

技 報

# こまくさ

K O M A K U S A

発行：平成22年6月

第九号

Fe-Si/Mn-Ir 交換結合単磁区磁性薄膜の Kerr 効果を用いた光プローブ電流センサの基礎検討

—— 電気電子工学科 曾根原 誠

Simple-Box-9 coil system: A novel approach to design of a square coil system for producing uniform magnetic fields

—— 電気電子工学科 田代 晋久, 松岡 信仁, 脇若 弘之



(財) 信州大学工学部 若里会



## 目 次

技報「こまくさ」第9号の発刊にあたって

Fe-Si/Mn-Ir 交換結合単磁区磁性薄膜の Kerr 効果を用いた光プローブ電流センサの基礎検討

電気電子工学科 曾根原 誠 2

Simple-Box-9 coil system: A novel approach to design of a square coil system for producing uniform magnetic fields

電気電子工学科 田代 晋久, 松岡 信仁, 脇若 弘之 8

研究助成受領者名簿

技報「こまくさ」第9号の発刊にあたって

財団法人信州大学工学部若里会

副理事長 北 澤 文 教

技報「こまくさ」第9号の発刊にあたり、ご挨拶を申し上げます。

さて、私達が母校「信州大学工学部」は、昭和18年に長野高等工業学校として発足し、昭和24年に学制改革により新制信州大学工学部として発足し、ここに創立60周年を迎えました。

平成21年12月5日に信州大学工学部創立60周年記念式典と記念講演会を長野市において開催し、更に平成22年4月23日に創立60周年記念事業の一つ「信州科学技術総合振興センター（SASTec）」の建設竣工を祝い、キックオフ式典とシンポジウムが行われました。

「信州科学技術総合振興センター（SASTec）」は、工学部構内の元講堂跡地に建屋3階建・面積2,320㎡・工事費約6億円で建設された産学連携研究施設で国の補助金と工学部同窓会等の協力により完成し、地域住民・産業界の人々等が気軽に立ち寄り教職員との交流を図ったり、共同研究推進等の相談が行われる交流の場所を提供するものです。

特に、建物の1・2階は産学連携研究等に貸し出される実験室・研究室があります。

皆様方にも十分にご活用頂きたいと思えます。

当若里会は、工学を基礎とした幅広い産業文化の発展に寄与することを目的とし、このために工業等に関する情報とこれに関連する産業振興の調査研究、長野県その他地域産業振興に関する図書及び雑誌の発行等の事業を行うこととしており、今年もこの「こまくさ」第9号を発行し、県内の公共機関及び技術系企業に配布し、技術振興に役立てると共に県内高等学校にも配布し、進学指導の一助としております。

また、例年行っている長野県工業高等学校ロボコンイン信州への助成をし、工業高校生の技術技能と学力向上を支援します。同様にNHK大学ロボコンに出場する信州大学工学部ロボット研究会へも助成し、工学部学生の学問・技術に対する意欲を増進し、工学への関心を高めます。

更に、工学部助成を行い、学生や大学の教育・研究活動の一層の発展がなされるように支援をして参ります。

今後も、技報「こまくさ」に皆様方のご支援・ご指導のほどお願いします。

終わりに、ご投稿を頂いた方々と編集にご尽力頂きました方々に感謝とお礼を申し上げます。

# Fe-Si/Mn-Ir 交換結合単磁区磁性薄膜の Kerr 効果を用いた

## 光プローブ電流センサの基礎検討

Fundamental study of optical probe current sensor using Kerr effect of Fe-Si/Mn-Ir exchange-coupled film with a single magnetic domain structure

曾根原 誠 (信州大学工学部)

浅沼 和志 (長野県工科短期大学校), 大谷 直樹, 後藤 貴登, 菊地 佑輔  
佐藤 敏郎, 山沢 清人, 三浦 義正 (信州大学工学部)

2009 米国電気電子学会センサ国際会議 (IEEE SENSORS 2009)

2009 年 10 月 25 日～28 日

ニュージーランド, クライストチャーチ市, クライストチャーチ会議場

Abstract: An optical probe current sensor using Kerr effect of Fe-Si/Mn-Ir exchange-coupled film has been investigated. The optical sensing technique has the advantage of no induced noise from the external electromagnetic interference. In addition, since the proposed method using a Kerr effect of single domain exchange-coupled magnetic thin film utilizes only magnetization rotation, the Barkhausen noise due to domain wall pinning can be excluded. A fabricated optical probe current sensor consisting of He-Ne laser, Fe-Si/Mn-Ir exchange-coupled film, beam splitter, pin-PD and differential amplifier, exhibited a current sensing bandwidth of 10 kHz and a sensitivity of 2.26 V/A. By using the fabricated optical probe current sensor, the current sensing for PWM inverter motor has been demonstrated.

キーワード: 電流センサ, 光プローブ, 磁気 Kerr 効果, 交換結合膜

(Keywords, Current sensor, Optical probe, Magnetic Kerr effect, Exchange-coupled film)

### 1. はじめに

近年, CO<sub>2</sub> 削減に有効なガソリンとモータを併用するハイブリッド自動車の普及が進んでおり, 内燃機関を持たない電気自動車の開発も活発に行われている。これらには, インバータを用いた可変速交流電動機が用いられており, トルク制御や回転数制御のために正確なモータ電流検出が必要である。現在, 電流検出には主としてホール素子を利用した磁界/電流変換センサが使われているが, 自動車内にはイグニッションやインバータなど様々なノイズ源があり, これらが誘導によってコモンモードノイズとして電気ケーブル内に重畳し, 電流センシングに悪影響をおよぼす恐れがある。

本研究は, 外部からの電磁障害の影響を受けない光をプローブとする電流センシングの方法として, 磁性体の磁気 Kerr 効果を利用した光プローブ電流センサの基礎検討を行ったものである。本方法は磁気 Kerr 効果用磁性体として Fe-Si/Mn-Ir 交換結合単磁区磁性薄膜を用い, 電流磁界に

よる磁化過程として回転磁化のみを利用することで, 磁壁移動ピンニングによるバルクハウゼンノイズをとまわらない, 回転磁化の高速応答性による広帯域センシングが可能などの利点がある。本センサの最終目標の一つとして, 劣悪な電磁環境下にある自動車用のモータ制御用電流センサとしての応用を考えている。

### 2. 光プローブ電流センサの構成

Fig.1 は光プローブ電流センサの構成図を示すもので, 後述する三相 PWM インバータ駆動誘導電動機の相電流  $I$  を測定する実験系も併せて図示してある。ギャップ付 Mn-Zn フェライトコアに被測定電流線を 21 ターン巻き, ギャップ部に Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜を設置した。なお, ギャップ部に発生する電流磁界の方向を磁性薄膜の磁化困難軸方向に一致させた。波長 633 nm の直線偏光 He-Ne レーザと磁性薄膜の間に, 直線偏光性を向上させる目的でグラントムソン偏光プリズムを設置した。レーザー光の入射面は磁性薄膜の磁化困難軸方向と直交する面とした。磁性

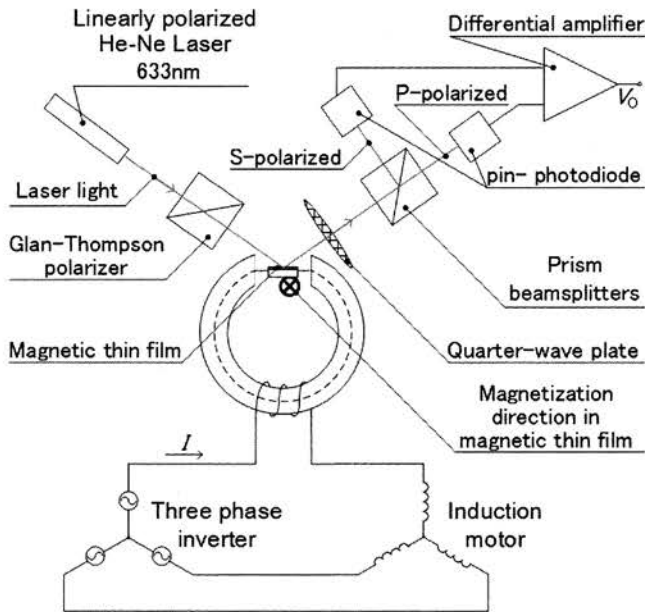


図1 光プローブ電流センサの構成図

Fig. 1. Configuration of the optical probe current sensor.

