



Title	電磁超音波探触子を用いた冷間圧延鋼板の深絞り性の非破壊評価に関する研究
Author(s)	村山, 理一
Citation	大阪大学, 1994, 博士論文
Version Type	VoR
URL	<a href="https://doi.org/10.11501/3075303">https://doi.org/10.11501/3075303</a>
rights	
Note	

*The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA*

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

The University of Osaka

電磁超音波探触子を用いた冷間圧延鋼板の  
深絞り性の非破壊評価に関する研究

1994年2月

村山理一

## 目次

第1章 緒論	1
1. 1 冷間圧延鋼板で要求される特性	1
1. 2 冷延鋼板の深絞り性評価方法	1
1. 3 冷延鋼板のオンライン $\bar{r}$ 値測定の必要性	3
1. 4 現状の引張試験以外の $\bar{r}$ 値測定法の課題	3
1. 5 オンライン $\bar{r}$ 値計の試みと現状	5
1. 6 本研究の目的と課題	6
1. 7 各章の概略内容	6
第2章 冷延鋼板の深絞り性評価方法	7
2. 1 はじめに	7
2. 2 主要結晶軸密度と $r$ 値の関係	7
2. 3 集合組織と弾性定数の関係	8
2. 3. 1 集合組織の表現方法	8
2. 3. 2 多結晶体の弾性定数	10
2. 4 $S_0$ モード板波の分散関係式	12
2. 4. 1 板厚方向まわりの座標回転	12
2. 4. 2 圧延面内の任意方向に伝播する $S_0$ モード板波の分散関係式	16
2. 5 まとめ	23

第3章 オンライン下限値計用電磁超音波探触子(EMAT)	24
3. 1 はじめに	24
3. 2 ローレンツ力型S <sub>0</sub> モード板波EMATと 磁歪型S <sub>0</sub> モード板波EMATの動作原理	25
3. 2. 1 ローレンツ力型EMATと磁歪型EMATの動作原理	25
3. 2. 2 低周波数領域(板厚/波長<<1)のS <sub>0</sub> モード板波振動モード	26
3. 2. 3 ローレンツ力型S <sub>0</sub> モード板波EMATの動作原理	26
3. 2. 4 磁歪型S <sub>0</sub> モード板波EMATの動作原理	29
3. 3 実験装置	31
3. 3. 1 センサコイル仕様	31
3. 3. 2 永久磁石使用のローレンツ力型EMATの構造	33
3. 3. 3 電磁石使用のローレンツ力型EMATの構造	33
3. 3. 4 永久磁石使用の磁歪型EMATの構造	34
3. 3. 5 電磁石使用の磁歪型EMATの構造	34
3. 3. 6 装置構成	34
3. 4 実験方法	37
3. 4. 1 サンプル板仕様	37
3. 4. 2 実験方法	37
3. 5 実験結果と検討	40
3. 5. 1 受信信号強度特性	40
3. 5. 2 受信信号強度の駆動周波数依存性	46
3. 5. 3 冷延鋼板をはさんで上下対称に励磁する効果	47
3. 5. 4 受信信号強度の駆動電流強度依存性	48
3. 5. 5 磁歪型S <sub>0</sub> モード板波EMATの特性評価	49
3. 6 まとめ	50
第4章 S <sub>0</sub> モード板波を用いた下限値評価	51

4. 1 はじめに	5 1
4. 2 実験装置	5 2
4. 2. 1 E M A T 構造	5 2
4. 2. 2 実験装置構成	5 2
4. 3 実験方法	5 4
4. 3. 1 サンプル板仕様	5 4
4. 3. 2 実験配置と手順	5 5
4. 4 実験結果と検討	5 6
4. 4. 1 $S_0$ モード板波伝播時間の $\bar{T}$ 値依存性	5 6
4. 4. 2 $W_{400}$ と主要結晶軸密度、 $\bar{T}$ 値との関係	6 1
4. 4. 3 分散効果の伝播時間への影響	6 4
4. 4. 4 伝播方向と受信信号強度の関係	6 5
4. 4. 5 $S_0$ モード板波平均伝播時間法を用いた $\bar{T}$ 値評価精度	6 7
4. 5 まとめ	7 3
 第5章 オンライン $\bar{T}$ 値計測システム	7 4
5. 1 はじめに	7 4
5. 2 基本仕様	7 4
5. 3 測定装置構成	7 7
5. 3. 1 E M A T の構造	7 7
5. 3. 2 センサマウントの構造	7 8
5. 3. 3 測定装置機構	7 8
5. 3. 4 信号処理装置	8 3
5. 3. 5 信号処理システム構成	8 5
5. 3. 6 データ処理システム構成	9 0
5. 4 実験方法	9 1

5. 5 実験結果と検討	91
5. 5. 1 伝搬時間測定精度評価試験	91
5. 5. 2 オフライン測定精度評価試験	97
5. 5. 3 オンライン測定精度評価試験	99
5. 6 まとめ	103
 第6章 亜鉛メッキ鋼板のT値評価の基礎検討	104
6. 1 はじめに	104
6. 2 測定原理	104
6. 3 実験装置	106
6. 4 実験方法	106
6. 5 実験結果と検討	109
6. 5. 1 S <sub>0</sub> モード板波伝播時間の亜鉛メッキ厚さ依存性	109
6. 5. 2 面内伝播時間分布の亜鉛メッキ依存性	110
6. 5. 3 S <sub>0</sub> モード板波平均伝播時間のT値依存性	112
6. 6 まとめ	114
 第7章 結論	115
参考文献	118
研究業績	123



## 第 1 章 緒論

# 第1章 緒論

## 1. 1 冷間圧延鋼板で要求される特性<sup>(1)</sup>

一般に冷間圧延鋼板（以下、冷延鋼板という）は板厚が薄くすぐれた寸法精度、きれいで平滑な表面、すぐれた平坦度かつ加工性に対する広範囲な適応性を持っていることを特徴としている。これらの特徴をいかして自動車、家電、車両、建築など広範囲にわたり利用されている。逆にこのような利用方法では大部分がプレス加工によって成形されるため、冷延鋼板は板面内で伸ばされるか、縮められるか、あるいは曲げられるかの組み合わせ変形をうける。したがって実際の加工では冷延鋼板の板面内の二次元的な引張、圧縮応力によって、変形が与えられ、おもに変形中央部の板厚減少による表面積増加（絞り）によって加工がおこなわれるが、この中央部の板厚減少による強度不足のために加工中に板が破断することがある（図1-1）。すなわち冷延鋼板は、強い加工をおこなっても破断しない良好な深絞り性が要求されることになる。

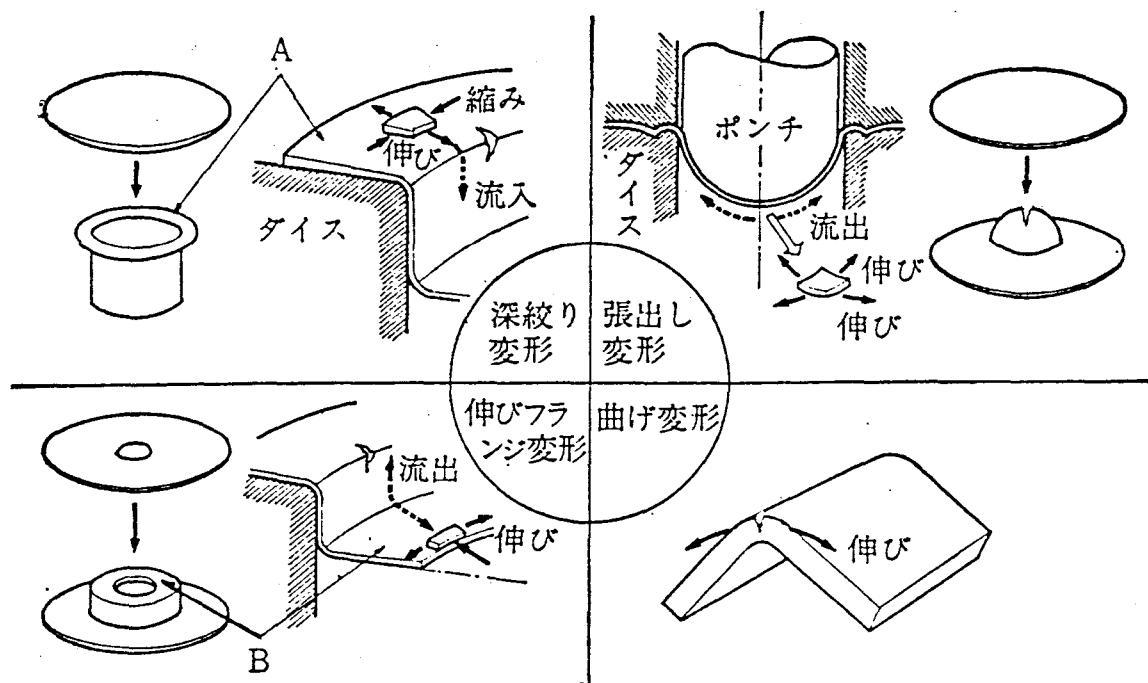


図1-1 プレス加工における主要な変形と破断

## 1. 2 冷延鋼板の深絞り性評価方法

冷延鋼板の深絞り性の良否を評価する方法には曲げ試験、引張試験などいくつかあるが、実際の加工性はそれだけでは単純に決まらない。一方、W.T.Lankfordら<sup>(2)</sup>は冷延鋼板の各方向から引張試験片を切り出し、それに15~20%の伸びを与えてその前後の板幅 ( $W_0$ 、 $W_1$ )、板厚 ( $t_0$ 、 $t_1$ ) の塑性ひずみ  $\delta\epsilon = (W_0/W_1)/(\ln(t_0/t_1))$  (以下、r値という) の大小が実際の深絞り加工の良否と最もよく一致することを見出した。この理由は深絞りなどプレス加工では、加工の進行にともない加工力が増大し、最大値に達し

た後、減少して加工が完了する。この場合、面内変形より板厚減少のほうが大きいと加工力が破断耐力をうわまわり、破断が発生する。 $r$  値は板幅方向と板厚方向の減少の割合を表しており、 $r$  値が高ければ絞り加工をおこなった時の板厚減少が板幅減少に比べて小さくなることになり破断がおきにくくなる。そこで現在では  $r$  値による深絞り加工性の評価が一般的になっている（図 1-2）。

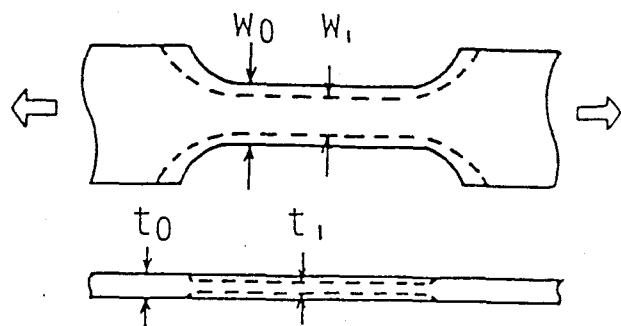


図 1-2  $r$  値の定義

実際の冷延鋼板では、引張試験片の採取方向によって機械的性質がやや異なり、いわゆる面内異方性を示すので、通常は圧延方向から  $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  方向に引張試験片をとり、それぞれの  $r$  値 ( $r_0$ ,  $r_{45}$ ,  $r_{90}$ ) を測定し、面内の平均  $r$  値すなわち  $\bar{r}$  値を用いることが一般的になっており、深絞り性の指標としてよく利用されている。 $\bar{r}$  値が大きいと、幅方向の変形に対して板厚の減少が少なく、深絞り性にすぐれている。

$$\bar{r} = (r_0 + 2r_{45} + r_{90})/4 \quad (1-1)$$

また以下に示す  $\Delta r$  値は  $r$  値の面内異方性を表しており  $\Delta r$  値が大きいと耳が発生しやすい材料である<sup>(1), (3)</sup>（図 1-3）。

$$\Delta r = (r_0 - 2r_{45} + r_{90})/2 \quad (1-2)$$

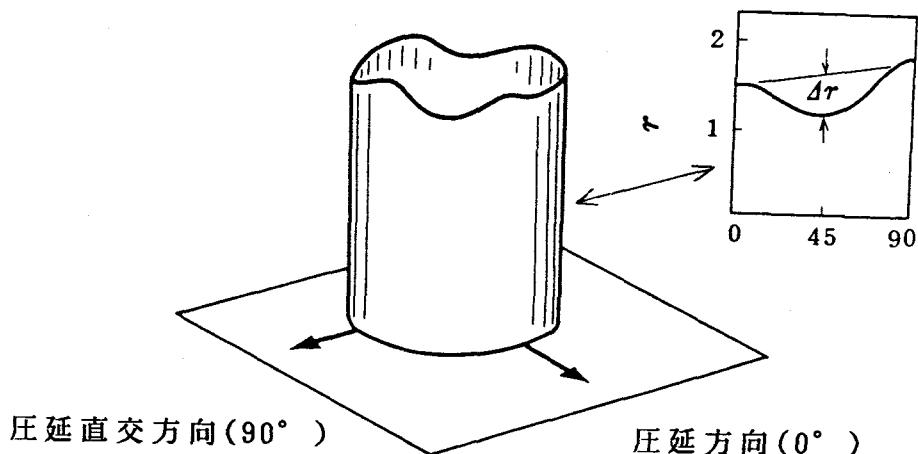


図 1-3  $\Delta r$  と深絞りの耳の関係

### 1. 3 冷延鋼板のオンライン下値測定の必要性

鉄鋼メーカーの深絞り用冷延鋼板製造ラインである冷延工場一連続焼鈍ラインで作られる冷延鋼板は、1巻取り製品単位（1コイル）が数百m～約3kmになり、通常そのうちトップ部、ボトム部の各1箇所の下値が、前述した引張試験による方法で測られるのみである。その場合、測定箇所以外は眞の意味で加工性の保証となっていない。また連続焼鈍ラインでは温度計など操業監視センサが取り付けられているが1点監視であり、取付位置以外で長さ方向に異常が生じても発見することができず、製品の大量不良につながる。これは連続焼鈍ラインより上工程（熱延）にラインの異常が発生した場合についても同様なことがいえ、これまでの監視法では発見することはできない。このような状況で、製品コイルの全長保証および製造ラインの監視モニタとしてオンラインでの全長非破壊下値計の導入が望まれている。

### 1. 4 現状の引張試験以外の下値測定法の課題

上記以外の測定方法としては固有振動法<sup>(4), (5)</sup>とX線回析法<sup>(6), (7), (8)</sup>がある。固有振動法は図1-4に示すように、短冊型に打ち抜いた冷延鋼板の試験片を使用する。強磁性体を磁化すると磁化方向に伸びる磁歪が発生する。励起コイルによって交流磁場を与えれば、磁歪によって試験片は縦振動し、その時の動的なひずみによる透磁率の変動をコイルで検出し、増幅後に励起コイルに同位相でフィードバックして共振状態をつくりその固有振動数を測定する。この固有振動数の2乗は、ヤング率Eに比例する。このヤング率測定を0°、45°、90°の3方向について実施し、その面内平均値（豆）より下値を推定するものである。本手法についてはすでにJIS規格化されており、市販の測定装置がある<sup>(4)</sup>。この方法は引張試験に比べて簡単であるが、やはり破壊試験であり、操業状態の監視あるいはコイル全長管理には用いられない。

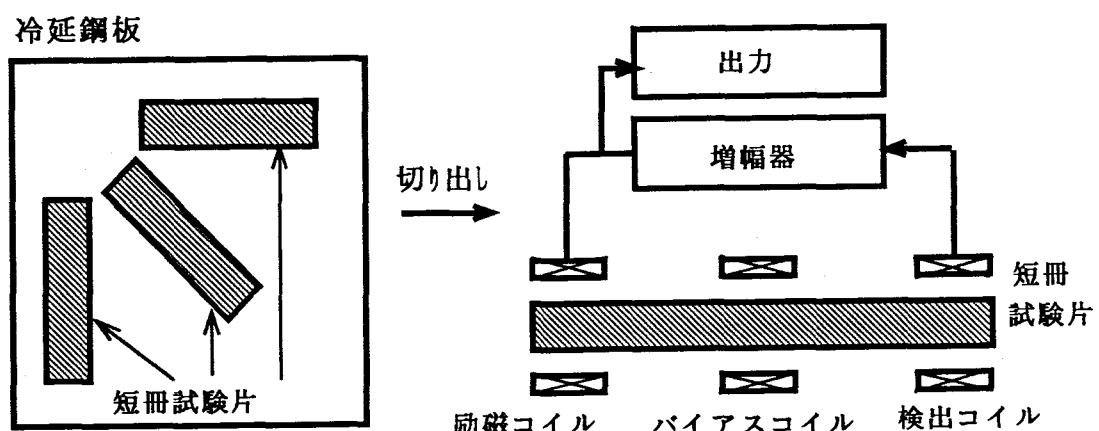


図1-4 固有振動法によるr値計測方法

またX線回析法は、図1-5にその測定原理を示すが、冷延鋼板に対して一定の入射角でX線を入射し特定方向に回析するX線を検出する。この時所定のエネルギー（波長）のX線は、結晶格子間隔で回析する場合に干渉し合い、大きな強度で検出される。そのX線強度を検出し、特定の結晶方位密度を求めることができる。

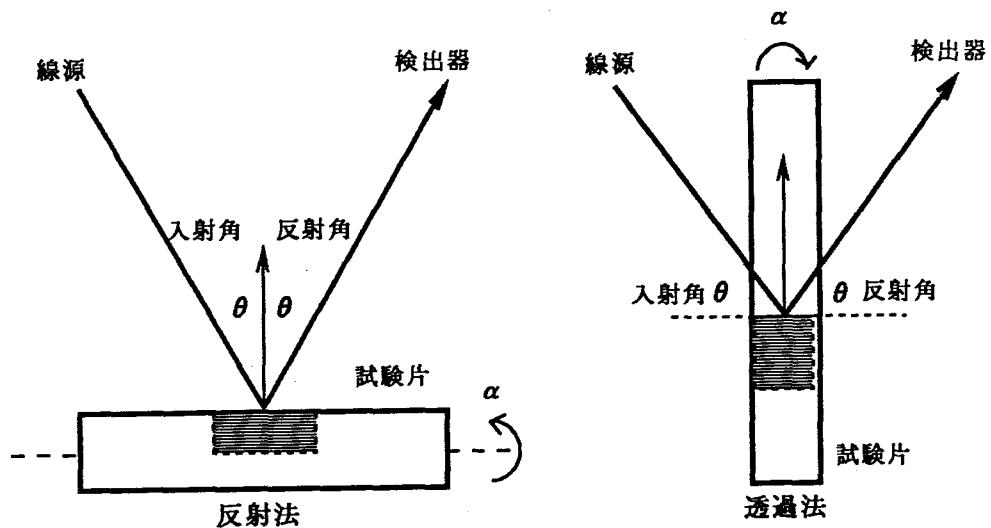


図1-5 X線回析法によるr値計測方法

独Höesch社では本方式の装置を試作しており、オンライン測定に使用できる可能性はあるが利便性、安全性、コスト面に課題があると考えられる（図1-6）。

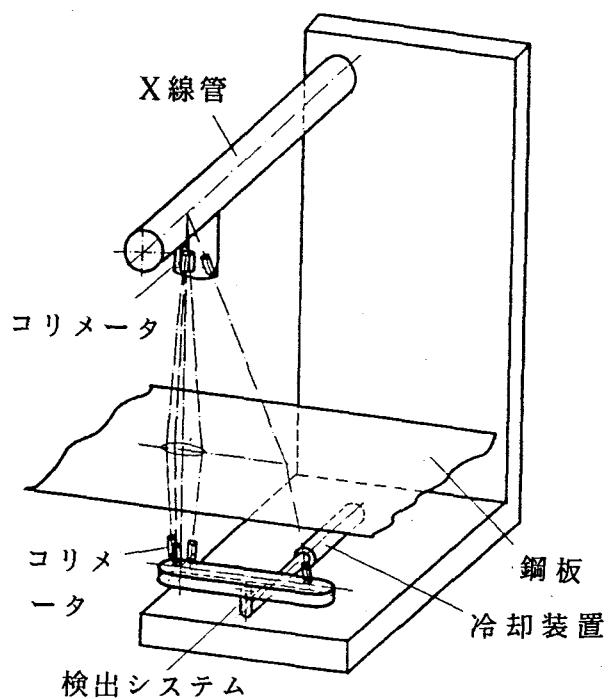


図1-6 Höesch社製X線方式オンラインr値計

## 1. 5 オンライン $\bar{V}$ 値計の試行と現状

冷延鋼板は無数の微小な結晶粒の集合体である。個々の結晶粒は単結晶であり、その内部は原子ないし分子が規則的に配列しているため物理的、化学的性質が、その方位によって大きく異なってくる。結晶粒の方位が完全にランダム分布していると、単結晶が持つ強い異方性は互いに打ち消し合い、巨視的には等方性となる。しかし一般にこのような多結晶材料では製造、加工工程において、結晶がある特定の方向（優先方位）に優先的に発達する傾向がある。このように多結晶体が優先方位を持って配列した状態は集合組織 (texture) と呼ばれる。集合組織により材料の各種性質に異方性が生じることになり、集合組織を制御して素材の種々の特性をいかしたり、また逆に異方性による悪影響を軽減させたりして材料の有用性を高めることができる。深絞り用冷延鋼板ではこの異方性を利用し、高い $\bar{V}$ 値が得られるようにしている<sup>(9)</sup>。

一方、超音波の伝播速度も集合組織を反映して変化し異方性を示す。すなわち超音波の伝播速度変化を測定することにより $\bar{V}$ 値を評価できる可能性がある。この集合組織と音速の関係については、C.M.Sayers<sup>(10), (11), (18)</sup>と平尾ら<sup>(15), (16), (17)</sup>が明らかにしている。さらに平尾らは超音波の板厚方向に伝播する縦波 ( $V_s$ ) および圧延方向と圧延直交方向に偏波する横波 ( $V_{t0}, V_{t90}$ ) の比  $V_s / (V_{t0} + V_{t90})$  が $\bar{V}$ 値と対応関係があることを明らかにしている<sup>(21), (22)</sup>。しかし製造ライン上で縦波および横波を冷延鋼板に垂直に入射させるためには、使用するセンサはタイヤ型探触子、あるいは局部水侵法を用いる必要があり<sup>(62)</sup>水、油などの接触媒質が用いることのできないラインでは適用できない。さらに横波は水などの液体中を伝播することができない。そのため高粘性の接触媒質が必要となるが、製造ライン上の使用はできず、この方法のオンライン測定への適用は困難である。

接触媒質を用いない方法としては、電磁超音波法を用いて冷延鋼板に垂直横波を発生させる方法が開発されているが、技術的困難さから実用駆動周波数は2~3MHzが限界である。その場合の波長は1mm程度になり、板厚方向に超音波を入射させた場合、多重反射エコーを時間的に分解することはできない。また受信感度の点でも充分な性能を持ったセンサの開発はできていない。

R.b.Thompson<sup>(19)</sup>、A.V.Clark<sup>(26), (27)</sup>も同様の研究を実施しているが同様の課題をもっている。坂田ら<sup>(28), (29)</sup>はさらに精密な解析を実施しているが、その評価には膨大な計算を必要とするため、製造ラインでのオンライン測定には適用できない。

オンライン $\bar{V}$ 値計への試みとしては、アメリカのE.P.Papadakis<sup>(34), (35)</sup>、A.V.Clark<sup>(36), (37)</sup>、R.B.Thompson<sup>(38)</sup>、カナダのJ.J.Jones<sup>(39)</sup>、フランスのD.Cassierら<sup>(40)</sup>も実施しているが実験室レベルを越えていない。

日本でも共振電磁超音波法を用い、縦波および偏波横波を厚み方向に入射し、その板厚間で共振する周波数を検知するオンライン $\bar{V}$ 値計の開発を川島<sup>(47), (48), (49)</sup>、

A.V.Clarkら<sup>(50)</sup>が実施しているが、パイロット装置であり実用装置化はできていない。

## 1. 6 本研究の目的と課題

本研究の目的は、冷延鋼板の下値をオンラインで評価する方法を開発することにある。本目的を遂行する場合、以下の課題を解決する必要がある。

- (1) 一般に用いられていた垂直横波、縦波を製造ラインの冷延鋼板に適用することは困難であり、オンライン適用可能な超音波モードを明らかにする。
- (2) 製造される全仕様の冷延鋼板に対して、オンラインで安定して高精度の音速測定をおこなうことができるセンサを開発する。
- (3) 製造ラインで安定して下値測定を実施するため、諸要因の下値測定に対する影響度を明確にする。
- (4) 種々の材質の冷延鋼板で、音速と集合組織の関係を明確にする。
- (5) 亜鉛メッキ鋼板での深絞り性と音速の関係を明確にする。

これらの課題について研究を実施した。

## 1. 7 各章の概略内容

第2章では冷延鋼板の下値と集合組織（主要結晶軸密度）の間の関係を明らかにする。また集合組織のある冷延鋼板のS<sub>0</sub>モード板波の分散関係式について導出し、S<sub>0</sub>モード板波の音速と集合組織ならびに下値との関係について明らかにする。

第3章ではオンライン下値測定をおこなうために必要なセンサの開発を実施した結果について述べる。

第4章ではS<sub>0</sub>モード板波EMATを用いて、送受信子間距離を固定した場合、S<sub>0</sub>モード板波の伝播時間と下値に対する依存性を明らかにする。また0°、45°、90°方向の伝播時間から求めたW<sub>400</sub>と主要結晶軸密度、下値依存性について明らかにする。

第5章では前章までの研究結果をもとに下値計測装置を製作し、実際にオンラインで測定した結果について述べる。その結果、本装置が充分にオンライン装置として使用可能であることを明確にする。

第6章では冷延鋼板オンライン下値計の適用拡大を目的として、亜鉛メッキ鋼板の場合について、下値評価の可能性について実験をおこなった結果について述べる。

第7章では全体のまとめについて述べる。

## 第2章 冷延鋼板の正値評価方法

## 第2章 冷延鋼板の下値評価方法

### 2. 1 はじめに

冷延鋼板の加工性を評価する場合、その下値を製造ライン上で評価する事が重要であるが、本研究までの評価技術では実施不可能であった。特に超音波を用いた方法については非常に有望な方法ではあるが、製造ライン上で評価するという点で大きな課題があり実施にはいたらなかった。そこで本研究では、超音波のモードの中で冷延鋼板面にそって伝播する板波を2探触子法で測定する方法について検討した。この方法では、任意に送受信間距離を設定できるため時間分解能について制約がなくなり、低周波数の板波超音波が使用でき、電磁超音波法の適用が可能となるためである。すなわちオンラインセンサを製作可能な板波モードでの下値評価について研究することになった。

本章では、まず冷延鋼板の主要結晶軸密度と深絞り性（下値）の関係を述べた後、多結晶体の場合の弾性定数を求める。さらにこの多結晶体の弾性定数を板厚方向まわりの座標回転をおこなった場合について、その値を求める。それを用いて冷延鋼板の面内の任意方向に伝播する板波（S<sub>0</sub>モード）の分散関係式を求め、集合組織と音速の関係を明らかにし下値評価の基本的な考え方を示す。

### 2. 2 主要結晶軸密度とr値の関係

岡本ら<sup>(20)</sup>は単結晶のα鉄におけるr値と主要結晶軸密度の関係を調べている。すべり方向が<111>、すべり面が{110}、{211}、{123}の3種類のすべり系が同時に働いているとし、これらの組み合わせからなるすべり系（48種類）について同じ臨界せん断応力ですべりがおき始めると仮定した。この仮定のもとに一定方向（幅方向、圧延方向、鉛直方向）の引張応力に対して、各すべり面のすべり方向にかかるせん断応力を計算し、応力が大きい方向すなわち、すべりがおこりやすいすべり面を決定している。実際の結晶の変形量については優先的にすべりがおこりやすい5つのすべり系を選択し、その5つの系がすべり方向に単位量すべった時の幅方向、圧延方向、鉛直方向の変形量成分を計算することで最終的な塑性異方性量を計算した。その結果{111}<110>、{111}<112>結晶方位は下値を高くし、{100}<011>、{100}<001>、{110}<001>方位は下値を低くすることを明らかにしている。そこで冷延鋼板のような多結晶体では、{111}<110>、{111}<112>方位を持つ結晶粒の存在確率が多いほど、また{100}<011>、{100}<001>方位を持つ結晶粒の存在確率が少ないほど深絞り性がよい、すなわち下値が高い冷延鋼板ということになる。

また同時に岡本らは、深絞り性の面内異方性は{110}結晶方位密度が多くなれば増

加することを指摘している。

同様に長島<sup>(21)</sup>、西田ら<sup>(22)</sup>は変態集合組織と塑性異方性の関係を明らかにしている。また小山らは{111}集積度を極限まで高めて下値=2.5を実現できることを示している<sup>(23)</sup>。

## 2. 3 集合組織と弾性定数の関係

一般に超音波の音速は各単結晶弾性定数にしたがって固有の値を持っており、集合組織を反映して音速異方性を持つことになる。そこで音速の分布特性から下値を推定することができると考えられる。以下に冷延鋼板の場合の弾性定数について計算する。

### 2. 3. 1 集合組織の表現方法

集合組織は一般に試料座標系に対して、結晶粒の方位分布を3つの変数（オイラー角： $\theta$ 、 $\phi$ 、 $\psi$ ）によって表す確率密度関数である結晶粒方位分布関数 $W(\theta, \phi, \psi)$ によって定量的に表すことができる<sup>(12), (13), (14)</sup>。図2-1にオイラー角の定義を示す。

$x_1, x_2, x_3$ 軸は結晶座標系の3主軸方向[100]、[010]、[001]であり、 $X_1, X_2, X_3$ は圧延方向、幅方向および板厚方向を示す（図2-2）。 $\xi = \cos \theta$ として $W(\xi, \phi, \psi)$ は確率密度関数であるから(2-1)式のように規格化できる。

$$\int_{-1}^1 \int_0^{2\pi} \int_0^{2\pi} W(\xi, \phi, \psi) d\xi d\phi d\psi = 1 \quad (2-1)$$

$W(\xi, \phi, \psi)$ はRoe<sup>(12)</sup>によって一般化された球面調和関数によって展開され(2-2)式のようになる。

$$W(\xi, \phi, \psi) = \sum_{\ell=0}^{\infty} \sum_{m=-\ell}^{\ell} \sum_{n=-\ell}^{\ell} W_{\ell m n} Z_{\ell m n}(\xi) \exp(-im\phi) \exp(-in\psi) \quad (2-2)$$

ここで $Z_{\ell m n}(\xi)$ はRoeによって一般化されたルジャンドルの陪関数である。また $W_{\ell m n}$ は展開係数で(2-2)式より(2-3)式のように与えられる。

$$W_{\ell m n} = (1/4\pi^2) \int_0^{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{-1}^1 W(\xi, \phi, \psi) Z_{\ell m n}(\xi) \exp(im\phi) \exp(in\psi) d\xi d\phi d\psi \quad (2-3)$$

立方晶金属の冷延鋼板では、結晶そのものの対称性と巨視的な直交異方性より、 $W_{\ell m n}$ のうち多くは0となり、また残りも互いに一次従属の関係にある。すなわち(2-4)

式のような性質を持つ。

- (1)  $W_{\ell mn}$  は実数で  $\ell, m, n$  が偶数かつ  $n$  が 4 の倍数のとき以外は 0  
 (2)  $W_{\ell mn} = W_{\ell \bar{m}n} = W_{\ell m\bar{n}} = W_{\ell \bar{m}\bar{n}}$  ( $\bar{m} = -m, \bar{n} = -n$ )  
 (3)  $W_{000} = 1/[4\sqrt{(2)\pi^2}], W_{2m0} = 0, W_{4m4} = [5/\sqrt{(70)}]W_{4m0}$

}

(2-4)

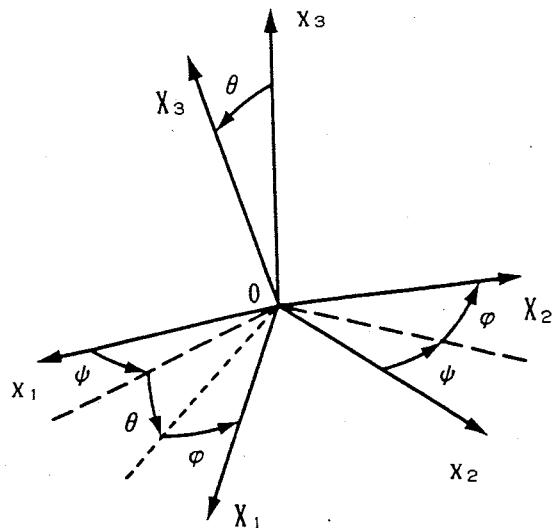


図 2-1 オイラー角の定義

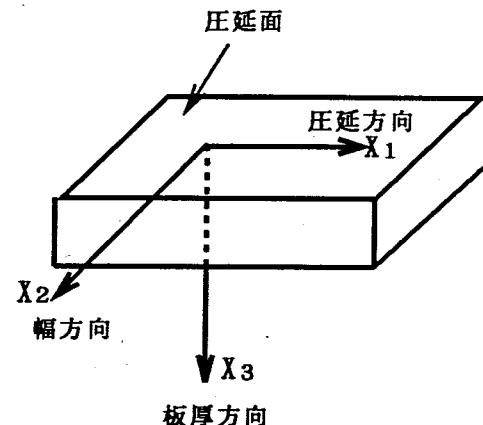


図 2-2 試料座標系

さて圧延面内に結晶面  $\{hkl\}$  があり、圧延方向が結晶方向  $\langleuvw\rangle$  に平行になっている場合を  $\{hkl\} \langleuvw\rangle$  と表わす。この方位とオイラー角の間には(2-5)式の関係がある<sup>(12)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} \phi &= \sin^{-1} [\{w/(u^2+v^2+w^2)^{1/2}\} \{ (h^2+k^2+\ell^2)/(h^2+k^2) \}^{1/2}] - \pi/2 \\ \theta &= \cos^{-1} \{\ell / (h^2+k^2+\ell^2)^{1/2}\} \\ \psi &= \pi/2 + \sin^{-1} \{h / (h^2+k^2)^{1/2}\} \end{aligned} \right\} \quad (2-5)$$

(2-3), (2-5)式を使って  $\{111\} \langle 110 \rangle$  方位を持つ単結晶について  $W_{400}$  を計算してみると(2-6)式のようになる。

$$W_{400} = (1/4\pi^2) Z_{400}(\xi) * 1 * 1 \quad (\phi, \psi = 0, \xi = \cos\theta = 1/\sqrt{3})$$

$$= -0.0209$$

(2-6)

さらに立方晶金属の場合の代表的な方位の結晶方位分布係数については平尾らの研究(15)、(16)で計算されており、その結果を表2-1に示す。深絞り性に有効な{111}面が多い結晶では、展開係数の中で $W_{400}$ が負の値で大きくなるということが明かになっている。また絶対値も等方体では0であるし、単結晶の場合でも表2-1に示すように $10^{-2}$ のオーダで小さいことがわかる。

表2-1 代表的な方位成分の $W_{lmn}$

方位成分	$W_{400}$	$W_{420}$	$W_{440}$
{111} <110>	-0.0209	0	0
{111} <112>	-0.0209	0	0
{110} <001>	-0.0078	-0.0248	+0.0141
{100} <011>	+0.0313	0	-0.0184
{100} <001>	+0.0313	0	+0.0184

### 2. 3. 2 多結晶体の弾性定数

多結晶体は結晶粒の集合体であるのでその弾性定数は単結晶の弾性定数から導かれる。すなわち単結晶の弾性定数 $C_{ijkl}$ （結晶座標系）を(2-7)式のように試料座標系の弾性定数 $C_{pqrs}'$ に変換する。

$$C_{pqrs}' = a_{ip} a_{jq} a_{kr} a_{ls} C_{ijkl} \quad (2-7)$$

ここで $a_{ij}$ は座標変換テンソルで(2-11)式で示すように結晶座標系 $x_i$ と試料座標系 $X_j$ とのなす角の余弦である。

$$\left. \begin{array}{l} a_{11} = \cos \phi \cos \theta \cos \phi - \sin \phi \sin \phi \\ a_{12} = \sin \phi \cos \theta \cos \phi - \cos \phi \sin \phi \\ a_{13} = \sin \theta \cos \phi \\ a_{21} = -\cos \phi \cos \theta \sin \phi - \sin \phi \cos \phi \\ a_{22} = -\sin \phi \cos \theta \sin \phi + \cos \phi \cos \phi \\ a_{23} = \sin \theta \sin \phi \\ a_{31} = \cos \phi \sin \theta \\ a_{32} = \sin \phi \sin \theta \\ a_{33} = \cos \theta \end{array} \right\} \quad (2-8)$$

その単結晶の各方位での存在確率をかけて全方位にわたって平均したものが多結晶体の試料座標系での弾性定数 $[C_{\text{Voigt}}]$ であり(2-9)式のように表される。

$$[C_{\text{Voigt}}] = \int_0^{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{-1}^1 W(\xi, \phi, \psi) C_{\text{Voigt}}' d\xi d\phi d\psi \quad (2-9)$$

上記方法がVoigt平均である。同様に弾性コンプライアンスを $W(\xi, \phi, \psi)$ を重み関数として平均するとReuss平均が求まる。そしてVoigt平均とReuss平均を平均してHill平均が求まる。

$11 \rightarrow 1, 22 \rightarrow 2, 33 \rightarrow 3, 23 \rightarrow 4, 31 \rightarrow 5, 12 \rightarrow 6$ と短縮表示し、多結晶体の弾性定数を(2-9)式にしたがって実際に計算すると(2-3)、(2-4)、(2-7)、(2-8)より(2-10)式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} [C_{11}]_1 &= (\lambda + 2\mu)_1 - 2C_1 \delta_1 \\ [C_{22}]_1 &= (\lambda + 2\mu)_1 - 2C_1 \delta_2 \\ [C_{33}]_1 &= (\lambda + 2\mu)_1 - 2C_1 \delta_3 \\ [C_{44}]_1 &= \mu_1 + C_1 \delta_4 \\ [C_{55}]_1 &= \mu_1 + C_1 \delta_5 \\ [C_{66}]_1 &= \mu_1 + C_1 \delta_6 \\ [C_{23}]_1 &= [C_{32}]_1 = \lambda_1 + C_1 \delta_4 \\ [C_{31}]_1 &= [C_{13}]_1 = \lambda_1 + C_1 \delta_5 \\ [C_{12}]_1 &= [C_{21}]_1 = \lambda_1 + C_1 \delta_6 \end{aligned} \right\} \quad (2-10)$$

ここで $\delta_1 \sim \delta_6$ および $\lambda, \mu, C$ は(2-11)式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \delta_1 &= [-6\sqrt{(2)\pi^2/35}][W_{400} - \{2\sqrt{(10)/3}\}W_{420} + \{\sqrt{(70)/3}\}W_{440}] \\ \delta_2 &= [-6\sqrt{(2)\pi^2/35}][W_{400} + \{2\sqrt{(10)/3}\}W_{420} + \{\sqrt{(70)/3}\}W_{440}] \\ \delta_3 &= [-16\sqrt{(2)\pi^2/35}]W_{400} \\ \delta_4 &= [-16\sqrt{(2)\pi^2/35}][W_{400} + \{2(\sqrt{5}/2)\}W_{420}] \\ \delta_5 &= [-16\sqrt{(2)\pi^2/35}][W_{400} - \{2(\sqrt{5}/2)\}W_{420}] \\ \delta_6 &= [4(\sqrt{(2)\pi^2/35})\{W_{400} - \sqrt{(70)}W_{420}\}] \end{aligned} \right\} \quad (2-11)$$

記号<sub>1</sub>(=<sub>V, R, H</sub>)はVoigt平均、Reuss平均、Hill平均を示す。

$$\begin{aligned} (\lambda + 2\mu)_V &= C_{11} - 2C/5 \\ (\lambda + 2\mu)_R &= 2(S_{11} + S_{12} - S/5)/(S_{11} + 2S_{12})(S_{44} + 4S/5) \\ (\lambda + 2\mu)_H &= ((\lambda + 2\mu)_V + (\lambda + 2\mu)_R)/2 \\ \mu_V &= C_{44} + C/5, \quad \mu_R = 1/(S_{44} + 4S/5), \quad \mu_H = (\mu_V + \mu_R)/2 \\ C_V &= C_{11} - C_{12} - 2C_{44} = C, \quad C_R = -4\mu_R^2 S, \quad C_H = (C_V + C_R)/2 \end{aligned}$$

本論文ではHill平均を用いて計算しており、その場合、 $\lambda$ 、 $\mu$ 、 $C$ の値は113.6GPa、81.7GPa、-136.3GPaとなる。

(2-10)、(2-11)式から立方晶金属の冷延鋼板では結晶そのものの対称性と巨視的な直交異方性を仮定すると、多結晶体の弾性定数は結晶方位分布関数の4次の3つの展開係数 $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$ によって表されることがわかる。

## 2. 4 $S_0$ モード板波の分散関係式

本研究では冷延鋼板に板波を適用して、下値評価を実施する場合について検討する。その理由は垂直縦波、横波は音速を求める場合に板厚情報が必要となるが、製造ラインでは次々と板厚の異なる冷延鋼板が流れ、板厚精度に下値測定精度が依存してしまうという課題があるためである。また実際には板厚0.3mmまでの冷延鋼板の超音波多重エコーを時間的に分解し安定してオンライン上で測定することは技術的に極めて困難となるためである。

ここで検討する板波は一般に探傷で用いられているもので、板の中立面について対称に振動しながら進行する波で、進行方向に対して振動方向が垂直で被検面に鉛直な成分と、進行方向に平行な振動成分が混合している $S_0$ モード（0次の対称モード）について検討する<sup>(62)</sup>。

### 2. 4. 1 板厚方向まわりの座標回転

図2-5のような試料座標系について考える。 $S_0$ モード板波は $X_1$ 方向から $X_3$ 軸方向の回りに角度 $\theta$ だけ回転させた $X_1'$ 方向へ伝播すると考える。その場合の試料座標系の弾性定数がどのように変換されるか考える。 $X_3$ 軸の回りの $\theta$ 回転に対する座標の変換行列は(2-12)式となる<sup>(58)</sup>。

$$\begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{bmatrix} \quad (2-12)$$

したがって応力テンソルは $X_3$ 軸の回りの回転によって $T'_{ij} = a_{ik}a_{j1}T_{k1}$  ( $i,j,k=1, 2, 3$ )に変換される。

$T_{11}=T_1$ 、 $T_{22}=T_2$ 、 $T_{33}=T_3$ 、 $T_{23}=T_4$ 、 $T_{31}=T_5$ 、 $T_{12}=T_6$ と短縮表示し、(2-12)式を用いると $T'_{ij}$ は(2-13)式のように表される。

$$\begin{bmatrix} T'_1 \\ T'_2 \\ T'_3 \\ T'_4 \\ T'_5 \\ T'_6 \end{bmatrix} = [M] \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} \quad (2-13)$$

変換行列  $[M]$  は(2-12)式を用いて(2-14)式のように書き表される。

$$\left[ \begin{array}{ccccccc} a_{11}^2 & , a_{12}^2 & , a_{23}^2 & , 2a_{21}a_{31} & , 2a_{22}a_{32} & , 2a_{23}a_{33} \\ a_{21}^2 & , a_{22}^2 & , a_{23}^2 & , 2a_{31}a_{11} & , 2a_{32}a_{12} & , 2a_{33}a_{13} \\ a_{31}^2 & , a_{32}^2 & , a_{33}^2 & , 2a_{11}a_{21} & , 2a_{12}a_{22} & , 2a_{13}a_{23} \\ a_{21}a_{31}, a_{22}a_{32}, a_{23}a_{33}, a_{22}a_{33} + a_{23}a_{32}, a_{21}a_{33} + a_{23}a_{32}, a_{22}a_{31} + a_{21}a_{32} \\ a_{31}a_{11}, a_{32}a_{12}, a_{33}a_{13}, a_{12}a_{33} + a_{13}a_{32}, a_{12}a_{21} + a_{11}a_{33}, a_{11}a_{32} + a_{12}a_{31} \\ a_{11}a_{21}, a_{12}a_{22}, a_{13}a_{23}, a_{12}a_{23} + a_{13}a_{22}, a_{13}a_{21} + a_{11}a_{23}, a_{11}a_{22} + a_{12}a_{21} \end{array} \right] \quad (2-14)$$

さらに(2-14)式に(2-12)式を代入すると(2-15)式のように整理できる。

$$\left[ \begin{array}{ccccccc} \cos^2\theta & , \sin^2\theta & , 0 & , 0 & , 0 & , \sin 2\theta \\ \sin^2\theta & , \cos^2\theta & , 0 & , 0 & , 0 & , -\sin 2\theta \\ 0 & , 0 & , 1 & , 0 & , 0 & , 0 \\ 0 & , 0 & , 0 & , \cos\theta & , -\sin\theta & , 0 \\ 0 & , 0 & , 0 & , \sin\theta & , \cos\theta & , 0 \\ -\sin 2\theta / 2 & , \sin 2\theta / 2 & , 0 & , 0 & , 0 & , \cos 2\theta \end{array} \right] \quad (2-15)$$

ひずみについても応力と同等に考えることができ、 $X_3$ 軸の回転に対して(2-16)式のように変換されると考えられる。

$$S'_{ij} = [M] S_{ij} \quad (2-16)$$

ここで、ひずみの各成分については(2-17)式のように定義する。

$$S_{ij} = (\xi_{11}, \xi_{22}, \xi_{33}, \xi_{23}, \xi_{31}, \xi_{12}) \quad (2-17)$$

添え字の<sub>ij</sub>は $X_i$ 面で $X_j$ 方向のひずみ成分を意味する。

また一般に各結晶粒のひずみ $S_{kl}$ と応力テンソル $T_{ij}$ の間には(2-18)式の関係が成立する。

$$T_{ij} = C_{ijkl} S_{kl} \quad (2-18)$$

多結晶体の場合には結晶方位分布関数によって計算された多結晶体弾性定数  $[C_{ijkl}]$  によって同様に表わすことができ、(2-19)式が成立する。

$$[T_{ij}] = [C_{ijkl}] [S_{kl}] \quad (2-19)$$

ここで  $[T_{ij}]$ 、 $[S_{kl}]$  は多結晶体の場合の応力、ひずみの平均値である。

すなわち圧延方向に対して  $\theta$  方向からみた応力  $T'_{ij}$  は(2-13)、(2-16)、(2-19)式から(2-20)式のように表される。

$$\begin{aligned} T'_{ij} &= [M] T_{ij} \\ &= [C_{ijkl}] [M] S_{kl} \\ &= [C_{ijkl}] [M] [M]^t S_{kl}, \end{aligned} \quad (2-20)$$

整理すると(2-21)式のようになる。

$$T_{ij}' = [M]^t [C_{ijkl}] [M] S_{kl} \quad (2-21)$$

(2-21)式中の  $[C_{ijkl}]$  は(2-10)式の結果から(2-22)式のように表される。

$$[C_{ijkl}] = \begin{bmatrix} [C_{11}] & [C_{12}] & [C_{13}] & 0 & 0 & 0 \\ [C_{12}] & [C_{22}] & [C_{23}] & 0 & 0 & 0 \\ [C_{13}] & [C_{23}] & [C_{33}] & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & [C_{44}] & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & [C_{55}] & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & [C_{66}] \end{bmatrix} \quad (2-22)$$

ゆえに  $X_1$  軸方向から  $X_3$  軸まわりに  $\theta$  回転した座標軸の多結晶体の弾性定数を  $\langle C_{ijkl} \rangle$  と表すことになると(2-23)式のようになる。

$$\langle C_{ijkl} \rangle = [M]^t [C_{ijkl}] [M] \quad (2-23)$$

具体的に計算すると(2-24)式のようになる。

$$\langle C_{ijk_1} \rangle = \begin{bmatrix} \langle C_{11} \rangle \langle C_{12} \rangle \langle C_{13} \rangle & 0 & 0 & \langle C_{16} \rangle \\ \langle C_{12} \rangle \langle C_{22} \rangle \langle C_{23} \rangle & 0 & 0 & \langle C_{26} \rangle \\ \langle C_{13} \rangle \langle C_{23} \rangle \langle C_{33} \rangle & 0 & 0 & \langle C_{36} \rangle \\ 0 & 0 & 0 & \langle C_{44} \rangle \langle C_{45} \rangle 0 \\ 0 & 0 & 0 & \langle C_{45} \rangle \langle C_{55} \rangle 0 \\ \langle C_{16} \rangle \langle C_{26} \rangle \langle C_{36} \rangle & 0 & 0 & \langle C_{66} \rangle \end{bmatrix} \quad (2-24)$$

$\langle C_{ijk_1} \rangle$  の各項は(2-25)式のように表される。

$$\left. \begin{aligned} \langle C_{11} \rangle &= [C_{11}] \cos^4 \theta + 2[C_{12}] \sin^2 \theta \cos^2 \theta + [C_{22}] \sin^4 \theta \\ &\quad + [C_{66}] \sin^2 2\theta \\ \langle C_{12} \rangle &= [C_{11}] \cos^2 \theta \sin^2 \theta + [C_{12}] (\cos^4 \theta + \sin^4 \theta) \\ &\quad + [C_{22}] \sin^2 \theta \cos^2 \theta - [C_{66}] \sin^2 2\theta \\ \langle C_{13} \rangle &= [C_{13}] \cos^2 \theta + [C_{23}] \sin^2 \theta \\ \langle C_{22} \rangle &= [C_{11}] \sin^4 \theta + 2[C_{12}] \sin^2 \theta \cos^2 \theta + [C_{22}] \cos^4 \theta \\ &\quad + [C_{66}] \sin^2 2\theta \\ \langle C_{23} \rangle &= [C_{13}] \sin^2 \theta + [C_{23}] \cos^2 \theta \\ \langle C_{33} \rangle &= [C_{33}] \\ \langle C_{44} \rangle &= [C_{44}] \cos^2 \theta + [C_{55}] \sin^2 \theta \\ \langle C_{45} \rangle &= [C_{44}] \cos \theta \sin \theta - [C_{55}] \cos \theta \sin \theta \\ \langle C_{55} \rangle &= [C_{44}] \sin^2 \theta + [C_{55}] \cos^2 \theta \\ \langle C_{16} \rangle &= -\sin 2\theta ([C_{11}] \cos^2 \theta + [C_{12}] \sin^2 \theta)/2 \\ &\quad + \sin 2\theta ([C_{12}] \cos^2 \theta + [C_{22}] \sin^2 \theta)/2 \\ &\quad + [C_{66}] \sin 2\theta \cos 2\theta \\ \langle C_{26} \rangle &= -\sin 2\theta ([C_{11}] \sin^2 \theta + [C_{12}] \cos^2 \theta)/2 \\ &\quad + \sin 2\theta ([C_{12}] \sin^2 \theta + [C_{22}] \cos^2 \theta)/2 \\ &\quad - [C_{66}] \sin 2\theta \cos 2\theta \\ \langle C_{36} \rangle &= -([C_{13}] / 2) \sin 2\theta + ([C_{23}] / 2) \sin 2\theta \\ \langle C_{66} \rangle &= \sin^2 2\theta ([C_{11}] - [C_{12}]) / 4 \\ &\quad - \sin^2 2\theta ([C_{12}] - [C_{22}]) / 4 + [C_{66}] \cos^2 2\theta \end{aligned} \right\} \quad (2-25)$$

