰⁶⁾ は継手構造のモニタリング用センサとしてスマートボルトの開発を行っている。服部ら⁽¹⁰⁷⁾ は自動車のホイール/ハブ締結ボルトに半導体ひずみゲージを埋め込んだボルト締結力・緩みモニタリングシステムを開発している。佐藤ら⁽¹⁰⁸⁾ は光ファイバセンサを埋め込んだボルトを用いたボルト孔周りの複合材の初期損傷モニタリングに関する研究を行っている。鎗ら⁽¹⁰⁹⁾ はブリルアン散乱光を利用した光ファイバセンサを締結体に埋め込むことでボルト継手部の周辺のモニタリング手法を提案している。奥川ら⁽¹¹⁰⁾ はボルト緩みに起因する接触力変化に着目したボルト緩み検知手法としてボルトとワッシャの間に圧電素子を貼付したはりを挿入したスマートワッシャの開発を行っている。中原ら⁽¹¹¹⁾ はスマートワッシャと構造物のモードが連成するとスマートワッシャの固有振動数が対象構造物に依存するという問題を開発する手法として開発した薄板形センサを用いたボルト緩み検知手法を提案している。水谷ら⁽¹¹²⁾ はアコースティックエミッションモニタリングによるボルトの塑性域締付管理を行う手法を提案している。田畑ら⁽¹¹³⁾ は半導体ひずみゲージを構造物に張り付けてひずみ計測をし、サポートベクターマシンをボルト結合構造の健全性診断に応用する手法を提案している。しかし、これらの構造ヘルスマニタリング手法はボルト締結部の検査に特化した手法の開発になっている。

4.1.4 本研究の目的

ボルト締結部が接触面を有することに着目するとボルト緩みに起因する接触力変化が生じることが知られており⁽¹¹⁴⁾、初期の疲労き裂や複合材料のはく離、接着不良の検出に有効である非線形波動変調に基づく損傷検知手法の適用が可能と考えられる。ここで注意しなければならないことは疲労き裂や複合材料のはく離、接着不良は進展に伴う接触面積の増大が顕著であり損傷指標は単調増加するが、ボルト緩みでは真実接触面積は変動するものの巨視的な接触面積は一定である点である。そのため、過少締付トルク時のみでなく過剰締付トルク時の損傷指標の挙動に関しても関心がある。

これらの背景より，前章で提案した損傷検出手法がボルト緩みの検出に有効かどうかを明らかにすることを目的とする．反射強度ピークの時間変動から損傷指標を定義し，緩みのみならず，過剰締め付けを含めたボルト締め付け状態の評価に有効であることを示す．

4.2 ボルト締結の締め付トルクと損傷指標

初めにボルトの健全性を定義する．本研究では締め付トルク管理を用いた健全性評価を行う．締め付トルクにはボルトの径に応じて標準締め付トルク⁽¹⁰⁰⁾が示されている．この標準締め付トルクを健全な状態とし，これよりも小さい締め付トルクの場合を過少締め付トルク，大きい締め付トルクの場合を過剰締め付トルクと定義する．

この時，過少締め付トルクの時には部材同士の接触面にかかる圧縮負荷が軽くなるため接触面の開閉が容易になる．また，過剰締め付トルク時には高い軸力が作用するため部材同士が反り返る現象が生じるため接触面の空隙が広がる．これらの状態を考慮すると，標準締め付トルク時から逸脱するにしがって接触界面における非線形性に起因する高周波波動の散乱特性の変動は大きくなると考えられる．よって，前章で提案した損傷位置推定手法において得られるボルト締結部の位置の反射強度のピークは標準締め付トルクから逸脱するにしがって上昇することが予想される．そこで，反射強度のピークの変動振幅とピーク値の平均値からなる損傷指標 MI を定義することでボルト締結部の健全性評価を行うことができると考えられる．

$$MI = \frac{(\text{反射強度のピークの変動振幅})}{(\text{反射強度のピークの平均値})} \quad (58)$$

4.3 反射強度の時間変動に基づくボルト締結部の健全性評価実験

4.3.1 実験装置と方法

本研究で提案したボルト締結部の健全性評価手法の有用性を確かめるために単一のボルト締結部を有するはり試験片を用いた実験を行った．試験片の材質はSS400を用い，材料定数は Table 9 に示す値を使用した．実験装置の概要を Fig. 70 に示す．試験片の寸法は長さ 1500mm と 500mm のはり試験片を 50mm 重ねて Fig. 71 に示すように 4 本のボルトとナットを用いて締結した．試験片の幅は 50mm，厚さは 6mm である．ボルトには Fig. 71 に示すようなナンバリングをしており，本実験ではボル

ト 3, 4 は締付トルク 25Nm で固定しボルト 1 およびボルト 2 を単体で 0Nm~25Nm まで 5Nm 刻みで変化させる。前節で記述したようにトルク法による張力管理は締めなおす毎に同じ締付トルクであっても張力がぶれるという問題点がある。しかし、増締め法であれば締付トルクを上昇させていく限りそれに伴い張力は単調増加するため本研究では増締め法を用いる。締付トルクの調整はトルクレンチを用いて管理した。加振条件について記載する。左固定端から 300mm の位置に設置した垂直加振器により 100Hz のポンプ振動を入力した。また、高周波波動入力および計測用の圧電素子は長さ 30mm、幅 20mm、厚さ 0.5mm のものを用いる。高周波波動の入力には信号発生器、信号増幅器、位相反転回路、位相非反転回路、ハイパスフィルタ回路を用いる。センサアレイを構成する圧電素子の開放電圧を A/D ボードを経由して PC で収録

Table 9 Parameters of specimen.

Young modulus[Pa]	2.05×10^{11}
Modulus of transverse elasticity[Pa]	8×10^{10}
Material density[kg/m ³]	7.8×10^3
Shear correction factor	5/6

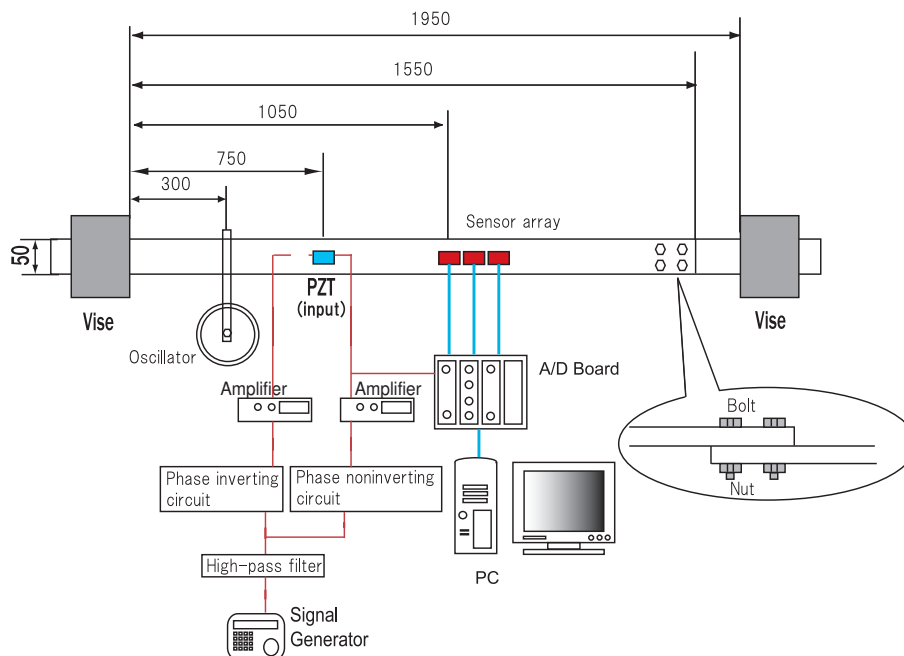


Fig. 70 Experimental setup of integrity diagnosis of bolted joint.

