

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	表面音響インセンシティ計測用センサプロープに関する研究
Title(English)	
著者(和文)	平尾善裕
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第5922号, 授与年月日:2004年9月30日, 学位の種別:課程博士, 審査員:上羽 貞行
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第5922号, Conferred date:2004/9/30, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

東京工業大学
学位論文

表面音響インテンシティ計測用
センサプローブに関する研究

指導教官 上羽貞行教授
中村健太郎助教授

2004年9月

大学院総合理工学研究科 電子機能システム専攻
平尾善裕

表面音響インテンシティ計測用センサプローブに関する研究

目次

第1章 緒論	
1.1 研究の背景	2
1.2 研究の目的	7
1.3 論文の構成	8
参考文献	11
第2章 表面音響インテンシティの計測原理とセンサプローブの提案	
2.1 はじめに	14
2.2 表面音響インテンシティの計測原理	15
2.3 計測位置による位相差補償	19
2.4 3方式のセンサプローブの提案	21
2.4.1 押し当て式センサプローブの計測原理と問題点	21
2.4.2 空中超音波ドップラ非接触センサプローブの計測原理と問題点	24
2.4.3 自己遅延ヘテロダインレーザドップラ 非接触センサプローブの計測原理と問題点	28
2.5 第2章のまとめ	33
参考文献	36
第3章 押し当て式接触型センサプローブ	
3.1 はじめに	38
3.2 押し当て式センサプローブの構造	38
3.3 センサプローブの計測性能	41
3.3.1 音圧計測における計測周波数範囲	41
3.3.2 振動計測における計測周波数範囲	46
3.4 センサプローブの音圧感度と音圧感度指向特性	51
3.4.1 音圧感度特性	51
3.4.2 音圧感度指向特性	52
3.5 センサプローブの近接音場への影響	54
3.5.1 近接音場におけるマイクロホンの校正方法	54
3.5.2 校正に用いた加振器	55
3.5.3 近接音場におけるマイクロホン校正実験	57
3.5.4 センサプローブが音場に与える影響	59

3.6	第3章のまとめ	61
	参考文献	62
第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ		
4.1	はじめに	64
4.2	超音波送波器からマイクロホンへの直接波の除去	64
4.2.1	超音波送波器の放射特性と指向性	66
4.2.2	反射波と直接波の S/N 比	69
4.2.3	振動計測における計測可能な最小面積と空間分解能	72
4.3	センサプローブの計測性能	76
4.3.1	空中超音波ドップラによる振動速度計測	76
4.3.2	振動速度計測精度	80
4.3.3	音響インテンシティ計測精度	85
4.4	第4章のまとめ	89
	参考文献	91
第5章 自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法利用非接触センサプローブ		
5.1	はじめに	94
5.2	自己遅延ヘテロダインレーザドップラによる振動速度計測	94
5.2.1	振動速度計測に用いる光学系	94
5.2.2	振動速度計測における計測精度	99
5.3	音圧計測方法と光軸上の奥行き分解能の検討	102
5.3.1	薄膜の光学的振動速度計測による音圧算出方法	102
5.3.2	計測システムにおける光軸上の奥行き分解能の検討	106
5.4	音響インテンシティ計測精度	108
5.5	第5章のまとめ	110
	参考文献	111
第6章 センサプローブの耐騒音環境性能と計測例		
6.1	はじめに	114
6.2	騒音環境下における計測性能	115
6.2.1	ランダムノイズ騒音下での計測精度	115
6.2.2	正弦信号音混入時の計測精度	119
6.3	騒音環境下における機器異常音の検出	121
6.4	押し当て式センサプローブによる音響パワー計測例	123
6.4.1	3.5 in. HDD の音響放射特性	123

6.4.2	表面音響インテンシティ計測例	127
6.4.3	表面音響インテンシティ法と二乗音圧法による音響パワーの比較	129
6.5	空中超音波ドップラセンサプロブによる音響放射の可視化例	130
6.6	3方式のセンサプロブによる同一機器の計測例	133
6.7	第6章のまとめ	134
	参考文献	135
第7章 結論		
7.1	本研究で得られた成果	138
7.2	今後の課題と展望	142
謝辞		
発表論文リスト		
		143
		144

第 1 章 緒論

第1章 緒論

1.1 研究の背景

近年、生活環境の静粛性に対する関心が高まるにつれて、騒音源である自動車、建設機械、オフィス内の情報技術装置（計算機、プリンター、コピー機など）などの低騒音化が要求されている。また、低騒音設計を施すことによって稼動音が抑制されていることが、機器の性能として評価される傾向にある。それに伴い、1996年には、国際標準化機構(ISO)において規格化された「機器の騒音放射値の申告及び検証」^[1]を始めとする様々な規格により、製造者が機器の騒音放射に関する定量的な情報を提供することが求められている。それらの規格には、機器からの放射音圧を計測し、全音響パワー^[2]を算出および表示する方法が規定されている。すなわち、製造者は、ISO規格に準拠した方法によって算出した機器の音響パワーをカタログ等に表示することを要求されているわけである。そのため、表示した音響パワーを超える音を放射する製品は、規格外品と見なされることになる。したがって、製造者としては、全ての製品について出荷前に放射音検査を行い、規格品であることを確認する必要に迫られているのが現状である。しかし、ISO規格に準じた方法では、対象機器以外の音を遮断し、壁、床、天井からの反射音の影響が小さい無響室などの特別な空間において、機器を取り囲む空間上の多数点での音圧を正確に計測（2乗音圧法）^[3]することが要求されており、製造ラインとは別に製品検査のための施設を設けなければならないなど、経済的または時間的なコストが増大してしまう。ISO規格は、全数検査を目的とした放射音検査方法には適さず、サンプリング検査^[4]を行っているのが現状である。製造者にとっては、短時間で低コスト、しかも正確に機器放射音を計測できる全数検査方法を確立することが急務となっている。

一方、低騒音化を目的とした機器の設計および騒音制御のためには、機器全体（たとえば、パーソナルコンピュータなど）から放射される全音響パワーのみならず、複数存在する部品（たとえばHDDやCD-ROMドライブなど）の中から主な騒音源を特定すること、または全音響パワーに対する部品それぞれの寄与率を把握することが重要である。しかし、ISO規格に準じた方法により、部品ごとの音響パワーを算出するには、騒音源に成り得ると考えられる部品ごとに計測するしかなく、計測対象の部品のみを動作させる特別な装置や設備が必要となる。したがって、ISO規格による通常

使用条件での音源ごとの計測は困難である。ここでも時間的または経済的なコストが要求される。これまでに、機器の通常使用条件における騒音源の特定および全音響パワーに対する音源の寄与率を把握することを目的として実用化されている計測方法として、2 マイクロホン音響インテンシティ法^[5,6]が挙げられる。この方法では、音源を取り囲む空間を格子状に分割し、それぞれの格子点における音圧の振幅および位相情報を正確に計測することで、単位面積を通過する音響エネルギーの流れ量をベクトル量である音響インテンシティ (Sound Intensity) \vec{I} (W/m²)として求めている。ここで、

$$\vec{I} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} p(t) \cdot \vec{u}(t) dt \quad (1.1)$$

である。 $p(t)$ は音圧(Pa)、 $\vec{u}(t)$ は空気粒子の振動速度ベクトル(m/s)を示している。音響インテンシティ法においては、音場中で距離 d (m)だけ離れた2点の音圧 p_1 と p_2 を計測し、有限差分近似によって次式から振動速度ベクトル \vec{u} を求めている。

$$\vec{u}(t) \approx (1/\rho_0 d) \int_{-\infty}^t [p_1(\tau) - p_2(\tau)] d\tau \quad (1.2)$$

また、音圧 p は、

$$p(t) \approx [p_1(t) + p_2(t)]/2 \quad (1.3)$$

と近似している。したがって、機器表面の音響インテンシティベクトルの分布を可視化し、その発散の絶対値を比較することによって音源位置を特定することができる^[7,8]。同時に機器を取り囲む全ての点での音響インテンシティを面積分すれば機器の全音響パワーを算出することができ、音源と見なされる部分の音響パワーと全音響パワーの比から音源それぞれの寄与率を算出することも可能である^[9]。しかし、1組のマイクロホンやインテンシティプローブ^[10]を移動して多数点における音圧の振幅および位相情報を計測するには多大な時間を必要とする^[11]。たとえば、1台のコピー機の1側面からの音響放射を可視化するために、120点(10点×12点)での音圧計測を実施している例がある^[12]。また、可視化の分解能を向上したい場合には、格子間隔をより細かくしなければならず、計測点数は増大する。一方、音響パワーや周波数特性などが時々

刻々に変化するような非定常な音響特性を持つ機器に適用する場合には、計測点数に相当する数のインテンシティプローブが必要となるとともに、同時計測が行える計測システムを構築せざるを得ず、複雑で大規模なものになってしまう^[13]。また、計測対象の機器の放射音よりも大きな音が外乱として混入した場合や、壁、床、天井からの反射音の影響が無視できない場合には計測結果に誤差が生じるため、防音室や無響室などの施設が要求されることもある^[14]。したがって、ISO規格や現在実用化されている2マイクロホン音響インテンシティ法を、製造者が要求する全数検査方法に適用することは難しいと考えられる。また、2マイクロホン音響インテンシティ法では、低騒音化を目的とした機器の設計および騒音制御のための騒音源の特定および全音響パワーに対する音源の寄与率を把握することを目的とした計測手法としても、計測の複雑さ、および専門的な知識を必要とすることが障害となり、広く普及するには至っていない。

一方、1970年代にJ. A. Macadam^[15]やT. H. Hodgson^[16]らによって提案された表面音響インテンシティ法による放射音計測を用いれば、無響室や防音室などの特別な施設を使用せず、機器の通常使用条件下において機器の全音響パワーおよび各部品から放射される音響パワーを計測できるとされている。表面音響インテンシティ法とは、2マイクロホン音響インテンシティ法と同様の定義に基づいて放射音の音響インテンシティベクトルを算出する方法である。計測原理の詳細については第2章において述べるが、2マイクロホン音響インテンシティ法が音場中の近接した2点の音圧の差分から粒子速度を近似的に求めて、音響インテンシティを算出しているのに対して、表面音響インテンシティ法では、振動する構造物表面の振動速度と近傍の空気粒子の振動速度が等しいと仮定し、構造物近傍の音圧と構造物の振動速度から音響インテンシティを算出している。このとき、音響インテンシティは、音圧と振動速度のクロススペクトルによって計算される^[17]。すなわち、計測対象の機器の放射音よりも大きな音や、壁、床、天井からの反射音が音圧信号に混入した場合でも、構造物の振動速度信号に含まれない成分または、相関の低い成分は除去される^[18]。これにより、無響室などの特別な音響計測施設を使用せず、計測対象機器以外の機器などの稼働音が外乱として混入する可能性が高い工場やオフィス内においても、機器全体あるいは個々の部品が放射する音響インテンシティを計測できると考えられている。したがって、2マイクロホン音響インテンシティ法と同様に、機器表面から放射される音響イ

ンテンシティの絶対値によって音源位置を特定できるとともに、機器を取り囲む全ての点での音響インテンシティを面積分すれば機器の全音響パワーを算出することができ、個々の音源が持つ音響パワーと全音響パワーの比から、音源それぞれの寄与率を算出することも可能である^[17]。

ところが、1990年代以降、表面音響インテンシティ法を用いた機器放射音の計測に関する研究は、減少傾向にあり、計測事例^[19]もごく少数である。2 マイクロホン音響インテンシティ法による計測システムが実用化され、市販されているのとは対照的に、表面音響インテンシティ法による計測システムは、実用化および市販化されていないのが現状である。その理由として、以下のことが挙げられる。

- (1) 2 マイクロホン音響インテンシティ法では、音場において音圧を計測すればよいのに対し、表面音響インテンシティ法では、音響放射面の振動速度と近接音場の音圧の2つの異なる物理量を同時に計測しなければならず、より複雑な計測システムと高度な計測技術が要求される。
- (2) 音響放射面から任意の距離での音圧を計測するため、振動速度と音圧の間に音速と距離に関係する時間差（位相差）が生じ、これに対して正確な位相補償を行わなければ、計測誤差が増大する。
- (3) 振動速度と音圧の間の正確な位相補償を行うためには、音圧センサを音響放射面から定められた距離に正確に設置しなければならないため、多点の移動計測において時間的コストが増える。
- (4) 計測対象の構造物の剛性が低い場合には、接触型振動センサによって振動振幅や振動モードが変化し、計測誤差が生じる。
- (5) 計測対象の構造物の剛性が低い場合には、レーザドップラ振動計などの非接触振動計測器を用いる必要があるが、高度な計測技術が要求され、時間的コストが増大する。また、プローブの大型化や経済的コストによってアレイ化が困難である。

- (6) 計測対象の機器の放射音よりも大きな音が外乱として混入した場合や、壁、床、天井からの反射音の影響についての指針が示されていない。

以上の問題点を克服できるセンサプローブを開発し、外乱や反射音の影響についての指針を明らかにすることにより、表面音響インテンシティ法の利点を生かした放射音計測が可能になると考える。それにより、製造者が要求しているような、無響室などの特別な音響計測施設を使用せず、工場やオフィス内において短時間で低コスト、しかも正確な全数検査方法に適用することができると考えられる。また、低騒音化を目的とした機器の設計および騒音制御のための騒音源の特定および全音響パワーに対する個々の音源の寄与率を把握することを目的とした計測手法としても適用可能であると考えられる。

1.2 研究の目的

本研究では、無響室などの特別な音響計測施設を使用せず、工場やオフィス内などの通常使用条件の騒音環境下において機器放射音計測の高精度化および効率化（時間的・経済的コストの軽減）を図ることができる計測システムを確立することを目的としている。そのためには、表面音響インテンシティ法を適用した計測手法が最も有効であると考えられる。したがって、前節で述べた表面音響インテンシティ法における問題点を克服できる計測手法およびセンサプローブの開発が不可欠である。そこで、以下に示す5項目を本研究の目的とした。

- (1) 押し当て式振動ピックアップとコンデンサマイクロホンを一体化することにより、構造物に押し当てただけで音響インテンシティを計測できる接触型センサプローブを開発し、多点移動計測における時間的コストの軽減を図る。
- (2) 空中超音波ドップラ振動計測手法を応用し、1本の広帯域マイクロホンによって、音響放射面の振動速度と近接音場の音圧を計測でき、またアレイ化が容易な非接触型センサプローブを開発し、薄板のような剛性が低い計測対象においても適用できる計測システムを構築する。
- (3) 自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測手法を応用し、1つの光学系によって、音響放射面の振動速度と近接音場の音圧を計測でき、またアレイ化が容易な非接触型センサプローブを開発し、高温または温度変化が生じる環境および計測対象に対しても適用できる計測システムを構築する。
- (4) さまざまな騒音環境下における表面音響インテンシティ法による計測精度を実験的に明らかにし、計測対象機器の放射音よりも大きな音が外乱として混入した場合や、壁、床、天井からの反射音の影響についての指針を示す。
- (5) 3方式（押し当て式、空中超音波ドップラおよび自己遅延ヘテロダインレーザドップラ）のセンサプローブの全てにおいて、計測する音響放射面の振動速度と近接音場の音圧の間の正確な位相補償が行える方法を確立する。

1.3 論文の構成

本論文は7章から構成されている。第1章では、本研究の背景と目的および研究の意義について述べている。表面音響インテンシティ法による機器放射音計測が、現在実用化されている他の計測法に比べて優位な点を示すとともに、実用化が遅れている要因である計測上の問題点を述べている。

第2章では、表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測原理と提案するセンサプロブの概要について述べている。表面音響インテンシティ法では、2つの異なる物理量（音響放射面の振動速度 \bar{u} (m/s) と近接音場の音圧 p (Pa)）の振幅および位相情報から音響インテンシティを算出するため、高度な計測技術が要求される。また、音圧は、音響放射面から任意の距離において計測されるため、振動速度と音圧の間に音速と距離に係る時間差（位相差）が生じ、これに対して正確な位相補償を行わなければ、計測誤差が増大することに言及している。それらの課題を解決し、実用化に向けて計測における時間的・経済的成本を軽減できる3方式のセンサプロブを提案している。

第3章では、多点移動計測の時間的コストの軽減を目的として、押し当て式振動ピックアップとマイクロホンを一体化した押し当て式接触型センサプロブを試作している。押し当て式振動計測と振動絶縁という2つの相反する技術を応用し、音響放射面に接触させるだけで任意の点での計測を実現している。そのために、振動計測における接触共振現象の影響を低減し、振動計測精度を向上させる方法、センサの一体化によりマイクロホンの筐体に伝搬する振動の除去方法、音圧感度と指向特性の変化に伴う計測誤差および計測範囲について実験的に検討している。また、実用化が遅れている一因である表面音響インテンシティ法による計測の複雑さ、多点移動計測の時間的コストが軽減できることを示している。

第4章では、従来の接触型振動ピックアップによる振動計測では、センサの質量によって音響放射面の振動振幅および振動モード等が変化するために、アレイ計測が不可能と考えられる低剛性の構造物を対象とした計測を実現するために、空中超音波ドップラ法利用非接触センサプロブを試作している。これにより、音響放射面の振動

第1章 緒論

速度 \bar{u} (m/s) と近接音場の音圧 p (Pa) を一つの広帯域マイクロホンおよび信号処理系によって計測し、音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) を算出する計測システムを実現している。また、レーザドップラ振動計による従来の非接触計測結果との比較より、試作システムの計測精度を明らかにしている。その上で、高度な計測技術と複雑な計測システムが要求されるセンサアレイによる同時多点計測に対して有用なセンサプローブであることを示している。

第5章では、低剛性の構造物を対象とした計測の実現とともに、高温環境あるいは高熱を発生する計測対象（たとえばエンジンプロックなど）へ適用するために、自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法利用非接触センサプローブを試作している。試作システムでは、音響放射面の振動速度 \bar{u}_1 (m/s) と、その近傍に置かれた振動膜の振動速度 \bar{u}_2 (m/s) を、自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測法により同時計測し、 \bar{u}_2 (m/s) から音圧 p (Pa) を算出することにより、一つの光学系と信号処理系によって音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) を算出している。そのために、振動膜の \bar{u}_2 (m/s) と音圧 p (Pa) の関係を実験的に明らかにしている。また、従来のレーザドップラ振動計を用いた非接触計測システムに比べて、容易にアレイ化できることを示している。

第6章では、表面音響インテンシティ法における耐騒音環境性能と3方式のセンサプローブにおける計測例について述べている。まず、計測対象音と環境音とのS/N比と計測誤差との関係から、騒音環境下における計測精度を実験的に明らかにしている。その上で、押し当て式センサプローブを用いた3.5インチHDDの音響パワー P (W) 計測を実施し、騒音環境下においても従来法（無響室内での二乗音圧法）と高い相関がある計測結果が得られることを確認している。また、3方式のセンサプローブが持つ利点を生かした計測例について述べ、表面音響インテンシティ法の実用化のための計測環境条件を含めた計測指針を示している。

第7章では、本研究を総括し、得られた成果のうち主要なものをまとめるとともに、今後の研究課題、展望について述べている。

本論文の構成を図1.1に示す。

第1章 緒論

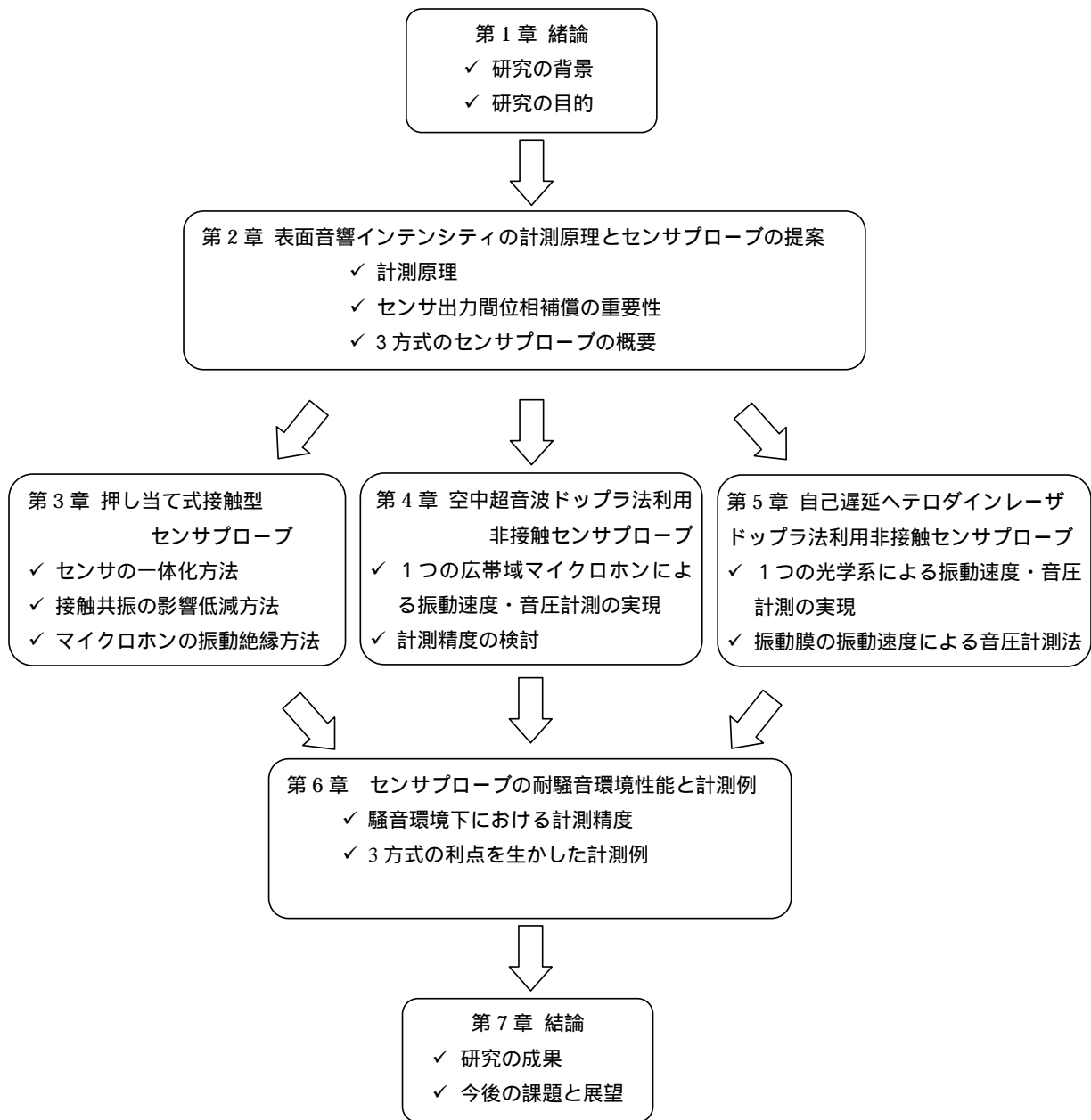


図 1.1 本論文の構成図

参考文献

- [1]ISO 4871:1996 “Acoustics – Declaration and verification of noise emission values of machinery and equipment”
- [2]西山静男、池谷和夫、山口善司、奥島基良:「音響振動工学」, コロナ社, pp.5-8 (1979)
- [3]ISO 7779:1999, 2nd edition “Acoustics – Measurement of airborne noise emitted by information technology and telecommunications equipment”
- [4]ISO 9296:1988 “Acoustics – Declared noise emission values of computer and business equipment”
- [5]G. Pavic : “Measurement of sound intensity”, J. Sound and Vibration Vol. 51, No. 4, pp.533-545 (1977)
- [6]F. J. Fahy : “A technique for measuring sound intensity with a sound level meter”, Noise Control Eng. J. Vol. 9, pp.155-162 (1977)
- [7] W. D. Johns, R. H. Porter : “Ranking of compressor station noise sources using sound intensity techniques”, Noise and Vibration Control, Vol. 19, pp.70-75 (1988)
- [8]J. A. Mann, J. C. Pascal : “Locating noise sources on an industrial air compressor using broadband acoustical holography from intensity measurements”, Noise Control Eng. J. Vol. 39, No. 1, pp.3-12 (1992)
- [9]T. E. Reinhart, M. J. Crocker : “Source identification on a diesel engine using acoustic intensity measurements”, Noise Control Eng. J., Vol. 18, No. 3, pp.84-92 (1992)
- [10] F. J. Fahy : “Sound Intensity Second edition”, E & FN SPON, London, Chap. 6, pp. 108-113(1995)
- [11]Y. Oshino, H. Tachibana : “Noise source identification on rolling tires by sound intensity measurement”, J. Acoust. Soc. Jpn. Vol. 12, No. 2, pp.87-92 (1991)
- [12]佐藤利和、石井豊、木村正輝:「近距離場音響ホログラフィによる音源の可視化 - 定常 STSF , 非定常 STSF - 」, 騒音制御 , Vol. 24, No. 5, pp.303-308 (2000)
- [13]J. Hald : “Use of non-stationary STSF for analysis of transient engine noise radiation”, Proceedings of Inter-Noise 99, pp.1439-1444 (1999)
- [14]T. A. Brungart, G. C. Lauchle, J. Tichy : “Case history: acoustic diagnostics of an automotive HVAC system,” Noise Control Eng. J., Vol. 39, No. 1, pp.31-42 (1992).
- [15]J. A. Macadam : “The Measurement of sound radiation from room surfaces in lightweight buildings”, Applied Acoustics, Vol. 9, pp.103-118 (1976).

第 1 章 緒論

[16]T. H. Hodgson : “Investigation of surface acoustical intensity method for determining the noise sound power of a large machine in situ”, J. Acoust. Soc. Am., Vol. 61, No. 2, pp.487-493 (1977)

[17]M.C. McGary, M. J. Crocker : “Surface intensity measurements on a diesel engine”, Noise Control Eng. J., Vol. 16, No. 1, pp.26-36 (1981).

[18]J. S. Bendat, A. G Piersol : “Random data : Analysis and measurement procedures”, John Wiley and Sons, Inc, New York (1971)

[19] H. Iwata, P. L. Driesch, G H. Koopmann : “Rank ordering sound power radiated from a refrigerator's walls using a surface acoustic intensity probe”, Proceedings of inter-noise 99, pp. 1403-1408 (1999)

第2章 表面音響インテンシティの計測原理と センサプローブの提案

第2章 表面音響インテンシティの計測原理とセンサプロープの提案

2.1 はじめに

音響インテンシティ(Sound Intensity)とは、単位面積を通過する音響エネルギーの流れ量である。現在、実用化されている2マイクロホン音響インテンシティ法では、音響インテンシティをベクトル量 \vec{I} (W/m²)として算出することができるため、多数点での音のエネルギーの流れを可視化することで、音源探査などに応用されている。しかし、計測対象の音源からの放射音が他の構造物に反射して伝搬する反射音の影響や、計測対象外の音源からの伝搬音の影響を完全に排除することは難しい。たとえば、対象とする機器から放射される音響インテンシティ \vec{I} (W/m²)よりも他の機器から伝搬する音響インテンシティ \vec{I} (W/m²)が大きい音場においては、対象とする機器から放射される音響インテンシティ \vec{I} (W/m²)だけを分離することは困難である。

一方、音響放射面の振動速度ベクトル \vec{u} (m/s)と近傍の音圧 p (Pa)のクロススペクトルから音響インテンシティ \vec{I} (W/m²)を算出する表面音響インテンシティ法を用いれば、計測対象である音響放射面の振動速度に含まれない音圧成分、すなわち、他の機器から伝搬する音などは除去され、対象音の音響インテンシティ \vec{I} (W/m²)だけを算出できるとされている。それにより、無響室などの特別な音響計測施設を使用せず、計測対象機器以外の機器などの稼働音が外乱として混入する可能性が高い工場やオフィス内においても、計測対象機器が放射する音響インテンシティ \vec{I} (W/m²)を計測できると考えられる。

本章では、まず表面音響インテンシティ法における計測原理について述べる。次に、計測原理上、音圧は、音響放射面から任意の距離において計測されることで、振動速度と音圧の間に音速と距離に関係する時間差(位相差)が生じるため、これに対して正確な位相補償を行わなければ、計測誤差が増大することについて述べる。最後に、原理上の課題を解決し、実用化に向けて計測における時間的・経済的コストを軽減できる3方式のセンサプロープを提案し、その計測手法について述べる。

2.2 表面音響インテンシティの計測原理

音響インテンシティとは、音の伝搬方向に垂直な面を考えたとき、単位面積を通過する1秒当たりのエネルギー量を音の強さ(Sound Intensity)として表したものである^[1]。単位面積を通る音のパワーと考えても良い。記号には I が用いられ、単位は(W/m²)である。平面進行波音場における音響インテンシティは、

$$I = \frac{p^2}{\rho c} = pu \quad (2.1)$$

と表される。ここに、 p は音圧を表し、単位は(Pa)、 ρ は空気密度であり、単位は(kg/m³)、 c は音速を表し、単位は(m/s)である。また、 u は空気の粒子速度であり、単位は(m/s)である。したがって、計測対象の音源からの放射音が、他の構造物に反射して伝搬する反射音の影響が小さく、また、対象音源以外の音源が存在しない平面進行波音場(例えば、無響室内で音源から十分にはなれた空間)においては、音圧 p (Pa)を計測することにより、音源からの音響インテンシティ I (W/m²)を算出することができる。一方、音源近傍などの平面進行波音場と見なせない音場においては、音圧 p (Pa)と空気粒子の振動速度ベクトル \vec{u} (m/s)を同時に計測し、次式により音響インテンシティベクトル \vec{I} (W/m²)を算出することができる。

$$\vec{I} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} p(t) \cdot \vec{u}(t) dt \quad (2.2)$$

ここに、 $p(t)$ および $\vec{u}(t)$ は音圧 p (Pa)と \vec{u} (m/s)の瞬時値を示している。よって、2.2式により算出される音響インテンシティベクトル \vec{I} (W/m²)は、時間平均された値である。これにより、平面進行波音場と見なせない条件においても、計測面の法線方向および直行する面内2方向の音響インテンシティベクトル \vec{I} (W/m²)を算出し、ベクトル合成することで単位面積を通過する音のエネルギーの大きさと方向、いわゆる音響インテンシティ \vec{I} (W/m²)の流れを知ることができる。現在、実用化されている2マイクロホン音響インテンシティ法による計測では、近接した2点の音圧 p_1 (Pa)および p_2 (Pa)を計測し、局所的な音圧の空間傾度、すなわち2.3a式に示す有限差分近似によって算出した $\vec{u}(t)$ (m/s)および2.3b式から算出した2点間の中心における音圧を近似した $p(t)$

(Pa)から音響インテンシティベクトル \vec{i} (W/m^2)を算出している。

$$\vec{u}(t) \approx (1/\rho_0 d) \int_{-\infty}^t [p_1(\tau) - p_2(\tau)] d\tau \quad (2.3a)$$

$$p(t) \approx [p_1(t) + p_2(t)]/2 \quad (2.3b)$$

したがって、対象とする機器から放射されている音の音圧よりも、他の機器から伝搬する音の音圧が大きい音場においては、対象音の音圧だけを分離することは困難であり、正確な音響インテンシティ \vec{i} (W/m^2)計測が行えない可能性が高い。

一方、振動している構造物表面の法線方向の振動速度ベクトル \vec{u} (t) (m/s)と近接音場の音圧 p (t) (Pa)を計測し、2.2式から音響インテンシティ \vec{i} (W/m^2)を算出する表面音響インテンシティ法では、計測対象である音響放射面の振動速度に含まれない音圧成分、すなわち、他の機器から伝搬する音などは除去され、対象音の音響インテンシティ \vec{i} (W/m^2)だけを算出できるとされている。最も簡単な計測方法の一例として、図 2.1 に表面音響インテンシティ法による計測系を示し、音響インテンシティベクトル \vec{i} (W/m^2)の算出方法について述べる。

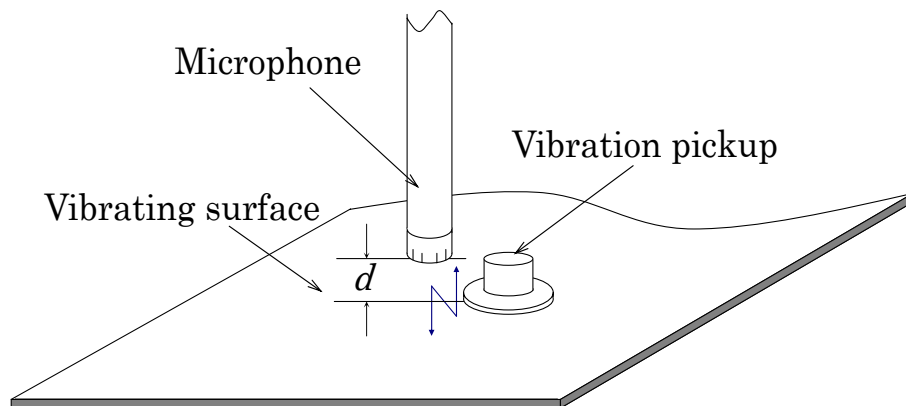


図 2.1 表面音響インテンシティ法による計測系の一例

まず、振動する構造物から音が放射される場合に、構造物の表面にある空気粒子は、振動面の法線方向の振動速度と等しい速度で振動していると仮定することが前提とな

る。図 2.1 に示すように、振動面に直接設置されている振動ピックアップからは、振動面の振動速度ベクトル $\vec{u}(t)$ (m/s) (構造物表面の空気の粒子速度に等しいと仮定) に比例した電気信号が出力される。一方、振動ピックアップに近接して設置されたマイクロホンからは、振動面近傍の音圧 $p(t)$ (Pa) に比例した電気信号が出力される。ここで、マイクロホンは振動面から距離 d (m) はなれた位置に設置されているとすると、振動ピックアップによって検出された振動面の振動速度 $\vec{u}(t)$ (m/s) に伴って放射された音波がマイクロホンに到達し、音圧 $p(t)$ (Pa) として検出されるまでには、時間差 Δt (s) が生じる。ここで、振動面の振動速度 $\vec{u}(t)$ (m/s) と近傍の音圧 $p(t)$ (Pa) の相互相関関数 $R_{up}(\tau)$ を考えると

$$R_{up}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} \vec{u}(t) \cdot p(t + \tau) dt \quad (2.4)$$

となる。音圧 $p(t)$ (Pa) は、振動面の振動速度 $\vec{u}(t)$ (m/s) と比べて時間差 Δt (s) だけ遅れているため、2.4 式は、

$$R_{up}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} \vec{u}(t) \cdot p(t + \tau - \Delta t) dt \quad (2.5)$$

となり、 $\tau = \Delta t$ とすれば、音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) は、振動面の振動速度 $\vec{u}(t)$ (m/s) と近傍の音圧 $p(t)$ (Pa) の相互相関関数 $R_{up}(\tau)$ と等しくなる。

$$R_{up}(\tau = \Delta t) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} \vec{u}(t) \cdot p(t) dt = \bar{I} \quad (2.6)$$

ここで、時間領域の相互相関関数である $R_{up}(\tau)$ をフーリエ変換により、周波数 f (Hz) の領域における関数であるクロススペクトル $G_{up}(f)$ に変換すれば、

$$G_{up}(f) = C_{up}(f) - iQ_{up}(f) \quad (2.7)$$

と表すことができる。ここに、 $C_{up}(f)$ はクロススペクトル $G_{up}(f)$ の実数部を意味し、 $Q_{up}(f)$ は虚数部を意味している。よって、 $R_{up}(\tau)$ と $G_{up}(f)$ の関係は、

第2章 表面音響インテンシティの計測原理とセンサプロブの提案

$$R_{up}(\tau) = \int_0^{\infty} G_{up}(f) e^{i2\pi f\tau} df \quad (2.8)$$

と表される。ここで、振動面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) と音圧 $p(t)$ (Pa) との時間差 Δt (s) を周波数領域で考えると、位相差を $\phi = 360 \cdot d \cdot f / c$ (deg) として、

$$\Delta t = \phi / 2\pi f \quad (2.9)$$

2.6 式、2.7 式、2.8 式および 2.9 式から、

$$\bar{I} = R_{up}(\tau = \Delta t) = \int_0^{\infty} [C_{up}(f) \cdot \cos \phi(f) + Q_{up}(f) \cdot \sin \phi(f)] df \quad (2.10)$$

となる。したがって、音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) は、振動面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) と近傍の音圧 $p(t)$ (Pa) のクロススペクトルを計算することにより求めることができる。また、振動面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) と近傍の音圧 $p(t)$ (Pa) との時間差 Δt (s) すなわち、位相差 ϕ (deg) を補償することが必要となることがわかる。

2.3 計測位置による位相差補償

前節では、表面音響インテンシティ法による計測原理を述べるとともに、振動面からマイクロホンまでの距離 d (m) によって振動面の振動速度 \bar{u} (t) (m/s) と近傍の音圧 p (t) (Pa) との間に時間差 Δt (s) が生じるため、周波数領域における両者の位相差 $\phi = 360 \cdot d \cdot f / c$ (deg) を補償することが必要となることを示した。ここでは、位相補償の有無による音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) の計測精度について検討し、振動面の振動速度 \bar{u} (t) (m/s) と近傍の音圧 p (t) (Pa) との間の位相補償の重要性について述べる。

まず、2.10 式において位相補償を行わない場合、すなわち位相差 $\phi = 0$ (deg) と仮定すると音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) は、

$$\bar{I} = \int_0^{\infty} C_{up}(f) df \quad (2.11)$$

となり、振動面の振動速度 \bar{u} (t) (m/s) と近傍の音圧 p (t) (Pa) のクロススペクトル $G_{up}(f)$ の実数部 $C_{up}(f)$ のみで算出される。したがって、位相補償を行う場合の 2.10 式で算出される音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) との誤差 E (dB) は、

$$E = 10 \cdot \log_{10} \int_0^{\infty} [C_{up}(f) / (C_{up}(f) \cdot \cos \phi(f) + Q_{up}(f) \cdot \sin \phi(f))] df \quad (2.12)$$

となる。これを位相差 $\phi = 360 \cdot d \cdot f / c$ (deg) の関数で示した場合、

$$E = 10 \cdot \log_{10} [\cos \phi + Q_{up} / C_{up} \cdot \sin \phi] \quad (2.13)$$

となる。したがって、位相差 ϕ (deg) が同じ条件 (例えば、振動面からマイクロホンまでの距離 d (m) が同じで、周波数 f (Hz) が同じ場合) であっても、振動面の振動速度 \bar{u} (t) (m/s) と近傍の音圧 p (t) (Pa) のクロススペクトル G_{up} の実数部 C_{up} と虚数部 Q_{up} との比によって音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) の誤差 E (dB) は変化することになる。図 2.2 は、 Q_{up}/C_{up} を 0.1、0.5、1.0、2.0、5.0 および 10.0 に変化させたときの音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) の誤差 E (dB) を 2.13 式から算出した結果である。位相差 ϕ (deg) が正数の場合は、振動面からマイクロホンまでの距離 d (m) により、振動速度 \bar{u} (t) (m/s) よりも音圧

第2章 表面音響インテンシティの計測原理とセンサプロブの提案

$p(t)$ (Pa)が遅れて観測されていることを示している。したがって、位相差 ϕ (deg)が負数となることは考え難いが、位相差 ϕ (deg)が正数の領域だけを見ても、 Q_{up}/C_{up} の変化によって10 dB程度の計測誤差に繋がる可能性が考えられる。表面音響インテンシティ法により音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2)を計測する場合には、振動面からマイクロホンまでの距離 d (m)による振動速度 \bar{u} (t) (m/s)と音圧 $p(t)$ (Pa)との間の位相差 ϕ (deg)を補償することが重要であると考えられる。よって、振動面からマイクロホンまでの距離 d (m)をあらかじめ決定しておき、その位置にマイクロホンを正確に設置することが要求されることになり、これが実用化を妨げる計測原理上の課題となっていると考えられる。

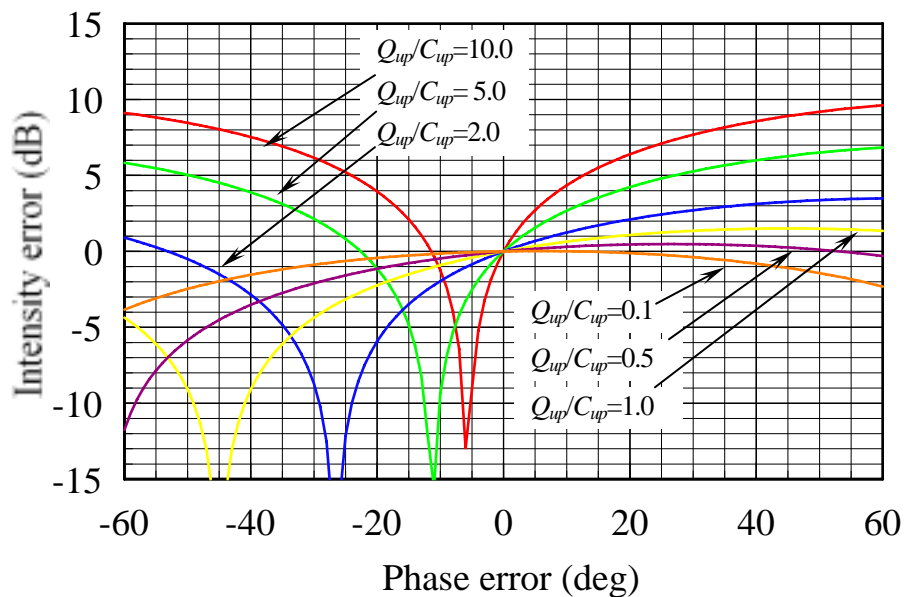


図 2.2 振動面からマイクロホンまでの距離 d (m)により生じる位相差 ϕ (deg)の補償の有無による音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2)の計測誤差

2.4 3方式のセンサプロープの提案

表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) 計測が提案された1970年代依頼、無響室や防音室などの特別な施設を使用せず、機器の通常使用条件下における機器の全音響パワー P (W) および各部品から放射される音響パワー P (W) を計測する手法として実用化が期待されてきた。しかし、1990年代以降、表面音響インテンシティ法を用いた機器放射音の計測に関する研究は、減少傾向にあり、計測事例もごく少数である。表面音響インテンシティ法による計測は、前節で述べたように計測原理上の課題が起因となった問題点により、実用化および一般化していないのが現状である。そこで本研究では、第1章「1.1 研究の背景」で述べた実用化の妨げとなっている6項目の課題を解決するための3方式のセンサプロープを提案する。以下にそれぞれの方式によって解決しようとする課題、計測原理と問題点について述べる。

2.4.1 押し当て式センサプロープの計測原理と問題点

これまでの表面音響インテンシティ法による計測では、2.2節において述べたように、接触型の振動ピックアップを計測対象機器の音響放射面に対してマグネットアタッチメントなどを用いて設置するか、または接着剤などで固定することで、音響放射面の振動速度 \bar{u} (m/s) を計測していた。一方、振動ピックアップの近傍においてマイクロホンによって音圧 p (Pa) を同時計測する場合、振動ピックアップとは別にマイクロホンを固定する必要がある。しかも、音響放射面から定められた位置に設置しなければならない。また、音響放射面の振動や他の振動がマイクロホンの筐体に伝搬し、音圧計測に誤差が生じないように、除振スタンドを使用するなどの配慮が要求される。したがって、大面積の音響放射面を細かく走査する場合などには、振動ピックアップおよびマイクロホンの移動が煩雑となり、時間的コストが増大する。そのため、センサのアレイ化によって計測における時間的コストの軽減を図ろうとした例もあるが^[2]、多数のセンサの使用や、マイクロホンアレイが大型化することで、それらの除振装置も大型化し、設置に手間取るなど、必ずしも時間短縮に繋がらない。このような時間的コストが増大し、迅速な計測が行えない理由の全ては、音響放射面の振動速度 \bar{u} (m/s) と近傍音場の音圧 p (Pa) という異なる2つの物理量を異なる構造のセンサによって同時に計測しなければならないという計測原理に起因している。