また(2-26)式の関係が成立する

$$\left. \begin{aligned} \langle C_{12} \rangle &= \langle C_{21} \rangle, \langle C_{13} \rangle = \langle C_{31} \rangle, \langle C_{23} \rangle = \langle C_{32} \rangle, \langle C_{45} \rangle = \langle C_{54} \rangle \\ \langle C_{16} \rangle &= \langle C_{61} \rangle, \langle C_{26} \rangle = \langle C_{62} \rangle, \langle C_{36} \rangle = \langle C_{63} \rangle \end{aligned} \right\} \quad (2-26)$$

(2-10), (2-11)式を用いて(2-26)式を計算すると(2-27)式のように整理できる。

$$\left. \begin{aligned}
 & \langle C_{11} \rangle_1 = (\lambda + 2\mu)_1 - 2C_1 \delta'_1 \\
 & \langle C_{22} \rangle_1 = (\lambda + 2\mu)_1 - 2C_1 \delta'_2 \\
 & \langle C_{33} \rangle_1 = (\lambda + 2\mu)_1 - 2C_1 \delta'_3 \\
 & \langle C_{44} \rangle_1 = \mu_1 + C_1 \delta'_4 \\
 & \langle C_{55} \rangle_1 = \mu_1 + C_1 \delta'_5 \\
 & \langle C_{66} \rangle_1 = \mu_1 + C_1 \delta'_6 \\
 & \langle C_{23} \rangle_1 = \langle C_{32} \rangle_1 = \lambda_1 + C_1 \delta'_4 \\
 & \langle C_{31} \rangle_1 = \langle C_{13} \rangle_1 = \lambda_1 + C_1 \delta'_5 \\
 & \langle C_{12} \rangle_1 = \langle C_{21} \rangle_1 = \lambda_1 + C_1 \delta'_6
 \end{aligned} \right\} \quad (2-27)$$

ここで  $\delta'_1 \sim \delta'_6$  は(2-28)式で表される。

$$\left. \begin{aligned}
 \delta'_1 &= [-6\sqrt{(2)\pi^2/35}] [W_{400} - \{2\sqrt{(10)/3}\} W_{420} \cos 2\theta \\
 &\quad + \{\sqrt{(70)/3}\} W_{440} \cos 4\theta] \\
 \delta'_2 &= [-6\sqrt{(2)\pi^2/35}] [W_{400} + \{2\sqrt{(10)/3}\} W_{420} \cos 2\theta \\
 &\quad + \{\sqrt{(70)/3}\} W_{440} \cos 4\theta] \\
 \delta'_3 &= [-16\sqrt{(2)\pi^2/35}] W_{400} \\
 \delta'_4 &= [-16\sqrt{(2)\pi^2/35}] [W_{400} + \{2\sqrt{(5/2)}\} W_{420} \cos 2\theta] \\
 \delta'_5 &= [-16\sqrt{(2)\pi^2/35}] [W_{400} - \{2\sqrt{(5/2)}\} W_{420} \cos 2\theta] \\
 \delta'_6 &= [4(\sqrt{2})\pi^2/35] [W_{400} - \{\sqrt{(70)}\} W_{420} \cos 2\theta]
 \end{aligned} \right\} \quad (2-28)$$

(2-28)式より圧延方向に対して  $\theta$  方向から見た冷延鋼板の弾性定数は  $W_{400}$ ,  $W_{420}$ ,  $W_{440}$  で表され、 $\cos 2\theta$ ,  $\cos 4\theta$  の関数であることが明らかになった。

## 2. 4. 2 圧延面内の任意方向に伝播する $S_0$ モード板波の分散関係式

$X_3$  軸のまわりに  $\theta$ だけ回転した座標系からみた多結晶体の弾性定数を使って、 $X'_1$  方向に伝播する板波分散関係式を導く。ただし実際の板波の振動様式は、図 2-3 に示す対称モードと反対称モードにわけられる。また各々のモードは、周波数に依存して 0 次から  $n$  次までの高次モードが存在する。しかし板厚(■)／波長(■)が 1 より充分小さい条件では、図 2-4 に示す板波分散関係<sup>(62)</sup>でわかるように、0 次の対称モード ( $S_0$  モード) のみが発生すると考えてよい。同時に存在する  $A_0$  モードは伝播速度が極端に小さく  $S_0$  モードの測定の障害とはならない。本研究で対象とする冷延鋼板の板厚は最大 2mm であり、使用する板波の波長は 10mm 以上を考えており、この条件を満足する。また本研究で実施する  $T$  値計測では、 $T$  値の変化による音速変化を計測することになるが、その点で板厚による音速変化は誤差要因となる。図中の選択した領域は、板厚

あるいは駆動周波数による速度変動が極めて小さい領域であり、 $\bar{F}$ 値計測に適しているといえる。そこで本研究では低周波数領域での $S_0$ モード板波について検討を実施する。

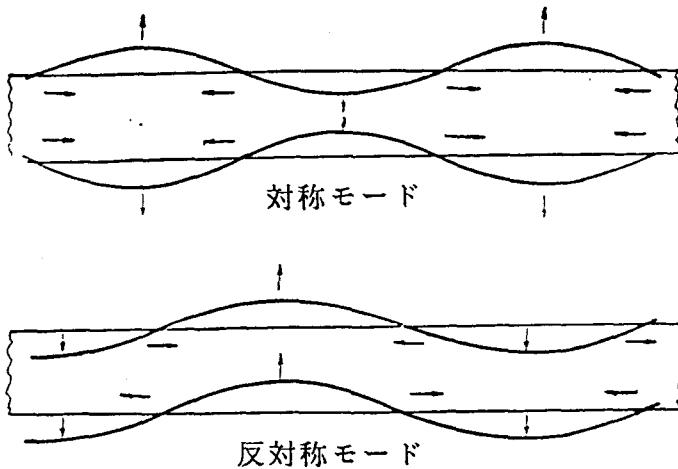


図2-3 板波の振動モード

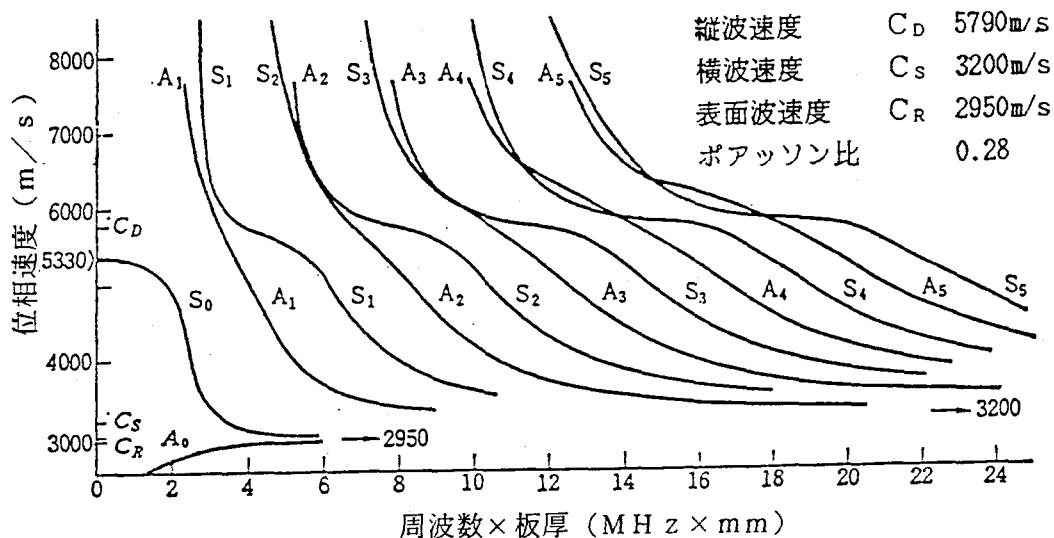


図2-4 板波分散関係

この場合に $X_1'$ 方向の変位を $u$ 、 $X_2'$ 方向の変位を $v$ 、 $X_3'$ 方向の変位を $w$ とおき運動方程式をたてると(2-29)～(2-31)式のように表される。

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \sum_{j=1}^3 \frac{\partial T_{1j}}{\partial X'_j} \quad (2-29)$$

$$\rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = \sum_{j=1}^3 \frac{\partial T_{2j}}{\partial X'_j} \quad (2-30)$$

$$\rho \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = \sum_{j=1}^3 \frac{\partial T_{3j}}{\partial X'_j} \quad (2-31)$$

ここで応力 ( $T_1$ ) とひずみ ( $\xi_{ij}$ ) について(2-32)式の関係を利用する。

$$\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} = \langle C_{ijk1} \rangle \begin{bmatrix} \xi_{11} \\ \xi_{22} \\ \xi_{33} \\ \xi_{23} \\ \xi_{31} \\ \xi_{12} \end{bmatrix} \quad (2-32)$$

ここでひずみは(2-33)式のように定義されている。

$$\left. \begin{array}{l} \xi_{11} = \partial u / \partial X'_1 \\ \xi_{22} = \partial v / \partial X'_2 \\ \xi_{33} = \partial w / \partial X'_3 \\ \xi_{23} = (\partial v / \partial X'_3 + \partial w / \partial X'_2) / 2 \\ \xi_{31} = (\partial w / \partial X'_1 + \partial u / \partial X'_3) / 2 \\ \xi_{12} = (\partial u / \partial X'_2 + \partial v / \partial X'_1) / 2 \end{array} \right\} \quad (2-33)$$

(2-32),(2-33)式を用いて(2-29)式を展開すると(2-34)式のようになる。

$$\begin{aligned} \rho \partial^2 u / \partial t^2 &= \\ &\langle C_{11} \rangle \partial^2 u / \partial X'_1{}^2 + \langle C_{16} \rangle \partial^2 v / \partial X'_1{}^2 + \langle C_{66} \rangle \partial^2 u / \partial X'_2{}^2 + \langle C_{26} \rangle \partial^2 v / \partial X'_2{}^2 \\ &+ \langle C_{55} \rangle \partial^2 u / \partial X'_3{}^2 + \langle C_{45} \rangle \partial^2 v / \partial X'_3{}^2 + 2 \langle C_{16} \rangle \partial^2 u / \partial X'_1 \partial X'_2 \\ &+ (\langle C_{12} \rangle + \langle C_{66} \rangle) \partial^2 v / \partial X'_1 \partial X'_2 + (\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \partial^2 w / \partial X'_1 \partial X'_3 \\ &+ (\langle C_{63} \rangle + \langle C_{45} \rangle) \partial^2 w / \partial X'_3 \partial X'_2 \end{aligned} \quad (2-34)$$

(2-32),(2-34)式を用いて(2-30)式を展開すると(2-35)式のようになる。

$$\begin{aligned} \rho \partial^2 v / \partial t^2 &= \\ &\langle C_{61} \rangle \partial^2 u / \partial X'_1{}^2 + \langle C_{66} \rangle \partial^2 v / \partial X'_1{}^2 + \langle C_{26} \rangle \partial^2 u / \partial X'_2{}^2 + \langle C_{22} \rangle \partial^2 v / \partial X'_2{}^2 \\ &+ \langle C_{45} \rangle \partial^2 u / \partial X'_3{}^2 + \langle C_{44} \rangle \partial^2 v / \partial X'_3{}^2 + 2 \langle C_{26} \rangle \partial^2 v / \partial X'_1 \partial X'_2 \\ &+ (\langle C_{12} \rangle + \langle C_{66} \rangle) \partial^2 u / \partial X'_1 \partial X'_2 + (\langle C_{63} \rangle + \langle C_{45} \rangle) \partial^2 w / \partial X'_1 \partial X'_3 \\ &+ (\langle C_{23} \rangle + \langle C_{44} \rangle) \partial^2 w / \partial X'_3 \partial X'_2 \end{aligned} \quad (2-35)$$

(2-32), (2-33)式を用いて(2-31)式を展開すると(2-36)式のようになる。

$$\begin{aligned} \rho \partial^2 w / \partial t^2 = & \\ & \langle C_{44} \rangle \partial^2 v / \partial X_3'^2 + \langle C_{55} \rangle \partial^2 w / \partial X_1'^2 + \langle C_{33} \rangle \partial^2 w / \partial X_3'^2 \\ & + (\langle C_{31} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \partial^2 u / \partial X_1' \partial X_3' + (\langle C_{55} \rangle + \langle C_{36} \rangle) \partial^2 u / \partial X_2' \partial X_3' \\ & + (\langle C_{45} \rangle + \langle C_{36} \rangle) \partial^2 v / \partial X_1' \partial X_3' + \langle C_{32} \rangle \partial^2 v / \partial X_1' \partial X_3' \\ & + (\langle C_{45} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \partial^2 w / \partial X_1' \partial X_2' \end{aligned} \quad (2-36)$$

$X_1'$  方向に伝播し  $X_3'$  方向に振動する平面波を考えるから(2-37)式のようにおくことができる。

$$\left. \begin{aligned} u &= u_0(X_3') \exp\{i(kX_1' - \omega t)\} \\ v &= 0 \\ w &= w_0(X_3') \exp\{i(kX_1' - \omega t)\} \end{aligned} \right\} \quad (2-37)$$

ここで  $k$  は波数、  $\omega$  は角周波数である。

この場合(2-34)、(2-36)式は(2-38)、(2-39)式のように整理できる。

$$\begin{aligned} \rho \partial^2 u / \partial t^2 = & \langle C_{11} \rangle \partial^2 u / \partial X_1'^2 + \langle C_{55} \rangle \partial^2 u / \partial X_3'^2 \\ & + (\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \partial^2 w / \partial X_1' \partial X_3' \end{aligned} \quad (2-38)$$

$$\begin{aligned} \rho \partial^2 w / \partial t^2 = & \langle C_{55} \rangle \partial^2 w / \partial X_1'^2 + \langle C_{33} \rangle \partial^2 w / \partial X_3'^2 \\ & + (\langle C_{31} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \partial^2 u / \partial X_1' \partial X_3' \end{aligned} \quad (2-39)$$

表面 ( $X_3 = \pm d$ ) で応力  $T_5 = 0$ 、  $T_6 = 0$  と仮定すると(2-32)、(2-33)式より(2-40)、(2-41)式が導かれる。

$$\langle C_{55} \rangle (\partial w / \partial X_1' + \partial u / \partial X_3') = 0 \quad (2-40)$$

$$\langle C_{16} \rangle \partial u / \partial X_1' + \langle C_{36} \rangle \partial w / \partial X_3' = 0 \quad (2-41)$$

(2-38)～(2-41)式から  $S_0$  モード板波の分散関係式は以下のように導かれる。

まず(2-37)式を(2-38)、(2-39)式に代入して  $\partial / \partial X_3' \equiv D$  とおくと(2-42)、(2-43)のように整理できる。

$$(\rho \omega^2 - \langle C_{11} \rangle k^2 + \langle C_{55} \rangle D^2) u_0 + ik(\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) Dw_0 = 0 \quad (2-42)$$

$$ik(\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) Du_0 + (\rho \omega^2 - \langle C_{55} \rangle k^2 + \langle C_{33} \rangle D^2) w_0 = 0 \quad (2-43)$$

ここで  $u_0$ ,  $w_0$  について (2-42), (2-43) 式の対称性を考慮して (2-44), (2-45) 式のようにおきかえる。

$$u_0 = -ik(\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) DF \quad (2-44)$$

$$w_0 = (\rho \omega^2 - \langle C_{11} \rangle k^2 + \langle C_{55} \rangle D^2) F \quad (2-45)$$

(2-44), (2-45) 式を (2-43) 式に代入して整理すると (2-46) 式のようになる。

$$\begin{aligned} & \langle C_{33} \rangle \langle C_{55} \rangle D^4 F + [k^2(\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle)^2 + \rho \omega^2(\langle C_{33} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \\ & - k^2(\langle C_{11} \rangle \langle C_{33} \rangle + \langle C_{55} \rangle^2)] D^2 F + (\rho \omega^2 - k^2 \langle C_{11} \rangle)(\rho \omega^2 - k^2 \langle C_{55} \rangle) F = 0 \end{aligned} \quad (2-46)$$

$F = \exp(-imkX_3')$  とおき (2-46) 式に代入してその解を  $m_+^2$ ,  $m_-^2$  とおく。また  $S_0$  モード板波の位相速度を  $V_p$  とおくと  $\omega/k = V_p$  となる。すなわち (2-47), (2-48) 式の関係が得られる。

$$\begin{aligned} m_+^2 + m_-^2 = & -[(\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle)^2 + \rho V_p^2(\langle C_{33} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \\ & - (\langle C_{11} \rangle \langle C_{33} \rangle + \langle C_{55} \rangle^2)] / (\langle C_{33} \rangle \langle C_{55} \rangle) \end{aligned} \quad (2-47)$$

$$m_+^2 m_-^2 = (\rho V_p^2 - \langle C_{11} \rangle)(\rho V_p^2 - \langle C_{55} \rangle) / (\langle C_{33} \rangle \langle C_{55} \rangle) \quad (2-48)$$

$S_0$  モードであることから板厚中心に対して対称に振動すると考えると  $F = A \sin(m_+ k X_3') \exp[i(k X_1' - \omega t)]$  とおける。境界条件 (2-40), (2-41) 式は (2-44), (2-45), (2-47), (2-48) 式を使って (2-49) 式のように整理できる。

$$\begin{aligned} & m_- \tan(m_+ k X_3') \{ \langle C_{13} \rangle (\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) - \langle C_{11} \rangle \langle C_{33} \rangle - \langle C_{33} \rangle \langle C_{55} \rangle m_-^2 \\ & + \rho V_p^2 \langle C_{33} \rangle \} (\langle C_{13} \rangle m_+^2 - \langle C_{11} \rangle + \rho V_p^2) \\ & = m_+ (\tan m_- k X_3') \{ \langle C_{13} \rangle (\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) - \langle C_{11} \rangle \langle C_{33} \rangle - \langle C_{33} \rangle \langle C_{55} \rangle m_+^2 \\ & + \rho V_p^2 \langle C_{33} \rangle \} (\langle C_{13} \rangle m_-^2 - \langle C_{11} \rangle + \rho V_p^2) \end{aligned} \quad (2-49)$$

kdが小さいと仮定すると  $\tan(m_+kd)$ 、 $\tan(m_-kd)$  は(2-50)、(2-51)式のように展開できる。

$$\tan(m_+kd) = m_+kd + (m_+kd)^3/3 \quad (2-50)$$

$$\tan(m_-kd) = m_-kd + (m_-kd)^3/3 \quad (2-51)$$

(2-50)、(2-51)式を(2-49)式に代入すると(2-52)式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} & \langle C_{33} \rangle \langle C_{55} \rangle (-\langle C_{11} \rangle + \rho V_p^2) + \{\langle C_{13} \rangle (\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) \\ & - \langle C_{11} \rangle \langle C_{33} \rangle + \rho V_p^2 \langle C_{33} \rangle\} \langle C_{13} \rangle \\ & - \{ (kd)^2 / (3 \langle C_{11} \rangle) \} \{ \langle C_{13} \rangle (\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) - \langle C_{11} \rangle \langle C_{33} \rangle \} \\ & + [(kd)^2 / \{3(m_+^2 + m_-^2)\}] \{ \langle C_{13} \rangle (\langle C_{13} \rangle + \langle C_{55} \rangle) - \langle C_{11} \rangle \langle C_{33} \rangle \} \\ & + [(kd)^2 / \{3(m_+^2 m_-^2)\}] (-\langle C_{13} \rangle \langle C_{33} \rangle \langle C_{55} \rangle) = 0 \end{aligned} \right] \quad (2-52)$$

整理すると(2-53)式のようになる。

$$\rho V_p^2(\theta) = (\langle C_{11} \rangle - \langle C_{13} \rangle / \langle C_{33} \rangle) [1 - (kd)^2 / (3 \langle C_{13} \rangle^2 \langle C_{33} \rangle^2)] \quad (2-53)$$

(2-27)式、(2-28)式を(2-53)式に代入すると(2-54)式のように整理することができる。

$$V_p(\theta) = V_0 (1 - \eta)^{1/2} + [C / (\rho V_0)] (A_0 W_{400} + A_2 W_{420} \cos 2\theta + A_4 W_{440} \cos 4\theta) \quad (2-54)$$

$\eta$ 、 $V_0$ 、 $A_0$ 、 $A_2$ 、 $A_4$ は(2-55)式のようく表される。

$$\left. \begin{aligned} \eta &= [\{\lambda / (\lambda + 2\mu)\}^2 (kd)^2] / 3 \\ V_0 &= [4\mu(\lambda + \mu) / \{\rho(\lambda + 2\mu)\}]^{1/2} \\ A_0 &= \{2(\sqrt{2}\pi^2) / 35\} [3 + \{16\lambda(\lambda + \mu)\} / (\lambda + 2\mu)^2] \\ A_2 &= \{[-8\sqrt{5}\pi^2] / 35\} \{(3\lambda + 2\mu) / (\lambda + 2\mu)\} \\ A_4 &= \{4\pi^2 / \sqrt{35}\} \end{aligned} \right\} \quad (2-55)$$

すなわち  $S_0$  モードの場合、板波音速は伝播方向  $\theta$  に対して  $\cos 2\theta$ 、 $\cos 4\theta$  の関数となり、また展開係数  $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$  の関数となる。各展開係数の定数項  $A_0$ 、 $A_2$ 、 $A_4$  の値を計算すると  $6.083$ 、 $-9.182$ 、 $6.673$  となる。また表2-1の結果から  $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$  の値は最大  $10^{-2}$  であることから音速変化量は数%以内になると考えられる。また(2-54)式の右辺の第1項は(2-55)式から明かなように、駆動周波数( $f$ )と板厚( $d$ )の関数である。この分散項について計算した結果を表2-2に示す。板波探傷で用いられている駆動周波数  $2\text{MHz}$  では、板厚に依存する音速変化量は製造範囲  $2\text{mm}$  までで  $20\%$  および、下値による音速変化量をはるかに上回ることが予想される。駆動周波数  $2\text{MHz}$  では、板厚  $2\text{mm}$  までで  $0.3\sim0.4\%$  となり、下値による音速変化量を下回ることが予想され、下値測定には低周波数を用いることが有効である。

表2-2  $S_0$  モード板波の分散効果

駆動周波数 (kHz)	板厚 (mm)	音速変化量 $(1-\eta)^{1/2}$
280	0.3	0.99992
280	2.0	0.99655
2000	0.3	0.99601
2000	2.0	0.80378

つぎに(2-54)式を変形して  $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$  の関係を求める(2-56)～(2-58)式のようになる。

$$W_{400} = \{\rho / (4CV_0A_0)\} [V_p(0) + 2V_p(45) + V_p(90) - 4V_0(1-\eta)^{1/2}] \quad (2-56)$$

$$W_{420} = \{\rho / (2CV_0A_2)\} [V_p(0) - V_p(90)] \quad (2-57)$$

$$W_{440} = \{\rho / (4CV_0A_4)\} [V_p(0) - 2V_p(45) + V_p(90)] \quad (2-58)$$

すなわち  $S_0$  モード板波では  $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  方向に伝播する板波音速から  $W_{400}$ 、 $W_{420}$  および  $W_{440}$  の評価が可能となる(図2-5)。

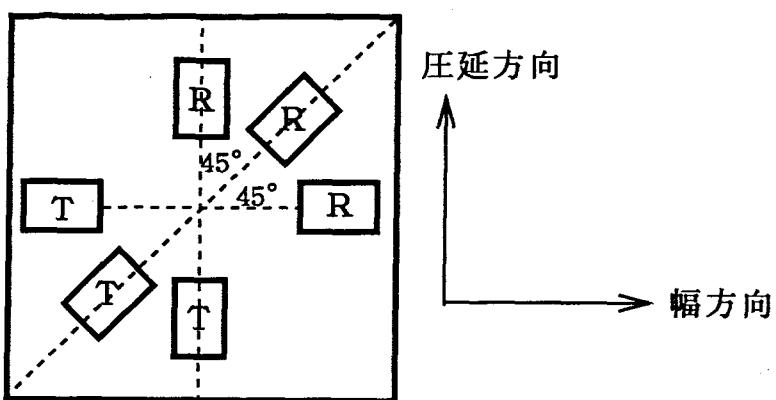


図2-5  $S_0$ モード板波による下値計測方法  
(T:送信子、R:受信子)

## 2.5まとめ

本研究で非破壊的に求めようとする下値は {111} 結晶面が圧延方向に密度高く存在するほど高い値を示すものである。本章では立方晶の多結晶体である冷延鋼板が集合組織を持っている場合の弾性定数を求め、それにもとづき  $S_0$ モード板波の分散関係式を求めた。この分散関係から集合組織の結晶方位分布関数の展開係数である  $W_{1mn}$  と板波音速の関係が明らかになった。以下に結果をまとめる。

- (1) {111} 結晶面の存在確率は結晶方位分布関数の展開係数の1つである  $W_{400}$  と強い相関がある。
- (2)  $S_0$ モード板波は結晶方位分布関数の展開係数である  $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$  の関数である。また伝播方向  $\theta$  には関数  $\cos 2\theta$ 、 $\cos 4\theta$  を通して依存する。
- (3)  $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$  の係数の大きさは単結晶の場合でもたかだか  $10^{-2}$  のオーダーであることから下値の違いによる音速変化は大きくても数%程度にとどまる。
- (4)  $W_{400}$  は、 $0^\circ$  方向、 $45^\circ$  方向、 $90^\circ$  方向に伝播する  $S_0$ モード板波音速から求めることができる。
- (5)  $S_0$ モードの場合、音速は板厚／波長に依存する分散関係を持っており、その影響は板厚が厚くなるにしたがって、あるいは駆動周波数が高くなるにしたがって大きくなる。低周波数域では、この分散効果は補正できる。

### 第3章 オンライン電位計用電磁超音波 探触子（EMAT）

## 第3章 オンライン下値計用電磁超音波探触子（EMAT）

### 3. 1 はじめに

本章の目的は製造ライン上でS<sub>0</sub>モード板波を適用するために、最も性能の高いセンサを明らかにすることである。下値計用オンラインセンサとして求められる性能は、板波超音波を冷延鋼板に入射するときに接触媒質を用いないことがあげられる。微小な音速変化を測定する必要があるため、接触媒質の厚み変化は測定上の誤差となる。特に通常の冷延鋼板の板波探傷で用いられるタイヤ型探触子は、探触子の高さそのものが製造ラインのばたつきのため変動し使用できない。この解決策としては接触媒質を用いないEMATを用いることが必要となってくる。またEMATに求められる性能としては、製造仕様である板厚2mmまで、伝播時間を測定するのに充分な強度の受信信号強度を得られることがある。また冷延鋼板との接触を防止するため、リフトオフが5mm以上で充分な受信信号強度が得られることも必要である。さらに常時使用していくために、冷却設備などの付帯設備のない利便性の高いものが必要となってくる。これらの諸条件を満足するために最も有効なEMATを決定する。EMATの動作方法としては、一般にはローレンツ力を利用したものが使用されており当初、本方式で製造ライン上での実験も含めて研究をおこなってきたが板厚が厚くなると（1.2mm～2mm）受信信号強度が充分でないという課題があった。また鉄粉などの磁性材に対する吸引力が強いため、ライン内で測定中に冷延鋼板表面の鉄粉がセンサ面に吸着する。常時使用していくためには吸着した鉄粉を取り除く必要があるが、永久磁石では自動的に除去できない。あるいは休止中に人間が保守のために近づくことが危険であるなどの問題がある。そこで実用化には電磁石方式が必要となってくるが、ローレンツ力方式で電磁石を用いると、永久磁石と同等の磁場強度を発生させるためには大きな磁化電流が必要となり、そのための電磁石の発熱量は、ほぼ1分以内に磁石温度が100°C以上に達するほどであった。すなわち製造ラインで連続測定するためには間欠式か、大規模冷却設備が必要となり、製品全長を連続的に測定する保守性の高い実用装置を提供するという目的に達しなかった。そこで本論文では実用センサとしては従来適用されておらず、特に国内では全く未開発であった磁歪効果を利用したEMATについて研究をおこなった。

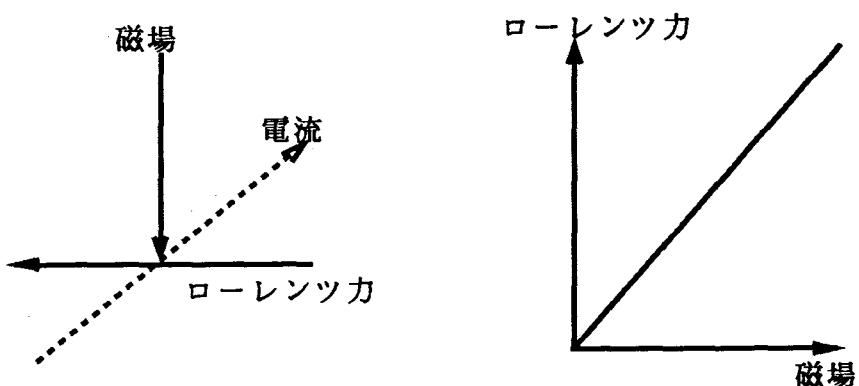
本章ではまずローレンツ力型EMAT、磁歪型EMATの動作原理について説明する。次にローレンツ力型EMAT、磁歪型EMATの受信信号強度の磁化電流依存性、リフトオフ依存性、板厚依存性について実験で明らかにした結果を述べる。また駆動周波数依存性、センサコイルインピーダンス依存性についても実験結果を示す。なお磁歪型S<sub>0</sub>モード板波EMATについては動作そのものが解明されていない部分が

多く、その特性について詳細実験をおこなった結果について示す。

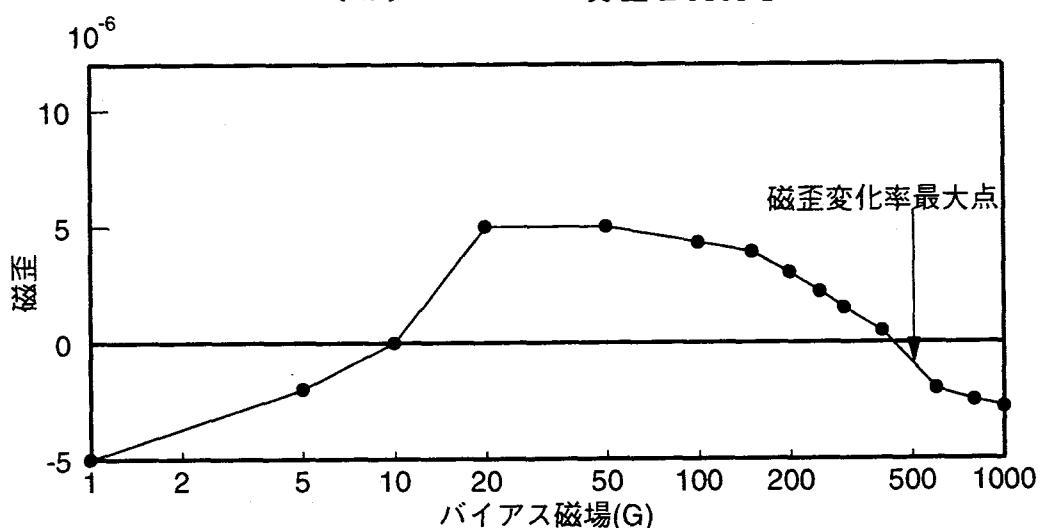
### 3. 2 ローレンツ力型 S<sub>0</sub>モード板波 EMAT と 磁歪型 S<sub>0</sub>モード板波 EMAT の動作原理

#### 3. 2. 1 ローレンツ力型 EMAT と 磁歪型 EMAT の動作原理

図 3-1 に両タイプの基本的な駆動原理を示す。ローレンツ力型 EMAT は、磁場と電流の間の電磁誘導相互作用により発生するローレンツ力を用いて、金属材料にひずみを与える、超音波に変換するものである<sup>(51), (52)</sup>。したがって、その発生強度は金属材料にかけるバイアス磁場強度に比例する。それに対して磁歪型は、磁性材料が磁場によって伸びる現象（磁歪）を利用したものである<sup>(63)</sup>。すなわち金属材料に静磁場（バイアス磁場）をかけた状態で周期的な誘導磁場を付加すると、その周期に同期して、金属材料の磁歪は大きくなったり小さくなったりする。この磁歪の大きさの変動が超音波振動に変換されることになる。金属材料で発生する磁歪変化率はバイアス磁場によって増減するため、図 3-1 (b) に示すように、周期的なひずみ変化の最大値を与える磁場強度になるようにバイアス磁場を与えることが高い受信信号強度を得るために必要である<sup>(54)</sup>。



(a) ローレンツ力型 EMAT



(b) 磁歪型 EMAT

図 3-1 両タイプ EMAT の基本動作原理

### 3. 2. 2 低周波数領域（板厚／波長 ≪ 1）の $S_0$ モード板波振動モード

一般に板波の振動モードは縦波モード（進行方向に平行）と横波モード（進行方向に垂直）が混合している。しかしながら低周波領域（板厚／波長 ≪ 1）では、冷延鋼板表面の振動成分については(3-1)式に示す関係式が、垂直方向振動成分と水平方向振動成分の間に成り立つ<sup>(62)</sup>。(3-1)式を駆動周波数280kHzと440kHzについて計算した結果を表3-1に示す。垂直方向振動成分は最大でも1%程度であり、低周波数領域での振動成分は実質的には、進行方向のみに限定してよいことがわかる。

$$\eta / \xi = [(P^2 - 1) / (2P)] \tan(kPd) \quad (3-1)$$

$\eta$ : 垂直方向振動成分、 $\xi$ : 水平方向振動成分、 $k$ : 波数、 $d$ : 板厚

$P$ :  $\{(\text{位相速度} / \text{横波速度})^2 - 1\}^{1/2}$

表3-1 低周波数領域での冷延鋼板表面での  $S_0$  モード板波の振動成分比  
(垂直方向振動成分／水平方向振動成分)

板厚 (mm)	駆動周波数	
	280kHz	440kHz
0.3	0.0007	0.0011
1.0	0.0022	0.0036
2.0	0.0045	0.0070
3.0	0.0067	0.0110

### 3. 2. 3 ローレンツ力型 $S_0$ モード板波EMATの動作原理

$S_0$  モード板波の低周波数領域での冷延鋼板表面の振動成分がおもに冷延鋼板面にそって進行方向に平行であるので、進行方向に冷延鋼板面にそって周期的な応力を与えることで  $S_0$  モード板波に変換することができる。

ローレンツ力型  $S_0$  モード板波EMATでは、くし型センサコイルを磁石の磁極の直下に設置する。センサコイルの配置方向はセンサコイルに流れる正弦波状のバースト電流の向きが、板波を進行させたい方向に直交するようとする。この場合、電磁誘導の法則により冷延鋼板面にセンサコイルに流れる電流の向きに対して180°反転した渦電流( $J$ )が流れ、冷延鋼板面に鉛直に入射する磁場( $B_0$ )との相互作用により冷延鋼板面にそって渦電流と直交する方向に周期的に向きが反転するローレンツ力( $F$ )が発生する。この周期的なローレンツ力を起振力として、 $S_0$  モード板波が発生する。発生する  $S_0$  モード板波の波長はセンサコイルのトラック間距離に一致する。製作上は逆に

センサコイルのトラック間距離は、駆動周波数と板厚によって決まる板波波長になるよう决定する。ここで板厚は0.3~2.0mmの範囲で变化することになるが図2-9で示したように板厚(mm)/波長(mm) < 1 の条件が成り立てば音速すなわち波長は一定であると考えてよい。受信側は送信側と同じEMATを用い、電磁誘導現象により伝播してきた板波の周期的な振動とバイアス磁場によってセンサコイルに誘起される起電力を増幅器によって增幅することによって検出することができる。

発生する板波の大きさについて考える。センサコイルにパルス電流  $I_0 \exp(i\omega t)$  (A) を流すとマックスウェルの方程式により金属表面に渦電流が発生する。渦電流密度はパルス電流に比例する(比例定数:  $k_0$ )ので下式のようになる<sup>(51), (52)</sup>。

$$J(X_2, t) = k_0 I_0 \exp(i\omega t - X_2/\delta) \quad (3-2)$$

$$\delta = [2/(\mu \sigma \omega)]^{1/2} \quad (3-3)$$

$\delta$ : 浸透深さ(mm)、 $\mu$ : 透磁率(H/mm)、 $\sigma$ : 導電率(A/mm)、 $\omega$ : 角周波数(s<sup>-1</sup>)

そこで発生するローレンツ力は電磁誘導の法則から渦電流とバイアス磁場の外積であるから(3-4)式のようになる。

$$F(X_1, t) = J(X_2, t) B_0 \quad (3-4)$$

実際に発生する渦電流量はセンサコイルの巻数Nと渦電流密度  $J(X_2, t)$  の積になる。

$B_0$ は冷延鋼板に与えるバイアス磁場である。発生する板波の大きさは  $F(X_1, t)$  に比例し、(比例定数:  $k_1$ ) 受信エコー  $E_L$  は、伝播してきた板波の振動の大きさとバイアス磁場の大きさに比例する(比例定数  $k_1$ )と仮定すれば(3-5)式のようになる。

$$E_L(X_2, t) = k_1 f(X_1, t) B_0 \\ = k_0 k_1 N I_0 \exp(i\omega t - X_2/\delta) B_0^2 \quad (3-5)$$

パルサの印可電圧を  $V_E$ 、センサコイルの駆動周波数でのインピーダンスを  $Z$  とおくと(3-5)式は(3-6)式のように変換できる。

$$E_L(X_2, t) = k_0 k_1 N (V_E/Z) \exp(i\omega t - X_2/\delta) B_0^2 \quad (3-6)$$

また図3-3に示すセンサコイル形状から特定の1つのトラックの直下に発生する渦電流について考えると、その渦電流量は近傍のトラックに流れるパルス電流によって順方向あるいは逆方向の渦電流が加算されることになる。またリフトオフの影響も考

慮する必要がある。すなわち実際に流れる渦電流は(3-7)式のようになる。

$$J(X_2, t) \propto \left\{ \sum_{M=0}^{M_{MAX}-1} (-1)^M / (H^2 + M^2 D^2)^{1/2} \right\} (V_E / Z) \quad (3-7)$$

$H$  : リフトオフ、  $M$  : トラック番号、  $M_{MAX}$  : 最終トラック番号

$D$  : トラック間距離

まとめると受信エコー強度は(3-8)式で表される。

$$E_L(X_2, t) \propto k_0 k_1 N (V_E / Z) \left\{ \sum_{M=0}^{M_{MAX}-1} (-1)^M / (H^2 + M^2 D^2)^{1/2} \right\} \exp(i \omega t - X_2 / \delta) B_0^2 \quad (3-8)$$

(3-8)式から、ローレンツ力型  $S_0$ モード板波EMATでの受信信号強度は駆動周波数（センサコイルのトラック間距離の逆数）に反比例し、駆動電流に比例し、またバイアス磁場の2乗に比例することになる。すなわちローレンツ力型  $S_0$ モード板波EMATでは冷延鋼板を飽和磁化させるまでバイアス磁場を与えることが、受信信号強度を高めるために必要である。

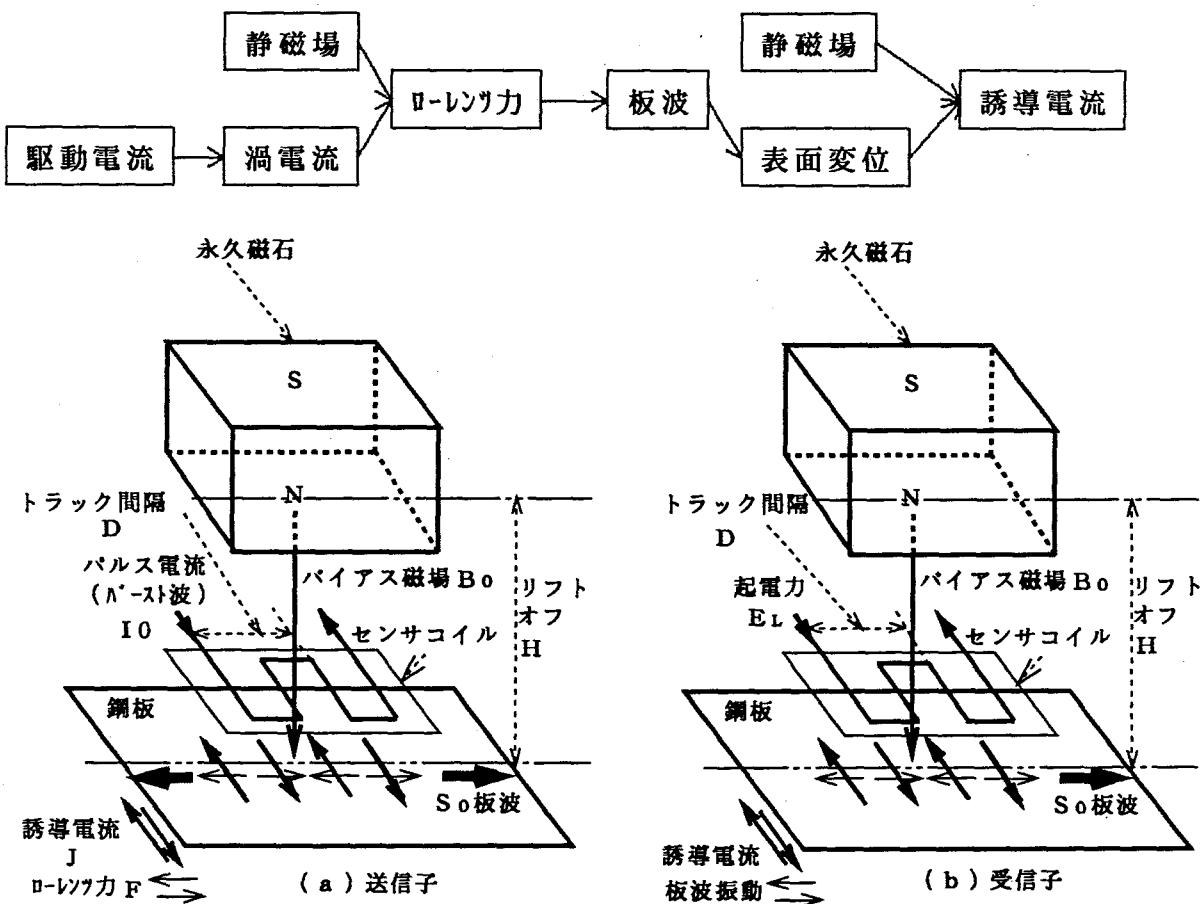


図3-2 ローレンツ力型EMATの駆動原理

### 3. 2. 4 磁歪型 $S_0$ モード板波EMATの動作原理<sup>(53)、(54)、(55)、(56)、(57)</sup>

まず磁歪型  $S_0$  モード板波EMATの発生原理について述べる。冷延鋼板面にそったバイアス磁場がセンサコイル直下の冷延鋼板にかかるようにくし型状のセンサコイルが磁石のN極とS極の間に設置されている。設置する方向はセンサコイルに流れる電流がバイアス磁場 ( $B_0$ ) と直交するようとする。この状態で、センサコイルを正弦波のバースト電流で駆動する。この場合、コイル直下には電磁誘導の法則により互いに逆向きの誘導磁場 ( $\Delta H$ ) が発生する。この正弦波的に変化する誘導磁場は静的な磁場に重ね合わされる。磁場の方向が同じ場合には磁束密度が大きくなり、大きな磁歪となる。また逆方向になる場合には磁束密度が小さくなり磁歪も小さくなる。この板面内の周期的な引張、圧縮ひずみを起振力として板波が発生する。その波長はセンサコイルのトラック間距離に一致することになる。製作上は逆にセンサコイルのトラック間距離は、駆動周波数と板厚によって決まる板波波長になるようとする。ローレンツ型EMATの場合と同様に、板波の波長は一定と考えてよい。発生する板波の大きさは、引張ひずみと圧縮ひずみの差に比例するので、誘導磁場を強く発生させることと、磁歪曲線の傾きが最大になるように<sup>(54)</sup>、バイアス磁場をかけば効率良く板波を発生させることができる。

受信側の検出原理は以下のように考えられる。EMATの構造は送信側と同様である。伝播してきた板波の振動により受信側センサコイル直下で周期的な応力の変動が発生し、磁区構造の変化を起こす。この磁区構造の変化は磁束の貫通のしやすさを変化させる。すなわち透磁率の変化につながる。このため受信側EMATの下を  $S_0$  モード板波が伝播してくると冷延鋼板内の磁束密度が時間的にも空間的にも変動する。この磁束密度の変化を作り出すために、発生した磁束を包むようにして電流が発生する。この発生電流を電磁誘導の法則によりセンサコイルによって検知する。この場合の透磁率の変動は、磁区構造の変動に伴うものであるので、送信側と同様にバイアス磁場の関数になることが予想される。

すなわち受信信号強度( $E_M$ )は送信側の印加電流による誘導磁場 ( $\Delta H$ ) に比例しつつバイアス磁場の関数となる(図3-3)ので(3-9)式で示される。。

$$E_M \propto \Delta H S_1(\Delta H, B_0, \omega) Q(f, d) S_2(S, B_0, \omega) \quad (3-9)$$

$S$ :超音波によるひずみ、 $\omega$ :駆動角周波数

$S_1(\Delta H, B_0, \omega)$ :磁場→磁歪変換効率、 $S_2(S, B_0, \omega)$ :板波→誘起電圧変換効率

$Q(f, d)$ :磁歪→板波変換効率

なお誘導磁場 $\Delta H$ はセンサコイルに流れる電流によって発生する渦電流Jに比例するので(3-10)式のようになる。

$$\Delta H \propto \left\{ \sum_{M=0}^{M_{MAX}-1} (-1)^M / (H^2 + M^2 D^2)^{1/2} \right\}^2 N I_0 \quad (3-10)$$

H: リフトオフ、D: トラック間距離、N: 卷数

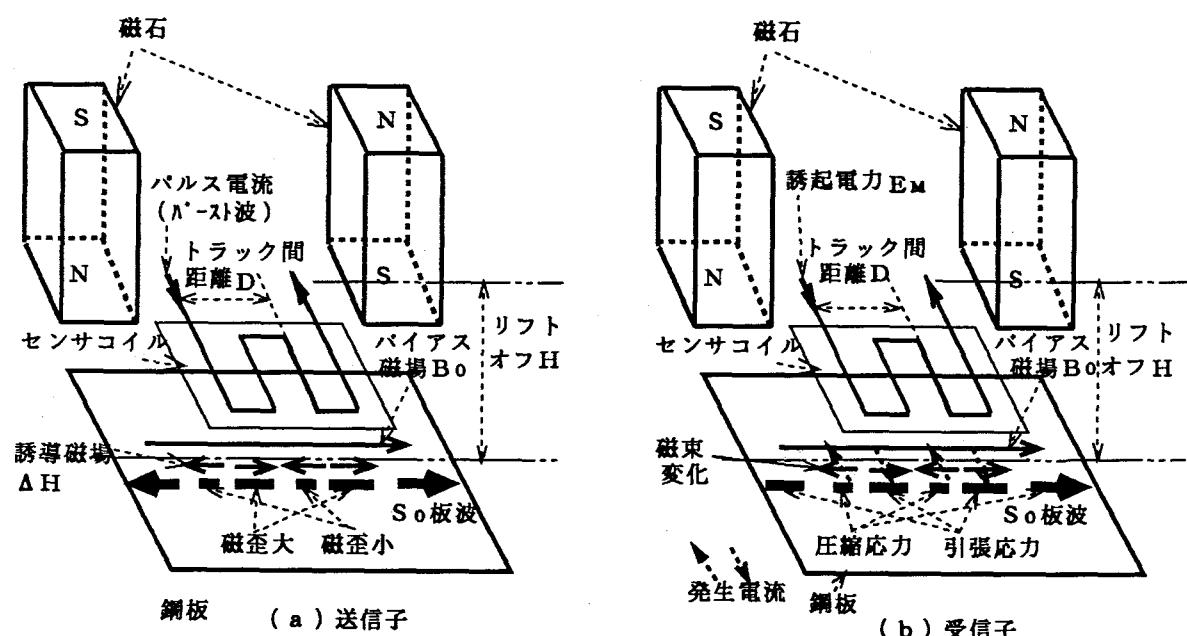
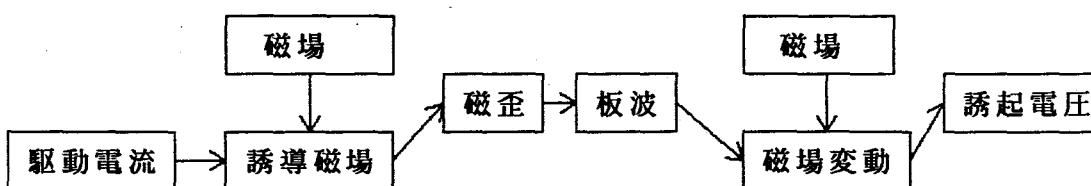


図3-3 磁歪型 $S_0$ モード板波EMATの駆動原理

### 3. 3 実験装置

#### 3. 3. 1 センサコイル仕様

図3-4にセンサコイルの構造図を示す。直方体のフレームに幅2mm、深さ1.5mmの溝が平行に機械加工されており、溝にそって導線を巻いていく構造となっている。導線は溝の端から他端まで巻き終わると最初の溝に戻り、パルス電流方向が同じになる向きに再度巻き始める構造となっている。同じ溝に複数回巻く回数は、表3-1に示すように異なった条件のものを用意し、実験的に最適値を決定した。なお1つの溝をはさんだ溝間隔（トラック間距離（D））は、駆動周波数に対応して発生する板波の波長になるようにしている。その仕様は表3-2に示している。導線径は送信子側が0.2mm、受信子側が0.17mmとした。センサコイル長さLは50mm、センサコイル幅は20mmとした。また試験に用いたEMATは下記A～Dに示す4種類のものを準備した。

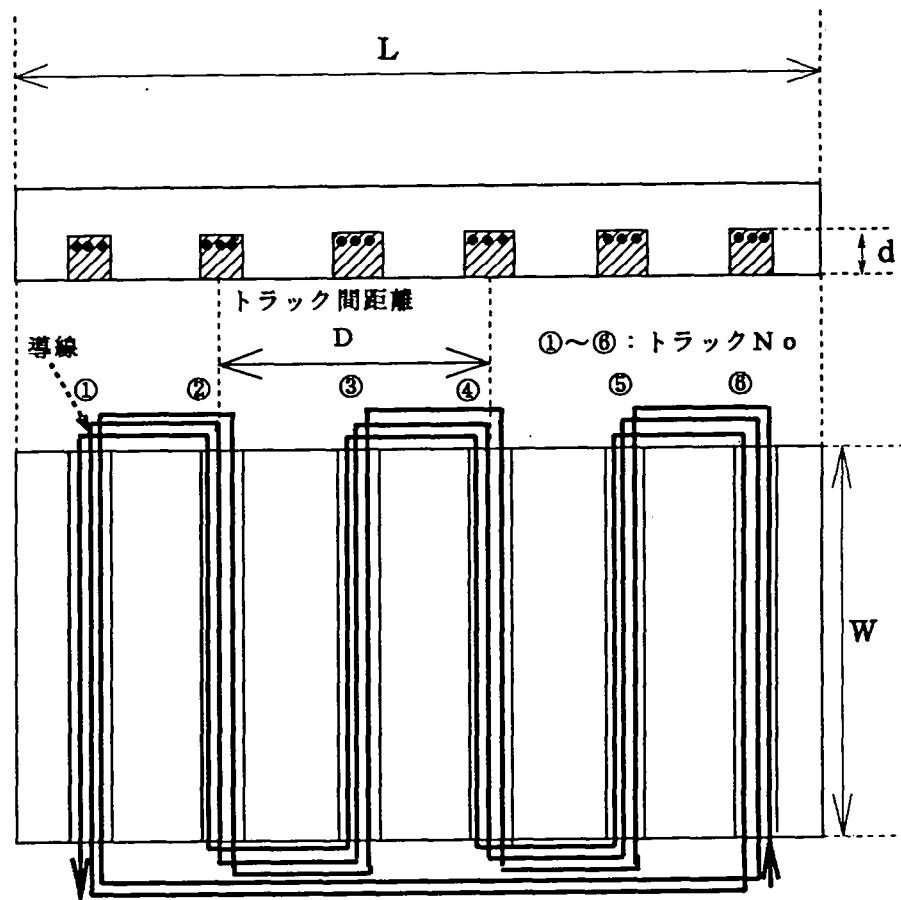


図3-4 センサコイル構造図

表3-2 センサコイル仕様

センサ No	センサ 種類	トラック 間距離 (mm)	巻数	共振前 インピーダンス (Ω)	共振後 インピーダンス (Ω)	駆動周波数 (kHz)
1	送信子	20	7	8.660	1.323	280
	受信子	20	10	15.45	2.323	
2	送信子	15	1	2.541	0.465	440
	受信子	15	10	22.87	3.545	
3	送信子	15	2	3.202	0.640	440
	受信子	15	7	22.87	3.545	
4	送信子	15	3	4.582	0.772	440
	受信子	15	10	22.87	3.545	
5	送信子	15	4	5.652	0.898	440
	受信子	15	10	22.87	3.545	
6	送信子	15	5	7.539	1.144	440
	受信子	15	10	22.87	3.545	
7	送信子	15	6	9.244	1.689	440
	受信子	15	7	22.87	3.545	
8	送信子	15	7	11.83	1.877	440
	受信子	15	10	22.87	3.545	
9	送信子	15	8	13.96	1.913	440
	受信子	15	10	22.87	3.545	
10	送信子	10	7	13.40	1.667	615
	受信子	10	10	25.40	3.935	
11	送信子	5	8	45.28	5.238	705
	受信子	5	10	89.73	6.500	