する。計測条件はサンプリング周波数 100kHz，計測時間は 10s として 10 個のデータを取得した。解析はセンサアレイの右側領域を対象として行い，平均回数は 100 とする。

4.3.2 実験結果と考察

初めにボルト 1 の締付トルクを変化させた時の実験結果について述べる。 Fig. 72 にすべてのボルトが 25Nm の時の反射強度の空間-時間マップを示す。これより，空間軸の原点付近とボルト締結部，右側境界の位置に反射強度のピークが生じている。空間軸の原点付近に生じている反射強度のピークは波動分離誤差によるものと推察される。前章で扱った試験片と異なり，本試験片ではボルト締結部が構造物の特性に与

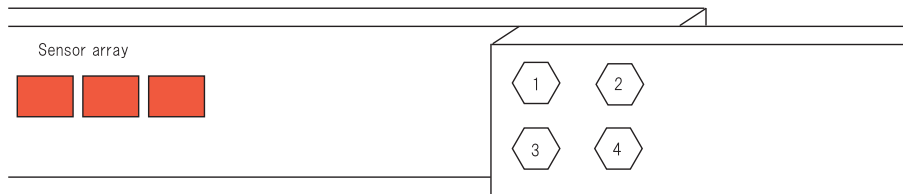


Fig. 71 Bolted joint.

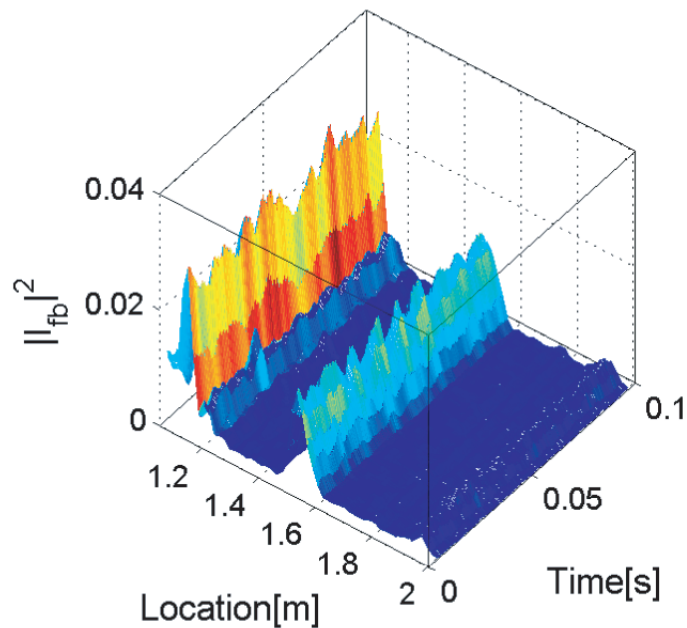


Fig. 72 Spatial-time map of reflection intensity when tightening torques of all bolts are 25Nm.

える影響は小さくないため一様なティモシェンコはりの分散関係式とずれが生じてしまったと考えられる。理論的には、波動分離により進行波と後退波に分離するとこれらの波動間の相関はないはずである。しかし、波動分離精度が悪化すると進行波と後退波に相関性が生じてしまい、この相関は伝播距離に依存して位相遅れを持つものではないためセンサレイ位置において反射強度のピークを現出させてしまう。そのため、このピークは見せかけの不連続点であり、前章で問題であった多重反射の問題を引き起こすものではないと考えられる。ボルト締結部の反射強度のピークの時間変動をフーリエ変換したものを Fig. 73 に示す。これよりボルト締結部の反射強度の時間変動がポンプ振動に同期していることがわかる。また、ボルト締結部の衝突振動に起因して分数調波が生じている。

このボルト締結部の反射強度のピークを用いて損傷指標を計算する。ボルト 1 を 0Nm から 25Nm まで変えた時のボルト締結部の反射強度の時間変動を Fig. 74 に示す。この時間変動の 100Hz 成分の振幅値を用いて損傷指標 MI を計算したものを Fig. 75 に示す。M8 ボルトの標準締付トルクは 12.5Nm とされている⁽¹⁰⁰⁾。よって、Fig. 74 の黄色の網掛け部は過少締付トルク域、水色の網掛け部は適正締付トルク域、赤色の網掛け部は過剰締付トルク域を表す。これを見ると 15Nm で損傷指標が最も小さくなっており過少締付トルク時および過剰締付トルク時には損傷指標が上昇してい

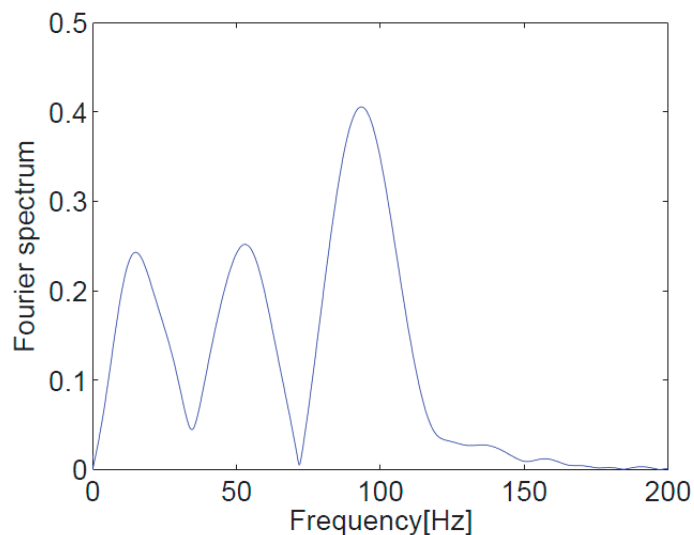


Fig. 73 Fourier spectrum of time fluctuation of reflection intensity at bolted joint when tightening torques of all bolts are 25Nm.

ることが見て取れる。

次にボルト 2 を 0Nm から 25Nm まで変えた時の実験結果を示す。ボルト 2 を 0Nm から 25Nm まで変えた時のボルト締結部の反射強度の時間変動を Fig. 76 に示す。この時間変動の 100Hz 成分の振幅値を用いて損傷指標を計算したものを Fig. 77 に示す。ボルト 2 の締付トルクを変化させた場合には損傷指標はほぼ同じ値をとっており締付トルクの変化に鈍感であることがわかる。また、この時の値はボルト 1 を変化させた時の過剰締付トルク時 5Nm の値と同じ程度の値をとっている。このことから、センサレイに近いボルト 1 の反射強度の影響によってボルト 2 の反射強度の影響が反映されていないことが考えられる。これは損傷検知の観点からはよくない結果ではあるが、ボルト締結部の両側からセンシングすることでボルト締結部の中の緩んでいるボルトの位置情報を得ることができる。

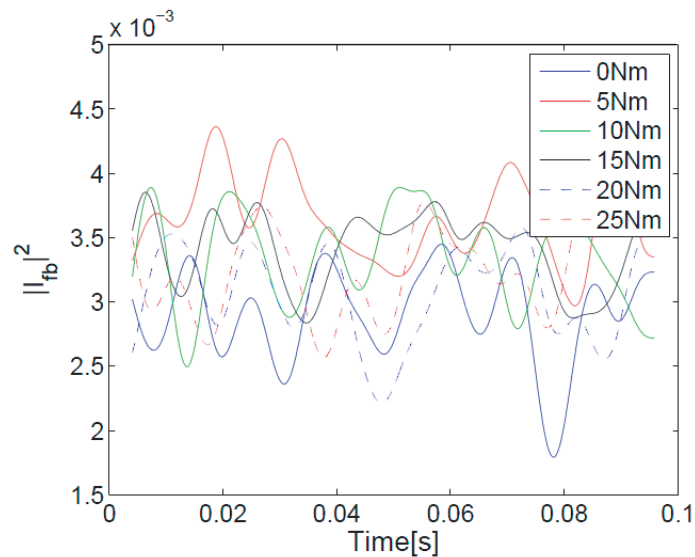


Fig. 74 Time fluctuation of reflection intensity at bolted joint when tightening torques of bolt 1 is changed from 0Nm to 25Nm.

