

放射光による無方向性電磁鋼板のせん断加工時歪分布評価、 およびせん断加工時の鉄損劣化に及ぼす結晶粒径の影響

Evaluation of Stress Distribution Due to Shearing in Non-Oriented Electrical Steel by Synchrotron Radiation and Effect of Grain Size on Iron Loss Deterioration Due to Shearing

財前 善彰 ZAIZEN Yoshiaki JFE スチール スチール研究所 電磁鋼板研究部 主任研究員 (課長)
大村 健 OMURA Takeshi JFE スチール スチール研究所 電磁鋼板研究部 主任研究員 (副部長)
戸田 広朗 TODA Hiroaki JFE スチール 電磁鋼板セクター部 主任部員 (副部長)・博士 (工学)

要旨

無方向性電磁鋼板のせん断加工時の鉄損増加に及ぼす結晶粒径の影響を検討した。せん断加工時の鉄損増加率は素材の結晶粒径とよい相関を示し、結晶粒径の小さい材料では鉄損の増加率が小さかった。結晶粒径の小さい材料ではせん断端面でのだれ高さが小さく、鉄損増加率は材料端面のだれ高さとの相関を示した。また、せん断端面近傍のひずみ分布を明らかにするため、結晶粒径 10 μm の試料を使用して放射光を用いて弾性ひずみを評価した。せん断による弾性歪み領域の幅は板厚の約 2~3 倍であった。さらに、測定によって得られた弾塑性歪分布の結果から、5 mm 幅にせん断した試料の鉄損増加率を推定したところ、実測で得られた鉄損増加率とよく一致した。

Abstract:

The influence of shearing process on the iron loss of non-oriented electrical steels with grain sizes of 10 μm to 150 μm was investigated. The deterioration ratio of iron loss was clearly smaller in sample with small grain sizes. The shear droop height, reflecting the amount of plastic deformation, displayed a good correlation with the deterioration of iron loss under the effect of the material grain size. To clarify the strain distribution around the sheared edge, elastic-plastic strain in a sheet sample with the thickness of 0.30 mm and grain size of 10 μm was evaluated by using synchrotron radiation. The width of the region of elastic strain due to shearing was two or three times of the material thickness. The results of the elastic-plastic strain distribution obtained by measurements were then used to estimate the iron loss deterioration rate in 5 mm width sheared samples. The estimated loss deterioration coincided with the actual measured iron loss.

1. はじめに

無方向性電磁鋼板はモータや発電機等の鉄心材料として広く用いられており、今日の社会を支える重要な軟磁性材料である。近年、エネルギーの高効率利用の観点から、モータの高性能化と省エネルギー化の要求はますます厳しくなっており、無方向性電磁鋼板にもさらなる高性能化が求められている。また、モータの高性能化と高効率化のためには、その特徴に応じた鉄心材料の選択や最適な材料利用も必要と考えられる^{1,3)}。

一般的に、モータ鉄心は無方向性電磁鋼板を打抜き加工して製造されるが、その際、打抜き端面近傍に生じる塑性歪や弾性歪によって電磁鋼板の磁気特性が劣化することが知られている^{4,8)}。無方向性電磁鋼板の磁気特性は通常

JIS C 2552 に準拠し、幅 30 mm、長さ 280 mm のエプスタイン試験片にせん断して測定、評価されるが、実モータでのステータのティース幅やヨーク幅は 30 mm より狭い場合が多い。特に、近年小型化が指向されるハイブリッド電気自動車 (HEV)、電気自動車 (EV) の駆動モータではステータのティース幅とヨーク幅の縮小にともない、コア体積に対する加工部の比率が高くなるため、打抜き歪の影響がより顕在化する。また、無方向性電磁鋼板の磁気特性に及ぼす材料因子 (Si 含有量、板厚、結晶粒径) の影響が大きいことから、素材の材料因子が打抜き加工時の鉄損増加に及ぼす影響を明確にすることは重要であり、JFE スチールでは素材の Si 量、板厚に着目し、その影響を明らかにしている^{9,11)}。

一方、磁気特性に及ぼす打抜き加工の影響を明らかにするためには、加工端面近傍の歪分布を明確にする必要があるが、そのような報告例は少ない^{5,12)}。そこで JFE スチールでは、非破壊で加工端面近傍の歪測定が可能な放射光を用

2023 年 4 月 11 日受付

いた歪測定を実施した。放射光による歪測定は、結晶粒径の小さい材料でないと困難であることから、打抜き加工を模擬したせん断加工によって、無方向性電磁鋼板の鉄損増加に及ぼす結晶粒径の影響を検討した¹³⁾結果を報告する。併せて、結晶粒径の小さな材料に着目し放射光によって歪分布を測定した結果についても報告する¹⁴⁾。