### 3. 3. 2 永久磁石使用のローレンツ力型EMATの構造

図3-5にその基本構造を示す。永久磁石は住友特殊金属製ネオマックスを用いた。その仕様を表3-3に示す。永久磁石直下にセンサコイルをはり合わせてEMATとした。なお磁場強度を上げるために、冷延鋼板垂直方向の磁場成分を優先的に発生させるため、冷延鋼板をはさんで反対側に互いに磁極の極性が異なる向きに磁石を配置した。

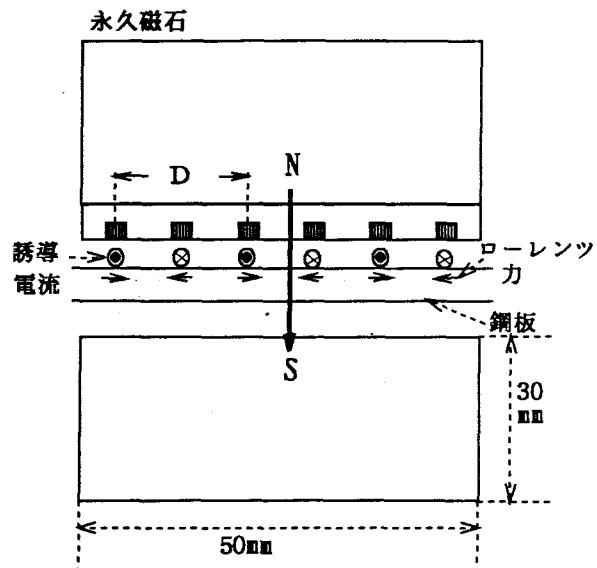


図3-5 ローレンツ力型EMAT (A型)

表3-3 永久磁石仕様

項目	製品名	L	H	W	強さ
仕様	ネオマックス	50mm	30mm	20mm	0.8テスラ

### 3. 3. 3 電磁石使用のローレンツ力型EMATの構造

図3-6にその基本構造を示す。センサコイルはA型と同仕様のものを用いている。電磁石はコの字型のものを用いその仕様は表3-4に示す。片側の磁極直下にプローブコイルを配置している。A型と同様に冷延鋼板をはさんで対称に電磁石を配置している。

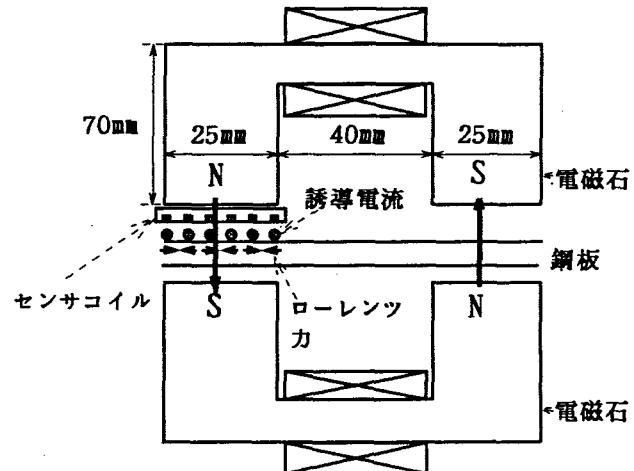


図3-6 ローレンツ力型EMAT (B型)  
(電磁石使用)

表3-4 電磁石仕様

項目	線径	巻数	抵抗	強さ
仕様	0.5mm	2000	5オーム	1.5テスラ

### 3. 3. 4 永久磁石使用の磁歪型EMATの構造

図3-7にその基本構造を示す。

センサコイルはA型と同仕様である。永久磁石はセンサコイル直下で冷延鋼板面にそってバイアス磁場が発生するように、センサコイルをはさんで2個の永久磁石を配置した。またA型と同様に冷延鋼板をはさんで対称に永久磁石を配置した。ただしC型では冷延鋼板面にそった磁場が必要なため磁極の極性は同極とした。

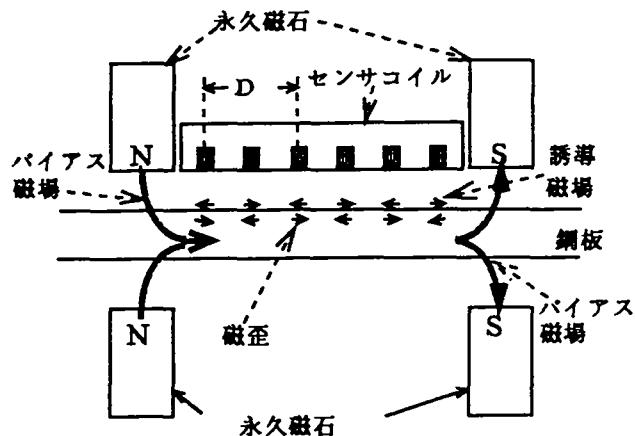


図3-7 磁歪型EMAT (C型)  
(永久磁石使用)

### 3. 3. 5 電磁石使用の磁歪型EMATの構造

図3-8にその基本構造を示す。

センサコイルはA型と同仕様である。センサコイル直下で冷延鋼板面にそって磁場が発生するように電磁石の両極の間に配置した。またC型と同様に冷延鋼板をはさんで対称に電磁石を配置した。

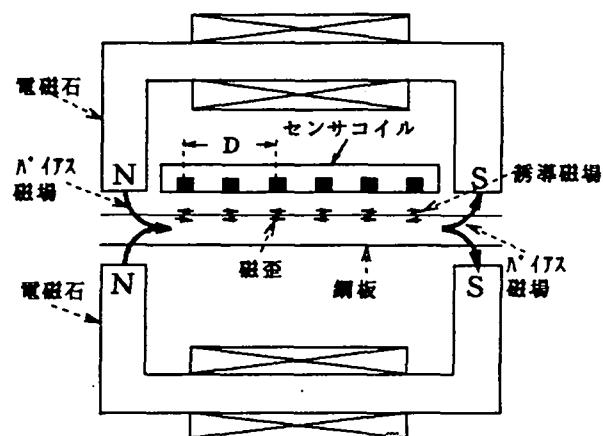


図3-8 磁歪型EMAT (D型)  
(電磁石使用)

### 3. 3. 6 装置構成

図3-9にその基本構成を、また表3-5にその基本仕様を示す。

パルサーは周波数可変型の高出力トーンバースト型を用い、波数6~9波の正弦波のバーストパルスがセンサコイルに与えられる。また図3-10に示すように、センサコイルに流すパルス電流を最大にするために、直列共振回路を通して送信プローブにパルス電流を与えた。この直列共振回路のインピーダンスは(3-10)式のようになる。

$$Z = r_0 + i\omega L - 1/(i\omega C) \quad (3-11)$$

そこで、センサコイルに最大電流を流すためには、駆動周波数に対してインピーダン

スを最低にする必要がある。(3-10)から(3-11)式の条件が成り立つとき、インピーダンスは純抵抗 $r_0$ のみとなり、最もインピーダンスが最低になると考えられる。

$$\omega^2 = 1/(LC) \quad (3-11)$$

実際には、駆動周波数でのインピーダンスが最低になるような容量のコンデンサを選択した。コンデンサを直列に配置したのは、センサコイルに直接大電圧がかかり、破壊されることを防ぐためと、流れる電流値を最大にするためである。

また受信側は並列共振回路を通してアンプ回路を通した後、バンドパスフィルタ(70~1.3MHz)を通してからその受信エコーをオシロスコープで観測した。ここで並列共振回路を用いるのは、インピーダンスを最小にして、センサコイルに流れる電流値を最大にするためと微小な誘起電流に対して発生する誘起電圧の値を最大にするためである。(3-11)、(3-12)式にこの場合の駆動周波数に対応するインピーダンスと共振条件を示す。また共振条件をとることは、共振周波数以外の周波数成分の受信信号を除去することになり、受信信号のS/Nを高めることにもなる。

$$Z = r_0 + i\omega L - 1/(i\omega C) \quad (3-12)$$

$$\omega^2 = 1/(LC) \quad (3-13)$$

受信子から検出した電気信号はバンドパスフィルタ(180kHz~2MHz)を通した後、メインアンプで20dB増幅し、受信波形をオシロスコープで観測した。

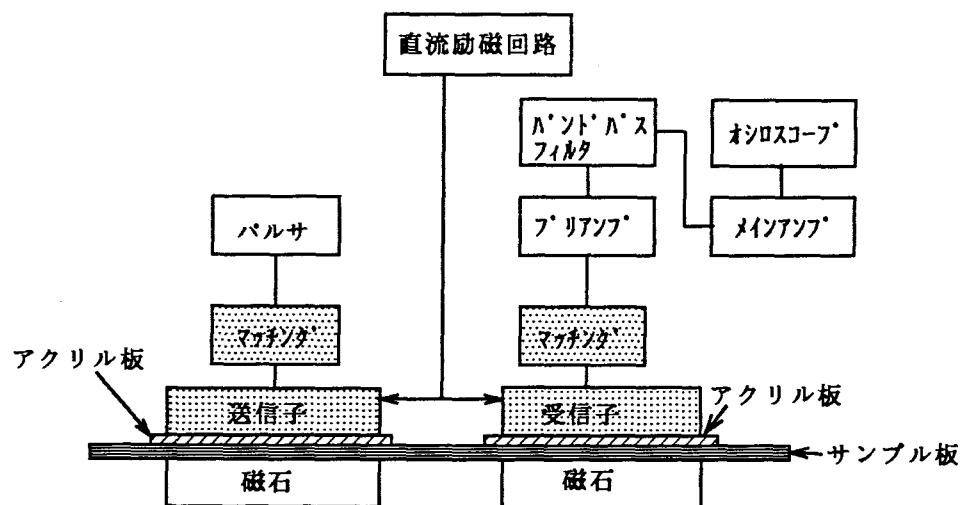


図3-9 測定装置ブロック図

表 3-5 E M A T 測定装置仕様

項目	仕様
駆動周波数	最大 1MHz
パルス波形	トーンバースト型正弦波(最大15波) ±100V、±50A
プリアンプ	1~100倍
バンドパスフィルタ	70kHz~1.3MHz
メインアンプ	1~1000倍

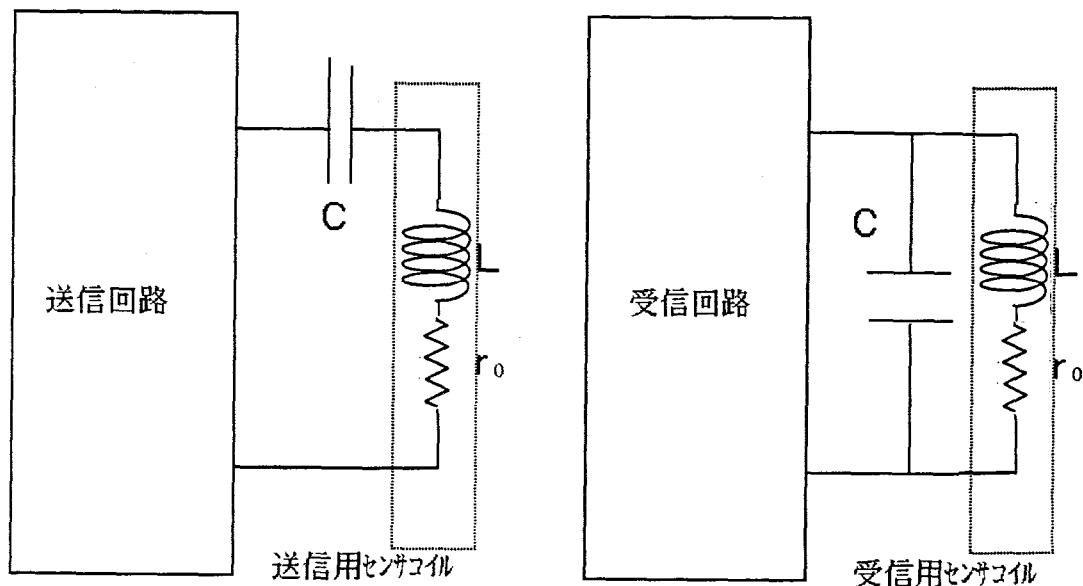


図 3-10 共振（インピーダンスマッチング）回路

### 3.4 実験方法

#### 3.4.1 サンプル板仕様

サンプル板は板厚0.30～3.00mmの範囲で数段階にわけて9枚用意した。炭素含有量はほぼ同じである。寸法は400mm×400mmである。

#### 3.4.2 実験方法

##### A. 磁場測定方法

実際に冷延鋼板にスリット（1mm幅×5mm長さ）をあけ、図3-11に示す磁場測定方法で各EMATで発生する磁場を測定した。各々ローレンツ力型については冷延鋼板鉛直方向の磁場強度を、磁歪型については冷延鋼板面に平行な磁場強度を測定した。図中では冷延鋼板下面に取り付けた磁石は省略している。

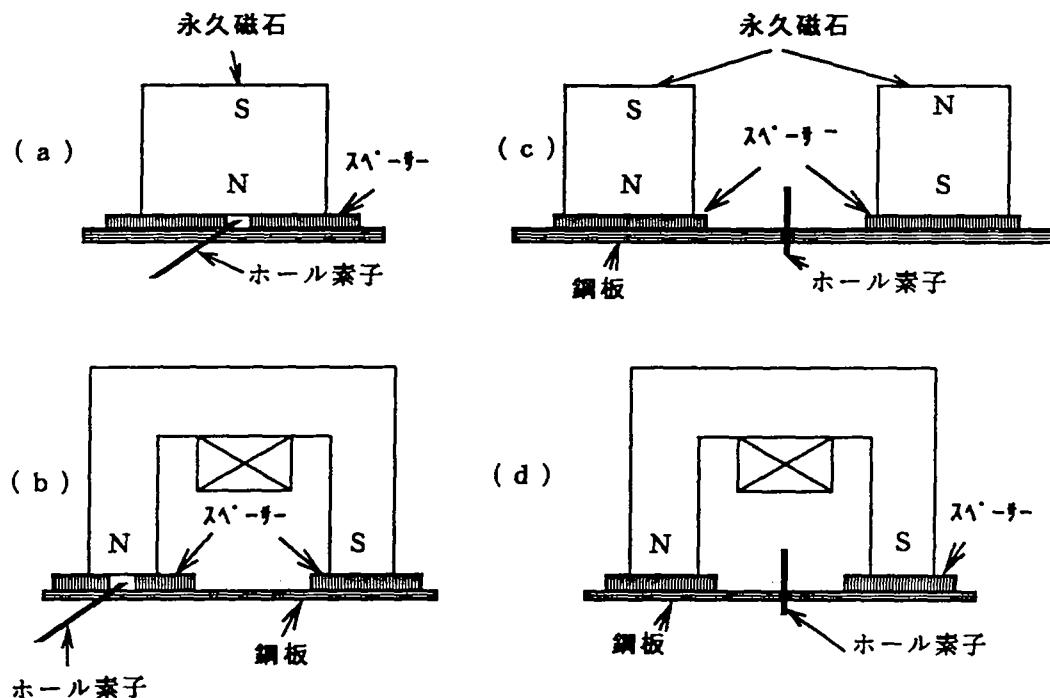


図3-11 磁場測定方法

## B. 受信信号強度測定方法

図3-12に示すセンサ固定軸を用い磁化力に対する受信信号強度を板厚、リフトオフ、駆動周波数を変動要因として実験をおこなった。このセンサ固定軸により上下の電磁石を位置的に対称に設定することと磁歪型の場合、上下の電磁石が同極となり反発するため、反発する電磁石の固定をおこなっている。またリフトオフの影響を調査する場合、冷延鋼板の上下にアクリル板をはさんで実験をおこなった。

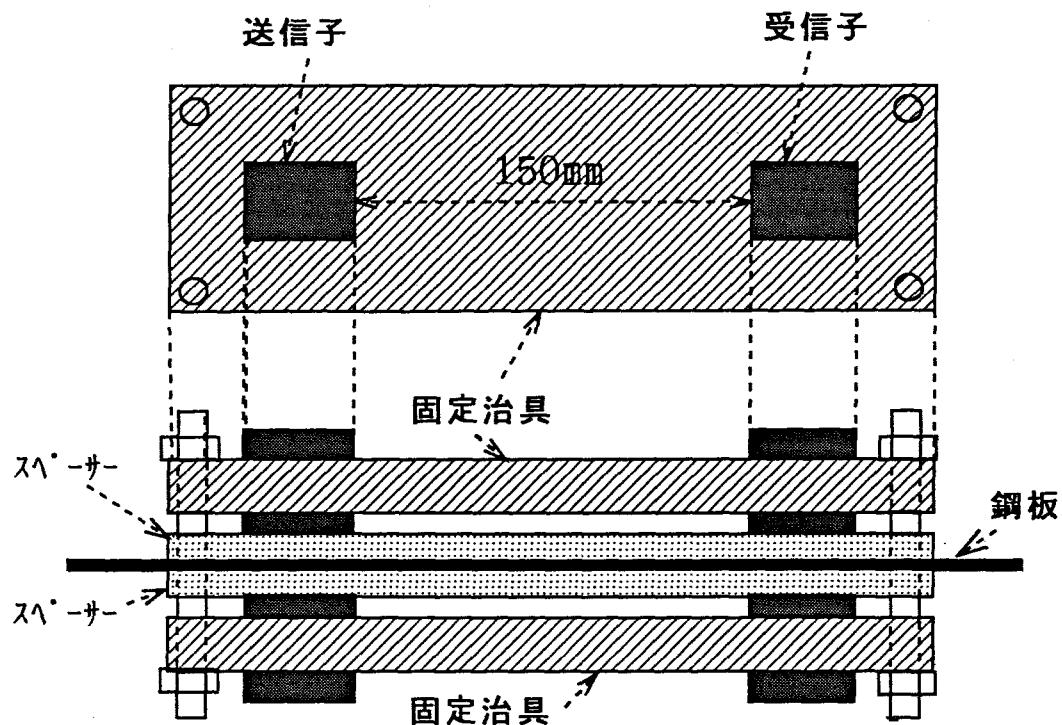


図3-12 センサ固定治具

### C. 評価の考え方

E M A T の評価は最終的に受信信号が、製造ラインで製作する冷延鋼板の全仕様にわたって充分な強度で得られることと、その場合の使用条件が実用性の高いものであるかどうかという観点で評価した。以下にその考え方を示す。

- (1) E M A T のタイプについてはローレンツ型と磁歪型について、リフトオフ最大5mm、板厚最大2mmという条件に対して、伝播時間測定に充分な信号強度が得られるかという点で評価した。またその場合の測定条件が連続的に運転しても発熱が許容レベル以下におさえられるかどうか、あるいは磁場の吸着力によりセンサ前面に付着する鉄粉を除去できるシステムを構築できるかどうか検討した。
- (2) センサコイルについては、駆動周波数に対するトラック間隔、トラックに巻く導線の回数、あるいは駆動周波数での回路条件を評価した。評価の仕方はE M A T タイプの場合と同様にリフトオフ最大5mm、板厚最大2mmという条件で最大の受信信号強度が得られるかどうかという点で評価した。
- (3) E M A T センサの配置の仕方として、冷延鋼板上に配置した場合と、冷延鋼板をはさんで電磁石部分を対称に配置した場合の両者について評価を実施した。評価の仕方はE M A T の場合と同様にリフトオフ最大5mm、板厚最大2mmという条件で、発熱がより小さくなる条件で最大の受信信号強度が得られるかどうかという点で評価した。

### 3.5 実験結果と検討

#### 3.5.1 受信信号強度特性

ローレンツ力型 S<sub>0</sub>モード板波 EMAT と磁歪型 S<sub>0</sub>モード板波 EMAT の受信信号強度を駆動周波数 280kHz (センサコイルタイプ1) を用いて実験をおこなった。

##### A. 受信信号強度の磁化電流依存性

EMAT では最も大きな受信信号強度を得るために必要な磁化電流 (バイアス磁場強度) は重要な因子となる。そこでタイプB, D の電磁石タイプのローレンツ力型、磁歪型 EMAT を用いて受信信号強度の磁化電流依存性の実験をおこなった。冷延鋼板の板厚は 1.0mm のものを用いリフトオフは 5mm に設定した。図 3-13 はローレンツ力型の場合であり、磁化力を上げていくとバイアス磁場が増加し、それにしたがって受信信号強度も増加している。ただし、低磁場側で一旦、受信エコー強度が 0 に近く落ちている。これは磁石の構造上、センサコイル下のバイアス磁場は鉛直方向磁場のみでなく、水平成分磁場も洩れこむため、低磁場では磁歪効果により受信エコーが得られていたと考えられる。すなわち受信信号強度が 0 近くになるのは、磁歪効果による受信信号とローレンツ力による受信信号が干渉したためと考えられる。また最適受信信号強度については、磁化力を上げていけば上昇していくと考えられるが、磁化電流 10A は本計測系で最大出力であり、かつ電磁石の発熱量はすでに短時間 (1 分) に 100°C 以上になっており使用上の限界に達していると考えられる。なお磁化電流 10A で冷延鋼板中に発生する磁化強度は 1.5T となり、ほぼ飽和磁化に達している。

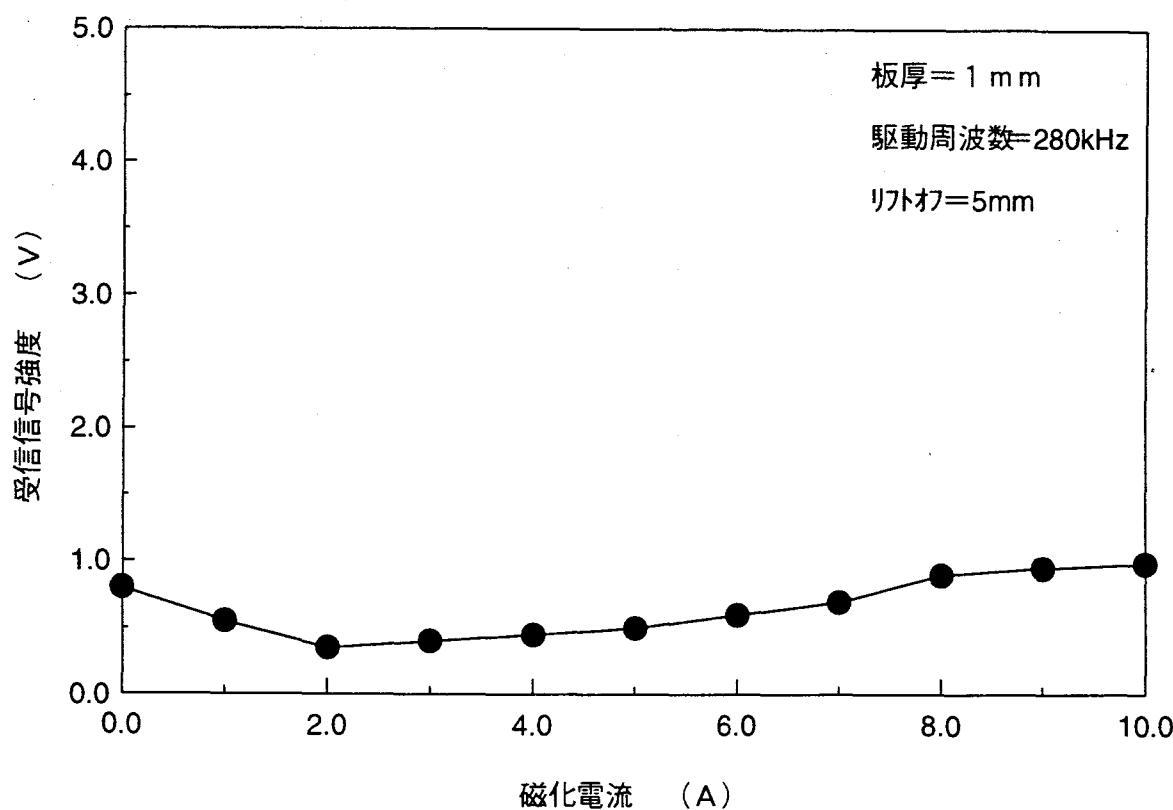


図 3-13 ローレンツ力型 EMAT の場合の受信信号強度の磁化強度依存性 (B 型)

図3-14は磁歪型EMATの場合の受信信号強度の磁場強度依存性を示している。受信信号強度は磁化電流1Aで最大感度が得られた。この磁化電流値は図3-13の結果からローレンツ力型の場合の1/10以下と考えられ、実際に電磁石の発熱量は24時間以上連続運転しても、雰囲気温度15°C前後でセンサ温度は35°C前後、雰囲気温度30°C前後でセンサ温度は50°C前後となり連続運転可能な数値となっている。なお感度的にも、ローレンツ力型と比べ相対的に約4倍高い数値を示しており、オンラインT値計用センサとして磁歪型の有効性が示された。なお磁歪型の受信信号強度特性は、磁化電流に対して単調に増加するのではなくて、一旦最大値を与えるのは比較的小な磁場では磁場強度が上昇するのに伴い磁区が整列しだすために変形が起きやすいが、バイアス磁場が大きくなると逆に磁区の変動が起きにくくなるためである。

このように、磁歪型EMATはバイアス磁場に比例して出力が得られるものではなく、強磁性材料の特性に強く影響される。しかし深絞り性を要求される冷延鋼板では不純物などを少なくして、外部応力に対して変形がおきやすい構造になっており、磁歪型EMATの受信信号強度がローレンツ力型に比べ高くなっている。

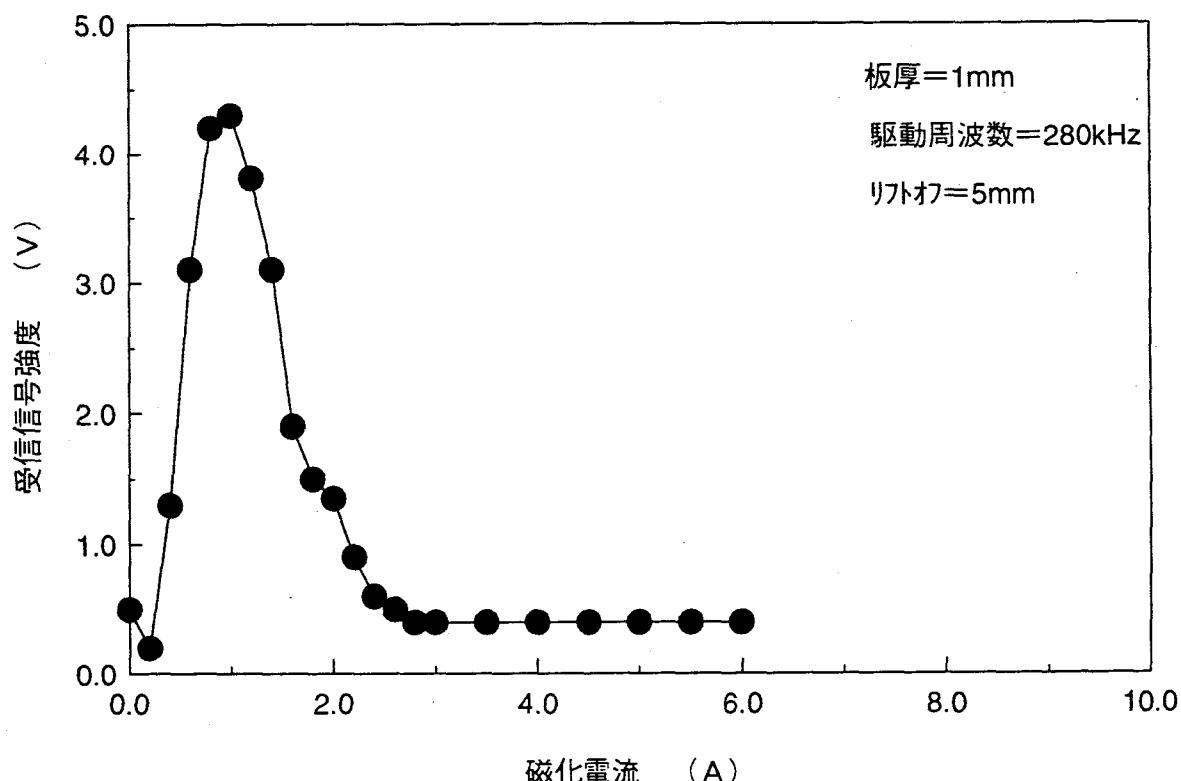
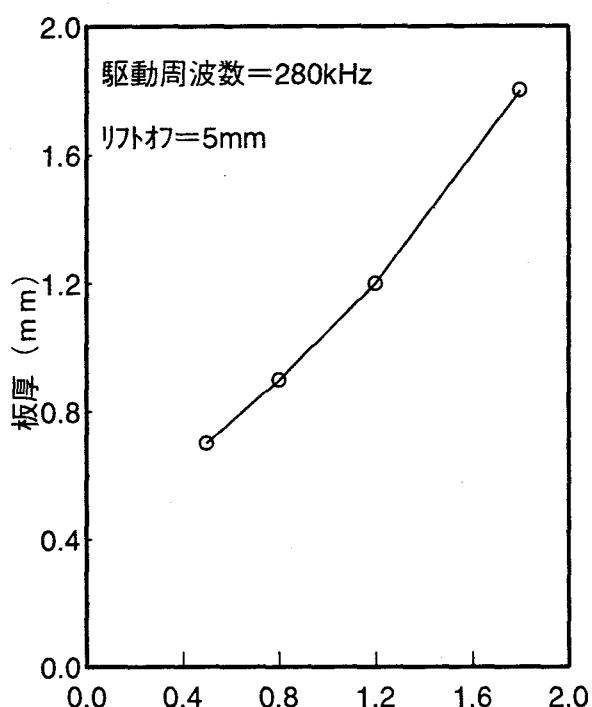


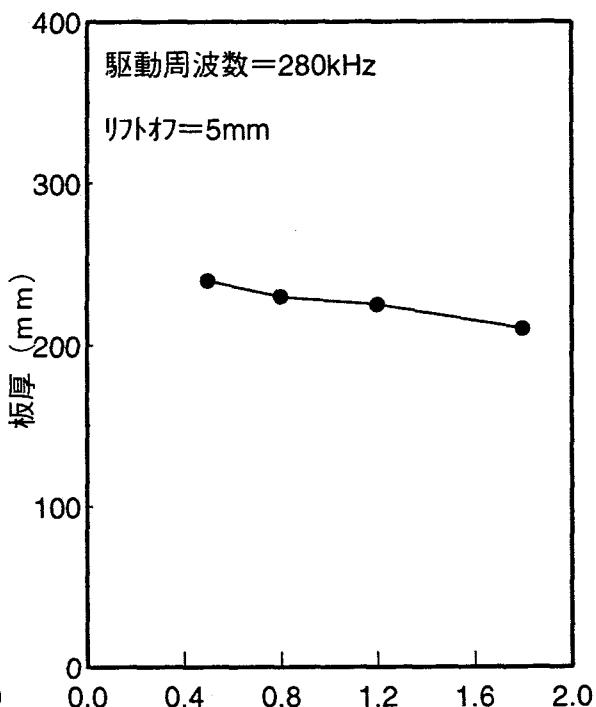
図3-14 磁歪型EMATの受信信号強度の磁化強度依存性(D型)

磁歪型EMATのこのような受信信号強度の磁化力依存性について板厚が変化した場合にどのようになるか実験をおこなった。図3-15にその結果を示す。(a)図は受信信号強度が最大となる磁化電流を縦軸に取って横軸に板厚を示した。(b)図は縦軸に受信信号強度が最大となる磁化電流の時の測定したバイアス磁場の値を示した。板厚が厚くなるにしたがって受信信号強度を最大にする磁化電流は増大するが、冷延鋼板中の磁場の値はほぼ同じ値を示した。すなわち実用上は板厚が厚くなるにしたがって、受信信号強度を最大にするために、磁化電流を上げる必要があるが、物理現象としてはほぼ同じ磁場強度で最大の受信信号強度が得られることになる。

なお(c)タイプの永久磁石を用いた場合の実際の発生磁場強度は電磁石の磁化電流値で1.4Aに対応していた。



最大受信感度を与える磁化電流 (A)



最大受信感度を与えるバイアス磁場 (G)

(a) 最適磁化電流の板厚依存性

(b) 最適バイアス磁場強度の板厚依存性

図3-15 磁歪型EMATの受信信号強度の板厚に対する磁化強度依存性

## B. 受信エコー強度の板厚依存性

製造ラインで流れる冷延鋼板は最大2mmの板厚まで製造され、どの板厚に対してもS/N=2 (6dB) 以上の受信信号強度が要求される。そこで4つのタイプのEMATについて受信エコー強度の板厚依存性について実験をおこなった。リフトオフは5mmに設定した。図3-16に実験結果を示す。ローレンツ力型については永久磁石型も電磁石型も板厚が増加するにしたがって単調に受信信号強度は低下しており、永久磁石型で板厚1.2mm、電磁石型で1.4mmまでが測定可能板厚となる。永久磁石型と電磁石型で感度が異なるのは主に発生磁場強度の差に依存している。磁歪型の場合、永久磁石を用いるとバイアス磁場が一定となるため、逆に板厚に依存して最も受信信号強度を高くできる条件が存在する。本実験では板厚1.2mm付近が最も受信信号強度が高く、板厚が薄くなってしまっても厚くなってしまっても受信信号強度が低下しているのはそれが原因である。また製造範囲の両限界(0.3mm、2mm)ではほとんど測定限界値であるといえる。つぎに電磁石を用いた場合は、各板厚で最適磁化電流値を選択すれば、受信信号強度は全板厚にわたって他の方式のものを上回っていることが明らかになった。

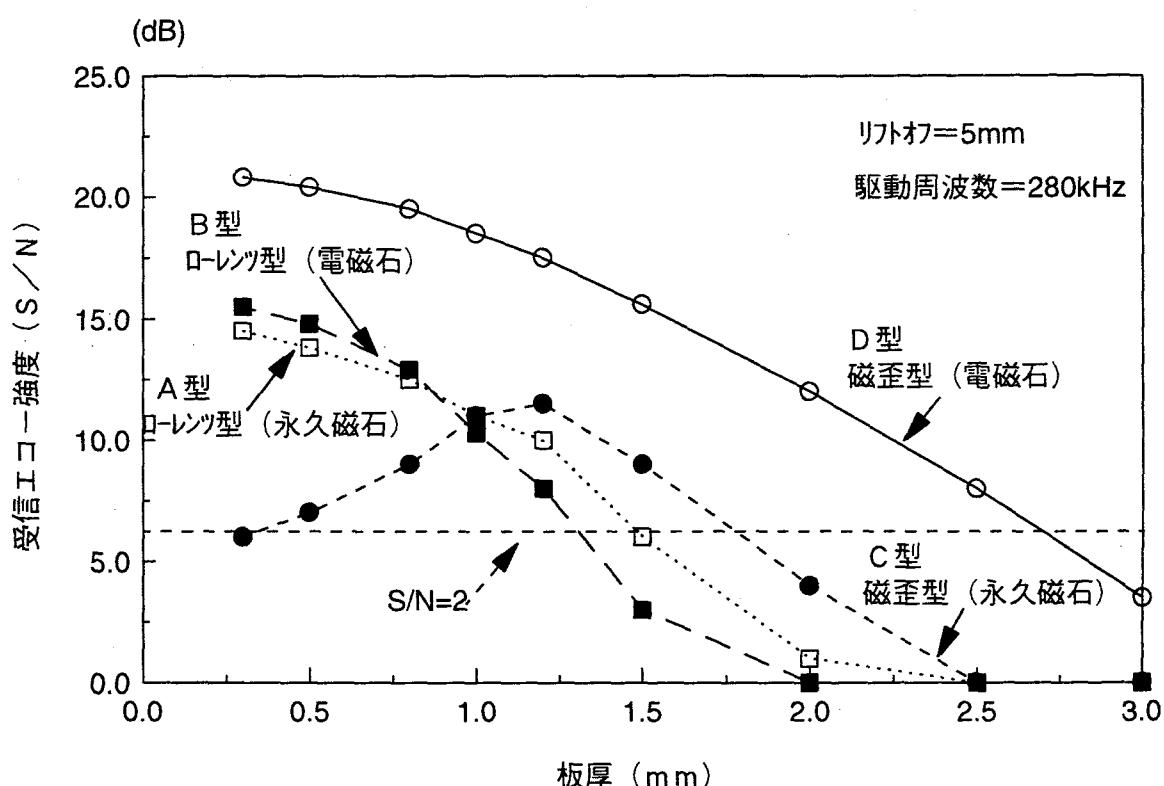


図3-16 ローレンツ力型、磁歪型EMATの受信信号強度の板厚特性

### C. 受信エコー強度のリフトオフ依存性

製造ライン上でセンサを非接触で設置するためには、冷延鋼板のバタツキ（押さえロールを設置しても±0.5mm程度は発生する）が発生したり、冷延鋼板の平坦性が悪い場合があり冷延鋼板面とセンサ前面は3mm程度離す必要がある。センサそのものをカバーすることを考えるとリフトオフは5mm必要と判断した。そこでリフトオフに対する受信信号強度について実験をおこなった。実験は板厚1mmのサンプル板を用いて電磁石を用いた両タイプで実施した。なお磁化電流は磁歪型の場合は1A、ローレンツ力型は10Aに固定した。リフトオフに対する受信信号強度の変動特性はローレンツ力型も磁歪型も大きな差はなかった。この理由はリフトオフの変動は渦電流強度の変動に比例すると考えられ、ローレンツ力型も磁歪型も同一の変化になるためである。ただし同条件では常に磁歪型の方が6dB以上、受信信号強度は高くなる。

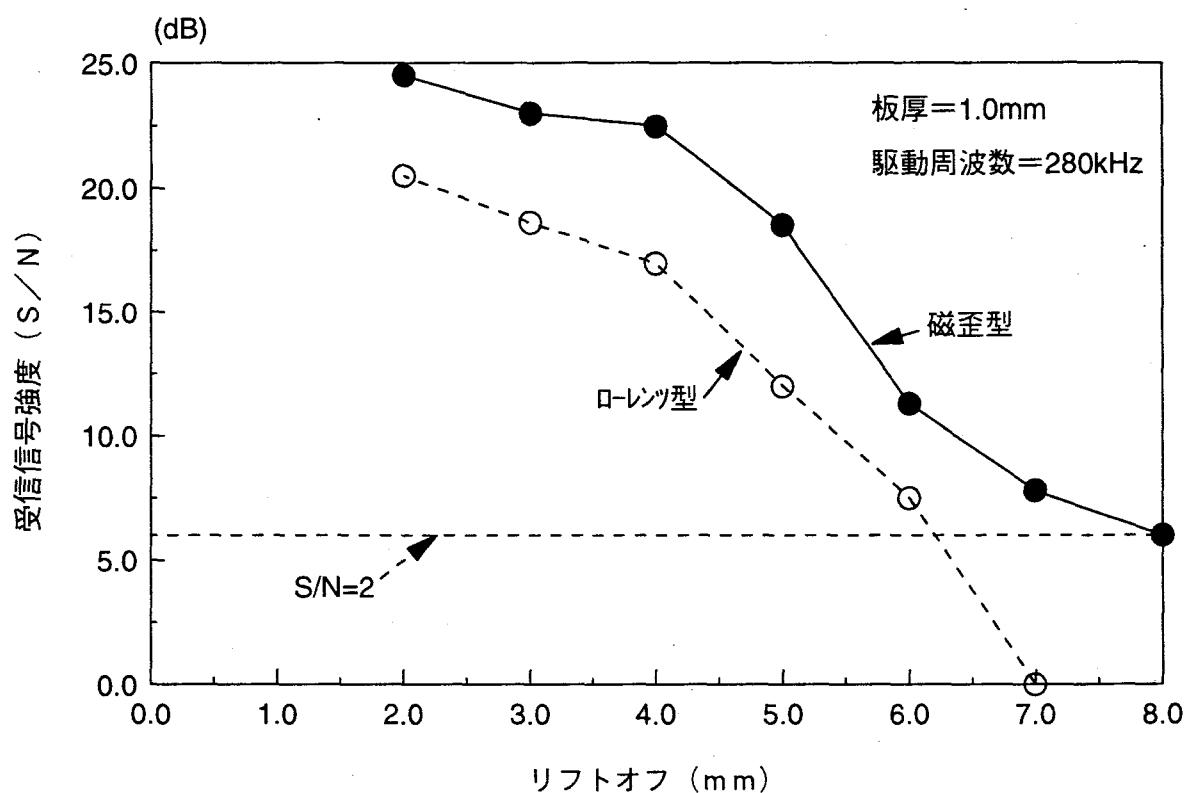


図3-17 ローレンツ型、磁歪型EMATの受信信号強度のリフトオフ依存性

#### D. 総合評価

これまでの評価結果を表3-6にまとめる。受信信号強度としては磁歪型の2つのタイプが目的を達しているが永久磁石を用いた場合、センサ前面に付着する鉄粉の除去に課題があること、また感度的に充分な余裕を持っていることから電磁石を用いた磁歪型が最適である。電磁石の場合、電源を切り鉄粉を除去することができるのでメンテナンスができるためである。

以後の実験はすべて電磁石使用の磁歪型EMATについておこなった。

表3-6 評価結果のまとめ

タイプ	測定可能 板厚(S/N=2)	冷却設備	メンテナンス性
永久磁石使用 ローレンツ力型EMAT	~1.2mm	不要	不良
電磁石使用 ローレンツ力型EMAT	~1.4mm	要	良
永久磁石使用 磁歪型EMAT	0.3~ 2.0mm	不要	不良
電磁石使用 磁歪型EMAT	~2.5mm	不要	良

### 3.5.2 受信信号強度の駆動周波数依存性

EMATの駆動原理から受信信号強度は駆動周波数依存性を持っており、また駆動周波数依存性はリフトオフによっても異なる。そこでリフトオフを変化因子として駆動周波数に対する受信エコー強度について実験をおこなった(図3-18)。リフトオフに対する感度低下は駆動周波数が高いほど大きいことが確認できた。例えばリフトオフ2~5mmの変化に対して駆動周波数280kHzでは約70%、705kHzでは0%まで受信信号強度が低下している。くし型センサコイルでは、特定のトラックに流れる電流に注目すると、隣合うトラックは逆向きの電流が流れるためこのトラック直下の冷延鋼板表面に発生する渦電流は妨害を受ける。また駆動周波数を上げると表3-1に示すようにセンサコイルのトラック間距離(D)が短くなりその妨害度は大きくなると考えられる。トラック直下で実質的に発生する渦電流(J)を(3-6)式を用いて計算する。駆動周波数が280kHzと705kHzの場合についてリフトオフが1~5mm変化する場合を計算すると280kHzではJが11%まで低下するのに対し705kHzの場合は殆ど0%まで低下する。すなわち駆動周波数が高いほど、リフトオフの影響は大きいことが確認できる。実際にリフトオフ5mmでは駆動周波数280kHzが最も受信信号強度が高くなっている、感度的にも低周波数選択が正しいことが明確になった。

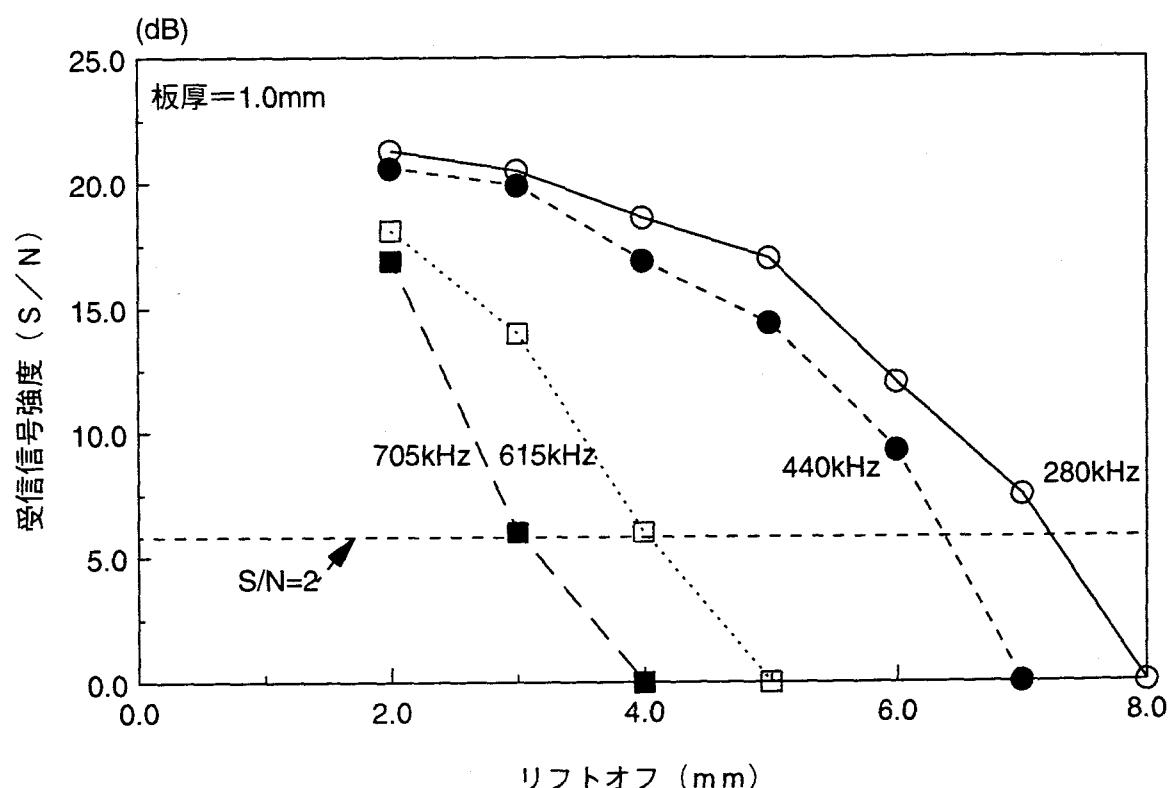


図3-18 受信エコー強度の駆動周波数依存性  
(電磁石使用磁歪型EMAT)

### 3.5.3 冷延鋼板をはさんで上下対称に励磁する効果

これまでの実験は、電磁石の配置を冷延鋼板をはさんで、上下対称にして実施した。そこで図3-19に電磁石を上下対称にした場合と上側のみにした場合について、受信エコー強度および、最適励磁電流がどう変化するか実験した結果を示す。最適励磁電流は上側のみでは約2倍に増大することが明らかになった。これは電磁石が上側のみでは電磁石による磁化電流が半減することになり、それを補うために、磁化電流値が2倍必要になると考えられる。また最大受信信号強度は、同じ板厚でも上側だけの場合低くなることが明らかになった。この原因是、上側のみでは、板厚が厚くなるにしたがって、冷延鋼板に平行な磁場成分が発生しにくくなっているためである。

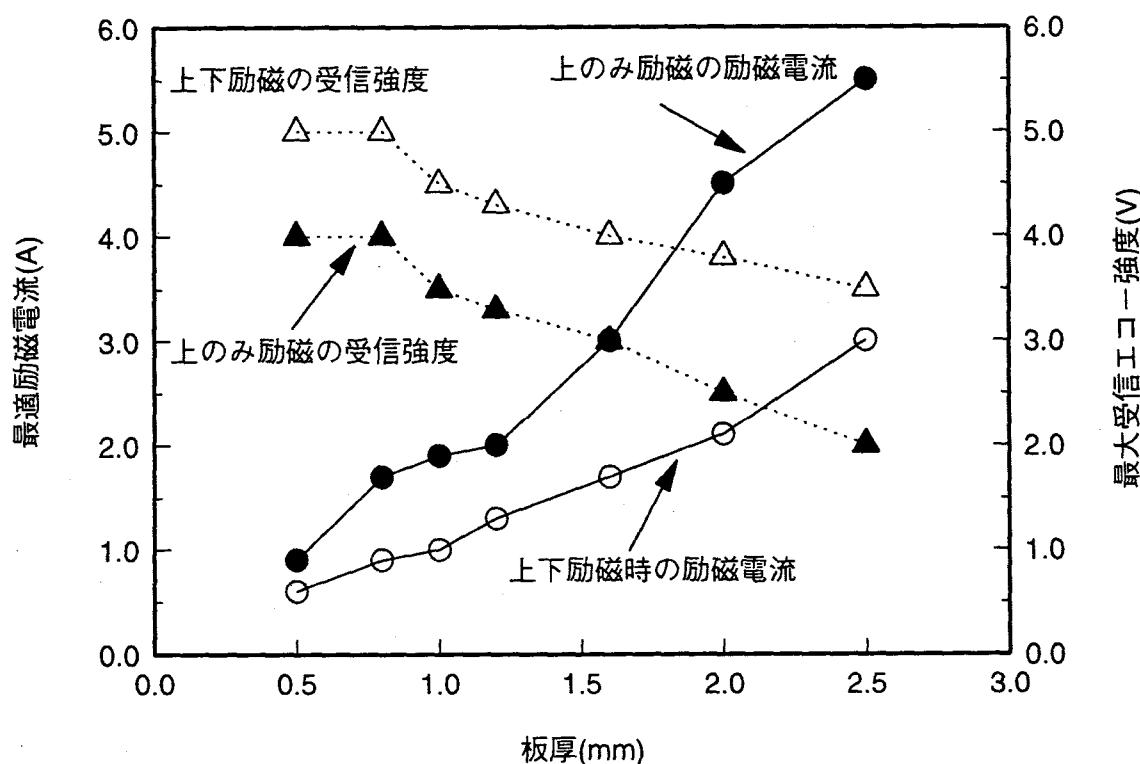


図3-19 冷延鋼板をはさんで上下対称に励磁する効果

### 3.5.4 受信信号強度の駆動電流強度依存性

オンラインセンサとして最適化をはかるためにはセンサコイルの仕様についても明確にする必要がある。永久磁石を用いたローレンツ力型EMATを使用してセンサコイルの導線の巻き数と受信信号強度の関係について実験をおこなった。すなわちセンサコイルの導線の巻数を変えた場合に、受信エコー強度が冷延鋼板に流れる渦電流量 ( $\propto$ 巻数×駆動電流) に対してどう変化するか実験をおこなった。図3-20にその結果を示す。図中の記号に添えた数値は表3-1に示したセンサ番号である。渦電流量に比例して受信信号強度が向上することが明確になった。ただし巻き数が増加するとセンサコイルのインピーダンスも増加するため、駆動電圧が一定の場合、駆動電流が低下する。そのため渦電流として増加し続けることはできず最適な巻数が存在することが明らかになった。

なおセンサコイルのインピーダンスを下げるため、コンデンサを用いて共振点で駆動させた場合も同図に示しているが明らかに感度増加を示しており巻数の最適化と共振点を選択することがオンラインセンサとして必須であることを明確にした。

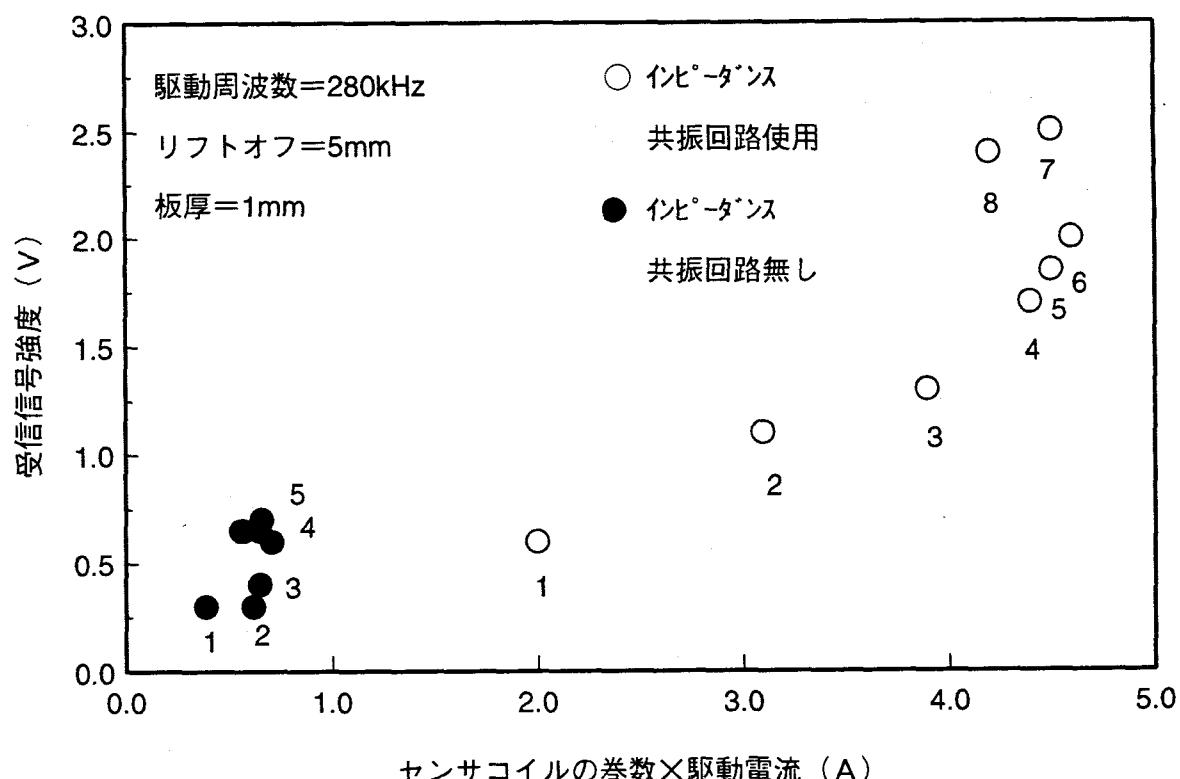


図3-20 受信エコー強度のセンサコイルの巻き数、とインピーダンスに対する依存性－永久磁石使用のローレンツ型  
(図中の番号は表3-2のセンサコイルNo.)

