

誘導加熱を利用した 熱交換器直接加熱デフロストシステムの研究*

中尾 一成^{*1}, 新河戸 育也^{*1}

Study of Direct Heating Defrost for Plate-finned Tube Heat Exchanger with an Induction Heating

Kazushige NAKAO^{*1} and Ikuya SHINKOUDO

^{*1} Department of Electrical and Electronic Engineering

The defrost system with the induction heating have been proposed to be applied to the air conditioner. This induction heating system is made of a swirled coil and a high frequency inverter, when this coil is conducted 30kHz AC current, the plate finned tube type heat exchanger was heated by the electro and magnet phenomena. From the practical point of this defrost system, at first, the analysis of the pressure drop of coil and heat exchanger was conducted to evaluate, secondary, the measurement of impedance and the induction heating defrost test were conducted to investigate the heating efficiency and the defrost time. Thus, it is found that the heat exchanger was uniformly heated and the frost of 170g on the surface of that were melted by the induction heating for 30 min. From these fact, the validity of the proposed system was verified.

Key Words : Induction Heating, Defrost, Plate-Finned Tube Heat Exchanger

1. 緒言

エアコンにおいては暖房強化や省エネルギー性が強く求められている。特に寒冷地の暖房運転時には、室外熱交換器の霜が付着(着霜)して熱交換器表面を覆い、暖房能力を低下させるため除霜(デフロスト)が必須であり、その改善が急務となっている。一般的には室外熱交換器のデフロストをヒートポンプの逆サイクル運転による内部冷媒加熱で行うため、熱交換器や配管の加熱と冷却による顕熱損失が大きく、また、デフロスト時には暖房できないという省エネや快適性に課題があった⁽¹⁾。逆サイクルによるデフロスト運転においては、40~50分に1回程度暖房を停止し、冷房運転に切り替え、室外機用熱交換器を加熱し除霜を行っている。除霜を行う時間は5~10分程度であり、この間は暖房が停止しているため室内温度が低下し利用者に不快感を与えている。ゆえに国内において暖房強化、速暖性の向上や除霜時間短縮などの省エネルギー化を意識した製品開発が空調機メーカーを中心に行われている⁽¹⁾。また、熱交換器表面のはっ水性、親水性を向上させ、着霜させない、除霜しやすいなど熱交換器性能を維持する試みもある。国外においては歴史的に温水による水方式暖房が主であり電気式ヒートポンプによる研究開発例は少ない。

そこで、著者らは暖房運転のまま熱交換器の外部(フィンや伝熱管などの金属)を非接触かつ連続的に誘導加熱して霜を融解し、着霜しないノンフロスト熱交換器を提案した。具体的には、プレートフィンチューブ型熱交換器の正面にコイルを対向配置させ、そのコイルに高周波電流を流し、誘導加熱にてそのフィンを直接加熱して除霜する熱交換器直接加熱方式とした⁽²⁾。

まず、IH(Induction Heating)調理器で使用されているようなコイルが隙間なく巻回されているコイルによる熱交換器の直接誘導加熱にて熱交換器に着霜した霜をデフロスト可能であることを検証した⁽³⁾。しかし、このコイル形

* 原稿受付 2017年2月28日

^{*1} 工学部 電気電子工学科

E-mail: nakao@fukui-ut.ac.jp

状では圧力損失が大きく実用化に不向きであるため、今回は、圧力損失を考慮しコイル間隙間を確保した渦巻き状のコイルの製作を行い、市販の熱流体ソフト FlowDesigner による圧力損失解析や、加熱効率を評価するためのインピーダンス測定、空気加熱実験、最後に一定量の霜が着霜されたプレートフィンチューブ型熱交換器を 0°C 空気温度環境下において低温環境試験室内で除霜させるデフロスト実験を行い、その実用化の可能性について検証した。

2. 解析・実験の方法及び装置

2.1 誘導加熱の原理と誘導加熱システムの構成

Fig.1 はプレートフィンチューブ型熱交換器を誘導加熱する原理図である。構成要素は、熱交換器と、それに対抗して配置された電磁誘導コイルとそれを駆動するための駆動制御回路から構成される。Fig.2, Fig.3 に本報で実験に使用した熱交換器と電磁誘導コイルを示す。電磁誘導コイルに高周波電流を流すとフィン前面に高周波磁場が形成される。電磁誘導現象により、形成される高周波磁場を打ち消すように渦電流が流れる。渦電流はフィン→冷媒管→フィン→冷媒管を通るループで電磁誘導コイル電流と逆向きに流れる。その際、プレートフィンの厚みは 0.1 mm 程度と薄く、かつ表皮効果のために大きな渦電流が誘起される。従って、この誘起される渦電流のジュール熱によりフィンが加熱され、熱伝導にてプレートフィンに着霜した霜が融解されてフィン上に着霜した霜が融解、すなわちデフロストされる。Fig.4 に駆動制御回路を示す。商用周波数の交流電力は整流回路にて直流に変換され、さらにハーフブリッジインバータと制御回路にて 20~50 kHz の高周波交流電力に変換される。その後、コイルを LC 共振回路にて共振させ、負荷（熱交換器）に電力を供給されると熱交換器が誘導加熱される。

