

熱伝導プラスチックを用いた ワイヤレス電力伝送用コイルの冷却手法に関する一検討

溝口 洸輔* 日下 佳祐 伊東 淳一 (長岡技術科学大学)

Evaluation of Cooling Method for Wireless Power Transfer System using Thermally Conductive Plastics
Kosuke Mizoguchi*, Keisuke Kusaka, Jun-ichi Itoh(Nagaoka University of Technology)

This paper proposes a cooling method for a wireless power transfer system using thermally conductive plastics placed among cores. Due to increasing power of the wireless power transmission system, heat generation at a winding and a core is a concern about a melting of an insulation coating film. Because a forced air cooling and a water cooling is not suitable for the wireless power transmission in the underground, thermally conductive plastic is inserted among cores in the proposed cooling method. Then, the heat of the thermally conductive plastic is transferred to an aluminum plate. It is verified that the temperature is reduced by 5.1°C in comparison with the conventional coils using only ferrite. The proposed cooling system has a feature that it does not affect the magnetic flux, so that the parameter variation of the transmission coils can be negligible.

キーワード：ワイヤレス電力伝送，熱伝導プラスチック，サーキュラーコイル，温度，冷却
(Wireless Power Transmission, Thermal Conductive Plastic, Circular Coil, Temperature, Cooling)

1. はじめに

近年，大容量向けの非接触給電システム(WPT)が盛んに研究されている⁽¹⁾。非接触給電システムは金属接点やコネクタなしに電力伝送が可能である。非接触給電システムの大容量化に伴い，建設業界でも非接触給電システムが使われるようになった。リニア中央新幹線をはじめとした鉄道や道路のインフラ整備において，シールドの発進/到達立坑や橋梁基礎の施工に多く用いられているのが，ニューマチックケーソン工法である⁽²⁾⁽⁴⁾。

図 1 にニューマチックケーソン工法の概要図を示す。この工法は，地上で鉄筋コンクリート製のケーソンを構築し，ケーソン下部に気密性の作業室を設け，空気圧により湧水を防ぎながら掘削作業を行い，所定の深さまでケーソンを沈設するものである。そのため，作業室は高気圧下となることから近年無人化が進められている⁽³⁾⁽⁴⁾。

掘削機は，作業室の天井に取り付けられた走行レールに沿って懸垂状態で走行する。これらの移動及び掘削機には電動油圧ポンプが用いられている。油圧ポンプ駆動用モータへの電力供給は，この走行レールに併設された絶縁トロリー線を介して行われているが，接点で火花（アーク）が発生する恐れがある。前述した通り，作業室は高気圧下にあるため，火花が大規模な火災の原因になり得る。そこで，火花の発生を無くし火災発生リスクを軽減するため，掘削機への電力伝送にワイヤレス電力伝送の適用が検討され

ている⁽⁵⁾。

現在稼働している既存の掘削機システムは，15 kW の油圧ポンプ駆動用モータ（誘導機）で駆動されており，普通自動車用のワイヤレス給電システムと比較して大容量であることから，ワイヤレス給電部分の銅損と鉄損によってフェライトコア及び，巻線部分が発熱する問題がある⁽⁶⁾。掘削機のワイヤレス給電は地面下で運用されるため，空冷及び，水冷は困難となることから，発熱によりリッツ線が高温になる。リッツ線の温度上昇は，リッツ線の絶縁被膜の熔融を招き，最終的に巻線間での絶縁破壊を引き起こす可能性がある。従来のワイヤレス給電の放熱方法として，ソレノ

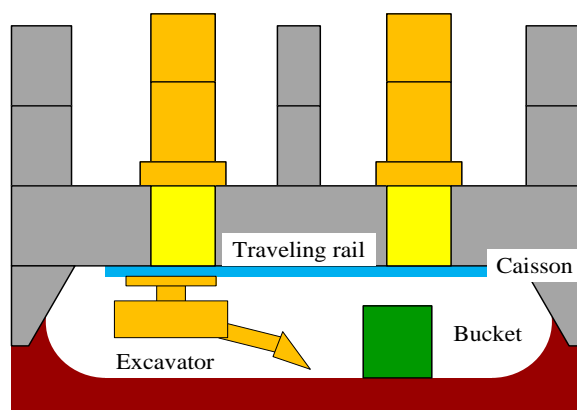


Fig. 1. Schematic of pneumatic caisson method

イド型電力伝送コイルに対して主磁束方向にアルミニウム棒を使って冷却する手法⁶⁾が提案されているが、主磁束方向を遮る方向にアルミニウムを入れると渦電流が発生し、効率低下の原因となるため、サーキュラーコイル型伝送コイルには適さない。

