

モータ用無方向性電磁鋼板の利用技術に関する研究

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 公開日: 2018-02-27 キーワード: 作成者: 藤村, 浩志, Fujimura, Hiroshi メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/2297/00050249

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial-ShareAlike 3.0 International License.



博 士 論 文

モータ用無方向性電磁鋼板の利用技術に関する研究

金沢大学大学院自然科学研究科
機械科学専攻

学籍番号 : 1524032023
氏名 : 藤村浩志
主任指導教員名 : 潮田浩作
提出年月 : 2017年1月

目 次

第 1 章 緒言	1
1.1 本研究の背景 無方向性電磁鋼板の開発課題	1
1.2 無方向性電磁鋼板の磁気特性	2
1.3 モータ用無方向性電磁鋼板の利用技術	7
1.4 本研究の目的と構成	16
第 1 章の参考文献	19
第 2 章 積層リングコアの磁気特性に及ぼすかしめ形状の影響	22
2.1 緒言	22
2.2 実験方法	23
2.3 実験結果	24
2.3.1 歪取焼鈍前の磁気特性	24
2.3.2 歪取焼鈍後の磁気特性	30
2.4 考察 渦電流損に及ぼす諸因子の影響	36
2.5 結言	44
第 2 章の参考文献	45
第 3 章 積層リングコアの磁気特性に及ぼすかしめ・焼き嵌めの影響	47
3.1 緒言	47
3.2 実験方法	49
3.2.1 焼き嵌めリングコアの磁気特性調査	49
3.2.2 圧縮応力下での単板磁気特性調査	52
3.3 実験結果	55
3.3.1 焼き嵌めコアの磁気特性	55
3.3.2 単板磁気測定との比較	62
3.4 考察	65

3.4.1	かしめ部の残留歪	65
3.4.2	かしめ・焼き嵌めによる履歴損増加	66
3.4.3	かしめ・焼き嵌めによる渦電流損増加	69
3.4.4	圧縮応力による渦電流損の増加機構	71
3.5	結言	74
第3章	参考文献	75
第4章	無方向性電磁鋼板の打抜き加工による磁気特性劣化量の推定技術の開発	77
4.1	緒言	77
4.2	磁気特性の劣化度調査	78
4.2.1	打抜き加工単板の磁気特性劣化量	78
4.2.2	塑性歪の磁気特性への影響	81
4.2.3	応力の磁気特性への影響	81
4.2.4	変形による不可逆的な磁化特性の変化開始点について	84
4.3	打抜き加工の変形解析	87
4.3.1	モデルの概要	87
4.3.2	材料の変形特性および破断基準	91
4.3.3	打抜きシミュレーション結果	99
4.4	打抜き加工された単板の磁気特性予測	101
4.4.1	電磁場解析モデル	101
4.4.2	電磁場解析結果	107
4.4.3	検証結果	111
4.5	結言	116
第4章	参考文献	117
第5章	IPMモータのトルク性能に及ぼす無方向性電磁鋼板磁気特性の影響	118
5.1	緒言	118
5.2	実験方法	119

5.2.1	モデルモータ	119
5.2.2	IPM モータ性能の計測方法	122
5.3	実験結果	125
5.3.1	鉄心材料の影響	125
5.3.2	打抜き歪の影響	130
5.4	考察	134
5.4.1	FEM 解析モデル	134
5.4.2	モータ負荷運転時の磁束密度分布とトルク特性	137
5.5	結言	142
第 5 章の参考文献		143
第 6 章 結言		144
6.1	本研究で得られた結論	144
6.2	本研究の総括と将来展望	146

謝辞

第 1 章 緒言

1.1 本研究の背景 無方向性電磁鋼板の開発課題

無方向性電磁鋼板は、冷延鋼板の一種で、3%程度の珪素（Si）を添加した鋼板で珪素鋼板とも呼ばれる。その主要用途はモータや発電機などいわゆる回転機の鉄心であり、機器の高効率化を通じて省エネルギー社会の構築に不可欠な素材である。

日本国内の電力使用量は約 1 兆 kWh と莫大であるが、その内の 50-60%はモータにより消費されている。仮に、モータ効率が 1%向上すれば、年間 50-60 億 kWh の省エネ効果があり、その消費エネルギー効果は CO₂ 換算にて（排出係数^{*}10.000551 t-CO₂/kWh を仮定）⁽¹⁾、0.28-0.33 億 t/年に相当し、金額に換算して 500-600 億円/年に相当する。さらに最近では、自動車の電動化が推進される中、モータや発電機の高効率化により燃費性能が飛躍的に向上する結果、CO₂ 排出量の削減が進んでいる。

それら適用機器、主に回転機の電気エネルギー消費を削減するため、鉄心素材である無方向性電磁鋼板には優れた磁気特性、低鉄損と高磁束密度が求められており、これらは今後も継続して重要な課題である⁽²⁾⁽³⁾。他方、無方向性電磁鋼板に対して大幅に鉄損が低いアモルファス⁽⁴⁾またはナノ結晶⁽⁵⁾などの軟磁性材料の開発が進められており、将来のモータ鉄心として有望であるが、それらは非常に硬くて脆い材質のため、鉄心への加工性が劣る課題がある。また、磁束密度も無方向性電磁鋼板より低い課題がある。それらの欠点を克服すれば、高効率モータ用材料として広く普及する可能性はある。ただし現時点では、回転機用鉄心材料として広く用いられている無方向性電磁鋼板の特性改善が、インパクトも大きいことから最優先の技術課題と判断される。

※¹ 排出係数には代替値を用いた。代替値とは、国が公表する電気事業者ごとの実排出係数及びそれ以外の者から供給された電気の場合に実測等に基づく適切な排出係数を用いて算定が困難な場合に代替する係数である。

1.2 無方向性電磁鋼板の磁気特性

無方向性電磁鋼板の鉄損⁽⁶⁾は、ヒステリシス損（履歴損）と渦電流損で構成され、それぞれに低減する手段が異なる。履歴損は、交番磁界の増減に伴う磁束密度の増減の軌跡が異なることによって生じるエネルギー損失であり、その値は周波数に比例する。その低減には結晶粒径の大径化、析出物や介在物の低減、集合組織制御、および内部ひずみの低減が有効である。一方、渦電流損は交流で磁化された鋼板内で発生する渦電流によって生じるジュール熱であり、その値は周波数の二乗に比例する。その低減には板厚低減、Si や Al などの合金含有量増加による比抵抗の増加および磁区幅の減少が有効である。以上の鉄損影響因子を Fig. 1-1 にまとめて示す。

無方向性電磁鋼板の鉄損 W (W/m^3) は励磁周波数 f (Hz) の二次関数で近似するのが最も一般的あり、次式(1)の様に表される。

$$W = W_h + W_e = af + bf^2 \quad (1)$$

ここで、一次の項が履歴損 W_h 、二次の項が渦電流損 W_e 、 a および b は W_h および W_e の係数である。与式(1)はあくまでも近似式であり、算出される履歴損や渦電流損の値はそれぞれの発生原理から導出される値とは多少ずれる場合があるが、モータ鉄損解析用の鉄損モデル⁽⁷⁾としては妥当性が確認されている。

本論文での鉄損解析においても与式(1)を基本的に用いるが、無方向性電磁鋼板の渦電流損に関する発生原理について以下に簡単に触れておく。薄い磁性体の渦電流損については、一様な特定方向の交番磁界、磁束波形正弦波および無限に広い磁性体などの前提条件下にて、励磁周波数 f (Hz)、板厚 d (m)、磁束密度 B_m (T)、および鋼板の比抵抗 ρ (Ωm)を用いて、次式(2)で表される。

$$W_{ce} = \frac{\pi^2 d^2 B_m^2 f^2}{6\rho} \quad (2)$$

ここで W_{ce} (W/m^3)は、いわゆる古典的渦電流損 W_{ce} である。ところが、一般の無方向性電磁鋼板においては、結晶粒径が大きい（磁区幅が大きい）ため一様な磁化の変化が磁性体内で実現することはなく、古典的渦電流損よりも大きな渦電流損が発生する。この理由は磁性体内の磁化過程が磁壁移動によって進むためであり、磁化変化が磁壁近傍に局在化する結果、渦電流の分布も一様ではなく局在化し、損失は一様な磁化変化を仮定した場合に比べてはるかに大きくなる⁽⁸⁾。いわゆる、異常渦電流損 W_{ae} (eddy current anomaly) である。Bertotti⁽⁹⁾は統計的手法を用いて無方向性電磁鋼板の鉄損を次式(3)で表している。

$$\begin{aligned}
 W &= W_h + W_{ce} + W_{exc} \\
 &= W_h + \frac{\pi d^2 B_m^2 f^2}{6\rho} + A \cdot B_m^{1.5} f^{1.5}
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

ここで、第3項は渦電流の過剰損失を表しており、周波数の1.5乗に比例する。定数 A はマイクロ組織や応力の影響を取り込んだパラメータである。

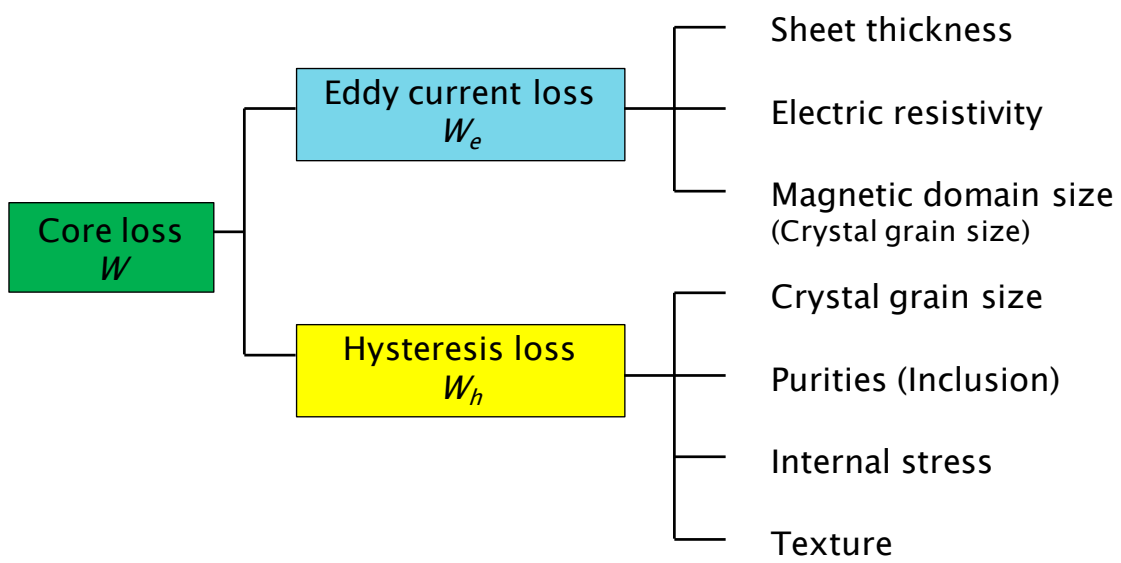


Fig. 1-1 Factors affecting core loss.

無方向性電磁鋼板を代表とする強磁性体の磁化過程について、技術的なポイントを説明しておく。詳しい解説は、参考文献⁽¹⁰⁾を参照いただきたい。

強磁性体に外部磁界を加え、その強さを増していくに従って磁化の値が増す機構には、磁壁移動 (domain wall displacement) と 回転磁化 (rotation magnetization) がある。そもそも 2 種類の磁化過程が生じる理由は、強磁性体が多くの磁区に分かれた磁区構造を有するためである。異なる方向に向いていた自発磁化が外部磁界の増加とともに方向をそろえていく過程、それが即ち磁化過程である。無方向性電磁鋼板の典型的な磁化過程を Fig. 1-2 を使って説明する。電磁鋼板は結晶粒径 20～200 μm の多結晶組織を有しており、その結晶粒内は数枚の磁壁で区切られた磁区構造を有している。磁区の幅は静磁エネルギーや磁歪による磁気弾性エネルギーが小さくなるように決定される。図中 a は消磁状態であり、試料全体では磁化が無い状態である。そこに外部磁界を与えると、その磁界方向に磁化を向けている磁区の体積が増えるように磁壁が移動 (図中 b) し、さらに磁界が大きくなると、磁壁が消滅して磁区が統一されていく (図中 c)。さらに磁界の強さが増すと、回転磁化が生じて磁界方向に磁化が回転し、飽和に近づいていく (図中 d)。

強磁性体の自発磁化はその磁性体を形成する結晶の特定の結晶軸方向に向きたがる傾向 (結晶磁気異方性) がある。鉄の磁化容易軸は[100]方向であり、磁化困難軸は[111]方向である。鉄の異方性磁界 ($H_a = 2K_1/I_s$) は約 40kA/m と非常に大きいため、回転磁化は非常に起こりにくい。一方、磁壁はどこにあっても磁壁のエネルギーは同じであるため、磁壁移動は極めて容易に起こる。現実の物質では、内部応力や介在物が磁壁移動の障害になるため、応力レベルや介在物の形や分布により磁壁の動き易さが変化する。結晶粒界も介在物と同じ役割をする。従って、無方向性電磁鋼板の磁気特性を向上するには、結晶方位制御により磁化しやすい磁区構造に制御し、磁壁移動の障害になる各要因を排除することが有効となる。

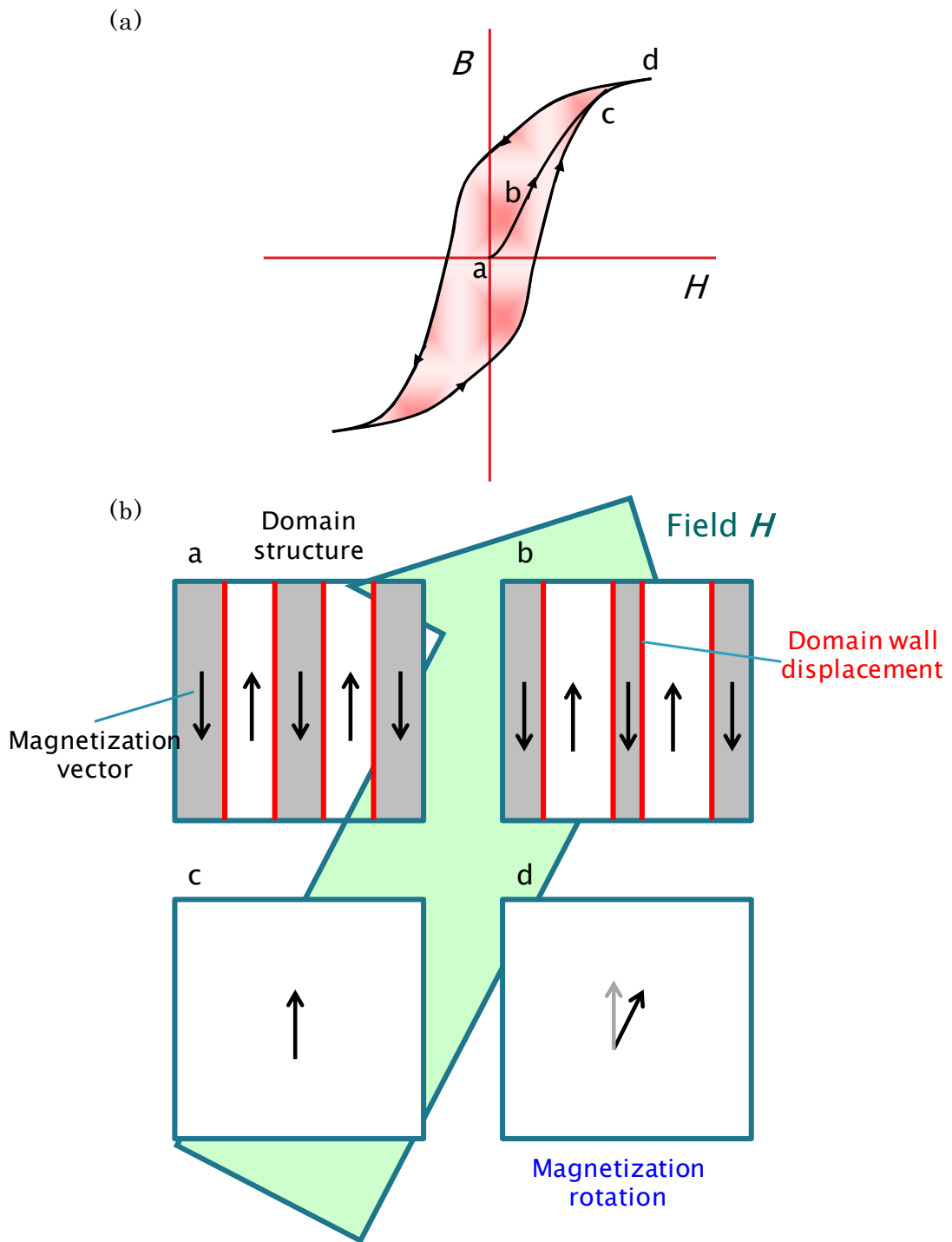


Fig. 1-2 Technical magnetization process.

(a) Hysteresis loop of non-oriented electrical steel sheet

(b) Change of domain structure with magnetization (schematic)

1.3 モータ用無方向性電磁鋼板の利用技術

モータの効率を向上させるには、動作中に発生する損失を低減しなければならない。モータの損失には大きく分けて鉄心内で発生する鉄損と巻線（銅線）で発生する銅損がある。その他、モータを広く捉えれば制御回路内で発生する回路損や軸受などで発生する機械損なども存在する。それぞれの損失低減の積み重ねが重要であるが、本節では本論文の主題であるモータ鉄心に関わる技術、すなわちモータ用無方向性電磁鋼板の利用技術に焦点を絞って従来知見をレビューする。

モータ鉄心内で発生する鉄損を抑制するには、その鉄心素材である無方向性電磁鋼板の磁気特性を向上させることが重要である。それに加えてモータ鉄心で発生する損失そのものに着目し、その損失の計測や数値解析による定量予測などの利用技術の研究開発も極めて有用である。その根拠について、藪本らの報告⁽¹¹⁾によれば、無方向性電磁鋼板の素材鉄損特性と回転機の鉄心で発生する損失特性の相違点を整理している。以下、報告内容を引用する。

電磁鋼板の素材特性は、国際標準規格の測定法（IEC60404-2）に基づき、無応力状態で、特定方向の均一な交番磁界が印加され、磁束波形が正弦波であるなどの条件下で測定されるが、実際の回転機鉄心の使用状態は Fig. 1-3 に示すように以下の点で異なる。

- (1)鉄心構造と磁化特性の非線形性により磁束が不均一となり磁束密度分布を持つ。
- (2)ロータの回転に伴い鉄心の一部において磁束が回転する。
- (3)鉄心打抜き加工や鉄心固定による歪や応力が残留する。
- (4)鉄心歯部間の巻線スロットの存在により空間高調波が存在する。
- (5)電源のインバータ回路により時間高調波が存在する
- (6)磁石の作る界磁磁束と巻線電流の作る電機子磁場が重畳する。
- (7)鉄損や銅損による鉄心の温度上昇があり、冷却方法に依存して温度分布が発生する。
- (8)鉄心端面の接触やかしめによる積層鉄心の絶縁短絡箇所に誘導電流が流れる。

これらの要素は鉄損増加要因となる。

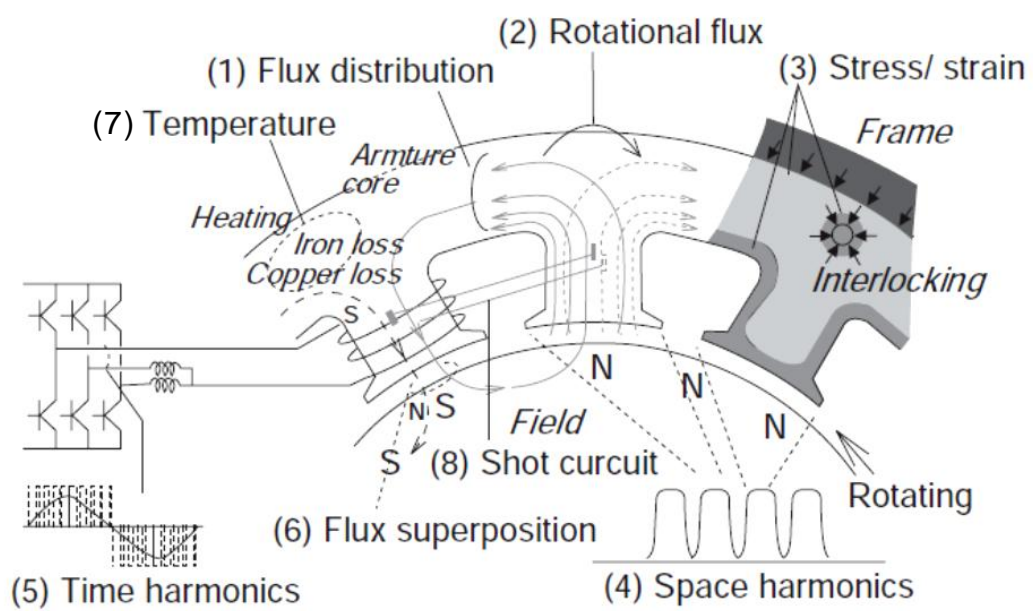


Fig. 1-3 Factors affecting core loss in motor core⁽¹¹⁾.

これらの鉄損増加要因の中で、(3)塑性歪や弾性応力は主にモータを製造する工程において電磁鋼板に不可避免的に導入される。なお、打抜き加工により生じる鉄心の局所的な歪（塑性歪と残留応力）は、750℃前後の歪取焼鈍を行うことによりほぼ取り除くことが可能である。

電磁鋼板の磁気特性は塑性加工や外部からの負荷応力により劣化することが知られている。たとえば、Matsumura ら⁽¹²⁾⁽¹³⁾は Fig. 1-4 に示す様に、せん断加工で生じる内部応力が鋼板に導入されたり、鋼板に外部から圧縮応力を負荷したりした場合に鉄損が顕著に増加することを報告している。他方、Nakata ら⁽¹⁴⁾は、35A250 を用いてせん断加工（約 7.3 μm のかえりが生じた）を行い、せん断部に局所的なプローブを設置して鋼板内の磁束密度分布を計測した。その結果、Fig. 1-5 に示す様にせん断加工による電磁鋼板の磁化特性の劣化は、切断部から 5 mm 以内の範囲で顕著であり、磁束密度分布が不均一になることが示された。また、750℃で2時間の歪取焼鈍を施すことにより磁化特性の劣化は完全に回復することが確認されている。さらに、モータ鉄心を用いて外部応力による鉄損の増加を評価した例として、Yamamoto ら⁽¹⁵⁾は、電動機鉄心に焼き嵌めによる外部応力を作用させ、磁気特性の変化を定量的に示し、観察された損失増加は磁気歪による機械的な仕事に起因すると報告している。

こうしたモータ製造過程で鉄心に導入される塑性歪は、原子レベルでは転位として観察される。その転位周辺の応力場は磁壁移動の障害となるため、強磁性金属の磁気特性に影響を与える。Yaegashi⁽¹⁶⁾は、多結晶 Fe と低合金実用鋼において、磁気特性（保持力 H_c と磁化率）に及ぼす転位密度 ρ の影響を調査し、Fig. 1-6 に示す様に $H_c \propto \rho^{0.5}$ の関係を実験的に求めている。他方、焼き嵌めなど外部応力が電磁鋼板に負荷されると磁区構造そのものが変化する。Fig. 1-7 参照。それは、鉄は磁化方向に正の磁歪（ 2×10^{-5} ）を有するためであり、弾性応力によって磁化過程そのものが変化するようになる。前者の塑性歪（転位）は磁壁移動への直接的な相互作用であるのに対し、後者の弾性応力は磁区構造変化を通じた磁化過程への間接的な影響といえる。

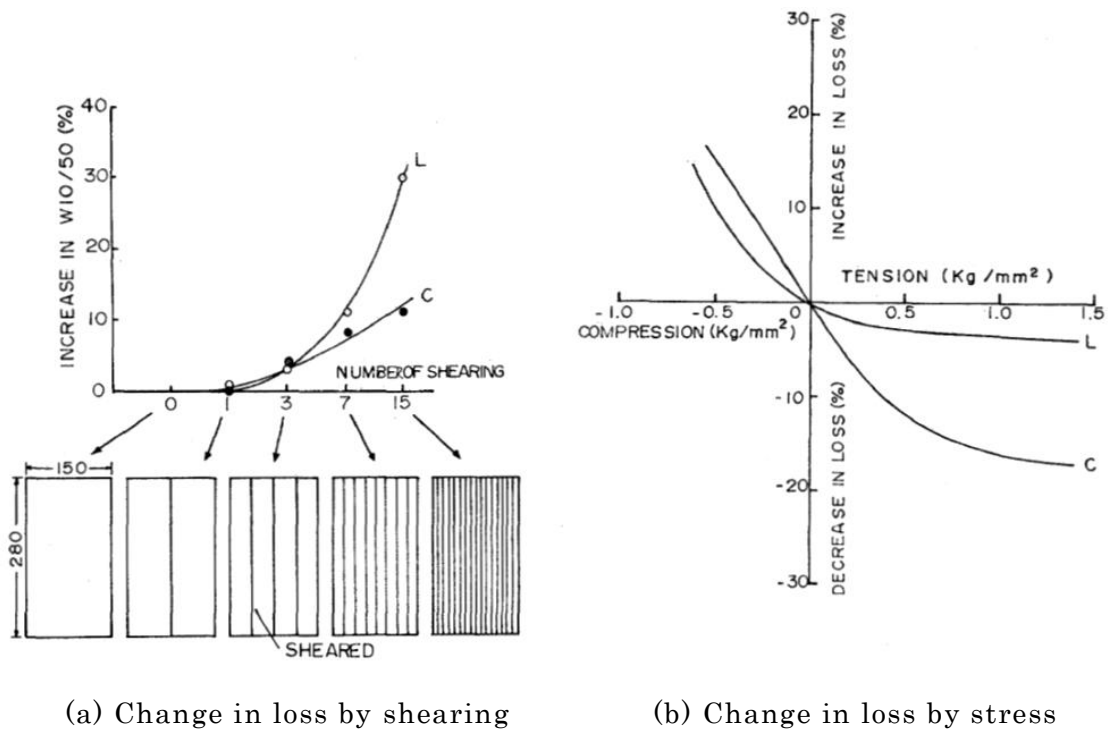


Fig. 1-4 Core loss deterioration due to (a) shearing and (b) external stress⁽¹²⁾.

L : parallel to the rolling direction

C : perpendicular to the rolling direction

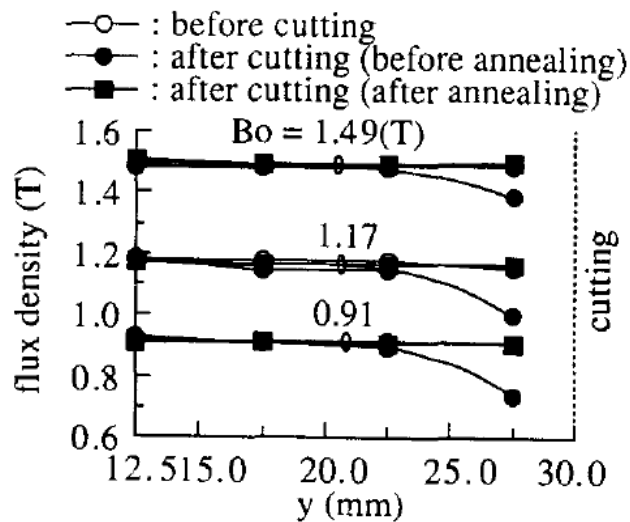
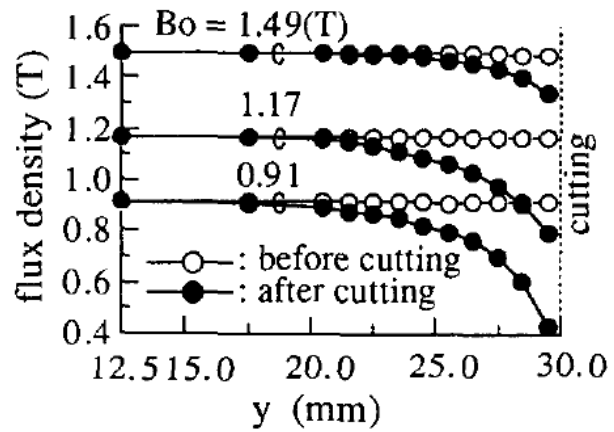


Fig. 1-5 Effect of stress due to cutting on magnetic flux distribution⁽¹²⁾.

Specimen is 35A250 non-oriented electrical steel sheet.

Annealing condition is 750 °C × 2 h in N₂ gas atmosphere.

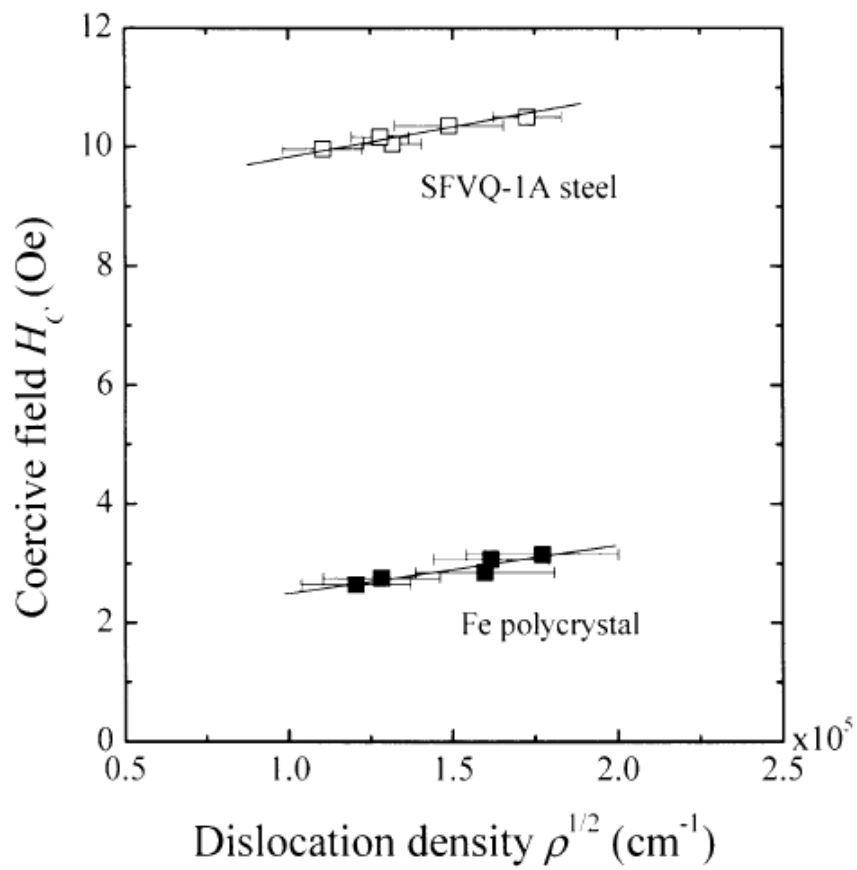


Fig. 1-6 Relationship between coercive field and dislocation density in tensile deformed Fe polycrystal and JIS-SFVQ-1A steel⁽¹⁶⁾.

$$H_c = 0.81 \times 10^{-5} \rho^{0.5} + 1.7 \quad (\text{Fe polycrystal})$$

$$H_c = 1.0 \times 10^{-5} \rho^{0.5} + 8.8 \quad (\text{SFVQ-1A steel})$$

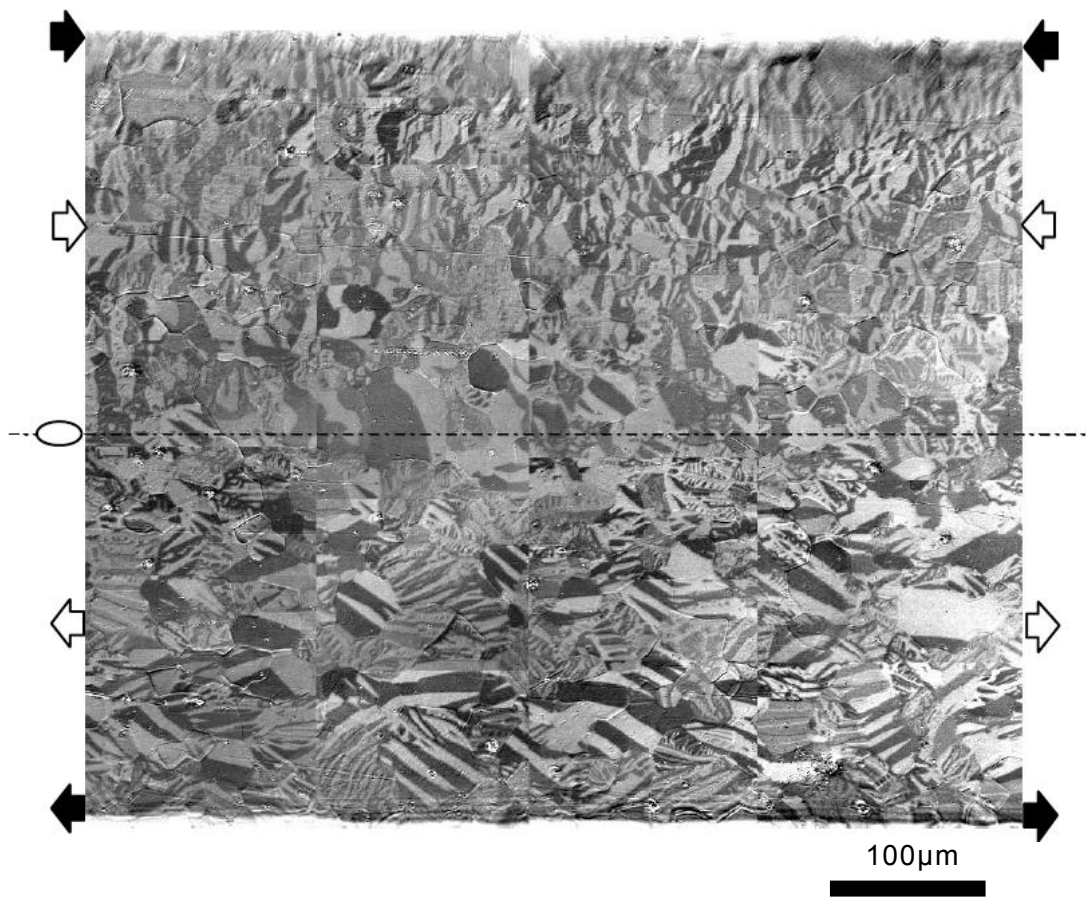


Fig. 1-7 Domain pattern in 0.1%Si electrical steel demagnetized state under stress (-200~200MPa), by Kerr-effect microscope (through thickness)⁽¹⁷⁾.