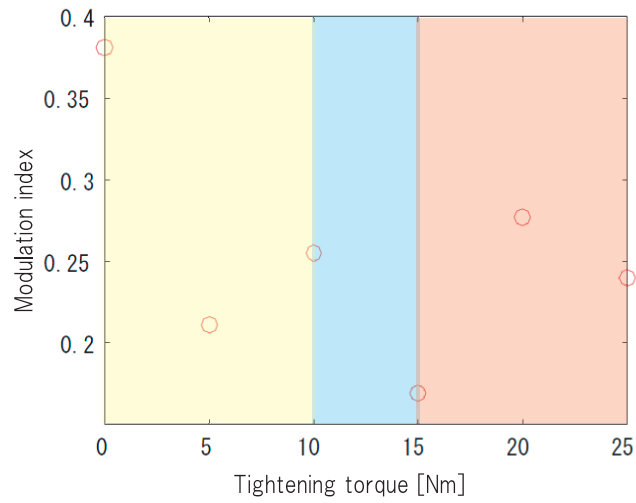


Fig. 75 MI when tightening torques of bolt 1 is changed from 0Nm to 25Nm (Yellow area : lower tightening torque, blue area : proper tightening torque, red area : excessive tightening torque).

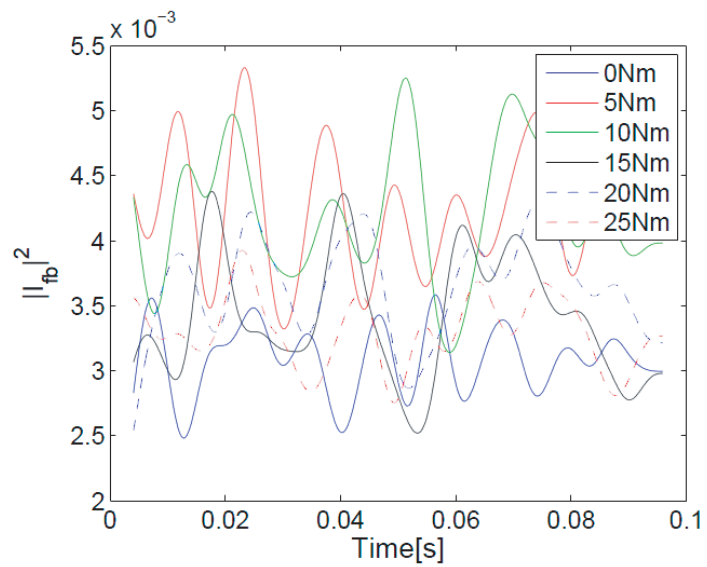


Fig. 76 Time fluctuation of reflection intensity at bolted joint when tightening torques of bolt 2 is changed from 0Nm to 25Nm.

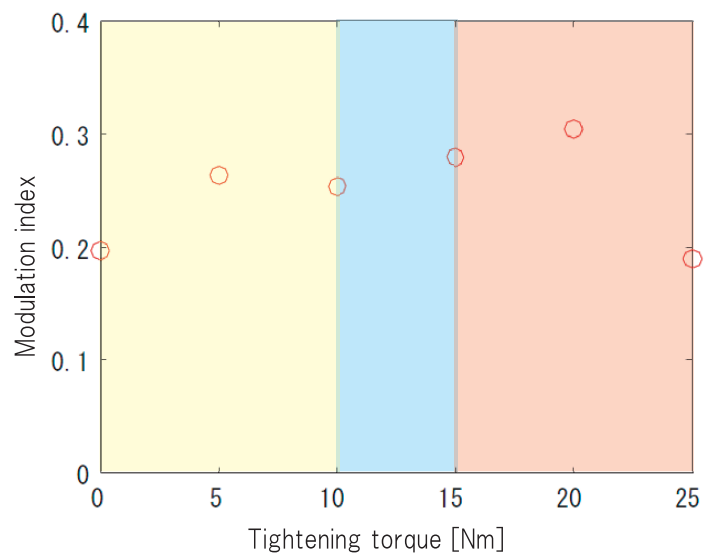


Fig. 77 MI when tightening torques of bolt 2 is changed from 0Nm to 25Nm (Yellow area : lower tightening torque, blue area : proper tightening torque, red area : excessive tightening torque).

4.4 結言

構造物の結合手法として最もよく用いられている手法の一つであるボルト締結に第3章において提案した非線形波動変調に起因する反射強度の時間変動に基づく損傷位置推定法を適用し、汎用的な損傷程度評価手法として用いることができる損傷指標の提案を行った。その結果以下の結論を得た。

- ボルト締結によって圧縮負荷を受ける部材同士の接触面は軸力に依存して接触状態が変化することを理論的に説明し、標準締付トルクを基準として過少締付トルク時と過剰締付トルク時に損傷指標が上昇する仮説を立てた。
- 複数のボルト、ナットで構成されるボルト締結部を一つ有するはり試験片を用いて締付トルク変化によるボルト締結部の健全性評価実験を行った結果、センサアレイに近いボルトの締付トルク変化に応じて損傷指標が変化すること、立てた仮説のように標準締付トルクを基準として過少締付トルク時と過剰締付トルク時に損傷指標が上昇することが確認した。
- その一方、損傷指標がセンサアレイから遠いボルトの締付トルク変化には鈍感であり、センサアレイに近いボルトの締付トルクに起因する面接触状態を評価していることが推測された。

第 5 章 結論

5.1 本論文で得られた知見

近年，社会インフラ構造物の老朽化が問題となっており，現在の構造物をできる限り長く供用を続けながら順次構造物の建て替えを行っていく必要がある．そのためには，構造物の健全性を評価し適切なタイミングで補修を行っていく必要がある．しかし，これまで要求性能を下回ってから補修を行う事後保全が行われており，この 20 年ほどで時間基準の予防保全を用いることが多くなってきた．しかし，時間基準の予防保全では検査をしてから次回の検査までに損傷が発生，進展することで事故につながってしまうため，検査計画を立てる際に検査が十分な頻度になるように設定されている．この無駄を省くため，状態基準の予防保全が求められている．状態基準の予防保全では常に構造物の状態を監視することで要求性能を下回る直前まで供用を続け，下回ることなく補修を行うことで部材の交換コストの削減につながるため期待されているが現状では状態基準の予防保全は広まっていない．状態基準の予防保全を実現するための技術として構造ヘルスマニタリングシステム概念がある．構造ヘルスマニタリングシステムとは，検査対象構造物にセンサやアクチュエータなどの検査システムを埋め込み，有線または無線デバイスによりデータを収集することで検査領域に直接アクセスすることなく検査をするものである．

一般的には検査は一回ごとの損傷検知によって損傷の検出，評価を行うのに対してモニタリングでは継続的な損傷検知によって状態の変化を見る点が異なるとされている．検査とモニタリングの双方において損傷検知手法は重要である．特に，振動や波動に着目した損傷検知手法は検査，モニタリングの双方に適応可能であることや内部に存在する損傷を検知することができる利点がある．超音波探傷検査は波動に着目した損傷検知手法であり，内部に存在し超音波の波長の $1/2 \sim 1/5$ 程度のサイズの微小損傷に敏感であることから検査においてよく用いられている．しかし，疲労き裂やはく離した接着面，ボルト緩みなどの接触面を有する損傷の検知が困難であるという問題点がある．この問題点に対して接触界面における非線形性に着目した損傷検知手法が提案されている．中でも非線形波動変調に基づく損傷検知手法はポンプ振動によって接触界面の接触剛性を変動させるため，検査及びモニタリングの双方に適用可能な損傷検知技術であり疲労き裂や複合材料のはく離，ボルト緩みなどの検出に有効であ

ることが示されている。しかし、非線形波動変調に基づく損傷検知手法の既往研究では損傷位置の推定問題を扱ったものは少ない。

そこで本研究では、構造物維持管理に必要な検査及びモニタリングの双方に適用可能な損傷検知技術として、損傷部における非線形波動変調に基づく損傷位置推定手法を構築することを目的とした。特に1次元構造物であるはりを対象構造物として、波動伝播に着目した二つの損傷位置推定手法を提案した。