そこで本論文では、サーキュラーコイル型伝送コイルのを用いた9 kWワイヤレス電力伝送システムの温度試験を実施し、9 kWワイヤレス電力伝送システムの連続運転時における温度評価を実施した。また、本測定結果を基にコア間に熱伝導プラスチックを用いた冷却構造に関する検討を行ったので報告をする。

2. 掘削機向けワイヤレス電力伝送システム

〈2・1〉 システム構成

図2にワイヤレス電力伝送システム構成を示す。本システムは、送電側が単相インバータ、受電側が整流器で構成されており、非接触で電力伝送する。本システムでは、既存の掘削機制御システムに定電圧を供給するため、送電側直列—受電側並列補償方式（S/P補償方式）を採用した。これにより送電側を定電圧で駆動した場合には、負荷の変動に関わらず、負荷電圧が一定となる。

〈2・2〉 伝送コイルの概要

図3に製作した伝送コイルを示す。上が送電コイル、下が受電コイルである。本システムでは、前後左右方向への位置ずれが良好なサーキュラー型伝送コイルを採用した。共振により巻線端子間が高電圧となるため、フェライトを介した放電を防ぐため、絶縁対策としてコア（TDK, PC40）と巻き線間に絶縁シートを挟んだ構造とした。なおフェライトプレートのサイズは、横440 mm、奥行454 mm、厚さ10 mmである。ノミナル位置における伝送距離は、125 mmである。ノミナル位置において定格電圧を得られるよう伝送コイルを設計し、送電側コイルの自己インダクタンスは406 μH（39回巻）、受電側コイルの自己インダクタンスは103 μH（20回巻）である。

〈2・3〉 伝送コイルの設計

図4にワイヤレス電力伝送システムの設計用等価回路を示す。この等価回路を用いて伝送コイルの各パラメータを設計する。表1に本システムの仕様を示す。

図4の回路上の R_{eq} は、フルブリッジ整流器を考慮した等価負荷抵抗を表す。等価負荷抵抗 R_{eq} は、文献(8)より負荷電流が最大となるように(1)式に従って求める。

$$R_{eq} = \frac{\pi^2 V_{2,DC}^2}{8 P_2} \dots\dots\dots (1)$$

$V_{2,DC}$ は受電側直流出力電圧、 P_2 は出力電圧である。また、所望の出力を得るために必要な伝送コイルの送電側及び受電側の自己インダクタンスは、文献(8)より等価負荷抵抗 R_{eq} とそれぞれの励磁インダクタンスのインピーダンスが等しくなるように設計する。したがって(2)式及び(3)式で表される。

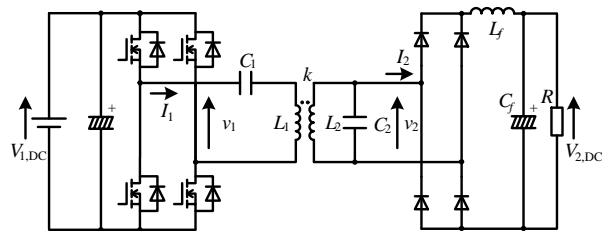


Fig. 2. WPT system with SP compensation.

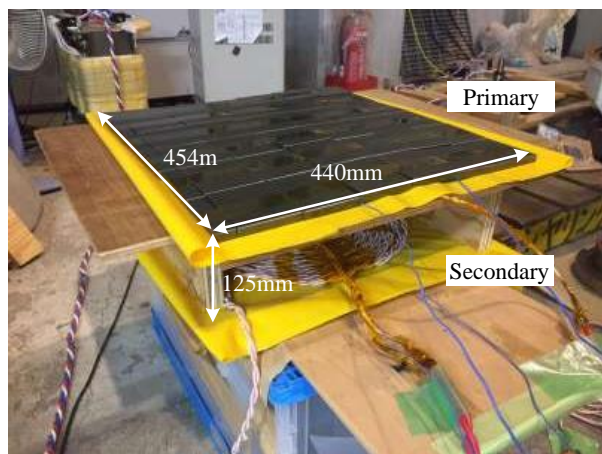


Fig. 3. Transmission coil and receiving coil.