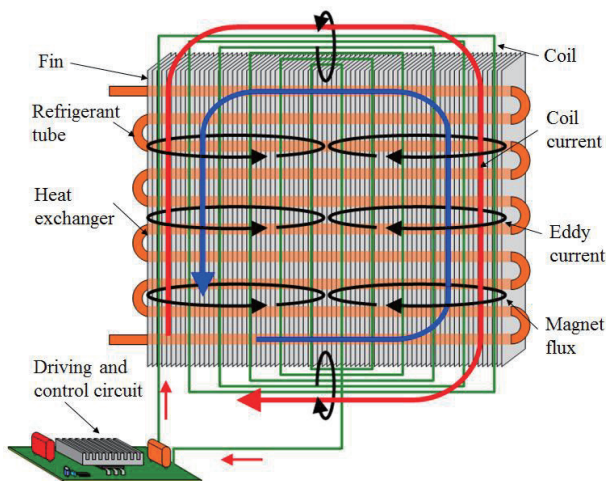


Fig.1 Principal of induction heating to plate finned tube type heat exchanger

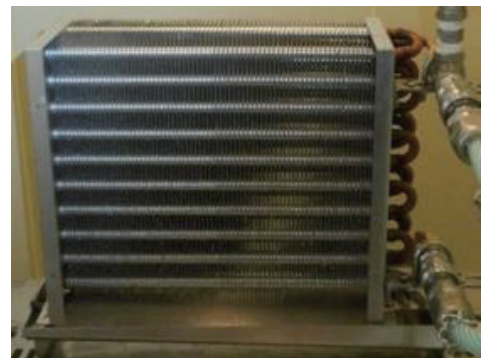


Fig.2 Plate finned tube type heat exchanger for an industrial specification

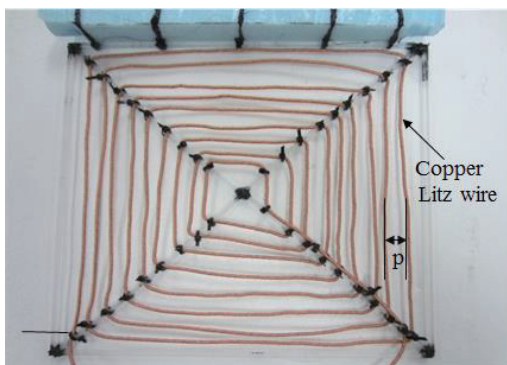


Fig.3 Vortex coil with swirled Litz copper wire ($p = 10\text{mm}$, $T = 9$ turns)

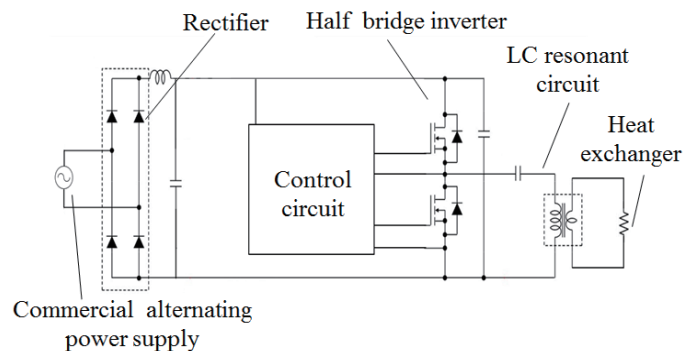


Fig.4 Driving and control circuit

2.2 FlowDesigner による圧力損失解析—解析モデルおよび解析条件

以下に、市販の熱流体解析ソフト FlowDesigner を用いて圧力損失を解析する解析モデルについて説明する。前述の Fig.2 は今回実験に用いた熱交換器の外観を示す。供試熱交換器は産業用の熱交換器であり、フィン厚み 0.2 mm、フィンピッチ 3.8 mm と銅管ピッチ 15 mm と空調用に比較して低圧力損失仕様となっている。

Fig.5(a)(b)に解析に用いた空調用熱交換器と電磁誘導コイルのモデルを示す。熱交換器の寸法は横 300 mm × 高さ 255 mm × 奥行 40 mm であり、縦と横の寸法は実験用の産業用熱交換器と同じとした。ただし、解析用熱交換器のフィン仕様は、産業用ではなく、一般空調用の熱交換器のものとし、銅管の管ピッチ 12 mm、銅管の直径 7 mm、フィンピッチ 1.22 mm、フィンの厚さ 0.2 mm、フィン枚数は 210 枚とした。

空調用熱交換器の前に設置し、熱交換器のアルミフィンならびに冷媒銅配管を誘導加熱させるための誘導加熱コイルは、線径 $\phi 2.7$ mm で横 260 mm × 高さ 235 mm の範囲内で固定枠に巻回され固定されている。解析の際のパラメータは Fig.5 に示すように誘導加熱コイルのコイル間隙間 p 、熱交換器とコイル間の距離 S であり、各々、 $p = 10, 20, 30$ mm および $S = 5, 10, 15$ mm の組み合わせとした。解析条件として、解析領域および前面風速を設定した。解析領域は横 300 mm、高さ 255 mm とし、奥行は、熱交換器の下流側およびコイルの上流側に 10 mm ずつ広げて 60 mm とした。室外機のファンの前面風速は、一般的なルームエアコンの室外機のファンの流量 1655 m³/h を室外機の熱交換器の前面面積 0.21m² (0.46 m × 0.46 m) で除して 2 m/s と算出した。熱交換器単体の圧力損失と、今回の提案の構成である電磁コイルと熱交換器を組み合わせた構成における圧力損失を解析し、熱交換器単独の場合と電磁誘導コイルを組み込んだ場合の圧力損失を算出して、その圧力損失の増加割合を評価する。

