

温度制御可能な自励振動ヒートパイプの研究

Studies on Temperature Controllable

Oscillating Heat Pipe

岩田 直子

博士（工学）

総合研究大学院大学

物理科学研究科

宇宙科学専攻

平成 27 年度

（ 2 0 1 5 ）

平成 27 年度 博士論文

温度制御可能な自励振動ヒートパイプの研究

Studies on Temperature Controllable Oscillating Heat Pipe

岩田 直子

総合研究大学院大学
物理科学研究科
宇宙科学専攻

指導教員 高木 亮治 准教授
小川 博之 准教授

目次

第1章 序論

1.1	研究の背景	1
1.1.1	宇宙機の熱制御技術の課題	1
1.1.2	ヒートパイプとその発展	1
1.1.3	OHPの動作原理と特性	3
1.1.4	OHP 先行研究	4
1.2	研究の目的	7
1.3	本論文の構成	7

第2章 FC-OHPの動作限界

2.1	序論	16
2.2	作動限界時の動作温度	16
2.2.1	実験概要	16
2.2.2	実験装置	16
2.2.3	実験条件	17
2.2.4	実験手順	18
2.2.5	実験結果	19
2.2.6	OHP 内液体積と動作限界時の温度についての考察	20
2.2.7	P-V 線図による解釈	22
2.3	可視化実験	23
2.3.1	実験概要	23
2.3.2	実験装置	23
2.3.3	実験条件と実験手法	23
2.3.4	実験結果	24
2.3.5	低封入率時の動作限界	24
2.4	結論	25

第3章 リザーバによる温度制御機能

3.1	序論	61
-----	----	----

3.2	リザーバ付き OHP の動作とリザーバ内液分布の影響	61
3.2.1	実験概要	61
3.2.2	実験装置	62
3.2.3	実験条件	63
3.2.4	実験手順	63
3.2.5	リザーバ無しの OHP の実験結果	64
3.2.6	リザーバ有りの OHP の実験結果	65
3.2.7	熱コンダクタンスの比較	66
3.2.8	リザーバの設置方向の影響	67
3.2.9	リザーバに接続される継手類が OHP 加熱部温度に及ぼす影響	69
3.2.9.1	実験装置	69
3.2.9.2	実験条件と実験手順	70
3.2.9.3	Test-F1 の実験結果	71
3.2.9.4	Test-F2 の実験結果	71
3.2.9.5	リザーバ内気液分布と OHP 加熱部温度	72
3.3	VC-OHP の熱真空環境下での実証とリザーバによる OHP 動作温度制御	73
3.3.1	実験概要	73
3.3.2	実験装置	73
3.3.3	実験条件	74
3.3.4	実験手順	74
3.3.5	実験結果と考察	75
3.4	可視化実験によるリザーバの液量調整機能の調査	76
3.4.1	実験概要	76
3.4.2	実験装置	76
3.4.3	実験条件	77
3.4.4	実験手順	77
3.4.5	実験結果と考察	78
3.5	リザーバ付き OHP 内の液量と熱輸送量の相関	79
3.5.1	熱平衡状態の熱輸送モデル	79
3.5.2	実験から得られた液量を元にした熱輸送量の計算	82
3.5.3	熱輸送量計算のまとめ	85
3.6	リザーバ付き OHP の起動と輸送限界	85
3.6.1	可視化実験	86
3.6.1.1	実験装置	86
3.6.1.2	実験条件と実験手順	87
3.6.1.3	実験結果	87

3.6.2	リザーバ付き OHP の起動	87
3.6.3	リザーバによる液量調整の現象	88
3.6.4	リザーバ付き OHP の動作限界	89
3.7	3 章の実験まとめとリザーバ付き OHP の熱輸送特性	90
3.8	結論	91

第 4 章 VC-OHP を適用した熱設計フリー衛星

4.1	序論	132
4.2	試作モデル	133
4.3	大気中試験	134
4.3.1	実験概要	134
4.3.2	実験装置	134
4.3.3	実験条件	135
4.3.4	実験手順	135
4.3.5	展開状態試験の結果と考察	135
4.3.5.1	試験ケース A-D-1 の実験結果	136
4.3.5.2	試験ケース A-D-2 の実験結果	136
4.3.5.3	試験ケース A-D-3 の実験結果	136
4.3.5.4	展開状態試験の結果まとめ	136
4.3.6	組立状態試験の結果と考察	125
4.3.6.1	試験ケース A-A-1 の実験結果	137
4.3.6.2	試験ケース A-A-2 の実験結果	137
4.3.6.3	試験ケース A-A-3 の実験結果	137
4.3.7	大気中試験結果まとめ	137
4.4	熱真空試験 1(加熱面の発熱量, 発熱分布変化の影響調査)	138
4.4.1	実験概要	138
4.4.2	実験装置	138
4.4.3	実験条件	139
4.4.4	実験手順	139
4.4.5	実験結果と考察	140
4.4.5.1	試験ケース TV-H-1 ~ TV-H-4 の実験結果	140
4.4.5.2	試験ケース TV-H-5 ~ TV-H-9 の実験結果	140
4.4.5.3	熱真空試験 1 の実験結果まとめ	141
4.5	熱真空試験 2(ラジエータ面への熱入力の影響調査)	141
4.5.1	実験概要	141

4.5.2	実験装置	141
4.5.3	実験条件	142
4.5.4	実験手順	142
4.5.5	実験結果と考察	143
4.6	微小重力実験	143
4.6.1	実験概要	143
4.6.2	実験装置	144
4.6.3	実験条件	144
4.6.4	実験手順	145
4.6.5	実験結果と考察	145
4.6.5.1	試験ケース MG-1, MG-2 の実験結果	145
4.6.5.2	試験ケース MG-3 の実験結果	146
4.6.5.3	試験ケース MG-4, MG-5 の実験結果	146
4.6.5.4	微小重力実験結果まとめ	147
4.7	熱設計フリー衛星への適用可能性	147
4.8	結論	149
第 5 章 結論		181
謝辞		184
参考文献		185
Appendix 宇宙放射線の影響評価		
A.1	序論	190
A.2	実験概要	190
A.3	実験装置	191
A.4	実験条件	192
A.5	実験手順	192
A.6	熱的性能評価試験結果	193
A.7	クロマトグラフィーによる組成分析	193
A.8	結論	194

Nomenclature

A	面積[m ²]
Bo	ボンド数
cp	定圧比熱 [J/kg/K]
D	管直径 [m]
F	潜熱 [J/kg]
G	質量流速 [kg/s/m ²]
g	重力加速度[m/s ²]
h	熱伝達率 [W/m ² /K]
K	熱コンダクタンス [W/K]
k	熱伝導率 [W/m/K]
L	長さ [m]
M	質量 [kg]
MR	質量比
N	OHP 配管本数
Pr	プラントル数
Q	熱輸送量(OHP 全体) [W]
q	熱輸送量(OHP 配管 1 本あたり) [W]
Re	レイノルズ数
t	時間 [s]
T	温度 [K]
u	速度 [m/s]
V	体積 [m ³]
x	クオリティ

Subscripts

A	OHP 断熱部
amb	周囲大気
C	OHP 冷却部
$cond$	凝縮
cr	臨界
$valve$	バルブ・継手
H	OHP 加熱部
$heater$	ヒータの発熱
$heatleak$	ヒートリーク
in	OHP への入熱
l	液スラグ
lat	潜熱
max	最大
out	OHP からの排熱
R	リザーバ
sat	飽和状態
sen	顕熱
$total$	OHP 内全体
$tube$	OHP とリザーバ間配管
net	正味の熱輸送量
v	蒸気プラグ
w	壁面

Greek symbols

ϕ	封入率
ρ	密度 [kg/m ³]
σ	表面張力 [N/m]
μ	粘性係数 [Pa · s]

第1章 序論

1.1 研究の背景

1.1.1 宇宙機の熱制御技術の課題

世界初の人工衛星スプートニク1号の打ち上げから遅れること13年、1970年に日本で初めての人工衛星が打ち上げられた。打ち上げ地に因んで「おおすみ」と名付けられたこの衛星が我が国で初めて熱設計を施された宇宙機であり、以来日本の宇宙機の熱制御技術は衛星開発の歴史の中で試行錯誤や失敗、成功と共に発展してきた。「おおすみ」(Fig. 1-1)の衛星本体は宇宙空間と輻射断熱を図るためにアルミニウムカバーで覆われていたが、軌道上では衛星内部の電子機器が予測よりも高温となり衛星の寿命に影響を及ぼす結果となった[1]。約1年後に打ち上げられた次号機「たんせい」(Fig. 1-2)は、どのような姿勢でも太陽光熱入力及び宇宙空間への輻射による放熱が一樣になるように、外表面全体を黒色塗装、内側はアルミ面という熱設計が採用された。「たんせい」では熱数学モデルを用いた熱解析を実施しながら設計が行われた。

開発が進むにつれ宇宙機が大型化し、また搭載機器の要求が複雑になりそれを叶えるために新しい熱設計や熱制御材が採用されるようになった。初期の宇宙機の熱制御材には塗料や多層断熱材(Multi-Layer Insulation, MLI)などが主に使われていたが、1977年に打ち上げられた「たんせい3号」(Fig. 1-3)では衛星内部の温度均一化のために初めてヒートパイプが搭載された。メタノールが作動流体として封入されたこのステンレス鋼製のヒートパイプは軌道上で正常に動作していることが確認された。また、1984年打ち上げの中層大気観測衛星「おおぞら」(Fig. 1-4)は軌道周回中の太陽光熱入力や機器発熱量の変化により衛星の温度ポテンシャルが大きく変化するため、放熱量の調整が可能なサーマル・ルーバーが搭載された。

ひとたび軌道上に打ち上げられてしまうと交換や修理の出来ない宇宙機にとって搭載部品の信頼性や実績は最重要とも言えるため、今日でも使用される熱制御材の多くは数十年前に開発され使用され続けているものである。一方でより高精度な観測等を行うために宇宙機には高性能な電子機器や観測機器が搭載されるようになり、衛星の発熱量は以前に比べて増大している。これらの搭載機器はその性能を発揮するためには非常に狭い温度範囲内にある必要があったり、空間的・時間的溫度均一化要求があったりと、相反する事情を抱えていることが多く、限られたリソース（質量、電力）の中で効率的な熱設計を実現しなければならない。2015年度打ち上げ予定のX線天文衛星「ASTRO-H」では、X線マイクロカロリメータの冷却に用いる冷凍機の排熱に後述するループヒートパイプ(Loop Heat Pipe, LHP)を日本の科学衛星で初めて採用した[3]が、国内では宇宙用実績が十分といえるLHPが存在しなかったため海外製LHPが搭載されている。我が国の熱制御技術の向上に必要なのは、従来の熱制御材を使用するだけではなく新しい機能を持つ熱制御材を開発し、その特性について余すところなく手中に把握した上で宇宙機へ適用することであり、それが将来の宇宙開発の発展へとつながる。

1.1.2 ヒートパイプとその発展

対流の無い宇宙空間においては深宇宙への輻射による放熱が殆ど唯一の排熱方法である。そのため効率的に排熱を行うためには、ラジエータと呼ばれる排熱面と発熱機器とをいかに熱抵抗小

さく結合させるかが重要となる。ヒートパイプ(Heat Pipe, HP) は高熱伝導率でなおかつ中空構造のため質量が小さいという宇宙用に適した優れた熱制御材である。

HP は主として金属製の密閉容器(コンテナ)の中に作動流体が封じ込められているもので、作動流体は液及び蒸気の状態に適当な割合で共存している。Fig.1-5 に HP の模式図を示す。HP の一端を加熱しもう一端を冷却すると、熱はコンテナを通して作動流体に伝えられ、液状態の作動流体は蒸気に相変化する。この際の蒸発潜熱が蒸気に蓄えられる。蒸気はコンテナの中空部分を加熱部より圧力の低い冷却部に向かって流れ、冷却部で凝縮し液になる。凝縮するときに放出される凝縮潜熱が作動流体からコンテナへ伝えられる。HP はこのように潜熱を利用して熱輸送を行っているために高い熱伝導率を得ることが出来る。流れを継続させるためには冷却部の作動流体が再び加熱部へ戻らなければならないが、そのために毛細管現象を利用しているのが HP のもう一つの特徴である。コンテナの内壁は溝状、多孔質材などウィックと呼ばれる毛細管構造となっており、冷却部の液は毛細管力により加熱部へと駆動される。

1942 年に HP のアイデアを最初に発表したのは米国の Gaugler[5]であったが実用化されることはなかった。Gaugler の特許登録から約 20 年後、米国原子力委員会の Grover が Gaugler とは独立に HP を発明しその実用化に成功した[6]。1967 年には世界で初めて HP を搭載した衛星 Atlas-Agena 号が打ち上げられた。このときの HP は作動流体として水を封入したステンレス鋼製で、軌道上でも良好に動作した。

HP の初期の研究は主に宇宙用として進められたが、1966 年に米国の RCA 社が HP を商品化してからは地上用としても広く利用されるようになり、現在では宇宙機はもちろん、コンピュータ機器の中の発熱体の熱輸送などにも使われている。

HP では全長にわたってウィックが存在するため、HP が長くなるほどウィック内を流れる液が受ける圧力損失が大きくなる。ウィックの細孔径を大きくすれば圧力損失は小さくなるが、その分毛細管力が小さくなってしまふ。基本的に HP の熱輸送量はその長さに依存し、大きな熱量を長い距離輸送させることが難しい。また、コンテナの内壁に必ずウィックが必要となるため、大きな角度で曲がった形状の HP やフレキシブルな HP は加工が困難である。

ウィックを限られた部分にのみ配置することでこれらの問題を解決したのが LHP [7,8,9]とキャピラリーポンプルーブ(Capillary Pumped Loop, CPL)[9, 10]である。どちらも液が蒸発する部分(蒸発器)と凝縮する部分(凝縮器)とが分かれており、蒸発器にのみウィックが存在する。HP が 1 つのコンテナの中で蒸気と液が対向流として流れているのに対し、LHP 及び CPL では蒸発器から凝縮器へと蒸気が流れる配管と凝縮器から蒸発器へと液が流れる配管とは分離されている。LHP にも CPL にも液を一時的に溜めておくリザーバと呼ばれる液だめが付いているが、その位置が大きく異なる。LHP では Fig.1-6 に示すようにリザーバは蒸発器の上流側近くに付いているが、CPL では Fig.1-7 のように凝縮器の下流側に、その名の通り細管(capillary)を介して取り付けられている。LHP は 1980 年代初頭に旧ソ連で発明され、その高い熱輸送能力やロバスト性から宇宙用として早い段階から実用化されてきた。一方 1970 年代に米国で発明された CPL は条件によって動作が停止したり不安定になったりするという問題があったため、次第に宇宙機への適用は LHP が主流となっていく。LHP の技術は米国や欧州にも広がり、米国では 1997 年にコロンビア号(スペースシャトル)のミッション STS-83 と STS-94 で LHP の軌道上実証に成功した[11]のを皮切りに、2003 年打ち上げの地球観測衛星 ICESat [12], 2004 年打ち上げの宇宙科学衛星 Swift[13]などに搭載された。日本でも米国製の LHP が、国際宇宙ステーションに搭載された全天 X 線監視装置 MAXI の排熱に使用された[14]ほか、2006 年打ち上げの技術試験衛星「きく 8 号」には初めて国産の LHP が搭載された[15, 16]。

他に LHP の HP に優る点として、重力依存性が小さいという点が挙げられる。一般的な HP は重力依存性が非常に大きく、蒸発部が上になるような傾きがつく(これをトップヒートモードという)と動作しないことが多い[17]が、LHP ではトップヒートモードでは特に低熱負荷時に動

作温度が高くなる傾向が見られるものの、動作することが報告されている[18, 19]. Wolfらは、作動流体にアンモニアを用いた LHP を熱負荷 25 [W]時に傾けると動作温度が 8 [K]上昇するが熱負荷 200 [W]以上では動作温度の差は見られなくなったと述べている[18]. 永井らはアセトンを作動流体とした 100W 級の小型 LHP で実験を行った結果、30 [cm]程度の高さであれば熱輸送能力は重力に依らないとしている[19]. LHP 内を気液が循環する（動作する）ためには、蒸発器部分に存在するウィック内で形成される毛細管力が、気液がループ内を通過する際の圧力損失に体積力を加えた圧力に釣り合わなければならない。LHP は通常、細孔径が μm オーダーで HP に比べ毛細管力の非常に大きいウィックを用いるため、HP より重力依存性が小さい。

通常の HP は熱輸送量や動作温度が変化しても熱コンダクタンスが一定の、固定コンダクタンス HP(Fixed Conductance Heat Pipe, FC-HP)である。一方で LHP や CPL は動作温度により熱コンダクタンスが変わりうる可変コンダクタンス(Variable Conductance)性を有する。可変コンダクタンス性により動作温度を能動的に制御でき、高精度な温度制御も可能である[20]. 温度制御に必要な電力は通常わずかであるため、リソースの限られた宇宙機には適しているともいえる。

可変コンダクタンス性は通常の HP でも非凝縮性ガス (Non-Condensable Gas, NCG) を添加することで持たせることができ、可変コンダクタンスヒートパイプ (Variable Conductance Heat Pipe, VC-HP) と呼ばれる。VC-HP は、1960 年代に先述の米 RCA 社にて金属製コンテナの HP のシール方法を模索している途中で NCG を HP に混入させたことがきっかけとなり発明された。Fig.1-8 に示すように VC-HP は通常の HP のコンデンサ側に NCG が封入されたリザーバが取り付けられており、NCG がコンデンサ側に押し流されコンデンサでの作動流体の凝縮量が調整されることで HP の動作温度に対する熱輸送量が調整されるというものである。蒸発部への熱負荷量が増し蒸発部の温度が上昇すると Fig.1-8 の下図のように NCG が圧縮されコンデンサでの凝縮量が増加する。これによりヒートパイプのコンダクタンスは増加し結果として蒸発部の温度は低下する。逆に蒸発部への熱負荷量が減少した場合は、コンデンサ内の NCG 体積が増加し凝縮量が減少するためにコンダクタンスが低下する。VC-HP の実用化は 1970 年代から始まり、多くの衛星で搭載されている[22]. 近年では欧州の国際宇宙ステーション補給機(Automated Transfer Vehicle, ATV)に 40 本もの VC-HP が搭載された[23]. 日本では 1989 年打ち上げの技術試験衛星「きく 5 号」に、作動流体にメタノールを用い NCG としてアルゴン及びヘリウムを封入したステンレス鋼製の VC-HP が搭載され、軌道上にて正常に動作することが確認された[24, 25].

1.1.3 自励振動ヒートパイプの動作原理と特性

自励振動型ヒートパイプ(Oscillating Heat Pipe, OHP)[26] は、加熱部～冷却部間を十数回往復する外径(直径)1~2[mm]程度の細管から構成されており、細管の中に封入された作動流体が、加熱部における蒸発と冷却部における凝縮を伴いながら自励振動によって往復運動することで、加熱部から冷却部へ熱が顕熱および潜熱の形態で輸送されるものである。OHP の概略図を Fig.1-9 に示す。OHP 内の作動流体がパルス的な振動流として流れることから、Pulsating Heat Pipe, PHP とも呼ばれる。HP や LHP, CPL とは対照的に、OHP は 1990 年代に日本の中小企業のひとりの技術者、赤地により宇宙利用とは全く独立に発明された[27, 28].

他のヒートパイプとは異なり OHP は液の輸送のためにウィックは用いないが、気液の自励振動を起こすために管内に Fig.1-10 のように気液がプラグ状に分かれる必要がある。液柱を液スラグ、気泡を蒸気プラグ（又はバブル）と呼ぶ。管径は液の表面張力が重力に十分打ち勝てるほど小さくしなければならない。一般的には、重力と表面張力の釣り合いを表すボンダ数 Bo が 4 以下になるような管径に設定すべきとされている[29]：

$$Bo = \frac{g(\rho_l - \rho_v)D^2}{\sigma} \leq 4 \quad (1-1)$$

ここで、 g は重力加速度、 ρ_l 、 ρ_v はそれぞれ液密度および蒸気密度、 D は管径、 σ は作動流体の表面張力である。式(1-1)より配管の最大径 D_{crit} は式(1-2)で表される：

$$D_{crit} = 2 \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \quad (1-2)$$

OHP 内を真空に引くなどして大気等 NCG の残留がない状態で作動流体を封入すると気液は Fig.1-9 のように管内に分布する。OHP の一端を加熱部(蒸発部)としもう一端を冷却部(凝縮部)とする。加熱部に熱負荷を与えると加熱部内の蒸気プラグの圧力が上昇する。液スラグの前後の蒸気プラグで圧力差が生じ、液スラグと蒸気プラグは圧力の低い冷却部に向かって流れる。冷却部では凝縮が起こるため蒸気プラグの圧力は下がる。管の両端における相変化を伴う蒸気プラグの圧力及び体積の変化が気液の振動を引き起こす。加熱部への熱負荷が大きくなると液スラグの速度が速くなり、慣性力が十分大きくなると液スラグは管の曲がり部を超えて隣のターンへと移動する。このようにして次第に振動流から循環流へと流れの形態が移行する。加熱部に加えられた熱負荷は相変化の際の潜熱と、相変化せずに伝熱面間を移動する液スラグの顕熱により冷却部に輸送されるが、顕熱による熱輸送が支配的であるという報告がなされている[29-31]。

相変化が起こるメカニズムについては過去の研究により複数の提案がなされているが、蒸気プラグと壁面の間に薄い液膜が存在しその液膜上で蒸発と凝縮が行われるという見方が近年の主流である。液膜の発生機構についても諸説あり、Shafii ら[32]が Fig.1-11 に示すような作動流体の高い表面張力による液膜の発生を述べているのに対し、長崎ら[33]は液スラグが管内を移動する際に管内壁が濡れ、それが薄い液膜となって残ることを実験結果を元に説明している。また、Ma[34]らは、凝縮部にて蒸気プラグ内の蒸気が壁面で凝縮して液膜が形成されるとして熱輸送量を計算し実験結果との比較を行っている。

作動流体は OHP の熱輸送性能に大きく影響する。表面張力は式(1-2)に表されるように配管径に影響し、表面張力が大きいほど配管径を大きく出来るため、伝熱面積がより大きくなり最大熱輸送量が大きくなる。ただし OHP の安定した動作を維持するために必要な熱入力量も大きくなる。流体の粘性が大きいと液スラグと壁との間のせん断応力が大きくなり圧力損失の増大につながるため、粘性（動粘度）は小さい方がよい。潜熱は小さい方が作動流体の蒸発が起こりやすくなり気液の動きが早くなるために熱輸送能力が大きくなる。それに対し、OHP の熱輸送には顕熱が大きく影響するため比熱は大きい方がより大きな熱輸送が可能となる。このほか、通常の HP などと同じように配管材料との化学的安定性にも注意する必要がある。水・アルコール類・フロン系液体などが OHP の作動流体としてよく使用されているが、近年の研究では nanofluid を用いた研究もあり、管との熱伝導が大きくなるために熱輸送能力が向上するという結果が報告されている[35]。nanofluid とは大きさがナノメートルオーダーの微粒子(ナノ粒子)を混ぜた流体を指す。文献[35]では濃度 100 [ppm]でナノ粒子径 20 [nm]の銀のナノ流体で熱輸送性能に向上が見られたと述べている。

OHP は基本的には細管のみから成るので、自由な幾何形状での熱輸送が可能であり、形状に合わせることで伝熱面積を大きく取ることが出来る。また、一般的なウィック型ヒートパイプに比べて伝熱経路の制約が小さく、加熱部と冷却部が離れているような場合でも適用が容易である。ウィック不要のスムーズな管のみという単純さから低コストでの製造が可能であり、宇宙用だけでなく地上民生用としても広い適用が期待できる。

OHP は LHP 同様に HP よりも重力依存性が小さく、断熱部長さ及び伝熱部長さが 100 [mm]の OHP がトップヒートモードでも動くことが報告されている[36]。一方で数ターンの OHP は水平状態でも動作しないという報告もある[31]。Charoensawan ら[30]は、作動流体にそれぞれ水・エタノール・R123 を封入率 50%で封入した、ターン数 5~23、管内径 1 [mm]または 2 [mm]の銅製

閉ループ型 OHP で水平状態から+90 度の垂直状態(ボトムヒート状態)で実験を行い、管径が細くターン数が多いほど重力依存性は小さくなるという研究結果を報告している。Maezawa ら[37]は、作動流体に R142b と水を用いた 40 ターンの開ループ型銅製 OHP で実験を行い、R142b を封入率 50%で封入した場合はトップヒート状態も含め全ての設置傾斜角度で OHP が動作したと報告している。ただし作動流体が水の場合はトップヒート状態では動作しなかったようであり、OHP の重力依存性は作動流体によると考えられる。先述の Shafii ら[32]は OHP の気液の運動に関する解析を行った結果、OHP の運動に対する重力の効果は無視できるとしている。

1.1.4 OHP の先行研究

当初 OHP は Fig.1-12(a)に示す開ループタイプのものが提案されたが、Fig.1-12(b)に示すような閉ループタイプのものについても研究が行われた。開ループ型 OHP も動作はするが、気液の流れが循環流になる閉ループの方が液の流れが速く、顕熱による熱輸送量が多くなるため閉ループ型 OHP の方が性能が良いという報告がされている[38]。

同様の目的でさらに循環流を誘起するために逆止弁を用いた OHP も提案された。Miyazaki ら[39]は同じ閉ループ型の OHP でも、逆止弁の無い OHP はボトムヒート状態でしか動かないが、逆止弁付きの OHP は水平状態だけでなくトップヒート状態でも動作することを実験結果から報告した。水平設置状態でも動作する逆止弁の無い OHP であっても、最大熱輸送量は逆止弁付き OHP の方が大きくなることが実験的研究から導かれている[39,40]。また、逆止弁の有無は熱伝導率にも影響する。安藤ら[41]によると逆止弁を 1 ターンに 1 個配置した閉ループ型の OHP の方が無いものより約 4 倍実効熱伝導率が多い。

OHP の熱輸送能力に影響するのは 1.1.3 項で述べた作動流体の物性値だけでなく、その封入率や OHP の配管径、ターン数、配管長さ、重力環境下においては設置の傾斜角度など多岐に渡る。OHP の発明以来、これらのパラメータがどのように OHP の性能に影響するのかを調べる主に実験的研究が幅広く行われた。

Charoensawan ら[30]は配管径は式(1-2)で表される最大径以下であれば配管径が大きくなるほど熱輸送量が大きくなり、ターン数についても増加するほど同様の傾向であることを実験的研究により示した。OHP 内の蒸気プラグと液スラグは配管内にランダムに配置されているため、配管ごとに気液の圧力が異なる。このターン間の圧力差によりさらに振動流が誘起されることが熱輸送能力の向上につながると考えられている。

液の封入率が性能に及ぼす影響については多くの実験例が報告されている。Khandekar ら[42]はエタノールと R-123 を作動流体に用いた OHP で実験を行い、それぞれ封入率が 22-55%, 35-60% 時に熱輸送量が最大になると述べている。Lin ら[43]は作動流体に FC-72 を用いた OHP では 50% が最適な封入率であると導き、さらに封入率 32%では低負荷でもドライアウトが起こることを報告した。

OHP の物理現象は複雑でありそれを解明するための研究も多くなされてきた。Hosoda ら[44]は蒸気プラグの伝搬について実験及び数値計算による研究を行い、配管内に離れて存在する 2 つの蒸気プラグについて一方が収縮し始めると他方が成長し始めることを明らかにした。Khandekar ら[45]は OHP 内の流れを可視化する実験を行い、流れがスラグ流から環状流へと変化すること、その変化は加熱部への熱負荷量及び OHP を設置する傾斜角度に依存すると結論づけた。Wilson ら[46]は nanofluid を水に加えて作動流体とした OHP について中性子ラジオグラフィを用いた可視化実験を行い、50 [W]の低負荷熱条件では気液の自励振動はランダムで間欠的であるが熱負荷を 300 [W]まで増加させると定常的に観察されると報告している。

物理現象のモデルに関する研究は大きく分けて 2 通りが見られる。Miyazaki ら[47, 48]は自励振動の機構は圧力とボイド率の相互励振によるものであり、振動流の場合は液スラグの振動の位

相が異なることにより波が形成されるとし、液スラグの平衡状態からの変位 y は式(1-3)のように波の式で表されると提案した：

$$y = y_0 \sin(kx - \omega t) \quad (1-3)$$

密度 ρ の変化は振動流の変位の勾配により定まり、次式で表される．

$$\begin{aligned} \rho &= \frac{dy}{dx} \\ &= \rho_0 \sin(kx - \omega t + \frac{\pi}{2}) \end{aligned} \quad (1-4)$$

液スラグの波によって形成されるボイド率 α は密度の変化と逆方向に変化するため次式で表される：

$$\alpha = \alpha_0 \sin(kx - \omega t - \frac{\pi}{2}) \quad (1-5)$$

振動流の変位と圧力振動は Navier-Stokes の式で表される．ここで μ_e は線形化した減衰係数を示す．

$$\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} - \mu_e \frac{\partial y}{\partial t} \quad (1-6)$$

式(1-6)で左辺は慣性項、右辺第二項は粘性項である．慣性項を $\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0$ とした場合、式(1-6)は次式で表される．

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} = \mu_e \frac{\partial y}{\partial t} \quad (1-7)$$

式(1-7)を解くと、ボイド率の分布によっておこる圧力振動は式(1-8)で表される：

$$p = p_0 \sin(kx - \omega t) \quad (1-8)$$

式(1-5), (1-7)より圧力振動とボイド率には $\pi/2$ の位相差があることがわかる．

式(1-6)について粘性項を $-\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} = 0$ とした場合、式(1-6)は次式で表される．

$$\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} \quad (1-9)$$

式(1-9)を解くと、圧力は次式で表される．

$$p = p_0 \sin(kx - \omega t + \frac{\pi}{2}) \quad (1-10)$$

(1-5), (1-9)式より圧力振動とボイド率には π の位相差があることがわかる。以上より、粘性項の影響が大きく慣性項が無視できる場合は圧力振動とボイド率は Fig. 1-13(a)左図に示されるように位相差が $\pi/2$ となり、慣性項が大きくなり粘性項の影響が無視できるほど小さくなった場合は Fig. 1-13(c)左図に示されるように位相差が π となる。慣性項の増大は液スラグの速度の増加を意味する。OHP への入熱量が大きくなると液スラグの速度は大きくなる。OHP への入熱量が増すと Fig. 1-13(a)から(b)を経て(c)の状態になると考えられる。Fig. 1-13(a), (b), (c)の左図を $\Delta p - \Delta \alpha$ 線図に表すと、OHP の 1 ターンの管における熱サイクルはそれぞれ Fig. 1-13(a), (b), (c)の右図のように表される。Fig. 1-13 の(a), (b)右図の円または楕円の面積は液スラグの自励振動により得られる仕事を示しているが、(c)では面積は消滅し仕事が行われていない。OHP への入熱量が増加し速度が大きくなると最終的に(c)の状態になり、自励振動が止まってしまうことを示している[49]。

一方 Shafii ら[50]は 1 つの液スラグの前後の蒸気プラグの状態（質量、圧力、温度）変化と液スラグの温度及び速度変化から気液の運動を求める方法を提案している。

OHP の発明から数年が経過した 2000 年以降には、OHP の宇宙機の適用を目指した研究も行われてきた。OHP の宇宙機への適用を目指して微小重力実験が行われ、パラボリックフライトによる 0.02g 環境下でも動作したことが報告されている[51]。実際に宇宙機へ適用され、宇宙で初めて動作に成功した OHP は 2002 年に打ち上げられた宇宙航空研究開発機構(Japan Aerospace Exploration Agency, JAXA)のマイクロラブサット 1 号機である。打ち上げ直後は適正な熱負荷範囲において OHP が正常に機能することが確認された[52]が、その後起動が確認出来なくなった。次に宇宙実証された OHP は、10 年後の 2012 年に打ち上げられた同じく JAXA の小型実証衛星 4 型「SDS-4」に搭載されたものである[53]。作動流体として HFC-134a が封入された、ターン数 5 で重量 260 [g]の小型の OHP であるが、24 時間連続して熱負荷をかけた状態でも全く変化することなく動作が継続した。

地球の重力圏内ではあるが高度 35 [km]で OHP の動作に成功した例もある。Okazaki ら[54]は南極での気球実験に搭載する、宇宙線中の反粒子の高感度探索を目指す Si(Li)検出器の排熱に全長 5000 [mm]以上にも渡る大型の OHP を使用した設計を提案している。2012 年にはその事前実証として全長約 1000 [mm]の OHP を気球に搭載し、高度 35 [km]で正常に熱輸送が行われていることを確認した[55]。

1.2 研究の目的

これまで自励振動ヒートパイプの研究は実験・理論共に広くなされてきたが、いずれも固定コンダクタンスの OHP の研究である。OHP を可変コンダクタンス化した研究例はない。可変コンダクタンス OHP (Variable-Conductance Oscillating Heat pipe, VC-OHP)が実現できれば、熱負荷に応じて熱輸送量が変わるため、温度制御に必要なリソースを削減することができる。少ないリソースで能動的な温度制御を行うことが可能になれば宇宙用熱制御材として非常に有効である。1.1.1 項で述べたような宇宙機の熱制御の課題を解決する熱制御材として VC-OHP を提案するために、OHP を可変コンダクタンス化するための研究を行う。本研究では、固定コンダクタンス OHP(Fixed-Conductance Oscillating Heat Pipe, FC-OHP)にリザーバを付加することにより可変コンダクタンス性を与えることを提案し、リザーバを付加することで可変コンダクタンスとなるメカニズムについて明らかにする。リザーバ内気液分布と熱輸送特性の関係を論ずることで、リザーバ付き自励振動ヒートパイプが無重量環境においても動作することを示す。また、リザーバを温度制御することで OHP の熱輸送特性が自律的に制御され OHP の動作温度が制御できることを示す。

VC-OHP を実機に適用するにあたり、その動作限界がどのように決まるかを把握することは重

要である。動作限界とは OHP 内の気液の自励振動が停止し OHP が熱輸送デバイスとして機能しなくなる状態を指す。本研究では OHP が最大限に熱輸送することができる限界について研究を行う。動作限界時の熱輸送量を超える熱負荷を OHP に与えると OHP が機能喪失してしまうため、OHP の動作限界がどのようなメカニズムで起こるかの知見を得ることは、OHP の熱コンダクタンスが固定であるか可変であるかに関わらず OHP を使用するにあたり非常に重要である。従来のリザーバ無の FC-OHP が動作限界に至る現象を明らかにした上で、リザーバ付き OHP が動作限界を迎えるメカニズムについて示し、両者の現象の違いの比較を行うことでリザーバ付き OHP の熱輸送特性の特徴を明らかにする。宇宙への応用においてはリザーバ内の気液分布が重要であるが、リザーバ内の気液分布によって可変コンダクタンス性が失われないことを示す。このことによりリザーバ付き OHP が微小重力環境においても動作することが示される。また、リザーバを温度制御することで OHP の熱輸送特性が自律的に制御され、動作温度が制御可能なが示される。さらに、リザーバ付 OHP の宇宙機への応用例として、VC-OHP を衛星構体パネル全面に張り巡らせることでどのような外部熱入力条件でも対応可能で熱設計に拠らない自由な機器配置を可能にする「熱設計フリー衛星」を提案し、実現性を評価する。

1.3 本論文の構成

本論文は 5 章で構成される。それぞれの章の概略を次に示す。

第 1 章では、宇宙機の熱制御技術の課題を明らかにした上で自励振動ヒートパイプの原理と宇宙用熱制御材として優れた特性を述べ、自励振動ヒートパイプの研究の現状を示し、本研究の目的について述べた。

第 2 章では、FC-OHP の動作限界のメカニズムについて述べる。

第 3 章では、リザーバ付き OHP が VC-OHP として動作することを示す。リザーバ内の気液分布が動作に及ぼす影響について述べる。リザーバ温度制御により OHP の動作温度制御ができることを示す。自律的に熱輸送制御がなされるメカニズムについて述べる。リザーバ付き OHP の動作限界について明らかにし、FC-OHP との現象の違いの比較を行う。

第 4 章では、リザーバ付き OHP の特性を活かした熱設計フリー衛星を提案する。

第 5 章では、結論を述べる。

Appendix では、自励振動ヒートパイプの宇宙空間における耐性を示すものとして、放射線照射試験の内容と結果について述べる。

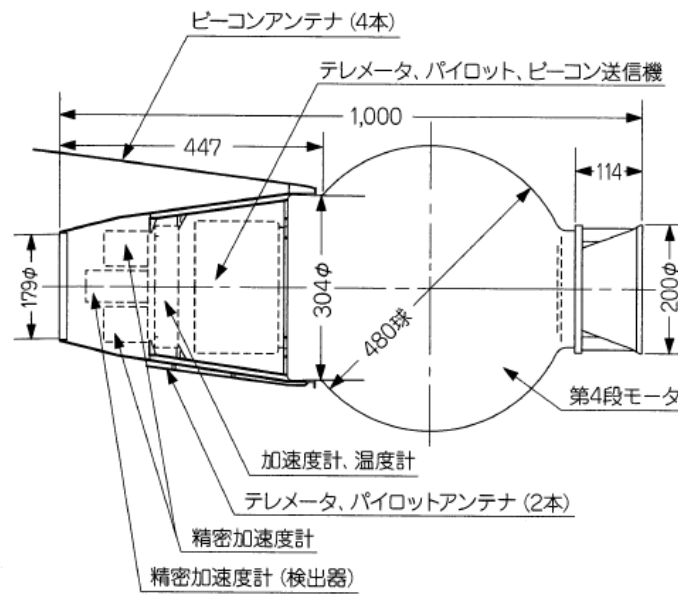


Fig.1-1 「おおすみ」の概略図[2].