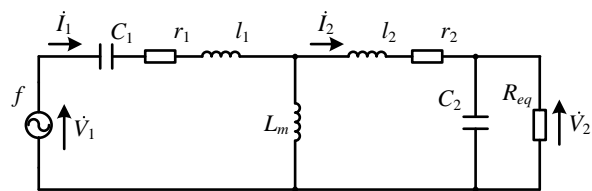


Fig. 4. Equivalent circuit for designed WPT system.

Table 1. Design parameters.

	Symbol	Value
Primary DC voltage	$V_{1,DC}$	640 V
Secondary DC voltage	$V_{2,DC}$	640 V
Rated Output power	P_{out}	15 kW
Switching frequency	f	20 kHz
Coupling coefficient	k	0.4
Primary inductance	L_1	409 μH
Secondary inductance	L_2	100 μH
Primary capacitance	C_1	184 nF
Secondary capacitance	C_2	636 nF
MOSFETs	BSM120D12P2C005	
Diodes	DH 2X61-18A	

$$L_2 = \frac{R_{eq}}{\omega_0} \frac{k}{\sqrt{1+k^2}} \dots\dots\dots(2)$$

$$L_1 = L_2 \left(\frac{8}{\pi^2 k} \frac{V_{1,DC}}{V_{2,DC}} \right)^2 \dots\dots\dots(3)$$

ここで、 $V_{1,DC}$ は送電側直流電圧、 ω_0 はスイッチング角周波数、 k は結合係数である。また、コイルのサイズについては、所望の結合係数と伝送距離を調整して決定する。

次に共振コンデンサを設計する。共振コンデンサは、伝送周波数において送電側からみた力率が1になるように設計する。したがって、(4)式及び(5)式で表される。

$$C_1 = \frac{1}{\omega_0^2 L_1 (1-k^2)} \dots\dots\dots(4)$$

$$C_2 = \frac{1}{\omega_0^2 L_2} \dots\dots\dots(5)$$

3. 給電部分の温度上昇試験

(3・1) 9 kW システムの温度上昇検証

図5と図6に90分間9 kW ワイヤレス電力伝送を行った際の温度分布を示す。サーモグラフィで温度分布を確認した結果、コアと巻線の発熱により、中心部の温度が最も高くなる。また、熱はコア全体に広がらず、コアの端面になるほど伝熱されずに低温を保っている。一方、送電側と受電側の違いに着目すると、受電側巻線の巻き数は送電側巻線に対して1/2であるが、受電側の電流が4.1倍となるため、上昇温度は受電側のほうが高い。

図7に温度測定箇所を示す。本測定は、送電側と受電側のコアと絶縁シートの上に熱電対を挿入して温度測定を行った。

図8に給電システムの送電側と受電側の温度測定した結果を示す。本試験では、9 kW の電力伝送を90分間連続で実施した。温度試験をする場合、実際に長時間測定する必要があるが、測定時間の制約があるため、近似で定常温度を推定する。熱容量が無視でき、一定の発熱が生じている場合、温度上昇は1次遅れ要素となり指数関数的に変化する。時定数に相当する時間が経過するまで測定を行うことで、温度上昇を近似することが可能である⁹⁾。時間に対する温度 T を定常温度 T_s 、周囲温度 T_a 、時定数 τ を用いて(6)式で表される。

$$T = (T_s - T_a) \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right) + T_a \text{ [}^\circ\text{C]} \dots\dots\dots(6)$$

定常温度 T_s は実験結果の測定点を用いて求める。定常温度を求める方法として、最小二乗法を使用する。時系列が等間隔とした場合の3点の温度 T_1 、 T_2 、 T_3 とすると、(7)式によって、定常温度を算出することが可能である。

$$T_s = \frac{T_3 T_1 - T_2^2}{T_1 - 2T_2 + T_3} \dots\dots\dots(7)$$

以上の式を用いて送電側と受電側の定常温度の近似を行

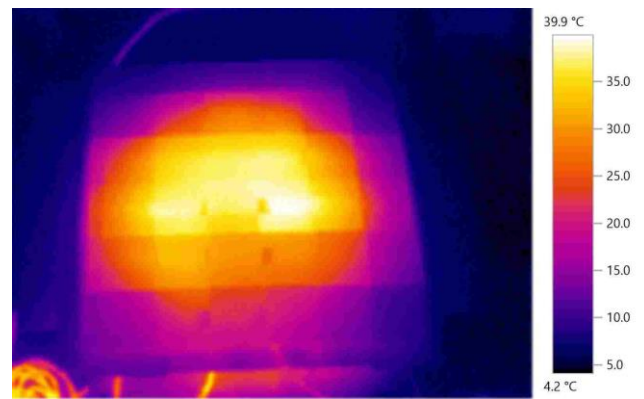


Fig. 5. Temperature distribution on the primary side.