### 3.5.5 磁歪型 S<sub>0</sub>モード板波EMATの特性評価

S<sub>0</sub>モード板波用磁歪型EMATの動作特性についてはほとんど知られていない。そこで以下の実験を実施した。まず板厚1mmのサンプル材を用いて受信側あるいは送信側の励磁電流のみを変化させた場合の受信エコー強度についてデータを採取した。図3-21に結果を示す。この場合、磁化電流を固定する側のセンサの磁化電流は(1A)に設定した(図3-14から最大受信信号強度が得られる磁化電流)。送信側、受信側おのおの独立に変化させても同じ磁化電流値約1(A)で受信信号強度は最大となった。この磁化電流値は送受信子の励磁電流を同時に変えた場合と同様であった。また送信子のみの特性を明確にするため図中に示すように送信側の磁化電流を変えた場合、受信子として圧電素子型の探触子を用いて同様に受信信号強度の特性について実験をおこなった。測定結果は同様に、送信側磁化電流1(A)で受信信号強度は最大値を持つことを確認できた。すなわち送信側センサの超音波発生能も受信側センサの検出能も同じ磁化電流で最大値になっている。この理由としては、発生するS<sub>0</sub>モード板波の強さは送信側では引張ひずみと圧縮ひずみの差に比例すると考えられ、磁歪曲線の傾きが最大のところで誘導磁場がはたらくようにバイアス磁場を設定してすることが最大の発生能を与えることになる。なお磁歪曲線が最大の部分が存在するのは強すぎるバイアス磁場は磁壁移動を拘束し、磁歪変動量を減少させるためである。検出は伝播してきたS<sub>0</sub>モード板波の周期的な応力変化を、磁区構造の変動を通して磁場強度の変化として検出していることになり、強すぎるバイアス磁場は磁区構造の変動をおさえていることになる。送信側の起振力である高周波誘導磁場と受信側の板波応力は同じ周波数成分を持っており、この点からも同じバイアス磁場で最大の変換効率を持つ。

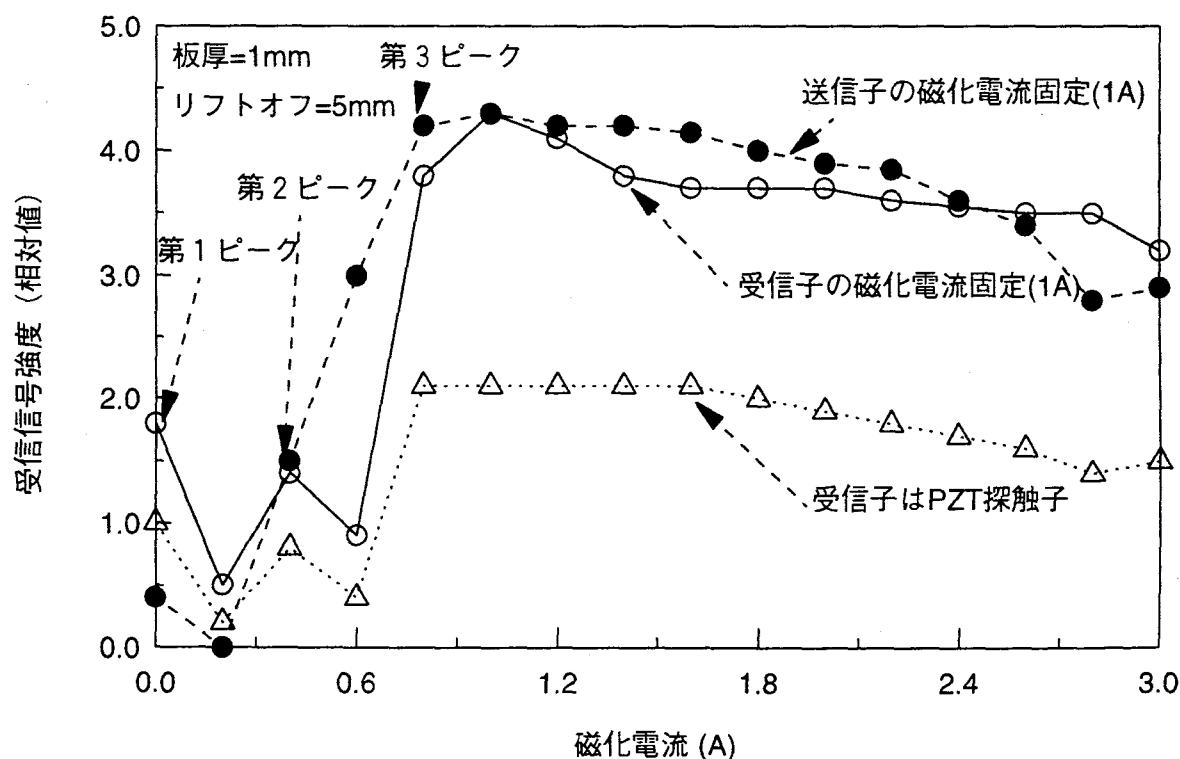


図3-21 S<sub>0</sub>モード板波発生能、検出能の磁化電流強度依存性

### 3. 6 まとめ

製造ラインで  $\tau$  値計測を実施するためのセンサとして、EMAT の諸仕様について実験的に研究をおこなった。その結果、低周波数駆動の磁歪型 S<sub>0</sub> モード板波 EMAT (電磁石使用) を送信子、受信子として用い、かつ電磁石の配置は冷延鋼板をはさんで上下対称とし、センサコイルは送信回路、受信回路を共振 (インピーダンスの最低化) させて用いることが最適であることを明らかにした。以下に得られた知見をまとめる。

- (1) ローレンツ力型 EMAT と磁歪型 EMAT を比較すると次のことがわかった。
  - A. 6dB以上 (リフトオフ、板厚に依存) 磁歪型 EMAT の方が感度が高い。
  - B. 最大感度を得るための磁化電流は磁歪型よりローレンツ力型のほうが 1/10 でよい。
- (2) 駆動周波数は低いほど受信信号強度は高い。またリフトオフに対する受信信号強度の変動も駆動周波数が低いほど小さいことがわかった。
- (3) 受信信号強度はセンサコイルのトラックに巻く導線の巻数と駆動電流の積にしたがって受信信号強度は大きくなる。
- (4) 磁極は被測定冷延鋼板に対して対称構造にすることが感度向上に対して有効である。
- (5) 磁歪型 EMAT では受信信号強度はバイアス磁場強度に対して直線的に増加するのではなく、最大の受信信号強度を与えるバイアス磁場強度が存在し、受信側、送信側の磁化電流をおのの個別に変化させた時に、同じバイアス磁場強度で最大の受信信号強度が得られることがわかった。送信側と受信側で、同じ磁場強度で最適値を与える理由は送信側では強すぎるバイアス磁場は磁壁移動を拘束し、磁歪変動量を減少させる。すなわち S<sub>0</sub> 波振幅を減少させる。一方検出も強すぎるバイアス磁場は、応力変化を磁場変化に変換するいわゆる磁気弹性結合の効果を減少させる。また送信側の起振力である高周波誘導磁場と受信側の板波応力は同じ周波数成分を持っているので、この点からも同じバイアス磁場で最大の変換効率が得られる。

## 第4章 S<sub>0</sub>モード板波を用いた正値評価

## 第4章 S<sub>0</sub>モード板波を用いた下限評価

### 4. 1 はじめに

第2章で冷延鋼板の集合組織が深絞り性（下限）と深い関係があり、特に {111} 結晶軸密度が圧延面に多く配向するほど、また {100} 結晶軸密度が圧延面内に少なく配向するほど高い下限を示すことを明らかにした。また {111}、{100} 結晶軸密度と集合組織を表現する結晶方位分布関数の展開係数の1つである  $W_{400}$  が、強い相関をもっていることが明らかになった。つぎに冷延鋼板のような多結晶体での弾性定数について求め方を明らかにし、それを用いて冷延鋼板の場合の S<sub>0</sub>モード板波の分散関係を、集合組織と関係づけて導入した。その結果、音速（伝播時間）は結晶方位分布関数の展開係数である  $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$  の関数として表されることがわかった<sup>(30)</sup>。そこで本章では S<sub>0</sub>モード板波の伝播時間を実際に測定し、第2章の分散関係式の妥当性を実験的に明らかにする。同時に 0°、45°、90° 方向に伝播する板波の伝播時間について、下限との相関性について検討した。また 0°、45°、90° 方向に伝播する板波の伝播時間から求めた  $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$  と集合組織、下限、△r 値、平均ヤング率豆の相関関係について明確にする<sup>(31)、(32)、(33)</sup>。

さらに、広い範囲の材質、板厚のサンプル板を多数収集し、下限の測定精度、実用する場合の課題を明確にする実験を実施した。

なお従来引張試験で目標としていた測定精度  $1\sigma = 0.07$  を本研究でのオンライン下限計の目標とした。

## 4. 2 実験装置

### 4. 2. 1 E M A T 構造

センサプローブは3章で用いた電磁石使用の磁歪型S<sub>0</sub>モード板波E M A T構成と同じものを用いた。検討したセンサコイルの仕様は表4-1に示すが駆動周波数は280kHzと440kHzのものを用いた。

表4-1 センサコイル仕様

センサ No.	センサ 種類	トラック間 距離 (mm)	巻数	共振前 インピーダンス (Ω)	共振後 インピーダンス (Ω)	駆動周波数 (kHz)
1	送信子	20	7	8.660	1.323	280
	受信子	20	10	15.45	2.323	
8	送信子	15	7	11.83	1.877	440
	受信子	15	10	22.87	3.545	

### 4. 2. 2 実験装置構成

図4-1に実験をおこなった時の装置構成を示す。送受信子を別々にする2探触子法を用い、送受信子間の固定長を伝播するS<sub>0</sub>モード板波の伝播時間を測定する構成となっている。表4-2にその仕様を示す。パルサーは周波数可変型で正弦波タイプの高出力トーンバースト型を用い、直列共振回路を通して送信子にパルス電流を印荷した。

また受信側は並列共振回路を通してアンプ回路を入力した後、バンドパスフィルタ(70kHz~1.3MHz)で波形整形をおこなう。

そして図4-2に示すようにパルサのトリガ時間から、受信信号の複数の波数の中からあらかじめ選択した順番の波数の立ち下がりゼロクロス点までの時間を、測定できる機器構成になっている。トリガ点から選択した波の1波手前の立ち下がり点以降、選択した波の立ち下がり点手前までの間で一定の遅延時間(T<sub>0</sub>)を与えた後、受信信号の一部5μsの時間間隔部分を取り出しA/D変換器に入力する。入力された信号は5nsの時間分解能で記録していき、最初に+側から-側に信号強度が変わった時点までの時間(ΔT)を測定する。伝播時間そのものはT<sub>0</sub>+ΔTとして算出される。なお測定値は上記動作を連続8回平均して出力される。

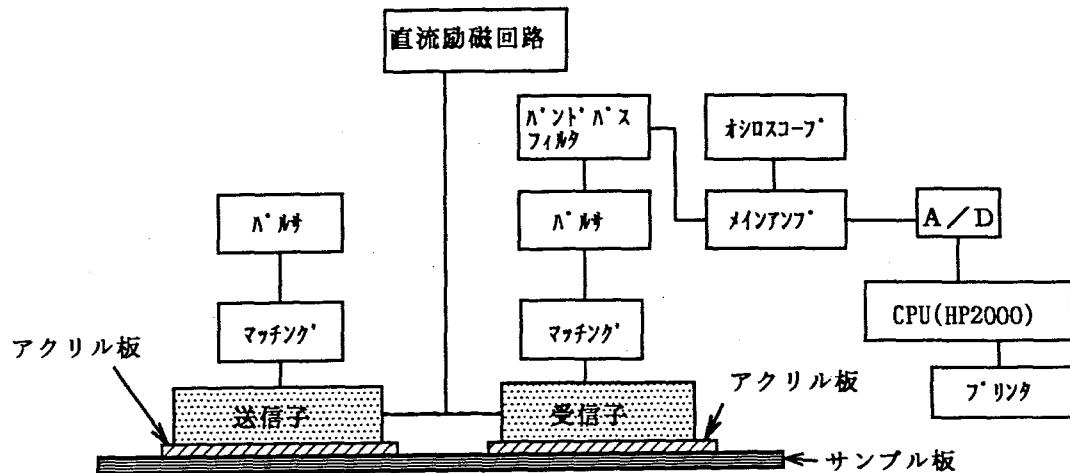


図4-1 測定装置ブロック図

表4-2 E M A T 測定装置仕様

項目	仕様
パルス波形	トーンバースト型正弦波(1-15波) ±100V、±50A
プリアンプ	1~100倍
バンドパスフィルタ	70kHz~1.3MHz
メインアンプ	1~1000倍
時間測定法	マスクゲート後立ち下がりゼロクロス法
時間測定分解能	5ns

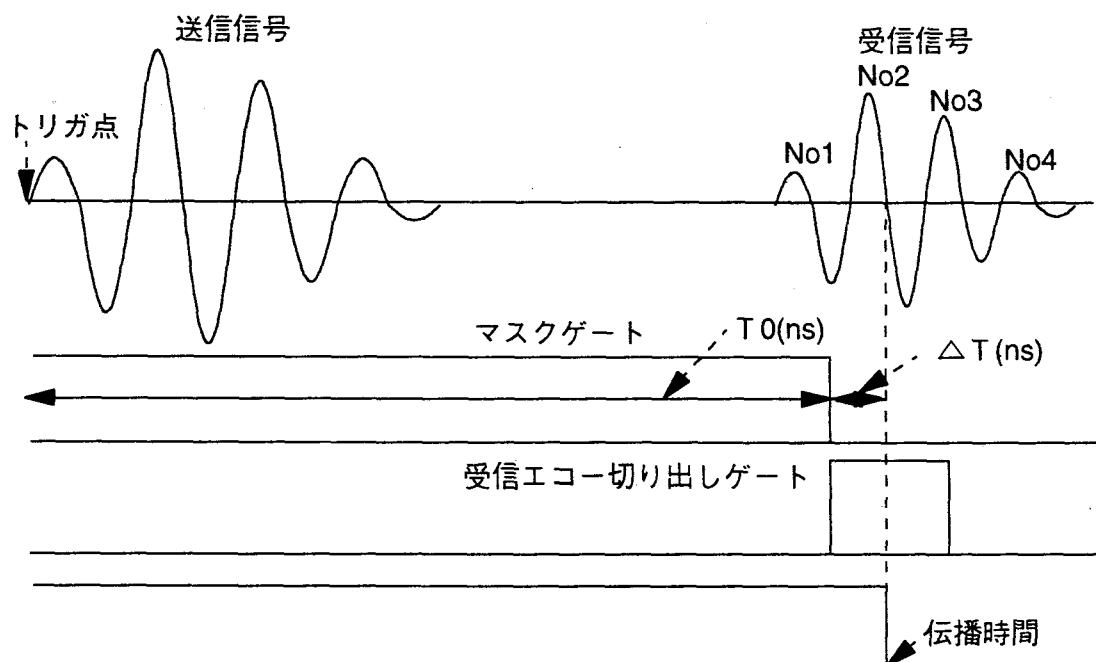


図4-2 伝播時間測定方法

## 4. 3 実験方法

### 4. 3. 1 サンプル板仕様

実験に用いたサンプル板の仕様について表4-3に示す。サンプル板は総数11枚、材質は炭素量0.004%以下のアルミキルド鋼であり、板厚は0.68~0.95mmの範囲になっている。また寸法は400mm×400mmの正方形に切り出されている。 $\bar{r}$ 値と $\Delta r$ 値は、採取サンプルの近接部から同様に切り出したサンプルを用い機械試験により求めた。おのおの $\bar{r}$ 値は1.03~1.96、 $\Delta r$ 値は0.32~0.91の範囲にわたっている。なお機械試験に用いたサンプルの一部を使ってX線回析法を用いて代表方位の結晶方位密度を求めた。この結晶方位密度については等方体の場合は1になり、集積度が高くなると1以上になる。また集積度が低くなると逆に1以下になる。サンプル板での値は{110}結晶軸密度が0.05~0.70、{111}結晶軸密度が4.1~11.0、{100}結晶軸密度が0.19~1.05の範囲にわたっている。 $\bar{r}$ 値が高いサンプル板では{111}結晶軸密度が高くなっていることがわかる。また固有振動法により平均ヤング率を求めた。

表4-3 サンプル板仕様

No	板厚 (mm)	機械試験値		主要結晶軸密度			平均ヤング率 $E$ (GPa)
		$\bar{r}$ 値	$\Delta r$ 値	{110}	{111}	{100}	
1	0.77	1.03	0.57	0.70	4.1	0.99	214.28
2	0.78	1.38	0.55	0.38	6.7	0.77	217.65
3	0.83	1.18	0.55	-	-	-	216.74
4	0.88	1.18	0.45	-	-	-	-
5	0.78	1.96	0.91	-	-	-	223.52
6	0.68	1.33	0.32	0.22	0.22	1.05	217.43
7	0.68	1.15	0.47	0.46	5.0	0.92	215.67
8	0.88	1.68	0.75	0.13	10.4	0.32	222.08
9	0.80	1.71	0.60	0.05	11.0	0.22	222.84
10	0.95	1.51	0.55	0.24	7.1	0.78	-
11	0.68	1.70	0.66	0.14	11.1	0.19	221.48

#### 4. 3. 2 実験配置と手順

図4-3に示すように送信子、受信子を先端から150mm離して固定した治具を製作し、圧延方向に対して $0^\circ$ から $180^\circ$ まで $10^\circ$ 毎（ただし、 $45^\circ$ を含む）に回転させて、送信子から発生したS<sub>0</sub>モード板波が受信子に到達するまでの伝播時間を測定した。

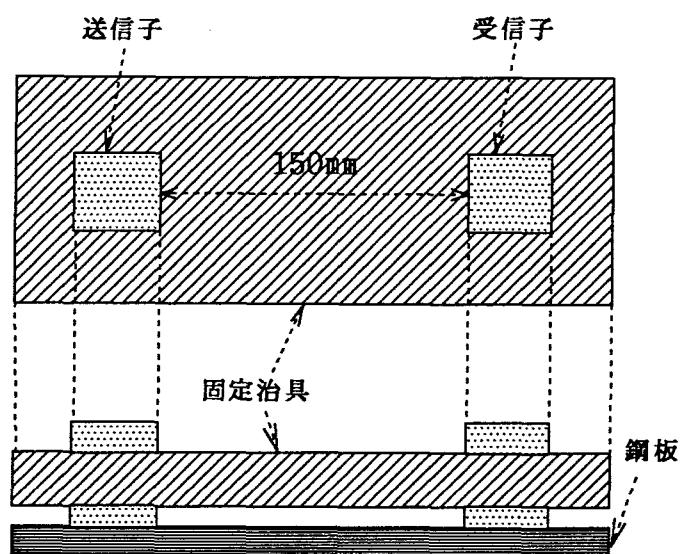


図4-3 センサ固定ブロック図

#### 4.4 実験結果と検討

##### 4.4.1 $S_0$ モード板波伝播時間の下限値依存性

###### A. 伝播時間測定精度評価

本測定系での伝播時間精度を評価するために、同一被検材、同一測定点で繰り返し測定を実施し、伝播時間測定値のばらつきを調査した。駆動周波数は280kHzを用いた。その結果、測定誤差は $3\sigma$ で±9.7nsであった（図4-4）。この精度の妥当性について検討すると、今回の実験では、送受信間距離が約150mm、 $S_0$ モード板波音速が約5km/sであることから、伝播時間は約 $30\mu s$ となる。第2章のまとめから、音速変化は最大5%にとどまると評価でき、その1/100の精度（下限値変化範囲は1.0~2.5となるので0.025の分解能に対応）を得るには15nsの測定時間分解能が必要となる。すなわち本測定系の測定精度で目標精度が得られることがわかる。

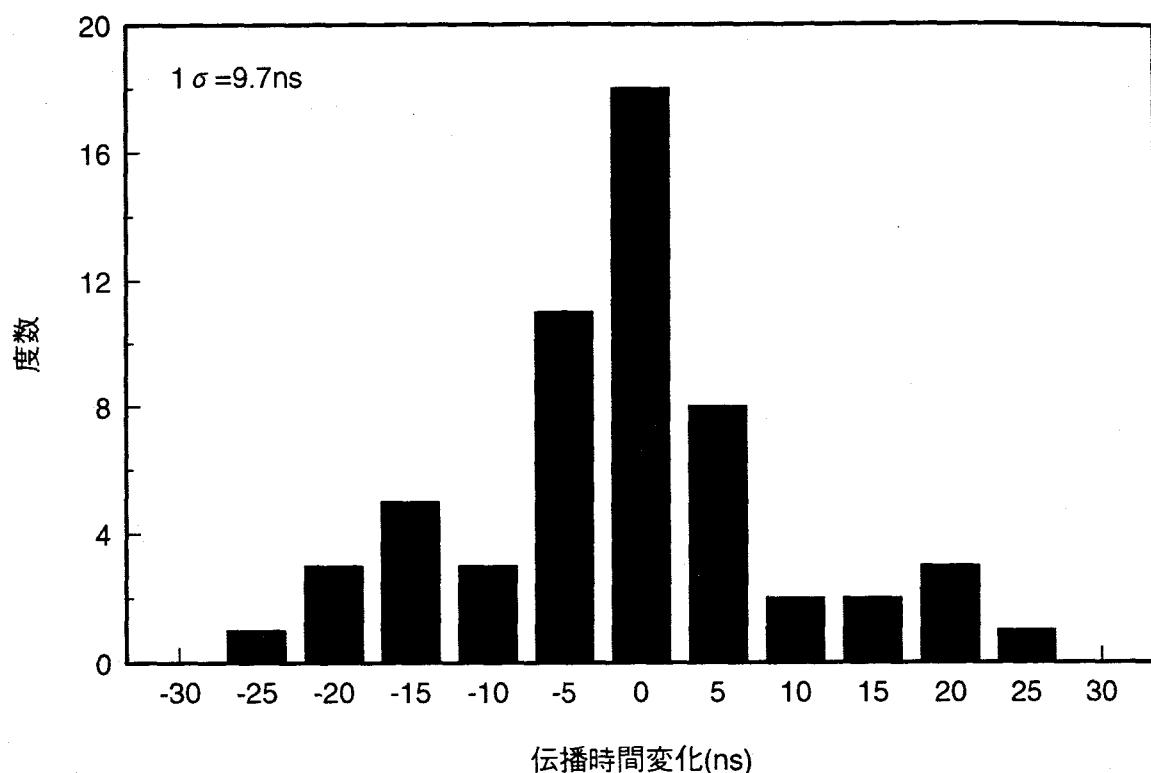


図4-4 伝播時間測定精度評価

## B. 伝播時間の伝播方向依存性

$S_0$ モード板波分散関係式（伝播時間）の妥当性を明らかにするため、固定長を伝播する  $S_0$ モード板波伝播時間の方向依存性について実験をおこなった。代表サンプル4例について、駆動周波数280kHzで実験した結果を図4-5に示す。図中記号で示したものが測定値で、実線で示したものは  $S_0$ モード板波音速が第2章の(2-57)式にしたがう異方性をもっているとして  $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  方向の伝播時間測定値より、定数を決めて伝播時間を計算したものである。測定値と計算値はほぼ対応しており、第2章で求めた評価式を使った下値評価が、妥当であることを示している。また一般に下値が高いものは音速が速い（伝播時間が短くなる）傾向にあるが、伝播方向によりその関係が逆転しているものもあり、單一方向の伝播時間のみでは下値の評価が完全でないことがわかる。

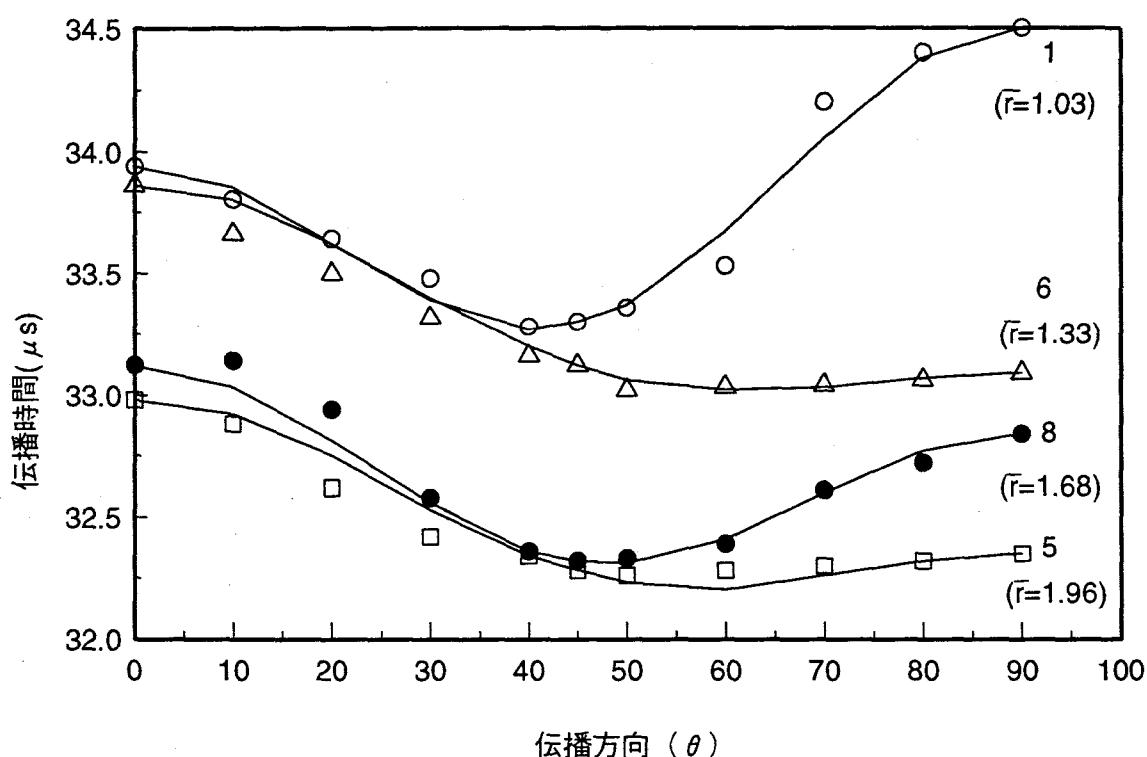


図4-5  $S_0$ モード板波伝播時間の伝播方向依存性  
(図中の番号は表4-3のサンプルNo.)

C. 3方向(0°、45°、90°)伝播時間、および平均伝播時間の実測 $\bar{T}$ 値依存性  
 図4-6(a)～(d)に0°、45°、90°方向に伝播するS<sub>0</sub>モード板波伝播時間(T<sub>0</sub>, T<sub>45</sub>, T<sub>90</sub>)およびその測定値から求めた平均伝播時間 $\bar{T}$ (=(T<sub>0</sub>+2T<sub>45</sub>+T<sub>90</sub>)/4)と実測 $\bar{T}$ 値の関係を示す。駆動周波数は同様に280kHzである。3方向とも $\bar{T}$ 値と相関を持っていることがわかる。またS<sub>0</sub>モード板波では $\bar{T}$ 値が1から2まで変化する間に0°方向で約3%、45°方向で約4.5%、90°方向で約6%変化し、3方向平均では約4.5%変化することが明らかになった。

各々の相関係数を表4-4にまとめる。單一方向に伝播するS<sub>0</sub>モード板波では、45°方向に伝播する板波の伝播時間が最も良い相関を持っていることがわかる。また平均伝播時間は、どの方向の伝播時間よりも相関性が高かった。

表4-4 3方向伝播時間と実測 $\bar{T}$ 値の相関

伝播 方 向	S <sub>0</sub>
0° 方向	0.87
45° 方向	0.94
90° 方向	0.77
平均	0.97

この理由は以下のように考えられる。すなわち3方向への伝播時間式は(2-54)式を変換して(4-1)～(4-4)式のようになるが、S<sub>0</sub>モードでは45°方向が最も良い相関を持っているのは、W<sub>420</sub>の項がないこととW<sub>400</sub>、W<sub>440</sub>の項の係数比A<sub>0</sub>/A<sub>4</sub>が0.911とほぼ同等の大きさであり、後に示す伝播時間から計算したW<sub>400</sub>、W<sub>440</sub>では、W<sub>400</sub>の絶対値に比べW<sub>440</sub>は、ほぼ同じ値から1/7程度の範囲になっており、全般的にW<sub>440</sub>の項の影響が小さいためと考えられる。

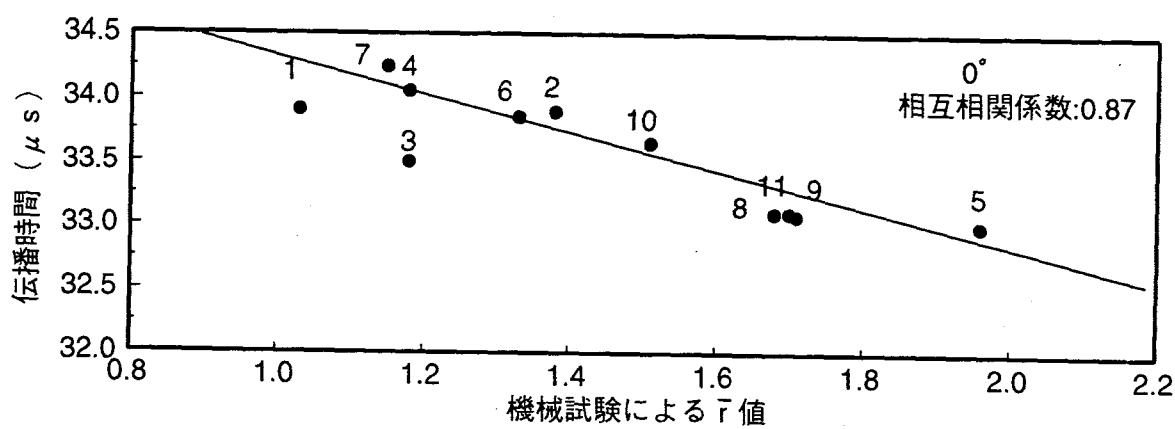
なお、平均伝播時間が最も相関が高いのは、(4-4)式で示すように、W<sub>400</sub>の項のみしか含んでいないためである。

$$T_{s0}(0) = L_0 / \{V_0(1-\eta)^{1/2}\} - L_0 \{C / (\rho V_0^3)\} (A_0 W_{400} + A_2 W_{420} + A_4 W_{440}) \quad (4-1)$$

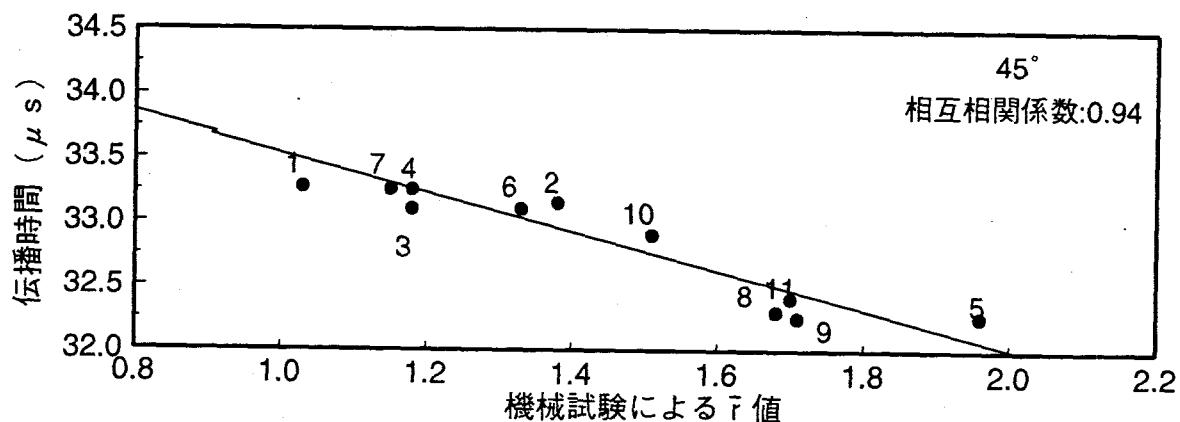
$$T_{s0}(45) = L_0 / \{V_0(1-\eta)^{1/2}\} - L_0 \{C / (\rho V_0^3)\} (A_0 W_{400} - A_2 W_{420} + A_4 W_{440}) \quad (4-2)$$

$$T_{s0}(90) = L_0 / \{V_0(1-\eta)^{1/2}\} - L_0 \{C / (\rho V_0^3)\} (A_0 W_{400} - A_2 W_{420} + A_4 W_{440}) \quad (4-3)$$

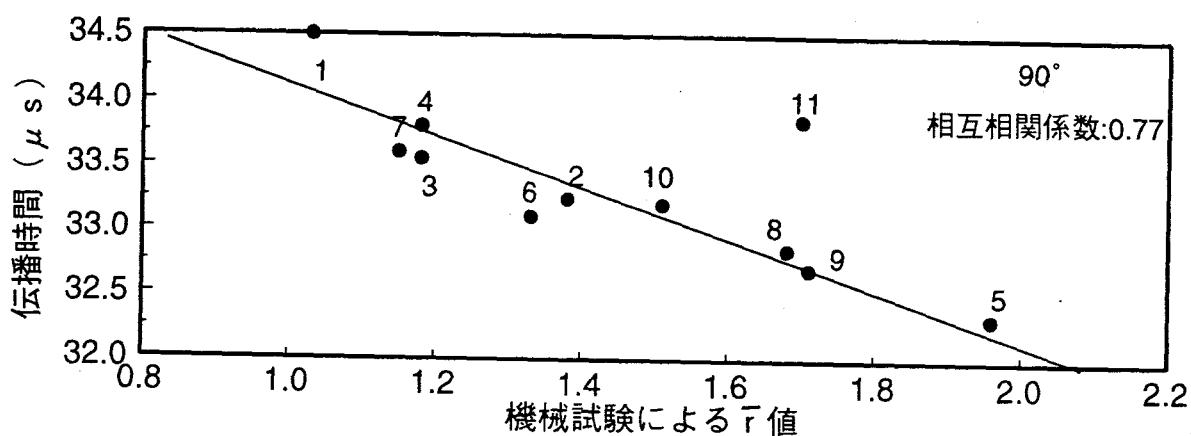
$$\bar{T} = L_0 / \{V_0(1-\eta)^{1/2}\} - L_0 \{C / (\rho V_0^3)\} A_0 W_{400} \quad (4-4)$$



(a) 0° 方向

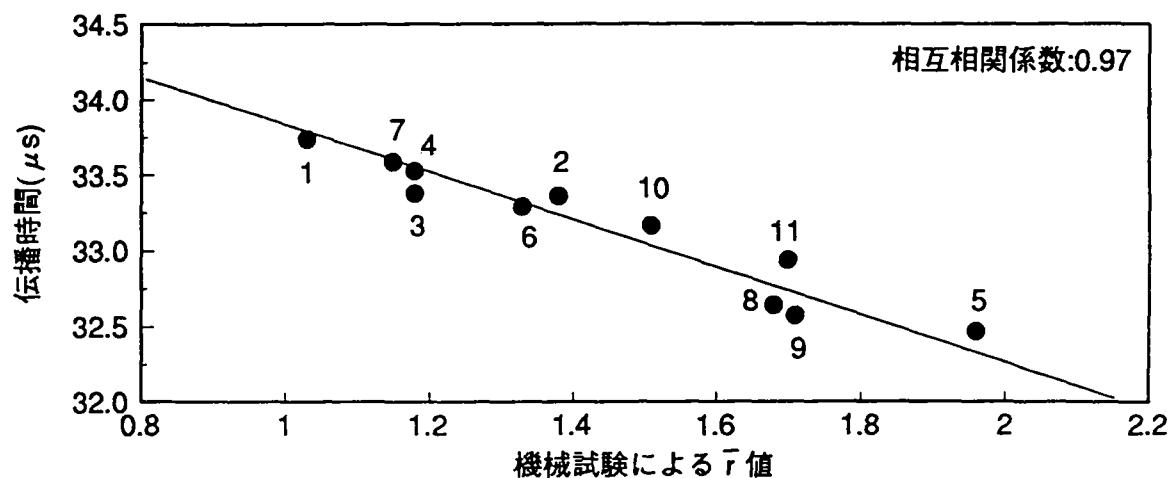


(b) 45° 方向



(c) 90° 方向

図 4-6 圧延方向に対して 0°、45°、90° 方向に伝播する S<sub>0</sub> モード板波  
伝播時間および平均伝播時間の  $T$  値との相関関係  
(図中の番号は表 4-3 のサンプル N o )



(d)平均

図4-6 広延方向に対して $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$ 方向に伝播する $S_0$ モード板波  
伝播時間および平均伝播時間の $r$ 値との相関関係  
(図中の番号は表4-3のサンプルNo.)

#### 4. 4. 2 $W_{400}$ と主要結晶軸密度、 $\bar{W}$ 値との関係

表4-5に駆動周波数280kHzのS<sub>0</sub>モード板波伝播時間から求めた展開係数 $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$ の値を示す。その絶対値は $10^{-3} \sim 10^{-2}$ の値を示しており、 $W_{400}$ の値は他の係数に比べて大きな値を示している。

展開係数 $W_{400}$ と{111}、{110}、{100}結晶方位密度の関係、および機械試験で求めた $\bar{W}$ 値、 $\Delta r$ 値、固有振動法で求めた平均ヤング率(豆値)との関係を図4-6に示す。 $W_{400}$ が大きくなると{111}結晶方位密度は大きくなり{110}、{100}結晶方位密度は小さくなることがわかった。また $\bar{W}$ 値は $W_{400}$ の絶対値が大きくなるほど高くなることが示された。すなわち $\bar{W}$ 値は{111}結晶方位密度が大きいほど、また{110}、{100}結晶方位密度が少ないほど高くなり、 $W_{400}$ と高い相関を持っていることが明らかになった。

さらに固有振動法で求めた平均ヤング率とも $W_{400}$ は強い相関性を示しており、S<sub>0</sub>モード板波伝播時間による $\bar{W}$ 値評価の妥当性を強く支持している。

$W_{420}$ 、 $W_{440}$ についても同様に各物理量と相関を調査した。その関係をまとめて表4-6に示すが $W_{420}$ は{111}、{110}、{100}と一定の相関を持っているが $\bar{W}$ 値、 $\Delta r$ 値等との相関関係は見られなかった。また $W_{440}$ はどの物理量とも明確な対応関係を示さなかった。

表4-5 S<sub>0</sub>モード板波伝播時間から求めた $W_{400}$ 、 $W_{420}$ 、 $W_{440}$

N o	$W_{400}$	$W_{420}$	$W_{440}$
1	-0.0021	0.0014	0.0035
2	-0.0049	-0.0019	0.0021
3	-0.0047	0.0009	0.0023
4	-0.0036	-0.0013	0.0022
5	-0.0158	0.0013	0.0020
6	-0.0053	-0.0015	0.0012
7	-0.0036	-0.0016	0.0027
8	-0.0109	-0.0086	0.0028
9	-0.0114	-0.0110	0.0028
10	-0.0063	-0.0013	0.0019
11	-0.0102	-0.0009	0.0027

表4-6  $S_0$ モード板波で求めた $W_{mn}$ と機械試験で求めた下値、  
固有共振法で求めた上値およびX線回析法より求めた  
結晶方位密度との相互相関係数

	$W_{400}$	$W_{420}$	$W_{440}$
{111}	0.99	0.71	0.10
{110}	0.90	0.70	0.37
{100}	0.93	0.67	0.30
下値	0.99	0.25	0.17
$\Delta r$ 値	0.81	0.08	0.29
上値	0.99	0.07	0.14

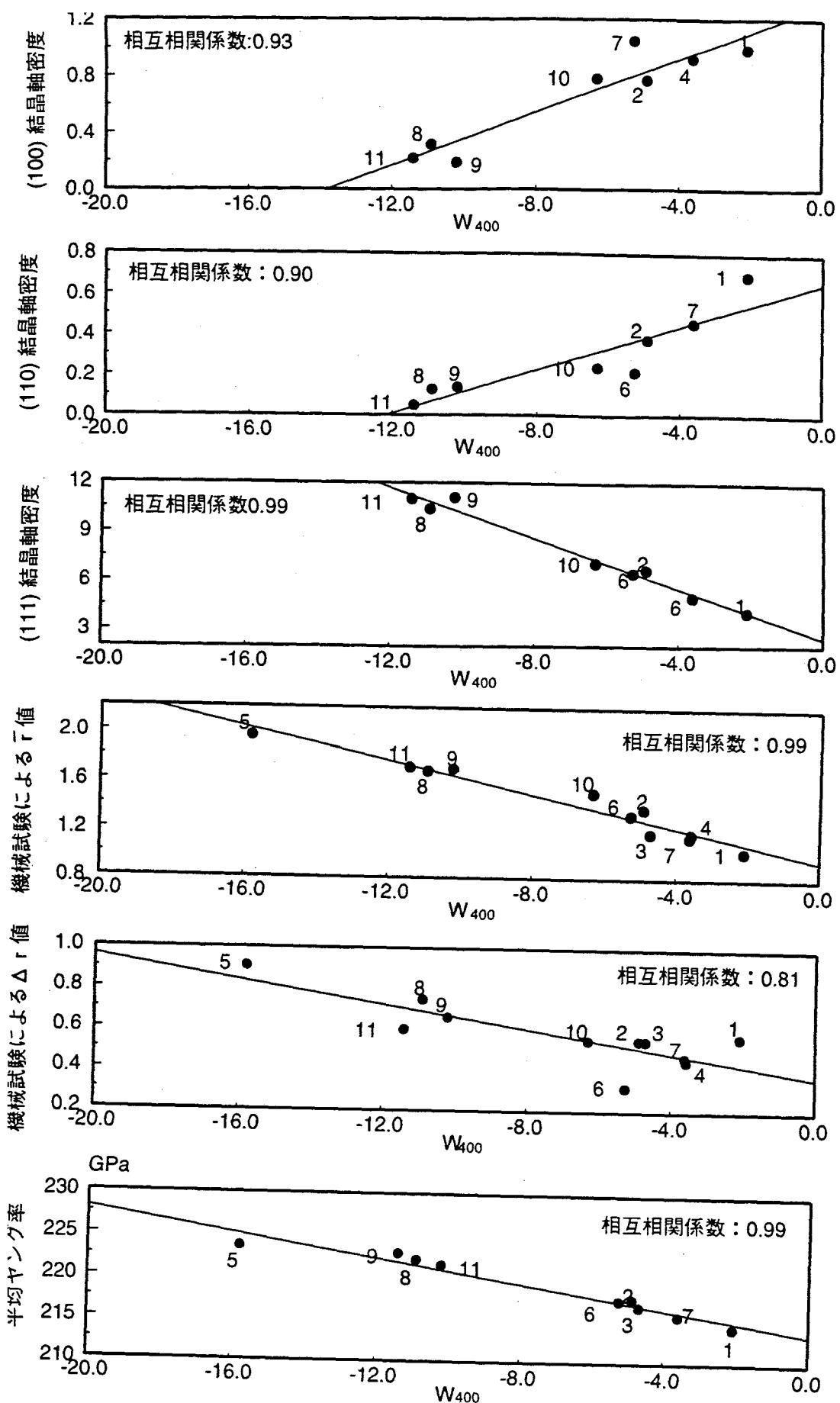


図 4-7  $S_0$  モード板波伝播時間から求めた  $W_{400}$  と集合組織、  
 $\bar{F}$  値、 $\Delta r$  値、平均ヤング率の関係  
(図中の番号は表 4-3 のサンプル N o )

#### 4. 4. 3 分散効果の伝播時間への影響

第2章で求めた分散関係によれば  $S_0$ モード板波音速は、板厚が厚くなるにしたがって、あるいは駆動周波数が上昇するにしたがって低下する。そこで実際に下値計測に与える影響を評価するために実験をおこなった。図4-8にその結果を示す。駆動周波数440kHzでは、板厚が0.5mmから2mmに変わると伝播時間が2%変化することがわかった。また駆動周波数が280kHzでは0.7%変化することがわかった。この結果は図中に併記している第2章の(2-57)式の音速式を用いた計算結果とも良く対応している。この伝播時間変化量は前述した実験結果をもとに下値に換算して0.45、0.15の変化に相当する。実際には板厚情報を用いて分散効果の補正をおこなうので、どの駆動周波数を用いても測定誤差は変わらない。

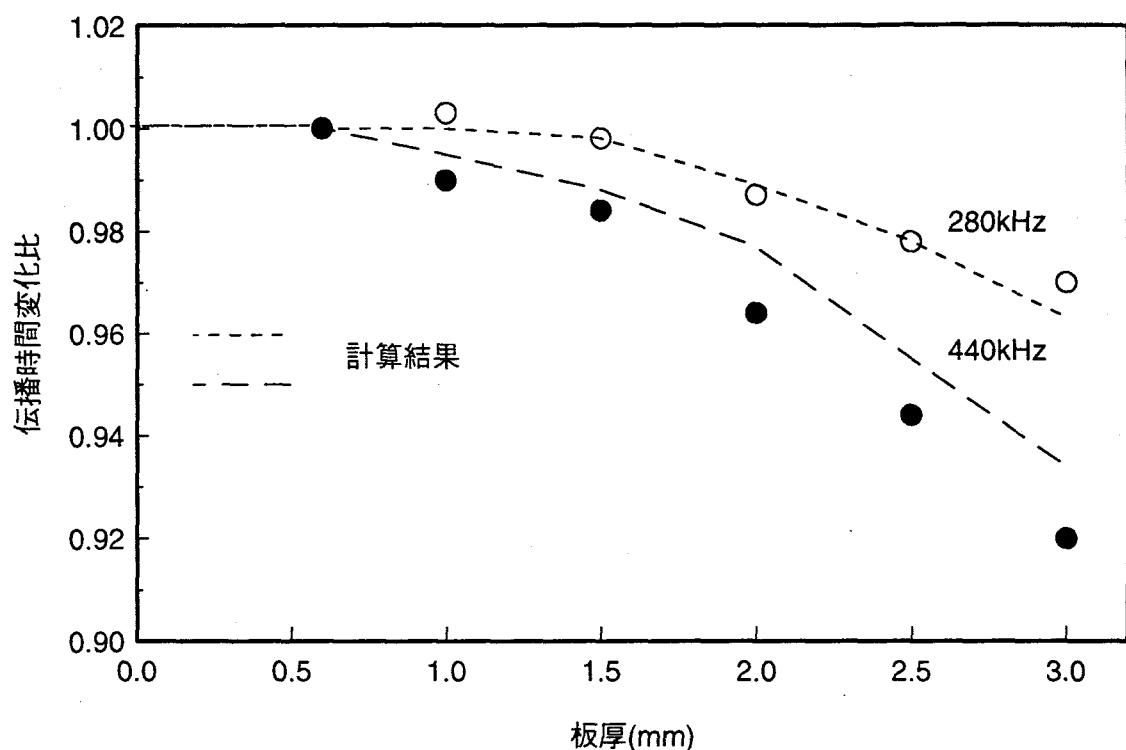


図4-8  $S_0$ モード板波伝播時間の板厚、駆動周波数依存性  
(破線の結果は(2-57)式の計算結果による)

#### 4. 4. 4 伝播方向と受信信号強度の関係

オンライン下値計としては圧延方向に対して $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  方向に板波を伝播させる。そこで板厚、および駆動周波数に対して伝播時間（音速）分布および受信信号強度分布について実験をおこない、磁歪型 E M A T がオンラインセンサとして、実用できるかどうか検討した。図 4-9 に製造ラインでの全仕様板厚に対して伝播方向別に受信信号強度を実験した結果をのせる。一般に $45^\circ$  方向での受信信号振幅が高い結果が得られたが、全仕様板厚で S/N = 3 以上の感度が得られ、ラインセンサとして使用できることを確認できた。