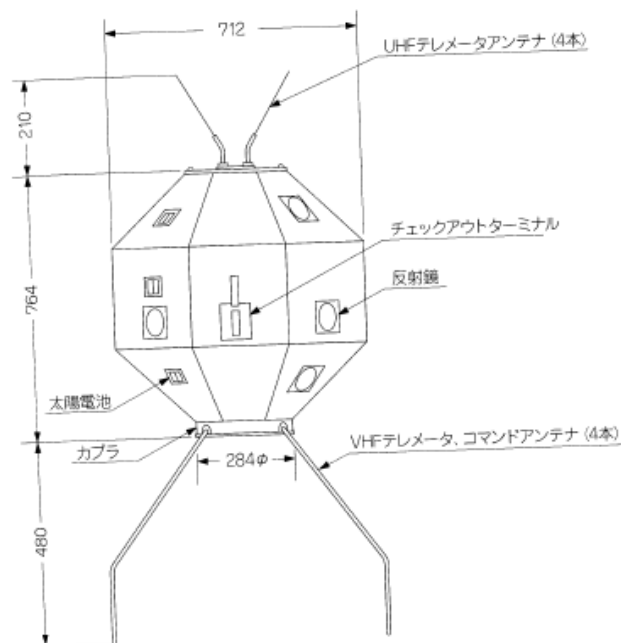


Fig.1-2 「たんせい」の概略図 I[2].

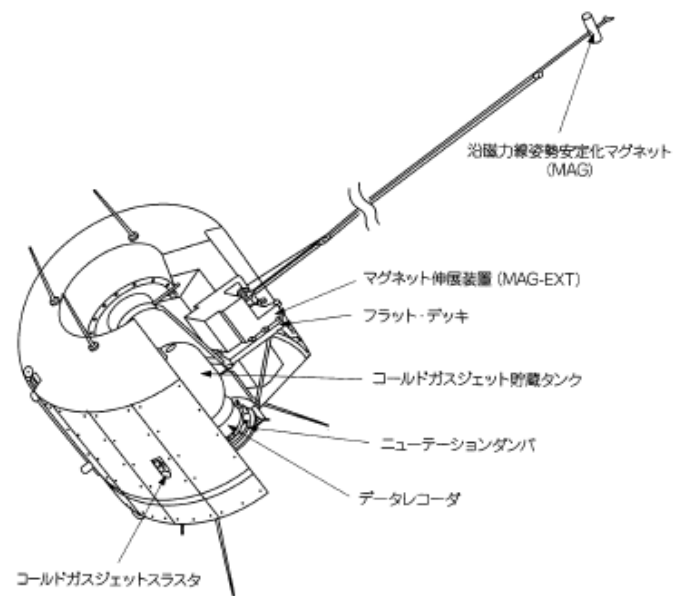


Fig.1-3 「たんせい3」の概略図[2].

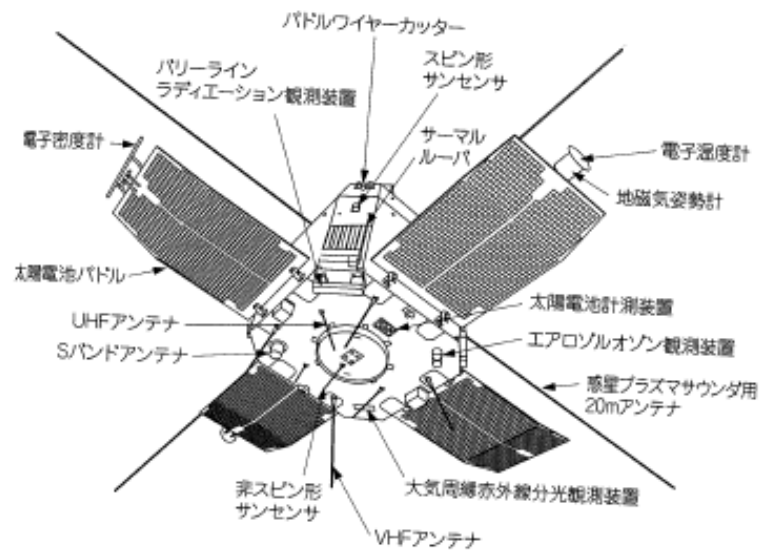


Fig.1-4 「おおぞら」の概略図[2].

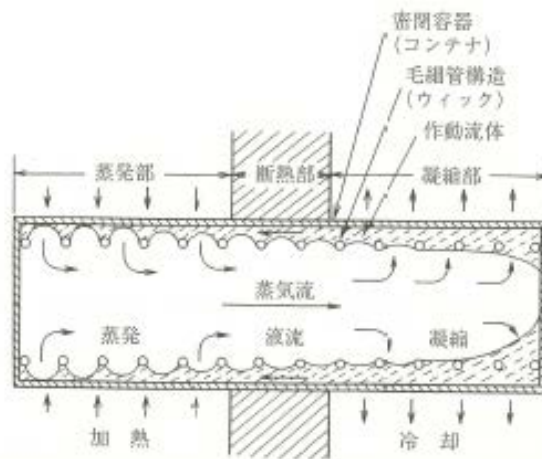


Fig.1-5 HP の概略図[4].

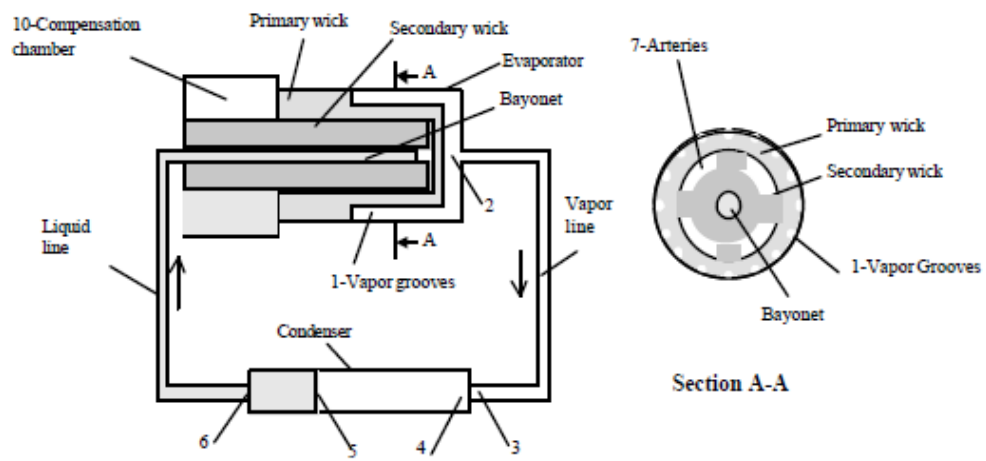


Fig.1-6 LHP の概略図 [8].
左図は LHP の全体を，右図は蒸発器の断面図を示す.

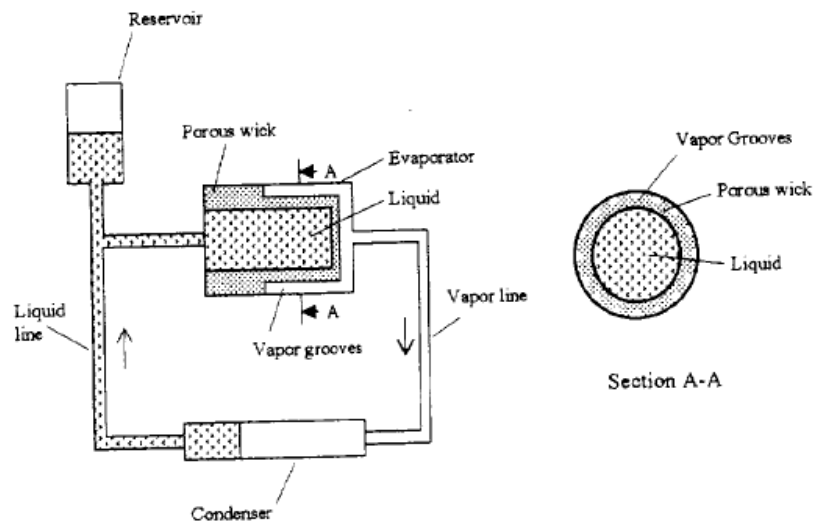


Fig.1-7 CPL の概略図 [9].

左図は CPL の全体を，右図は蒸発器の断面図を示す.

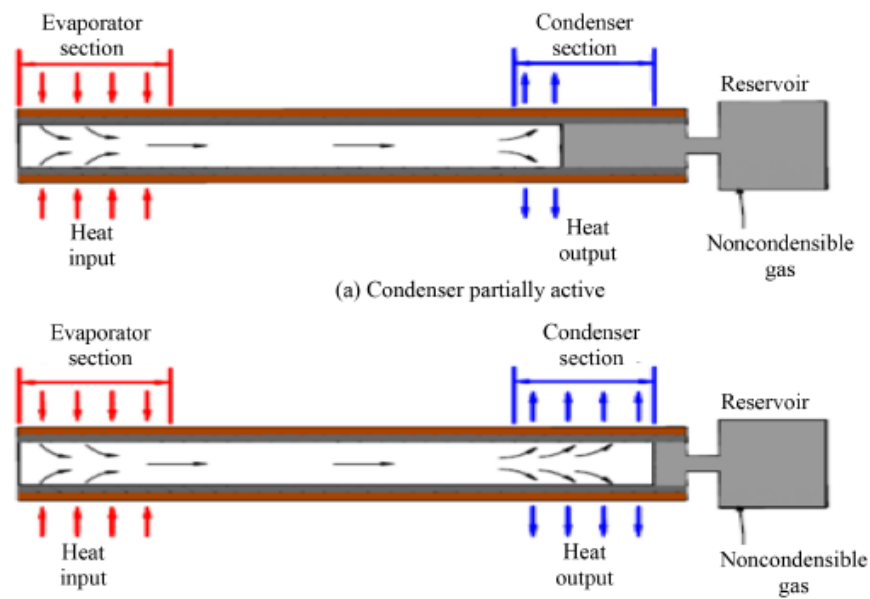


Fig.1-8 VC-HP の概略図 [21].

下図は上図よりも蒸発器への熱入力が増大した状態を示す.

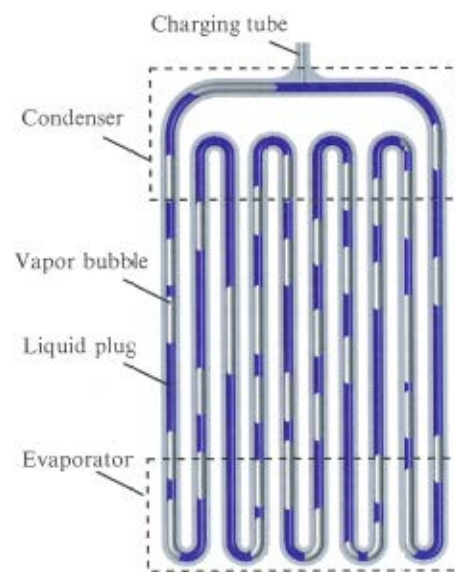


Fig.1-9 OHP の概略図 [29].

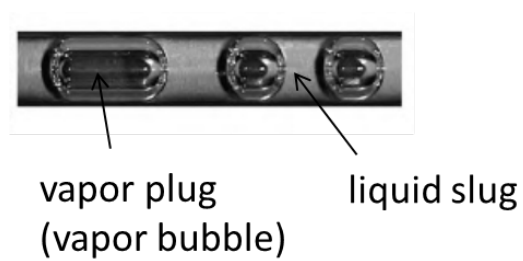


Fig.1-10 OHP 内の蒸気プラグと液スラグ [30].

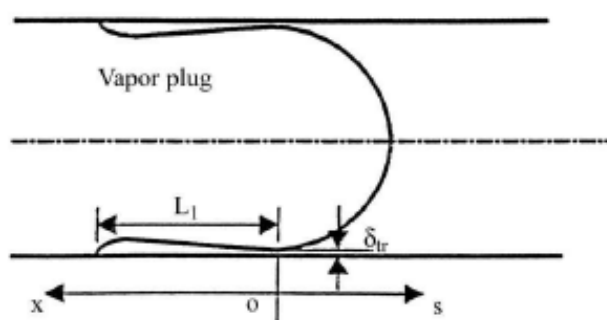


Fig.1-11 液の表面張力により生じる液膜[32].

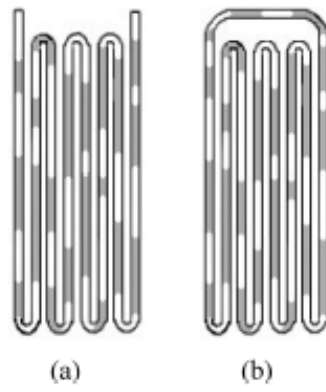


Fig.1-12 OHP の形状: (a) 開ループ, (b) 閉ループ. [31].

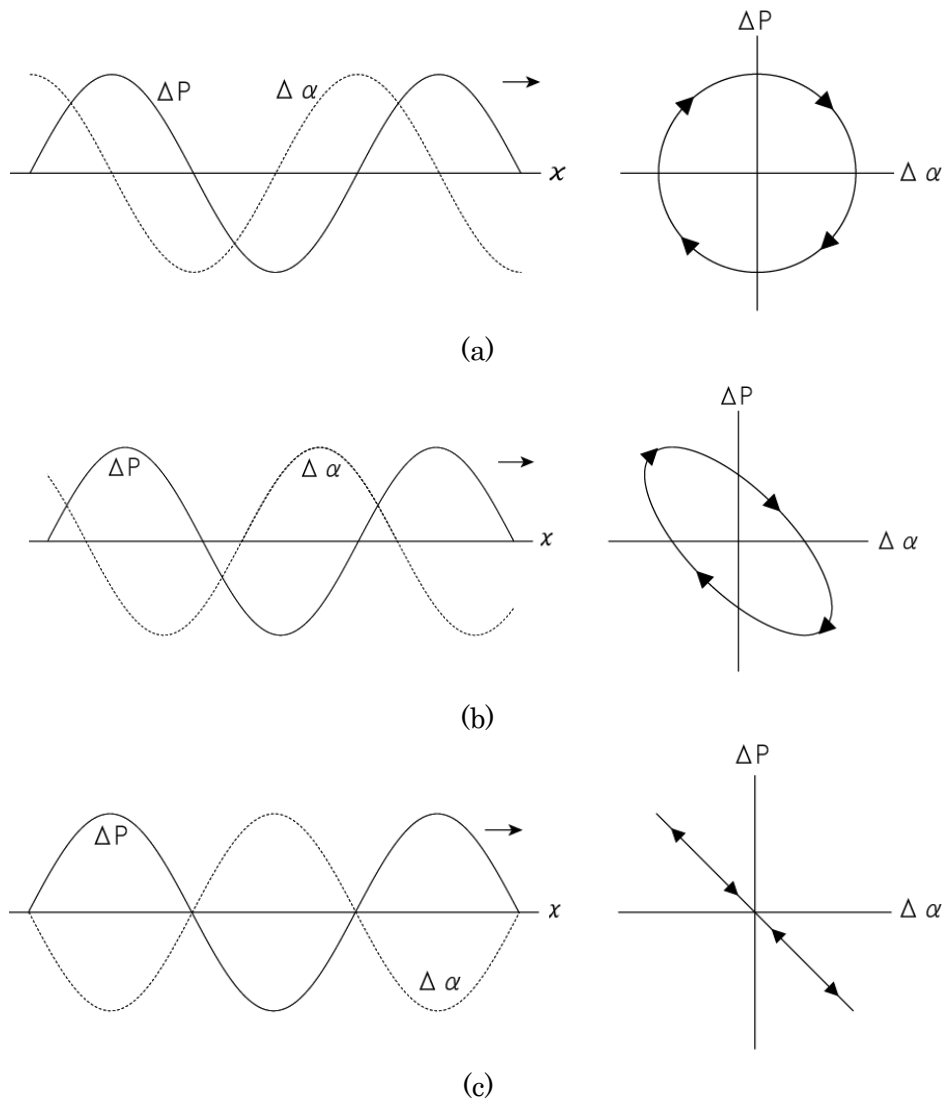


Fig.1-13 OHP の圧力変化(Δp)・ボイド率変化($\Delta \alpha$)と $\Delta p - \Delta \alpha$ 線図.
 (a)は慣性項を無視した場合, (c)は粘性項を無視した場合, (b)は(a)から(c)への移行状態を示す.
 それぞれ, 左図は位置に対する Δp と $\Delta \alpha$ とを示し, 右図は $\Delta p - \Delta \alpha$ 線図を示す.

第2章 FC-OHP の動作限界

2.1 序論

ある一定の条件のもとで OHP に熱負荷を与えたときに、それ以上大きい熱負荷を与えると OHP の内部の自励振動が停止し OHP が熱輸送材としての機能を失うという限界の状態が熱輸送能力の動作限界であり、その限界時の熱輸送量が最大熱輸送量と定義されている。先行研究では FC-OHP の熱輸送能力の動作限界をいずれも最大熱輸送量で評価している。熱負荷を与えた状態で OHP が機能喪失すると、加熱部温度の急激な上昇と冷却部温度の急激な下降が同時に起こる。この状態はドライアウトと呼ばれる。ドライアウトが続くと加熱部温度が非常に高温になり OHP 内圧が上昇し、OHP の耐圧より大きくなった場合は損傷を引き起こす。また、OHP による熱輸送ができなくなると機器が高温になり機器が損傷する恐れもある。実機で使用する際には動作限界に至らない範囲で使用しなければならないため、OHP の動作限界がどのように決まるのかを明らかにすることは重要である。

1.1.4 項で示したように、Miyazaki ら[49]は OHP への入熱量が増加し液スラグの速度が大きくなると最終的に自励振動が止まってしまうことを示唆した。これが FC-OHP の極限の動作限界であると考えられるが、この動作限界に至る入熱量は非常に大きいと予想され、実際の FC-OHP ではもっと低い熱入力条件時に別の要因で動作限界に至るのではないかと考えられる。

先行研究から、最大熱輸送量は FC-OHP 内部の作動流体の封入率に依存し、過去の実験的研究からは 50%前後が最も最大熱輸送量が大きくなり性能がよいとされている[43]。しかし、なぜ 50%前後が最も最大熱輸送量が大きくなるのか、封入率が 50%以下或いは以上においてそれぞれどのような現象で FC-OHP の動作限界に至るのかは明らかにされていなかった。

以上を踏まえて、本研究では、FC-OHP が動作限界に至る物理現象を明らかにし、動作限界が封入率に依存する原因を示すことを目的とする。

2.2 動作限界時の動作温度

2.2.1 実験概要

動作限界時の OHP の挙動を実験的に調べるために、OHP をスタートアップからドライアウトするまで熱負荷を変化させて動作させ動作限界時の熱輸送量と動作温度を測定した。そして、作動流体の封入率を変えて測定結果を比較することで、動作限界時の OHP の挙動の封入率依存性を調べた。また、冷却部の温度条件に対する依存性も調査した。最大輸送量は FC-OHP の熱輸送性能として一意に決まるものではなく、OHP 冷却部の排熱条件などに依存すると考えられるためである。本実験は OHP を大気圧下の恒温槽試験室内に設置して行ったので、冷却部の温度条件とは試験室温度条件を指す。

2.2.2 実験装置

本実験で使用した FC-OHP(以下、単に OHP とする) は、JAXA と福井工大が試作したもの[40]で、外径 1 [mm]、内径 0.8 [mm]の 1 本のステンレス(SUS)管が 30 回折り曲がり (15 ターン)、管の両端が接続された閉ループ形状となっている。OHP の概略図を Fig.2-1 に示す。他の実験で使った OHP と区別するため、以下 SUS OHP と示す。SUS OHP は 102.5 [mm]×100 [mm]の加熱部、加熱部と同じ寸法の冷却部、95 [mm]×100 [mm] の断熱部から成る。本実験では、加熱部に熱入力を与えられるようにヒータを取付け、加熱部と断熱部は周囲大気と断熱するため断熱材で覆っている。冷却部は周囲大気へ放熱できるように温度制御装置や断熱材等は何も取り付けてい

ない。

断熱部分の SUS 管には、逆止弁が各ターンに 1 個の割合で、流れの向きが冷却部から加熱部へとなるように取り付けられている。これは蒸気より質量流量の多い液が加熱部へ流れ込むようにすることで熱輸送性能を向上させる目的である。逆止弁の概略図を Fig.2-2 に示す。逆止弁の取付け部は加熱部近くの断熱部となっている。逆止弁には直径 0.5 [mm] のセラミック球が使用されている。逆止弁の一端は、ボールと管の間を液が流れつつボールが流れないようにするためにカシメ加工がなされている。にもう一端は、液が流れないようにするためにスウェーijing加工を施しテーパをつけている。

SUS OHP の加熱部又は冷却部となるループ両端にはアルミニウム板が SUS 管を挟みこんだ状態で拡散溶接にて接合されている。アルミニウム板の大きさは、加熱部、冷却部共に 102.5 [mm] × 100 [mm]、厚さ 3 [mm] となっており、両アルミ板の四隅に支柱をねじ止めすることで、OHP 全体が支えられている。加熱部のアルミニウム板下面には大きさ 80 [mm] × 80 [mm] のポリイミドシートヒータが粘着材で貼り付けられている。ヒータの抵抗値は 100 [Ω] で、ヒータには電圧を印加するために松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3 を接続している。直流電源の電圧変動率は 0.12 [V] である。加熱部と断熱部は周囲への熱リークを防ぐためポリエステル繊維の断熱材で覆われている。

温度測定のために OHP には Fig. 2-1 に示すように計 8 点の熱電対が取り付けられている。加熱部にはアルミ板内の温度分布を測定するために上面に 3 点、ヒータそのものの温度を測定するために加熱部下面ヒータ上の中央に 1 点の熱電対を取り付けている。冷却部には温度分布を測定するために上面に 3 点、下面中央に 1 点の熱電対を取り付けている。いずれも熱電対は T 型で線形 0.2 [mm] のものを使用している。本実験における熱電対の精度はクラス 2 相当 (T 型熱電対の場合 $\pm 1^{\circ}\text{C}$) とする。熱電対及び直流電源の電圧・電流モニタ用電線は全て Graphtec 製データロガー GL800 に接続される。データロガー GL800 の T 型熱電対の測定精度は 0.1% of rdg $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ (rdg = reading, 測定値), 電圧の測定精度は $\pm 0.1\%$ of F.S. (F.S.=フルスケール, 本実験では 10 [V]) である。

OHP に封入する作動流体は HFC-134a (1,1,1,2-Tetrafluoroethane) を採用した。HFC-134a の 20 [$^{\circ}\text{C}$], 40 [$^{\circ}\text{C}$], 60 [$^{\circ}\text{C}$] の飽和状態における物性値[56]を Table 2-1 に示す。HFC-134a は室温での飽和蒸気圧が 0.5 [MPa] と比較的低い正圧であり液の封入が行いやすいことや、60 [$^{\circ}\text{C}$] でも飽和蒸気圧が 2 [MPa] 以下であり高温になっても OHP の損傷を引き起こすほど内圧が高くならず実機に応用する際の動作温度上限で安全に使用可能であること、容易に入手可能なことなどから本実験における作動流体として選定した。

本実験に使用した OHP は幅 3 [m]・高さ 2.6 [m]・奥行 4 [m] の大型恒温槽試験室内に Fig.2-4 に示すように水平に設置し、試験室内部の雰囲気温度を変えることで OHP 冷却部の温度を変更させた。恒温槽内は大気圧であり、試験室外に取り付けられた冷凍機及び加温ヒータで温度調節された乾燥空気が攪拌ファンで送り込まれ室内外を循環することにより試験室内の温度が $\pm 1^{\circ}\text{C}$ 以内の精度で制御される。吹き出し口から乾燥空気が流れる方向と水平方向に OHP の配管が向くように、かつ冷却部側が加熱部側よりも吹き出し口に近くなるように OHP を設置した。熱線式風速計を用いて水平に設置した OHP の冷却部アルミ板上の風速を測定したところ 0.5 [m/s] 程度であった。実験中は、乾燥空気の流れと垂直方向に OHP から約 100 [mm] 離れた箇所の気温を熱電対で測定した。熱電対先端の高さは OHP の高さとはほぼ等しくなるようにした。測定に使用した熱電対は OHP に取り付けられた熱電対と同じ型式のものである。OHP 以外の実験装置、すなわちデータロガーと直流電源は全て大型恒温槽外部に設置した。

2.2.3 実験条件

実験条件を Table 2-2 に示す。作動流体の封入率を 33[wt%] から 85 [wt%] まで変え、各封入率の OHP にて OHP がドライアウトするまで実験を行い、動作限界時のヒータ発熱量と OHP 各部の温度を測定した。封入率に相当する作動流体の封入質量は、HFC-134a の飽和温度 20 [$^{\circ}\text{C}$] の液密度 1125[kg/m³] と OHP 内液体積 5.1[c m³] から計算で求めている。即ち、OHP 内液体積が全て 20[$^{\circ}\text{C}$] の HFC-134a で満たされた場合(封入率 100[wt%])の液質量に封入率をかけて、実験条件時の作動

流体封入質量を決定している。初めに封入率 85, 73, 61, 45, 41[wt%]の条件にて恒温槽試験室雰囲気温度を 5 [°C] 刻みで変化させて実験を行い雰囲気温度と動作限界の相関を調べた後、さらに、主に低封入率時の動作限界の現象を調べるために残りの封入率条件 58, 44, 40, 37, 33 [wt%]にて実験を行った。そのため封入率条件 58, 44, 40, 37, 33 [wt%]では試験室温度条件は最初の実験よりは粗い刻み (10[°C]) で実験を行っている。

2.2.4 実験手順

OHP を大型恒温槽に設置する前に OHP 内に作動流体 HFC-134a を封入した。OHP の元弁の先に真空ポンプと HFC134a ボンベおよび開放弁を並列につなぎ、最初に真空引きを行うと同時に OHP を冷却する。真空引き終了後に HFC-134a ボンベから作動流体を OHP 内に封入した後、実験条件の封入率になるように不要な作動流体を排出した。詳細な手順は以下の通りである。

- 1) 内部に作動流体が何も入っていない状態で OHP の質量を測定する。
- 2) OHP 元弁の先に HFC-134a ボンベと真空ポンプを Fig.2-3 に示すように接続する。
- 3) 室温・大気圧環境下にてボンベ元弁、解放弁を閉じた状態で真空ポンプを起動させポンプ元弁、OHP 元弁を開けて OHP 内部の真空引きを行う。ポンプの排気能力は 50 [litter/min.]である。Fig.2-3 中のブルドン管の読みが 最小値である -0.1[MPa]を指しているのを確認し 15 分間真空引きした後、ポンプ元弁を閉める。
- 4) 3)の真空引きの間、OHP のアルミ板上に氷を載せ板を 0 [°C]付近まで冷却する。
- 5) ボンベ元弁を 5 分間開放した後、ボンベ元弁と OHP 元弁を閉める。
- 6) 開放弁を開け、配管内に残った HFC-134a を排出させる。
- 7) 継手を外し OHP を OHP 元弁ごと取り外す。
- 8) 1)と同じ形態にて OHP の質量を測定する。
- 9) 決められた封入率になるように質量を測定しながら不要な作動流体を OHP 元弁から排出させる。

OHP を大型恒温槽試験室内に設置し加熱部へ熱負荷を徐々に加えドライアウトするまで熱負荷を増加させた。ドライアウト後は熱負荷を減少させたのち元の状態まで戻すという実験を繰り返し実施した。熱電対で測定している加熱部の温度全てが急激に上昇し、同時に冷却部の温度が全て下降するという傾向が続き加熱部上面の温度が 110 [°C]を超えた場合にドライアウトと判定し、加熱部の上昇を止めるために加熱部のヒータを切った。ヒータ off 後加熱部の温度が下がると OHP は自然に起動するが、OHP の起動を確認した後再びヒータを on にした。実験は全ての条件において再現性確認のために 2 回ずつ実施した。実験前後の OHP の質量を測定することで実験中に封入率が変化していないことを確認した。

OHP の正味の熱輸送量 Q_{net} は、式(2-1)に示すように加熱部のヒータの発熱量 Q_{heater} からヒートリーク量 $Q_{heatleak}$ を差し引くことで求められる。

$$Q_{net} = Q_{heater} - Q_{heatleak} \quad (2-1)$$

一般的に動作限界時の Q_{net} が最大熱輸送量 Q_{max} と定義される。

ヒータの発熱量はヒータにかかる電圧値と電流値から求める。ヒートリーク量は以下に示す方法により実験的に見積もった。

リザーバ無しの OHP 配管内から作動流体を抜いた後、配管全体の真空引きを行った。OHP は大型恒温槽外の室温環境下にて水平に設置した。加熱部と断熱部は断熱材で覆った。OHP の加熱部ヒータへ 0.5 [W], 2 [W], 4 [W]の 3 通りで熱負荷を与え、加熱部温度と冷却部温度の計測を行ったところ、加熱部温度とヒータ電力の相関は Fig. 2-5 のようになった。冷却部の温度はいずれの条件においてもほぼ 25[°C]で一定であった。Fig.2-5 のグラフから最小二乗法により式(2-2)の a, b を見積もった。式(2-1)を用いて各実験条件時の加熱部温度 T_H からヒートリーク量を見積もった。

$$\begin{aligned}
Q_{\text{heatleak}} &= aT_H - b \\
a &= 0.1784 \pm 0.00007 \\
b &= 4.294 \pm 0.002
\end{aligned}
\tag{2-2}$$

2.2.5 実験結果

各実験ケースにおける実験開始から終了までの時系列の温度及びヒータ発熱量を Fig.2-6 に示す。また、各実験ケースの動作限界時の恒温槽試験室内雰囲気温度 T_{amb} ，加熱部温度 T_H ，冷却部温度 T_C ，ヒータの発熱量 Q_{heater} ，ヒートリーク量 Q_{heatleak} ，正味の熱輸送量 Q_{net} を Table 2-3 に示す。Table 2-3 中の値のうち、動作限界時における各封入率時の T_{amb} に対する Q_{net} ，つまり Q_{max} を Fig.2-7 に示す。どの封入率条件においても T_{amb} が上昇するにつれ Q_{max} が減少していることがわかる。熱平衡時、OHP への入熱量 Q_{in} は Q_{out} に等しく、次式が成立する。

$$Q_{\text{in}} = Q_{\text{out}} = Q_{\text{net}} \tag{2-3}$$

本実験では冷却部を強制対流により冷却しているため、 h を強制対流の熱伝達係数とすると、 Q_{out} は冷却部の面積 A と T_{amb} ， T_C から次式により求められる。

$$Q_{\text{out}} = h(T_C - T_{\text{amb}})A \tag{2-4}$$

A は全ての実験を通して $0.01 [\text{m}^2]$ で一定である。 h は空気の熱伝導率等の物性値と流速から決まるが、恒温槽試験室内の空気の流速は試験室内温度 $10 \sim 40 [^\circ\text{C}]$ では一定であり、また $10 \sim 40 [^\circ\text{C}]$ での空気熱伝導率の変化は $3 [\text{mW/m/K}]$ と小さいため、本実験を通して h もほぼ一定と見なせる。Fig.2-8 に動作限界時における冷却部温度 T_C を示す。封入率一定条件では、 T_{amb} が大きくなるほど T_C も大きくなる傾向が見られるがほぼエラーバーの範囲で T_C は一定であることがわかる。これらより、一定の封入率条件下では Q_{max} は T_{amb} と比例関係にあり、 T_{amb} が大きくなると Q_{max} は小さくなると言える。

動作限界における加熱部温度 T_H をプロットした図を Fig.2-9 に示す。Fig.2-9 より、一定の封入率の条件下では、動作限界時の T_H は T_{amb} によらず誤差の範囲内でほぼ一定であることがわかる。最大熱輸送量 Q_{max} は周囲環境に依存して変化するが、動作限界時の加熱部温度および冷却部温度は周囲環境によらず一定になることが実験結果からわかった。OHP が動作しているとき内部の作動流体は飽和状態となっており、OHP の動作温度は作動流体の飽和温度となる。飽和温度は加熱部と冷却部の間の温度となるが、本実験では T_H と T_C の温度差が小さいこと、動作限界時の T_H と T_C のどちらも封入率一定条件下では T_{amb} に依存せず一定であることから、封入率ごとに動作限界を迎える飽和温度が決まっていることが示唆される。

ただし、本研究は強制空冷の空気温度を変化させた実験しか行っていないため、OHP の熱輸送量の限界よりも強制空冷による排熱の限界に先に到達してしまっている可能性も考えられ、より排熱量の大きい冷却条件での実験による確認が必要である。

2.2.6 OHP 内液体積と動作限界時の温度についての考察

本実験で OHP の作動流体として使用した HFC-134a は、室温以上で高温になるにつれその液密度は減少し、蒸気密度は増加する。Fig.2-10 に HFC-134a の液密度と温度の相関を示す。図中

のプロットは文献[56]記載の物性値であり，プロットに対し最小二乗法で近似曲線を描いている． T_{sat} を飽和温度[°C]， ρ_l を液密度[g/cm³]としたとき近似曲線は次の多項式(2-5)で表される：

$$\rho_l = -9 \times 10^{-7} T_{sat}^3 + 8 \times 10^{-5} T_{sat}^2 - 5.4 \times 10^{-3} T_{sat} + 1.2987 \quad (2-5)$$

Fig.2-11 に HFC-134a の蒸気密度と温度の相関を示す．図中のプロットは文献[56]記載の物性値であり，プロットに対し最小二乗法で近似曲線を描いている．飽和温度 T_{sat} [°C]により，蒸気密度 ρ_v [g/cm³]の近似曲線は次の指数関数で表される：

$$\rho_v = 0.0142e^{0.0314T_{sat}} \quad (2-6)$$

OHP 内部がある一定温度の飽和状態にあると仮定して，封入時の液重量から動作限界時の液体積 V_l を，式(2-5), (2-6)からそれぞれ求めた ρ_l ， ρ_v を用いて求める．既知量は，OHP 内に封入されている作動流体（蒸気と液の合計）の質量 M_{total} ，OHP 内の全体積 V_{total} である．

OHP 内部が温度 T_H の飽和状態にあるときの OHP 内の液全体の質量を M_l ，体積を V_l とし，蒸気全体の質量を M_v ，体積を V_v とする． M_l と M_v ， V_l と V_v の和はそれぞれ M_{total} と V_{total} に等しく，以下で表される．

$$V_l + V_v = V_{total} \quad (2-7)$$

$$M_l + M_v = M_{total} \quad (2-8)$$

OHP 内は飽和温度 T_H の飽和状態にあり気液の密度は一樣であると仮定すると，

$$\rho_l V_l = M_l \quad (2-9)$$

$$\rho_v V_v = M_v \quad (2-10)$$

以上より，

$$V_l = \frac{M_{total} - \rho_v V_{total}}{\rho_l - \rho_v} \quad (2-11)$$

$$V_v = \frac{\rho_l V_{total} - M_{total}}{\rho_l - \rho_v} \quad (2-12)$$

となり，動作限界時の液体積 V_l が求められる．本実験における V_{total} は OHP の形状から計算した結果 5.1[cm³]である．

2.2.6 で述べたように，封入率一定条件下では動作限界時の OHP の作動流体は恒温槽試験室内温度 T_{amb} によらずある一定の飽和温度にあり，飽和温度は加熱部温度と冷却部温度の間にあることが実験結果より予想される．ここで，動作限界時の飽和温度 T_{sat} が加熱部温度 T_H と冷却部温度 T_C のちょうど中間にあると仮定する．

$$T_{sat} = \frac{(T_H + T_C)}{2} \quad (2-13)$$

$T_{amb}=20[^\circ\text{C}]$ 条件時の各封入率の動作限界時の OHP 内の液体積を、Table 2-3 中の T_H と T_C を式(2-13)に代入し、動作限界時の飽和温度 T_{sat} を求め、OHP 内が T_{sat} で一様に飽和状態にあると仮定して動作限界時の液体積を求めた結果を Fig. 2-12 に示す。封入率 57[wt%]以上と 45[wt%]以下で動作限界時の液体積の傾向に違いが見られる。封入率 85, 57, 61 [wt%]では動作限界時の液体積は OHP 内全体積とほぼ同等となっており、封入率 73 [wt%]では液体積は OHP 内全体積を超える結果となっている。一方で、封入率 45 [wt%]以下では動作限界時の液体積は OHP 全体積の 6 割以下である。封入率 57[wt%]以上と 45[wt%]以下では液体積が動作限界に与える影響が異なると考えられる。