薄膜からの反射光は、1/4 波長板・プリズムビームスプリッタを通すことにより P 波と S 波に分離され、pin フォトダイオードに入射する。電流  $I=0$  すなわち印加磁界が 0 の場合に P 波と S 波の大きさが等しくなるように 1/4 波長板の主軸を調整した。この場合は、それぞれの pin フォトダイオードに入射されるレーザー光強度は等しいので、2つのフォトダイオード出力を入力とする差動増幅器出力はゼロとなる。一方、被測定電流巻線に電流  $I$  が流れると、磁性薄膜に電流磁界が加わり、磁性薄膜の磁気モーメントが回転することで P 波と S 波の大きさが変わり、2つのフォトダイオードの入射光強度に差分  $\Delta P$  が生じ、差動増幅器に出力が現れる。

### 3. Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の特性

#### 〈3・1〉 強磁性体/反強磁性体交換結合

強磁性体と反強磁性体の界面では交換結合エネルギー  $J_{ex}$  によって強磁性体中に交換バイアス磁界  $H_{ex}$  が発生し、磁気モーメントが一方向に揃って単磁区化する。(1)交換バイアス磁界  $H_{ex}$  と直交方向に外部磁界を印加する場合、磁気モーメントの回転のみによる磁化過程が支配的となるため、磁壁ピンニングによるバルクハウゼンノイズを生じない、磁化回転の限界周波数が強磁性共鳴周波数まで延び高速応答性に優れるなどの利点があると考えられる。

交換バイアス磁界  $H_{ex}$  は (1) 式で示される。また交換結合膜の困難軸方向磁化率  $\chi$  は (2) 式で示される。

$$H_{ex} = \frac{J_{ex}}{t_F M_s} \dots\dots\dots (1)$$

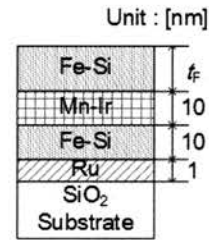


図2 交換結合磁性膜の断面構造模式図

Fig.2. Cross-sectional structure of the Fe-Si/Mn-Ir exchange-coupled magnetic thin film.

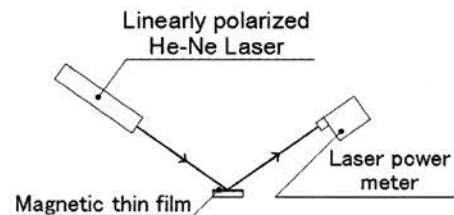


図3 反射率測定系の模式図

Fig. 3. Schematic view of the reflection measurement for Fe-Si/Mn-Ir exchange-coupled film.

$$\chi = \frac{M_s}{H_k + H_{ex}} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $H_k$  は intrinsic な強磁性体の異方性磁界、 $t_f$  は強磁性体の膜厚、 $M_s$  は飽和磁化である。(1)、(2) 式で表されたように、交換結合膜の磁化率  $\chi$  は強磁性体の膜厚  $t_f$  で調整することができる。磁化率は磁化曲線の傾きであるので、強磁性体の膜厚  $t_f$  を変えることでセンサの感度を調整できることになる。

本研究では、Kerr 効果用磁性体として Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜を利用した。Fig.2 は本研究で用いた Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の構造を示すもので、高周波材料として検討した材料系<sup>(2)</sup>と同じ方法で作製した。

#### 〈3・2〉 Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の反射率特性

Fig.3 で示した方法によって、Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の上部 Fe-Si 膜の反射率を調べた。交換結合磁性薄膜に波長 633 nm の直線偏光レーザーを当て、その反射光のレーザー光強度を光パワーメータで測定し、交換結合磁性薄膜への入射光強度と比較した。Fig. 4 は、上部 Fe-Si 膜厚  $t_f$  に対する反射率を測定した結果を示すものである。同図には、Fe-Si 膜厚  $t_f$  と透磁率  $\mu$  の関係も併記して示してある。反射光強度は、強磁性体の膜厚  $t_f$  によらず入射光に対してほぼ 70% で一定であることがわかる。一方、同図より、強磁性体の膜厚  $t_f$  が厚くなるに伴い透磁率  $\mu$  は増加することがわかる。この理由は前述のとおりである。透磁率の大きな交換結合磁性薄膜であれば、小さな磁界印加すなわち小さな電流変化で大きな磁気モーメントの回転が得られるため、センサの感度が向上すると考えられる。よって本報告では

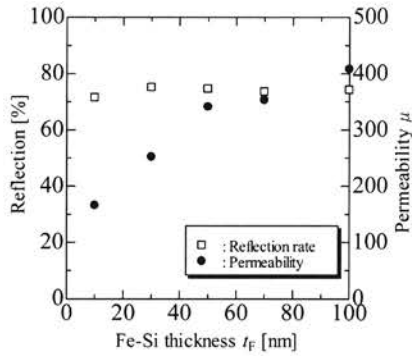


図4 Fe-Si/Mn-Ir/Fe-Si/Ru 交換結合膜における上部 Fe-Si 膜厚  $t_F$  と反射率, 透磁率の関係  
Fig. 4. Relationship between reflection, permeability and upper Fe-Si thickness  $t_F$  in Fe-Si/Mn-Ir/Fe-Si/Ru exchange-coupled film.

Fe-Si (100 nm)/Mn-Ir (10 nm)/Fe-Si (10 nm)/Ru (1 nm)を採用した。

### 〈3・3〉 Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の磁気 Kerr 効果の測定

Fig.5 に消光法による磁気 Kerr 効果の測定系を示す。光源には波長 633 nm で直線偏光の He-Ne レーザーを用いた。直流磁界の発生にはソレノイドコイルを用いた。また磁性薄膜には前述の Fe-Si (100 nm)/Mn-Ir (10 nm)/Fe-Si (10 nm)/Ru (1 nm)交換結合単磁区磁性薄膜を用いた。Fig.5 に示すように、レーザー光を交換結合磁性薄膜に入射角  $\theta$  で入射し、交換結合磁性薄膜から反射したレーザー光をグラントムソン偏光プリズムに通過させ、光パワーメータで光強度を測定した。交換結合磁性薄膜に磁界  $H$  を印加しない場合の光パワーメータでの光強度が最小となるようにグラントムソン偏光プリズムの角度を調整する。ソレノイドコイルに電流  $I$  を流すと、交換結合磁性薄膜に磁界  $H$  が印加され、磁気モーメントが回転する。そのため、磁気 Kerr 効果により通過する光の偏光面が回転し、光パワーメータで測定されるレーザー光強度が変化する。その際のレーザー光強度と印加磁界を印加されない場合のレーザー光強度との差を変化量  $\Delta P$  として評価した。

### 〈3・4〉 Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の磁気 Kerr 効果の入射角依存性

Fig.6 は、Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜に対するレーザー光入射角と光パワー強度変化量  $\Delta P$  の関係を示すものである。図から明らかなように、 $\Delta P$  は入射角 55 度付近で最大となる。強磁性体の Kerr 回転角  $\theta_k$  が入射角 50~60 度付近で最大となることが良く知られており<sup>(3)</sup>、Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜もほぼ同様の傾向を持っていると言える。

### 〈3・5〉 Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の磁気 Kerr 効果の外部磁界依存性

Fig.7 に、Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の磁気 Kerr 効

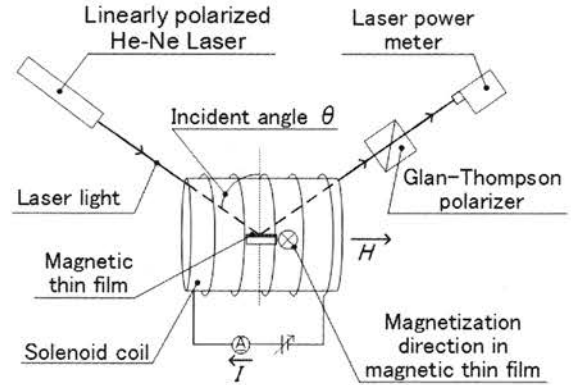


図5 磁気 Kerr 効果測定系の模式図  
Fig. 5. Schematic view of the magnetic Kerr effect measurement.

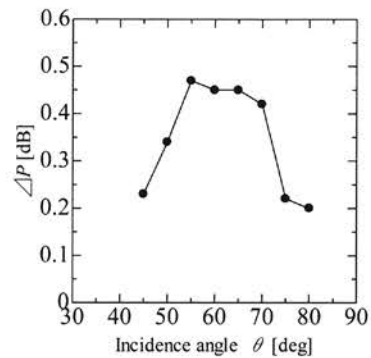


図6 Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の磁気 Kerr 効果の入射角度依存性

Fig. 6. Relationship between incident angle  $\theta$  and Kerr effect of Fe-Si/Mn-Ir exchange-coupled magnetic film.