以上に述べたような種々の鉄損増加要因を踏まえ、モータ設計においては、数値解析などを用いて鉄心形状や励磁条件の最適化が行われている。モータ性能予測を高精度化するためには、実使用環境を模擬することが必要である。開道⁽¹⁸⁾は、量産時と同様な打抜き加工されたモータ鉄心を用いた鉄損評価システム（回転鉄損シミュレータ）を開発し、素材鉄損特性とは一線を画した回転機での鉄損評価法を提案した。また、それらの環境に応じた電磁鋼板の磁気特性データベースを構築すること、あるいは磁気特性をモデリングすることも必要である。たとえば、藤崎ら⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾は無方向性電磁鋼板の応力依存性に関する磁気特性データベースを構築し、打抜き歪や焼き嵌めによるモータ鉄心の有限要素法（FEM: Finite Element Method）による電磁場解析と鉄損解析を行い、実測値とよく一致すると報告している。さらに、中野ら⁽²¹⁾は応力をベクトル量で取り扱い、応力の影響を考慮して焼き嵌めしたモータ鉄心の鉄損解析方法を検討した。その結果、鉄損解析の際に主応力と磁束密度ベクトルの向きを考慮する手法が他の検討手法より高精度となる事を報告している。

一方、モータの回転数やトルクを自在にコントロールするためインバータ制御が広く用いられているが、モータ鉄心内の磁束密度波形に多くの高調波成分が含まれ、鉄損が増大することがある。そこで、山崎ら⁽²²⁾は、パルス幅変調（PWM: Pulse Width Modulation）インバータで駆動される磁石埋込型同期モータ（IPM: Interior Permanent Magnet）の鉄心で発生する鉄損の計算方法として、インバータのキャリア高調波を考慮した鉄損解析法を提案している。その特徴は、PWM インバータの理論電圧波形を直接有限要素法に入力して電磁界解析を行うものである。解析の結果、全体の鉄損に対してキャリア高調波の鉄損が無視できないほど大きい割合を占める事を報告している。

その他、モータや発電機などの場合では、鉄心内の磁束分布が複雑である上に、回転磁界が一般的であり、磁束密度ベクトルの回転変化を考慮した鉄損の取り扱いも重要である。たとえば、馬ら⁽²³⁾は回転磁界を考慮した IPM モータの鉄損評価を行い、磁束密度ベクトルの楕円変化を考慮することにより、鉄損解析の精度が著しく改善することを報告している。

他方、開道ら⁽²⁴⁾はモータ積層鉄心における層間短絡損失を理論計算した。鉄心に

かしめや溶接の数が多くなると、短絡損失は鉄心素材の鉄損の2倍以上大きくなる可能性を示している。このように、実際の回転機では三次元の構造設計にも留意する必要がある。

1.4 本研究の目的と構成

本研究では、モータや発電機などいわゆる回転機の高効率化につながる材料開発および利用技術開発を通じて省エネルギー社会の構築に貢献することを最終目標とし、それを達成するため、モータ鉄心の低鉄損化およびモータトルク性能向上といった無方向性電磁鋼板の利用技術に関する課題に取り組むこととする。

具体的には、前記課題に対して積層鉄心の設計指針を導出することを目的として、無方向性電磁鋼板を用いたモータ積層鉄心の製造過程で広く採用されている“打抜き”，“かしめ”及び“焼き嵌め”を取り上げ、実際のモータ製造加工・組み立てを模擬した積層リングコアを作成し、その積層リングコアの磁気特性、主に加工による磁気特性劣化挙動を詳細に調査する。従来、鉄心製造時に導入される様々な歪により電磁鋼板の磁気特性が劣化することは知られていたが、その複合効果については明らかにされていなかった。このようなかしめのあるリングコアを試験体に採用した狙いは、モータ鉄心に比べてギャップを介したロータが存在しないので前節1.2で述べた回転磁束や空間高調波の発生を無視でき、円周方向の比較的単純な交番磁束が実験的に得られることにある。そのため、その損失発生機構を数値解析シミュレーションで検証することも比較的容易にでき、より具体的な鉄心の設計指針を解析的に示すことができると考えた。いわば、素材磁気特性とモータ鉄心の磁気特性をつなぐ、中間的な実験検証モデルと位置付けられる。

上記に加えて本研究では、モデルモータ（IPMモータ）を作成し、そのトルク性能に及ぼす打抜き歪や無方向性電磁鋼板の磁気特性の影響についても評価する。モータトルク性能は、損失低減による高効率化と並んでその向上が機器の小型化・省資源化に繋がる極めて重要な要素である。モータ鉄心の打抜き歪は鉄損低減に繋がることはよく知られているが、本研究ではトルク性能への影響を明らかにすることを目的とした。

さらに、それらの実験的に得られた知見の数値解析やモデル化による考察を通じて、実験結果の妥当性の検証や無方向性電磁鋼板素材に立ち戻った現象の基礎的理解を深化させる。

本研究における各章の概要について以下に示す。

第 1 章では、まずモータ用鉄心材料の代表である無方向性電磁鋼板の開発課題や磁気特性について述べた。次に、モータ鉄心で発生する損失そのものに着目し、その損失の計測や数値解析による定量予測などの利用技術の従来知見と課題について整理した。その上で本研究の目的、本論文の構成について記述した。

第 2 章では、連続打抜きかしめにより製造した積層リングコアを用意し、コア鉄損特性に及ぼすかしめの形状の影響を調査した。従来のモータ技術においては、かしめの影響は他のかしめ間で形成される電流路や、鉄心内かしめと溶接やケースを通して形成される電流路によるものが中心であった。しかし、本研究では単一かしめによる応力の影響と、単一かしめ内の電流路による影響について基礎的に検討した。さらに、かしめ部の短絡電流挙動を FEM により数値解析し、渦電流損に及ぼすかしめ形状の影響を定量的に示した。

第 3 章では、第 2 章に引き続いて、かしめを施した積層リングコアを用い、焼き嵌めや歪取焼鈍を組み合わせることによって、一般のモータ鉄心使用環境を模擬した鉄心内の応力状態を再現し、その磁気特性を評価した。その結果を踏まえて、鉄損増加の各要因の組み合わせ効果について検討した。また、圧縮応力下での単板磁気特性と比較することにより、層間短絡の影響を抽出した。

第 4 章では、まず打抜き歪が磁気特性に及ぼす影響に関する基礎的理解を深めることを目的とし、塑性歪と残留応力が磁気特性に及ぼす、個別の影響度および複合的影響度の調査を行った。次に、無方向性電磁鋼板の打抜き加工時の変形解析により鋼板内の塑性歪と残留応力の分布を求め、上記調査結果を用いた電磁場解析によって打抜き加工による磁気特性の劣化量の推定を試みた。

第 5 章では、PWM インバータ制御により、高効率モータの代表である IPM モー

タのモデルモータを用いた試験を行った。一般に、IPM モータのトルク性能は、永久磁石（性能，数量，配置など）やモータ形状を適正化するものが中心であったが，本研究では，ステータ鉄心の打抜き歪や鉄心材料である無方向性電磁鋼板の磁気特性に着目し，トルク性能への影響を明らかにする事を目的として調査した。

第 6 章は，本研究で得られた結果をまとめ，将来を展望した。

第 1 章の参考文献

- (1) 平成 25 年度の電気事業者ごとの実排出係数・調整後排出係数等の公表について
(お知らせ), 環境省報道発表資料, 2014.12.5
- (2) T. Wakisaka, S. Arai, and Y. Kurosaki, “Electracal Steel Sheet for Traction Motor of Hybrid/Electrical Vehicles,” *Nippon Steel Technical Report*, Vol.393, pp.116-120 (2012).
- (3) Y. Oda, T. Okubo, and M. Takata, “Recent Development of Non-Oriented Electrical Steel in JFE Steel,” *JFE Technical Report*, Vol.36, pp.6-11 (2015).
- (4) S. Okamoto, N. Denis, M. Ieki, and K. Fujisaki, and K. Fujisaki, “Design of an Interior Permanent Magnet Synchronous Motor Using Amorphous Stator Core,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol.52, No.3, pp.2261-2268 (2016).
- (5) A. Makino, H. Men, T. Kubota, K. Yubuta, and A. Inoue, “FeSiBPCu Nanocrystalline Soft Magnetic Alloys with High B_s of 1.9 Tesla Produced by Crystallizing Hetero-Amorphous Phase,” *Materials Transactions*, Vol.50, pp.204-209 (2009).
- (6) 小原隆史, “無方向性電磁鋼板の高機能化の開発動向,” 日本鉄鋼協会 西山記念講座, 第 155 回/第 156 回, pp.153-196 (1995).
- (7) “回転機の電磁界解析高度化技術,” 電磁学会技術報告, No.942(2004).
- (8) H. J. Williams, W. Shockley, and C. Kittel, “Studies of the Propagation Velocity of a Ferromagnetic Domain Boundary,” *Physical Review*, Vol.80, pp.1090-1094 (1950).
- (9) G. Bertotti, “General Properties of Power Losses in Soft Ferromagnetic Materials,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol.MAG-24, pp.621-630 (1988).
- (10) S. Chikazumi, “Physics of Ferromagnetism, Vol. II –Magnetic Characteristics and Engineering Application-,” Syokabo, Tokyo, pp.225 (1978).
- (11) M. Yabumoto, C. Kaido, T. Wakisaka, T. Kubota, and N. Suzuki, “Electrical Steel Sheet for Traction Motor of Hybrid/Electric Vehicles,” *Nippon Steel Technical Report*, Vol.378, pp.51-54 (2003).
- (12) K. Matsumura and B. Fukuda, “Recent Developments of Non-oriented Electrical Steel

- Sheets,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol.MAG-20, No.5, pp.1533-1538 (1984).
- (13) J. Moses and J. A. Robey, “Influence of Compressive Stress on Magnetic Properties of Commercial (110) [001] Oriented Silicon-iron,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol.MAG-16, pp.454-460 (1968).
- (14) T. Nakata, M. Nakano, and K. Kawahara, “Effects of Stress Due to Cutting on Magnetic Characteristics of Silicon Steel,” *IEEE Translation Journal on Magnetics in Japan*, Vol.7, pp.453-457 (1992).
- (15) K. Yamamoto, E. Shimomura, K. Yamada, and T. Sasaki, “Effects of external stress on magnetic properties in motor cores,” *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.117, No.3, pp.311-315 (1997) (in Japanese).
- (16) K. Yaegashi, “Dependence of Magnetic Properties on Dislocation Density in Commercial Steels Deformed in Tension,” *Tetsu-to-Hagane*, Vol.91, No.8, pp.33-39, (2005).
- (17) K. Senda, A. Fujita, A. Honda, N. Kuroki and M. Yagi, “Magnetic Properties and Domain Structure on Non-oriented Electrical Steel Under Stress,” *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.131, No.6, pp.884-890 (2011).
- (18) C. Kaido, “Mechanical Method of Iron Loss Measurement in a Rotational Field and Analysis of Iron Loss in a Motor,” *J. Appl. Phys.*, Vol.69, No.8, pp.5106-5108 (1991).
- (19) K. Fujisaki, and S. Satou, “Numerical Calculations of Electromagnetic Fields in Silicon Steel Under Mechanical Stress,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol.40, No.4, pp.1820-1825 (2004).
- (20) K. Fujisaki, R. Hirayama, T. Kawachi, S. Satou, C. Kaidou, M. Yabumoto, and T. Kubota, “Motor Core Iron Loss Analysis Evaluating Shrink Fitting and Stamping by Finite-Element Method,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol.43, No.5, pp.1950-1954 (2007).
- (21) M. Nakano, C. Fujino, Y. Tani, A. Daikoku, Y. Toide, S. Yamaguchi, H. Arita, and T. Yoshioka, “High-Precision Calculation of Iron Loss by Considering Stress Distribution of Magnetic Core,” *IEEJ Transactions on Industry Applications*, Vol.129,

- No.11, pp.1060-1067 (2009).
- (22)K. Yamazaki, Y. Seto, and M. Tanida, "Iron Loss Analysis of IPM Motor Considering Carrier Harmonics," *IEEJ Transactions on Industry Applications*, Vol.125, No.7, pp.758-766 (2005).
- (23)L. Ma, S. Morimoto, Y. Takeda, C. Kaido, and T. Wakisaka, "Evaluation of Iron Loss in Interior Permanent Magnet Synchronous Motor with Consideration of Rotational Filed," *IEEJ Transactions on Industry Applications*, Vol.123, No.4, pp.454-461 (2003).
- (24)C. Kaido, H. Mogi, and K. Hanzawa, "The Effects of Short Circuit between Laminated Steel Sheets on the Performance of Lamination Core of Motor," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.123, No.9, pp.857-862 (2003) (in Japanese).

第2章 積層リングコアの磁気特性に及ぼすかしめ形状の影響

2.1 緒言

無方向性電磁鋼板はモータ，発電機，変圧器などの鉄心として用いられており，それら機器性能は無方向性電磁鋼板の磁気特性に強く依存している。一般に，積層鉄心は打抜き，かしめ，焼き嵌め，溶接などの方法により製造されるので，鉄心には上に述べたような加工時に生じる残留応力が存在する。一方，電磁鋼板の磁気特性はその応力により劣化することが知られている^{(1)・(10)}。従って鉄心の磁気特性を改善するため歪取焼鈍を施す場合もある。

従来，打抜き加工あるいは剪断加工による電磁鋼板の磁気特性劣化については数多く報告⁽¹⁾⁽²⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾がある。特性劣化の原因は，加工時に鋼板内に生じた塑性歪と弾性歪である。塑性歪が導入される領域は，切断加工端部より板厚の半分程度までであるのに対し，弾性歪領域は，板厚の2～3倍となる事が，断面硬さや磁区観察⁽⁶⁾⁽⁹⁾などにより明らかにされている。

一方，積層鉄心の固定に広く用いられる“かしめ”は打抜き加工同様，電磁鋼板内に塑性歪や弾性歪が生じるので磁気特性の劣化は避けられないが，積層コアを大量生産するためには溶接よりも有利な方法として広く採用されている。かしめや溶接は層間短絡⁽¹¹⁾が生じる場合があり，鉄損の増加を招く可能性がある。よって，かしめによる磁気特性の変化をより正確に理解することができれば，積層コアの低鉄損設計への適用が期待できる事になる。

本研究では，かしめ形状や配置などの低鉄損コアの設計指針を得ることを目的とし，積層リングコアの鉄損特性に及ぼすかしめ形状の影響を調査した。従来，モータ技術においては，かしめの影響は他のかしめ間で形成される電流路や，鉄心内かしめと溶接やケースを通して形成される電流路によるものが中心であったが，鉄損劣化の要因が複雑となるため本研究では単一かしめによる応力の影響と，単一かしめ内の電流路による影響について，磁気計測の実験と有限要素法(FEM)による磁場解析により検討した。

2.2 実験方法

供試材として、JIS-C2552にて35A300規格の無方向性電磁鋼板を用いた。黒田精工(株)製の順送り積層金型システムFASTEC®を用いて、内径33mm、外径45mm、積層枚数29枚さらに4カ所のかしめを有するリングコア⁽¹²⁾を製造した。かしめ形状はFig. 2-1に示すように4種類あり、鋼板面から見て丸形状(Circle)と角形状(Rectangular)、積層断面から見てV字形状(V-shaped)と平らな形状(Flat)の組み合わせとした(Table 2-1)。いずれも一般的に用いられる形状のかしめである。以降の略称を丸V(CV)、丸平(CF)、角V(RV)及び角平(RF)とする。丸形状かしめは直径3mm、角形状かしめは短辺1mm、長辺3又は5mmであり、長辺を周方向と平行となるようかしめを配置した。丸VのV字は径方向積層断面における形状、角Vは周方向積層断面における形状とした。かしめ部の最大押し込み高さは、実績で丸V 0.40mm、丸平 0.20mm、角V 0.50mm、角平 0.30mmであった。歪取焼鈍条件は、Arガス雰囲気にて750℃ 2hとした。また、比較用にかしめの無い29枚の積層リングコアも準備した。

4種類のかしめリングコアに絶縁テープを巻いた後、直径0.5mmのエナメル被覆した銅線の一次、二次コイルを100回それぞれ均等に巻いて、鉄損を測定した。測定条件は、励磁周波数 f は50と400Hz、最大磁束密度 B_m は0.1から1.7T、正弦波励磁とした。さらに測定した鉄損を二周波数法によりヒステリシス損(Wh)と渦電流損(We)に分離して、かしめ形状や歪取焼鈍の影響を評価した。

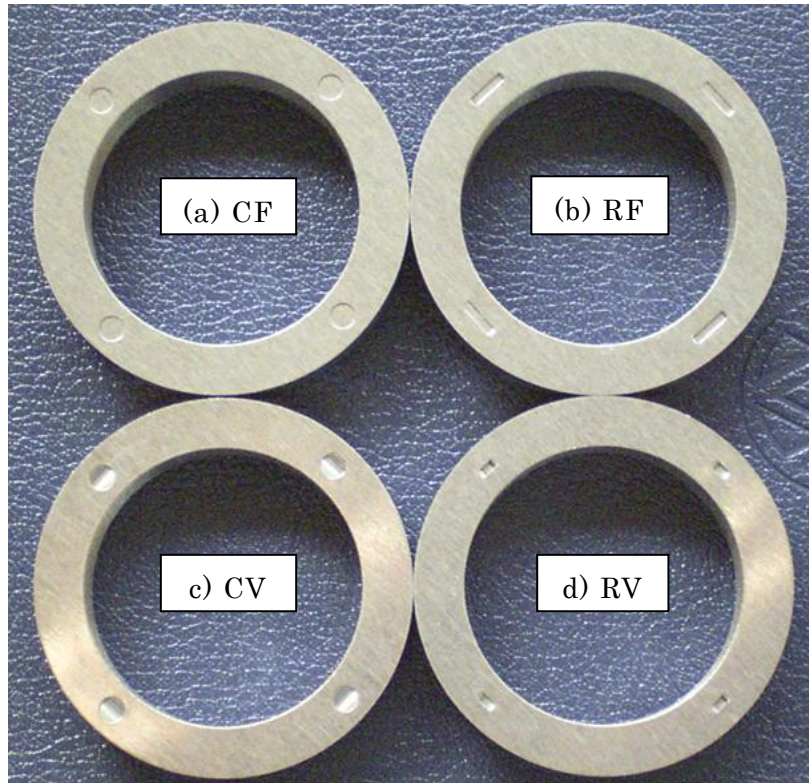


Fig. 2-1. Photograph of interlocked cores.

(a) CF; circle-flat, (b) RF; rectangular flat, (c) CV; circle V, and (d) RV; rectangular V.

Table 2-1. Interlocking shapes studied.

Mark	Shape	Size	Height(mm)
CV	Circle-V	3mm in diameter	0.40
CF	Circle-Flat	3mm in diameter	0.20
RV	Rectangular-V	1mm,3mm	0.50
RF	Rectangular-Flat	1mm,5mm	0.30

2.3 実験結果

2.3.1 歪取焼鈍前の磁気特性

4種類のかしめリングコアの鉄損特性の代表値 $W_{15/50}$, $W_{10/400}$ を Table 2-2 に示す。角平かしめリングコアの鉄損値が他のかしめコアに比べて高く劣位であるが、角平かしめを除けばかしめ形状の鉄損への影響は小さい。さらに、かしめの無い積層リングコアを基準に鉄損成分を分離すると、Fig. 2-2 に示す様に、かしめによるヒステリシス損増加は 0.7 T 付近で顕著であり、一方、渦電流損の増加率は、 B_m の上昇に伴い低下する傾向にあり、それぞれ 1.5 T 以上では 10 % 以下となった。低 B_m 域でかしめによるヒステリシス損や渦電流損の増加率が大きい理由は、かしめによる歪みでコア断面での磁束分布が不均一⁽¹⁰⁾になるためと考えられる。

角平かしめリングコアの鉄損特性が劣る主要因は、Fig. 2-3 に示す様に、他のかしめ形状に比べて、積層リングの平坦が崩れる程かしめ周辺の変形が大きいと判断される。角平かしめリングコアだけが大きな変形をした理由には以下のことが考えられる。まず、今回の積層金型システムの結束機構は側圧方式であり、積層リングコアはコア外径より 15 μm 小さい内径を有する鉄製円筒内を通過する。その際、リングコア外周面と円筒内面との摩擦力によりかしめの押し込み力が確保できる事となる。角平かしめの凹部をせん断により成形する際、長辺 5 mm の縦壁が伸び不足で破断したため、角平かしめの外側部分は積層方向の摩擦力に対して剛性が小さく曲げ変形しやすかったと推察される。

Table 2-2. Core losses of different interlocked cores.

Mark	W _{15/50} (W/kg)		W _{10/400} (W/kg)			
		Wh	We	Wh	We	
CV	3.34	2.86	0.48	25.4	11.4	14.0
CF	3.37	2.90	0.47	25.4	11.4	14.1
RV	3.35	2.89	0.46	25.4	11.5	14.0
RF	3.46	2.99	0.46	26.7	12.5	14.2
(no interlocking)	3.16	2.72	0.44	23.2	9.8	13.4

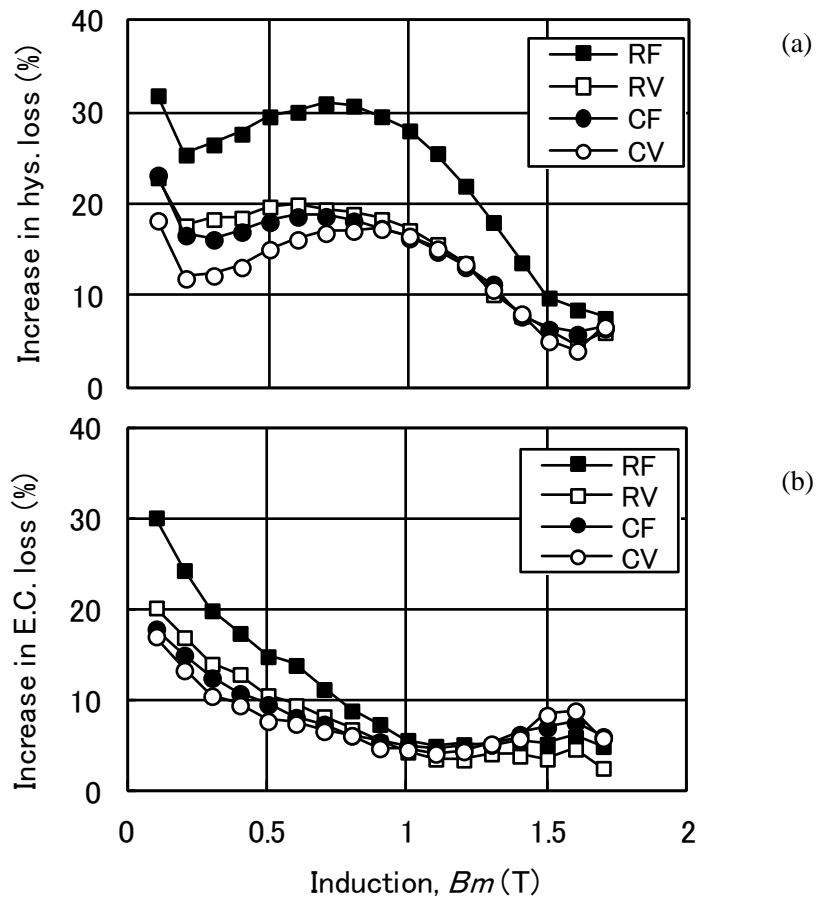


Fig. 2-2. Increase in (a) hysteresis and (b) eddy current losses due to interlocking.

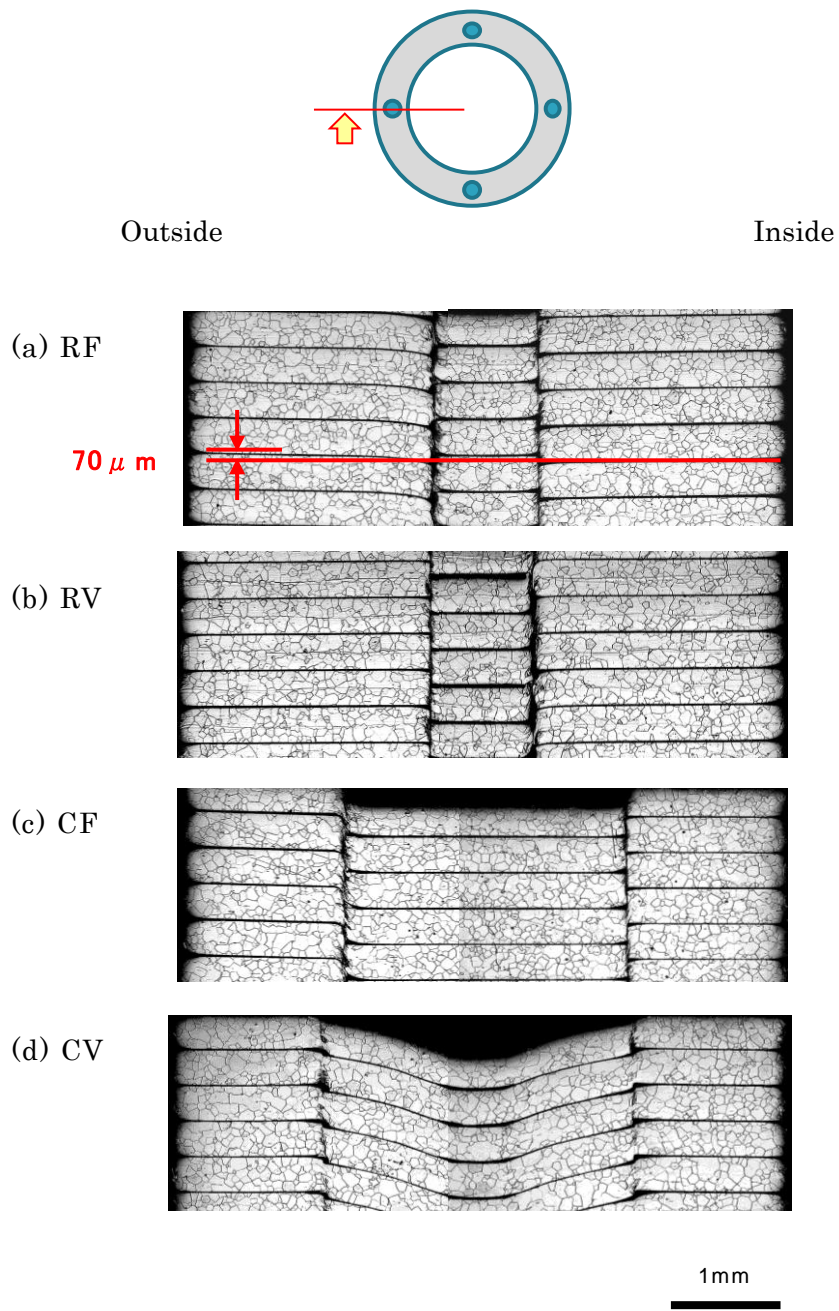


Fig. 2-3. Optical micrographs showing cross-sections of the variously interlocked cores. (a) RF; rectangular flat, (b) RV; rectangular V, (c) CF; circle flat, and (d) CV; circle V.

2.3.2 歪取焼鈍後の磁気特性

歪取焼鈍により積層コアの鉄損は Table 2-3 に示す様に低下するが、丸平コアの鉄損が他のかしめ形状コアと比較して高くなった。鉄損分離すると丸平コアの渦電流損が他のコアより高く、しかも歪取焼鈍前よりも増加していることが分かった。かしめの無い積層コアを基準として鉄損成分を整理すると、Fig. 2-4 に示す様に、丸平コアの渦電流損増加率は 0.7 T 以上で顕著に増加した。一方、かしめによるヒステリシス損の増加率は B_m に依らずほぼ一定であり、歪取焼鈍前と同様、角平コアのヒステリシス損が他のかしめコアよりやや大きい。

丸平コアの渦電流損が歪取焼鈍により顕著に増加した原因は、積層鋼板のかしめ部で層間短絡が生じ、かしめ部において層間短絡電流が流れたためと判断される。各種かしめ部の径方向断面を観察した。この断面は交番磁束の流れる方向に垂直な面であり、渦電流が流れる面である。Fig. 2-5 c)の矢印に示す様に、丸平リングコアのかしめ部にて積層鋼板が完全に密着している。一方その他の形状のかしめ部では、密着状態が不完全である事が分かる。これは、かしめ形状を造り込む際、丸平は押し込み高さが 0.20 mm であり、かしめ部が破断しなかったのに対し、他の形状のかしめは押し込み高さが 0.30 mm 以上であり、かしめ部が破断して短絡しないためと推察される。仮に、丸平かしめ押し込み高さを 0.3mm 以上にすると丸かしめ部全周が破断・分離してしまうので積層コアの状態が保てなくなる。

丸平かしめ部の密着状況は歪取焼鈍前も変わらないが、丸平コア歪取焼鈍前の渦電流損は Fig. 2-2 に示す様に他のかしめ形状コアと同等であり、短絡電流は殆ど流れていない。これは、積層鋼板の絶縁が密着部においても確保されているためと推察される。丸平かしめは剪断変形により板厚方向に剪断面(縦壁)を形成し、剪断面同士で固着する形態を取る。その剪断面上にはコーティングが回り込むために、鋼板同士の絶縁が有る程度保たれる。但し、加工により表面積が増加するので単位面積当たりのコーティング量が少なくなることは避けられない。このような剪断加工部に残存するコーティングの観察例を Fig. 2-6 に示す。

歪取焼鈍すると丸平かしめの密着部ではコーティングの絶縁性能が劣化し焼き付きが生じ、電氣的に短絡した状態に変化する。他方、かしめ部以外でもコーティ

ングの絶縁性能は劣化するが、積層鋼板同士の密着力がかしめ部ほど大きくないために焼き付かない。なお、今回鉄心材料として用いた無方向性電磁鋼板の表面にはごく一般的な絶縁被膜（無機有機複合物）がコーティングされている。このタイプの絶縁被膜は、焼鈍により有機成分が消失するので絶縁性能は劣化する。

Table 2-3. Core losses after stress-relief annealing in N₂ atmosphere.

