リザーバ内蔵ループ形ヒートパイプの熱特性に関する研究*

(凝縮器冷却方法の違いが熱特性に与える影響)

石川 博章^{*1}, 野村 武秀^{*2}, 大串 哲朗^{*3}野田 浩幸^{*4}, 川崎 春夫^{*5}, 矢部 高宏^{*4}Study on Heat Transfer Characteristics of
Reservoir Embedded Loop Heat Pipe

(Influence of Condenser Cooling Method on Heat Transfer Characteristics)

Hiroaki ISHIKAWA^{*6}, Takehide NOMURA, Tetsuro OGUSHI,

Hiroyuki NODA, Haruo KAWASAKI and Takahiro YABE

^{*6} Advanced Technology P & D Center, Mitsubishi Electric Co.,
8-1-1 Tsukaguchi-Honmachi, Amagasaki-shi, Hyogo, 661-8661 Japan

As heat generation in satellites increases, securing sufficient radiator panel area is an important problem. Deployable radiator, whose radiator panels are deployed post-launch in space to increase the effective radiator panel area of the satellite, is becoming an important thermal control technology. Reservoir Embedded Loop Heat Pipe (RELHP) is applied to the deployable radiator for thermal transport device. This paper presents the heat transport dynamic characteristics of RELHP using radiant cooling condenser and liquid forced convection cooling condenser by experimental study. It was found that heat leak into liquid line, flexible line and reservoir increases length of sub-cooling region in the condenser. In case of radiant cooling condenser, sub-cooling region length is shorter than liquid forced convection cooling condenser. Furthermore, vapor temperature is mainly decided by radiation capacity of radiator panel, because liquid temperature return into evaporator is rises with increasing radiator panel temperature. In addition to that, time length from start-up until steady state is longer than in case of using liquid forced convection cooling condenser, because radiator panel has large heat capacity.

Key Words: Heat Pipe, Space Equipment, Multi-Phase Flow, Radiator, Radiation, Forced Convection, Heat Transfer, Loop Heat Pipe

1. 緒 言

衛星の高発熱化に伴い放熱面積の確保が重要な課題であり、打上げ後宇宙空間でラジエータパネルを展開して衛星の実効放熱面積を増加させる展開型ラジエータが重要な熱制御技術となっている。展開型ラジエータでは、衛星内の熱を放熱面であるラジエータパネルへ輸送する必要があるため、ラジエータを展開するためのヒンジ部において、柔軟な配管を介して熱を輸送できる熱輸送素子^{(1)~(3)}が必要不可欠である。

著者らはこれまで、きく8号(技術試験衛星VIII型: ETS-VIII)に搭載の展開型ラジエータに適用するため、液体をためるリザーバを蒸発器に内蔵し、ウィックの内表面に軸方向溝を形成することで無重力下において

もつねにウィックが乾かず、動作の信頼性を向上させたりリザーバ内蔵ループ形ヒートパイプ(RELHP: Reservoir Embedded Loop Heat Pipe)の開発を行ってきた^{(4)~(8)}。

図1に展開型ラジエータの概念図およびRELHP蒸発器の断面図を示す。展開型ラジエータの放熱面となるラジエータパネル(Radiator Panel)の寸法は1.8 m×0.49 mであり、軽量化のためのアルミニウム製のハニカムコアと剛性向上のための高弾性炭素繊維強化樹脂(CFRP: Carbon Fiber Reinforced Plastic)製の表皮で構成されている。ラジエータパネルの内部にはRELHPの凝縮器(Condenser)が埋め込まれており、ラジエータパネルの表面には、太陽光による入熱を阻止しつつ、放熱を促進するため、太陽光吸収率が小さく、全半球放射率が大きい太陽光反射板(OSR: Optical Solar Reflector)が張られている。一方、裏面は断熱のため、多層断熱材(MLI: Multi Layer Insulation)で被覆されている。

RELHPの蒸発器(Evaporator)はステンレススチール製の多孔金属からなるウィック(Wick, 気孔直径1 μm相当)を内包し、蒸気管(Vapor line)、液管(Liq-