封入率 51[wt%]以上について、封入率から OHP 内に封入された作動流体の質量 M_{total} を求め、液が全て OHP 内容積を満たす ($V_l = V_{total}$) ときの飽和温度を、式(2-5)から求められる液密度と式(2-6)から求められる蒸気密度を元に計算した。封入率 90[wt%]から 51[wt%]まで計算した結果を Fig. 2-13 に示す。封入率 51 [wt%]で液が全て OHP 内容積を満たす際の飽和温度が HFC-134a の臨界温度 101.1[$^\circ\text{C}$]に到達し、それ以下の封入率では、臨界温度以下の飽和温度では液体積が OHP の内容積全て占めることはなくどの飽和温度でも液体積は OHP 内容積未満である。図中のプロットは実験結果 ($T_{amb}=20[^\circ\text{C}]$ 条件時の各封入率の動作限界時の HFC-134a の飽和温度 T_{sat} ; Table 2-3 中の T_H と T_C を式(2-13)に代入し求めている) を示している。計算で得られた曲線は封入率 85, 61, 57 [wt%]について実験結果とよく一致している。Fig. 2-13 から、封入率 73 [wt%]時の液体積が OHP 内全体積を占めると仮定した飽和温度は、加熱部と冷却部の中間温度だけでなく冷却部温度よりも誤差の範囲を超えて 5 [$^\circ\text{C}$]以上低くなっている。液体積が OHP 内容積を超え蒸気体積が負になるという状態は物理的には起こりえないため、封入率 73 [wt%]では計算の仮定が実際と異なると考えられる。つまり、OHP 内は飽和状態にあるが飽和温度は熱電対で測定した冷却部温度より 5 [$^\circ\text{C}$]以上低いか、OHP 内部が全体的あるいは部分的に飽和状態にはないという 2 点が想定される。前者に関して、OHP 内の熱の流れから考えて断熱部温度は冷却部温度よりも高いため、OHP 内部が一様に冷却部温度よりも低い温度で飽和状態にあるとは考えにくい。また、封入率 73 [wt%]、 $T_{amb}=20 [^\circ\text{C}]$ の動作限界時に測定した冷却部のアルミ板に取り付けた 4 点の熱電対の温度分布は 3 [$^\circ\text{C}$]以内であることから、実際の冷却部の温度が T_C よりも 5 [$^\circ\text{C}$]以上低いことはないと考えられる。従って、封入率 73 [wt%]時に計算と実験結果が一致しないのは後者の理由であると推測される。

封入率 73 [wt%]の実験が他の実験と異なる点として、他の実験と別の時期に行ったという点がある。実験装置は他の実験と同じものを使用し、実験手順も同じ手順で実験を実施しているが、73 [wt%]の実験を実施したのは 2013 年で、他の実験を実施したのは 2015 年と間に 2 年弱の開きがある。2013 年当時には 73 [wt%]条件の実験結果の再現性を確認できているが、実験装置の都合上 2015 年に再度封入率 73 [wt%]の条件で実験を実施することは出来ていない。実験実施期間が異なることと実験結果の因果関係を説明することはできないが、事実として記す。

Fig. 2-12, 2-13 から、封入率が大きい時は OHP への入熱量が増加すると共に OHP 内の作動流体の飽和温度が上昇し、それにより液の体積が増え、OHP 内の体積の大部分を占めるようになり動作限界を迎えると考えられる。Fig. 2-6 の実験結果に示すように OHP 加熱部への熱入力量の増加と共に OHP の加熱部、冷却部の温度は上昇することから、OHP 内部が飽和状態にあるとすると熱入力の増加と共に飽和温度も増加すると考えられる。Fig. 2-14 に、封入率 85, 73, 61, 57 [wt%]時の室温(25 $^\circ\text{C}$)以上の各飽和温度における液体積を示す。Fig. 2-14 に実線で示す液体積は、OHP 内の作動流体がある飽和温度で一様であると仮定して、封入時の作動流体質量と、飽和状態の蒸気密度及び液密度、OHP 内容積から式(2-11)を使って求めている。Fig. 2-14 より、どの封入率条件においても OHP 内部の飽和温度が上がるにつれ液体積が増加していることがわかる。

Fig.2-14 中の破線は $T_{amb}=20[^\circ\text{C}]$ 条件時の動作限界時の飽和温度として式(2-13)から求めた温度を示しているが、封入率 73 [wt%] 以外では液体積が OHP 内容積 5.1 [cm³] となる点が、破線で示す式(2-13)から求めた動作限界時の飽和温度にほぼ等しくなっていることが確認された。

Fig.2-13 に示す計算結果によると、封入率が 90[wt%] から小さくなるにつれ動作限界時の飽和温度は大きくなり、封入率 51[wt%] 時には飽和温度は HFC-134a の臨界温度 101.1[$^\circ\text{C}$] に達する。FC-OHP は OHP 内の作動流体がほぼ液単相となることで動作限界に達すると仮定すると、本研究で用いた OHP については封入率 51[wt%] 時が最も動作限界時の飽和温度が高いということが計算結果から導かれる。つまり封入率が 51[wt%] 時に動作限界時の OHP の動作温度が最も高いということであり、一定の冷却条件下では最大熱輸送量が最も大きくなる。OHP は封入率 50[wt%] 前後で最も最大熱輸送量が大きくなるとされており[43]、本研究の結果は先行研究とも一致している。作動流体の臨界点で飽和蒸気温度は最高となるため、最も高い動作限界時の動作温度は臨界温度となる。本研究では、計算から求められる封入率 51[wt%] 時の動作限界時の動作温度が臨界温度となるため、封入率 51[wt%] の時に最大熱輸送が最も大きくなると述べたが、他の作動流体を用いた場合や OHP の内容積が異なる場合でも同様かどうかは確認が必要である。

封入率 50 [wt%] 以下の場合についても各飽和温度における液体積を算出した。Fig.2-15 に封入率 45, 41, 39, 37, 33 [wt%] の各飽和温度における液体積を示す。Fig.2-14 と同様に OHP 内の作動流体がある飽和温度で一樣であると仮定して、封入時の作動流体質量と、飽和状態の蒸気密度及び液密度、OHP 内容積から式(2-11)を使って OHP 内部の液体積を求めている。飽和温度は室温(25 [$^\circ\text{C}$])から、実験で得られた各封入率の $T_{amb}=20[^\circ\text{C}]$ 条件時の動作限界時の飽和温度までとしている。Fig.2-15 では封入率 45 [wt%] では飽和温度の上昇と共に液体積が増加しているが、その増加量は封入率が小さくなるにつれ少なくなり、封入率 33 [wt%] では動作限界時の液体積は室温時の液体積よりわずかに減少している。Fig. 2-14 に示されるように、封入率 57 [wt%] 以上の場合に飽和温度上昇と共に液体積が OHP 内容積に達するまで増加している結果とは対照的である。また、既に Fig. 2-12 で示したように封入率 45 [wt%] 以下では動作限界時の液体積は OHP 全体積の 6 割以下である。上記 2 点から、封入率が 45 [wt%] 以下では封入率 57 [wt%] 以上とは異なるメカニズムで OHP が動作限界に至るのではないかと考えられる。

2.2.7 P-V 線図による解釈

本実験で作動流体として使用した HFC-134a の飽和状態における P-V 線図上に、SUS OHP 実験結果として各封入率時の動作限界における飽和蒸気圧を Fig. 2-16 に示す。比体積は、SUS OHP に封入されている作動流体質量を SUS OHP 内容積で割って求めている。飽和温度は式(2-13)により求めた動作限界時の断熱部温度としている。飽和温度から飽和蒸気圧を求めるために、まず作動流体である HFC-134a の飽和温度と飽和蒸気圧の相関を求める。飽和状態にある HFC-134a の蒸気は、飽和温度が上昇するにつれ飽和蒸気圧も増加する。Fig.2-17 に HFC-134a の飽和蒸気圧曲線を示す。図中のプロットは文献[56]記載の物性値であり、プロットに対し最小二乗法で近似曲線を描いている。 T_{sat} を飽和温度[$^\circ\text{C}$]、 P_{sat} を飽和蒸気圧[MPa]としたとき近似曲線は次の 3 次の多項式(2-14)で表される。

$$P_{sat} = 2 \times 10^{-6} T_{sat}^3 + 1 \times 10^{-4} T_{sat}^2 + 1.117 \times 10^{-2} T_{sat} + 0.2912 \quad (2-14)$$

式(2-14)の T_{sat} に動作限界時の断熱部温度を代入し得られた P_{sat} を Fig. 2-16 に示している。Fig. 2-16 から、封入率 57 [wt%] 以上では動作限界時のプロットは飽和液線上あるいは飽和液線よりも上側にあり、動作限界時の作動流体は液単相状態となっていることが示される。一方、封入率 45 [wt%] 以下の低封入率時の動作限界時のプロットは飽和液線と飽和蒸気線に囲まれた飽和状態の中に存在しており、動作限界時の OHP 内の作動流体の状態は気液が両方とも存在する飽和状態であることが示されている。これらよりも、低封入率時に OHP が動作限界を迎えるメカニズムは高封入率時とは異なることが示唆される。

2.3 可視化実験

2.3.1 実験概要

高封入率の際に、液体積が大きくなることで動作限界に至るという 2.2.7 項で述べたメカニズムが実際に OHP 内で起こっているのかを確認するためと、封入率が小さいときに液体積がどのように動作限界に影響するのかを調べるために、可視化実験を行い OHP 内部の気液の様子を確認する。2.2 節の実験で使用した SUS OHP は管が SUS 製でなおかつアルミニウムの板に挟まれており内部の可視化が難しいため、本実験では可視化が可能な OHP を別途製作しそれを用いて可視化実験を行う。

2.3.2 実験装置

本実験では管内の気液の状態が観察できるように OHP をガラスで製作し可視化実験を行った。本実験の OHP（以下、ガラス OHP）は Fig.2-18 に示すように外径 6 [mm]、内径 1.5 [mm]のパイレックスガラス製で、両端が 13 回折り曲げられている（7 ターン）。ガラス OHP は管の両端が閉じられた閉ループの OHP で、ループの先端には内部の真空引き及び作動流体封入及び封止のための Swagelok®製 1/4 インチバルブが取り付けられている。2.2.2 項の SUS OHP とは異なり管に逆止弁はついていない。作動流体は SUS OHP と同じ HFC-134a が封入されている。

ガラス OHP の管には加熱のためにヒータ線径 2.5 [mm]、長さ 1 [m]のシリコンゴムヒータ SIL100 が 2 本巻き付けられている。2 本のヒータ線は並列に接続されており、ヒータ全体の抵抗値は 51[Ω]である。ヒータを巻きつけている部分を加熱部とする。ヒータには電圧を印加するために松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3（2.2 節の SUS OHP の実験で使ったものと同じもの）を接続している。可視化を行いやすくするために積極的な冷却は行わず自然空冷とするため、OHP の加熱部以外の部分が全て冷却部となる。可視化のために、冷却部だけでなく加熱部にも断熱材は取り付けない。ただし、ガラス OHP 背面側（机上に設置している側）にはガラス管内の気液の動きを見えやすくするためと、ガラスを保護するために厚さ 5 [mm]の灰色のポリウレタンシートを敷いている。そのため冷却部背面側からの積極的な自然空冷による冷却は期待されない。

温度計測のために加熱部と冷却部に 1 点ずつ T 型熱電対を取り付けている。さらに、OHP 冷却部端部から 50 [mm]程度、水平及び垂直方向に離れた箇所の気温を熱電対で測定した。熱電対は SUS 製 OHP で用いたものと同じ仕様（線径 0.2 [mm]）であり、全て Graphtec 製データロガー GL-800（2.2 節の SUS OHP 実験で使ったものと同じもの）に接続して計測を行った。実験中の OHP の撮影はキヤノン製 HD ビデオカメラ iVVIS HF G20 で行った。iVVIS HF G20 の有効画素数は 207 万画素である。

2.3.3 実験手法と条件

ガラス OHP には 2.2.1 項に示した方法と同じ方法で作動流体を封入した。ガラス OHP は逆止弁が付いていないこともあり水平状態では安定して動作せず、加熱部が冷却部より低い位置にある、いわゆるボトムヒート状態でなければ動作しない。そのため本実験はガラス OHP を 10 度傾けたボトムヒート状態にて実施した。

ガラス OHP の加熱部に徐々に熱負荷を与え、Table2-4 に示す熱入力時において温度平衡になるまで実験を行った。加熱部への熱負荷はドライアウトが見られるまで増大させてから減少させるが、ドライアウトに至る前に加熱部温度が 85 [°C]に到達した場合は OHP 内圧の増大によりガラスが破損するのを防ぐために熱負荷を減少させた。実験中はビデオカメラにて OHP 内の気液の状態を撮影した。実験は恒温槽室内ではなく大気中の実験室内で実施した。

ガラス OHP には作動流体を Table 2-4 に示す 3 通りの封入率で封入した。最初に封入率 85 [wt%]の実験を行い、実験終了後余分な作動流体を排出して封入率を 60 [wt%]に変更して実験を行った。実験終了後再び作動流体の一部を排出して封入率を 39 [wt%]に変更した後実験を実施し

た。

2.3.4 実験結果

各実験ケースにおける実験開始から終了までの時系列の温度及びヒータ発熱量を Fig.2-19 に示す。封入率 85 [wt%]では熱負荷 32.4[W]時にドライアウトとみられる現象が起きたためそれ以上熱負荷を増加させるのを中止し、熱負荷を減少させた。封入率 60 [wt%], 39[wt%]ではそれぞれ熱負荷 46.2, 55.2[W]時に加熱部温度 (Fig.2-18 の熱電対 ch1) が 85[°C]に到達したため、ドライアウトは確認されなかったが熱負荷を減少させた。

Fig.2-20 に封入率 85 [wt%]時の最小熱負荷(熱負荷 16.0 [W])時及び最大負荷時(熱負荷 32.4 [W])の可視化実験結果を示す。Fig.2-20 の(a)では OHP 内に液スラグとともに蒸気プラグが見られるが、(b)では OHP 内のほぼ全てが液スラグで満たされており、可視化実験からも OHP の封入率が大きい時は加熱部への熱負荷が増大し加熱部温度が上昇すると液体積が増加し、OHP 内体積がほぼ全て液単相となることで動作限界を迎えることが裏付けられた。

Fig.2-21 に封入率 39 [wt%]時の最小熱負荷(熱負荷 16.1 [W])時及び最大熱負荷時(熱負荷 55.2 [W])可視化実験結果を示す。Fig.2-21(a)では OHP 内に液スラグとともに蒸気プラグが見られるが、封入率 85 [wt%]時とは異なり、(b)の最大熱負荷時にはわずかに両端に液スラグが存在するのみで管内はほぼ蒸気で満たされていることがわかる。これより、封入率が小さい場合は加熱部への熱負荷が増大し加熱部温度が上昇するにつれ液スラグの体積が減少し、OHP 内がほぼ蒸気単相になることで動作限界を迎えるのではないかと考えられる。ただし、本実験では実験装置の都合上封入率 60, 39 [wt%]では OHP のドライアウトが確認されるまで実験を行うことができなかったため実験結果から断定は出来ない。

SUS OHP の液体積の変化について 2.2.6 項の Fig. 2-14, 2-15 で示したように、ガラス OHP の各封入率における飽和温度の上昇に対する液体積の変化を Fig.2-22 に示す。Fig.2-22 に実線で示す液体積は、OHP 内の作動流体がある飽和温度で一様であると仮定して、封入時の作動流体質量と、飽和状態の蒸気密度及び液密度、OHP 内容積から式(2-11)を使って求めている。Fig.2-22 より、封入率 85 [wt%]時は飽和温度の上昇と共に液体積が増加し、飽和温度 65 [°C]で液体積が OHP 内容積を占めていることがわかる。ドライアウト直前の加熱部温度は約 60 [°C]、冷却部温度は約 50 [°C]で 65 [°C]より低い、飽和温度上昇と共に OHP 内部の液体積が増加し動作限界に至るという傾向は一致しているといえる。一方で Fig.2-22 から封入率 39 [wt%]時は液体積は飽和温度の上昇と共にわずかに増加傾向にあることがわかる。この傾向は Fig.2-15 の SUS OHP の結果と一致している。しかし、Fig.2-21 に示すように、熱入力を増加させ OHP の加熱部及び冷却部の温度が上昇するにつれ液スラグの体積が減るという可視化実験の観察結果とは整合していない。

2.3.5 低封入率時の動作限界

先行研究から、OHP 内の蒸発凝縮現象は蒸気プラグの管壁に存在する薄い液膜で行われるとされている[29]。液膜が生じる原因については、液スラグが移動する際に管内壁に残留する[33]とするものや、液スラグの管壁との接触角の大きさによるとするもの[50]、凝縮部にて蒸気プラグ内の蒸気が壁面で凝縮して形成されるもの[34]などがあるが、いずれにせよ OHP 内に気液の動きが見られる場合は液状態の作動流体は液スラグと液膜として存在し、加熱部では液膜の蒸発が起こっていると考えられている。

2.3.4 項のガラス OHP による実験結果をもとにした液体積計算結果(Fig.2-22)では、封入率 50 [wt%]以下の低封入率時において飽和温度から計算される OHP の液体積は飽和温度が増加するとわずかに増加するという傾向が見られた。また、2.2.6 項の SUS OHP による実験結果をもとにした液体積計算結果(Fig.2-15)でも、封入率 50 [wt%]以下の低封入率時において飽和温度から計算される OHP の液体積は飽和温度が増加するとわずかに増加するかほとんど変化しないというガラス OHP と同様の傾向が見られた。ガラス OHP を用いた可視化実験では OHP 動作温度の増加と共に液スラグの体積が減少する現象が見られた。OHP 内に液の作動流体が液スラグと液膜

の形で存在するという先行研究を前提にして、以上のガラス OHP の実験結果と可視化結果、及び SUS OHP の実験結果を矛盾なく説明する、低封入率における動作限界に至るメカニズムとして以下のような定性的な仮説が考えられる：OHP 内に液状態で存在する作動流体は、OHP への熱入力が増加し作動流体の飽和温度が上昇するにつれ、液スラグの体積が減少する代わりに液膜の体積が増加する。そのため、OHP 内に液として存在する作動流体の体積はほぼ一定かわずかに増加するだけで、ほとんど減少しない。

1.1.3 項で述べたように、OHP の管内には液スラグと気体プラグが Fig.2-23(a), (b)の上図のように分布している。OHP 内の断面積は場所によらず一定であるので、液スラグの体積の減少はつまり OHP 内に存在する液スラグを全て足し合わせた長さ(全長)の減少を意味する。OHP 配管の全長は一定であり、液スラグの全長が短くなると蒸気プラグの全長は長くなる。液膜がもし全ての蒸気プラグの壁面に存在すると仮定すると、蒸気プラグの全長が長くなるのと同時に液膜の厚さが増すと Fig.2-23(b)に示すように液膜の体積は増加する。液膜厚さが増す理由としては、加熱部における入熱量が大きくなり蒸気プラグによる潜熱輸送量が増すことが考えられる。

低封入率時に OHP が動作限界に至るのは、加熱部への熱負荷が増大するにつれて液の蒸発量が増し液スラグの体積が減り自励振動の消滅に至るからではないかと考えられる。ただし蒸気プラグ壁面に存在する液膜の厚さが増し、液膜体積が増えるため、液体積の合計そのものは減少しないと考えられる。しかしこの仮説を裏付けるためには、可視化実験で低封入率時の動作限界時の気液の動きを確認するか、動作限界における液膜と液スラグの体積を実際に測定し評価を行うことが必要である。

2.4 結論

本章の研究の結論を以下にまとめる。

1. 同一封入率の FC-OHP に対して、冷却部を強制空冷で冷却する条件にて冷却部温度と最大輸送量の関係を調べた結果、冷却部温度に依存して最大熱輸送量が変わる一方で、動作限界時の動作温度は冷却部温度に依らずほぼ一定であった。このことから、同一封入率の FC-OHP において、動作限界を迎える飽和温度が決まっており動作温度が最大飽和温度に達することで動作限界となることが示唆される。

2. FC-OHP の動作限界時の動作温度は封入率により変化し、実験条件の中では、封入率 57 [wt%]で極大であった。動作限界時の温度で内部が飽和状態にあると仮定すると、その温度における液体積は OHP の全内容積を占める程度であった。また、ガラス製 OHP を用いた可視化試験において、封入率 85 [wt%] の動作限界時に OHP 内のほぼ全てが液スラグで満たされていた。これらより、OHP の封入率が大きい場合には、熱負荷が高くなると OHP 内体積がほぼ全て液単相となることが動作限界を迎える原因であると考えられる。

3. 可視化試験より、50 [wt%] 以下の封入率では、熱入力が増え加熱部や冷却部の温度が上昇するほど液スラグの体積が減ることが明らかになった。低封入率時に動作限界を迎えるメカニズムは高封入率時とは異なると言える。一方で、飽和温度から計算される液体積は、飽和温度が増加するにつれ増加またはほぼ一定であることが計算から示される。これらを矛盾なく説明するメカニズムとして、加熱部への熱負荷が増大するにつれて液の蒸発量が増し、蒸気体積が大きくなって液スラグの体積が減少し気液の動きが止まってしまうことで動作限界に達することが考えられる。

4. 封入率 50 [wt%]時には OHP 全内容積を占める飽和温度は HFC-134a の臨界温度になると計算された。封入率 50 [wt%]前後で最大熱輸送量が最大となるのは、2.と3.のどちらも起こりにくく、飽和温度上限が最大つまり作動流体の臨界温度となるためと考えられる。

Table 2-1 HFC-134a の飽和状態における物性値 [56]

温度 [°C]	蒸気圧 [kPa]	密度 [kg/m ³]		定圧比熱 [kJ/kg/K]		潜熱 [kJ/kg]	熱伝導率 [mW/m/K]		表面張力 [mN/m]
		液	蒸気	液	蒸気		液	蒸気	
20	571.7	1225	27.78	1.405	1.001	182.3	83.28	13.34	8.756
40	1017	1147	50.09	1.498	1.145	163.0	74.72	15.45	6.127
60	1682	1053	87.38	1.660	1.387	139.1	66.09	18.33	3.716

Table 2-2 SUS OHP での実験条件

case	作動流体封入質量 [g]	封入率 [wt%]	T _{amb} [°C]	case	作動流体封入質量 [g]	封入率 [wt%]	T _{amb} [°C]
1	5.28	85	15	21	2.77	45	15
2			20	22			20
3			25	23			25
4			30	24			30
5			35	25			35
6	4.50	73	15	26	2.51	41	40
7			20	27			15
8			25	28			20
9			30	29			25
10			35	30			30
11	3.80	61	10	31	2.44	39	35
12			15	32			20
13			20	33			30
14			25	34			40
15			30	35	2.28	37	20
16			35	36			30
17			40	37			40
18	3.51	57	20	38	2.02	33	20
19			30	39			30
20			40	40			40

作動流体封入質量は、OHP 内に封入した作動流体 HFC-134a の質量を示す。T_{amb} は、恒温槽試験室内の OHP 近傍の温度の設定目標温度を示す。

Table 2-3 SUS OHP の実験結果

case	封入率 [wt%]	T_{amb} [°C]	T_H [°C]	T_C [°C]	Q_{heater} [W]	$Q_{heatleak}$ [W]	Q_{net} [W]
1	85	14.7	67.7	54.4	35.0	7.8	27.2
2		20.3	68.2	56.2	31.0	7.9	23.1
3		25.4	67.7	53.8	27.0	7.8	19.2
4		30.4	66.1	56.8	23.0	7.5	15.5
5		35.5	66.7	56.4	19.0	7.6	11.4
6	73	15.8	94.9	86.4	78.0	12.6	65.4
7		21.4	95.5	88.0	68.0	12.7	55.3
8		26.9	95.4	87.8	63.0	12.7	50.3
9		30.6	95.0	84.9	58.0	12.7	45.3
10		35.7	94.1	84.4	50.0	12.5	37.5
11	61	10.0	96.9	88.4	69.0	13.0	56.0
12		15.1	97.5	89.2	65.0	13.1	51.9
13		20.3	98.4	90.3	61.0	13.3	47.7
14		25.3	97.2	90.7	57.0	13.1	43.9
15		30.4	97.9	90.3	52.0	13.2	38.8
16		35.4	98.3	90.9	48.0	13.2	34.8
17		40.7	97.9	91.2	44.0	13.2	30.8
18	57	19.3	100.3	91.0	59.0	13.6	45.4
19		30.4	98.6	91.4	49.0	13.3	35.7
20		40.0	98.5	92.7	42.0	13.3	28.7
21	45	15.4	98.4	90.7	63.0	13.3	49.7
22		20.2	97.1	90.4	59.0	13.0	46.0
23		24.7	96.9	88.6	55.0	13.0	42.0
24		30.4	95.6	87.5	52.0	12.8	39.2
25		35.5	98.3	87.0	47.0	13.2	33.8
26		40.8	97.4	86.6	42.0	13.1	28.9
27	41	15.3	87.9	77.2	54.0	11.4	42.6
28		20.3	91.3	76.2	52.0	12.0	40.0
29		24.9	89.3	76.0	47.0	11.6	35.4
30		30.3	92.3	77.2	44.0	12.2	31.8
31		35.1	90.4	77.0	39.0	11.8	27.2
32	39	20.3	88.5	76.2	47.0	11.5	35.5
33		30.3	88.5	77.5	40.0	11.5	28.5
34		41.6	88.1	79.1	32.0	11.4	20.6
35	37	20.2	84.4	70.4	42.0	10.8	31.2
36		30.4	84.4	72.5	35.0	10.8	24.2
37		40.5	83.9	74.1	28.0	10.7	17.3
38	33	20.3	73.4	57.7	33.0	8.8	24.2
39		29.7	72.6	59.4	26.0	8.7	17.3
40		40.5	69.7	62.8	20.0	8.1	11.9

T_{amb} は OHP から約 100 [mm]離れた箇所の気温を熱電対で測定した結果を示す。 T_H は加熱部の温度として Fig.2-1 に Ch1 で示す熱電対で測定した結果を示す。 T_C は冷却部の温度として Fig.2-1 に Ch7 で示す熱電対で測定した結果を示す。 T_{amb}, T_H, T_C は熱平衡状態の動作限界時の 2 分間の測定結果の時間平均を示している。 Q_{heater} はヒータの発熱量、 $Q_{heatleak}$ はヒートリーク量を T_H を式(2-2)に代入して求めた値、 Q_{net} は Q_{heater} と $Q_{heatleak}$ を用いて式(2-1)から求めた値を示している。

Table 2-4 ガラス OHP の実験条件

封入率 [wt%]	作動流体封入 質量 [g]	熱入力 [W]
85	6.35	16.0, 24.8, 26.2, 32.4
60	4.47	16.0, 20.8, 26.2, 32.2, 40.7, 46.2
39	2.92	16.1, 20.8, 26.2, 32.2, 40.7, 38.5, 55.2

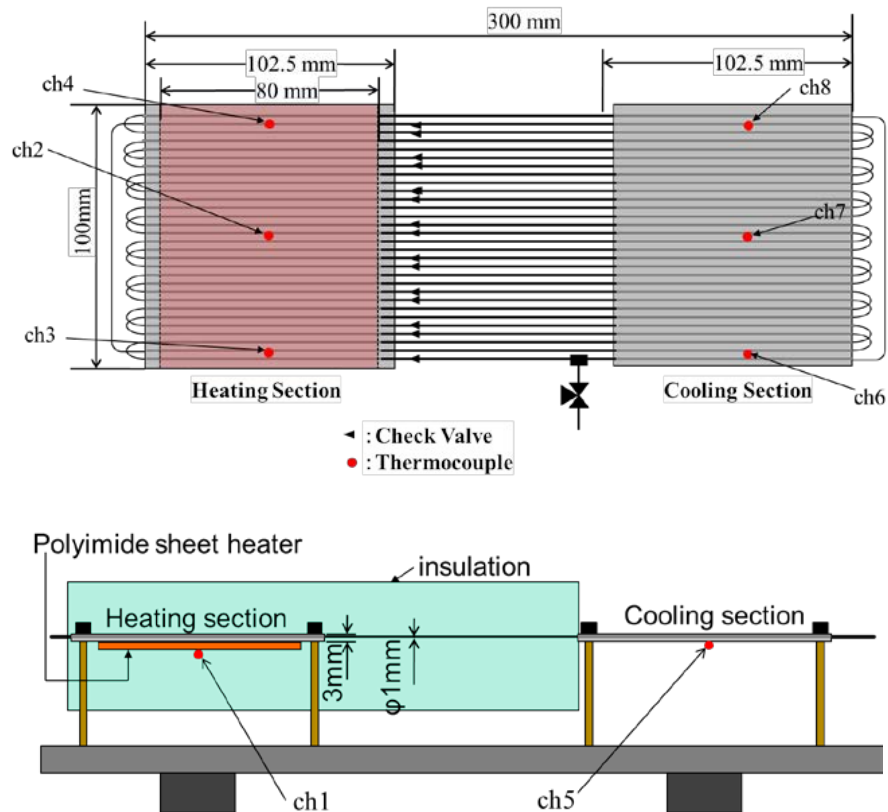


Fig.2-1 SUS OHP 概観

ch1~8 はデータロガー上の熱電対のチャンネル番号を示す.

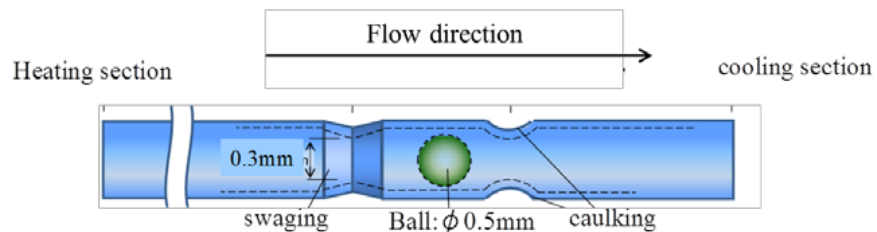


Fig.2-2 SUS OHP の逆止弁

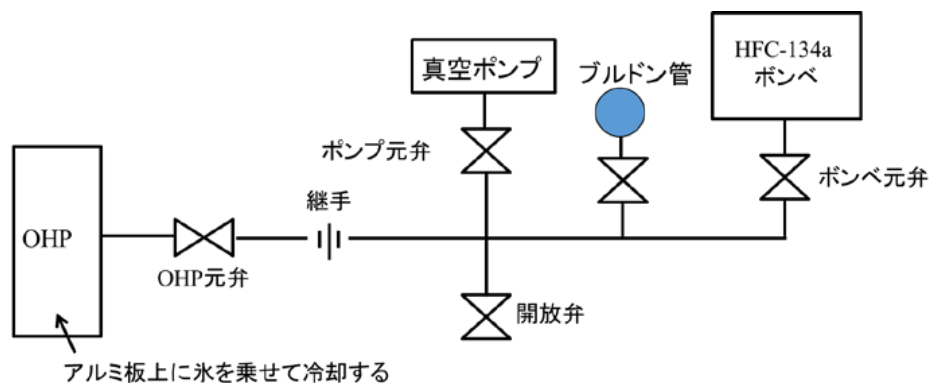


Fig.2-3 作動流体封入時のセットアップ



Fig.2-4 大型恒温槽内に設置した SUS OHP
金属製台の上に設置しているのが OHP。熱電対線やヒータの電線は恒温槽外に設置しているローガーに接続している。OHP 奥の格子が大気吹き出し口である。

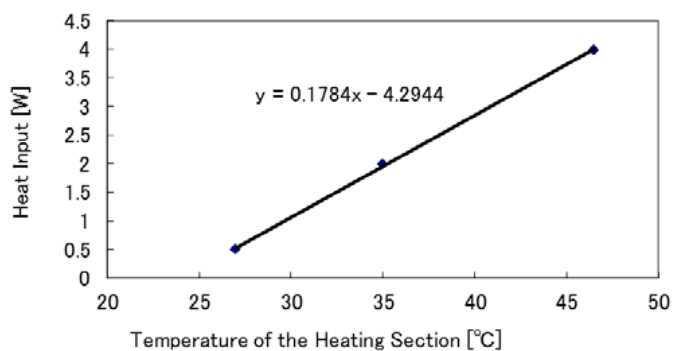


Fig.2-5 ヒートリーク量の見積もり
横軸は OHP 加熱部温度，縦軸は熱負荷量を示す。

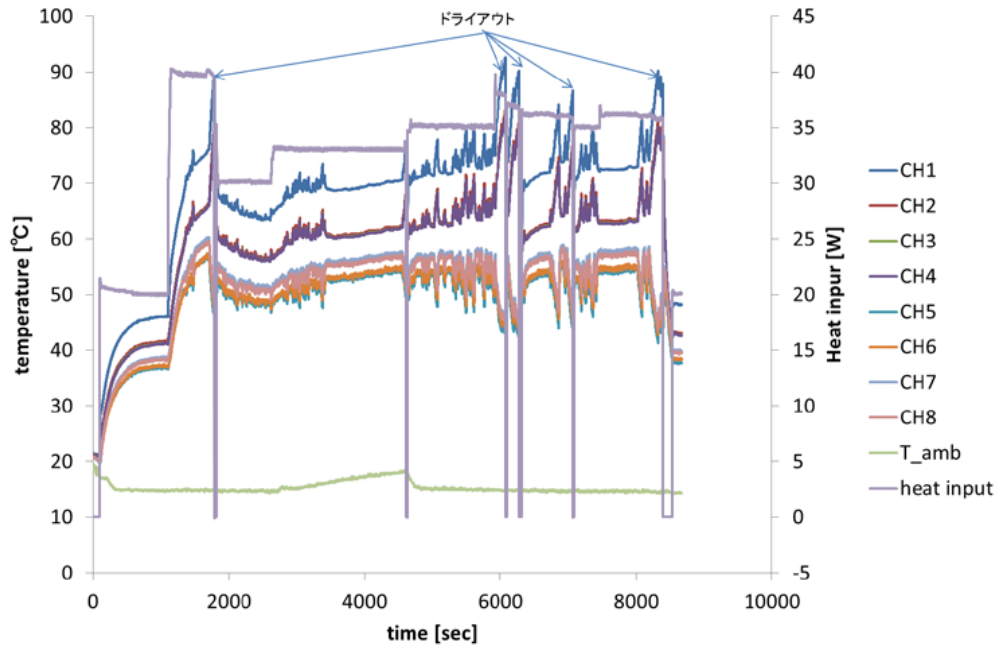


Fig.2-6 (a) case1 の実験結果 (封入率 : 85 [wt%], $T_{amb} = 14.7 [^{\circ}\text{C}]$)

横軸は実験を開始してからの経過時間 (単位は秒), 左側縦軸は CH1~CH8 は Fig.2-1 に図示する熱電対による温度測定結果 (単位は $^{\circ}\text{C}$), 右側縦軸はヒータ発熱量 (単位は W) を示す (Fig.2-5(b) 以降の全てのグラフも同様). heat input が最大(35[W])で 10 分以上熱平衡状態が続いている, 1 回目及び 4 回目のドライアウト前の状態を動作限界とした. heat input 30[W]以上, 加熱部アルミ板温度(CH2~4)およそ $60 [^{\circ}\text{C}]$ 以上の場合に 1 分程度の周期の温度振動が見られる.

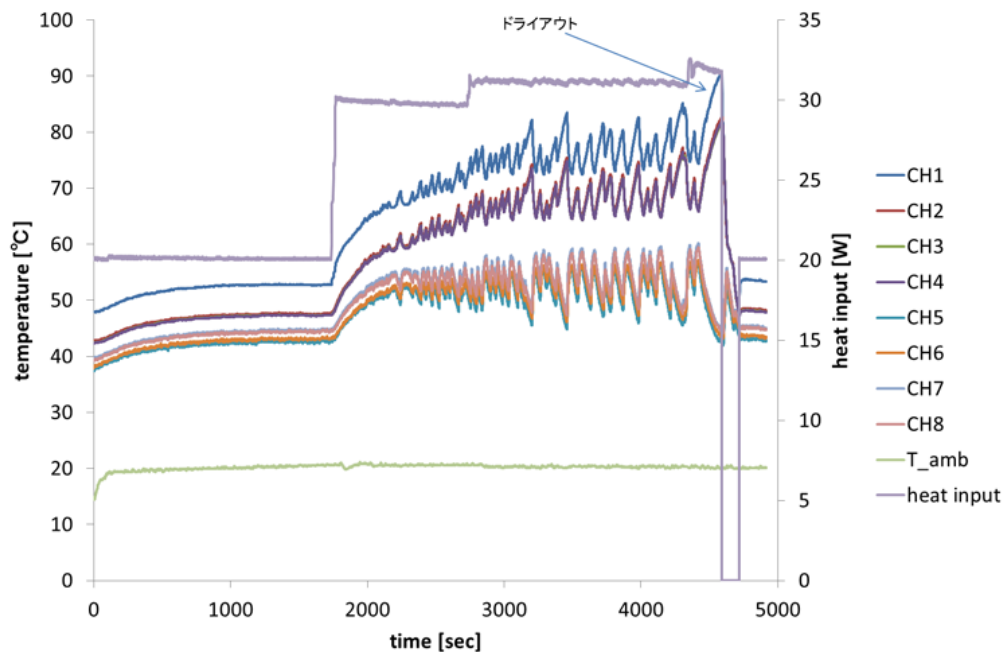


Fig.2-6 (b) case2 の実験結果 (封入率 : 85 [wt%], $T_{amb} = 20.3 [^{\circ}\text{C}]$)

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする. ドライアウト後ヒータをいったん off したところで冷却部温度(CH5~8)の急激な上昇がみられ, OHP が再び起動しているのが確認できる.. heat input 30[W]以上, 加熱部アルミ板温度(CH2~4)およそ $60 [^{\circ}\text{C}]$ 以上の場合に 1 分程度の周期の温度振動が見られ, heat input が增大するとその振幅が増大している.