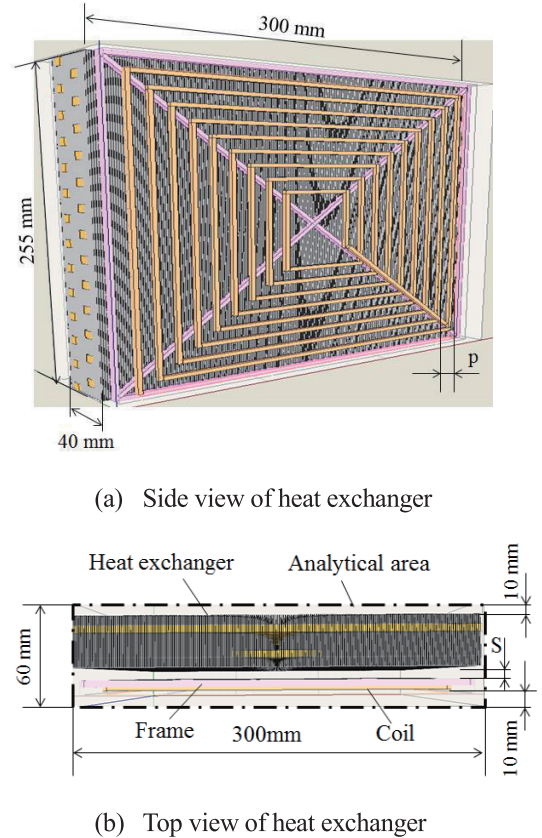


Fig.5 Analytical model of plate finned tube type heat exchanger ($p = 10, 20, 30$ mm)

2.3 インピーダンス測定による電力分配、加熱効率の把握のための実験

インピーダンス測定およびパワーアナライザによる電力測定から加熱効率および電力分配率の算出を行う。電力分配率は、全入力電力のうち、何%が各部位に電力(熱損失)として入力されているかで定義する。加熱効率とは、全入力電力のうち熱交換器に入る電力分配率のことを言う。

Fig.6 は熱交換器の近くに配置された電磁誘導コイルが発生する磁束と等価回路を示したものである。熱交換器の近くにコイルを配置すると、コイルに流れる高周波電流により磁束が形成され、金属である熱交換器のフィンに鎖交することで、コイルとフィンが電磁気学的に結合し、磁束の変化を妨げる向きにフィン内に渦電流が生じフィンが発熱する。ゆえに、この時のインピーダンスは Fig.6 右の等価回路に示すようにコイルとフィンの抵抗が直列接続されたものとして扱うことができる。そこでコイル単体のインピーダンスとコイルの近くに熱交換器を配置したときのインピーダンスを各々測定し、その差分をとることで、熱交換器のインピーダンス

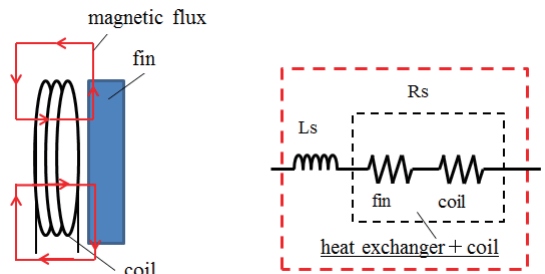


Fig.6 Principle of magnet and electric phenomena and equivalent circuit

が算出され、結果、熱交換器への電力分配を算出でき、誘導加熱による熱交換器の加熱効率を評価することができる。

以下に渦状コイルによる熱交換器誘導加熱システムのインピーダンス測定から各部位への電力分配を把握する方法について述べる。各インピーダンス成分とその関係式を以下に示す。 R_t をシステム全体の抵抗、 R_{hex} を熱交換器の抵抗、 R_{co} を渦状コイルの抵抗、 R_{tr} を変圧器の抵抗、 R_{ci} を回路の抵抗とおく。渦状コイルによる熱交換器誘導加熱システムの全抵抗 R_t は(1)式で表される。

$$R_t = R_{hex} + R_{co} + R_{tr} + R_{ci} \quad (1)$$

また、熱交換器単独の抵抗 R_{hex} は、熱交換器と渦状コイルが電磁氣的に結合しているため、コイルと熱交換器の合成抵抗 ($R_{hex} + R_{co}$) としてまず測定する。次に渦状コイル単独の抵抗 R_{co} を測定した後、(2)式により熱交換器の抵抗 R_{hex} を算出することができる。

$$R_{hex} = (R_{hex} + R_{co}) - R_{co} \quad (2)$$

今回の渦状コイルによる熱交換器誘導加熱システムの系では(3)、(4)式で表されるように、このような手法により各部位の抵抗値が分離されると、その抵抗値に I^2 かけたジュール熱が各部位で発生し、エネルギー分配が行われることになる。

$$W = I^2 R_t \quad (3)$$

$$W_t = W_f + W_{co} + W_{tr} + W_{ci} \quad (4)$$

各部位 i の電力分配率 η_i は、次式で表わされる。

$$\eta_i = (\text{各部位の消費電力 } W_i / \text{システム全体への投入電力 } W_t) \times 100 \% \quad (5)$$