2. せん断加工時の鉄損増加に及ぼす無方向性電磁鋼板の結晶粒径の影響

2.1 実験方法

モータ鉄心の加工は一般的に打抜きで行われるが、本検討では打抜き模擬のせん断加工によって試料を作製した。本検討では、Si: 3.5 mass%の素材から、板厚: 0.30 mm, 結晶粒径: 10 μm ~155 μm の材料を作製した(ピッカース硬さ HV 0.5: 205 一定)。

これら材料の圧延方向(L方向)と圧延直角方向(C方向)から、**図1**に示すように幅30 mmと幅5 mmの試料をクリアランス15 μm のせん断加工により作製した。5 mm幅試料はセロハンテープで張り合わせて30 mm幅にした後、磁気測定をエプスタイン試験法で行い、L方向とC方向試料の平均値で鉄損($W_{15/50}$)を評価した。なお、 $W_{15/50}$ は周波数: 50 Hz, 最大磁束密度: 1.5 Tで励磁した際の鉄損である。せん断加工による鉄損増加率 ΔW (%)は、30 mm幅試料の鉄損値 W (30 mm)と5 mm幅試料の鉄損値 W (5 mm)を用い、下記の(1)式で算出した。

$$\Delta W(\%) = \{W(5\text{mm}) - W(30\text{mm})\} / W(30\text{mm}) \times 100 \quad (1)$$

2.2 実験結果および考察

図2に鉄損($W_{15/50}$)増加率に及ぼす結晶粒径の影響を示す。鉄損増加率は結晶粒径とよい相関があり、結晶粒径の小さい材料では鉄損増加率が小さいことがわかる。なお、**図2**は鉄損増加率とよい相関を示した結晶粒径の平方根で整理したものである。**図3**に、5 mm幅せん断時と30 mm幅せん断時の鉄損の結晶粒径依存性を比較した結果を示す。30 mm幅のエプスタイン試験片では結晶粒径15 μm で鉄損は最小となり、5 mm幅のエプスタイン試験片でも同様の傾向を示す。**図2**の結果から結晶粒径を小さくすることでせん断加工時の鉄損増加は抑制可能といえるが、**図3**に示すように結晶粒径を小さくすることで50~400 Hz域の鉄損の絶対値は大きくなるため、モータ等の実駆動条件を考慮した材料選定が重要になると考えられる。

鉄損増加率に及ぼす結晶粒径の影響について調査するため、せん断加工端部の硬さ分布をマイクロピッカース硬度計で測定した。得られた硬さ分布は、加工影響のない部分に対する硬さ増分率(%)で評価した。**図4**に素材の結晶粒