Mark	W _{15/50} (W/kg)		W _{10/400} (W/kg)			
		Wh	We	Wh	We	
CV	2.90	2.44	0.46	21.6	9.0	12.6
CF	3.09	2.41	0.67	23.5	9.2	14.3
RV	2.88	2.44	0.44	20.9	9.0	11.9
RF	2.98	2.54	0.43	21.6	9.5	12.1
(no interlocking)	2.73	2.32	0.41	19.2	8.2	11.0

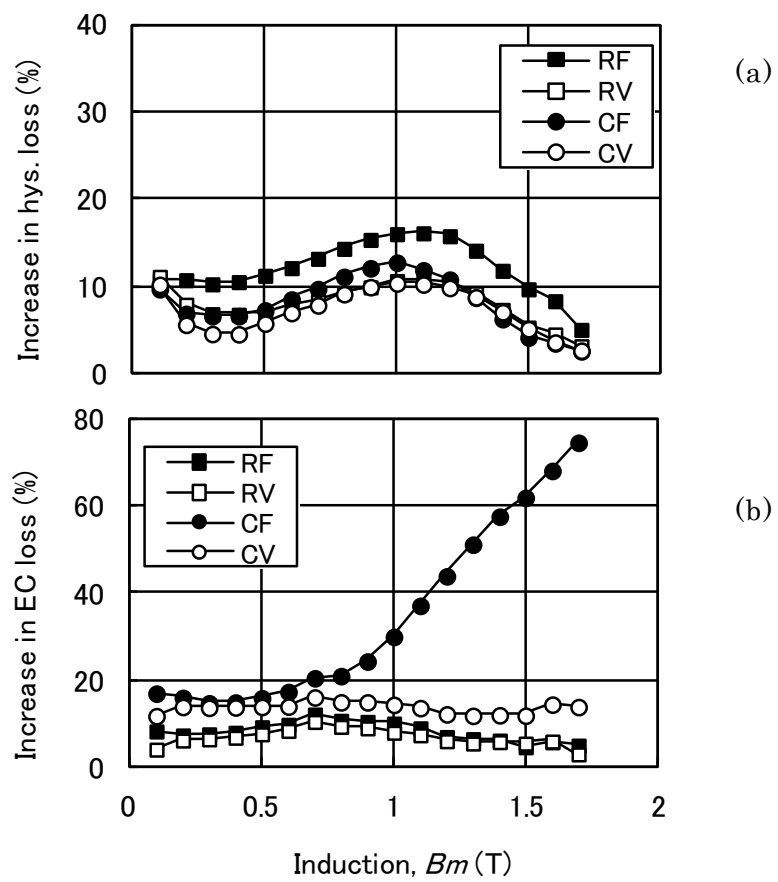


Fig. 2-4. Increase in (a) hysteresis and (b) eddy current losses for annealed cores.

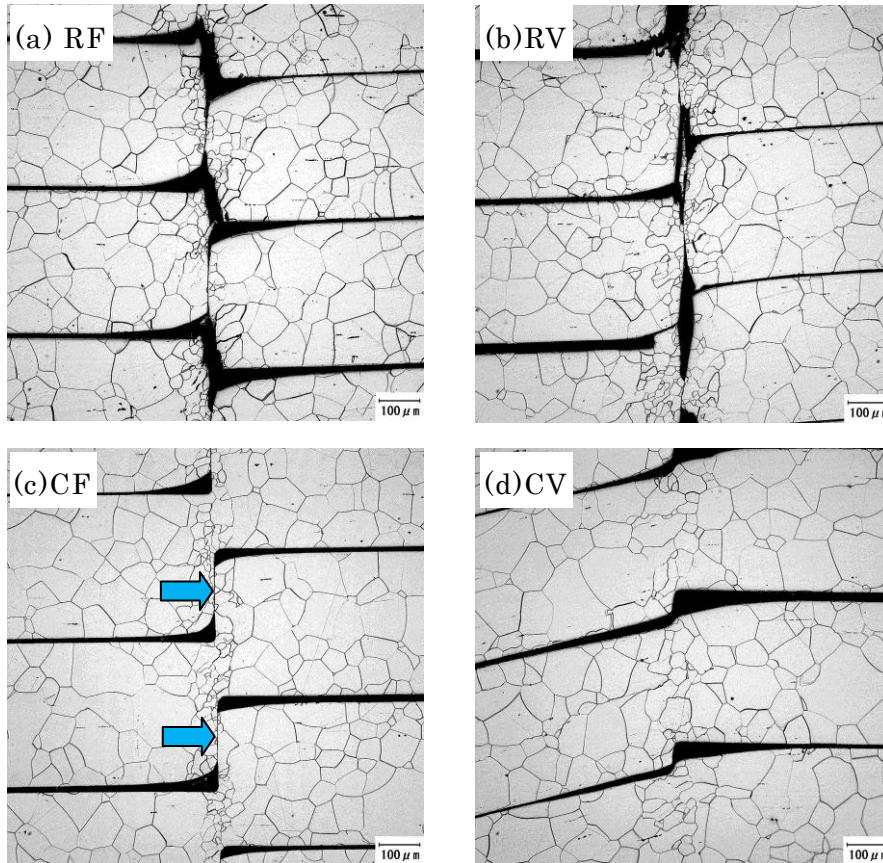
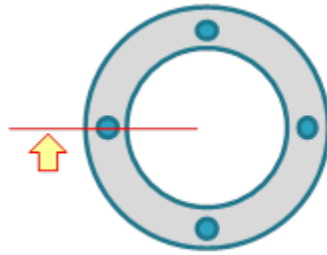


Fig. 2-5. Cross-section of the annealed cores.

(a) RF; rectangular flat, (b) RV; rectangular V, (c) CF; circle flat, and (d) CV; circle V.

Arrows in (c) show the contact of steel sheets, causing the increase in eddy current loss.

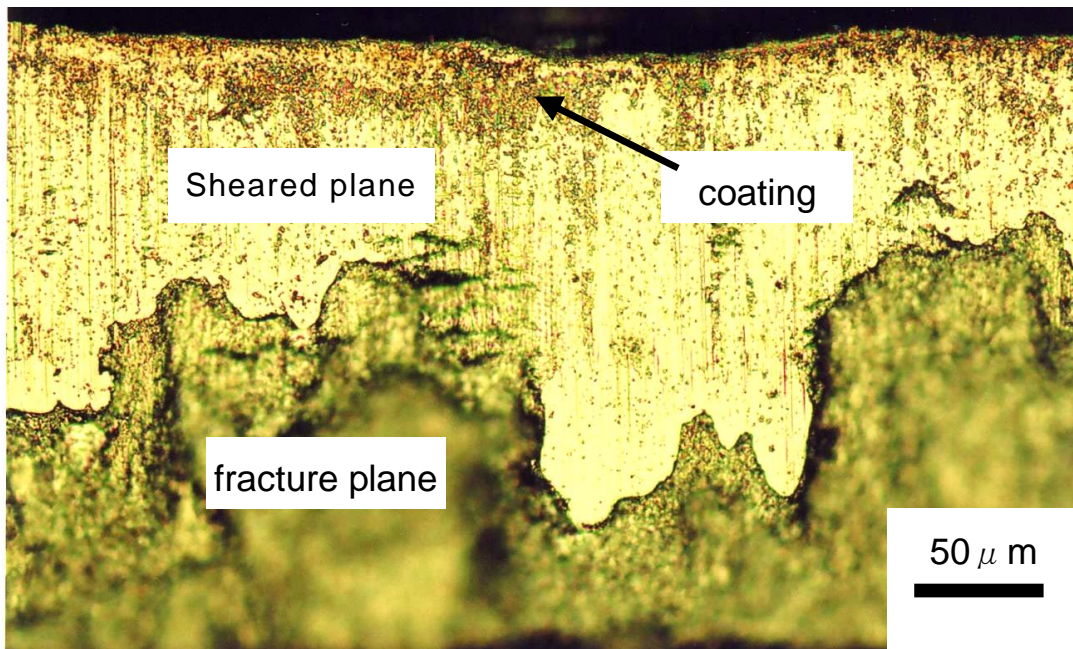
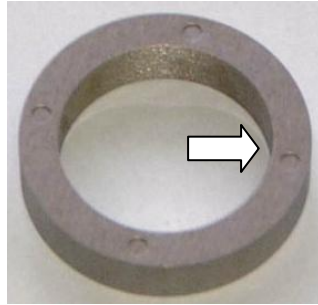


Fig. 2-6 Optical micrograph showing sheared plane and remaining coating on sheared plane of electrical steel sheet.

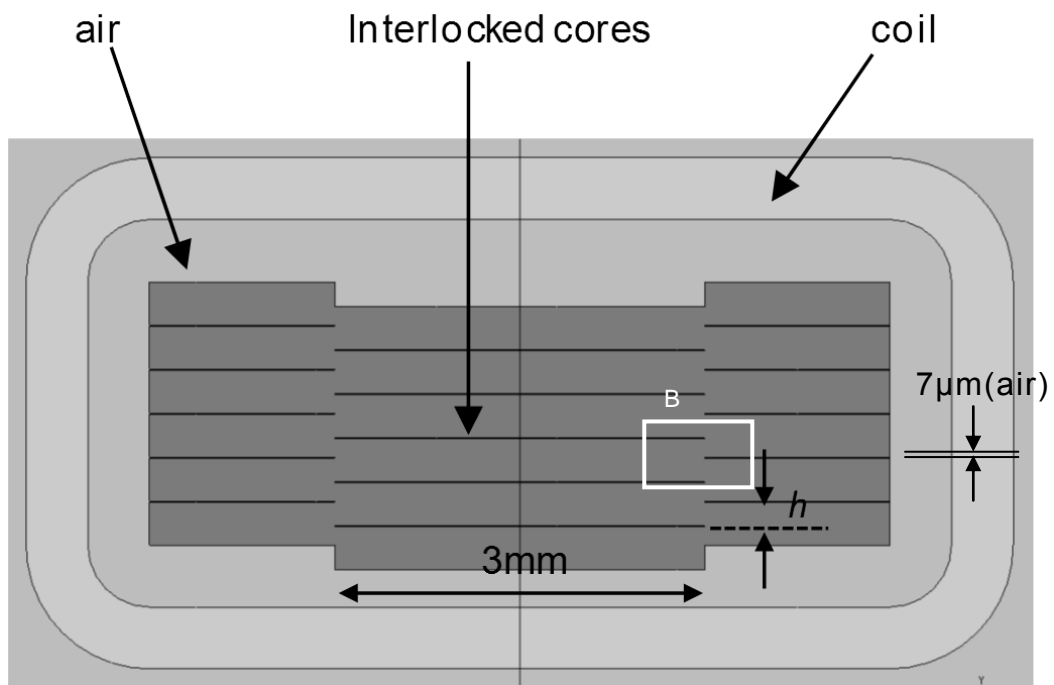
2.4 考察 渦電流損に及ぼす諸因子の影響

まず、解析条件について詳しく述べる。積層コアかしめ部での層間短絡による渦電流損失を定量的に評価するため、Fig. 2-7 に示す丸平かしめを想定した三次元有限要素モデルにて数値解析を行った。解析ソフトには JMAG Ver.8.3 の三次元過渡応答磁場解析モジュールを用い、積層かしめコアの周方向長さ 0.1 mm を解析対象とし、対称性を考慮して 1/2 モデルにて解析した。かしめ形状の基準条件は、かしめ幅 w を 3 mm、かしめ高さ h を 0.193 mm、占積率を 98 % とし、鋼板間に 7 μm の空気層（絶縁層）を設けた。電磁鋼板の電気伝導度は $2 \times 10^6 \text{ S/m}$ 、磁化特性は歪取焼鈍した丸平かしめコアの実測値を用いた。励磁磁束密度 B_m は 1.6 T とし、コイル電流条件には磁化特性の非線形性を考慮し、モデル断面の磁束変化が 50 Hz の正弦波となるように与えた。

事前検討として、上記モデルを用いた渦電流損の数値解析を 3 周期分(0.06 sec) 行った。最初の半周期 0.01 s は渦電流損が低く計算されたが、それ以降は半周期毎に一定の渦電流損が得られた。よって、本研究での数値解析は一周期分のみ行い、後半の半周期分の渦電流損を定常解とした。

最初に、密着部での接触抵抗の影響を確認するため、焼付部に 2 μm 幅のメッシュを設け、その電気伝導度を変化させた解析を行った。次に、密着部の電気伝導度には電磁鋼板と同じ値を用い、電流挙動に影響が大きいと予想される形状パラメータとして、かしめ幅 w (1~3 mm)、積層枚数 N (6~24 枚)及びかしめ高さ h (0.013~0.193 mm) を変化させたモデルも作成し、 B_m は 1.6 T にて同様の解析を行った。なお、評価方法としては、かしめの無い積層鋼板の渦電流解析も同時に行い渦電流損(W_e) を求め、かしめ部の渦電流損(W_e') との比(W_e'/W_e) を指標とした。

(a) FEM model



(b) The enlarged figure of B

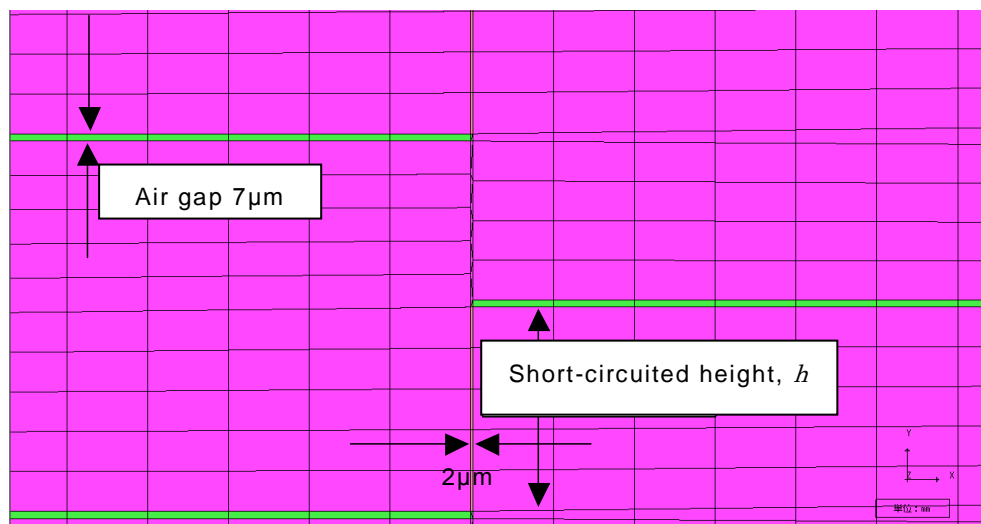


Fig. 2-7. Model analyzing eddy current loss of circle-flat(CF) interlocked cores in stacked electrical steel sheets

以上の解析条件の下、解析した結果について以下に述べる。ここでは、渦電流損に及ぼす諸因子を議論する。

かしめ密着部での電気伝導度が 100 S/m 以上で層間電流が流れ始め、完全に固着した状態（鋼板の電気伝導度と同じ）では、Fig. 2-8 に示す様に渦電流損が層間短絡の無いケースの 10 倍に達した。その際の渦電流密度はかしめ部で高まっている事が確認できた(Fig. 2-9)。

次に、完全に固着した状態を前提に、積層枚数の影響を評価した。また実験結果と比較するため、かしめリングコアの平均磁路長 122.5 mm に対し、短絡電流が流れるかしめ部 4 箇所の総磁路長を 8 mm と見積もり、かしめリングコア全体の渦電流損を計算した。一方、実験においても積層枚数の異なる丸平かしめコアを歪取焼鈍して渦電流損を測定した。Fig. 2-10 に結果を示す様に、計算と実験ともに積層枚数の増加に伴い渦電流損が増加し飽和する傾向が認められる。しかし、計算による渦電流損が実測より大きく見積もられた。その理由は、実際のかしめ密着部ではコーティングが焼鈍で劣化しつつも密着部に残留し、実際の焼付面積が密着面積より小さい事および密着部の電気伝導度の低下の双方が影響したと推察される。歪取焼鈍の温度や雰囲気条件が焼鈍後のコーティングの絶縁性能に大きな影響を及ぼすことが予想されるので、詳細については今後の検討を要する。

最後に、かしめ部の渦電流損に及ぼすかしめ形状の影響を評価した結果を Fig. 2-11 に示す。かしめ幅が広くなると渦電流損は顕著に増加する。これは積層コア断面積に占める短絡回路の断面積の比率が高まるためであり、妥当な結果と判断される。一方、焼付高さの影響は比較的小さく、かしめ高さ h を 0.193 から 0.013 mm に小さくしても渦電流損は約 3 割しか下がらなかった。実験では丸 V かしめコアのかしめ接触状態(Fig. 2-5)がかしめ高さ h が小さい場合に相当するが、渦電流損は丸平コアほど大きくない。実際のかしめコアではかしめ高さを小さく製造するとかしめ縦壁部での絶縁コーティングはある程度残留するので層間短絡は生じにくいと期待できる。

よって、積層コアの鉄損に及ぼすかしめの影響を抑えるには、かしめ幅を狭くする事が有効である。また、磁束密度が低い領域ではかしめによる渦電流損の増加が

小さいことから、かしめの配置は実験結果(Fig. 2-4)より磁束密度が低い位置にすることが望ましい。これについても今回の解析モデルで検証したが、実験結果を模擬する事はできなかった。その原因については、かしめ部での残留応力による透磁率低下などが影響している可能性が考えられる。全体を総合的に評価するためには、今後、解析モデルの改良を行う必要がある。

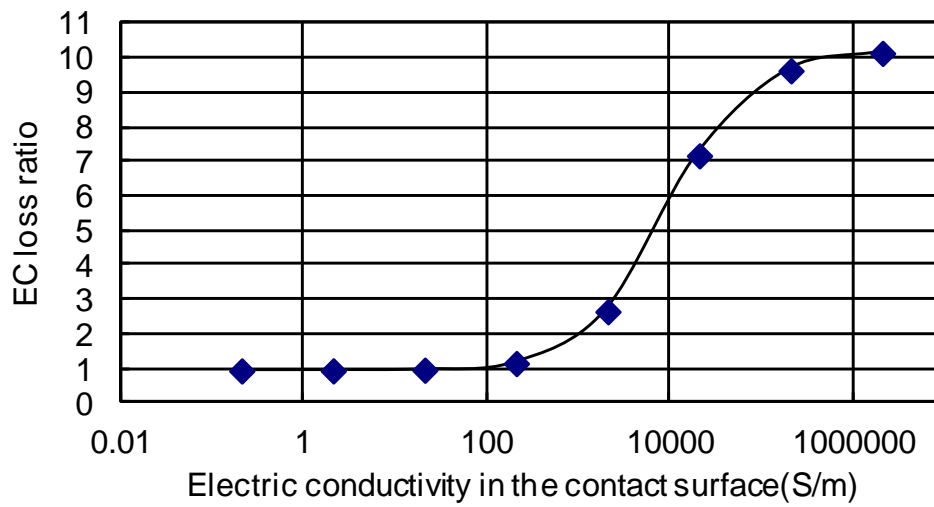


Fig. 2-8. Relationship between eddy current loss and electric conductivity in the contact surface.

$$\text{EC loss ratio} = \frac{W_e'(\text{in case of short circuit occurring in interlocked core})}{W_e(\text{in case of lamination with } 7\mu\text{m air gap})}$$

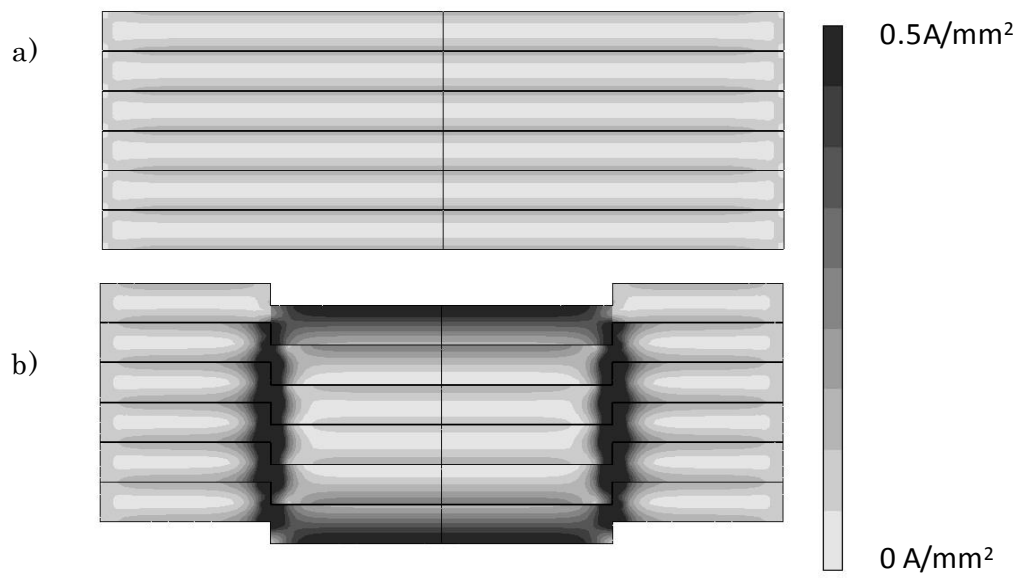


Fig. 2-9. Eddy current density distribution. $B_m = 1.6$ T

a) without interlocking

b) with interlocking (CF)

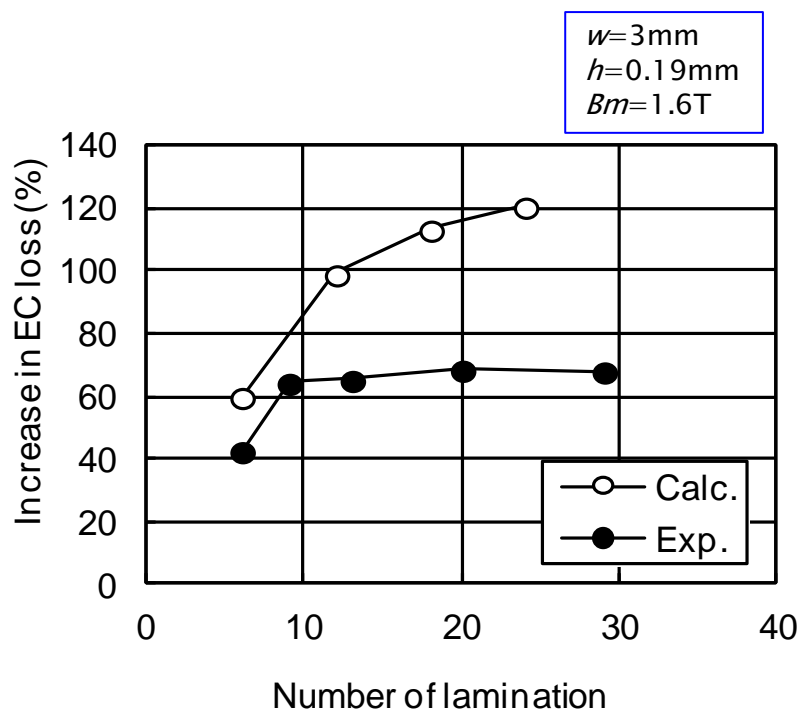


Fig. 2-10. Relationship between eddy current loss and number of lamination of electrical steel sheet.

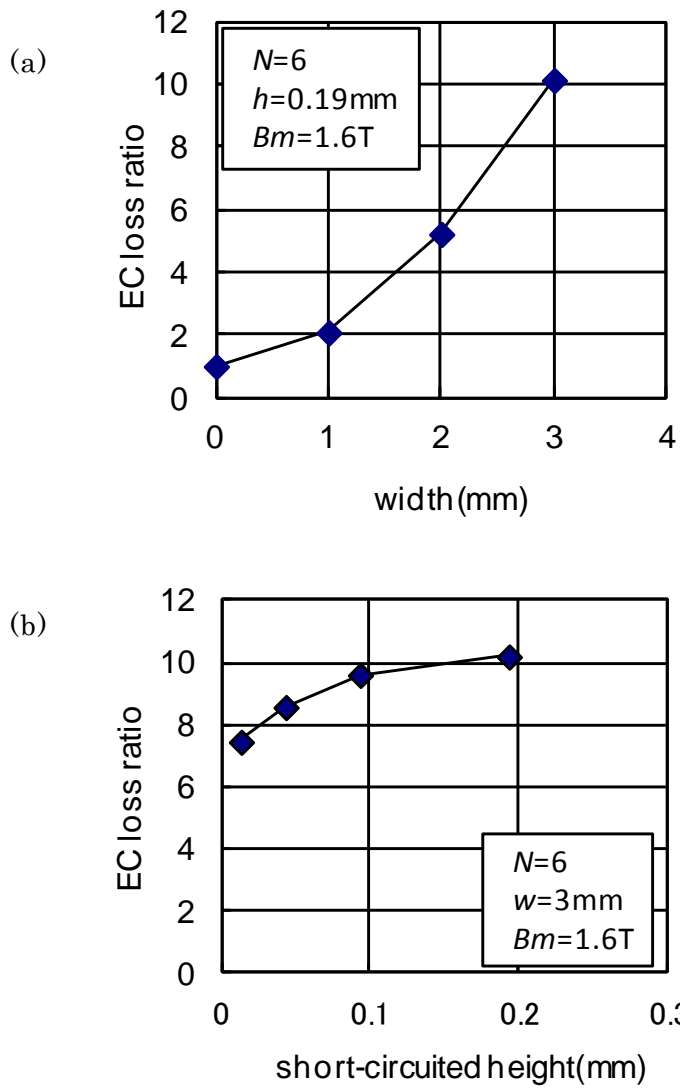


Fig. 2-11. Relationship between eddy current loss and interlocking shape in terms of (a) width (w) and (b) short-circuited height (h).

2.5 結言

無方向性電磁鋼板(35A300 規格)を用いてかしめ形状の異なる 4 種類の積層かしめリングコアを製造し、歪取焼鈍前後の鉄損特性を調査した結果、次の知見が得られた。

- (i) 歪取焼鈍前では角平かしめコアが最も鉄損特性（履歴損）が劣る。それは、かしめの外側の変形が大きくコアの平坦が崩れているためである。コア変形は金型内の側圧によるもので、角平かしめ部外側の剛性が足りずに曲がったと推察した。
- (ii) 歪取焼鈍後では丸平かしめコアが最も鉄損特性（渦電流損）が劣る。その原因は、焼鈍により被膜の絶縁性能が劣化し、かしめ部で層間短絡が生じて大きな渦電流が発生するためである。他のかしめ形状と比べて、丸平かしめはかしめ高さが低くかしめ部を形成する際に局部破断しないため、短絡回路が形成されやすいと考えられる。
- (iii) かしめ部の短絡電流挙動を有限要素法(FEM)により数値解析し、かしめ形状の影響を定量的に評価することが可能となった。実験と解析との融合により、層間短絡による鉄損増加を抑制するには、かしめ幅を狭くするか、磁束密度が低い位置にかしめを配置するのが有効である。

第 2 章の参考文献

- (1) K. Matsumura and B. Fukuda, "Recent Developments of Non-oriented Electrical Steel Sheets," *IEEE Transactions on Magnetics*, MAG-20, No.5, pp.1533-1538 (1984).
- (2) T. Nakata, M. Nakano, and K. Kawahara, "Effects of Stress Due to Cutting on Magnetic Characteristics of Silicon Steel," *IEEE Translation Journal on Magnetics in Japan*, Vol.7, pp.453-457 (1992).
- (3) K. Yamamoto, E. Shimomura, K. Yamada, and T. Sasaki, "Effects of External Stress on Magnetic Properties in Motor Cores," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.117, No.3, pp.311-315 (1997) (in Japanese).
- (4) M. LoBue, C. Sasso, V. Basso, F. Fiorillo, and G. Bertotti, "Power Losses and Magnetization Process in Fe-Si Non-oriented Steels under Tensile and Compressive Stress," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, Vol.215-216, pp.124-126 (2000).
- (5) H. Fujimura, H. Yashiki, H. Kojima, and T. Nakayama, "Effect of Stress due to Stamping and Interlocking on Magnetic Properties of Non-oriented Electrical Steel Sheet," *The Papers of Technical Meeting on Magnetics, IEE Japan*, MAG-03-190, pp.9-14 (2003) (in Japanese).
- (6) K. Senda, M. Ishida, Y. Nakasu, and M. Yagi, "Effect of Shearing Process on Iron Loss and Domain Structure of Non-oriented Electrical Steel", *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.125, No.3, pp.241-246 (2005) (in Japanese).
- (7) K. Senda, M. Kawano, and M. Ishida, "Analysis of Core Magnetic Property Deterioration by Interlocking," *The Papers of Technical Meeting on Magnetics, IEE Japan*, MAG-05-42, pp.21-26 (2005) (in Japanese).
- (8) Y. Tani, A. Daikoku, M. Nakano, H. Arita, S. Yamaguchi, and Y. Toide, "Magnetic Power Loss Characteristics of Non-oriented Electrical Steel Sheets under Stress," *Journal of the Magnetics Society of Japan*, Vol.30, No.2, pp.196-200 (2006) (in Japanese).
- (9) C. Kaido, H. Mogi, M. Fujikura, and J. Yamasaki, "Punching Deterioration Mechanism of Magnetic Properties of Cores," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.128, No.8, pp.545-550 (2008).

- (10)Y. Kashiwara, H. Fujimura, K. Okamura, K. Imanishi, and H. Yashiki, “Estimation Model for Magnetic Properties of Stamped Electrical Steel Sheet,” *Electrical Engineering in Japan*, Vol.183, No.2, pp.1-11 (2013).
- (11)C. Kaido, H. Mogi and K. Hanzawa, “The Effect of Short Circuit between Laminated Steel Sheets on the Performance of Lamination Core of Motor,” *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.123, No.9, pp.857-862 (2003) (in Japanese).
- (12)T. Nakayama, N. Honjou, A. Nagai and H. Yashiki, “Non-Oriented Electrical Steel Sheets “SUMILOX”,” *Sumitomo Metals*, Vol.48, No.3, pp.39-43 (1996) (in Japanese).

第 3 章 積層リングコアの磁気特性に及ぼすかしめ・焼き嵌めの影響

3.1 緒言

無方向性電磁鋼板はモータ，発電機，変圧器などの鉄心として用いられており，それら機器性能は無方向性電磁鋼板の磁気特性に強く依存している。一般に，積層鉄心は打抜き，かしめ，焼き嵌め，溶接などの方法により製造されるので，鉄心には加工時に生じる残留応力が存在する。一方，電磁鋼板の磁気特性はその応力により劣化することが知られている^{(1)・(10)}。従って鉄心の磁気特性を改善するため歪取焼鈍が施される場合もある。

積層鉄心の固定に広く用いられる“かしめ”は打抜き加工同様，電磁鋼板内に塑性歪や弾性歪が生じるので磁気特性劣化は避けられないが，積層コアを大量生産するためには溶接よりも有利な方法として広く採用されている。かしめや溶接は層間短絡が生じる場合があり，開道⁽¹¹⁾は短絡電流による損失を理論的に導出し，さらにその軽減策としてかしめや溶接を用いない積層間結束を提案している。

他方，焼き嵌めにより積層鉄心をケースに固定する工程も，コンプレッサーモータや分割鉄心型のモータなどでは一般的である。焼き嵌めは，かしめや打ち抜き歪の様に局所的な弾塑性歪ではなく，鉄心の大部分に圧縮の弾性応力が作用することによって大きな鉄損増加を招く。山本⁽³⁾は焼き嵌めによって生じる損失増加は，圧縮下で実効磁気ひずみが生じるという，機械的な仕事に起因している事を定量的に示している。さらに，尾田⁽¹²⁾は磁歪のない 6.5%珪素鋼板においては，焼き嵌め応力による損失増加が非常に小さくなることを報告している。しかしながら，従来より焼き嵌めによる渦電流損への影響については明らかになっていない。

本研究では，回転機用積層鉄心における低鉄損化の設計指針を導出するため，かしめを施した積層リングコアを用いて，焼き嵌めや歪取焼鈍を組み合わせることによって，一般のモータ鉄心使用環境を模擬した鉄心内の応力状態を再現し，その磁気特性を評価した。かしめや焼き嵌めによる履歴損増加を定量的に扱い，各要因の単純加算則が成り立つか検証した。また，圧縮応力下での単板磁気特性と比較する

ことにより，渦電流損の増加要因には圧縮応力とかしめ部層間短絡があることを示し，それらの損失に及ぼす磁束密度の影響を明らかにした。さらに，圧縮下の渦電流損増加の機構を磁区モデルで考察した。

3.2 実験方法

3.2.1 焼き嵌めリングコアの磁気特性調査

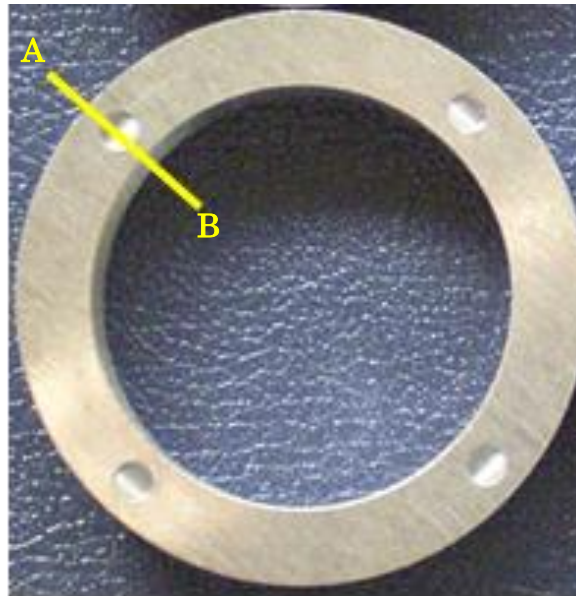
供試材として、JIS-C2552にて35A300規格の無方向性電磁鋼板を用いた。黒田精工(株)製の順送り積層金型システム FASTEC®を用いて、内径 33 mm, 外径 45 mm, 積層枚数 29 枚さらに 4 カ所のかしめを有するリングコア⁽¹⁴⁾を製造した。かしめ形状は Fig. 3-1 に示すように直径 3 mm の丸 V 形状であり、かしめ部の最大押し込み高さは、実績で 0.40 mm であった。この 4 点かしめリングコアの積層方向のかしめ強度は 40 から 50 N であり、実製造のモータ鉄心で発生する程度の値である。このリングコアを用いて、歪取焼鈍と外枠リングへの焼き嵌めを施し、かしめ無しのリングコアも含めてコア内応力状態が異なる 6 種類の符号 A から F のリングコア (Table 3-1) を準備した。

歪取焼鈍条件は、Ar ガス雰囲気にて 750 °C 2 h とした。一方、焼き嵌めは、機械加工にて内径 33- δ mm, 厚さ 1.00 mm, 高さ 11 mm とした非磁性オーステナイト系ステンレス鋼(SUS316L)の枠を約 300°C に加熱し、その内側にかしめを有するリングコアを挿入して一体化させた。焼き嵌めコアには歪取焼鈍有無の 2 種類 (E, F) あり、それぞれ 3 体作成した。外枠の締め代 δ は 0.04~0.05 mm の範囲内に調整した。

上記で作成した各かしめリングコアに絶縁テープを巻いた後、直径 0.5 mm のエナメル被覆した銅線の一次、二次コイルを 100 回それぞれ均等に巻いて、鉄損を測定した。測定条件は、励磁周波数 f は 50 と 400 Hz, 最大磁束密度 B_m は 0.2 から 1.7 T, 正弦波励磁とした。さらに測定した鉄損を二周波数法によりヒステリシス損 (W_h) と渦電流損 (W_e) に分離して、かしめ形状や歪取焼鈍の影響を評価した。

$$W = af + bf^2 = W_h + W_e \quad (3-1)$$

a)



b)

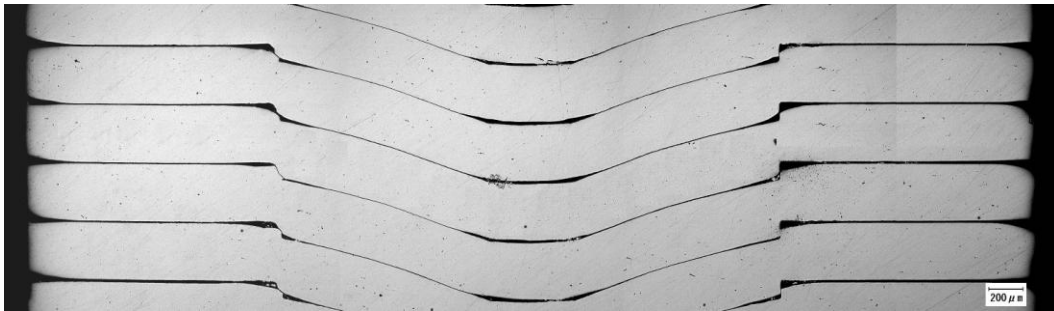


Fig. 3-1. Test ring core with 4 interlocks and cross-section of AB.

a) test ring core with a inner diameter of 33 mm, a outer diameter of 45mm,
29 laminations and 4 interlocks

b) cross-section of AB

Table 3-1. Core types of specimens studied.