第1章では、社会インフラ構造物の維持管理の現状について国内外の事例を紹介し、保守点検作業の重要性を示した。これを受けて、検査やモニタリングの違いと双方の重要性について述べた。次に、現状の検査技術として非破壊検査技術の概要と既往研究について述べた。また、構造ヘルスマニタリングの概念について述べた後、構造ヘルスマニタリングの分類と構成要素を示しそれぞれの構成要素に関する既往研究について述べた。検査とモニタリングの双方に有用である損傷検知技術として接触界面の非線形性に着目した損傷検知手法として非線形超音波に基づく損傷検知手法と非線形波動変調に基づく損傷検知手法を紹介するとともに既往研究を示した。最後に、これらの背景をもとに本研究の目的と論文構成を示した。

第2章では、打音検査の高機能化を目的として、ポンプ振動としてインパクトハンマ加振による振動を用いた損傷位置推定手法を提案した。初めに、打音検査の現状と既往研究について問題点を示し客観的指標に基づく損傷位置検出および評価手法の必要性を述べた後、非線形波動変調に基づく損傷位置推定の有用性について論じた。また、本手法の基礎技術としてティモシェンコはり理論に則った振動計測から構造物を伝播する波動成分を推定する波動分離法を提案した。その後、オイラーベルヌーイはり理論に則った復調波動の伝播を表す理論式を導出し、復調波動場の分散関係式が復調操作によりプローブ波動の周波数だけ周波数シフトしたものであることを示すとともに、入力するプローブ波動の振幅が復調波動場の変動成分の振幅にのみ影響を及ぼすこと、およびプローブ波動の位相が復調波動に影響を及ぼさないことを示した。次に、単一の共振周波数で構成された定常な高周波波動が伝播するはり構造物に接触面を有する損傷が存在する場合に、損傷位置におけるプローブ波動の散乱特性はポンプ振動に同期して変動することに着目し、損傷位置におけるプローブ波動の散乱特性の変動が復調波動場においてどのように伝播するかを数学モデルで記述し、損傷の両側にプローブ波動の周波数における群速度で伝播することを示した。また、損傷から損傷の両側に設置したセンサアレイまでの復調波動の到達時間差と伝播速度を用いた損

傷位置推定式を提案した。提案した損傷位置推定式の有用性を示すためにポンプ振動としてインパクト加振による振動を用いた損傷位置推定実験を行い精度よく損傷位置推定ができることを示した。

第3章では、従来の非線形波動変調に基づく損傷手法で必要であったプローブ波動の周波数選択の作業を簡略化することを目的として、非線形波動変調に基づく損傷検知手法と構造物を伝播する波動からインパクトエコー波形を求める手法を組み合わせることで新たな損傷位置推定手法を提案した。初めに、構造物上を伝播する波動成分から時変波動伝達関数を推定する手法を示し、推定した時変波動伝達関数から反射強度の空間-時間マップを求めることで反射強度ピークとして損傷位置を推定する方法を提案した。次に、プローブ波動として高周波域に帯域制限されたホワイトノイズを用いる際に必要となる平均化手法を提案した。次に、模擬損傷を設けたはり試験片を用いた損傷位置推定実験を行い、単一の損傷を含む場合には提案した損傷位置推定手法により損傷位置において反射強度ピークが現れることを確認した。また、接触面を有する損傷の位置における反射強度の時間変動がポンプ振動に同期して変動すること、固定境界位置における反射強度の時間変動は特定の周波数成分に同期していないことを示した。複数の損傷が存在する場合には、センサアレイに最も近い損傷位置の推定および接触面を有する損傷であるかの判定が可能であり、そのほかの損傷については正確な推定、判別は困難であることを示した。これは損傷間において生じる多重反射が原因である。

第4章では、構造物の結合手法として最もよく用いられている手法の一つであるボルト締結に第3章において提案した非線形波動変調に起因する反射強度の時間変動に基づく損傷位置推定法を適用し、損傷程度の評価を行うための損傷指標の提案を行った。初めに、ボルト締結の緩みのメカニズムについて説明したのち、ボルト緩み防止手法について述べ、ボルト締結部のモニタリング手法に関する既往研究について概要を示すとともにこれらの手法がボルト締結の健全性評価に特化した手法であることを示した。次に、本研究の利点を示した後、反射強度ピークの時間変動振幅とピークの平均値からなる損傷評価指標を定義した。定義した損傷評価指標を用いたボルト締結部の健全性評価が可能であることを示すために、複数のボルトで構成されるボルト締結部を一つ有するはり試験片を用いたボルトの健全性評価実験を行った。その結果、センサアレイに近いボルトの過少締付トルク時と過剰締付トルク時に損傷評価指標が上昇すること、センサアレイから遠いボルトの締付トルク変化には鈍感であることを

示した。

以上のように、本論文は接触面を有する損傷の検知技術として非線形波動変調に基づく損傷検知手法について研究を行ったものである。提案した波動伝播に着目した二つの損傷位置推定手法によって打音検査の高機能化や従来の非線形波動変調に基づく損傷検知手法ではできなかった損傷位置の検出、さらに接触面を有する損傷位置の反射強度の情報による損傷程度評価が可能であることを示した。

5.2 今後の展望

本論文で提案した二つの損傷位置推定手法に関して今後の展望を述べる。

初めに打音検査の高機能化を目的として開発した手法について述べる。

- 本手法はプローブ波動に生じる変調を振幅復調した復調波動を用いて損傷位置推定を行った。ここで高周波波動の振幅のみでなく位相にも変調は生じる。そのため、位相復調した復調波動を用いた損傷位置推定も可能であると考えられる。位相復調を用いた損傷位置推定において問題なのはインパクトハンマ加振によって高周波波動の位相に生じる位相変調の変動幅が 2π を超えてしまう点である。現在この問題に取り組んでおり、解決できれば振幅復調波動と位相復調波動の両方を用いた新たな損傷位置推定手法の提案が可能になると考えられる。
- 本手法では損傷の両側にセンサアレイが存在する状態を仮定している。しかし損傷の片側にセンサアレイが存在する場合に損傷位置を推定できることが望ましい。本手法ではプローブ波動として単一の周波数の正弦波を用いているが、プローブ波動として曲げモードを用いていることから分散性がある。そのため、十分離れた二つの周波数の正弦波をプローブ波動として入力すると復調波動の伝播速度である群速度は分散性のために異なるため、センサアレイまでの到達時間差が生じると考えられる。この到達時間差に着目することで新たな損傷位置推定手法が提案できると考えられる。

次に反射強度の空間-時間マップを求めることで損傷位置を推定する手法について述べる。

- 提案した損傷位置推定手法では複数の反射点が存在する場合にはセンサアレイから見て最も近い反射点の情報しか正確に求めることができなかった。これはエコー波の伝播経路中で一回反射する波動の情報のみを取り扱っていることが原因であると考えられる。この問題は検査領域に入力される波動を基準として波動伝達関数を定義しているためであり、検査領域に入力される波動とセンサアレイから見て一つ目の反射点で反射した波動の波動伝達関数、一つ目の反射点を透過した波動と二つ目の反射点で反射した波動の波動伝達関数、二つ目の反射点を透過した波動と三つ目の反射点で反射した波動の波動伝達関数、というように一つ目の反射点から順にエコー波の伝播経路ごとに情報を分離して波動伝達関数を求めることができれば、二つ目以降の反射点の情報を正確に求めることができると考えられる。
- 反射強度のピーク情報を用いた損傷評価指標を提案し、ボルト締結部の健全性評価を行った結果、締付トルクの変化に応じて損傷指標が変化することを示した。しかし、締付トルクが変化したときにボルト締結部の接触面の接触状態がどの程度ポンプ振動に同期して変動するかは未知である。このボルト締結部の振動特性を把握することが必要である。

最後にどちらの手法についても検討が必要な項目を示す。

- 本実験で用いたはり試験片の断面形状は長方形断面であったが、実際の構造部材はH鋼材などの複雑な断面形状をしており波動伝播形態も複雑である。様々な断面形状に適用するためにはそれぞれの断面形状における波動の伝播形態を把握することが重要である。
- 本手法は一次元構造物としてはり試験片を用いて実験を行ったが、実際の構造物は複数のはり部材が接合されている。今後、トラス構造などの複数部材で構成される構造物に本手法を適応することを検討する必要がある。
- 本手法では一次元構造物に限定して構造物損傷の位置推定を行ったが、実構造物には二次元構造物も多く存在するため二次元構造への拡張が求められる。反射強度の空間-時間マップを求めることで損傷位置を推定する手法については