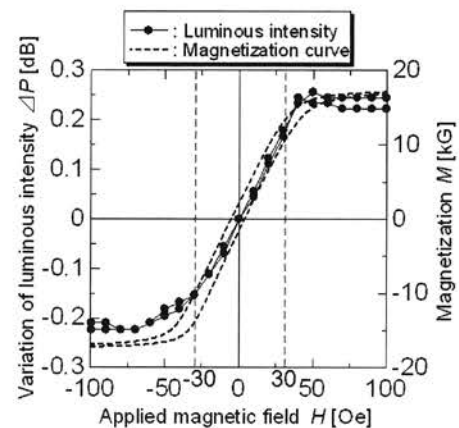


図7 Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の磁気 Kerr 効果の外部磁界依存性

Fig. 7. Relationship between Kerr effect and applied magnetic field  $H$  in Fe-Si/Mn-Ir exchange-coupled magnetic film.



果の外部磁界依存性を示す。同図には、破線で交換結合磁性薄膜の磁化困難軸方向における静磁化曲線を併記して示した。同図より、外部印加磁界  $H$  による光量変化  $\Delta P$  が静磁化曲線によく一致していることが確認できる。また、 $-30 \leq H \leq 30$  [Oe] の範囲で、レーザー光強度が概ね線形に変化していることが分かる。したがって、光量変化  $\Delta P$  が線形に変化する範囲を利用することで、線形応答する電流センサを作製できると考えられる。

#### 4. 光プローブ電流センサの試作と動作試験

##### (4.1) 光プローブ電流センサの光—電気変換回路

Fig. 1 で示した光プローブ電流センサの構成では、3 項で示した消光法の替わりに、反射光を P 波と S 波に分離して差動検出する差動法を採用した。

Fig. 8 は光—電気変換回路を示すもので、帯域 20 MHz の pin フォトダイオード (浜松ホトニクス製: S1223-01) を採用し、光強度に比例して変化する逆バイアス電流を抵抗  $R_p$  で電圧  $V_p$  に変換し<sup>(4)</sup>、差動増幅回路に入力する構成となっている。Fig.9 に、pin フォトダイオード回路における抵抗値  $R_p$  を変化させた場合のレーザー光強度と電圧  $V_p$  の関係を示す。光強度と電圧  $V_p$  には良好な直線関係にあることが分かる。また、同一の光強度では、 $V_p$  は  $R_p$  に比例しており、逆バイアス電流は  $R_p$  に無関係に一定で、光強度のみに比例することがわかる。本研究では、pin フォトダイオードにおけるレーザー光強度は  $180 \mu\text{W}$  であったため、 $R_p$ 、 $R_p^+$  を  $10 \text{ k}\Omega$  とし、微調整用に  $100 \Omega$  のポテンショメータ  $R_{pp}$ 、 $R_{pp}^+$  を直列に接続したものをを用いた。

pin フォトダイオードからの電圧信号は増幅率 1000 倍の計装アンプ (BURR-BROWN 製: INA118) に入力した。 $V_{ref}$  には、Fig.8 に示すように計装アンプのオフセットを調整するためのオフセット調整用回路を接続した。なお、差動増幅回路の 3 dB カットオフ周波数は約 10 kHz であった。

##### (4.2) 光プローブ電流センサの基礎特性

Fig.1 で示した光プローブ電流センサの被測定電流巻線に DC~100 kHz の電流を流してセンサの基礎特性を測定した。ファンクションジェネレータ (NF 製: WAVE FACTORY 1952) に接続したパワーアンプ (NF 製: 4055) に負荷抵抗を接続して被測定電流を発生させている。

Fig.10 は、周波数 1 kHz で測定した被測定電流と光プローブ電流センサの出力の関係を示したものである。この図では被測定電流とセンサ出力をともに振幅値として示している。被測定電流とセンサ出力には良好な比例関係があるといえる。図中の Noise floor は、非測定電流ゼロの場合のセンサ出力ノイズ (Fig.11 参照) に相当するものであり、pin フォトダイオードの暗電流ノイズの他、差動増幅器などの電子回路ノイズによるものと考えられる。ノイズフロアから換算される電流振幅の検出限界は約 40 mA と見積もられる。なお Fig.10 において、被測定電流が 1.41 A に制限されている理由は、この電流振幅が Fig.7 で示した磁気 Kerr 効果の線形動作の限界磁界に相当するためである。最大測

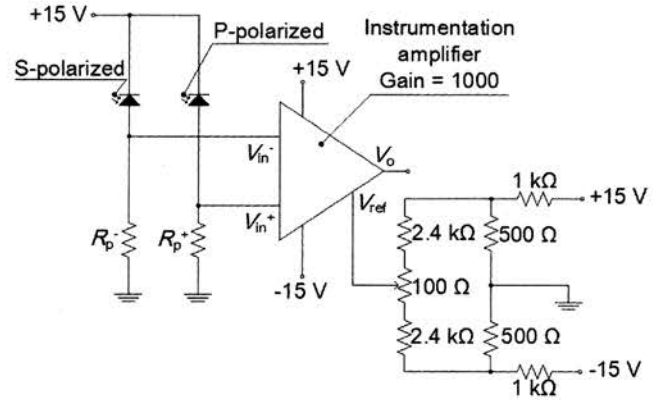


図 8 光プローブ電流センサにおける光—電気変換回路

Fig. 8. Photo Detecting circuit of the optical probe current sensor.

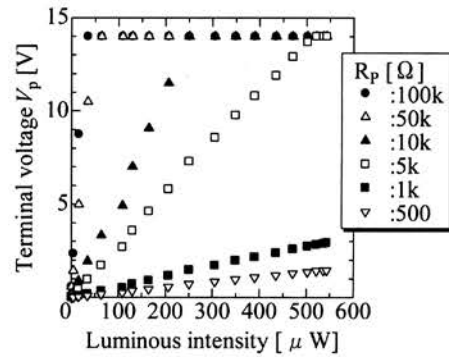


図 9 pin フォトダイオードの入射光強度と抵抗  $R_p$  の両端電圧  $V_p$  の関係

Fig. 9. Relationship between voltage  $V_p$  across the resistance  $R_p$  and incident light intensity of the pin photodiode.

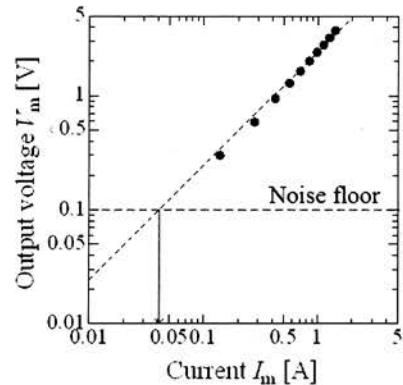


図 10 被測定電流とセンサ出力の関係 ( $f=1 \text{ kHz}$ )

Fig. 10. Relationship between sensor output voltage  $V_m$  and current  $I_m$ , ( $f=1 \text{ kHz}$ )

定電流はフェライトヨークギャップ長 (この場合、15 mm)、被測定電流巻線の巻数 (この場合、21 ターン)、交換結合磁性薄膜の磁化曲線の傾きに依存するので、これらを調整すれば容易に変更可能である。

Fig.12 は光プローブ電流センサの感度の周波数特性を示

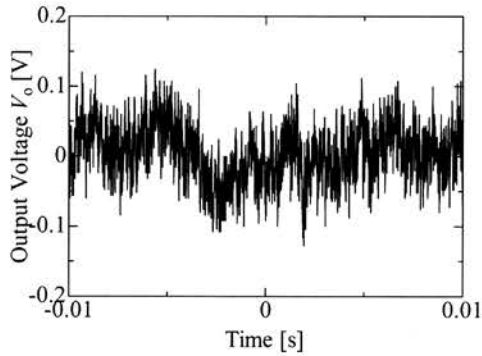


図 11 被測定電流ゼロのときのセンサ出力ノイズ  
Fig. 11. Sensor output noise when current

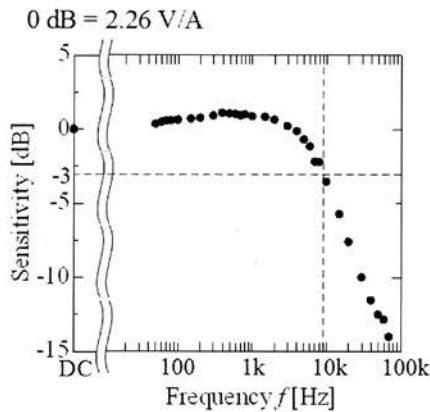


図 12 光プローブ電流センサの感度の周波数特性  
Fig. 12. Frequency characteristic of sensor sensitivity.