* 原稿受付 2007年10月4日。

^{*1} 正員, 三菱電機(株)先端総研(☎661-8661 尼崎市塚口本町8-1-1)。^{*2} 三菱電機(株)鎌倉製作所(☎247-8520 鎌倉市上町屋325)。^{*3} 正員, フェロー, 広島国際大学工学部(☎737-0112 呉市広古新聞5-1-1)。^{*4} 宇宙航空研究開発機構(☎305-8505 つくば市千現2-1-1)。^{*5} 正員, 宇宙航空研究開発機構。

E-mail: Ishikawa.Hiroaki@bp.MitsubishiElectric.co.jp

uid line), フレキシブル管(Flexible line)を介して凝縮器とループ状に連結されている。なお, 図1(b)に示すように, 蒸発器内のウィック内側は液だめ機能をもつリザーバとなっており, 液管から流入した作動流体の液がベイオネット管(Bayonet tube)を通った後にため込まれ, 再びウィックに浸透する構造となっている。

以上のような構成の展開型ラジエータにおける放熱動作は次のように行われる。衛星内に配置された蒸発器に搭載機器による熱が加えられると, ウィック外表面から作動流体のアンモニアの蒸気が発生し, 蒸気管を通して凝縮器に輸送される。輸送された蒸気は, ラジエータパネルに埋め込まれた凝縮器内で放熱により凝縮し, 過冷却液として蒸発器へ戻る。このような作動流体の相変化を含む流動により衛星内の熱が宇宙空間へ放熱される。

ループ形ヒートパイプの熱特性に関しては過去に多くの研究があるが, そのほとんどは凝縮器を液冷して一定温度に保った場合についてなされてきた⁽⁷⁾⁽⁸⁾。一方, 展開型ラジエータでは, 極低温の宇宙空間への放射によって凝縮器が冷却されるが, ラジエータパネル面積が限られることから, 起動に伴って凝縮器の温度が大きく上昇する。そのため, 従来の液冷による評価のみでは, 特に起動時の動特性を含めた熱特性を適切に模擬できないと考えられる。しかしながら, ループ

形ヒートパイプの凝縮器を放射冷却した場合の熱特性についてはほとんど研究がなされていない。そのため本報では, 展開型ラジエータの熱特性を評価するため, 従来のように凝縮器を液冷した場合および凝縮器をラジエータパネルに埋め込み, 放射冷却した場合の二つのケースについて, まず起動特性を計測し, その違いを調べた。次に展開型ラジエータの熱収支を評価することで, 凝縮器を液冷した場合との熱特性の差異について, さらに考察を行った。

2. おもな記号

A : ラジエータパネル面積 m^2

C_{PL} : 作動流体の液比熱 $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$

Q : 熱輸送量 W

Q_{LOSS} : 蒸発器から周囲環境へ流出する熱量(蒸発器熱損) W

Q_{IN} : 蒸発器への熱入力 W

Q_{LF} : 周囲環境から液管およびフレキシブル管(液管側)へ流入する熱量(熱侵入量) W

Q_r : ウィックを通してリザーバへ入る熱量(リザーバへの熱損) W

Q_R : ラジエータパネルからの放熱量 W

Q_{R1} : ラジエータパネル過冷却領域からの放熱量 W

Q_{R2} : ラジエータパネル二相領域からの放熱量

(a) Deployable radiator and RELHP

(b) Cross section of RELHP evaporator

Fig. 1 Schematic of deployable radiator and reservoir embedded loop heat pipe (RELHP)

Low Temperature Chamber

(a) Set up in low temperature chamber

(b) Thermocouple position

Fig. 2 Schematic of measurement set up using liquid forced convection cooling condenser

W

 Q_v : 蒸気の潜熱により蒸発器から出る熱量 W T_{LIP} : 蒸発器液戻り温度 $^{\circ}\text{C}$ T_v : 蒸気温度 $^{\circ}\text{C}$ T_H : ヒータパネル温度 $^{\circ}\text{C}$ T_s : スペースチャンバのシュラウド温度 $^{\circ}\text{C}$ W : 循環質量流量 kg/s h_{fg} : 作動流体の蒸発潜熱 J/kg η : ラジエータパネルフィン効率