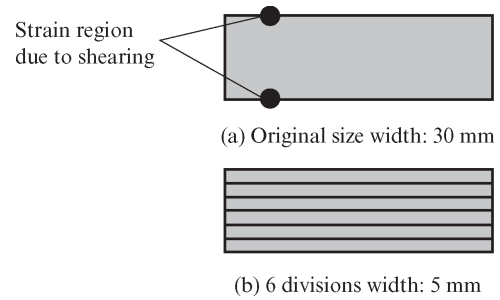


図1 せん断加工による模式図
Fig. 1 Schematic view of shearing

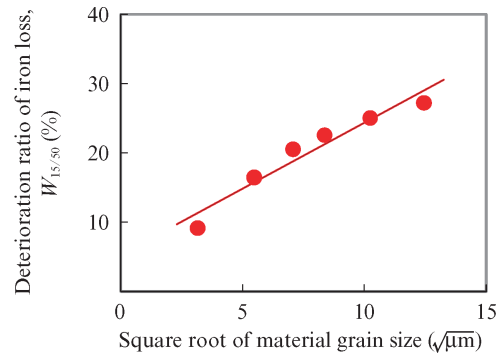


図2 鉄損増加率に及ぼす結晶粒径の影響

Fig. 2 Influence of material grain size on deterioration of iron loss

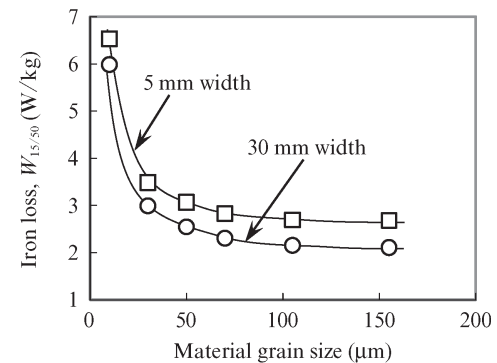


図3 鉄損に及ぼす結晶粒径の影響

Fig. 3 Influence of material grain size on deterioration of iron loss

径が異なる材料(結晶粒径: 10 μm , 155 μm , HV 0.5: 205, 板厚 0.30 mm)について、せん断加工端部の硬さ分布を調査した結果を示す。結晶粒径の大きな材料では、せん断端面近傍の硬さ増加領域が広がっている。すなわち、せん断加工による塑性変形量が大きくなっていると推定されたため、せん断端面でのだれ高さを測定した。**図5**にせん断端面の断面観察結果の一例(結晶粒径: 10 μm , 155 μm 材)とせん断端面形状の模式図を示す。図5で定義しただれ高さに及ぼす結晶粒径の影響を**図6**に示す。結晶粒径の大きい材料では、せん断加工端面のだれ高さが大きいことがわ

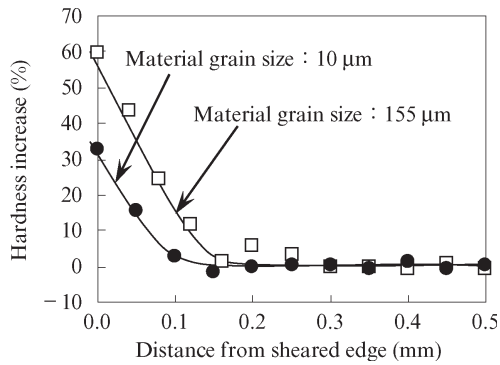
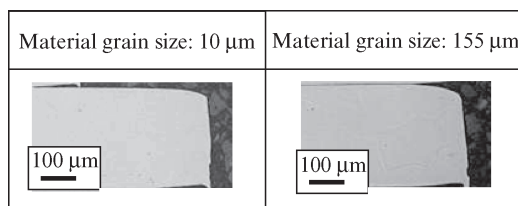
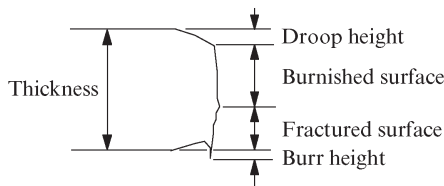


図4 結晶粒径の異なる材料のせん断加工端部付近の硬さ増分率の比較

Fig. 4 Influence of material grain size on distribution of hardness increase near sheared edge



(a) Optical micrograph images of cross section near sheared edge



(b) Schematic view of cross section of sheared edge

図5 せん断加工端部の光顕観察結果と模式図

Fig. 5 Optical micrograph and schematic view of sheared edge

かる。

だれ高さの大小はせん断による塑性変形量の大小を表していると考えられたことから、だれ高さや鉄損増加率 ΔW (%) の関係を調べた結果を図7に示す。この結果から、素材の結晶粒径と狭幅せん断加工時の鉄損増加率は非常に良い相関を示していることがわかる。したがって、だれ高さにより、せん断加工時に付与される歪量の大きさが評価でき、素材の結晶粒径の細粒化によってせん断端面近傍に導入される歪量が小さくなるため、鉄損増加率が小さくなったと考えられる。なお、せん断加工端部の硬さ増加領域は板厚の約半分程度であり、この範囲には塑性歪が蓄積されていると考えられるが^{6,8)}、打抜き・せん断加工による磁区構造の変化は、板厚の約2倍程度まで生じていて、塑性歪が蓄積されている領域から鋼板内部側にも磁気特性に影響する弾性歪が付与されている領域があることも報告されている^{6,8)}。それにも関わらず、せん断端面のだれ高さや鉄損増加率の