したものである。センサ感度の 3 dB カットオフ周波数は約 10 kHz である。Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の強磁性共鳴周波数はこれよりはるかに高い 1 GHz 帯にあり、また、pin フォトダイオードの帯域は 20 MHz であることから、差動増幅器のカットオフ周波数でセンサ感度の帯域が制限されていると言える。カットオフ周波数を高くするには、増幅器ゲインを下げる、あるいは帯域の広い増幅器を使用すれば良い。

## 5. PWM 駆動インバータモータの電流観測実験

### 〈5・1〉 実験方法

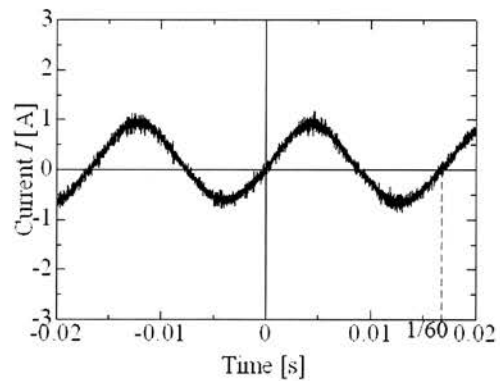
HITACHI 製の 200 W 三相誘導電動機 (CA19-020-10) を HITACHI 製 12 kHz-PWM インバータ (SJ100-002LFR) によって 60 Hz で駆動した。電動機電流を光プローブ電流センサで測定するとともに、比較対象としてゼロフラックス型ホール素子電流プローブ (HIOKI 製: CT9277) によっても電流測定を行った。

### 〈5・2〉 実験結果

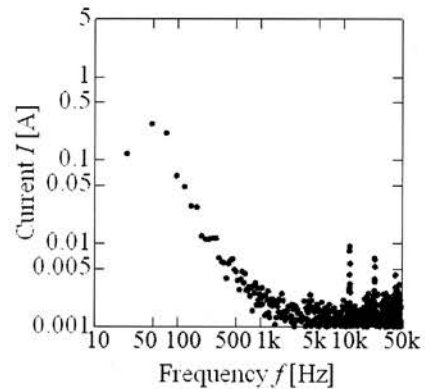
Fig.13, 14 に、光プローブ電流センサとホール素子電流プローブで測定した電動機電流波形とその周波数スペクトラムを示す。ホール素子電流プローブで測定した電流波形

に比べ、光プローブ電流センサで測定した電流波形には、スパイク状のノイズが少なく、60 Hz の正弦波に近い波形となっていることが分かる。電流の周波数スペクトラムにおいても、光プローブ電流センサを用いた場合は、わずかにインバータの搬送波の 12 kHz 成分とその整数倍の高次スペクトルが観測されているだけで、ホール素子電流プローブに比べて高調波成分が大幅に少ない。これらの原因は、光プローブ電流センサの測定帯域が 10 kHz に制限されていることが大きな理由である。

今回試作した光プローブ電流センサは差動増幅器の帯域制限のために、電流の測定周波数として DC から 10 kHz 程度に制限されたが、インバータ駆動可変速電動機の電流測定に限れば、電動機の電源周波数としては高々数 kHz 程度であると考えられ、搬送波ノイズの影響を抑制して電流センシングを行うことが可能であると考えられる。



(a) 電流波形  
(a) Current waveform.

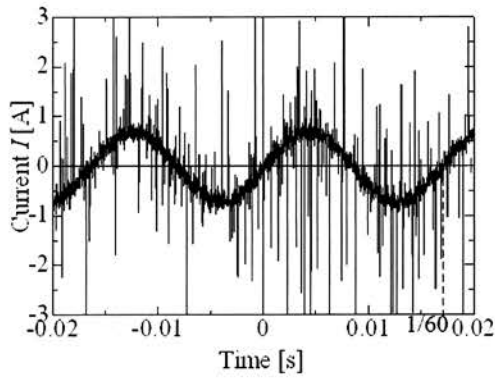


(b) 周波数スペクトラム  
(b) Frequency spectrum.

図 13 光プローブ電流センサによって測定した PWM インバータ駆動三相誘導電動機の電流波形と周波数スペクトラム

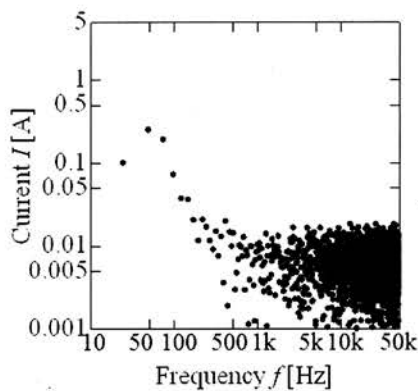
Fig. 13. Current waveform and its frequency spectrum of the PWM inverter driven three-phase induction motor, by using an optical probe current sensor.





(a) 電流波形

(a) Current waveform.



(b) 周波数スペクトラム

(b) Frequency spectrum.

図 14 ホール素子電流プローブによって測定した PWM インバータ駆動三相誘導電動機の電流波形と周波数スペクトラム

Fig. 14. Current waveform and its frequency spectrum of the PWM inverter driven three-phase induction motor, by using a Hall element current probe.

## 6. まとめ

Fe-Si/Mn-Ir 交換結合単磁区磁性薄膜の磁気 Kerr 効果を用いた光プローブ電流センサの基礎検討として、Fe-Si/Mn-Ir 交換結合磁性薄膜の光学特性と磁気 Kerr 効果、光プローブ電流センサの基礎特性と、PWM 駆動三相誘導電動機の電流観測実験を行った結果を述べた。本研究より明らかになった点を以下に述べる。

- (1) Fe-Si(100 nm)/Mn-Ir(10 nm)/Fe-Si(10 nm)/Ru(1 nm)交換結合単磁区磁性薄膜の磁気 Kerr 効果の測定において、印加磁界  $-30 \leq H \leq 30$  [Oe]が線形動作範囲であることを示した。
- (2) 本稿で報告した光プローブ電流測定系では、差動増幅回路の帯域制限のために、電流センシングできる上限周波数は 10 kHz となった。電流値は実効値換算で  $0.03 \leq I \leq 1$  [A]の範囲を測定できる。
- (3) 12 kHz-PWM インバータ駆動三相誘導電動機の電流観測実験を行い、差動増幅器の帯域制限によって搬送波ノイズの少ない電流観測が可能であることを示した。

本研究で提案した光プローブ電流センサを汎用計測に展開するためには、測定帯域の広帯域化が必要であり、また、低コスト化のための半導体レーザーや光ファイバーの導入などが必要であり、今後、検討していく予定である。

## 7. おわりに

参加した 2009 米国電気電子学会センサ国際会議は、機械系、医療系、農学系、化学系、情報系そして電気系と様々な分野のセンサに関する研究成果が約 370 件報告され、500 人以上が参加者した大きな研究会であった。普段馴染みのない分野の研究を学ぶことができ、また多くの研究者と議論ができ大変有意義であった。今後の教育・研究活動に有益な国際会議であったと思われる。

財団法人信州大学工学部 若里会には教育研究助成として寄附金を頂戴し、旅費の一部として使用させて頂いた。ここに深謝する次第である。

## 参考文献

- (1) M. Jimbo: "Present Status of Antiferromagnetic Materials in Spin Valves" *Journal of Magnetism Society of Japan*, Vol.22, No.1, pp.12-18 (1998)  
神保睦子:「スピバルブ膜に用いられている反強磁性膜の現状」, *日本応用磁気学会誌*, Vol.22, No.1, pp.12-18 (1998)
- (2) M. Sonehara, T. Sato, K. Yamasawa, Y. Miura, S. Ikeda, M. Yamaguchi: "Preparation and Characterization of Mn-Ir/Fe-Si Exchange-Coupled Film for High-frequency Micromagnetic Devices" *Journal of Magnetism Society of Japan*, Vol.29, No.2, pp.132-137 (2005)  
曾根原誠・佐藤敏郎・山沢清人・三浦義正・池田慎治・山口正洋:「高周波マイクロ磁気デバイス用 Mn-Ir/Fe-Si 交換結合膜の作製と特性評価」, *日本応用磁気学会誌*, Vol.29, No.2, pp.132-137 (2005)
- (3) 佐藤勝昭:「光と磁気」, 朝倉書店, p.50 (1988)
- (4) 古川静二郎・松村正清:「電子デバイス[II]」, 昭晃堂, pp.100-12 (1980)

**Simple-Box-9 coil system:  
A novel approach to design of a square coil system for producing uniform magnetic fields**

田代晋久, 松岡信仁, 脇若弘之  
信州大学工学部電気電子工学科  
JAPMED'6  
2009年7月27日~7月29日  
ルーマニア ブカレスト

報告: POLITEHNICA University of Bucharest(ルーマニア)にて行われた JAPMED'6 (6th Japanese-Mediterranean Workshop on APPLIED ELECTROMAGNETIC ENGINEERING FOR MAGNETIC, SUPERCONDUCTING AND NANO MATERIALS)に参加し口頭発表を行いました。研究内容はヘルムホルツコイル等に代表される一様磁界発生装置におけるコイルの新しい設計手法に関するものです。これは、生体への磁界暴露装置や、宇宙磁場環境を模擬するための地磁気キャンセルシステム等の分野で使用されています。また生体磁気計測等の低周波微弱磁界計測に不可欠な強磁性体を用いた磁気シールド装置(数千万円~数億円)を安価(一千万円以下)に構成するための基礎技術の一つです。本研究発表を行った国際会議への参加費及び旅費の一部を財団法人信州大学工学部若里会よりご援助賜りました。ここに深く感謝申し上げます。

**Abstract:** This paper presents a novel approach for the design of square coil system, through considerations of a conventional square coil system. This simple approach allows us to design a coil system which contains a greater number of coils. From this design method, we introduce a new structure system of same-sized square coils, Simple-Box-9. The constant coil spacing is a fourth-part of the side length of the coil, and the number of windings is  $2/1/1/1/1/1/1/2$ . From numerical calculations and experiments, it is shown that Simple-Box-9 can achieve the best uniformity compared with conventional square coil systems.