Mark	Interlocking	Annealing	Shrink-fitting
A	no	no	no
B	no	done	no
C	done	no	no
D	done	done	no
E	done	no	done
F	done	done	done

3.2.2 圧縮応力下での単板磁気特性調査

上記の焼き嵌めされたかしめリングコアには周方向(励磁方向)に圧縮応力が作用する。そのリングコアに均等に外枠が密着している場合には、締め代 δ の加工精度を考慮して、このリングコアの断面平均圧縮応力は、Fig. 3-2に示すように25から31 MPaと見積もることができる⁽¹³⁾。

本件では、焼き嵌めによってリングコアに生じたのと同等の圧縮応力状態における磁気特性を調べるため、Fig. 3-3に示す単板磁気試験器に応力負荷機構を付けた測定枠を作成して、圧縮応力下の単板磁気測定を行った。測定試料は、リングコアに用いたのと同じの供試材を圧延方向(L方向)およびそれと直交する方向(C方向)を長手として幅30 mm、長さ150 mmに打ち抜き加工し、750 °C 2 hの歪取焼鈍したものを用いた。磁気測定結果は、L,C方向の測定値を平均して、リングコアの測定値と比較した。

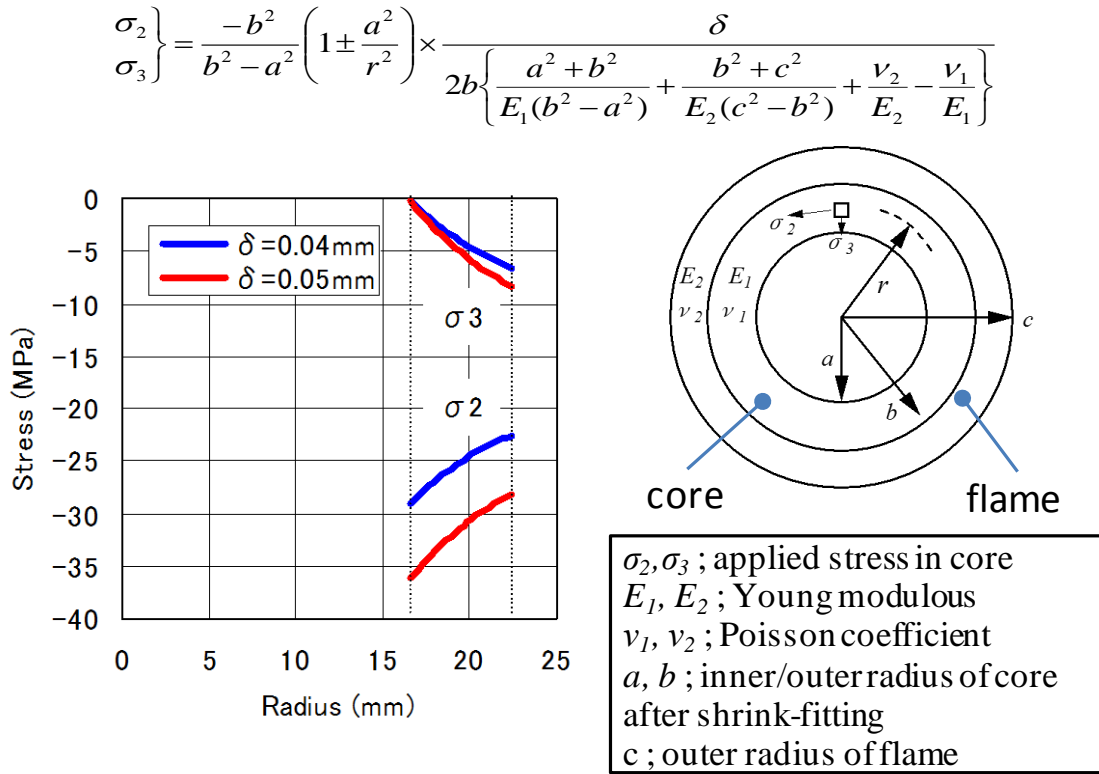


Fig. 3-2. Calculation of stress occurring due to shrink fitting of a ring core. In this case, E_1 and E_2 values are 190 and 194 GPa respectively, ν_1 and ν_2 values are 0.30, 0.34 respectively. a , b , and c are 33, 45 and 46 mm respectively.

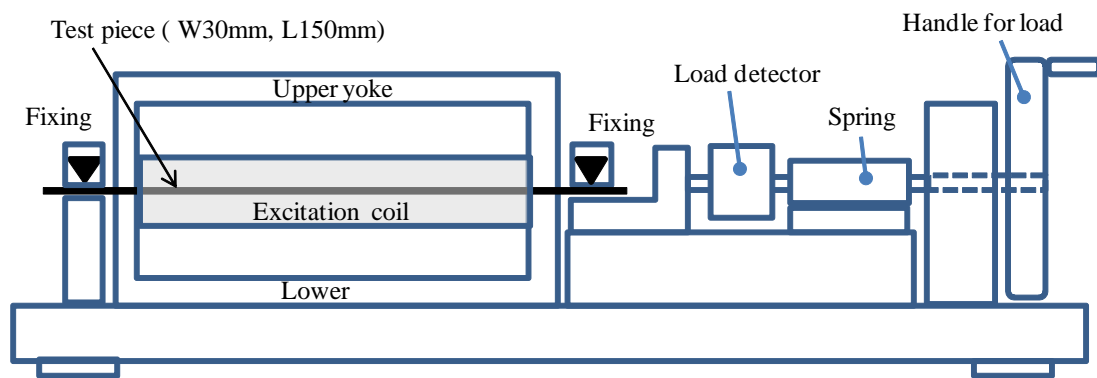


Fig. 3-3. Single sheet tester for magnetic measurement under stress..

3.3 実験結果

3.3.1 焼き嵌めコアの磁気特性

最初に、焼き嵌めリングコアの交流磁化曲線を確認したところ、Fig. 3-4 に示すように同一の条件で作成した 3 体の磁化特性はほぼ同等であり、歪取焼鈍を施した F コアの透磁率は、焼鈍しなかった E コアより高く、焼き嵌めをしなかった D コアとの間の値であり、各コアの磁化特性に明確な差が表れた。ただし、 B_m が 1.5 T 以上では各コアの透磁率に差は殆どなかった。

次に、各リングコアの鉄損特性を Fig. 3-5 に示すと共にその代表値を Table 3-2 に整理した。さらにかしめや焼き嵌めの影響度を知るため、かしめのない焼鈍コア (B コア) の鉄損を基準として他のコア鉄損の増加率を計算した。その結果は Fig. 3-6 に示す様に、かしめ焼鈍コア (D コア) の鉄損は B コアよりも若干高かった。また、かしめコアを焼き嵌めすると、歪取焼鈍の実施有無にかかわらず、全磁束密度領域にわたり鉄損が増加した。特に、低磁束密度域において焼き嵌めによる鉄損劣化が顕著であり、磁束密度が大きくなるにつれ増加率は減少する傾向にある。

次に、式(3-1)を用いた二周波数法により履歴損 W_h と渦電流損 W_e を算出した。今度は、かしめや焼き嵌めの影響度を知るため、かしめ焼鈍コア (D コア) を基準として、他のコアの各損失増加率を計算した。結果は Fig. 3-7, 3-8 に示すように、履歴損は $D < C < F < E$ の順に大きくなるのに対し、渦電流損は、 $D < C < E < F$ の順に大きくなり、F コアの渦電流損が他のコアより大きいことが示された。

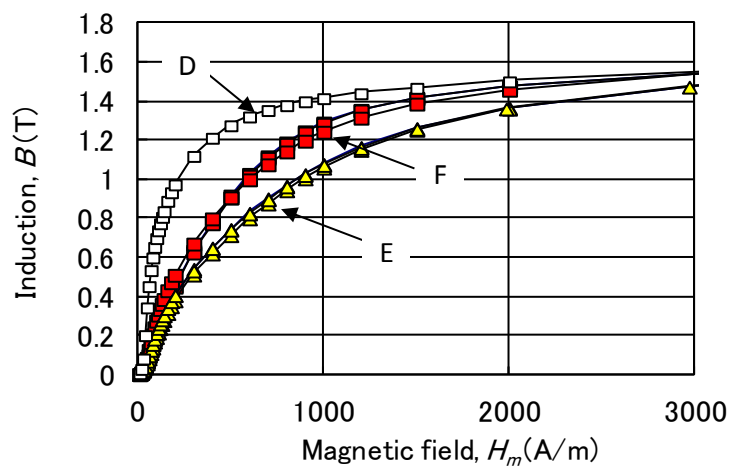


Fig. 3-4. AC magnetic characteristics of interlocking ring cores.

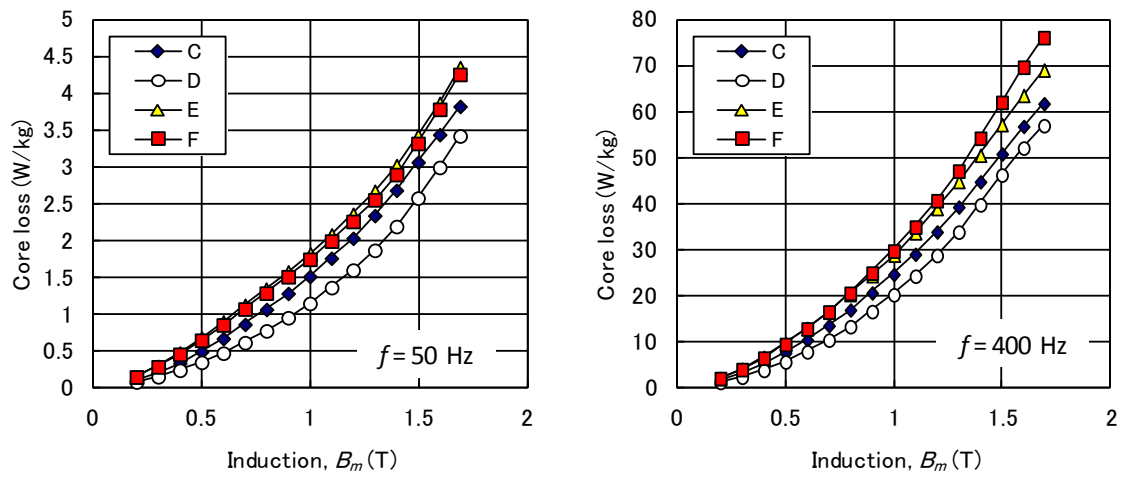


Fig. 3-5. Core losses of ring cores at 50 and 400Hz.

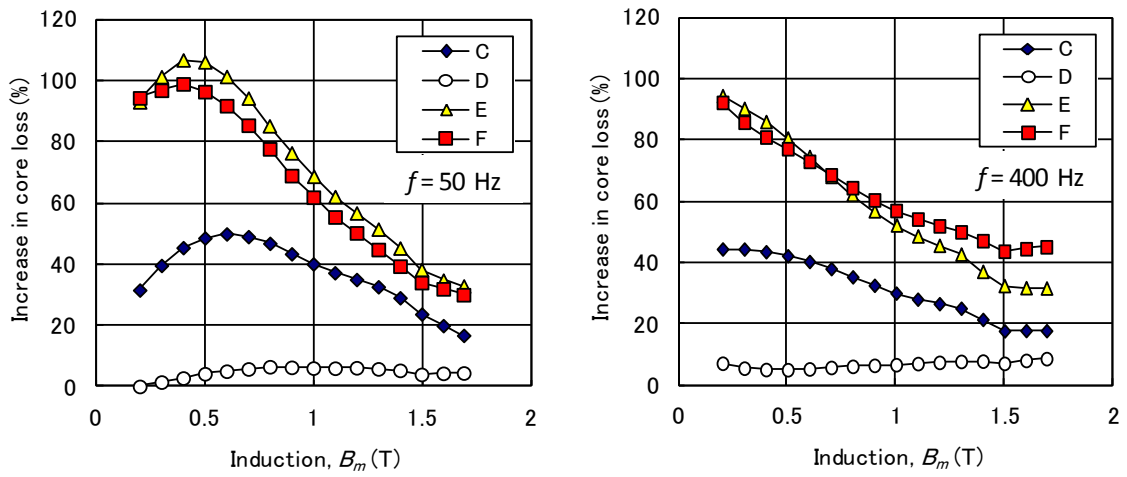


Fig. 3-6. Increase in core losses due to interlocking and/or shrink fitting, calculated on the basis of the losses of B-core.

Table 3-2. Core losses (W/kg)

Mark	$W_{10/50}$	$W_{15/50}$	$W_{10/400}$	$W_{15/400}$
A	1.25	2.76	22.0	47.2
B	1.08	2.47	18.9	43.1
C	1.51	3.06	24.5	50.7
D	1.14	2.57	20.1	46.2
E	1.81	3.42	28.8	57.1
F	1.74	3.32	29.6	62.0

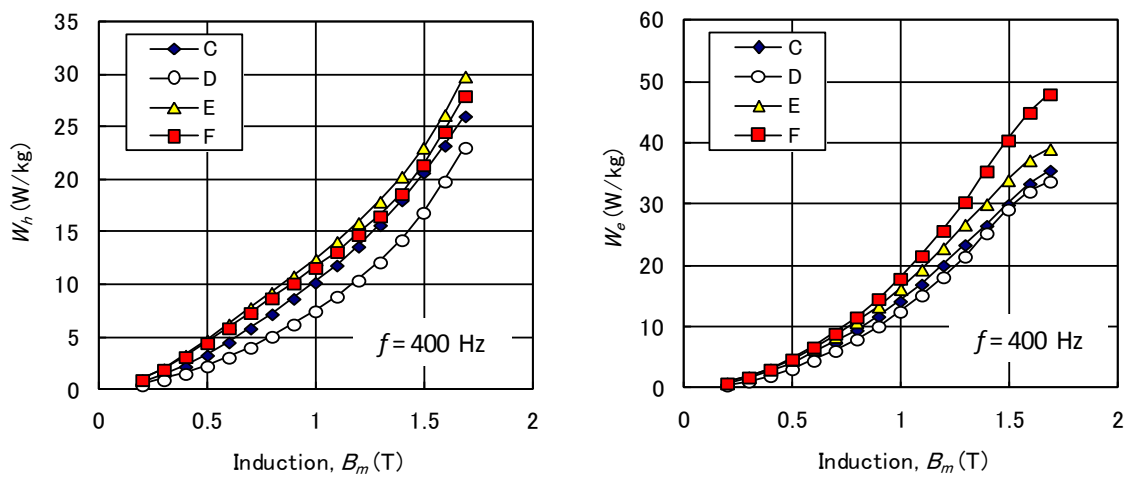


Fig. 3-7. Core losses of ring cores.

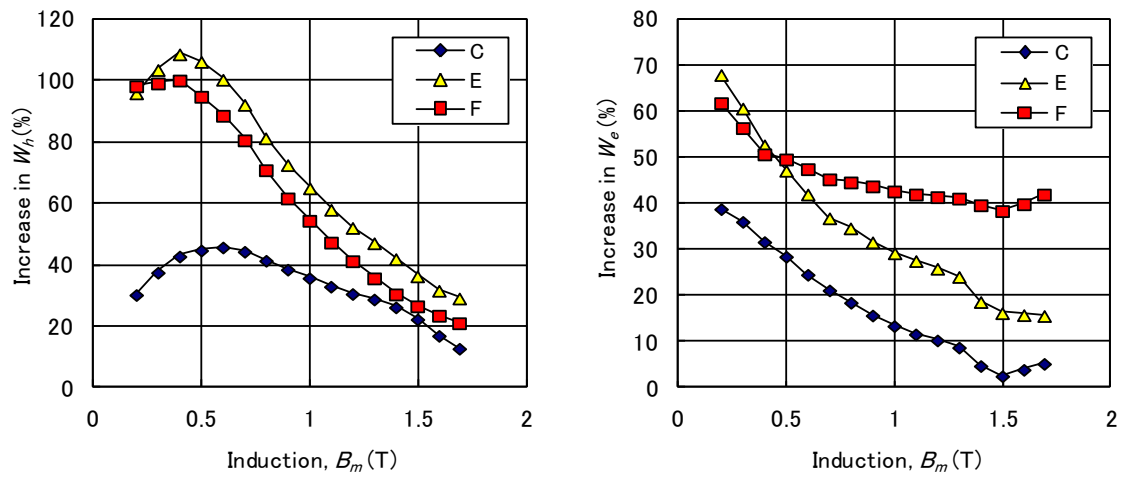


Fig. 3-8. Increase in core losses at 400Hz due to interlocking and/or shrink fitting, calculated on the basis of the losses of D-core..

3.3.2 単板磁気測定との比較

圧縮応力下の単板試料と F コアの交流磁化特性および鉄損特性を比較した。なお、鉄損特性は二周波数法により履歴損と渦電流損に分離して比較した。単板試料に印可した圧縮応力を、焼き嵌めリングの断面平均応力と同等の 25,30 MPa とした結果、Fig. 3-9 に示すように F コアの磁化特性と応力下の単板磁化特性は概ね一致した。また、Fig. 3-10 に示すように履歴損についても F コアと 25 MPa 圧縮応力下の単板でほぼ一致した。一方、渦電流損は高磁束密度側で F コアの方が大きくなり、一致しなかった。

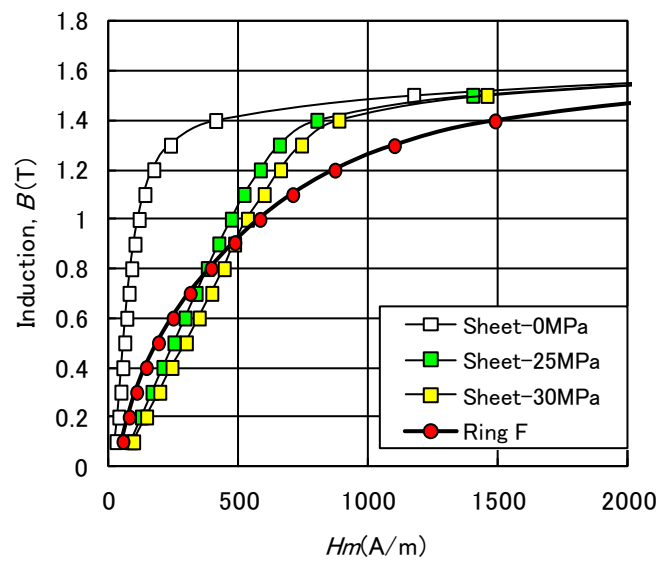


Fig. 3-9. AC magnetic characteristics of annealing-shrink-fitting cores(F) and compressed steel sheets

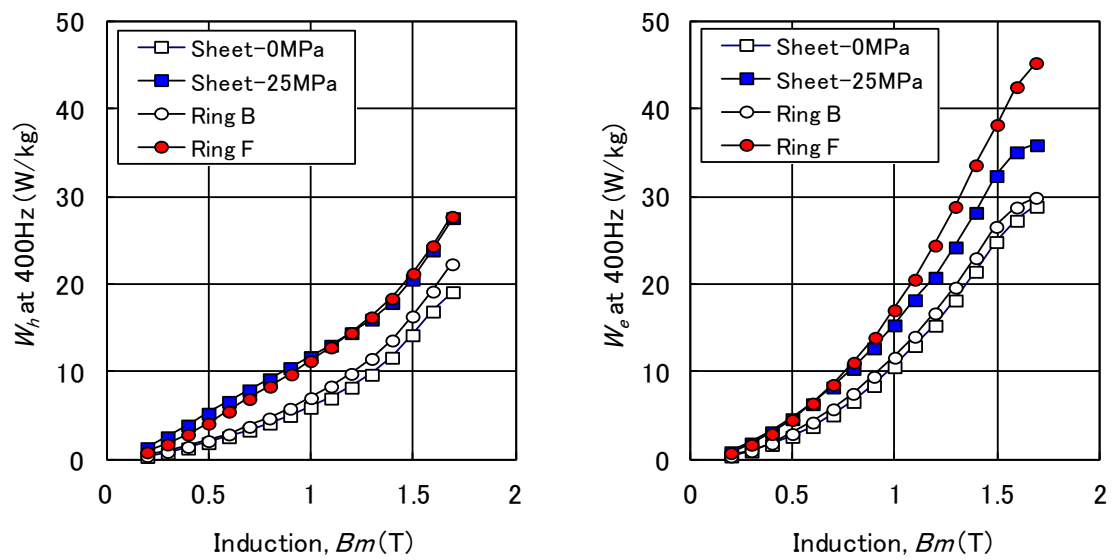


Fig. 3-10. Core losses of annealing core(B), annealing-shrink-fitting core(F) and compressed steel sheets.

3.4 考察

本研究で実施した焼き嵌めリング磁気測定及び応力負荷単板磁気測定の結果より、焼き嵌めによる鉄損増加の主たる原因はリングコアの励磁方向に圧縮応力が作用することにある事が明らかである。圧縮応力により履歴損が増加する機構については、山本ら⁽³⁾が試料内部での非可逆的な磁区構造変化が増加するためと推定している。さらに、応力下の磁区構造変化についても既に観察⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾され確認されている。それらの従来知見を踏まえ、本章ではかしめや焼き嵌めに起因した鉄損増加挙動に関して考察する。

3.4.1 かしめ部の残留歪

かしめ焼鈍コア(D コア)の鉄損はかしめのない焼鈍コア(B コア)よりも $W_{10/400}$ で約 7%高かった。この理由は、歪取焼鈍により鋼板に導入された塑性歪は再結晶現象により解消されるが、かしめの存在により生じる弾性歪（弾性応力）が少なからずかしめ近傍に残存するためと判断される。

例えば、歪取焼鈍後のかしめ強度からこの残留応力レベルを試算すると、かしめ一つあたりの強度 $F (=10\text{N})$ がかしめによる摩擦力 $\mu S\sigma$ と等しいと仮定し、摩擦係数 $\mu = 0.2$ 、接触面積 $S = 2 \text{ mm}^2$ の時、板面内方向の残留応力 σ は 25 MPa と見積もられる。よって、かしめは歪取焼鈍後も磁束流れの障害物として作用すると考えられる。

3.4.2 かしめ・焼き嵌めによる履歴損増加

焼き嵌めにより履歴損はもちろんのこと渦電流損も履歴損の半分程度の割合で増加する事が判明した。ここでは履歴損増加を定量化し各要因の単純加算則が成り立つか検証した。

かしめ焼き嵌めコア(E コア)の履歴損増加の要因には、焼き嵌めによる歪み(要因①)と打ち抜き・かしめによる歪み(要因②)があり、鉄損へはそれぞれが重畳して影響を及ぼしている。Fig. 3-8 より明らかな様に、要因①の履歴損増加率の方が要因②より大きい。そこで、当該 E コアの D コア基準とした履歴損増加率(ΔW_h)を各要因間の相互作用も考慮して次式で近似する。

$$\Delta W_h = w_1 + \beta w_2 \quad (3-2)$$

ここで、 β は相互作用係数、 w_1, w_2 は要因①,②の損失増加率を表し、要因①は D コア基準とした F コアの損失増加率、要因②は D コア基準とした C コアの損失増加率とする。Fig. 3-11 に ΔW_h の計算予測値と実測を比較した。各要因間で相互作用が無い $\beta=1$ の場合、予測値が実測を大きく上回った。一方、相互作用を考慮した $\beta=0.35$ の場合、E コアの損失増加を良く近似できる。この事から、かしめと焼き嵌めによる損失増加率を単純加算則で予測するのは妥当でなく、要因間の相互作用により相殺される損失部分が比較的大きいと判断される。

かしめコアを焼き嵌めした場合、無方向性電磁鋼板には塑性歪と弾性応力が複合的に影響すると考えられる。柏原⁽¹⁰⁾はそのような複合的影響度について調査している。Fig. 3-12 参照。その結果によれば、塑性歪を導入していない無方向性電磁鋼板に圧縮応力をかけた場合の鉄損劣化代(Fig.3-12 の w_2)と塑性変形を導入して(Fig. 3-12 の w_1) 圧縮応力をかけた場合 (Fig.3-12 の w_2') では、明らかに前者の方が大きい。従って、単純加算則が成立しない原因の一つに、鉄損の応力依存性は非線形であることが考えられる。ここでは簡単のため、径方向の磁束密度分布は考慮しなかったが、厳密には磁束密度分布も各コアで異なっている可能性があり、原因究明にはより詳細な解析が必要である。

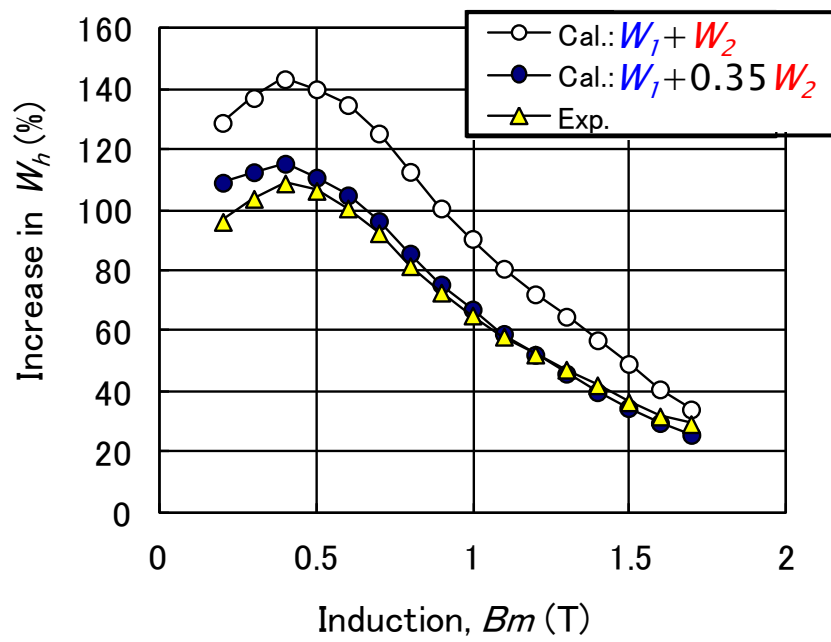


Fig. 3-11. Estimation of increase in hysteresis core losses due to interlocking and shrink fitting.

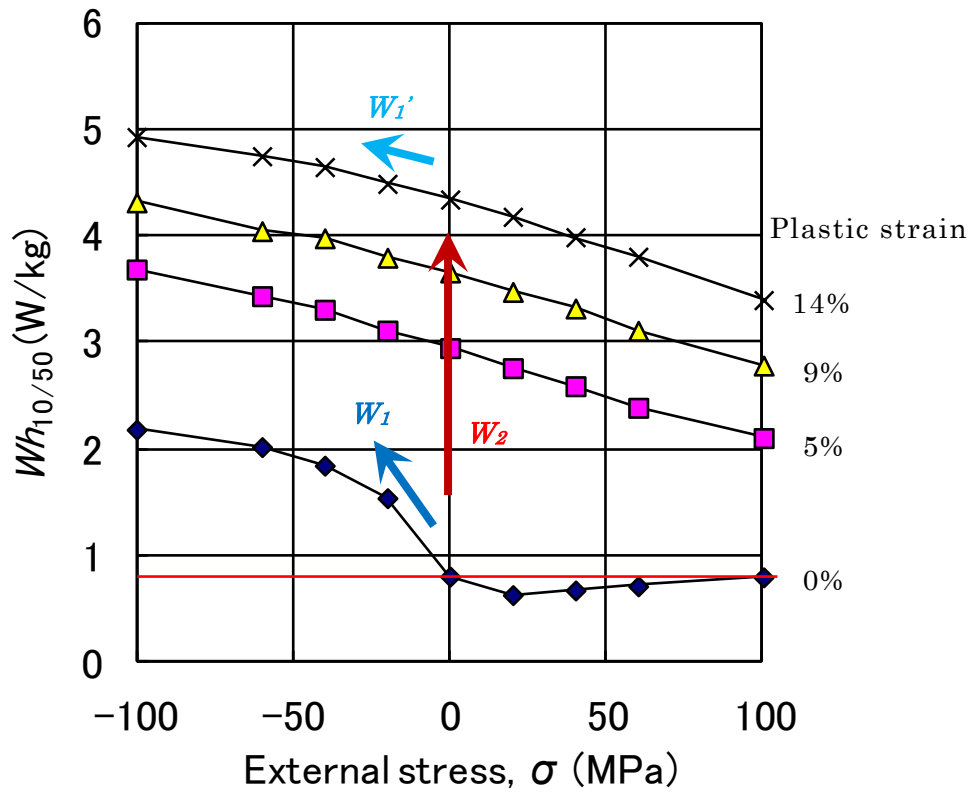


Fig. 3-12. Influence of plastic strain and elastic stress after various amounts of plastic tensile strain on core losses.