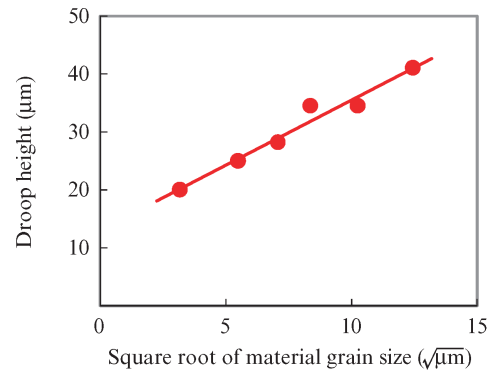


図6 だれ高さに及ぼす結晶粒径の影響

Fig. 6 Influence of material grain size on drop height

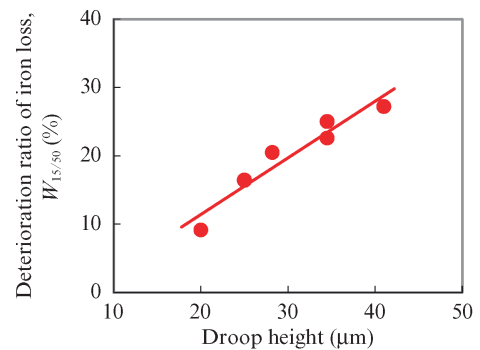


図7 鉄損増加率に及ぼすだれ高さの影響

Fig. 7 Influence of drop height on deterioration of iron loss

相関がよかった理由としては、鉄損増加には塑性歪の影響が大きい、あるいは、加工による塑性歪の大小が弾性歪の大小にも反映することが考えられる。

そこで、加工による塑性歪の大小が弾性歪の大小に影響しているのかを調査するために、有限要素法によるせん断加工時の応力解析を行った結果を次節で述べる。

2.3 FEM 解析条件

せん断加工により鋼板へ導入される応力状態を推定するため、動的陽解法有限要素シミュレーションソフトであるLS-DYNAを用いて、二次元平面歪弾塑性体モデルで、結晶粒径が異なる試料の一部(結晶粒径: 10 μm , 50 μm , 155 μm , HV 0.5: 205, 板厚: 0.30 mm)を対象に解析した。

解析に使用した各素材のStress-Strain (S-S) カーブおよび延性破壊パラメータは以下に述べる方法で算出した。まず、S-Sカーブに関しては、最大荷重点より小歪域では、実測した値を真応力と真歪に換算して多点近似した。高歪域では、解析による引張試験模擬計算を行い、荷重が減少する実測S-Sカーブへフィッティングすることで同定した。延性破壊パラメータはCockcroftらの延性破壊条件式¹⁵⁾を使用し、せん断加工シミュレーションによって、実験で得られた各鋼板のだれ高さを再現するように、最適な延性破壊パ

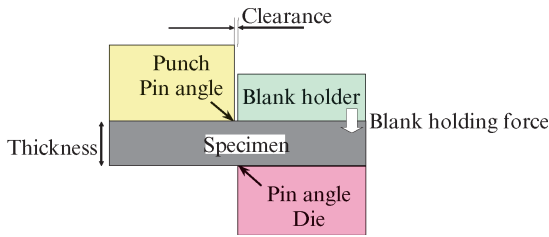


図8 FEM解析の初期条件

Fig. 8 Stress analysis condition by FEM in shearing process

ラメータを決定した。

図8に解析の初期条件を模式的に示す。工具エッジの形状はピン角とした。材料と工具の摩擦条件は、クーロンの摩擦法則を用いて $\mu=0.3$ に設定し、パンチとダイのクリアランスと板押さえ力は実験と同じ値とした。

2.4 FEM解析結果および考察

図9に結晶粒径 $50\mu\text{m}$ 、ビッカース硬さHV 0.5: 205、板厚 0.30mm 厚試料の紙面垂直方向の応力分布の計算結果を示す。打抜き端部周辺では引張応力であるが、端部より内部に進むにつれて圧縮応力に変化し、端部からおおむね板厚 0.30mm と同量以上はなれた領域では応力の絶対値が小さく、無応力に近づくことがわかる。

図10に板厚中心層の相当塑性歪の解析結果を示す。結晶粒径が小さい試料ほど、せん断加工端部付近の相当塑性歪は減少している。一方、相当塑性歪がゼロになる位置、すなわち塑性域は、いずれの場合もせん断端部より約 0.1mm までの領域であり、板厚中心部では結晶粒径の依存性は認められない。この計算結果は、図4に示したせん断加工端部の硬さ増分率分布測定結果とよく一致する。したがって、本解析はせん断機の加工によって導入される歪、ひいては応力の大小を評価するのに、ある程度十分な精度を有していると考えられる。

図11に板厚中心層における紙面垂直方向の応力分布解析結果を示す。せん断加工端部から 0.1mm 内側までの塑性変形域の応力値を比較すると、結晶粒径が小さい試料の方が加工端部付近で発生する引張応力は小さく、端部から 0.1mm 以内の領域で圧縮応力に転じることがわかる。また、結晶粒径が大きい試料の方が圧縮応力側のピーク位置がせん断加工部から遠くなる傾向が見られ、だれ高さが大きいことによる影響が推察される。このことから、塑性歪の大小が弾性歪の大小にも反映していると考えられる。一方、弾性応力がゼロになる位置は、いずれの場合も加工端部から 0.5mm 程度であり、図11の塑性域と同様、弾性歪の導入領域についても板厚中心部では結晶粒径の影響は認められない結果となった。