3. 計測装置および計測方法

3・1 凝縮器を液冷した場合 図2に凝縮器を液冷した場合における計測装置の概略を示す。供試体としては、ラジエータパネルに凝縮器を埋め込む前のRELHPを使用し、作動流体はアンモニアを使用した。各配管の寸法は、蒸気管は長さ2mで内径 ϕ 4mm、液管は長さ2mで内径 ϕ 2mm、凝縮器は長さ5.5mで内径 ϕ 4.5mmとし、さらにフレキシブル管はおのおの長さ1mで最小内径 ϕ 5.5mmとした。なお、蒸発器、凝縮器およびすべての配管には厚さ約5mmのポリウレタンを外周に被覆した。ここで、蒸発器から周囲環境への熱損 Q_{Loss} は、同等の断熱状態においてアンモニア充てん前の蒸発器に一定量ヒータ入力することで、蒸発器と周囲空気温度との差から算出したが、今回の計測における Q_{Loss} は最大で10W($Q_{\text{in}}=300$ W時)である。

RELHPは図2(a)のように低温恒温槽の中に設置した。ここで、蒸発器と凝縮器は重力方向に対して水平に配置し、高さ方向の差は0.315mでボトムヒートとなる配置とした。また、蒸発器外表面にはヒータを取付け、蒸発器への熱入力 Q_{in} を変化できるようにし、さらに凝縮器には、内部に所定温度の冷媒(メタノール)を流すことができる冷却用配管を凝縮器に沿って装着し、冷却用配管は冷媒用の循環低温恒温槽と接続した。冷却用配管を図2(b)中の破線で示す。なお、冷媒用の循環低温恒温槽の冷却能力は、 -40°C 下で2000Wであり、今回の計測における蒸発器への熱入力 Q_{in} の最大値300Wと比べて十分大きな能力を有している。すなわち、計測を通じて冷却用配管の入口と出口の管壁温度の差は2K以内でほぼ一定となる。

温度計測用の熱電対は、低温恒温槽内の空気温度計測用のほかにRELHP外表面に全部で27箇所取付けた。熱電対の張付位置を図2(b)の●印で示し、さらにその名称を記載した。また、蒸気管には蒸気管内の圧力 P_v を計測し、蒸気温度 T_v へ換算するための圧力計を接続した。

Fig. 3 Schematic of measurement set up using radiant cooling condenser

次に計測方法について説明する。周囲空気温度および冷媒温度を -40°C に設定し、温度が安定した後に、蒸発器へ熱入力 Q_{in} を加え、起動から定常となるまでの各点の温度および蒸気管内の圧力を計測した。ここで、周囲空気温度を -40°C に設定した理由は、後述する凝縮器を放射冷却した場合の計測条件とできる限り近づけるためである。

計測精度としては、蒸発器への熱入力 Q_{in} の精度は $\pm 1.0\%$ 以内である。さらに冷媒および低温恒温槽内の空気温度の制御精度は $-40 \pm 2^{\circ}\text{C}$ である。

3・2 凝縮器を放射冷却した場合 図3に凝縮器を放射冷却した場合の計測装置構成を示す。供試体は、前述の凝縮器を液冷した場合の計測に用いたRELHPの凝縮器をラジエータパネルに埋め込み、展開型ラジエータとして構成したものを使用した。すなわち、ラジエータパネルは展開型ラジエータとしての放射特性と同一となるように、表面に太陽光反射板(OSR)を張り付けた。なお、ラジエータパネルの放熱能力は、最大で400W(蒸気温度 $T_v=80^{\circ}\text{C}$)であり、前述の凝縮器を液冷した場合の1/5程度である。