波動の伝播経路が一軸上にある一次元構造物の場合と異なり無数の伝播経路を持つため拡張は困難であると考えている。一方、インパクトハンマ加振をポンプ振動として用いた手法は損傷から出力された復調波動の直達波をセンサアレイで計測しているため、センサアレイを少なくとも2か所に設置することで二次元構造物に拡張することができると考えている。

謝辞

本研究を遂行し学位論文をまとめるにあたり京都工芸繊維大学ものづくり教育研究支援センター増田新教授には主任指導教員として学部4年生から博士後期課程まで6年間の長きにわたりご教授いただき、研究生活の様々な面において研究遂行に必要な知識、情報をご教示いただくとともに懇切丁寧なご指導、ご鞭撻を賜りました。ここに改めて深甚なる感謝の意を表すとともに心より御礼申し上げます。また、本論文を作成するにあたり、御査読と御助言を賜りましたことに対し心より感謝いたします。

京都工芸繊維大学工芸科学研究科機械システム工学部門防振システム工学研究室曾根彰教授には学部4年生より博士後期課程までの長きにわたり研究室に所属させていただき、研究を行う場を与えていただくとともに研究に関する様々なご助言、ご指導をいただきました。また、本論文を作成するにあたり、御査読と御助言を賜りました。ここに深く感謝いたします。

京都工芸繊維大学工芸科学研究科機械システム工学部門の村田滋教授には、本論文を作成するにあたり、御査読、御討論を賜りました。心より深く感謝いたします。

京都工芸繊維大学工芸科学研究科機械システム工学部門の澤田祐一准教授には、博士後期課程在籍中の長きにわたり本研究について有益なご助言をいただきました。また本論文を作成するにあたり、御査読、御討論を賜りました。心より深く感謝いたします。

また、防振システム工学研究室から精密加工研究室へ移られた京都工芸繊維大学工芸科学研究科機械システム工学部門射場大輔准教授には、学部4年生時には本研究室において研究に関してご指導を賜り、博士前期課程、博士後期課程においては研究生活を送るにあたり様々なご支援をいただきました。深く感謝いたします。

6年間研究生生活に邁進することができたのは、ひとえに先生方のご支援を賜ることができたからであります。

実験を行うにあたりものづくり教育研究支援センターの技術職員の皆様には設計、加工に関してご指導、ご協力いただきました。川崎晃技術職員にはセンターにおける設計、加工指導にとどまらず研究生生活の様々な場面で叱咤激励を賜りました。ここに心より御礼申し上げます。

防振システム工学研究室で6年間の研究生生活を送るにあたりお世話になりました研

研究室の卒業生ならびに在校生に感謝いたします。学部4年生から2年間ともに前研究テーマを遂行していただきました高橋祐輔氏には研究を行うにあたり非常に多くのご助言，ご指導をいただきました。また青木淳祐氏には修了後にも関わらず本研究テーマを始めるにあたり様々な知識をご教示いただくとともにご助言を賜りました。本研究を遂行するにあたり，ともに研究を行ってきた笹原淳平氏，小川雄也氏，山内康弘氏，秋定あかね氏には実験の手助けや討論を通じて研究に対する様々なご意見をいただきました。今年度よりともに研究を行ってきた竹内和也氏には長時間にわたる実験へご協力いただきました。心より御礼申し上げます。

精密加工研究室の本宮潤一氏には研究活動，とりわけ学会活動において積極的に活動する姿勢に同じ博士後期課程の学生として刺激を受けました。ここに感謝の意を表します。

公益財団法人中部電気利用基礎研究振興財団には ASME 2014 International Design & Engineering Technical Conferences and Computers & Information in Engineering Conference に参加，口頭発表するにあたり国際交流援助（海外渡航費）を助成いただきました。本論文の基礎となった学術論文に関する助成に対し深く感謝しております。

最後に，大学進学より博士後期課程まで9年間の長きにわたる学生生活を支えていただいた両親に深く感謝いたします。

参考文献

- (1) National Transportation Safety Board, NTSB Accident Report, 2007.
- (2) 米国ミネアポリス橋梁崩落事故に関する技術調査団, 米国ミネアポリス橋梁崩落事故に関する技術調査報告, 2007.
- (3) National Transportation Safety Board, Highway Accident Report, 1984.
- (4) 財団法人海洋架設・橋梁調査会, 道路橋の重大損傷-最近の事例- 鋼橋 (上部構造) の損傷事例, 2009.
- (5) 財団法人海洋架設・橋梁調査会, 道路橋の重大損傷-最近の事例- 鋼橋 (上部構造) の損傷事例, 2009.
- (6) トンネル天井板の落下事故に関する調査・検討委員会, トンネル天井板の落下事故に関する調査・検討委員会報告書, 2013.
- (7) 一般社団法人, 日本非破壊検査工業会, 非破壊検査の分類, <http://www.jandt.or.jp/whats/bunrui.html>.
- (8) 呉智深, 許斌, 原田隆郎, 都市インフラに関する構造ヘルスマモニタリングの現状と展望-展望論文-, 応用力学論文集, Vol.6, (2003), pp.1043-1054.
- (9) 国土交通省社会インフラのモニタリング技術活用推進検討委員会, 資料5 検討の方向性と今後の進め方 (案), <http://www.mlit.go.jp/common/001016264>.
- (10) 一般社団法人 日本非破壊検査工業会, 非破壊検査の分類, <http://www.jandt.or.jp/whats/bunrui.html>.
- (11) 山田幸佑, 安達弘典, 伊丹誠, 加藤晋, 橋梁点検用の飛行体ロボットの研究-構造物との接触を回避する制御についての実装-, ロボティクス・メカトロニクス講演会 2014, No.2A1-B02, (2014), pp.1-4.
- (12) 仁田佳宏, 西谷章, 渡壁守正, 稲井慎介, 岩崎充実, ワイヤレスカメラを用いた天井ふところ内の損傷目視検査, 計測自動制御学会論文集, Vol.49, No.7, (2013), pp.733-735.
- (13) 仁田佳宏, 岩崎充実, 石田正美, 尾内俊夫, 西谷章, 渡壁守正, 稲井慎介, ロボットの援用によるモニタリングシステム, 日本建築学会学術講演梗概集 A-2, 防火, 海洋, 情報システム技術, No.11048, (2011), pp.523-524.
- (14) 金谷泰隆, 昆陽雅司, 田所諭, 岡村栄二, 今野実, 綱崎勝, 斎藤良裕, 和田弘之,