$45^\circ$  方向で受信感度が高い理由について超音波ビーム指向角の観点から検討する。超音波ビームの指向角については<sup>(59)</sup> が成り立つ。

$$\text{指向角 } \alpha = (\text{波長} / \text{振動子径}) \quad (4-5)$$

すなわち同周波数では音速が低い方が指向性が鋭いと考えられ、伝播時間分布から考えると $45^\circ$  方向では逆に振幅が低くなると考えられる。そこで図 4-5 のサンプル No 1 の測定データを用いて計算すると、 $0^\circ$  方向と $45^\circ$  方向ではビーム幅は約 3mm (1%) だけ $45^\circ$  方向の方が広がることになり、この現象を説明できない。

そこで別の観点から検討してみる。伝播方向に対して速度異方性がある場合、伝播方向とエネルギー束の向きにずれが生じることが知られている。M. J. P. Musgrave<sup>(58)</sup> の式によるとそのずれ角 $\Delta\theta$  は

$$\tan(\Delta\theta) = [1/T(\theta)] \{dT(\theta)/d\theta\} \quad (4-6)$$

ここで $T(\theta)$  は圧延方向に対して $\theta$  方向に伝播する伝播時間、 $d\theta$  は伝播方向の差、 $dT(\theta)$  は $d\theta$  の差で生じる伝播時間の差である。図 4-5 のサンプル No 1 の場合について、測定データを用いてずれ角を計算し、同サンプルの振幅分布の結果をあわせたものを図 4-10 にのせる。振幅が小さくなるとずれ角が大きくなる傾向が見られた。最大ずれ角の場合の受信センサ位置でのエネルギー束と振動方向のずれ距離は 24mm となり、指向角が絞られる効果より大きいことがわかる。すなわちエネルギー束と進行方向に差ができるために起きる効果のほうがより受信信号強度に影響を与えている。

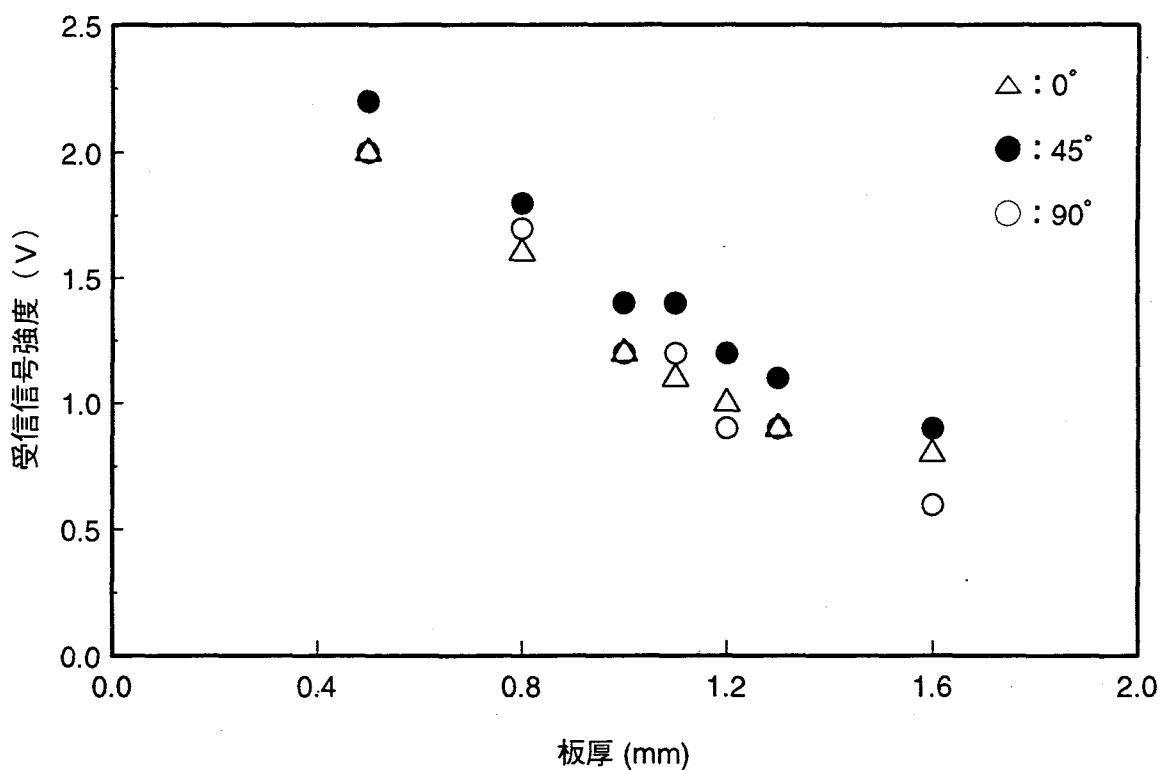


図 4-9 受信信号強度の伝播方向依存性

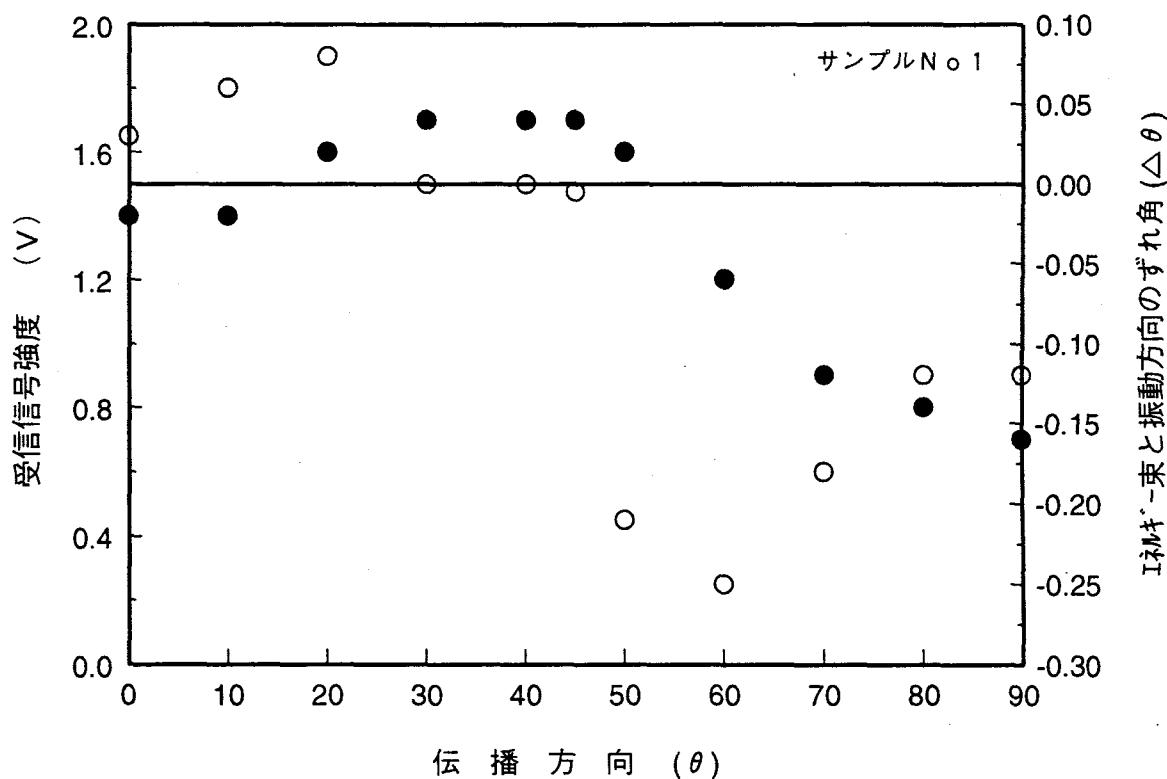


図 4-10 受信信号強度とエネルギー束方向と振動方向のずれ角の関係

#### 4. 4. 5 S<sub>0</sub>モード板波平均伝播時間法を用いた下値評価精度

表4-7に下値評価精度を実験的に確認するため準備した102枚のサンプル板の概略仕様について示す。これらのサンプル板は大きく分けて、連続焼鈍材とバッチ焼鈍材に分けられる。連続焼鈍材は加熱、保熱、冷却を冷延鋼板を搬送させながら連続的におこなう処理工程で、焼鈍開始から終了まで約30分程度でおこなわれる。バッチ材は、冷延鋼板をコイル状態のままで加熱、保熱、冷却を実施するもので、焼鈍開始から終了まで約数日間要する。以前は高級品はバッチ材、低級品は連続焼鈍材とわけられていたが、連続焼鈍技術の進歩により大部分の冷延鋼板が連続焼鈍プロセスで作られるようになっている。本研究の最終目標である製造ライン上での下値計測は、連続焼鈍材の下値計測ということができる。またサンプル板は、製造ラインでの製造板厚範囲をすべて含んでおり、材質的にも極低炭素鋼から中炭素鋼まで、冷延鋼板のすべての材質範囲を含んでいる。

表4-7 サンプル板仕様

熱処理仕様	炭素含有量 (wt%)	下値範囲	板厚範囲 (mm)	寸法 (mm)	枚数
連続焼鈍材	~0.002	1.48~2.18	0.5~1.2	400×400	10
連続焼鈍材	0.002~0.04	1.24~1.60	0.6~1.6	400×400	48
連続焼鈍材	0.04~0.1	1.02~1.39	0.6~1.6	400×400	30
バッチ焼鈍材	~0.002	1.67~2.06	0.7~1.2	400×400	4
バッチ焼鈍材	0.002~0.04	1.46~1.83	0.8~1.2	400×400	3
バッチ焼鈍材	0.04~0.1	1.07~2.20	0.4~2.5	400×400	7

なお実用上の観点からは3方向平均伝播時間から(4-11)式から、比例定数と定数を加えることにより下値を評価することができ、この点について実験をおこなった。実験は準備した全サンプルについて、まず各結晶方位密度と実測下値および各方向平均伝播時間から換算した下値との関係について整理した。図4-11、12にその結果を示す。実測下値の{111}、{100}結晶軸密度依存性についてはバッチ焼鈍材と連続焼鈍材では同じ下値でも結晶方位密度が異なっていることが示されている。平均伝播時間から求めた下値の{111}、{100}結晶軸密度依存性についてもほぼ同様の傾向を示している。すなわち同じ下値を示す材料でも製造工程の異なる材料については集合組織は異なった構造をもつことが明らかになった。

なお下値が0.5~2.4まで変化する間の伝播時間変化は3μs以内になっており駆動周波数280kHzを用いれば基本的には1波長内(約3.3μs)の位相変化測定をおこなえばよいことになり、受信信号波形の立ち下がりゼロクロス点までの時間測定が製造ラインでの連続測定に適用可能であることが確認できた。

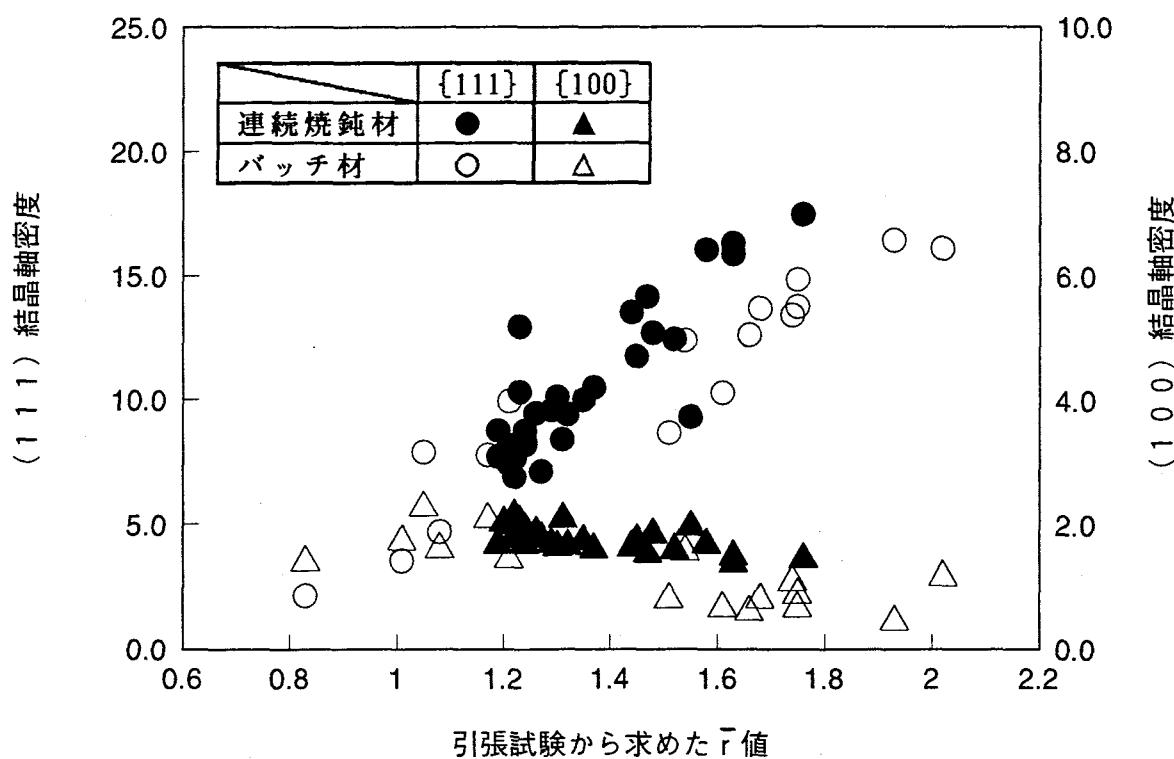


図 4-11 実測  $\bar{r}$  値の集合組織依存性

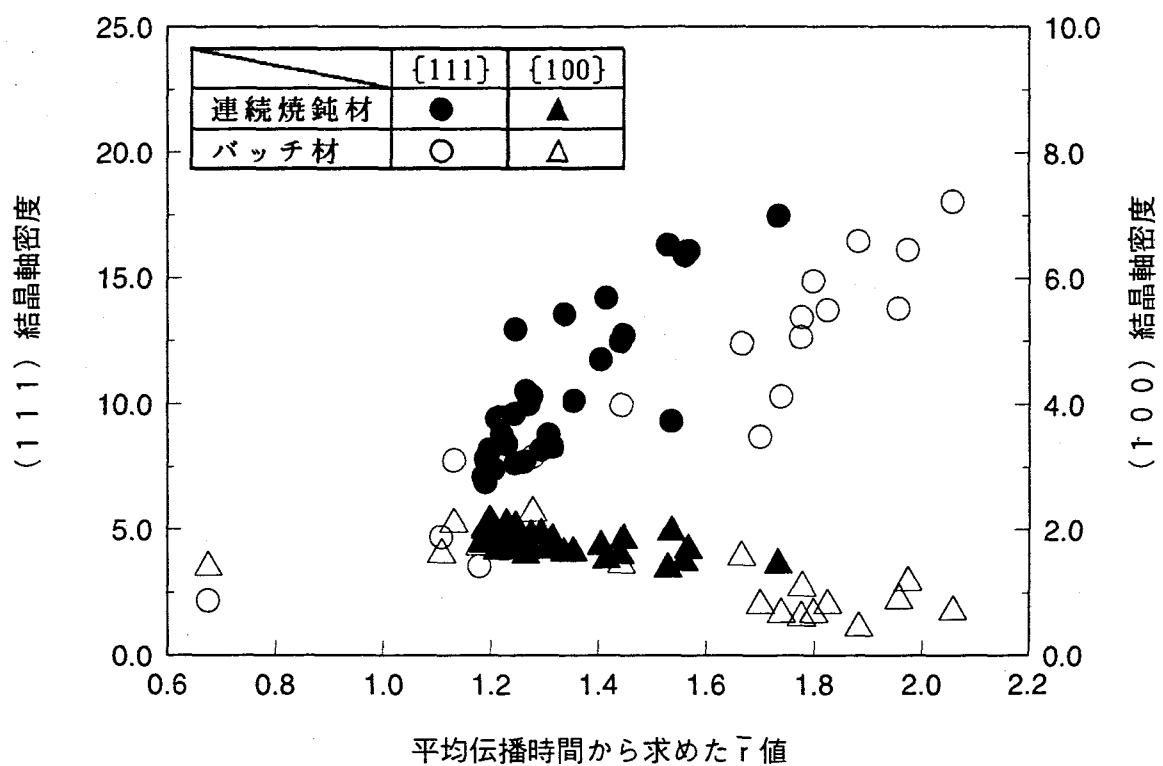


図 4-12 平均伝播時間の集合組織依存性

また図4-13に実測 $\bar{r}$ 値と{111}結晶軸密度と{100}結晶軸密度の対数の比の関係を示す。この場合バッチ焼鈍材と連続焼鈍材での有意差は見られなかった。これは $\bar{r}$ 値が $\ln[\{111\} \text{結晶軸密度}/\{100\} \text{結晶軸密度}]$ と最も良い対応関係を示しているためである。

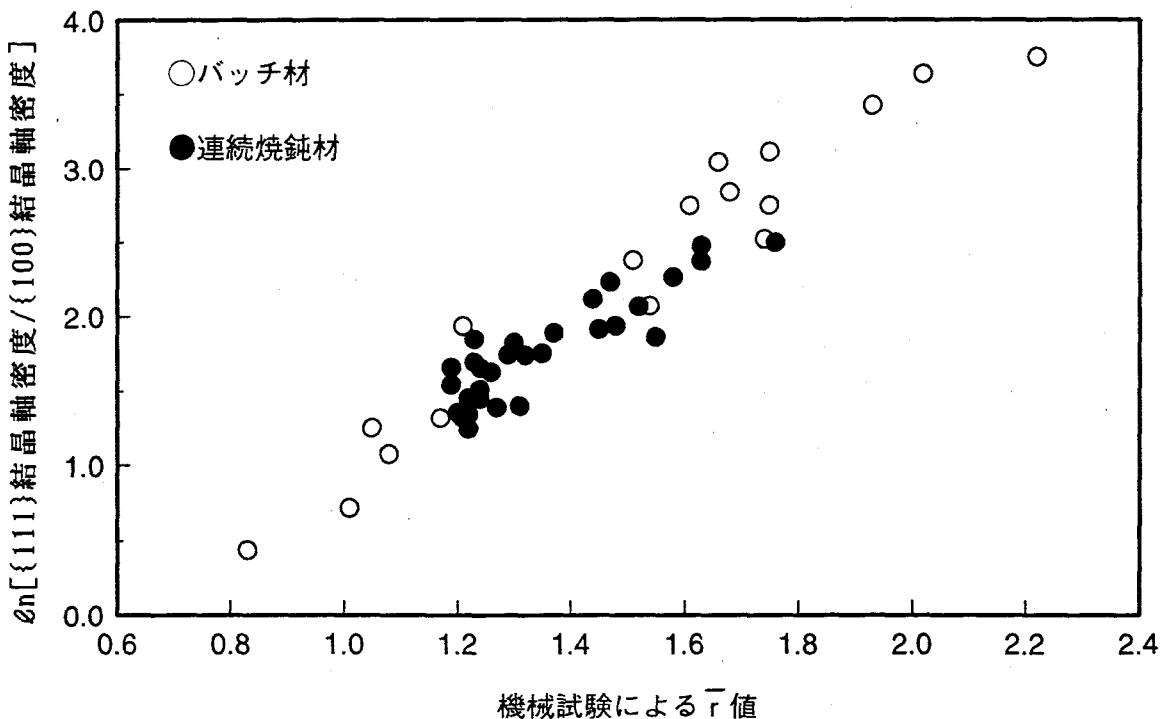


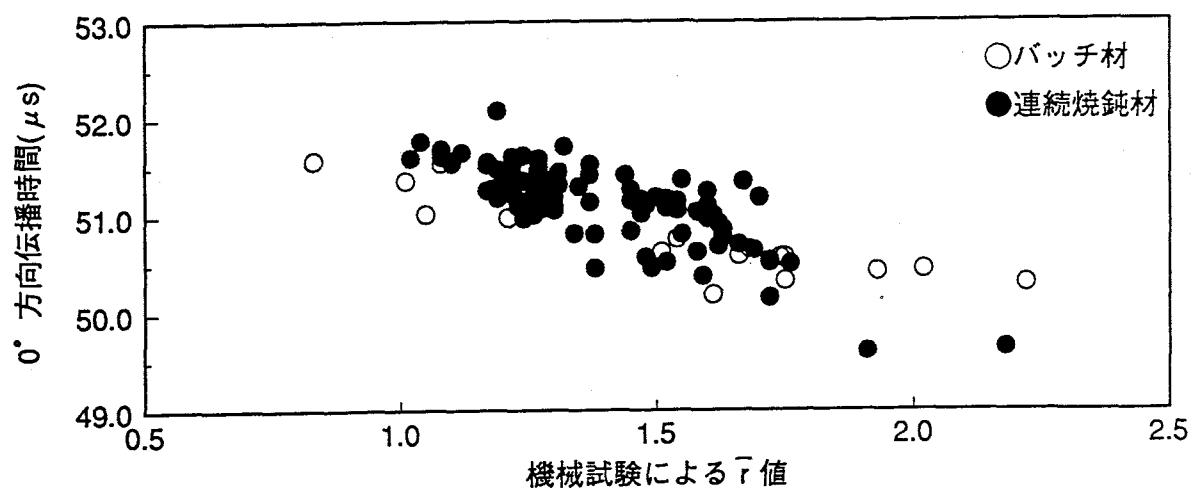
図4-13 結晶軸密度比と $\bar{r}$ 値の関係

また図4-14(a)、(b)、(c)に $T_0$ 、 $T_{45}$ 、 $T_{90}$ と実測 $\bar{T}$ 値の関係を示す。各々同様にバッヂ焼鈍材と連続焼鈍材の間に異なった相関性を持っていることが明らかになった。また3方向では $45^\circ$ 方向が最も実測 $\bar{T}$ 値と良い相関を持っており、前述の検討結果を支持している。すなわち $45^\circ$ 方向では $W_{420}$ の影響がなく、 $W_{440}$ の項は相対的に小さいため $W_{400}$ の項の影響を充分反映しているためと考えられる。さらに図4-14(d)に $\bar{T}$ 値計測定値と実測 $\bar{T}$ 値の関係を示すが、バッヂ焼鈍材と連続焼鈍材で異なったグループにわかれることが示されている。すなわち同じ $\bar{T}$ 値でも{111}、{100}結晶軸密度が異なる2つのグループにわけられ、これは連続焼鈍材、バッヂ処理材の違いに起因しており、板波音速による $\bar{T}$ 値評価値もそれに対応して2つのグループにわかれている。

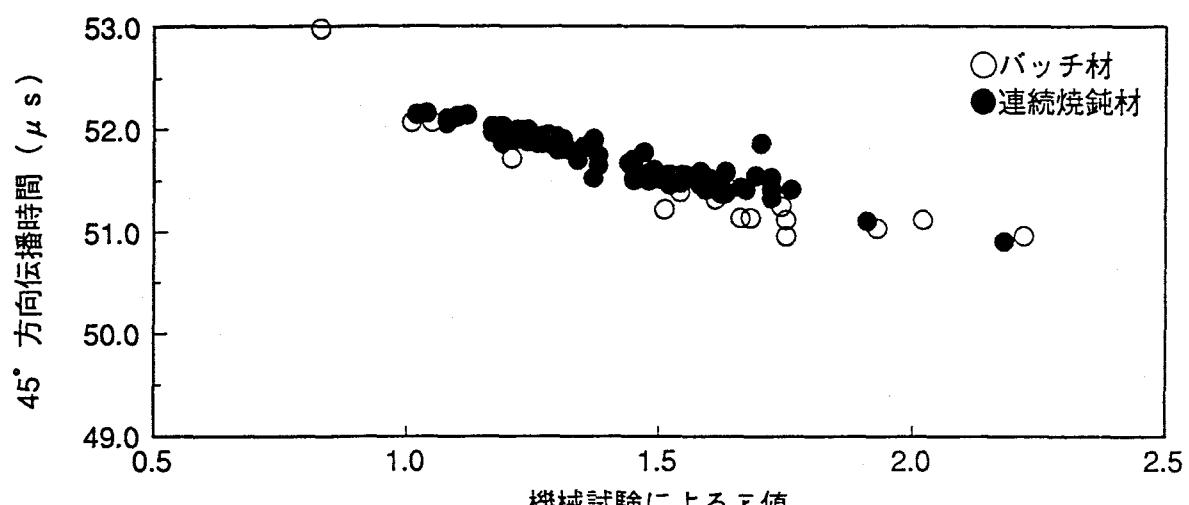
なお表4-8に各伝播方向、各材質毎の実測 $\bar{T}$ 値に対する評価精度、相関度をまとめたものを示す。製造ラインでは連続焼鈍材が流れるため、同一評価が可能になると考えられ、目標精度 $1\sigma=0.07$ を確保できることが明らかになった。

表4-8 各方向伝播時間と実測 $\bar{T}$ 値との関係

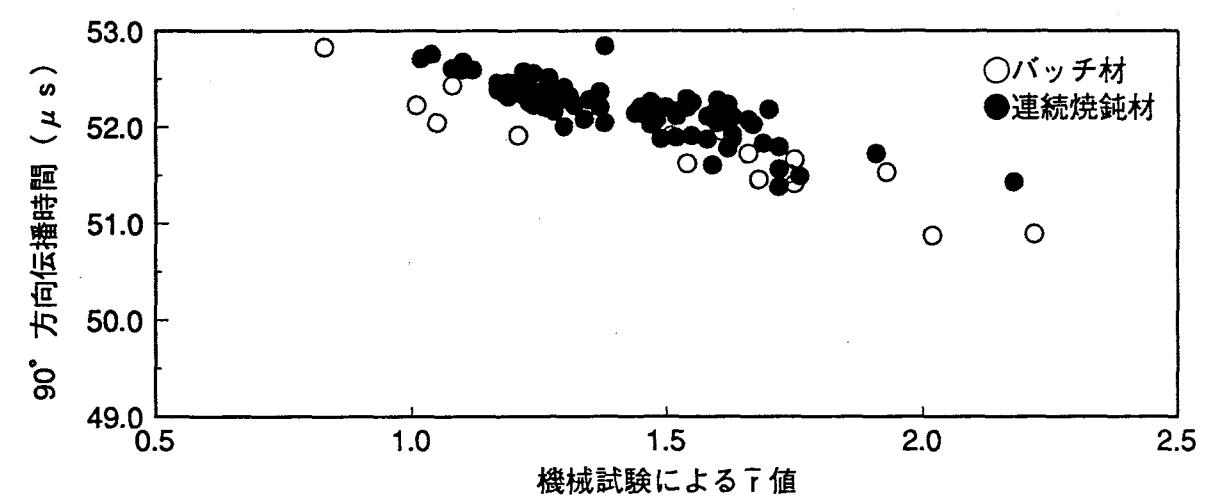
		伝播時間			平均伝播時間 からの $\bar{T}$ 値
		0° 方向	45° 方向	90° 方向	
全サン プル	標準偏差	0.15	0.09	0.13	0.08
	相関係数	0.78	0.93	0.84	0.95
連焼材	標準偏差	0.13	0.07	0.11	0.07
	相関係数	0.78	0.94	0.85	0.96
バッヂ 材	標準偏差	0.20	0.16	0.20	0.12
	相関係数	0.85	0.91	0.87	0.94



(a) 0° 方向

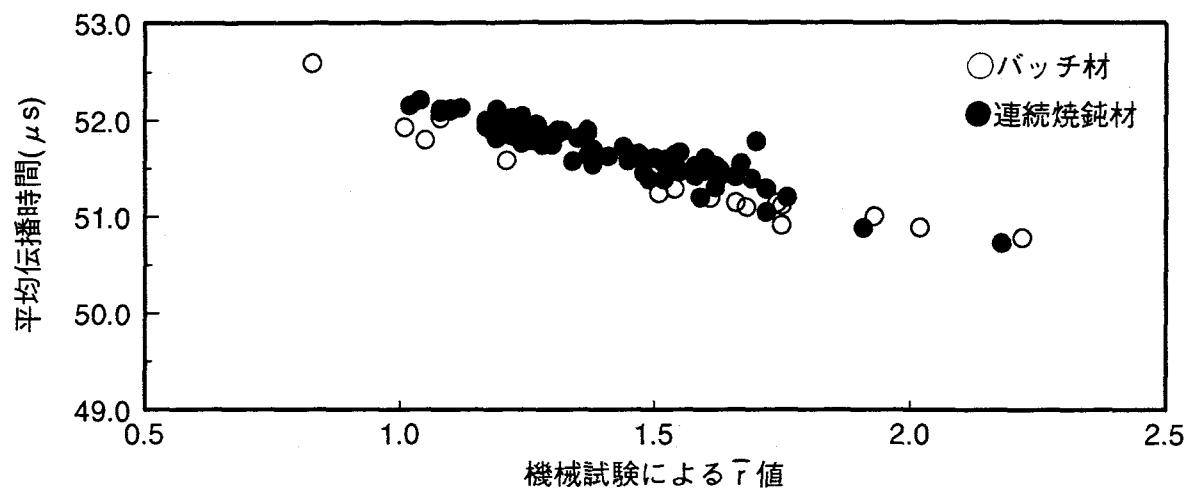


(b) 45° 方向



(c) 90° 方向

図 4-14 伝播時間と実測  $T$  値の関係



(d) 平均伝播時間  
図 4-14 伝播時間と実測  $T$  値の関係

#### 4. 5 まとめ

$S_0$ モード板波音速（伝播時間）の冷延鋼板平面内での分散関係を用いて結晶方位分布関数の展開係数である $W_{400}$ ,  $W_{420}$ ,  $W_{440}$ を求めた。また $W_{400}$ ,  $W_{420}$ ,  $W_{440}$ と{111}、{100}、{111}結晶軸密度、および下 $\bar{\tau}$ 値、 $\Delta r$ 値、上 $\bar{\tau}$ 値との相関関係についても実験をおこなった。また各方向伝播時間の実測下 $\bar{\tau}$ 値依存性についても実験をおこなった。

さらに製品コイルから大量のサンプル板を採取し $S_0$ モード板波の特性について実験をおこない、工業的に製造ラインで使用できるかどうか検討をおこなった。

以下に得られた知見をまとめる。

- (1)  $S_0$ モード板波伝播時間の伝播方向に対する依存性は第2章で求めた分散関係式にしたがう。
- (2) 下 $\bar{\tau}$ 値が1から2に変化する場合の $S_0$ モード板波伝播時間の変化率は約4.5%である。
- (3)  $S_0$ モード板波音速から得られた $W_{400}$ は{111}、{100}、{110}結晶軸密度のいずれの結晶軸密度とも高い相関を持っている。ただし変化幅については{111}結晶軸密度の場合は他の結晶軸密度の場合と比べて1桁大きくなっている。また $W_{400}$ と下 $\bar{\tau}$ 値は非常に高い相関性を持っている。
- (4) 圧延方向に対して45° 方向に伝播する板波の伝播時間は他の方向に比べて実測下 $\bar{\tau}$ 値との相関は良い。この原因は45° 方向に伝播する $S_0$ モード板波伝播時間音速は $W_{420}$ に依存しないことと、 $W_{400}$ ,  $W_{440}$ の項の係数比 $A_0/A_4$ が0.911とほぼ同等で、 $W_{440}$ の値が $W_{400}$ の値に比べ小さいため、 $W_{440}$ 項の影響が $W_{400}$ 項に対して低いためである。
- (5)  $\Delta r$ 値は $r$ 値の面内異方性を表す指標であることから、 $S_0$ モード板波の音速から求めた $W_{420}$ が $\Delta r$ 値を表すと考えられる。しかし得られた結果は高い相関性を示さなかった。
- (6) 板厚による音速低下は駆動周波数が低ければ小さくなる。この点で駆動周波数280kHzは工業的にオンライン測定をおこなうのに適している。またこの傾向は第2章で求めた分散関係式で説明できる。
- (7) 受信信号強度は0° と90° 方向で低く、45° 方向で高くなる傾向があるが全板厚仕様範囲で製造ライン適用に充分な受信信号強度が得られる。なおこの理由は、速度異方性があるために発生する伝播方向とエネルギー束のずれを考慮することで説明できる。
- (8) 同下 $\bar{\tau}$ 値でも集合組織の異なるものがある。この場合、板波伝播時間測定による下 $\bar{\tau}$ 値測定は異なる結果を与える。ただしオンライン下 $\bar{\tau}$ 値計の目的である連続焼純材に限定すれば、板波伝播時間測定による下 $\bar{\tau}$ 値測定精度は $1\sigma=0.07$ となり、目標精度以内となる。

## 第5章 オンライン正値計測システム

## 第5章 オンライン下値計測システム

### 5. 1 はじめに

前章までの研究結果から、製造ラインでオンライン下値計測を実施するためには、低周波数の  $S_0$  モード板波を  $0^\circ$  、  $45^\circ$  、  $90^\circ$  方向に固定長だけ伝播させ、その平均伝播時間を求め下値に換算すること、またオンラインセンサとしては電磁石を用いた磁歪型 EMAT を用いること、またその磁歪型 EMAT は冷延鋼板をはさんで電磁石部分を対称に配置すること、さらに板厚、リフトオフ、温度などの要因については、補正ができる機能を組み込むことで、製造ラインで連続的に下値を  $1\sigma=0.07$  以内の精度で測定するシステムを構築できることを明らかにした。この章ではこれらの研究結果にもとづき試作したオンライン下値計測システム、および最終的に導入した実用装置の仕様について説明する。その後本システムを用いて実験をおこなったオフラインでの測定精度評価結果について述べる。なおこの実験の中では、製造ラインで下値評価を実施する場合には、まず 1 年を通して使用することによりその気温差 ( $0^\circ\text{C} \sim 50^\circ\text{C}$ ) があること、製造ラインでは最大  $20\text{MPa}$  の張力変化があること、冷延鋼板が走行状態であり、かつその速度は変動 ( $0\text{-}400\text{mm/min}$ ) すること、また鋼種についても極低炭素鋼から中炭素鋼まで様々な種類の冷延鋼板が流れていること、さらに板厚についても製造ラインでは  $0.3\text{~}2.0\text{mm}$  の範囲にわたっていることの影響について評価をおこなった。そしてこれら製造ラインで使用する場合に關係する諸条件が下値計測に与える影響を評価し、オンライン下値計としての諸仕様を把握し、かつ製造ラインで用いる場合の下値測定精度について明らかにした (41)、(42)、(43)、(44)、(45)、(46)。

最後にオンラインで実験をおこなった下値計測精度評価結果について述べる。

### 5. 2 基本仕様

本下値計は従来、コイルトップ部、ボトム部のみに適用されていた引張試験による下値測定できなかったコイル全長下値測定を、オンラインで実施するために研究開発されたものである。図 5-1 に利用方法の簡単な考え方を示す。すなわち本下値計で非破壊でコイル全長非破壊測定を実施することにより、以下の効果を發揮すると考えられる。

- ① コイルの全長保証が可能となることで、従来見逃していた所定外の下値部分を検出することができ、納入後のクレームがなくなる。
- ② 下値情報により加熱炉、均熱炉、圧延機などの操業中の突発的な不良を監視することが可能となる。このことは、下値外れ品の大量発生を未然に防ぐことも可能にする。
- ③ 将来は下値情報のフィードバックにより加熱炉、均熱炉の操業制御が可能となる。

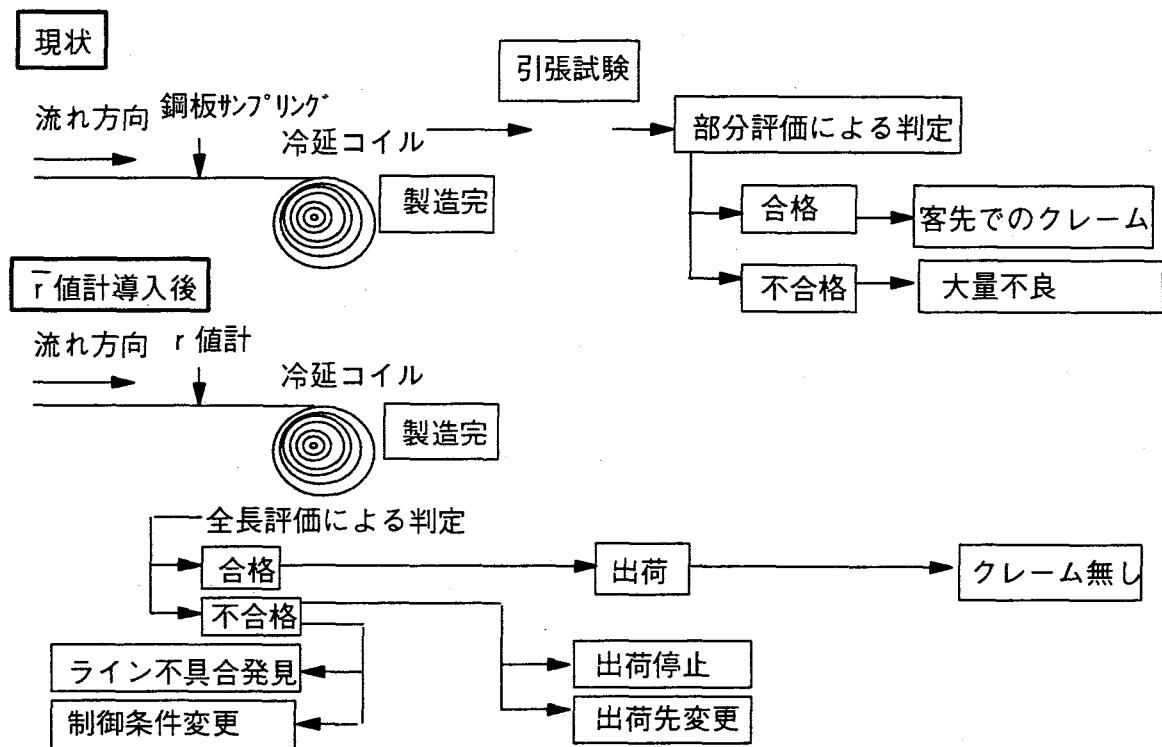


図5-1 オンライン $r$ 値計利用方法

表5-1に基本仕様を示す。本装置は冷延鋼板の最終工程である連続焼鈍ライン(図5-2)出側(熱処理終了後)において製造中の冷延鋼板の $r$ 値を全長連続測定することを目的として構成されており、基本動作は製造ラインをコントロールするプロセスコンピュータの指示のもとでラインの状況に応じて動作する。また、常に安定して測定できるように板厚、リフトオフ、冷延鋼板温度、雰囲気温度の測定条件変化に対して補正できる機構となっている。

本装置の基本的な特徴は以下の通りになる。

- (1) 磁歪型 $S_0$ モード板波EMATを用いた非接触オンライン測定(リフトオフ: 5mm → センサカバー面から3mm)
- (2) 連続焼鈍材全仕様(材質、板厚)を全長連続測定可能
  - A. 板厚による磁化電流自動調整、伝播時間測定値自動補正機構装備  
(板厚はプロセスコンピュータから自動収集)
  - B. リフトオフを同時連続測定し、測定値によるリフトオフ自動調節機構
  - C. 励磁コイル温度を同時連続測定し、測定値による自動温度補正機構
  - D. サンプル板を用いた自動較正機構
  - E. 伝播時間誤計測自動判定機構
- (3) 簡便な機構(水冷却等不要)で長期連続使用可能
- (4) 溶接部通過、ライン張力オフ時の退避機構

表5-1 オンライン $\bar{I}$ 値計仕様

項目	仕 様
センサタイプ	磁歪型 S <sub>0</sub> モード板波EMAT(電磁石利用)
センサヘッド	3ch(送受信子で1ch) 圧延方向に対して0°、45°、90° 方向 0°、90° : 140mm、 45° : 280mm
直流電源	最大出力電圧: 70V 最大出力電流: 10A
パルサ	駆動周波数=280kHz 出力電圧: 最大±100V 出力電流: 最大±50A トーンバースト正弦波型(波数1~10)
アンプ	周波数帯域: 120kHz~1.6MHz(-6dB) 増幅率: 20~16,000倍
バンドパスフィルタ	周波数帯域: 200kHz~700kHz(-12dB)
A G C	増幅可変幅: 30dB
測定時間	5ms/1ch 20ms/1測定点(3chの測定時間+データ処理時間)
励磁方法	直流(板厚毎に最適値設定可)
リフトオフ	5mm
ライン速度	最大 400mm/min
板厚	~2mm
測定精度	$1\sigma = 0.07$ 以内
補正機能	板厚、リフトオフ、冷延鋼板温度、雰囲気温度

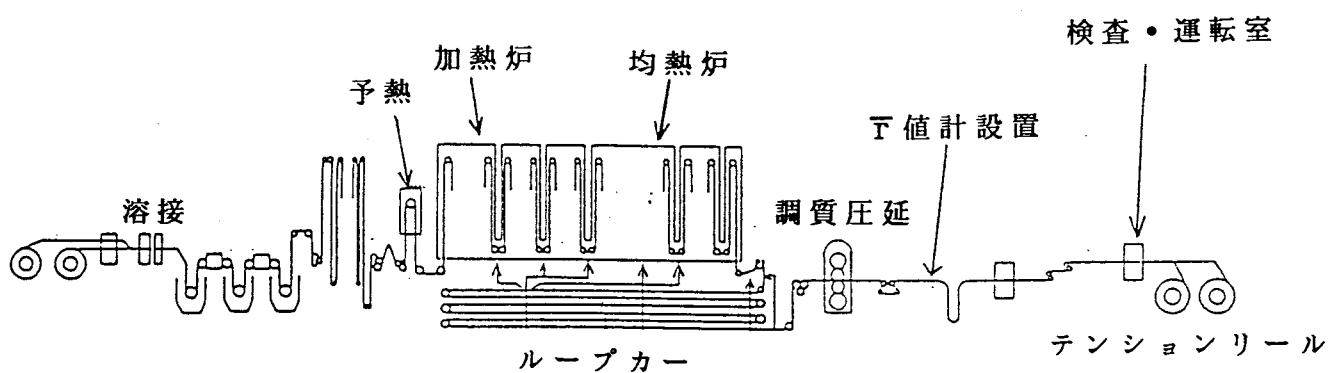


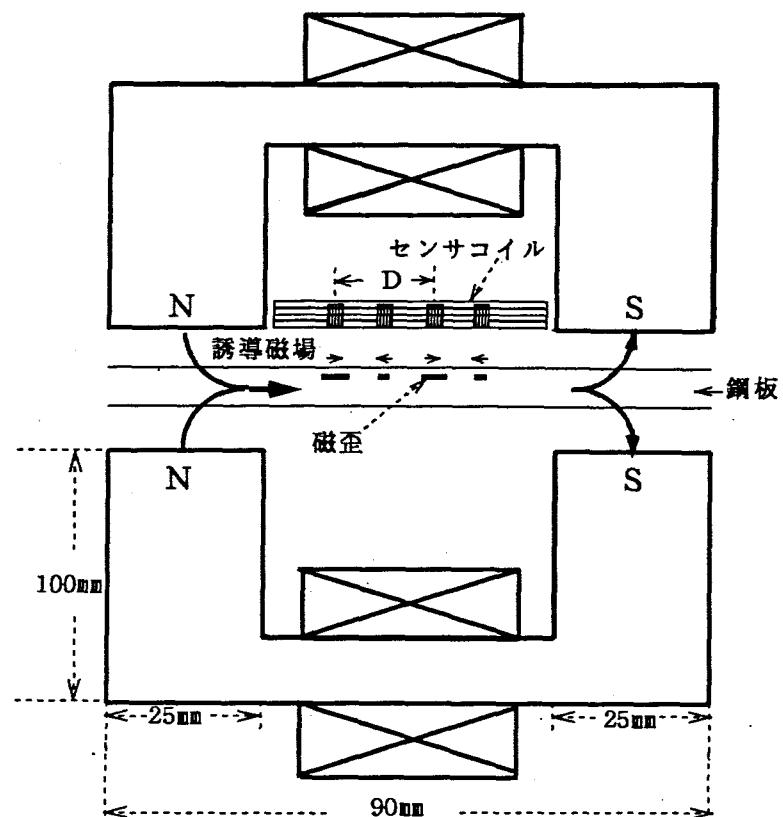
図5-2 オンライン $\bar{I}$ 値計設置ライン概要

## 5. 3 測定装置構成

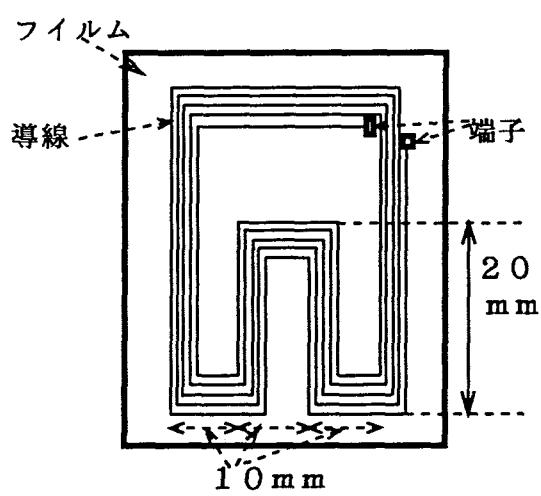
### 5. 3. 1 E M A T の構造

なお、本装置で用いたセンサコイルと電磁石の仕様は第3章で検討した磁歪型E M A Tと同仕様のものであるがプローブコイルについてはビニールシートに銅線のパターンをプリントしたプリントコイルを使用した。理由は長期的に使用していくためには、製作をパターン化することにより、安定して同じ品質のものを提供していく必要があるためである。図5-3に本装置でのE M A Tおよびセンサコイル構造図を示す。

#### A. センサ全体構成図



B. 送信用センサコイル



C. 受信子センサコイル

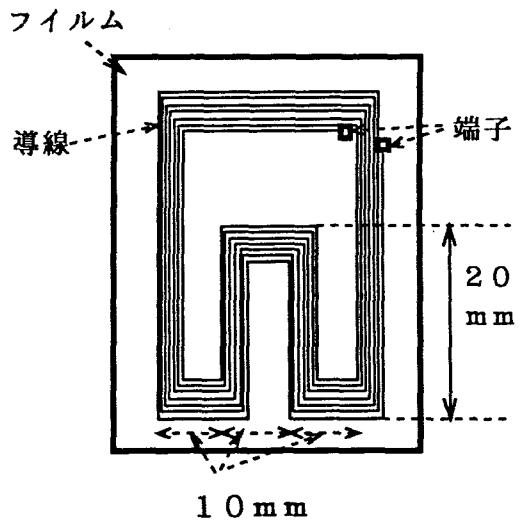


図5-3 E M A T構造図

### 5. 3. 2 センサマウントの構造

センサマウントは図5-4に示すが、圧延方向に対して $0^\circ$ と $90^\circ$ 方向については送受信子の先端間距離で140mm、 $45^\circ$ 方向については280mmに固定して組み込んだ一体型の構造となっている。 $45^\circ$ 方向の距離が他方向に比べ2倍になっているのは、コイルに対する空間的な制約のためであるが、あとで測定データの補正にも有効に利用されている。センサヘッド全体の構成としては4章での検討結果をもとに、センサコイル直下の冷延鋼板表面に平行に強力な磁場をリフトオフが大きくなってしまふために、センサマウントを上下対称に設置するようにしている。ただしセンサコイルは上側センサマウントにのみ装備し、下側は電磁石のみを装備している。

### 5. 3. 3 測定装置機構

図5-5に本装置のライン設置機構図を示す。搬送中の鋼板をまたぐようにしてセンサマウントをささえる架台が設置されている。また第3章でのS<sub>0</sub>モード板波EMA T（磁歪型）の性能評価結果から、リフトオフの許容レベルが5mm程度である。しかし実際のT値計設置位置では、冷延鋼板の搬送中のバタツキが20~30mmあるため、センサヘッド両側にバタツキ防止用押さえロールをおのの2ロール配置した。また製造ラインではコイル、コイル間を溶接でつなぐため、事故防止のため溶接点での退避、あるいは張力およびリフトオフ監視による異常時退避機能を備えている。ここでいうコイルとは冷延鋼板を巻取ったもののこと、通常熱延ライン→冷延ライン→出荷をおこなうときの搬送はコイル単位で実施する。すなわち冷延工場内で一旦巻戻しをおこない圧延、熱処理工程をへて再び巻戻して製品として出荷する。また溶接点でのセンサヘッド退避時、センサヘッドに付着した鉄粉を除去するために、いったん電磁石の電源をオフし、エアーパージを実施するようになっている。

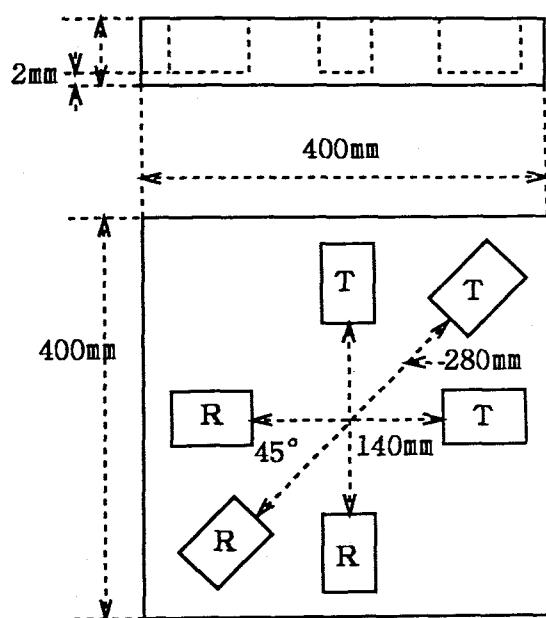
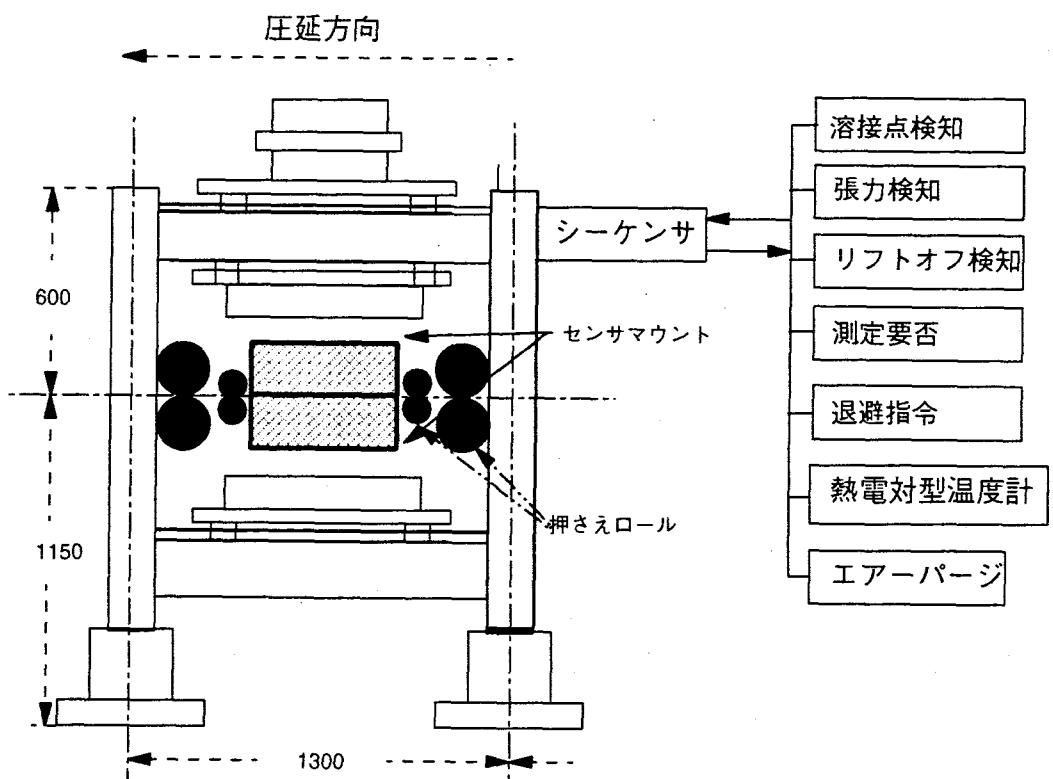
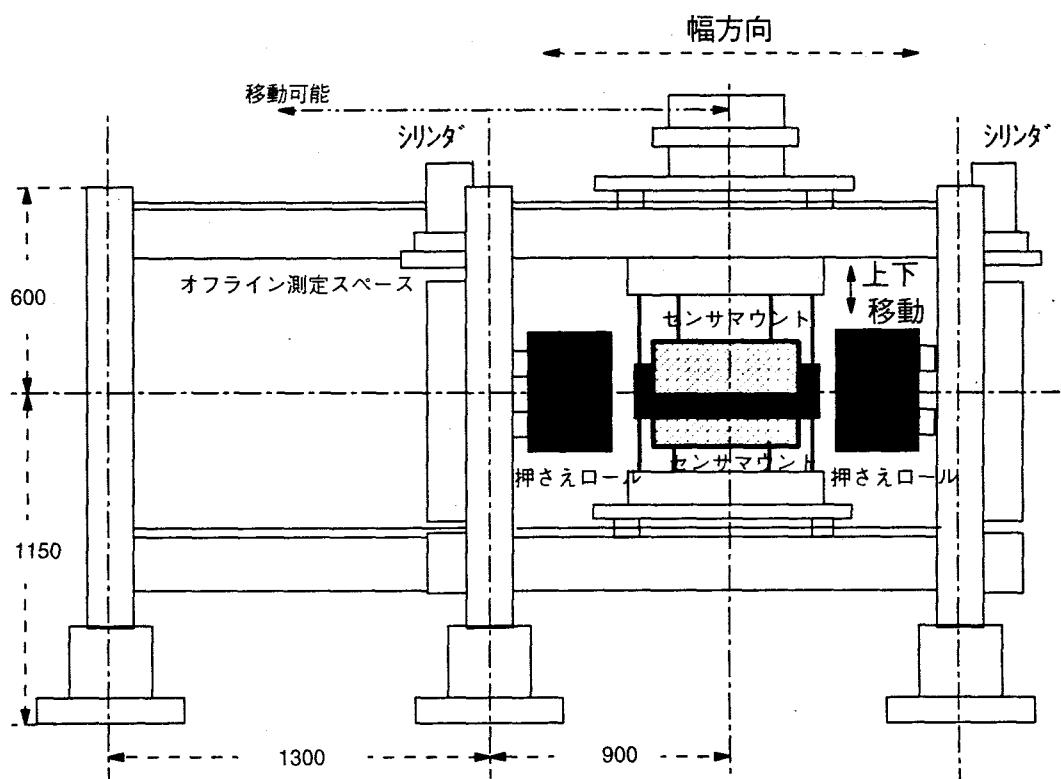