ラジエータパネル裏面およびベースパネル、RELHPの蒸発器およびフレキシブル管には断熱のため、多層断熱材(MLI)を被覆した。蒸発器周囲への熱損は今回の計測において多層断熱材の放射特性および蒸発器とベースパネル間の断熱性能から算出すると約1~10W($Q_{\text{in}}=300$ W)の範囲である。さらにRELHPの配管の表面には放射率が約0.1の熱制御フィルムを巻き付けて可能な限り放射断熱した。蒸発器、蒸気管および液管は衛星構体の一部となるベースパネルに取付け、ベースパネルは衛星内の温度環境を模擬し、 $-40 \sim +55^{\circ}\text{C}$ の範囲で温度制御することができるヒータパネルに取付けた。なお、ベースパネルとヒータパネルの間にはスペーサを配置し、空間を設けて断熱した。すなわち、ヒータパネルからの熱は放射によって

Fig. 4 Thermocouple position using radiant cooling condenser

のみ、ベースパネルや蒸発器、蒸気管、液管に伝わる。蒸発器外表面にはヒータを取付け、蒸発器への熱入力 Q_{in} を変化できるようにした。さらにラジエータパネルには保温用のヒータを張り付けた。

供試体およびヒータパネルは、シュラウド温度 T_s が 100 K 以下で圧力 1.33×10^3 Pa 以下の熱環境を実現できる、スペースチャンバに入れた。ここで、蒸発器とラジエータパネルの配置は、凝縮器を液冷した場合と同等となるように、重力方向に対して水平に配置し、高さ方向の差は 0.315 m でボトムヒート配置とした。

温度計測用の熱電対のおもな取付位置およびその名称を図 4 中の●印に示す。熱電対の取付位置は、凝縮器を液冷した場合(図 2)と同一であるが、凝縮器がラジエータパネルに埋め込まれるため、熱電対 CON 2 ～ CON 10 は、凝縮器の管直上のラジエータパネル表皮外表面に取付けた。なお CON 1 と CON 11 は凝縮器入口と出口の配管に直接張り付けた。

次に計測方法について説明する。まずヒータパネル温度 T_H を設定し、各点の温度が定常となった後に蒸発器へ熱入力 Q_{in} を加え、全計測点の値が定常となるまでのデータを取得した。なお、蒸発器への熱入力 Q_{in} が無い場合には、PELHP は非動作となることから、ラジエータパネル温度が極低温となる。そのため、作動流体の凍結を避け、起動時の温度条件を実際の展開型ラジエータと同一とするため、ラジエータパネルには保温用のヒータを張り $-40 \pm 5^\circ\text{C}$ に ON/OFF 制御した。ただし、保温ヒータは、蒸発器への熱入力がない場合、ラジエータパネル温度が -35°C 以上に上昇すると自動的に OFF されるため、起動特性には大きな影響を及ぼさない。

なお、ヒータパネル温度 T_H の制御精度は設定温度の -40°C または $+55^\circ\text{C}$ に対して ± 2 K の範囲である。

4. 起動特性計測結果

4.1 凝縮器を液冷した場合の起動特性 図 5(a), (b) に凝縮器を液冷した場合において、蒸発器への熱入力 Q_{in} を 0 W から 100 W にステップ状に変化させた場合の起動特性および温度分布の時間変化を示す。ここで Q_{in} を 100 W とした時間を 0 s とした。図 5(a) において、蒸発器壁面温度 EVA 3 の上昇とともに凝縮器入口温度 CON 1 および凝縮器出口温度 CON 11 の温度上昇が見られる。CON 11 の温度上昇は蒸気の発生と凝縮器出口への到達によるものである。これは、起動初期には蒸気温度が低いため、凝縮器管壁温度との温度差が小さく、凝縮器へ輸送された熱量を放熱するのに十分な凝縮器長さが必要なためである。しかしながら、蒸発器液戻り温度 LIP の温度上昇はなく、蒸気はフレキシブル管から液管までの区間で周囲空気との間の熱交換によって凝縮している。その後、時間の経過に伴って、CON 11, CON 9 の温度低下が見られる。これは蒸気温度が高くなり、凝縮器長さが短くても凝縮器へ輸送された熱量を十分放熱できるようになるためである。図 5(b) に温度分布の時間変化を示した。凝縮器上流側に二相領域が、下流側に過冷却領域が確認できるが、時間の経過に伴って、二相領域の長さが短くなるようすが確認できる。定常に近い 5000 s 後の温度分布では、凝縮器内の二相領域は CON 1 ～ CON 8 までの範囲となっている。