- 枇杷友啓郎, 配管検査のための能動スコープカメラの挿通引抜性能の向上, ロボティクス・メカトロニクス講演会 2014, No.2A2-G02, (2014), pp.1-3.
- (15) 杉浦壽彦, 「非線形超音波法による非破壊検査・評価 IV」, 非破壊検査, Vol.62, No.12, (2013), pp.581.
- (16) 大西英明, 竹腰篤尚, 山根孝夫, 石坂陽一, 小谷修一, 坪井勇, 大径溶接鋼管の内外面磁粉探傷, 鐵と鋼: 日本鐵鋼協會々誌, Vol.70, No.9, (1984), pp.1222-1227.
- (17) 森猛, 嶋原志保, 中村宏, 溶接溶け込み深さを考慮した鋼床版デッキプレート・トラフリブ溶接部の疲労試験, 土木学会論文集 A, Vol.62, No.3, (2006), pp.570-581.
- (18) 藤岡和俊, 圧力容器の浸透探傷試験について, 検査技術, Vol.19, No.9, (2014), pp.16-23.
- (19) 長谷川拓哉, 千歩修, 明度差によるコンクリートのひび割れ本数簡易評価方法の検討, 日本建築学会北海道支部研究報告集, No.86, (2013), pp.7-10.
- (20) 瀧川光伸, 斎藤直樹, 日比野俊, 藤本貴司, 小松慶亮, レールきしみ割れに対する渦電流探傷試験, 非破壊検査, Vol.57, No.7, (2008), pp.306-310.
- (21) 安岡崇博, 上田政人, 轟章, 松崎亮介, 平野義鎮, 渦電流探傷法を用いた表面ひずみ計測による CFRP 積層板の欠陥検出, M& M 材料力学カンファレンス 2008, No.OS0118, (2008), pp.1-2.
- (22) 後藤義正, 久保田多門, 予防保全技術としてのデジタルフィルムを用いた放射線透過検査: 火力設備配管等への適用, 検査技術, Vol.17, No.6, (2012), pp.21-25.
- (23) 宮川隆二, 重森清史, 石松賢治, 園田増雄, 家正則, 高遠徳尚, 沖田喜一, 宮下暁彦, 佐々木敏由紀, 久保田弘, 中田明良, 微小傷検出システムの開発-すばる天体望遠鏡における傷検出システムの検討-, 熊本県工業技術センター研究報告, No.43, (2005), pp.14-18.
- (24) 山田寛, 橘川重郎, 湯山重徳, 神谷篤志, 関根和喜, 丸山裕章, AE 法によるタンク底部の腐食損傷評価, 圧力技術, Vol.40, No.4, (2002), pp.222-227.
- (25) 村田光, 柳瀬高仁, 日比野陽, RC 構造物のヘルスマonitoring 実用化に向けた RC 造梁の曲げ破壊実験における AE 計測, 日本建築学会学術講演梗概集 2012(構造 II), No.21313, (2012), pp.625-626.
- (26) 湯山茂徳, 社会基盤構造物の AE 連続モニタリング, 非破壊検査, Vol.53, No.2, (2011), pp.165-171.

- (27) 友田祐一, 大津政康, AE 法による鉄筋コンクリートの鉄筋腐食モニタリング, 超音波 techno, Vol.16, No.5, (2004), pp.27-32.
- (28) 中村繁貴, 高谷哲, 前田良文, 山本貴士, 宮川豊章, 赤外線サーモグラフィによるかぶりコンクリートはく落予測法, 土木学会論文集 E2(材料・コンクリート構造), Vol.69, No.4, (2013), pp.450-461.
- (29) 岩波光保, 鎌田敏郎, 長瀧重義, 大即信明, 赤外線サーモグラフィ法による鋼・コンクリート間の空隙評価, 非破壊検査, Vol.47, No.11, (1998), pp.825-829.
- (30) 増田新, 中村宗明, 射場大輔, 曾根彰, 熱画像の逆解析によるコンクリート構造物の欠陥検出と深さ推定, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.74, No.740, (2008), pp.789-797.
- (31) 鄭子揚, 阪上隆英, 久保司郎, 佐藤大輔, 中村士郎, フーリエ級数係数を用いたパッシブ赤外線サーモグラフィによるコンクリートのはく離深さ評価, 非破壊検査, Vol.61, No.2, (2012), pp.78-83.
- (32) V. Giurgiutiu, J. M. Redmond, D. P. Roarch and K. Rachow, Active sensors for health monitoring of aging aerospace structures, Proceedings of the SPIE's 7th International Symposium on Smart Structures and Materials and 5th International Symposium on Nondestructive Evaluation and Health Monitoring of Aging Infrastructure , No.294, (2000), pp.1-12.
- (33) E. Udd, M. Winz, S. Kreger and D. Heider, Failure Mechanisms of Fiber Optic Sensors Placed in Composite Materials, Proceedings of the SPIE Smart Structures and materials 2005, Smart Sensor Technology and Measurement Systems, No.409, (2005), pp.1-9.
- (34) R. Maaskant, T. Alavie, R. M. Measures, G. Tadros, S. H. Rizkalla and A. Guha-Thakurta, Fiber-optic Bragg Grating Sensors for Bridge Monitoring, Cement and Concrete Composites, Vol.19, No.1, (1997), pp.21-33.
- (35) 西村浩一, 田中真美, 江鐘偉, 長南征二, 圧電素子を用いた構造物ヘルスマニタリング技術の開発に関する基礎研究, 日本機械学会東北支部第 35 期総会・講演会講演論文集, No.405, (2000), pp.126-127.
- (36) A. E. Clark, Magnetostrictive rare earth- Fe_2 compounds, Ferromagnetic Materials, Vol.1, Chapter.7, (1980), pp.531-589.
- (37) 江田弘, 山本佳男, 森輝夫, A. Rathore, 志賀慎一, 超磁歪材料の振動センサへ

- の適用に関する研究, 日本 AEM 学会誌, Vol.5, No.4, (1997), pp.79-85.
- (38) 酒井優二, 北川良和, 福井俊文, 飯場正紀, Ti-Ni 系形状記憶合金を用いた建築構造物のスマート構造化に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol.50B, (2004), pp.635-640.
- (39) 長井望, 三田彰, 矢向高弘, 佐藤忠信, 構造ヘルスマニタリング用ワイヤレスセンサに関する研究, 日本地震工学会論文集, Vol.3, No.4, (2003), pp.1-13.
- (40) 長山智則, 藤野陽三, B. F. Spencer, Jr., スマートセンサを用いた構造ヘルスマニタリングへ向けた効率的なデータ集約, 土木学会第 63 回年次学術講演会, No.i-318, (2008), pp.635-636.
- (41) K. Mitchell, N. Dang, P. Liu, V. S. Rao and H. J. Pottinger, Web-controlled Wireless Network Sensors for Structural Health Monitoring, Proceedings of SPIE, Vol.4334 (2001), pp.234-243.
- (42) 圓幸史朗, 池ヶ谷靖, 中村充, 柳瀬 仁, スマートセンサと無線ネットワークを用いた構造ヘルスマニタリングシステムの開発, 日本地震工学会論文集, Vol.7, No.6 (2007), pp.17-30.
- (43) 長谷川敏, 無線計装によるプラント設備の保全業務革新, 非破壊検査, Vol.63, No.10 (2014), pp.522-531.
- (44) C. P. du Rausas, One year of operation and maintenance of the Rion Antirion Bridge, ASECAP Pula 2006, (2005), pp.252-258.
- (45) T. Weinmann, Existing Bridge Structure and the Truss Lift Monitoring for the Huey P. Long Bridge Widening Project, Proceedings of the Civil Structural Health Monitoring Workshop (CSHM-4), No.Poster 21(2012), pp.1-8.
- (46) 羽田明生, 廣瀬壮一, 鉄道構造物ヘルスマニタリングにおける無線センサネットワークの総費用最小化計画, オペレーションズ・リサーチ, Vol.57, No.9 (2012), pp.518-523.
- (47) 岡田敬一, 白石理人, 構造モニタリングシステムを導入した建物の長期観測による振動特性の評価, 日本建築学会大会学術講演便概集, No.21128 (2008), pp.255-256.
- (48) 羽矢, 篠田昌弘人, 村田成二, 河床が低下した鉄道河川橋梁下部構造物の健全度診断, 土木学会論文集 A, Vol. 65, No.2 (2008), pp.255-256.
- (49) 福井利英, 和佐泰宏, 超音波シミュレータの深触子設計への活用事例, KOBE

STEEL ENGINEERING REPORT, Vol.64. No.2 (2014), pp.96-98.