上で述べた方法により、下記の①～③のパラメータを変化させて LCR メーター(nf 製, ZM2372)にて各部位のインピーダンスを測定し、電力分配率及び加熱効率を算出した。

- ① 渦状電磁誘導コイル間の隙間 $p = 10, 20, 30 \text{ mm}$
- ② 高周波電流周波数 $f = 30, 35, 40, 45, 50 \text{ kHz}$
- ③ コイルと熱交換器間の距離 $S = 5, 10, 15 \text{ mm}$

2.4 誘導加熱による熱交換器単独加熱実験

無着霜状態の熱交換器を渦状電磁誘導コイルに電力 100 W, 30 kHz 高周波電流を流し、加熱する。加熱開始後の熱交換器の表面温度上昇をサーモレーサで測定する。熱交換器の温度測定点を Fig.7 に示す。図中の a～e の 5 点で測定を行った。熱交換器の表面は黒色塗布されている。

実験はコイル間隙間 $p = 10, 20, 30 \text{ mm}$ のコイル 3 種類をコイルと熱交換器間の距離 $S = 5 \text{ mm}$ にセットした 3 通りにて行う。実験は誘導加熱後、30 分間行い、上記 5 点をサーモレーサで 1 分ごとのインターバルで温度測定した。

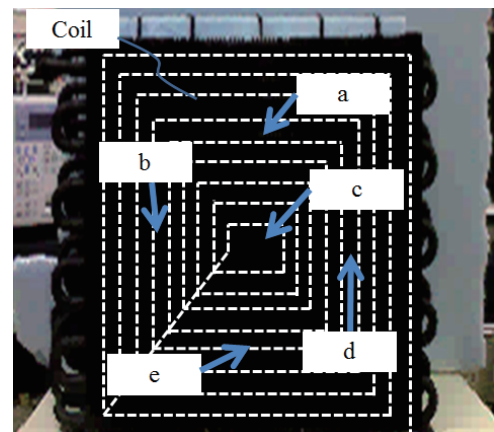


Fig.7 Temperature measurement point of plate-fin tube type heat exchanger

2.5 誘導加熱によるデフロスト実験

Fig.8 に着霜実験及びデフロスト(除霜)実験における実験装置の構成を示す。実験装置は①低温環境室、②冷凍機、③加湿器、④プレートフィンチューブ型熱交換器(横 300 mm×高さ 255 mm×奥行 120 mm, Fig.2)、⑤低温恒温水槽、⑥ポンプおよび配管等の空調・冷凍系と、⑦電源と⑧高周波電流を生成する駆動制御回路、生成された高周波電流を通电される⑨渦巻き状コイルの電気系から構成される。

低温環境試験室の上部に②冷凍機や蒸発器が設置され、室内の空気が冷却される。⑤低温恒温水槽で低温のエチレングリコール溶液(以下、ブライン)が生成され⑥ポンプにより④熱交換器に供給され、熱交換器表面に着霜させる。この状態で熱交換器を誘導加熱すると霜は融解する。

着霜実験では②冷凍機、③加湿器、⑤低温恒温槽を稼働させ、冷凍・加湿を同時に行い1時間経過後、ブライン温度が -30°C に達するとポンプを稼働させ、着霜を4時間行う。着霜量は、低温環境室内の温度および加湿状態を一定に制御したことで $200\text{ g}\pm 5\text{ g}$ の精度で安定して設定できる。

詳細には、低温環境試験室の加湿器を相対湿度 80%で稼働させた状態で、室内温度を -3°C に設定し冷凍機を運転する。約 15 分程度で目標の -3°C に到達すると、その後は ON-OFF 制御を繰り返し、目標の室内温度を保持する。一方、低温恒温槽を運転させ、濃度 68 wt%のブラインを約 40~50 分かけて -30°C まで冷却する。その後、バルブを開放し低温環境試験室内の熱交換器へ -30°C のブラインを流入させ、室内を連続的に加湿すると約 4 時間で 200 g 着霜する。

デフロスト実験は、Table 1 の条件で行われ、30 分間除霜することで除霜量と除霜過程を評価した。直流安定化電源の電圧を 100 V、電流を 1.0 A に設定し、熱交換器を誘導加熱すると融解した水はフィン下部にある受け皿で受けられ、5 分間隔で測定し、その値を除霜量とした。デフロスト状況も同じ時間間隔で撮影した。

Fig.9 に低温環境試験室内に熱交換器や装置、計測機器などを設置したデフロスト実験の実験状況を示す。実際には低温環境試験室の扉は閉じられている。Fig.18(後述)に熱交換器に着霜した状態を示す。