以上、結晶粒径起因によるだれ高さの違いを考慮してせん断加工解析を行った結果、だれ高さが大きい場合に相当

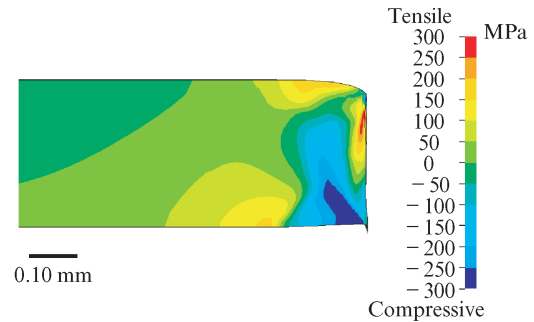


図9 応力分布の計算結果

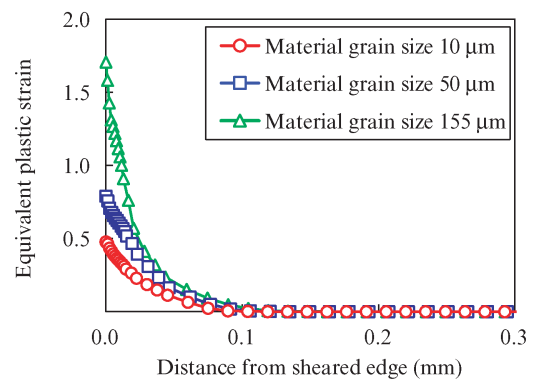
Fig. 9 Distribution of stress perpendicular to the page by FEM calculation for grain size $50\mu\text{m}$ sample (Thickness: 0.30mm , Hardness HV 205)

図10 板厚中心層の相当塑性歪の計算結果

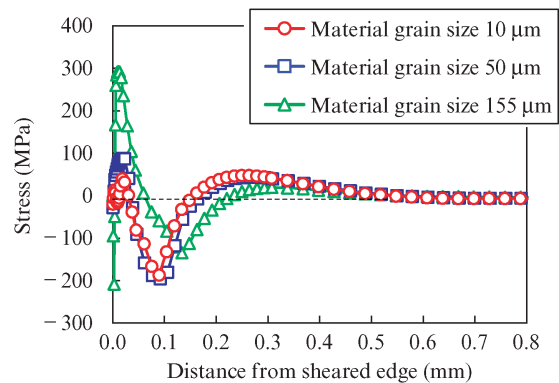
Fig. 10 Influence of material grain size on equivalent plastic strain along centerline in thickness direction by FEM calculation (Thickness: 0.30mm , Hardness HV 205)

図11 板厚中心層の応力分布解析結果

Fig. 11 Influence of material grain size on stress distribution, as shown in Fig. 9, along center line in thickness direction by FEM calculation (Thickness: 0.30mm , Hardness HV 205)

塑性歪量が大きく、せん断加工端部から遠くまで圧縮応力が及ぶことが明らかになった。一般に電磁鋼板の鉄損は塑性歪、圧縮応力の影響を強く受けることが知られている⁶⁾。すなわち、結晶粒径の大きな材料は加工時のだれ高さを通

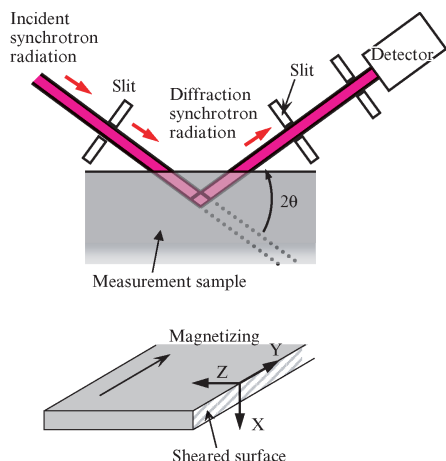


図 12 放射光による歪分布測定方法

Fig. 12 Strain distribution measurement method by synchrotron radiation

じ, 相当塑性歪量が大きくなり, 加工端部から遠方まで圧縮応力が及ぶために加工時の鉄損劣化量が大きくなったものと考えられる。

3. 放射光によるせん断加工時の歪分布評価

3.1 実験方法

せん断加工によってせん断端面近傍に生じる歪分布を明らかにするため, 放射光による評価を実施した。放射光による回折プロファイルを得るため, 結晶粒径 $10\ \mu\text{m}$ の試料を使用した。図 12 に示すように, 板厚中心部のせん断端面の回折プロファイルを歪みスキニング—透過法で測定した。なお測定は, 測定時の結晶粒の数を増やすために Y 方向に $\pm 5\ \text{mm}$ 揺動させて行った。