図5-4 センサマウント構造図



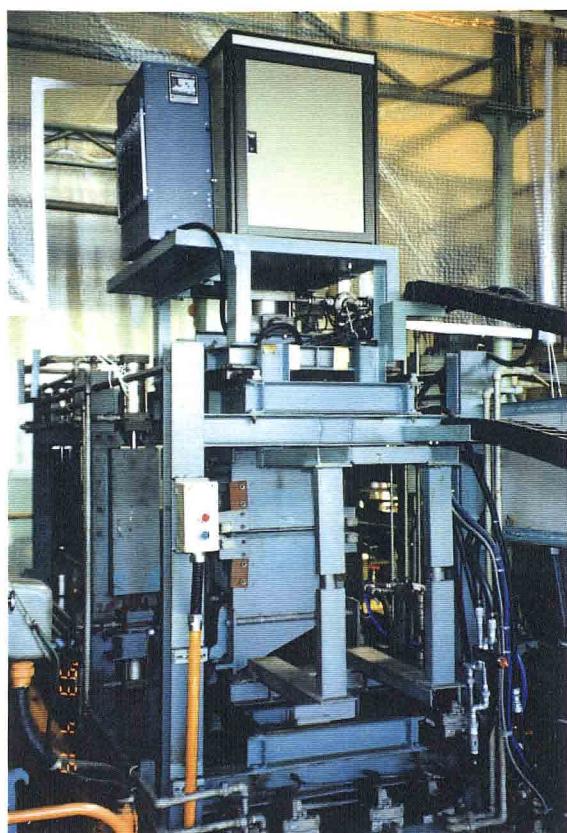
( a ) 側面図



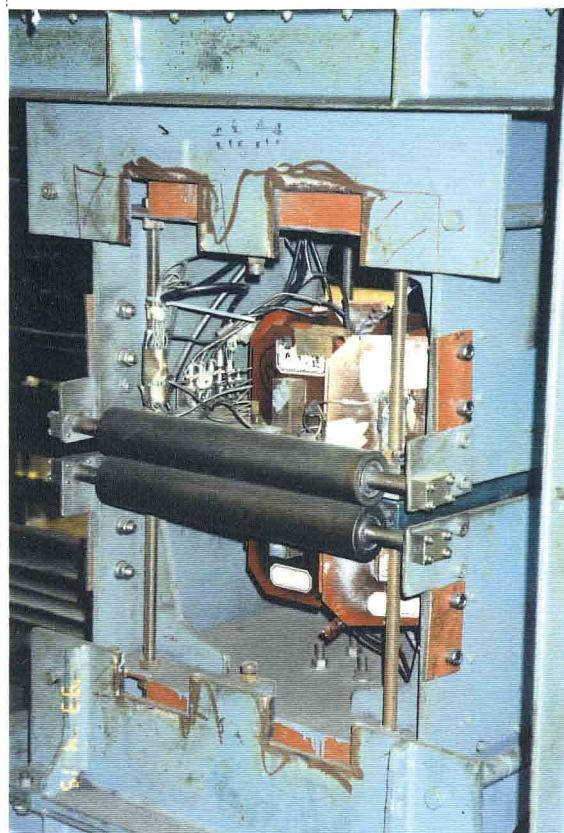
( b ) 正面図

図 5-5 ライン設置機構図

写真5-1に本研究で用いたオンライン下値計測システムを示す。センサおよびセンサマウントが架台に取り付けられオンライン、オフライン測定がおこなわれる。信号処理装置などはライン外に設置されている。



架台機構部



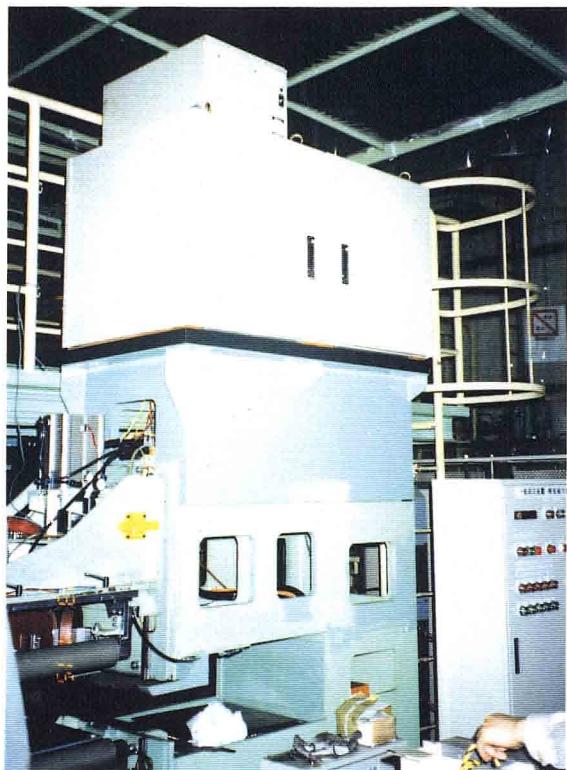
センサ部



信号処理部

写真5-1 オンライン下値計（試作機）の主要構造

また写真5-2に現在、実用装置として導入されたオンライン $\text{F}$ 値計測システムの写真を示す。実用装置では実験装置では実現しなかったオフライン校正装置自動リトラクト機構、測定データ結果のオペレータへの伝送などが実現されている。また信号処理装置は、長期間使用に耐えるように、電気室内に設置した。



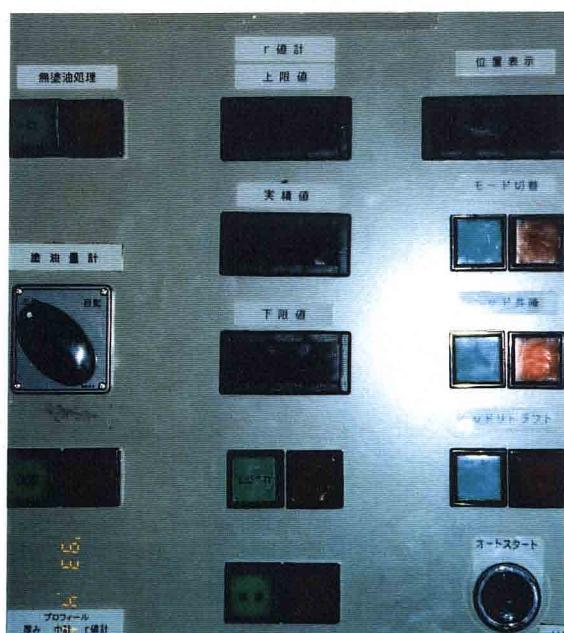
架台機構部



センサ部



信号処理部



運転室操作盤

写真5-2 オンライン $\text{F}$ 値計（実用機）主要構造

また図5-6にオンラインT<sub>g</sub>値測定システムの動作フロー図を示す。センサヘッドは工場休止時はライン外に退避しており、この位置でオフライン試験、保守作業などが実施されている。操業時はライン内の冷延鋼板直上にセンサは退避しており溶接点通過を待ってセンサヘッドは冷延鋼板直上5mmに降りてきて測定を始める。そして次の溶接点が通過する直前にセンサヘッドは一旦上昇退避する。その後はセンサヘッドがライン内にある限り同じ動作をくりかえすことになる。

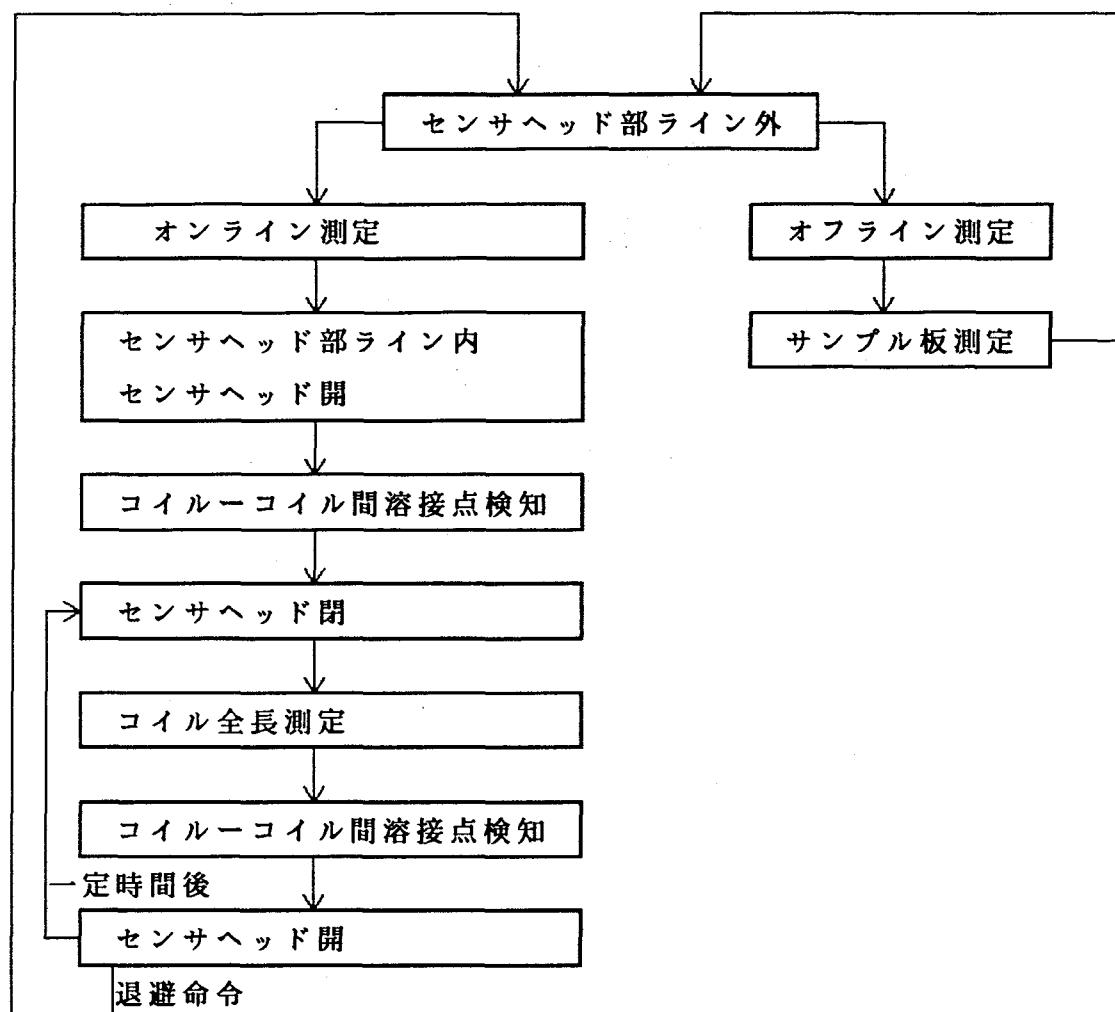


図5-6 オンラインT<sub>g</sub>値計動作フロー図

### 5. 3. 4 信号処理装置

図5-7に信号処理装置を示す。電磁石用電源は励磁電流コントロール機能がついており測定対象となる冷延鋼板の板厚にしたがって、最適磁化電源を選択できるようになっている。

パルサは3ch独立ではあるが切り替え型のトーンバースト型（駆動周波数280kHz、1～9波可変）となっており、9波までの正弦波が発生する。トーンバースト型の正弦波を選択したのは、板波が駆動周波数に対して音速分散性をもつため、單一周波数に近い周波数成分を持たせるためと受信信号強度を高めるため、ならびに送信パルスエネルギー（出力電圧×波数）を大きくするためである。通常トーンバースト型を使うとダンピング型に比べ不感帯が大きくなるが、本測定法では送受信間距離が140mm以上離れているため、不感帯は30μs以内であればよく波数の制約がないため、トーンバースト型を使うことは問題とならない。出力電圧、電流の最大値は250V、50Aであり繰り返し時間は20msとなっている。

受信側では3ch独立にプリアンプで20倍に増幅された後、信号処理装置で100～8000倍の範囲で増幅する。この増幅度は、入力した受信エコー強度の大きさを一定になるように、A G C回路を用いて自動的に変動する。なおA G C回路の必要性については、伝搬時間を後述する立ち下がりゼロクロス点で計測する場合、受信信号波形が正弦波であることを考えると、受信信号振幅が変動しても計測値に影響はないと考えられる。しかし、実用上は、受信信号波形は正弦波からゆがんでおり、受信信号振幅の変動は計測値の変動につながるため使用した。また、ノイズの除去のため、200kHz～700kHzの範囲で可変となるバンドパスフィルタも装備されている。

その後、受信エコーから伝播時間を10ns単位でゼロクロス法を用いて測定する。そして誤計測判定、データ補正を実施した後、下値換算を実施している。この信号処理機能については後述する。本装置での測定結果は、運転室内レコーダおよび信号処理装置内レコーダに、ラインと同期して同時出力される。また運転室操作盤内に装備されているLED表示器に表示される。これらのレコーダ出力、LED表示の値は、運転室の運転マンの操業オペレーションに利用される。さらに1製品コイル単位で10mmピッチの測定値、およびコイル全長の平均下値、最大下値、最小下値がライン制御コンピュータに送られる。そして製品コイル毎の深絞り性のデータとして蓄積され、出荷基準として利用される。

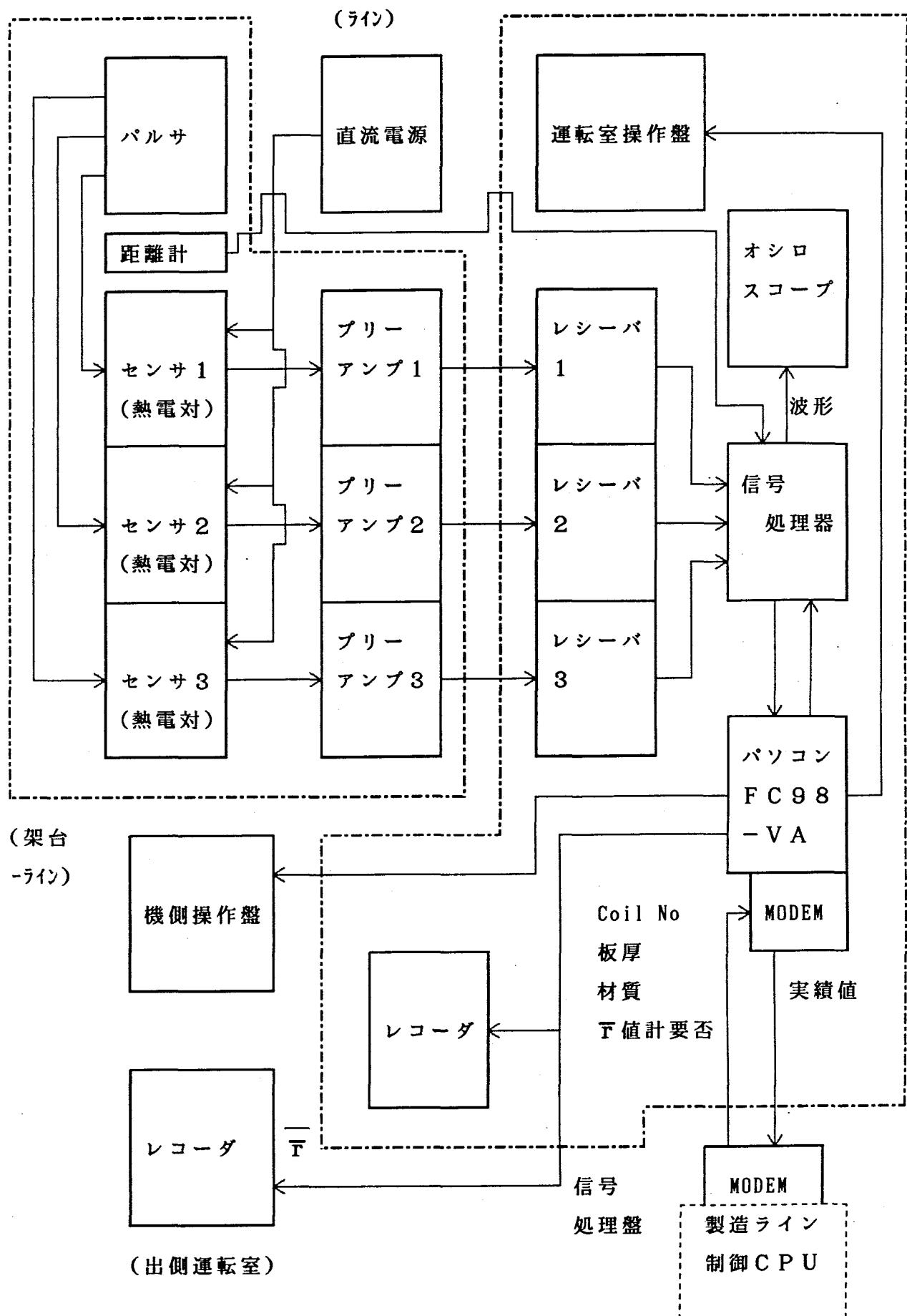


図5-7 オンラインT値計構成ブロック図

### 5. 3. 5 信号処理システム構成

本節ではオンラインT値測定システムで実施された信号処理システムの構成について述べる。

#### A. 伝播時間測定方法

伝播時間測定について誤計測値を減らし、安定して精度の高い測定装置とするためにいくつかの誤計測判定ロジックを組み込んだ。

##### a. ディジタルゼロクロス法

伝播時間はトリガ信号の立ち上がり点を起点としてまず固定時間長( $T_0$ )のマスクゲートが設定されている。このゲート内では信号が入っても測定はおこなわない。このマスクゲートの終点以後で最初に信号が+から-に変換する点までの時間(ゼロクロス点)を100MHzの水晶発振器で10ns単位で計数する( $\Delta T = 10 \cdot N(ns)$ , Nはカウント数)。伝播時間 $T'$ は $T_0 + \Delta T$ で計算される。

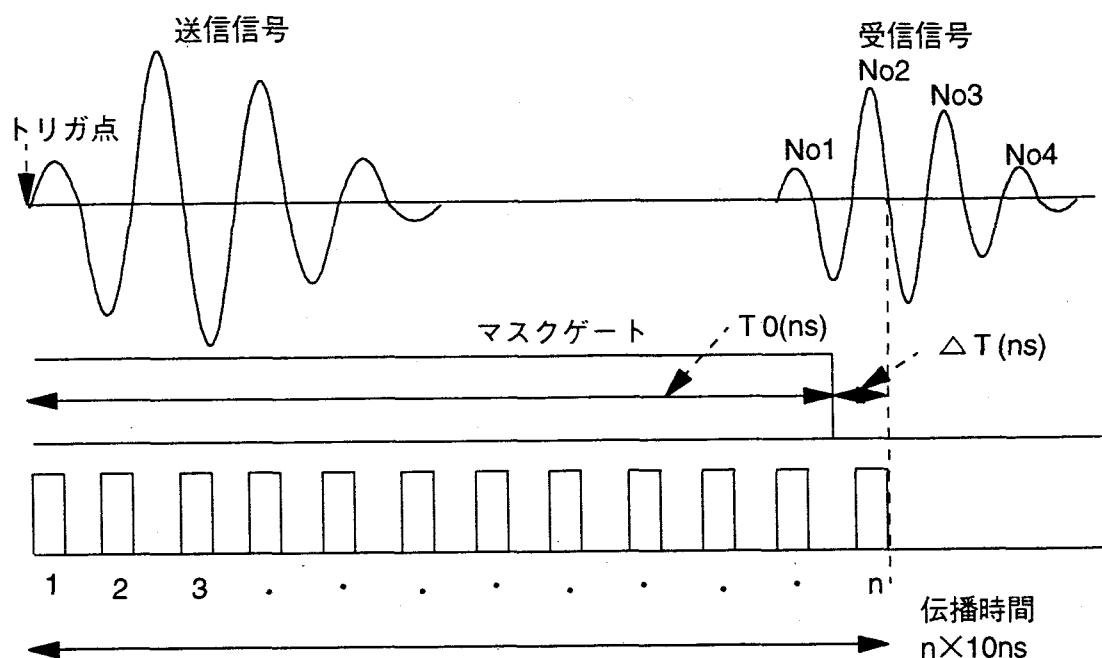


図5-8 伝播時間測定方法

### b. 誤計測判定ロジック

測定した伝播時間  $T'$  は外乱ノイズに起因する誤計測値が含まれている。そこで各伝播方向について伝播時間計測時に、図 5-9 に示すのような移動平均処理を実施した。まず計測スタート時は移動平均が統計的に意味を持つと考えられる計測回数  $n$  回に達するまでは計測値がそのまま出力される。 $n$  回が過ぎると  $N$  回目の計測値は常に  $N-1$  回目の計測値と比較されその差が  $c$  以上であれば前回値  $D_{N-1}$  が  $D_N$  値として登録される。以下であればその値がそのまま  $D_N$  として登録される。なお測定値としては最初の  $n$  回目迄以外は常に  $D_N$  を含む  $s$  回前迄の測定値の平均値が  $N$  回目の測定値として出力される。

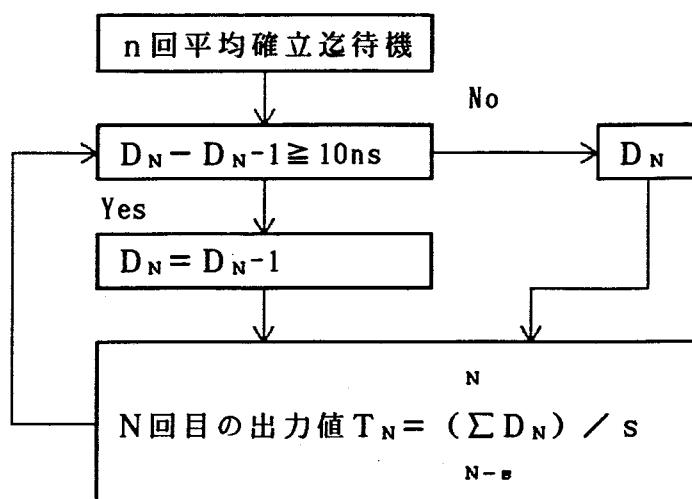
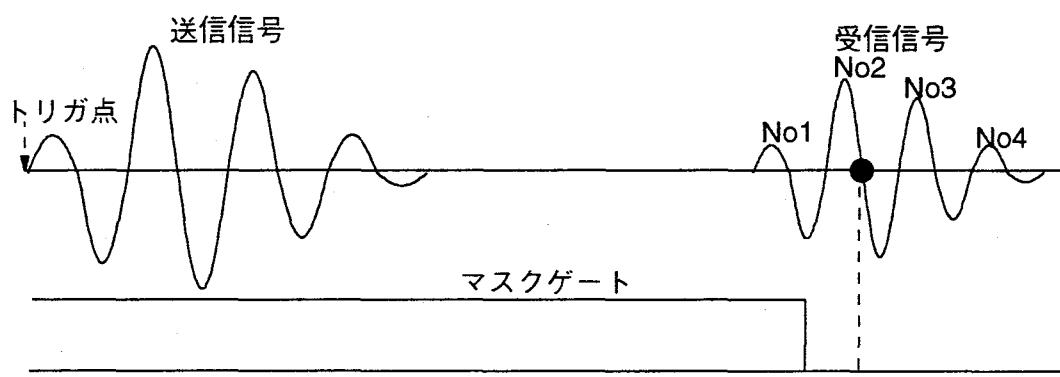


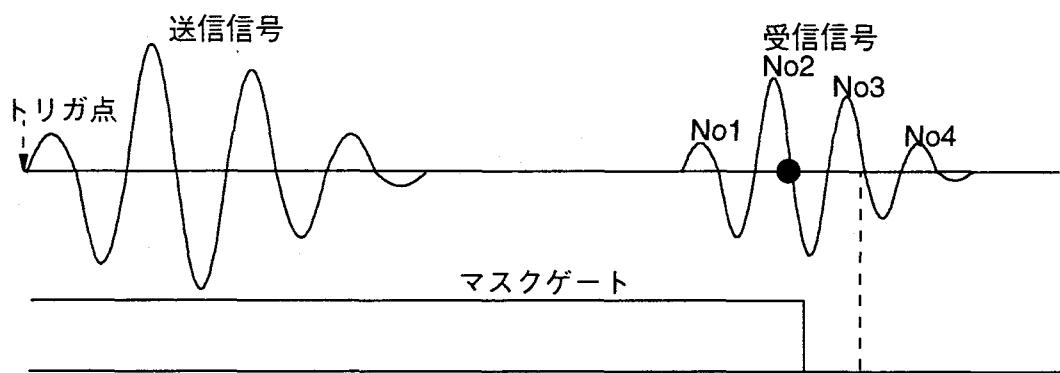
図 5-9 伝播時間判定ロジック

### c. ゼロクロス点誤計測判定方法

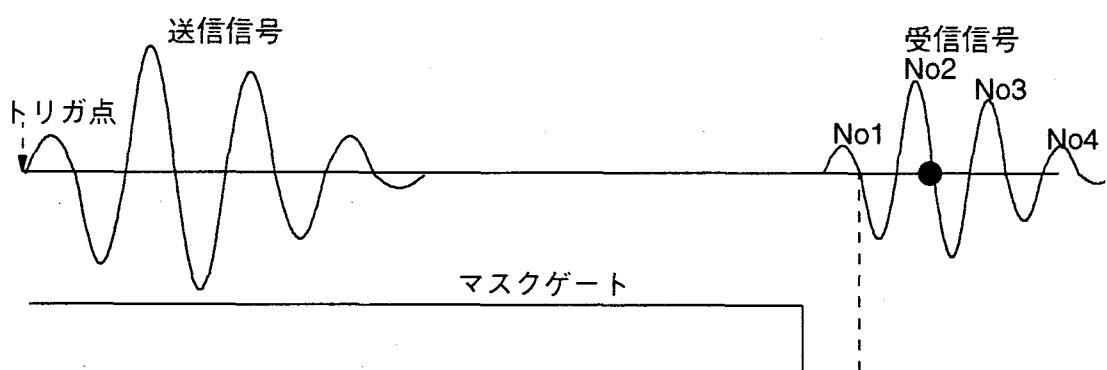
本装置では受信信号波形の立ち下がり時間ゼロクロス点までの時間を測定するが、もし  $\bar{T}$  値変化による伝播時間変化が駆動周波数の1周期の長さを越える場合、次の（あるいは手前の）波の立ち下がりゼロクロス点を測定することになる。その現象を図 5-10 に示す。そこで以下のロジックでそのような誤計測がないようにしている。すなわち本装置では  $45^\circ$  方向送受信センサ間距離は  $0^\circ$ 、 $90^\circ$  方向に比べて2倍になっている。すなわち  $45^\circ$  方向の時間変化は他の2方向に比べて概略2倍になると想えられ、1波誤計測が最も起こりやすい。そこで  $45^\circ$  方向の伝播時間 ( $T_{45}$ ) が基準値  $T_M$  ( $\bar{T} =$  約1.5の測定値で設定) に対して、あらかじめ設定した時間以上減少し、他の2方向が設定時間以上増加した場合、 $45^\circ$  方向の伝播時間は増加しすぎて逆に1波手前の波の立ち下がり点を測定していると判断し、1周期分の時間を加算する。逆に  $45^\circ$  方向の伝播時間が基準値  $T_M$  に対してある値以上増加し、他の2方向がある値以上減少した場合は、 $45^\circ$  方向の伝播時間が減少しすぎて1波後の波の立ち下がり点を測定していると想え1周期分減算する。そのロジックを図 5-11 に示す。



(a) 正しく測定できた場合



(b) 1波長分長く計測する場合



(c) 1波長分短く計測する場合

図 5-10 1波誤計測例

$$\begin{aligned} T_0 - T_M &< a \\ T_{45} - T_M &> b \\ T_{90} - T_M &< c \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} T_0 - T_M &> a \\ T_{45} - T_M &< b \\ T_{90} - T_M &> c \end{aligned}$$

$\Delta T$  は 1 周期  
時間

$$T_y' = T_y - \Delta T$$

$$T_y' = T_y + \Delta T$$

図 5-11 1波誤計測判定システム

#### d. リフトオフ補正システム

リフトオフが変動すると、センサコイルのインピーダンスが変化することと、受信エコー高さが変動するため、測定値が変化する。もし受信信号波形が送信波形と同様に正確に正弦波であれば、受信信号高さが変わっても測定時間に変動はないと考えられるが、実際には受信波形がひずんでいるため測定値の変動が発生する。そこであらかじめオフラインでリフトオフ変動に対する測定値変動の影響を調査し、リフトオフに対する補正量を決定した。実際の補正是下図に示すようにセンサヘッド中央部にレーザ距離計を設置し、オンラインで下値測定を実施すると同時にセンサヘッドと冷延冷延鋼板の距離を測定し、リフトオフ測定値にもとづく下値測定値の補正を実施した。

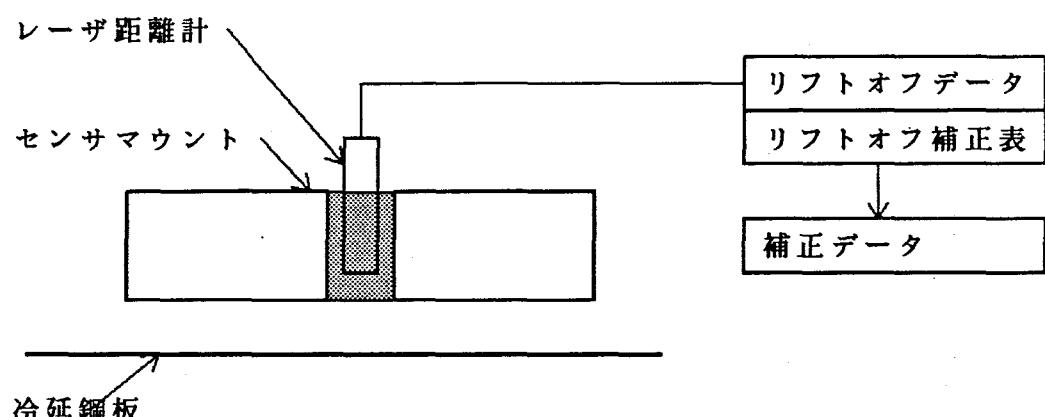


図 5-12 ギャップ補正システム

#### e. 板厚補正システム

音速式からも明らかなように伝播時間は板厚によって変動する。そこで本システムでは製品コイルが変わることに、操業を制御する C P U から板厚情報が下値計側システムに伝送される仕組みになっている。下値計では板厚値をもとにメモリ内にある板厚補正表を使って測定値の補正を実施する。

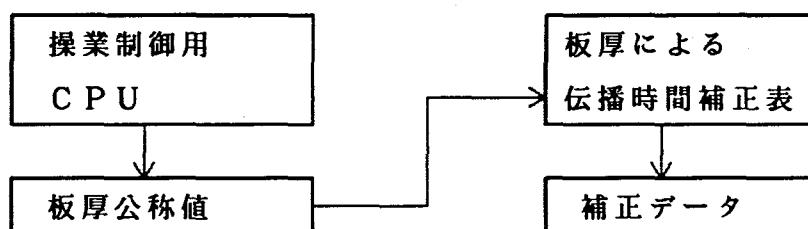


図 5-13 板厚補正システム

#### f. 雰囲気温度温度補正システム

雰囲気温度が変化すると音速が変化するため、測定値に影響を与える。また計測器自体も温度変化により回路素子の特性が変動するため影響を受ける。そこで、本装置では、励磁コイル温度を熱電対で常時監視し、その測定値を下位計に取り込み温度補正表にもとづく補正を実施している。ここで雰囲気温度を用いず励磁コイル温度を測定しているのは、電磁石の発熱による温度上昇を常に監視し、事故が起きないようする必要があるためと、電磁石の温度上昇は磁極間に設置しているセンサコイルのインピーダンスも変化させることになる。すなわち、励磁コイル温度による補正により、冷延鋼板温度による伝播時間変化の補正と、センサコイル温度変化による測定値変動、および回路素子の特性変化による測定値変動を同時に補正するシステムとなっている。励磁コイル温度と雰囲気温度、および励磁コイル温度と鋼板温度がおのおの対応関係をもっていることは事前の実験で確認している。

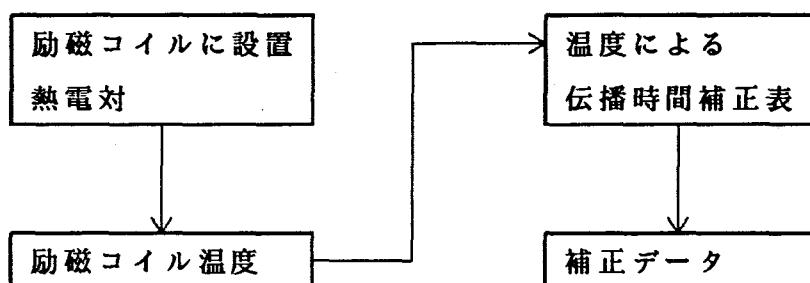


図5-14 温度補正システム

### 5. 3. 6 データ処理システム構成

前節で述べた測定値補正を図5-15に示すデータ処理システムを用いて実施している。すなわち、各センサで測定した伝播時間測定値は、まず誤計測判定ロジックによって誤計測値が除去される。その後、下値の大きな変動に起因する1波時間分の測定誤差があるかどうか判定する。測定誤差があれば1周期分の時間補正を実施する。次に各伝播時間測定値から平均伝播時間( $\bar{T}$ )を演算する。そして換算係数(A, B)をかけて下値に換算する。なお換算係数は、下値の高い( $\bar{T}_H$ )、および低い( $\bar{T}_L$ )サンプル板を本測定装置を用いておののの平均伝播時間( $T_H$ ,  $T_L$ )を求め、あらかじめ機械試験により測定した下値( $\bar{T}_H$ ,  $\bar{T}_L$ )と比較計算して求める。そして板厚による補正量 $\Delta r_1$ 、リフトオフによる補正量 $\Delta r_2$ 、温度にもとづく補正量 $\Delta r_3$ を換算表にしたがって加える。それぞれ補正後の下値を $\bar{T}_1$ 、 $\bar{T}_2$ 、 $\bar{T}_3$ とする。最後に平均伝播時間→下値換算は1次式近似ではなく多次元曲線であるので、多次元曲線を校正曲線にした変換、すなわち $\bar{T}_3 \rightarrow \bar{T}_4$ を実施している。

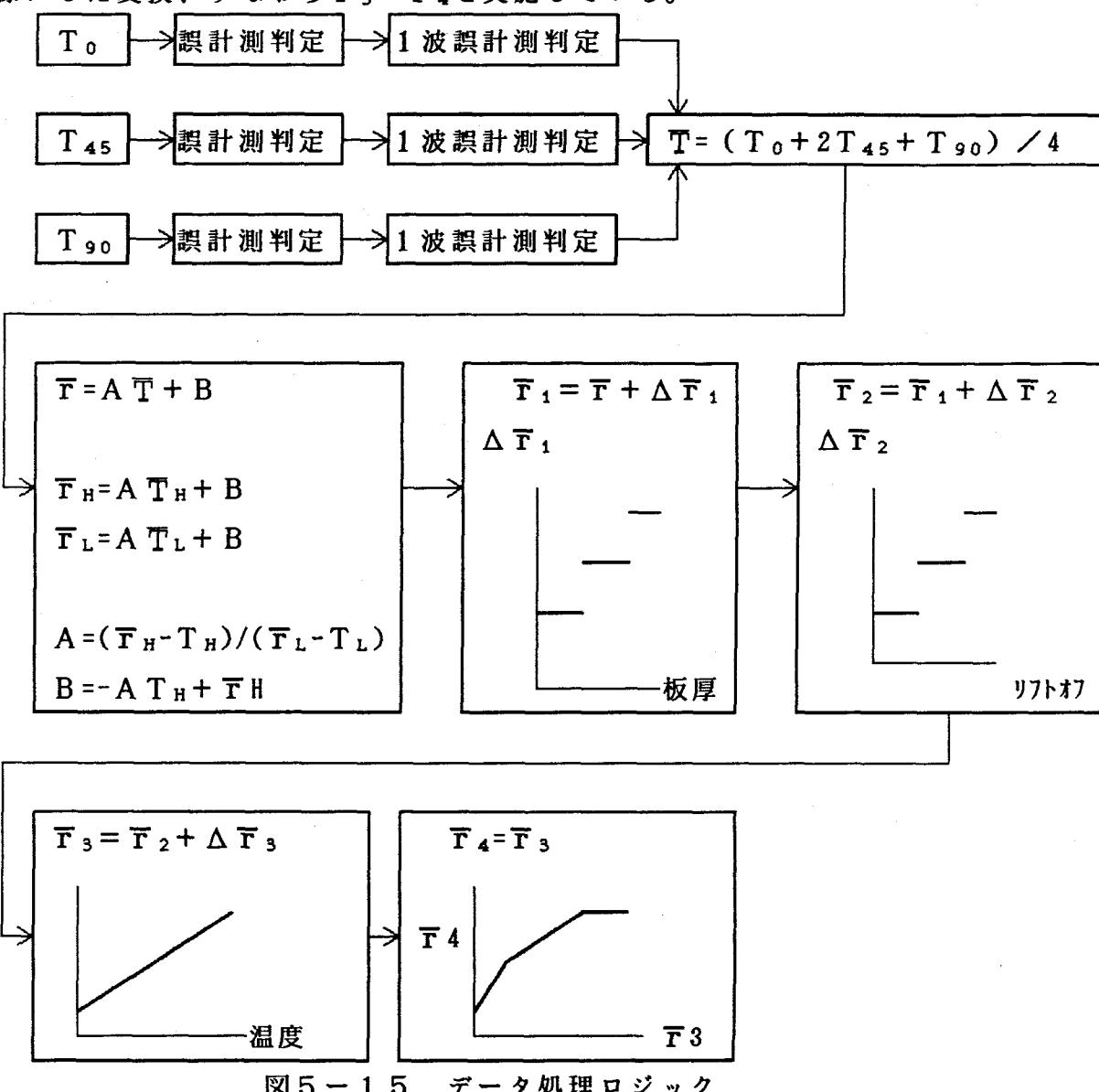


図5-15 データ処理ロジック

## 5. 4 実験方法

実験は本装置を工場に設置した後、表5-2に示すサンプル板をもちいたオフライン評価試験およびテストコイルを用いたテスト、製造コイルによるテストを実施した。

表5-2 サンプル板仕様

熱処理仕様	炭素含有量 (wt%)	下限範囲	板厚範囲 (mm)	寸法 (mm×mm)	枚数
連続焼鍔材	~0.002%	1.48-2.18	0.5-1.2	400×400	10
連続焼鍔材	0.002~0.04	1.24-1.60	0.6-1.6	400×400	48
連続焼鍔材	0.04~0.1	1.02-1.39	0.6-1.6	400×400	30

## 5. 5 実験結果と検討

### 5. 5. 1 伝播時間測定精度評価試験

下限計の測定精度影響因子について評価を実施した。

#### A. 短期安定性評価

測定器単体としての繰り返し測定精度を図5-16に示す。測定結果は $1\sigma=6.3\text{ns}$ であった。この値は、前章の結果より、下限換算値で0.003に相当し、目標精度 $3\sigma=0.2$ を充分可能にする値といえる。

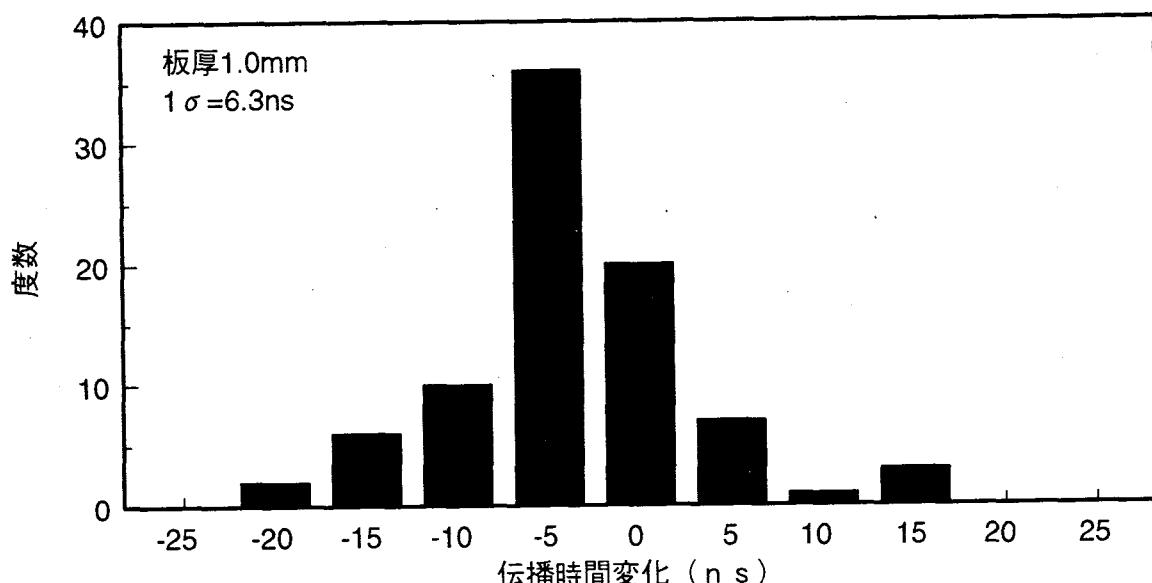


図5-16 測定器の繰り返し精度

#### B. 計測器立ち上がり時間

図5-17に測定システムのメイン電源オン後、計測値の変化を測定したものを示す。電源オン後は、伝播時間測定をおこなう回路素子などの温度特性のため、測定値は変動するが、約1時間で測定値は安定する。本装置は基本的には常時オンの状態で使用するため、工場が休止して測定装置を停止した場合に、1時間以上のウォーミング

アップ時間をとればよいことがわかった（工場休止時は操業開始時にダミー材で通板テストをおこなう。この時間は数時間かかるため、ウォーミングアップ時間の1時間は実用上の障害とならない）。

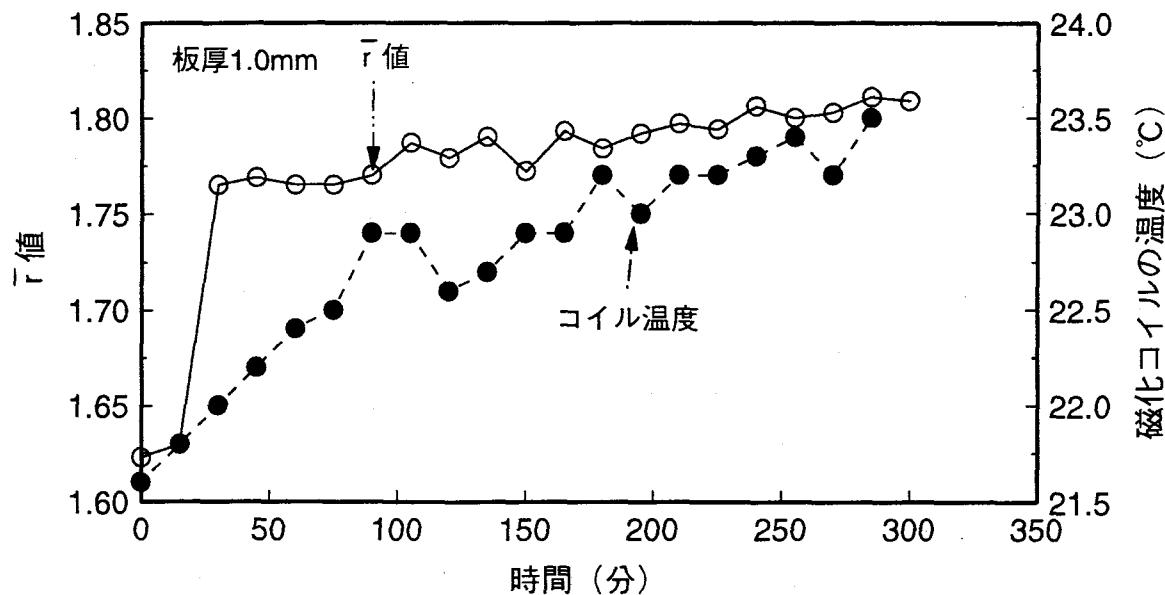


図5-17 測定精度に対する立ち上げ時間

#### C. 励磁電源オン・オフによる測定値の変動

本装置では図5-6で示すように、事故防止のため製品コイルーコイル間で溶接点が通過する時にいったん励磁電源をオフにしセンサヘッドを退避させる。そこで図5-18に示すように励磁電源オン・オフによる測定値の変化を確認した。結果は測定値のバラツキは $1\sigma$ で0.005であり、目標精度より一桁以上小さく、センサヘッドの一時退避は、測定精度に悪い影響を与えないことを確認した。

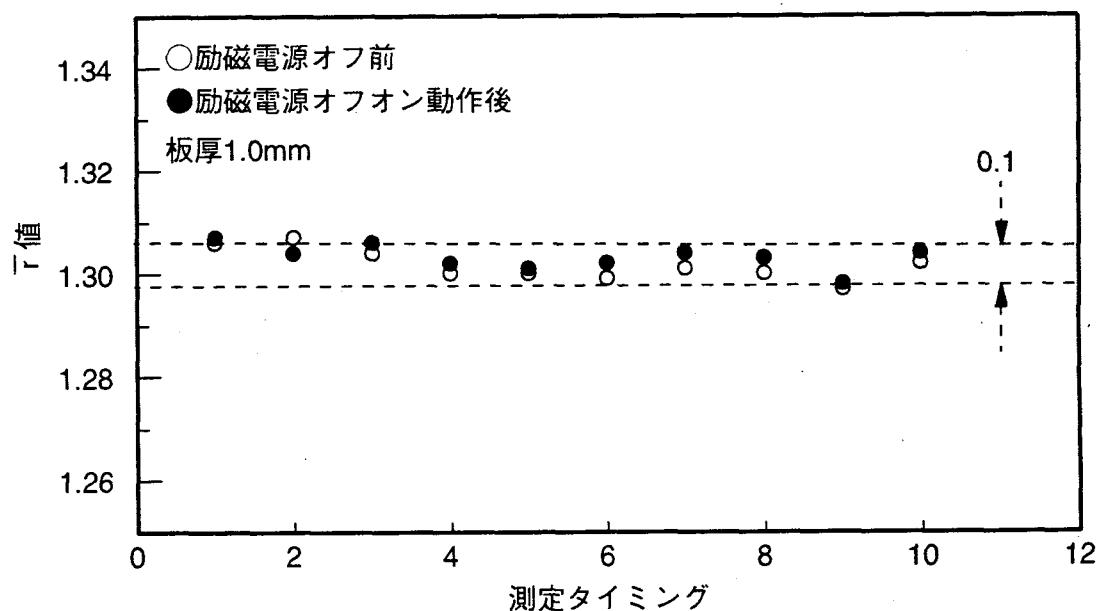


図5-18 励磁電源オンオフに対する測定精度の影響

#### D. 長期安定性評価

図5-19に同一サンプル材について実施した月単位の測定値の変動について示す。変動幅は下限換算で $1\sigma=0.007$ であった。この数値は目標精度より一桁小さく、充分な安定性を持っていることがわかる。

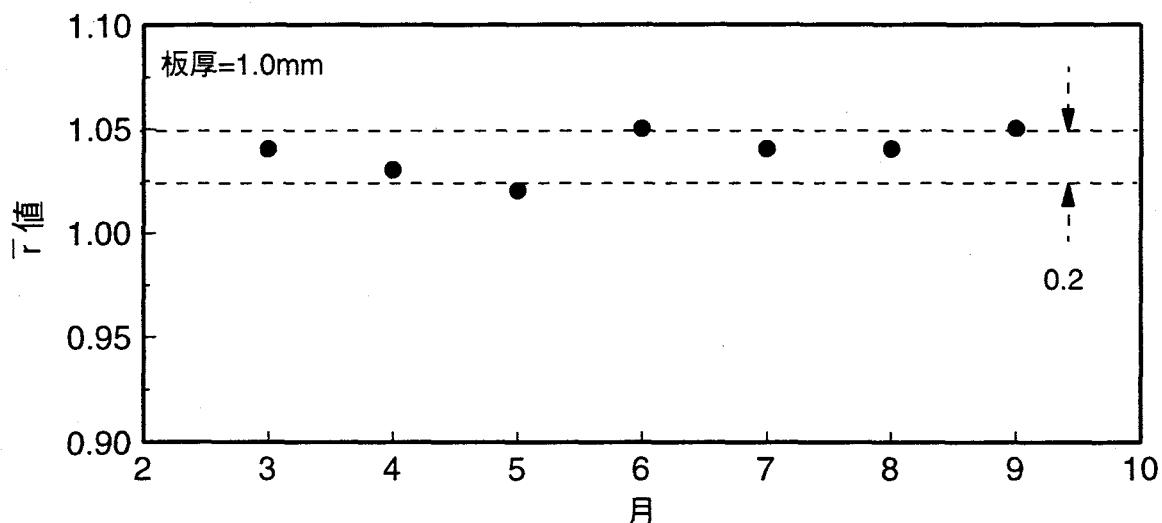


図5-19 測定精度の長期安定性

#### E. リフトオフ変化（実測変化量±0.3mm）に対する影響

図5-20に3種類の板厚のサンプル板で実施したリフトオフと測定値の関係を示す。板厚により少し異なる傾向を示すが、平均として考えると1mm当たり、下限換算で0.08の変動になった。また実際のラインの冷延鋼板のばたつきは押さえロール使用後は1mm以内となることを確認しているが、これを考慮したリフトオフの変動幅は目標測定精度と同程度となり、リフトオフによる補正が必要であることがわかる。またレーザ距離計のリフトオフ測定精度は0.1mm以内でありリフトオフによる測定誤差は0.008mmにおさえられると考えられ目標精度より一桁小さい値となる。