図 6(a), (b) に蒸発器への熱入力 Q_{in} を 300 W とした場合の起動特性および温度分布の時間変化を示す。起動初期の 100 s 後には CON 8 まで二相領域が延びるが、凝縮器出口 CON 11 まで到達せずに凝縮し、過冷却される。図 6(b) において定常に近い 5000 s 後には CON 1 ～ CON 5 までの範囲が二相領域となっている。

4.2 凝縮器を放射冷却した場合の起動特性 次に凝縮器を放射冷却した場合の起動特性について検討した。図 7(a), (b) にヒータパネル温度 T_H を -40°C とし、蒸発器への熱入力 Q_{in} を 0 W から 100 W にステップ状に変化させた場合の起動特性および温度分布の時間変化を示した。約 -40°C の低温環境からの起動が確認できる。蒸発器への熱入力に伴って蒸発器壁面温度 EVA 3 や凝縮器入口温度 CON 1 が上昇し、さらに起動初期においては、凝縮器出口温度 CON 11 および蒸発器液戻り温度 LIP の上下動が見られる。しかし、約 2000 s 秒後以降では CON 11 の温度は CON 1 と同等の値となり、蒸発器液戻り温度 LIP は時間の経過に伴って上昇する。これは、放射冷

Fig. 5 Start-up characteristics using liquid forced convection cooling condenser ($Q_{in}=100\text{ W}$)

Fig. 7 Start-up characteristics using radiant cooling condenser ($T_H=-40^\circ\text{C}$, $Q_{in}=100\text{ W}$)

Fig. 6 Start-up characteristics using liquid forced convection cooling condenser ($Q_{in}=300\text{ W}$)

Fig. 8 Start-up characteristics using radiant cooling condenser ($T_H=-40^\circ\text{C}$, $Q_{in}=300\text{ W}$)

却では、RELHPの起動によって、凝縮器(ラジエータパネル)の温度が上昇することによる。蒸発器液戻り温度 LIP が上昇することで、蒸気温度 T_v および凝縮

器温度が上昇し、ラジエータパネルの温度がさらに上昇する。すなわち、放熱量が増加し、やがて定常に安定する。起動時間が凝縮器を液冷した場合より長くな

っているが、これはおもにラジエータと吸熱源との間の熱抵抗が大きくなったことで、ラジエータの熱容量とラジエータと吸熱源との間の熱抵抗との積で表される温度上昇の時定数が大きくなったためである。ここで、EVA 3 の温度が定常値の 63% となる時間を起動における時定数とすると、凝縮器を液冷した場合には、時定数が 148 s であるのに対し、放射冷却した場合には時定数は 3 540 s であり、20 倍以上の違いがある。なお、 Q_{in} が 100 W の場合においては、定常となった後でも凝縮器の二相領域は CON 1~CON 11 まで凝縮器すべての領域となっている。過冷却領域は図 7(b) を見れば、CON 11~LIP 2 の領域のフレキシブル管部分に形成されていることがわかる。

図 8(a), (b) にヒータパネル温度 T_H を -40°C とした場合において、蒸発器への熱入力 Q_{in} を 0 W から 300 W にステップ状に変化させた場合の起動特性および温度分布の時間変化を示した。この場合には、時間の経過に伴って、蒸発器壁面温度 CON 3, 凝縮器入口温度 CON 1, 凝縮器出口温度 CON 11, 蒸発器液戻り温度 LIP が上昇しているが、定常となる前に凝縮器出口温度 CON 11 が低下し、凝縮器出口付近に過冷却領域ができる。しかしながら、凝縮器を液冷した場合 [図 6(a), (b)] と比較して、過冷却領域の長さは短くなる。

5. 凝縮器放射冷却時の定常熱特性

低温環境からの起動特性を計測した結果、同一の RELHP を用いた場合においても、凝縮器を放射冷却した場合の熱特性は、凝縮器を液冷した場合の熱特性と異なり、おもな違いは、(1)凝縮器内の過冷却領域の長さ、(2)動作温度の 2 点にあることが明らかとなった。その理由を明確にするため、凝縮器を放射冷却した場合の熱特性についてさらに考察を行う。