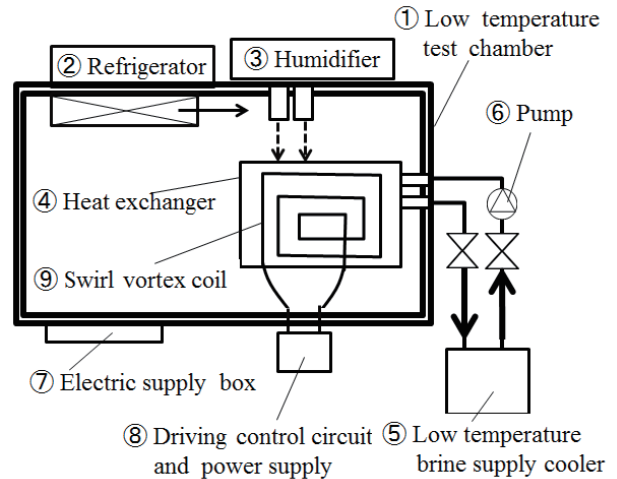


Fig.8 Total system experimental apparatus in low temperature test chamber

Table 1 Experimental Condition of Defrost

Input Electric Power Supply	100W
Measurement Time	300 min.
Air Temperature in Environment Test Chamber	0°C
Initial Frost mass rate	$200\text{g}\pm 5\text{g}$

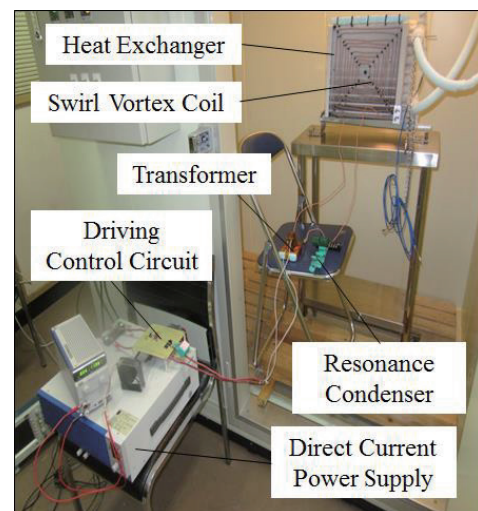


Fig.9 Experimental apparatus for an induction heating defrost in low temperature test chamber

3. 解析・実験の結果および考察

3.1 FlowDesigner による圧力損失解析

Fig.10 にコイル間隙間 $p = 10, 20, 30 \text{ mm}$ とコイルと熱交換器間距離 $S = 5, 10, 15 \text{ mm}$ の組み合わせ時のコイル形状、配置と圧力損失の関係を示す。コイル無しの場合の圧力損失は 22.7 Pa であり、コイルとフレームを装着することで、 $2 \sim 5.4 \text{ Pa}$ の圧力損失の増加が認められた。コイル無し、次に、熱交換器単独の場合をベースにした圧力損失の増加率を以下、Fig.11 と Fig.12 で考察する。

Fig.11 に各渦状コイルを配置した場合に、熱交換器単独の圧力損失に対してどの程度圧力損失が増加するのかを評価した。圧力損失の増加率が一番大きいのはコイル間隙間 $p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$ の場合で 23.6% である事がわかった。距離 S が増加するにつれて、圧力損失は減少していくが、 10 mm と 15 mm では若干増加した。渦状コイルの後流で 10 mm では発生しなかった乱れが、 15 mm で発生し圧力損失増加につながったと考えている。

Fig.12 に加熱効率と圧力損失の増加率の関係を示す。加熱効率が大きくなるにつれて圧力損失の増加率も大きいことが分かる。つまり、加熱効率が大きいこととしての渦状コイルのコイル間隙間 p が小さい、かつ、熱交換器との距離 S が小さいことがあげられ、いずれも圧力損失を増加させる方向であるためだと解釈される。

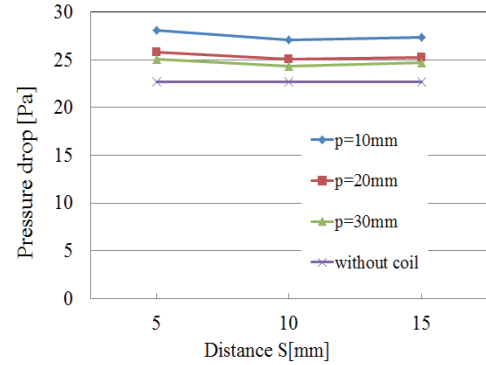


Fig.10 The pressure drop of heat exchanger with and without coil

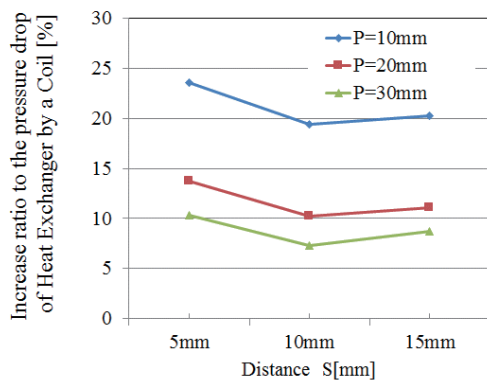


Fig.11 Relationship between distance S and increase ratio to pressure drop of heat exchanger only