- (50) 加藤恵之, 武本省一, 佐藤海広, 塗嘉夫, 高周波超音波探傷による鋼中介在物の評価技術の開発, Sanyo Technical Report, Vol.7 (2000), pp.35-48.
- (51) I. Solodov, J. Wackerl, K. Pfeleiderer and G. Busse, Nonlinear self-modulation and subharmonic acoustic spectroscopy for damage detection and location, Applied Physics Letters, Vol.84, No.26, (2004), pp.5386-5388.
- (52) F. Semperlotti, K. W. Wang and E. C. Smith, Localization of a Breathing Crack Using Super-Harmonic Signals due to System Nonlinearity, AIAA Journal, Vol.47, No.9, (2009), pp.2076-2086.
- (53) D. Dulta, H. Sohn, K. A. Harries and P. Rizzo, A Nonlinear Acoustic Technique for Crack Detection in Metallic Structures, Structural Health Monitoring, Vol.8, No.3, (2009), pp.251-262.
- (54) 山中一司, 小原良和, 山本撰, 三原毅, き裂の非線形超音波映像法, 非破壊検査, Vol.56, No.6, (2007), pp.280-285.
- (55) 山田嘉昭, 材料および幾何学的非線形問題の数値解析, 日本航空宇宙学会誌, Vol.21, No.239 (1973), pp.735-746.
- (56) 山田嘉昭, 非線形問題解析法の現状と展望, 生産研究, Vol.22, No.1 (1970), pp.6-14.
- (57) I. Y. Solodov, A Nonlinear NDE using Contact acoustic nonlinearity (CAN), Proceedings of the 1994 IEEE Ultrasonic symposium, Vol.2, (1994), pp.1279-1283.
- (58) K. S. Len, F.M. Severin and I. Y. Solodov, Experimental Observation of the Influence of Contact Nonlinearity on the Reflection of Bulk Acoustic Waves and the Propagation of Surface Acoustic Waves, Soviet physics, Acoustics, Vol.37, No.6, (1991), pp.601-612.
- (59) I. Y. Solodov, A. F. Asainov and K. S. Len, Non-linear SAW Reflection: Experimental Evidence and NDE Applications, Ultrasonics, Vol.31, (1993), pp.91-96.
- (60) O. Buck, W. L. Morris and J. M. Richardson, Acoustic Harmonic Generation at Unbonded Interfaces and Fatigue Cracks, Applied Physics Letters, Vol.33 (1978), pp.371-373.

- (61) M. Akino, T. Mihara and K. Yamanaka, Fatigue Crack Closure Analysis Using Nonlinear Ultrasound, Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation, Vol.23, (2004), pp.476-479.
- (62) H. Jeong and D. Barnard, Measurements of Sub- and Super Harmonic Waves at the Interfaces of Fatigue-Cracked CT Specimen, Journal of the Korean Society for Nondestructive Testing, Vol.31, No.1, (2011), pp.1-10.
- (63) 三原毅, サブハーモニック超音波計測と大振幅超音波送信技術, 非破壊検査, Vol.62, No. 12, (2013), pp.588-593.
- (64) I. Y. Solodov, B. Korshak, K. Pfeleiderer, J. Wackerl and G. Busse, NONLINEAR ULTRASONIC INSPECTION AND NDE USING SUBHARMONIC AND SELF-MODULATION MODES, Proceedings of the World congress on ultrasonic 2003, (2003), pp.1335-1338.
- (65) D. Donskoy and A. M. Sutin, Vibro-acoustic modulation nondestructive evaluation technique, Journal of Intelligent Material Systems and Structures, Vol.9, No.9 (1998), pp.785-771.
- (66) D. Donskoy, A. Sutin and A. Ekimov, Nonlinear acoustic interaction on contact interfaces and its use for nondestructive testing, NDT& E International, Vol.34, No.4 (2001), pp.231-238.
- (67) S. Biwa, S. Nakajima and N. Ohno, On the Acoustic Nonlinearity of Solid-Solid Contact with Pressure-Dependent Interface Stiffness, Journal of Applied Mechanics, Vol.71 (2004), pp.508-515.
- (68) 琵琶志朗, 固体接触界面および損傷固体の非線形超音波伝播特性, 京都大学数理解析研究所講究録, Vol.1701 (2010), pp.51-62.
- (69) Z. Parsons and W. J. Staszewski, Nonlinear acoustics with low-profile piezoceramic excitation for crack detection in metallic structures, Smart Materials and Structures, Vol.8, No.3, (2009), pp.251-262.
- (70) N.A., Chrysochoidis, Antigoni, K., Barouni, and Dimitris, A., Saravanos, Delamination detection in composites using wave modulation spectroscopy with a novel active nonlinear acousto-ultrasonic piezoelectric sensor, Journal of Intelligent Material system and Structures, Vol.22, No.18 (2011), pp. 2193-2206.

- (71) 林高弘, サイドバンド周波数ピークを用いた薄板構造内き裂の非破壊評価, 非破壊検査, Vol.62, No.12 (2013), pp. 594-599.
- (72) 増田新, 品川知洋, 青木淳祐, 射場大輔, 曾根彰, 非線形圧電インピーダンス変調とき裂モニタリングへの応用, Dynamics & Design Conference 2009 CD-ROM 論文集, No.123 (2009), pp. 1-6.
- (73) A. Masuda, A. Akisada, T. Tanaka and A. Sone, Detection of Adhesive Failure via Nonlinear Piezoelectric Impedance Modulation, Proceedings of the 12th International Conference on Motion and Vibration, No.2B21 (2014), pp. 1-8.
- (74) V. V. Kazakov and P. A. Johnson, Nonlinear Wave Modulation Imaging, Nonlinear Acoustics at the 21st Century, Vol.2 (2002), pp. 763-766.
- (75) A. M. Sutin and P. A. Johnson, NONLINEAR ELASTIC WAVE NDE I I NONLINEAR WAVE MODULATION SPECTROSCOPY AND NONLINEAR TIME REVERSED ACOUSTICS, Review of Quantitative Nondestructive Evaluation, Vol.24 (2005), pp. 385-392.
- (76) 増田新, 米村裕一郎, 曾根彰, 波動の振幅変調と位相変調に着目した非線形損傷検出, 第4回評価診断に関するシンポジウム講演論文集, No.215 (2005), pp. 133-136.
- (77) 磯光夫, 久保田和徳, 吉家賢吾, 畠中真一, 越後滋, 橘吉宏, 打撃法による合成床版の非破壊検査に関する研究, 川田技報, Vol.27, (2008), pp.30-35.
- (78) 歌川紀之, 伴亨, 北川真也, 打音法における欠陥検知に関する一考察, 土木学会第58回年次学術講演会, No. V-383 (2003), pp.765-766.
- (79) 金森正樹, 飯坂武男, 菊川浩治, 梅原秀哲, コンクリートの打音による健全性の評価について, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.1 (2001), pp.601-606.
- (80) 徳臣佐衣子, 森和也, 矢野恕雅, 壁面登はん型打音検査装置の改良, ロボティクス・メカトロニクス講演会 2014 論文集, No.1P1-K03 (2014), pp.1-3.
- (81) 矢野浩史, 竹内栄二郎, 大野和則, 田所諭, マルチコプタを用いた打音検査の試行, ロボティクス・メカトロニクス講演会 2014 論文集, No.2A1-G01 (2014), pp.1-4.
- (82) 大曲正紘, 園田佳巨, 宗本理, 劣化したコンクリート橋の回転式打音検査に関する基礎研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1 (2009), pp.2143-2148.

- (83) 中尾孔, 増田新, 構造物を伝播するガイド波成分の計測に基づく損傷検出, Dynamics & Design Conference 2009, No.134 (2009), pp.1-6.
- (84) R. Roy and T. Kailath, ESPRIT-Estimation of Signal Parameters Via Rotational Invariance Technology Methods, Acoustics, Speech and Signal Processing, IEEE Transactions on, Vol.37, No.7 (1989), pp.984-995.
- (85) 日本工業規格, JIS Z 2300 : 2009 非破壊試験用語, (2009).
- (86) 川嶋紘一郎, ガイド波特集号の規格にあたって, 非破壊検査, Vol.52, No.12 (2003), pp.653.
- (87) 林高弘, 大型構造物検査のためのガイド波技術, 日本 AEM 学会誌, Vol.20, No.4 (2012), pp.639-644.
- (88) T. Hayashi, K. Kawashima, Z. Sun and J. L. Rose, Analysis of flexural mode focusing by a semi-analytical finite element method, Journal of Acoustical Society of America, Vol.113, No.3 (2003), pp.1240-1248.
- (89) T. Hayashi, and M. Murase, Mode extraction technique for guided waves in a pipe, Journal of Acoustical Society of America, Vol.117, No.4 (2003), pp.2134-2140.
- (90) 林高弘, ガイド波分散曲線導出ソフトウェア, <http://guidedwave.web.nitech.ac.jp/>.
- (91) T. Hayashi, C. Tamayama and M. Murase, MWave structure analysis of guided waves in a bar with an arbitrary cross-section, Ultrasonics, Vol.44, No.1 (2005), pp.17-24.
- (92) T. Hayashi, K. Kataoka and M. Murase, Modal analysis of guided waves and its application to rail inspection, Journal of Solid Mechanics and Materials, Vol.12, No.10 (2008), pp.1298-1306.
- (93) 宮川洋, 佐藤拓宋, 茅陽一, 現代自動制御双書 1 不規則信号論と動特性推定, コロナ社, (1969), pp.194-207.
- (94) 社団法人日本材料学会, 機械設計法, (2007), pp.67-91.
- (95) 林雅彦, 事例 4 最近のゆるみ止めナットと適用のポイント, 機械設計, Vol.50, No. 1 (2006), pp.46-49.
- (96) 水口義久, 名和輝好, 超音波による締結状態下のボルト軸力測定, 非破壊検査, Vol.54, No. 7 (2005), pp.365-371.