これら問題を解決する手段として、機器の異常診断に広く用いられている押し当て

式振動計を利用することを考えた。押し当て式振動計は、回転機器の軸受け部において、ベアリングなどの劣化により起こる異常振動を監視するためのもので図 2.3 に示すように分析器も含めて小型化されている。センサ部分はペンシル型をしており、先端部分を軸受け部分などに 0.5 kgf から 1 kgf (1 kgf=9.8 N) の力で押し当てることにより、振動計測が行える。したがって、接着などによりセンサを固定する必要がなく、任意の位置に短時間でプローブを設置できるため、短時間での多点移動計測を実現できる。

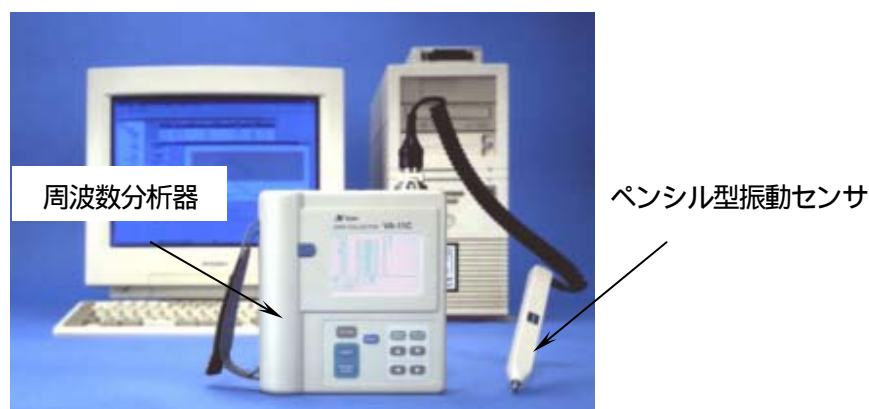


図 2.3 押し当て式振動計

このような、押し当て式振動計のペンシル型振動センサの内部にマイクロホンを埋め込めば、先端部分を構造物に押し当てるだけで簡単に放射面の振動速度 \bar{u} (m/s) が計測でき、しかも常に振動面から一定の距離における音圧 p (Pa) が同時に計測できると考えた。しかし、ペンシル型振動センサの内部にマイクロホンを固定した場合、音響放射面の振動がマイクロホンの筐体に伝搬し、音圧計測に誤差が生じる可能性が高い^[3]。そこで図 2.4 に示すような振動ピックアップとマイクロホンをシリコンゴムによって一体化し、マイクロホンへの振動を絶縁できるセンサプロブを提案する。

一方、振動計測においても、押し当て式振動計では、振動面に固定する形式の振動ピックアップに比べて計測できる周波数範囲が狭いという問題点がある。特に高周波数の振動計測には不向きであるといわれている^[4]。その主な原因は、接触共振現象^[5]の影響である。押し当て式振動計では、センサの先端部分と構造物との接触面が局部的に変形することでばねとして作用すると考えられている。そのため、接触面でのばねとセンサの質量で構成される振動系による共振現象が生じる。一般に、振幅および

位相ともに接触共振の影響により、2 kHz 以上では、計測誤差が生じると考えられている。音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測では、より高い周波数域での計測が要求される場合がある。そのためには、共振点をできる限り高い周波数に移動させ、接触共振の影響を小さくすることが、押し当て式センサプローブの振動計測における課題であると考えられる。

また、音圧計測においても、マイクロホンへの振動伝搬の影響だけでなく、マイクロホンの音圧感度および本来無指向性であるべき音圧感度指向性が、振動センサの筐体によって影響を受ける可能性がある。その上、振動センサの筐体によって音響放射面近傍の音場が乱される可能性がある。あわせて、計測前のマイクロホンの動作チェックや感度校正のための特別なシステムを提案する必要があり、これらのことが押し当て式センサプローブの実用化のための課題であると考えられる。

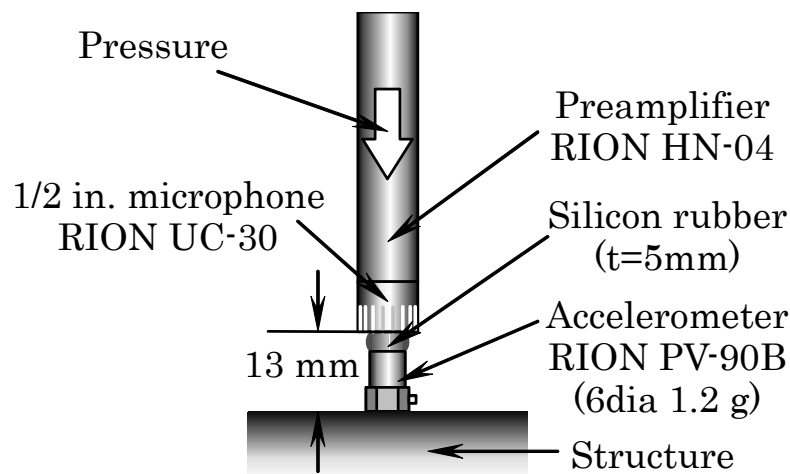


図 2.4 マイクロホングリッドと振動ピックアップの筐体をシリコンゴムによって一体化した押し当て式センサプローブ

2.4.2 空中超音波ドップラ非接触センサプロブの計測原理と問題点

接触型の振動センサを使用した表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) 計測では、剛性が低い構造物を計測対象とする場合、計測対象の振動振幅や振動モードが変化し、計測誤差が生じる可能性が高い。そのため、レーザドップラ振動計やレーザ変位計などの非接触振動計測器を用いた例もある^[6]。しかし、マイクロホンとレーザドップラ振動計などを組み合わせることにより、センサプロブが大型化し、大掛かりな除振装置が必要となる。その上、レーザドップラ振動計などにより、アレイシステムを構築する場合には、多大な経済的コストが掛かる。それらのことが、表面音響インテンシティ法による非接触計測を実用化する妨げとなっている課題である。そこで、空中超音波ドップラを利用した非接触振動計測と、音響放射面近傍の可聴音の音圧計測を一つの広帯域マイクロホンおよび信号処理系によって実現し、音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) を算出する計測方法およびセンサプロブを提案した。以下に、その計測原理と、実現に向けて解決すべき問題点について述べる。

提案する計測システムを図 2.5 に示す。まず、超音波送波器を用いて正弦信号波 f_0 (約 100 kHz) を計測対象構造物の音響放射面に向けて連続放射する。超音波は、構造物の音響放射面で反射 (図中の破線) し、次式に示すように音響放射面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) に比例したドップラシフト $\Delta\bar{f}(t)$ (Hz) を受ける^[7]。

$$\Delta\bar{f}(t) \approx \frac{2\bar{u}(t) \cdot \cos\theta}{c} f_0 \quad (\because c \gg u(t)) \quad (2.14)$$

ここに、 θ は音響放射面に対する超音波の入射角(deg)、 c は音速(m/s)を表している。このとき、音響放射面で反射した超音波と、音響放射面によって放射された可聴音の音圧 $p(t)$ (Pa) を一つの広帯域マイクロホンで計測する。マイクロホンからの出力信号は、マイクロホンアンプで増幅された後、アナログ - デジタル変換器 (以下 ADC と記す) によってデジタル化される。次に、バンドパスフィルタによって超音波成分を抽出し、FM 復調することで音響放射面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) を算出する。同時に、可聴音の音圧 $p(t)$ (Pa) をローパスフィルタによって抽出する。これらのクロススペクトルを演算することで音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) が求められる。

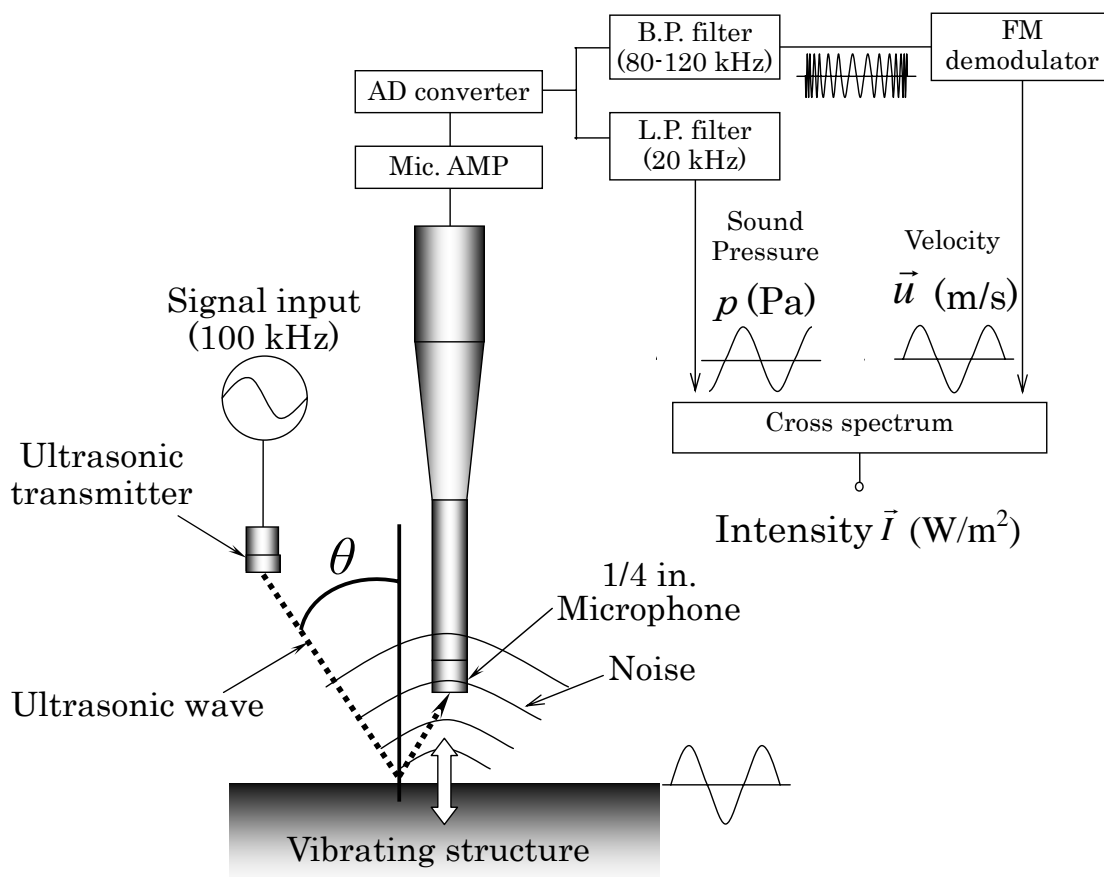


図 2.5 空中超音波ドップラ振動計測法を利用した非接触による計測システム

ここで、従来の計測方法との違いについて考える。レーザドップラ振動計または図 2.6(a)に示す従来の接触型センサによって音響放射面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) を計測する場合には、2.10 式を用いて音響放射面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) と近傍の音圧 $p(t)$ (Pa) との間の位相補償を行う。一方、提案するシステムでは、図 2.6(b)に示すように超音波は、音響放射面から $d/\cos\theta$ (m) の経路を伝搬して、マイクロホンに到達するため、振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) を検出する場合においても時間差が生じる。よって、音響放射面から放射された可聴音がマイクロホンに到達した直後に、超音波が到達することになり、次式に示す両者の時間差による位相差 ϕ_{u-p} だけを補償すればよい。

$$\phi_{u-p} = 360 \cdot (d - d / \cos \theta) \cdot f / c \quad (2.15)$$

したがって、提案する計測法では、2.10 式の ϕ に2.15 式の ϕ_{u-p} を代入することで音響放射面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s)と近傍の音圧 $p(t)$ (Pa)との間の位相補償を行う。また、 θ を小さくするほど、位相差 ϕ_{u-p} を小さくできる。仮に、定められた位置にマイクロホンが設置されていなかったために計測誤差が生じたとしても、従来の計測に比べてその誤差を無視できるほど小さくできる利点がある。

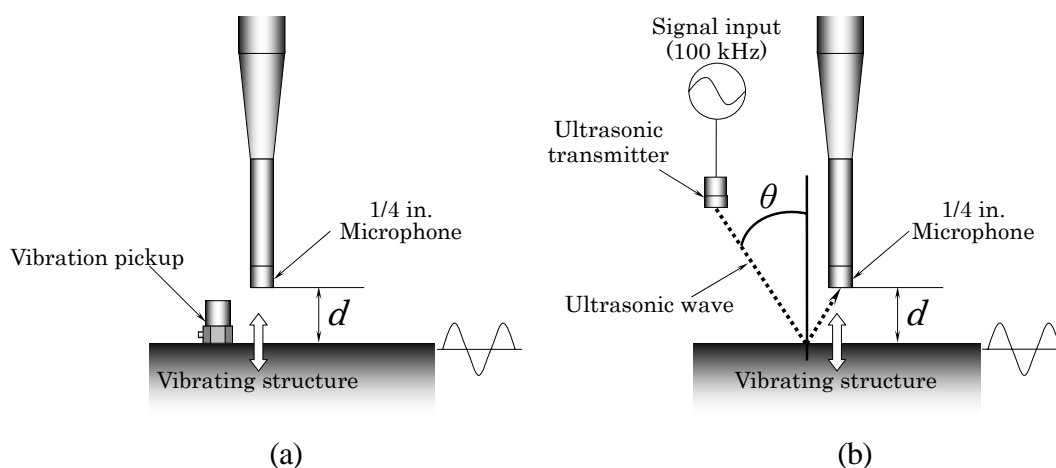


図2.6 表面音響インテンシティ法による計測例 (a) 従来法 (b) 提案法

また、これまでの2マイクロホン音響インテンシティ法および従来の表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2)の計測では、2つのセンサと2チャンネルのンプおよび信号処理系による同時計測が要求された。しかし、提案する計測システムでは、1つの広帯域マイクロホンとンプおよびADCだけで計測が実現できる。これは、複数のセンサおよび信号処理系を用いたアレイシステムにおいても計測点と同数のマイクロホンと信号処理系があれば計測が可能となることを示しており、従来の半数のセンサおよび信号処理系でシステムを構築できることに大きな特徴がある。

合わせて、マイクロホンからの出力をマイクロホンンプで増幅し、ADCに入力する処理過程は、アナログ処理を行うが、ローパスフィルタ、バンドパスフィルタ、FM復調および音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2)を算出するクロススペクトル演算を行う処理は、すべて1台の計算機でデジタル処理^[8]すれば、装置の簡略化が図れる。加えて、アレイシステムにおいてローパスフィルタやバンドパスフィルタなどをアナログ処理する場合には、チャンネル間の振幅および位相差が計測精度を低下させる要因の一つ

となるが、それらをデジタル化したことで、チャンネル間補正を行う必要がなくなる。このことから処理過程の簡略にも繋がり、従来よりもアレイ化に適した計測方法であると考えられる。

ここで、従来の空中超音波ドップラを利用した振動速度計測^[9]との違いを考える。これまでの計測システムでは、鋭い指向性(半値幅 7°)を持つ送波器と受波器を用いている。しかし、提案するシステムでは、広帯域マイクロホンの音圧感度指向性は無指向性に近く、鋭い指向性は持たない。また、超音波送波器の発振周波数がマイクロホンの性能によって100 kHz以下に制限されるため、半値幅が 7° に匹敵するような鋭い指向性を実現することは難しい。そのため、仮に、計測対象の構造物表面における超音波の反射率が低い場合、すなわち、超音波が吸音されたり、構造物を透過したりして、マイクロホンに到達する超音波の強度が低下すれば、送波器から直接的にマイクロホンに入射する直接波の強度が反射波の強度を上回る(S/N比が低下する)ことが起こり得る。そのような場合には、構造物の表面の振動速度に比例したドップラシフトを受けた反射波を正確に検出することができなくなり、振動計測不能となる。したがって、マイクロホンに入射する直接波を如何に除去するかが提案するシステムによる計測を可能にするための最大の課題であると考えられる。

2.4.3 自己遅延ヘテロダインレーザドップラ非接触センサプロブの計測原理と問題点

従来の非接触振動センサを用いた表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) 計測における課題を解決するために、前述のように空中超音波ドップラを利用した振動計測と、音響放射面近傍の可聴音の音圧計測を一つの広帯域マイクロホンおよび信号処理系によって実現し、音響インテンシティを算出する計測方法およびセンサプロブを提案した。一方、レーザドップラ振動計などの光学的計測手法を用いた非接触計測においては、振動計測における空間分解能が高いことや、高温および温度変化を伴う計測対象にも適応できるなどの利点を生かせぬまま、実用化に至っていないのが現状である。そこで、光軸上に奥行き分解能を持つことで、一つの光学系により、多点の振動速度計測が可能な自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測手法^[10]を利用した計測システムを提案する。以下に、その計測原理と、実現に向けて解決すべき問題点について述べる。

図 2.7 に示すように提案する計測システムでは、まず、半導体レーザ(LD)に対して鋸波変調をかけた電流を注入する。半導体レーザの注入電流と発振波長の間には、線形性があると仮定して、図 2.8 に示すように、発振周波数も鋸波状に変化する。次に、図 2.7 のマイケルソン干渉計に半導体レーザからのレーザ光を通した場合の光の干渉を考える。ここでたとえば、参照ミラーからの参照光(Reference light)の光路よりも、振動速度を計測する対象構造物の振動面(以下、音響放射面と記す)からの反射光(Reflected light 1)の光路を長くする。この場合、参照光と反射光との光路差によってフォトダイオード(PD)に到達する光に図 2.9 に示すような時間差 Δt_1 (s)が生じる。その時間差によって到達する光の周波数に差が生じる(自己遅延ヘテロダイン^[11])ため、干渉によって以下に示す周波数 f_{B1} (Hz)のビート信号が発生する^[10]。

$$f_{B1} = \frac{\beta \cdot \Delta i \cdot \Delta d_1}{c_o} f_m \quad (2.16)$$

ここに、 f_m は半導体レーザへの注入電流(鋸波)の変調周波数 (Hz)、 Δi は変調振幅 (A)、 β は半導体レーザへの注入電流と発振周波数の変化率 (Hz/A)、 Δd_1 は音響放射面からの反射光と参照光との光路差 (m)、 c_o は光速 (m/s)である。

第2章 表面音響インテンシティの計測原理とセンサプローブの提案

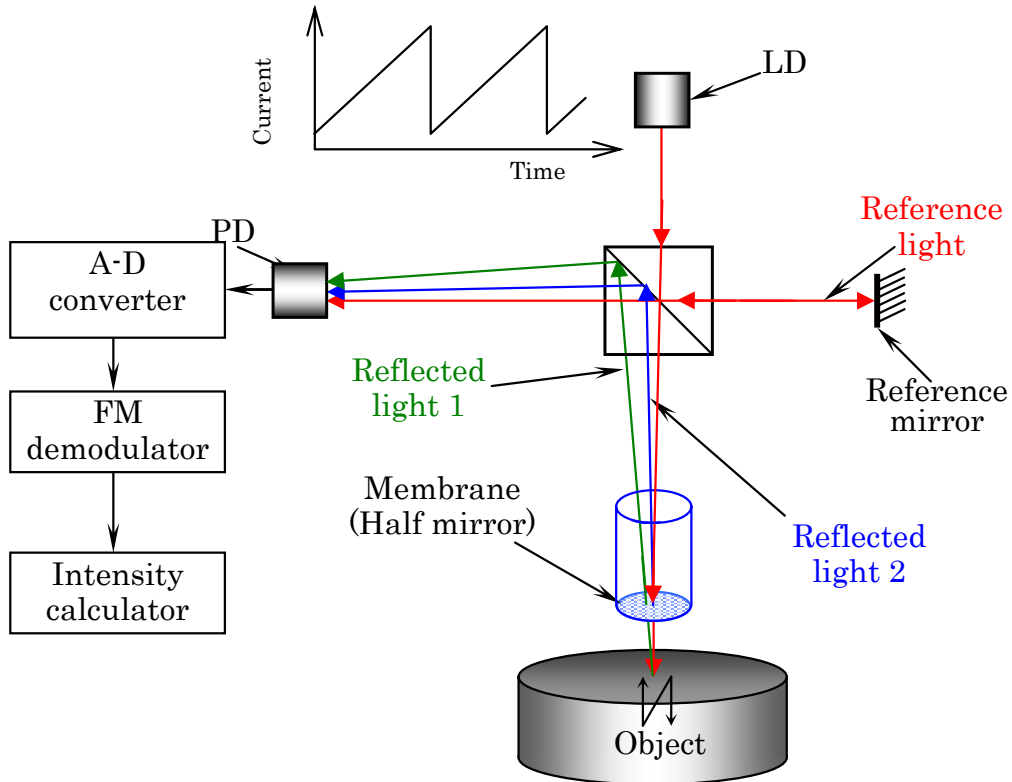


図 2.7 自己遅延ヘテロダイン法による振動速度計測を利用した計測システム

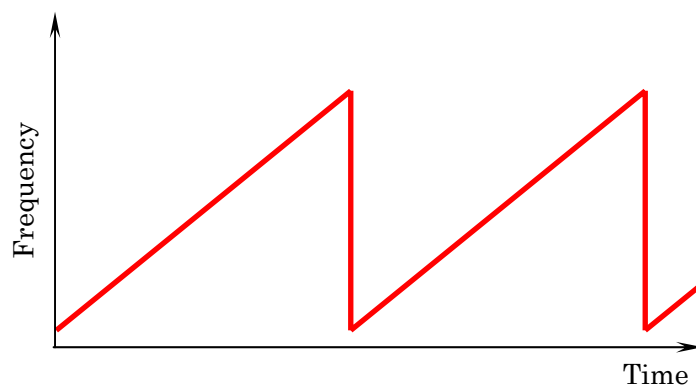


図 2.8 鋸波変調された注入電流による半導体レーザの発振周波数の時間変化
(概念図)

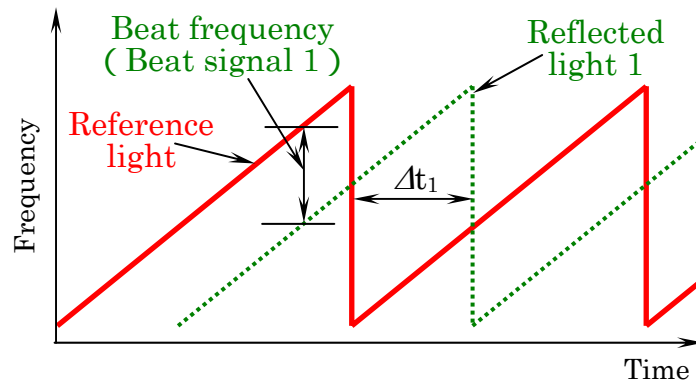


図 2.9 参照光と音響放射面からの反射光の周波数時間変化
(概念図)

このとき、音響放射面の近傍にハーフミラー薄膜を置くことを考える。薄膜は、周囲の音圧の変化によって振動しているものと仮定する。その場合、音響放射面からの反射光(Reflected light 1)の光路よりも、薄膜からの反射光(Reflected light 2)の光路が短くなる。よって、参照ミラーからの参照光(Reference light)と薄膜からの反射光(Reflected light 2)の光路差 Δd_2 は、 Δd_1 よりも短くなり、フォトダイオードに到達する光の時間差 Δt_2 は、図 2.10 に示すように、 Δt_1 より小さくなる。したがって、図 2.11 に示すように、参照ミラーとの干渉による音響放射面とのビート信号 f_{B1} よりも低い周波数のビート信号 f_{B2} が発生する。

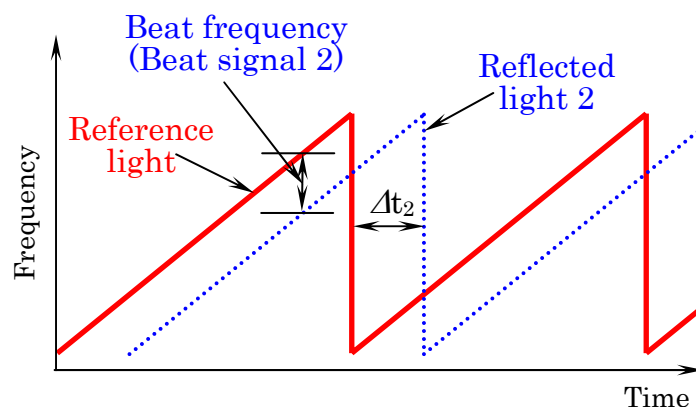


図 2.10 参照光とハーフミラー薄膜からの反射光の周波数時間変化
(概念図)

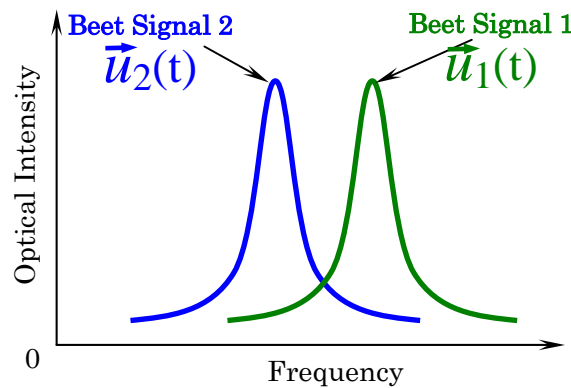


図 2.11 参照光と音響放射面からの反射光によるビート信号および参照光とハーフミラー薄膜からの反射光によるビート信号の関係 (概念図)

それらのビート信号は、次式に示すようにハーフミラー薄膜または音響放射面の振動速度 $\vec{u}(t)$ (m/s) に比例したドップラシフト $\Delta\vec{f}(t)$ (Hz) を受けている。

$$\Delta\vec{f}(t) \approx \frac{2\vec{u}(t)}{c_o} f_o \quad (\because c_o \gg u(t)) \quad (2.17)$$

ここに、 f_o は、半導体レーザの発振周波数である。これらのビート信号を個別に FM 復調することにより、音響放射面の振動速度 \vec{u}_1 (m/s) とハーフミラー薄膜の振動速度 \vec{u}_2 (m/s) を同時計測することができる。ここで、あらかじめ、ハーフミラー薄膜の振動速度 \vec{u}_2 (m/s) と音圧 p (Pa) の振幅および位相関係を明らかにしておくことにより、薄膜の振動速度から構造物の音響放射面近傍の音圧を算出することができる。これらの計測値を用いて、2.10 式から音響インテンシティ \vec{i} (W/m^2) が求められる。したがって、一つの光学系によって、音響放射面の振動速度 $\vec{u}(t)$ (m/s) と近傍の音圧 $p(t)$ (Pa) を同時に計測することができる。合わせて、信号処理のデジタル化により処理過程および装置を簡略化できる。従来のレーザドップラ振動計を用いた計測システムでは、マイクロホンと組み合わせた 2 系列の信号処理系が必要であり、その上、1 点の計測しか行えなかった。提案した計測システムは、原理上、複数の音響放射面の振動速度と、複数の薄膜の振動速度を一つの光学系および信号処理系によって計測することが可能である。従来のレーザドップラ振動計を用いた計測システムと比較して、小型化あるい

はアレイ化が容易な計測システムが構築できるという利点がある。また、空中超音波ドップラセンサプロブによる計測システムにおいて述べたと同様に、信号処理のほとんどの過程を、1 台の計算機でデジタル処理することにより、装置の簡略化が図れるほか、チャンネル間補正を行う必要がない。このことから従来よりもアレイ化に適した計測方法であると考えられる。

一方、自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法では、半導体レーザに注入する電流と発振波長の間には線形性があることが前提となる。しかし、半導体レーザには、温度変化や注入電流の変化によって、モードホップ^[12]と呼ばれる現象が生じ、線形性が保たれないことがある。また、光学系においてビート信号の周波数を決定する場合には、反射光と参照光との光路差 Δd (m) のほかに、半導体レーザへの注入電流(鋸波)の変調周波数 f_m (Hz)、変調振幅 Δi (A)、注入電流と発振周波数の変化率 β (Hz/A)、すなわち半導体レーザの仕様を考慮しなければならない。したがって、光学系を小型化するための設計段階においては、 Δd 以外に、あらかじめ半導体レーザの注入電流と発振波長の関係を明らかにし、局所的にでも線形性がある部分を見出すなど、半導体レーザの性能を明らかにする必要がある。

次に、提案した計測システムでは、ハーフミラー薄膜の振動速度を計測することにより、音圧に相当する計測値が得られることを前提としている。したがって、音響インテンシティを算出する過程において、ハーフミラー薄膜の振動速度を音圧に換算する方法を確立することが重要である。

最後に、信号処理および装置の簡略化のために、振動速度 \bar{u} (m/s) を算出する際のドップラシフト量を検出 (FM 復調) する方法として、デジタル信号処理を採用しようとしている。したがって、ビート信号の周波数の上限は、ADC の性能によって制限される。また、計測できる振動速度振幅の最大値は、2 つビート信号の周波数差によって決まるため、実現できる光軸上の奥行き分解能を左右する。これら多数の要因を考慮し、最適な光学系を設計する方法を見出す必要があると考えられる。

2.5 第2章のまとめ

本章では、表面音響インテンシティ法における計測原理と計測原理上の課題について述べた。また、それらの課題を解決し、実用化に向けて計測における時間的・経済的成本を軽減できる3方式のセンサプローブを提案し、それぞれの方式によって解決しようとする課題、計測原理と問題点について述べた。以下に概要をまとめる。

1) 計測原理上の課題

- ✓ 音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2)の算出過程において、音響放射面の振動速度 \bar{u} (m/s)と近傍の音圧 p (Pa)の計測位置の違いによって生じる時間差 Δt (s)、すなわち位相差 ϕ (deg)を補償する必要がある。
- ✓ 位相差 ϕ (deg)を生じさせる原因である音響放射面からマイクロホンまでの距離 d (m)をあらかじめ決定しておき、その位置にマイクロホンを正確に設置する必要がある。

2) 押し当て式プローブの優位点と問題点

● 優位点

- ✓ 振動ピックアップとマイクロホンをシリコンゴムによって一体化することにより、先端部分を構造物に押し当てるだけで音響放射面の振動速度と近傍の音圧が計測できる。
- ✓ 任意の位置に短時間でプローブを設置でき、多点の移動計測における時間的コストが軽減できる。
- ✓ 常に振動面から一定の距離における音圧が計測できる。

● 問題点

- ✓ 押し当て振動計測における設置共振により、高周波数で計測誤差が増大する。
- ✓ マイクロホンに伝搬する振動により音圧計測に誤差が生じる可能性がある。
- ✓ 一体化したことにより、マイクロホンの感度および指向性が変化する可能性がある。

第2章 表面音響インテンシティの計測原理とセンサプロープの提案

- ✓ 振動ピックアップの筐体が音響放射面近接の音場を乱す可能性がある。

3) 空中超音波ドップラプロープの優位点と問題点

● 優位点

- ✓ 音響放射面の振動速度計測と近傍の可聴音の音圧計測を1つの広帯域マイクロホンによって実現できる。
- ✓ 1つのマイクロホンでの計測およびデジタル信号処理による処理過程の簡略により、従来よりもアレイ化に適した計測方法である。
- ✓ 振動速度と音圧を同じ位置で計測するため、両者の位相差が小さく、従来の計測に比べて位相補償が容易であり、計測誤差も小さくできる。

● 問題点

- ✓ マイクロホンは無指向性に近い音圧感度特性があり、超音波送波器からマイクロホンに直接入射する直接波が、構造物の振動速度に比例したドップラシフトを受けた反射波よりも大きくなると振動計測不能となる可能性がある。

4) 自己遅延ヘテロダインレーザドップラプロープの優位点と問題点

● 優位点

- ✓ 多点の振動速度計測が可能な自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測手法を利用し、音響放射面の振動速度計測と近傍に設置した薄膜の振動速度による音圧計測を一つの光学系によって実現できる。
- ✓ 1つの光学系およびデジタル信号処理による処理過程の簡略により、従来よりもアレイ化に適した計測方法である。
- ✓ 振動計測における空間分解能が高い。
- ✓ 高温度および温度変化を伴う計測対象にも適応できる。

● 問題点

- ✓ 音響放射面近傍に設置した薄膜の振動速度を計測することで、音圧に換算する方法を確立する必要がある。

第2章 表面音響インテンシティの計測原理とセンサプローブの提案

- ✓ 光学系に対して、必要な振動速度および音圧振幅範囲に合わせた光軸上の奥行き分解能を持たせる設計方法および指針が必要である。

参考文献

- [1] LL. Beranek, “Acoustical Measurements”, Acoustical Society of America, Chap. 5 (1988)
- [2]大久保信行:「モーダル解析と表面インテンシティによる音場の可視化」, 騒音制御, Vol. 15, No. 4, pp.27-30 (1991)
- [3] LL. Beranek, “Noise and vibration control”, McGraw-Hill, New York, Chap. 3 pp. 46-51 (1988)
- [4]Harris CM, Piersol AG : “Shock and vibration handbook” McGraw-Hill, New York, Chap. 15 pp. 15.13-15.23 (2002)
- [5]A. Yokota, Y. Tokita, H. komura, K. Suzuki : “The accuracy of absolute calibration of vibration pickups and a new calibration method using separate mountings”, J. Acoust. Soc. Jpn. Vol. 9, No. 4, pp.159-169 (1988)
- [6]Thomas H. Hodgson, Du H. Chun : “Development of a surface acoustic intensity probe”, Proceedings of inter-noise 84, pp. 1087-1092 (1999)
- [7]里村茂夫: “新しい振動測定方式”、電気通信学会誌、第38巻8号、pp.24-25、(1955)
- [8]S.K. Mitra : “Digital Signal Processing, Second edition”, McGraw-Hill, New York, Sections 4.4.2 and 8.2.5 (2001)
- [9]R. Morikawa, H. Yuzaki, K. Nakamura and S. Ueha : “Ultrasonic transducer array for structural intensity measurements”, Jpn. J. Appl. Phys. Vol. 35, pp.2080-3083 (1996)
- [10]澤田徹, 小池俊之, 小池義和, 中村健太郎, 上羽貞行: “光波長掃引光ヘテロダイオン法による粒子速度の空間位置分解測定”、日本音響学会講演論文集, p. 1047, 2000年5月
- [11]山口一郎, 角田義人: 「半導体レーザと光計測」, 日本分光学会、東京、第4章(1992)
- [12]末松安晴、伊賀健一: 「光ファイバ通信入門」, オーム社、東京、pp. 112-119 (1989)

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

3.1 はじめに

第1章において述べたように、これまでの表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) 計測では、計測原理に起因した問題によって生じる多数点の移動計測における時間的コストの軽減が課題の一つであった。そこで、押し当て式振動計測と振動絶縁という2つの相反する技術を応用し、振動ピックアップとマイクロホンを一体化することで、音響放射面に接触させるだけで任意の点での音響インテンシティ計測が行えるセンサプローブを提案した。本章では、第2章で述べた押し当て式センサプローブを用いた計測における問題点を解決する手段について述べる。

3.2 押し当て式センサプローブの構造

振動ピックアップとマイクロホンを一体化したセンサプローブを構成すれば、先端部分を 0.5 kgf から 1 kgf (1 kgf=9.8 N) の力で構造物に押し当てるだけで簡単に放射面の振動速度 \bar{u} (m/s) が計測でき、しかも常に振動面から一定の距離における音圧 p (Pa) の同時計測が実現できる。しかし、第2章で述べたように、音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測に適用するには、音圧計測においても振動計測においても、さまざまな問題が生じる可能性が考えられる。そこで、まず、図 3.1 に示すようにマイクロホンのグリッド部分と振動ピックアップの筐体部分の間にシリコンゴムを挿入することで、マイクロホン筐体に伝搬する音響放射面の振動を絶縁することができれば、音圧計測に与える振動伝搬の影響を軽減できると考えた。また、マイクロホンのグリッド径以下の大きさの振動ピックアップを使用すれば、振動ピックアップの筐体によってマイクロホンの音圧感度および指向性が影響を受ける可能性は小さくなると考えた。シリコンゴムはマイクロホンのグリッド径よりも小さく、振動ピックアップと同径の直径 6 mm、厚さ 5 mm、ゴム硬度 A10^[1,2] のものを使用しており、圧縮型防振ゴムの役割を果たすとともに、ゴムの弾性により振動ピックアップの受感面を構造物に対して確実に密着させることができる。

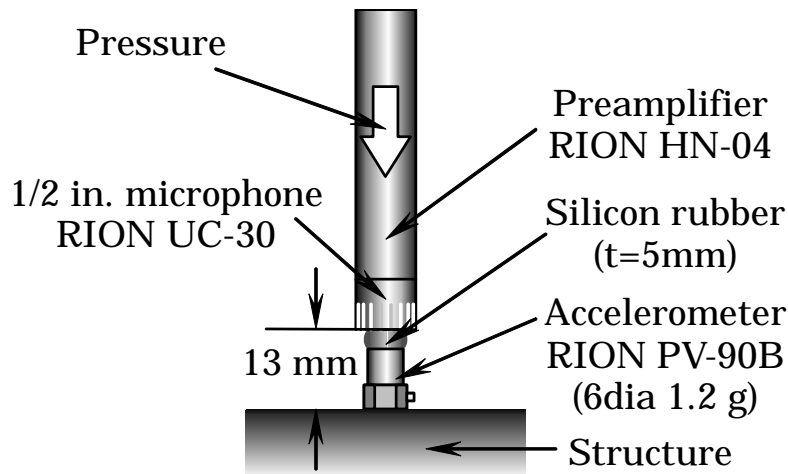


図 3.1 マイクロホングリッドと振動ピックアップの筐体をシリコンゴムにより接続した一体型センサプローブ

一方、マイクロホンの動作チェックや感度校正を従来と同様の方法によって行えるようにするために、図 3.2 に示すような金属性のピックアップカバーを介してマイクロホングリッドと結合する方式も提案した。この方式では、マイクロホングリッドに直径 3 mm のねじが取り付けられており、ピックアップカバーに空けられたねじ穴を利用して、両者をねじ式で連結している。したがって、簡単に脱着が可能となっている。また、ピックアップカバーとマイクロホングリッドの直径を同じにすることで、ピックアップカバーがあることによる音圧感度および指向特性への影響を小さくする配慮を行っている。振動ピックアップとピックアップカバーはせん断型の防振ゴムによって結合されている。この方式によりマイクロホンはピストンホン^[3]などの従来の校正器によって簡単に校正および動作チェックが可能となる。また、振動ピックアップにおいてもピックアップカバーごと振動校正器^[4]などによって従来と同様、簡単に校正および動作チェックが可能となる。

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

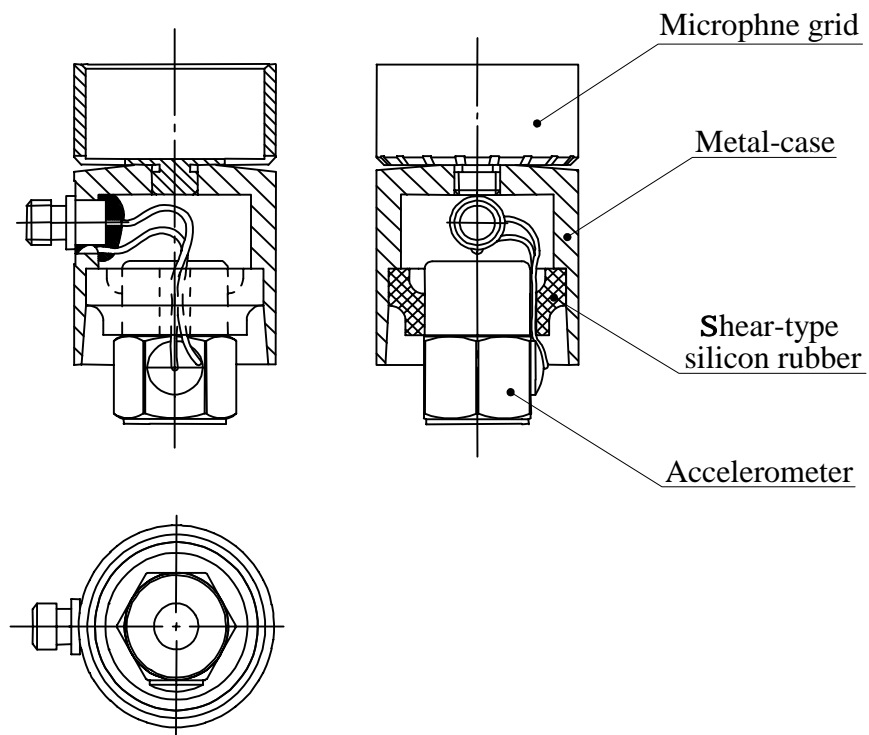


図 3.2 ピックアップカバーを用いた結合方式による押し当て式センサプローブ

3.3 センサプローブの計測性能

提案したセンサプローブは、マイクロホンのグリッド部分と振動ピックアップの筐体をシリコンゴムで連結し、振動伝搬の影響を軽減する構造になっているため、センサプローブのマイクロホンによる計測可能な音圧の周波数範囲は、シリコンゴムの振動絶縁効果が得られる範囲に限定される。音圧計測の面から、音響インテンシティ \bar{i} (W/m^2) を算出する場合の周波数範囲が限定されることになる。また、押し当て式振動計では、接触共振現象の影響による計測誤差が生じ、振動ピックアップを振動面に固定する方法に比べて計測可能な周波数範囲が狭いという問題点がある。すなわち、振動計測の面からも音響インテンシティ \bar{i} (W/m^2) を算出する場合の周波数範囲が決定される。そこで、押し当て式センサプローブによる音圧計測および振動計測における計測可能な周波数範囲を実験的に検討した。

3.3.1 音圧計測における計測周波数範囲

図 3.3 に示すようにシリコンゴム（直径 6 mm、厚さ 5 mm、ゴム硬度 A10）の振動絶縁効果を図 3.4 に示す実験装置を用いて確認する。その方法はまず、小型振動ピックアップ(RION PV-90B)を導電型加振器の加振台に設置する。その上に、シリコンゴムとマスに乗せ 1 次の共振系を作る。次に、加振器の振動台を 0.5 G ($1 \text{ G} = 9.8 \text{ m/s}^2$) でランダム加振している条件において、振動ピックアップによって計測される振動とマスに伝搬する振動の伝達特性を算出すれば、シリコンゴムの振動絶縁効果が把握できる。マスに伝搬する振動は、マスの上部に取り付けた小型振動ピックアップで計測する。マスの質量（マス上部の振動ピックアップの質量を含む）を 1 g、10 g、50 g、100 g、200 g に変化させたときのシリコンゴムの振動絶縁効果を図 3.5 に示す。図 3.5 は、加振器の振動台に取り付けた振動ピックアップとマスの上部に取り付けた振動ピックアップの出力間の周波数応答を示している。正数は振動台の振動振幅よりもマスに伝搬した振動の振幅が大きいことを示している。一方、負数は、マスの振動振幅が小さくなっていること、つまり、シリコンゴムの振動絶縁効果を示していることになる。図 3.5 からマスの質量が増加するにしたがって、振動絶縁効果が大きくなり、その周波数範囲が低周波数域に拡大している。一つの目安として 100 Hz 以上の周波数で除振効果を得ようとするれば、マスの質量、すなわちセンサプローブで考えれば、マイクロホンとマイクロホンのプリアンプの質量を 200 g 以上とする必要があることがわかる。