3.4.3 かしめ・焼き嵌めによる渦電流損増加

今回の実験での特異点として、EコアよりもFコアの渦電流損の方が大きくなる現象が認められた。これは焼き嵌めする前のCコアとDコアの関係と逆転している。Fコアの渦電流損が焼き嵌めにより顕著に増加した原因は、かしめ部と外枠間に短絡電流が発生したことによると判断される。

今回鉄心材料として用いた無方向性電磁鋼板の表面には、ごく一般的な絶縁被膜、即ち無機有機複合物、がコーティングされている。この絶縁被膜は、焼鈍により有機成分が焼失し絶縁性能が劣化する。それでも無機成分は残存するので、層間の絶縁抵抗は十分保たれる。しかしながら、かしめ部は塑性変形して引き延ばされるのに伴い絶縁被膜も薄くなるため、歪取焼鈍により層間で短絡する可能性が高まる。その積層コアを焼き嵌めすると、さらに Fig. 3-2 で示す様に焼き嵌め時のコア径方向に圧縮応力が約 10 MPa 作用し、締め付けられたかしめ部にて層間短絡が助長されたと推察される。

次に、Fコアで発生した短絡電流による損失の値を見積もった。すでに Fig. 3-10 で示した様に F コアと 25 MPa 圧縮下の単板試料では、渦電流損の値に差が生じていた。歪取焼鈍や圧縮応力条件が両者で同じであるので、この渦電流損の差 ΔW_e は短絡電流による損失であると推察される。また、Fig. 3-13 に示す様に ΔW_e は B_m が 0.5 T 以下ではほぼ 0 であり、0.5 T を超えた所から B_m 増に伴って急激に増加する事がわかった。例えば、F コアにおける 1.5 T での渦電流損のうち、短絡電流による損失が約 15% も占める。厳密に言えば、短絡電流を誘起するのはコア断面平均の B_m ではなく、短絡回路を形成するかしめ部内の実効磁束密度である。得られた関係は偽相関ではあるが、重要なことを示唆している。恐らく、 B_m が 0.5 T 以下ではかしめ部を殆ど磁束が通らなかつた結果、短絡電流も発生しなかつたと推察される。

従来、短絡電流による損失を計算で予測した報告はあったが、本研究では実験的に初めてその損失量を定量化し、渦電流の挙動を明確にできた。

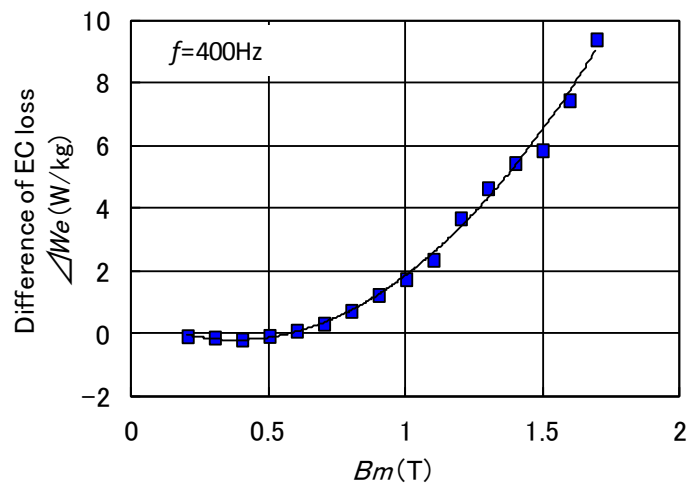


Fig. 3-13. Estimation of short circuit losses

$$\Delta W_e = W_e(\text{core F}) - W_e(\text{SST under compressive stress, 25 MPa})$$

3.4.4 圧縮応力による渦電流損の増加機構

圧縮応力による渦電流損増加の理由として、層間短絡を除いて電磁鋼板の磁区構造の変化で説明できると考える。

渦電流損は、ミクロな磁区構造に起因する異常渦電流損が発生する。それは、励磁により移動する磁壁周りの微視的な渦電流によるものであり、結晶粒が大きく磁壁間隔が広いほど磁壁の移動速度が大きくなりその値が大きくなる⁽¹⁵⁾。電磁鋼板に圧縮応力が作用すると磁区構造が変化⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾し、恐らくその変化に伴う磁壁移動速度の増加が異常渦電流損を増加させるものと推察される。

そこで、圧縮応力による磁区構造の変化の一例として、鉄心材料である電磁鋼板の結晶組織の中で{100}<013>方位を有する結晶粒の場合で考えてみる。この方位粒は無方向性電磁鋼板の中でも高級品で観察され、無方向性電磁鋼板の磁気特性の向上に寄与する。{100}<013>方位粒の磁区構造は、圧延方向(RD)となす角が 18° と小さい磁化ベクトル A の他 2 つの磁化ベクトル B または C の磁区の組み合わせで構成される。RD に励磁し且つ同方向に圧縮応力が作用した場合、励磁方向に最も近い<100>方向を向いている磁化ベクトル A が少なくなる。それは<100>方向に正の磁歪を有しているためである。その結果、磁化ベクトル B または C が相対的に多くなり、磁区構造が大きく変化する。Fig. 3-14(a)参照。

180° 磁壁の移動による磁化変化速度の磁界方向成分 ΔI_H は、磁界 H の方向と磁化ベクトルのなす角 θ の間に次の関係が成り立つ。

$$\Delta I_H = a \cdot I_s \cdot v \cdot \cos \theta \quad (3-3)$$

ここで、 a は係数、 I_s は飽和磁束密度、 v は磁壁の移動速度を表す。式(3-3)より、磁壁の移動速度 v が一定であれば、 θ が大きいほど磁化変化が小さくなる。具体的には、磁区構造が磁化ベクトル A から B に変化した場合、 ΔI_H は約 1/3 となる。Fig. 3-14(b)参照。また、磁界方向の磁化変化速度 ΔI_H が一定であれば、 v は $\cos \theta$ に反比例する。すなわち、磁区構造が磁化ベクトル A から B に変化したと、磁壁の移動速度 v が約 3 倍となる。ただし、磁壁間隔や磁壁の総面積は応力印加前後で変

わらないと仮定する。また、磁化ベクトル A,B が混在する磁区構造では、 90° 磁壁移動により磁化ベクトル B の磁区を磁化ベクトル A の磁区が蚕食する場合も想定される。その場合、約 2 倍の磁壁移動が必要となる。

リングコアの場合、磁界方向と外部圧縮応力方向は同じであり、RD 以外の方向でも基本的には同じ現象で理解してよい。すなわち、圧縮応力方向に近い $\langle 100 \rangle$ 方向を向いている磁化ベクトルを持つ磁区は少なくなり、実質的な磁壁間隔が広がり、異常渦電流損が増大すると推察される。

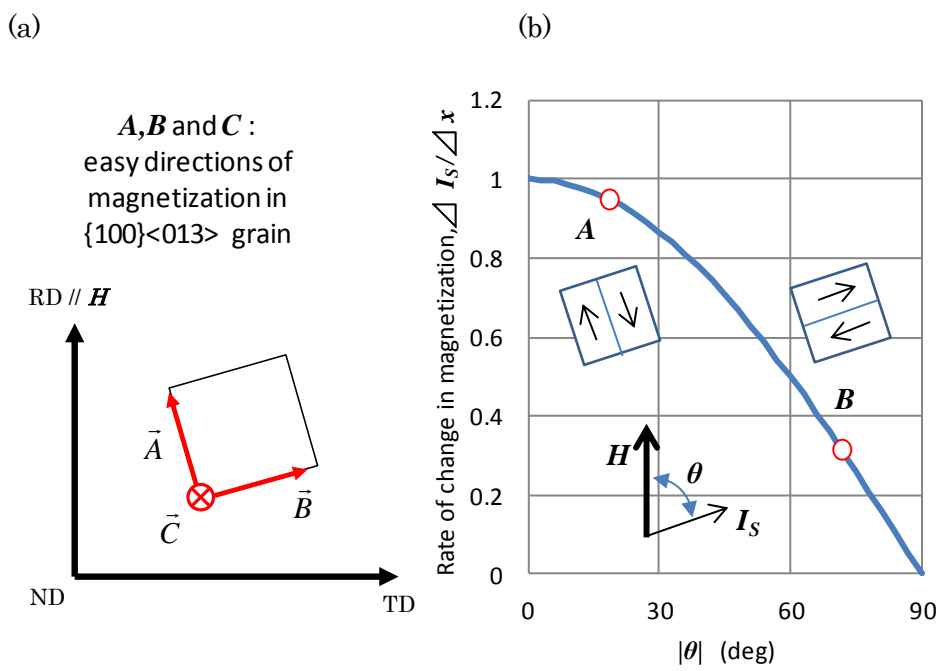


Fig. 3-14. Rate of change in magnetization by 180 degree domain wall motion.

(a) Magnetization vectors of $\{100\}\langle 013\rangle$ grain

(b) Relationship between rate of change in magnetization and angle θ .

3.5 結言

無方向性電磁鋼板(35A250 規格)を用いた積層かしめリングコアを非磁性ステンレス枠で焼き嵌めし、その磁気特性について調査し、以下に述べる知見を得た。

- (i) 焼き嵌めによる積層かしめコアの履歴損増加の要因として、打抜きやかしめによるものと焼き嵌めによるものがあるが、それらの要因は相互作用があり単純加算則は成り立たない。
- (ii) 圧縮応力下での単板磁気特性と比較することにより、渦電流損の増加要因として、圧縮応力によるものとかしめ部の層間短絡によるものに分離定量評価できる事を示した。前者の圧縮応力の影響については、磁区モデルで説明できる。後者の層間短絡は、かしめや焼鈍で層間絶縁性能が低下した所に焼き嵌めにより径方向の圧縮力がかしめ部に作用するといった要因が重なったためと推察した。

今回の知見より、低鉄損鉄心の設計指針には、今後、鉄心の局所的な歪に対応した適切な磁化特性をデータベース化し、磁場解析等により正確な磁束密度分布を求めることが重要と考えられる。

第 3 章の参考文献

- (1) K. Matsumura and B. Fukuda, "Recent Developments of Non-oriented Electrical Steel Sheets," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol.MAG-20, No.5, pp.1533-1538 (1984).
- (2) T. Nakata, M. Nakano, and K. Kawahara, "Effects of Stress Due to Cutting on Magnetic Characteristics of Silicon Steel," *IEEE Translation Journal on Magnetics in Japan*, Vol.7, pp.453-457 (1992).
- (3) K. Yamamoto, E. Shimomura, K. Yamada, and T. Sasaki : "Effects of External Stress on Magnetic Properties in Motor Cores," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.117, No.3, pp.311-315 (1997) (in Japanese).
- (4) M. LoBue, C. Sasso, V. Basso, F. Fiorillo, and G. Bertotti, "Power Losses and Magnetization Process in Fe-Si Non-oriented Steels under Tensile and Compressive Stress," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, Vol.215-216, pp.124-126 (2000).
- (5) H. Fujimura, H. Yashiki, H. Kojima, and T. Nakayama, "Effect of Stress due to Stamping and Interlocking on Magnetic Properties of Non-oriented Electrical Steel Sheet," *The Papers of Technical Meeting on Magnetics, IEE Japan*, MAG-03-190, pp.9-14 (2003) (in Japanese).
- (6) K. Senda, M. Ishida, Y. Nakasu, and M. Yagi, "Effect of Shearing Process on Iron Loss and Domain Structure of Non-oriented Electrical Steel," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.125, No.3, pp.241-246 (2005) (in Japanese).
- (7) K. Senda, M. Kawano, and M. Ishida, "Analysis of Core Magnetic Property Deterioration by Interlocking," *The Papers of Technical Meeting on Magnetics, IEE Japan*, MAG-05-42, pp.21-26 (2005) (in Japanese).
- (8) Y. Tani, A. Daikoku, M. Nakano, H. Arita, S. Yamaguchi, and Y. Toide, "Magnetic Power Loss Characteristics of Non-oriented Electrical Steel Sheets under Stress," *Journal of the Magnetics Society of Japan*, Vol.30, No.2, pp.196-200.(2006) (in Japanese).
- (9) C. Kaido, H. Mogi, M. Fujikura and J. Yamasaki, "Punching Deterioration Mechanism of Magnetic Properties of Cores," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.128, No.8, pp.545-550 (2008).

- (10) Y. Kashiwara, H. Fujimura, K. Okamura, K. Imanishi, and H. Yashiki, "Estimation Model for Magnetic Properties of Stamped Electrical Steel Sheet," *Electrical Engineering in Japan*, Vol.183, No. 2, pp.1-11 (2013).
- (11) C. Kaido, H. Mogi, and K. Hanzawa, "The Effect of Short Circuit between Laminated Steel Sheets on the Performance of Lamination Core of Motor," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.123, No.9, pp.857-862 (2003) (in Japanese).
- (12) Y. Oda, H. Toda, N. Shiga, S. Kasai, and T. Hiratani, "Effect of Si Content on Iron Loss of Electrical Steel Sheet under Compressive Stress," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.134, No.3, pp.148-153 (2014) (in Japanese).
- (13) 湯浅亀一：「材料力学公式集」，コロナ社，pp.199 (1960).
- (14) T. Nakayama, N. Honjou, A. Nagai, and H. Yashiki, "Non-Oriented Electrical Steel Sheets "SUMILOX"," *Sumitomo Metals*, Vol.48, No.3, pp.39-43 (1996) (in Japanese).
- (15) R. H. Pry and C. P. Bean, "Calculation of the energy loss in magnetic sheet materials using a domain model," *Journal of Applied Physics*, Vol.29, pp.532-533 (1958).
- (16) H. Masui, M. Mizokomi, Y. Matsuo, and H. Mogi, "A Proposal of Predicting Formulae for Influence of Stress on Magnetostriction in Grain Oriented Silicon Steel," *ISIJ international*, Vol.35, No.4, pp.409-418 (1995).
- (17) K. Senda, A. Fujita, A. Honda, N. Kuroki and M. Yagi, "Magnetic Properties and Domain Structure on Non-oriented Electrical Steel Under Stress," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.131, No.6, pp.884-890 (2011).

第 4 章 無方向性電磁鋼板における打抜き加工による磁気特性劣化量推定技術の開発

4.1 緒言

モータ，発電機，変圧器などの機器性能は鉄心として用いられる電磁鋼板の磁気特性に依存している。一般に鉄心は打抜き加工により製造され，その際生じる塑性歪や残留応力により電磁鋼板の磁気特性が劣化する。そのため，従来から両者の磁気特性への影響が調査されている⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾。但し，それら従来研究では，打抜きによる劣化度合いの局所的な磁気計測であったり，あるいは打抜きによる磁区構造の変化により残留応力が及ぶ範囲を直接観察したりする所で留まっており，打抜き加工の影響を定量的に予測するには至っていないし，その際の予測精度向上のための適切な解析モデルについても検討されていない。

本章ではまず，塑性歪と残留応力が磁気特性に及ぼす，個別の影響度および複合的影響度の調査し明らかにすることを目的とした。さらに，一枚の電磁鋼板から打抜き加工により作成した短冊状の一枚の板「打抜き加工単板」を対象として，打抜き加工時の変形解析により単板内の塑性歪と残留応力の分布を求め，上記調査結果を用いた電磁場解析によって単板の打抜き加工による磁気特性劣化量の推定を試みることを次の目的とした。これらの結果に基づき，打抜き加工による磁気特性劣化量の推定手法を確立することを最終的な目的とした。

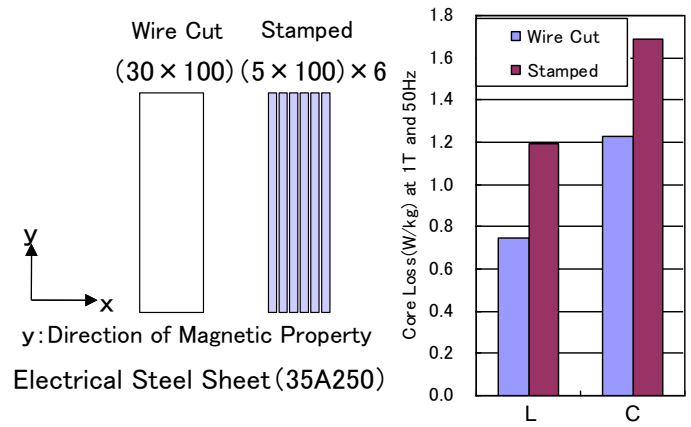
4.2 磁気特性劣化度調査

4.2.1 打抜き加工単板の磁気特性劣化量

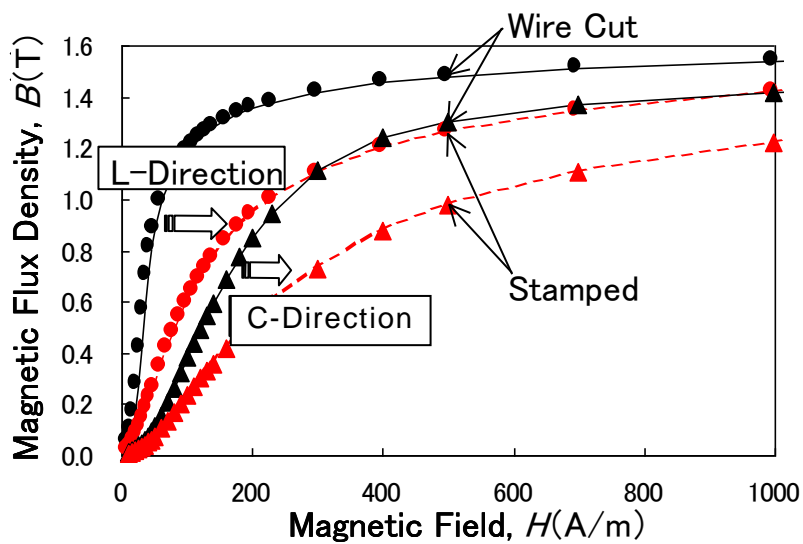
JISC2552にて35A250規格の無方向性電磁鋼板を、Table 4-1に示す打抜き試験条件で幅5 mm、長さ100 mmの単板に打抜き加工した。電磁鋼板の場合、金型のクリアランスは板厚比で約7~11%が推奨されているが、本試験においては約30 μm (9%)とした。なお、単板の長手方向は、圧延方向(L)および面内で圧延方向と90°の方向(C)の2ケースとし、その方向の磁気特性を測定した。Fig. 4-1に示すように、加工劣化のないワイヤーカット単板に比較し、鉄損も磁化特性も打抜き加工により大幅に劣化する。

Table 4-1. Conditions of stamping test. (Unit : mm)

Mother sheet	50W×120L×0.35t×1(p)
Single sheets stamped out	5W×100L×0.35t×3(p)
Punch speed	63mm/sec (60SPM)
Clearance of metallic mould	0.03



(a) Shape and direction (Unit : mm) (b) Core loss



(c) Magnetization curve

Fig. 4-1. Magnetic properties of 5mm width rectangular stamped sheet in comparison with wire cut sheet. (L ; Rolling direction($=0^\circ$), C ; 90° in plane)

(a) shape of specimens and measuring direction of core loss.

(b) change in core loss with cutting method.

(c) change in B-H curves with cutting method.

4.2.2 塑性歪の磁気特性への影響

塑性歪の影響を測定するためには、試験片に残留応力が発生しない程度に均一な歪を付与する必要がある。そこで、Fig. 4-2 に示す大型引張試験片を単軸引張の後、歪の均一な領域からワイヤーカットで 55 mm×55 mm 正方形の磁気特性測定用試験片を作成した。引張方向には引張歪が、幅方向には圧縮歪が加えられた事になるが、その両方の方向の磁気特性を測定した。Fig. 4-3(a)は、圧延方向の磁気特性の測定例である。圧延方向に引っ張った試験片の引張方向の磁気特性を測定した結果を実線で、圧延方向の板内直角方向に引っ張った試験片の幅方向である圧延方向の磁気特性を測定した結果を点線で示した。磁気特性劣化量は引張歪の方が圧縮歪よりも大きい、その差は非常に小さかった。従って、磁化方向の塑性歪成分の値に関わらず、スカラ量である相当塑性歪 ε_{pl} でほぼ整理できると判断した。

4.2.3 応力の磁気特性への影響

上述したように塑性歪の影響が引張方向とは関係なく相当塑性歪で整理できると仮定できた。そこで、Fig. 4-2 に示すように圧延方向に 0%、4.8%、8.9%、14%の引張塑性予歪を均一に付与した 30 mm×150 mm 試験片における長手方向磁気特性に対する弾性応力の影響を測定した。応力の影響の測定には、応力付加機構を付けた測定枠を用いた単板磁気試験機⁽⁵⁾を用いた。Fig. 4-3(b)は、圧延方向の磁気特性の測定例である。塑性予歪を付与していない鋼板の磁気特性は、圧縮応力（負）により顕著に劣化し、引張応力（正）ではわずかに劣化した。また、塑性歪により劣化した磁気特性は、圧縮応力によって更に劣化するが、引張応力によって改善した。

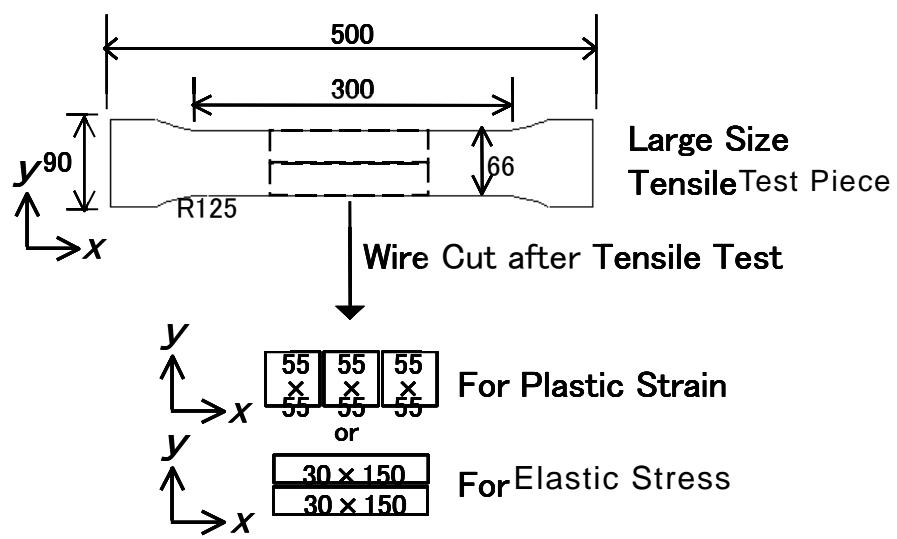
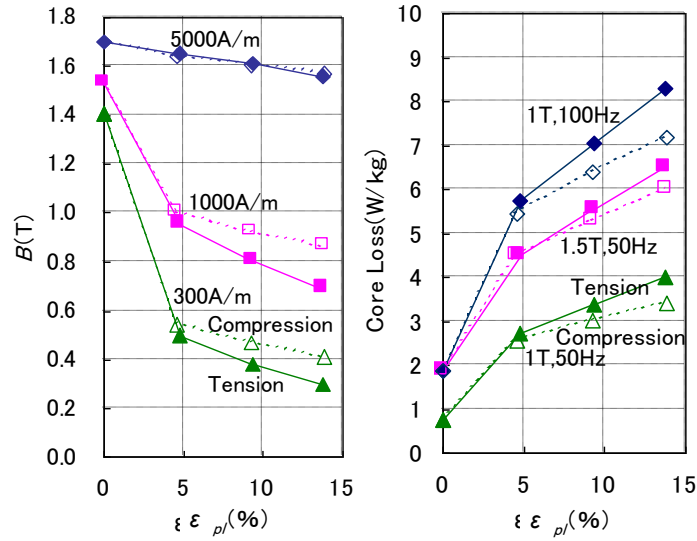
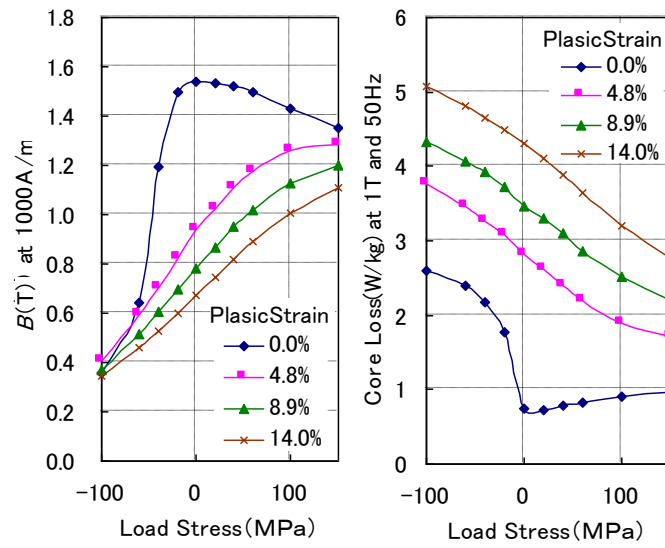


Fig. 4-2. Test pieces for magnetic properties measurement.



(a) Plastic Strain



(b) Stress

Fig. 4-3. Influence of (a) plastic strain and (b) elastic stress after various amounts of plastic tensile strain on magnetic properties in rolling direction.

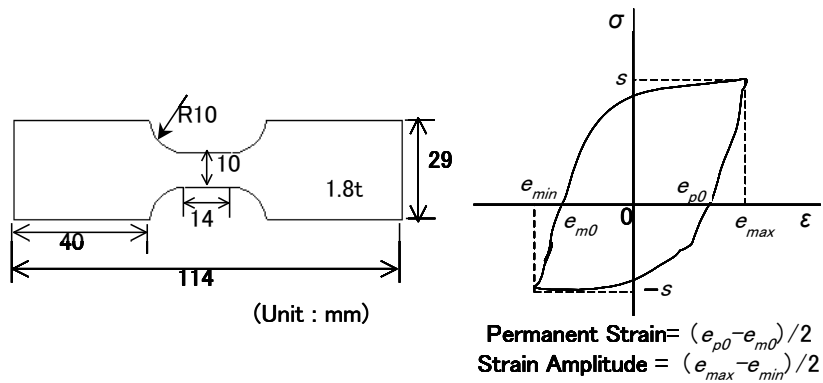
4.2.4 変形による不可逆的な磁化特性の変化開始点について

塑性歪の導入により大幅な磁気特性の劣化が発生していることが分かったので、降伏点近傍での特性に焦点をあて詳細な調査を行った。

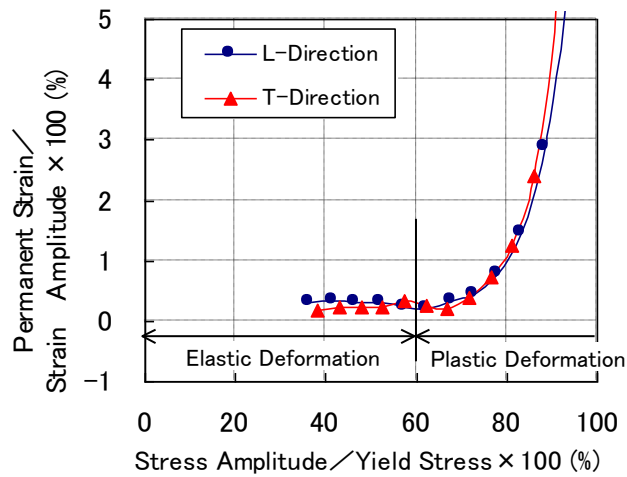
変形特性面から弾性限を調査した。応力制御による圧縮・引張り繰返し試験に耐え得る厚み 1.8 mm の試験片を作成し、永久歪の発生が開始する応力を調べた (Fig. 4-4 参照)。応力振幅に対応して歪応力曲線はヒステリシスカーブを描くが、応力が 0 の時の永久歪 ($= (e_{p0} - e_{m0})/2$) の歪振幅 ($= (e_{max} - e_{min})/2$) に対する割合 (%) で、永久歪の発生を評価した。この値は、弾性変形時では 0 で、塑性変形開始時に急増し 100 に近づいていくものである。応力振幅 s を徐々に増加して弾性変形から塑性変形に移行する際の応力レベルを調査した。Fig. 4-4(c) に示すように、弾性限は降伏応力の 6~7 割程度であった。

上記の結果を踏まえて、応力制御によって所定の引張応力を負荷し、除荷した後の磁化特性を調査した結果を Fig. 4-5 に示す。負荷応力が小さい場合には、除荷後に磁化特性は回復する。しかしながら、降伏応力の 6~8 割程度の負荷応力で、磁化特性が完全に回復しなくなることが分かった。

そこで、弾性限を降伏応力の 6 割とし弾性限を塑性変形開始点とした変形解析を行い、弾性限以上で塑性歪による磁気特性の不可逆的な変化が発生するとして電磁場解析を行った。ここで降伏応力とは引張試験によって得られた応力-歪曲線が、弾性応答を表す直線からずれ始める応力を指す。降伏応力未満の応力においてミクロな弾性限が存在する理由は、引張試験では全断面のほぼすべての結晶粒において塑性すべりが生じたとき弾性応答からのずれが認識されるが、実際にはそれより小さい応力でミクロ塑性変形、すなわち降伏現象が開始しているためと考えられる。



(a) Shape of test piece (b) Definition of permanent strain



(c) Permanent strain vs stress amplitude of cyclic stress increasing test

Fig. 4-4. Elastic limit measured by cyclic stress increasing test.

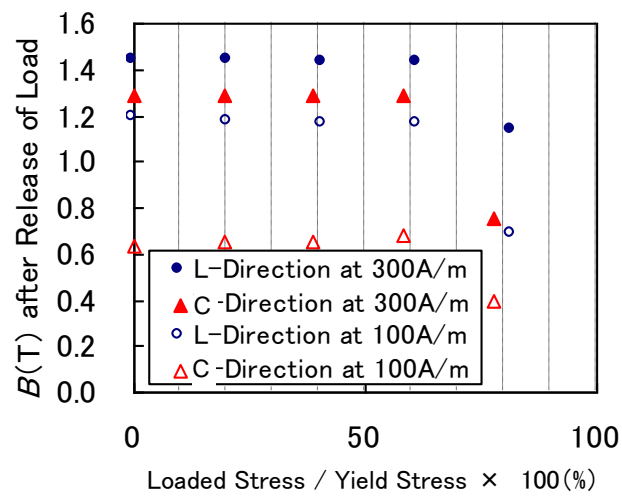


Fig. 4-5. Start point of irreversible change of magnetic property owing to micro yielding deformation.

4.3 打抜き加工の変形解析

4.3.1 モデルの概要

幅 5 mm の短冊状の単板への打抜き加工を解析対象にした。対称性を考慮して一部分を Fig. 4-6 のように 2 次元平面歪問題としてモデル化し、パンチ下降速度やクリアランス等には実測値を用いた。計算には、残留応力や鋼板の湾曲を評価できるように、汎用の弾塑性変形解析ソフトである ABAQUS Ver.6.6 の陽解法を用いた。陰解法ではなく陽解法を用いた理由は、板押えが鋼板に弾かれることにより更に鋼板が湾曲して塑性変形が進むことなどを評価するためである。なお、破断については、破断条件に達した要素を消去する方法を用いた（4.3.2(3)参照）ため、要素サイズを十分小さくする必要があった。また、接触面間にはクーロン摩擦を仮定し（Table 4-2 参照）、重力、板押え・逆押えの質量やバネも考慮した（Table 3 参照）。計算時間刻み Δt は自動で 要素長/弾性波速度の最小値の 0.77 倍と決定され、計算の進行に伴って 約 7×10^{-10} sec から約 3×10^{-10} sec まで変化した。

なお、打抜き加工計算後には単板の振動が残存して弾性変形の残留による応力も変動する。打抜き完了後の残留応力を求めるため、鋼板表面から振動エネルギーを吸収する計算を行い振動を除去した。また、計算時間の合計は、1 ケースで 2 日程度であった（PentiumIV,3GHz）。

Table 4-3. Holder condition.

	Mass* (g)	Spring constant* (kN/m)	Initial shorten length of spring (mm)
Holder	2.1	3.0	6
Counter punch	0.6	1.1	3

* : Value for unit length(mm) in y-direction.

Plane Strain Problem : 3640 Elements ($\Delta x=0.005\sim 0.1$, $\Delta y=0.0010$, $\Delta z=0.010$)

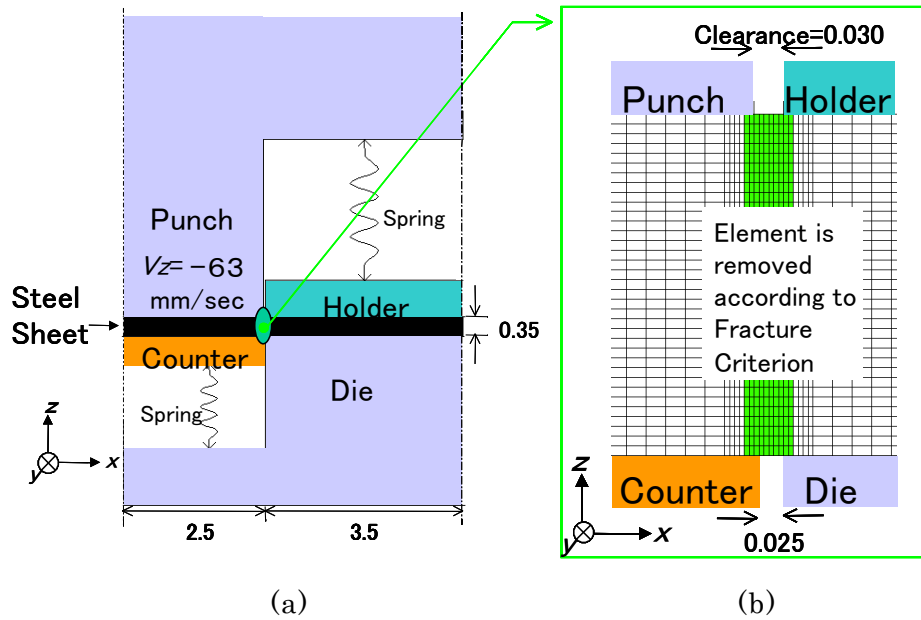


Fig. 4-6. Modeling of stamping process. (Unit:mm)

(a) geometrical condition

(b) mesh condition

Table 4-2. Coulomb friction coefficient.