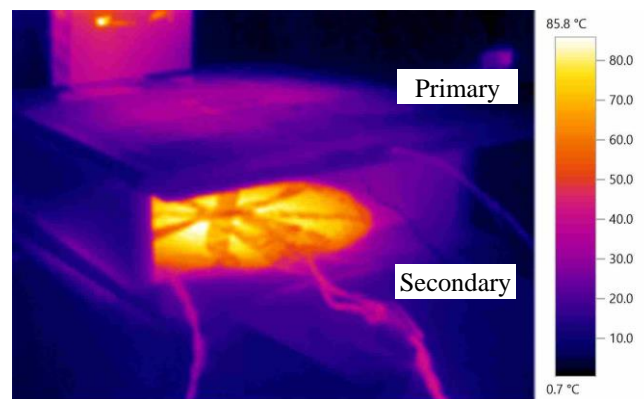


Fig. 6. Temperature distribution of secondary side.

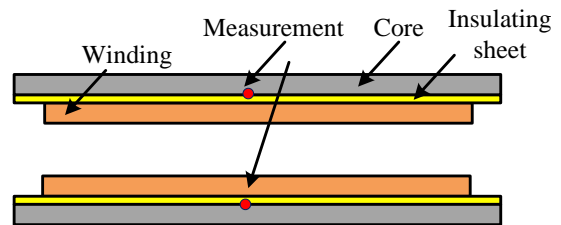


Fig. 7. Temperature measurement point.

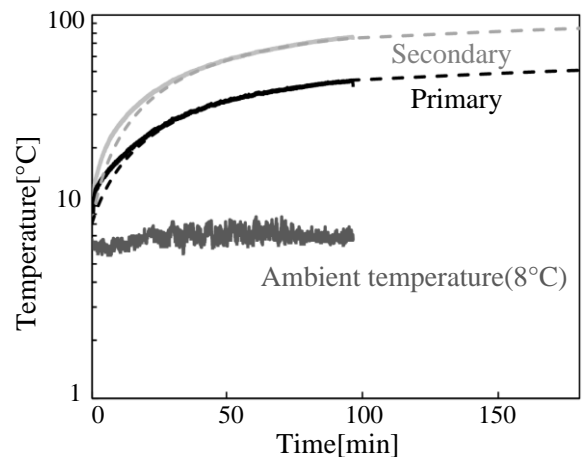


Fig. 8. Temperature of primary and secondary side.

った。送電側 T_p 、受電側 T_s の温度変化を近似した式を(8)と(9)式に示す。周囲温度は 8°C とする。

$$T_p = (52.5 - 8) \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{52.6}}\right) + 8 \text{ [}^\circ\text{C]} \dots\dots\dots (8)$$

$$T_s = (86.5 - 8) \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{47}}\right) + 8 \text{ [}^\circ\text{C]} \dots\dots\dots (9)$$

温度上昇 ΔT_p 、 ΔT_s は送電側が 44.5°C 、受電側が 78.5°C となる。周囲温度が 8°C であるため、最終温度が低く留まったが、本システムの可動環境として 30°C を想定している。そのため、このような場合にはリツ線の絶縁被膜の耐熱や、コイルケースを用いていた場合、プラスチックが融解するなどの危険があるため、冷却手法の検討が必要である。

〈3・2〉 給電部分の損失

表 2 に実験試験条件と給電部分の銅損と鉄損を示す。温度を低減するために、給電部分の銅損と鉄損が明確でなくてはならない。送受電コイルで生じる損失 P_{loss} は銅損 P_c と鉄損 P_i の和であり、(10)式で表せる⁽¹⁰⁾。

$$P_{loss} = P_c + P_i \dots\dots\dots (10)$$

銅損 P_c は送電側のコイルに流れる電流 I_{1rms} と受電側のコイルに流れる電流 I_{2rms} と送受電の巻き線抵抗 r_1, r_2 によって(11)式で求まる⁽¹⁰⁾。

$$P_c = I_{1rms}^2 r_1 + I_{2rms}^2 r_2 \dots\dots\dots (11)$$

鉄損 P_i に関しては、今回 PC40 をコアとして使用しているため文献(11)の(12)式を用いて送受電でそれぞれ生じる鉄損の割合を導出した。

$$P_i = 4.5 \times 10^{-14} \times f_{ripple}^{1.55} \times \Delta B^{2.5} \times V_c \text{ [mW]} \dots\dots\dots (12)$$