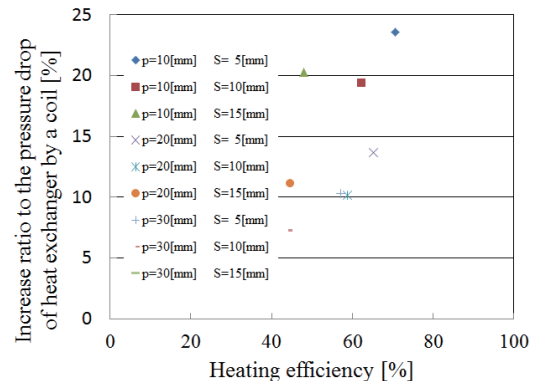


Fig.12 Increase ratio to the pressure drop of heat exchanger of coil

3.2 インピーダンス測定による電力分配、加熱効率の把握のための実験

Fig.13 に渦状誘導加熱コイルと熱交換器間の距離 $S = 5 \text{ mm}$ における加熱効率の周波数特性を示す。どのコイルも 30 kHz の周波数電流を流した場合に加熱効率が一番高いことが分かる。熱交換器直接誘導加熱システムによるデフロスト実験においては周波数 30 kHz で駆動した。また、 $p = 10 \text{ mm}$ の場合の加熱効率が良いことが分かる。

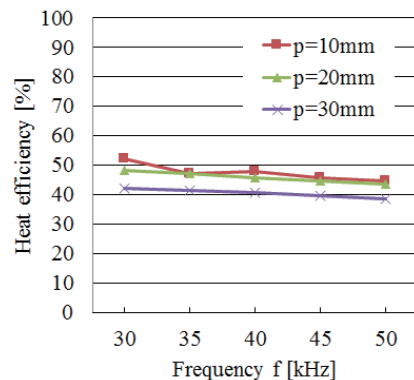


Fig.13 Relationship between frequency and heating efficiency ($S=5 \text{ mm}$)

Fig.14は周波数30 kHzにおける各渦状誘導加熱コイルの距離 S の加熱効率への影響を示した図である。加熱効率は、コイルに電流が流れたときに発生する磁束の強さとその変化に影響される。この場合、コイル間隙 p が短く、巻き数が多い場合と、熱交換器とフィン間の距離 S が小さい方が熱交換器のフィンに鎖交する磁束が強いと考えられ、図中の結果は、 $p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$ の p が小さく、かつ、 S が小さい場合の加熱効率が一番大きい結果となっている。

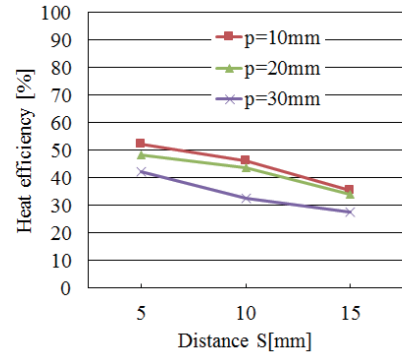


Fig.14 Relationship between coil gap distance p and heating efficiency η

Fig.15にコイル間隙 $p = 10 \text{ mm}$ 、コイルと熱交換器間距離 $S = 5, 10, 20 \text{ mm}$ における電力分配を一例として示す。 $p = 20, 30 \text{ mm}$ の場合は図示していない。下から回路損失、変圧器損失、コイル損失、最後に熱交換器損失を示す。熱交換器損失、コイル損失、変圧器損失の順に大きいことが分かる。熱交換器損失が主にデフロスト(除霜)に寄与するがコイルロスも回収・利用できる可能性がある。 $S = 5 \text{ mm}$ の場合を見ると、電源入力 $W_t = 100 \text{ W}$ であり、回路損失 $W_{ci} = 8.5 \text{ W}$ 、変圧器損失 $W_{tr} = 23.7 \text{ W}$ 、コイル損失 $W_{co} = 20 \text{ W}$ 、熱交換器損失 $W_{hex} = 47.8 \text{ W}$ となった。加熱効率 $\eta = W_{hex}/W_t$ であり、この場合は 47.8%となる。また、熱交換器損失が一番大きい(つまり加熱効率が一番大きい)場合は $p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$ の時であり 47.8 W、一番小さいのは $p = 30 \text{ mm}$, $S = 15 \text{ mm}$ の時の 25.3 W である(図示していない)。

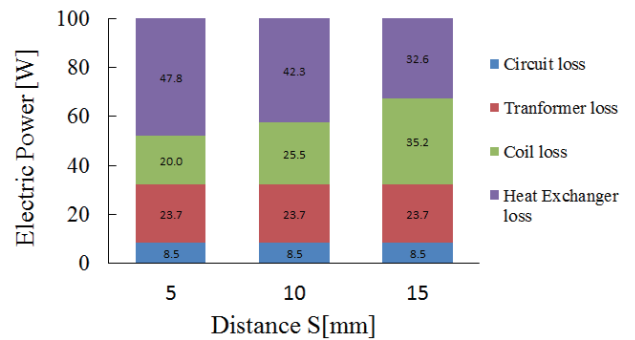


Fig.15 Power distribution ratio of an induction heating system and heating efficiency ($p = 10 \text{ mm}$)

3.3 誘導加熱による熱交換器単独加熱実験

Fig.16に $p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$ における熱交換器単独の誘導加熱実験の開始後 30 分までの a~e の各 5 点の温度上昇の過程を示す。Fig.17に実験開始 30 分後のサーモレーサの熱解析画像を示す。Fig.16 から平均温度上昇値は 11.7 K である事が分かった。また、図中、コイルの中心部に近い a 点の温度上昇が一番大きく、熱交換器左右に位置する b 点および d 点は同じような温度上昇である。中心部から離れている e 点の温度上昇が一番小さいのは、磁場の変化の影響を受けないためと考えられる。さらに、各点は 26.6~28.2°C と温度のばらつきが小さく、フィン全体を均一に加熱できていると言える。