3.2 実験結果および考察

図 13 に板厚中心層の歪分布を測定した結果を示す。せん断による塑性弾性歪の領域は板厚の 2~3 倍まで広がっている。この放射光で得られた歪分布から, 応力分布を算出した結果を図 14 に示す。ここで, 2.4 節で述べた FEM 解析結果と放射光による測定結果を比較する。本測定で得られた Y 方向の応力分布の測定結果は, 図 11 で示した FEM 解析結果 (結晶粒径 $10\ \mu\text{m}$) に対応するため, 図 14 の Y 方向応力分布と比較した。まず, せん断加工端面からの歪導入領域に着目すると, FEM 解析ではせん断加工端部から $0.5\ \text{mm} \sim 0.6\ \text{mm}$ 付近まで弾塑性歪領域が広がっているのに対し, 放射光による測定結果では, せん断加工端部から $0.8\ \text{mm} \sim 0.9\ \text{mm}$ 付近まで弾塑性歪領域が広がっている様子が確認された。次に, せん断加工端面からの応力値に着目すると, FEM 解析では, せん断加工端部から $0.05\ \text{mm}$ の領域で, 最大 $50\ \text{MPa}$ 程度の引張応力となっており, $0.05\ \text{mm} \sim 0.15\ \text{mm}$ の領域では最大約 $200\ \text{MPa}$ 程度の強い圧縮応力に

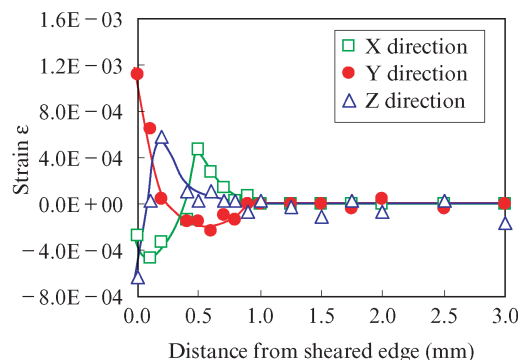


図 13 放射光によるせん断加工端面の歪分布測定結果

Fig. 13 Strain distribution by shearing process using synchrotron radiation

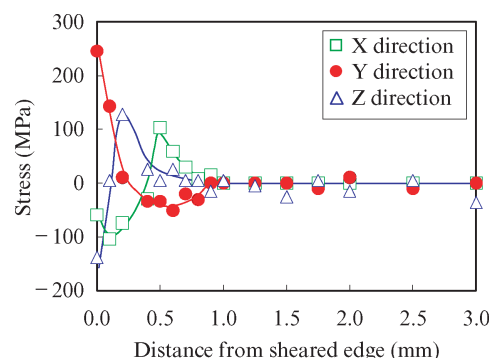


図 14 放射光によるせん断加工端面の応力分布測定結果

Fig. 14 Stress distribution by shearing process using synchrotron radiation

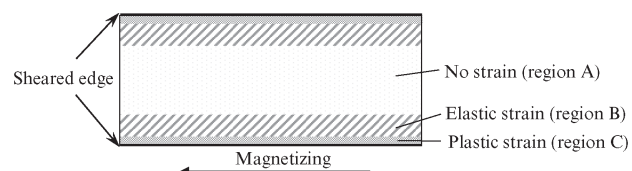
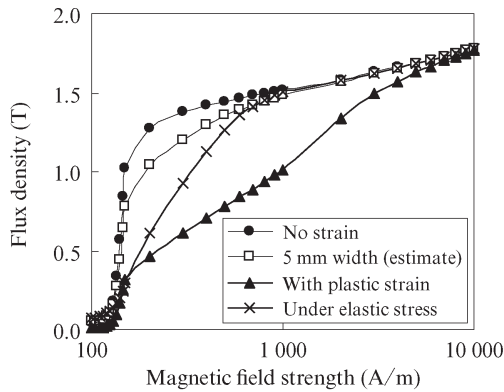


図 15 せん断加工による歪分布の模式図

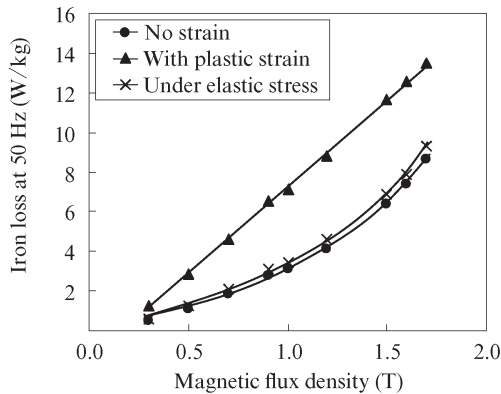
Fig. 15 Schematic diagram of strain distribution by shearing