Contact Pair	Coefficient (—)
Tool & Sheet	0.1
Tool & Fracture surface	0.3
Between fracture surfaces	0.5

4.3.2 材料の変形特性および破断基準

(1) 異方性

塑性異方性を Hill'48 の降伏関数⁽⁶⁾で表現するため、 r 値が必要となる。JIS13B 試験片を用いた単軸引張試験時に幅計を用いて r 値 (=幅方向歪/厚み方向歪) を測定した。Fig. 4-7 に歪速度 = 6.67×10^{-3} /sec の時の測定結果を示すが、真歪 > 0.08 で r 値はほぼ一定値となるため真歪 = 0.1 の時の r 値で代表させることとした。なお、Table 4-4 に示すように r 値の歪速度依存性が小さいため、解析には歪速度 6.67×10^{-3} /sec での値を使用した。用いた異方性について弾性係数も含めて Table 4-5 にまとめた。最下欄に、 r 値から求めた各方向の変形抵抗の基準変形抵抗に対する比率 R を示した。Hill'48 の塑性異方性降伏関数は、各方向の変形抵抗の違いをこの比率で表現できる。

(2) 高速変形時の変形抵抗について

今回対象とした打抜き加工における歪速度の最大値は 1000 /sec 程度になるものと推定されるので、変形抵抗の歪速度依存性を考慮する必要があった。しかし JIS13B 試験片を用いた単軸引張試験では伸び計の応答速度の問題で高速引張試験ができないので、Fig. 4-8(a)に示す小さな試験片を作成して高速引張試験⁽⁷⁾を行った。計算に用いた基準変形抵抗曲線を Fig. 4-8(b)に示すが、作成方法は以下のとおりである。

- ① L 方向の引張り試験結果の真応力を $1/R_L$ 倍、真歪を R_L 倍する。
(R_L : Table 4-5 二段目②に示す L 方向の降伏応力の比率)
- ② 塑性変形開始点を降伏応力の 6 割とする。
- ③ 測定できない歪の大きな領域は両対数で線形補間して外挿する。

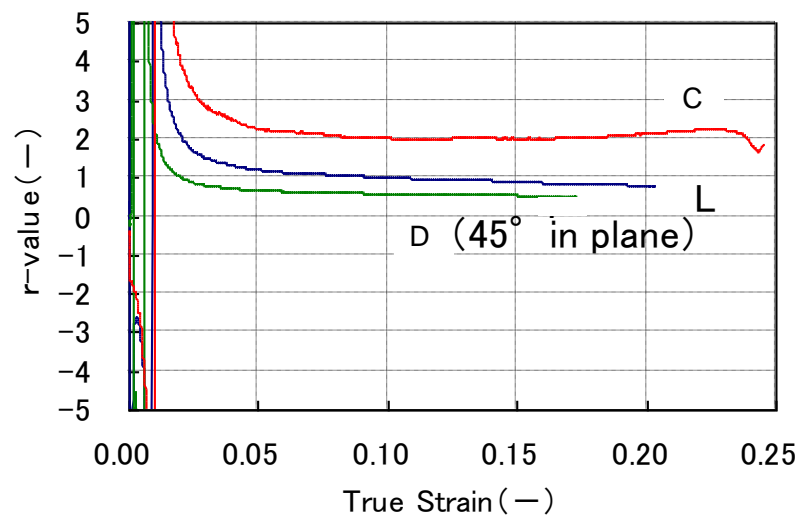


Fig. 4-7. Lankford's r-value as a function of strain at strain rate of 6.67×10^{-3} /sec.

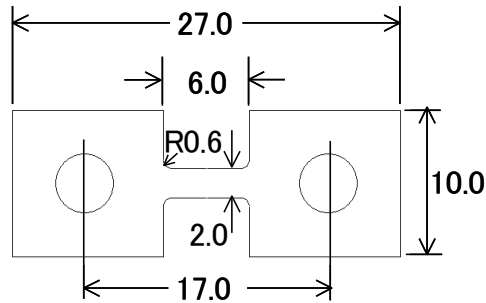
L : Rolling direction

D : 45° direction to rolling direction

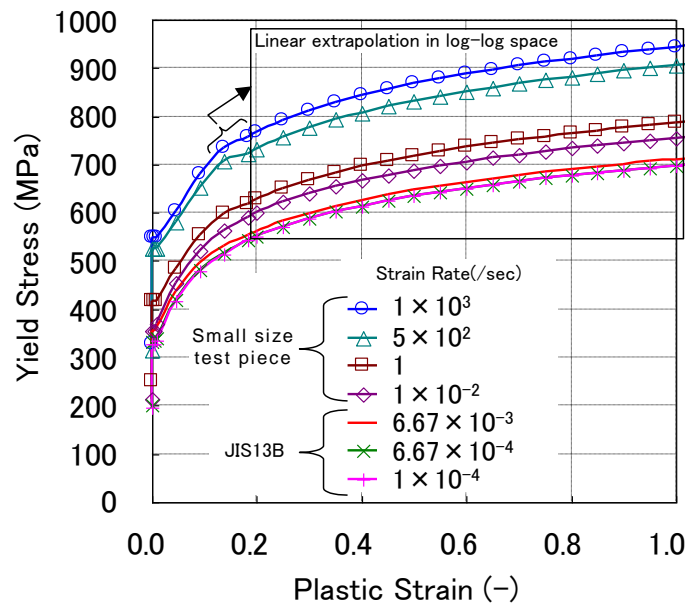
C : Transverse direction

Table 4-4. Influence of strain rate on r-value at true strain 0.1.

Strain rate ($10^{-3}/\text{sec}$)	0.1	0.67	6.67
L-direction (in rolling direction)	1.0	1.0	1.0
C-direction (90deg. from L)	2.3	2.1	2.0
D-direction (45deg. from L)	0.5	0.5	0.5



(a) Small size test piece for high strain rate tensile test (Unit:mm)



(b) True stress/plastic-strain curves

Fig. 4-8. Plastic flow stress data measured at various strain rates, together with extrapolated and modified flow stress data based on Hill'48 yield function.

Table 4-5. Anisotropic properties used in stamping process simulation.

Direction*	L-L	C-C	Z-Z	C-Z,Z-C	Z-L,L-Z	L-C,C-L
① Elastic stiffness constant(GPa)	166	200	200	200	182	214
② Anisotropic plastic flow stress ratio, R (-)	0.913	1.054	1.054	1.054	0.981	1.291
③ Poisson's ratio(-)				0.3	0.27,0.33	0.33,0.27

L : Rolling direction (=0°) , C : 90° in plane, Z : Thickness direction

①② : Direction of force – Direction of face in case of item

③ : Direction of force – Direction of transverse strain in case of item

(3) 破断基準

高速引張試験において破断面の面積を測定し、絞り率から破断歪を求めた⁽⁸⁾。Fig. 4-9 に示すように高速引張条件では結果がばらつくが、これは破断部の幅が粒径の 20 倍程度しかなく測定精度が低いためと考えられる。なお、破断歪は歪速度依存性がほとんどないとの報告がなされている⁽⁷⁾ので、単軸引張時の破断歪を歪速度に関係なく 2 と決定した。

実破断は 3 次元変形問題であるため、破断歪に対する応力 3 軸度の影響を考慮する必要がある。アルミニウム合金に関して Bao らが提案した方法⁽⁹⁾を全鋼板に対しても適用し、破断歪 ε_f を応力 3 軸度 (= 静水圧応力/相当応力) の関数として Fig. 4-10 に示すように仮定した。

破断指標は式(4-1)の左辺として、1 を超えたら破断として要素を消去した。応力 3 軸度が一定の場合は、要素の相当塑性歪 ε_{pl} がその応力 3 軸度に対応する破断歪 ε_f に到達した時点で破断することになる。

$$\int_0^{\varepsilon_{pl}} \frac{1}{\varepsilon_f} d\varepsilon_{pl} > 1 \quad (4-1)$$

ここで、 ε_{pl} は相当塑性歪であり、 ε_f は破断歪である。

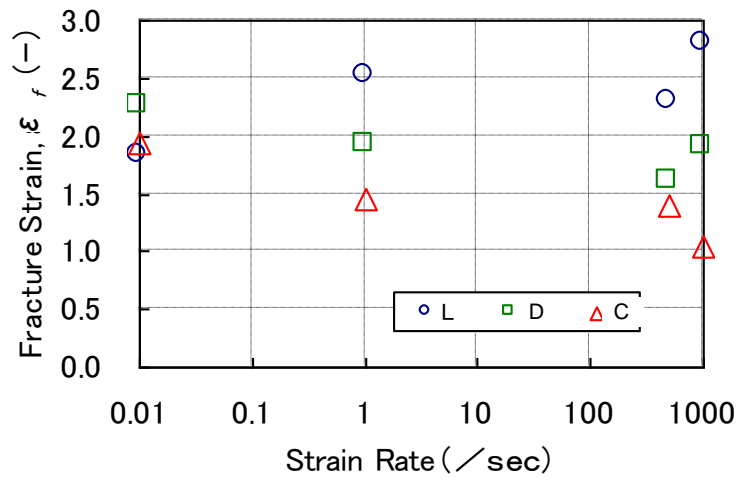


Fig. 4-9. Fracture strain as a function of strain rate.

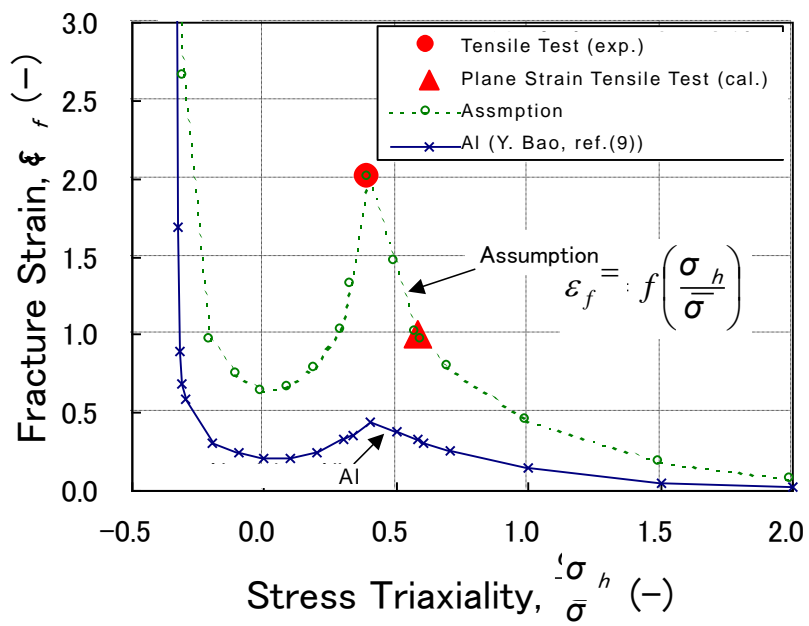


Fig. 4-10. Influence of stress triaxiality on fracture strain.

($\bar{\sigma}$: equivalent stress, σ_h : hydrostatic stress)

4.3.3 打抜きシミュレーション結果

パンチの下降に従って、破断が進行していく状況を Fig. 4-11 に示す。クリアランスが推奨範囲内であるため切断面形状が垂直度の大きな比較的美丽な形状になっているものと推察される。その他の結果については後述する。なお、歪速度の最大値が 1000 /sec 程度であり、変形抵抗の測定範囲内であることを確認した。

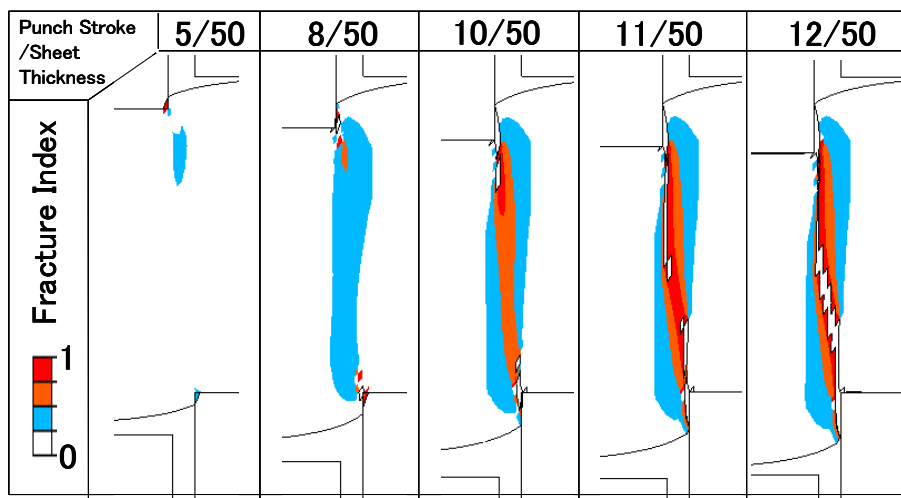


Fig. 4-11. Progress of fracture during stamping (L-direction rectangular sheet).

4.4 打抜き加工された単板の磁気特性予測

4.4.1 電磁場解析モデル

変形解析で求めた塑性歪と残留応力の分布を用いた磁気特性の推定には、汎用の電磁場解析ソフトである JMAG Ver.8.3 の ST（静磁界解析）モジュールを用いた。磁場解析および鉄損計算においても、単板の長手方向に打抜き加工による弾塑性変形が均一であると仮定して、長手方向に垂直な断面の 2 次元問題とした。2 次元平面歪問題とした変形解析では、計算断面に沿った 2 つの主応力と計算断面に垂直な単板の長手方向の主応力が発生する。対象とした磁気特性が単板の長手方向の磁気特性であるので、応力の影響は後者の主応力で決定されるとした。また、変形解析結果に基づいた計算をする必要性から、要素分割は変形解析時と同じものを用いた。なお、要素毎の材料の磁化特性 (H_y) および鉄損特性 (W_y) をそれぞれ式(4-2)および(4-3)に示す関数とし、実測結果の線形内挿で与えるため、ユーザサブルーチンを用いた。

$$H_y = g_y (B_y, \varepsilon_{pl}, \sigma_y) \quad (4-2)$$

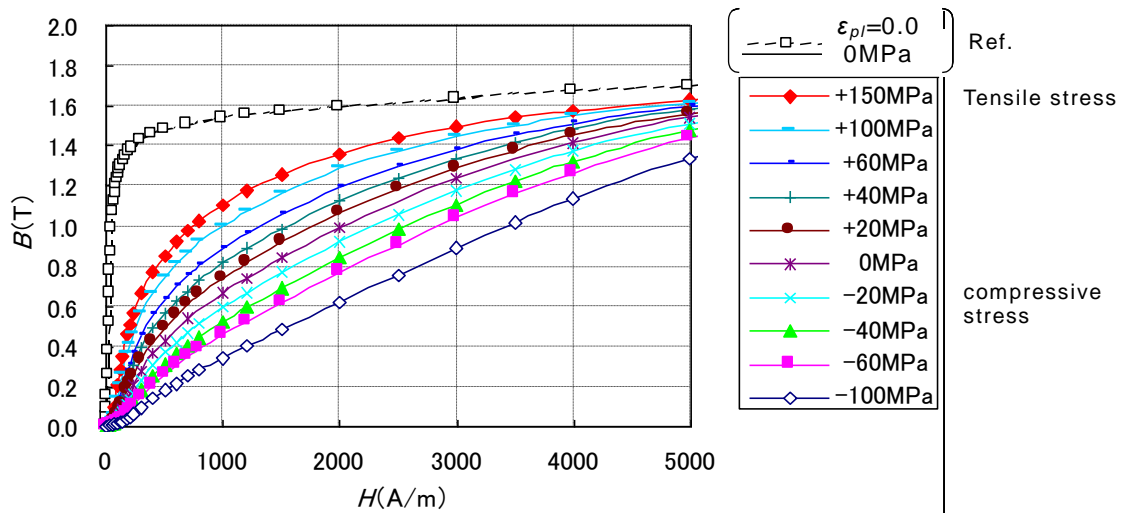
$$W_y = h_y (f, B_y^{Max}, \varepsilon_{pl}, \sigma_y) \quad (4-3)$$

ここで、 H は磁界強度(A/m)、 y は単板長手方向(L or C)、 B は磁束密度(T)、 ε_{pl} は相当塑性歪(-)、 σ は応力(MPa)、 W は鉄損(W/kg)、 f は周波数(Hz)、 B^{Max} は B の最大値(T)である。

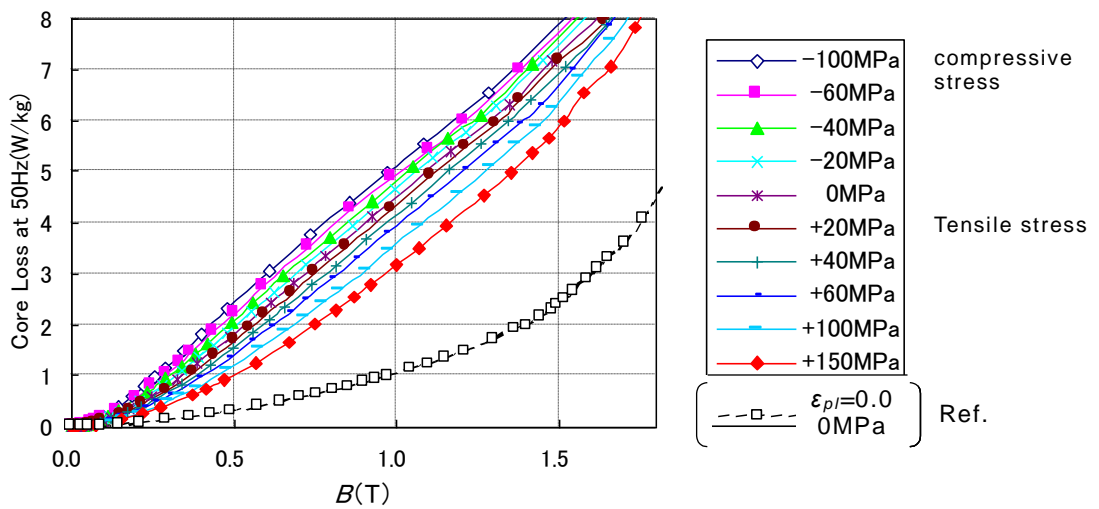
Table 4-6 に計算に用いた実測値の測定条件を示す。また Fig. 4-12 には測定例として 0.14 の塑性歪を付与した試験片の圧延方向の磁気特性に対する圧延方向の応力の影響をまとめたグラフを示す。

Table 4-6. Measuring conditions of magnetic properties used for calculation.

Item	Condition
Plastic strain ε_{pl} (-)	0.0,0.048,0.089,0.14
Stress σ_y (MPa)	-100,-60,-40,-20,0,20,40,60,100,150
Magnetic field H_y (A/m)	30,50,70,100,120,140,180,200,230,300,400,500, 600,700,800,1000,1200,1500,2000, 2500,3000,3500,4000,5000,7000,10000
Current frequency f (Hz)	50
Direction y	L, C



(a) Magnetization curve



(b) Core loss

Fig. 4-12. Examples of measured magnetic properties as a function of stress in rolling direction. (L-direction, $\epsilon_p = 0.14$)

□ mark : test pieces without plastic deformation and external stress.

Fig. 4-13 に、塑性歪と鉄損の関係について塑性歪の小さな領域を詳細に実験的に調査した例を示す。塑性歪が大きい場合も非常に小さい場合もその領域内で磁気特性が塑性歪に対して線形近似できると判断した。

そこで、歪の小さな部分については、特殊な内挿を行った。Fig. 4-14 に、 B_y が 1.0 T の時の磁界強さ $H_y (=g_L(1, \varepsilon_{pl}, 0))$ の例を示した。弾性限をミクロ的に部分降伏が開始する塑性変形開始点としたので、巨視的降伏点における塑性歪は 0.064% となっている。巨視的降伏点での磁気特性の値は塑性歪の小さい側の 2 点の測定値を用いて線形外挿で近似できるとし、巨視的降伏点と弾性限(=塑性変形開始点)の間は線形で内挿できるとした。

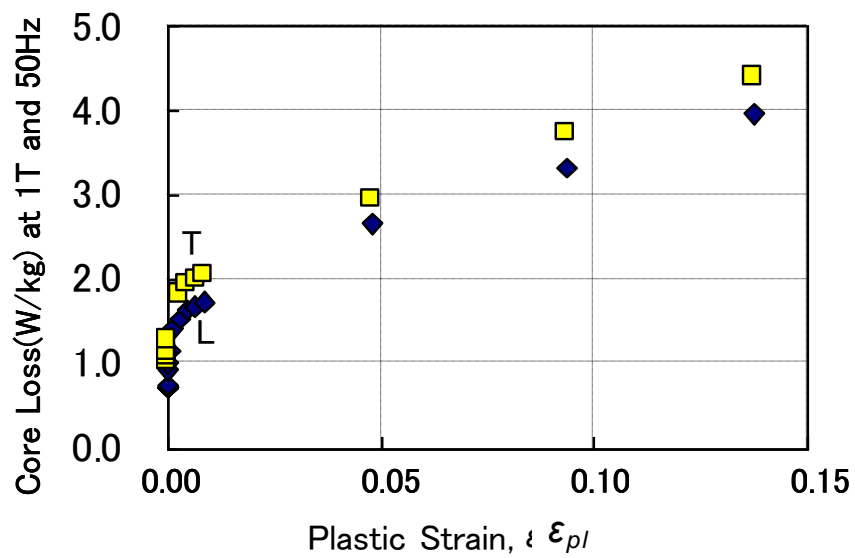


Fig. 4-13. Relationship between core loss and plastic strain
(Example at 0 MPa).

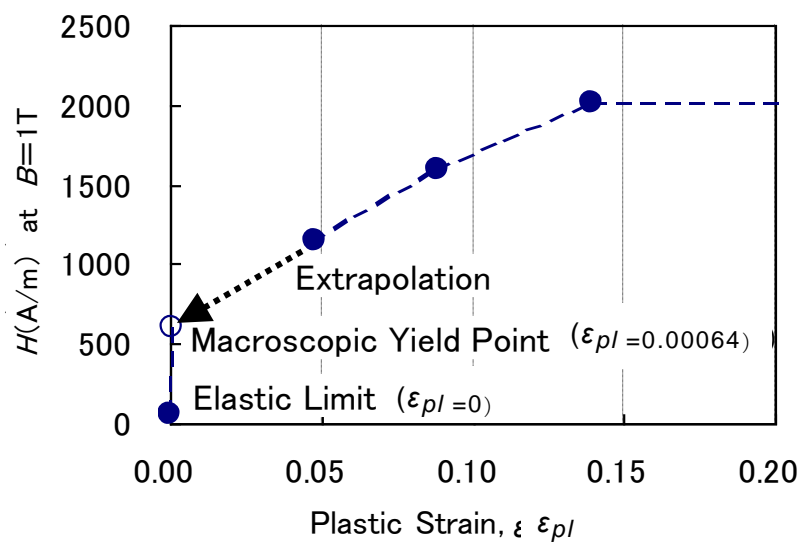


Fig. 4-14. Relationship between magnetic property and plastic strain
(Example of L-direction at 0 MPa).

4.4.2 電磁場解析結果

Fig. 4-15 に L 方向単板の打抜き加工変形解析結果と $H_y=800$ A/m 時の電磁場解析結果を示す。(a)は、塑性歪の影響のみを考慮した電磁場解析結果、(b)は残留応力の影響も加味した電磁場解析結果を示す。

破断面近傍には、大きな塑性歪が発生し、磁束密度が大きく低下していることが分かる。また、降伏点以下の塑性変形領域が広く、鋼板上面は全面に渡っていること、その領域でも磁束密度が低下していることが分かる。これは、打抜き中に逆押えが若干弾き飛ばされて、打抜かれる板が湾曲することが原因と考えられる。

一方、残留応力の影響を加味した場合、Fig. 4-15(b)の実線矢印で示すように圧縮応力領域では磁束密度が更に低下し、点線矢印で示すように引張応力領域では磁束密度が上昇している。

Fig. 4-16 に L 方向単板において平均磁束密度が 1 T となる $H_y=255$ A/m 時の磁束密度の分布と 50Hz 時の鉄損の分布を示す。鉄損は、式(4-3)を用いて求めた。鋼板全体で 1 T を実現するため、磁化特性の健全な部分に磁束が集中しその部分で鉄損が増加していることが分かる。

Fig. 4-17 には、平均磁束密度が 1.5 T となる $H_y=1720$ A/m 時の磁束密度の分布と 50 Hz 時の鉄損の分布を示す。平均磁束密度を増加すれば磁化特性の不健全な部分にも磁束密度が発生し、この部分で鉄損が多く発生することが分かる。

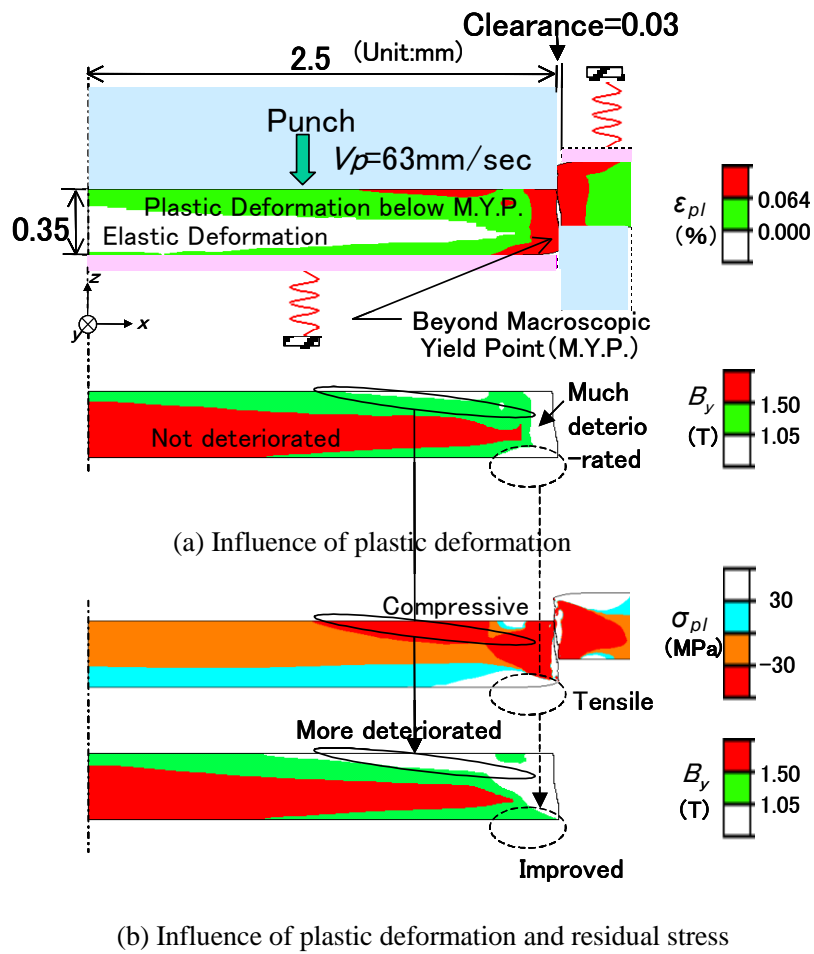
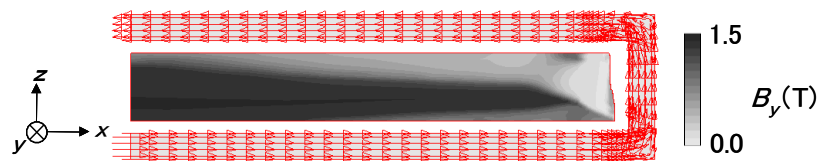
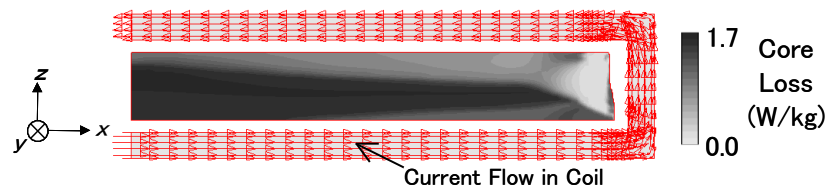


Fig. 4-15. Example of electromagnetic field analysis
(L-direction rectangular stamped sheet, $H_y=800\text{ A/m}$, $y=L$).



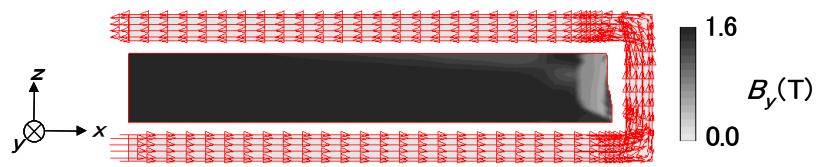
(a) Magnetic flux density



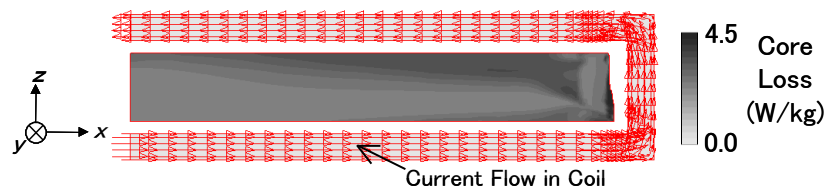
(b) Core loss

Fig. 4-16. Influence of plastic deformation and residual stress on distribution of (a) magnetic flux density and (b) core loss.

(L-direction rectangular stamped sheet, $B_y = 1$ T, 50 Hz, $y = L$).



(a) Magnetic flux density



(b) Core loss

Fig. 4-17. Influence of plastic deformation and residual stress on distribution of (a) magnetic flux density and (b) core loss.

(L-direction rectangular stamped sheet, $B_y = 1.5$ T, 50 Hz, $y = L$).

4.4.3 検証結果

Fig. 4-18 に打抜き加工された単板の磁化特性の計算と実測の結果を、Fig. 4-19 に打抜き加工された単板の鉄損の計算と実測の結果を比較して示す。計算は実験結果を十分な精度で表現できることを確認した。薄板は微小な歪や残留応力の測定が困難であるため、これらの分布を実証することはできないが、磁気特性を表現できていることが傍証になり得ると判断する。また、Hill'48 の降伏関数を用いた場合、異方性を過大評価してしまうことが知られている。それが原因で、C 方向の残留応力とそれに伴う鉄損増加量を過大評価してしまったためと推察される(前述の通り、L 方向の変形抵抗は測定値をそのまま使用したので、L 方向は過大評価しない)。

Fig. 4-20 には、残留応力の影響を無視して塑性歪の影響のみを考慮した計算結果を×印で示した。両者の影響を考慮した計算結果(○印)と比較することによって、磁束密度低下量への寄与率は塑性歪が約 6 割、残留応力が約 4 割であることが分かった。そのため、両者の影響を考慮する計算が必要である。

また、Table 4-7 には、弾性限をミクロな塑性変形開始点とした場合と巨視的降伏点を塑性変形開始点とした場合の塑性変形領域割合の比較を示した。弾性限を考慮せず降伏点から塑性変形が開始するとした場合、塑性変形領域が半減してしまうため、磁気特性の劣化量を推定できないことが分かる。

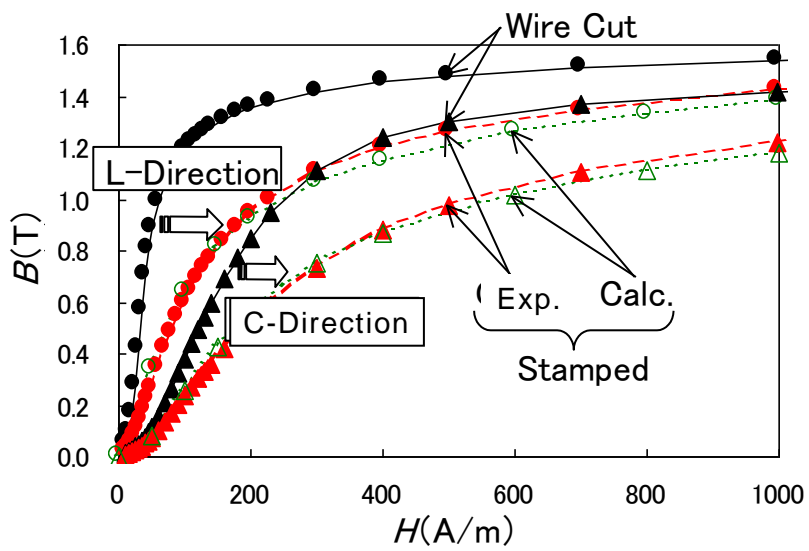


Fig. 4-18. Comparison between experiment and calculation of magnetization curve.

Circle marks : L direction (Rolling direction)

Triangle marks : C direction (Transverse direction)

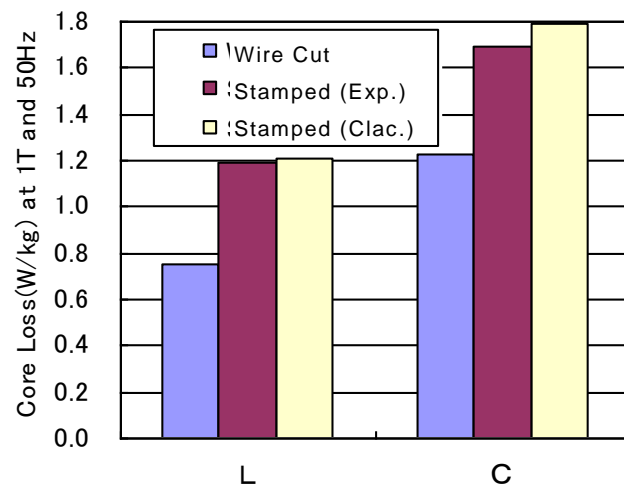


Fig. 4-19. Comparison between experiment and calculation of core loss.