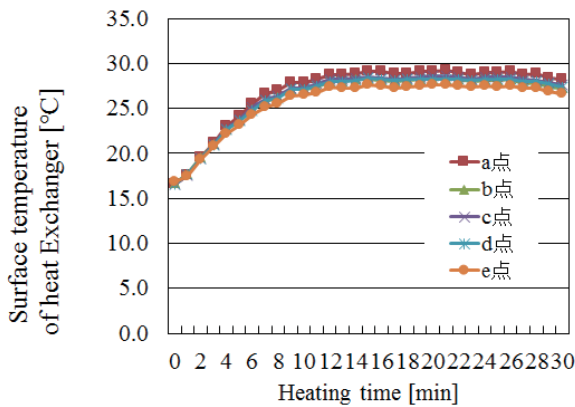


Fig.16 Temperature transit profile of plate-finned tube surface by an induction heating ($p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$)

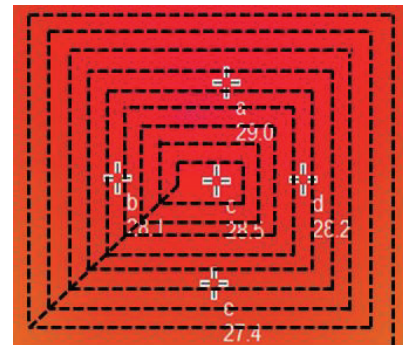


Fig.17 Temperature of plate-finned tube by an induction heating ($p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$, $t = 30 \text{ min}$.)

3.4 誘導加熱によるデフロスト実験

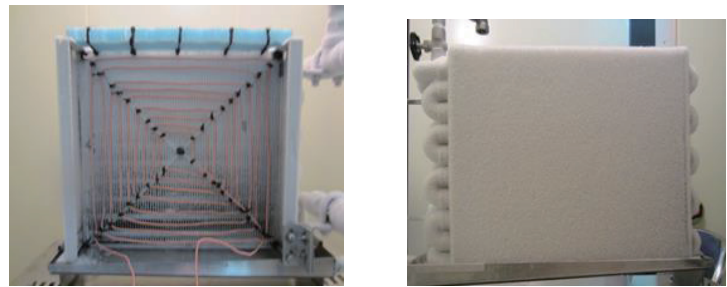
$p = 10 \text{ mm}$ で $s = 5 \text{ mm}$, $p = 20 \text{ mm}$ で $S = 5, 10 \text{ mm}$ の渦状コイルの 3 種類を用いてデフロスト実験を周囲空気温度 0°C の環境下で実験を行った. Fig.18~Fig. 20 に, $p = 5 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$ における除霜時間 $t = 0, 15$ 分後, 30 分後の熱交換器を前面(左図)と背面(右図)から見た除霜状態を示す.

図を見るとデフロスト開始から 5 分経過後には前面側は端を残して融け, 10 分経過後, 前面側の霜はほぼすべて融解し, 背面側も融け始めた. 15 分後には, 背面側の半分程度のフィンが見え, 25 分経過で背面側は, ほぼすべて表面に付着した霜が融解した. 30 分経過後, 熱交換器のフィンについての霜はすべて完全に融解された. ただし, 後述するように初期着霜量 170 g に対してデフロスト量が 60 g と約 $1/3$ と少ないのは, 熱交換器の外周の U 字管に着霜していた霜が融解されず残存していること, また, 融解した霜が水滴となった後, フィンに付着しているため計測されていないためと考えられ, デフロスト量を正確に測定する際の今後の課題である.

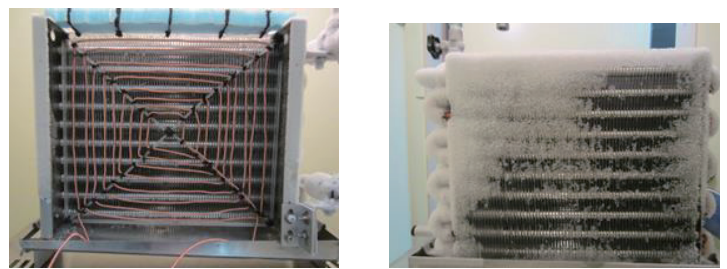
Fig. 21 に除霜された霜のデフロスト量の時間的経過を示す. いずれの場合も, デフロスト開始から一定の時間が経過しないと実質的なデフロストが開始しないことが分かる. これは, フィンや伝熱管の温度を上昇させ, 霜を融解するに足りる温度になるまでの時間のずれがあるためと考えられる.

また, $S = 5 \text{ mm}$ で $p = 10 \text{ mm}$ と 20 mm の場合を比較すると, コイル間隙間 p が小さい 10 mm の方が 20 mm の場合と比べてデフロストの立ち上がりが早いことが分かる. これは, 先の Fig.15 で示されるように, $p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$ の場合の加熱効率が 47.8% と, $p = 20 \text{ mm}$ の場合の 44.2% と比べて 10% 程度大きいためと考えられる.