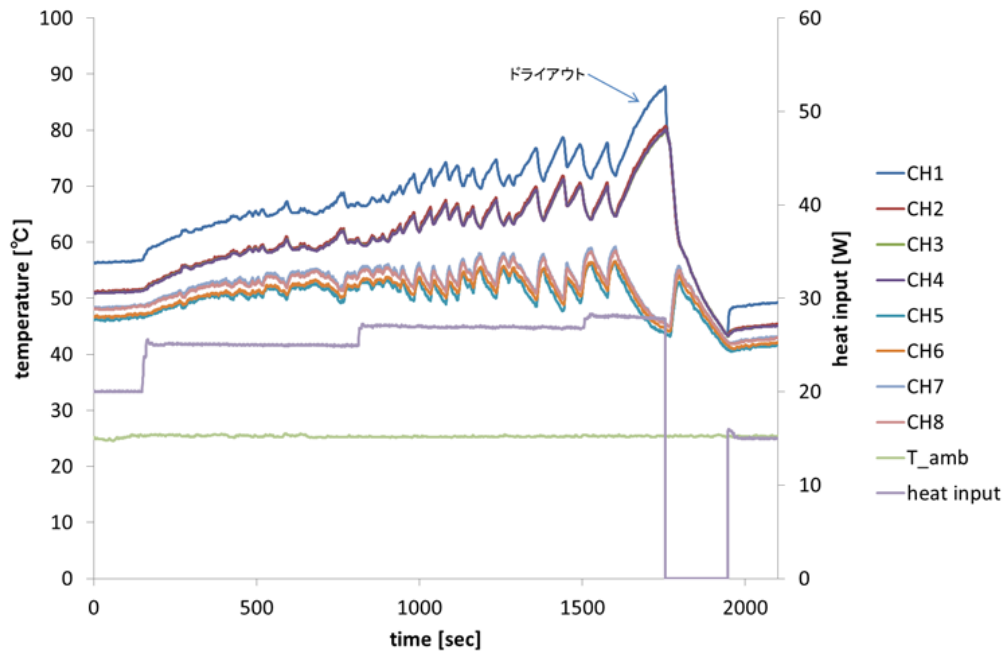


Fig.2-6 (c) case3 の実験結果 (封入率 : 85 [wt%], $T_{amb} = 25.4$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところでOHPが再び起動している。heat input 25[W]以上, 加熱部アルミ板温度(CH2~4)およそ 60 [°C] 以上の場合に 1 分程度の周期の温度振動が見られ, heat input が増大するとその振幅が増大する。

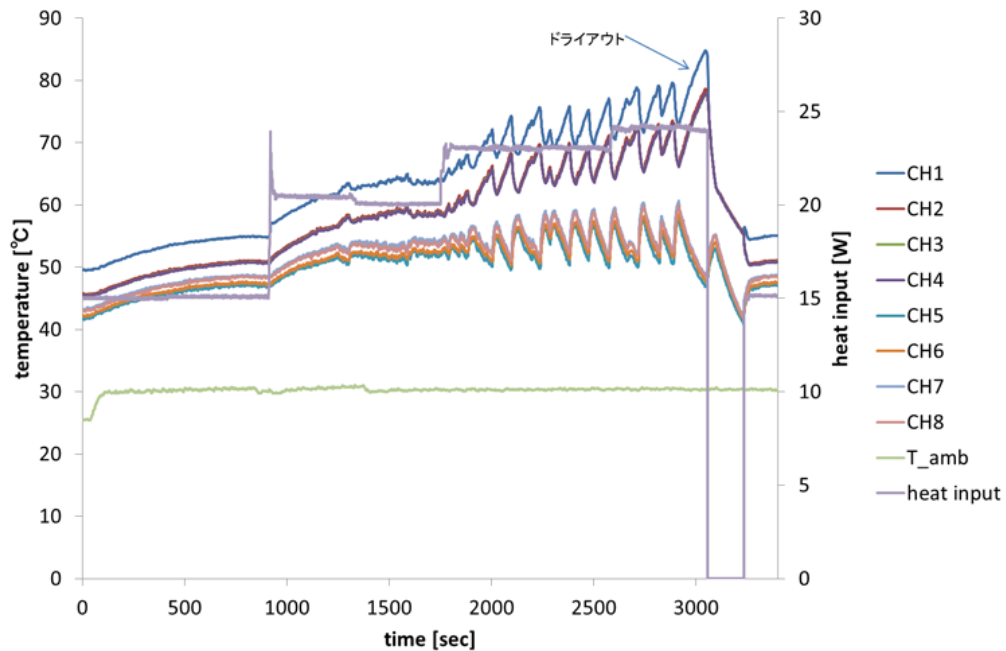


Fig.2-6 (d) case4 の実験結果 (封入率 : 85 [wt%], $T_{amb} = 30.4$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところでOHPが再び起動している。heat input 20[W]以上, 加熱部アルミ板温度(CH2~4)およそ 60 [°C] 以上の場合に 1 分程度の周期の温度振動が見られ, heat input が増大するとその振幅が増大する。

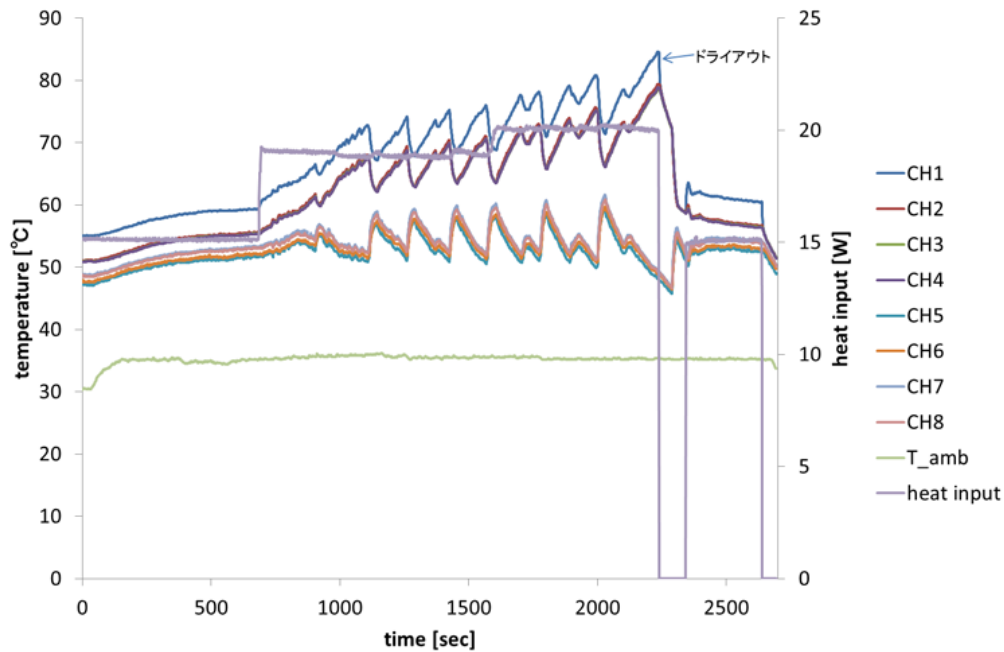


Fig.2-6 (e) case5 の実験結果 (封入率 : 85 [wt%], $T_{amb} = 35.5$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。動作限界時の heat input 19[W], 加熱部アルミ板温度(CH2~4) およそ 60 [°C] 以上の場合に 2 分程度の周期の温度振動が見られる。heat input を 20 [W] に増加させた後も同様の振動が見られ、最終的にドライアウトしている。

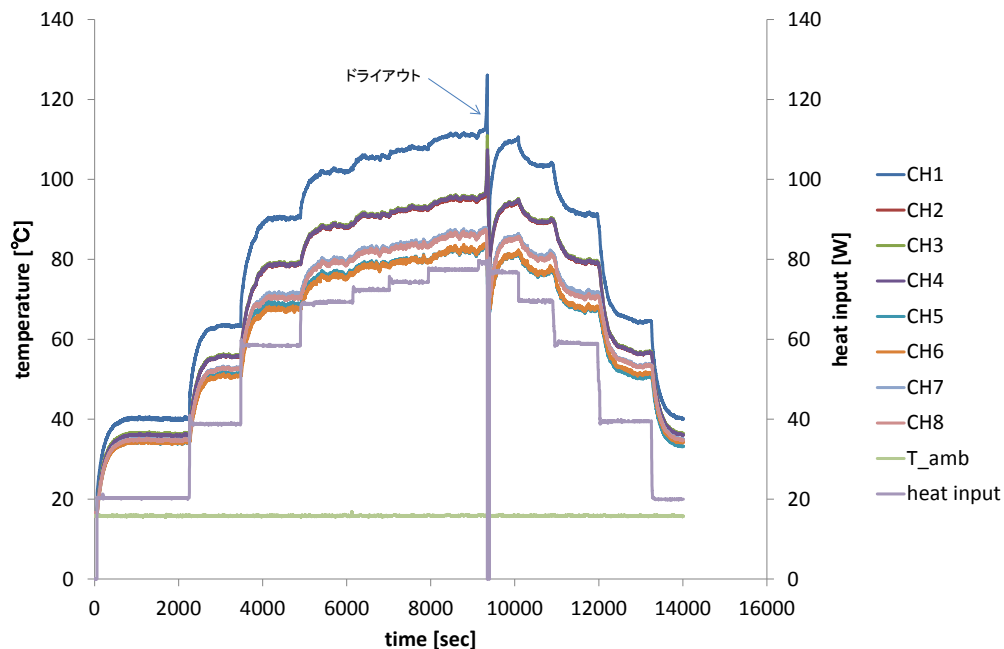


Fig.2-6 (f) case6 の実験結果 (封入率 : 73 [wt%], $T_{amb} = 15.8$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。OHP 再起動後に heat input を減少させたときの熱平衡状態の温度は、ドライアウト前の同じ heat input 条件時の温度に等しい。

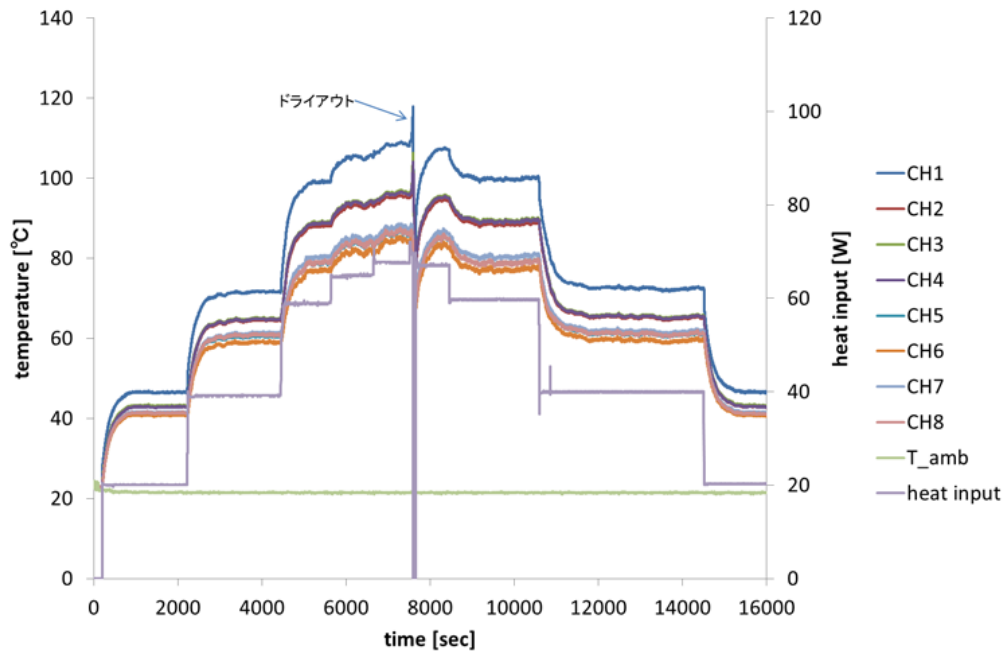


Fig.2-6 (g) case7 の実験結果 (封入率 : 73 [wt%], $T_{amb} = 21.4$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。OHP 再起動後に heat input を減少させたときの熱平衡状態の温度は、ドライアウト前の同じ heat input 条件時の温度に等しい。

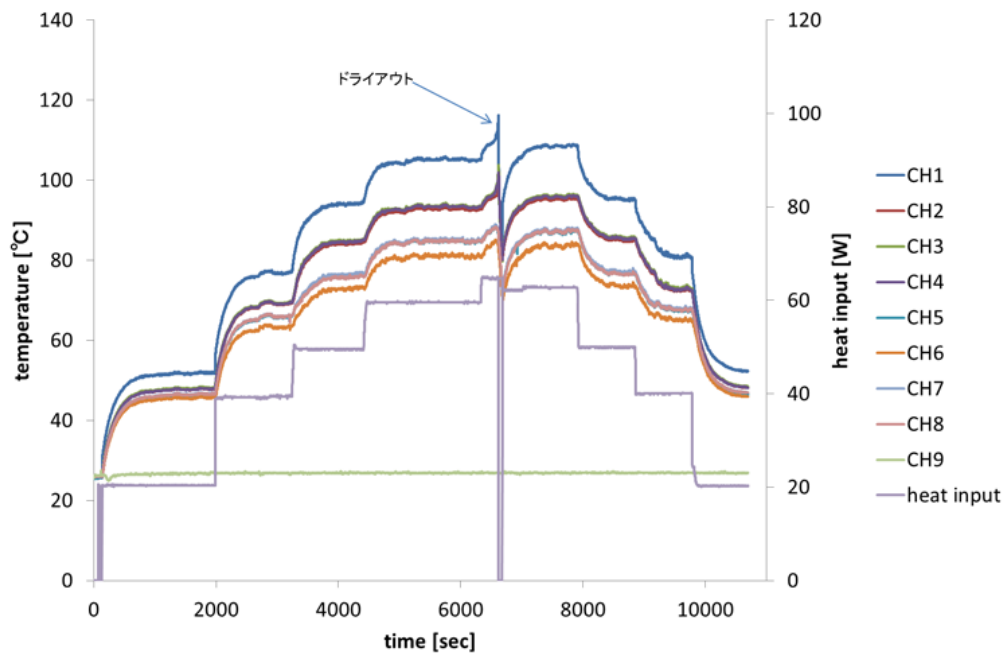


Fig.2-6 (h) case8 の実験結果 (封入率 : 73 [wt%], $T_{amb} = 26.9$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。OHP 再起動後に heat input を減少させたときの熱平衡状態の温度は、ドライアウト前の同じ heat input 条件時の温度に等しい。

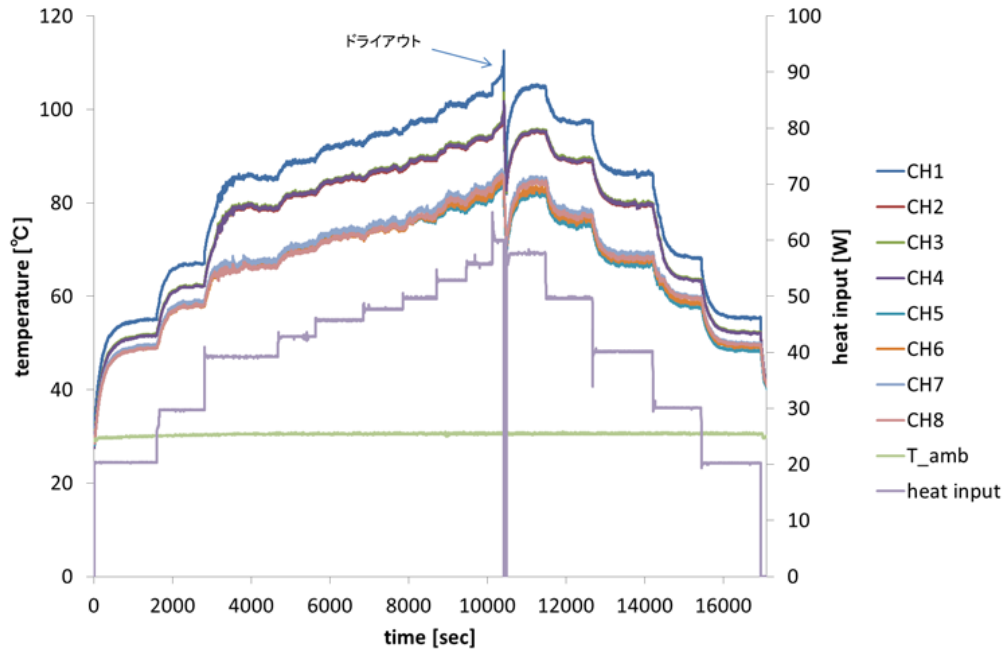


Fig.2-6 (i) case9 の実験結果 (封入率 : 73 [wt%], $T_{amb} = 30.6$ [°C])

ドライアウト後、ヒータを一旦 off し OHP の再起動を確認後ヒータを on した後の熱平衡状態を動作限界とする。動作限界後に heat input を減少させたときの熱平衡状態の温度は、ドライアウト前の同じ heat input 条件時の温度に等しい。

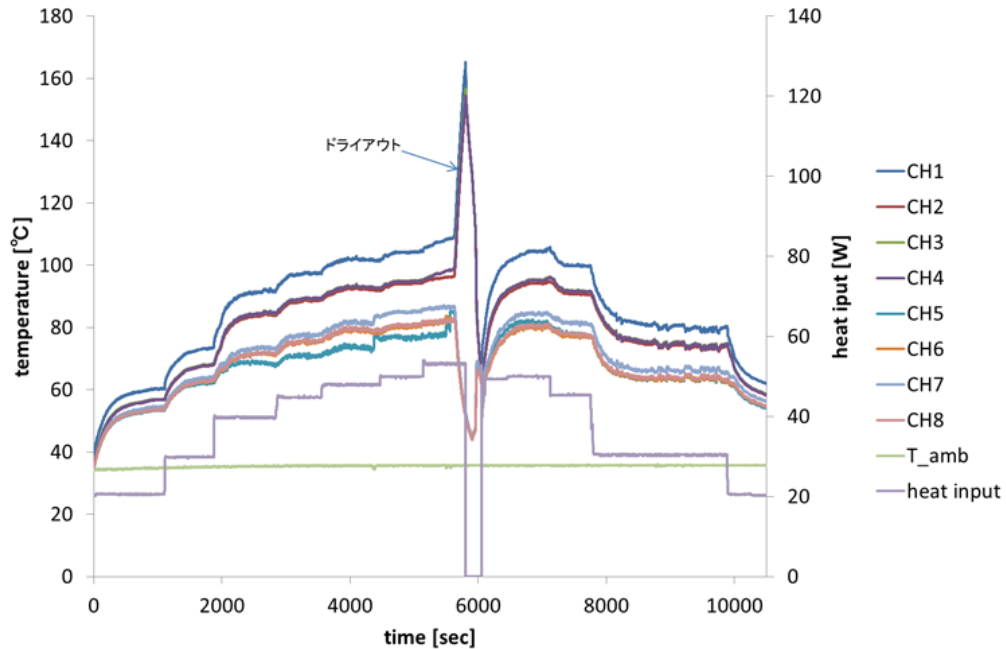


Fig.2-6 (j) case10 の実験結果 (封入率 : 73 [wt%], $T_{amb} = 35.7$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト状態で保持した時間が長かったため加熱部温度が最高で 160 [°C]まで上がってしまっている。その後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。OHP 再起動後に heat input を減少させたときの熱平衡状態の温度は、ドライアウト前の同じ heat input 条件時の温度に等しい。

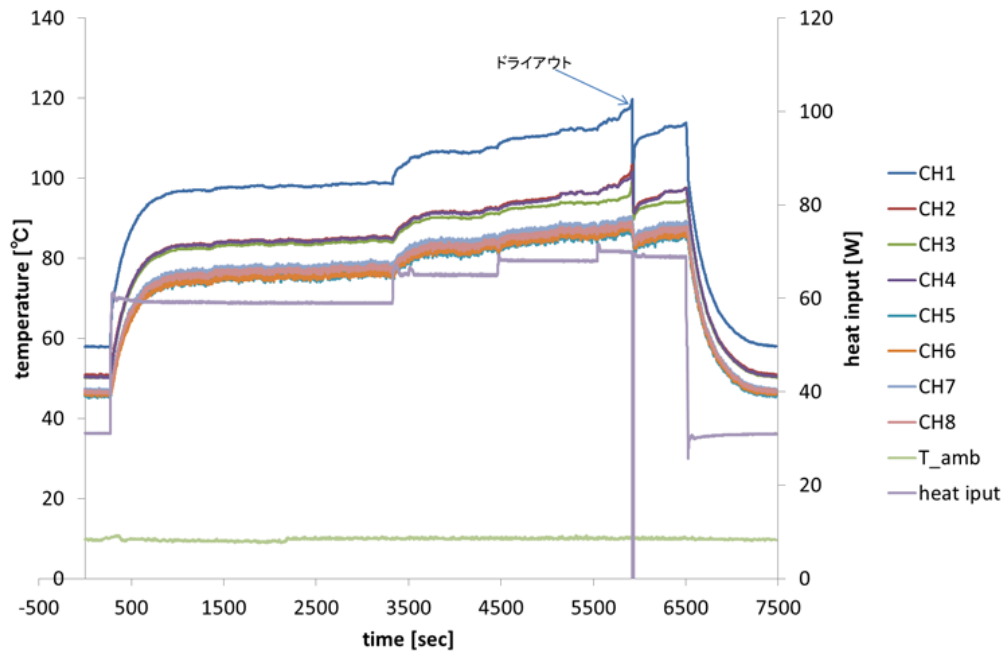


Fig.2-6 (k) case11 の実験結果 (封入率 : 61 [wt%], $T_{amb} = 10.0$ [°C])

heat input 68[W]で熱平衡まで達した後, heat input 70[W]条件でドライアウトが起こっている. ヒータを一旦 off し OHP の再起動後ヒータを heat input 69[W]で on している. この条件では熱平衡状態まで安定して OHP の動作が確認できたためこの条件を動作限界とする.

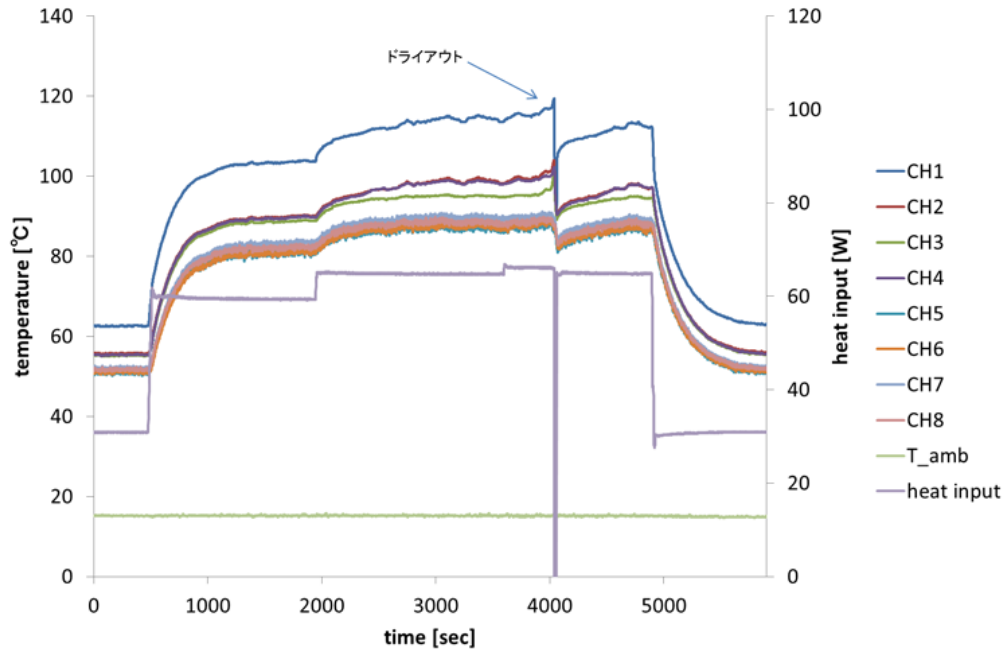


Fig.2-6 (l) case12 の実験結果 (封入率 : 61 [wt%], $T_{amb} = 15.1$ [°C])

ドライアウト前後の熱平衡状態を動作限界とする. ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している. ドライアウト後に再びドライアウト直前の熱平衡時と同じ heat input 条件にて実験を行っている.

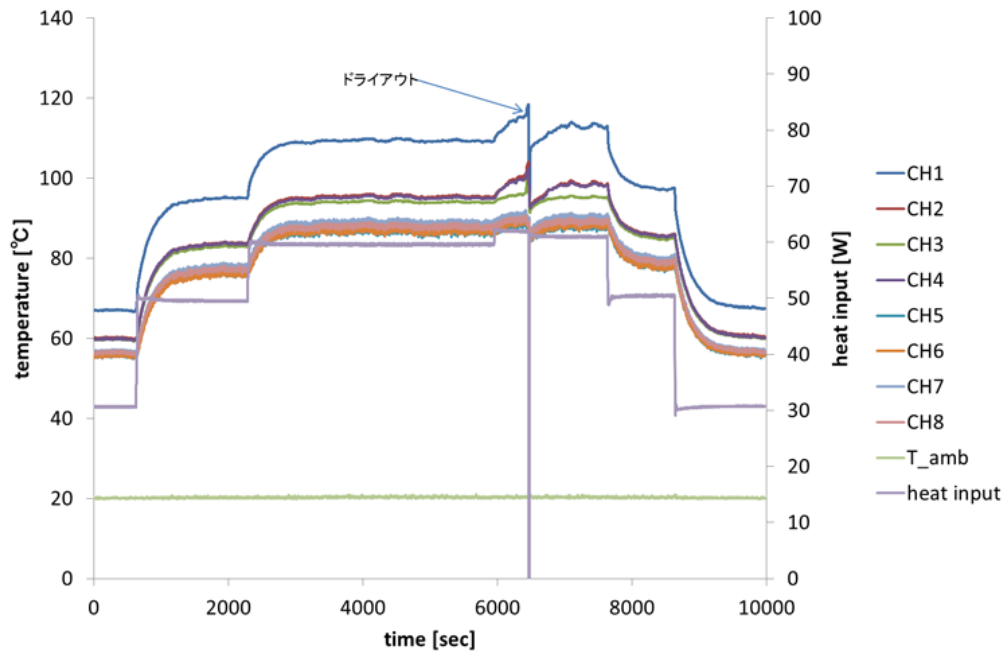


Fig.2-6 (m) case13 の実験結果 (封入率 : 61 [wt%], $T_{amb} = 20.3$ [°C])

heat input 60[W]で熱平衡まで達した後, heat input 62[W]条件でドライアウトが起こっている. ヒータを一旦 off し OHP の再起動後ヒータを heat input 61[W]で on している. この条件では熱平衡状態まで安定して OHP の動作が確認できたためこの条件を動作限界とする.

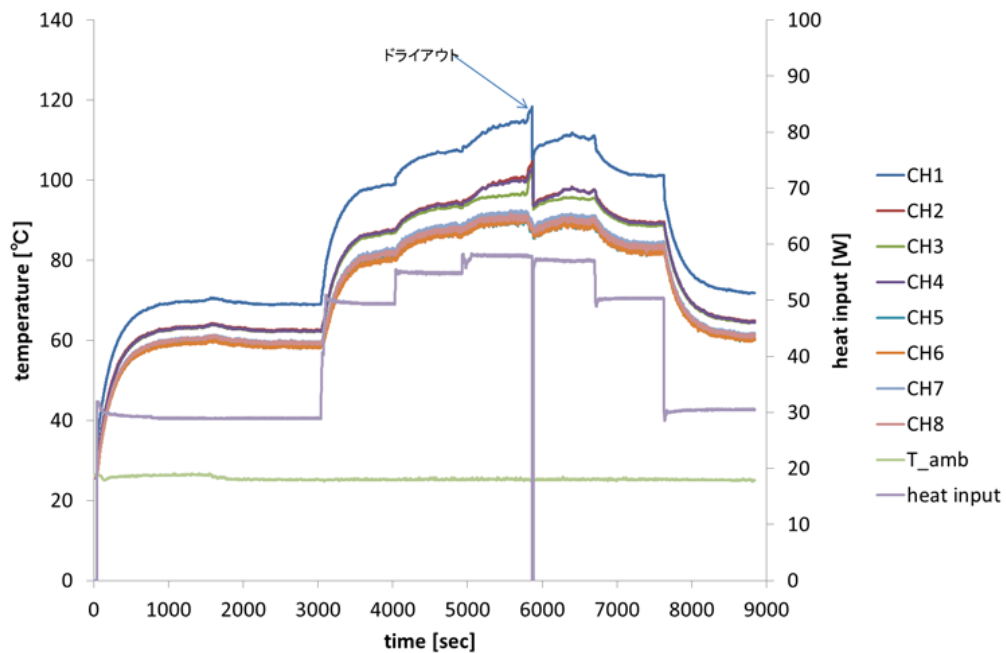


Fig.2-6 (n) case14 の実験結果 (封入率 : 61 [wt%], $T_{amb} = 25.3$ [°C])

heat input 55[W]で熱平衡達した後, heat input 58[W]条件でドライアウトが起こっている. ヒータを一旦 off し OHP の再起動後ヒータを heat input 57[W]で on している. この条件では熱平衡状態まで安定して OHP の動作が確認できたためこの条件を動作限界とする.

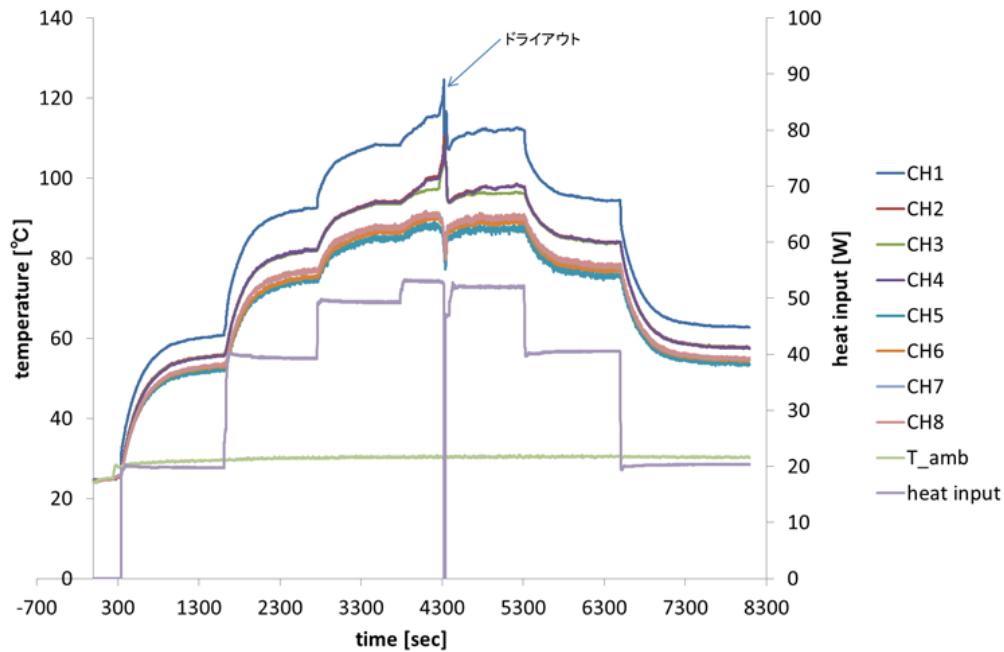


Fig.2-6 (o) case15 の実験結果 (封入率 : 61 [wt%], $T_{amb} = 30.4$ [°C])

heat input 49[W]で熱平衡達した後, heat input 53[W]条件でドライアウトが起こっている. ヒータを一旦 off し OHP の再起動後ヒータを heat input 52[W]で on している. この条件では熱平衡状態まで安定して OHP の動作が確認できたためこの条件を動作限界とする.

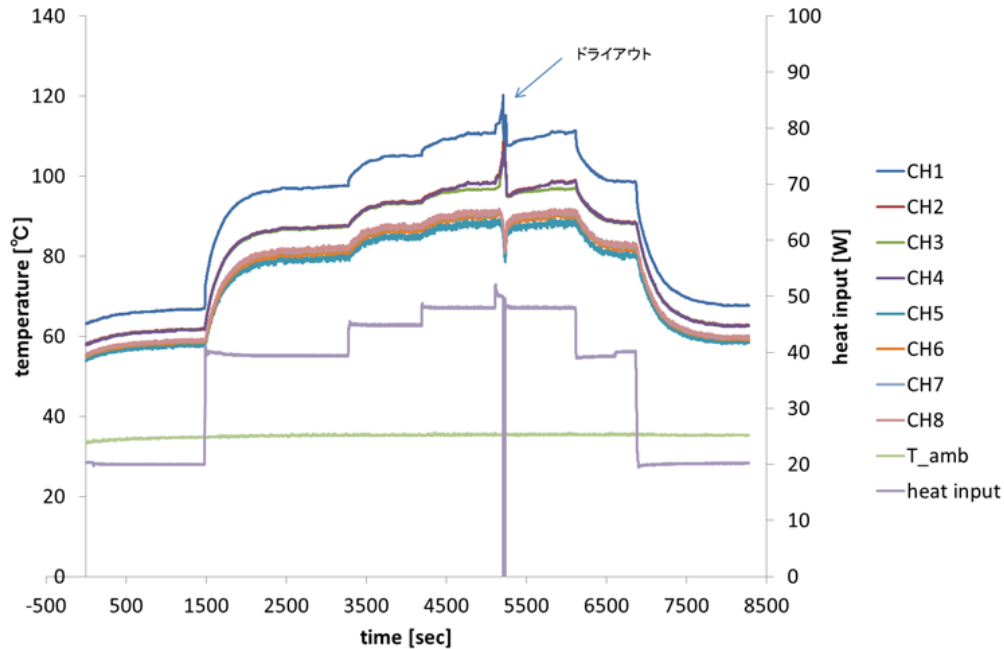


Fig.2-6 (p) case16 の実験結果 (封入率 : 61 [wt%], $T_{amb} = 35.4$ [°C])

ドライアウト前後の熱平衡状態を動作限界とする. ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している. ドライアウト後に再びドライアウト直前の熱平衡時と同じ heat input 条件(48 [W])にて熱平衡まで安定して OHP が動作している.