転じ, $0.15\ \text{mm} \sim 0.5\ \text{mm}$ の領域では $50\ \text{MPa}$ 程度の引張応力を示す。一方, 放射光による評価結果では, せん断加工端部から $0.2\ \text{mm}$ の領域で最大 $250\ \text{MPa}$ 程度の引張応力を示し, $0.2\ \text{mm} \sim 0.9\ \text{mm}$ の領域では最大 $40\ \text{MPa}$ 程度の圧縮応力を示す。以上のことから, FEM 解析と実測評価を比較した結果, せん断加工端面から導入されている弾塑性歪領域はおおむね一致し, さらに圧縮応力から引張応力に転じる点は一致しているが, その応力値についてはやや乖離が生じており, 加工によって生じる弾性応力を議論する際は, 今後解析精度の向上を図る必要があると考えられる。

図 15 にせん断加工時の歪分布の模式図を示す。図 13 の放射光による歪分布の測定結果と図 4 に示した硬度増分の測定結果から, せん断端面から $0.20\ \text{mm}$ 以下 (領域 C と呼



(a) BH curves



(b) Iron loss curves

図 16 塑性歪、弾性歪付与時の磁気特性比較

Fig. 16 Comparison of magnetic properties under plastic strain and elastic stress

称)では塑性歪が、0.20 mm から 1.0 mm の間(領域 B と呼称)では弾性歪が磁気特性に影響を及ぼすものと考えられる。また、せん断端面から 1 mm 以上離れた領域(領域 A と呼称)では歪は観察されなかった。

放射光で得られた弾塑性歪分布の結果から、せん断幅: 5 mm とした場合の鉄損増加率を算出した。材料の磁化方向と同一方向の Y 方向の歪分布に着目し、図 13 の歪分布の測定結果から、塑性歪領域(領域 C)、弾性歪領域(領域 B)について、それぞれの平均歪を算出し、平均歪に相当する弾塑性歪を付与して磁気特性を測定した。なお、無歪領域(領域 A)については歪取焼鈍を行った試料の磁気特性を測定した。図 16 (a) に塑性歪領域、弾性歪領域、および無歪領域それぞれにおける磁化特性を示す。試料を 5 mm 幅にせん断したとき、測定した歪分布から各領域が占める割合を計算すると、無歪領域(領域 A): 60%、弾性歪領域(領域 B): 32%、塑性歪領域(領域 C): 8%であった。本割合を考慮して、5 mm 幅にせん断加工した試料を最大磁束密度 1.5 T で励磁したときの各領域の励磁磁束密度を推定すると、無歪領域: 1.55 T、弾性歪領域: 1.49 T、塑性歪領域: 1.12 T と算出された。これは、せん断加工によって歪が導入された領域は透磁率が大幅に低下し、歪のない領域に磁束が集中

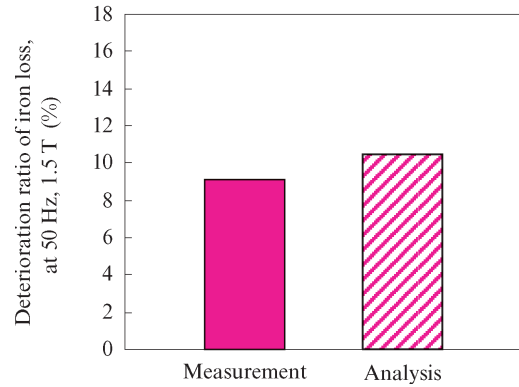


図 17 せん断加工による鉄損増加率の比較

Fig. 17 Comparison of measurement and analysis of iron loss deterioration

している様子を表している。

図 16 (b) に塑性歪領域、弾性歪領域、および無歪領域それぞれにおける鉄損特性を示す。上記の各領域の励磁磁束密度に対する鉄損から、5 mm 幅とした際の鉄損を試算し、鉄損増加率 $\Delta W_{15/50}$ を求めた。図 17 に鉄損増加率の算出結果を示す。この結果から、計算された鉄損増加率は、測定された鉄損増加率とほぼ一致していることがわかる。以上のことから、材料の塑性歪域と弾性歪域を評価することにより、モータの鉄損推定が可能となることが示唆された。

4. おわりに

本稿では、無方向性電磁鋼板のせん断加工時の鉄損増加に及ぼす結晶粒径の影響について調査するとともに、放射光によってせん断加工時の歪分布の測定を行った結果、以下を明らかにした。