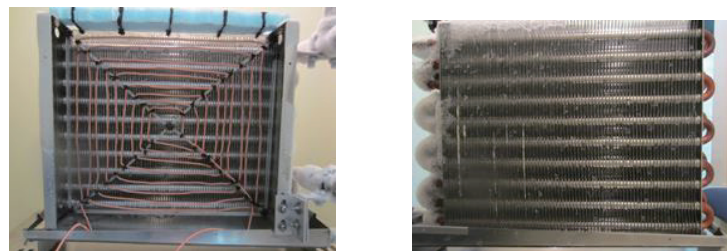
デフロスト量は 0.17 kg であり, 氷融解潜熱が 333.5 kJ/kg であるので, 霜を融解するのに費やされた加熱量は $0.17 \text{ kg} \times 333.5 \text{ J/kg} = 56.695 \text{ kJ}$ となる. これを 30 分で投入したので, 熱エネルギーとしては $56.695 \text{ kJ}/30 \times 60 \text{ sec} = 31.5 \text{ W}$ となる. この値はインピーダンスから求められる $p = 10 \text{ mm}$, $S = 5 \text{ mm}$ において熱交換器へ分配される加熱量 $100 \text{ W} \times 0.478 = 47.8 \text{ W}$ と比較すると小さい. この差異が出る要因は, 実際に, Fig.21 で示されるようにある程度時間が経過してからデフロスト量が測定されることから, 熱



(a) Front side (b) Back side
Fig.18 Defrost state ($t = 0 \text{ min.}$)



(a) Front side (b) Back side
Fig.19 Defrost state ($t = 15 \text{ min.}$)



(a) Front side (b) Back side
Fig.20 Defrost state ($t = 30 \text{ min.}$)

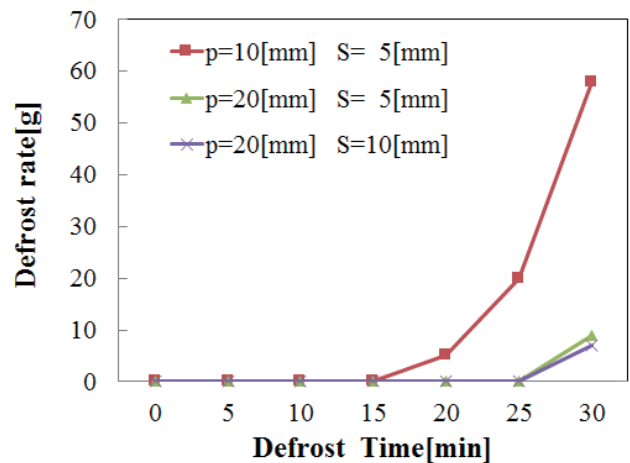


Fig. 21 Comparison of defrost rate between vortex coils

交換器の顕熱変化やデフロスト量が融けた水を測定することで計測される，熱交換器に付着している水は測定されない，加熱エネルギーの一部は空気中に放熱されるなどの複合的な事象の結果と推定される。

Fig.21 から得られた霜融解速度のデータから，数分間のオーダーでのデフロスト時間を実現するためには，例えば，投入電力 500 W と今回の 5 倍程度に増加させると，単純比例として今回のデフロスト時間 30 分を 1/5 の 6 分程度で実現可能と予想される。また，室外機ファンを低速回転させてコイルからの損失で温度上昇した空気をフィン間に流入させることにより，投入電力の 20~40 % を占めるコイル損失をデフロストのエネルギーとして回収することができる可能性も示唆された。

4. 結言

誘導コイルの渦状コイルの圧力損失解析，インピーダンス測定実験，熱交換器加熱実験及び低温環境下における熱交換器除霜実験から以下のような結論が得られた。

- (1) 渦状コイルの圧力損失解析およびインピーダンス測定実験から圧力損失が大きい方が加熱効率も大きいという相関関係がある事が分かった。
- (2) 熱交換器空気加熱実験において熱交換器全体へ均一な加熱が確認された。
- (3) 熱交換器除霜実験において高周波通電による熱交換器誘導加熱による除霜が確認された。熱交換器への加熱入力約 31.5 W にて 30 分で 170 g デフロストが可能であることが分かった。

以上より，コイル間隙間 $p = 10 \text{ mm}$ コイル，距離 $S = 5 \text{ mm}$ の渦状コイルによる除霜は可能であるが，低圧損を優先した場合は，デフロスト性能が低下することが分かった。また，除霜速度の把握から電気入力を 500 W と大容量化すると約 6 分程度でデフロスト可能であることが推測される。

今後の展望としては，実用的な観点から圧力損失に上限値，加熱効率に下限値を設定し，低圧損コイルの設計製作を行う。さらには駆動制御回路の大容量化によるスケールアップを図り，実用レベルでのデフロスト実験を行い，デフロスト時間の短縮や省エネルギー化のための検討を図っていく。

謝辞

本研究は JSPS 科研費 JP26420255 の助成を受けたものである。

引用文献

- (1) 藤井泰樹ら，“特集 寒冷地ヒートポンプ”，冷凍，Vol. 82，No. 952，113-153 (2007)。
- (2) 松本貞行，菅郁朗，中尾一成，岡崎多佳志，齋藤信，榎本寿彦，ヒートポンプ用熱交換器およびこれを用いたヒートポンプ装置，特許公開 2009-281673 (2009)。
- (3) 新河戸育也，武田涼太，中尾一成，岸田早也斗 “誘導加熱による熱交換器直接加熱デフロストシステムに関する研究”，平成 28 年度電気関係学会北陸支部連合大会(2016)。

(平成 29 年 3 月 31 日受理)