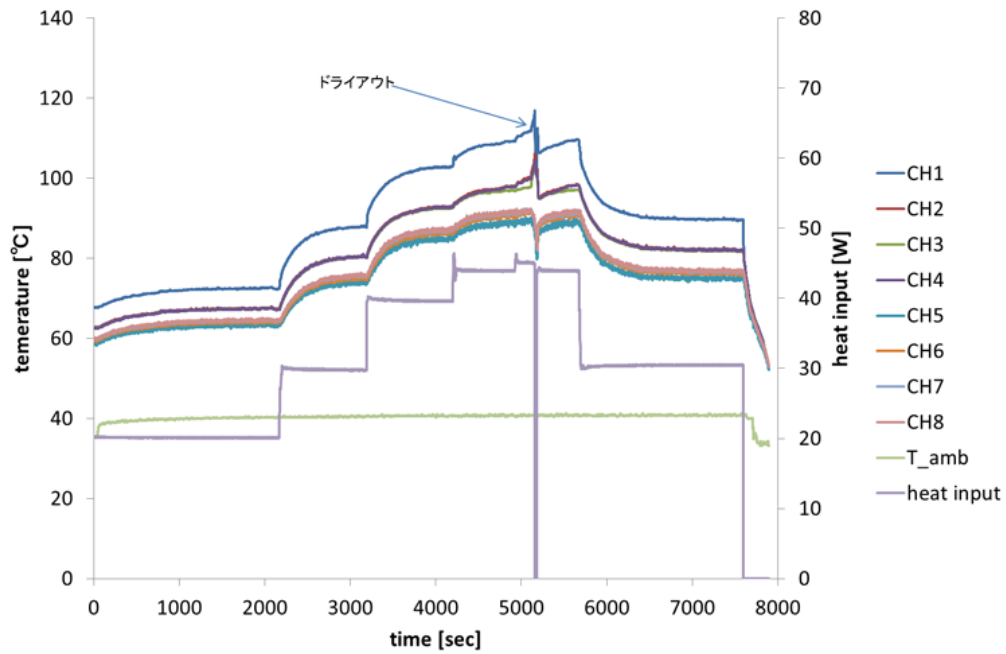


Fig.2-6 (q) case17 の実験結果 (封入率 : 61 [wt%], $T_{amb} = 40.7$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

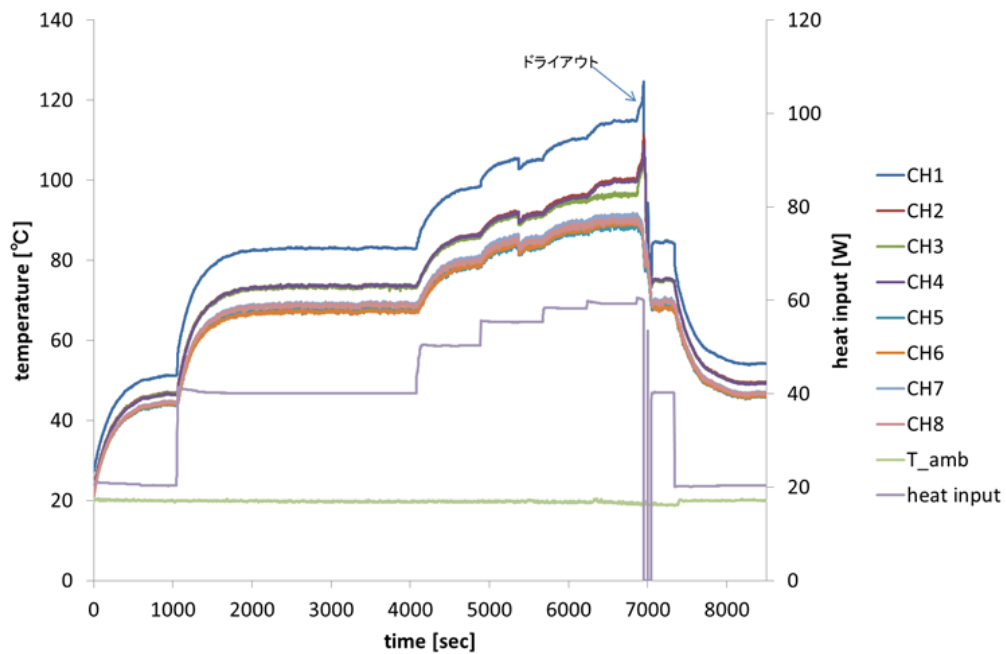


Fig.2-6 (r) case18 の実験結果 (封入率 : 57 [wt%], $T_{amb} = 19.3$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

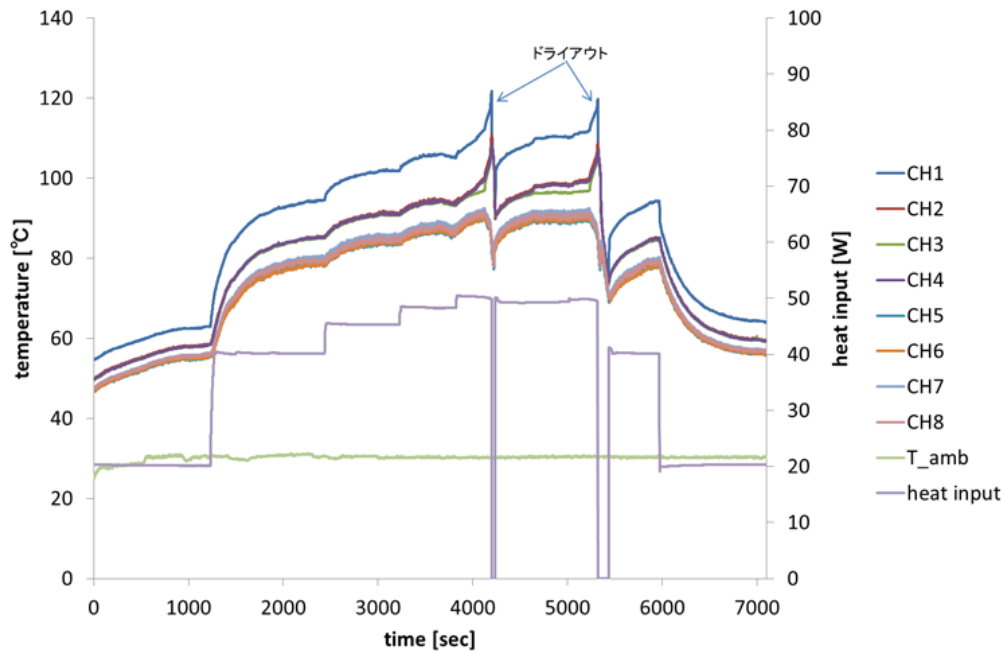


Fig.2-6 (s) case19 の実験結果 (封入率 : 57 [wt%], $T_{amb} = 30.4$ [°C])

2 回目のドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

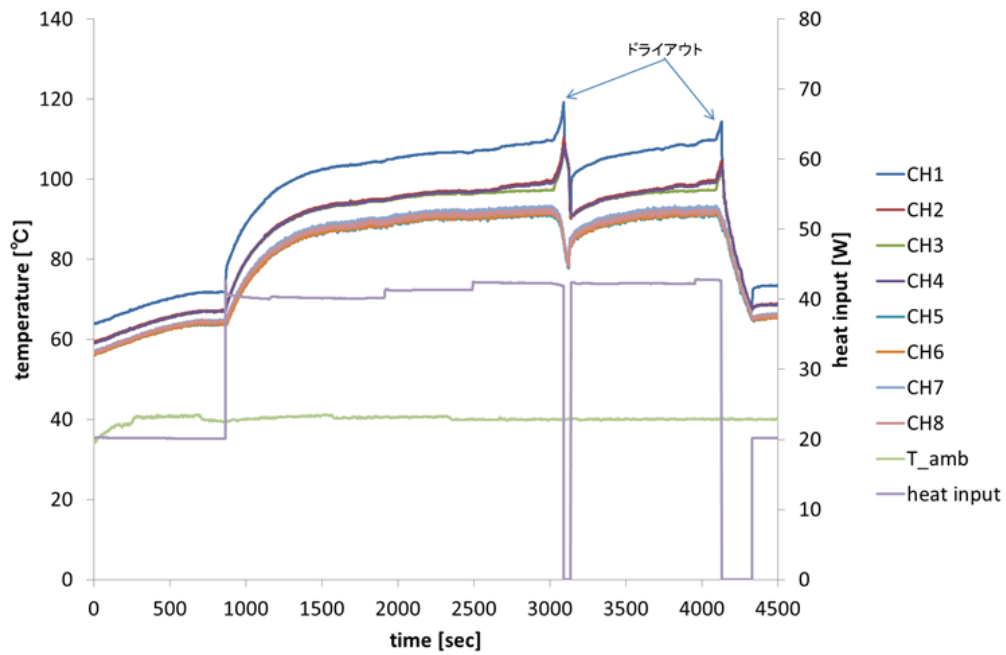


Fig.2-6 (t) case20 の実験結果 (封入率 : 57 [wt%], $T_{amb} = 40.0$ [°C])

2 回目のドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

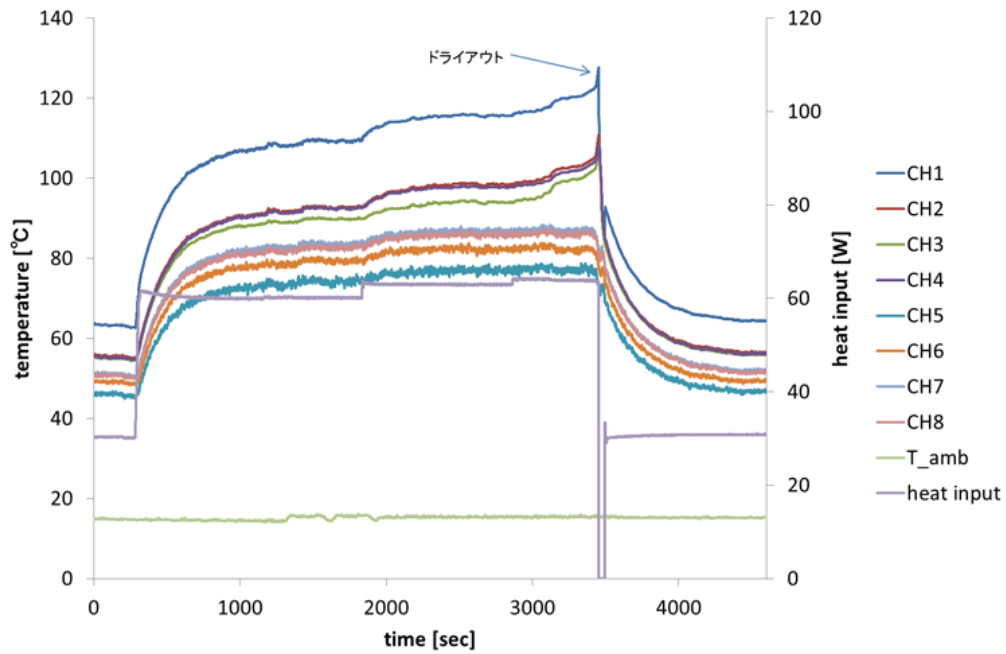


Fig.2-6 (u) case21 の実験結果 (封入率 : 45 [wt%], $T_{amb} = 15.4$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

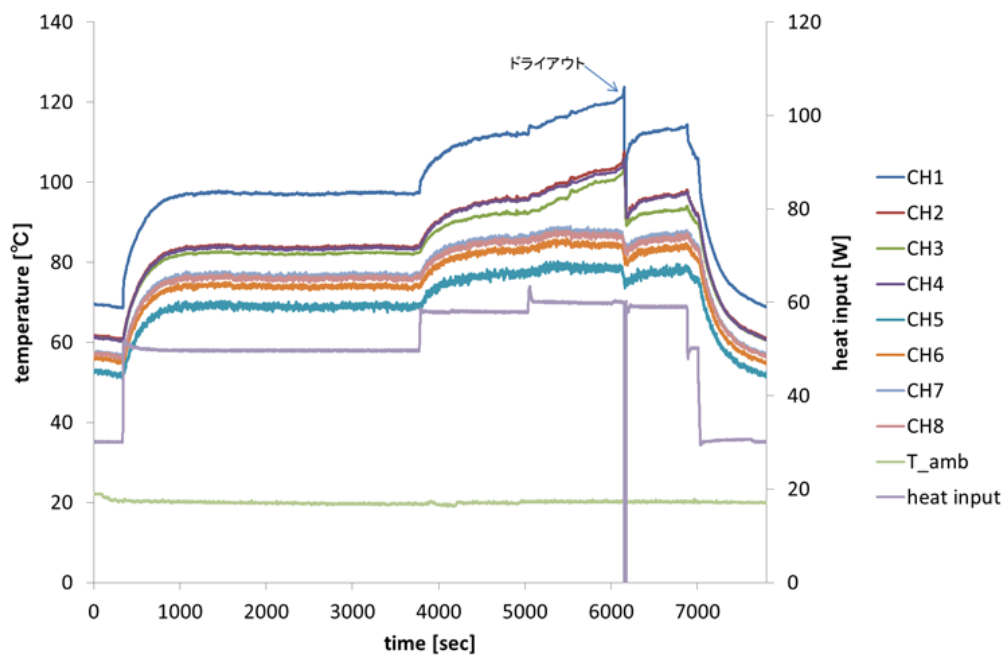


Fig.2-6 (v) case22 の実験結果 (封入率 : 45 [wt%], $T_{amb} = 20.2$ [°C])

ドライアウト後の熱平衡状態を動作限界とする。

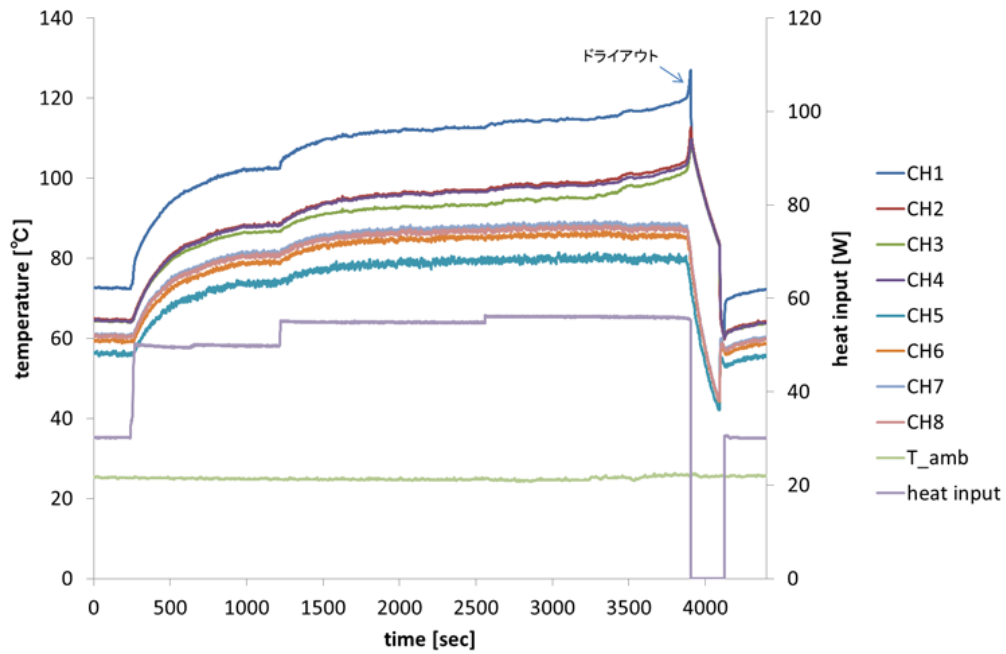


Fig.2-6 (w) case23 の実験結果 (封入率 : 45 [wt%], $T_{amb} = 24.7$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

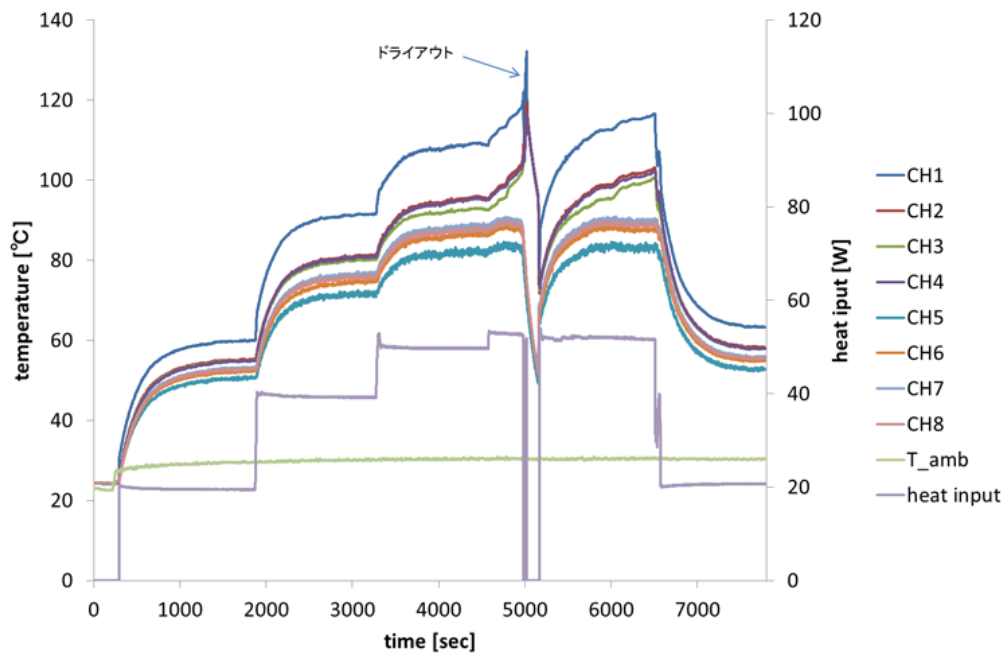


Fig.2-6 (x) case24 の実験結果 (封入率 : 45 [wt%], $T_{amb} = 30.4$ [°C])

ドライアウト後の熱平衡状態を動作限界とする。

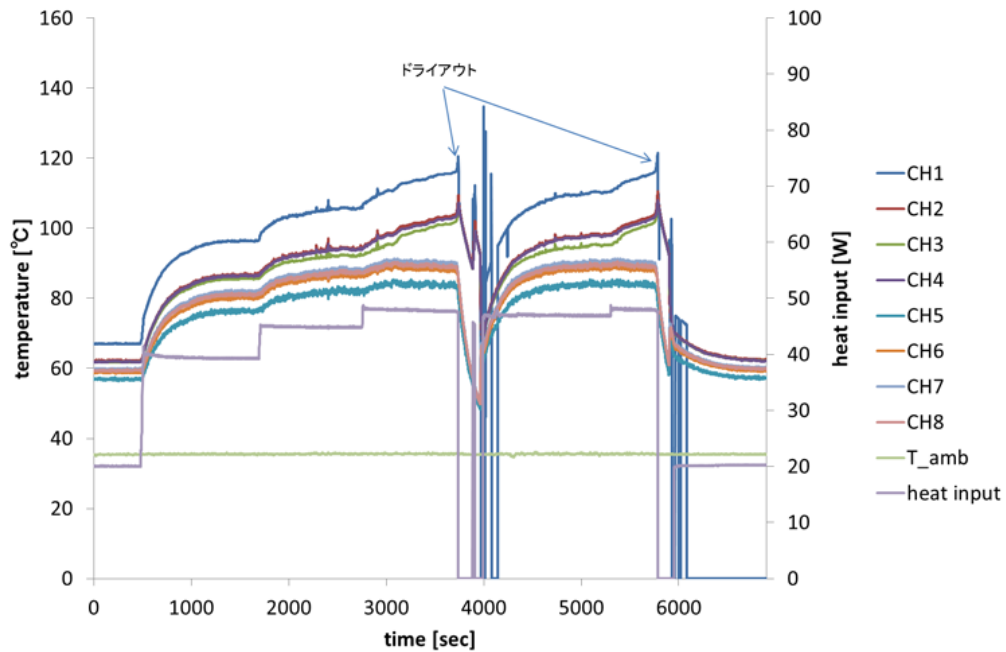


Fig.2-6 (y) case25 の実験結果 (封入率 : 45 [wt%], $T_{amb} = 35.5$ [°C])

2 回目のドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする．CH1 の温度が大きく振動しているのは熱電対の電氣的な接触不良のためである．ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している．

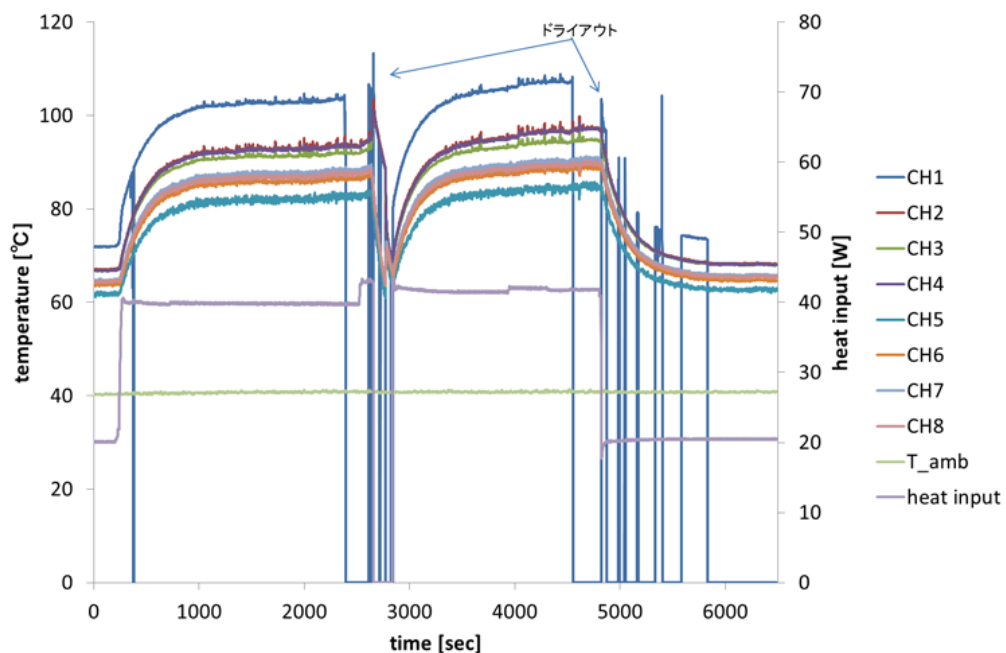


Fig.2-6 (z) case26 の実験結果 (封入率 : 45 [wt%], $T_{amb} = 40.8$ [°C])

2 回目のドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする．CH1 の温度が大きく振動しているのは熱電対の電氣的な接触不良のためである．ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している．

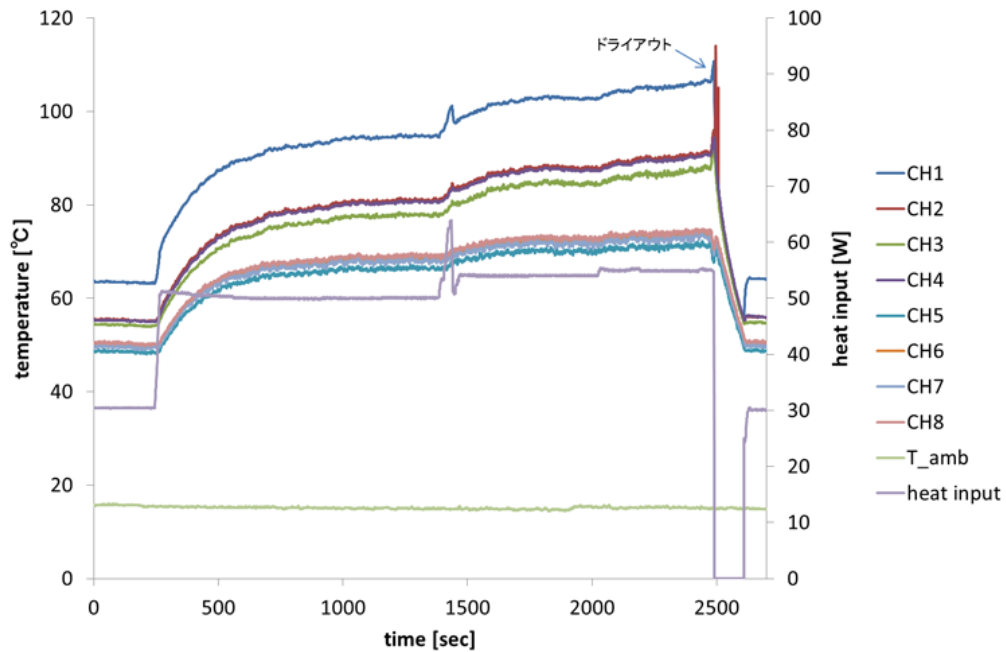


Fig.2-6 (aa) case27 の実験結果 (封入率 : 41 [wt%], $T_{amb} = 15.3$ [°C])

1500[sec]あたりで CH1 の温度が急上昇しているのは、ヒータへの入熱量を一時的に誤って過大にかけてしまったためである。ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

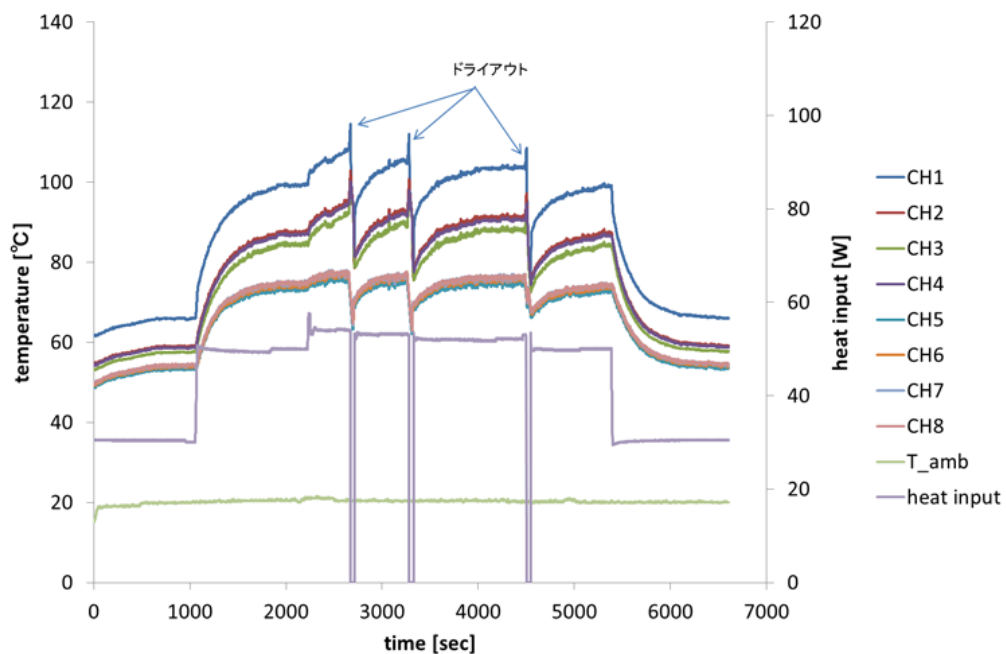


Fig.2-6 (ab) case28 の実験結果 (封入率 : 41 [wt%], $T_{amb} = 20.3$ [°C])

heat input 54 [W]条件でドライアウトが確認されたのち heat input を 1[W]ずつ下げて試験を行っている。heat input 52[W]条件時に 3 回目のドライアウトが確認された後、heat input 50[W]条件で熱平衡まで安定して動作が確認できたためこの時点を実験限界とする。

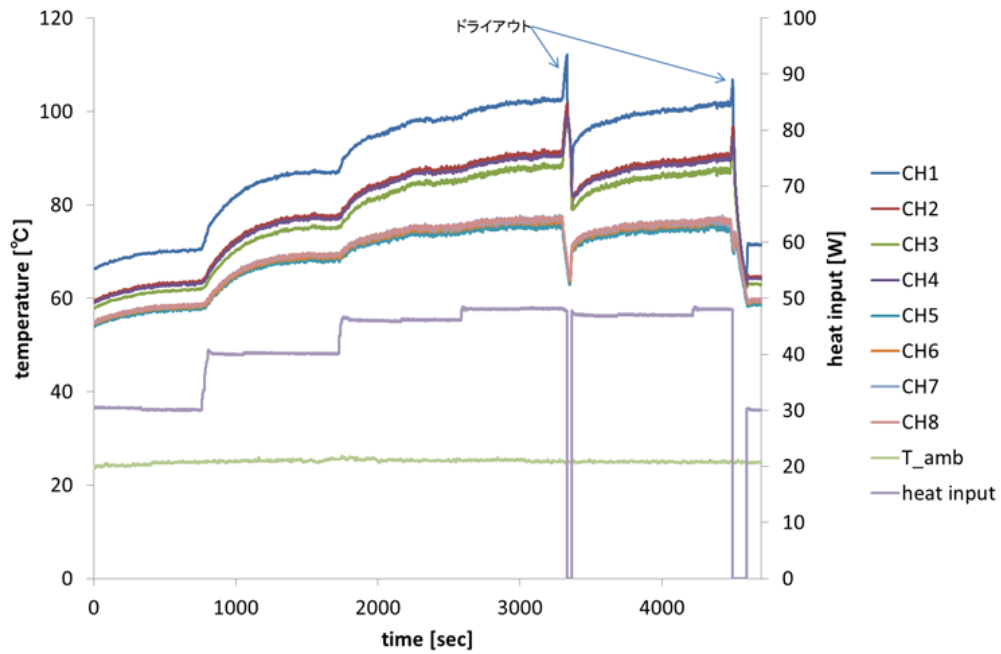


Fig.2-6 (ac) case29 の実験結果 (封入率 : 41 [wt%], $T_{amb} = 24.9$ [°C])

2 回目のドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする．ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している．

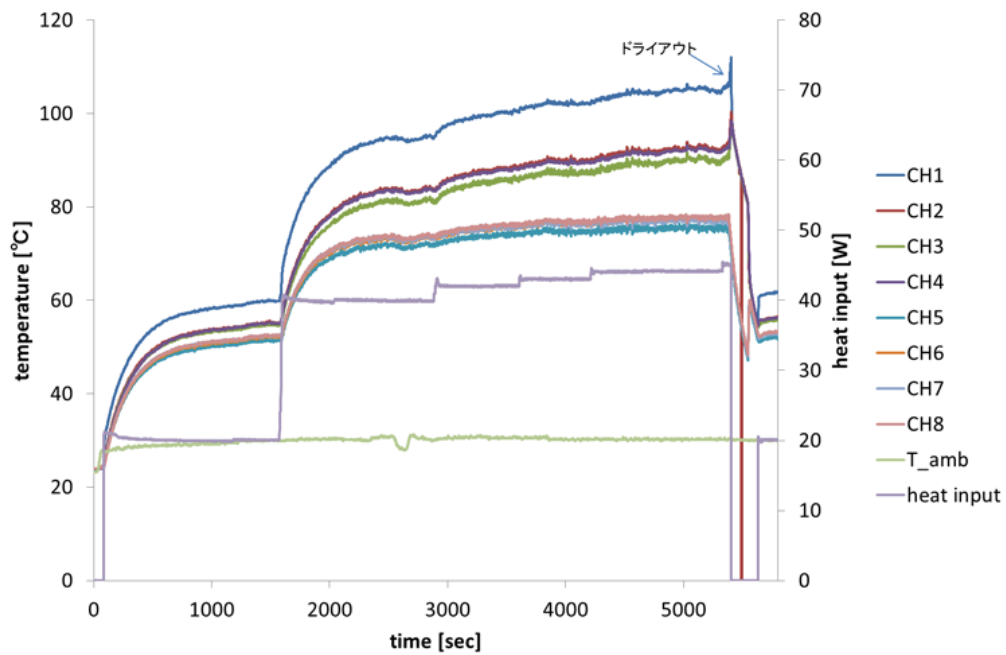


Fig.2-6 (ad) case30 の実験結果 (封入率 : 41 [wt%], $T_{amb} = 30.3$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする．ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している．

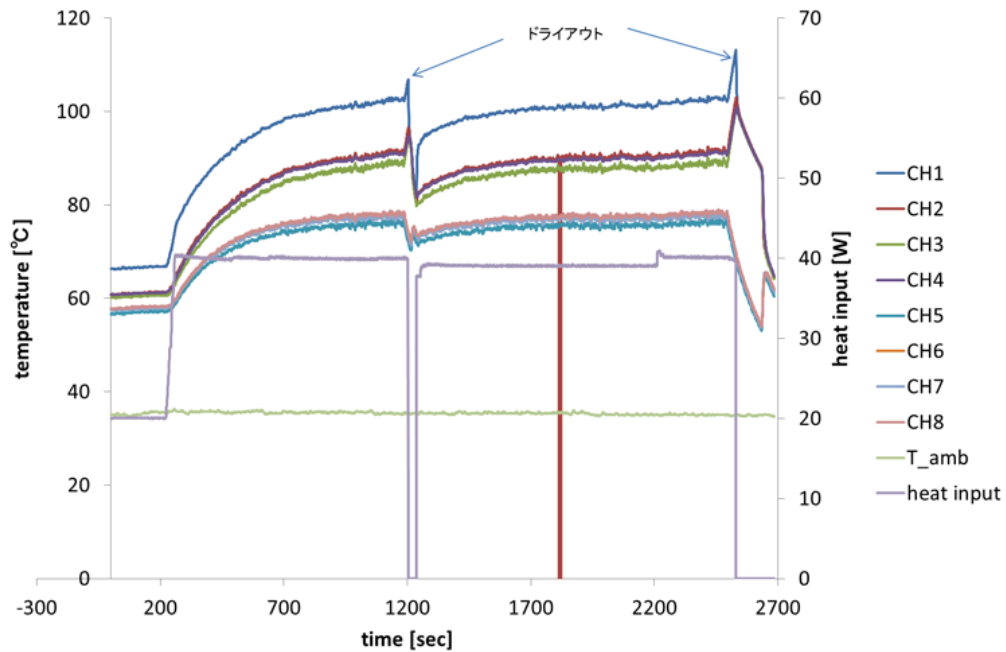


Fig.2-6 (ae) case31 の実験結果 (封入率 : 41 [wt%], $T_{amb} = 35.1$ [°C])

2 回目のドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする．ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している．1800[sec]あたりの CH2 の温度変化は熱電対の電氣的接触不良によるものである．

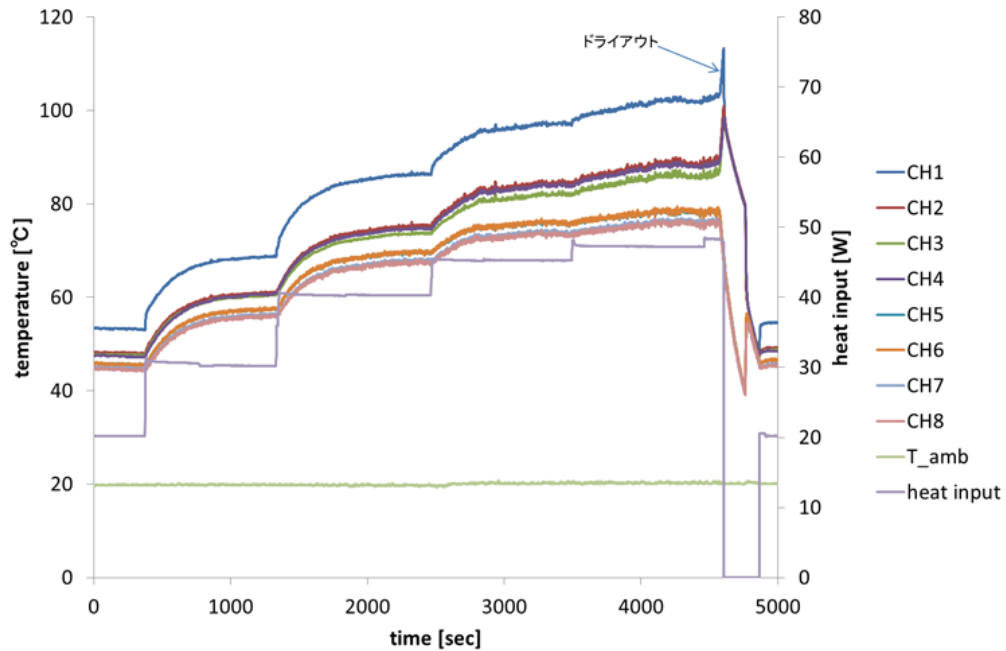


Fig.2-6 (af) case32 の実験結果 (封入率 : 39 [wt%], $T_{amb} = 20.3$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする．ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している．

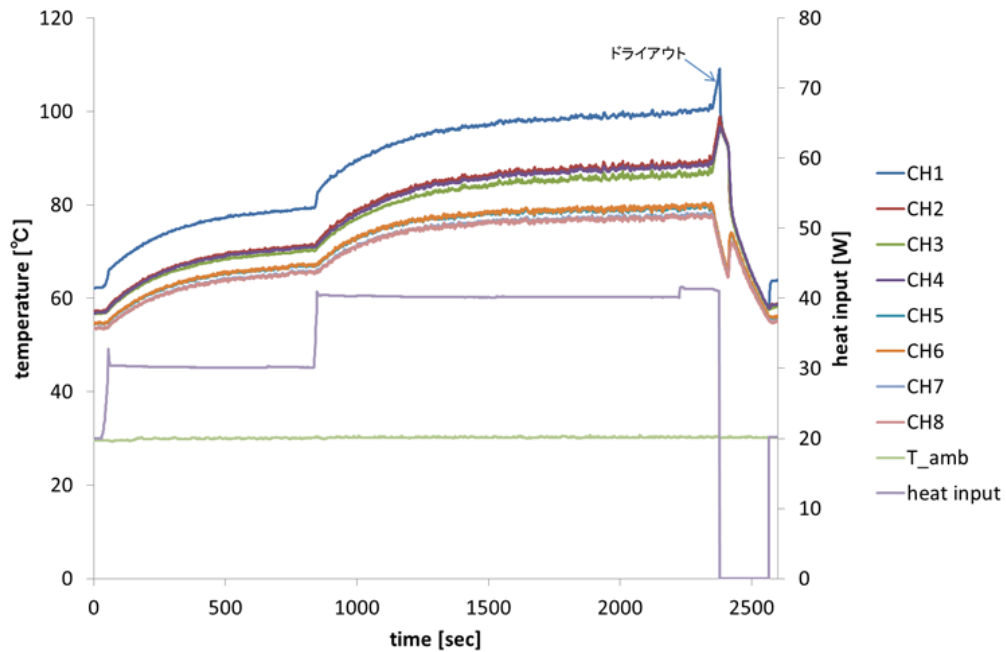


Fig.2-6 (ag) case33 の実験結果 (封入率 : 39 [wt%], $T_{amb} = 30.3$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

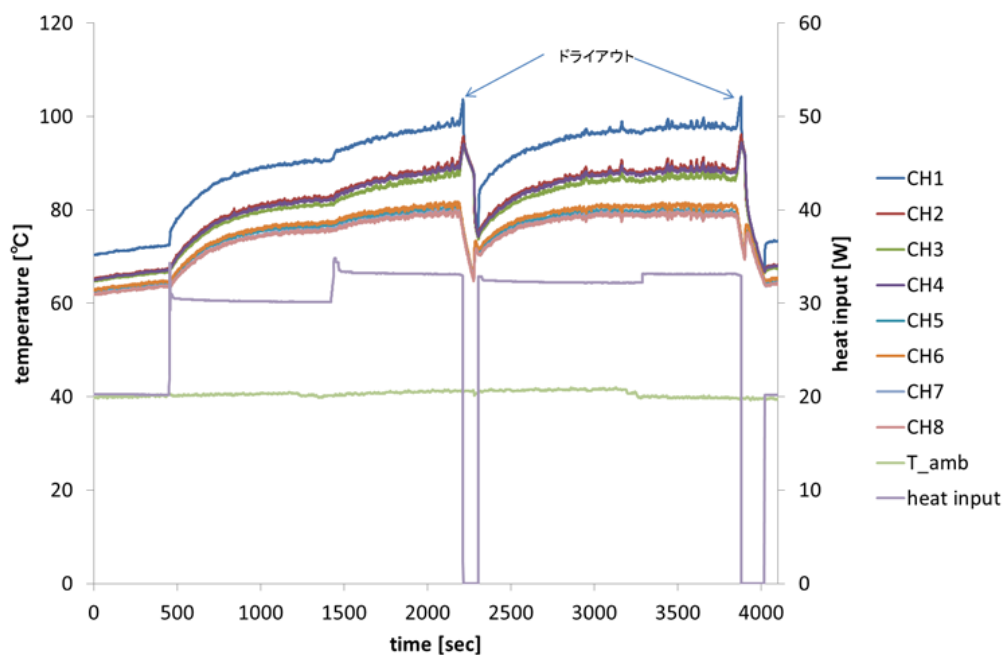


Fig.2-6 (ah) case34 の実験結果 (封入率 : 39 [wt%], $T_{amb} = 41.6$ [°C])