ΔB は磁束密度の変化量、 f_{ripple} はリップル電流の周波数、 V_c はコアの実効体積である。

4. 給電部分の冷却方法

〈4・1〉 熱伝導プラスチック

図 9 に熱伝導プラスチックを示す⁽¹²⁾。今回冷却に適用する材料は熱伝導プラスチックを使用する。熱伝導プラスチックは通常のプラスチックをベースとして、フィラーを配合したプラスチックである。配合されるフィラーは熱を拡散、放熱する効果を持っている。また、アルミニウムと比較して約 30~50%軽量化が可能である。通常のプラスチックの場合 0.2 W/mK 程度で熱伝導率が低いのに対し、熱伝導プラスチックの熱伝導率はおおよそ $1\sim 20 \text{ W/mK}$ までであるので、伝熱能力を有する。熱伝導プラスチックは絶縁タイプ ($1\sim 5 \text{ W/mK}$) と非絶縁タイプ ($5\sim 20 \text{ W/mK}$) に二分することができるが、プラスチックをベースにしているため非絶縁タイプでも抵抗率がおおよそ $10^6 \Omega\text{m}$ と高いので主磁束方向に配置しても渦電流は十分小さい。

なお、電力伝送用のコアとして用いられているフェライトの熱伝導率は 5 W/mK であるため、フェライトよりも熱伝

Table 2. Experiment parameters.

	Value
Primary power	9.1kW
Secondary power	8.8kW
Transmission efficiency	96.6%
Primary current	20.9A
Secondary current	85.0A
Primary winding resistance	130mΩ
Secondary winding resistance	33mΩ
Primary copper loss	28W
Secondary copper loss	119W
Primary iron loss	77.5W
Secondary iron loss	84.5W

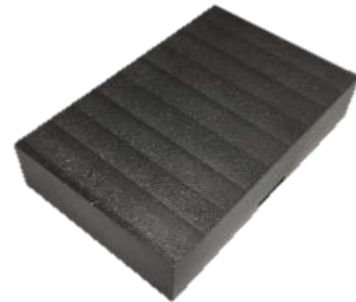


Fig. 9. Thermal conductive plastic.

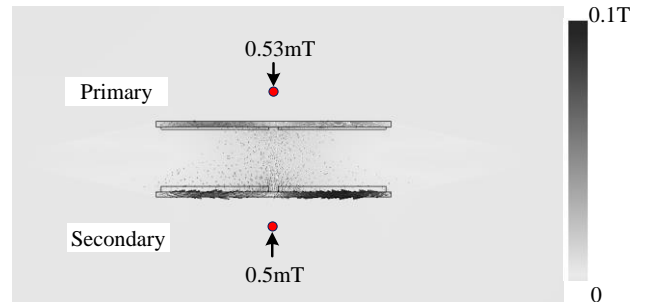


Fig. 10. Magnetic flux density (Conventional).

導率が良好な熱伝導プラスチック ($> 5 \text{ W/mK}$) を用いる必要がある。

〈4・2〉 冷却構造

図 10 にサーキュラーコイルの冷却構造を付けない場合の空間の磁束密度分布を示す。サーキュラーコイルの場合、巻き線側とは反対方向のコア面の磁束が小さい。

図 11 に今回提案したコア間に熱伝導プラスチックを用いた冷却構造を示す。図 5 の実験結果より、コイル中心部の温度が最も高いため、放射状に広がるように熱伝導プラスチックと冷却用のアルミニウムを配置した。冷却方法としては給電部分の送電側と受電側のコア間に熱伝導プラステ

ックを配置する構造にした。また、熱伝導プラスチックの冷却能力を高める目的で熱伝導プラスチックとアルミニウムを密着させる。熱伝導プラスチックだけでは熱源からの熱を外部に伝達することが困難であるため、熱伝導率が高いアルミニウム(230 W/mK)に熱源からの熱を伝導することによって熱伝導プラスチックの冷却効果を高めることが可能である。また、コア端面までアルミニウムを配置した場合、渦電流が多く発生するため、コアの端面にはアルミニウムを配置しない構造とした。