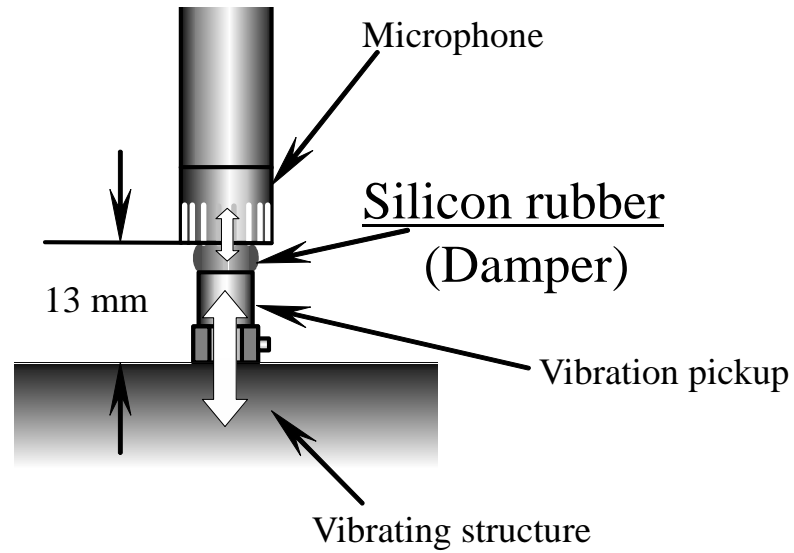


図 3.3 シリコンゴムによるマイクロホンの振動絶縁構造

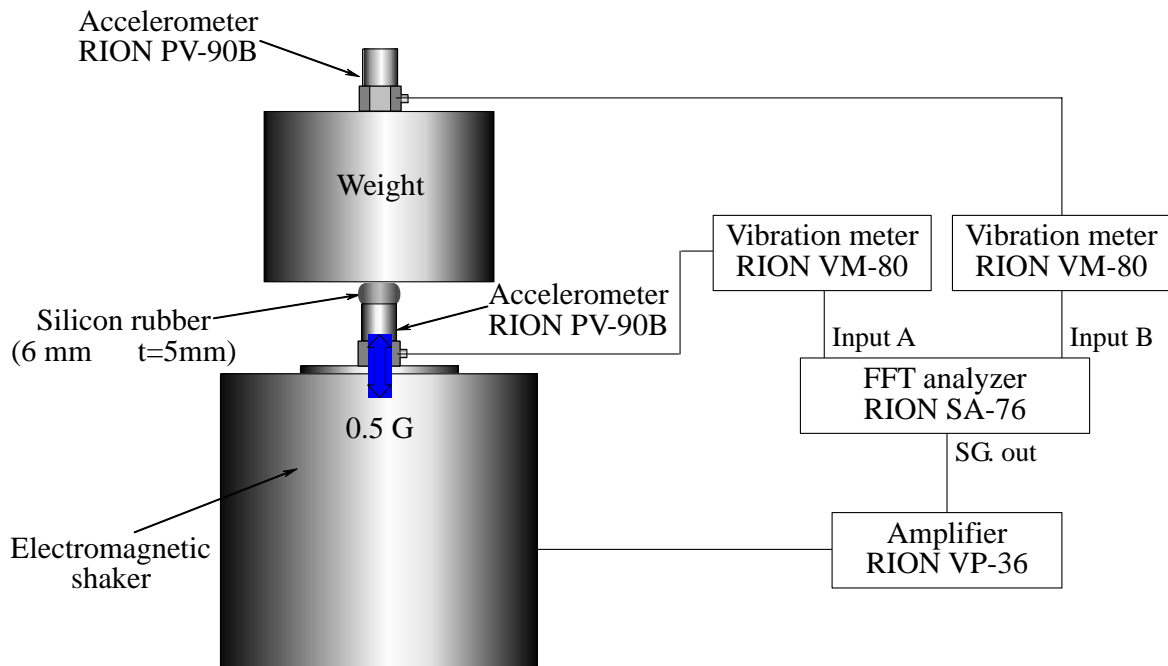


図 3.4 シリコンゴムをばねとした振動系の振動伝達特性計測系

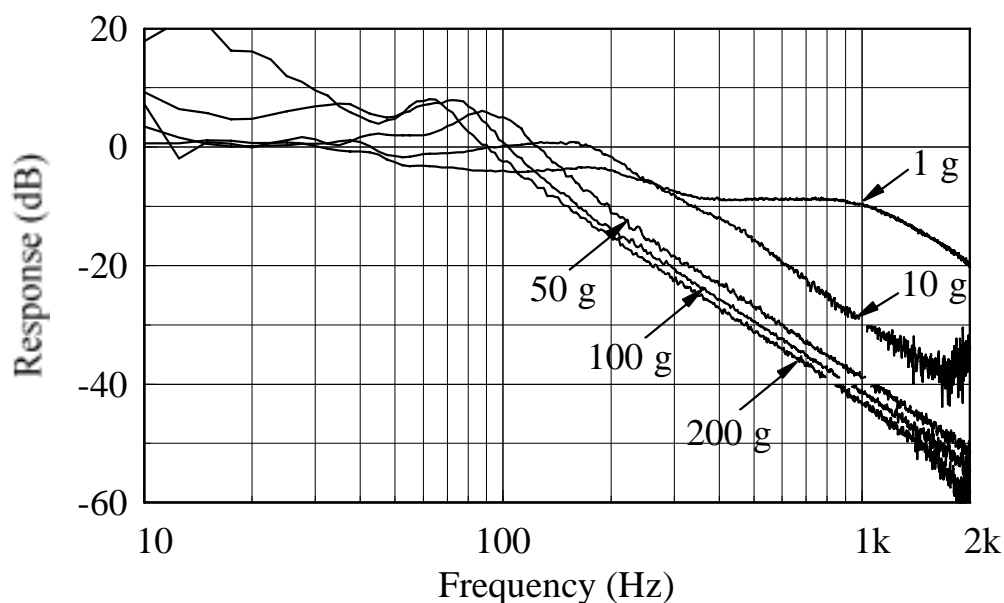


図 3.5 シリコンゴムの振動絶縁効果（加振器の振動台に取り付けたピックアップとマスの上部に取り付けた振動ピックアップの出力間の周波数応答）

次に、図 3.6 に示す実験系を用いて、実際の音響インテンシティ計測時と同条件において、押し当て式センサプローブを 0.5 G でランダム加振し、音圧計測におけるシリコンゴムの振動絶縁効果を確認した。マイクロホンとマイクロホンのプリアンプの質量は約 250 g あり、図 3.5 より、100 Hz 以上の周波数でシリコンゴムによる除振効果が得られていると考えられる。実験では、マイクロホングリッドをふさぐことで音圧によるマイクロホンの応答を排除し、振動によるマイクロホンの応答だけを検出した。また、センサプローブのシリコンゴムを取り除き、マイクロホングリッドと振動ピックアップの筐体を接触させたときのマイクロホンの応答も計測した。合わせて、加振器を停止させたときの応答も計測した。実験結果を図 3.7 に示す。

シリコンゴムを取り除き、マイクロホングリッドと振動ピックアップの筐体を接触させた場合（図中の Touched）には、約 1.5 kHz で 60 dB を超える応答があるなど、振動ピックアップの筐体を介して振動台の振動がマイクロホンに伝搬していることがわかる。一方、マイクロホングリッドと振動ピックアップの筐体の間にシリコンゴムを挿入し、振動絶縁した場合（図中の Dumped）のマイクロホンの応答は、7 kHz 以下の周波数範囲において大幅に減少している。2 kHz から 7kHz までの周波数範囲では、加振器を停止させたときの応答（図中の B.G.N.）とほぼ等しい結果となっており、シリ

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

コンゴムを挿入したことにより、十分な振動絶縁効果が得られていることがわかる。また、100 Hz から 2 kHz の周波数範囲では、加振器を停止させたときの応答 (B.G.N.) よりも 10 dB 程度大きな応答が現れているが、ほとんどの周波数において接触させた場合 (Touched) の応答よりも 20 dB 以上小さくなっている。したがって、100 Hz から 7 kHz の周波数範囲では音圧計測に誤差が生じる可能性は小さいものと考えられる。

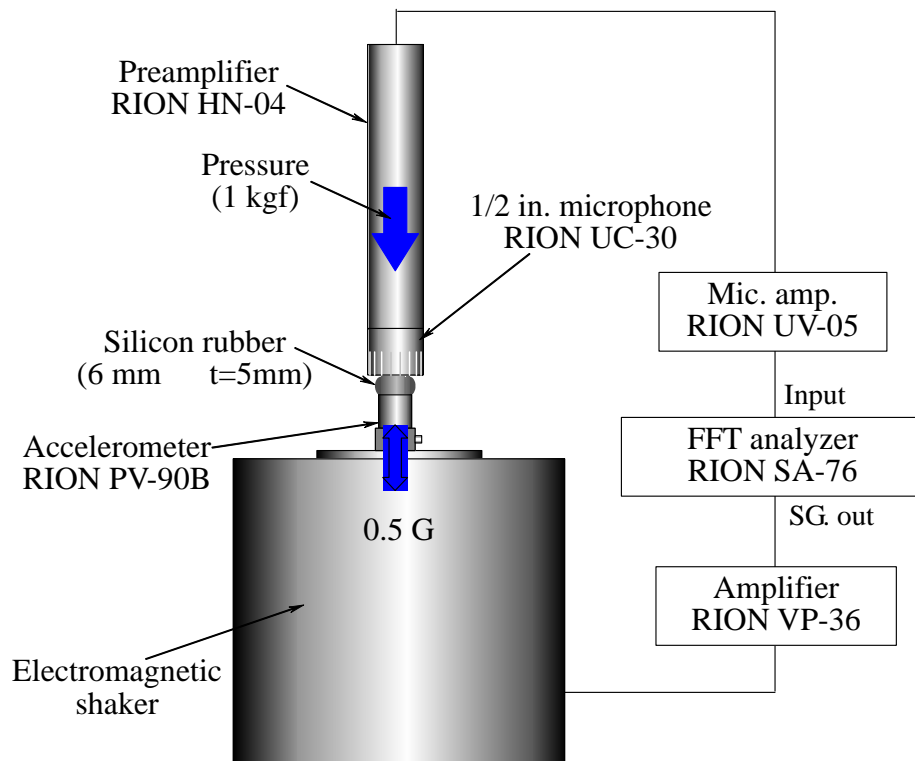


図 3.6 押し当て式センサプローブの加振実験装置

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

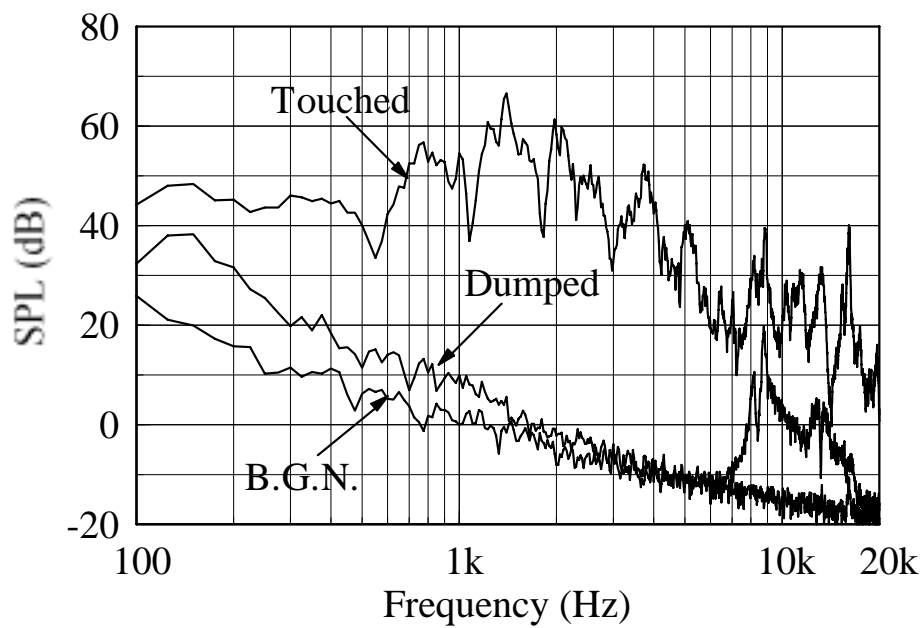


図 3.7 音圧計測におけるシリコンゴムの振動絶縁効果(センサプローブをランダム加振(0.5 G)した時のマイクロホンの応答)

3.3.2 振動計測における計測周波数範囲

押し当て式振動計では、振動面に固定する形式の振動ピックアップに比べて計測できる周波数範囲が狭いという問題点がある。特に高周波数の振動計測には不向きであるといわれている^[4]。その主な原因は、接触共振現象^[5]の影響である。押し当て式振動計では、センサの先端部分と構造物との接触面が局部的に変形することでばねとして作用する。そのばねとセンサの質量で構成される振動系によって共振現象が生じ、その影響が無視できる周波数範囲においてのみ、正確な振動計測が行える。

押し当て式振動計(RION PV-55)を例に、図 3.8 に示す標準ピックアップを用いた振動センサの感度および位相校正装置により、接触共振特性を計測した。校正装置に使用した標準ピックアップ(RION PV-03)は頭頂部に受感面を持つ構造になっている。また、受感面は凹凸のない滑らかなステンレス製である。加振器により標準ピックアップの受感面が 0.5 G でランダム加振されているときにペンシル型センサの先端部分を 1 kgf の力で押し当てたときの接触共振特性を図 3.9 に示す。

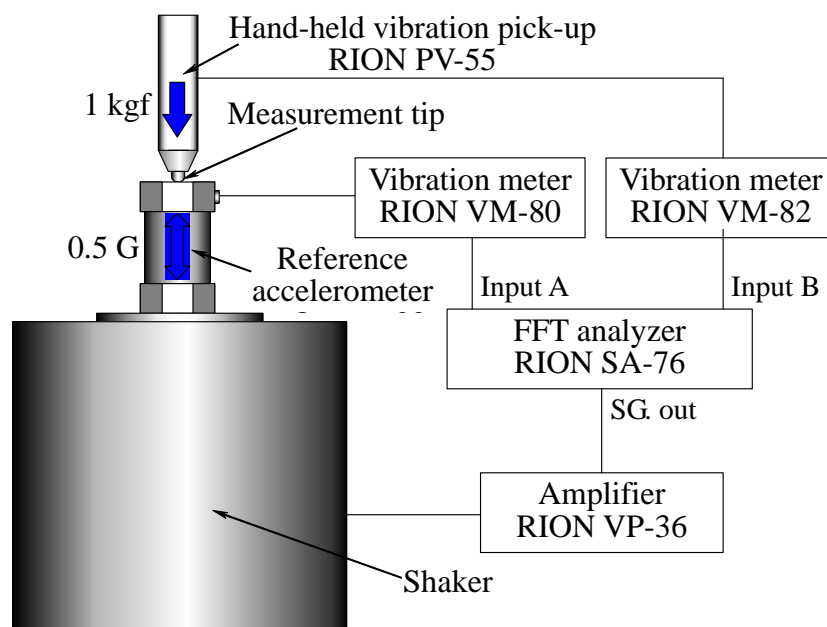


図 3.8 標準ピックアップを用いた押し当て式振動計の校正装置

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

図 3.9 は、標準ピックアップと押し当て式振動計の出力間の振幅と位相の周波数応答を示している。振幅の周波数応答より、共振点が約 7 kHz に存在することがわかる。振幅および位相ともに接触共振の影響により、2 kHz 以上では、計測誤差が生じると考えられる。音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測では、より高い周波数域での計測が要求される場合がある。また、前述のように提案したセンサプローブでは、100 Hz から 7 kHz の周波数範囲で、音圧計測可能性であることが明らかになった。したがって、接触共振現象による共振点をできる限り高い周波数に移動させ、7 kHz 以下での接触共振の影響を小さくすることが要求される。そのためには、センサの質量を軽くすること、ばね定数を小さくすることが必要である。

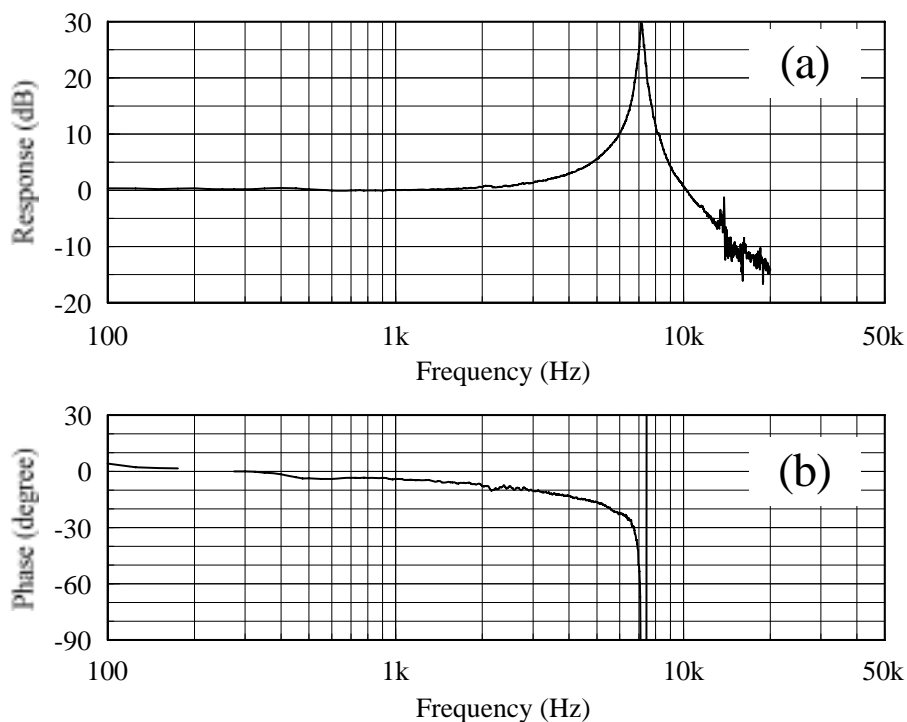


図 3.9 押し当て式振動計(RION PV-55)の接触共振特性：(a) 感度特性 (b) 位相特性

そこで、センサの軽量化には、質量が 1.2 g の小型振動ピックアップ(PV-90B)を使用することで対応した。一方、ばね定数の低減には、センサと構造物との接触面を広くすることで対応できると考え、図 3.10 に示すように振動ピックアップに対して異なる設置面積の先端部分を持たせて接触共振特性を比較した。接触共振特性を計測した振動センサの感度および位相校正装置を図 3.11 に示す。直径 4 mm の鋼球を振動ピック

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

アッパの先端部分に使用した場合には、標準ピックアップの受感面とは点接触の条件であると考えられる。また、直径3 mmのねじおよび直径6 mmの振動ピックアップの設置面での接触条件では、それぞれ面全体で接触していると考えることができる。加振器を0.5 Gでランダム加振している条件において、小型振動ピックアップの先端部分を1 kgfの力で標準ピックアップの受感面に押し当てたときの接触共振特性を図3.12に示す。

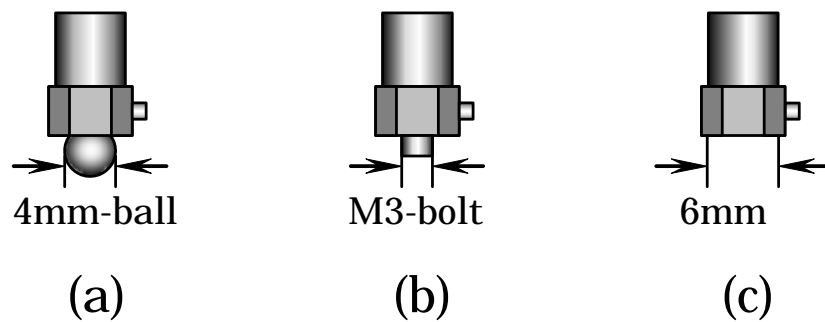


図 3.10 センサプローブに用いた小型振動ピックアップ(PV-90B 1.2 g)の接触条件
 (a) 直径4mmの鋼球 (With steel-ball) (b) 直径3 mmのねじ (With steel-bolt)
 (c) 直径6 mmの設置面全体 (Without tip)

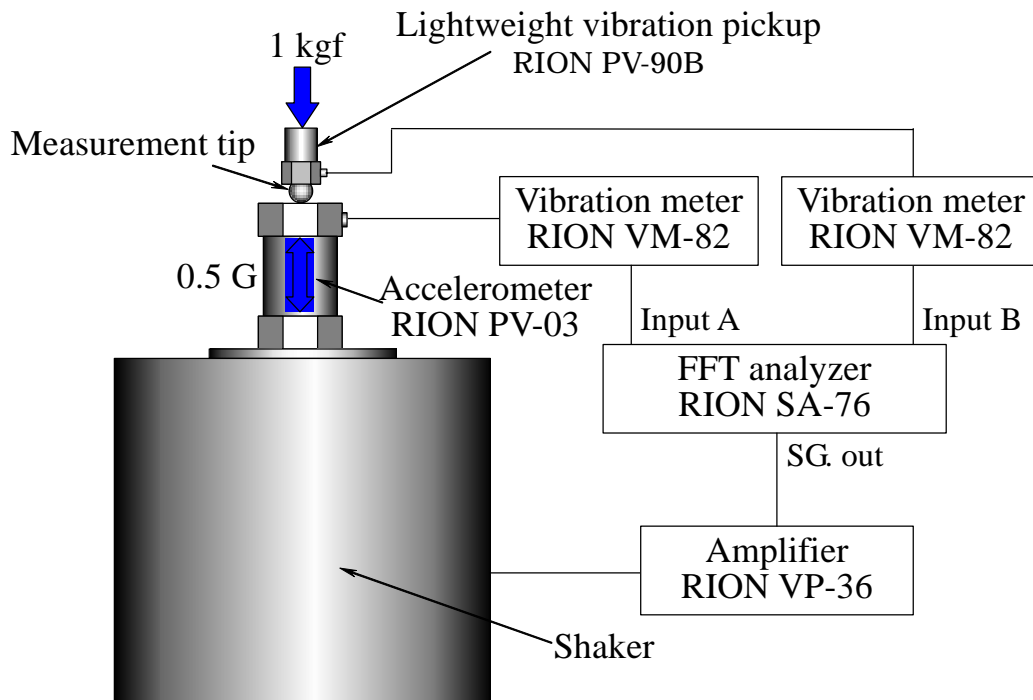


図 3.11 小型振動ピックアップの押し当て振動計測による接触共振特性の計測装置

図3.12は、標準ピックアップと押し当て式振動計の出力間の振幅と位相の周波数応答を示している。図3.12(a)に示した振幅の周波数応答より、振動ピックアップと振動面の接触条件が直径4mmの鋼球(図中の With steel-ball)の場合には、11 kHz 付近に接触共振現象による共振点が現れていることがわかる。また、この共振現象によって、約3 kHz以上の周波数では、実際の振動振幅よりも大きい値の振動振幅であると計測されてしまい、これが、音響インテンシティ I (W/m^2)を算出する上での誤差要因になってしまう。したがって、直径4 mmの鋼球を用いた点接触条件における計測では、3 kHzが計測可能な上限周波数となる。同様に、直径3 mm ねじ(図中の With steel-bolt)では5 kHz、直径6 mmの振動ピックアップの設置面全体(図中の Without tip)で接触させた場合には、8 kHzまでの周波数範囲において接触共振の影響を受けずに振動計測が可能であると考えられる。

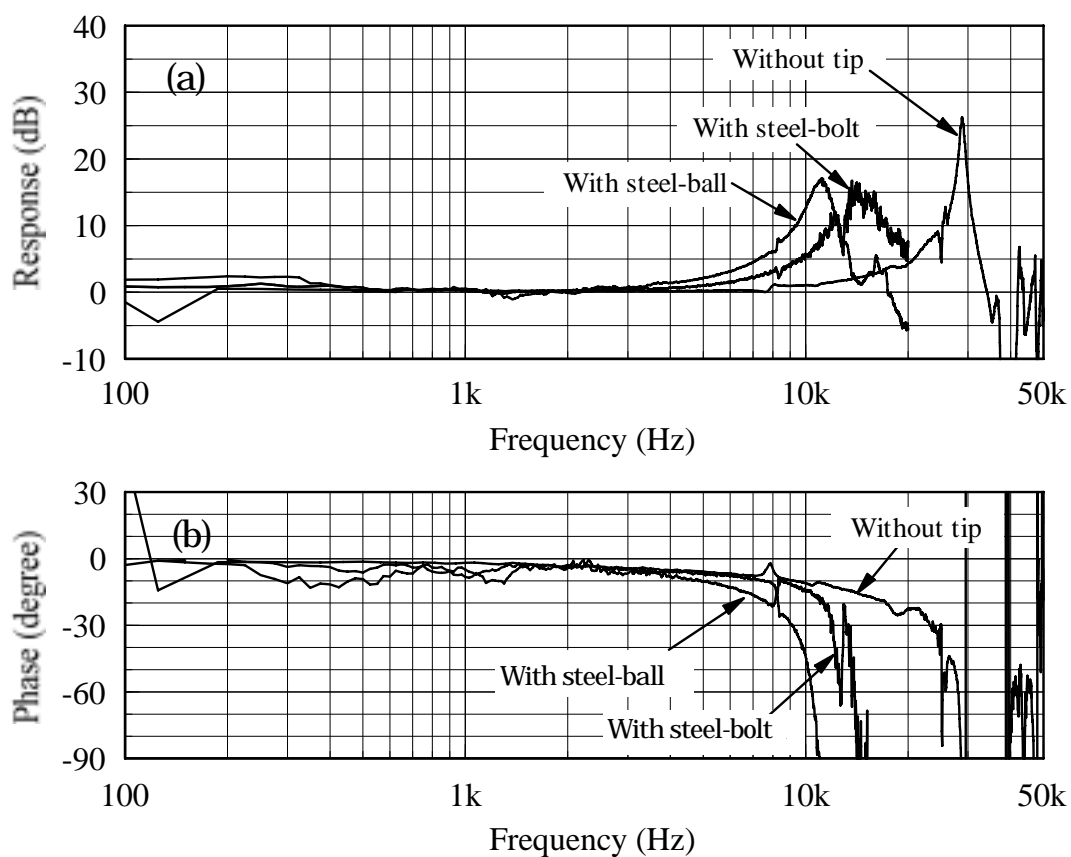


図 3.12 小型振動ピックアップ(PV-90B 1.2 g)の接触共振特性

(a) 感度特性 (b) 位相特性

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

一方、図3.12(b)に示した位相の周波数応答からは、直径4 mmの鋼球（図中の With steel-ball）の場合、3 kHzでは約5°、直径3 mmねじ（図中の With steel-bolt）の5 kHzにおいても約5°、直径6 mmの振動ピックアップの設置面全体（図中の Without tip）で接触させた場合には、8 kHzにおいて約10°の位相遅れが生じていることがわかる。これらの計測上の位相誤差は、2.10式を用いて音響インテンシティ \bar{I} (W/m²)を算出する過程において、振動面とマイクロホンの間隔による位相差($\phi_d = 360 \cdot d \cdot f / c$)とともに補正可能である。

これらの結果から、計測対象の音響放射面が凹凸のない滑らかな平面であれば、振動ピックアップの先端部分に直径4 mmの鋼球取り付けることによる点接触条件において3 kHzまでの周波数範囲において振動計測が可能であると考えられる。同様に直径3 mmねじの面全体で接触している場合には、5 kHz、直径6 mmの振動ピックアップの設置面全体での接触条件では、8 kHzまでの周波数範囲において振動計測が可能であると考えられる。したがって、振動計測の面から音響インテンシティ \bar{I} (W/m²)の計測可能な上限周波数は計測対象の音響放射面と振動ピックアップの接触条件によって決定されることになる。

3.4 センサプローブの音圧感度と音圧感度指向特性

試作した押し当て式センサプローブでは、図 3.1 および図 3.2 に示すように、シリコンゴムと振動ピックアップ、またはピックアップカバーがマイクロホングリッドの前面を塞ぐ構造になっている。それらは、マイクロホンのグリッド径 (13 mm) 以下の大きさ (直径 6 mm)、または同径とすることで、マイクロホンの音圧感度および指向特性への影響を小さくするように配慮されている。ここでは、1/2 in. マイクロホン単体と図 3.2 に示すピックアップカバーを取り付けた場合での音圧感度差と指向性を計測し、その影響について検証した。

3.4.1 音圧感度特性

通常、マイクロホンの感度特性の計測は、ピストンホンなどの校正器を用いて行う。ただし、ここでは、マイクロホングリッドの前面に振動ピックアップなどが取り付けられた場合に、マイクロホン単体での感度特性がどう変化するかを検討する必要があるため、ピストンホンなどでの計測は不可能である。そこで、まず、図 3.13 に示すように自由音場 (無響室内) において点音源 (12 cm スピーカ) からランダムノイズを発生し、1 m の距離においてマイクロホン正面での音圧感度を計測した。次に、マイクロホングリッドにピックアップカバーを取り付け、同様の計測を行った。

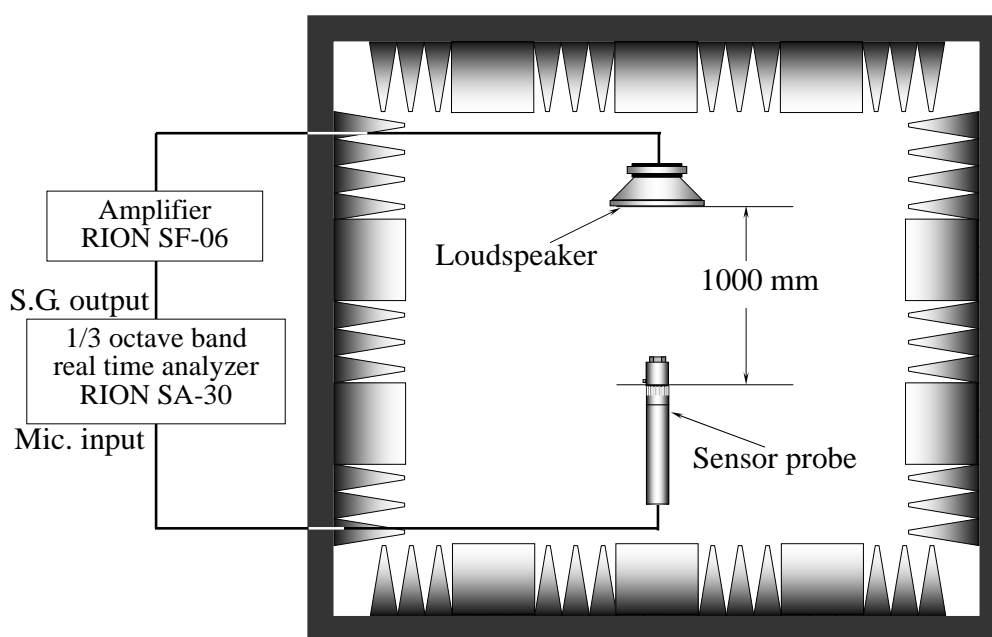


図 3.13 センサプローブの音圧感度および指向特性の計測系

Fig. 3.14 は、両者のレベル差を 50 Hz から 16 kHz までの 1/3 オクターブバンドごとに示したものである。前節で示したように、試作したセンサプローブの計測可能周波数範囲は 100 Hz から 7 kHz とされた。図 3.14 からそれらの周波数範囲では、ピックアップカバーを取り付けたことによる音圧感度の変化は ± 1 dB 以内である。マイクロホングリッドにピックアップカバーを取り付けることによる音圧感度への影響は無視できると考えられる。

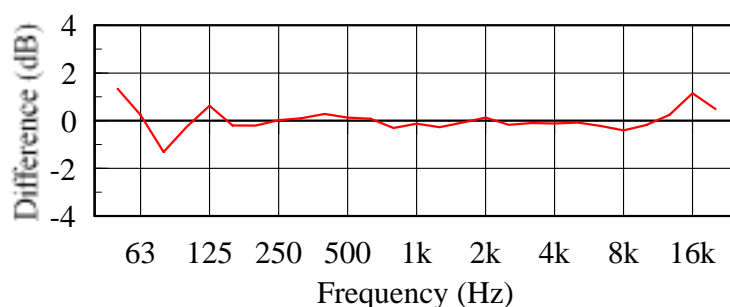


図 3.14 ピックアップカバーを取り付けることによる音圧感度への影響

3.4.2 音圧感度指向特性

音圧感度指向特性についても、図 3.13 の計測系を用いて音源から 1 m において計測した。マイクロホン単体の指向性を図 3.15 に、マイクロホングリッドにピックアップカバーを取り付けた場合の指向性を図 3.16 に示す。図では、マイクロホン正面を 0° として基準化した 80 Hz から 10 kHz オクターブバンドごとの指向性を示している。図 3.15 および図 3.16 に示すようにピックアップカバーの有無にかかわらず、80 Hz から 5 kHz までの周波数では、ほぼ無指向性であることがわかる。10 kHz においては、ピックアップカバーを取り付けた場合、 30° 以上の角度において正面(0°)よりも音圧感度が小さくなる傾向にある。ただし、計測用マイクロホンに関する IEC 規格^[6]で定められている「正面から 90° の範囲における感度差が 5 dB 以内」に適合しており、マイクロホングリッドにピックアップカバーを取り付けることによる音圧感度指向性への影響は無視できるものと考えられる。

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

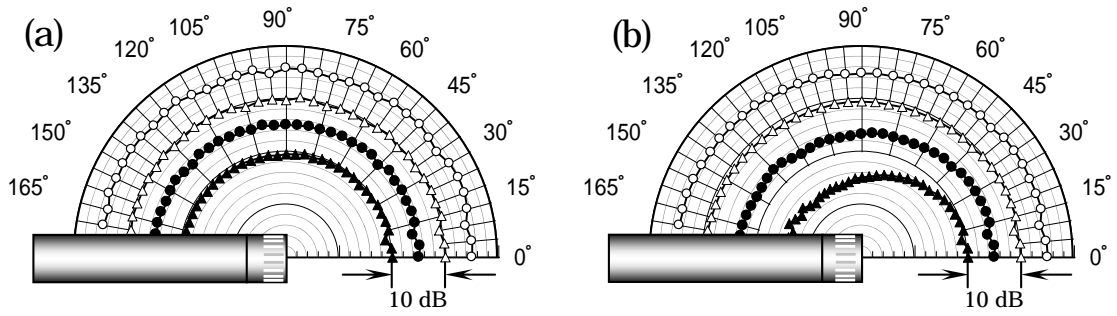


図 3.15 マイクロホン単体の音圧指向性：(a) ○ 80 Hz 160 Hz ● 315 Hz ▲ 630 Hz；
(b) ○ 1.25 kHz 2.5 kHz ● 5 kHz ▲ 10 kHz.

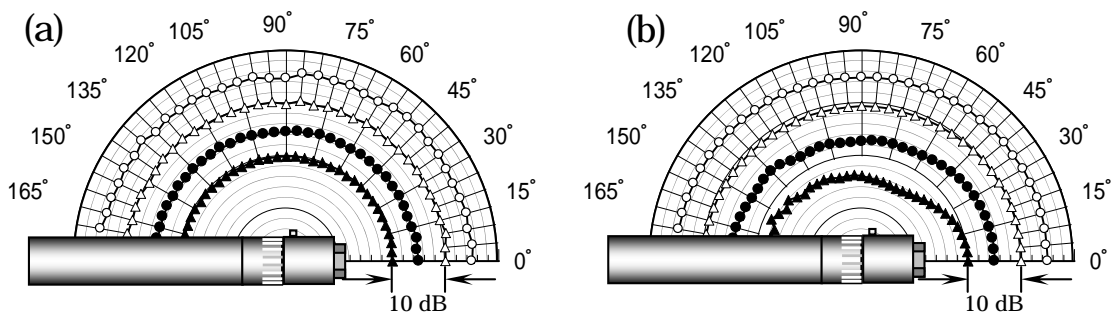


図 3.16 ピックアップカバーを取り付けたセンサプローブの音圧指向性：(a) ○ 80 Hz
160 Hz ● 315 Hz ▲ 630 Hz；(b) ○ 1.25 kHz 2.5 kHz ● 5 kHz ▲ 10 kHz.

3.5 センサプローブの近接音場への影響

第2章において振動ピックアップとマイクロホンを一体化することの弊害として、マイクロホンへの振動伝搬の影響、マイクロホンの音圧感度および本来無指向性であるべき音圧感度指向性が、振動センサの筐体によって影響を受ける可能性が上げられた。それらの問題は、前節までに解決あるいは、影響がないことが確認された。ここでは、センサプローブの振動ピックアップの筐体によって音響放射面近傍の音場が乱され、音圧計測が影響を受ける可能性について、近接音場におけるマイクロホンの校正方法をもとに検証する。

3.5.1 近接音場におけるマイクロホンの校正方法

図3.17に示すようにバフル中において速度 u (m/s) で振動する円板からの距離が r (m) の点 M における音圧 p (Pa) は次式で表わされる^[7]。

$$p = j\omega\rho \frac{1}{2\pi} \int \frac{u \cdot \exp(-jkr)}{r} ds \quad (3.1)$$

したがって、図3.17の振動面が振動モードおよびロッキング運動等を引き起こしていない理想的なピストン運動をしている音場を実現すれば、マイクロホンによる音圧 p (Pa) の計測値と3.1式によって計算される理論値を比較することで、近接音場におけるマイクロホンの振幅および位相特性を把握することができる。

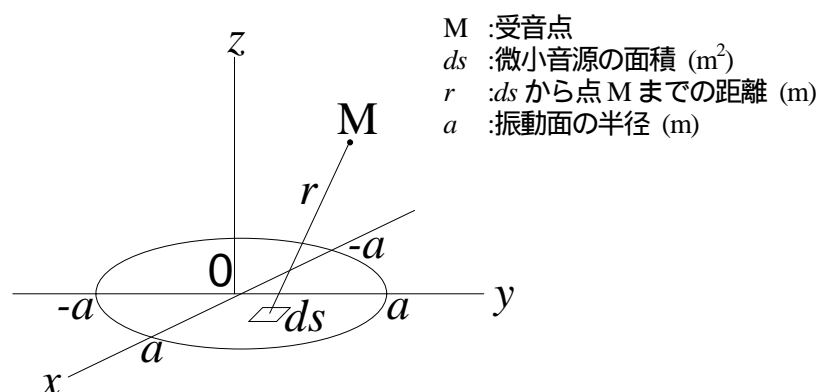


図3.17 バフル中の振動面

3.5.2 校正に用いた加振器

図 3.17 および 3.1 式によって、振動面の近接音場におけるマイクロホンの校正を行うには、振動モードおよびロッキング運動などがなく、理想的なピストン運動をしている振動面をバフル中に設置した音場を実現しなければならない。それ以外にも、振動面以外のバフルなどから音が放射されない条件が必要である。これらの条件を満足する校正装置のために、図 3.18 に示す圧電素子を用いた加振器を試作した。駆動時の振動面の動きは、真鍮ブロック内部に設置した加速度ピックアップによって監視できる。振動面の振動に対する監視用加速度ピックアップの応答を図 3.19 および図 3.20 に示す。図 3.19 は、ランダム信号により加振器を励振し、レーザードップラ振動計で計測した振動面中心の振動速度 u (m/s) と監視用加速度ピックアップの出力との間の周波数応答を示している。両者の振幅の関係は、オクターブあたり -6 dB の関係にあり、速度と加速度の関係にある。また、1 kHz 以上で位相の遅れが生じているが、共振などによる乱れは現れていない。一方、図 3.20 は、振動面の中心と直径方向の各点 (1 mm 間隔) との振幅および位相差を示したものである。4 kHz でわずかなロッキング運動が見られるが、他の周波数においては、ほぼ同振幅および同位相で振動していることが分かる。これらの特性は計測値に対して補正可能であり、試作した加振器をバフル中に設置することで、図 3.17 および 3.1 式を適用できる音場を作り出せると考えられる。

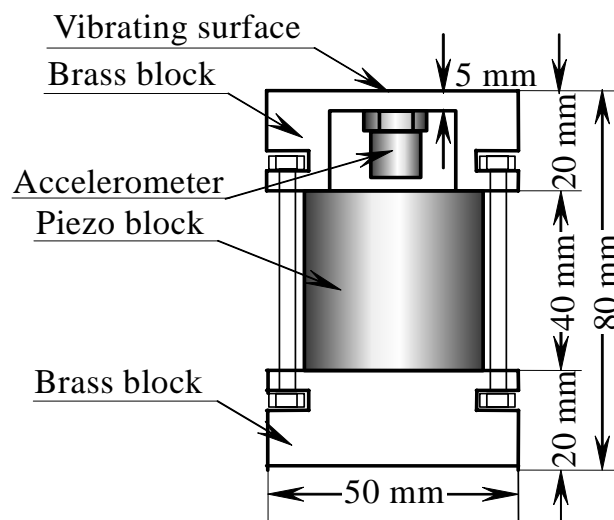


図 3.18 マイクロホンの位相校正に用いた圧電型加振器

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

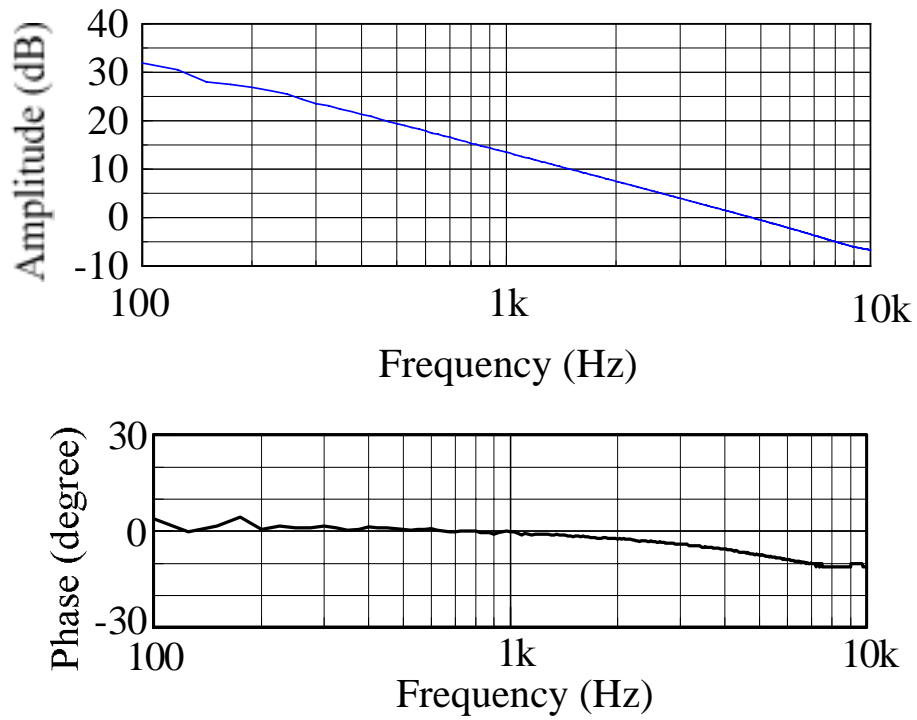


図 3.19 監視用ピックアップと振動面の中心部との周波数応答

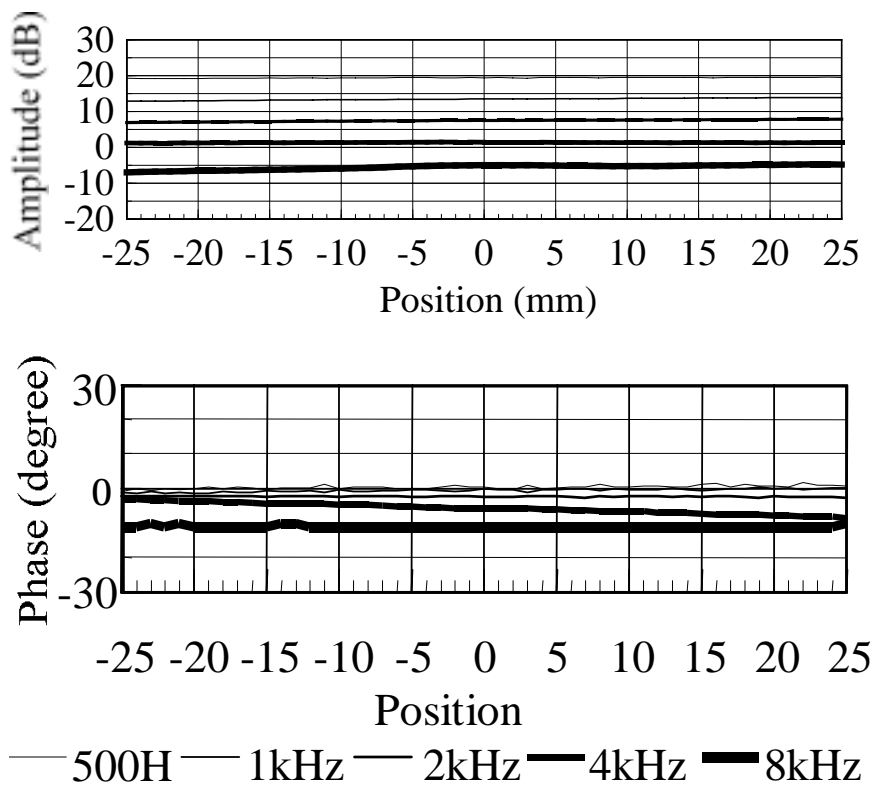


図 3.20 振動面の直径方向の振幅と位相

3.5.3 近接音場におけるマイクロホン校正実験

まず、押し当て式センサプローブに使用したマイクロホン単体での近接音場への影響を把握するために、図 3.21 に示す 1/2 in. マイクロホン(RION UC-30)を対象として 100 Hz から 10 kHz までの周波数範囲における校正実験を行った。合わせて、1/4 in. マイクロホン(RION UC-29)および計測用小型エレクトレットコンデンサマイクロホン(4 mm × 4mm × 2mm RION UC-92)の校正も行った。まず、図 3.22 に示すように木製ボックス(高さ 120 mm)のパフル面(300 mm×300 mm)の中心部にある円形開口部(直径 50 mm)から外部に音が放射されるように加振器を設置する。次に、加振器をランダム加振し、校正対象のマイクロホンによって振動面の中心軸上の距離 5 mm での音圧を計測する。これは、実際にインテンシティ計測を行う場合を想定している。この時、監視用加速度ピックアップからの出力とマイクロホンからの出力との周波数応答を算出する。その結果に対して図 3.19 の周波数応答を補正した。3種類のマイクロホンでの計測値と 3.1 式による計算値を図 3.23 に示す。1/4 in.および 1/2 in.マイクロホンの計測値と計算値との差は小さい。これらのマイクロホンを使用すれば 100 Hz から 10 kHz までの周波数範囲では、音響放射面近接の音場を乱す可能性は小さいと判断できる。また、マイクロホン自体が持つ振幅および位相特性によって生じる音響インテンシティ \bar{i} (W/m²)の計測誤差は小さいと考えられる。一方、小型マイクロホンでは、100 Hz から 2 kHz まで周波数領域における計算値と計測値の差は小さいが、2 kHz を超えると位相遅れが現れはじめ、10 kHz では、約 30°の位相差が計算値と計測値の間に生じている。したがって、2 kHz から 10 kHz の周波数範囲では、音響インテンシティ \bar{i} (W/m²)を算出する際にマイクロホンの持つ位相特性(計算値と計測値の位相差)を補正する必要があると考えられる。