**Keywords:** uniform magnetic field, square coil system, design method

## 1. Introduction

Well-controlled, uniform magnetic field generation over a considerable volume is a necessary technique. A calibration instrument for a high sensitivity magnetometer, a geomagnetic field canceling system for biomagnetic measurements, a human motion capturing system with magnetometers, and a nuclear magnetic resonance imaging system at ultralow field are good examples. Although the required amplitude is not so high ( $\sim 100 \mu\text{T}$ ), the volume should be capable of a human. And the required uniformity is at least within 1 % deviation. This paper focuses on same-sized square coil systems which have practical advantages in construction and usefulness. Most of the previous works proposed configurations which would zero as many high-order spatial derivatives of the magnetic field as possible at the center of the coil system[1-2]. Another method discussed the uniformity in an evaluation area inside the equally-spaced coils [3-5]. First of all, we categorize the conventional design method into A and B, and discuss the difficulty of the optimization. In the next step, we propose a novel approach for the design of a square coil system which involves the advantages of Category A and B. Using this method, the number of parameters which should be defined is only two. From this approach, we lead to a new square coil system structure, Simple-Box-9, and evaluate its capability through numerical calculations and experiments.

## 2. Conventional square coil system

### 2.1 Category A

Consider a square coil system which is coaxially placed  $N$  square coils of side length  $d$  [m], as shown in Fig. 1. Here, the  $x$  and  $y$  axes are parallel to the side of coils, the  $z$  axis is the center axis of the coil system, and the center of the system represents  $(x, y, z) = (0, 0, 0)$ . A square loop carrying a current  $I$  [A], which is placed at a distance  $c$  [m] from the center, produces a magnetic flux density  $B(z, c)$  at  $(0, 0, z)$ . From Biot-sarvart's law,  $B(z, c)$  has a  $z$  component only and can be expressed as follows

$$B(z,c) = \frac{2 \times 10^{-7} \times I d^2}{\left(\frac{d^2}{4} + (z-c)^2\right) \sqrt{\frac{d^2}{2} + (z-c)^2}} \quad [\text{T}] \quad (1)$$

When  $N$  square loops carrying  $I_i$  at a distance  $c_i$  are considered, the total magnetic flux density  $B(z)$  can be calculated by

$$B(z) = \sum_{i=1}^N B(z, c_i) \quad [\text{T}] \quad (2)$$

Considering the Taylor-series expansion for  $B(z)$  with respect to the center,

$$B(z) = \sum_{i=0}^{\infty} a_i z^i \quad [\text{T}] \quad (3)$$

Assuming symmetry of the coil arrangement with the  $z = 0$  plane, and giving the same current to a pair of square loops,

$$B(z) = \sum_{i=0}^{\infty} a_{(2i)} z^{(2i)} \quad [\text{T}] \quad (4)$$

$B(z)$  is an even function of  $z$ , and all odd-order terms vanish. Since the parameters which should be determined are  $d$ ,  $c_i$  and  $I_i$ , the number of parameters is  $(2N-1)$ . When each square coil has a number of windings  $n_i$ , and all of coils are connected in series,  $n_i$  is an alternative parameter of  $I_i$ . To be the minimum number of parameters, ampere-turn ratio ( $I_i/I_j$ ), and normalized distance ( $z/d$ ) are introduced. Here,  $I_j$  refers to the ampere-turn of the innermost coil. When the number of  $N$  is odd, the number of coil pairs is  $((N-1)/2)$ , and an innermost coil is placed at the center. The number of parameters for the normalized distance is  $((N-1)/2)$ , and for the ampere-turn ratio it is  $((N-1)/2)$ . When the number of  $N$  is even, the number of coil pairs is  $(N/2)$ . The number of parameters for the normalized distance is  $(N/2)$ , and for the ampere-turn ratio it is  $((N/2)-1)$ . It means that all cases require the total number of parameters is to be  $(N-1)$ . The parameters can be defined by the solution of

$$\left. \frac{d^{(2i)} B(z)}{dz^{(2i)}} \right|_{z=0} = 0 \quad (\text{Where } i=1, \dots, (N-1)) \quad (5)$$

According to the design method (Category A), every term up to the  $(2N-1)$ -order will vanish. Equation (5) can be solved analytically, and a solution for up to  $N=4$  was calculated. Proposed structure based on Category A is summarized in Table 1. Because the normalized distance and the ampere-turn ratio were irrational number for  $N = 3$  and 4 [1], the normalized distance with four digits, and the integer number of turns of coil system were proposed [2].

Table 1. Design of square coil systems in Category A [1-2]

Number of coils, $N$	Length of coil system, $l$	Coil distance with respect to center of system, $c_i$	Ampere-turn ratio of inner to outer coil pair	Proposed number of windings	Center field, $B(0)$ [ $\mu\text{T}/\text{A}$ ]	Name of coil system in this paper
2	$0.5445 d$	$-0.27225d, +0.27225d$	(N/A)	1/1	$1.629 / d$	Helmholtz-2 [1]
3	$0.8212 d$	$-0.4106d, 0, +0.4106 d$	0.512797...	39/20/39	$68.21 / d$	Merritt-3 [2]
				33/17/33	$57.80 / d$	(N/A) [2]
4	$1.0110 d$	$-0.5055 d, -0.1281d, +0.5055 d, +0.1281d$	0.423514...	26/11/11/26	$46.65 / d$	Merritt-4 [2]
				59/25/25/59	$105.9 / d$	(N/A) [2]
				85/36/36/85	$152.6 / d$	(N/A) [2]

$d$  [m] represents side length of coil.



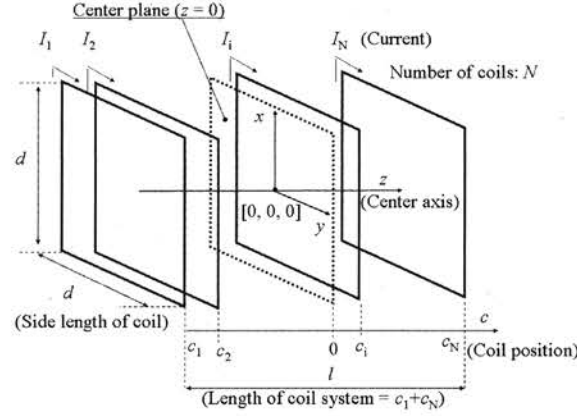


Fig. 1 Schematic arrangement of a square coil system.

## 2.2 Category B

For reducing the number of parameters, equally-spaced square coil systems are considered. To give the same coil spacing  $s$  [m], the parameter which should be determined is the ampere-turn ratio. Using this design method (Category B), the uniformity of the axial field in an evaluation area is a condition for finding a suitable ampere-turn ratio. A proposed structure based on Category B is summarized in Table 2. Simple-Box-9 is explained in the next chapter.

In the case of  $N = 3$ , Grisenti's group defined a few axes parallel to the center axis of the evaluation area [3]. For  $s = (2d/5)$ , they proposed an ampere-turn ratio of 0.6. This structure is a simplified structure of Merritt-3[2]. Moreover, they noted that the cube-surface coil is suitable for a three-axis coil system, and a proposed ampere-turn ratio of 0.51 for  $s = (d/2)$ . From the view point of practical use, the authors proposed the number of windings as  $2/1/2$  [4]. In the case of same coil arrangement, Sasada also proposed an ampere-turn ratio of 0.64 and the number of windings as  $25/16/25$  [5]. In this structure, the uniformity area within 2% deviation was  $0.42d \times 0.70d$  in the  $x$ - $z$  plane.