- (97) 吉川瑛人, 渡辺孝一, 超音波軸力計による高力ボルト軸力測定, 土木学会中部支部研究発表会, No. I-028 (2009), pp.55-56.
- (98) 荻博次, 平尾雅彦, 安井一, 電磁超音波センサによる横波を利用したボルトの軸力評価, 非破壊検査, Vol.47, No. 5 (1998), pp.331-336.
- (99) 牧野孝之, 酒井智次, 鳥山晴彦, 超音波式ボルト軸力計の開発, トヨタ技術, Vol.25, No. 1 (1975), pp.11-22.
- (100) 東日製作所, トルクハンドブック.
- (101) 舟山義弘, 池田弘, 西島朝司, ゆるみ検出機能付ボルトの開発, 東京都立産業技術研究センター研究報告, No. 1 (1998), pp.84-87.
- (102) 佐藤裕, 宇都宮登雄, 高戸谷健, 薄一平, 複合材せん断機械継ぎ手の力学挙動および初期損傷モニタリング, 宇宙航空研究開発機構研究開発報告, No. JAXA-RR-07-010 (2008), pp.1-10.
- (103) J. W. Ayres, F. Lalande, Z. Chaudhry and C. A. Rogers, Qualitative Impedance-Based Health Monitoring of Civil Infrastructures, Smart Materials and Structures, Vol. 7, No. 5 (1998), pp.599-605.
- (104) 森崎哲也, 江鐘偉, 張志文, 圧電インピーダンス測定法によるトラス構造物におけるボルトの締め付け状態診断手法, 日本機械学会 2006 年度年次大会講演論文集, No.2838 (2006), pp.325-326.
- (105) F. Huda, I. Kajiwara, N. Hosoya and S. Kawamura, Bolt loosening analysis and diagnosis by non-contact laser excitation vibration test, Journal of Mechanical System and Signal Processing, Vol.40, No. 2 (2013), pp.589-604.
- (106) 竹原祥平, 関重明, 一瀬謙輔, 高戸谷健, 継手構造のモニタリング用センサー「スマートボルト」の基礎特性, 日本機械学会 2010 年度年次大会講演論文集, No.J0404-8-4 (2010), pp.341-342.
- (107) 服部敏雄, 山下実, 近藤貴大, 飯田義瑞, 半導体ひずみセンサによるボルト締結部モニタリングシステム, 日本機械学会 2009 年度年次大会講演論文集, No.J0402-1-1 (2009), pp.311-312.
- (108) 佐藤裕, 宇都宮登雄, 高井戸健, 薄一平, 複合材せん断機械継手の力学挙動および初期損傷モニタリング, 宇宙航空研究開発機構研究開発報告, No.JAXA-RR-07-010 (2008), pp.1-10.
- (109) 鎗孝志, 長井謙宏, 保立和夫, 宋光容, 櫻井建夫, ボルト継ぎ手部の分布型

BOCDA 計測によるモニタリング, 日本機械学会 2007 年度年次大会講演論文集, No.2503 (2007), pp.207-208.

- (110) 奥川雅之, 田中亨, 部分空間同定法を導入したスマートワッシャによるボルト締結体の緩み検知とその温度特性評価, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.72, No.724 (2006), pp.1928-1934.
- (111) 中原健志, 大熊政明, ボルト緩み検知用薄板形センサの小型化, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.72, No.721 (2006), pp.296-303.
- (112) 水谷義弘, 大西正志, 黛正己, AE モニタリングによるボルトの塑性域締め管理, 日本機械学会第 15 回機械材料・材料加工技術講演会講演論文集, No.123 (2007), pp.59-60.
- (113) 田畑昭久, 青木義男, 邊吾一, ボルト締結構造の健全性診断へのサポートベクターマシンの応用, 日本機械学会 M& M2004 材料力学カンファレンス講演論文集, No.505 (2004), pp.285-286.
- (114) 横山喬, 泉聡志, 酒井信介, 軸直角方向外力を受けるボルト締結体挙動の解析的モデルの構築: 第 2 報, 回転ゆるみのモデル化, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.76, No.765 (2010), pp.637-644.

研究業績

本論文の基礎となった学術論文

- (1) 田中昂, 増田新, 曾根彰, インパクトハンマ加振を受けるはりにおける非線形波動変調現象に基づく損傷位置の推定, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.79, No. 801 (2013), pp.1594-1601.
- (2) T. Tanaka, A. Masuda and A. Sone, Localization of Contact-Type Failure in Beam Structure Based on Reflectivity Modulation, Proceedings of the 12th International Conference on Motion and Vibration, No.2B22 (2014), pp.1-9.
- (3) T. Tanaka, A. Masuda and A. Sone, Integrity Diagnosis Method of Bolted Joint Based on Time Fluctuation of Reflection Intensity Caused by Nonlinear Wave Modulation, Proceedings of the ASME 2014 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference, No.DETC2014-34879 (2014), pp.1-7.

関連する学術論文

- (1) A. Masuda, A. Akisada, T. Tanaka and A. Sone, Detection of Adhesive Failures via Nonlinear Piezoelectric Impedance Modulation, Proceedings of the 12th International Conference on Motion and Vibration, No.2B21 (2014), pp.1-8.

関連する口頭発表

- (1) 田中昂, 増田新, 曾根彰, 非線形波動変調現象に基づく損傷位置の推定, Dynamics & Design Conference 2012 USB 論文集, No.627 (2012), pp.1-7.
- (2) 田中昂, 増田新, 曾根彰, 非定常低周波振動を用いた非線形波動変調現象に基づく損傷位置の推定, 第 11 回評価・診断に関するシンポジウム講演論文集, No.106 (2012), pp.31-35.

- (3) 田中昂, 増田新, 曾根彰, 非線形波動変調現象によって変動する反射強度に基づく損傷位置の推定, Dynamics & Design Conference 2013 USB 論文集, No.520 (2013), pp1-8.
- (4) 田中昂, 増田新, 曾根彰, 非線形波動変調によって変動する反射強度に基づくボルト締結部の健全性評価, 第 12 回評価・診断に関するシンポジウム講演論文集, No.217 (2013) pp.142-146.
- (5) 田中昂, 増田新, 曾根彰, 複数の周波数からなる高周波波動を用いた非線形波動変調現象に基づく接触面を有する損傷の位置推定, Dynamics & Design Conference 2014 USB 論文集, No.517 (2014), pp1-10.
- (6) 田中昂, 増田新, 曾根彰, 非線形波動変調によって生じる復調波動の波動伝播解析に基づく接触面を有する損傷の位置推定, 第 13 回評価・診断に関するシンポジウム講演論文集, No.211 (2014), pp.127-130.

その他の口頭発表

- (1) 増田新, 東善之, 田中昂, 鋼構造物検査用飛行ロボットのための振動プローブ足, ロボティクス・メカトロニクス講演会'14 講演論文集, No.1A1-T05 (2014), pp.1-2.