図 3.21 校正実験に用いたマイクロホン(1/2 in. (RION UC-30)、1/4 in. (RION UC-29) および計測用小型エレクトレットコンデンサマイクロホン(4 mm × 4mm × 2mm RION UC-92))

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

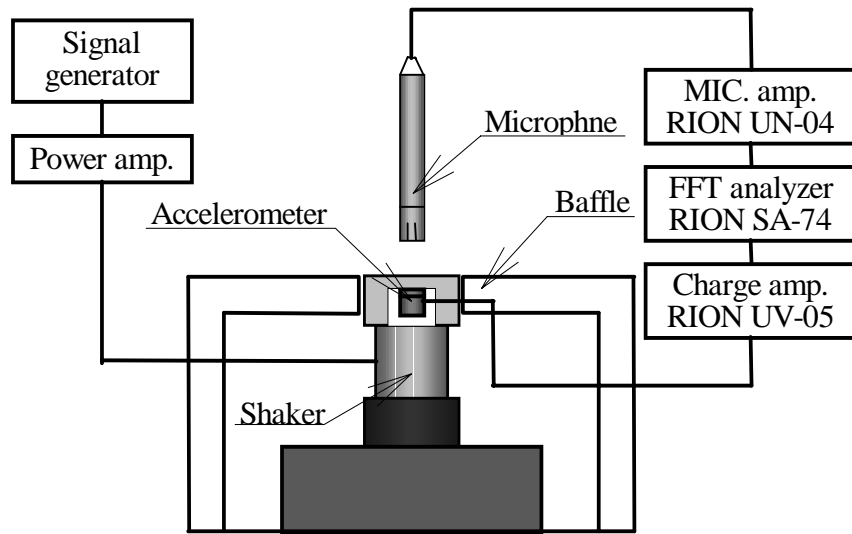


図 3.22 マイクロホンの校正装置 (振動面とマイクロホンの間隔: 5 mm)

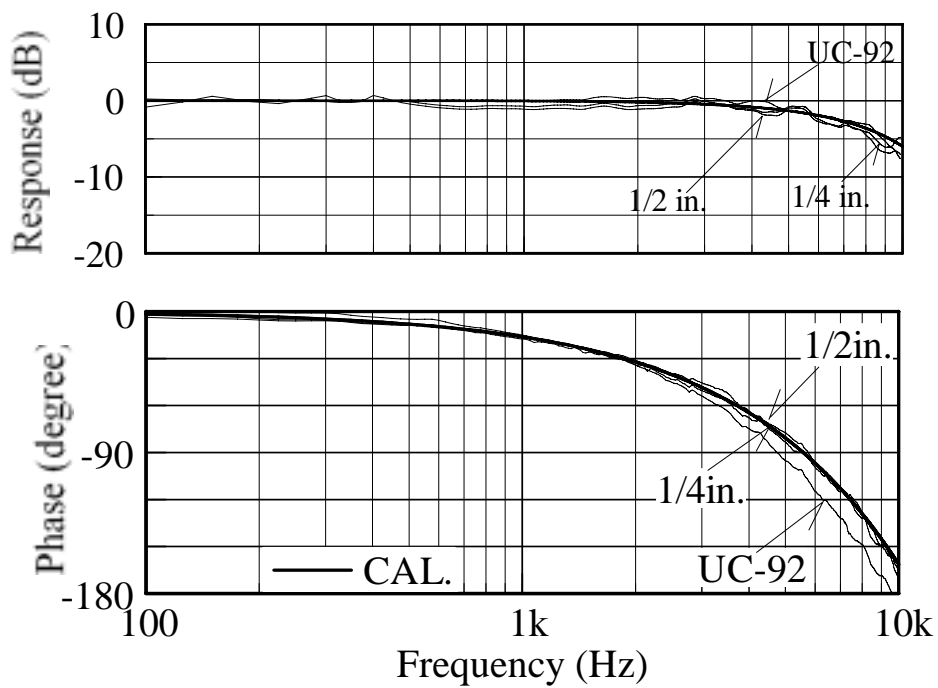


図 2.23 振動面の振動速度とマイクロホンの音圧出力との周波数応答

3.5.4 センサプローブが音場に与える影響

次に、押し当て式センサプローブによる近接音場への影響を把握するために、100 Hz から 10 kHz までの周波数範囲における校正実験を行った。図 3.24 に示すように、加振器をランダム加振し、センサプローブを振動面の中心に押し当ててすることで、振動面から 13 mm の距離での音圧を計測する。この時、監視用振動ピックアップからの出力とセンサプローブのマイクロホンからの出力との周波数応答を算出する。その結果に対して図 3.19 に示した振動面と監視用振動ピックアップとの位相差を補正することにより、振動面とマイクロホン出力間の周波数応答が算出される。センサプローブのマイクロホンでの計測値と 3.1 式による計算値を図 3.25 に示す。振幅および位相ともに計測値と計算値との差は小さい。したがって、100 Hz から 10 kHz までの周波数範囲では、センサプローブによって音響放射面近接の音場を乱す可能性は小さいと判断できる。また、センサプローブのマイクロホン自体が持つ位相特性によって生じる音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測誤差は小さいと考えられる。

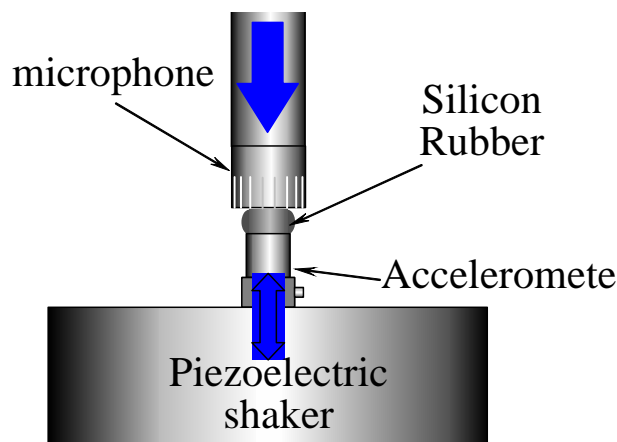


図 3.24 押し当て式センサプローブの校正（振動面とマイクロホンの間隔：13 mm）

第3章 押し当て式接触型センサプローブ

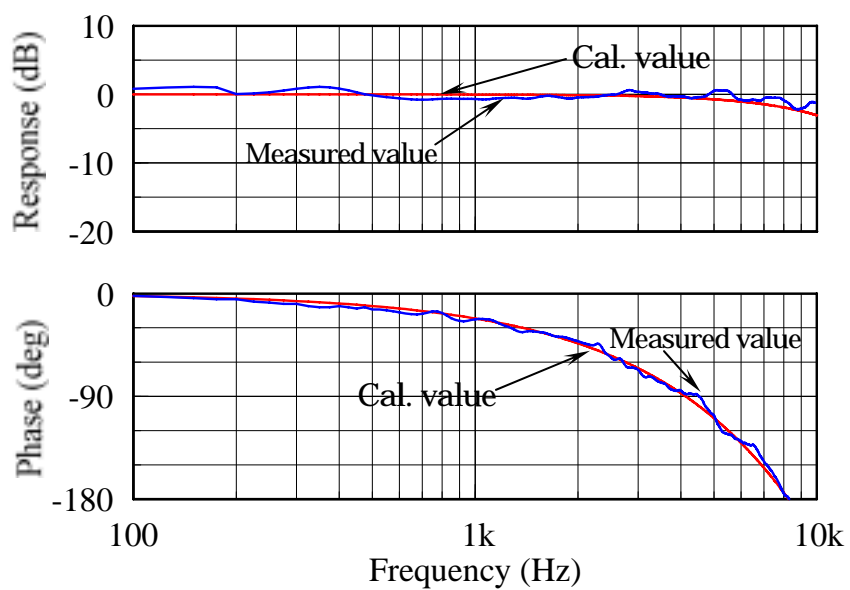


図 2.25 振動面の振動速度とセンサプローブのマイクロホンの音圧との周波数応答

3.6 第3章のまとめ

本研究では、表面音響インテンシティ法による計測の実用化を図るために、マイクロホンのグリッド部分と振動ピックアップの筐体をシリコンゴムによって接続することで一体化し、計測対象に押し当てるだけで音響放射面の振動速度と決められた位置での音圧を同時計測できるセンサプローブを提案している。本章では、提案した押し当て式センサプローブにおける計測上の課題を解決するために、実験的検討を行い、以下の成果を得た。

- (1) シリコンゴムを用いたマイクロホンの振動絶縁効果により、100 Hz から 7 kHz の周波数範囲では音圧計測に誤差が生じる可能性は小さいことが確認された。
- (2) 振動ピックアップの軽量化および振動面との接触面積の拡大により、押し当て方式を用いた振動計測周波数範囲の上限を従来の 2 kHz から 8 kHz まで上昇させることができた。
- (3) 提案したセンサプローブの音圧感度および音圧感度指向性は計測用マイクロホンに関する IEC 規格に適合しており、マイクロホングリッドにピックアップカバーを取り付けることによる音圧計測への影響は無視できる。
- (4) 圧電加振器を用いた音響放射面の近接音場におけるマイクロホン校正実験によって、100 Hz から 10 kHz までの周波数範囲では、センサプローブによって音響放射面近接の音場を乱す可能性は小さいことが確認された。また、センサプローブのマイクロホン自体が持つ位相特性によって計測誤差が生じる可能性も小さいことが確認された。

参考文献

- [1]JIS K 6252-1997 “加硫ゴムおよび熱可塑性ゴムの硬さ試験方法”
- [2]ISO 7619:1986 “Rubber – Determination of indentation hardness by means of pocket hardness meters”
- [3] LL. Beranek, “Noise and vibration control”, McGraw-Hill, New York, Chap. 15 pp. 45-73 (1988)
- [4]Harris CM, Piersol AG : “Shock and vibration handbook” McGraw-Hill, New York, Chap. 15 pp. 15.13-15.23 (2002)
- [5]A. Yokota, Y. Tokita, H. komura, K. Suzuki : “The accuracy of absolute calibration of vibration pickups and a new calibration method using separate mountings”, J. Acoust. Soc. Jpn. Vol. 9, No. 4, pp.159-169 (1988)
- [6]IEC 61672-1 “Electroacoustics –Sound level meters –Part 1: Specifications”
- [7]城戸健一, “基礎音響工学”, コロナ社, 第4章 「音波」バフル中の振動板, pp.87-90 (1990)

第4章 空中超音波ドップラ法利用

非接触センサプローブ

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

4.1 はじめに

第1章において述べたように、これまでの表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ (W/m^2)計測では、計測原理に起因した問題によって、センサのアレイ化における時間的・経済的コストの軽減が課題の一つであった。そこで、本研究では、音響放射面近傍の可聴音の音圧計測と、空中超音波ドップラを利用した非接触振動計測を、一つの広帯域マイクロホンおよび信号処理系によって実現し、音響インテンシティを算出する計測方法およびセンサプローブを提案した。本章では、第2章で述べた空中超音波ドップラセンサプローブを用いた計測における問題点を解決する手段について述べる。また、計測可能な振動速度振幅と周波数の範囲および音響インテンシティの計測精度について実験的に検討した。

4.2 超音波送波器からマイクロホンへの直接波の除去

図4.1に示すように、従来の空中超音波ドップラ振動計測システム^[1]では、送波器から放射された超音波が計測対象の構造物に反射し、受波器に入射する反射波を計測する。仮に、計測対象の構造物表面における超音波の反射率が低い場合、すなわち、超音波が吸音されたり、構造物を透過したりして、受波器に到達する超音波の強度が低下する場合を考える。そのような場合には、送波器から直接的に受波器に入射する直接波の強度が反射波の強度を上回る (S/N 比が低下する) ことが起こり得る。したがって、構造物表面の振動速度に比例したドップラシフトを受けた反射波を正確に検出することができなくなり、振動計測不能となってしまう。それを防ぐために、従来のシステム^[2]では、圧電素子の共振現象を利用した鋭い指向性(200 kHz において半値幅 7°)を持つ送波器と受波器を用いている。また、1.8 MHz のより高周波数の超音波送波器および受波器により、鋭い指向性を得ている例^[3]もある。

一方、第2章の図2.5に示した提案する計測方法では、可聴周波数域の音(たとえば20 Hz から20 kHz)と振動速度計測のための超音波の両方の音圧を計測することが必須条件となる。ゆえに、従来の共振現象を用いた受波器を使用することは難しい。そこで、可聴域から200 kHzまでの周波数帯域が計測できる受波器として1/8インチマイクロホンを使用することが想定される。しかし、1/8インチマイクロホンは、音圧

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

感度が低い^[4]ため、60 dB($0 \text{ dB} = 2 \times 10^{-5} \text{ Pa}$)以下の可聴域の音圧計測は不可能であり、音響インテンシティ計測に適用するには十分な性能を有していない。超音波領域と可聴域の両方を感度よく計測できる受波器としては、現在のところ計測可能周波数範囲が20 Hz から 100 kHz までの1/4 インチマイクロホンに限定されてしまう。したがって、超音波送波器の周波数、すなわち、超音波ドップラのキャリア周波数は 100 kHz 以下に制限される。また、マイクロホンによる可聴音の音圧計測に影響を与えないために、第2章の図2.5に示したように超音波送波器は、音響放射面に対して、マイクロホンよりも離れた位置に設置することが望まれる。その上、1/4 インチマイクロホンの音圧感度指向性は、図4.2に示すように無指向性に近い特性を示しているため、先に述べた超音波の反射波と直接波のS/N比の低下に繋がる。これを回避するためには、より鋭い指向性を持つ超音波送波器を使用する必要がある。しかし、100 kHz 以下の発振周波数では、半値幅 80°程度の指向性を持つ送波器^[5]がほとんどで、従来の計測に用いられていた送波器(半値幅 7°)より性能が劣る。同等の指向性を持った送波器は、筐体が大型になり、マイクロホンによる可聴音の計測に影響を与える可能性が高い。以上のような計測上の制限を考慮した上で、超音波送波器から直接的にマイクロホンに入射する直接波の強度が、構造物表面の振動速度に比例したドップラシフトを受けた反射波の強度を上回り、振動計測不能となることのない計測手段を検討する必要がある。ここでは、空中超音波ドップラを利用した計測システムを構築する上で、超音波送波器とマイクロホンの配置を制御することで、直接波を除去する方法について実験的に検討する。

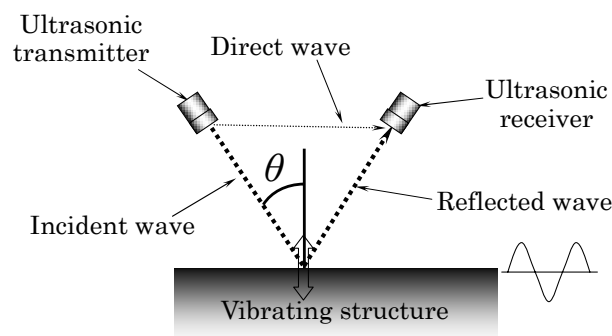


図4.1 従来の空中超音波ドップラを利用した非接触での振動速度計測

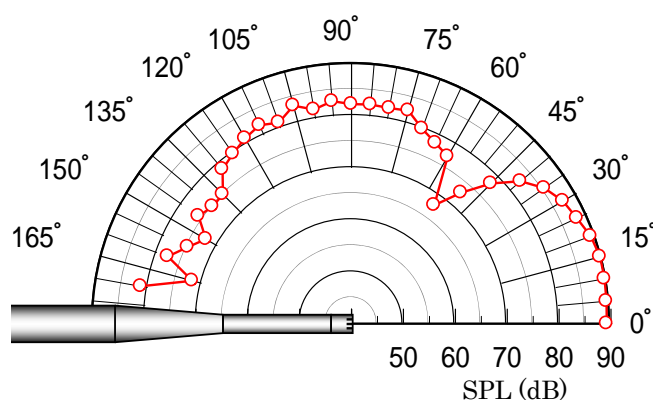


図 4.2 1/4 インチマイクロホン(RION UC-29)の音圧感度指向特性 (100 kHz)
(音源からの距離: 100 mm)

4.2.1 超音波送波器の放射特性と指向性

マイクロホンによる可聴音の音圧計測に影響を与えないために、超音波送波器は、第2章の図 2.5 に示したように音響放射面に対して、マイクロホンよりも離れた位置に設置する必要がある。したがって、マイクロホンに入射する直接波を除去、すなわち、反射波と直接波の S/N 比が最大となる超音波送波器とマイクロホンの配置を考える場合に、超音波送波器の音響放射指向性の鋭さ、つまり、音響放射面の方向に対しては大音圧の超音波を放射するが、マイクロホンの方向にはできる限り超音波を放射しない特性を持つ送波器を見つけ出すことが前提となる。その方法を以下に示す。

まず、1/4 インチマイクロホンの計測上限周波数である 100 kHz 以下の発振周波数を持つ種々の超音波送波器の中から、マイクロホンによる音圧計測に影響を与えないように、入手できる最小のものを選択した。ここでは、図 4.3 および表 4.1 に示す村田製作所製の 40 kHz 超音波送波器 (MA40S4S) を用いた。次に、超音波送波器に対して、印加電圧 1 V_{p-p} で 20 kHz から 100 kHz までの掃引正弦信号を入力し、送波器正面からの距離が 100 mm における放射音圧特性を計測した。図 4.4 に示すように、超音波送波器の公称周波数である 40 kHz 付近の 38 kHz において共振による最大音圧が計測されている。また、57.5 kHz および 98.9 kHz にも共振が見られる。これらの共振周波数において、送波器から 100 mm の距離での音響放射指向性を計測した。図 4.5(a)に示す

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

ように 38.0 kHz および 57.5 kHz では無指向性に近く、これらの発振周波数を用いて計測した場合、送波器からマイクロホンに直接的に入射する超音波が、音響放射面からの反射波よりも大きくなり、振動計測不能となってしまう可能性がある。一方、図 4.5(b) に示すように 98.9 kHz では、その他の周波数に比べて、32.5°方向に鋭い指向性を示している。したがって、発振周波数 98.9 kHz の指向性を用いることで、マイクロホンへ入射する反射波と直接波の間に大きな S/N 比が得られると考えられる。よって、センサプローブを試作する際の、超音波送波器の発振周波数、すなわち、超音波ドップラのキャリア周波数は、98.9 kHz と決定した。

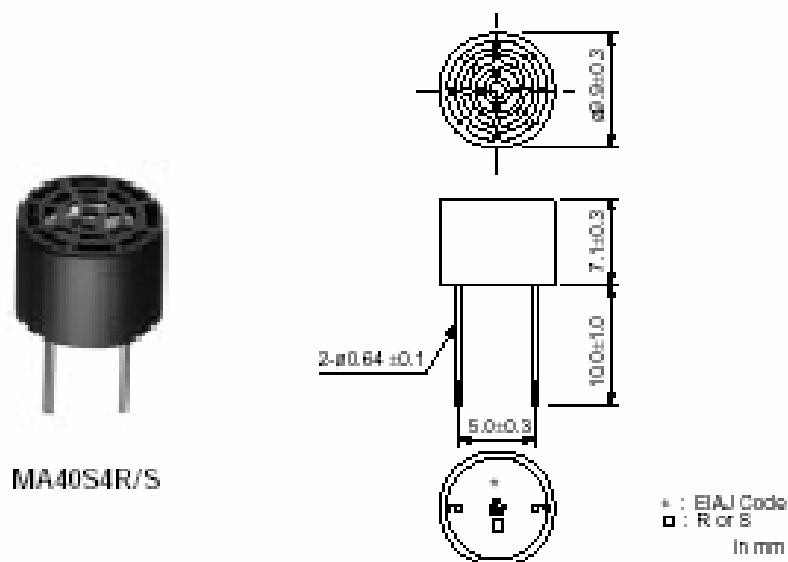


図 4.3 センサプローブに用いた超音波送波器 (MA40S4S 村田製作所)

表 4.1 超音波送波器 (MA40S4S 村田製作所) の仕様

(村田製作所：“圧電セラミックス応用センサ”、Cat. No.P19-8 (2002)から抜粋)

構造	公称周波数	音圧	指向性	静電容量	使用温度範囲	最大許容印加電圧
開放型	40 kHz	120 dB	80°	2550 pF	-40 ~ 85	20 Vp-p

音圧の測定距離：30 cm、印加電圧：10 Vp-p

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

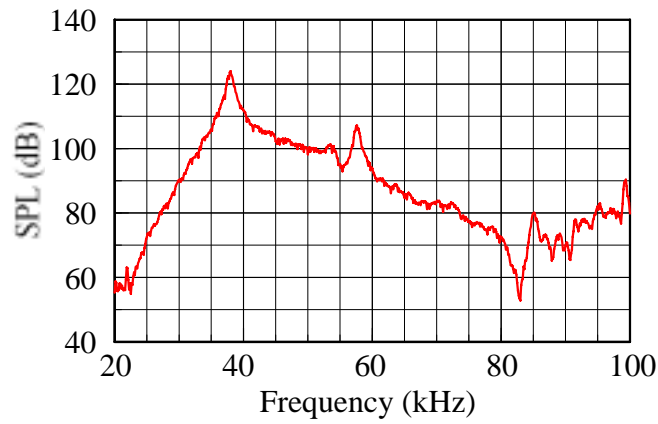
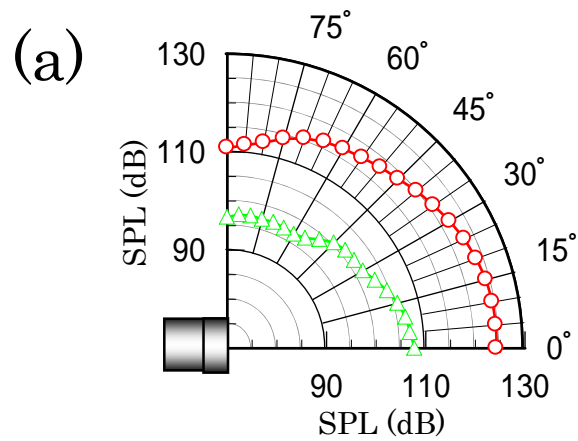
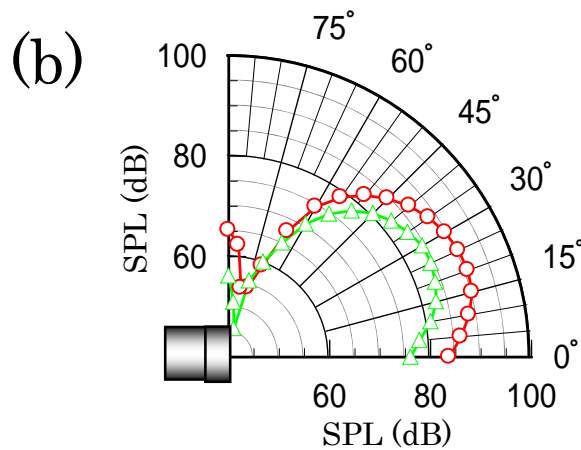


図 4.4 超音波送波器 (MA40S4S 村田製作所) の音響放射特性 (測定距離: 100 mm)



: 38.0 kHz : 57.5 kHz



98.9 kHz : 50 mm : 100 mm

図 4.5 超音波送波器 (MA40S4S 村田製作所) の音響放射指向特性:

(a) 38.0 kHz および 57.5 kHz (b) 98.9 kHz.

4.2.2 反射波と直接波のS/N比

試作するセンサプローブによって、超音波ドップラ法による振動速度計測を実現するためには、1/4インチマイクロホン(RION UC-29)と、超音波送波器(MA40S4S 村田製作所)を用いて、直接波を除去できるマイクロホンと送波器の配置を考える必要がある。そこで、図4.6に示すように、マイクロホンと構造物の音響放射面との距離を10 mm、図4.5(b)より超音波送波器の発振周波数を98.9 kHz、音響放射面への超音波の入射角 θ_{Tr} を 32.5° と固定して、マイクロホンと送波器の垂直距離 d を変化させたときの反射波と直接波のS/N比について検討する。

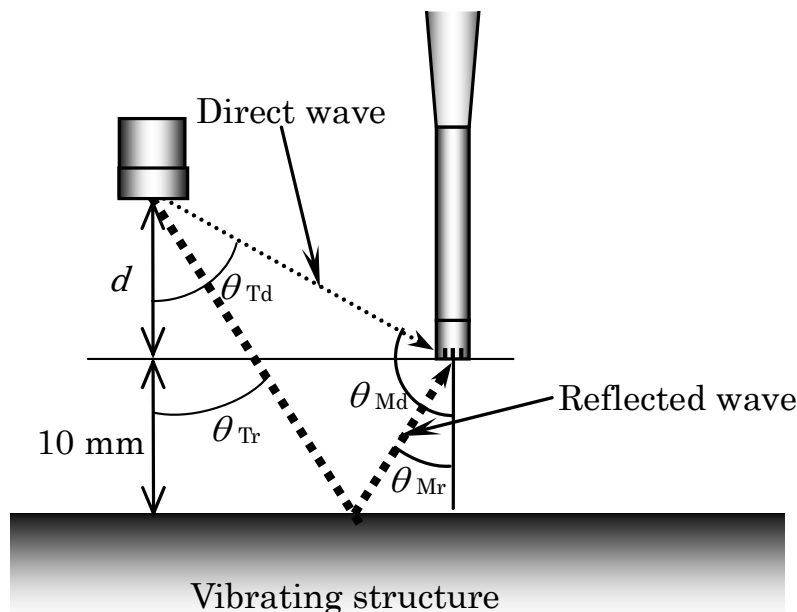


図4.6 1/4インチマイクロホンと超音波送波器の配置

まず、図4.6に示す d を変化させたときの超音波送波器からマイクロホンへの直接波の放射角 θ_{Td} を計算する。一方、超音波送波器から構造物の音響放射面に対する放射角 θ_{Tr} は、常に 32.5° に保たれる。よって、図4.5(b)に示した超音波送波器の音響放射指向性から θ_{Tr} における放射音圧レベルと θ_{Td} における放射音圧レベルの差 ΔL_T を計算する。次に、送波器から構造物の音響放射面で反射し、マイクロホンに入射するまでの経路と、直接波の経路との差を求め、伝搬距離の差によって生じるレベル差 ΔL_P を求める。 ΔL_P の計算には、あらかじめ計測しておいた図4.7に示す98.9 kHzの超音波における距離減衰特性を用いた。また、超音波は反射面で完全反射すると仮定した。

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

最後に、図4.2に示した1/4インチマイクロホンの98.9 kHzにおける音圧感度指向性を用いて、直接波の入射角 θ_{Md} における音圧感度と反射波の入射角 θ_{Mr} における音圧感度のレベル差 ΔL_M を計算する。これら3つのレベル差 (ΔL_T , ΔL_P , ΔL_M) を合計することで、反射波と直接波のレベル差、すなわち、S/N比が算出される。このとき、超音波送波器およびマイクロホンは、それぞれ直径で、約10 mm、約8 mmの大きさの面を持つが、計算上は、面の中心における点放射および点受波の条件であると仮定している。 d を0 mmから30 mmまで変化させたとき計算結果を図4.8に示す。

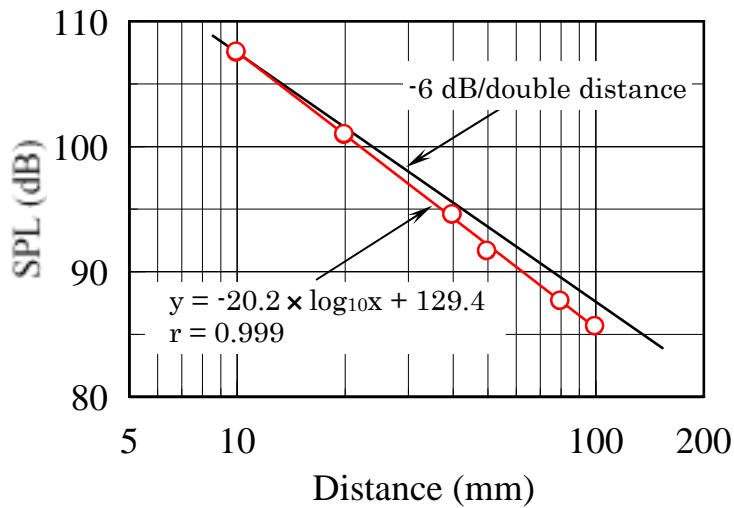


図4.7 98.9 kHz 連続正弦信号音の距離減衰特性

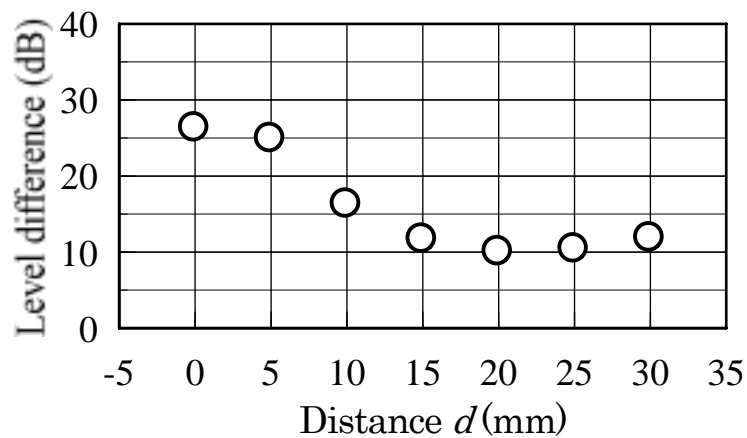


図4.8 98.9 kHz における反射波と直接波のレベル差 (計算値)

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

図4.8に示した計算結果から、 d が0 mmから30 mmまで変化しても、反射波と直接波のS/N比は、10 dB以上確保できると考えられる。これにより、実際に使用する1/4インチマイクロホン(RION UC-29)と、超音波送波器(MA40S4S 村田製作所)を用いて、提案する計測方法により、空中超音波ドップラ効果を利用した振動計測が実現できると考えられる。ここでは、超音波送波器を、マイクロホンによる音圧計測に影響を与えない位置に設置することが前提となるため、マイクロホンと超音波送波器の垂直距離 d を10 mm以上に設定することとした。 d を10 mmに設定した場合には、約15 dBのS/N比が確保できるものと考えられる。

そこで、確認のために、図4.6と同条件において、反射波と直接波のS/N比を実験的に算出する試みを行った。実験では、まず、図4.6の構造物の音響放射面(反射面)がある条件において、 d を0 mmから20 mmまで変化させたときに計測されたマイクロホンの音圧レベル $L_{d,r}$ を計測した。したがって、 $L_{d,r}$ には、反射波と直接波の両方が含まれていることになる。次に、反射面を取り除き、直接波のみがマイクロホンに入射している条件として、 d を0 mmから20 mmの間で変化させ、音圧レベル L_d を計測する。これらの音圧レベルを用いて、次式によって反射波と直接波のS/N比を算出した。

$$\Delta L = 10 \cdot \log_{10} [10^{(L_{d,r}/10)} - 10^{(L_d/10)}] - L_d \quad (4.1)$$

算出結果を図4.9に示す。

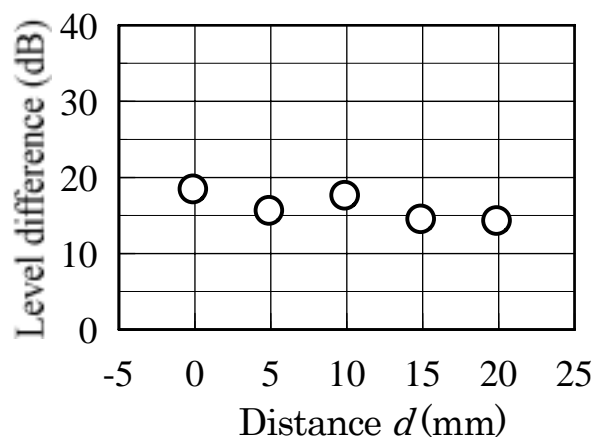


図4.9 98.9 kHzにおける反射波と直接波のレベル差(実験値)

実験結果からも、 d が 0 mm から 20 mm までの範囲では、反射波と直接波の S/N 比は、10 dB 以上確保できることがわかる。 d を 10 mm に設定した場合には、約 18 dB の S/N 比が確保できている。よって、マイクロホンによる音圧計測に影響を与えない位置に超音波送波器を設置することを考慮し、図 4.6 における垂直距離 d が 10 mm となるマイクロホンと超音波送波器の配置を最適配置とした。

4.2.3 振動計測における計測可能な最小面積と空間分解能

試作する空中超音波ドップラ振動計測を利用したセンサプローブでは、前に述べたように、ほぼ無指向性のマイクロホンと超音波送波器を使用している。したがって、従来の空中超音波ドップラ振動計と比較して、空間分解能が低下する可能性がある。すなわち、反射面が微小面積の場合には、超音波送波器から放射された超音波が反射面で反射し、マイクロホンへ入射する反射波よりも、超音波送波器から直接的にマイクロホンへ入射する直接波が強くなり、振動計測ができなくなる可能性がある。そこで、反射面の面積と超音波の強度の関係を実験的に明らかにし、その結果から、計測可能な最小面積および振動計測の空間分解能を検討する。

実験では、まず、図 4.10 に示すように、凹凸のない円形の面を持つ構造物を反射面とし、超音波送波器から 32.5° 方向にある反射面の中心位置に向けて 98.9 kHz 連続正弦波を放射する。そのときのマイクロホンからの出力電圧の実効値を計測し、これを、マイクロホンに入射する反射波と直接波を合わせた超音波の強度とした。次に、円形の反射面の直径を 3 mm から 1 mm 刻みで 20 mm まで変化させ、同様の計測を行った。反射面の直径と超音波の強度（マイクロホン出力電圧実効値）との関係を図 4.11 に示す。実験結果から、反射面の直径が 5 mm 以下のときには、超音波の強度に大きな変化は見られない。これらの大きさの反射面では、反射波よりも直接波が強いが、あるいは同等の強度であると考えられる。一方、反射面の直径が 6 mm 以上になると急激に強度が増加する。直径が 5 mm では、約 40 mV の超音波の強度であるのに対して 6 mm では、約 80 mV の超音波の強度があり、2 倍（6 dB）程度の反射波と直接波の S/N 比が確保できている。また、11 mm 以上では、5 mm のときの 6 倍（S/N : 15 dB）の強度になり、ほぼ一定の強度となっている。これらの結果から、試作する計測システムでは、凹凸のない平坦な構造物を計測対象とした場合、直径が 6 mm 以上あれば、振動計測が可能であり、直径が約 10 mm の範囲の平均的な振動速度を計

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

測していると考えられる。すなわち、計測可能な最小面積は $6\text{ mm}\phi$ 、振動計測の空間分解能は $10\text{ mm}\phi$ であった。これは、従来のシステム^[2]の空間分解能 $12\text{ mm}\phi$ と比較して、同等の性能である。

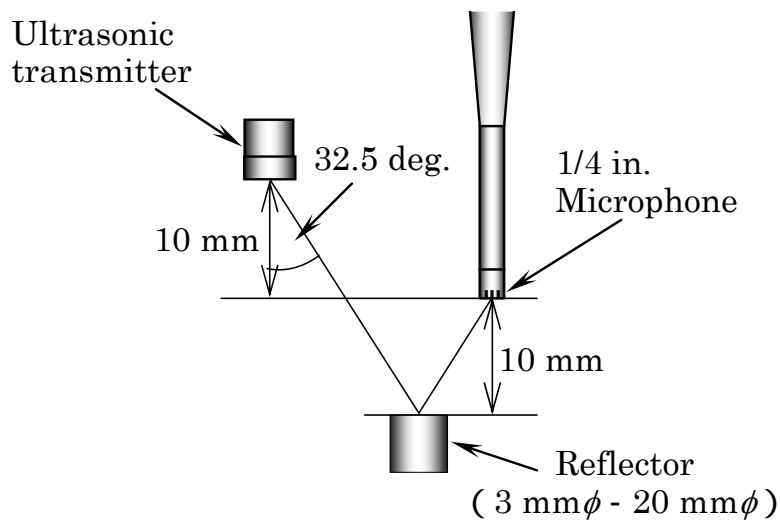


図 4.10 空中超音波ドップラ振動計測における計測可能な最小面積および空間分解能計測実験

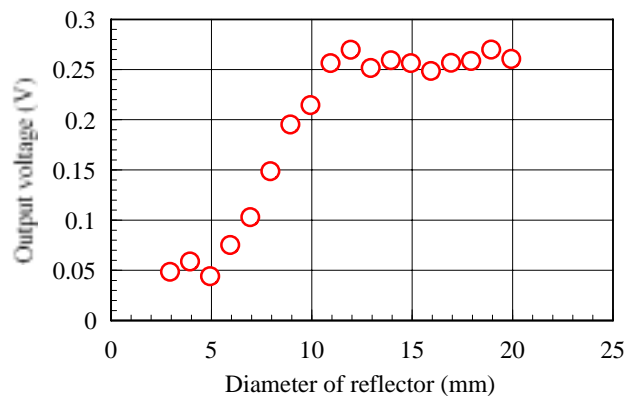


図 4.11 凹凸のない円形の反射面を持つ構造物の直径と超音波強度の関係

また、提案する計測システムでは、構造物の振動面の面外方向の振動速度を計測することを目的としているが、構造物が振動することにより、図4.12に示すような反射面の面内方向に大きな変位が生じることがある。反射面の面積が分解能以下である場合には、面内方向の変位によって反射面積が減少し、反射波よりも、直接波が強くなり、振動計測ができなくなる可能性がある。そこで、反射面の面内方向の位置と超音波の強度の関係を実験的に明らかにし、面内方向変位における計測可能範囲を検討した。

実験では、まず、図4.12に示すように計測可能な最小面積と考えられた6 mm ϕ の凹凸のない円形反射面を計測対象とし、超音波送波器から32.5°方向にある反射面の中心位置に向けて98.9 kHz連続正弦波を放射する。そのときのマイクロホンに入射する反射波と直接波を合わせた超音波の強度(マイクロホンからの出力電圧実効値)を計測した。次に、反射面を中心位置から面内方向に10 μ m刻みで移動させ、同様の計測を行った。図4.13は、反射面の中心位置からの面内方向移動距離と、そのときの超音波の強度を示している。実験結果から、反射面の中心部分(0 mm)で最大の反射強度が得られ、反射面が面内方向に移動するにしたがって0.5 mmまでは、急激に減少していることがわかる。一方、面内方向に0.5 mm以上移動した場合には、ほぼ一定の強度となっている。これは、反射波よりも直接波が強いか、あるいは同等となり、振動計測が不可能になることを示している。また、面内方向移動距離が0.5 mmのときの超音波強度が0.06 Vに対して、2倍(6 dB)程度の反射波と直接波のS/N比が確保できる移動距離は、0.25 mm(超音波強度:0.12 V)である。よって、計測可能な最小反射面(6 mm ϕ)では、反射面の面内方向の変位が ± 0.25 mm以下である必要があると考えられる。