In the case of  $N = 5$ , Rubens chose  $s = (d/4)$  to be the cube-surface coil [6]. In order to find the ampere-turn ratio of  $a_2$ :  $a_1$ : 1:  $a_1$ :  $a_2$ , giving the condition

$$B(z) = B(z,0) + a_1 \left( B\left(z, -\frac{d}{4}\right) + B\left(z, \frac{d}{4}\right) \right) + a_2 \left( B\left(z, -\frac{d}{2}\right) + B\left(z, \frac{d}{2}\right) \right) \quad [\text{T}] \quad (6)$$

To solve this equation,  $z = 0, 0.15d$ , and  $0.25d$  was chosen using a heuristic approach. It led to  $a_1 = 0.405$  and  $a_2 = 1.92$ , and corresponded to the number of windings as  $71/15/37/15/71$ . In the next heuristic approach, it was found that the condition of  $a_1 = 0.400$  and  $a_2 = 1.900$  gives greater uniformity along the axis, thus  $19/4/10/4/19$  as the number of windings was proposed.

## 2.3 Comparison of conventional square coil systems

For the evaluation of conventional square coil systems, this paper focuses on the uniformity of magnetic flux density along the center axis. The magnetic flux density  $B(z)$  can be calculated from formula (1) and (2), and the deviation  $e$  is defined by

$$e = \frac{B(z/d) - B(0)}{B(0)} \times 100 \quad [\%] \quad (7)$$

Fig. 2 shows the comparison of the uniformity between Category A and B. The vertical axis is a logarithmic scale, and represents absolute the value of the deviation  $|e|$ . The horizontal axis represents normalized distance  $(z/d)$ . In Category A, all curves were an increasing function of  $(z/d)$ , and showed a similar profile. Use of a greater number of coils made better uniformity area wide. Although all curves showed a different profile in Category B, we can see that the use of the number of coils could produce a more uniform area. Comparison of the uniformity on the  $x$ - $z$  plane for several coil systems which correspond to Helmholtz-2, Merritt-3, Merritt-4 and Rubens5 had been done by a previous researcher [7]. This result agrees with the Kirshvink's proposal that Merritt-4 is the best. In order to improve the uniformity, coaxially arranged two sets of Merritt-4 was also proposed.

Since parameters can be found uniquely in the design based on Category A, the coil distance and the ampere-turn

ratio will be an irrational number. Because the error of the approximation should be considered, it is not easy to optimize for practical structure when the number of coils is increased. In the design based on Category B, numerous answers will appear, which depend on the definition of the evaluating area and criteria.

From another point of view, the number of turns makes parasitic capacitance large, and the useful frequency range becomes small. Although an independent current source for driving each single winding coil could produce the desired magnetic field, the precise control of the current source is not easy. Simple-Cubic-3 which has simplest integer number of windings achieves the deviation of 2.6 % within  $d/2$  area, and the area uniformity is better than that of Helmholtz-2. It was reported that Simple-Cubic-3 achieves uniformity within 2.6 % deviation inside a sphere volume with  $d/2$  diameter [4]. This is a better deviation compared with other relatively simple coil systems, such as 3.7 % of Cubic-3 and 7.7 % of Helmholtz-2. It should be noted that a tripled Simple-Cubic-3 coil system is suitable for use in uniform magnetic field generation in three-dimensions. However, other design methods capable of using the number of coils should be considered when the object is not spherical or more uniformity is required.

Table 2. Design of square coil systems in Category B [3-5]

Number of coils, $N$	Length of coil system, $l$	Coil spacing, $s$ ( $s=c_{j+1}-c_j$ , where $j=1,\dots,N-1$ )	Ampere-turn ratios of innermost to outer coil pair	Proposed number of windings	Center field, $B(0)$ [ $\mu\text{T}/\text{A}$ ]	Name of coil system in this paper
3	$0.8d$	$4d/5$	0.6	(1/0.6/1)	(1.880 / $d$ )	(N/A) [3]
	$d$	$d/2$	0.51	(1/0.51/1)	(1.500 / $d$ )	(N/A) [3]
			0.64	25/16/25	41.20 / $d$	Cubic-3[5]
			0.5	2/1/2	2.978 / $d$	SimpleCubic-3[4]
5	$d$	$d/4$	0.405, 1.92	71/15/37/15/71	133.0 / $d$	(N/A) [5]
			0.400, 1.900	19/4/10/4/19	35.69 / $d$	Rubbens-5[5]
9	$2d$	$d/4$	1, 1, 1, 2	2/1/1/1/1/1/1/1/2	4.762 / $d$	SimpleBox-9

$d$  [m] represents side length of coil.

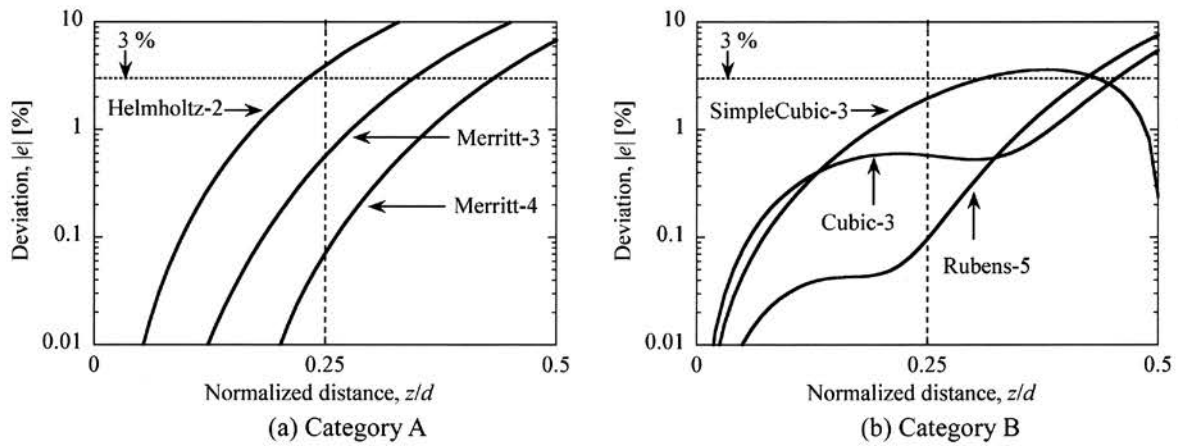


Fig. 2 Comparison of the uniformity along the center axis between Category A and B. The parameter refers to the name of the coil system described in Table 1 and 2.

### 3. Novel approach to design of a square coil system

#### 3.1 Design method

This paper proposes a novel approach to the design of a square coil system which involved the advantages of Category A and B. First of all, this approach limits the number of parameters such as Simple-Cubic-3 in Category B.

This design accepts a coil spacing constant  $s$ , and sets the number of turns to be 2 and 1 for inner coils and two for outer coils, respectively. The two outer coils can be thought of as being used for end correction which is known in the design of a solenoid coil with finite length [8]. In this design, the parameters which should be defined are only  $s$  and  $N$ . Next, comparison of the uniformity on the center axis helps to find the optimum parameters as in Category A. In order to find a candidate value of  $s$  and the range of  $N$ , this design evaluates the center field  $B(0)$ , to which the coil system of infinite length and of finite length is balanced. Then, suitable  $N$  is heuristically chosen through the calculation of the uniformity for given values of  $s$ .

### 3.2 Center field $B(0)$

Fig. 3 shows the center field  $B(0)$  as a function of the number of coils  $N$  and as a parameter of  $s$ . The initial value of  $N$  is three, and the increment is two. An increase of  $N$  causes  $B(0)$  to increase in the case of  $s = (d/2)$ , and causes  $B(0)$  to decrease when  $s$  is smaller than  $(d/4)$ . The final value of  $B(0)$  approaches  $(2.5/d)$ ,  $(5.0/d)$  and  $(10/d)$  for  $s = (d/2)$ ,  $(d/4)$  and  $(d/8)$ , respectively. We can see that the final value as inversely proportional to the coil distance is valid, because the magnetic flux density of an ideal solenoid coil is proportional to the ampere-turn per length. The smallest variation of the initial value to final value is about 10 % at  $s = (d/4)$ . This paper guesses that a suitable value of  $s$  is  $(d/4)$  and the range of  $N$  is less than 20.

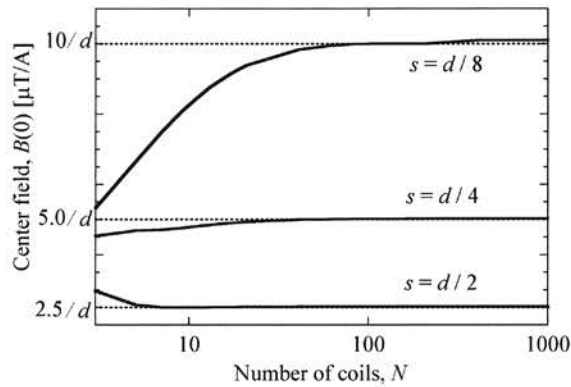


Fig. 3 Center field strength as a function of the number of coils and as a parameter of coil spacing.