本解析では、熱伝導プラスチックとして熱伝導率が高い導電タイプの 21 W/mK を使用する。21 W/mK の材料は熱伝導率が高く、抵抗率も $10^6 \Omega\text{m}$ と高いため、渦電流損の影響がない。冷却構造としては、送電側と受電側も同様の構成である。

〈4.3〉冷却検証

図 12 に 9 kW ワイヤレス電力伝送システムを動作させた時に巻き線を発熱源として解析した場合の受電側コアの温度分布を示す。周囲温度は実機実験を行っていた時と同じ 8°C とする。受電側巻き線の温度の低減効果を評価対象とする。冷却構造がない状態では、平均温度 51.2°C に対し、冷却構造を考慮した場合平均温度 46.0°C になり、10.2% 温度を低減可能である。また、熱伝導プラスチックをコア間に入れることによって、コアの端まで温度を伝えることが可能である。

〈4.4〉冷却構造の磁界解析

図 13 に冷却構造がない状態と提案した冷却構造がある状態の磁束密度分布を示す。動作は最大定格負荷の 15 kW を想定して解析を行った。磁束密度分布により、熱伝導プラスチックが磁束の妨げになっていないため、コアの磁束が均等に分布している。

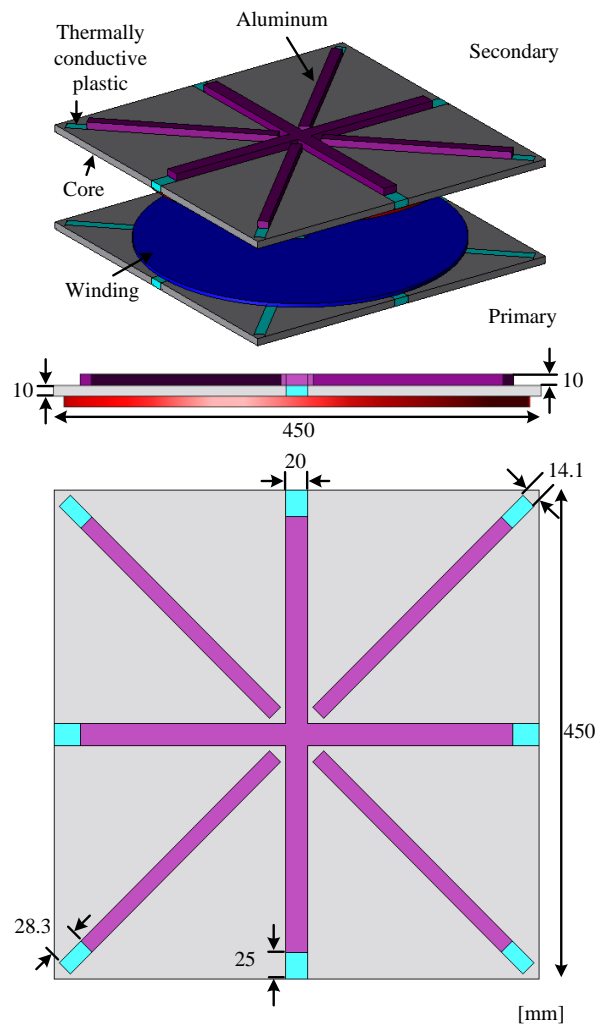


Fig. 11. The proposed cooling structure.