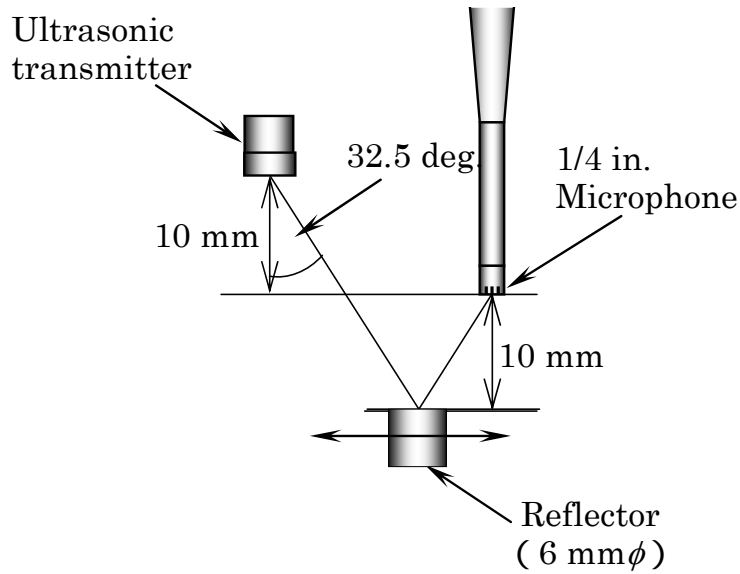


図 4.12 反射面 (6 mm ϕ) の面内方向変位による超音波強度の計測実験

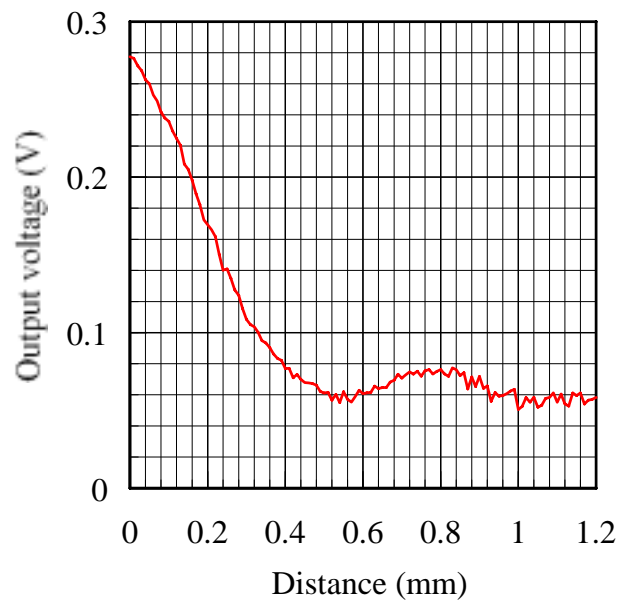


図 4.13 反射面 (6 mm ϕ) の中心位置からの面内方向移動距離と超音波強度の関係

4.3 センサプローブの計測性能

前節では空中超音波ドップラを利用したシステムにおける振動速度計測を可能にするために、直接波を除去できる超音波送波器の選択およびマイクロホンとの配置について述べた。ここでは、その結果をもとに試作したシステムによって、振動速度計測が可能か否かを実験的に検討した。その上で、計測可能な振動速度振幅および周波数範囲を確認した。

4.3.1 空中超音波ドップラによる振動速度計測

図4.14に示すように、凹凸のない円形の反射面を持つ標準加速度ピックアップの受感面(14 mmφのステンレス)を計測対象とした。受感面からマイクロホンまでの垂直距離を10 mm、マイクロホンから超音波送波器までの垂直距離も10 mmとし、受感面の中心位置に向けて、超音波送波器から98.9 kHz連続正弦波を放射する。そのときの超音波の入射角は32.5°である。次に、加振器を用いて、標準加速度ピックアップの受感面が加速度実効値で5 m/s²(5 mm/s)の159.2 Hz正弦振動となるように加振した。

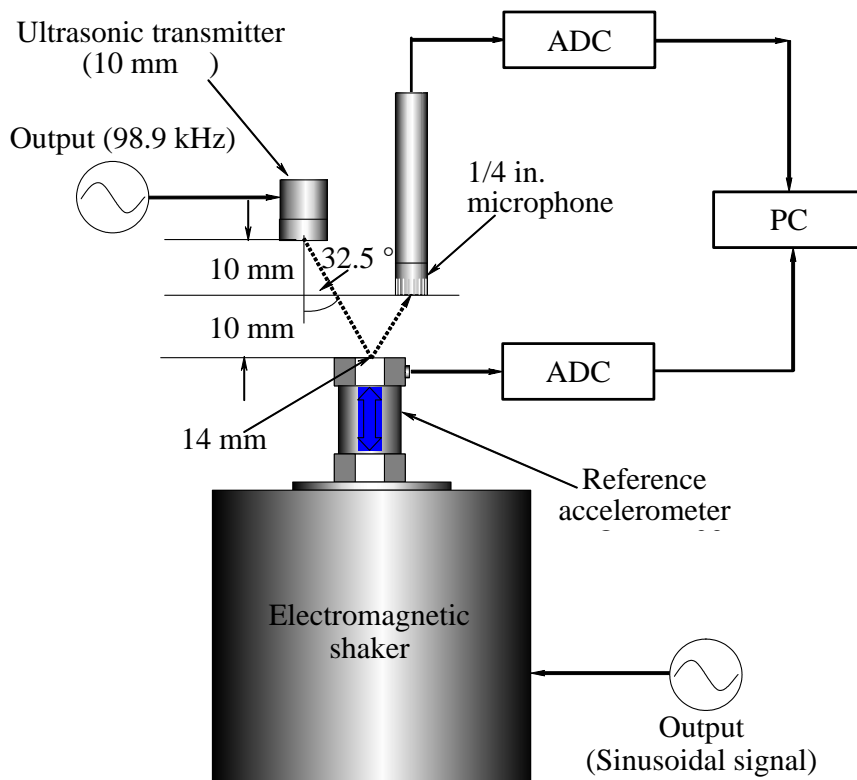


図4.14 提案した計測システムによる振動速度計測実験

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

まず、標準加速度ピックアップからの出力波形を図4.15に示す。標準加速度ピックアップの受感面が正弦振動していることがわかる。次に、マイクロホンで検出した音圧出力波形を図4.16に示す。音圧波形では、キャリア周波数である98.9 kHzの正弦信号が加振周波数である159.2 Hzで揺らいでいることが確認できる。また、加速度波形に対して逆位相で変化しており、受感面から放射された音圧の変化を捕らえている。この音圧波形の超音波領域のスペクトルを図4.17に、標準ピックアップの加振を停止したときのスペクトルを図4.18に示す。これらのスペクトルを比較すると標準加速度センサを加振した場合(図4.17)には、停止時(図4.18)の超音波ドップラのキャリア周波数より周波数帯域が広がり、振動面の振動速度によってドップラシフトを受けていることが確認できる。

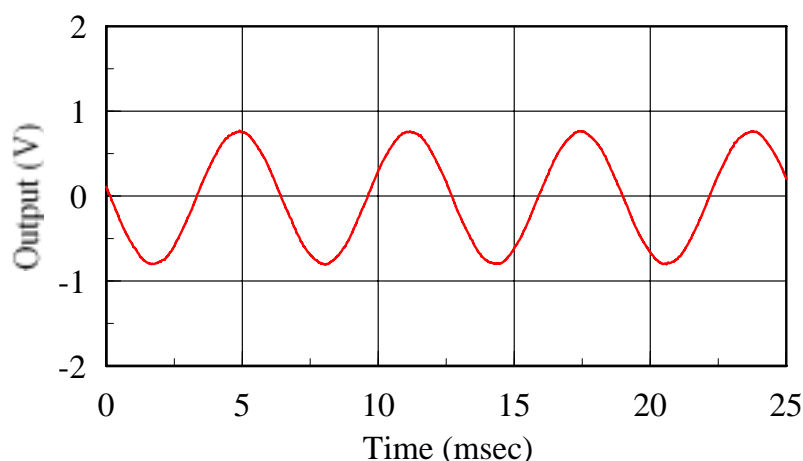


図4.15 標準加速度ピックアップからの出力信号の時刻暦

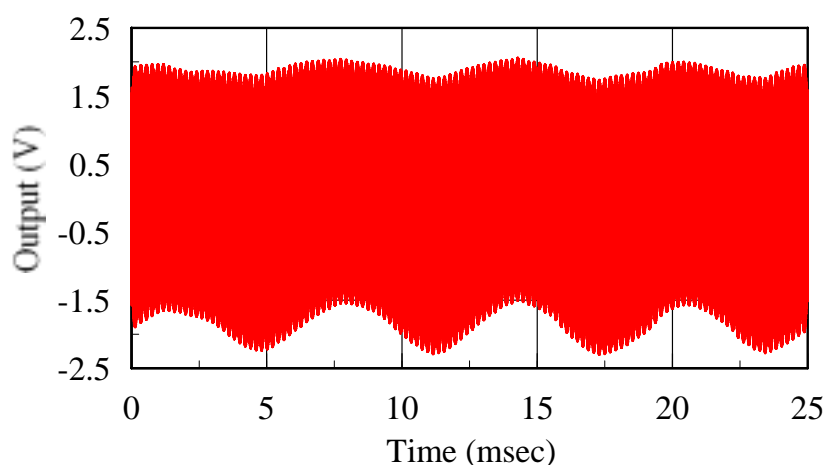


図4.16 1/4 インチマイクロホンからの出力信号の時刻暦

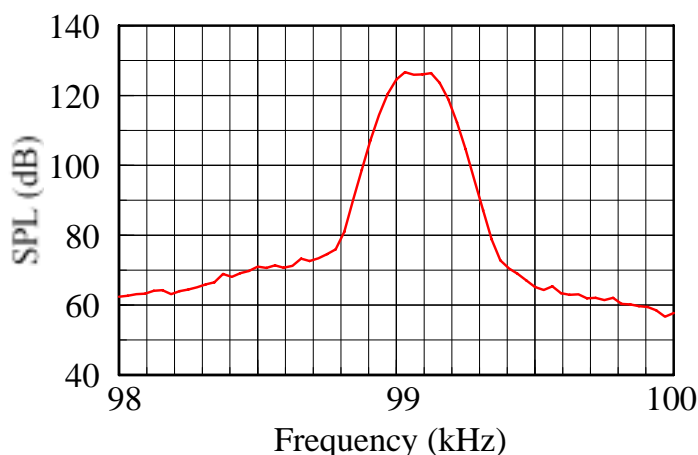


図 4.17 1/4 インチマイクロホンからの出力信号の超音波領域のスペクトル（加振時）

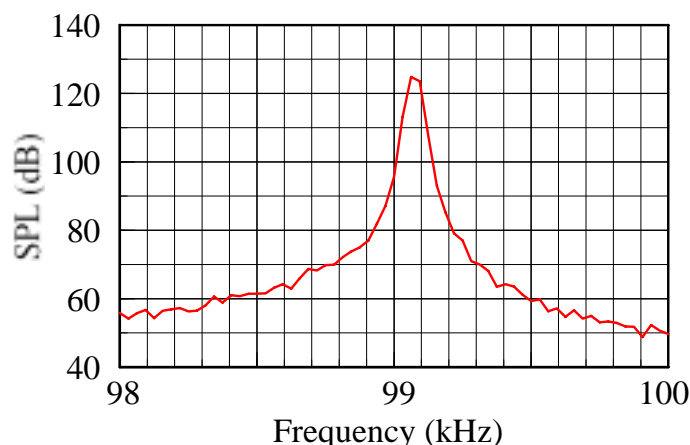


図 4.18 1/4 インチマイクロホンからの出力信号の超音波領域のスペクトル（停止時）

そこで、マイクロホンからの音圧出力波形に対して、80 kHz から 120 kHz までのバンドパスフィルタ（ゼロ位相デジタルフィルタ^[6]）処理を施した後に、図 4.19 にしめす \tan^{-1} 方式によるデジタル信号処理^[7]を利用した FM 復調を試みた。このとき、マイクロホンから出力されたアナログ信号は、サンプリング周波数が 2 MHz、分解能が 14 Bit でデジタル変換されている。図 4.20 に FM 復調後の波形を示す。また、図 4.21 は、マイクロホンからの音圧出力波形に対して、カットオフ周波数が 20kHz のローパスフィルタにより超音波成分を除去した可聴域の音圧波形、すなわち、標準加速度ピックアップの受感面から放射された音の音圧波形である。図 4.20 の FM 復調した波形は、図 4.15 に示した標準加速度ピックアップからの出力よりも約 90° の遅れがあり、それとは逆に、図 4.21 の可聴域の音圧波形よりも約 90° 進んでいることがわかる。これら

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

の結果から、図 4.20 に示した FM 復調後の波形は、標準加速度ピックアップの受感面の振動速度波形であると判断できる。したがって、試作した計測システムによって振動速度計測が可能であると考えられる。

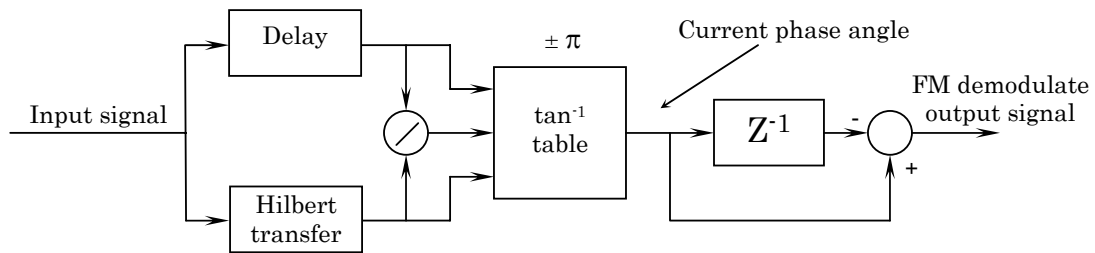


図 4.19 \tan^{-1} 方式による FM 復調方法

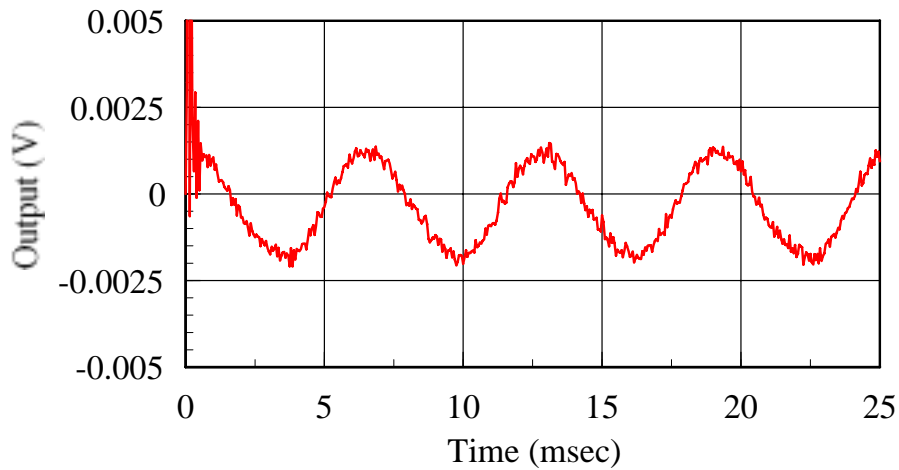


図 4.20 1/4 インチマイクロホンからの出力信号を FM 復調した時刻暦

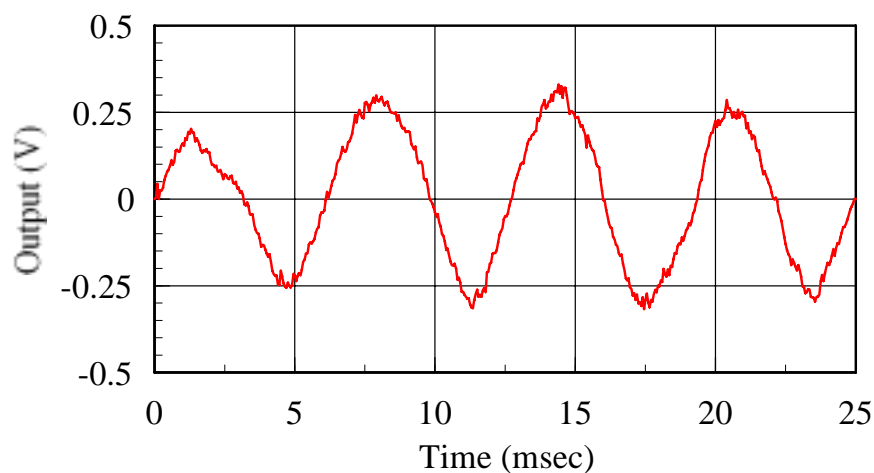


図 4.21 1/4 インチマイクロホンからの出力信号の可聴域 (20kHz 以下) の時刻暦

4.3.2 振動速度計測精度

前述のように、試作した計測システムによって振動速度計測が可能であることが確認された。そこで、図 4.22 に示す実験系を用いて、試作システムにおける計測可能な振動速度振幅および周波数範囲について検討した。実験では、動電型加振器の凹凸のない円形の振動面（14 mmφのステンレス）を計測対象とした。まず、加振器の振動面は、125 Hz からオクターブ間隔に 16 kHz までの正弦信号で励振される。振動速度振幅の範囲は加振器の性能で決定され、125 Hz から 1 kHz までは 100 μm/s から 10 mm/s、2 kHz から 16 kHz までは 100 μm/s から 5.6 mm/s であった。次に、レーザドップラ振動計(LDV)を用いて、加振器の振動面中心における振動速度を計測する。同時に、試作システムの超音波ドップラ振動計測手法により、加振器の振動面の振動速度を計測する。このとき、レーザドップラ振動計で計測された振動速度波形を基準として、試作システムによって計測される振動速度波形との周波数応答を算出した。

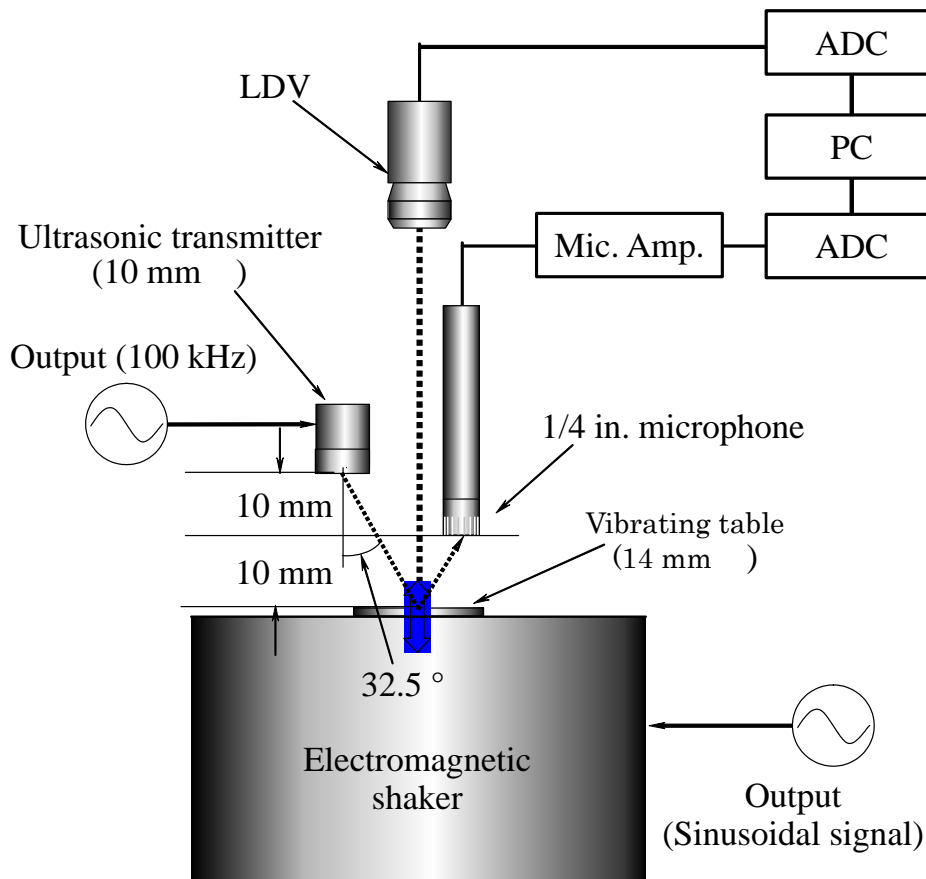


図 4.22 試作システムにおける計測精度の検証実験

図 4.23 は、加振器の振動面が 1 kHz の周波数で正弦振動しているときのレーザドップラ振動計および試作システムによって計測された振動速度のスペクトルを示したものである。振動速度振幅は実効値で 10 mm/s である。1 kHz の正弦振動においては、レーザドップラ振動計および試作システムで計測した値は等しく、試作システムによって加振器の振動面の振動速度振幅を正確に計測できている。ここで、1 kHz 以外の周波数成分は計測システムの残留ノイズを示している。100 Hz から 300 Hz までの周波数範囲では、レーザドップラ振動計および試作システムの残留ノイズは、ほぼ同じ大きさ(20 $\mu\text{m/s}$ 以下)であり、この範囲における両者の振動速度計測性能は、同等であると考えられる。しかし、300 Hz 以上の周波数では、試作システムの残留ノイズが徐々に大きくなり、1 kHz 付近では、レーザドップラ振動計の残留ノイズと比べて約 30 倍 (30 dB)、2 kHz から 10 kHz の間では、約 100 倍 (40 dB) 程度大きいことがわかる。これらの残留ノイズの大きさが試作システムの計測可能な振動速度振幅の下限を決定する要因となる。

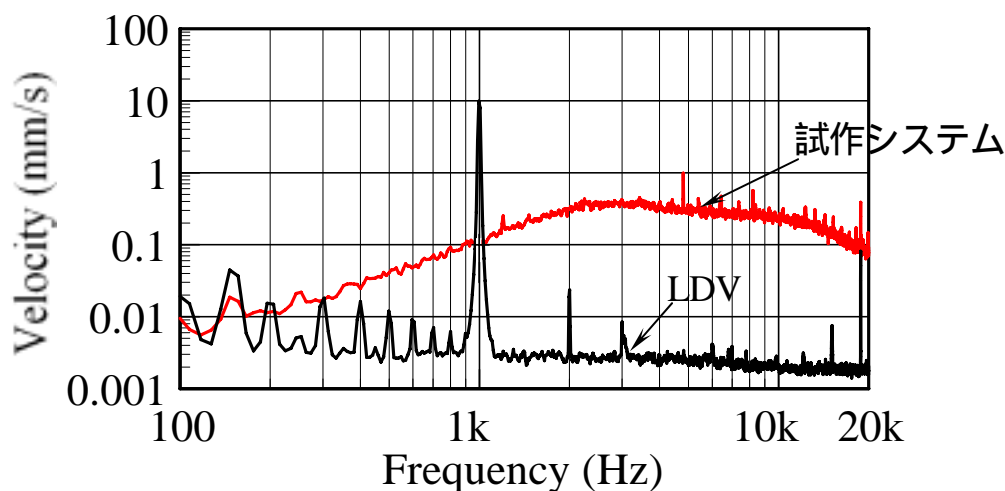


図 4.23 振動速度振幅 10 mm/s (実効値)、1 kHz の正弦振動の計測結果

そこで、試作システムにおける計測可能な振動速度振幅の下限値を明らかにするために、レーザドップラ振動計によって計測された値と、試作システムによって計測された値の関係を周波数別に図 4.24 から図 2.27 に示した。それぞれの図の横軸はレーザドップラ振動計によって計測された値であり、縦軸は試作システムによって計測された値である。図 4.24 および図 4.25 より、125 Hz から 500 Hz の周波数範囲において 100 $\mu\text{m/s}$ から 10

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

mm/s までの計測値の関係は、1 対 1 の直線上にあり、直線性が保たれている。一方、1 kHz においては、 $200 \mu\text{m/s}$ 以下で直線性が失われている。図 4.26 に示す 2 kHz と 4 kHz において、 $400 \mu\text{m/s}$ 以下で直線性が失われ、図 4.27 の 8 kHz と 16 kHz では、直線性は見られない。これらの結果より、試作システムにおける計測可能な振動速度振幅の下限値は、125 Hz から 500 Hz の周波数範囲において $100 \mu\text{m/s}$ 、1 kHz では、 $200 \mu\text{m/s}$ 、2 kHz から 4 kHz では、 $400 \mu\text{m/s}$ であると判断できる。8 kHz 以上の周波数では、正確な振動速度振幅の計測は難しいと考えられる。

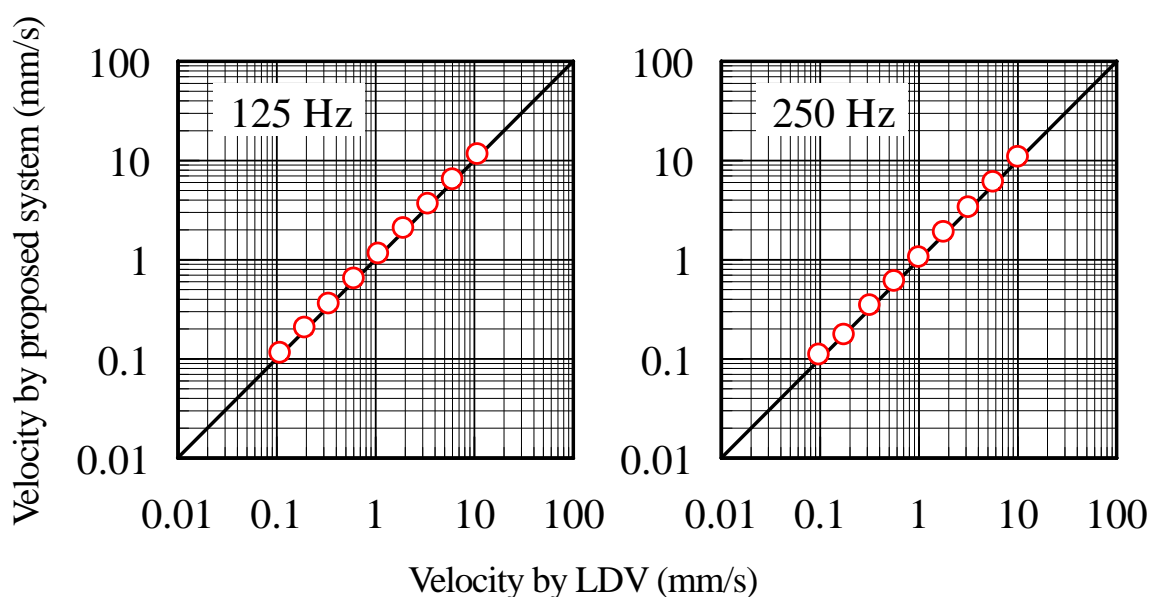


図 4.24 レーザドップラ振動計と試作システムの振動速度振幅計測値の関係

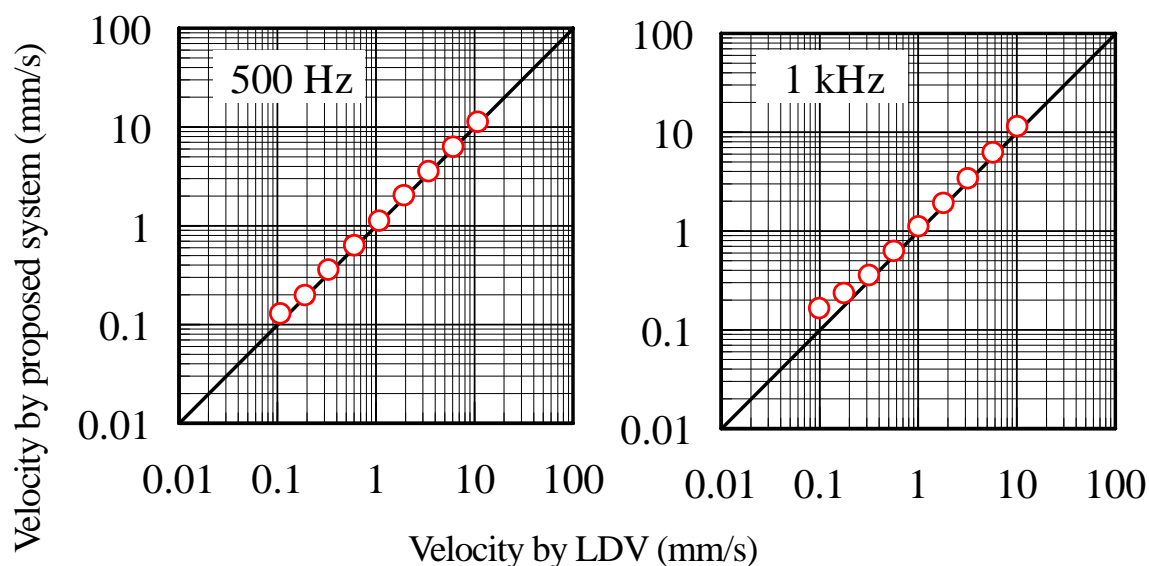


図 4.25 レーザドップラ振動計と試作システムの振動速度振幅計測値の関係

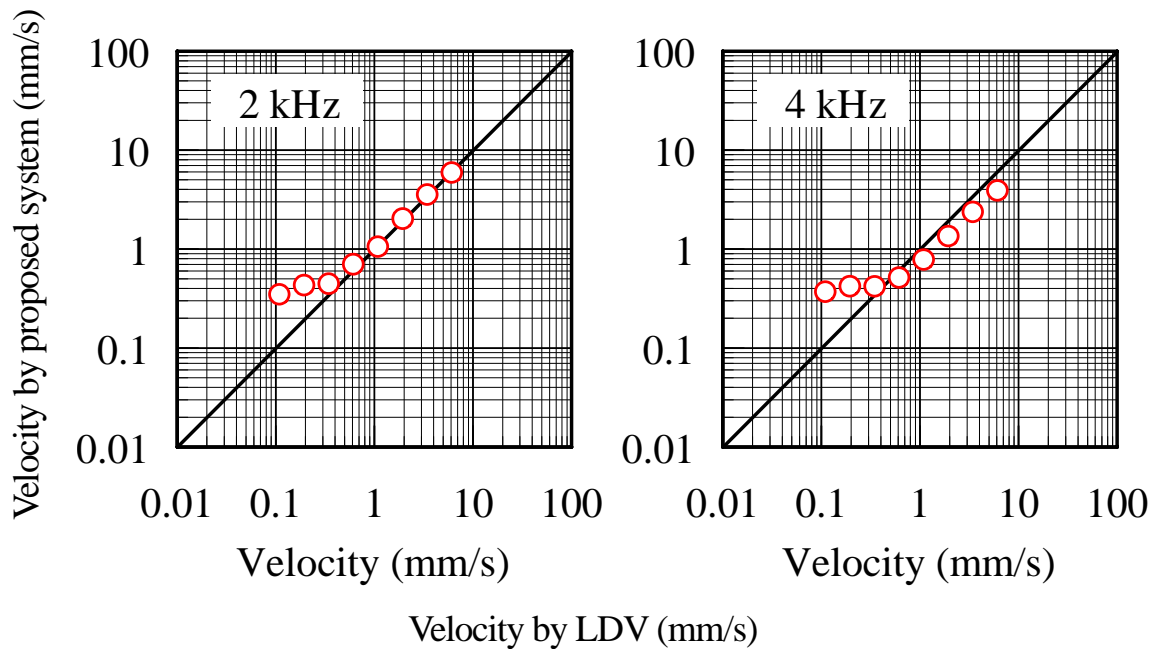


図 4.26 レーザドップラ振動計と試作システムの振動速度振幅計測値の関係

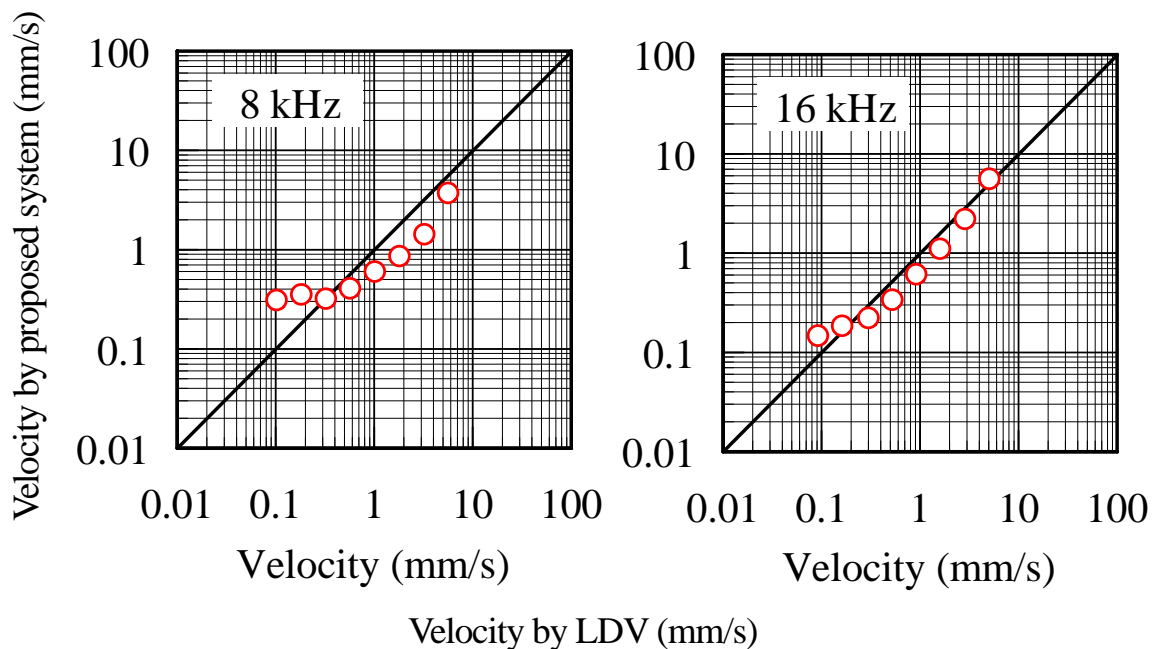
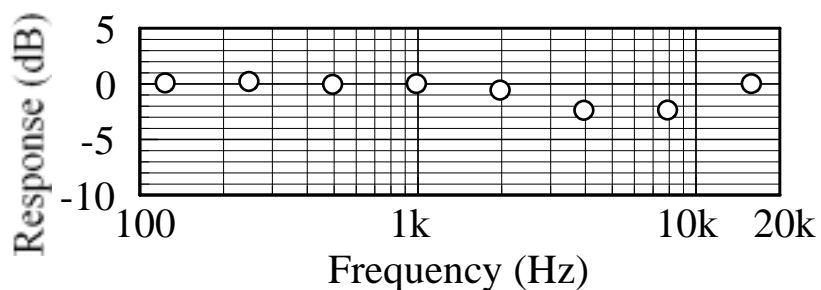


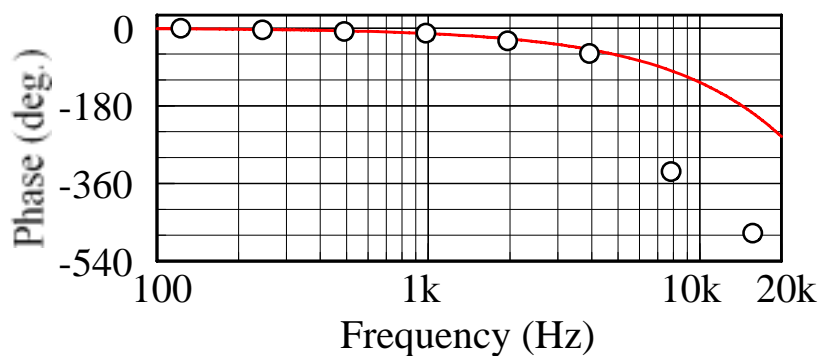
図 4.27 レーザドップラ振動計と試作システムの振動速度振幅計測値の関係

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

また、図 4.28(a)に示す周波数応答の振幅では、125 Hz から 2 kHz および 16 kHz の周波数においては、試作システムにより計測した振動速度振幅とレーザドップラ振動計より計測した振動速度振幅との間に差は見られない。一方、4 kHz と 8 kHz で -2 dB の差が見られる。図 4.28(b)に示す位相差においては、125 Hz から 4 kHz まではマイクロホンと加振器の振動面の間隔による位相遅れ(図中の実線)とよく一致している。しかし、8 kHz 以上では、大きな位相遅れが生じている。位相計測の面からも、試作したシステムでは、4 kHz 以下の周波数範囲の計測に限定されると考えられる。



(a)



(b)

図 4.28 レーザドップラ振動計と試作システムとの周波数応答

4.3.3 音響インテンシティ計測精度

前述のように試作した計測システムによって正確に計測できる振動速度振幅と周波数の範囲が明らかになった。そこで、試作システムの利点を生かし、接触型の振動ピックアップを用いたシステムでは計測不可能な低剛性の薄板を計測対象として、音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測精度を検討するための実験を行った。計測対象は、200 mm×200 mm の大きさで厚さが 0.5 mm のアルミニウム平板とした。平板の加振位置、計測位置および支持方法を図 4.29 に示す。まず、導電型加振器を用いて平板を面外方向に加振する。周波数は、200 Hz として連続正弦加振を行った場合に、図 4.30 に示す砂図のような逆 ω 型の振動モードが発生している。次に、この状態で、図 4.29 に示すように加振点から 70 mm の横断方向において、10 mm 間隔で 20 点における音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測を行った。図 4.31 に示す計測系を用いてレーザドップラ振動計と試作システムを用いた同時計測を行った。また、後に、2 マイクロホン音響インテンシティ法^[7]により、平板からの距離 20 mm における面外方向の音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) も計測した。

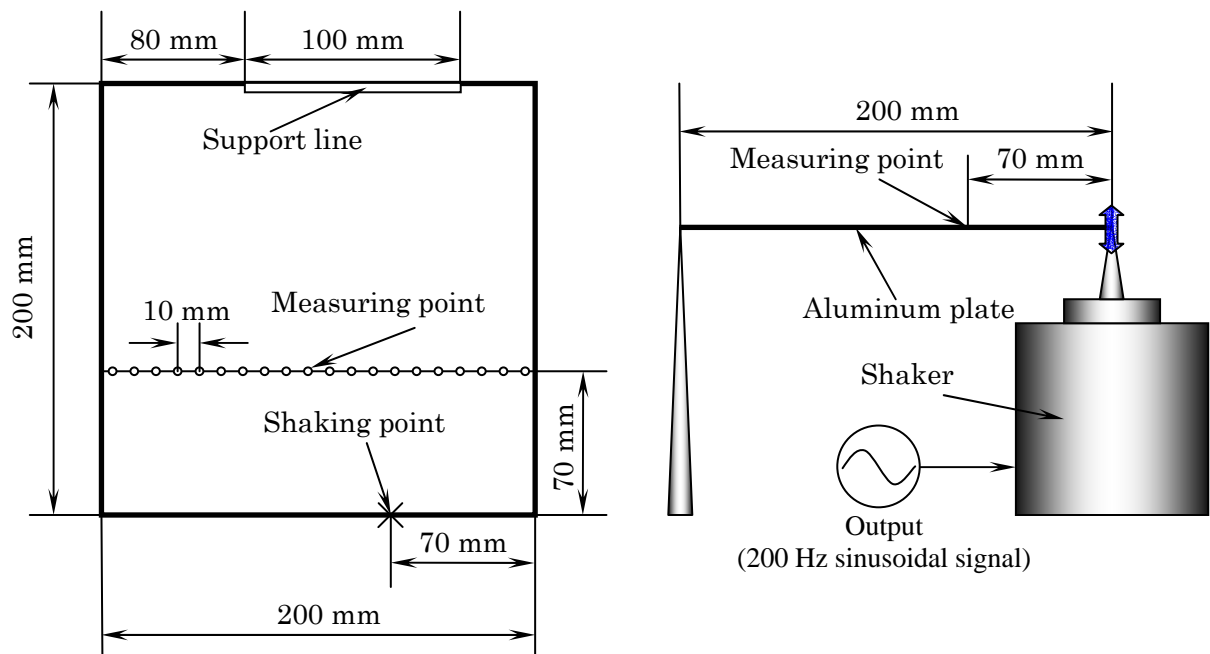


図 4.29 アルミニウム平板 (200 mm×200 mm×0.5 mm) の加振実験系

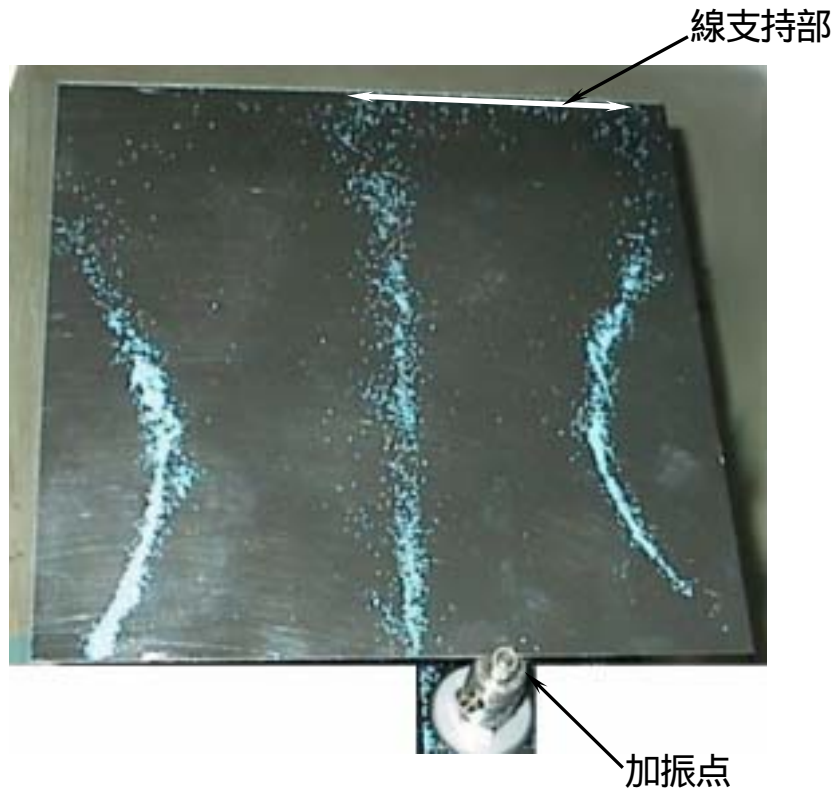


図 4.30 200 Hz 正弦加振される平板の振動モード (砂図)

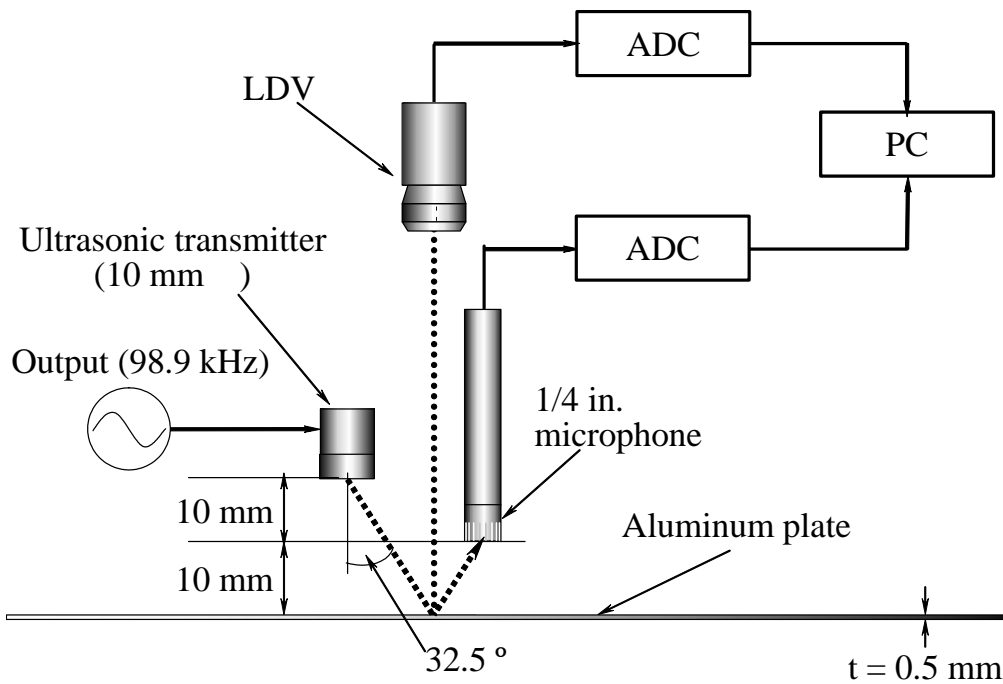


図 4.31 平板から放射される音響インテンシティの計測系

音響インテンシティ計測結果を図4.32に示す。図では、音響インテンシティレベル(dB)を表示している。基準値は 10^{-12} W/m² である。印は、レーザドップラ振動計で計測した振動速度と音圧から算出した値、印は、試作システムで計測した振動速度と音圧から算出したによる値、印は、2 マイクロホン音響インテンシティ法による計測値を示している。正の音響インテンシティレベルは、平板の表面から音響エネルギーが外向きに放出されている部分(source)を示し、(-)で表される負の音響インテンシティレベル^[9]は、逆に音響エネルギーが流れ込んでいる部分(sink)を示している。これらの結果から、0 mm から 30 mm の間と 90 mm から 160 mm の間では、正の音響インテンシティレベルが計測されており、音響エネルギーが平板の表面から外向きに放出されている source であることがわかる。一方、30 mm から 90 mm の間と 160 mm から 200 mm の間では、負の音響インテンシティレベルが計測されており、音響エネルギーが平板の表面に流れ込む sink になっていることがわかる。これらの現象は、図4.30に示した振動モードの節(node)を境として生じていることがわかる。また、レーザドップラ振動計による計測値(印) 試作システムによる計測値(印)および従来の2 マイクロホン法(印)による計測値ともに同じ傾向にあり、試作システムによって、モード振動する平板からの音の放射を正確に計測できていることがわかる。