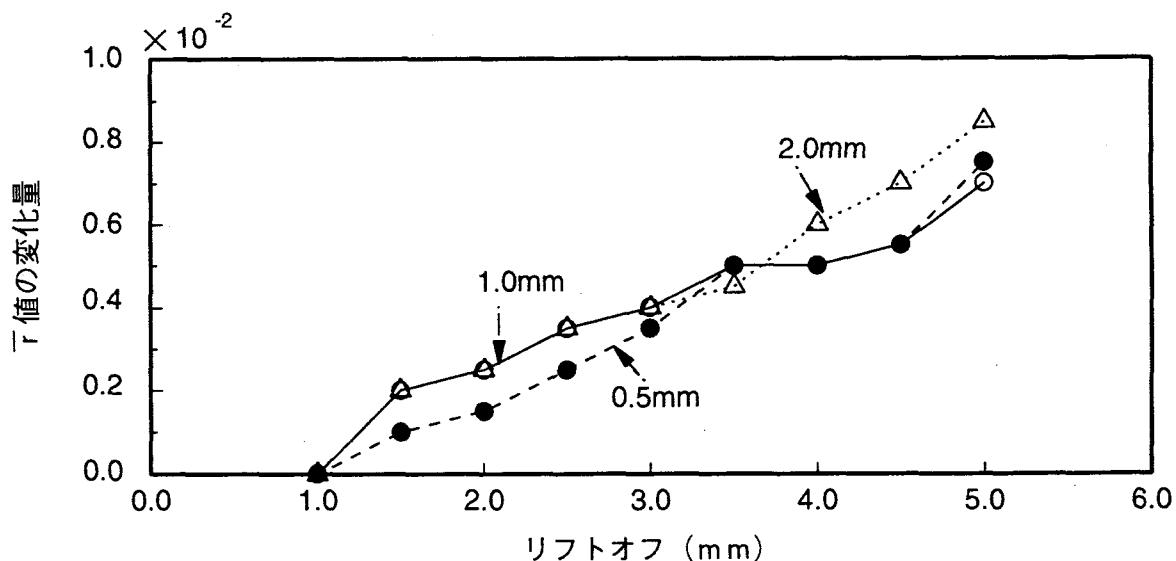


図5-20 測定精度のリフトオフ依存性

## F. 雾囲気温度の $\tau$ 値測定への影響

雾囲気温度の影響はサンプル板を図5-1に示すように恒温槽にいれ、雾囲気温度

を0°C~60°Cまで変化させ、測定値変化を測定した。図5-22に結果を示す。伝播時間の測定値は約0.013%/1°C増加することが確認できた。 $\tau$ 値が1変化する場合の測定値変化は4.5%である。通常工場内の温度変化は夏冬で30°C程度あると考えられ、このための測定値変化は0.4%となり、 $\tau$ 値換算で0.1の変化となる。通常、引張試験での $\tau$ 値測定精度は $3\sigma = 0.2$ となり、超音波による $\tau$ 値測定システムで同精度をだすためには温度に対する補正が必要であることが明らかになった。

なお、本実験ではEMAT自体も同様に温度変化の影響をうけており、サンプル板とEMATの両方の影響を考慮した結果となっている。ただし実際に使用する場合もEMAT、鋼板の両方が雾囲気温度の影響をうけることになり、今回の実験の評価値が適用可能となる（測定器は温度制御する室内設置となるため一定温度と考えられる。）

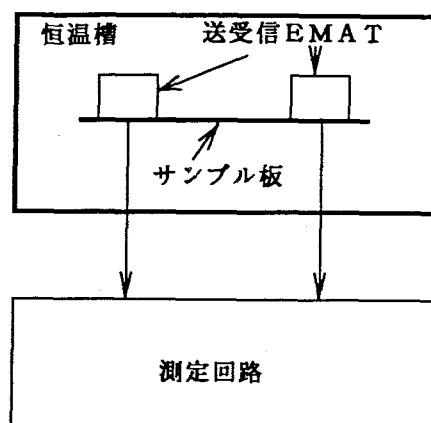


図5-21 板温度の影響試験

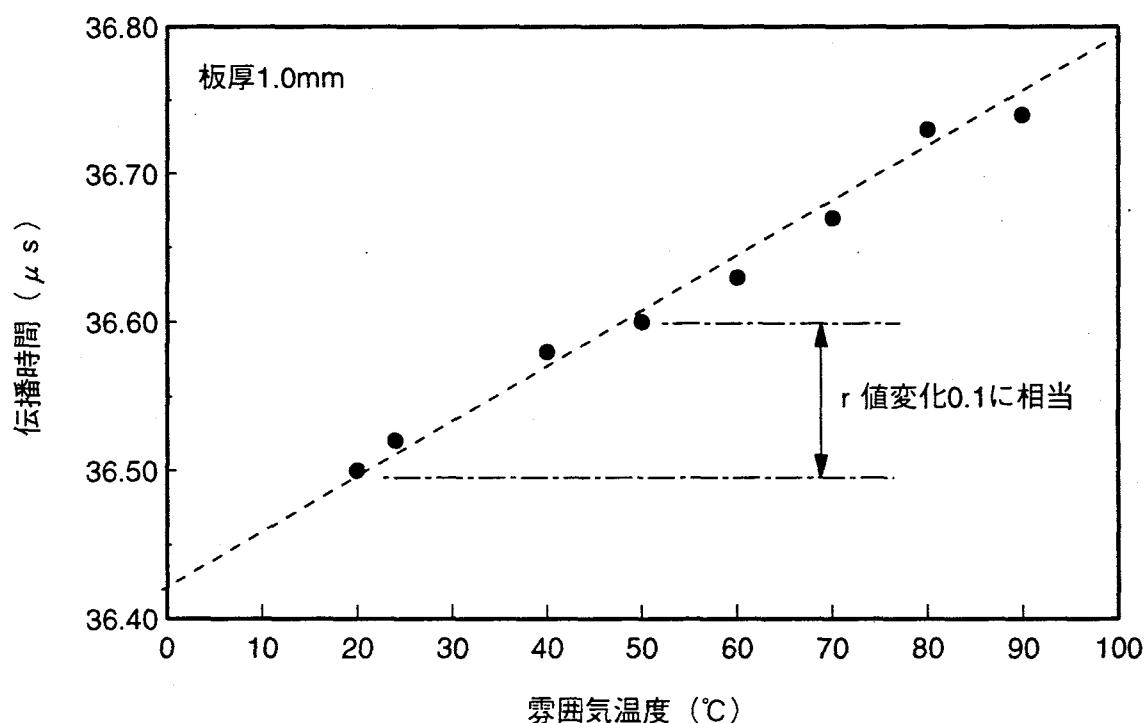


図5-22 S<sub>0</sub>モード板波伝播時間の冷延鋼板温度依存性

## G. 張力の $\bar{r}$ 値測定への影響

張力の影響についてはサンプル板を機械加工して図5-23に示すように引張試験機に装着し、送受信一体EMATセンサマウントを引張方向に対して $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$ 方向に設置した。そして張力を $0\sim200\text{ MPa}$ と製造ラインで発生する張力変化の約10倍まで変えて、その影響を実験で確認した。図5-24に結果を示す。張力方向に対して $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$ 方向に板波が伝播する場合、その音速変化は各々 $-0.001\%/\text{MPa}$ 、 $-0.000125\%/\text{MPa}$ 、 $-0.00025\%/\text{MPa}$ となる。 $\bar{r}$ 値測定の場合、各方向の測定値に重みがつくのでそれを考慮すると、応力に対する影響は $-0.00375\%/\text{MPa}$ となり、 $\bar{r}$ 値換算で $0.001/\text{MPa}$ となる。製造ラインで考えられる張力変化幅は $20\text{ MPa}$ であり応力の測定精度に与える影響はないことが明らかになった。

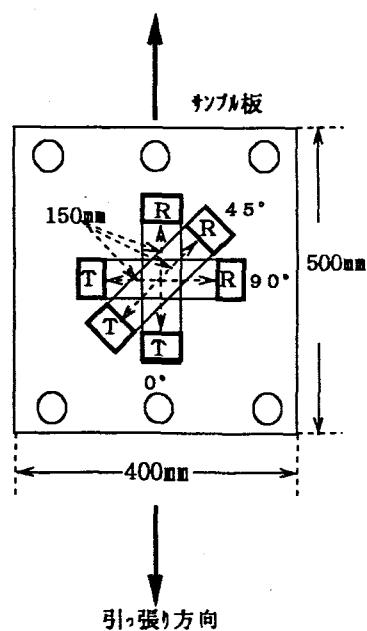


図5-23 張力の影響試験

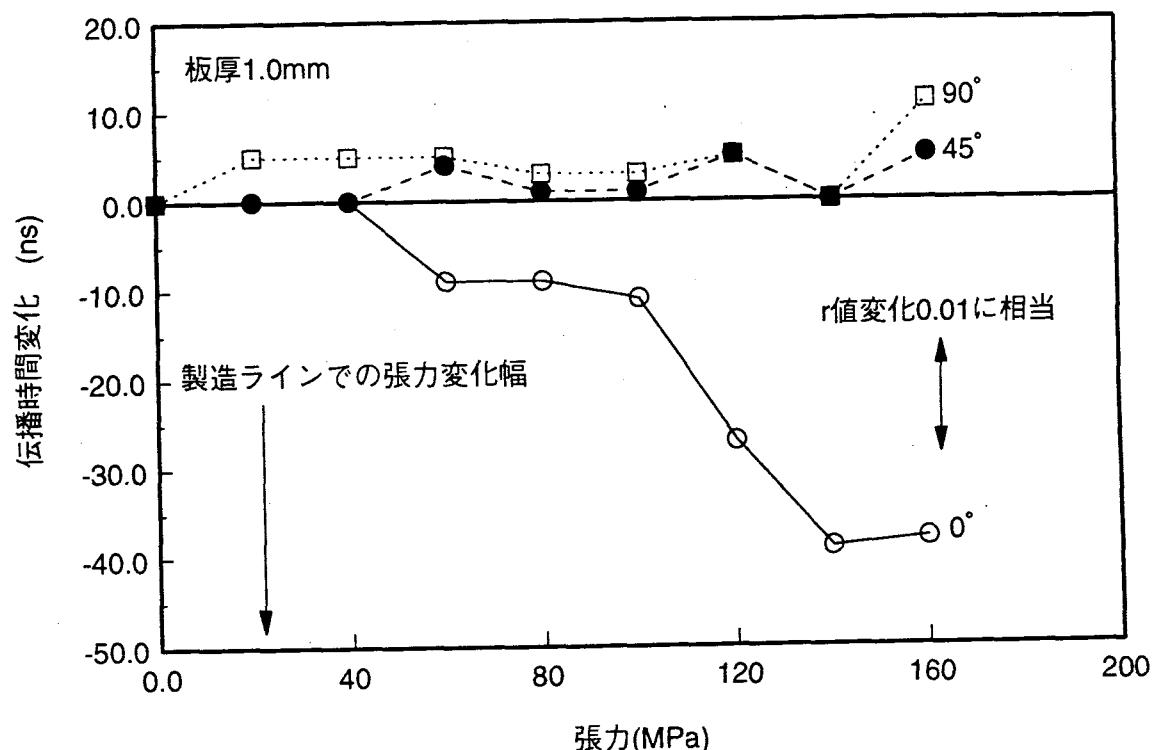


図5-24  $S_0$ モード板波伝播時間の張力依存性

## H. ライン速度の影響

図5-25に製造ラインで同一コイルで冷延鋼板速度を変えて測定した結果を示す。冷延鋼板速度による影響はまったく見られず、製造ラインで冷延鋼板の搬送速度が測定途中で変化することは測定に影響を与えないことが確認できた。

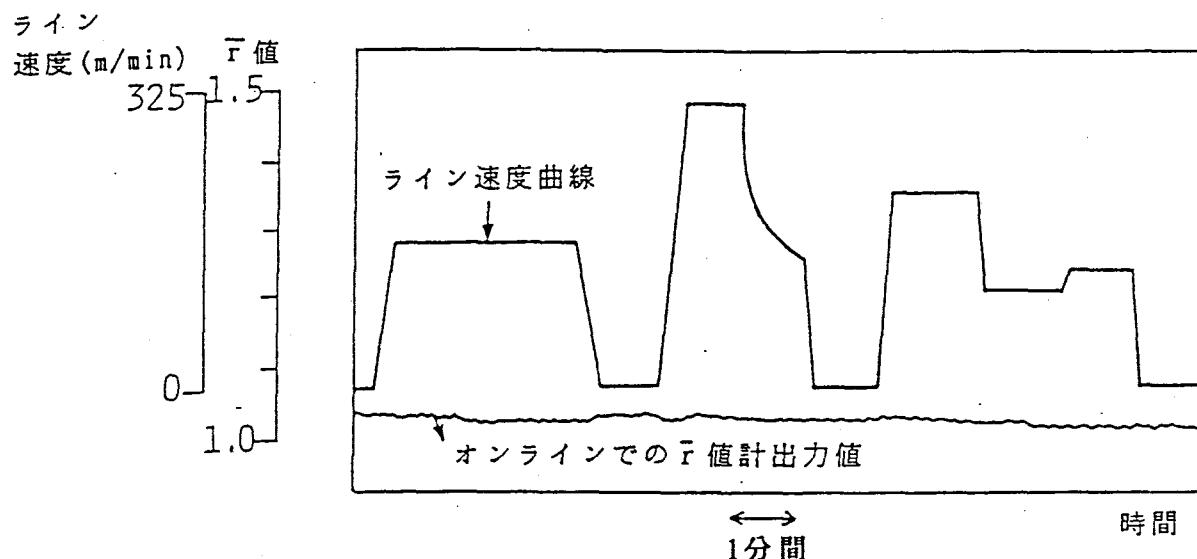


図5-25 測定値のライン速度依存性

## G. 総合評価

実験結果をもとに実際に本装置を適用する場合にそれらの因子がどれくらい影響を与えるか調査した。すなわちリフトオフ、板厚等の値により $\bar{t}$ 値の測定値に補正を加えるものは、補正後の測定誤差影響量を評価した。その結果をまとめたものが表5-5である。そして総合評価で示した誤差量は各誤差要因が独立であるとして(5-1)式で示すように統計的に誤差の和をとった。その結果、計測器上の影響量は0.021となり目標精度以内であることが確認できた。

$$\sigma_{tot} = (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + \sigma_4^2 + \sigma_5^2 + \sigma_6^2 + \sigma_7^2)^{1/2} \quad (5-1)$$

表5-3 測定精度影響因子の評価

誤差要因	影響度( $1\sigma$ )	補正後の影響度( $1\sigma$ )	
短期再現性	.003	.003	$\sigma_1$
電源オン・オフ	.005	.005	$\sigma_2$
長期再現性	.007	.007	$\sigma_3$
リフトオフ	.08/1mm	.008/0.1mm	$\sigma_4$
板厚	.15/2mm	.008/0.1mm	$\sigma_5$
張力	.0001/10MPa	.0002/20MPa	$\sigma_6$
温度	.003/1°C	.015/5°C	$\sigma_7$
総合評価		.021	$\sigma_{tot}$

## 5. 5. 2 オフライン測定精度評価試験

### A. 測定精度

極低炭素鋼（炭素含有量～0.002wt%）から中低炭素鋼（炭素量：0.04～0.1wt%）までの冷延鋼板で、アルミキルド鋼やNi-Ti添加鋼などを含んだ板厚0.3～2.0mmの連続焼純材をのべ約101枚サンプリングし $\bar{r}$ 値による測定を実施した。評価の仕方はサンプル板の両側に板厚3mmのアクリル板をはさむことでセンサヘッドの底面厚さとあわせて常にリフトオフは1mmとした。サンプルサイズは450mm×450mmである。測定は数時間前に $\bar{r}$ 値計の主電源をいれておき、安定した状態で4時間程度かけて実施した。したがって測定中の雰囲気温度は一定として補正は実施していない。機械試験値との比較結果を図5-26に示す。 $\bar{r}$ 値1.0～2.2にわたってよい相関を示しており測定精度は、 $1\sigma=0.066$ と目標精度以内の良好な結果を示している。

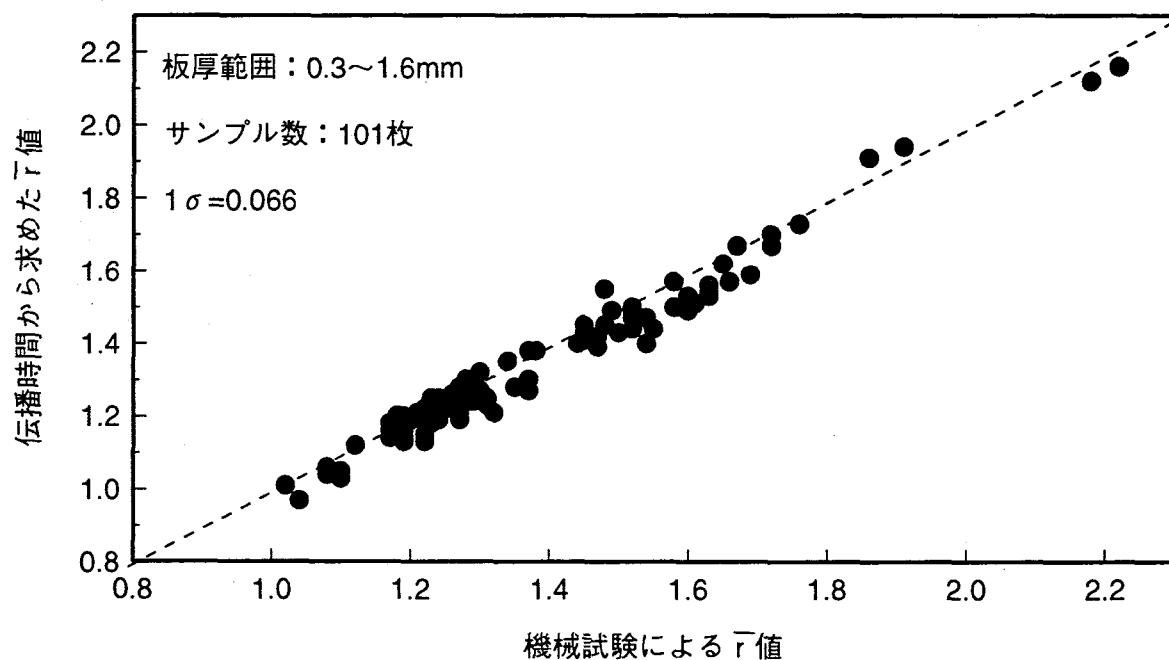


図5-26 オフライン測定精度評価

## B. 冷延鋼板中の炭素含有量の影響

今回の評価では極低炭素鋼から中炭素鋼まで、Alキルド鋼、Ti-Nb添加鋼などの材質の冷延鋼板が含まれている。そこで冷延鋼板中の炭素含有量の音速（伝播時間）への影響を検討した。表5-4に図5-26のデータから炭素含有量の影響について検討した結果をまとめた。同材質、同板厚、同下限値の冷延鋼板間の伝播時間のばらつきは0.15%程度であり、材質が異なると0.2%に拡大する傾向が見られた。すなわち炭素含有量による伝播時間の最大変化は0.05%程度である。本システム系で必要とされる測定精度 $3\sigma = 0.02$ は伝播時間変化0.24%であり約1/5である。すなわち $3\sigma = 0.2$ の精度管理を行う観点からは材質の影響はほとんどない。

なお、測定値のばらつきの変動の原因は炭量含有量の変動による音速の変化や電気抵抗率の変動による受信信号強度の変動が影響しているためである。

表5-4 測定値の炭素含有量依存性

炭素含有量 (wt%)	板厚 (mm)	下限値	下限値換算変化量 (%)
~0.002	0.8	1.7±0.01	0.030
~0.002	0.8	1.85±0.01	0.035
~0.002	0.8	1.90±0.01	0.038
0.000			
~0.05	1.0±0.1	1.45±0.01	0.050
0.015			
~0.045	0.6±0.1	1.29±0.01	0.050

### 5.5.3 オンライン測定精度評価試験

製造ラインで1年間におよぶ24時間連続オンライン測定をおこない、全製造範囲で受信信号強度が充分な強度で得られること、および冷延鋼板がセンサに衝突することなく測定できることを確認した。また励磁電源オフ時の鉄粉バージ力も問題なくメンテセイも良好であることを確認できた。写真5-3にサンプル板での各chのオフライン、オンライン測定写真例を示す。オンライン、オフラインを問わず同等の受信エコー強度が得られることが確認できた。なお0°方向と90°方向で板波が冷延鋼板端面で反射してくるエッジエコーが見られないのは、サンプル材は450mm×450mmの大きさに対し、製品コイルは幅(90°方向)が約1mでエッジエコーは、伝搬時間で約400μsかかり、探傷写真の測定レンジ外であるためである。長さ方向(0°方向)、45°方向の伝搬距離は当然、幅方向より長くなるので、同じく測定レンジ外となる。

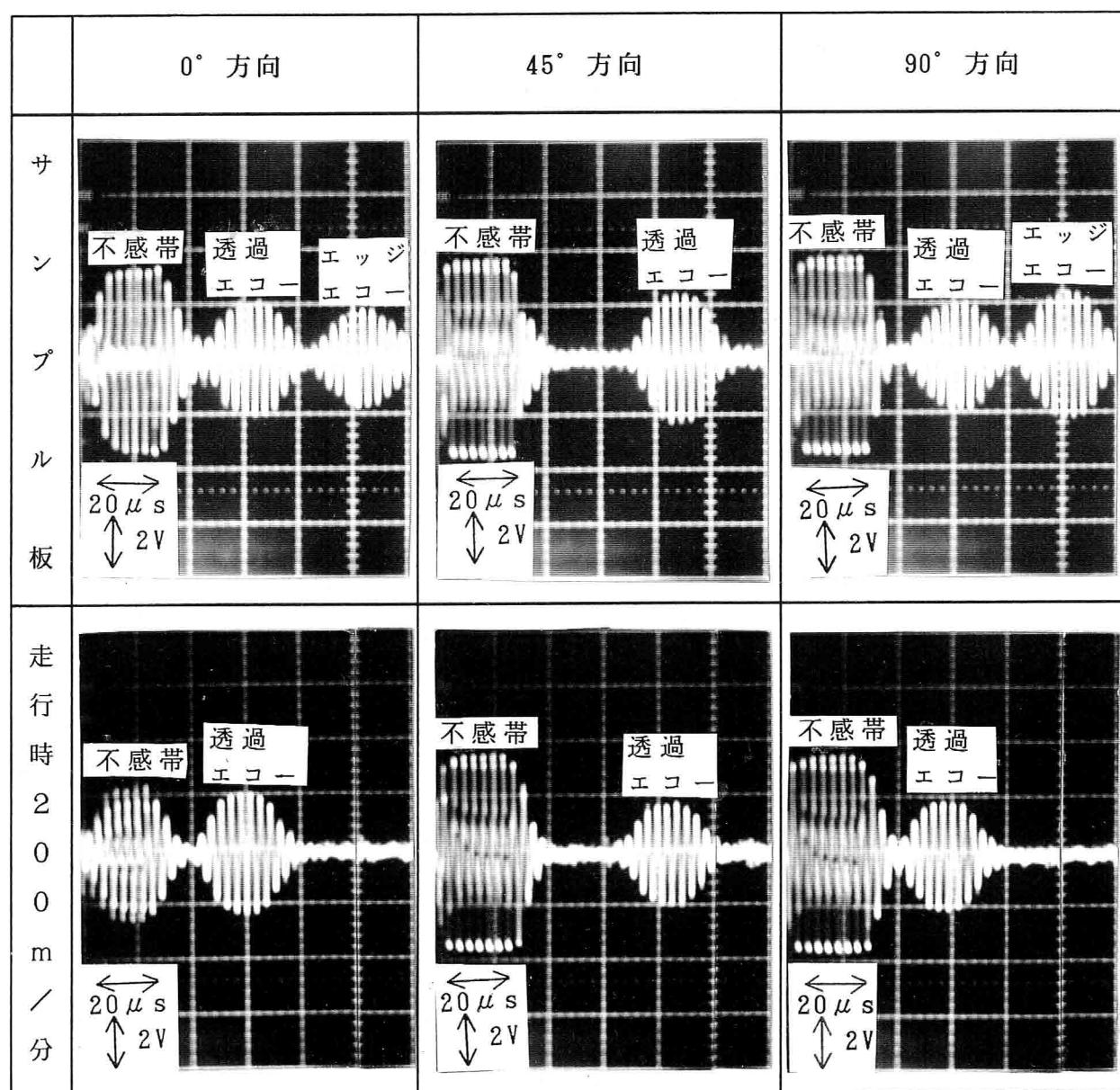


写真5-3 オフライン、オンライン測定波形例

## A. 流れ材での測定例

図5-28に流れ材での測定例を示す。図5-27に測定例の製品の構成を示しているが、コイルAは焼純後にライン出側で分割される場合である。コイルB, Cは焼純前後で分割されていない。なお下値計は、コイルA, B, C間の溶接点が通過する時にセンサヘッドはいったん上下に退避している。またコイルAを分割するときも一旦、コイルを引っ張るラインの張力が0になるため、センサヘッドは上下に退避している。なおセンサヘッド退避時に、自動的に鋼板面とセンサヘッド面に対するエアーパージが実施されている。同一コイルを分割した場合は、センサ退避前後で測定値が連続変化していることがわかる。一方コイルが異なる溶接点前後では、測定値に不連続性が見られる。また測定値の前後の測定値との差が0.02以内であることから、相対的な測定精度は目標精度 $1\sigma = 0.07$ 以内であることが確認された。

連続焼純ライン

入側

コイルA

コイルB

コイルC

分割点

溶接点

溶接点

連続焼純ライン

出側

コイルA-1

コイルA-2

コイルB

コイルC

図5-27 オンライン測定フロー

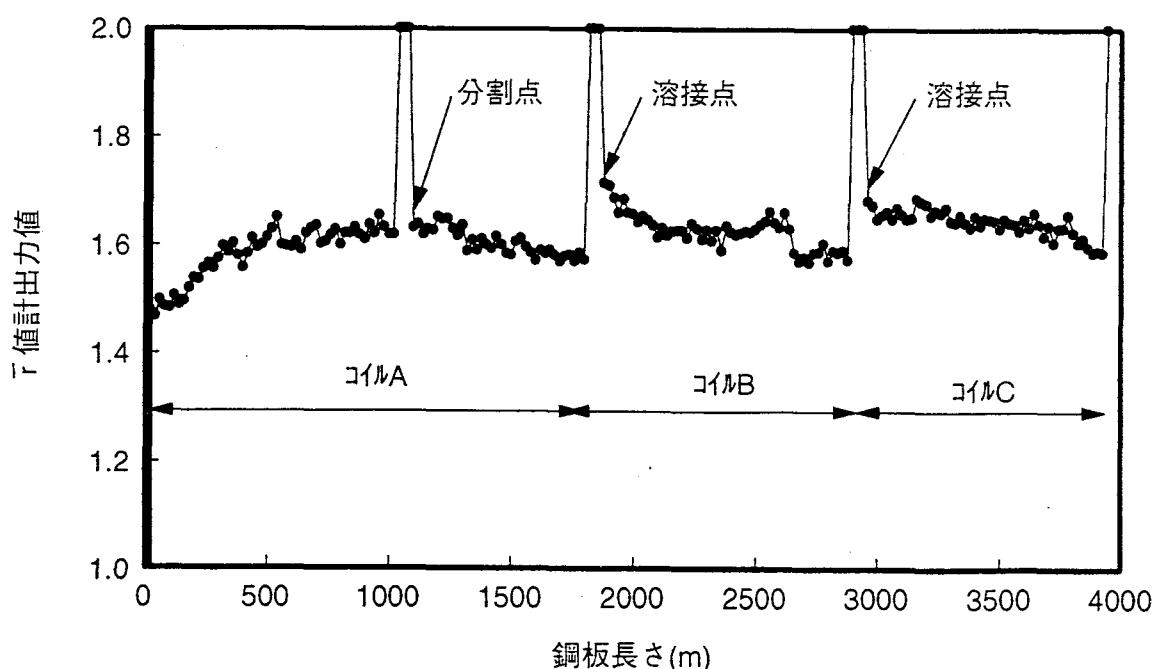


図5-28 流れ材測定例

## B. テストコイルでの場合

通常の製品コイルと別にテストコイルを数コイル準備した。準備したテストコイル、は加熱、保持温度を通常の製造条件と変えることで、 $\bar{r}$ 値を1コイル内で大きく変化させたものである。実験のやりかたは、テストコイルを通常通り製造ラインに流し、 $\bar{r}$ 値計でオンライン $\bar{r}$ 値測定をおこなった。その後でテストコイルを別のラインで、幅方向に圧延方向に対して1mm単位で細かく分割した。そして複数点サンプリングをおこない引張試験により実測 $\bar{r}$ 値を求め、測定精度を評価した。本テストの結果を2例示す。図5-29は加熱、保持温度を再結晶温度（約680°C）の領域、すなわち700°C～800°Cの範囲で変化させてもので、コイルトップ部は加熱、保持温度が約800°Cになっており、コイルボトム部は約700°Cに対応している。 $\bar{r}$ 値のプロフィールとしては正しく再現できており、測定精度は $1\sigma=0.04$ と目標精度に対して良好な結果が得られた。

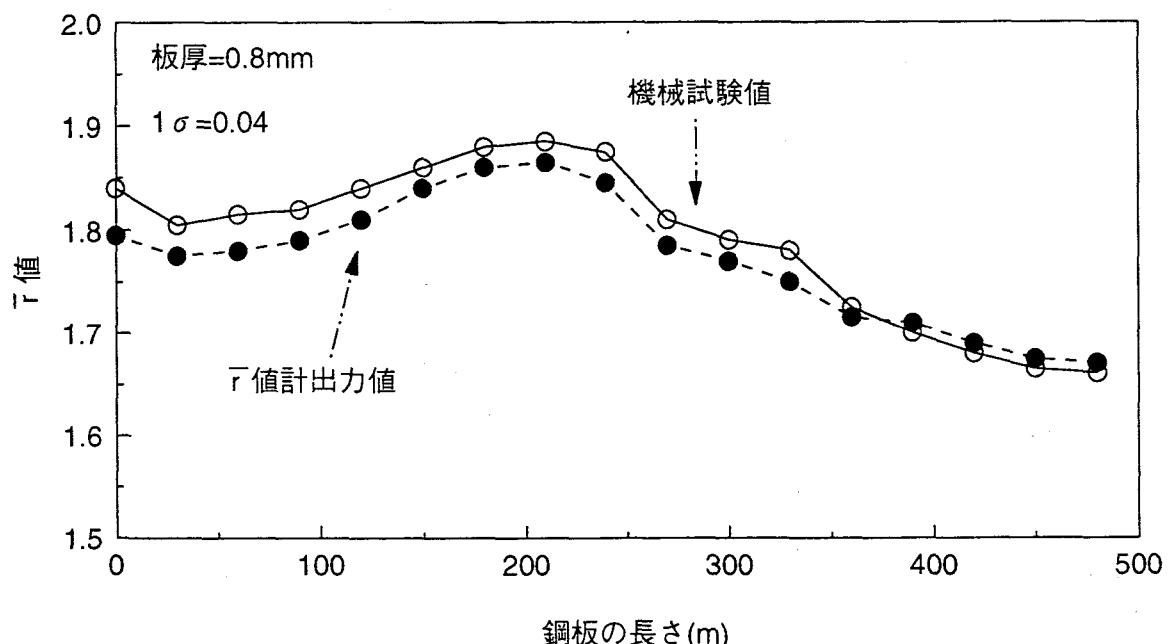


図5-29 テストコイルを用いたオンライン測定精度評価（1）

図5-30は同様に、テストコイルでの $\bar{r}$ 値測定例で、コイルトップ部の加熱、保持温度は約800°Cに対応しており、コイル中央部1500～1800mで再結晶温度以下の約650°Cまで加熱、保持温度を低下させている。その後、加熱、保持温度を再び再結晶温度以上に上昇させ、コイルボトム部では約750°Cに到達している。図5-28と同様に $\bar{r}$ 値のプロフィールを良く再現しており、測定精度も $1\sigma=0.07$ と良好である。機械試験のためにサンプリングした位置と $\bar{r}$ 値計で測定した位置には数mmの誤差があり、機械試験の誤差も含まれており、これらを考慮すると非常に良い一致を示している。

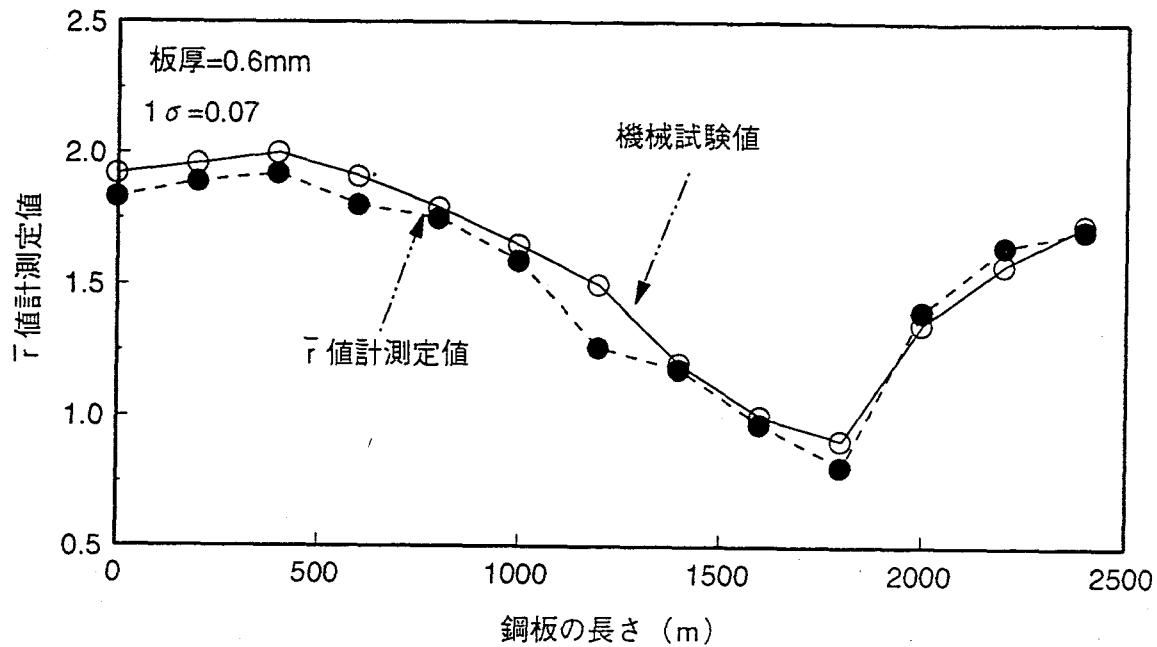


図 5-30 テストコイルを用いたオンライン測定精度評価（2）

#### B. 製品コイルでの場合

図 5-31 に実際にオンライン測定位置をサンプリングして機械試験値と比較した結果を示す。T 値計は常に全長連続測定状態とし、製品コイルトップ、ボトム位置をサンプリングし、機械試験により実測 T 値を求める。サンプリングした位置の T 値計の測定値は、製品コイル・コイル間の溶接点あるいは分割点の距離から逆算して決定した。ただし位置の精度は、数値の誤差を含んでいると考えられる。評価結果は測定精度が  $1\sigma=0.07$  となり評価位置精度を考えるとオフライン評価、テストコイルでの評価と同等以上の結果を得られた。ただし全般に、T 値計の測定値は機械試験値に比べ低くなっていること、校正曲線の精度をあげる必要がある。

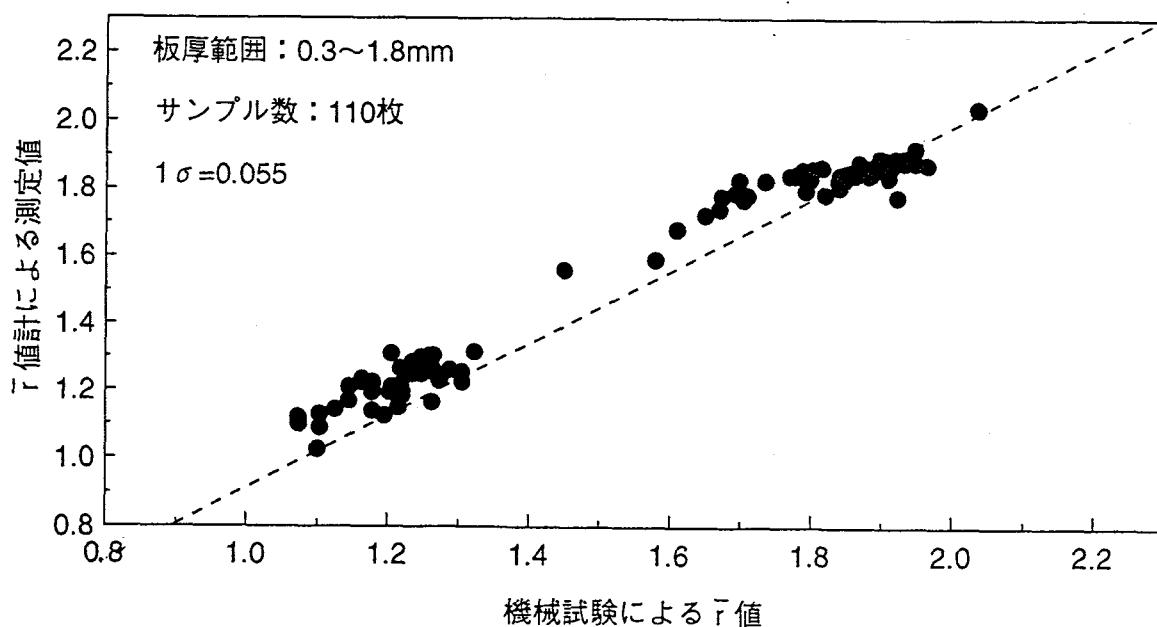


図 5-31 オンライン測定精度確認結果

## 5. 6 まとめ

冷延鋼板連続焼純ライン一オンライン下限計の開発・試作をおこない、実用するに充分な性能を持っていることが明らかになった。以下に得られた結果をまとめる。

- (1) 磁歪型EMATを用いることで製造仕様板厚範囲において充分な受信信号強度が得られることが確認できた。
- (2) 雰囲気温度の影響については30°C当たり下限変化0.1に対応しており補正が必要である。
- (3) 張力の影響については、製造ラインでの操業条件(張力変化幅: 20MPa)では考慮する必要がない。
- (4) 下限計システムの測定誤差について、測定値の繰り返し再現性、長期安定性、張力などの影響因子を考慮して評価した結果、 $1\sigma=0.021$ となり目標評価精度の1/3程度であることがわかり、本システムが $1\sigma=0.07$ の精度で下限を評価するのに妥当であることが確認できた。
- (5) 広い範囲の板厚と材質を含むサンプル板で評価した結果、オフラインでの測定精度は $1\sigma=0.07$ 以内と目標精度以内で測定できることが確認できた。
- (6) リフトオフ5mmで冷延鋼板をはさんで電磁石を上下対称に配置することで、冷延鋼板とセンサが接触することなく連続測定可能であることを確認できた。またコイルーコイル間の溶接点退避時に磁化電流をオフして、エアーパージを実施することで、鉄粉のセンサヘッド下面への堆積もなく長期間連続使用可能であることを確認できた。
- (7) テストコイルでの1コイル内下限測定精度は $3\sigma=0.12\sim0.21$ が得られた。1コイル内での下限測定精度は普通に考えると、板厚一定、環境条件も同一、材質も同一という条件から、コイルーコイル間下限測定精度よりむしろ高くなるべきである。実際そうなっている場合もある。しかしながら、今回のテストコイルは1コイル内で下限を大きく変化させたため、熱処理条件が通常条件とはかなり異なっている。また引張試験との比較をおこなうため、可能な限り下限計の測定点と同じ位置をサンプリングしたが、その位置精度は最大数mm程度の誤差を含んでいる。今回の評価精度はこれらの影響を考えると非常によく一致している。
- (8) 製品コイルでのコイルーコイル間下限測定精度は板厚補正、リフトオフ補正、温度補正を実施することで $1\sigma=0.07$ 以内であり、目標精度以内であった。この場合もテストコイルの評価の場合と同様に、測定位置のつきあわせ誤差や機械試験値そのものに誤差が含まれており、それらを考慮すると極めてよい対応を示している。

## 第6章 亜鉛メッキ鋼板の工値評価の 基礎検討

## 第6章 亜鉛メッキ鋼板の下値評価の基礎検討

### 6. 1 はじめに

これまでの章では冷延鋼板材の場合について、製造ライン上で製品全長の下値計測を実施するためにおこなった研究結果について述べた。すなわち測定法の原理的な研究、製造ライン上で用いるセンサの研究、およびそれらの研究結果にもとづいて試作した測定装置の仕様とオフライン、オンラインでの評価結果について説明した。この章では、下値計測の工業的な適用拡大の一環として研究を実施した亜鉛メッキ鋼板の下値評価についての基礎研究結果について述べる。

亜鉛メッキ鋼板は、工業用圧延鋼板の中で冷延鋼板とともに、深絞り性を必要とする材料である。亜鉛メッキ鋼板の製造は、冷延鋼板を脱脂、酸洗後に電気的に（電気亜鉛メッキ）、あるいは熱的に亜鉛を溶かして（溶融亜鉛メッキ）冷延鋼板の表面に付着させて製造される。耐食性、耐候性、塗装性にすぐれしており、また外観の良さも特徴の1つとしてあげられる。用途としては、これらの特性をいかして電気機器、自動車、厨房器、屋内建材の外装板などに使われており、冷延鋼板と同様に加工性が要求されている。

本章では亜鉛メッキ鋼板の場合の下値計測について、測定原理およびそれにもとづき実施した亜鉛メッキ層のS<sub>0</sub>モード板波音速に与える影響の実験的検討結果、および亜鉛メッキ鋼板の場合の下値評価について、実験結果を述べる。

### 6. 2 測定原理

亜鉛メッキ鋼板を伝播するS<sub>0</sub>モード板波については、平尾らにより簡易的な近似解が求められている<sup>(60)</sup>。すなわち鋼と亜鉛メッキ層のそれぞれの場合について、弾性定数を用いて分散のない場合のK=[密度×(音速)<sup>2</sup>]=4μ(λ+μ)/(λ+2μ)の値を求める。そしてそれぞれのKの値(K<sub>F0</sub>, K<sub>Zn</sub>)を厚さの比にしたがって平均する。また密度も同様に厚さの比で平均して割算をおこない、その平方根をとって伝播速度を求める。その結果は(6-1)式となる。

$$V_{S0} = \{(K_{F0}2d + K_{Zn}2\Delta d) / (\rho_{F0}2d + \rho_{Zn}2\Delta d)\}^{1/2} \quad (6-1)$$

2d: 冷延母材厚、2Δd: 表裏面両側の亜鉛メッキ厚

(6-1)式を変形して冷延鋼板の場合に、固定長を伝播する伝播時間をT<sub>S0</sub>、同一の冷延鋼板に亜鉛メッキ層を形成した時の伝播時間をT<sub>S0'</sub>とするとΔd/d<<1の範囲で(6-2)式となる。

$$T_{so'} = T_{so}(1+0.203 \Delta d/d)$$

(6-2)

(6-2)式で係数0.203は亜鉛メッキの方位性がランダムである場合の値である。しかし溶融亜鉛メッキの場合や低 $\bar{T}$ 値鋼板の場合の電気亜鉛メッキの場合には、亜鉛が<001>方向へ圧延面に垂直に集積することが知られており<sup>(61)</sup>、その場合は係数の値は0.222の値となる。すなわち(6-2)式は下式に修正される。

$$T_{so'} = T_{so}(1+0.222 \Delta d/d)$$

(6-3)

(6-3)式より亜鉛メッキ層が厚ければ厚いほど音速が低下し伝播時間が増加することがわかる。すなわち亜鉛メッキ鋼板の $\bar{T}$ 値を評価する場合、測定した3方向の伝播時間から冷延鋼板の場合と同様に平均伝播時間を求める。次に(6-3)式、図6-1を用いて鋼板から亜鉛メッキを除いた場合の平均伝播時間を求める。その値を $\bar{T}$ 値に換算することができると考えられる。

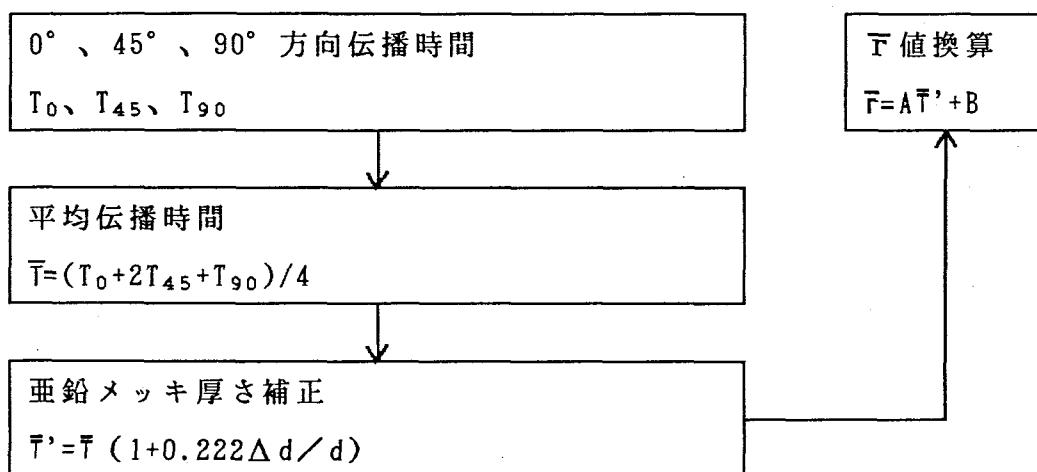


図6-1 亜鉛メッキ鋼板の $\bar{T}$ 値評価の考え方

(6-3)式をもとに板厚1mmに対してメッキ厚による音速変化を計算した結果を表6-1に示す。一般によく使われるメッキ厚10μmの亜鉛メッキがあった場合、約0.8%伝播時間が増加する。この値は冷延鋼板の場合の $\bar{T}$ 値に換算すると0.2程度の変化となり、 $1\sigma=0.07$ の測定精度を目標と考えた場合、補正が必要であることがわかる。なお(6-2)式より亜鉛メッキ厚による補正は母材厚が薄くなれば大きくなることがわかる。またこの近似解と運動方程式を境界条件をもとに求めた解は、母材厚に対して10%の亜鉛メッキ厚を形成した場合で0.35%の違いとなり、0.2%のメッキ厚で0.3%の違いであることがわかり、実用上は問題がない。

以下ではこの考え方の妥当性と、どれだけの測定精度で亜鉛メッキ鋼板の $\Delta$ 値を評価できるかを実験的に明らかにした。

表 6-1 厳密解と近似解による伝播時間変化量(1mm)

片側亜鉛メッキ厚さ ( $\mu$ m)	伝播時間変化量 (厳密解)	伝播時間変化量 (近似解)
1	1.00339	1.00053
5	1.00549	1.00262
10	1.00809	1.00519
50	1.02761	1.02442
100	1.04937	1.04555

### 6. 3 実験装置

実験に用いたセンサは冷延鋼板の場合に適用した磁歪型 S<sub>0</sub>モード板波 E M A T である。測定条件はすべて同じで駆動周波数 280kHz、リフトオフ 5mm を用いた。

### 6. 4 実験方法

サンプル板の仕様は表 6-2 に示す。基本的に 2 つのタイプのものを準備した。1 つのタイプは製造ラインで、ほぼ同等位置から 2 枚ずつサンプリングした冷延鋼板を用いて、各々一枚ずつ任意の厚みに電気亜鉛メッキしたものである。亜鉛メッキ厚による音速変化の影響を実験的に明らかにするためのものである。図 6-2 にその評価方法を示す。

もう 1 つのタイプは実際に当社の製造ラインで、亜鉛メッキ鋼板よりサンプリングしたもので、 $\Delta$  値測定精度を確認するために準備した。これらのサンプル板を用いて、まず亜鉛メッキによる音速変化について調査した後、平尾の近似式を用いて実際の亜鉛メッキ鋼板について $\Delta$  値の測定精度について実験的に明らかにした。

表 6-2 サンプル板仕様

サンプル板種類	亜鉛メッキ 厚さ ( $\mu\text{m}$ )	母材厚 (mm)	$\bar{T}$ 値	枚数
冷延鋼板	0	0.77	1.07~1.71	8
冷延鋼板に 電気メッキ	5~127	0.77	—	8
溶融 亜鉛メッキ鋼板	3.8~34	0.4~1.6	0.83~1.95	30

\* 溶融亜鉛メッキ鋼板サンプルには、未合金化材（亜鉛メッキ後、熱処理をおこなわない材料。）、合金化材（亜鉛メッキ後、熱処理をおこない鉄と亜鉛を、鉄と亜鉛を相互に拡散させるもの）が含まれている。

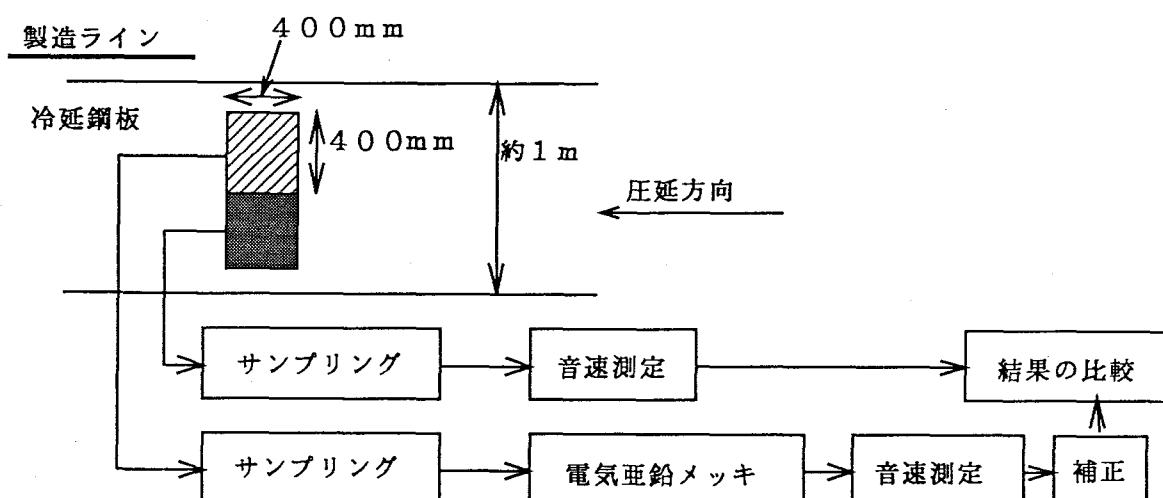


図 6-2 電気亜鉛メッキ厚さの影響評価方法

なお電気亜鉛メッキのメッキ厚さは、電磁気式のメッキ厚さ計を用いて実測し、図 6-3 に示すが、被測定面積 400mm × 400mm の範囲で土約 10% のばらつきがあった。