5・1 過冷却領域の長さについて 図 9 に凝縮器を放射冷却した場合の定常時の温度分布を示す。ここでは、ヒータパネル温度 T_H を -40°C および $+55^{\circ}\text{C}$ とし、蒸発器熱入力 Q_{in} を変化させた場合の値を示した。図 9 中の熱電対の名称は図 4 に対応するものである。なお、熱電対 EVA は蒸発器外表面に張られた熱電対 (EVA 1~EVA 12) の平均値である。熱電対 EVA, VAP, VAP 2, LIP, LIP 2 はベースパネルとヒータパネルに囲まれた領域内に、CON 1~CON 11 はその外に配置されており、CON 1 と CON 11 は凝縮器入口と出口の配管に直接張られている。図 9(a) において、蒸発器熱入力 Q_{in} が 0 W の場合には、ヒータパネルおよびラジエータパネル (凝縮器) に張られた

(a) Heater panel temperature $T_H = -40^{\circ}\text{C}$

(b) Heater panel temperature $T_H = +55^{\circ}\text{C}$

Fig. 9 Steady state temperature distribution using radiant cooling condenser

保温ヒータにより、各点の温度はほぼ -40°C で温度制御されている。これに対し、図 9(b) では、ヒータパネル温度 T_H を $+55^{\circ}\text{C}$ としたため、熱電対 EVA, VAP, VAP 2, LIP, LIP 2 の温度が約 40°C と高くなっている。

T_H が $-40, +55^{\circ}\text{C}$ のどちらの場合でも Q_{in} が大きくなると凝縮器出口付近 (CON 9~CON 11) に過冷却による温度低下が見られるが、図 6(b) の凝縮器を液冷した場合と比べて過冷却領域の長さははるかに短い。なお、図 9(b) において、 Q_{in} を 100, 200 W とした場合に熱電対 EVA, VAP, VAP 2, LIP, LIP 2 の温度は Q_{in} が 0 W の場合より低下しているが、これは RELHP の起動によって、凝縮器で放熱、過冷却された液が蒸発器へ戻るためである。 Q_{in} が同一の場合では、ヒータパネル温度 T_H を $+55^{\circ}\text{C}$ としたほうが、 T_H を -40°C とした場合より、全体的に温度が上昇している。さらに Q_{in} が 300 W の場合と比較すると、凝縮器内の過冷却領域の長さは、 T_H を $+55^{\circ}\text{C}$ としたほうが長くなっている。

5・2 凝縮器放射冷却時の熱収支 以上を説明するため、図 10 に凝縮器放射冷却時の熱収支を表す図を示す。蒸発器および液管やフレキシブル管から凝縮器 (ラジエータパネル) への熱輸送量 Q は、

Fig. 10 Energy balance of deployable radiator

Fig. 11 Vapor T_V - T_{colt} change for Q_{in} distribution

$$Q = Q_{in} - Q_{LOSS} + Q_{LF} \\ = Q_V + (Q_r + Q_{LF}) \quad \dots\dots\dots (1)$$

となる。ここで、 Q_V は蒸気の潜熱により蒸発器から出る熱量、 Q_r はウィックを通してリザーバへ入る熱量(リザーバへの熱損)、 Q_{LF} は周囲環境から液管およびフレキシブル管(液管側)へ流入する熱量(熱侵入量)、 Q_{LOSS} は蒸発器から周囲環境へ流出する熱量(蒸発器熱損)である。なお、式(1)において蒸気管およびフレキシブル管(蒸気管側)への熱侵入量や熱損は0.5 W 以下で液管側に比べて十分小さいため無視した。

さらに、作動流体の循環質量流量 W を用いれば、

$$Q_V = Wh_{fg} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$Q_r = C_{pL} W (T_V - T_{LIP}) \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$Q_{LF} = C_{pL} W (T_{LIP} - T_{CON11}) \quad \dots\dots\dots (4)$$