次に、レーザドップラ振動計による計測値と試作システムによる計測値の関係を図4.33に示す。両者の標準誤差^[10]は、2.2 dBであった。ここで、両者の計測結果に差が生じた要因について考える。レーザドップラ振動計では、微小範囲(カタログデータでは直径0.1 mm以下)の振動速度を計測しているのに対して、試作システムでは、直径10 mmの範囲の平均振動速度を計測している(4.2.3「振動計測における計測可能な最小面積と空間分解能」参照)。したがって両者の振動速度計測における空間分解能には、大きな差がある。この空間分解能の差により、レーザドップラ振動計による計測値と試作システムによる計測値に差が生じたものと考えられる。

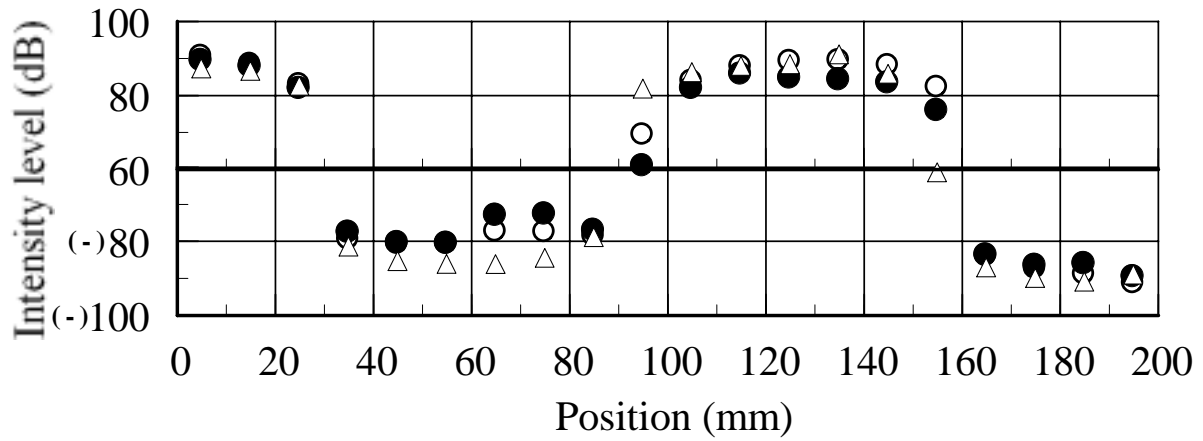


図4.32 平板から放射される音の音響インテンシティ計測結果
 ○ : レーザドップラ振動計による計測値 △ : 試作システムによる計測値
 ● : 2 マイクロホン音響インテンシティ法による計測値

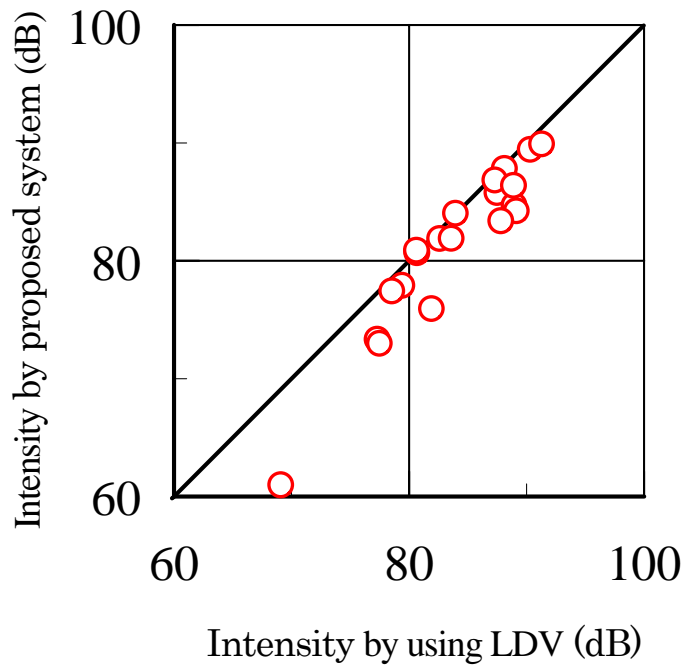


図4.33 レーザドップラ振動計による計測値と試作システムによる計測値の関係
 (標準誤差 : 2.2 dB)

4.4 第4章のまとめ

本研究では、表面音響インテンシティ法による計測の実用化を図るために、音響放射面近傍の可聴音の音圧計測と、空中超音波ドップラを利用した振動計測を、一つの広帯域マイクロホンおよび信号処理系によって実現し、音響インテンシティを算出する計測方法およびセンサプローブを提案している。本章では、提案した空中超音波ドップラセンサプローブにおける計測上の課題を解決するために、実験的検討を行い、以下の成果を得た。

- (1) 超音波ドップラによる音響放射面の振動速度計測のキャリア周波数を 1/4 インチマイクロホンの計測可能周波数範囲と超音波放射器の放射指向特性から決定し、98.9 kHz とした。
- (2) 1/4 インチマイクロホンおよび超音波放射器のキャリア周波数(98.9 kHz)における指向特性をもとに、送波器から直接的にマイクロホンに入射する直接波を排除するセンサ配置を見出し、反射波と直接波の間に最大で 18 dB の S/N が確保できることを確認した。
- (3) 振動速度計測における計測可能最小面積は、6 mm ϕ 、空間分解能は 10 mm ϕ であり、従来の超音波ドップラ振動計と同等の性能であることを確認した。また、最小計測面積(6 mm ϕ)では、振動による面内方向の変位が ± 0.25 mm 以下であれば計測可能なことが明らかになった。
- (4) 試作システムにおける計測可能な振動速度振幅の下限値は、125 Hz から 500 Hz の周波数範囲において 100 $\mu\text{m/s}$ 、1 kHz では、200 $\mu\text{m/s}$ 、2 kHz から 4 kHz では、400 $\mu\text{m/s}$ であり、125 Hz から 4 kHz までの周波数範囲において、位相も含めて正確な振動速度計測が可能であることを確認した。
- (5) 試作システムでは、従来のレーザドップラ振動計を用いた計測と比較して、約 2 dB の計測精度で音響インテンシティを計測できることを確認した。

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

- (6) デジタル信号処理技術により、フィルタ処理、FM 復調および音響インテンシティを算出するクロススペクトル演算を1台の計算機で行い、計測システムを簡略化した。

参考文献

- [1]里村茂夫：“新しい振動測定方式”、電気通信学会誌、第38巻8号、pp.24-25、(1955)
- [2]R. Morikawa, H. Yuzaki, K. Nakamura and S. Ueha : “Ultrasonic transducer array for structural intensity measurements”, Jpn. J. Appl. Phys. Vol. 35, pp.2080-3083 (1996)
- [3]清水洋、龍田正隆、上杉信夫：“超音波ドップラ法を用いた振動計測(第四報) - 1.8 MHz 超音波による実験”、日本音響学会講演論文集 昭和43年4月、pp.205-206、(1968)
- [4]LL. Beranek, “Noise and vibration control”, McGraw-Hill, New York, Chap. 3 pp. 46-51 (1988)
- [5]村田製作所：“圧電セラミックス応用センサ”、Cat. No.P19-8 (2002)
- [6]S.K. Mitra : “Digital Signal Processing, Second edition”, McGraw-Hill, New York, Sections 4.4.2 and 8.2.5 (2001)
- [7]西村芳一：“DSP 処理のノウハウ”、CQ 出版社、東京、p. 103 (2000)
- [8] F. J. Fahy : “Sound Intensity Second edition”, E & FN SPON, London, Chap. 6, pp. 108-113(1995)
- [9]ISO 9614-1:1993 “Acoustics – Determination of sound power levels of noise sources using sound intensity – Part 1 : Measurement at discrete points”
- [10]奥野忠一：応用“統計ハンドブック”、養賢堂、東京、p. 99 (1978)

第4章 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

第5章 自己遅延ヘテロダイナミックレーザードップラ法利用 非接触センサプローブ

第5章 自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法利用非接触センサプローブ

5.1 はじめに

第1章において述べたように、これまでの表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ (W/m^2)計測では、計測原理に起因した問題によって生じる時間的・経済的コストの増大により、光学的非接触振動計測の利点を生かすことができないまま、実用化には至っていないのが現状である。そこで、本研究では、光軸上に奥行き分解能を持つことで、一つの光学系により、多点の振動速度計測が可能な自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測手法^[1]を利用して、音響放射面の振動速度計測と近傍の音圧計測を実現し、音響インテンシティを算出する計測方法およびセンサプローブを提案した。本章では、第2章で述べた自己遅延ヘテロダインレーザドップラセンサプローブを用いた計測における問題点を解決する手段について述べる。また、計測可能な振動速度振幅と周波数の範囲および音響インテンシティの計測精度について実験的に検討した。

5.2 自己遅延ヘテロダインレーザドップラによる振動速度計測

第2章で述べたように自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測法を利用した計測システムでは、一つの光学系により、音響放射面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s)と可聴域の音圧 $p(t)$ (Pa)の計測を可能にすることを目的としている。ここでは、提案した計測システムにおいて、光学系および信号処理系の設計について、実験的に検討した。その上で、計測可能な振動速度振幅を確認した。

5.2.1 振動速度計測に用いる光学系

提案した計測システムでは、第2章で述べたように参照光と複数の反射光との光路差によって生じるビート信号を検出することにより、多点での振動速度を計測する。このとき、ビート信号の周波数は、半導体レーザの注入電流と発振波長の関係に線形性があると仮定して、第2章の2.16式によって算出される。すなわち、音響放射面からの反射光と参照光との光路差 Δd (m)のほかに、半導体レーザへの注入電流(鋸波)の変調周波数 f_m (Hz)、変調振幅 Δi (A)、注入電流による発振周波数の変化率 β (Hz/A)に依存してビート信号の周波数が変化することになる。したがって、光学系を小型化する

ための設計段階においては、 Δd 以外の変数を確定する必要が生じる。それにはまず、半導体レーザの注入電流と発振波長の関係において、局所的であっても、線形性を持つ部分を確認する必要がある。あるいは、そのような半導体レーザを見出す必要がある。そこで、図 5.1 に示す計測系を用いて半導体レーザに注入する電流と発振波長の関係を計測した。作動温度は 25.0 °C として、注入電流を 1 mA 間隔で静的に変化させた時のピーク波長を光スペクトルアナライザで検出した。計測結果を図 5.2 および図 5.3 に示す。計測に用いた半導体レーザは、計測器および医療機器などの用途を目的として作られた表 5.1 に示す仕様の 2 種類である。TOLD9140 では、注入電流を 42 mA から 85 mA まで変化させた。一方、SLD201V-3 では、110 mA から 190 mA まで変化させた。図 5.2 および図 5.3 より、注入電流の変化によってモードホップ^[2]が生じているが、それぞれの結果には、局所的に直線性が見られる。その部分を拡大して図 5.4 に示す。これらの結果から、TOLD9140 では、注入電流の鋸波変調振幅 Δi を 46 mA から 56 mA までの 10 mA とすることができると考えられる。同様に、SLD201V-3 では、132 mA から 153 mA までの 21 mA 変調振幅 Δi を確保できると考えられる。図 5.4 の回帰直線の傾きから各半導体レーザの注入電流による発振波長の変化率 α (nm/A) および発振周波数の変化率 β (Hz/A) を算出し表 5.2 に示す。これらの定数をもとに第 2 章の 2.16 式より、任意の Δd (反射光と参照光との光路差) および f_m (注入電流の変調周波数) における f_b (ビート信号の周波数) を算出することができ、光学系の小型化および信号処理系に対して最適な光学系の設計を行うことができる。

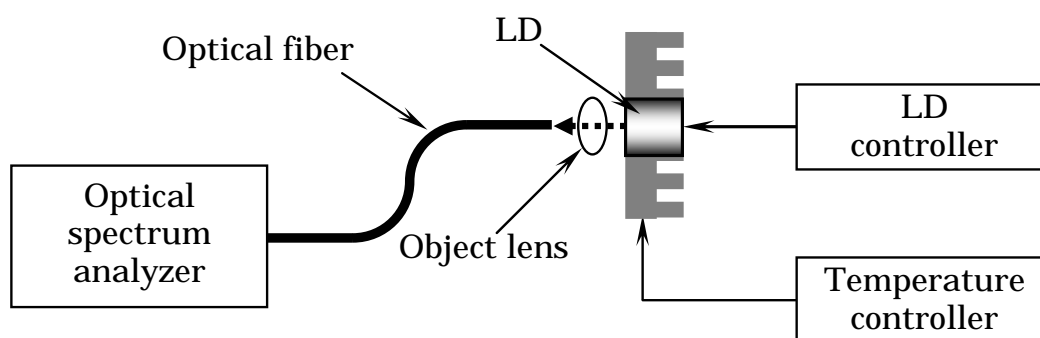


図 5.1 半導体レーザの発振波長計測系

表 5.1 半導体レーザの仕様

型式	発振波長	定格光出力	作動電流	作動温度
TOLD9140 (東芝)	690 nm	20 mW	63.3 mA	25
SLD201V-3 (SONY)	787 nm	40 mW	129 mA	25

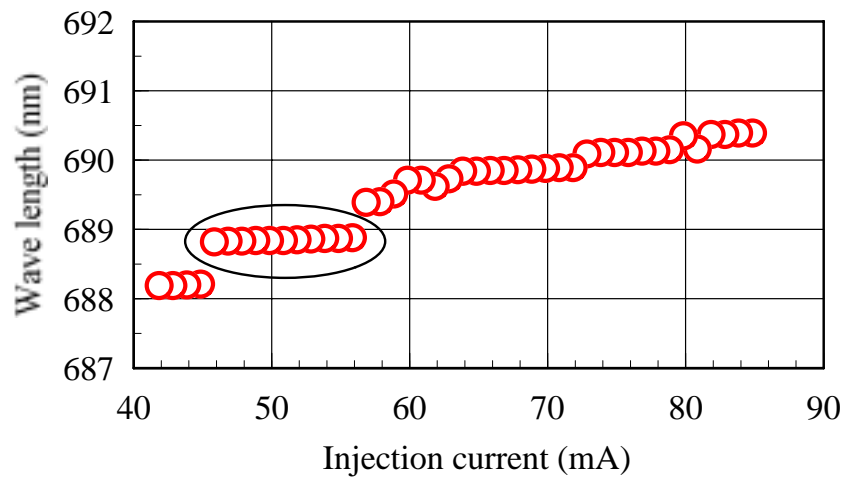


図 5.2 半導体レーザの注入電流と発振波長の関係 (TOLD9140)

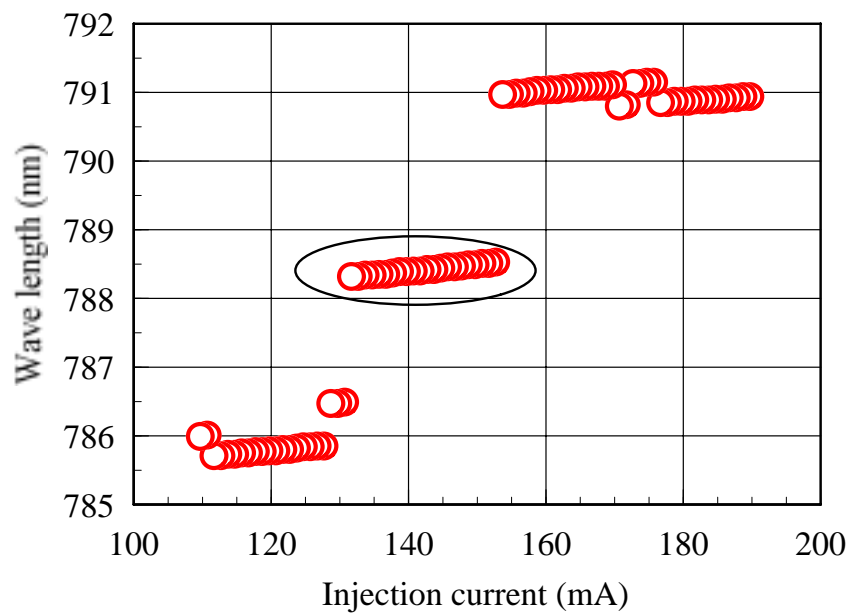
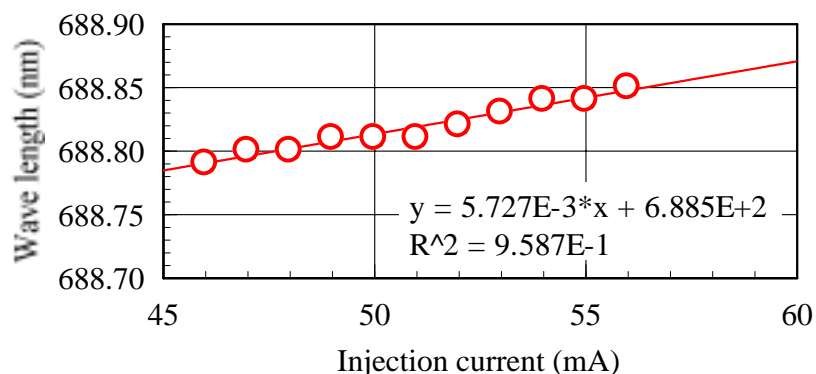
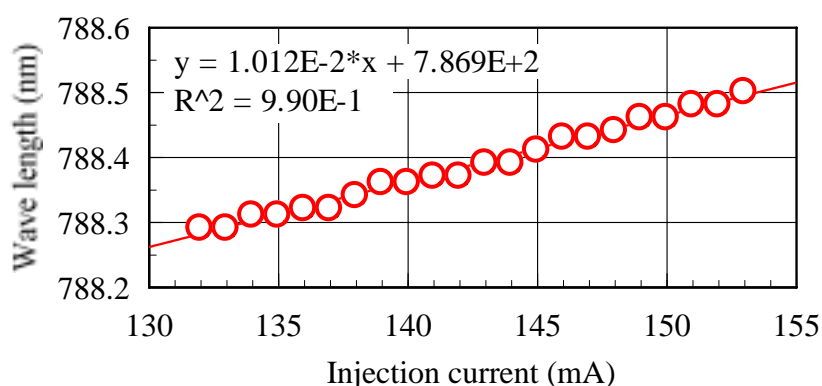


図 5.3 半導体レーザの注入電流と発振波長の関係 (SLD201V-3)



(a) TOLD9140 (東芝)



(b) SLD201V-3 SONY

図 5.4 半導体レーザの注入電流と発振波長の直線性

表 5.2 半導体レーザの発振特性

LD type	Δi (mA)	α (nm/mA)	β (GHz/mA)
(a) TOLD9140	10	5.7×10^{-3}	3.62
(b) SLD201V-3	21	1.0×10^{-2}	4.88

次に、図 5.5 に示す光学系を用いて、自己遅延ヘテロダイン法^[3]による参照光と振動面からの反射光の干渉で生じるビート信号の検出を試みた。振動面は加振器に取り付けた標準加速度ピックアップの受感面(14 mm)とした。半導体レーザには、図 5.4 (a) および表 5.1 に示した TOLD9140 を使用した。半導体レーザへの注入電流の鋸型変調振幅 Δi は、図 5.6 に示すように 47.0 mA から 54.2 mA までの 7.2 mA、変調周波数 f_m

は、10 kHz とした。また、ビームスプリッタから参照ミラーまでの距離を 130 mm、振動面までの距離を 90 mm とし、光路差 Δd を 80 mm とした。したがって、表 5.2 に示した発振周波数の変化率 β (3.62 GHz/mA) を用いて第 2 章の 2.16 式より、ビート信号の周波数 f_B は、69.55 kHz と計算された。

図 5.7 は、加振器の静止時におけるフォトダイオードの出力電圧を示している。フォトダイオードの出力電圧には、図 5.6 に示した半導体レーザへの注入電流と同期した鋸波にビート信号が加算されていることが確認できる。また、振動面が静止しているために、ビート信号の周期には、ほとんど変化が見られない。計測されたビート信号の周波数は、71.0 kHz であり、計算値とは、1.45 kHz、約 2.1% の差が生じた。これは、半導体レーザの注入電流と発振周波数の静的な変化率 β と、計測における動的な変化率に差がある^[4]ことによるものと考えられる。また、光路差 Δd で考えると 1.6 mm の誤差が生じた場合の差に相当する。したがって、試作した計測システムは、ほぼ設計にもとづいた性能が得られたと考えられる。

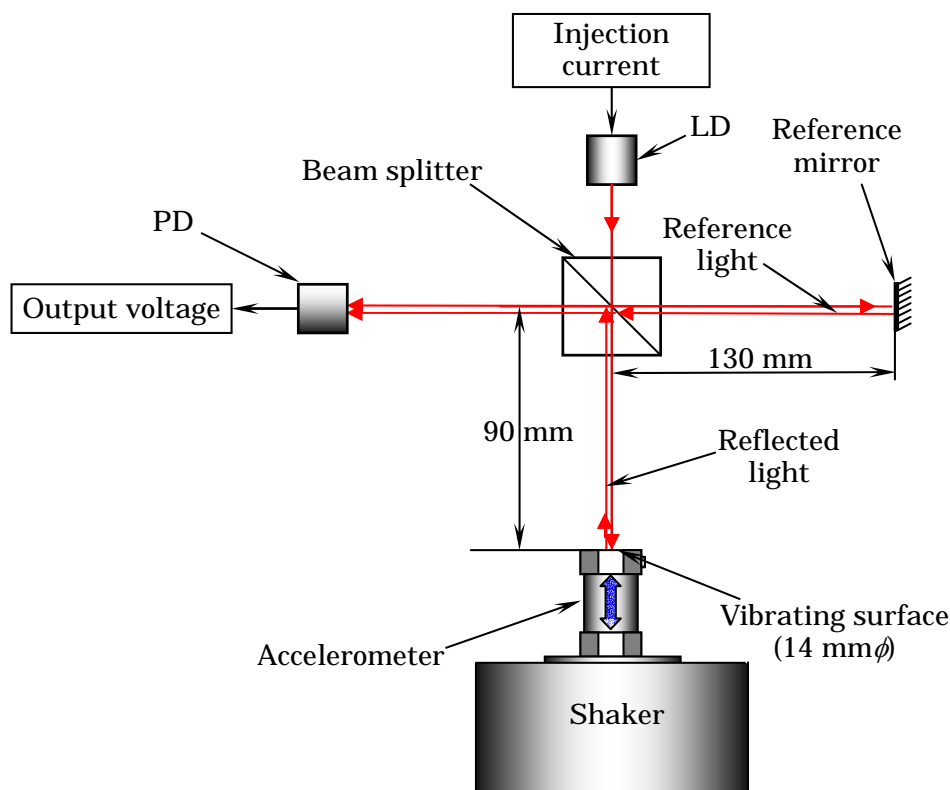


図 5.5 自己遅延ヘテロダイン法を用いた振動速度計測系

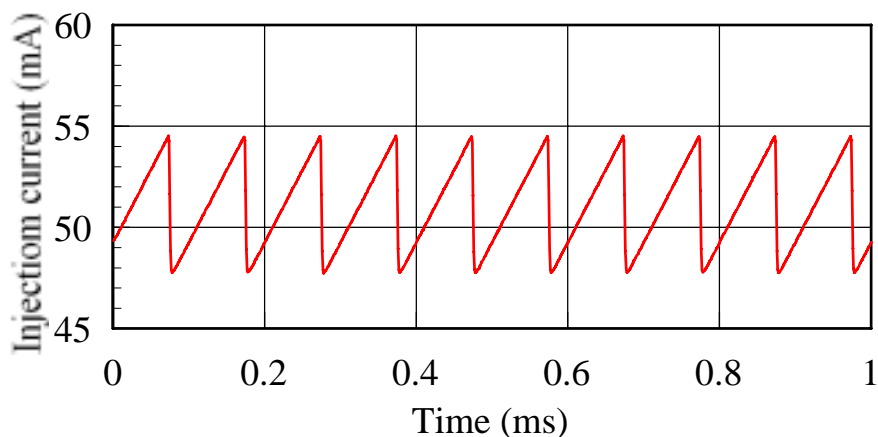


図 5.6 半導体レーザーへの注入電流の時間変化

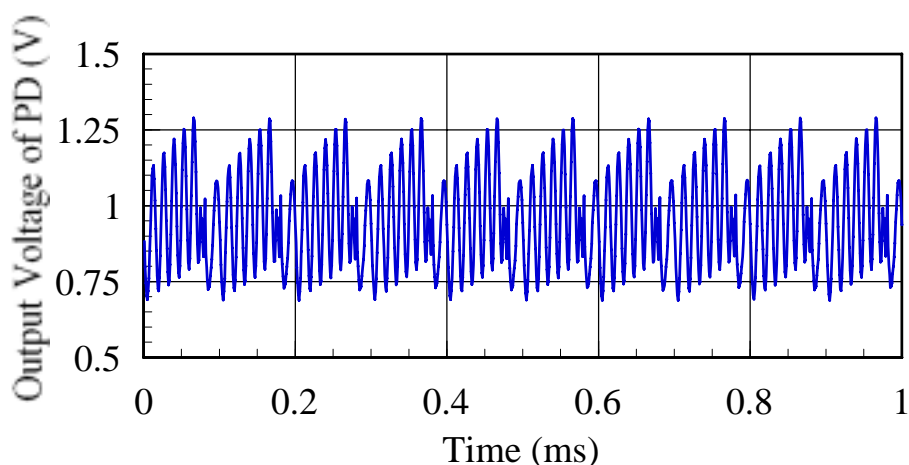


図 5.7 加振器の静止時における PD の出力電圧の時間変化

5.2.2 振動速度計測における計測精度

図 5.5 に示した振動速度計測系において、導電型加振器を用いることにより、標準加速度ピックアップの受感面を 159.2 Hz で連続正弦振動させた。振動振幅は、標準加速度ピックアップの出力の読み値において 30 m/s^2 (実効値) とした。振動速度に換算すると 30 mm/s となる。図 5.8 は、連続加振時のフォトダイオードの出力電圧を示している。振動面の振動速度の変化に伴って、ビート信号の周期が長くなる変化が確認できる。すなわち、ドップラ効果によりビート信号の周波数が変化しているものと考えられる。そこで、フォトダイオードの出力電圧を前章で用いた \tan^{-1} 方式 (第 4 章の

図 4.19) によるデジタル信号処理を利用し、FM 復調した。このとき、フォトダイオードから出力されたアナログ信号は、サンプリング周波数が 2 MHz、分解能が 14 Bit でデジタル変換されている。FM 復調された振動速度波形を 10 kHz のローパスフィルタによって処理し、10 kHz にダウンサンプリングしたものを図 5.9 に示す。図 5.9 より、標準加速度ピックアップの受感面における 159.2 Hz の連続正弦振動を計測できていることがわかる。また、振動速度振幅は、実効値で 30.9 mm/s となり、標準加速度ピックアップからの加速度実効値から換算した値とほぼ等しい結果となった。

一方、図 5.10 は加振器を停止させたときのビート信号を図 5.9 と同様の方法で FM 復調したものであり、計測システムの残留ノイズを示していると考えられる。これらの残留ノイズの最大振幅は、約 $5 \mu\text{m/s}_{\text{pp}}$ であった。これにより、試作した計測システムでは、一般的なレーザドップラ振動計における計測下限値と同様の振動速度計測性能が得られていると考えられる。

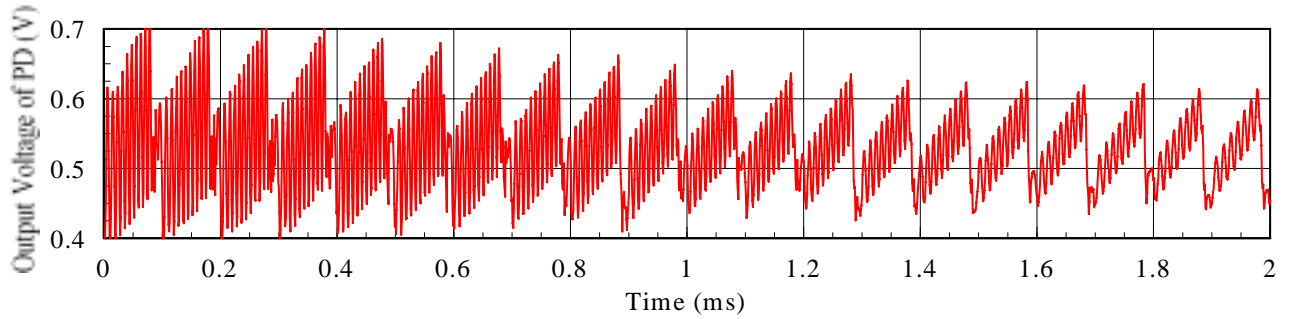


図 5.8 連続加振時のフォトダイオードの電圧出力波形

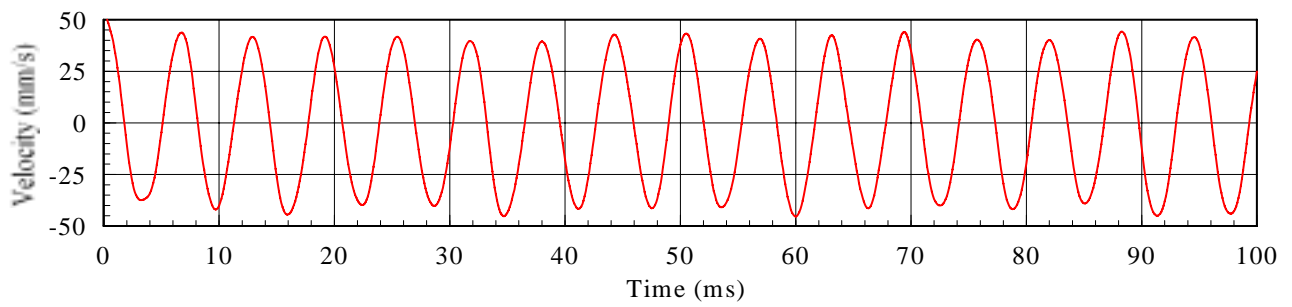


図 5.9 FM 復調後の振動速度波形

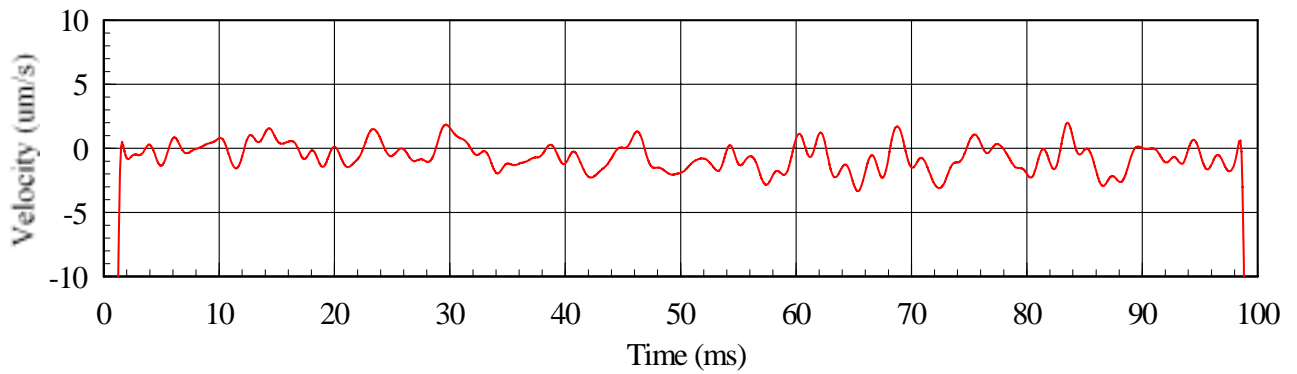


図 5.10 試作システムの残留ノイズ

5.3 音圧計測方法と光軸上の奥行き分解能の検討

提案する計測システムでは、自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測における複数点での振動速度を同時に計測できる利点を生かし、一つの光学系により、音響放射面の振動速度 $\bar{u}(t)$ (m/s) と可聴域の音圧 $p(t)$ (Pa) の計測を可能にすることを目的としている。そのために、第2章で述べたように音響放射面の振動速度 \bar{u}_1 (m/s) と、近傍に置かれた振動膜の振動速度 \bar{u}_2 (m/s) を同時計測し、振動膜の振動速度 \bar{u}_2 (m/s) から音圧 p (Pa) を算出することを考えた。ここでは、試作した計測システムによる音圧計測方法について実験的に検討した。その上で、光軸上の奥行き分解能を考慮した計測システムの光学系の設計方法について検討した。

5.3.1 薄膜の光学的振動速度計測による音圧算出方法

振動膜の振動速度を音圧に換算するためには、まず、両者の関係を見出す必要がある。まず、図5.11に示すように、1/2インチマイクロホンに対して、100 Hz から 10 kHz までの周波数範囲において、74 dB (0.1 Pa_{rms}) のランダムノイズを放射する。そのときの膜面中心における振動速度をレーザドップラ振動計によって計測する。計測は、無響室内において行った。1/2インチマイクロホンの音圧出力と膜面中心での振動速度の周波数応答を図5.12に示す。

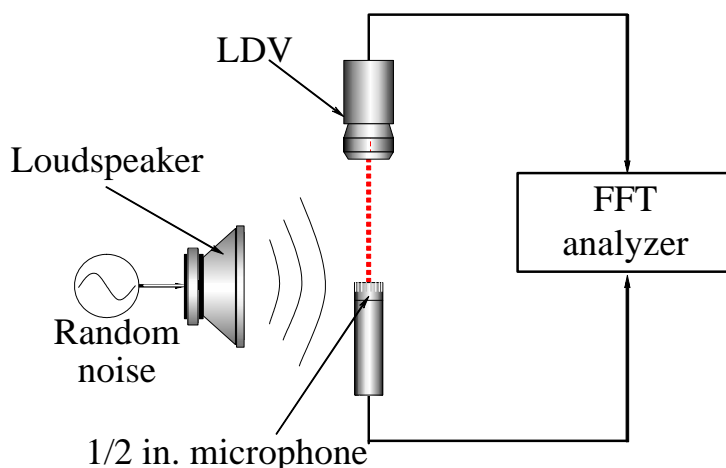


図 5.11 マイクロホン膜面の振動速度と音圧の計測系

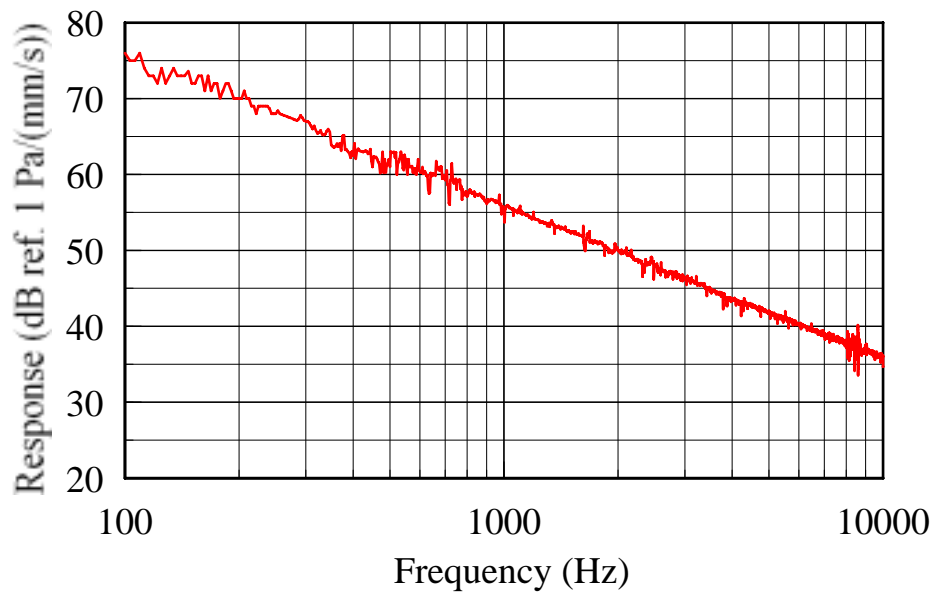
図 5.12(a)に示した両者の振幅の関係は、 -6 dB/Oct. に近い応答を示しており、振動速度と振動変位の関係に近い。一方、図 5.12(b)に示した位相差においては、 100 Hz から 3 kHz の間で、振動速度が音圧よりも約 90° 進んだ応答を示しており、位相においても振動速度と振動変位の関係が見られる。ただし、 3 kHz 以上の周波数では、 90° の位相差から外れてしまう。また、図 5.13 に示す 1 インチマイクロホンの計測結果では、振幅の関係においては、 -6 dB/Oct. に近い応答を示しており、振動速度と振動変位の関係にあるが、位相差においては、その関係が見られない。しかし、このようなマイクロホン膜面の振動速度と音圧との振幅特性および位相特性を補正することにより、提案する計測システムによって、音響放射面近傍の音圧を計測することが可能であると考えられる。

次に、マイクロホン膜面の速度計測による音圧感度を図 5.12(a)および図 5.13(a)から算出し、表 5.3 に示す。1 インチマイクロホンにおいて、膜面の速度計測による音圧感度は、図 5.13 より、 1 kHz で $1.266 \text{ Pa/mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ($0.790 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}/\text{Pa}$) であった。すなわち、 1 kHz で 1 mm/s の振動速度が計測されたとき 96.0 dB ($0 \text{ dB} = 2 \times 10^{-5} \text{ Pa}$)となる。したがって、本システムの残留ノイズ(最小計測限界で $5 \mu\text{m/s}_{\text{p-p}} = 1.7678 \mu\text{m/s}_{\text{rms}}$)では、 40.9 dB ($2.238 \times 10^{-3} \text{ Pa}_{\text{rms}}$)となり、これが最小計測音圧となる。1 インチマイクロホン自体の音圧計測可能範囲は 20 dB から 120 dB であり、最小計測音圧 20 dB を計測するには、さらに残留ノイズの除去が必要となる。また、最大音圧 120 dB (20 Pa)では、 1.58 mm/s ($0.790 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}/\text{Pa} \times 20 \text{ Pa}$)を計測する必要がある。図 5.5 に示した試作システムでは、第 2 章の 2.16 式より、 $2.906 \text{ kHz/mm s}^{-1}$ となり、 4.591 kHz ($2.906 \text{ kHz/mm s}^{-1} \times 1.58 \text{ mm/s}$) のドップラシフトを検出する必要がある。

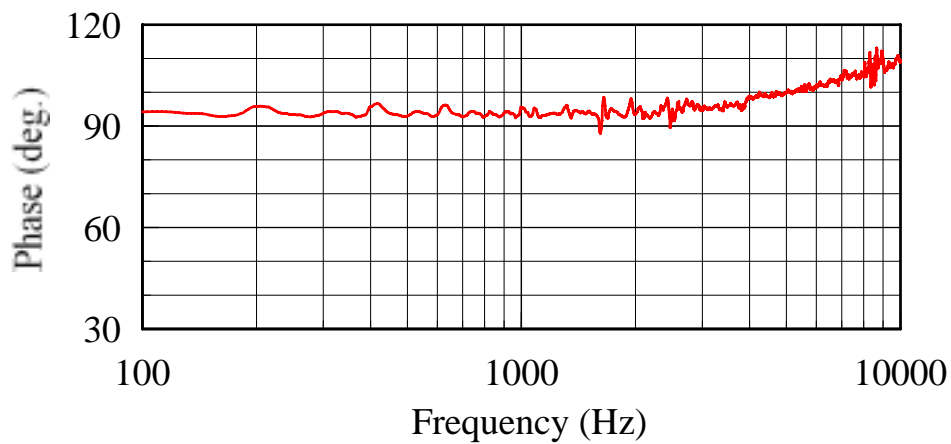
一方、 $1/2$ インチマイクロホンでの音圧感度は、図 5.12 より、 1 kHz で $6.192 \text{ Pa/mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 、 109.8 dB ($0.162 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}/\text{Pa}$) であった。したがって、本システムの残留ノイズでは、 54.7 dB ($0.0109 \text{ Pa}_{\text{rms}}$)となる。最大音圧 140 dB (200 Pa)では、 32.4 mm/s ($0.162 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}/\text{Pa} \times 200 \text{ Pa}$)を計測する必要があり、 94.1544 kHz ($2.906 \text{ kHz/mm s}^{-1} \times 32.4 \text{ mm/s}$) のドップラシフトを検出する必要がある。これらの音圧計測における感度とドップラシフト量の関係をもとに、反射面と振動面との光路差などを検討することによって、振動速度および音圧計測範囲に適した光学系の設計が行える。

表 5.3 1kHz におけるマイクロホン膜面の振動速度に対する音圧感度

マイクロホンタイプ	音圧感度 (Pa/mm·s ⁻¹)	最小計測値 (dB)	最大音圧における 振動速度(mm/s)
1 インチ	1.266	40.9	1.58 (120 dB)
1/2 インチ	6.192	54.7	32.4 (140 dB)



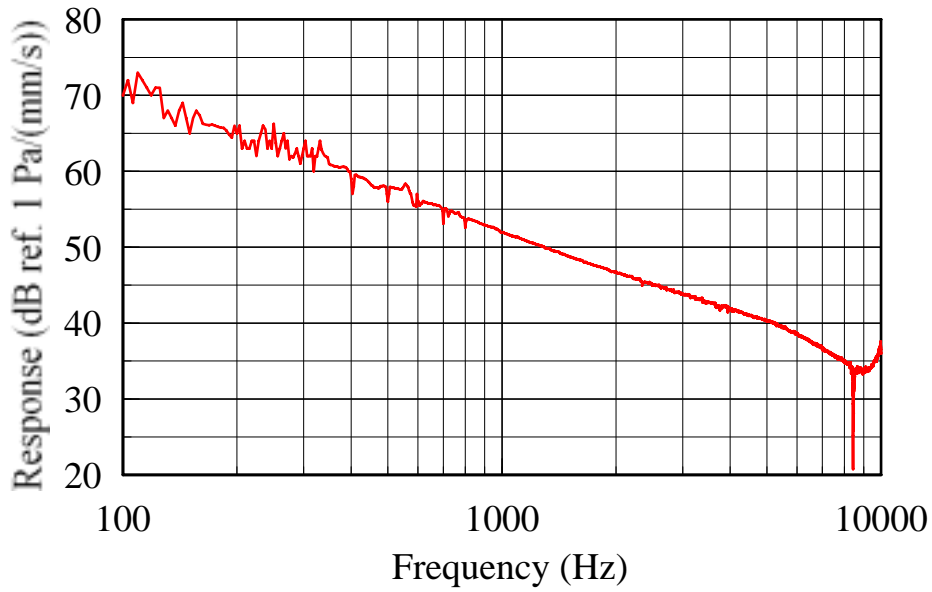
(a)