9	10	12		20	20	20	
•	•	•	$11 \pm 1$	•	•	•	$18 \pm 2$
9	9	10	$\mu m$	18	18	16	
•	•	•		•	•	•	
11	9	11		20	18	16	
•	•	•		•	•	•	
21	20	22		31	30	32	
•	•	•	$22 \pm 2$	•	•	•	$31 \pm 2$
22	23	22	$\mu m$	30	27	33	
•	•	•		•	•	•	
24	24	24		32	31	35	
•	•	•		•	•	•	
40	40	42		48	48	48	
•	•	•	$39 \pm 3$	•	•	•	$49 \pm 2$
36	38	40	$\mu m$	50	50	49	
•	•	•		•	•	•	
38	38	42		50	50	51	
•	•	•		•	•	•	
62	62	64		105	115	120	
•	•	•	$65 \pm 5$	•	•	•	$127 \pm 11$
62	68	62	$\mu m$	130	135	135	
•	•	•		•	•	•	
68	64	70		135	130	140	
•	•	•		•	•	•	

図 6-3 電気亜鉛メッキ厚さ測定結果

## 6. 5 実験結果と検討

### 6. 5. 1 S<sub>0</sub>モード板波伝播時間の亜鉛メッキ厚さ依存性

図6-4に亜鉛メッキ鋼板伝播時間の亜鉛メッキ厚さ依存性を示す。縦軸は冷延鋼板の場合の伝播時間と電気亜鉛メッキした場合の伝播時間の差を、冷延鋼板の場合の伝播時間で割った相対伝播時間変化比である。亜鉛メッキ厚さの増加にしたがって伝播時間が増加していることが示されている。実線は(6-3)式にもとづいた計算値である。全般によく対応しており近似式が有効であることが確認された。なお実際に測定値と計算値は、亜鉛メッキが薄い側では±0.2%程度異なっているが、これは伝播時間におよぶと100ns程度である。またメッキ厚128μmのところでは、測定値は計算した結果に比べて4%、すなわち約2000ns異なっている。これらの測定値と計算値の差は、近似式で計算した相対伝播時間変化比に対して、20%および50%に対応する。この原因としては、亜鉛メッキそのものの面内不均一性が主な原因であると考えられる。また亜鉛メッキ厚さが厚くなると、計算値との相違が増大する傾向にあるが、計算式は母材の冷延鋼板に対して亜鉛メッキ厚さが薄いという仮定があり、その仮定がなりたたなくなることが原因であると考えられる。

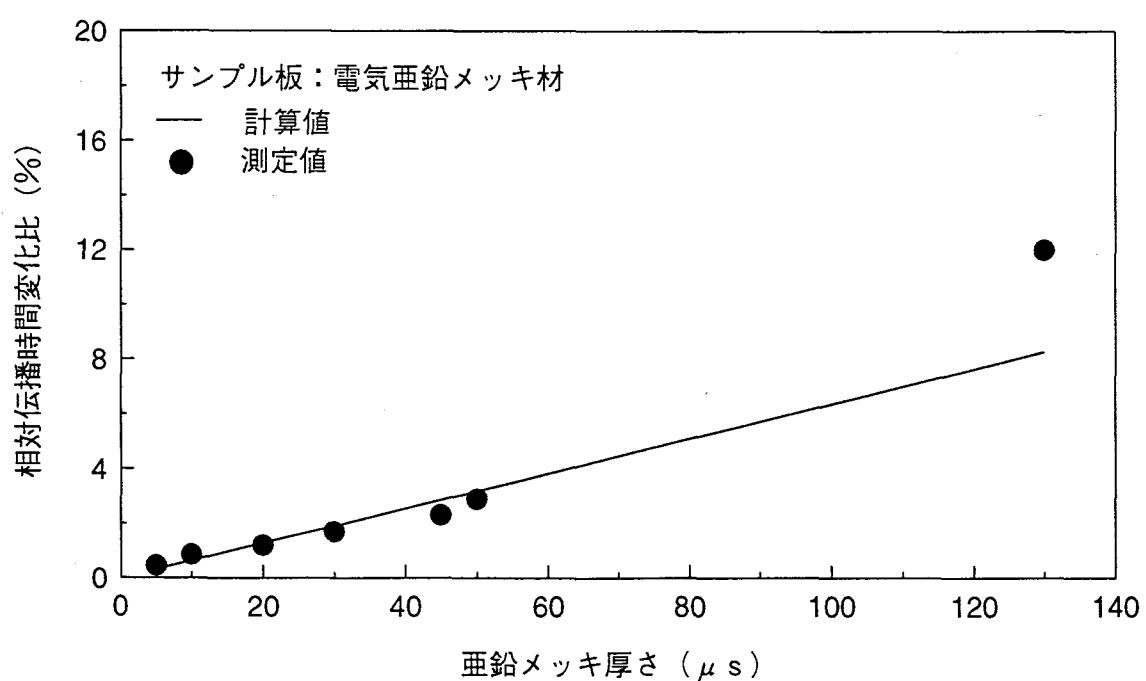
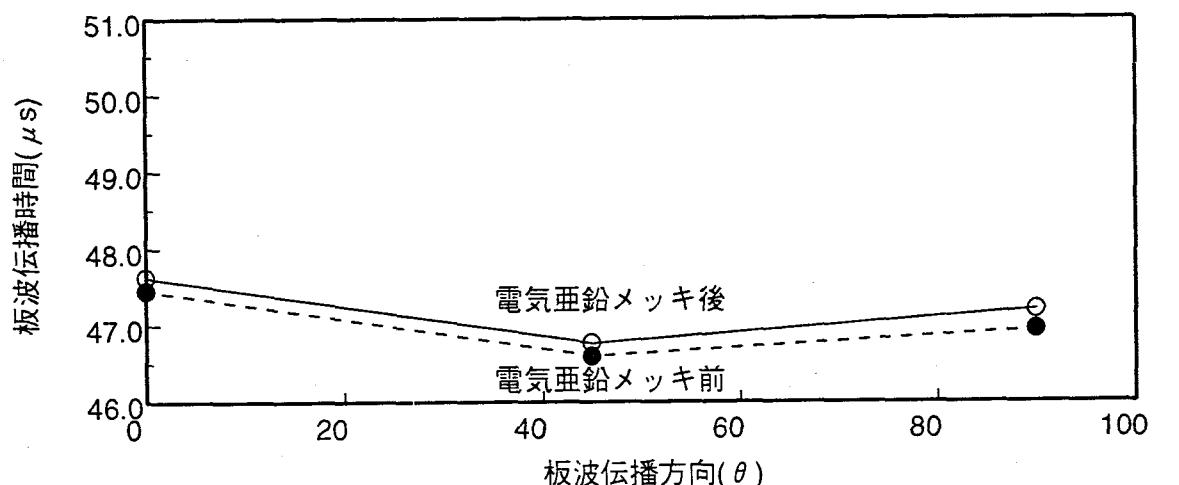


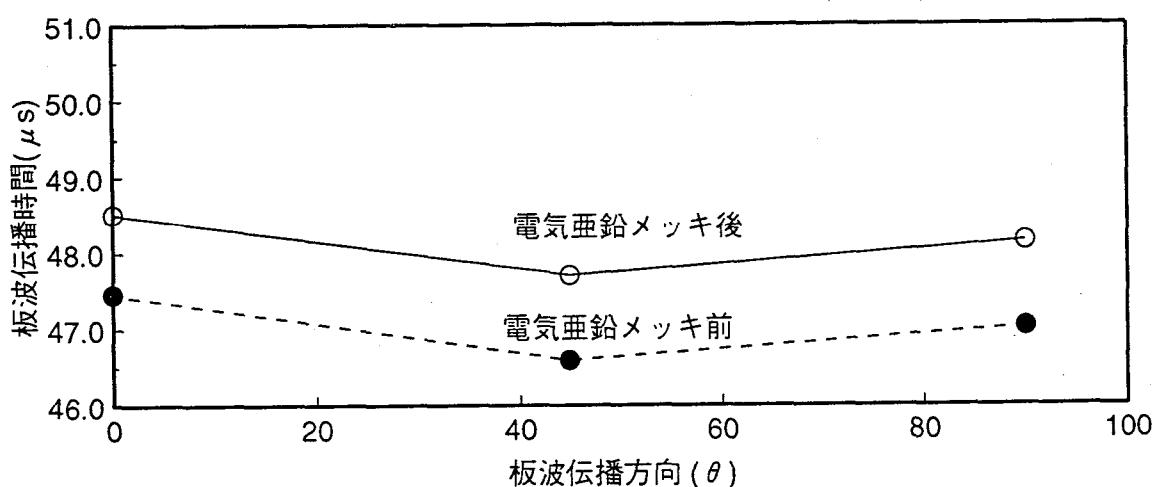
図6-4 S<sub>0</sub>モード板波伝播時間の亜鉛メッキ厚さ依存性

### 6. 5. 2 面内伝播時間分布の亜鉛メッキ依存性

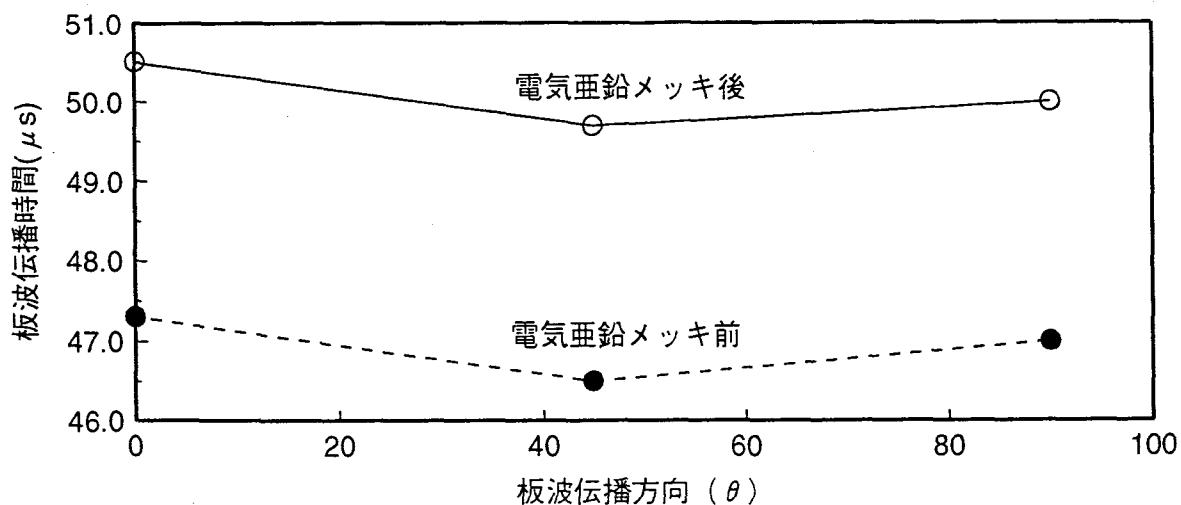
図6-5に亜鉛メッキ厚さが異なる場合の3例について、亜鉛メッキ前と亜鉛メッキ後の伝播時間の面内分布を示す。伝播時間はメッキ厚さが厚くなるにしたがって増大しているが、音速分布については、ほとんど変化していないことが明らかになった。



(a) 亜鉛メッキ厚さ 10  $\mu\text{m}$  の場合



(b) 亜鉛メッキ厚さ 45  $\mu\text{m}$  の場合



(c) 亜鉛メッキ厚さ 128  $\mu\text{m}$  の場合

図6-5 伝播時間と亜鉛メッキ厚さ依存性

図6-5の3例を含む8枚のサンプル板について亜鉛メッキ前後の平均伝播時間を求め、(6-3)式を用いてメッキ厚補正をおこなった。その結果を図6-6に示す。8例とも補正值は冷延鋼板の伝播時間にほぼ一致しており、亜鉛メッキ後の平均伝播時間からメッキ前の平均伝播時間を推定できることが明らかになった。なお、亜鉛メッキ層厚が厚くなると、補正後の平均伝播時間と亜鉛メッキ前の平均伝播時間の差が大きくなってきている。この理由は、亜鉛メッキをした場合の音速補正が $\Delta d/d \ll 1$ の仮定のもとで導かれており、亜鉛メッキ層が厚くなるとこの仮定を満たさなくなるためである。

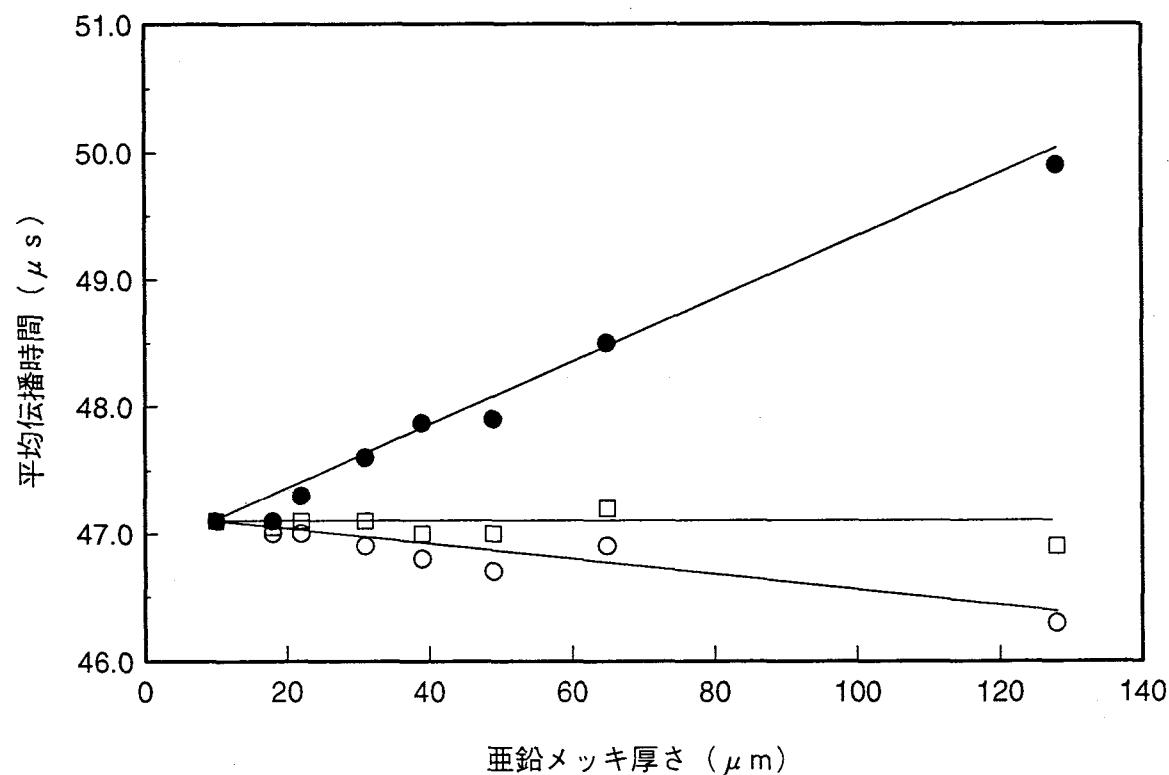


図6-6  $S_0$ モード板波伝播時間のメッキ厚さ補正効果

### 6. 5. 3 S<sub>0</sub>モード板波平均伝播時間の下値依存性

図6-7に溶融亜鉛メッキコイルからサンプリングしたサンプル材を用いて測定した平均伝播時間と実測下値の関係を示す。補正後に実測下値に対するばらつきが明らかに小さくなっていることがわかる。相互相関係数で評価するとメッキ厚さ補正前では0.88であり、補正後は0.97であった。

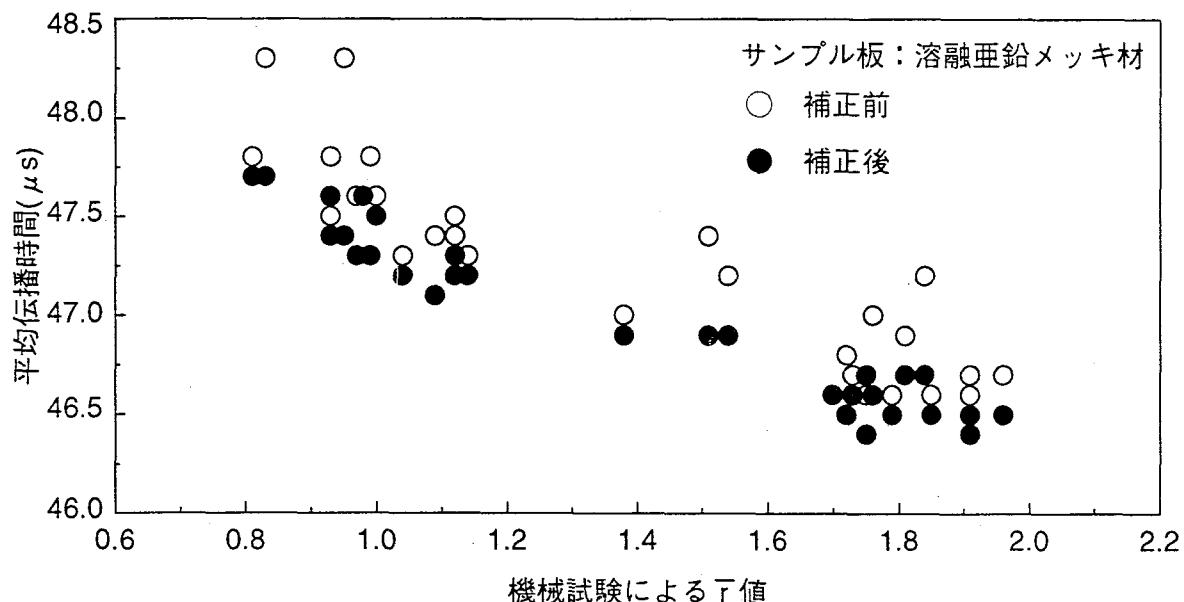


図6-7 亜鉛メッキ厚さ補正前後の平均伝播時間の下値依存性

また、実際に平均伝播時間から下値換算値を求め、機械試験から求めた実測下値との差についてまとめたものを図6-8に示す。メッキ厚さ補正前では測定精度は $1\sigma=0.15$ であり、補正後は $1\sigma=0.07$ となる。補正の効果が下値測定精度に顕著に影響し、補正後の測定精度は実用性の高いものであることが明らかになった。

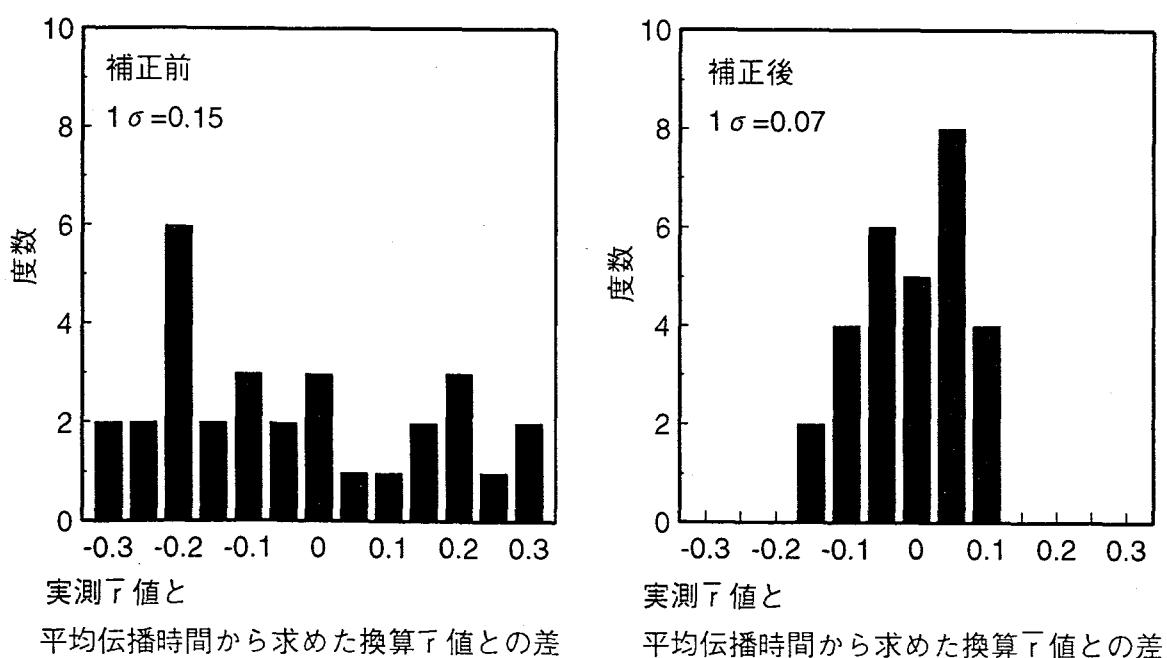


図6-8 亜鉛メッキ鋼板の下値評価精度

また図6-7のデータを用いて、伝播時間から下値換算する場合の換算率（直線近似した場合の傾き）を計算したところ、メッキ補正前で-0.0071、補正後で-0.0092となつた。一方第4章の冷延鋼板の場合を求めるとき-0.0067であった。換算率から考えた場合、メッキ厚補正をおこなうと、校正曲線は冷延鋼板の場合の変換率と異なる傾向を示した。この理由は、引張試験で求めた下値は溶融亜鉛メッキをしたままの下値であり、補正後の平均伝播時間は溶融亜鉛メッキ前の冷延鋼板の下値を求めているためである。すなわち一般に溶融亜鉛メッキを実施した場合、元の冷延鋼板の下値に対して、下値が低下するが、低下傾向を定量化するための明確な知見が得られておらず、その影響を考慮できていないためである。

ただし、今回の測定結果では、図6-4、6-5の結果から明らかのように、亜鉛メッキ厚さによる音速変化量は近似式で計算することができ、実際にも亜鉛メッキの影響の補正前の伝播時間と亜鉛メッキをしたままの実測下値は、明らかに相関が悪くなっている。すなわちメッキ厚さによる伝播時間補正をしないと下値変化による音速変化分の測定精度が低下することが明らかになった。

## 6. 6 まとめ

亜鉛メッキ鋼板の場合の下値評価について検討をおこない以下の知見を得た。

- (1) 亜鉛メッキ層が厚くなるにしたがって音速は低下する（伝播時間は長くなる）。  
。その変化率は近似式とよく対応する。
- (2) 130  $\mu$ mまでの亜鉛メッキ層を持つ電気亜鉛メッキ鋼板の伝播時間の方向分布は、  
電気亜鉛メッキ前後で変化は見られない。
- (3) 130  $\mu$ mまでの亜鉛メッキ層では、亜鉛メッキ後の平均伝播時間は近似式を用い  
て、冷延鋼板の場合の伝播時間に換算できる。
- (4) 亜鉛メッキ後の下値は、亜鉛メッキ後の平均伝播時間を近似式を用いて補正す  
ることにより、 $1\sigma=0.07$ の精度で評価できる。逆に亜鉛メッキ厚さによる伝播  
時間補正は下値評価のために不可欠である。
- (5) 今回の測定データでは未合金化材、合金化材での伝播時間測定値間に有意差は  
確認できなかった。しかし精度向上のため、さらに検討を進める必要がある。

## 第 7 章 結 論

## 第7章 結論

本研究は製造ライン上で冷延鋼板の深絞り性（ $\bar{Y}$ 値）を、非破壊的に全長測定するという課題を解決するために実施されたものである。

冷延鋼板の $\bar{Y}$ 値を評価する方法としては、冷延鋼板を引張試験片に機械加工し、15～20%の伸びを与えた結果生じる引張試験片のひずみから求める方法が一般的である。この場合は冷延鋼板のサンプリングが必要であり、破壊測定となるため製造される冷延鋼板のごく一部だけを測定していることになる。

非破壊評価法としてはX線回析法、中性子回析法などがあげられるが、製造ラインで実用的に使っていくには適用性、安全性、安定性、簡便性など課題は多い。

そこで本研究では、超音波の振動モードの一一種であるS<sub>0</sub>モード板波の特に低周波数（板厚／波長 ≪ 1）で駆動した場合に着目し、まず製造ラインに適用できるS<sub>0</sub>モード板波送受信センサの研究開発に取り組んだ。そして従来は用いられていなかった磁歪型EMATについて基本特性を実験的に求め、通常のローレンツ力型EMATに比べて、実用性という点で数段優れた性能を持っていることを明らかにした。またS<sub>0</sub>モード板波音速と $\bar{Y}$ 値の相関関係を明らかにするとともに、本方法での実用装置化に対する課題を明らかにした。そして実験結果をもとに製作したオンライン $\bar{Y}$ 値計測システムについて、 $\bar{Y}$ 値評価能力を明らかにした。また本手法の適用拡大として亜鉛メッキ材の $\bar{Y}$ 値評価方法についても検討を実施した。

得られた結果を以下にまとめた。

第2章では $\bar{Y}$ 値は、{111}結晶面が圧延方向に密度高く存在するほど高い $\bar{Y}$ 値を示し、かつその{111}結晶面の存在確率は、結晶粒方位分布関数の展開係数の1つであるW<sub>400</sub>と強い相関があることを示した。また多結晶体である冷延鋼板が集合組織をもつ場合の弾性定数を求め、それにもとづきS<sub>0</sub>モード板波の分散関係を明らかにした。その結果、S<sub>0</sub>モード板波音速は結晶粒方位分布関数の展開係数であるW<sub>400</sub>、W<sub>420</sub>、W<sub>440</sub>の一次関数であり、伝播方向θに対してcos2θ、cos4θの関数となることを示した。この結果はW<sub>400</sub>が0°、45°、90°方向に伝播するS<sub>0</sub>モード板波音速の平均から求めることができることを示している。またW<sub>400</sub>、W<sub>420</sub>、W<sub>440</sub>の大きさは単結晶の場合でも、たかだか0.01～0.03であり、各項の係数A<sub>0</sub>、A<sub>2</sub>、A<sub>4</sub>は6.083、-9.182、6.673であることから $\bar{Y}$ 値の違いによる音速変化は大きくても数%程度にとどまることを示した。またS<sub>0</sub>モード板波の音速は板厚に対して変化する分散性を持っており、その影響は板厚が厚くなるにしたがって、あるいは駆動周波数が高くなるにしたがって大きくなる。すなわち、低周波数を用いることが $\bar{Y}$ 値評価に有効であることを明らかにした。

第3章ではローレンツ力型S<sub>0</sub>モード板波EMATと本研究で着目した磁歪型S<sub>0</sub>モード板波EMATについて、基本性能比較を実験的に実施した。その結果、磁歪型EMATの方がどの測定条件においても6dB以上（リフトオフ、板厚に依存）高い受信信号強度が得られること、また受信信号強度を最大にするための電磁石の磁化電流は、ローレンツ力型の1/10以下で良いことが明らかになった。この結果は磁歪型EMATを用いれば電磁石の発熱という課題を解決でき、かつローレンツ力型で実施できない板厚まで、ライン上での下値測定が可能になることを示している。さらに磁歪型EMATの磁化電流に対する動作特性について実験をおこない、送信子、受信子は同じ磁化電流に対して最も高い変換効率を持っていることを明らかにした。

またEMATに組み込んだくし型センサコイルの駆動条件について実験をおこない、巻数と駆動電流の積が最大になる条件を選択することが、受信信号強度を高くすることを明らかにした。また駆動周波数は低いほど受信信号強度は高く、リフトオフに対しても広い範囲で充分な受信信号強度が得られることを明らかにした。さらに電磁石は被測定冷延鋼板に対して対称に配置することが受信信号強度を向上するために有効であることを明らかにした。この原因は受信信号強度の最大値が、より低い磁化電流で得られること、および磁歪型S<sub>0</sub>モードEMATで必要な冷延鋼板面に平行な磁場成分が得やすくなるためである。

第4章では固定長を伝播するS<sub>0</sub>モード板波伝播時間の伝播方向依存性について実験をおこない、第2章で求めた分散関係によく一致することを明らかにした。また伝播時間から求めたW<sub>400</sub>、W<sub>420</sub>、W<sub>440</sub>は{111}、{110}、{100}のいずれの結晶軸密度とも高い相関をもっていること、特にW<sub>400</sub>と下値が高い相関性を持っていることを明らかにした。この結果から工業的にオンラインで下値評価を実施するためには、下値評価精度が高いS<sub>0</sub>モード板波がよいということを明らかにした。

また同下値でも連続焼鈍材とバッチ材では主要結晶軸密度が異なっており、この場合、伝播時間測定による下値測定値は異なった結果を与えることを明らかにした。ただし連続焼鈍材に限定すれば、S<sub>0</sub>モード板波伝播時間測定による下値評価精度は1σ=0.07となることを明らかにした。

さらに3方向に伝播するS<sub>0</sub>モード板波の伝播時間の中では、45°方向に伝播するS<sub>0</sub>モード板波の伝播時間が最も下値と相関が高い結果を示している。この原因は分散関係式中に含まれるW<sub>400</sub>、W<sub>420</sub>、W<sub>440</sub>の各項の影響度を考慮することで説明できる。

また受信信号強度は0°、90°方向で低く、45°方向で高くなる傾向があるが、全板厚仕様範囲で製造ライン上で測定するのに充分な感度を持っている。受信信号強度変化の原因是、速度異方性があるために発生する伝播方向とエネルギー束のずれを考慮して説明できる。

第5章では連続焼鈍ラインで実際に下値を測定するために製作したオンライン下値計の仕様、およびオフライン、オンラインテスト結果について述べている。またS<sub>0</sub>モード板波の特性について、工業的に製造ラインで使用するための条件について実験をおこない以下のことを明らかにした。まず温度の影響については、雰囲気温度が30℃変化するためにおきる伝播時間測定値変化は、下値が0.1変化するためにおきる伝播時間測定値変化に対応していることが明らかになった。また張力の影響については、製造ラインでの操業条件（最大張力変化：20MPa）では考慮する必要がないことを明らかにした。リフトオフについては、1mmのリフトオフ変化が下値変化0.08に対応していることを明らかにした。その結果は下値計システムの測定誤差について、測定値の繰り返し再現性、長期安定性なども考慮した結果、 $1\sigma=0.021$ となり目標評価精度の1/3程度であることがわかり、本システムが $1\sigma=0.07$ の精度で下値を評価するのに妥当であることが確認できた。さらに広い範囲の板厚と材質を含むサンプル板で評価した結果、オフラインでの測定精度は $1\sigma=0.07$ 以内と目標精度以内で測定できることが確認できた。また長期連続測定していくという観点からも、電磁石を上下対称に配置することで、冷延鋼板とセンサが接触しないことを確認できた。さらにコイルーコイル間の溶接点退避時に磁化電流をオフして、エアーパージを実施することで、鉄粉のセンサヘッド下面への堆積もなく長期間連続使用可能であることを確認できた。実際のオンライン上での測定精度については、テストコイルによる1コイル内の測定精度、製品コイルのトップ、ボトム部を使ったコイルーコイル間の測定精度を評価した結果、 $1\sigma=0.07$ 以内であり目標精度以内であることを確認できた。以上の結果から、開発装置が実用装置として充分な性能を持っていることを明らかにした。

第6章では冷延鋼板下値計の適用拡大の1つとして、亜鉛メッキ鋼板の場合の下値評価について検討を実施した。亜鉛メッキ層厚が厚くなるにしたがって音速は低下し（伝播時間は長くなる）、その低下率は亜鉛と鋼の音速を、その層厚比で平均して評価できることを明らかにした。本評価法を用い、溶融亜鉛メッキ後の平均伝播時間に亜鉛メッキ層厚による音速低下の補正をおこなえば、溶融亜鉛メッキ鋼板の下値を $1\sigma=0.07$ の精度で評価できることを明らかにした。

以上の結果から、S<sub>0</sub>モード板波超音波を用いた下値評価は有効であり、磁歪型S<sub>0</sub>モードEMATをセンサとして採用したオンライン下値計測システムが実用的にも充分な性能を持っていることが明らかになり、世界で初めて実用化に成功した。

今後、本手法は他の機械試験値のオンライン測定や亜鉛メッキ鋼板オンライン下値計への適用拡大も大いに期待できる。

## 參 考 文 獻

## 参考文献

1. 薄鋼板成形研究会編：プレス成形難易ハンドブック，日本工業新聞社，(1987)
2. W.T.Lankford, S.C.Snyder and J.A.Bauscher: New criteria for predicting the press performance of deep drawing sheets, Trans. ASM, Vol.42, pp.1197-1232, (1950)
3. 福岡秀和編 戸田裕巳 平尾雅彦著：音弹性の基礎と応用，(株)オーム社，(1993)
4. JIS G 3135-1986 解説：固有振動法によるランクフォード値試験方法
5. P.R.Mould and T.E.Johnson,Jr.: Rapid assessment of drawability of cold-rolled low carbon steel sheets, Steel Metal Industries, Vol.50, pp.328-333, (1973)
6. R.Löffel and H.J.Kopineck: A new CAL at Höesch Stahl, Steel Times, December, pp.678, (1990)
7. R.Löffel and H.J.Kopineck: On-line texture measurement of cold-rolled steel strip, Steel Times, October, pp.85-90, (1992)
8. H.J.Kopineck, R.Löffel and H.B.Otten: Industrial on-line texture determination in rolled steel strips, J. Nondestructive Evaluation, Vol.12, No.1 pp.13-20, (1993)
9. 平尾雅彦：集合組織と音響異方性，超音波TECHNO, Vol.4, No.5, pp.24-28, (1992)
10. C.M.Sayers: On the propagation of ultrasound in highly concentrated mixture and suspensions, J. Phys.D, Appl. Phys., Vol.13 , pp.179-184, (1980)
11. C.M.Sayers: Ultrasonic velocities in anisotropic polycrystalline aggregates, J. Phys.D, Appl. Phys., Vol.15, pp.2157-2167, (1982)
12. R.J.Roe: Description of crystallite orientation in polycrystalline materials, J. Appl. Phys., Vol.36, pp.2024-2031, (1965)
13. R.J.Roe: Inversion figures for materials having cubic crystal symmetry, J. Appl. Phys., Vol.37, No.5, pp.2069-2072, (1966)
14. H.J.Bunge: Texture analysis in materials science, Butterworths(London), (1982)
15. M.Hirao and N.Hara: Ultrasonic pole figure for the texture of aluminium alloy, Appl. Phys. Lett., Vol.50, pp.1411-1412, (1987)
16. M.Hirao, N.Hara and H.Fukuoka: Anisotropy measured with shear and Rayleigh waves in rolled plates, Ultrasonics, Vol.25, pp.107-111, (1987)
17. M.Hirao, K.Aoki and H.Fukuoka: Texture of polycrystalline metals charac-

- terized by ultrasonic velocity measurement, J. Acoust. Soc. Am., Vol. 81, pp. 1434-1440, (1987)
18. C.M.Sayers: Angular dependent ultrasonic wave velocities in aggregates of hexagonal crystals, Ultrasonics, Vol. 24, September, pp. 289-291, (1986)
19. R.B.Thompson and A.V.Clark,Jr: Ultrasonic characterization of texture, Intelligent Proc. of Materials (The Minerals, Metals and Materials Society), pp.227-240, (1990)
20. 岡本豊彦, 白岩俊男, 福田 実: 深絞り用鋼板の圧延鋼板に関する理論的考察, 住友金属, Vol.14, No.2, pp.211-227, (1962)
21. 長島晋一: 集合組織, 丸善, (1984)
22. 西田稔, 加藤俊行: 热延鋼板の変態集合組織と塑性異方性, 鉄と鋼, Vol.75, No.6, pp.89-95, (1989)
23. 小山一夫, 杉村義一, 佐柳志郎, 松津信彦, 木野信幸: {111} 集積度を極限まで高めた超高ランクフォード値高成形性冷延鋼板の開発, 金属学会会報, Vol.31, No.6, pp.535-537, (1992)
24. M.Hirao, N.Hara, H.Fukuoka and K.Fujisawa: Ultrasonic monitoring of texture in cold-rolled steel sheets, J. Acoust. Soc. Am., Vol. 84, pp.667-672, (1988)
25. 平尾雅彦, 原規彰, 福岡秀和, 藤沢和夫: 超音波による冷延鋼板集合組織の非破壊評価, 日本機械学会論文集(A編), No.54-505A, pp.1814-1820, (1988)
26. A.V.Clark,Jr: Ultrasonic characterization of texture and formability, MRS Bulletin, April, pp.40-42, (1988)
27. A.V.Clark,Jr., R.B.Thompson, Y.Li, R.C.Reno, G.V.Blessing, D.V.Mitrakovic, R.E.Schramm and D.Matlock: Ultrasonic measurement of sheet steel texture and formability: Comparison with neutron diffraction and mechanical measurement, Res. in nondestructive Eval, Vol.2, pp.239-255, (1990)
28. K.Sakata, D.Daniel, J.J.Jones and J.F.Bussiere: Estimation of 4th and 6th order ODF coefficients from elastic properties in cold rolled steel sheets, Texture and Microstructure, Vol.11, pp.41-56, (1989)
29. K.Sakata, D.Daniel, J.J.Jones and J.F.Bussiere: Acoustoelastic determination of the higher order orientation distribution function coefficients up to  $\ell=12$  and their use for the on-line prediction of F-value, Metallurgical Transaction, Vol.21A, pp.697-706, (1990)
30. M.Hirao and H.Fukuoka: Dispersion relations of plate modes in anisotropic polycrystalline sheets, J. Acoust. Soc. Am., Vol.85, pp.2311-2315,

(1989)

31. 平尾雅彦, 豊島滋, 福岡秀和, 藤沢和夫, 村山理一: 電磁超音波による冷延鋼板成形性の非破壊評価, 日本機械学会論文集(A編), Vol.55, No.518, pp.2152-2158, (1989)
32. M.Hirao, H.Fukuoka, K.Fujisawa and R.Murayama: Characterization of formability in cold rolled steel sheets using electromagnetic acoustic transducers, Metallurgical Transactions, Vol. 20A, pp.2385-2392, (1989)
33. R.Murayama, K.Fujisawa, H.Fukuoka and M.Hirao: Nondestructive evaluation of material properties with EMAT, IEEE Ultrasonic Symposium, Vol.2, pp.1159-1162, (1989)
34. E.P.Papadakis, R.B.Thompson, D.D.Bluhm, S.J. Wormley, H.D.Skank, K.Forouraghi and G.A.Alers, Ultrasonic instrument to predict drawability of sheet metal, IEEE Ultrasonics Symposium, pp.1007-1015, (1990)
35. E.P.Papadakis, R.B.Thompson, D.D.Bluhm, S.J. Wormley, H.D.Skank, K.Forouraghi and G.A.Alers: An automatic instrument for the ultrasonic measurement of texture, Nondestructive characterization of Material IV(Plenum press, New York, pp.447-458, (1991)
36. A.V.Clark,Jr, N.Izworski, M.Hirao and Y.Cohn: Progress towards nondestructive on-line measurement of sheet metal formability, Soc. Auto. Eng., Special Publication SP-865, pp.1-13, (1991)
37. A.V.Clark, Y.Berlinsky, N.Izworski, Y.Cohen, D.V.Mitracovic and S.R.Schaps: Method to improve the accuracy of on-line ultrasonic measurement of steel sheet formability, J. Nondestructive Eval., Vol.12, No.1, pp.33-44, (1993)
38. R.B.Thompson, E.P.Papadakis, D.D.Bluhm, G.A.Alers, K.Forouraghi, H.D.Skank and S.J. Wormley: Measurement of texture and formability parameters with a fully automated ultrasonic instrument, J.Nondestructive Eval., Vol. 12, No.1, pp.45-62, (1993)
39. J.Savoie, D.Daniel and J.J.Jonas: Ultrasonic prediction of r-value in deep drawing steels, J. Nondestructive Eval., Vol.12, No.1, pp.63-69, (1993)
40. O.Cassier, C.Donadille and B.Bacroix: Drawability assessment of steel sheets by an ultrasonic method, Quantitative Nondsetructive Evaluation, Vol.8B, pp.2189-2197, (1988)
41. K.Fujisawa, R.Murayama, M.Hirao and H.Fukuoka: Development of EMAT moni-

- toring system of formability in cold rolled sheets, 1st Iketani Conf.  
-Nondestructive Characterization of Materials V, pp.623-633, (1992)
42. M.Hirao, H.Fukuoka, K.Fujisawa and R.Murayama: On-line measurement of steel sheet  $\bar{F}$ -value using magnetostrictive type EMAT, J. Nondestructive Eval., Vol.12, No.1, pp.27-32, (1993)
43. 中西章人, 藤沢和夫, 村山理一, 福岡秀和, 平尾雅彦: 冷延鋼板オンライン $\bar{F}$ 値計の開発, 日本非破壊検査協会-H 3秋期大会講演概要集, pp.39-40, (1991)
44. 藤沢和夫, 村山理一, 福岡秀和, 平尾雅彦: 冷延鋼板オンライン $\bar{F}$ 値計の開発, 鉄と鋼-H 4春期大会講演概要集, pp.374, (1992)
45. 藤沢和夫, 村山理一, 山本夫美夫, 田谷耕一, 南英樹: 電磁超音波による冷延鋼板オンライン $\bar{F}$ 値計の開発, 鉄と鋼, Vol.79, No.7, pp.131, (1993)
46. 村山理一, 大久保寛之, 藤沢和夫, 福岡秀和, 平尾雅彦: 電磁超音波探触子を用いた冷延鋼板オンライン $\bar{F}$ 値計の開発, 日本非破壊検査協会-第一回音弹性材料評価研究会, pp.7-12, (1993)
47. K.Kawashima: Nondestructive characterization of texture and plastic strain ratio of metal sheets with EMATs, J. Acoust. Soc. Am., Vol.87(2), February, pp.681-690, (1990)
48. K.Kawashima: Nondestructive measurement of texture and plastic strain ratio of steel sheets using EMATs, Nondestructive Characterization of Materials IV (Plenum Press ,New York), (1991)
49. K.Kawashima, T.Hyoguchi and T.Akagi: On-Line measurement of plastic strain ratio of steel sheet using resonance mode EMAT, J. Nondestructive Eval., Vol.12, No.1, pp.71-77, (1993)
50. A.V.Clark, C.M.Fortunko, M.G.Lozev, S.R.Schaps and M.C.Renken: Determination of sheet steel formability using wide band electromagnetic acoustic transducers, Res. in Nondestructive Evaluation, Vol.4, No.3, pp.165-182, (1992)
51. 川島捷宏: 電磁超音波技術とその応用, 西山記念技術講座(第76回、77回), pp.229-255, (1981)
52. 佐藤式也, 佐々木莊二, 窪田純, 伊藤將, 門脇孝志, 山口久雄, 藤沢和夫, 村山理一: 電磁超音波による熱間スラブの探傷, 非破壊検査, Vol.34, No.11, pp.808-819, (1985)
53. R.B.Thompson: A model for the electromagnetic generation and detection of Rayleigh and Lamb waves, IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics, Vol.SU-20, No.4 October, pp.340-346, (1973)

54. R.B.Thompson: A model for the electromagnetic generation and detection of ultrasonic Lamb waves in Iron-Nickel alloy polycrystals, IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics, Vol.SU-25, No.1 October, pp.7-15, (1978)
55. 竹内信次郎, 高橋豊樹, 吉牟田浩三: 磁歪特性を考慮した超音波検出モデル, 日本電気学会 マグネティックス研究会, Vol. Mag-82, No.123, pp.61-70, (1982)
56. 竹内信次郎, 高橋豊樹, 吉牟田浩三: 磁歪薄板の超音波伝播特性とその応用, 日本電気学会 マグネティックス研究会 Vol. Mag-82, No.169, pp.117-128, (1982)
57. R.B.Thompson: Mechanics of electromagnetic generation and detection of ultrasonic Lamb waves in Iron-Nickel alloy polycrystals, J. Appl. Phys., Vol.48, pp.4942-4950, (1977)
58. 大森 啓次訳, M.J.P.Musgrave 著: 結晶音響学, 内田老鶴舎新社, (1978)
59. 日本鉄鋼協会編: 鋼材の性質と試験, 地人書館, (1977)
60. M.Hirao, H.Fukuoka, K.Fujisawa and R.Murayama: Ultrasonic characterization of Zinc-coated steel sheets, Elastic Waves and Ultrasonic Nondestructive Evaluation (North-Holland), pp.319-324, (1990)
61. H.Takechi, M.Matsuo, K.Kawasaki and T.Tamura: Texture and properties of metallic coatings on sheet steels, Proc. of ICOTOM 6, edt. by S.Nagashima, ISIJ, pp.209-222, (1981)
62. 日本学術振興会: 超音波探傷法, 日刊工業出版社, (1977)
63. 近角聰信: 強磁性体の物理(下), 襟華房, (1984)

## 研究業績

## 研究業績

- (1) 山口久雄, 藤沢和夫, 村山理一, 橋本晃一, 中西廉平, 加藤晃男, 石川博章, 門脇孝志, 佐藤式也: 電磁超音波による熱間継目無鋼管肉厚計の開発, 鉄と鋼, Vol.40, No.9, pp.782-788, (1984)
- (2) 山口久雄, 藤沢和夫, 村山理一, 橋本晃一, 中西廉平, 加藤晃男, 石川博章, 門脇孝志, 佐藤式也: 電磁超音波による熱間継目無鋼管肉厚計の開発, 非破壊検査, Vol.34, No.11, pp.782-788, (1985)
- (3) H.Yamaguchi, K.Fujisawa, R.Murayama, K.Hashimoto, R.Nakanishi, A.Kato, H.Ishikawa, T.Kadowaki and I.Sato: Development of hot seamless tube wall thickness gauge by electro-magnetic acoustic transducer, Transactions ISIJ, Vol.26, pp.61-68 (1986)
- (4) J.Kubota, S.Sasaki, I.Sato, S.Ito, T.Kadowaki, H.Yamaguchi, K.Fujisawa, and R.Murayama: An improved electromagnetic ultrasonic testing technique for flaw detection for hot steel, Materials Evaluation, Vol.46, March, pp.523-527, (1988)
- (5) M.Hirao, H.Fukuoka, K.Fujisawa and R.Murayama: Characterization of formability in cold-rolled steel sheets using electromagnetic acoustic transducers, Metallurgical Transactions, Vol.20A, November, pp.2385-2392, (1989)
- (6) 平尾雅彦, 豊島滋, 福岡秀和, 藤沢和夫, 村山理一: 電磁超音波法による冷延鋼板成形性の非破壊評価, 日本機械学会論文集(A編), Vol.55, No.518, pp.2152-2158, (1989)
- (7) R.Murayama, K.Fujisawa, H.Fukuoka, M.Hirao and S.Yonehara: Nondestructive evaluation of material properties with EMAT, Proc. of IEEE Ultrasonic Symposium, pp.1159-1162, (1989)
- (8) M.Honji, S.Hyodo and R.Murayama: Development of an ultrasonic measurement of liner thickness on zirconium lined cladding tubes, 10th Int.

Conf. on NDE in the Nuclear and Pressure Vessel Industries, pp.336-342, (1990)

(9) 村山理一, 藤沢和夫, 米原貞夫: 車輪残留応力測定装置の開発, 電学論 D, Vol.110, No.8, pp.866-872, (1990)

(10) M.Hirao, H.Fukuoka, K.Fujisawa and R.Murayama: Ultrasonic characterization of texture in Zinc-coated steel sheets, Proc. IUTAM Symposium on Elastic Waves and Ultrasonic Nondestructive Evaluation, North-Holland, pp.319-324, (1990)

(11) M.Honji, S.Hyodo and R.Murayama: Development of an ultrasonic measurement of liner thickness on Zirconium lined cladding tubes, The Sumitomo Search, No.45, Mar., pp.32-38, (1991)

(12) K.Fujisawa, R.Murayama, H.Fukuoka and M.Hirao: Development of EMAT monitoring system of formability in cold-rolled sheets Proc. of Iketani Conf., pp.623-633, (1991)

(13) M.Hirao, H.Fukuoka, K.Fujisawa and R.Murayama: On-line measurement of steel sheet  $\bar{r}$ -value using magnetostrictive-type EMAT, J. Nondestructive Eval., Vol.12, No.1, pp.27-32, (1993)

(14) 藤沢和夫, 村山理一, 山本夫美夫, 田谷耕一, 南英樹, 福岡秀和, 平尾雅彦: 電磁超音波による冷延鋼板オンライン下限値計の開発, 鉄と鋼, Vol.79, No.7, pp.131-138, (1993)

(15) 藤沢和夫, 村山理一, 坂本東男, 米原貞夫: 車輪残留応力測定装置の開発, 非破壊検査, H6年 1月号掲載予定

(16) 村山理一, 藤沢和夫, 福岡秀和, 平尾雅彦: 電磁超音波探触子による冷延鋼板オンライン下限値計の開発, 非破壊検査 投稿中

謝 古辛

## 謝 言

本論文作製の全般にわたり、終始懇切なる御指導および御鞭撻を賜りました大阪大学・基礎工学部教授 福岡秀和先生に衷心より厚く御礼申し上げます。また本論文をまとめるに際して、大変有益な御教示と御助言を頂きました大阪大学・基礎工学部教授 小坂田宏造先生、小倉敬二先生、ならびに同・基礎工学部助教授 平尾雅彦先生に深く感謝いたします。

筆者が入社以来、常に温かい御指導と御助言を頂いた住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部専門部長 山口久雄博士に深く感謝いたします。また本研究の遂行にあたり、電磁超音波法の有効性と冷延鋼板の深絞り性評価への適用に対して強いアドバイスを頂いた住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部計測技術室参事 藤沢和夫博士に深く感謝いたします。また筆者が本論文をまとめるに際し、この機会を与えて下さり温かい激励を賜りました住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部長 京極哲朗氏、同前副本部長 現住金制御エンジニアリング株式会社専務 川野晴雄氏、住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部副本部長 山本博道氏、同・鉄鋼技術研究所基板技術研究部長的場祥行博士、同・システムエンジニアリング事業本部計測・制御研究開発部長 近藤勝也博士に衷心より感謝いたします。また筆者が本研究を進めることができましたのは住友金属ビジネス企画株式会社担当部長 林信郎氏、住友金属情報システム株式会社常務取締役 中川勝氏、住友金属システム開発株式会社取締役 乾全氏、住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部専門部長 中西章人氏、同・薄板技術部専任部長 高橋政司氏、同・システムエンジニアリング事業本部計測技術室長 坂本隆秀博士の温かい御支援のたまものであり、深く御礼申し上げます。

本研究の全般にわたり、常に実験に助力していただいた住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部計測技術室 向井正吉氏、貴重な助言を頂いた同計測技術室 星野郁司氏、住金制御エンジニアリング株式会社 田中勝美氏に深く感謝いたします。また本研究のオンラインテストで御助力頂いた住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部事業企画室参事 山本章生氏、同・システムエンジニアリング事業本部鹿島システム部 南英樹氏、大久保寛之氏、横瀬薰氏、同・鹿島製鉄所制御部 高橋健一氏、同・鹿島製鉄所薄板部 田谷耕作氏、斎田文弘氏、野中昭彦氏、岸一彦氏、同・鹿島製鉄所技術部参事 中居修二氏、同技術部 山本夫美夫氏、松井朗人氏、同・鹿島製鉄所商品開発部 勝信一郎氏、同・前鹿島製鉄所技術部 現三和工業株式会社 平沢浩一氏、住金制御エンジニアリング株式会社松本重明氏、大原康宏氏、上田浩義氏、鹿島プラント工業株式会社 武田守夫氏に深く感謝いたします。

また筆者が本論文をまとめる間、絶えず温かく励まして頂いた住友金属工業株式会社・システムエンジニアリング事業本部計測技術室の皆様に心から御礼を申し上げます。

最後に、本研究を進めていた間温かく見守っていてくれた父三代松、母ツルエ、妻恵子に感謝の意とともに本論文を捧げます。