となる。ここで、 T_{LIP} 、 T_{CON11} はおのおの、熱電対位置 LIP、CON 11 の温度、 C_{pL} は作動流体の液比熱である。

次に、 Q_r 、 Q_{LF} の値を比較検討する。図 11 に式(3)から求めた Q_r の値を示す。図 11 のように、 Q_r は蒸発器への熱入力 Q_{in} が大きいほど大きくなる。これは、 Q_{in} の増加によって、式(3)における循環質量流量 W および系の圧力損失が増加し、蒸気温度 T_V

Fig. 12 Q_{LF} change for Q_{in} and T_H Fig. 13 $(Q_r + Q_{LF})/Q$ change for Q_{in} and H_H

が高くなるためである。また、凝縮器を放射冷却した場合のほうが、液冷した場合より Q_r が大きくなっているが、これは、液冷の場合より凝縮器内の二相領域が長くなり、系の圧力損失が増大することによるものである。

さらに、図 12 に式(4)から求めた液管およびフレキシブル管(液管側)における熱侵入量 Q_{LF} を示した。ヒータパネル温度 T_H が -40°C の場合には、液管およびフレキシブル管(液管側)の温度が周囲温度(ヒータパネル温度 T_H)より高くなるため、 Q_{LF} は負の値となる。凝縮器を液冷した場合は蒸気温度 T_V と周囲空気温度との温度差が小さいため、 Q_{LF} は小さい。

次に、凝縮器内の過冷却領域の長さについて検討するため、凝縮器(ラジエータパネル)からの放熱量について検討する。図 10 において、凝縮器内の上流側の二相領域から放熱される熱量を Q_{R2} 、下流側の過冷却領域から放熱される熱量を Q_{R1} とすれば、凝縮器(ラジエータパネル)からの放熱量 Q_R は、

$$Q_R = Q_{R1} + Q_{R2} = Q \quad \dots\dots\dots (5)$$

より、式(1)を用いると、

$$Q_V + (Q_r + Q_{LF}) = Q_{R2} + Q_{R1} \quad \dots\dots\dots (6)$$

となる。式(6)において、 Q_V (潜熱による熱量)は二

Fig. 14 Vapor temperature change for Q_n

相領域から放熱される熱量 Q_{R2} に、 $Q_r + Q_{LF}$ (顕熱による熱損や熱侵入量) は過冷却領域から放熱される熱量 Q_{R1} に相当する。すなわち、 $Q_r + Q_{LF}$ が大きくなるほど冷却領域から放熱される熱量 Q_{R1} が増加する。

図 13 に Q_n および T_H を変化させた場合の $(Q_r + Q_{LF})/Q$ の値を示した。 Q_n が 300 W の場合において、過冷却領域の長さを図 9(a), (b) の温度分布から見積もると、ヒータパネル温度 T_H が高いほど過冷却領域が長くなっている。すなわち、凝縮器を放射冷却した場合には、過冷却領域の長さは $(Q_r + Q_{LF})/Q$ が大きくなるほど長くなる。なお、凝縮器を液冷した場合では、放射冷却した場合 ($T_H = -40^\circ\text{C}$) と $(Q_r + Q_{LF})/Q$ が同等の値となっているが、図 6 のように過冷却領域は長くなる。これは、液冷の場合は、過冷却部分の強制対流熱伝達領域の熱伝達率が二相部分や、液冷管内の熱伝達率と同等か多少小さい値であるのに対し、放射冷却した場合は、ラジエータパネルとスペースチャンバシールド間の熱伝達率が小さく、この部分の熱抵抗が支配的になるためである。そのため、液冷では、CON 6~CON 11 の領域は、凝縮器壁面温度と冷媒温度との温度差がほとんどなく、放熱に寄与しないのに対し、放射冷却では凝縮器全長で有効に放熱される。

5.3 動作温度の差について 次に、凝縮器を液冷した場合と放射冷却した場合の動作温度の差について考察する。図 14 に蒸発器熱入力を変化させた場合における蒸気温度 T_v の変化を示す。凝縮器を放射冷却した場合には、蒸気温度 T_v は蒸発器熱入力 Q_n の増加に伴って大きく上昇する。一方、凝縮器を液冷した場合には、その上昇度合いは大きくない。この差は、凝縮器の冷却能力の差にあると考えられる。確認のため、ラジエータパネルによる放熱量を見積もる。