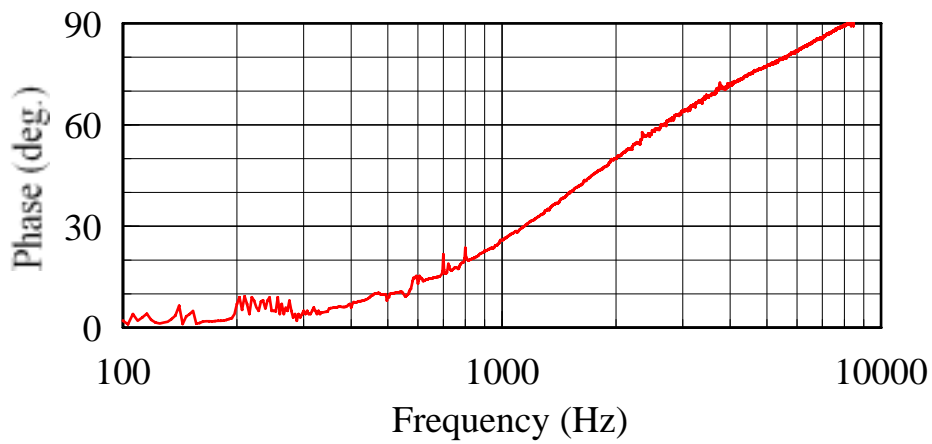
(b)

図 5.12 1/2 インチマイクロホンの音圧出力 p (Pa) と振動速度 \bar{u} (m/s) の周波数応答

(a) : 振幅特性 (b) : 位相特性



(a)



(b)

図 5.13 1 インチマイクロホンの音圧出力 p (Pa) と振動速度 \bar{u} (m/s) の周波数応答

(a) : 振幅特性 (b) : 位相特性

5.3.2 計測システムにおける光軸上の奥行き分解能の検討

試作した計測システムでは、サンプリング周波数が 2 MHz の AD 変換器を用いているため、サンプリング定理より、ビート周波数を 1 MHz 以下にする必要がある。また、前述のように、最大のドップラシフト量は、計測しようとする振動速度の最大振幅によって決定される。したがって、第 2 章の図 2.7 に示す光学系において、音響放射面と薄膜の振動速度を同時計測する場合に、それぞれの反射光と参照光の光路差を調整し、2 つのビート信号を分離して FM 復調が行えるようにビート周波数を決定する必要がある。そこで、試作システムにおける計測対象の振動速度および音圧の振幅範囲に合わせた光学系の設計方法について検討する。ここで、試作システムにおいて 1 インチマイクロホンの膜面を使用して音圧を計測し、同時に、音響放射面の振動速度を計測する場合の定数を表 5.4 に整理する。

表 5.4 1 インチマイクロホン膜面使用時の試作システムにおける各定数

光路差 1 m あたりの ビート周波数	869.4 kHz/m
1 m/s 当たりの ドップラシフト量	2.906 MHz/m s ⁻¹
計測可能な最小振動速度	5 μm/s _{p-p}
計測可能な最小音圧	2.238×10 ⁻³ Pa _{rms} (40.9 dB)
最大音圧 20 Pa (120 dB) における振動速度	1.58 mm/s

まず、第 2 章の図 2.7 の音響放射面の振動速度を、 f_{\max} (Hz) までの周波数範囲で、最大振幅 u_{\max} (m/s) まで計測することを考える。このとき、FM 変調されたビート信号のサイドバンド幅 f_{SB} (Hz) は、1 m/s 当たりのドップラシフト量を f_d として、次式で表される。

$$f_{\text{SB}} = f_{\max} + u_{\max} \times f_d \quad (5.1)$$

たとえば、音響放射面の計測上限振動速度を 10 mm/s、上限周波数を 10 kHz とすれば、

サイドバンド幅 f_{SB} は、 $39.06 \text{ kHz} (10 \text{ kHz} + 0.01 \text{ m/s} \times 2.906 \text{ MHz/m s}^{-1})$ となる。

一方、最大音圧 20 Pa (120 dB)まで計測する場合、1 インチマイクロホンの膜面で、 1.58 mm/s の振動速度となるため、上限周波数を 10 kHz とすれば、 $14.591 \text{ kHz} (10 \text{ kHz} + 1.58 \times 10^{-3} \text{ m/s} \times 2.906 \text{ MHz/m s}^{-1})$ のサイドバンド幅となる。したがって、ビート信号の周波数は、両者の合計の 53.651 kHz 以上離しておく必要がある。これを光路差 1 m あたりのビート周波数の変化率 869.4 kHz/m をつかって、光路差に換算すると $61.7 \text{ mm} (53.651 \text{ kHz} / 869.4 \text{ kHz/m})$ となる。よって、音響放射面と膜面の間隔は、光路差 $1/2$ である 30.085 mm 以上が必要となる。また、より大きな音響放射面の振動速度 \bar{u} (m/s) および音圧 p (Pa)を計測する場合には、それ以上の間隔を必要とする。

ここで、第2章で述べたように、表面音響インテンシティ法による音響インテンシティ \bar{i} (W/m^2)の計測において、音響放射面の振動速度と \bar{u} (m/s)と音圧 p (Pa)を計測する位置が異なるために生じる位相補償について考える。試作システムでは、音響放射面と薄膜面の間隔により、位相補償を行うことになる。その間隔が、最大振動速度および音圧の計測条件に左右されることにより、計測誤差を生じさせる原因となる。そこで図5.14に示すように、光学系に光ファイバケーブルを用いて、その長さあるいはビームスプリッタの位置を変化させることで光路差を任意に設定できるシステムを提案する。これにより、様々な計測条件に対応できる光学系の設計が行えると考える。

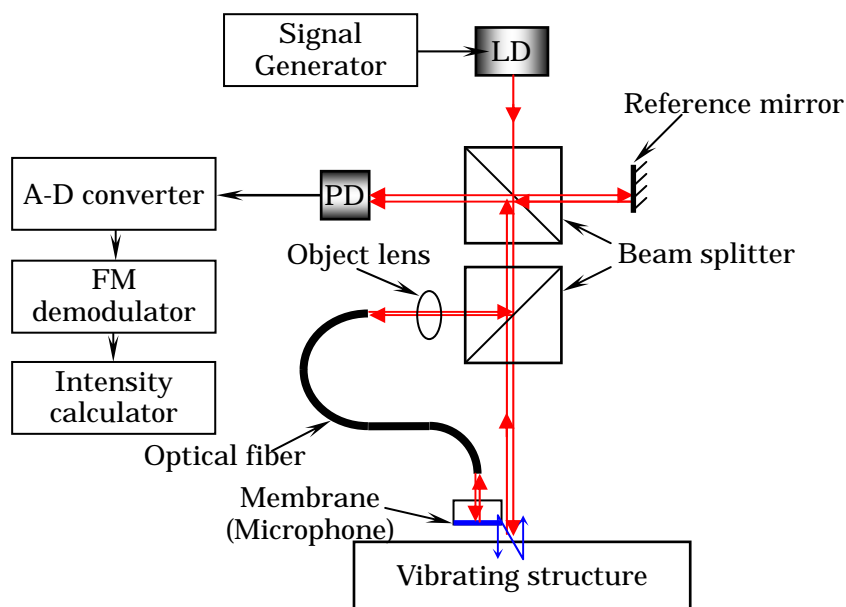


図 5.14 光ファイバケーブルを用いた計測システム

5.4 音響インテンシティ計測精度

前述のように試作した計測システムによって正確に計測できる振動速度振幅と周波数の範囲が明らかになった。また、光学系に光ファイバケーブルを用いて、光路差を任意に設定できるシステムにより、要求される光軸上の奥行き分解能に対応できる光学系の設計方法を提案した。そこで、図5.15に示すような筐体が低剛性の薄板で製作されているCD-ROMドライブユニットを計測対象として、従来のLDVを用いたシステムと図5.14に示した試作システムにより、音響インテンシティ \bar{I} (W/m²) を計測し、その計測精度を検討した。計測対象は、146(W)×41.3(H)×193(D)mmで筐体は厚さ0.5 mmの金属板から成っている。まず、CD-ROMドライブに1 gの錘を貼り付けたアンバランスCDメディアを挿入し、常時アクセスさせる。このときの146(W)×193(D)mmの筐体表面を8分割し、その中心において計測をおこなった。試作システムにおける仕様を表5.5に示す。



図 5.15 計測対象の CD-ROM ドライブユニット (146(W)×41.3(H)×193(D)mm) とアンバランス CD メディア

表 5.5 自己遅延ヘテロダイン LDV を用いた試作システムの仕様

LD の周波数の変化率	3.62 GHz/mA
LD の変調周波数(鋸波)	10 kHz
変調振幅	7.2 mA
光路差 1 m あたりのビート周波数変化	869.4 kHz/m
ビート周波数 (構造物)	86.9 kHz (設計値)
ビート周波数 (薄膜)	173.9 kHz (設計値)
計測可能最小音圧(1 kHz)	54.7. dB(1/2 インチマイクロホン使用)
計測可能最小振動速度	5 μ m/s _{p-p}
薄膜と構造物の間隔	10 mm

図 5.14 に示した試作システムでは、参照光と CD-ROM 筐体からの反射光との光路差を 100 mm とした。また、光ファイバケーブルの長さを制御することで参照光と薄膜からの反射光との光路差を 200 mm とした。それにより、CD-ROM 筐体からの反射光によるビート信号は 86.9 kHz、マイクロホンの膜面からの反射光によるビート信号は 173.9 kHz と計算された。マイクロホンの膜面と CD-ROM 筐体との間隔は、10 mm として、振動速度と音圧との位相補償を行った。従来の LDV を用いたシステムと試作システムによる音響インテンシティ計測結果を図 5.16 に示す。図には、それぞれ 8 点において計測した 1/3 オクターブバンド音響インテンシティレベルとその平均値を示した。これらの 8 点における 1/3 オクターブバンド音響インテンシティレベルの計測誤差は 1.97 dB であった。

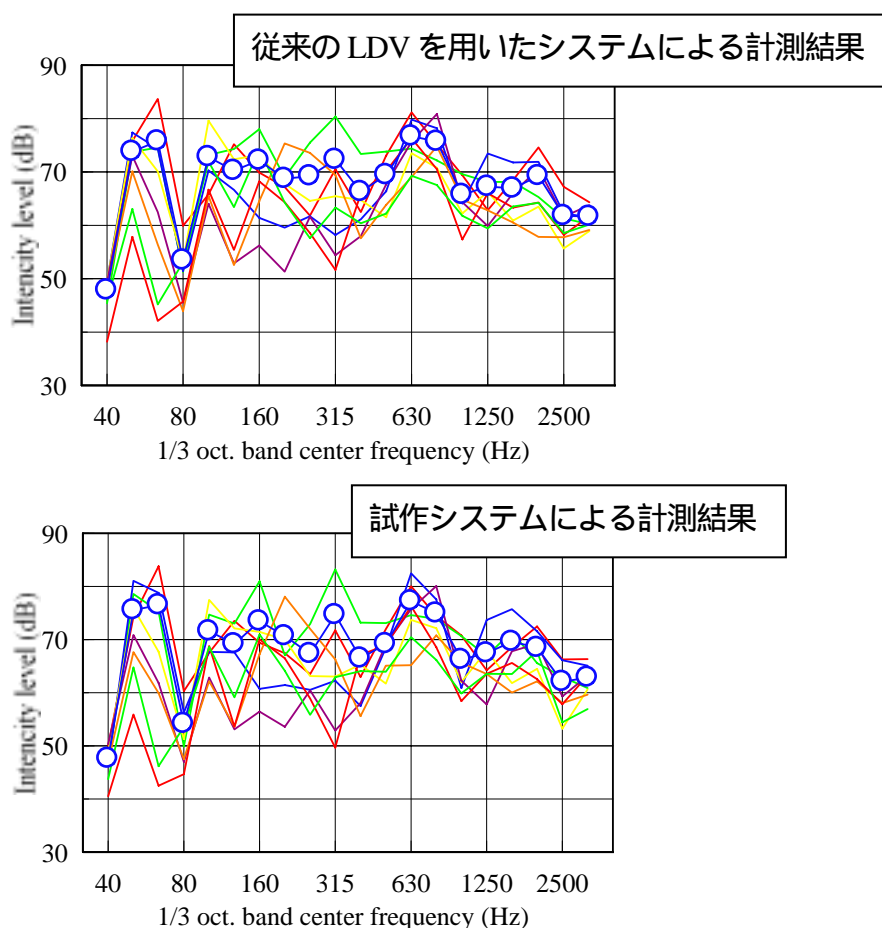


図 5.16 従来の LDV システムと試作システムによる音響インテンシティ計測結果

5.5 第5章のまとめ

本研究では、表面音響インテンシティ法による計測の実用化を図るために、一つの光学系により、多点の振動速度計測が可能な自己遅延ヘテロダイナミクスレーザードップラ振動計測手法を利用して、音響放射面の振動速度計測と近傍の音圧計測を実現し、音響インテンシティを算出する計測方法およびセンサプローブを提案している。本章では、提案したセンサプローブにおける計測上の課題を解決するために、実験的検討を行い、以下の成果を得た。

- (1) デジタル信号処理技術による FM 復調を用いた計測システムを試作し、一般的なレーザードップラ振動計と同等の性能である $5 \mu\text{m/s}_{\text{p-p}}$ までの振動速度計測を可能にした。
- (2) 薄膜の振動速度 \bar{u} (m/s) と音圧 p (Pa) の周波数応答を計測し、両者の振幅特性および位相特性を補正することで、音響放射面近傍の音圧 p (Pa) を算出できることを明らかにし、試作した計測システムに 1 インチマイクロホンの膜面を用いた場合、計測可能な最小音圧は約 40 dB であった。
- (3) 従来の LDV を用いたシステムと試作システムによって、CD-ROM ドライブの筐体表面での音響インテンシティ計測を行い、その計測誤差は、1.97 dB であった。
- (4) 計測において要求される最大振動速度振幅、光軸上の奥行き分解能および半導体レーザーの注入電流と発振波長の関係から、最適な光学系の設計方法を見出した。

参考文献

- [1]澤田徹，小池俊之，小池義和，中村健太郎，上羽貞行，“光波長掃引光ヘテロダイナミクス法による粒子速度の空間位置分解測定”日本音響学会講演論文集，p. 1047，2000年5月.
- [2]末松安晴、伊賀健一：「光ファイバ通信入門」オーム社、東京、pp. 112-119 (1989)
- [3]山口一郎、角田義人：「半導体レーザーと光計測」、日本分光学会、東京、第4章(1992)
- [4]A. Dandridge, L. Goldberg : “Current-induced frequency modulation in diode lasers,” Electronics letters, Vol. 18, No. 7, pp.302-304 (1982)

第5章 自己遅延ヘテロダイナミックレーザードップラ法利用非接触センサプローブ

第6章 センサプローブの耐騒音環境性能と計測例

第6章 センサプローブの耐騒音環境性能と計測例

6.1 はじめに

現在、実用化されている2マイクロホン音響インテンシティ法^[1]では、音場中の2点の音圧を計測する。したがって、作動音の小さな機器を計測対象とした場合には、それ以外の機器から伝搬する音の影響を排除することが難しい。そのため、無響室などの特別な音響計測専用施設内において、計測を行っているのが現状である。そこで、工場やオフィス内など騒音環境下における通常使用条件での機器放射音の検出方法として、表面音響インテンシティ法を適用することを考えた。この方法では、音響放射面の振動速度ベクトル \bar{u} (m/s)と近傍の音圧 p (Pa)のクロススペクトルから音響インテンシティ \bar{I} (W/m²)を算出することで、音響放射面の振動速度に含まれない音圧成分を除去、すなわち、他の機器から伝搬する音の音圧成分を除去できる。それにより、計測対象機器以外の機器などの稼働音が外乱として混入する可能性が高い工場やオフィス内においても、計測対象機器が放射する音響インテンシティ \bar{I} (W/m²)を正確に計測できると考えられている。

本章では、まず、工場やオフィス内で想定される騒音環境下において、表面音響インテンシティ法による計測精度を実験的に検討し、その適用範囲を明らかにする。次に、騒音環境下において、機器が不具合を起こす前兆である異常音検出への適用例を示す。さらに、3.5インチハードディスクユニットを対象として、ISO規格^[2]に準じた計測と、騒音環境下において表面音響インテンシティ法を利用した計測によって得られた音響パワー(W)を比較することで、提案する計測方法の有用性を検討する。最後に、第3章から第5章までに述べた押し当て式、空中超音波ドップラ法、自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法を利用した3方式の計測システムの利点を生かした計測例を示す。

6.2 騒音環境下における計測性能

第2章の「2.2 表面音響インテンシティ法における音響インテンシティ計測原理」で述べたように、表面音響インテンシティ法による計測では、音響放射面の振動加速度 \bar{u} (m/s) と近傍の音圧 p (Pa) のクロススペクトル $G_{up}(f)$ によって音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) を計算する。クロススペクトル $G_{up}(f)$ は、相互相関関数 $R_{up}(t)$ とフーリエ変換の関係にある。したがって、 $G_{up}(f)$ は、入力 $\bar{u}(t)$ の任意の周波数成分において、出力 $p(t)$ の同じ周波数成分の振幅が大きい小さいか、位相が入力に対して進んでいるか遅れているかを表している。すなわち、出力 $p(t)$ のうち $\bar{u}(t)$ に含まれる周波数成分を抽出し、相関が低い周波数成分を除去することができる^[3]。これにより、計測対象の音響放射面からの音響インテンシティだけを抽出できる。表面音響インテンシティ法を適用すれば、無響室などの特別な音響計測施設を使用せず、計測対象機器以外の機器などの稼働音が外乱として混入する可能性が高い工場やオフィス内においても機器全体あるいは個々の部品が放射する音響インテンシティを計測できると考えられている。しかし、計測対象の機器の放射音よりも大きな音が外乱として混入した場合や、壁、床、天井からの反射音の影響については示されていない。そこで、計測対象音と環境音との S/N 比と計測誤差との関係から、騒音環境下における計測精度を実験的に明らかにし、計測における定量的な指針を示すこととした。

6.2.1 ランダムノイズ騒音下での計測精度

ここでは、モータの回転に伴って機器筐体表面から放射される音のような離散周波数音の音響インテンシティを計測する場合に、空調機の噴出し口から伝搬する気流雑音に代表されるランダム定常音が外乱として存在する状況を考える。そのような騒音環境下における計測を模擬して、図 6.1 に示す実験系を用いた計測を行った。計測実験は、無響室内において実施した。まず、機器の音響放射面を想定した圧電加振器の振動面（以下、音響放射面と記す）を、250 Hz の三角波によって定常加振する。そのとき、図 6.2 に示すように、音響放射面中心から 13 mm の距離における離散周波数音の音圧パワースペクトル（くし型スペクトル）の各成分が 30 dB から 40 dB の範囲に収まるように三角波に歪を持たせた。次に、音響放射面中心から 100 mm の位置に設置したスピーカを用いて、ランダムノイズを放射した。ランダムノイズは、音響放射面中心から 13 mm の距離において、音圧パワースペクトルレベルがほぼ 20 dB から 70 dB の範囲（離散周波数音の音圧レベルの -20 dB か

ら+30dB)となるように、10dBステップで変化させた。このとき、音響放射面中心での音響インテンシティを押し当て式センサプローブを用いて計測した。

まず、センサプローブのマイクロホンにより計測された音圧パワースペクトルを図6.3に示す。ランダムノイズの音圧レベルが大きくなり、約40dB(図中のS/N=0dB)以上になった場合には、ランダムノイズにマスキングされてしまい、離散周波数音のくし型スペクトルを確認できなくなる。これは、機器放射音の音圧レベルを上回る外乱が存在すれば、当然のように音響放射面の近傍(ここでは、13mm)において音圧を計測しても機器放射音を特定することができなくなることを示している。

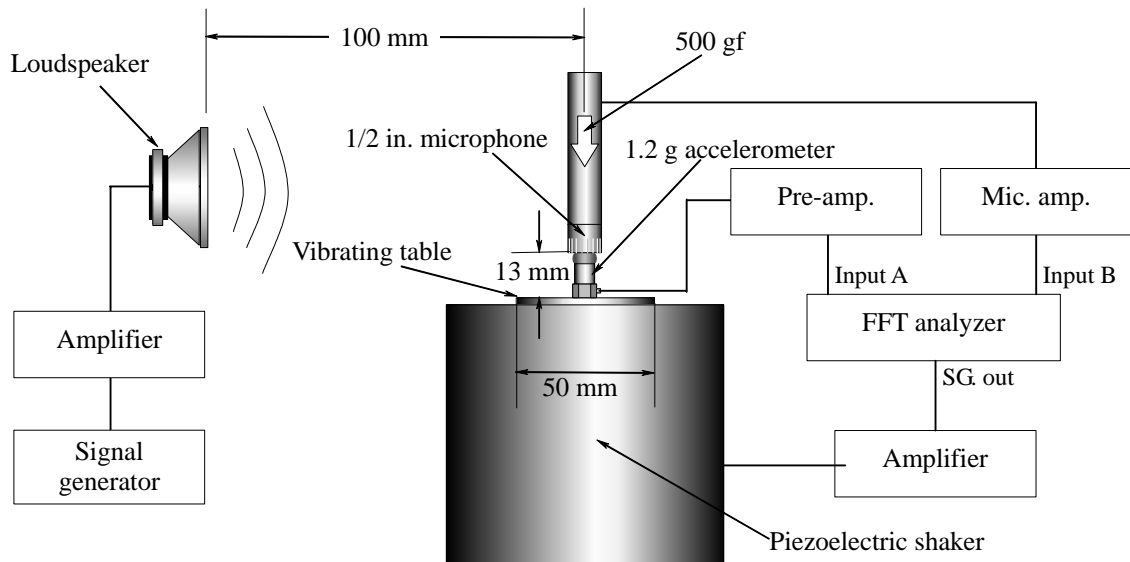


図 6.1 騒音環境下における計測精度検証の実験系

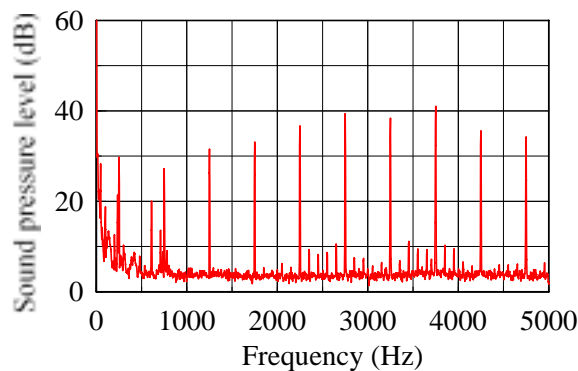


図 6.2 無響室内で計測された圧電加振器からの放射音の音圧パワースペクトル
(振動面中心から 13 mm)

一方、図6.4に示すように、クロススペクトルにより音響インテンシティを算出すれば、ランダムノイズがほぼ10 dB程度まで除去されており、くし型のスペクトル成分を特定することが可能となる。また、離散周波数音の各成分は、図6.2に示したランダムノイズを付加していない場合の音圧パワースペクトルレベルとほぼ等しい値を示している。しかし、図6.5に示したランダムノイズの音圧スペクトルレベルが約70 dB(図6.3中の $S/N = -30\text{dB}$)の場合には、音響インテンシティのスペクトルにおけるランダムノイズ除去は十分ではなく、20 dB から 40 dB のランダムノイズが残留している。その上、離散周波数音の各成分は、図6.2に示したランダムノイズを付加していない場合の音圧パワースペクトルレベルよりも5 dB から 10 dB ほど大きな値を示しており、音響インテンシティの計測結果に誤差が生じている。そこで、このような計測誤差を定量的に表すために、計測対象の音響放射面からの放射音である離散周波数音の各成分の音圧パワースペクトルレベルと、外乱として伝搬する音であるランダムノイズの同一周波数での音圧パワースペクトルレベルの差を S/N 比として、計測誤差との関係を算出し、図6.6に示した。図では、 S/N 比が10 dB より小さくなると(離散周波数音の各成分よりもランダムノイズが10 dB 以上大きくなると)、計測誤差が3 dB を超える傾向にある。すなわち、モータなどの回転音が、空調機の噴出し口などから伝搬するランダム定常音に埋もれていたとしても、その差が、10 dB 以下であれば、3 dB の計測精度が確保されと考えられる。

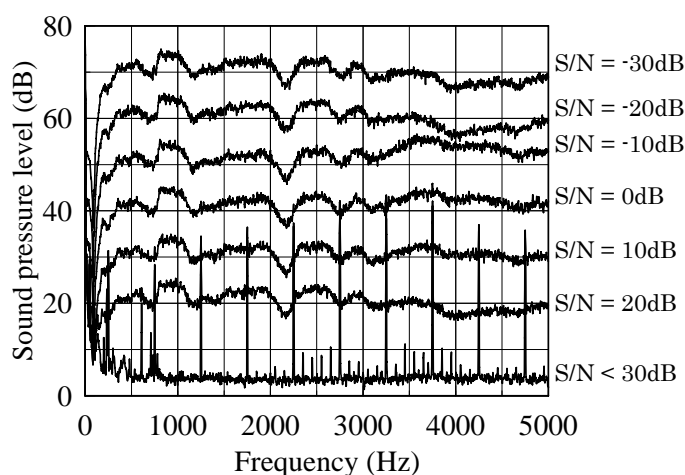


図6.3 ランダムノイズを付加された時の音圧パワースペクトル
(振動面中心から 13 mm)

第6章 センサプロブの耐騒音環境性能と計測例

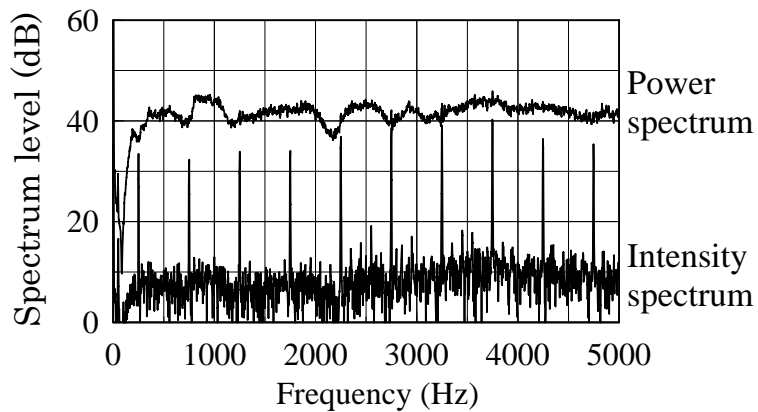


図 6.4 放射音の音圧パワースペクトルと音響インテンシティスペクトル
(S/N: 0 dB 時)

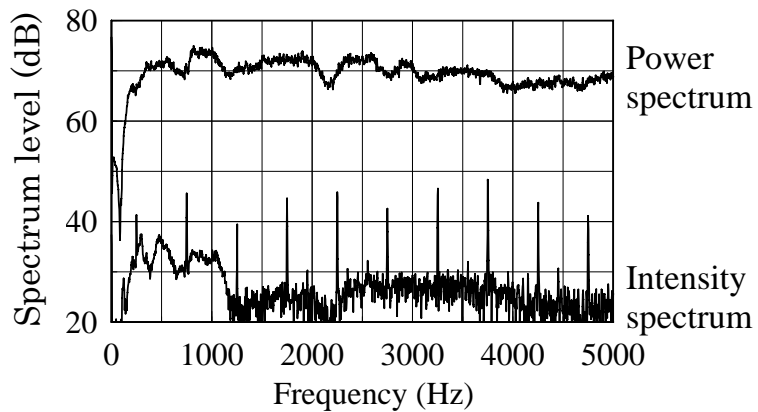


図 6.5 放射音の音圧パワースペクトルと音響インテンシティスペクトル
(S/N: -30 dB 時)

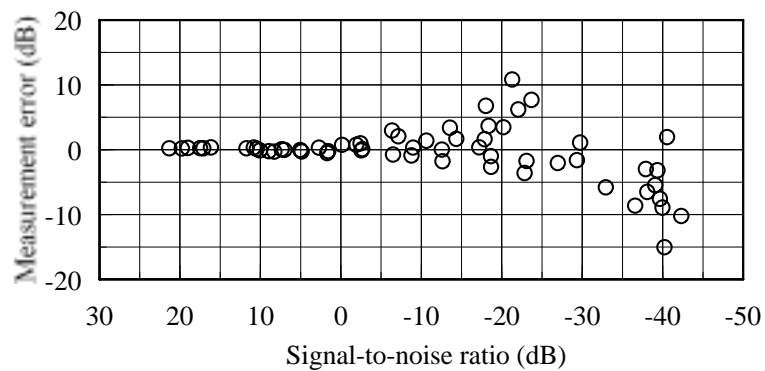


図 6.6 離散周波数音とランダムノイズの音圧パワースペクトルレベルの差 (S/N 比) と
音響インテンシティ計測誤差との関係

6.2.2 正弦信号音混入時の計測精度

ここでは、モータの回転に伴って機器筐体表面から放射される音のような離散周波数音の音響インテンシティ \bar{i} (W/m^2) を計測する場合に、同一周波数または周波数が接近した音が外乱として存在する状況を考える。これは、計測対象機器から放射された音が壁、床、天井などに反射することで、外乱となって伝搬する環境や、同種の機器が多数存在し、他の機器からの放射音が外乱となって伝搬する環境での計測を模擬している。実験では、無響室内において図 6.1 に示す実験系を用い、圧電加振器の音響放射面から 500 Hz 正弦信号音を放射した。同時に、スピーカにより 495 Hz から 1 Hz ステップで 505 Hz までの正弦信号音を放射した。計測対象である音響放射面からの音および外乱であるスピーカからの伝搬音ともにセンサプローブのマイクロホンで計測した音圧レベルを 70 dB に固定した。スピーカからの伝搬音の周波数を変化させたときの計測誤差を図 6.7 に示す。図中の

印は、500 Hz 成分（加振器の音響放射面からの伝搬音）の音圧パワースペクトルレベルにおける計測誤差を示し、印は、音響インテンシティスペクトルレベルにおける計測誤差を示している。計測誤差は、スピーカからの外乱音がないとき（暗騒音は約 5 dB）の 500 Hz 成分のスペクトルレベルを真値として、スピーカからの伝搬音が付加されたときのスペクトルレベルとの差とした。FFT ポイントは 2048 点、サンプリング周波数は 2.56 kHz、周波数分解能は 1.25 Hz である。図より、FFT 分析の周波数分解能 1.25 Hz を超えた 498 Hz 以下および 502 Hz 以上では、音圧パワースペクトル、音響インテンシティスペクトルともに計測誤差は生じていない。音圧パワースペクトルでは、スピーカに入力された信号の周波数が 499 Hz, 500 Hz, 501 Hz において、2.5 dB から 3.5 dB の計測誤差が生じている。音響インテンシティスペクトルにおいても 500 Hz でと 501 Hz において計測誤差が生じているが、いずれも 2 dB 以下である。周波数が近接した正弦信号音が等しい音圧レベルで伝搬する環境においては、FFT 分析の周波数分解能以上に離れていれば、音響インテンシティに計測誤差は生じない。また、FFT 分析の周波数分解能以内に周波数が接近した場合に計測誤差は、2 dB 以下であり、無視できると考えられる。

次に、加振器の音響放射面とスピーカの両者から同一の 500 Hz 正弦信号音を放射し、S/N 比を変化させた場合の計測を行った。センサプローブのマイクロホンで計測される音響放射面からの伝搬音の音圧レベルを 70 dB に固定し、スピーカからの伝搬音を 40 dB から 5 dB ステップで 100 dB まで変化させた。両者の S/N 比は、+30 dB から -30 dB まで変化したことになる。図 6.8 に S/N 比と計測誤差の関係を示す。図中の 印は、500 Hz 成分の音圧パワ

ースペクトルレベルにおける計測誤差を示し、△印は、音響インテンシティスペクトルレベルにおける計測誤差を示している。音圧パワースペクトルの計測誤差は、S/N比が10 dBより小さくなると（スピーカからの伝搬音が60 dBを超えると）音響インテンシティスペクトルの計測誤差よりも急激に大きくなる傾向がある。また、S/N比が0 dB以下になると（音響放射面からの音よりもスピーカからの音が大きくなると）計測誤差が3 dBを超えてしまう。一方、音響インテンシティスペクトルでは、S/N比が5 dBまでは3 dB以内の計測誤差である。すなわち、計測対象機器の音と同一周波数の大きな音が伝搬している場合でも、その差が5 dB以下であれば、3 dBの音響インテンシティ計測精度が確保されることが考えられる。

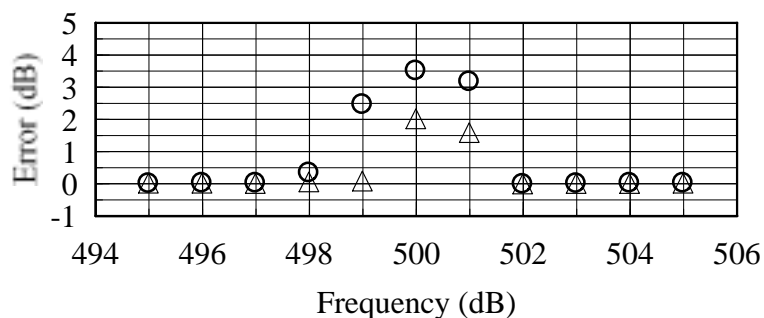


図 6.7 周波数が接近した外乱音と計測誤差の関係

○ : 音圧パワースペクトル △ : 音響インテンシティスペクトル

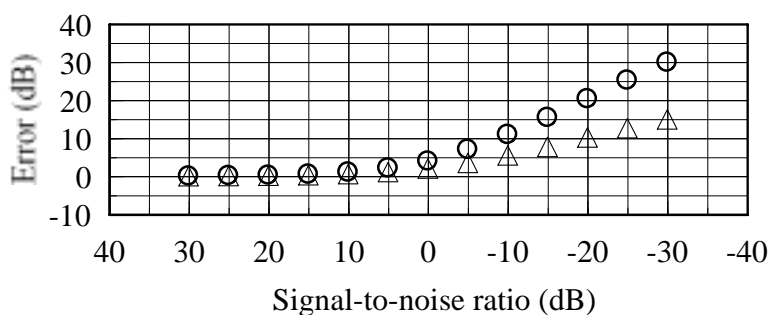


図 6.8 同一周波数の外乱音との S/N 比と計測誤差の関係

○ : 音圧パワースペクトル △ : 音響インテンシティスペクトル

6.3 騒音環境下における機器異常音の検出

機器が不具合を起こす前兆として異常音を発することがある。そのような異常音を発する機器をできる限り初期の段階で的確に特定し、不具合を起こす前に対処することが要求されている。しかし、工場やオフィスなどでは、同種の機器が多数存在するほか、空調機などの様々な機器からの音が氾濫しており、その上、異常音は気づかないほど小さいことが多いため、マスキング効果^[4]などの影響によって、異常を発している機器または発生箇所の特定に苦慮する場合も少なくない。そこで、異常音を発している計算機用外付け光磁気ディスクドライブ（以下 MO ドライブと記す）を対象としたオフィス内の騒音環境下での通常使用状況における異常音検出を試みた。

押し当て式センサプローブを用いた計測状況を図 6.9 に示す。オフィス内の騒音は、MO ドライブを停止した状態で、計算機やプリンタ、空調機からの伝搬音によって、センサプローブの音圧計測位置では NC-60^[5]であった。そのような状況で計算機から MO ドライブにアクセスを繰り返し、MO ドライブの筐体において音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) の計測を行った。押し当て力は 0.5 kgf とした。

まず、センサプローブの音圧計測位置と同じ MO ドライブの筐体から 13 mm の位置での音圧計測結果を図 6.10 に示す。音圧のみの計測では、2.7 kHz 付近に卓越成分があり、この成分の音が、MO ドライブから主に放射されているように見える。しかし、これらの周波数成分の音は、MO ドライブの電源を OFF した場合にも存在し、計測器を使用するまでもなく、聴覚上で計算機本体およびプリンタからの音であることは明白であった。また、他の周波数成分において、MO ドライブの電源 ON-OFF による明らかな変化は見られなかった。したがって、MO ドライブの筐体近傍（距離が 13 mm）において電源の ON-OFF による比較計測をしたとしても、音圧を計測するだけでは、どの周波数成分が MO ドライブからの放射音であるかを的確に判断できない。

一方、図 6.11 に示すように、音響インテンシティの計測結果では、2 kHz 以上の周波数には、目立った卓越成分はなく、500 Hz から 1.5 kHz の範囲にいくつもの離散周波数音が計測されている。これらの成分は、MO ドライブの電源を OFF した場合には計測されず、MO ドライブの筐体からの放射音であることがわかった。音圧計測時には、空調機からの気流音によってマスキングされていたために、これらの成分は、検出されなかったものと考えられる。このように、押し当て式センサプローブを用いた表面音響インテンシティ計測によって、他の機器からの放射音の影響を排除し、対象

第6章 センサプローブの耐騒音環境性能と計測例

とする機器からの放射音を検出することができた。ここでは、確認のために、MOドライブの電源を ON-OFF することによる比較計測を行ったが、表面音響インテンシティ計測を用いれば、通常使用状態での計測によって機器の異常音を計測し、判断できると考えられる。



図 6.9 オフィス騒音環境下における計算機用外部 MO ドライブの異常音検出

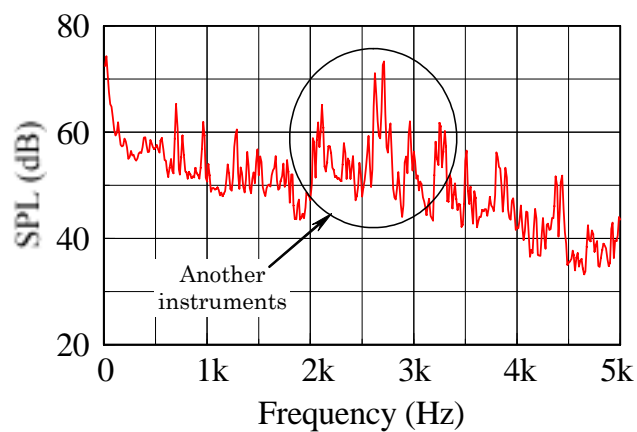


図 6.10 MO ドライブの筐体から 13 mm の位置での音圧計測結果(0 dB = 2×10^{-5} Pa)

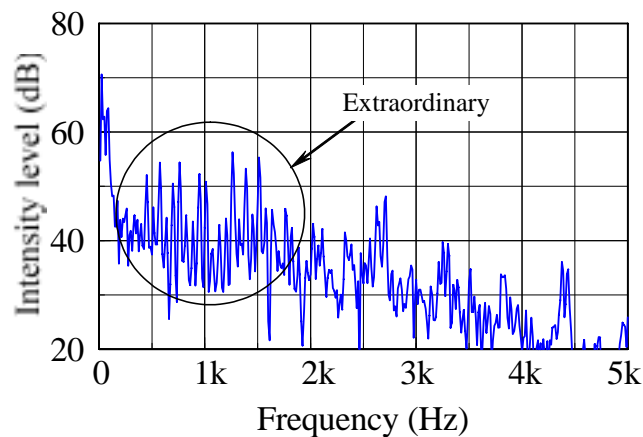


図 6.11 MO ドライブの筐体での表面音響インテンシティ計測結果

6.4 押し当て式センサプローブによる音響パワー計測例

近年、ハードディスクを記憶媒体とした録音再生機または録画再生機などが普及するにつれて、ハードディスクユニット（以下 HDD と記す）の稼動音が騒音として捉えられるようになってきた。たとえば、クラシック音楽や映画を鑑賞している際に、数秒間に亘って無音状態が続く場合がある。このようなときに、例え小さな音であっても再生機の稼動音が気になるという指摘が使用者から寄せられている。したがって、製造者は、できる限り稼動音の小さな HDD を開発する必要に迫られている。また、出荷時には、稼動音が仕様以下であることを確認し、仕様を満たさない不適合品があれば、それを排除することが求められている。しかし、ISO 7779（二乗音圧法）などの規格に準拠し、無響室内で HDD 一台ごとの音響パワーレベルなどを計測することは、時間的、経済的コストの面から困難である。そこで、生産ラインなどの騒音環境下において、ISO 規格と等価な音響パワーレベルを計測できる手法として、表面音響インテンシティ法による音響パワーレベル計測を提案する。ここでは、3.5 インチ HDD を対象として、現在の ISO 規格に準じた計測と、騒音環境下において表面音響インテンシティ法を利用した計測によって得られた音響パワー(W)を比較することで、提案する計測方法の有用性を検討する。

6.4.1 3.5 in. HDD の音響放射特性

ISO 7779 では、半無響室内において図 6.12 に示すような HDD を取り囲む半径 r （HDD の場合は 0.5 m）の半球面上の 10 点の音圧 p_i (Pa) を計測する。それぞれの計測点は計測面上の等面積の代表点であり、音源の音響放射指向性による影響（計測値の偏り）が生じないように、音源を中心に非対称位置に設定されている。それらの音圧から次式により平均音圧を算出する。

$$p = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^n p_i \quad (6.1)$$

p : 平均音圧 (Pa)

p_i : i 番目の位置における音圧 (Pa)

N : 音圧計測点数

第6章 センサプローブの耐騒音環境性能と計測例

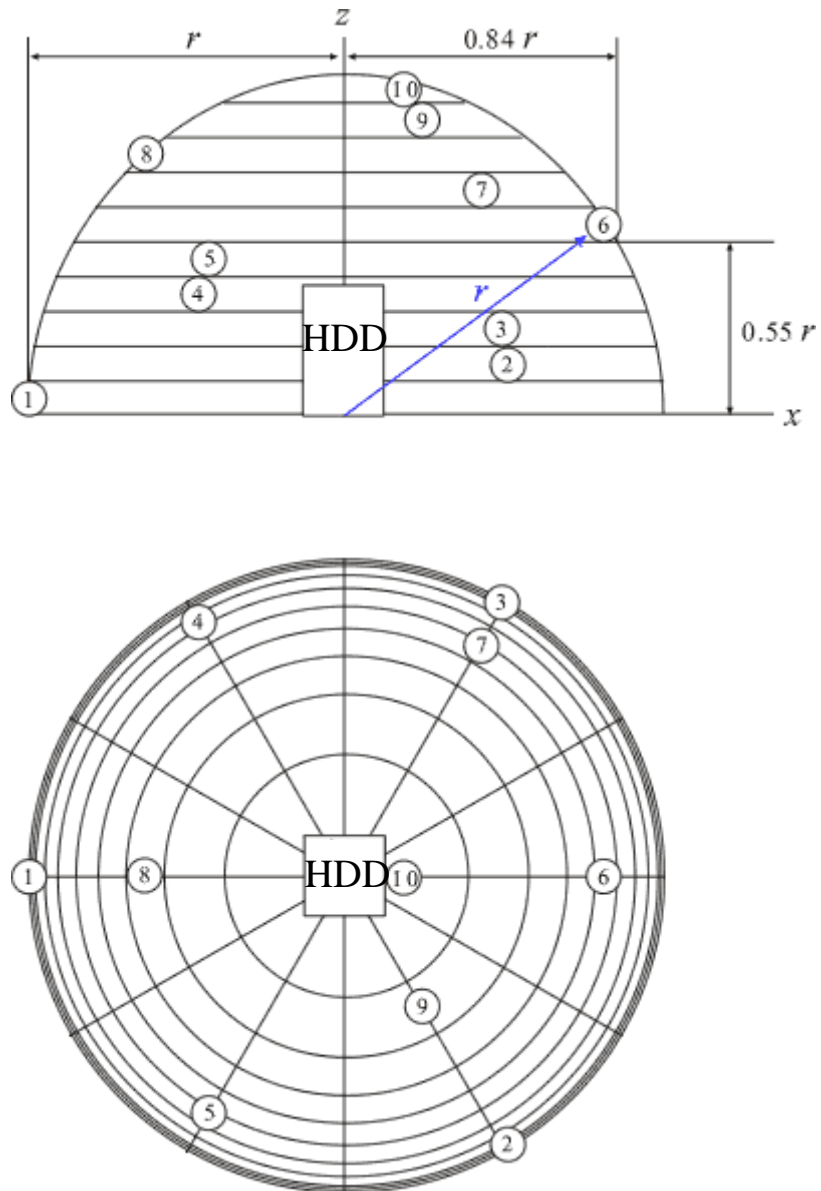


図 6.12 HDD を取り囲む半径 r の半球面上の 10 点の音圧レベル計測位置

次に、音源が放射する音が平面波伝搬であると仮定し、平均音圧 p から計測面上の全ての点における音響インテンシティ $I(\text{W/m}^2)$ を次式より算出する。

$$I = \frac{p^2}{\rho c} \quad (6.2)$$

I : 音響インテンシティ (W/m^2)
 ρ : 空気密度 (kg/m^3)
 c : 音速 (m/s)