2 回目のドライアウト前の熱平衡状態時の 3000[sec]前後で数回、一時的なドライアウトの兆候が見られるが完全にドライアウトすることなく再び安定して動作が継続しているため、この heat input 条件時を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

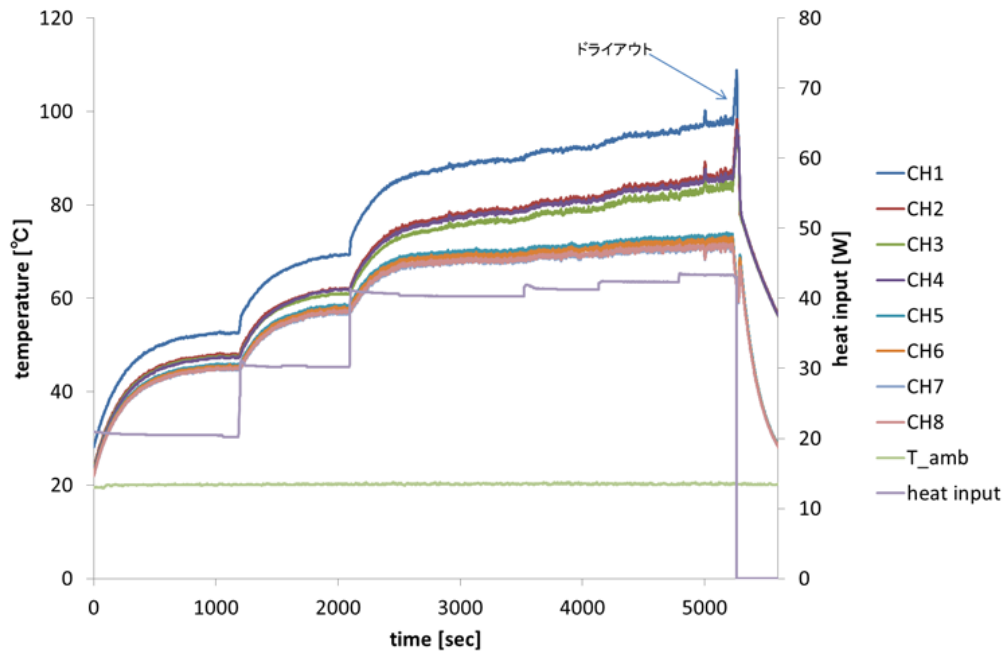


Fig.2-6 (ai) case35 の実験結果 (封入率 : 37 [wt%], $T_{amb} = 20.2$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態時の 5000[sec]あたりで一時的なドライアウトの兆候が見られるが、完全にドライアウトすることなく再び安定して動作が継続しているため、この heat input 条件時を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

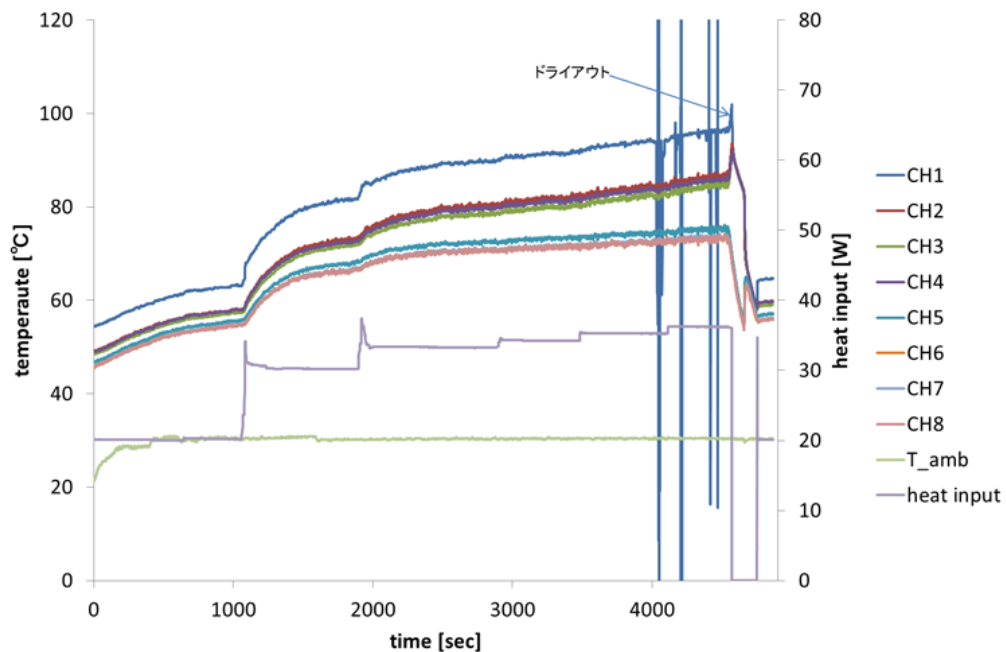


Fig.2-6 (aj) case36 の実験結果 (封入率 : 37 [wt%], $T_{amb} = 30.4$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。4000[sec]以降に CH1 の温度が大きく振動しているのは熱電対の電氣的な接触不良のためである。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

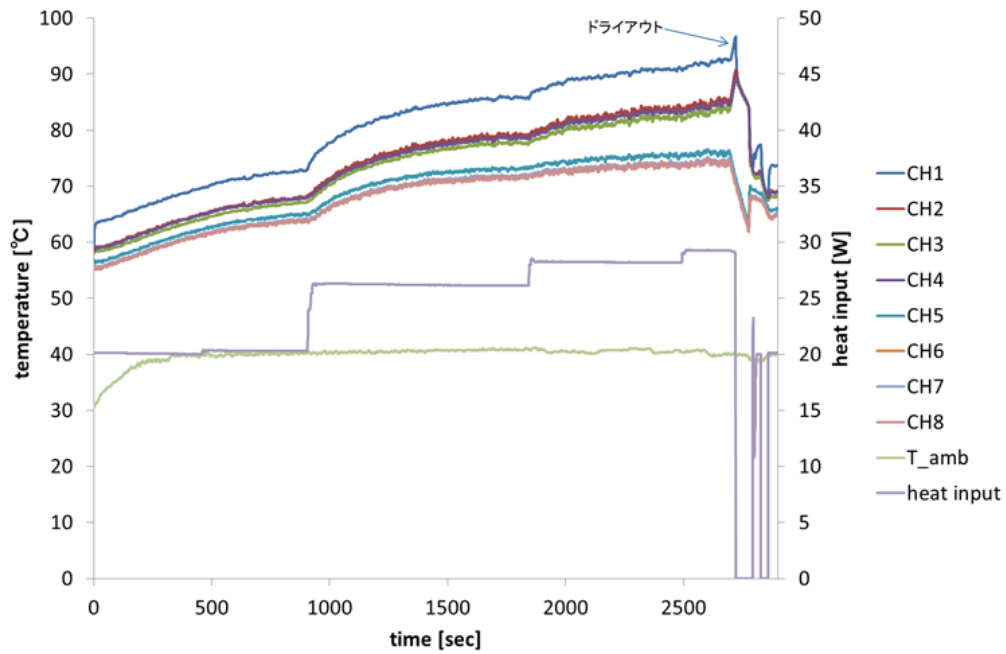


Fig.2-6 (ak) case37 の実験結果 (封入率 : 37 [wt%], $T_{amb} = 40.5$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

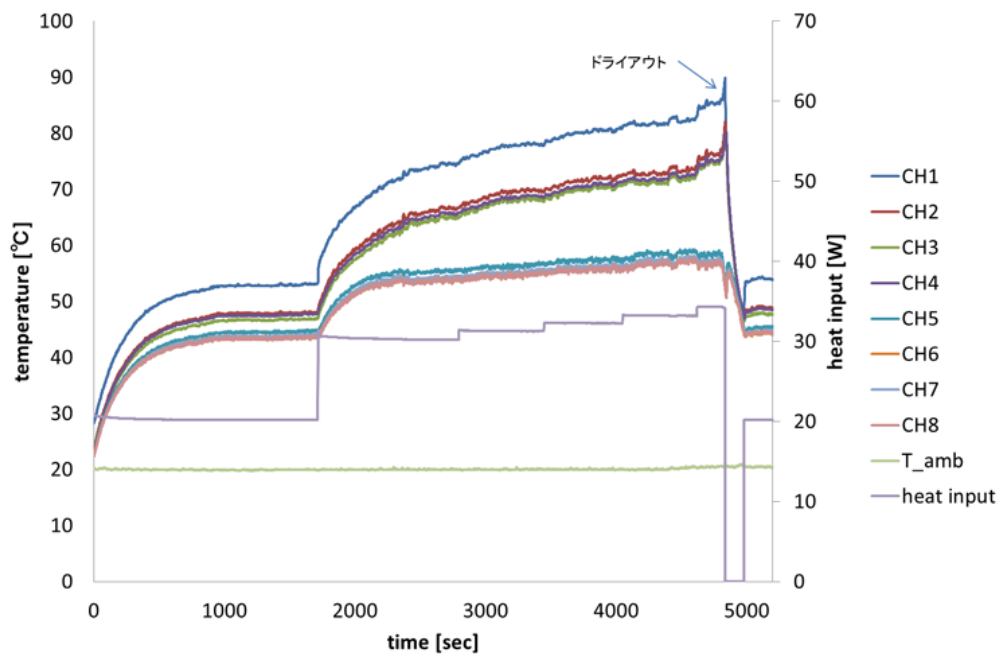


Fig.2-6 (al) case38 の実験結果 (封入率 : 33 [wt%], $T_{amb} = 20.3$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

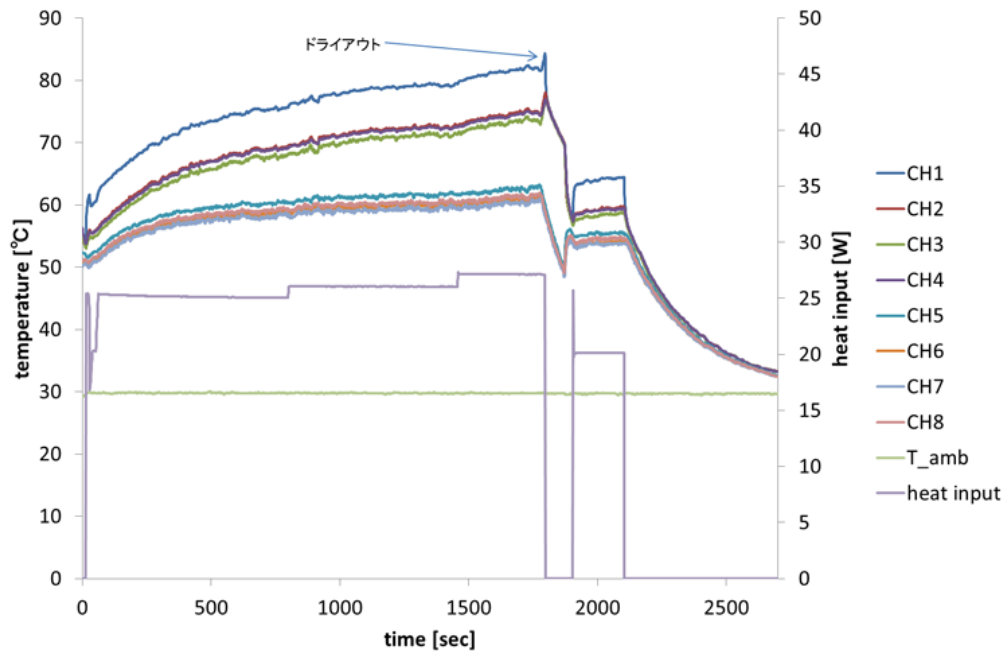


Fig.2-6 (am) case39 の実験結果 (封入率 : 33 [wt%], $T_{amb} = 29.7$ [°C])

ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

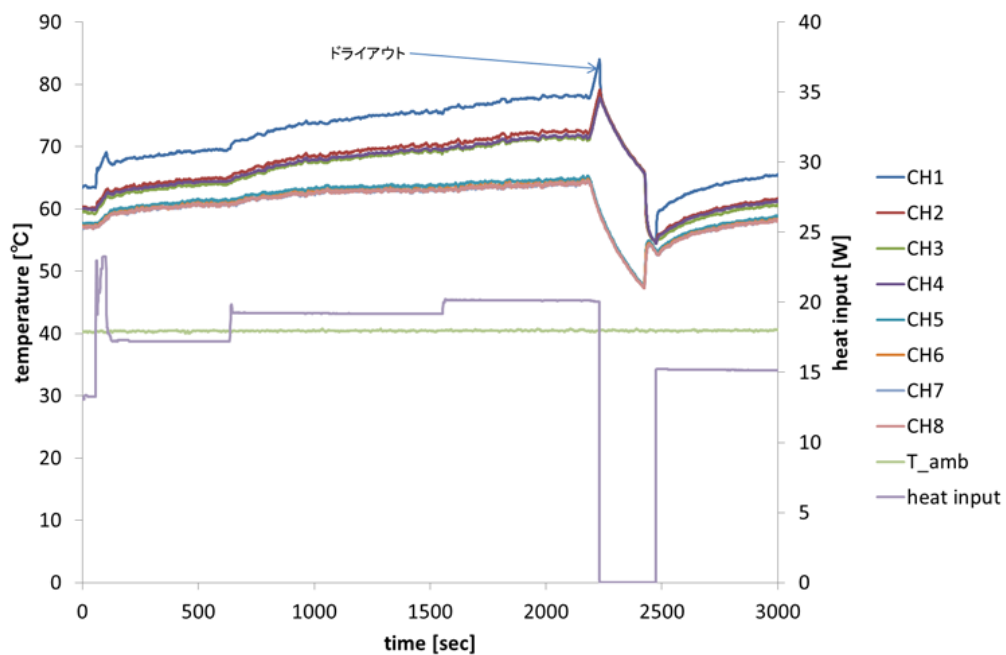


Fig.2-6 (an) case40 の実験結果 (封入率 : 33 [wt%], $T_{amb} = 40.5$ [°C])

heat input を 30[W]から 40[W]に変更する際に誤って過大な電圧をかけてしまったために一時的に heat input の値が 50[W]まで上昇している。ドライアウト前の熱平衡状態を動作限界とする。ドライアウト後ヒータをいったん off したところで OHP が再び起動している。

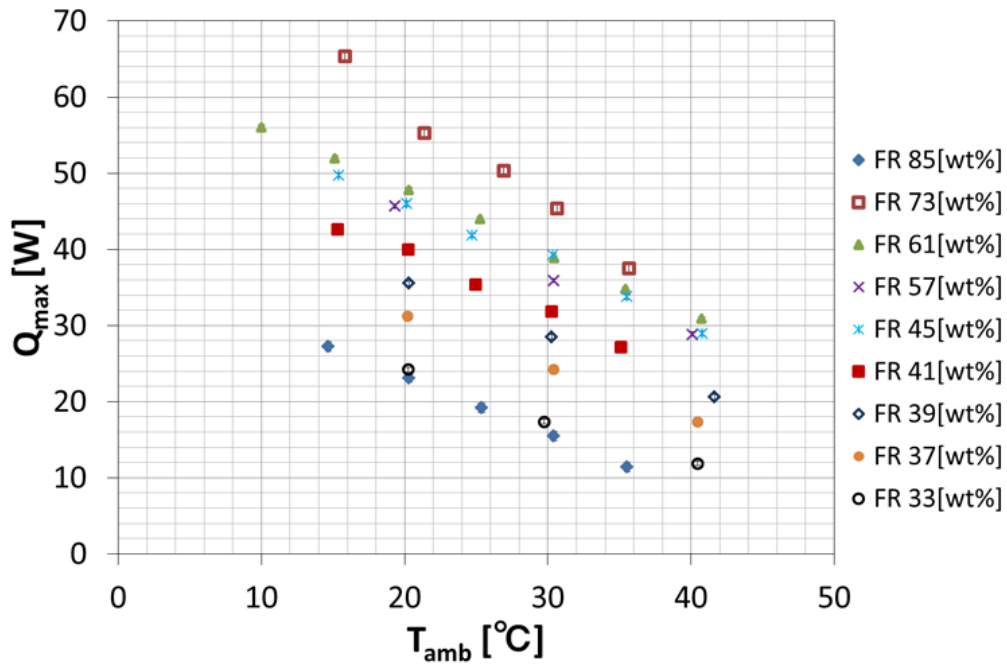


Fig.2-7 SUS OHP の動作限界時の正味の熱輸送量 Q_{net}

横軸は動作限界時の試験室雰囲気温度 T_{amb} の 2 分間の平均温度を示す．縦軸の Q_{\max} は動作限界時の正味の熱輸送量を示している．凡例の FR は封入率を示す．

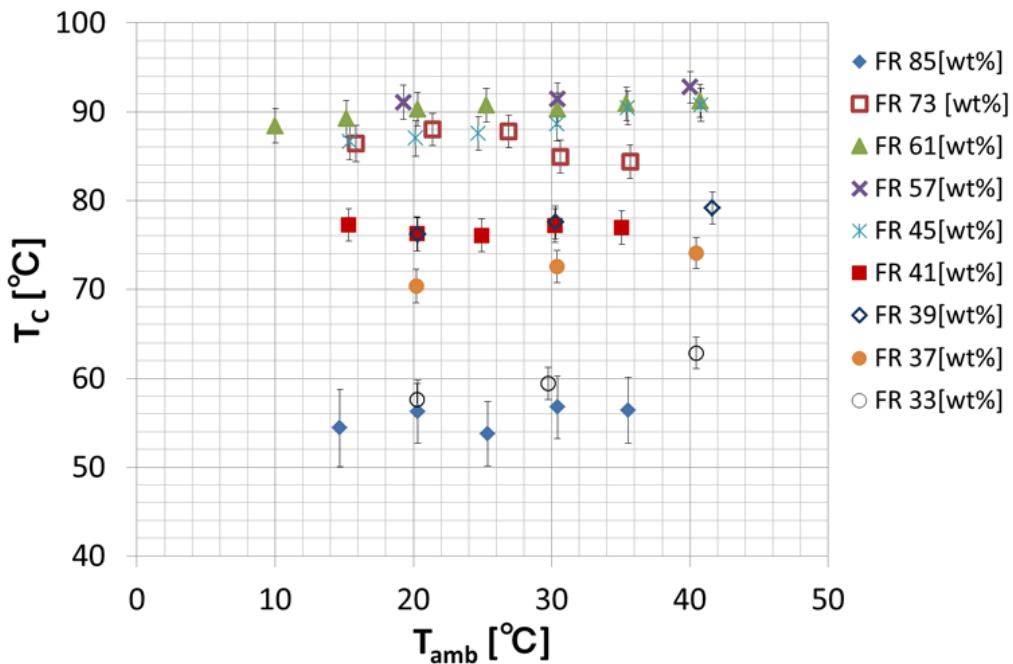


Fig.2-8 SUS OHP の動作限界時の加熱部温度 T_c

横軸は試験室雰囲気温度 T_{amb} を示す．縦軸の T_c は Fig.2-1 の熱電対 ch7 の 2 分間の平均温度をプロット (Table 2-3 に示した値) している．縦軸のエラーバーは正負両方向共に、熱電対の計測誤差、データロガーの計測誤差、2 分間の時間平均の標準偏差の合計を示している．凡例の FR は封入率を示す．

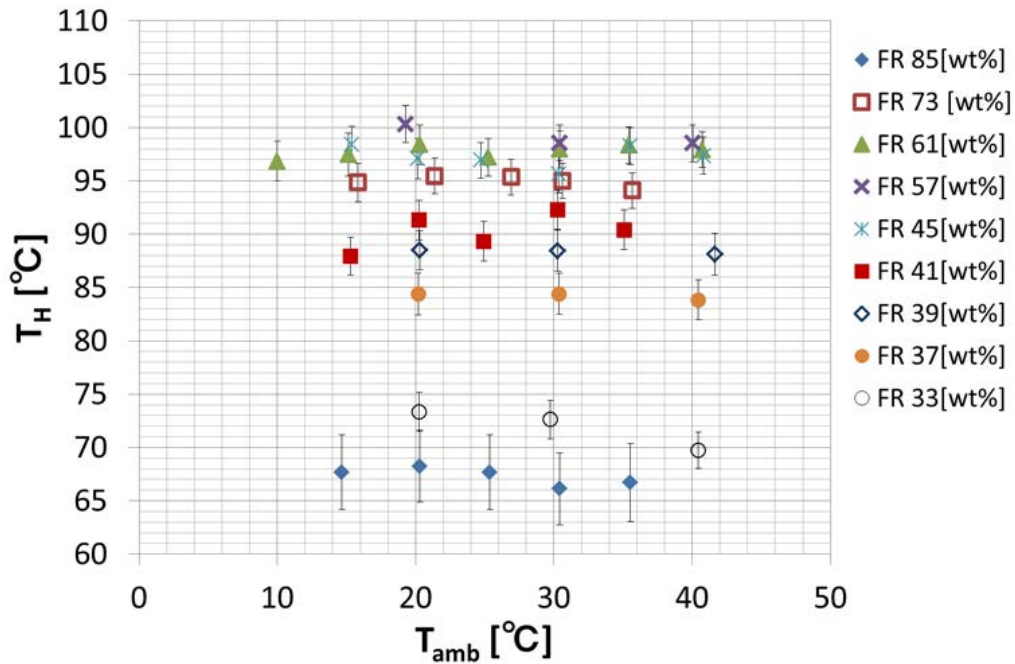


Fig.2-9 SUS OHP の動作限界時の加熱部温度 T_H

横軸は試験室雰囲気温度 T_{amb} を示す．縦軸の T_H は Fig.2-1 の熱電対 ch1 の 2 分間の平均温度をプロット (Table 2-3 に示した値) している．縦軸のエラーバーは正負両方向共に、熱電対の計測誤差、データロガーの計測誤差、2 分間の時間平均の標準偏差の合計を示している．凡例の FR は封入率を示す．

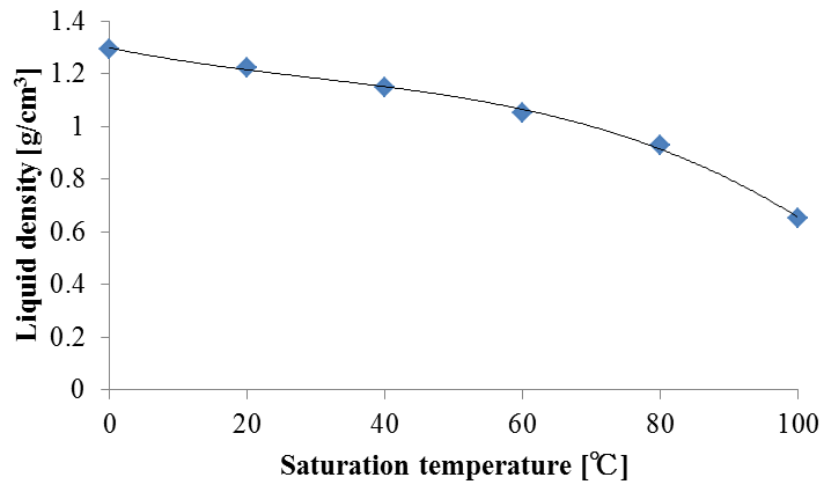


Fig.2-10 飽和状態の HFC-134a の液密度

プロットは文献値[56]を示す．曲線はプロットの多項式近似 (3 次多項式) 曲線を示す．

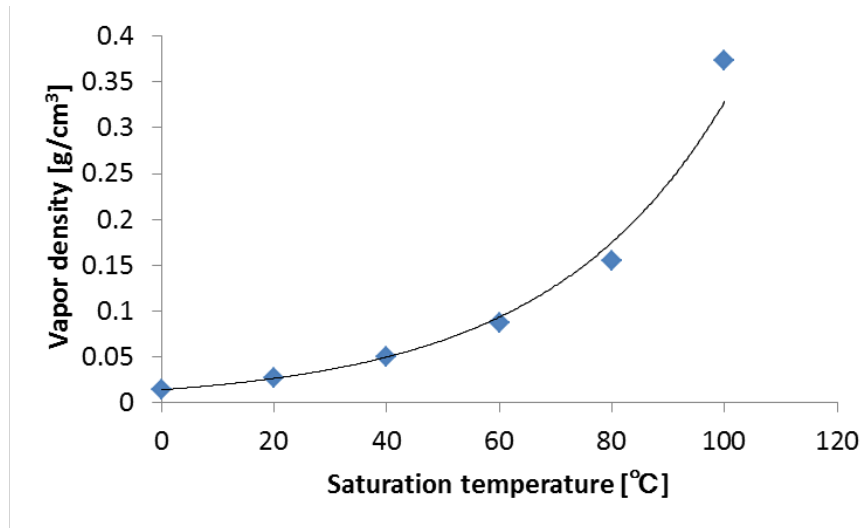


Fig.2-11 飽和状態の HFC-134a の蒸気密度
プロットは文献値[56]を示す．曲線はプロットの指数近似曲線を示す．

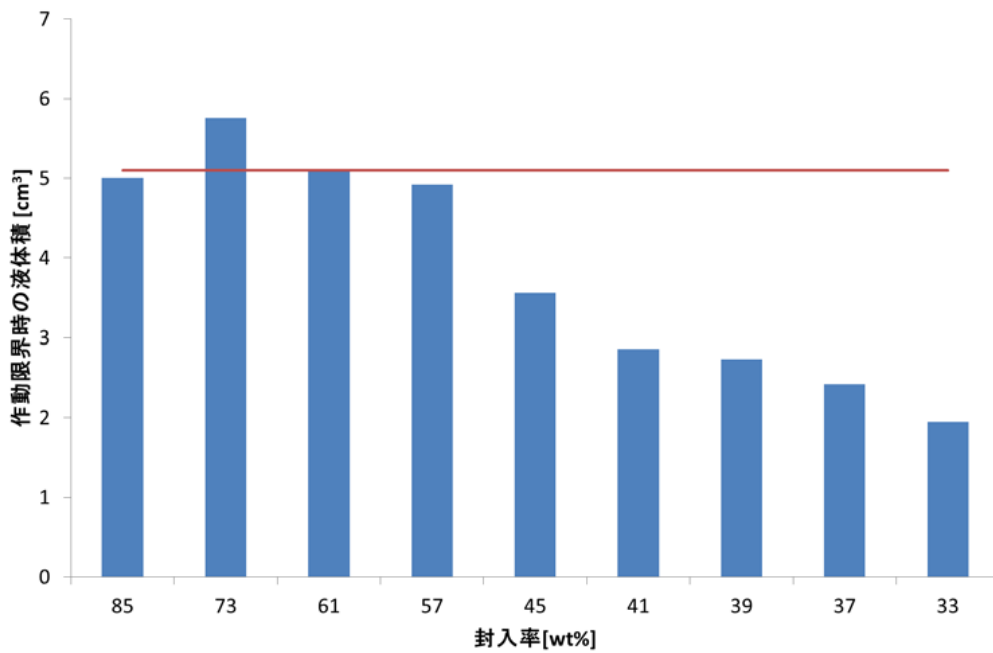


Fig.2-12 SUS OHP の動作限界時の OHP 内液体積
各封入率における恒温槽試験室内温度 $T_{amb}=20[^\circ\text{C}]$ 条件時の動作限界時の液体積を棒グラフで示す．動作限界時の液体積は，OHP 内の作動流体が一様に飽和状態にあるとし，飽和温度を Table 2-3 中の加熱部温度 T_H と冷却部温度 T_C の中間温度であると仮定して求めている．赤線は OHP の内容積 $5.1 [\text{cm}^3]$ を示している．

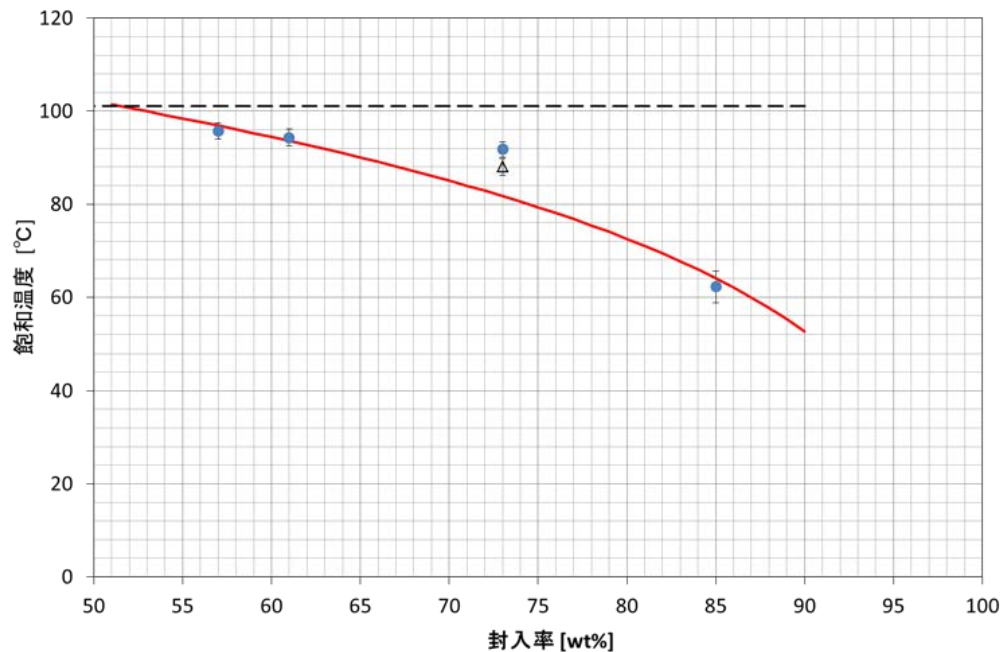


Fig.2-13 SUS OHP の各封入率における動作限界時の飽和温度

横軸は封入率，縦軸は OHP 内飽和温度を示す．封入率 50 [wt%]以上の 57, 61, 73, 85 [wt%]における $T_{amb}=20[^\circ\text{C}]$ 条件時の動作限界時の飽和温度を，Table 2-3 中の加熱部温度 T_H と冷却部温度 T_C の中間温度であると仮定し求めた飽和温度を青丸でプロットしている．白抜き三角△は，封入率 73[wt%]時の Table2-3 中の冷却部温度 T_C を示している．縦軸のエラーバーは Fig.2-9 と同様に，正負両方向共に，熱電対の計測誤差，データロガーの計測誤差，2 分間の時間平均の標準偏差の合計から求められた T_H と T_C の誤差から，誤差の伝搬式を用いて求めた値を示している．赤色の実線は各封入率において OHP 内が全て液で満たされた（液体積が OHP 内全体積に等しい）と仮定して計算した場合の飽和温度を示している．黒色の点線は作動流体である HFC-134a の臨界温度 101.1[°C]を示している．

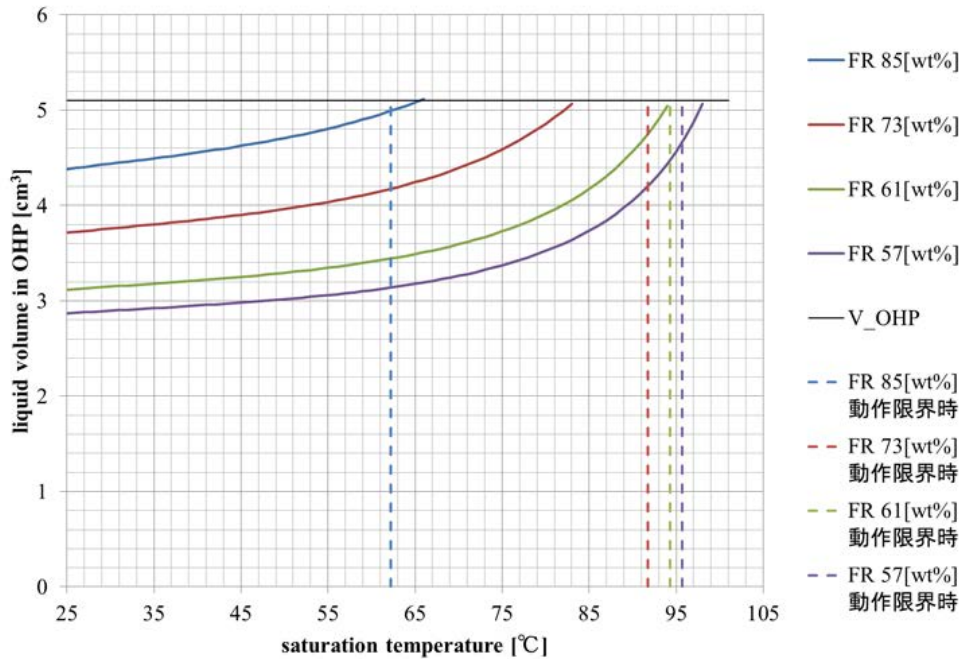


Fig.2-14 SUS OHP の各封入率における飽和温度に対する液体積 (封入率 57 [wt%]以上)
 横軸は OHP 内飽和温度 [°C], 縦軸は OHP 内液体積[cm³]を示す. 各飽和温度における液体積を,
 封入率 50 [wt%]以上の 57, 61, 73, 85 [wt%]時の作動流体質量と, HFC-134a の飽和状態の液密
 度, 蒸気密度から計算で求めている. 黒色の実線(V_OHP) は SUS OHP の全内容積である 5.1
 [cm³]を示している. 破線は, 実験で得られた各封入率の $T_{amb}=20[°C]$ 条件時の動作限界時の飽和
 温度として式(2-13)から求めた温度を示している.

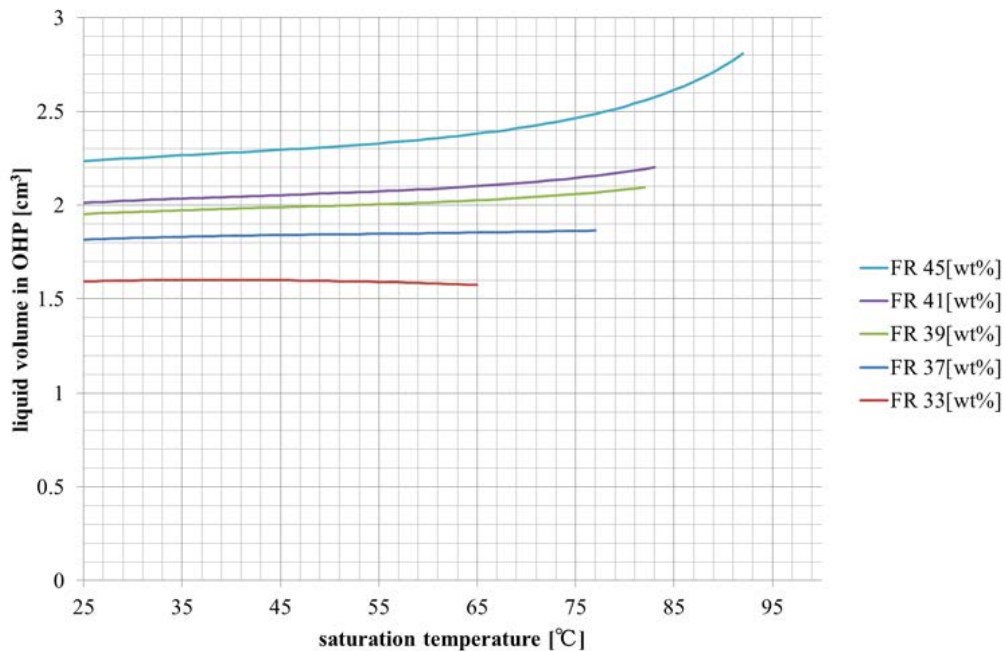


Fig.2-15 SUS OHP の各封入率における飽和温度に対する液体積(封入率 45 [wt%]以下)
 横軸は OHP 内飽和温度 [°C], 縦軸は OHP 内液体積[cm³]を示す. 各飽和温度における液体積を,
 封入率 50 [wt%]以下の 45, 41, 39, 37, 33 [wt%]時の作動流体質量と, HFC-134a の飽和状態の
 液密度, 蒸気密度から計算で求めている. 室温から実験で得られた各封入率の $T_{amb}=20[°C]$ 条件
 時の動作限界時の飽和温度に至るまでの液体積を表示している.