ラジエータパネルからの放熱量は、ステファン・ボルツマン定数 σ を用いることで、

$$Q_R = \eta \varepsilon \sigma A [(T_v + 273.15)^4 - (T_s + 273.15)^4] \quad \dots\dots\dots (7)$$

となる。ここで、 η はラジエータパネルフィン効率、 ε はラジエータパネル放射率、 A は有効放熱面積、 T_s はスペースチャンバシールド温度である。ここで、ほとんどの場合、凝縮器内の過冷却領域の長さは凝縮器長さの 10% 以下となるため、式 (6) において $Q_R = Q_{R2}$ とした。図 14 の破線は計側条件に合わせ、 $A = 0.62 \text{ m}^2$ 、 $\varepsilon = 0.82$ 、 $T_s = 100 \text{ K}$ とし、 η の値を 0.8~1 まで変化させた値を示した。図 14 のように、計算値と実測値とは傾向が一致している。このことから、ラジエータパネルの放熱能力が RELHP の熱特性に大きく影響することが確認できた。凝縮器を放射冷却した場合には、ラジエータパネルの面積が一定であるため、 Q_n の増加によって、凝縮器温度および蒸発器への液戻り温度が上昇する。一方、凝縮器液冷時には、凝縮器の温度は約 -40°C に保たれることから、蒸気温度 T_v は主として蒸発器側の性能に依存することになる。

6. 結 論

放射によって凝縮器を冷却する展開型ラジエータの熱特性を検討するため、リザーバ内蔵ループ形ヒートパイプの凝縮器冷却方法が熱特性に及ぼす影響を検討した。ここでは凝縮器を液冷した場合と、放射冷却した場合について熱特性を計測比較した。その結果、

(1) 凝縮器を放射冷却した場合より、液冷した場合のほうが凝縮器内の過冷却領域の長さが長くなる。過冷却領域の長さは、リザーバへの熱損、液管およびフレキシブル管への熱侵入量が大きくなるほど長くなる。より効率よく放熱を行うためにはこれらの値をできる限り小さくする必要がある。

(2) 凝縮器を放射冷却した場合には、放熱能力に依存して蒸気温度が高くなる。これは、放熱面積に限られるためで、蒸発器への熱入力の増加によって、凝縮器温度が上昇し、蒸発器への液の戻り温度が上昇することによるものである。すなわち、起動後に温度が定常となるためには、まず凝縮器温度が定常となる必要がある。しかしながら、ラジエータパネルは熱容量が大きく、温度上昇に時間がかかるため、放射冷却した場合には、凝縮器を液冷した場合より起動時間が長くなる。

文 献

- (1) Stenger, F. J., NASA TMX-1310 (1966).
- (2) Pohner, J. et al., *Proceeding of AIAA 26th Thermo-*

- physics Conference*, No. 91-1375 (1991), pp. 1-6.
- (3) Wolf, D. A. et al., *Proceeding of the 24th International Conference on Environmental Systems*, No. 941575 (1994).
- (4) Ogushi, T., Yao, A. et al., *Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 66, No. 646 (2000), pp. 1488-1493.
- (5) Ishikawa, H., Yao, A., Ogushi, T., Haga, S., Miyasaka, A. and Noda, H., *Proceeding of the 31st International Conference on Environmental Systems*, No. 2001-01-2341 (2001).
- (6) Ogushi, T., Haga, S., Ishikawa, H., Yao, A., Miyasaka, A. and Noda, H., *Proceeding of the 31st International Conference on Environmental Systems*, No. 2001-01-2239 (2001).
- (7) Ishikawa, H., Ogushi, T., Nomura, T., Iwakami, T., Noda, H. and Yabe, T., *Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 72, No. 720 (2006), pp. 2010-2017.
- (8) Ishikawa, H., Ogushi, T., Nomura, T., Noda, H., Kawasaki, H. and Yabe, T., *Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 73, No. 727 (2007), pp. 847-854.
-