- (1) 結晶粒径の小さい材料の方がせん断加工時の鉄損増加は小さい。しかし、結晶粒径の小さい材料は 50~400 Hz 域の鉄損の絶対値は大きくなるため、モータ等の実駆動条件を考慮した材料選定が重要になると考えられる。
- (2) せん断加工時の鉄損増加率は、せん断端面のだれ高さといく相関を示す。だれ高さが小さい場合、塑性歪が小さくなり、また加工端部から及ぶ圧縮応力場が小さくなる。このため、結晶粒径の小さい材料は加工時の鉄損増加量が小さくなったものと考えられる。
- (3) 放射光で加工端面の歪分布を測定した結果、せん断加工による弾性歪は板厚の約 2~3 倍まで生じている。
- (4) FEM 解析によって得られた応力分布と、放射光で実測された応力分布を比較した結果、せん断加工端面から導入されている弾塑性歪領域はおおむね一致しているが、その応力値についてはやや乖離が生じていた。
- (5) 放射光を用いた測定によって得られた弾塑性歪分布の

結果から, 5 mm 幅にせん断した試料の鉄損増加率を推定したところ, 実測で得られた鉄損増加率とよく一致した。

参考文献

- 1) Honda, A.; Kawano, M.; Ishida, M.; Sato, K.; Komatsubara, M. Efficiency of model induction motor using various non-oriented electrical steels. *J. Mater. Sci. Technol.* 2000, vol. 16, no. 2, p. 238-243.
- 2) Toda, H.; Senda, K.; Ishida, M. Effect of material properties on motor iron loss in PM brushless dc motor. *IEEE Trans. Magn.* 2005, vol. 41, no. 10, p. 3937-3939.
- 3) Toda, H.; Senda, K.; Morimoto, S.; Hiratani, T. Influence of various non-oriented electrical steels on motor efficiency and iron loss in switched reluctance motor. *IEEE Trans. Magn.* 2013, vol. 49, no. 7, p. 3850-3853.
- 4) Schoppa, A.; Schneider, J.; Wuppermann, C. D. Influence of the manufacturing process on the magnetic properties of non-oriented electrical steels. *J. Magn. Magn. Mater.* 2000, vol. 215-216, p. 74-78.
- 5) Rygal, R.; Moses, A. J.; Derebasi, N.; Schneider, J.; Schoppa, A. Influence of cutting stress on magnetic field and flux density distribution in non-oriented electrical steel sheets. *J. Magn. Magn. Mater.* 2000, vol. 215-216, p. 687-689.
- 6) 千田邦浩, 石田昌義, 中須洋一, 八木正昭. 剪断加工による無方向性電磁鋼板の鉄損および磁区構造の変化. *電気学会論文誌 A.* 2005, vol. 125, no. 3, p. 241-246.
- 7) Kurosaki, Y.; Mogi, H.; Fujii, H.; Kubota, T.; Shinozaki, M. Importance of punching and workability in non-oriented electrical steel sheets. *J. Magn. Magn. Mater.* 2008, vol. 320, p. 2474-2480.
- 8) Kaido, C.; Mogi, H.; Fujikura, M.; Yamasaki, J. Punching Deterioration Mechanism of Magnetic Properties of Cores. *IEEJ Trans. FM.* 2008, vol. 128, no. 8, p. 545-550.
- 9) 戸田広朗, 尾田善彦, 財前善彰. JFE スチールのモータ特性解析技術. *JFE 技報.* 2015, no. 36, p. 24-31.
- 10) Toda, H.; Zaizen, Y.; Namikawa, M.; Shiga, N.; Oda, Y.; Motomoto, S. Iron loss deterioration by shearing process in non-oriented electrical steel with different thicknesses and its influence on estimation of motor iron loss. *IEEJ Journal of Industry Applications.* 2014, vol. 3, p. 55-61.
- 11) Omura, T.; Zaizen, Y.; Fukumura, M.; Senda, K.; Toda, H. Effect of Hardness and Thickness of Non-oriented Electrical Steel Sheets on Iron Loss Deterioration by Shearing Process. *IEEE Trans. Magn.* 2015, vol. 51, ID 2005604.
- 12) Rygal, R.; Moses, A. J.; Derebasi, N.; Schneider, J.; Schoppa, A. Influence of cutting stress on magnetic field and flux density distribution in non-oriented electrical steel sheets. *J. Magn. Magn. Mater.* 2000, vol. 215-216, p. 687-689.
- 13) 財前善彰, 大村健, 千田邦浩, 福村勝, 戸田広朗. 無方向性電磁鋼板のせん断加工時鉄損増加に及ぼす結晶粒径の影響. *電気学会論文誌 A.* 2018, vol. 138, no. 11, p. 576-581.
- 14) Zaizen, Y.; Omura, T.; Fukumura, M.; Senda, K.; Toda, H. Evaluation of stress distribution due to shearing in non-oriented electrical steel by using synchrotron radiation. *AIP Advances* 6. 2016, 055926.
- 15) Cockcroft, M. G.; Latham, D. J. Ductility and the workability of metals. *Journal of the institute of metal.* 1968, vol. 96, p. 33-39.