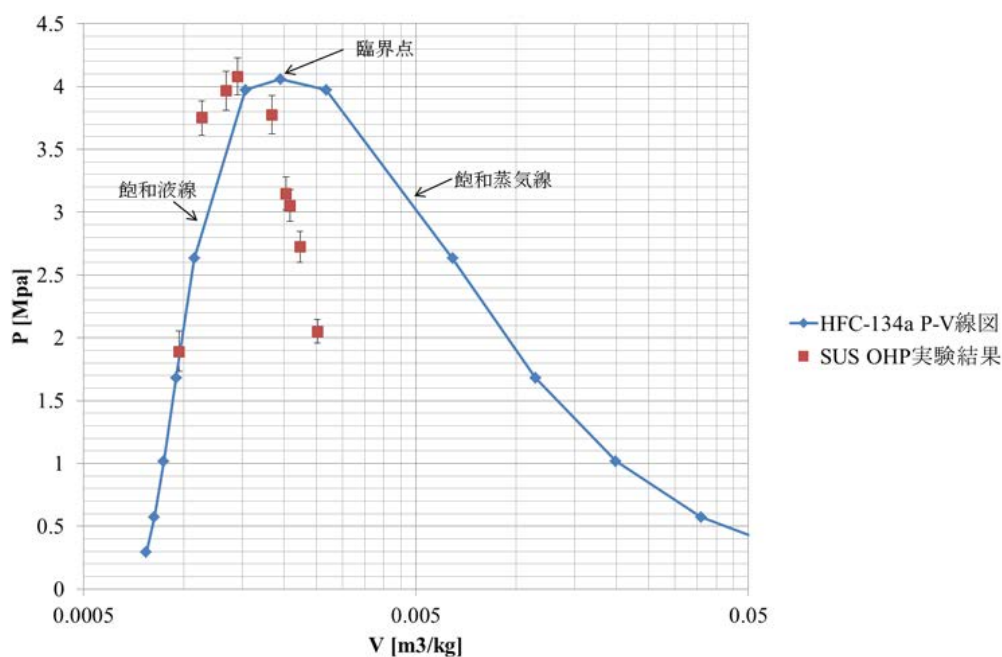


Fig.2-16 飽和状態の HFC-134a の P-V 線図と SUS OHP の動作限界時の飽和蒸気圧
 横軸は比体積, 縦軸は圧力を示す. プロットは $T_{amb}=20[^\circ\text{C}]$ における SUS OHP の各封入率時の動作限界時の飽和温度から求めた飽和蒸気圧を示す. 比体積は, SUS OHP に封入されている作動流体質量を SUS OHP 内容積で割って求めている. 飽和温度は式(2-13)により求めた断熱部温度としている. 縦軸のエラーバーは, Fig. 2-13 で示した温度の誤差を蒸気圧に変換した値を示す.
 実線は SUS OHP の作動流体である HFC-134a の飽和状態の P-V 線図を示す[56].

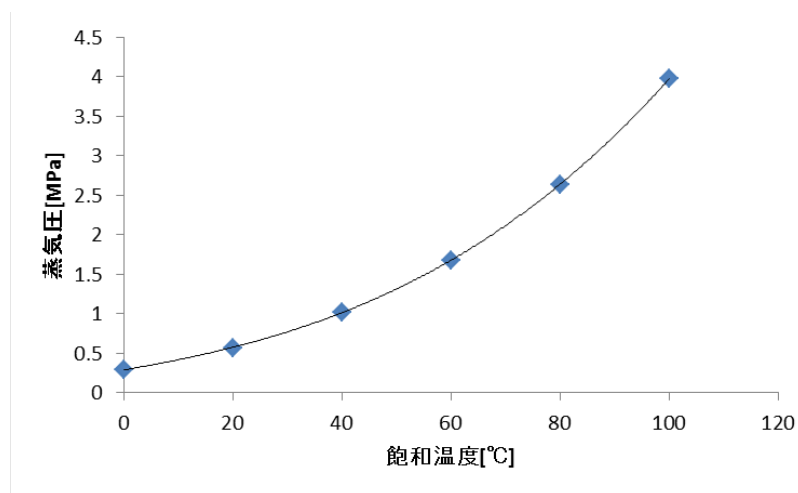


Fig.2-17 HFC-134a の飽和蒸気圧曲線
 プロットは文献値[56]を示す. 曲線はプロットの多項式近似 (3 次多項式) 曲線を示す.

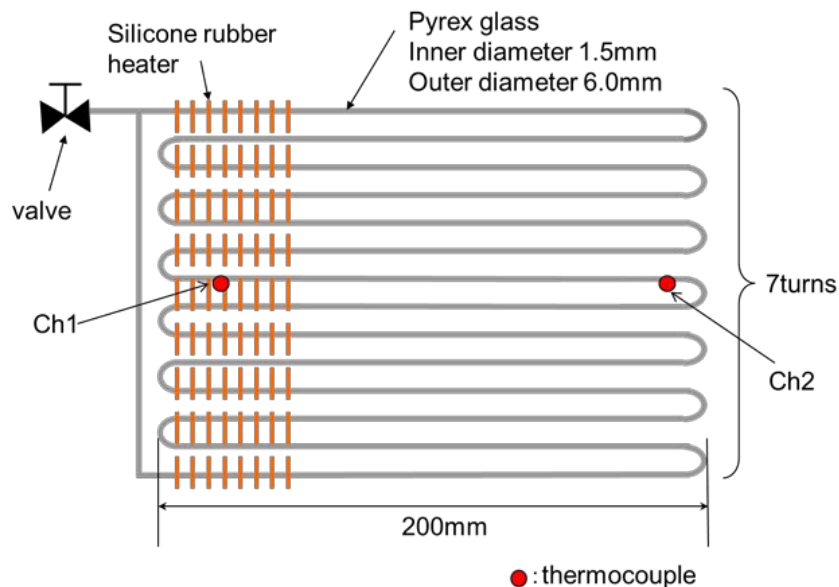


Fig. 2-18 ガラス OHP の概略図
ch1,2 はデータロガー上の熱電対のチャンネル番号を示す.

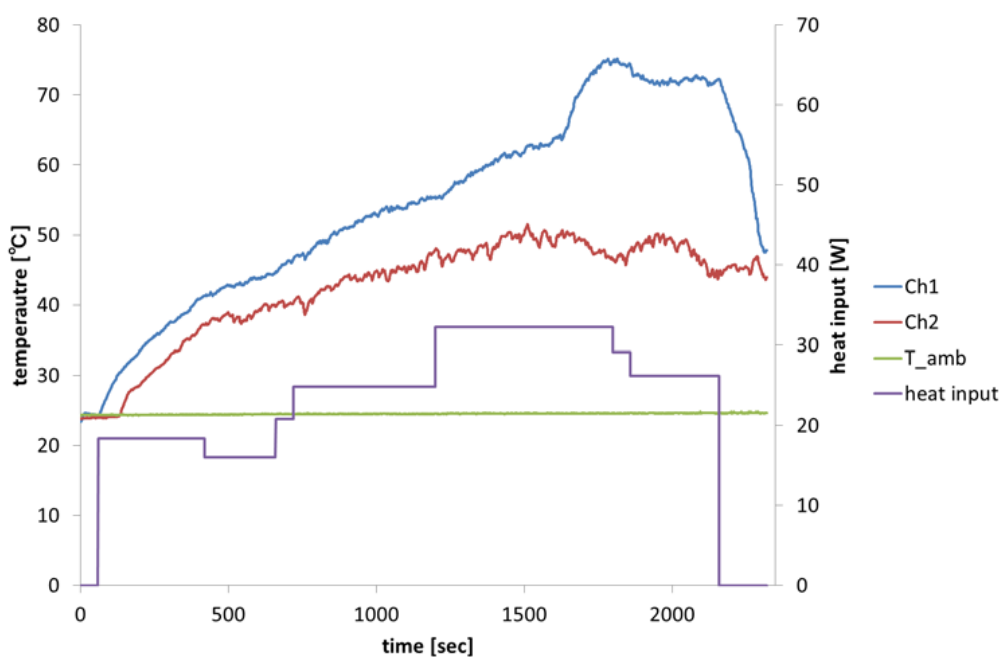


Fig. 2-19(a) ガラス OHP の実験結果 (FR = 85[wt%])
Ch1,2 は Fig.2-14 に示した熱電対で測定した温度を示す(以下の(b), (c)でも同様). ヒータ発熱量 32.4[W]の途中までは Ch1(加熱部温度), Ch2(冷却部温度)共に熱負荷上昇と共に上昇しているが, 32.4[W]の途中から Ch1 の急激な上昇と Ch2 の低下が見られ, ドライアウトが起きている. ドライアウトが起きたため熱負荷を減少させている.

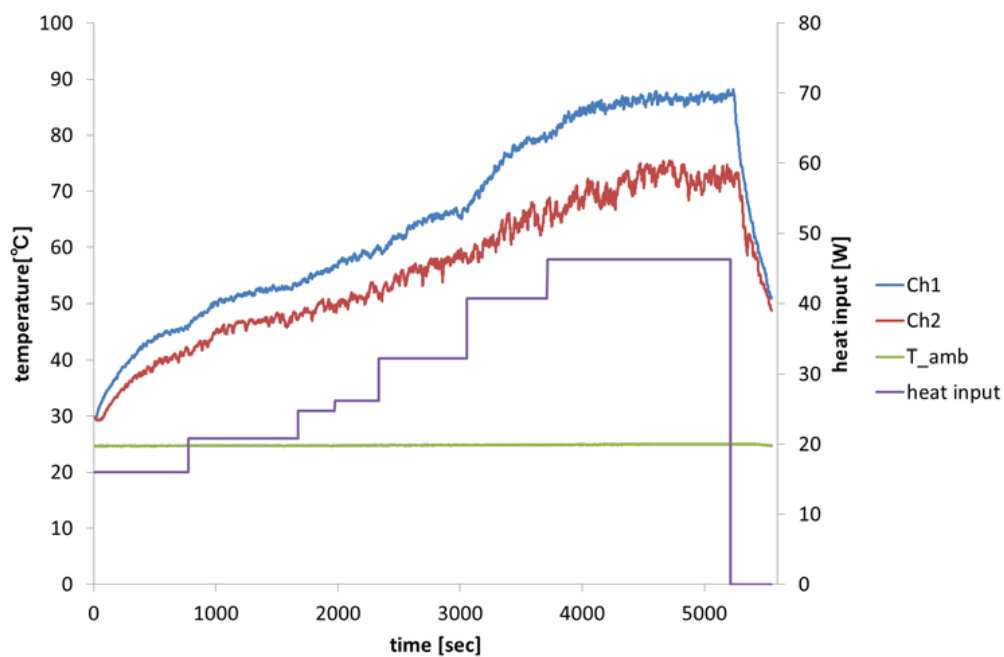


Fig. 2-19(b) ガラス OHP の実験結果 (FR = 60[wt%])
熱負荷 46.2[W]で Ch1 の温度が 85 [°C]に到達したため熱負荷を減少させている.

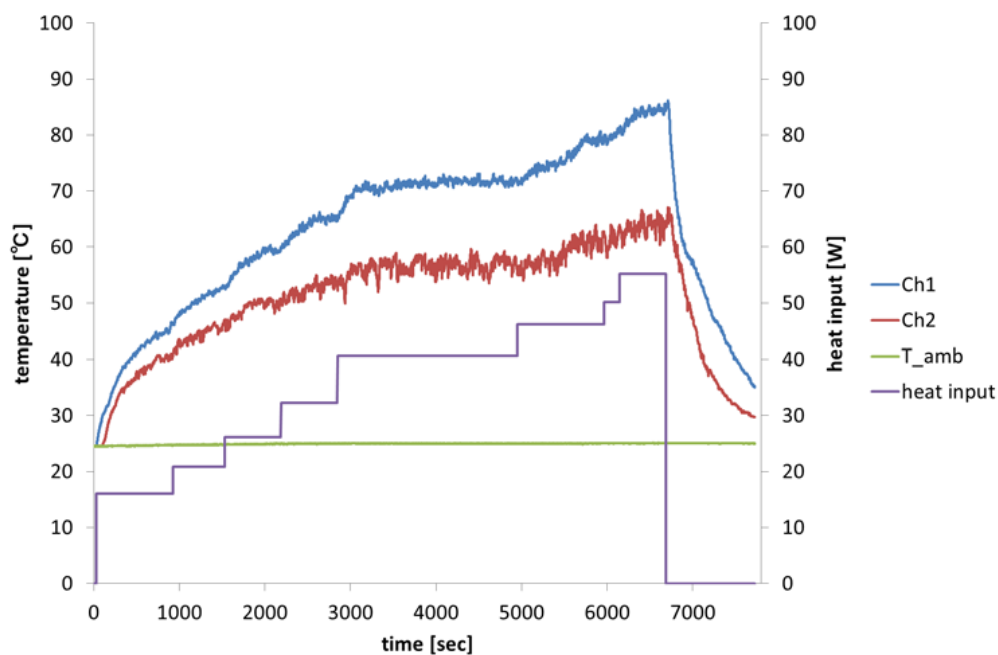


Fig. 2-19(c) ガラス OHP の実験結果 (FR = 39[wt%])
熱負荷 55.2[W]で Ch1 の温度が 85 [°C]に到達したため熱負荷を減少させている.



(a) 熱負荷 16.0 [W]



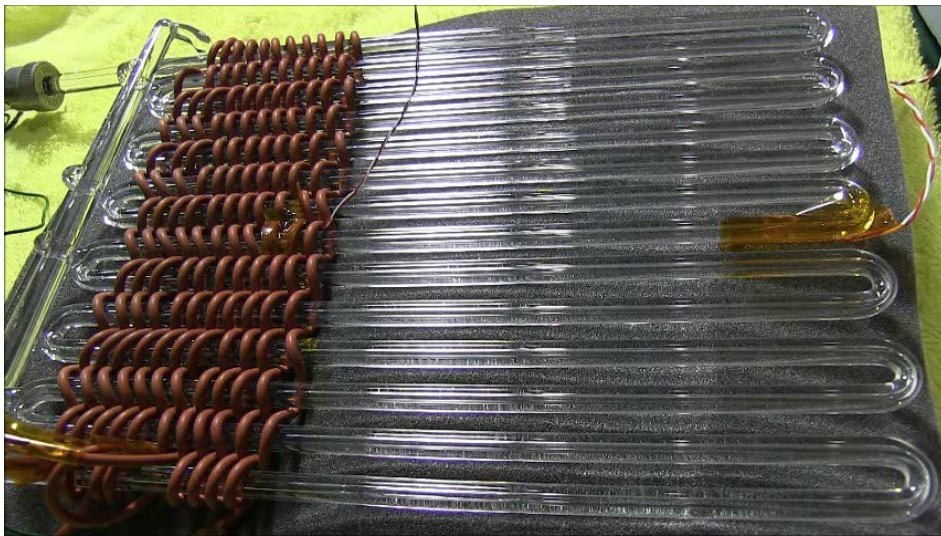
(b) 熱負荷 32.4 [W]

Fig. 2-20 可視化実験結果 (FR = 85[wt%])

(a)は加熱部への熱負荷が 16.0 [W]とときの写真, (b)は熱負荷を 32.4 [W]まで増加させたときの写真である. (a)は熱平衡状態時に, (b)はドライアウトが見られた直後に撮影している. (a)では OHP 内に液スラグとともに蒸気プラグが見られるが, (b)では OHP 内のほぼ全てが液スラグで満たされている.



(a) 熱負荷 16.0 [W]



(b) 熱負荷 55.2 [W]

Fig. 2-21 可視化実験結果 (FR = 39[wt%])

(a)は加熱部への熱負荷が 16.0 [W]とときの写真, (b)は熱負荷を 32.4 [W]まで増加させたときの写真である. (a), (b)共に熱平衡状態時に撮影している. (a)では OHP 内に液スラグとともに蒸気プラグが見られるが, (b)では OHP の両端の管にわずかに液スラグが存在するのみで, ほぼ蒸気プラグとなっている.

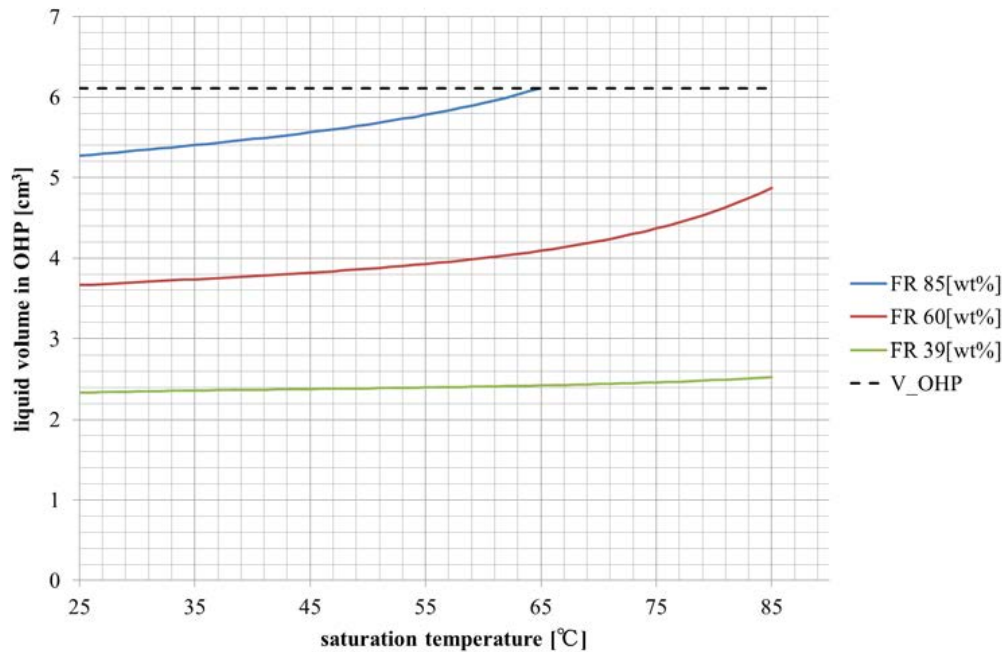


Fig.2-22 ガラス OHP の各封入率における飽和温度に対する液体積
 横軸は OHP 内飽和温度 [°C]，縦軸は OHP 内液体積[cm³]を示す．各飽和温度における液体積を各封入率の作動流体質量と HFC-134a の飽和状態の液密度，蒸気密度から計算で求めている．黒い破線はガラス OHP の内容積 6.11 [cm³]を示す．いずれも飽和温度 25[°C]以上における液体積を示している．封入率 85 [wt%] 時は液体積がガラス OHP 内容積に到達するまでの液体積を示す．封入率 60, 39 [wt%]時は実験中の加熱部最高温度である 85 [°C]までの液体積を示す．

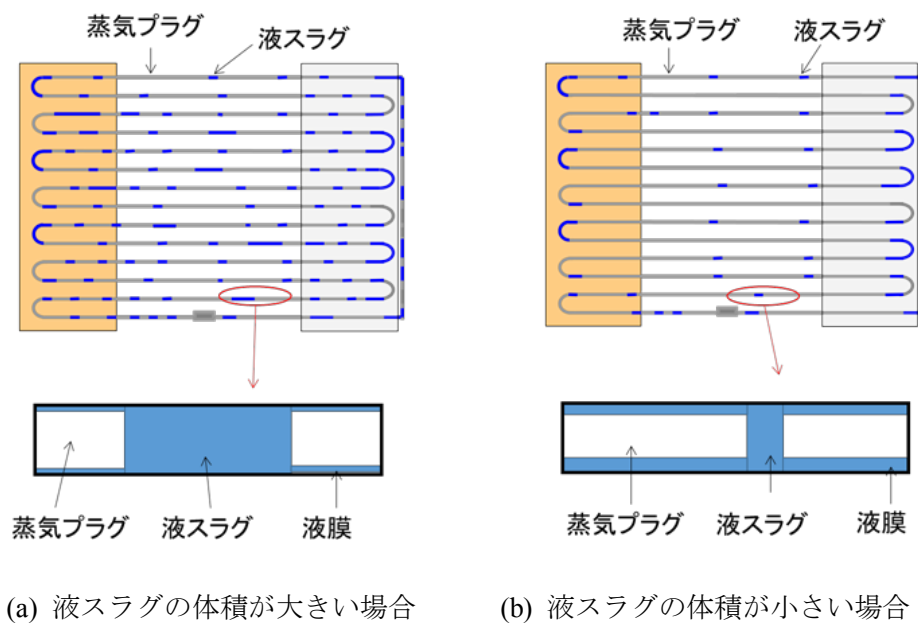


Fig.2-23 低封入率 OHP の液スラグ体積と液膜体積の変化の模式図
 (a), (b)共に下図は OHP の配管の一部を抜き出して表している．液体積が一定の状態では液スラグの体積が大きい場合(a)，小さい場合(b)を示す．液膜の体積は(a)の方が小さく，(b)の方が大きくなる．

第3章 リザーバによる温度制御機能

3.1 序論

第1章で述べたように、可変コンダクタンス性を有したヒートパイプは熱負荷に応じて熱コンダクタンスが自律的に変化し、また小さいリソースでヒートパイプの動作温度を制御することが可能なため、特にリソースの限られた宇宙機にとっては大変有効な熱制御デバイスである。それに関わらず、これまで OHP の研究は固定コンダクタンスの FC-OHP についての研究が中心で可変コンダクタンス型の OHP(VC-OHP)の研究は行われた例が無い。本研究では、FC-OHP にリザーバ(液溜め)を取り付けることで OHP に可変コンダクタンス性を持たせることを提案する。リザーバ付き OHP は、リザーバの温度を制御することで OHP の動作温度を能動的に制御することが期待される。つまり、リザーバ温度一定の条件下では OHP の加熱部への熱入力条件や冷却部の条件が変化しても OHP の動作温度は一定に保たれる。本章では、まず、リザーバを OHP に付けることで OHP が VC-OHP として機能すること、リザーバの温度で OHP の動作温度が制御できることを世界で初めて実証することを目的とする。実証実験は大気圧環境下で行うだけでなく、将来の宇宙機への適用を考えて熱真空環境下でも行う。放熱や温度条件上の制約からリザーバ温度を変化させた試験を行いにくい常温大気圧環境下試験ではリザーバの温度は 1 条件でのみ実施し、温度環境に余裕のある熱真空試験にてリザーバ温度を変化させた試験と冷却部の条件を変化させた試験を行い、リザーバ付き OHP の温度制御機能の実証を行う。そのうえでリザーバがどのように働くことで OHP が VC-OHP として機能し、また温度制御が行われるのかのメカニズムを調べる。

既述のように本研究ではリザーバ付き OHP を宇宙機に適用することを最終的に目指す。リザーバに期待する役割は液溜めであるが、微小重力状態の宇宙ではリザーバ内の気液分布状態は地上とは異なると考えられるため、リザーバ内の気液分布状態がどのように VC-OHP に影響するかを調べる必要がある。また、実機に適用するにあたっては動作限界を明らかにすることも重要である。第2章の FC-OHP の動作限界についての研究結果から、FC-OHP 内に封入されている作動流体の液体積が動作限界に大きく影響していることがわかった。リザーバをつけることで OHP 内の液量を調整することが可能になるため、リザーバ付き OHP の動作限界は OHP 内の液体積で制約されなくなることが期待される。リザーバ付き OHP は FC-OHP とは異なるメカニズムで動作限界を迎えると考えられるが、その動作限界について明らかにすることも本章での目的である。

3.2 リザーバ付き OHP の動作とリザーバ内気液分布の影響

3.2.1 実験概要

2章の実験で用いた SUS OHP にリザーバを取り付け、リザーバをヒータで一定温度に保つことで熱入力量を変化させても OHP の動作温度が一定に保たれるかを実証する。また、リザーバ無しの場合と有りの場合の両方の実験を行い、熱入力量に対する熱コンダクタンスの変化を比較

し、リザーバ付き OHP が可変コンダクタンス性を有していることを示すことを目的とする。

リザーバには OHP 内の液量を調整する役割が期待される。地上では重力の効果でリザーバから OHP に液が供給されるようにリザーバを設置することができるが、微小重力環境の宇宙ではリザーバ内の気液分布は地上と同じではないと考えられ、重力効果による液の供給は期待できない。微小重力環境下におけるリザーバ内の気液分布を地上で模擬することは難しいため、OHP に対する方向を変えてリザーバを設置することでリザーバ内の気液分布がリザーバ付き OHP の温度制御機能に及ぼす影響を評価する。

3.2.2 実験装置

実験装置は、リザーバと OHP から構成される。実験装置概観を Fig. 3-1 に、外観を Fig.3-2 に示す。OHP は 2.2 節の実験に使用したのと同じもので、作動流体も 2.2 節と同じく HFC-134a を使用した。OHP の外観を Fig. 3-3 に示す。リザーバには容積 50 [ml] のステンレス鋼製タンクを用いた。ステンレス製タンクの厚みは 1.7 [mm] で、長さは 158.8 [mm]、外径は 25.4 [mm] である。OHP とリザーバ間は内径 1 [mm] 長さ 600 [mm] のテフロンチューブで接続されている。ステンレス製タンクとテフロンチューブは外径が異なるため、Fig. 3-2(b) に示すようにステンレス製の Swagelok® 継手及び銅配管をその間に入れて接続している。リザーバ内の気液分布が VC-OHP に与える影響を調べるために、リザーバは Fig.3-4 に示すように次の 3 通りの方向で設置した：1) テフロンチューブ接続口が鉛直下向きになる方向 2) 1) を 90 度回転し、リザーバの長手方向が水平になる方向 3) 2) をさらに 90 度回転し、テフロンチューブ接続口が鉛直上向きになる方向。リザーバは Fig.3-2 に示すようにスタンド台に取り付けたクランプで挟んで固定した。

OHP の加熱部のアルミニウム板下面には大きさ 100 [mm] × 70 [mm]、抵抗値 130 [Ω] で発熱密度 1[W/cm²] の坂口電熱製シリコンラバーヒータ SAM0710 が室温硬化性接着剤で取り付けられている。ヒータには電圧を印加するために松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3 を接続している。直流電源の電圧変動率は 0.12 [V] である。シリコンラバーヒータの下面及び加熱部アルミニウム板の上面には断熱材（ベークライト）が取り付けられ、加熱部全体はクランプで挟み込まれている。断熱材とシリコンラバーヒータ及びアルミニウム板の間には接着剤は使用していない。また、冷却部アルミニウム板上面には、Fig.3-5 に示す大きさ 100 [mm] × 85 [mm] の冷却用ブロックが取り付けられており、ブロック内を一定温度の冷媒（エチレングリコール）が流れることによって冷却が行われる。冷却ブロックは流路（溝）を彫ったアルミニウムのブロックにアルミニウムの板をエポキシ系接着剤でとめたもので、流路の出口と入口部分には銅のパイプが差し込まれている。銅パイプの差し込み部分は、冷媒が漏れないようにエポキシ系接着剤でシールされている。冷媒は、低温恒温水槽 TRL-35F で一定温度に保たれ、2500 [rpm] のモータが付いた循環ポンプにより冷却ブロック内を循環する。TRL-35F は冷媒を -35 [°C] から 50 [°C] までの範囲で温度安定度 ±0.05 [°C] 以内に保つ。冷媒の温度調節方式は PID 制御方式である。OHP 全体は、断熱材（ロックウール）で覆われている。

リザーバの周囲には温度制御用のワイヤ状のシリコンゴムヒータがステンレス製タンク全体にわたって巻きつけられている。シリコンゴムヒータは線径 2~3 [mm]、長さ 1 [m]、抵抗 625 [Ω] である。周囲大気との断熱のため、リザーバ全体をスポンジで全体を覆った上にアルミテープを貼り巡らせてある。Fig. 3-2(b) に示すように、ヒータと断熱材を取り付けているのはリザーバとなるステンレス製タンクのみで、ステンレス製タンクの上下に接続されている金属製の Swagelok® 継手やバルブ、銅配管にはヒータ及断熱材は取り付けられていない。

リザーバ及び OHP の加熱部、冷却部、断熱部各部には Fig. 3-1 に示す位置に温度計測用の熱電対が OHP とリザーバ合わせて計 27 点取り付けられている。冷却ブロックに接続されている銅製の冷媒配管の入り口側と出口側の温度も測定している。熱電対は 1 点を除き線径 0.1 [mm] の T 型熱電対である。リザーバのヒータと熱電対（Fig.3-1 中の T_E ）は坂口電熱製交流温度制御器 SBX-303 に接続してあり、リザーバが一定温度に保たれるように SBX-303 によりヒータの on/off 制御が SSR (Solid State Relay) 制御で行われる。SBX-303 は 0.1 [°C] 刻みで制御温度を設定する。Fig.3-1 に示すように、リザーバの液が充填されている部分を温度制御点とするため、リザーバ

を鉛直下向き方向に設置した場合と水平方向に設置した場合にはリザーバ表面下部の熱電対を T_E とし、リザーバを鉛直下向き方向に設置した場合はリザーバ表面上部の熱電対を T_E とした。SBX-303 の熱電対インタフェースが K 型熱電対であるため、Fig.3-1 に T_E で示す熱電対は線径 0.2 [mm] の K 型熱電対を用いている。本実験における熱電対の精度はクラス 2 相当 (T 型熱電対: $\pm 1^\circ\text{C}$, K 型熱電対: $\pm 2.5^\circ\text{C}$) とする。

Fig.3-1 に示すように OHP とテフロンチューブの間およびリザーバの上部 (リザーバを鉛直向きの場合の上側) のリザーバとバルブの間には共和電業製の圧力変換器 PG-20KU を Swagelok® 継手と銅配管を介して取り付け、それぞれ OHP 内圧とリザーバ内圧の測定を行った。PG-20KU はゲージ圧力計であり、大気圧下で出力が 0 [V] となる。PG-20KU の定格容量は 2 [MPa]、分解能は 200 [kPa] で定格出力は 2mV/V (400×10^{-6} ひずみ) $\pm 0.5\%$ である。PG-20KU は共和電業製の動ひずみ測定器 DPM-711B に接続しブリッジ電圧として 10[V] を印加し 0~10 [V] に増幅された出力をデータロガーに入力している。DPM-711B の精度は $\pm 0.5\%$ 、非直線性は $\pm 0.1\%$ F.S. 以内、SN 比 46 dB_{p-p} である。データロガーは KEYENCE 製 NR1000 で、Fig.3-1 の T_E を除いた全ての熱電対も同じデータロガーに接続している。NR1000 の T 型熱電対の測定精度は $\pm 0.05\%$ of rdg $\pm 1^\circ\text{C}$ (rdg: reading, 測定値) で、電圧入力に対する測定精度は $\pm 0.08\%$ of F.S. (本実験では、F.S.(=フルスケール)は 10V) である。温度と圧力のサンプリング周波数は 10 [Hz] である。

3.2.3 実験条件

実験条件を Table 3-1 に示す。実験は、リザーバありの OHP の熱輸送性能とリザーバ無しの OHP の熱輸送性能を比較するため、リザーバありのケースだけでなくリザーバ無しケースについても実施した。リザーバありのケースについてはリザーバは次の 3 通りの方向で設置して実験を行った: 鉛直下向き (OHP とリザーバの間のテフロンチューブがリザーバの下になる方向)、水平方向、鉛直上向き方向 (テフロンチューブがリザーバの上になる方向)。リザーバ鉛直下向き方向設置のケースのみ、加熱部への熱入力を上げていくだけでなく下げていくケースでもリザーバの温度制御機能が働くことを確認するために、ヒータの発熱を 70 [W] まで上げてから 10 [W] まで下げていくケースも実施した。10 [W] まで下げた後さらに 70[W] まで上げるケースも実施している。

いずれのケースにおいても冷却上面のブロック内を流れる冷媒の温度は 10 [°C] で一定とした。熱入力の上限 70[W] はヒータの使用限度 (最大負荷電圧 100[V]) による。リザーバ温度は、OHP 細配管の安全性を考慮して設定した使用上限温度 60°C と室温の間である 40°C に設定した。本実験ではリザーバの温度と冷却ブロックの冷媒の温度は一定としているが、3.3 節で述べる研究結果よりこれらの温度を変更させた実験を行っており、リザーバ温度や冷却部温度の違いがリザーバの温度制御機能そのものに及ぼす影響はないことはわかっている。

3.2.4 実験手順

作動流体はまずリザーバにのみ封入した。リザーバへの作動流体の封入の方法は、2.2.4 で示した FC-OHP への封入方法とほぼ同等で、リザーバの元弁の先に真空ポンプと HFC134a ポンベおよび開放弁を並列につなぎ、最初に真空引きを行うと同時に OHP を冷却する。真空引き終了後に HFC-134a ポンベから作動流体をリザーバ内に封入する。詳細な手順は以下の通りである。

- 1) Fig. 3-6 に示すようにリザーバ元弁の先に HFC-134a ポンベと真空ポンプを接続する。
- 2) 室温・大気圧環境下にてポンベ元弁、解放弁を閉じた状態で真空ポンプを起動させポンプ元弁、リザーバ元弁を開けて OHP 内部の真空引きを行う。真空ポンプは 2.2.4 で使用したのと同じ、排気能力 50 [litter/min.] のものである。Fig.3-6 中のブルドン管の読みが最小値である -0.1[MPa] を指しているのを確認し約 10 分間真空引きした後、ポンプ元弁を閉める。
- 3) 2) の真空引きの間、リザーバ周囲を氷で覆いリザーバ表面を 0 [°C] 付近まで冷却する。

- 4) ボンベ元弁を5分間開放した後、ボンベ元弁とリザーバ元弁を閉める。
- 6) 開放弁を開け、配管内に残った HFC-134a を排出させる。
- 7) 継手を外しリザーバをリザーバ元弁ごと取り外す。

リザーバには封入率ほぼ 100[wt%]となるように作動流体を封入する。OHP のみの全体積が 5.1 [cm³]であるのに対しリザーバの内容積は 50[cm³]であるため、リザーバには OHP 全体積に対し 10 倍弱の体積の作動流体が封入される。

作動流体を封入したリザーバと真空ポンプを Fig. 3-7 のように OHP に接続して、真空引きを行った OHP 内へのリザーバから液の封入を行う。リザーバから OHP への液の封入時は、Fig.3-3(a)に示すようにリザーバが OHP よりも鉛直上側に位置し、かつリザーバの設置方向が鉛直下向きになるようにして行った。OHP は水平に設置した。リザーバから OHP への液の封入の詳細な手順は以下の通りである。

8) リザーバより下流全て (OHP 及びリザーバと OHP の間のテフロンチューブ) の真空引きを行う。室温・大気圧環境下にてリザーバ元弁を閉じた状態で真空ポンプを起動させ Fig. 3-7 の OHP 元弁と封止弁、ポンプ元弁を開ける。真空ポンプはリザーバへの作動流体封入時に使用したのと同じものである。Fig.3-7 中のブルドン管の読みが 最小値である -0.1[MPa]を指しているのを確認し約 15 分間真空引きした後、封止弁とポンプ元弁を閉める。

9) 封止弁から先 (真空ポンプ側) に接続されている配管、ポンプ元弁、真空ポンプを外す。

10) リザーバ元弁、OHP 元弁を開ける。リザーバと OHP 内部の圧力差と重力の効果により OHP へ作動流体が封入される。作動流体のリザーバ及び OHP への作動流体の封入は実験の最初に 1 回だけ行い、Table 3-1 に示す条件の実験は封入し直すことなく実施した。

全てのケースにおいて OHP を大気圧室温環境下で水平に設置し加熱部ヒータの熱入力を 0 から 70 [W] まで 10 [W]刻みで加え、各熱入力条件にて熱平衡時のデータを取得した。3.2.4 項で述べたように、リザーバ鉛直上向き方向設置のケースのみ、70 [W]まで上げたのち 10 [W]まで 10 [W]刻みに下げるケースも実施した。

リザーバへの液封入後まずリザーバ鉛直方向設置の実験を行い、その後水平方向設置、リザーバ鉛直上向き方向設置の条件にて実験を行った。リザーバ鉛直上向き方向状態で最後のヒータ熱入力 70 [W]の試験が終了した (熱平衡に達した) 後、ヒータへ熱入力 70 [W] 印加状態でリザーバ元弁を閉め、その後ヒータを off して温度が室温状態に戻った後にリザーバ無のケースの実験を開始した。

OHP の正味の熱輸送量 Q_{net} は式(2-1)で示すように加熱部のヒータ発熱量 Q_{heater} からヒートリーク量 $Q_{heatleak}$ を差し引くことで求める。ヒートリーク量は式(2-2)と実験で測定した加熱部温度から求める。

3.2.5 リザーバ無しの OHP の実験結果

リザーバなし条件での実験結果として、加熱部への熱入力と加熱部、冷却部の温度時間履歴と OHP 内圧の時間履歴を Fig. 3-8 に示す。OHP の内圧を測定した圧力センサはゲージ圧力計であり、圧力値の算出には大気圧として標準気圧 101325 [Pa]を使用している。加熱部への熱入力を増していくに従い、冷却部の温度と共に加熱部の温度も上昇していることがわかる。OHP 内圧力は加熱部への熱入力の上昇と共に増加している。2 章で述べたように FC-OHP が動作している際は内部は飽和状態となっている。OHP 内圧が熱入力の増加に伴い増加するのは、動作温度が上昇し内部の飽和蒸気圧が高くなっていくためであると考えられる。

Fig. 3-10 に OHP 内圧の測定結果と加熱部、断熱部の温度から式(2-14)を用いて求められる飽和蒸気圧を示す。いずれも熱平衡状態時の時間平均値を示している。前述のように OHP 内圧の算出には標準気圧 101325 [Pa]を用いている。日常的な大気圧は 87000~105000 [Pa]程度であると想定されるが、OHP 内が大気圧時の気圧が標準気圧から 4000[Pa](=0.004 [MPa]) 離れていたとしても OHP 内圧 P_{OHP} の誤差の範囲内である。