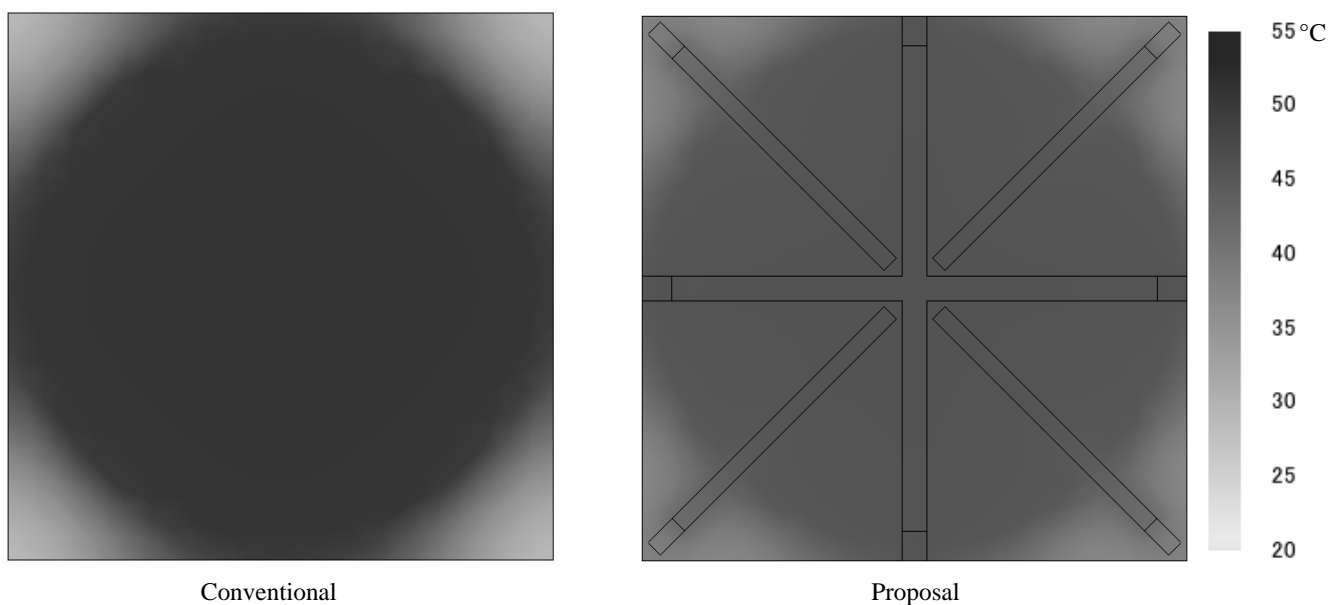


Fig. 12. Temperature distribution of conventional structure and proposed cooling structure.

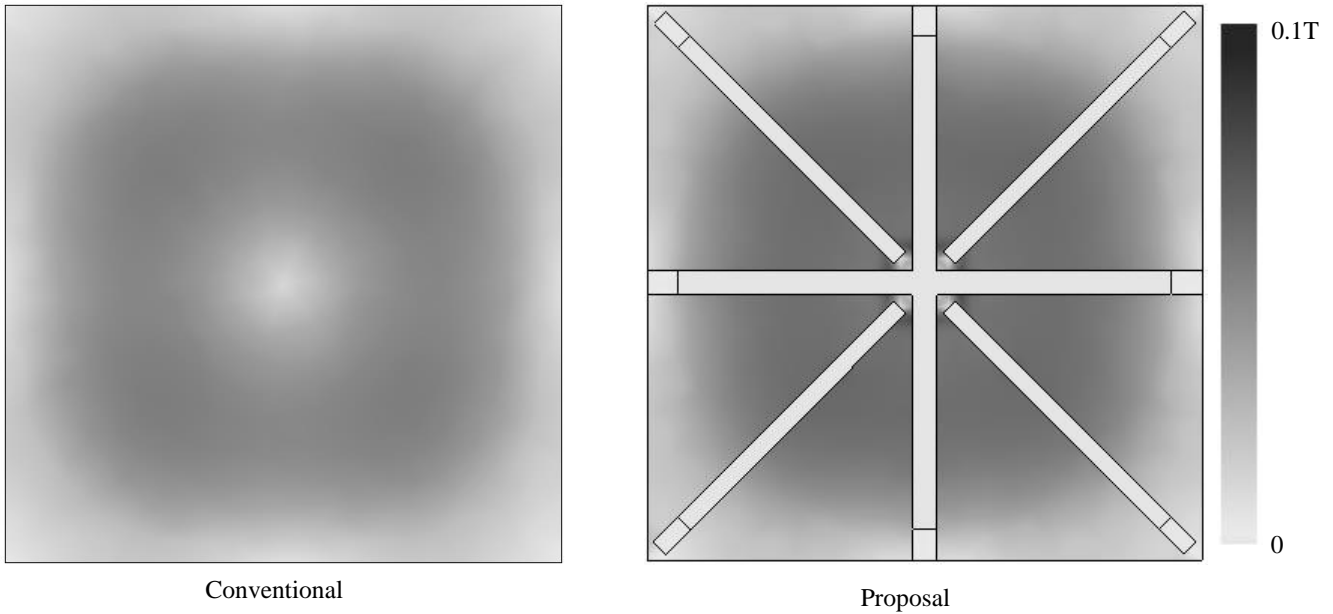


Fig. 13. Magnetic flux density distribution of conventional structure and proposed cooling structure.