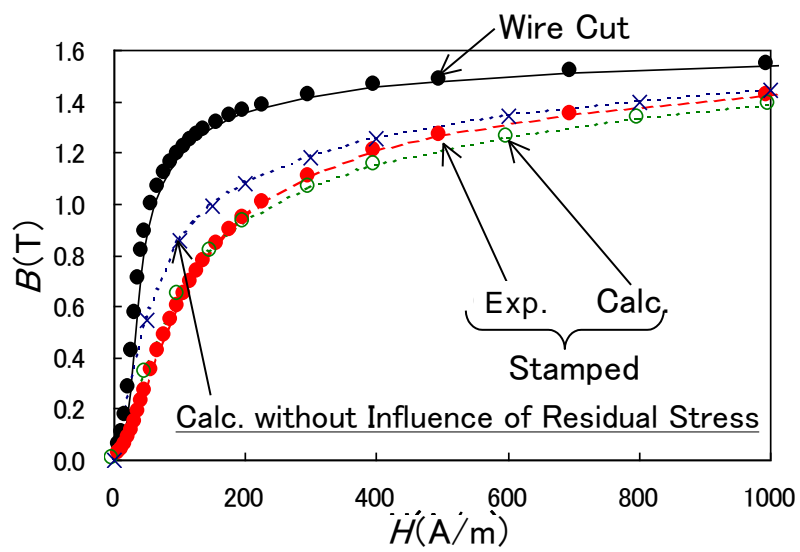


Fig. 4-20. Calculated results of B-H curve showing influence of residual stress. (L-Direction rectangular Sheet).

Table 4-7. Volume ratio of plastic deformation area in stamped sheet.

Start point of plastic deformation	Macroscopic yield point		Microscopic elastic limit	
	L	C	L	C
Volume ratio of plastic deformation (%)	26.9	27.3	53.5	60.1

4.5 結言

- (i) 磁気特性に及ぼす塑性歪と弾性応力の影響を調査した。塑性歪がない場合、応力負荷によって磁気特性が劣化するが、その影響度は圧縮の方が引張より大きい。塑性歪によって磁気特性が劣化した場合、圧縮応力によって更に劣化するが、引張応力によって改善する。なお、塑性歪の影響は、その方向に関係なく相当塑性歪で整理できることが分かった。
- (ii) 打ち抜き変形の解析の高精度化のために、変形抵抗の歪速度依存性、異方性、破断歪への応力 3 軸度の影響を考慮した。
- (iii) 変形による磁化特性の不可逆的変化開始点は、マクロな降伏応力の 6～8 割程度であった。また、弾性限（マイクロ降伏）を調査した結果、マクロな降伏応力の 6～7 割程度であった。
- (iv) 弾性限を降伏応力の 6 割とし、弾性限以上では磁気特性の不可逆的変化が発生するとした磁気特性の付与方法を考案した。
- (v) 弾性限を考慮した変形解析および磁場解析により、打ち抜き加工された単板の磁気特性劣化量を表現できることを確認した。
- (vi) 打ち抜き加工における磁気特性劣化量の推定のためには、変形解析および電磁場解析においてマイクロな弾性限を考慮するとともに、残留応力の影響を考慮する必要があることを明らかにした。

第 4 章の参考文献

- (1) T. Nakata, M. Nakano, and K. Kawahara, "Effects of Stress Due to Cutting on Magnetic Characteristics of Silicon Steel," *IEEE Translation Journal on Magnetics in Japan*, Vol.7, pp.453-457 (1992).
- (2) C. Kaido, H. Mogi, T. Kawachi, M. Yabumoto, N. Suzuki, and Y. Ishihara, "The Effect of Manufacturing of Core Materials on the Performance of Rotating Machines," *The Papers of Technical Meeting on Rotating Machinery, IEE Japan*, RM-02-96, pp.11-16 (2002) (in Japanese).
- (3) K. Senda, M. Ishida, Y. Nakasu and M. Yagi, "Effect of Shearing Process on Iron Loss and Domain Structure of Non-oriented Electrical Steel," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.125, No.3, pp.241-246 (2005) (in Japanese).
- (4) C. Kaido, H. Mogi, M. Fujikura, and J. Yamasaki, "Punching Deterioration Mechanism of Magnetic Properties of Cores," *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.128, No.8, pp.545-550 (2008).
- (5) H. Fujimura, I. Tanaka, and H. Yashiki, "Non-oriented electrical steel sheet and its production method," JP-A-2003-253404 (2003) (in Japanese).
- (6) R.Hill, "A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals," *Proceedings of Royal Society of London A*, Vol.193, pp.281-297 (1948).
- (7) S. Tanimura, N. Kojima, T. Yamamoto, and K. Yamaji, "Dynamic Tensile Properties of Steel Sheets for Automobiles," *Material Science Forum*, Vol.456-466, pp.35-42 (2004).
- (8) E. Nakayama, K. Okamura, M. Miyahara, M. Yhoshida, K. Fukui, and H. Fujimoto, "Measurements of Local Mechanical Properties of Spot Welds and Prediction of Tensile-Shear Strength of Spot-Welded Joints," *JSAW Transactions*, Vol.361, pp.205-210 (2005).
- (9) Y. Bao and T. Wierzbick, "On Fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.46, pp.81-98 (2004).

第 5 章 IPM モータのトルク性能に及ぼす無方向性電磁鋼板磁気特性の影響

5.1 緒言

永久磁石埋め込み型同期モータ（Interior-Permanent-Magnet synchronous motor：略称 IPM モータ）は、代表的な高効率モータの一つであり、ハイブリッド自動車、エアコン、冷蔵庫などで広く適用されている。IPM モータの特長は、ロータコアの中に永久磁石が埋め込まれており、磁石トルクとロータ突極性により生じるリラクタンストルクの両方を発生する点にある。この IPM モータの効率やトルク性能を向上させるには、永久磁石のみならず鉄心材料である無方向性電磁鋼板を適切に選択することが重要である。

従来、モータ性能に及ぼす鉄心素材特性の影響についていくつか報告がある。Nakamura ら⁽¹⁾は、SR（Switched reluctance）モータの性能向上には低鉄損材料が望ましいと報告している。Kawano ら⁽²⁾は、誘導モータ（Induction motor：略称 IM）には、磁束密度が高く比較的鉄損である鉄心素材（たとえば、低・中 Si 含有電磁鋼板）が適当であり、表面磁石同期モータには高周波域での低鉄損鉄心素材（たとえば、高 Si 含有電磁鋼板）が有用と報告している。さらに、400 Hz での鉄損が低く磁束密度が高い無方向性電磁鋼板⁽²⁾⁽³⁾⁽⁵⁾が各鉄鋼メーカーで開発されており、それらは高いトルク性能を有する IPM モータのステータ材料として適していると考えられる。

本研究では、IPM モータのトルク性能に及ぼす鉄心材料の磁気特性の影響を明らかにするため、JIS 汎用グレードである 35A350（旧住友金属製：35SX250）と高磁束密度型無方向性電磁鋼板として開発した 35SXH、27SXH⁽⁶⁾を用いて IPM モータを試作し、パルス幅変調（PWM：Pulse Width Modulation）インバータ制御によりトルク性能を評価した。

5.2 実験方法

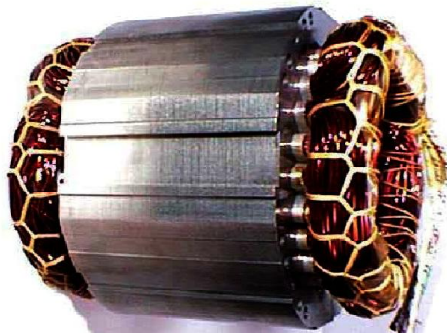
5.2.1 モデルモータ

本研究で用いたテストモータは、電気学会の標準モデル⁽⁷⁾である 4 極 24 スロットの分布巻きであり、残留磁束密度 1.26 T の Nd 永久磁石を組み込んだものである。その他のモータ仕様を Table 5-1 に示す。ステータ鉄心材料の主要な磁気特性を Table 5-2 に示す。35SX250 は旧住友金属製の無方向性電磁鋼板であり、JIS-C-2550(2000)規格にて 35A250 グレードの材料である。35SXH と 27SXH は、再結晶集合組織制御により高磁束密度を有する開発商品である。35SX250 と 35SXH を用いたステータ鉄心は、自動打抜きかしめ加工により積層した。一方、27SXH を用いたステータ鉄心は、放電ワイヤで加工し、外周部 6 か所を軸方向に溶接により固定した。なお、ロータには 50A350 の自動打抜きかしめ加工された積層コアを用いた。

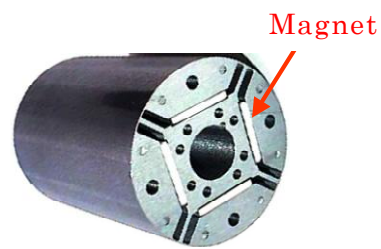
また、打抜き歪の影響を評価するため、35SX250 と 35SXH を用いたステータ鉄心を 750 °C 2 h の歪取焼鈍を行い、焼鈍前後でのモータ性能を評価した。

Table 5-1 Specifications of test motor and photographs showing (a) stator and (b) rotor.

Stator dimensions	$od\phi 112, id\phi 56, h60\text{mm}$
Number of slots	24
Rotor dimensions	$od\phi 55, h67\text{mm}$
Number of poles	4
Winding	3 phase star connection 140 turns/phase
Inverter	sinusoidal wave PWM



(a) Stator



(b) Rotor

Table 5-2 Magnetic properties of stator core materials.

	Thickness (mm)	Magnetic loss (W/kg)		Induction(T)
		$W_{15/50}$	$W_{10/400}$	B_{50}
35SX250	0.35	2.4	17.9	1.66
35SXH	0.35	2.6	21.1	1.73
27SXH	0.27	2.6	16.6	1.73

※ Test made on 25cm Epstein samples for rolling direction(L)
and transverse direction(C). Values in table are average.

5.2.2 IPM モータ性能の計測方法

モータ試験装置の構成を Fig. 5-1 に示す。モータは PWM インバータ制御を用いた正弦波駆動とした。キャリア周波数は 7 kHz である。モータ回転数 900, 1800, 3000 rpm にて、負荷モータによりトルク 1 から 5 Nm に制御してモータを駆動させた。負荷トルクを相電流実効値（最大トルク制御で決定）で割った値をトルク定数（単位：Nm/A）と定義し、モータ鉄心材料の評価指標とした。

次に、モータトルク成分を磁石トルク T_m とリラクタンストルク T_r に分離して評価するため、二つの制御モードで計測した。まず、最大トルク制御により、電流位相 β を調整した条件にて、トルクを測定した。このトルクは磁石トルク T_m とリラクタンストルク T_r で構成される。一方、電流位相 β を“0”に保持（ $I_d=0$ 制御）して、トルクを測定すると、磁石トルク T_m のみを計測できる。dq 軸モデル⁽⁸⁾によれば、それらトルク成分は次式(5-1),(5-2),(5-3)のように記述される。

$$T = T_m + T_r = 2 \Psi_a I \cos\beta + \Delta L I^2 \sin 2\beta \quad (5-1)$$

$$T_m = 2 \Psi_a I' = 2 \Psi_a I \cos\beta \quad (5-2)$$

$$T_r = T - T_m \quad (5-3)$$

ここで、 Ψ_a と ΔL はそれぞれ電機子鎖交磁束(Wb)とインダクタンス差である。いずれも電機子電流（以降、電流）が低い場合はほぼ一定値となるが、高電流側（高トルク側）で電流値に依存した値となる。これは、鉄心材料の磁気飽和の影響（BH 特性の非線形が原因）である。 I と I' は、それぞれ最大トルク制御（ $\beta=30^\circ$ ）と $I_d=0$ 制御（ $\beta=0^\circ$ ）の下での相電流の実効値である。

今回 T_m は、 $I_d=0$ 制御によるトルク計測により磁気飽和の影響を考慮し電流 I' の二次関数として導出した。後述する Fig. 5-4 参照。次に、式(5-3)を用いて、トータルトルクから磁石トルク T_m を差し引くことでリラクタンストルク T_r を求めた。

本試験でのトルク測定とトルク成分を分離評価した結果の一例を Fig. 5-2 に示す。試験条件は、回転数 1800 rpm, 相電流 6 A にて電流位相を 0 から 70 度まで変化させた。電流位相 30 度にて最大トルクが得られた。

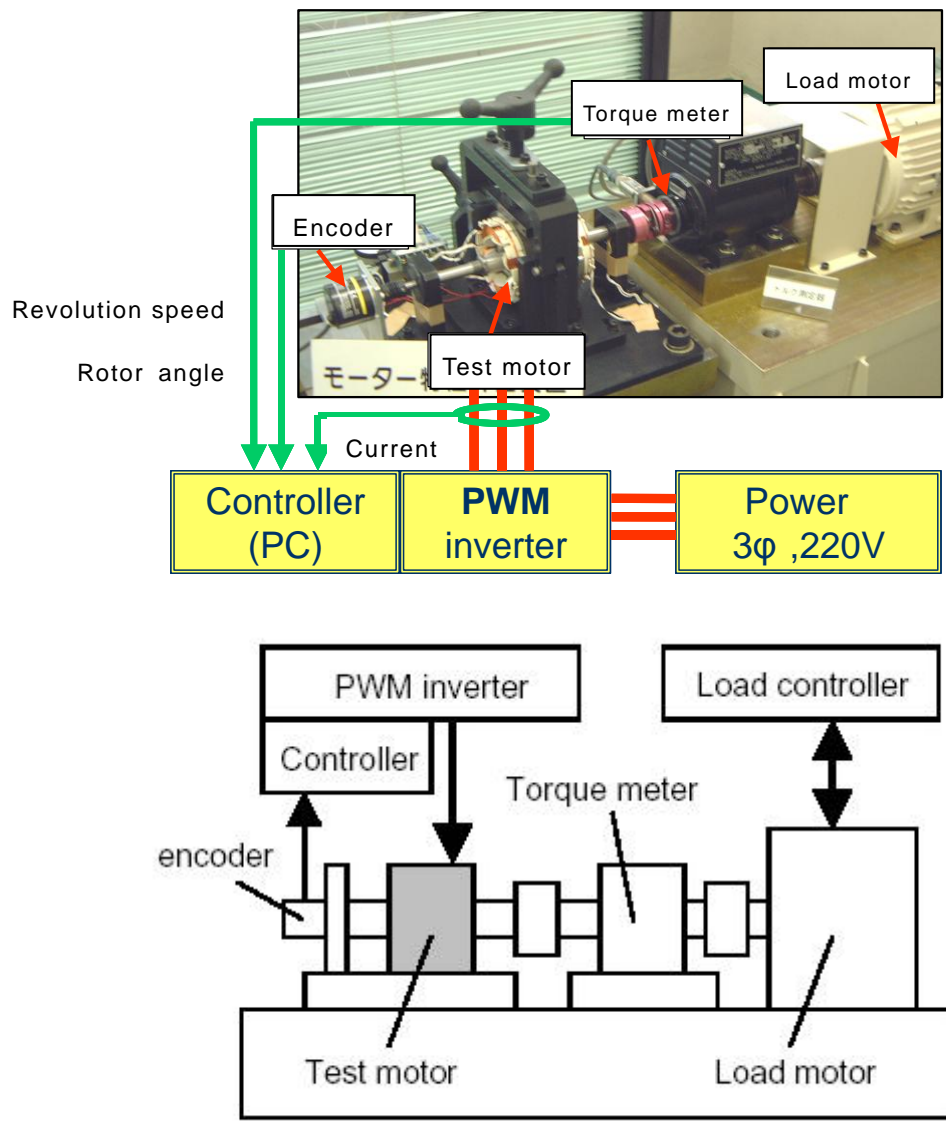


Fig. 5-1 Motor test system.

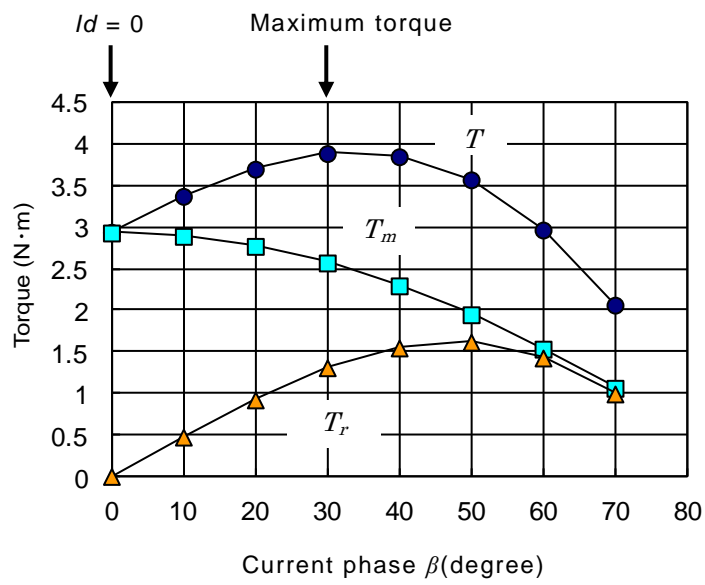


Fig. 5-2 Motor torque characteristics of IPM motor.

5.3 実験結果

5.3.1 鉄心材料の影響

本試験により得られた最大トルク制御 ($\beta=30^\circ$) および $I_d=0$ 制御 ($\beta=0^\circ$) での負荷トルクとトルク定数との関係を Fig. 5-3 にまとめて示す。最大トルク制御においては、トルク定数が負荷トルクとともに上昇し、次第に飽和する (Fig. 5-3(a))。この高トルク領域での飽和現象は鉄心材料の磁気飽和によるものである。高磁束密度型の開発鋼板 35SXH と 27SXH を鉄心材料に用いれば、高トルク領域において 35SXH250 との比較で約 3%トルク定数を押し上げる事がわかった。一方、 $I_d=0$ 制御にてトルク性能を比較した場合においても、Fig. 5-3(b)および Fig. 5-4 に示す様に 35SXH が 35SX250 より優れていた。

トルク成分を実験的に分離評価した結果の一例を Table 5-3 に示す。鉄心材料の影響は磁石トルク T_m よりもリラクタンストルク T_r で顕著であることが分かった。さらに、相電流を一定 6 A とし位相を変化させた場合のトルク性能を評価した結果を Fig. 5-5 に示す。電流位相が 0 度から最大トルクとなる 30 度にかけて、トルクが上昇し、鉄心材料の差が広がる傾向にある。つまり、リラクタンストルク成分の増加代が高磁束密度型の 35SXH で大きくなる。このように、IPM モータのトルク性能を向上させるには、高磁束密度の鉄心材料が有効であることが示された。

次節 5.4 では、鉄心内の磁束密度分布を磁界解析で求め、実験結果の妥当性を検証する。

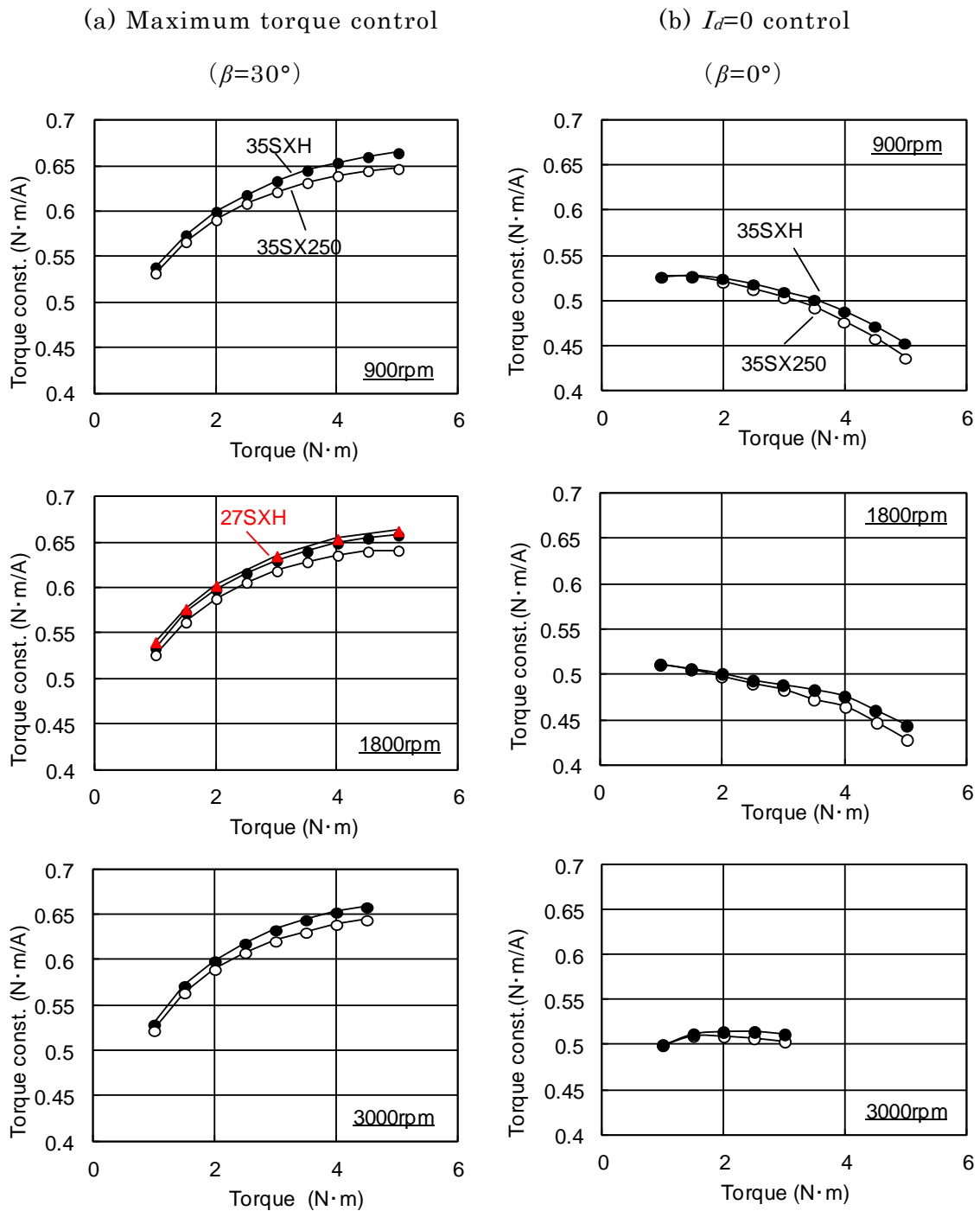


Fig. 5-3 Relation between torque per ampere and torque for various revolution speed, under (a) maximum torque control and (b) $I_d=0$ control.

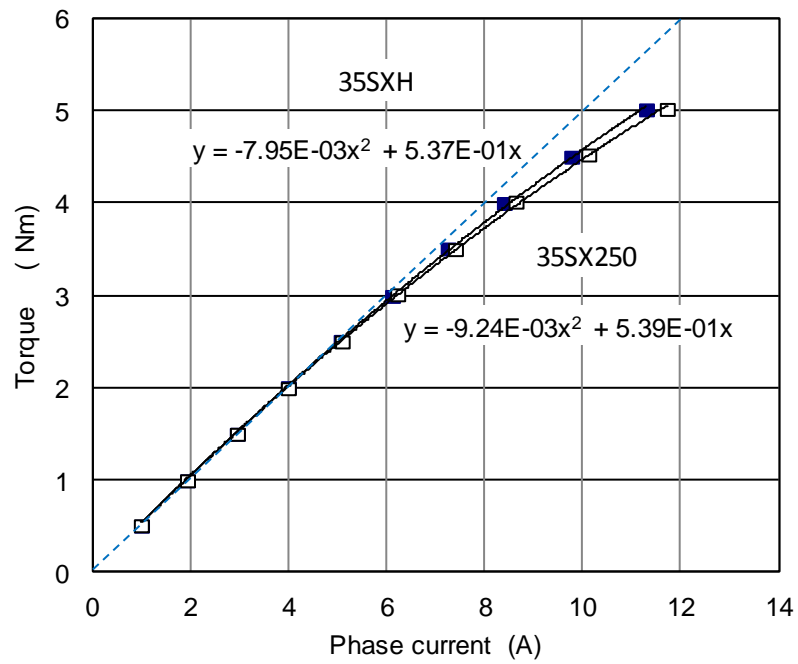


Fig. 5-4 Relationship between torques and phase current equivalent values. Test condition: $I_d=0$ control at 1800 rpm.

Table 5-3 Torque components as a function of materials

Core Material	T_{total} (Nm)	T_m (Nm)	T_r (Nm)
35SX250	3.81	2.56	1.26
35SXH	3.89	2.58	1.32
difference	0.08(2%)	0.02(1%)	0.06(5%)

Test condition: revolution speed 1800 rpm, $I=6$ A, $\beta=30$ degree.

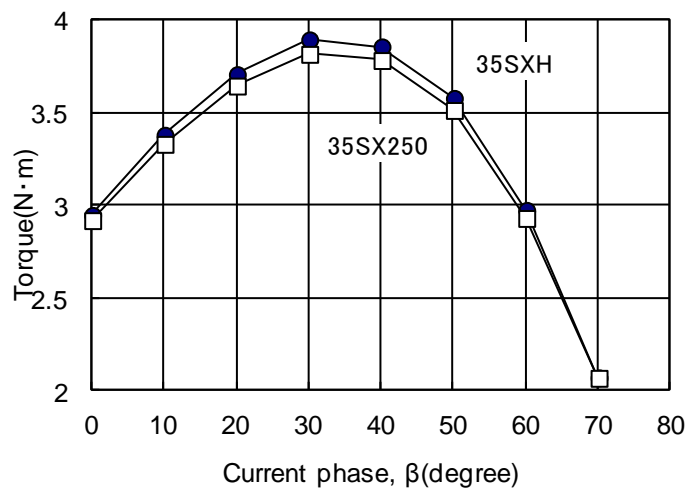


Fig. 5-6 Effect of current phase on torque characteristic at phase current 6 A for two different materials.

5.3.2 打抜き歪の影響

ステータ鉄心を 750 °C 2 h の歪取焼鈍し、モータトルク特性（最大トルク制御）で評価した結果を Fig. 5-7 に示した。また、その結果から焼鈍によるトルク定数の変化を計算した結果を Fig. 5-8 に整理して示す。打抜き工程でステータ鉄心に導入された歪を解放することにより、トルク性能が 1~2%向上することが分かった。焼鈍によるトルク性能向上効果は低トルク域ほど大きくなる傾向にあった。一方、歪取焼鈍によるトルク定数向上効果は汎用 35SX250 の方がやや大きく評価された。逆に言うと、打抜き歪により 35SX250 のトルク定数は低下しやすいことになる。

鉄心材料の影響を別の角度から検証するため、無負荷試験（巻線端子開放）にて各ステータ鉄心の電機子鎖交磁束数 Ψ_a を計測した。結果と導出方法を Table 5-4 に示す。打抜き歪を焼鈍で解放すると Ψ_a が 1.2~1.3%増加した。この影響代は負荷試験で求めたトルク性能向上代とほぼ同等であった。即ち、歪取焼鈍により磁束がステータに流れ易くなったためと判断される。また、 Ψ_a に及ぼす鉄心材料の影響は比較的小さいことが分かった。以上の結果より、必ずしも 35SX250 が打抜き歪の影響を受けやすいと断定するには至らなかった。今後、実験数を増やすか、或いは 4 章で開発した打抜き加工による磁気特性劣化量の推定技術を活用して鉄心材料の影響について検討すべきと考えられる。

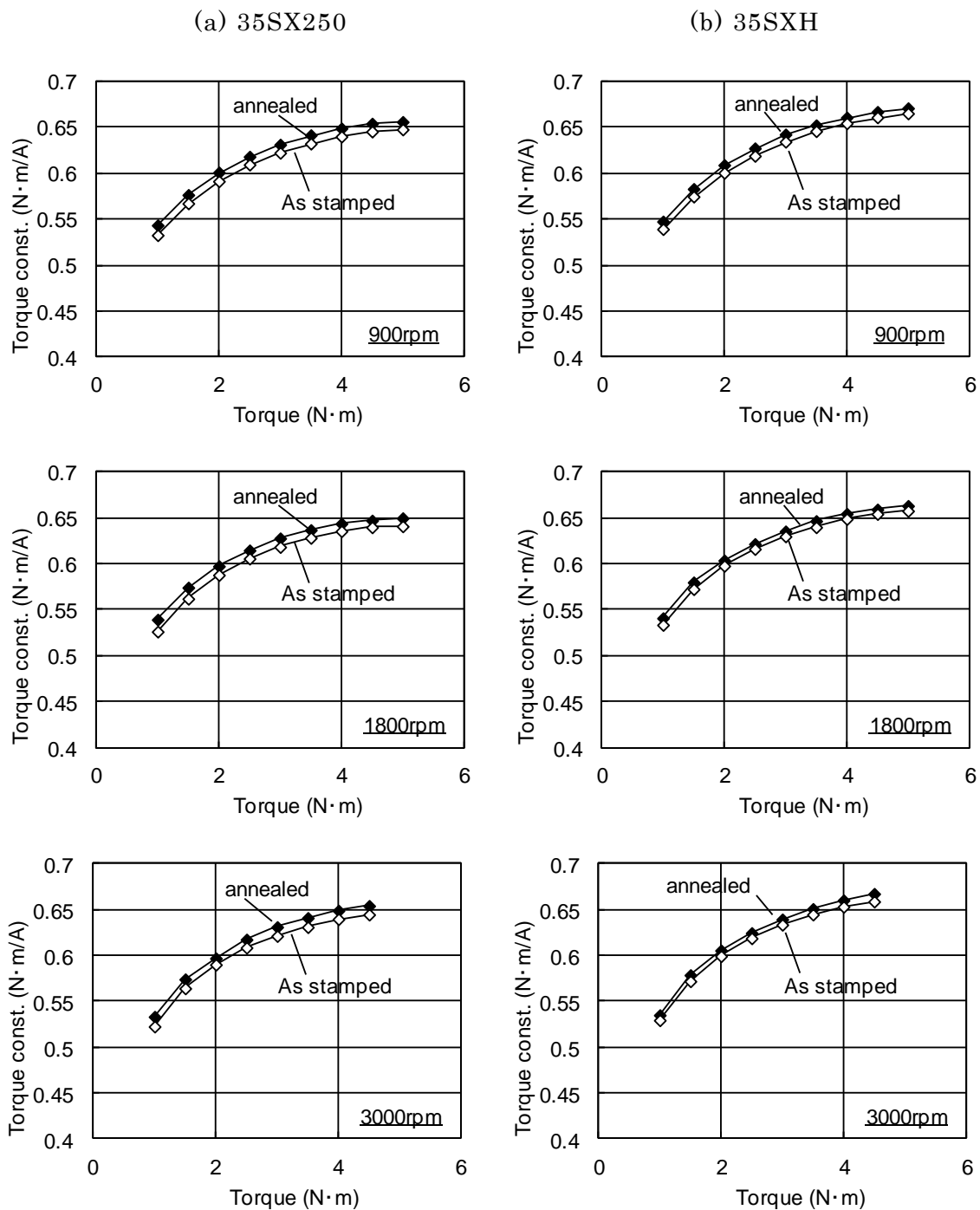


Fig. 5-7 Relation between torque constant and torque for various revolution speeds of as-stamped cores and stress-relief annealed cores, used (a) conventional material 35SX250 and (b) high permeability material 35SXH.