最後に、次式により計測面全体の音響インテンシティ I を面積分し、音響パワー P (W) を算出する。

$$P_w = I \times S_1 / S_0 \quad (6.3)$$

P_w : 音源の音響パワー (W)
 S_1 : 測定面(半球面)の面積 (m^2)
 S_0 : 1 m^2

なお、音響パワーは、デシベル表示されることが一般的であり、その場合は、

$$L_w = 10 \times \log_{10}(I / I_0) + 10 \times \log_{10}(S_1 / S_0) \quad (6.4)$$

L_w : 音源の音響パワーレベル (dB)
 I_0 : 音響インテンシティの基準値 10^{-12} (W/m^2)

として算出される。また、聴感補正した音響パワーレベルを算出する場合には、6.2 式の平均音圧 p に対して 1/3 オクターブバンドごとに A 特性による周波数補正^[6]を施し、A 特性音響インテンシティ I_A を算出し、6.4 式より A 特性音響パワーレベル L_{Aw} を算出する。まず、図 6.13 に p_i の計測例を示す。

図 6.13 は、10 点で計測された音圧の 1/3 オクターブバンドレベルの例を示している。放射音はディスクを回転させるモータの基本回転数である 100 Hz と 800 Hz 以上に成分があり、125 Hz から 315 Hz では、無響室内の暗騒音 (BGN) とほぼ等しく、音の放射は見られない。全ての周波数の音圧は 35 dB 以下であり、ISO 7779 (二乗音圧法) では、無響室などの暗騒音が低い環境において高感度の音圧計測システムを用いた計測が必要となることがわかる。また、図 6.14 に示すように、自由音場において計測した HDD の音響放射指向性 (HDD から 1 m の距離) では、800 Hz で双指向性を示すが、その他の周波数では、無指向性に近い放射指向性を示している。HDD の筐体からの放射音は特定の方向に放射されているのではなく、ほぼ全方向一様に音が放射

第6章 センサプロブの耐騒音環境性能と計測例

されている。したがって、HDD 筐体表面において表面音響インテンシティ法によって音響インテンシティを計測し、面積分することで、ISO 7779 (二乗音圧法) と等価な音響パワーレベルを算出できると考えた。

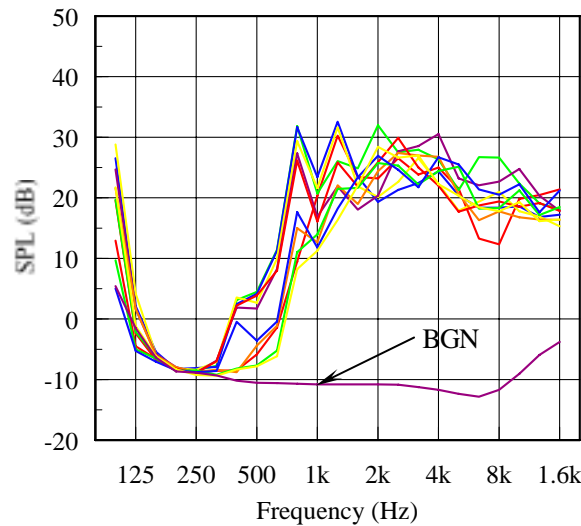


図 6.13 3.5 インチ HDD を取り囲む半径 0.5 m の半球面上の 10 点での音圧レベル

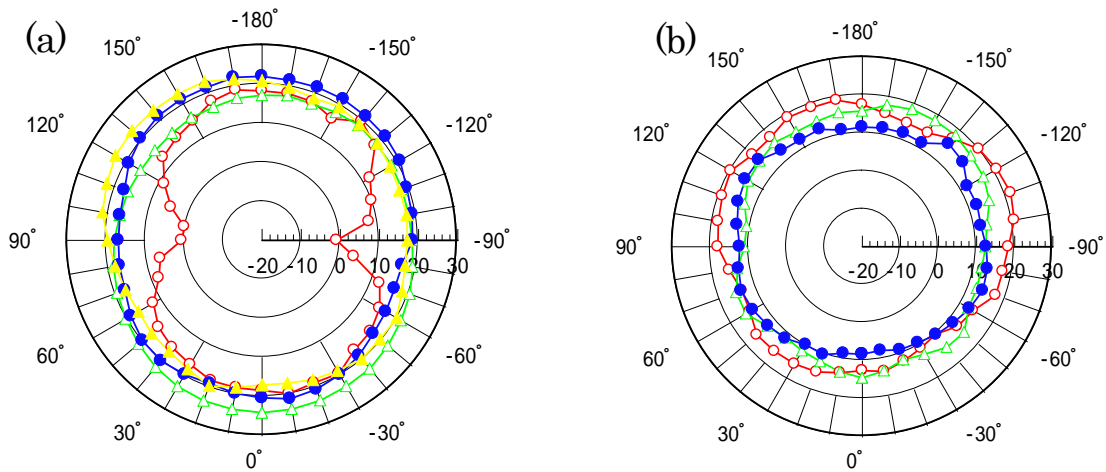


図 6.14 3.5 インチ HDD の音響放射指向性 (HDD からの距離 1 m)

(a) 800 Hz 1.25 kHz 2 kHz ▲ 3.15 kHz ; (b) 5 kHz 8 kHz 12.5 kHz

6.4.2 表面音響インテンシティ計測例

騒音環境下での表面音響インテンシティ法による計測を行う前に、まず、レーザドップラ振動計を用いて3.5インチHDD表面の振動速度分布を計測した。図6.15に示す計測例のように、放射音の主な周波数成分におけるHDD表面の振動は、モータの軸部および磁気ヘッドの軸部で固定されている部分において極小となり、その他の部分が大きく振動していることがわかる。したがって、これらの部分だけの音響インテンシティで音響パワーが算出されないようにすれば、HDD表面からの音響パワーレベルを正確に算出できると考えられる。

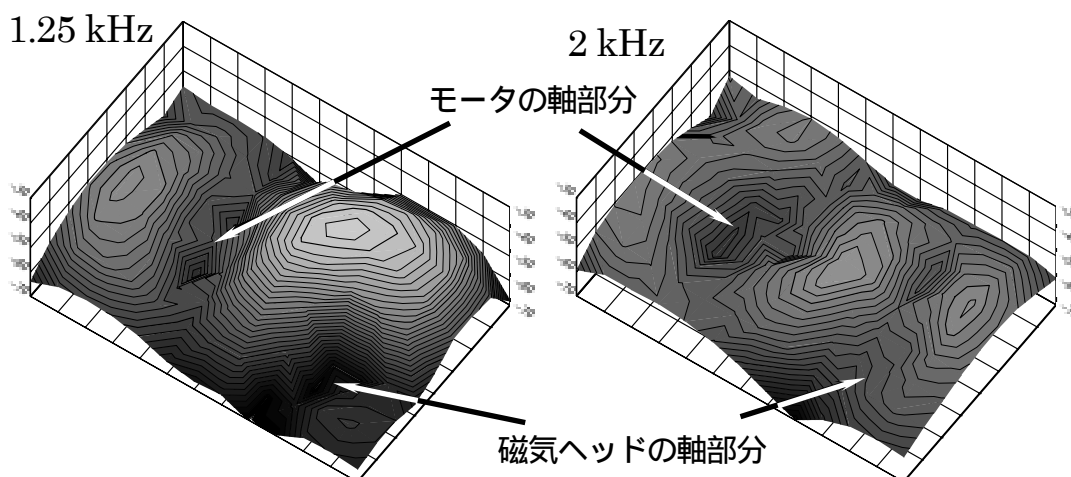


図 6.15 3.5 インチ HDD 表面の振動速度分布計測例

次に、騒音環境下において押し当て式センサプローブを用いた3.5インチHDD表面での音響インテンシティ計測により、外乱である騒音の影響について検討した。計測は無響室内において実施し、空調機騒音を模擬したランダムノイズを放射することでセンサプローブのマイクロホン位置において図6.16に示すようにNC-30からNC-50^[5]の騒音環境を創り出した。HDDの表面を均等に4分割し、その中心において計測したA特性音響インテンシティの平均値を図6.17に示す。図中の無印の実線は模擬騒音を付加していない条件、すなわち、無響室内における暗騒音（最小可聴値以下）での計測結果を示している。これを真値と考えれば、模擬騒音が大きくなるにつれて、音を放射していない160 Hzから315 Hzでは、模擬騒音の影響で計測誤差が生じている。一方、HDDが音を放射している125 Hzと400 Hz以上ではその影響は小さい。NC-50の環境下でもオールパスレベルでは3 dB以下の差であった。

第6章 センサプロブの耐騒音環境性能と計測例

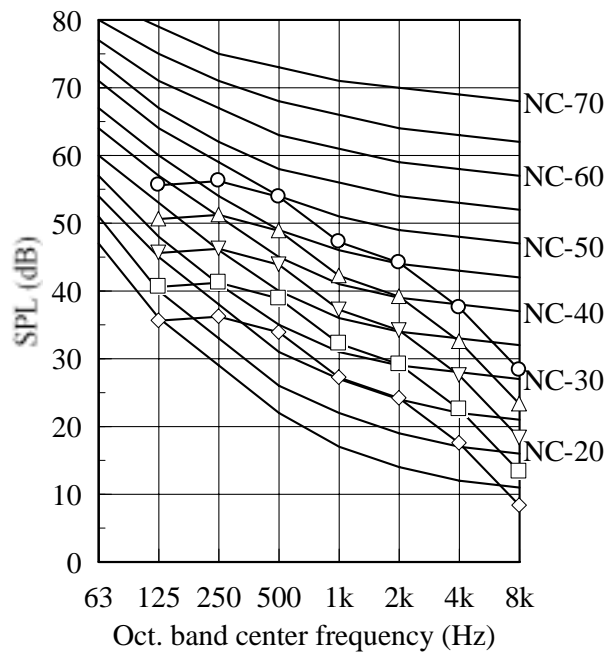


図 6.16 無響室内に放射した模擬空調機騒音（ランダムノイズ）のセンサプロブのマイクロホン位置における周波数特性（○：NC-50；△：NC-45；□：NC-40；◇：NC-35；◇：NC-30）

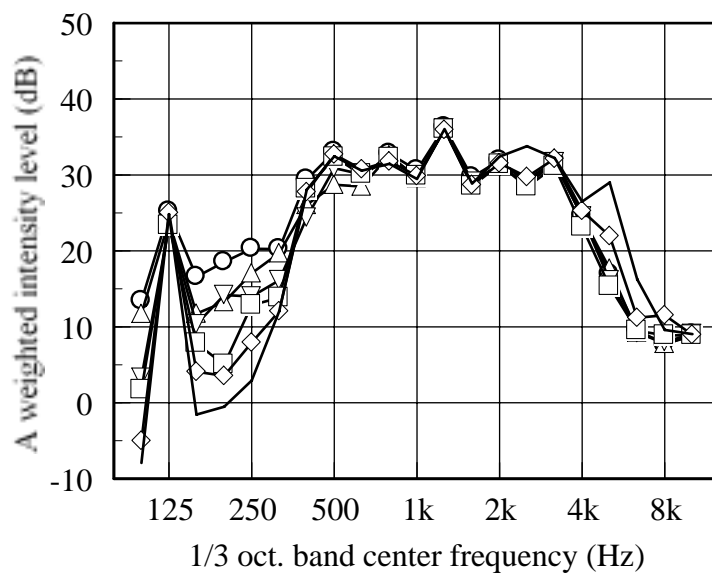


図 6.17 騒音環境下における押し当て式センサプロブを用いた音響インテンシティ計測結果（—：無響室内の最小可聴値以下の暗騒音；○：NC-50；△：NC-45；□：NC-40；◇：NC-35；◇：NC-30）

6.4.3 表面音響インテンシティ法と二乗音圧法による音響パワーの比較

18機種種の3.5インチHDDを計測対象として、ISO 7779（二乗音圧法）に準拠した方法と押し当てセンサプローブを用いた表面音響インテンシティ法による音響パワー計測結果の比較を試みた。両手法の計測ともに無響室内で行った。表面音響インテンシティ法による計測では、図6.16に示したセンサプローブのマイクロホンによる音圧計測値でNC-50の騒音環境とした。また、HDD筐体の4点で計測した音響インテンシティを面積分し、音響パワーレベルを算出した。2つの方法による音響パワーレベルの関係を図6.18に示す。表面インテンシティ法と二乗音圧法によって算出された3.5インチHDDの音響パワーレベルの関係には、高い相関が見られる。両者の間の標準誤差は、2.30 dBであった。これにより、生産ラインなどの騒音環境下において、ISO 7779と等価な音響パワーレベルを計測でき、これまでよりも時間的、経済的コストを大幅に削減できる不適合品検査が行えると考えられる。

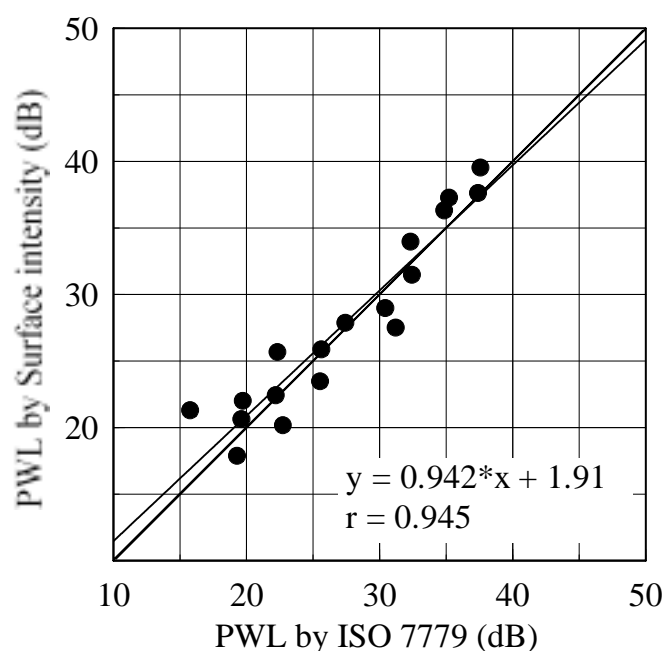


図 6.18 ISO 7779（二乗音圧法）と押し当て式センサプローブを用いた表面音響インテンシティ法による音響パワー計測結果の関係

6.5 空中超音波ドップラセンサプローブによる音響放射の可視化例

低剛性の構造物を対象とした振動計測において、接触型の振動ピックアップを使用した場合には、センサの質量によって振動振幅および振動モードが変化し、計測誤差が生じる可能性が高い。一方、表面音響インテンシティ法による音響インテンシティの計測においても振動振幅および振動モードが変化すれば、計測誤差が生じてしまう。そこで、空中超音波ドップラセンサプローブを用いたシステムの利点を生かし、接触型の振動ピックアップを用いたシステムでは計測不可能な低剛性の薄板を計測対象として、音響インテンシティの計測を行い、音響放射の可視化を試みた。計測対象は、200 mm×200 mm の大きさで厚さが 0.5 mm のアルミニウム平板とした。平板の加振位置、計測位置および支持方法を図 6.19 に示す。まず、導電型加振器を用いて平板を面外方向に加振する。周波数は、200 Hz として連続正弦加振を行った場合に、図 6.19 の写真に示す砂図のような ω 型の振動モードが発生している。この状態で、平板の縦断方向に 30 mm 間隔で 5 測線、1 測線あたり 10 mm 間隔で 20 点、合計で 100 点での計測を実施した。

まず、振動速度の計測結果を図 6.20 に示す。図では、色が濃くなるに従って振動速度振幅が大きいことを示している。図 6.19 の砂図によって表された振動モードの節と図 6.20 の線状に白くなった部分が一致しており、薄板の振動モードを明確に可視化できていることが伺える。また、図 6.21 に示した音響インテンシティの計測結果においても、振動モードと同様の形状が見られており、加振点周辺から放射された音が、逆位相で振動している部分に流れ込む様子が示されている。空中超音波ドップラセンサプローブを用いたシステムによって、音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) を計測することで、音響放射の様子を可視化できている。

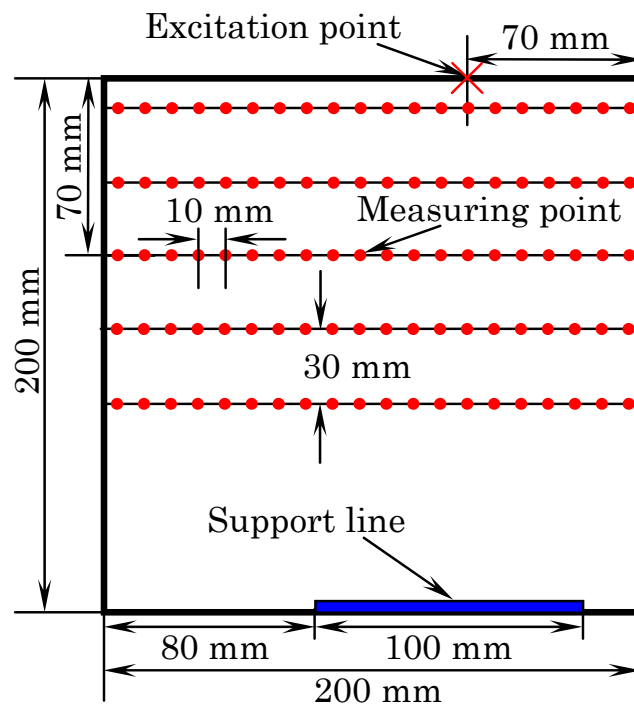
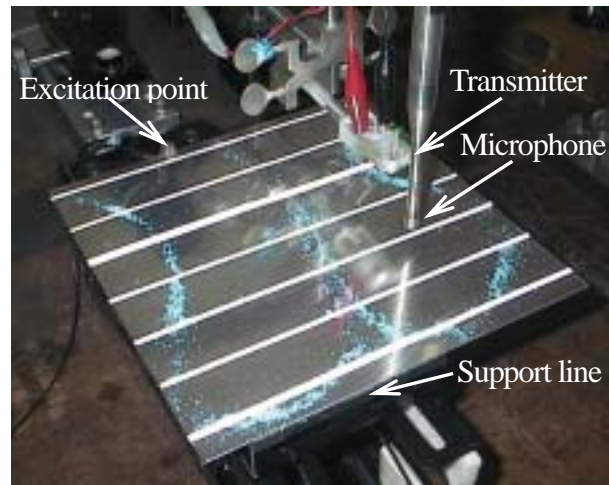


図 6.19 空中超音波ドップラセンサプローブを用いたシステムによる計測対象
(200 mm×200 mm、厚さが0.5 mm のアルミニウム平板)

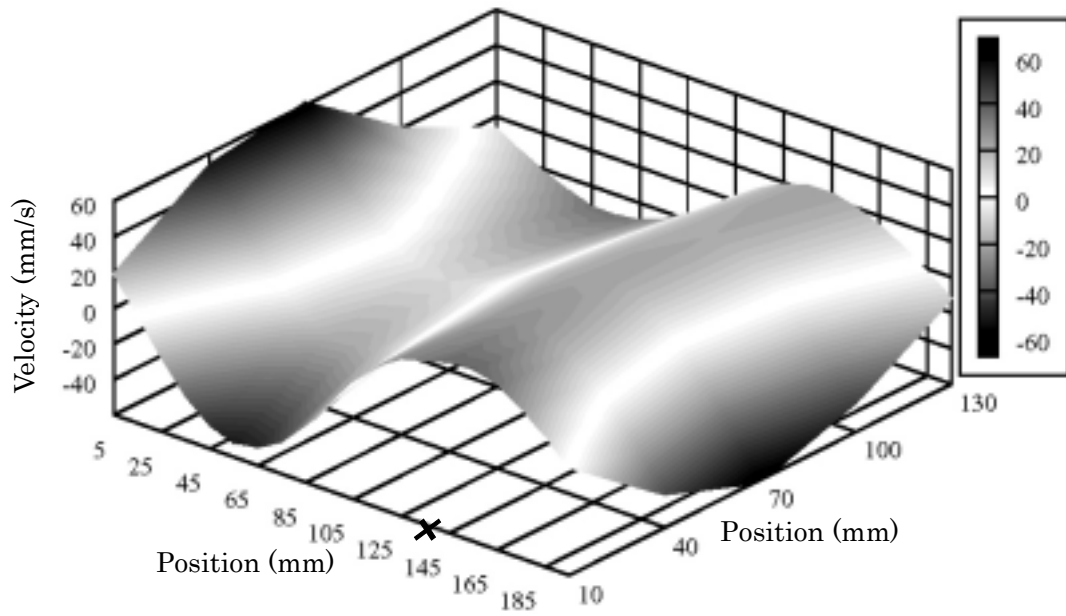


図 6.20 空中超音波ドップラセンサプローブによる振動速度計測結果

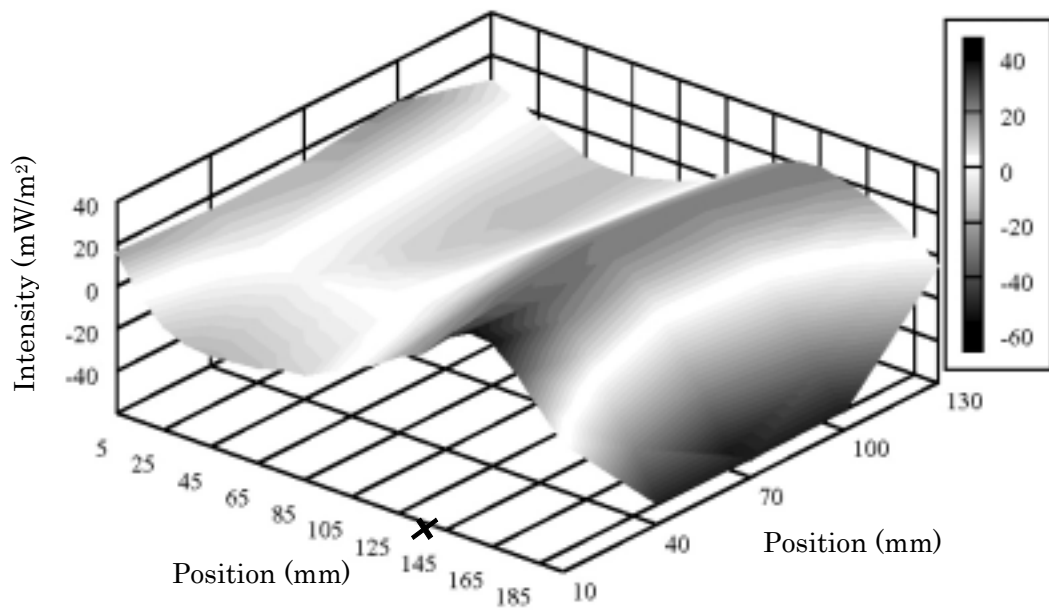


図 6.21 空中超音波ドップラセンサプローブによる音響インテンシティ計測結果

6.6 3方式のセンサプローブによる同一機器の計測例

本研究において提案する3方式のセンサプローブを用いた計測システムにより、同一機器における音響インテンシティ \bar{I} (W/m^2) を計測し、その計測結果を比較した。計測対象は、第5章「5.4 音響インテンシティ計測精度」で用いたCD-ROMドライブユニット (146(W)×41.3(H)×193(D)mm) とした。CD-ROMドライブユニットの筐体は、厚さ0.5 mmの低剛性の薄板で製作されている。まず、CD-ROMドライブに1 gの錘を貼り付けたアンバランスCDメディアを挿入し、常時アクセスさせる。このときの146(W)×193(D)mmの筐体表面を8分割し、その中心において計測を行った。3方式のプローブを用いた計測システムによる音響インテンシティ計測結果を図6.22に示す。図には、8点において計測した1/3オクターブバンド音響インテンシティレベルの平均値を示した。空中超音波プローブと自己遅延ヘテロダインLDVプローブを用いたシステムによる計測結果は、ほぼ等しく、計測誤差は1.28 dBであった。一方、押し当て式プローブによる計測値は、他の2方式の計測値よりも一様に小さいレベルを示している。これは、押し当て力によってCD-ROMドライブ筐体の振動振幅が変化したためであると考えられる。これらの結果は、低剛性の構造物を計測対象とする場合において、空中超音波プローブおよび自己遅延ヘテロダインLDVプローブによる非接触計測の有用性を示していると考ええる。

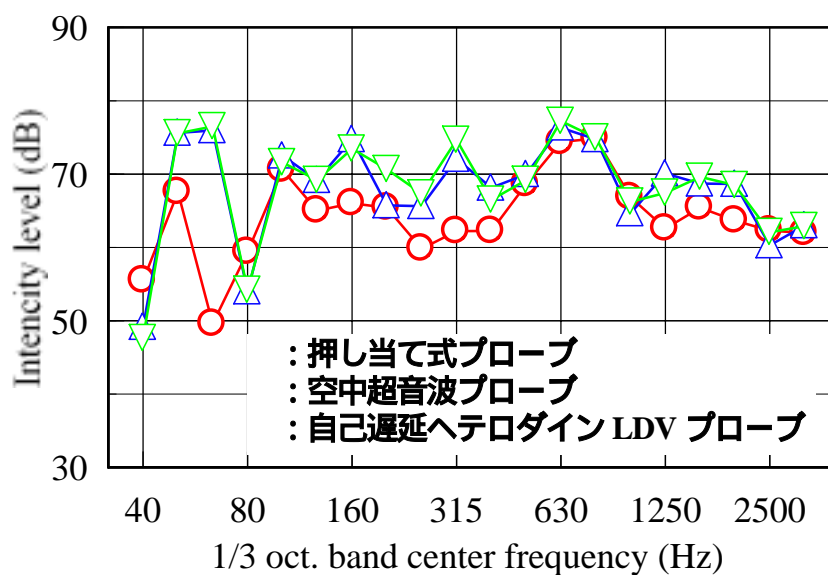


図 6.22 3方式のプローブを用いた計測システムによる音響インテンシティ計測結果 (8点での計測値の平均値)

6.7 第6章のまとめ

本章では、工場やオフィス内で想定される空調機騒音などのランダム雑音が存在する環境下において、モータの回転音などの離散周波数音の音響インテンシティ I (W/m²)を計測する実験により、その計測精度を確認した。騒音環境下での計測指針を以下に示す。

- (1) ランダム雑音と離散周波数音との S/N 比が-10 dB 以上あれば、すなわち、計測対象音よりも外乱となる空調機騒音などが大きい場合でも、その差が 10 dB 以下であれば、3 dB の計測精度が確保できる。
- (2) 計測対象機器から放射された音が壁、床、天井などに反射することで、外乱となって伝搬する環境や、同種の機器が多数存在し、他の機器からの放射音を外乱となって伝搬する環境において S/N 比が5 dB、すなわち、計測対象機器の音と同一周波数の大きな音が伝搬している場合でも、その差が5 dB 以下であれば、3 dB の計測精度が確保できる。
- (3) FFT 分析の周波数分解能以上に離れた正弦信号音を外乱として伝搬しても、計測誤差は無視できる。

次に、騒音環境下での通常使用状態における機器異常音計測により、従来の音圧計測（機器電源の ON-OFF による比較計測）に比べて、高精度な計測が行えることを示した。さらに、3.5 インチハードディスクユニットを対象として、押し当て式センサプローブを用いた環境騒音下での音響パワー計測を実施した。その結果、無響室内での二乗音圧法による音響パワーとの間に高い相関があることを明らかにした。両者の間の差は、2.30 dB であった。最後に、押し当て式、空中超音波ドップラ法および自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法の3方式の計測システムの利点を生かした計測例を示した。

参考文献

- [1]F. J. Fahy : “A technique for measuring sound intensity with a sound level meter”, Noise Control Eng. J. Vol. 9, pp.155-162 (1977)
- [2]ISO 7779:1999, 2nd edition “Acoustics – Measurement of airborne noise emitted by information technology and telecommunications equipment”
- [3]S.K. Mitra : “Digital Signal Processing, Second edition”, McGraw-Hill, New York, Sections 4.4.2 and 8.2.5 (2001)
- [4] 西山静男、池谷和夫、山口善司、奥島基良 : 「音響振動工学」, コロナ社、東京、pp.24-26 (1979)
- [5] 日本建築学会編 : “騒音の評価法”, 彰国社、東京、第4章「室内騒音の評価法」, pp.162-167 (1981)
- [6] LL. Beranek, “Noise and vibration control”, McGraw-Hill, New York, Chap. 4 pp. 75-80 (1988)

第6章 センサプローブの耐騒音環境性能と計測例

第7章 結論

第7章 結論

7.1 本研究で得られた成果

本論文では、「表面音響インテンシティ計測用センサプローブに関する研究」と題して、機器の騒音制御のための評価法と製造過程での品質検査法の両者に適用できる音響計測手法を確立するために、表面音響インテンシティ法により、音響インテンシティを計測するセンサプローブを開発した。ここでは、本研究で得られた研究成果を以下にまとめる。

[第2章]

- (1) 表面音響インテンシティ法の計測原理上の問題点として、振動速度と音圧の計測位置の差により生じる位相差を補償する必要があり、音響放射面から定められた位置にマイクロホンを正確に設置することが高精度な計測のためには重要となる。
- (2) 計測原理上の問題点を踏まえた上で、3方式のセンサプローブを提案し、それぞれの方式によって解決しようとする課題、計測原理と問題点について述べた。

[第3章]

- (1) シリコンゴムを用いた振動絶縁処理によって、振動ピックアップとマイクロホンを一体化し、音響放射面に接触させるだけで任意の点での計測が行える押し当て式センサプローブを試作した。
- (2) 振動ピックアップの軽量化および振動面との接触面積の拡大により、押し当て方式による振動計測周波数範囲の上限を従来の2 kHz から8 kHz まで上昇させた。
- (3) シリコンゴムを用いたマイクロホンの振動絶縁効果により、100 Hz から7 kHz の周波数範囲での計測を可能とした。
- (4) センサプローブの音圧感度および音圧感度指向性は IEC 規格に適合しており、一体化したことによる音圧計測への影響は無視できる。
- (5) 音響放射面の近接音場におけるマイクロホン校正実験によって、100 Hz から10 kHz までの周波数範囲では、センサプローブによって音響放射面近接の音場

を乱す可能性は小さいことを確認した。また、センサプローブのマイクロホン自体が持つ位相特性によって生じる計測誤差は小さいことを確認した。

[第4章]

- (1) 空中超音波ドップラ振動計測方法を利用することで、一つの広帯域マイクロホンおよび信号処理系だけで音響放射面の振動速度と近傍の音圧を計測し、音響インテンシティを算出する計測システムを試作した。
- (2) 空中超音波ドップラ振動計測を可能にするために、広帯域マイクロホンおよび超音波放射器の指向特性をもとに、送波器から直接的にマイクロホンに入射する直接波を排除するセンサ配置を見出し、反射波と直接波の間に最大で 18 dB の S/N が確保できた。
- (3) 振動速度計測における計測可能最小面積は $6\text{ mm}\phi$ 、空間分解能は $10\text{ mm}\phi$ であり、従来の超音波ドップラ振動計と同等の性能であることを確認した。
- (4) 計測可能な振動速度振幅の下限値は、125 Hz から 500 Hz の周波数範囲において $100\text{ }\mu\text{m/s}$ 、1 kHz では、 $200\text{ }\mu\text{m/s}$ 、2 kHz から 4 kHz では、 $400\text{ }\mu\text{m/s}$ であり、125 Hz から 4 kHz までの周波数範囲において、位相も含めて正確な振動速度計測が可能であることを確認した。
- (5) レーザドップラ振動計を用いた計測と比較して、約 2 dB の計測精度で音響インテンシティを計測できることを確認した。

[第5章]

- (1) 自己遅延ヘテロダインレーザドップラ振動計測手法を利用することで、一つの光学系および信号処理系だけで音響放射面の振動速度と近傍の音圧を計測し、音響インテンシティを算出する計測システムを試作した。
- (2) デジタル信号処理による FM 復調を用いて、一般的なレーザドップラ振動計と同等の性能である $5\text{ }\mu\text{m/s}_{pp}$ までの振動速度計測を可能にした。
- (3) マイクロホンの膜面の振動速度と音圧の周波数応答を計測し、両者の振幅および位相特性を補正することで、音響放射面近傍の音圧を算出する方法を提案し、40 dB の計測可能最小音圧レベルを実現した。
- (4) 従来のレーザドップラ振動計を用いた計測と比較して、約 2 dB の計測精度で

音響インテンシティを計測できることを確認した。

- (5) 要求される最大振動速度振幅、光軸上の奥行き分解能および半導体レーザの注入電流と発振波長の関係から、最適な光学系の設計方法を見出した。

[第6章]

- (1) 計測対象音よりも外乱となる空調機騒音などが大きい場合でも、その差が10 dB以下(S/N比が-10 dB以上)であれば、3 dBの計測精度が確保できる。
- (2) 計測対象機器から放射された音の反射音や、他の機器からの放射音が外乱となって伝搬する環境において計測対象機器の音と同一周波数の大きな音が伝搬している場合でも、その差が5 dB以下(S/N比が-5 dB以上)であれば、3 dBの計測精度が確保される。
- (3) FFT分析の周波数分解能以上に離れた正弦信号音が外乱として伝搬しても、計測誤差は無視できる。
- (4) 3.5インチハードディスクユニットを対象とした押し当て式センサローブによる環境騒音下での計測により、無響室内での二乗音圧法による計測と高い相関のある音響パワーが得られることを示した。
- (5) 押し当て式、空中超音波ドップラ法および自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法の3方式のセンサプローブを用いた計測システムの利点を生かした計測例を示した。

以下に本研究で試作した3方式の計測システムの振動速度および音圧の計測可能な振幅および周波数範囲を比較することで、適用範囲を明確にし、表面音響インテンシティ法の実用化のための計測環境条件を含めた計測指針とする。

表 7.1 センサプローブの計測性能（振幅）

プローブタイプ	振動計測性能	音圧計測性能	音響インテンシティ計測性能
押し当て式	高 10^{-6} m/s < 注	高 10^4 Pa <	高 10^{-10} W/m ² <
超音波ドップラ法	中 2×10^4 m/s < 注	高 2×10^4 Pa <	中 4×10^{-8} W/m ² <
自己遅延 ヘテロダイン法	高 5×10^{-6} m/s <	中 3.16×10^{-3} Pa <注	中 2×10^{-9} W/m ² <

注：周波数依存性があるため 1 kHz における性能を表示

表 7.2 センサプローブの計測性能（周波数範囲）

プローブタイプ	振動計測範囲	音圧計測範囲	音響インテンシティ計測範囲
押し当て式	広 < 8 kHz	中 100Hz - 7 kHz	中 100Hz - 7 kHz
超音波ドップラ法	中 < 4 kHz	広 20 Hz - 20 kHz	中 20 Hz - 4 kHz
自己遅延 ヘテロダイン法	広 < 10 kHz	広 100 Hz - 20 kHz	広 100 Hz - 10 kHz

表 7.3 センサプローブの計測性能（その他）

プローブタイプ	空間分解能	計測対象の剛性	特 徴
押し当て式	高 - 中 Point - 6mmφ	高	短時間での移動計測
超音波ドップラ法	中 10 mmφ	低 - 高	アレイ化が容易
自己遅延 ヘテロダイン法	高 < 2 mmφ	低 - 高	耐温度変化

7.2 今後の課題と展望

本研究で試作した3方式のセンサプローブを用いた計測を、機器の騒音制御のための評価法または製造過程での品質検査法として実用化するにあたり、課題となる項目および展望について以下にまとめる。

(1) 押し当て式接触型センサプローブ

- ✓ ハードディスクユニットおよびモータの開発・設計等における放射音評価のための計測装置として使用されている。
- ✓ 放射音評価では、100 Hz から 20 kHz までの周波数範囲（現状の性能は 100 Hz から 7 kHz）での計測が要求されることがあり、その実現には、耐振動性能に優れたマイクロホンおよびプリアンプの開発を行う必要がある。
- ✓ 製造ラインにおける全数検査装置としての実用化に向け、自動機への組み込み方法の検討およびプローブの耐久性の向上が課題となる。

(2) 空中超音波ドップラ法利用非接触センサプローブ

- ✓ 高周波数の放射音計測に適用するために、振動速度の計測可能な周波数範囲の上限を、現状の 4 kHz から 20 kHz とすることが望まれる。
- ✓ 微小振動の計測に適用するために、計測可能な振動速度振幅範囲の下限を、現状の 100 $\mu\text{m/s}$ から 1 $\mu\text{m/s}$ とすることが望まれる。
- ✓ 振動速度の計測可能な振幅および周波数範囲を拡大するためには、アナログ - デジタル変換器 (ADC) のビットレート（現状は 14 bit）の向上が不可欠であり（計算機でのシミュレーションにより確認）24 bit で 500 kHz サンプリング性能の ADC が、容易に入手可能になることが望まれる。

(3) 自己遅延ヘテロダインレーザドップラ法利用非接触センサプローブ

- ✓ 光学系の小型化のために、3 dB カップラを利用し、光学系全体を光ファイバケーブルで構成することが望まれる。
- ✓ 高音圧感度計測のために、光ファイバケーブルと高感度マイクロホン膜面の組み合わせによる音圧センサの開発が望まれる。

謝辞

謝辞

本研究を遂行するにあたり、指導教官として在学中、終始御指導と御鞭撻を賜わりました本学精密工学研究所所長・上羽貞行教授ならびに中村健太郎助教授に、心より御礼申し上げます。また、論文審査および論文発表会等にあたり、御親切なる御討論・御教示を賜りました本学精密工学研究所・北條春夫教授、本学大学院理工学研究科機械物理工学専攻・岩附信行教授、本学大学院総合理工学研究科電子機能システム専攻・黒澤実助教授に心から感謝を致します。

本論文をまとめるにあたって、本学博士課程への進学ならびに学会発表等に御理解とご協力をいただきました財団法人小林理学研究所理事長・山下充康博士、同所所長・山本貢平博士に深く感謝を致します。また、本研究をまとめるように熱心に勧めて頂いた同所名誉顧問・五十嵐寿一東京大学名誉教授、同所監事・時田保夫博士、空港環境整備協会研究センター所長・山田一郎博士（小林理学研究所理事）、リオン株式会社技術統括部長・横田明則博士には、終始ご助言と励ましをいただきましたことを心より感謝致します。

本研究は多くの方々のご協力によりなされたものであり、日ごろの研究業務を支えて頂いた小林理学研究所・落合博明氏、田矢晃一氏、牧野康一氏、岡本伸久氏、横田考俊氏に心より感謝致します。また、試作、実験等にご協力いただいたリオン株式会社・吉川教治氏、岩橋清勝氏、若林友晴氏、清野寛之氏、堀田聡氏にも心より御礼申し上げます。

最後に、日頃の研究ゼミにおいて、活発な技術討論を賜りました本学上羽・中村研究室の石井孝明助手（現山梨大学工学部）、James Friend 助手、Yun Cheol-ho 研究員（現韓国工業技術院）、李希勝研究員、高橋久徳技官、芝浦工業大学・小池義和助教授をはじめとする研究室の皆様に深く感謝を申し上げます。

発表論文リスト

発表論文リスト

[関連論文]

- 1) Y. Hirao, K. Yamamoto, K. Nakamura and S. Ueha : “Development of a hand-held sensor probe for detection of sound components radiated from a specific device using surface intensity measurements,” *Applied Acoustics*, 65(7), 719-735 (2004). (第3章、第6章)
- 2) Y. Hirao, K. Yamamoto, K. Nakamura and S. Ueha : “Development of a non-contact sensor-probe for surface intensity measurements using ultrasonic Doppler effects,” *Acoustical Science and Technology*, (採録予定) (第4章、第6章)
- 3) Y. Hirao, K. Yamamoto, K. Nakamura and S. Ueha : “Development of a non-contact sensor-probe for surface intensity measurements using self-delay heterodyne laser Doppler effects,” *Jpn. J. Appl. Phys.*, (投稿準備中) (第5章、第6章)
- 4) 平尾善裕、横田明則 : “一体型プローブを用いたアレイ方式による表面音響インテンシティの多点同時計測” 騒音制御、第24巻2号、pp.136-143 (2000) (第3章)
- 5) 平尾善裕 : “押し当て式センサプローブによる表面音響インテンシティ計測” 騒音制御、第28巻2号、pp.93-97 (2004) (第3章、第6章)

[国際会議]

- 1) Y. Hirao, A. Yokota : “Study on method of phase correction between microphone and accelerometer for measurement of surface intensity,” *Inter-noise 98* (1998,8)
- 2) Y. Hirao, K. Yamamoto : “Development of a hand-held sensor-probe for machine fault detection applying surface intensity measurements,” *Inter-noise 2002* (2002,8)
- 3) Y. Hirao, K. Yamamoto, K. Nakamura and S. Ueha : “Detection of sound radiated from a specific device using hand-held sensor probe for surface intensity measurements - Precision of measurements in noisy environments,” *Inter-noise 2003* (2003,8)

[国内講演発表]

- 1)平尾善裕、山本貢平：“押し当て式振動計を利用した表面インテンシティ計測用センサの試作” 日本音響学会講演論文集、p.873 (2001,10)
- 2)平尾善裕、山本貢平、中村健太郎、上羽貞行：“表面インテンシティ計測による機器放射音の検出” 日本音響学会講演論文集、p.749 (2002,9)
- 3)平尾善裕、山本貢平、中村健太郎、上羽貞行：“超音波ドップラ振動計を用いた表面インテンシティ計測センサの試作”、日本音響学会講演論文集、p.915 (2003,3)
- 4)平尾善裕、山本貢平、中村健太郎、上羽貞行：“空中超音波ドップラ振動計測手法を応用した表面インテンシティ計測”、日本音響学会講演論文集、p.917 (2003,10)
- 5)平尾善裕、山本貢平、中村健太郎、上羽貞行：“自己遅延ヘテロダイナミックドップラ振動計測手法を応用した表面音響インテンシティ計測”、日本音響学会講演論文集、p.881 (2004,9)
- 6)平尾善裕、山本貢平、中村健太郎、上羽貞行：“表面インテンシティ計測を応用した押し当て式機器異常音検出センサ”、VS Tech 2003 (2003,6)

[特許出願]

- 1)平尾善裕、山本貢平、吉川教治：“音検出方法及びそれを用いた装置”、特願 2002-23751
特許公開広報、特開 2003-222553
- 2)平尾善裕、中村健太郎、上羽貞行、吉川教治：“対象音検出方法及びその装置”、特願 2002-379891、特許公開広報、特開 2004-212121
- 3)平尾善裕、中村健太郎、上羽貞行、吉川教治：“対象音検出方法及びその装置”、特願 2003-295244