### 3.3 Uniformity on the center axis

Fig. 4 shows the deviation on the center axis as a function of the normalized distance and as parameters of the number of coils. The increment of  $(z/d)$  is 0.1, and the value of  $s$  are  $(d/2)$  and  $(d/4)$ . The initial value of  $N$  is three, the increment is two, and the final value is nineteen. According to the range of deviation, uniform area is compared with the length of the coil system.

If the coil spacing is  $(d/2)$ , uniform area within  $\pm 3\%$  deviation is 60 % at  $N = 3$ , and is 30 % at  $N = 5$ . For  $N > 7$ , it becomes an increasing function which could be expressed as  $(100 \times (2.8 + (N-7)) / (N-1))$  [%].  $N = 17$  and 33 correspond to the uniform area of 80 % and 90 %, respectively. If  $N > 7$ , use of a greater number of coils extends the uniform area within an oscillating 1% deviation, which could be expressed by  $(100 \times (1.6 + (N-7)) / (N-1))$  [%]. In this case,  $N = 23$  and 45 corresponds to a uniform area of 80 % and 90 %, respectively. Unfortunately, it was found that use of a greater number of coils does not expand the uniform area within 0.1 % deviation. From the results, we can see that the end coils do not affect the uniformity, and the magnetic flux distribution is similar to that of a sparsely wound solenoid coil. Therefore, a better uniform volume inside the coil system is not promising.

If the coil spacing is  $(d/4)$ , although uniform area within  $\pm 3\%$  deviation is only 20 % at  $N = 3$ , it becomes 80 % at  $N = 9$ . Although it is also an increasing function for  $N > 9$ , a greater number of coils does not effectively expand the uniform area, for example, it is only 85 % at  $N=19$ . At  $N = 9, 11, \text{ and } 13$ , uniformity area within  $\pm 1\%$  deviation is greater than 70 %, and a greater number of coils makes the area shrink. Furthermore, uniform area within  $\pm 0.1\%$  is 60 % at  $N = 9$ , and a uniform area which is greater than 30 % is not found until  $N = 23$ . From the results, this paper focuses on the coil system where  $s = (d/4)$  and  $N = 9$ , and calls it Simple-Box-9.



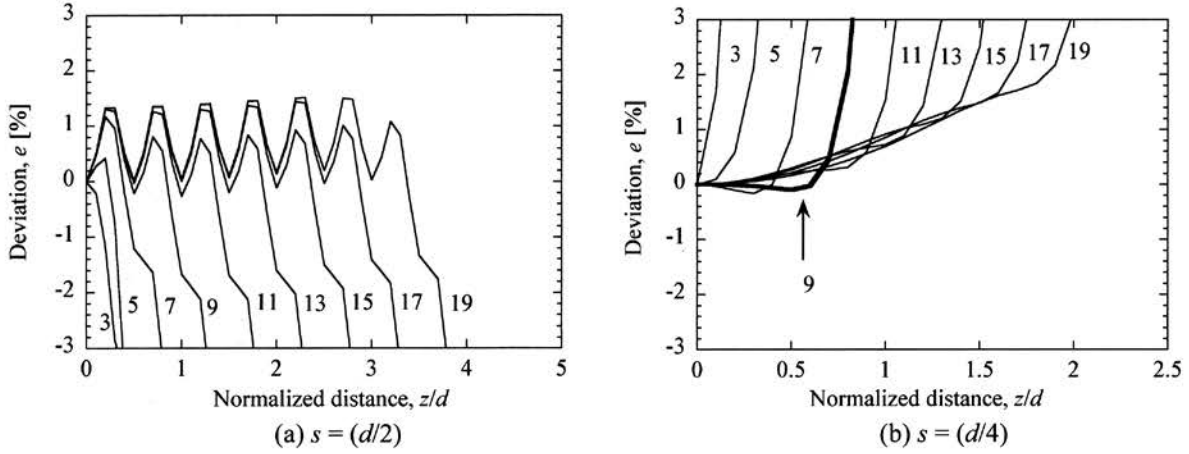


Fig. 4 Uniformity along the center axis as a function of normalized distance and as a parameter of the number of coils.

#### 4. Evaluation of Simple-Box-9

##### 4.1 Comparison of uniformity

In order to evaluate the capability of Simple-Box-9, the uniformity on the center axis is compared with a conventional square coil system. Due to the best uniformity in Category A and B, Merritt-4 and Rubens-5 are chosen as the reference. Fig. 5 shows the comparison of uniform area within  $\pm 1\%$  deviation on the center axis as a function of normalized length ( $2z/l$ ). In both Merritt-4 and Rubens-5, uniform area within  $\pm 1\%$  deviation is about 70 % compared with the length of coil system. In contrast, it corresponds to 75 % for Simple-Box-9. Since this coil system has twice the length of a coil system, the uniform area is fourfold compared with the conventional coil systems. According to the basis of Category A, a better uniformity on the center axis produces a better uniformity in the volume of the coil system. From these considerations, a better uniformity inside volume of Simple-Box-9 is expected.

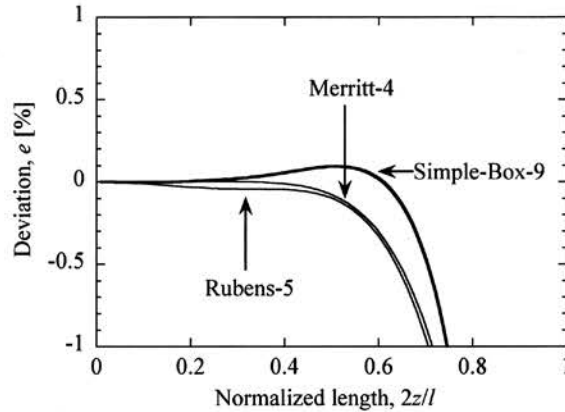


Fig. 5 Comparison of uniformity along the center axis as a function of normalized length. The parameter refers to the name of the coil system described in Table 1 and 2.

##### 4.2 Uniformity on the $x$ - $y$ plane

Uniformity inside volume of Simple-Box-9 is calculated with a three-dimensional finite element method (3D FEM) program, COMSOL Multiphysics 3.5. Fig. 6 shows a result of the axial field in the  $x$ - $y$  planes at which the nine square coils are placed. The gray area indicates  $\pm 1\%$  deviation area compared with the center field. In this calculation, the number of elements was 407,694, the number of freedoms was 2,626,276. And the conditions are the limit for our PC with 4 GB memory. Although it looks rough calculation result, we can see that the Simple-Box-9 can achieve the uniform field in relatively large volume.

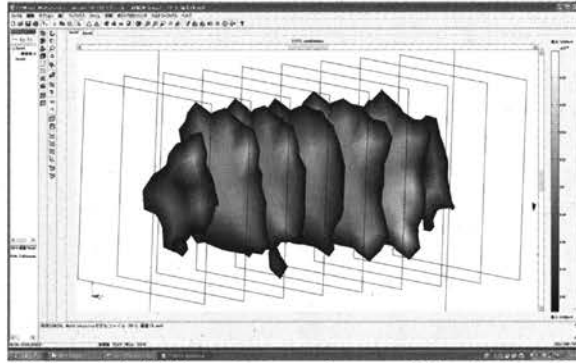


Fig. 6 An FEM analysis result of the axial field on the  $x$ - $y$  planes of Simple-Box-9. Nine  $x$ - $y$  planes are displayed, at which the square coils are placed. The gray area indicates  $\pm 1\%$  deviation area compared with the center field.

#### 4.3 Uniformity on the $x$ - $z$ plane

Uniformity inside volume of Simple-Box-9 is confirmed by numerical analysis and experimentation. Fig. 7 shows the photograph of the developed Simple-Box-9 coil system. The side length of coil  $d$  is 0.5 m, and the number of windings is 2/1/1/1/1/1/1/2. From formula (2), the center field is  $4.762/d$  [ $\mu\text{T}/\text{A}$ ], which in this case is  $9.524 \mu\text{T}/\text{A}$ . A center field of  $1 \mu\text{T}$  at 100Hz was generated, measured at a spacing of  $0.1 d$  in the  $x$ - $z$  plane with a fluxgate sensor (uMAG-01N, MEDA), and then the absolute value of the deviation was evaluated. Because FEM results did not have enough accuracy, we directly calculated the field from Biot-sarvart's law with a software, Maple 10. The calculated and measured results are shown in Fig 8. The gray area represents the area within 1% deviation. From the numerical calculations, the uniform plane within 0.1% deviation is  $0.4d \times 0.9d$ , and that within 1% deviation is  $0.6d \times 1.4d$  in the  $x$ - $z$  plane. It is the best uniformity compared with conventional square coil systems. The measured results are in agreement with it.