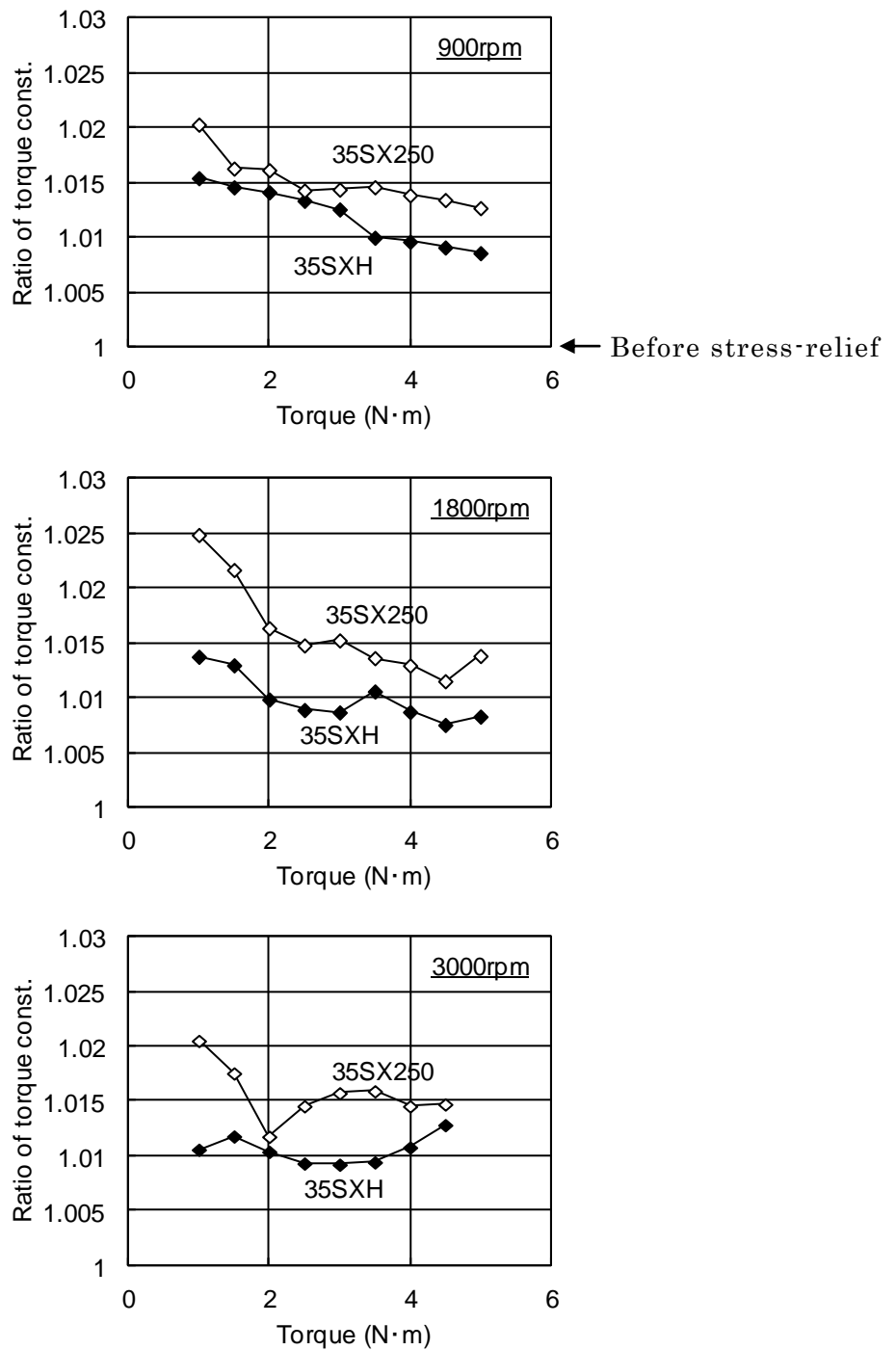


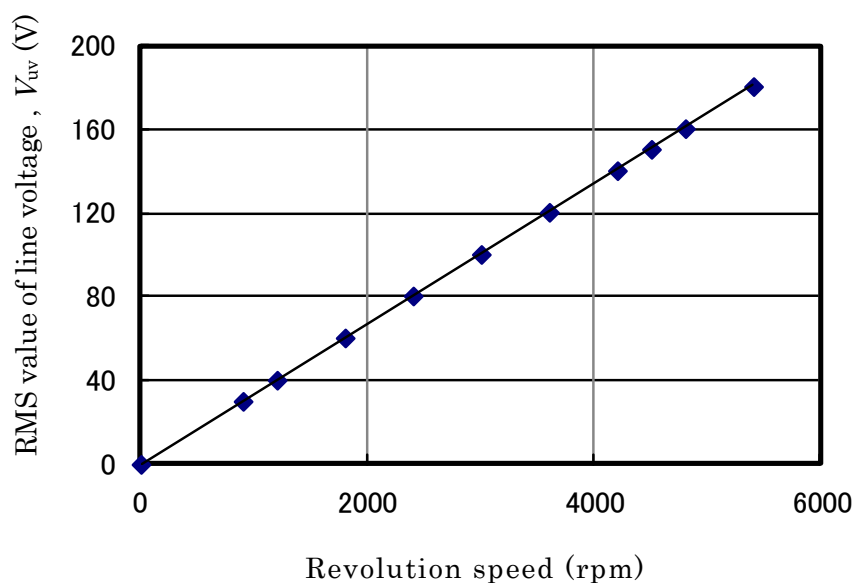
Fig. 5-8 Effect of stress-relief annealing on torque performance.

Ratio of torque constant: torque constant for as-stamped core per torque constant for annealed core.

Table 5-4 Armature interlinkage magnetic flux values, Ψ_a , by no load motor test

Core Material	As stamped (Wb)	Annealed (Wb)	Difference (%)
35SX250	0.1598	0.1619	1.3%
35SXH	0.1605	0.1624	1.2%
Difference (%)	0.4%	0.3%	-

(a) an example of measurement for no load motor test



$$V_{uv} = 2\pi \times \Psi_a (\text{Wb}) \times \omega (\text{rps}) \times P \Rightarrow \Psi_a = V_{uv} / (2\pi \omega \times P)$$

V_{uv} : the line voltage, ω : the angular velocity of rotation,

P : the number of pair of magnetic poles

5.4 考察

5.4.1 FEM 解析モデル

開発した高磁束密度型 35SXH300 が汎用 35SX250 に比べてモータトルク性能を向上させる原因を明らかにするため、モータ鉄心内の磁場解析を有限要素法(FEM)により実施した。用いた解析ソフトは、日本総研ソリューションズ(株)製の JMAG-Studio(Ver.8.4)である。FEM 解析モデルを Fig. 5-9 に示す。2次元回転対称モデルにて、電流位相 30 度、相電流 2 から 7 A にて運転時のトルク及び鉄心内の磁束密度分布を計算した。鉄心材料の磁化特性は、ワイヤーカットしたリング試料の直流磁化計測値を用い、40,000 A/m を超える磁気飽和までの磁束密度はエプスタイン試料を用いて計測した値を用いた(Fig. 5-10)。なお、初期磁化曲線の S 字部分は線形に補正した。

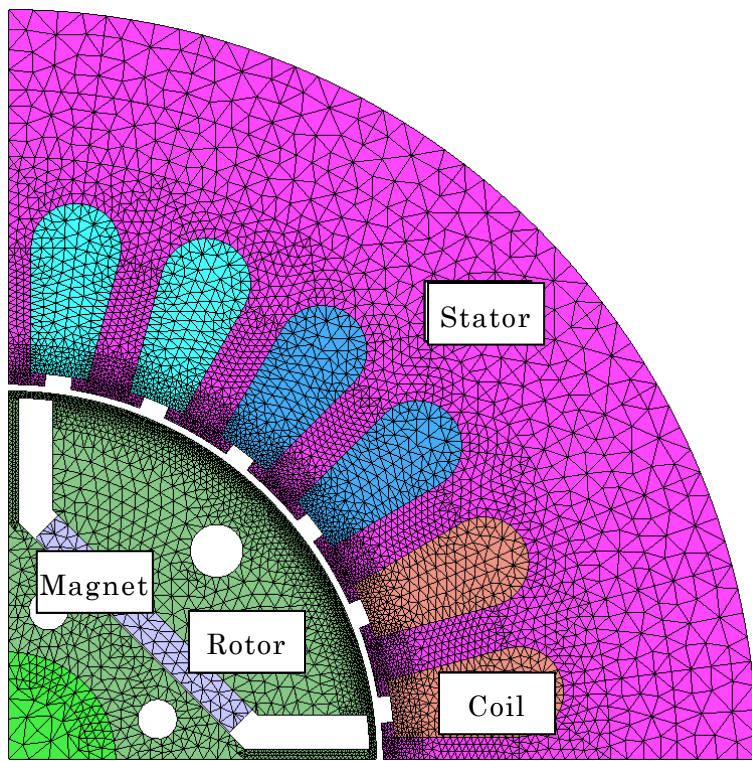


Fig. 5-9 2D-FEM model for magnetic field analysis of motor core with 7679 nodes and 14619 elements.

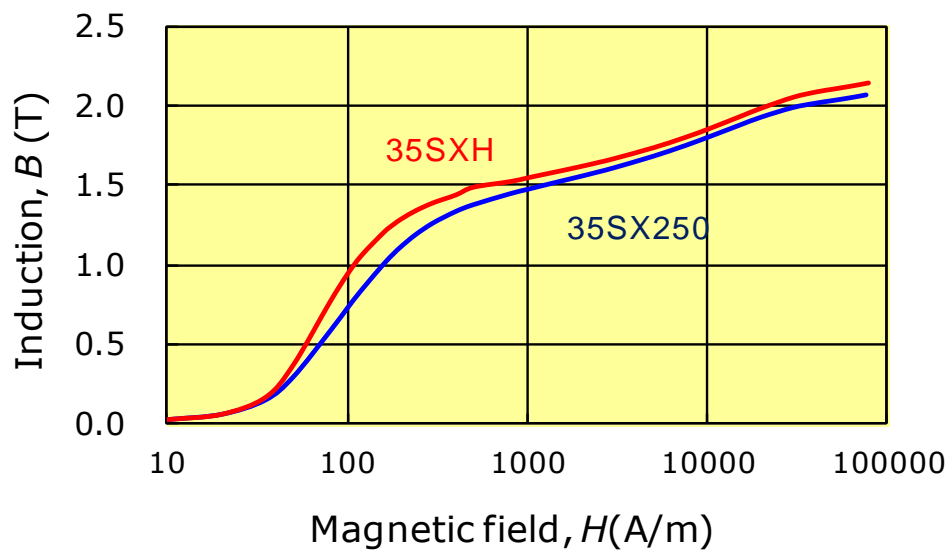


Fig. 5-10 B-H curves of 35SXH and 35SX250 in Table 5-2, used for 2D magnetic field FEM model.

5.4.2 モータ負荷運転時の磁束密度分布とトルク特性

トルク特性の計算結果と実測値とを比較した結果を Fig. 5-11 に示す。計算トルクは実測より約一割高めではあるが、相電流が高くなるほどトルク定数が飽和傾向にある点や鉄心材料の差異について実測と同様の傾向を示す結果が得られた。両モータのトルク定数の比を取って、計算と実測の差を比較した (Fig. 5-12)。計算よりも実測の方が鉄心材料の差が大きい。この理由は明らかではないが、恐らく計算モデルが二次元であり、鉄心上限面における漏れ磁束を考慮していないことが差の原因ではないかと推察する。

次に、相電流 3.5/7.1 A の負荷運転時の鉄心内磁束密度分布を Fig. 5-13 に示す。両鉄心のステータティース部で最も磁束密度が高い部分に着目すると、開発した 35SXH の方が汎用 35SX250 より多くの磁束が流れていることが分かる。計算により求めたギャップ部とティース部中央の磁束密度の径方向成分の最大値を Fig. 5-14 に示す。ギャップ磁束密度は、鉄心材に依らずトルクと良い相関にあるが (Fig. 5-14(a))、ティース部磁束密度は開発材の方が高い (Fig. 5-14(b))。従って、磁化特性に優れた鉄心材料を用いた場合、鉄心内の磁束量が多くなりトルク特性が向上したと判断される。

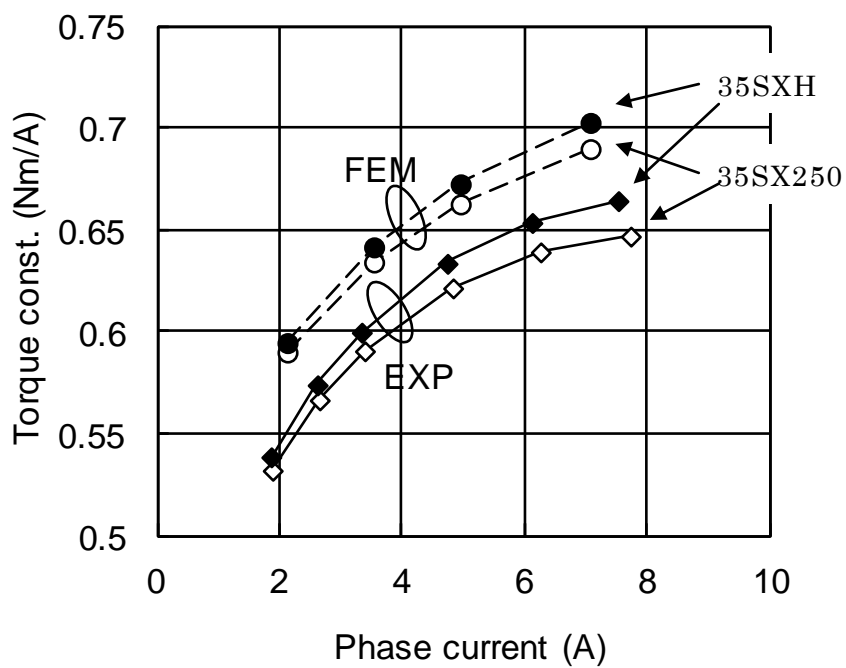


Fig. 5-11 Torque characteristics of test motors at 1800 rpm by (a) maximum torque control, (b) $I_d=0$ control.

Solid marks: 35SXH high permeability material core data,
open marks: 35SX250 conventional material core data.

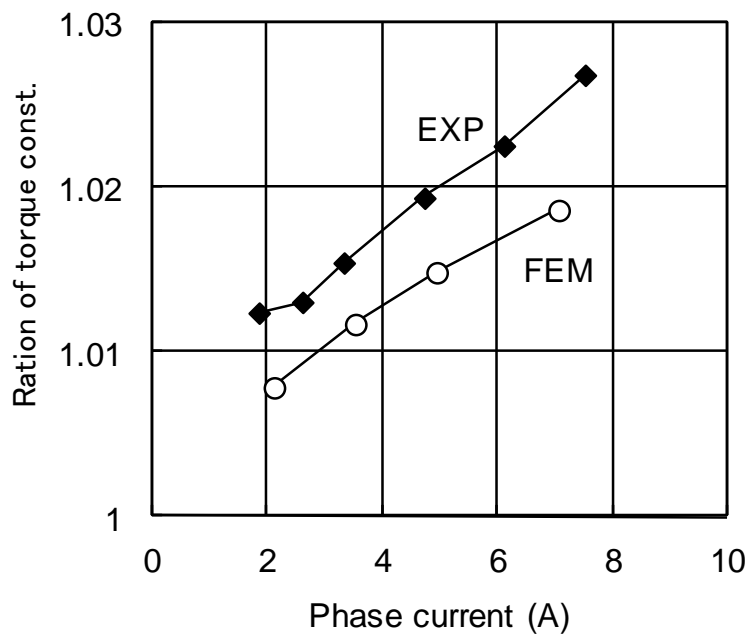


Fig. 5-12 Torque constant ratio between 35SX250 and 35SXH.

Ratio of torque constant: torque constant for 35SXH core per torque constant for 35SX250 core.

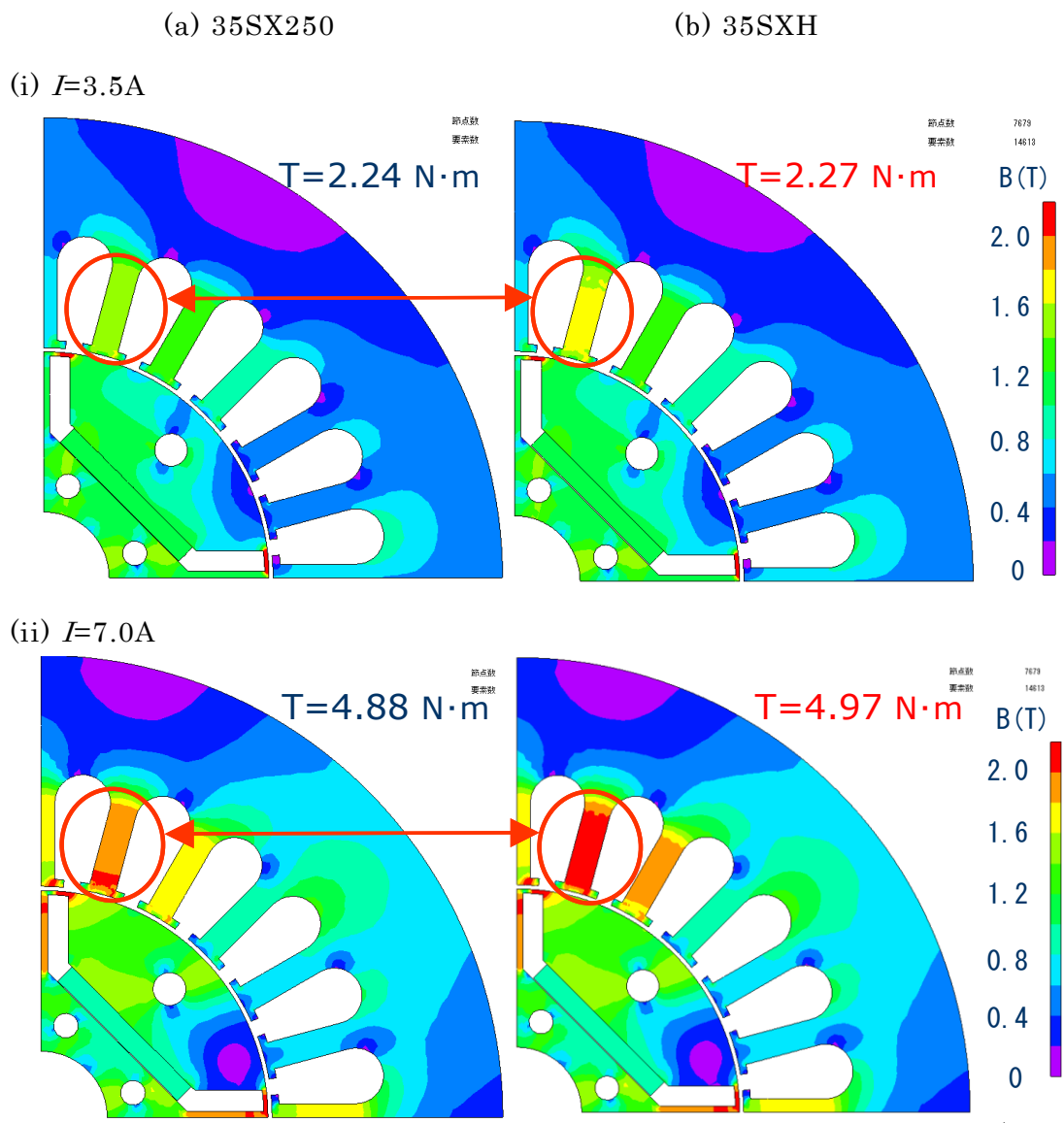


Fig. 5-13 Flux distribution of stator cores, calculated by 2D-FEM
analysis condition : revolution speed 1800 rpm, $I=3.5/7.0A$, $\beta=30 \text{ deg}$.

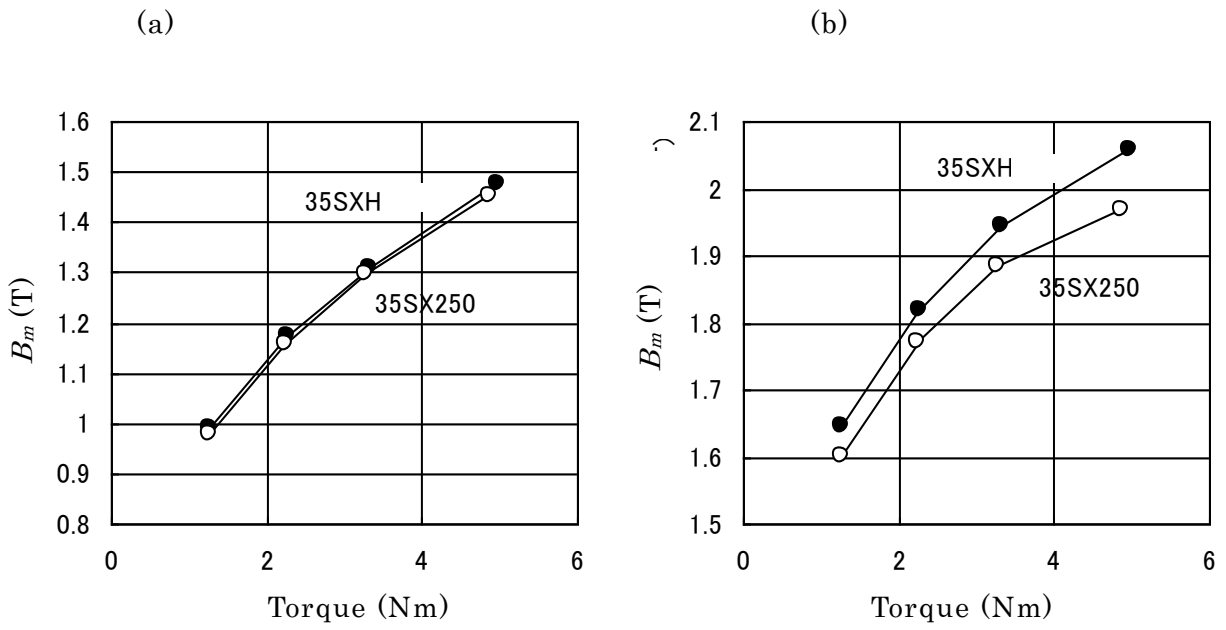


Fig. 5-14 Magnetic flux in motor by 2D-FEM analysis.

(a) at the gap between stator and rotor

(b) at the center of stator teeth

5.5 結言

磁石埋込型同期磁石モータ（IPM モータ）のトルク性能に及ぼす無方向性電磁鋼板の磁気特性の影響を PWM インバータ制御によるモータ評価試験によって調査し、以下の知見を得た。

- (1) 高磁束密度型無方向性電磁鋼板をステータ鉄心材料とする IPM モータのトルク性能は、汎用電磁鋼板より優れていた。その優位性は高トルク領域で顕著である。
- (2) 打抜き加工したステータ鉄心を歪取焼鈍することにより、トルク定数は 1～2% 向上した。
- (3) 電流位相制御によりトルク成分を実験的に分離した結果、リラクタンストルクは鉄心材料の磁気特性の影響を受けやすい。
- (4) FEM による磁場解析により、高磁束密度型電磁鋼板を鉄心材料とした場合、ステータティース部の磁束密度は、汎用電磁鋼板の場合より高いことが確認できた。

第 5 章の参考文献

- (1) K. Nakamura, T. Kanada, T. Watanabe, and S. Ichinokura, “スイッチトリラクタン
スモータの磁心材質に関する実験的検討,” *Papers of Technical meeting on
Magnetics of IEE Japan*, MAG00-101, pp.23-28 (2000).
- (2) M. Ishida, N. Shiga and K. Sadahiro, “Electrical Steel for Motors of Electric and
Hybrid Vehicles,” *Kawasaki Steel Technical Report*, Vol.48, March, pp39-46 (2003).
- (3) T. Wakisaka, S. Arai, and Y. Kurosaki, “Electrical Steel Sheet for Traction Motor of
Hybrid/Electrical Vehicles,” *Nippon Steel Technical Report*, Vol.393, pp.116-120
(2012).
- (4) Y. Oda, T. Okubo, and M. Takata : “Recent Development of Non-Oriented Electrical
Steel in JFE Steel”, *JFE Technical Report*, Vol.36, pp.6-11(2015).
- (5) I. Tanaka and H. Yashiki, “Magnetic Properties and Recrystallization Texture of
Phosphorus-added Non-oriented Electrical Steel Sheets,” *Journal of Magnetism and
Magnetic Materials*, Vol.304, Issue 2, pp.e611-e613 (2006).
- (6) I. Tanaka and H. Yashiki, “Magnetic Properties and Recrystallization Textures of
Phosphorus-added Non-oriented Electrical Steel Sheets,” *CAMP-ISIJ*, Vol.18, pp.475
(2005).
- (7) 回転機のバーチャルエンジニアリングのための電磁界解析技術調査専門委員会,
“回転機のバーチャルエンジニアリングのための電磁界解析技術,” 電気学会技
術報告, No.766, pp.43 (2000).
- (8) 武田洋次, 松井信行, 森本茂雄, 本田幸夫, ”埋込磁石同期モータの設計と制御,”
オーム社, (2001).

第 6 章 結言

6.1 本研究で得られた結論

本研究では、モータ高効率化につながる無方向性電磁鋼板の材料開発および利用技術開発を通じて省エネルギー社会の構築に貢献することを最終目標として、モータ鉄心の低鉄損化およびモータトルク性能向上といった無方向性電磁鋼板の利用技術に関する課題に焦点を当て研究に取り組んだ。

具体的には、前記課題に対して積層鉄心の設計指針を導出する事を目的として、無方向性電磁鋼板を用いたモータ積層鉄心の製造過程で広く採用されている“打ち抜き”，“かしめ”及び“焼き嵌め”を取り上げ、実際のモータ製造加工・組み立てを模擬した積層リングコアを作成した評価を行うことを特徴として、積層リングコアの磁気特性、主に加工による磁気特性劣化挙動を詳細に調査した。さらに、磁石埋め込み型のモデルモータを作成し、トルク性能に及ぼす打ち抜き歪や無方向性電磁鋼板の磁気特性の影響についても評価した。獲得した実験結果を活用して、数値解析やモデル化による考察を加えた。これらを通じて、実験結果の妥当性の検証や無方向性電磁鋼板素材に立ち戻った現象の基礎的理解を深化させた。以下に、本研究の要旨をまとめる。

第 2 章では、かしめの形状に着目し、その鉄損特性への影響を調査した。従来、モータ技術者においては、かしめの影響は他のかしめ間で形成される電流路や、鉄心内かしめと溶接やケースを通して形成される電流路によるものが中心であったが、本研究では単一かしめによる応力の影響と、単一かしめ内の電流路による影響について基礎的に検討した。その結果、丸平形状のかしめコアを歪取焼鈍すると顕著に渦電流損が増加することが判明した。そこで、かしめ部の短絡電流挙動を有限要素法 (FEM) により数値解析し、実験結果と比較検討し、解析の妥当性を検証した。さらに、同解析を用いて、渦電流損に及ぼすかしめ形状の影響を定量的に明らかにした。

第 3 章では、かしめを施した積層リングコアを用い、焼き嵌めや歪取焼鈍を組み合わせることによって、一般のモータ鉄心の使用環境を模擬した鉄心内の応力状態を再現し、積層リングコアの磁気特性を評価した。その結果、鉄損増加の要因として、打ち抜きやかしめによるものと焼き嵌めによるものがあるが、それらの要因間で相互作用があるため、各要因の鉄損増加代の単純和では鉄損増加を過大評価することを明らかにした。また、圧縮応力下での単板磁気特性と比較することにより、渦電流損の増加要因には圧縮応力とかしめ部の層間短絡があることを明らかにした。さらに、圧縮応力下の渦電流損増加の機構を磁区モデルで考察した。

第 4 章ではまず、塑性歪と残留応力が磁気特性に及ぼす、個別の影響度および複合的影響度の調査を行った。さらに、一枚の電磁鋼板から打抜き加工により作成した短冊状の一枚の板「打抜き加工単板」を対象として、打抜き加工時の変形解析により単板内の塑性歪と残留応力の分布を求め、上記調査結果を用いた電磁場解析によって単板の打抜き加工による磁気特性の劣化量の推定を試みた。これらの結果、両解析において弾性限を考慮することにより実際の劣化量を推測できることを確認し、打抜き加工による磁気特性劣化量の推定手法を確立した。打抜き加工における磁気特性劣化量の推定のためには、変形解析と電磁場解析において弾性限を考慮するとともに、残留応力の影響を考慮する必要があることを明らかにした。

第 5 章では、パルス幅変調インバータ制御（PWM 制御）により、高効率モータの代表である IPM モータのモデルモータ試験を行った。一般に、IPM モータのトルク性能は、永久磁石（性能、数量、配置など）やモータ形状を適正化するものが中心であったが、本研究では、ステータ鉄心の打抜き歪みや鉄心材料である無方向性電磁鋼板の磁気特性に着目し、トルク性能を調査した。その結果、歪取焼鈍を施したステータ鉄心を用いれば、トルク性能が向上することを明らかにした。さらに、高磁束密度を特徴とする無方向性電磁鋼板を用いた IPM モータのトルク性能は、汎用電磁鋼板よりも向上することを明らかにした。IPM モータのトルク性能が高ければモータの小型高出力化に繋がるとともに銅損低減による回転機の高効率化にも寄

与する。

6.2 本研究の総括と将来展望

本研究では、モータ高効率化につながる無方向性電磁鋼板の利用技術開発に取り組んだ。得られた知見は、モータ鉄心設計や製造条件の改善に基本原理として活用されており、高性能モータ開発を加速できたと考える。さらに、学術的な面では、無方向性電磁鋼板の磁気特性は非常に歪に敏感であり、弾性限以上の応力で導入されるミクロな塑性歪により磁気特性が劣化することが明らかとなった。しかしながら、そのメカニズムは十分解明されたとは言えず、鋼板内部の磁区構造変化や歪分布（転位構造）について詳細に調査することが必要と考えられる。

本論文の成果を踏まえて、モータ効率を向上させるため今後具体的に進めるべき研究課題を以下に示す。

- (i) 小型モータの鉄心は、打抜きやかしめによる歪の影響が相対的に大きくなるため、歪の少ない加工技術や被膜へのダメージが少ない歪取焼鈍の簡略化技術などの研究開発が期待される。
- (ii) モータ鉄心のかしめ位置およびかしめ形成条件を適正化することで、歪取焼鈍を行っても層間短絡を回避する設計が期待される。焼き嵌めする場合はかしめ部での応力状態を考慮した鉄心設計が期待される。
- (iii) 大型回転機の鉄心は加工歪の影響は相対的に小さいため、素材である無方向性電磁鋼板の磁気特性を一段と向上させる研究開発が不可欠となる。
- (iv) 今回開発した打抜き加工による磁気特性劣化量推定技術を用いて、打抜き加工条件の影響を調査し、製造条件の適正化を図ることが期待される。
- (v) IPM モータのトルク性能は、鉄心材料の磁束密度を高めることが有効であり、今後の材料開発においてはさらなる低鉄損、高磁束密度化を進めていくことが期待される。

現在のモータ損失（鉄損と銅損の和）は、製造工程での塑性歪や弾性応力が無い理想状態の鉄心を基準におけば、10～30%程度余分に発生していると試算でき、無方向性電磁鋼板の磁気特性のさらなる向上とモータ利用技術のさらなる高度化によ

り，モータ効率は将来にわたり向上していくものと確信する。そのためには，材料技術と利用技術が両輪となり，先端解析や計算科学を取り入れた研究開発を行い，原理原則から社会に貢献できる新しい材料開発や利用技術の提案の道筋が見出せるものと期待される。

本論文の基礎となる論文

第 2 章

H. Fujimura, H. Yashiki, H. Kojima, and T. Nakayama, “Effect of Interlocking Shape on Magnetic Properties of Laminated Ring Cores,” *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.135, No.12, pp.780-785 (2015) (in Japanese).

第 3 章

H. Fujimura, H. Yashiki, H. Kojima, and T. Nakayama, “Effect of Interlocking and Shrink-fitting Stress on Magnetic Properties of Laminated Ring Cores,” *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.137, No.4, pp.236-241 (2017) (in Japanese).

第 4 章

Y. Kashiwara, H. Fujimura, K. Okamura, K. Imanishi and H. Yashiki, “Estimation Model for Magnetic Properties of Stamped Electrical Steel Sheet,” *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol.131, No.7, pp.567-574 (2011) (in Japanese).

第 5 章

H. Fujimura, H. Nitomi, and H. Yashiki, “Effect of magnetic properties of non-oriented electrical steel on torque characteristics of interior-permanent-magnet synchronous motor,” *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, Vol.320, pp.e884-e886 (2008).

謝辞

本論文は著者が新日鐵住金株式会社在職中および金沢大学大学院自然科学研究科機械科学専攻博士後期過程本研究に在籍中の研究成果をまとめたものである。同専攻教授・潮田浩作先生には指導教官として本研究の遂行にあたって終始、ご指導を戴いた。ここに深謝の意を表す。同志社大学理工学部教授・藤原耕二先生、金沢大学大学院自然科学研究科機械科学専攻教授・門前亮一先生、同専攻教授・米山猛先生、並びに、同専攻教授・佐々木敏彦先生には副査としてご助言を戴くとともに本論文の細部にわたりご指導を戴いた。ここに深謝の意を表す。本研究の第4章の磁気特性劣化量の推定技術開発では、日鉄住金テクノロジー株式会社・柏原義之氏、新日鐵住金株式会社技術開発本部フェロー・岡村一男博士、同技術開発本部鉄鋼研究所上席研究主幹・今西憲治氏、並びに、日鉄住金テクノロジー上席研究主幹・屋鋪裕義博士には研究遂行にあたり有益なご討論ご助言を戴いた。ここに感謝の意を表す。本研究の第2,3,5章の実験では新日鐵住金株式会社技術開発本部尼崎研究支援室係長・岡村諭氏、同会社和歌山製鉄所主幹・仁富洋克氏、同会社和歌山製鉄所主幹・児嶋浩氏、同会社電磁鋼板営業部主幹・中山大成博士には研究遂行にあたり有益なご討論を戴いた。ここに感謝の意を表す。