表3に受電側と送電側の各パラメータの解析結果を示す。熱伝導プラスチックの面積が増えた分、コアの面積が小さくなり磁気抵抗が変わるため、受電側と送電側のインダクタンス値と結合係数が若干低下する。熱伝導プラスチックの熱を外に伝達するアルミニウムの渦電流損は発生するが、熱解析で渦電流損の熱も考慮した結果、考慮していないコイルの平均温度44.4°Cから1.6°C上昇した。しかし熱伝導プラスチックとアルミニウムの冷却効果が高いため、渦電流損を考慮した場合でもコイルの温度は5.2°C低減しているので影響は小さい。

5. まとめ

本論文では、サーキュラーコイル型伝送コイルを用いた9 kW ワイヤレス電力伝送システムの温度試験を実施し、測定結果を基にコア間に熱伝導プラスチックを用いた冷却構造に関する検討を行った。冷却手法としては熱伝導プラスチックとアルミニウムを使用する方法を用いた。熱解析の結果、巻き線の温度が通常時の場合平均温度51.2°Cに対し、冷却構造を考慮した場合平均温度46.0°Cになり、10.2%低減可能である。また、磁界解析を行った結果、受電側と送電側のインダクタンス値と結合係数が磁気抵抗の変化のため若干低下した。アルミニウムから渦電流損が発生したが、熱伝導プラスチックとアルミニウムの冷却効果が高いため、渦電流損を考慮した場合でもコイルの温度は5.2°C低減しており、電力伝送への影響は小さい。

今後は今回提案した冷却構造の熱等価回路のモデル化と実機試験によって温度評価を行う。

文 献

(1) 日下佳祐, 伊東淳一:「伝送周波数と伝送電力に着目した電磁誘導現象を用いた非接触給電システムの開発動向」, 電学論 D, Vol.137 No.5

Table 3. Influence of inserting thermally conductive plastic.

	Conventional	Proposal
Primary inductance	403 μ H	391 μ H
Secondary inductance	91 μ H	89 μ H
Coupling coefficient	0.402	0.396
Eddy current loss	-	5.4W

- pp.445-457(2017)
- (2) 株式会社大本組:「ニューマチックケーソン工法の概要」
- (3) 小滝勝美:「ニューマチックケーソン工法の無人化施工技術」,建設の施工企画,pp.53-57 (2007)
- (4) 小滝勝美:「ROVO ケーソン工法-ニューマチックケーソン工法の無人化施工技術」,ARIC 情報, No.96, pp.30-36 (2010)
- (5) 井上拳斗 日下佳祐 伊東淳一:「負荷変動を考慮した掘削機向けワイヤレス電力伝送システムの開発」,平成 29 年電気学会産業応用部門,1-95,pp.435-438(2017)
- (6) 山中智裕 藤田到 金子裕良 阿部茂, 保田富夫:「電気自動車用 H 型コア大電力非接触給電トランスの冷却構造」,電学論 D, Vol.134 No.3 pp.370-375(2014)
- (7) Mostak Mohammad, Seungdeog Choi, Md Zakirul Islam, Sangshin Kwak, Jehoon Baek:「Core Design and Optimization for Better Misalignment Tolerance and Higher Range of Wireless Charging of PHEV」,IEEE Transactions, Vol. 3, No. 2, pp.445-453 (2017)
- (8) Roman Bosshard, Johann Walter Kolar, Jonas Muhlethaler, Ivica Stevanovic, Bernhard Wunsch, Francisco Canales:「Modeling and η - α -Perato Optimization of Inductive Power Transfer Coils for Electric Vehicles」, IEEE Transactions, Vol.3, No.1, pp.50-64 (2015)
- (9) 濁川厚志 伊東淳一:「2 つの断熱材容器を用いた低コストで高精度な熱量測定法の実験検証」,SPC 苫小牧, MD-12-024 (2012)
- (10) 山本岳 居村岳広 藤本博志:「磁界共振結合方式によるワイヤレス電力伝送を用いたインホイールモータの効率評価」,産業応用部門モータドライブ研究会, MD14094 (2014)
- (11) 松浦浩一 伊東淳一:「スイッチドキャパシタコンバータの多レベル化による損失低減効果」,平成 22 年度電気学会東京支部新潟支所研究発表会, IV-01(2010)
- (12) 山下マテリアル株式会社:「熱伝導プラスチック」,
<http://www.yamashita-net.co.jp/netsusage/plastic/>