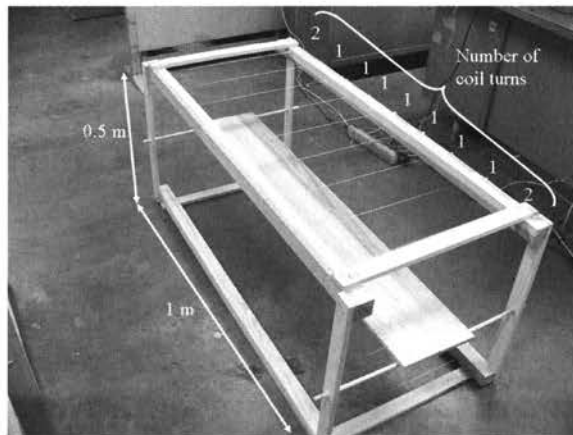


Fig. 7 Photograph of a developed Simple-Box-9 coil system.

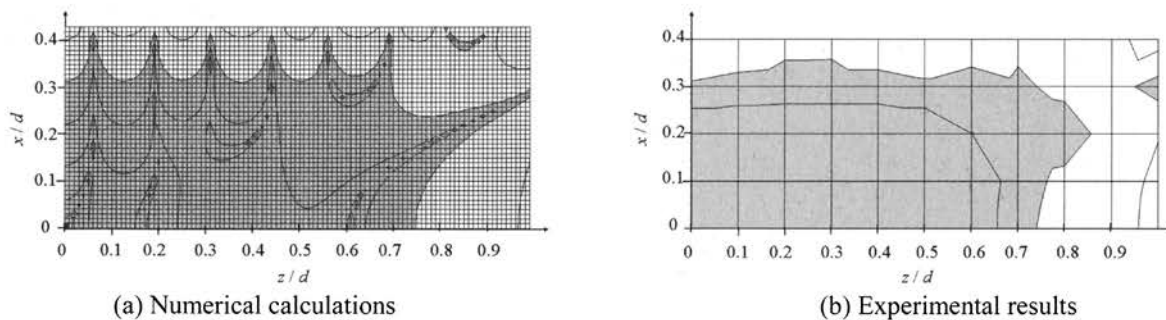


Fig. 8. Uniformity of the axial field in the  $x$ - $z$  plane of Simple-Box-9. The gray area indicates  $\pm 1\%$  deviation area compared with the center field.

## 5. Conclusion

- (1) Conventional square coil systems were categorized into two, and the uniformity on the center axis was discussed for the evaluation.
- (2) In both categories, use of the number of coils  $N$  can achieve a better uniformity. However, an increase of the number of parameters makes optimization difficult.
- (3) A novel approach to the design of a square coil system was presented, which involved the advantages of Category A and B.
- (4) A new structure of a square coil system, Simple-Box-9, was led from the design.
- (5) From numerical analysis and experimentation, Simple-Box-9 has the best uniformity compared with conventional square coil systems.

## References

- [1] K. Kakuno and Y. Gondo, Bulletin of the Faculty of Engineering, Yokohama National Univ., **25** 179, (1976).
- [2] R. Merritt, C. Purcell, and G. Stroink, Rev. Sci. Instrum. **54**, 879 (1983).
- [3] R. Grisenti and A. Zecca, Rev. Sci. Instrim. **52**, 1097 (1981).
- [4] K. Tashiro, and H. Wakiwaka, The Bioelectromagnetic Society 29th Annual Meeting (BEMS2007), 421 (2007).
- [5] I. Sasada, Magn. Soc. Japan **27**, 612 (2003). in Japanese
- [6] S. Rubens, Rev. Sci. Instrum., **16**, 243 (1945).
- [7] J. L. Kirschvink, Bioelectromagnetics **13**, 401 (1992).
- [8] B. Lewis, British Journal of Applied Physics **1**, 238 (1950).



## 研究助成受領者名簿

(敬称略)

平成7年度	橋本 佳男 清野龍太郎 山本 佳志	電気電子 物質 生産システム	150,000 100,000 100,000	フランス 米国 (ハワイ) 米国 (ハワイ)	石川 正昭 梅崎 健夫	生産システム 物質	150,000 100,000	カナダ 中国
平成8年度	中村 正行 橋本 昌巳 川原 琢也	生産システム 情報 情報	150,000 150,000 150,000	フランス オーストリア ドイツ	降旗 建治 曹 西 大久保慶治	電気電子 社会開発 電気電子	150,000 150,000 100,000	リバプール イタリア 中国
平成9年度	大久保慶治 李 健 田中 伸明 伊東 一典	電気電子 社会開発 物質 情報	135,000 135,000 35,000 135,000	メキシコ 米国 千葉県 米国	牛 立斌 邵 長城 榊 和彦 アサノ・デー ビット・ケン	生産システム 生産システム 生産システム 情報	135,000 135,000 135,000 135,000	中国 米国 フランス オーストラリア
平成10年度	萱津 理佳 北原 司	情報 情報	150,000 100,000	スロバキア 中国	清水 茂 田中 清	社会開発 電気電子	100,000 100,000	シンガポール インド
平成11年度	邵 長城 池田 清志 伊東 栄次 田中 清	機械システム 電気電子 電気電子 電気電子	115,000 115,000 115,000 115,000	米国 フランス 米国 米国	田守伸一郎 武井 重人 和崎 克己 中村 正行	社会開発 情報 情報 環境機能	115,000 115,000 115,000 80,000	ニュージーランド 米国 ドイツ 中国
平成12年度	川村 隆 松原 雅春	社会開発 機械システム	150,000 150,000	イタリア 米国	山口 朋浩	物質	150,000	米国
平成13年度	伊東 一典 海谷 治彦 榊 和彦 菅 博幸 高瀬 達夫	情報 情報 機械システム 物質 社会開発	120,000 80,000 120,000 40,000 80,000	米国 中国 ドイツ 横浜市 中国	樽田 誠一 中屋 真司 牛 立斌 吉野 正人 和崎 克己	物質 社会開発 環境機能 機械システム 情報	120,000 120,000 80,000 120,000 120,000	米国 米国 中国 フランス ドイツ
平成14年度	西山 宗雄 辺見 信彦 清水 茂	社会開発 機械システム 社会開発	150,000 90,000 150,000	スペイン 韓国 ポーランド	池田 清志 降旗 建治	電気電子 電気電子	150,000 150,000	米国 米国
平成15年度	阿部 克也 錦織 広昌 海谷 治彦 高瀬 達雄 山口 朋浩	電気電子 環境機能 情報 社会開発 物質	150,000 50,000 110,000 100,000 50,000	フランス 奈良市 米国 韓国 名古屋市	樽田 誠一 大久保慶治 野崎 功一 天野 良彦 榊 和彦	物質 電気電子 物質 物質 機械システム	50,000 100,000 50,000 50,000 50,000	名古屋市 韓国 三重県 三重県 大阪市
平成16年度	辺見 信彦 両角修四郎 千田 有一	機械システム 機械システム 機械システム	150,000 50,000 100,000	ドイツ 千葉県 台湾	伊東 栄次 和崎 克己 牛 立斌	電気電子 情報 環境機能	150,000 100,000 100,000	フランス 中国・香港 中国・上海
平成17年度	池田 清志 清水 茂 新村 正明 國宗 永佳	電気電子 社会開発 情報 情報	150,000 150,000 100,000 100,000	カナダ ポーランド オーストラリア オーストラリア	吉田 尚史 錦織 広昌 アギレ・ エルナン	環境機能 環境機能 情報	50,000 150,000 150,000	三重県 米国 (ハワイ) イギリス
平成18年度	高木 直樹	社会開発	150,000	米国	武井 重人	情報	50,000	京都市
平成19年度	武井 重人 岡田 友彦	情報 物質	100,000 150,000	大韓民国 ポルトガル	高野 拓樹 香山 瑞恵	環境機能 情報	150,000 150,000	オランダ・オーストラリア カナダ
平成20年度	高村 秀紀	建築	100,000	オーストラリア				
平成21年度	曾根原 誠	電気電子	100,000	ニュージーランド	田代 晋久	電気電子	150,000	ルーマニア

「技報 こまくさ」 第9号 平成22年6月発行  
(非売品)

発行者 財団法人信州大学工学部若里会  
〒380-8553

住 所 長野県長野市若里4丁目17-1  
TEL (026) 266-8209 (FAX 共有)  
E-mail : wakasat@shinshu-u.ac.jp

印刷・製本 カシヨ株式会社  
〒381-0037 長野市西和田1丁目27-9  
TEL (026) 251-0510





(財) 信州大学工学部 若里会