加熱部温度は Fig.3-1 の T_H 、断熱部温度は Fig.3-1 の T_{A1} 、 T_{A2} で示す熱電対の温度測定結果を

用いて計算しており、各温度における飽和蒸気圧をそれぞれ $P_{sat(T_H)}$ 、 $P_{sat(T_{A1})}$ 、 $P_{sat(T_{A2})}$ とする。Fig. 3-9 より、 P_{OHP} は常に $P_{sat(T_H)}$ より低く $P_{sat(T_{A2})}$ より高く、また熱入力が大きくなるにつれ $P_{sat(T_H)}$ 、 $P_{sat(T_{A2})}$ との差が大きくなっているが、 $P_{sat(T_{A1})}$ とは誤差の範囲内で一致している。OHP 内部は加熱部より少し低い温度で飽和状態にあると考えられる。本実験で用いた OHP には断熱部の配管に 1 ターンおきに逆止弁がとりつけられており、逆止弁との位置関係から T_{A1} は加熱部から冷却部に向かって作動流体が流れる管に、 T_{A2} は反対に冷却部から加熱部に向かって作動流体が流れる管に取り付けられている。OHP の内圧を測定するための圧力変換器は T_{A2} の配管の近くに取り付けられているが、OHP 内部の圧力は $P_{sat(T_{A1})}$ に近い。OHP 内の作動流体は加熱部で蒸発し、蒸気が冷却部へと流れ、冷却部で凝縮し液体となって加熱部に戻る。本実験では OHP 内は一様に加熱部で蒸発した蒸気が凝縮部へ向かって流れ出す温度付近で飽和状態に近くなっていると考えられる。ただし熱負荷に最も近い加熱部は伝熱面（加熱部アルミニウム面）が過熱状態になっているため T_H は T_{A1} より温度が高いと考えられる。冷却部は 10 [°C] の冷媒が流れる冷却ブロックで冷却されているため、冷却部から出た液はサブクールされた状態となっており、そのため T_{A2} は OHP 内の飽和温度よりも低くなっていると考えられる。

3.2.6 リザーバ有りの OHP の実験結果

リザーバ有りの条件での実験結果として、加熱部への熱入力と加熱部、冷却部の温度時間履歴を Fig. 3-10~3-12 に示す。Fig. 3-10 がリザーバを鉛直下向き方向に設置した (Fig.3-3(a) の状態) 場合、Fig. 3-12 がリザーバを水平方向に設置した (Fig.3-3(b) の状態) 場合、Fig.3-12 がリザーバを鉛直上向き方向に設置した (Fig.3-3(c) の状態) の場合の実験結果である。リザーバ内圧を測定する圧力計も OHP 同様ゲージ圧力計であり、リザーバ内圧の算出には標準気圧 101325 [Pa] を用いている。OHP やリザーバ内が大気圧時の気圧が標準気圧から 40000 [Pa] (=0.004 [MPa]) 離れていたとしてもリザーバ内圧 P_R や OHP 内圧 P_{OHP} の誤差の範囲内である。

どの実験結果においても、加熱部温度 T_H は熱入力が増加しても一定に保たれていることがわかる。リザーバ無しの OHP では熱入力 10 [W] 時の T_H と 70 [W] の T_H では後者の方が 10 [°C] 以上の前者より高いが、リザーバ有りの OHP ではリザーバ設置方向によらず熱入力が増加しても T_H は 5 [°C] 以内の変化に留まっている。また、Fig.3-10~3-12 より、 T_H はリザーバ温度 T_R と常に 5 [°C] 以内にあることがわかる。以上より、リザーバの温度を一定に保つことで OHP の加熱部の熱入力が増加しても加熱部温度がリザーバ温度付近で一定に保たれていることがわかる。ただし、リザーバと加熱部の温度の関係はリザーバの設置方向により差異があり、Fig.3-10、3-11 のようにリザーバ鉛直下向き・水平方向設置の場合には T_R よりも T_H が高いが、Fig. 3-12 に示すリザーバ鉛直上向き方向ではどの熱入力条件時でも T_R よりも T_H が低い。この点についての考察は 3.2.7 で行う。

リザーバ有りの OHP の場合、Fig. 3-10~3-12 のいずれにおいても T_H に比較して冷却部温度 T_C は熱入力が増加と共に温度が上がっている。リザーバ有りの場合、ヒータの発熱量が増加しても加熱部温度はリザーバ温度で一定に保たれているが、冷却部の温度の上昇から OHP からの排熱量は増加していることがわかり、OHP の熱輸送量そのものはヒータ発熱量の増加と共に増加しているといえる。

リザーバ有り各熱入力条件における熱平衡時の OHP 内圧 P_{OHP} 及びリザーバ内圧 P_R の測定結果を、リザーバ温度と OHP の一部の温度から求められる飽和蒸気圧と共に Fig. 3-14~3-15 に示す。飽和蒸気圧は、リザーバ無の実験結果 Fig. 3-9 と同様に OHP の加熱部 (Fig.3-1 の T_H) 及び断熱部 (Fig. 3-1 の T_{A1} 、 T_{A2}) の温度と、リザーバ温度 (Fig.3-1 の T_R) を式(3-1)に代入することで求

めている。リザーバの位置によらずどのケースでも P_R と P_{OHP} の測定結果は誤差の範囲内で一致している。また、どのリザーバ設置方向の条件でも、30[W]以上熱入力条件で P_{OHP} は T_{A1} の温度から求められる飽和蒸気圧とほぼ等しい。これはリザーバ無しの OHP の実験結果と同じ傾向である。リザーバ付き OHP でもリザーバが無い時と同様に、OHP 加熱部から流れ出す蒸気は飽和状態になっており、OHP 内圧はその飽和蒸気圧に等しくなっていると考えられる。リザーバが付いている場合、その飽和蒸気圧がリザーバ内圧に等しくなると想定される。リザーバ内圧は T_R から計算される飽和蒸気圧よりも常に 0.15～0.2 [MPa] 低い。リザーバ内はある一定の温度で飽和状態にあると仮定すると、 T_R の飽和蒸気圧との差異の理由としては次の 2 点が考えられる。1) 圧力変換器で測定した圧力がリザーバの飽和蒸気圧よりも低い。2) リザーバ内が T_R よりも低い温度で飽和状態にある。圧力センサはリザーバであるステンレス鋼製タンクから長さ 70[mm]程度の 1/4 インチの配管と継手を介して取り付けられている。Fig.3-2 に示すように継ぎ手部分は温度制御はなされておらず断熱材も取り付けられていない。圧力変換器取付け部分がリザーバ内よりも圧力が低い可能性はあるが、蒸気や液が一方向に流れているわけではないので圧力降下が起こっているとは考えにくい。一方、リザーバ内作動流体(液)とリザーバ内壁の間には熱抵抗があるためステンレスタンク表面は液の温度よりも高い状態にあると考えられる。リザーバ内圧から式(3-1)を用いて求められる飽和温度は、 T_R よりも 5～7[°C]低く、実際には飽和温度は T_R より低い、 T_{A1} に近い温度になっていると考えられる。加熱部の温度が飽和温度よりも高い理由も同様に、液温度と OHP 配管内壁の間に熱抵抗があるためであると考えられる。なお、ステンレスタンクの厚み方向の熱抵抗から計算される、ステンレスタンク外表面と内壁の温度差は、リザーバ温度制御用ヒータが常に on 状態 (duty 100%) にあると仮定しても 0.1[°C]程度である。OHP ステンレス配管の肉厚は 0.1 [mm]でさらに薄く、リザーバも OHP もタンクや配管の厚み方向に生じる温度差はごくわずかであるといえる。リザーバが飽和状態に無い可能性についても検討する。OHP とリザーバ内部には、40 [°C]の飽和状態で OHP とテフロンチューブを合わせた体積の合計の 8 倍以上の体積の作動流体が封入されており、リザーバ内には必ず液が存在する。そのためリザーバが約 40 [°C]で加熱された状態でもリザーバ内部の作動流体が過熱蒸気になることはなく飽和状態で保たれているといえる。

3.2.7 熱コンダクタンスの比較

Fig.3-16 にリザーバ無し及びありの OHP の各熱入力条件における熱コンダクタンスを示す。熱コンダクタンスは正味の熱輸送量 Q_{net} 、加熱部温度 T_H 、冷却部温度 T_C を用いて次式より求めている。

$$K = \frac{Q_{net}}{(T_H - T_C)} \quad (3-2)$$

式(3-2)の T_H 、 T_C には各熱入力条件の熱平衡状態において Fig.3-1 に T_H 、 T_C で示す熱電対で測定した値を用いた。Fig. 3-16 では熱平衡状態の温度と熱入力量から求めたの平均値をプロットしている。

Fig. 3-16 ではリザーバ無しの OHP でも特に 40 [W]までの低熱入力条件時に熱入力量に対する熱コンダクタンスの変化が見られる。リザーバ無しの OHP の 10 [W]～40 [W]の単位熱入力量あたりの熱コンダクタンスの変化量は、40 [W]～70 [W]の熱コンダクタンスの変化量の約 3 倍である。それに対しリザーバ有り OHP は熱入力量 10 [W]～70 [W]ではほぼ一定の割合で熱コンダクタンスが変化している。またその変化割合は 熱入力量 40 [W]～70 [W]条件時のリザーバ無し OHP の熱コンダクタンスの変化割合の約 2 倍であり、リザーバ有り OHP が VC-OHP として機能しているといえる。

Fig. 3-16 ではリザーバ無し OHP も 40 [W]以下の条件ではリザーバ付き OHP と同程度以上のコンダクタンスの変化を示している。リザーバ無し OHP の熱入力量に対するコンダクタンスの変化率が低熱入力条件と高熱入力条件で異なり、低熱入力条件ではコンダクタンス変化が大きく高熱入力条件でコンダクタンス変化が小さくなることは先行研究でも報告されている。前田ら[35]は本実験で使用した SUS OHP と全く同じ OHP と、SUS OHP とはターン数のみ異なる(12 ターン)OHP に作動流体として本実験と同じ HFC-134a を封入し、1[W]から OHP がドライアウトするまで加熱部への熱入力を増加させる実験を行っている。論文の結果を見ると、SUS OHP では封入率 50 [wt%]以下で熱入力条件 40 [W]まで、12 ターンの OHP では 30[W]まで熱入力の増大とともに熱伝導率（コンダクタンスに伝熱面間距離をかけ断面積で割った値）が増加しており、それより大きな熱入力においては熱伝導率が一定になっている。また Khandekar ら[33]は内径 2 [mm]、20 ターンの OHP に作動流体として水を封入した場合とエタノールを封入した場合で 400 [W]まで熱入力を与える実験を行っている。論文の結果を見ると、どちらの場合においても 50 ~ 250 [W]の熱入力条件では熱抵抗（コンダクタンスの逆数）が増加しており、それより大きな熱入力においては熱抵抗が一定になっている。前田らの実験でも Khandekar らの実験のでも、低熱入力条件では熱入力の増加と共にコンダクタンスが大きくなっており、その後高熱入力条件でコンダクタンスが一定になるという Fig. 3-16 と同じ傾向が見られている。前田らの実験の OHP には逆支弁がついているが、Khandekar らの実験の OHP には逆止弁の有無は明記されていない。

低熱入力条件でリザーバ無し OHP が可変コンダクタンス性を有することの理由は明らかにはされていない。低熱入力条件と高熱入力条件では OHP の自励振動に変化があるためではないかと予想される。低熱入力条件では OHP 内の気液が加熱部と冷却部の間を間欠的に往復する振動流が観測され、高熱入力条件ではそれが一方方向への流れとなる循環流が観測されることが報告されている。振動流の条件では熱入力が大きくなると共に気液の自励振動の振幅が大きくなるためコンダクタンスが大きくなるが、循環流へ移行した後は熱入力の増加に伴うそのような変化が起こらないためコンダクタンスが一定となるのではないかと考えられる。この推察を検証するためにはさらなるリザーバ無し OHP の研究が必要である。

Fig.3-16 ではリザーバありの OHP のコンダクタンスがリザーバ無し OHP のコンダクタンスよりも小さい。これはリザーバ温度を 40 [°C]に固定しているためであり、リザーバ温度をより低くすればリザーバありのケースでも冷却部と加熱部の温度が小さくなり、コンダクタンスは Fig.3-16 よりも大きくなると考えられる。

3.2.8 リザーバの設置方向の影響

Fig. 3-10 ~ 3-12 から、リザーバを鉛直下向きに設置した場合のヒータ発熱量 20 [W]以上と、水平方向に設置した場合のすべての熱入力条件で、加熱部の温度 T_H がリザーバ温度 T_R より最大で 5 [°C] 程度高いが、リザーバを鉛直上向き方向に設置した場合は逆に T_R は T_H より最大で 6 [°C] 高い。Fig. 3-13 ~ 3-15 から、リザーバ内圧 P_R と OHP 内圧 P_{OHP} はどのリザーバ設置条件でも常に誤差の範囲で一致している。また、熱入力条件 30 ~ 40 [W]以上で P_R と P_{OHP} が $P_{sat(T_{A1})}$ に一致しているという点もリザーバ設置方向によらず同じである。ただしリザーバ鉛直上向き方向に設置した場合は熱入力条件 10 [W]の時点から P_R と P_{OHP} は $P_{sat(T_{A1})}$ に一致している。また、どのリザーバ設置条件でも T_H は T_{A1} より高い。

以上を整理すると、リザーバがどの向きに設置されている場合でも、OHP の内圧はリザーバの内圧と等しく、かつ OHP の内圧は加熱部から冷却部へ流れる蒸気の飽和蒸気圧に等しい。また、OHP 加熱部温度は OHP 内圧から求められる飽和温度より高い。リザーバを鉛直下向きと水平方向に設置した場合は加熱部の温度がリザーバより高く、鉛直上向きに設置した場合のみ加熱部の温度がリザーバ温度より小さいということになる。

リザーバの設置方向を変えた 3 つの実験で OHP の条件は変えていない。3 つの実験において計測系を含めた OHP 側の条件には変化はないと仮定すると、リザーバ鉛直下向き/水平方向設置の場合と、リザーバ鉛直下向き方向設置の場合の違いは次の 3 点である。1) リザーバ鉛直下向

き/水平方向設置の場合は重力の効果でリザーバ出口（リザーバとテフロンチューブの接続口）は常に液が存在するが、リザーバ鉛直下向き方向設置の場合はリザーバ出口には重力の効果で液が存在することは無い。仮に OHP とテフロンチューブ内が全て液で満たされるとしてもリザーバ内にはリザーバの全内容積の 80%の液が残留するので、リザーバ水平方向設置の場合でもリザーバ出口部分は液状態である。2) 1)に関連して、リザーバ鉛直下向き/水平方向設置の場合は OHP 内圧には液の水頭圧がかかるがリザーバ鉛直上向き方向設置の場合は液の水頭圧がかからない。リザーバ鉛直下向き/水平方向設置の場合は OHP 内圧がリザーバ内圧よりも実際は水頭圧の分だけ高く、リザーバ鉛直上向きの場合は水頭圧の差が無いのではないかと考えられる。3) リザーバの圧力センサのリザーバ内作動流体に対する位置がリザーバ設置方向により異なる。鉛直下向き方向の場合はリザーバ圧力センサと接するのは蒸気であるが、リザーバ水平方向とリザーバ鉛直下向き方向の場合はリザーバ圧力センサと接するのは液である。また、リザーバ鉛直上向き方向の場合はリザーバ圧力センサにリザーバ内の液の水頭圧がかかる。鉛直下向き方向設置の場合、リザーバ圧力として測定しているのは液の水頭圧がかかった状態の圧力であり、実際の OHP 内圧は測定したリザーバ内圧よりも低いのではないかと推察される。

最初に 2)について考察する。水頭圧 P_{head} は液の密度 ρ_l と液の高さ H_l から次式で求められる。

$$P_{head} = \rho_l H_l \quad (3-3)$$

テフロンチューブ内が全て 40 [°C]の飽和状態の HFC-134a の液で満たされていると仮定した場合、 ρ_l は Table 2-1 から 1147 [kg/m³], H_l はテフロンチューブの全長 600 [mm] とすると P_{head} は 0.0067 [MPa]となる。HFC-134a の飽和蒸気圧曲線 Fig. 2-17 から飽和温度 40 [°C]付近における圧力差 0.0067 [MPa]に対応する温度差は 0.07 [°C]以下であり、リザーバ設置方向によらず、リザーバ温度 T_R と OHP 加熱部の温度 T_H の温度差(実験結果)の 10 分の 1 以下である。従って、水頭圧が原因ではないと考えられる。圧力差がリザーバ鉛直下向き及び水平方向設置の場合の圧力測定結果を示した Fig. 3-13, 3-14 より、リザーバ内圧 P_R と OHP 内圧 P_{OHP} の差は 0.01 [MPa]以下であることから、水頭圧によりリザーバ内圧と OHP 内圧に実際に差があったとしても、リザーバ温度と OHP 加熱部温度の差をそれだけで説明できるほどの圧力差ではないことが実験結果からも示される。

2)の検討結果から、3)についても同様に考えられる。リザーバの高さは 158.8 [mm]であるので、リザーバ内の液の水頭圧は最大でも 0.0018 [MPa]であり、2)と同様に水頭圧による圧力差だけではリザーバ内温度と加熱部温度の温度差は生じないと考えられる。

最後に 1)について考察する。最初に実験結果について再度整理を行う。実験結果及び本項でのこれまでの考察結果から、OHP 内圧はリザーバ内の圧力に等しいと考えられる。Fig. 3-13, 3-15 に示すようにリザーバ蒸気圧及び OHP 内圧の測定結果は、リザーバ鉛直上向きの場合は 0.9 [MPa]であり、鉛直下向きの場合(約 0.95[MPa])よりも約 0.05 [MPa]低い。この圧力差に相当する飽和蒸気の温度差は約 4 [°C]であり、リザーバ鉛直下向き方向設置の熱入力 40 [W]以上の場合の OHP 加熱部温度 (Fig. 3-1 の T_H) とリザーバ鉛直上向き方向設置の加熱部温度の差にほぼ等しい。また、この差は同じくリザーバ鉛直下向き方向設置の熱入力 40 [W]以上の場合の断熱部温度 (Fig. 3-1 の T_{A1}) とリザーバ鉛直上向き方向設置の場合の断熱部温度の差に等しいともいえる。一方で、Fig. 3-13, 3-15 からわかるようにリザーバ温度 T_R はどちらの場合も約 42 [°C]で差が無い ($P_{sat}(T_R)$ がほとんど等しい)。本実験ではリザーバ設置方向によらずリザーバ温度 T_R は一定であるが、リザーバ内蒸気圧はリザーバの設置方向により差が生じるといえる。これがリザーバ温度に対する加熱部温度の差の原因であると考えられる。

Fig. 3-17 にリザーバを鉛直下向き方向と鉛直上向き方向に設置した場合のリザーバ～テフロンチューブ間の気液分布の模式図を示す。Fig. 3-17(b)に示すようにリザーバ鉛直下向き方向の場合はリザーバからテフロンチューブに向かって蒸気が流れる。3.2.2 項で述べたようにリザーバとテフロンチューブの間の Swagelok®継手と銅配管にはヒータや断熱材が取り付けられておら

ずこれらの金属部分はステンレス製タンクより温度が低く室温程度になっていると考えられる。リザーバから流れてくる蒸気とこれらの金属部分との間で熱交換が行われ、蒸気が金属部分配管内壁に凝縮する。凝縮した液は、リザーバと OHP の内圧の関係にもよるが、テフロンチューブを伝って OHP へと流れるものと金属部分及びリザーバの内壁を伝ってリザーバに戻るものとに分かれると考えられる。このようにリザーバ鉛直上向き設置の場合はテフロンチューブへと向かって蒸気が流れる途中の温度の低い金属部分での凝縮が起こるために、リザーバ鉛直上向き設置のリザーバ内蒸気圧力はリザーバ鉛直下向き設置の場合の蒸気圧力よりも低くなると推測される。リザーバを鉛直下向きに設置した場合は重力の効果により液がテフロンチューブへと流れるため、液と金属製継手やバルブ等との熱交換が行われることが想定されるが、それによりリザーバ内蒸気圧が低くなることは考えにくい。リザーバを水平状態に設置した場合も、既に述べたようにリザーバ出口部分は液で満たされていると考えられることからリザーバ鉛直下向き方向と同様であると考えられる。次項 3.2.9 項にて、リザーバに接続される金属製継手とバルブ等が加熱部温度に及ぼす影響について調査する。

加熱部の温度がリザーバ温度より低く保たれるという差はあるものの、リザーバ鉛直上向き方向設置の場合でも、熱入力を増加させた場合と減少させた場合のどちらでも加熱部温度はリザーバ温度付近で維持され、リザーバの温度制御機能が働くことがわかった。リザーバには液量調整の役割もあり熱入力の増減により OHP 内の作動流体がリザーバとの間でやりとりされることが推測されるが、重力の効果で常にリザーバから OHP に液が供給されるような方向にリザーバを設置しなくとも、つまりリザーバ内の気液分離状態によらずともリザーバの機能は果たされるといえる。宇宙空間においてもリザーバによる温度制御が可能であることが期待できる。

3.2.9 リザーバに接続される継手類が OHP 加熱部温度に及ぼす影響

前節 3.2.8 節にて、リザーバ温度一定の場合に、リザーバ鉛直上向き方向設置の OHP の加熱部温度がリザーバ鉛直下向き方向設置の OHP 加熱部温度より低くなるのは、リザーバから流れてくる蒸気とリザーバに接続されている温度の低い金属製継手類との間で熱交換が行われ、蒸気が凝縮するためであると述べた。蒸気の流れを測定し継手類と蒸気の熱交換量を求めることは難しいため、リザーバを鉛直上向き方向に設置した状態で継手部分にヒータ等をつけない場合とヒータで温める場合の加熱部温度を比較することで仮説の確認を行う。リザーバと OHP 内の気液の動きや現象を理解するために、リザーバと OHP はガラス製のものを用いて内部の可視化を行う。

リザーバの役割として OHP 内の液量を調整することが想定される。加熱部への熱入力の増減に応じて OHP 内の液がリザーバに戻ったりリザーバ内の液が OHP へ流れこんだりすることが OHP の動作温度を一定に保つというリザーバの温度調節機能に関係すると考えられる。鉛直上向き方向リザーバ付き SUS OHP の実験結果から、リザーバから重力効果で OHP に液が流れ込まないような場合でも OHP の加熱部温度は一定に保たれることがわかった。リザーバから出た蒸気の凝縮が継手類部分で起こることが、鉛直上向き方向に設置したリザーバの温度制御機能に影響するかどうかを調べ、軌道上のようにリザーバから重力効果で液が供給されない場合でもリザーバによる温度制御機能を得るために必要な知見を得ることを目的として、継手・バルブ部分ヒータ on の状態で加熱部への熱入力を変化させ各部の温度とリザーバ内液量の変化を調べる。

3.2.9.1 実験装置

2.3 節で使用したガラス OHP(Fig.2-18 参照) にガラス製リザーバをテフロンチューブを介して接続した。実験装置概観を Fig. 3-18 に、外観を Fig.3-19 に示す。リザーバは OHP に対して鉛直下向きと、鉛直上向き(テフロンチューブとリザーバの接続口がリザーバの上方になる状態)との 2 通りに設置した。作動流体には HFC-134a を封入している。

OHP の加熱部には 2.3 節のガラス OHP と同じく、ヒータ線径 2.5 [mm]、長さ 1 [m] のシリコンゴムヒータ SIL100 が 2 本巻き付けられている。2 本のヒータ線は並列に接続されており、ヒータ全体の抵抗値は 51[Ω]である。ヒータには電圧を印加するために松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3 を接続している。2.3 節のガラス OHP 単体の実験と同様に、可視化を行いやすくするために積極的な冷却は行わず自然空冷とするため、OHP の加熱部以外の部分が全て冷却部となる。可視化のために、冷却部だけでなく加熱部にも断熱材は取り付けない。ただし、ガラス OHP 背面側（机上に設置している側）にはガラス管内の気液の動きを見えやすくするためと、ガラスを保護するために厚さ 5 [mm]の灰色のポリウレタンシートを敷いている。そのため冷却部背面側からの積極的な自然空冷による冷却は期待されない。

リザーバは内径 12 [mm]、外径 16 [mm]のパイレックスガラス製で、一端は 4 分の 1 インチの Swagelok®製ウルトラトール継手に接続できるように加工されている。もう 1 端は半球形状となっている。リザーバの胴体部分長さは 190 [mm]で、5 [mm]ごとに目盛がついている。リザーバには、2.3 節でガラス OHP の加熱部に巻き付けたものと同じシリコンゴムヒータ SIL100 を全体に巻き付けた。シリコンゴムヒータの長さは 0.8 [m]で抵抗値は 80 [Ω]である。本実験ではリザーバの温度制御は行わず、リザーバのヒータには一定電力を与える。

OHP とリザーバの間は外径 1.6 [mm]、内径 1 [mm]、長さ 550 [mm] のテフロンチューブで結んでいる。Fig. 3-18 に示すようにリザーバのウルトラトール継手は 4 分の 1 インチ配管用 Swagelok®製バルブに接続されており、その先は外径 4 分の 1 インチのテフロンチューブと Swagelok®製変換継手を経て外径 1.6 [mm] のテフロンチューブへとつながっている。ウルトラトール継手、バルブ、変換継手はバルブのハンドル部分を除き全てステンレス製である。Fig. 3-19(b)に示すようにウルトラトール継手とバルブのステンレス部分にシリコンゴムヒータ SIL100 を巻き付けている。バルブと継手部分のシリコンゴムヒータの長さは 0.5 [m]、抵抗値は 50 [Ω]である。

熱電対は Fig. 3-18 に示す位置に、OHP に 2 点、リザーバに 4 点、ウルトラトール継手部分に 1 点の合わせて 7 点を取り付けている。リザーバの熱電対はシリコンゴムヒータと接触しないようにヒータから 2 [mm]程度離れた箇所にとりつけられているが、位置の制約上加熱部の熱電対はシリコンゴムヒータの直下にヒータと接触した状態でとりつけられている。本実験のリザーバは一端のみ開放されたタイプであり圧力測定が難しいため、リザーバの液部分と蒸気部分の温度を測定しその変化を調べる。リザーバの 4 点のうち 2 点は液部分、残りの 2 点は蒸気部分の温度を測定する。熱電対全てと加熱部ヒータの電圧値及び電流値のモニタ用電線は Graphtec 製データロガー GL800 に接続し、サンプリング周波数 1 [Hz]でデータの記録を行う。

3.2.9.2 実験条件と実験手順

OHP とリザーバには 3.2.4 項で示した方法で作動流体を封入した。ガラス OHP は 2.3 節の実験と同様に 10 度傾けたボトムヒート状態にて設置した。

実験は Table 3-2 に示す 2 条件にて実施した。Test-F1 はリザーバの設置状態が加熱部温度及びリザーバ温度に及ぼす影響を確認するための実験である。Test-F1 ではリザーバヒータの発熱量と OHP 加熱部ヒータ発熱量を一定にした状態で、リザーバの設置状態を鉛直下向きから鉛直上向きに変更した。さらにもう一度鉛直下向きに戻した後、再び鉛直上向きに変更した。それぞれの状態で熱平衡になるまで温度測定を実施した。Test-F1 はリザーバに接続されるウルトラトール継手とバルブ部分のヒータは外した状態で実施した。ただしウルトラトール継手の熱電対は取付け、継手の温度を測定することによりリザーバ設置方向の違いによる継手部分の温度変化を調べた。Test-F1 では試験中にリザーバの設置方向を変えるため、1 つの熱電対がリザーバの設置方向によって液部分に該当したり蒸気部分に該当したりする。気液界面付近の液温度を測定する T_{R2} (Fig. 3-20 参照) のみはリザーバの設置方向を変えるたびに貼りかえている。

Test-F2 はリザーバ鉛直上向き設置時にウルトラトール継手とバルブ部分の熱環境がリザーバ温度や OHP 加熱部温度に与える影響を調べるための実験である。リザーバを鉛直上向き方向に設置した状態リザーバヒータに一定電力を与える。継手・バルブ部分ヒータ off 状態で加熱部ヒ

ータに一定電力を与え、熱平衡になった後に継手・バルブ部分ヒータを on にして熱平衡まで試験を実施する。その後、継手・バルブ部分ヒータに熱入力を与えた状態で加熱部の熱入力を減少させ、リザーバから出た蒸気の凝縮が継手類部分では起こらないようにした場合にリザーバによる温度制御機能が受ける影響を調べる。加熱部への熱入力を減少させる場合はリザーバから液が OHP に供給されることが想定されるが、継手及びバルブ部分での蒸気の凝縮が起こらなくともリザーバから OHP への作動流体の供給が行われ加熱部の温度が一定に保たれるかどうかを調べる。リザーバの設置方向を鉛直上向きに固定している Test-F2 では熱電対 T_{R2} の貼り替えは行っていない。

3.2.9.3 Test-F1 の実験結果

Test-F1 の実験結果を Fig. 3-21 に示す。試験を通して、リザーバの向きによらず加熱部温度 T_H とリザーバ蒸気温度 T_{R3} の温度差は 2 [°C] 以内で保たれている。OHP の気液の動きの観察結果から、本実験では OHP 内の気液の動きが間欠的であることがわかっており、冷却部温度は OHP 内の気液の動きにあわせて振動している。OHP 内気液の動きが活発になると冷却部温度が上昇し、その後気液の動きが少し止まると冷却部温度が下がる。ただし加熱部温度は一定に保たれていることと、どちらのリザーバの設置方向でも同じような現象が見られることから、気液の間欠的な動きはリザーバ設置方向を変えた影響ではないと考えられる。

リザーバを鉛直下向き方向に設置した場合と鉛直上向き方向に設置した場合の違いとして、3 つの傾向が見られる。1 つは、鉛直下向き方向の場合の方が T_H は 3 [°C] 程度高いことである。もう 1 つは、リザーバ内の蒸気温度は鉛直下向き方向設置の場合 (T_{R3} , T_{R4}) の方が上向きの場合 (T_{R3} , T_{R1}) より約 4 [°C] 高いことである。 T_{R2} で測定される気液界面付近の液温度にはあまり大きな変化は見られない。最後の点は、ウルトラトル継手温度 T_J がリザーバ鉛直上向き方向設置の場合は約 9 [°C] 高いことである。

以上の 3 点の相違は、3.2.8 項で述べた仮説に従い次のように説明できると考えられる。リザーバ鉛直下向き方向設置の場合は継手とバルブ部分には液状態の作動流体しか存在せず継手と作動流体の熱交換量が小さいため継手は室温程度で保たれている。リザーバ上部の閉空間に存在する蒸気はリザーバのガラス内壁面としか熱交換せず、実験結果から 41 ~ 42 [°C] の飽和状態にあると考えられる。この状態からリザーバを鉛直上向き方向に変更すると 41 [°C] の飽和蒸気が 25.5 [°C] の継手とバルブに流れ込む。継手・バルブ部分で蒸気が凝縮し、その凝縮熱で継手温度が上がると考えられる。時刻 1800 [sec.] で 2 度目にリザーバを鉛直上向きに設置した場合には T_J がリザーバ上部の蒸気温度 T_{R1} より 1 [°C] 低い温度まで上昇していることから、継手は蒸気の凝縮熱により上昇していると推察される。継手部分で蒸気が凝縮するため、リザーバ鉛直上向き方向設置の場合のリザーバ蒸気温度はリザーバを鉛直下向きに設置した場合よりも低い。本実験では温度しか測定していないが、蒸気の圧力も同様に低くなると想定される。OHP の内圧はリザーバの設置状態によらずリザーバの蒸気圧で制御されると仮定すると、リザーバの蒸気圧が低くなるためにリザーバ鉛直上向き設置にすると OHP の加熱部温度が下がると考えられる。

リザーバを鉛直下向き方向に設置した場合はリザーバ蒸気温度 T_{R4} , T_{R3} はリザーバの気液界面付近の液温度 T_{R2} よりも 2 ~ 4 [°C] 高い。それに対し、リザーバ鉛直上向き方向に最初に設置した場合、リザーバ蒸気温度 T_{R1} , T_{R3} はリザーバの気液界面付近の液温度 T_{R2} と同等かそれより 1 [°C] 低い。この理由はリザーバを鉛直上向きにすると蒸気の凝縮が起こるため蒸気温度が下がるが液温度はその影響を受けにくく蒸気温度ほど下がらないためであると考えられる。リザーバの設置方向によらず T_H はリザーバの液温度だけでなく蒸気温度と同程度かそれより高いが、これはリザーバの熱電対がシリコンゴムヒータから離れた箇所に付いているのに対し加熱部の熱電対はシリコンゴムヒータに接した状態で付いていることが一因であると考えられる。

3.2.9.4 Test-F2 の実験結果

Test-F1 の実験結果より、リザーバを鉛直上向きに取り付けた場合は、鉛直下向きに取り付けた場合よりもリザーバ蒸気温度と加熱部温度が低くなり、その理由はリザーバの継手及びバルブ部分に流れ込む蒸気が凝縮するためであると推察された。Test-F2 では継手とバルブ部分を強制的にヒータで温めることにより凝縮が起こらないようにしている。Test-F2 の実験結果を Fig. 3-22 に示す。継手・バルブ部分のヒータを on にして継手の温度がリザーバ上部蒸気温度である T_{R1} よりも高くすると、リザーバ蒸気温度 T_{R1} と T_{R3} 、OHP 加熱部温度 T_H が 2~4 [°C] 上昇していることがわかる。一方でリザーバ下部の液温度 T_{R4} には殆ど変化が見られない。継手やバルブ部分での凝縮が起こらなくなり、さらに蒸気が過熱されるため蒸気の圧力が増加し加熱部の温度が上昇すると考えられる。

継手・バルブ ヒータを on にしたまま、加熱部ヒータの発熱を減少させた場合、加熱部の温度は少し下がるがリザーバ蒸気温度 T_{R1} から 3 [°C] 以内に保たれている。また、加熱部ヒータの発熱量を下げたときにリザーバ内の液量が減少するのが観察されたことから、リザーバを鉛直上向き方向に設置した場合、リザーバに接続される継手やバルブ部分での凝縮が起こらなくとも、リザーバ内の作動流体は OHP に供給されリザーバの機能は働くことがわかった。

3.2.9.5 リザーバ内気液分布と OHP 加熱部温度

Test-F1, F2 の実験結果から、OHP 加熱部温度はリザーバ蒸気温度に従うこと、リザーバ鉛直上向き設置の場合はテフロンチューブへと向かって蒸気が流れる途中の金属部分での凝縮が起こるために、リザーバ鉛直上向き設置のリザーバ内蒸気温度はリザーバ鉛直下向き設置の場合の蒸気温度よりも低くなり、そのため加熱部温度も低くなることが導かれた。本実験では圧力を測定していないが、このような現象が起きるのは OHP 内圧がリザーバの蒸気圧力に等しくなるためであると考えられる。リザーバから OHP へ液のみではなく蒸気が流れる場合には、リザーバの先で蒸気の凝縮が起きると蒸気圧力が下がるため加熱部温度も低下する。本実験ではリザーバのヒータは一定電力入力としていたため、Test-F1 でリザーバ蒸気温度と加熱部温度の低下が見られたが、リザーバ蒸気温度が常に一定になるようにリザーバのヒータの制御を行えばリザーバの向きによらず加熱部の温度は一定に保たれることが予想される。

リザーバ付き SUS OHP の実験ではリザーバの温度を一定に保つ制御を行っていたが、制御点がリザーバの蒸気部分ではなく液部分であったため、リザーバを鉛直下向きにした場合には蒸気温度が鉛直下向きの場合よりも低下し、そのために加熱部温度が下がったと考えられる。リザーバ付き SUS OHP でリザーバ温度として加熱部温度と比較した T_R は、Fig. 3-1 に示すようにリザーバの 2 分の 1 の高さの点にある熱電対の温度である。リザーバにはその容積の 80% 以上の液が残留していると考えられることから、リザーバの向きが鉛直下向き・上向き両方の場合で T_R はリザーバ液温度を測定していたと推定される。Test-F1 で見られたように、リザーバヒータ一定発熱条件のもとではリザーバ設置方向を変えてもリザーバ内の液温度はあまり変化しないが蒸気温度は低下する。SUS OHP ではリザーバを鉛直下向きにした場合にはリザーバの蒸気温度は液温度より高くなるため加熱部温度が T_R より高くなり、リザーバを鉛直上向きにした場合はリザーバの蒸気温度が液温度と同等かそれより低くなるため加熱部温度が T_R 以下になったと考えられる。

Test-F2 からリザーバから液ではなく蒸気が流れる場合に、継手部分での凝縮が起こらなくとも作動流体そのものはリザーバから流出していることがわかった。リザーバから OHP へ至る経路には本実験でヒータを施工したウルトラトール継手・バルブ以外にも他の継手やテフロンチューブなど、ヒータ・断熱材が施工されておらず作動流体が熱交換を行える環境は残されている。重力環境下でリザーバを鉛直上向き方向に設置した場合、リザーバの底部に溜まる液が直接 OHP へと流出するとは考えにくいので、作動流体は蒸気の形態で OHP へと流れ出ると考えられる。リザーバ出口から流れ出た飽和蒸気は OHP へ流入するまでに周囲と熱交換を行い凝縮し、

途中で液になると想定される。加熱部への熱入力を減少させた場合にリザーバから OHP へと蒸気が流れるのは、OHP とリザーバ蒸気内に生じる圧力差が原因ではないかと考えられる。これについては 3.6.3 項で詳細を述べる。

本実験とリザーバ付き SUS OHP の実験から、重力下のようにリザーバから常に液が供給されるような気液分布状態にリザーバを設置することが難しい軌道上であっても、リザーバによる温度調節機能（及びそれに伴う液量調整機能）は働くと考えられる。リザーバから流れ出るのが蒸気であっても OHP に至るまでに熱交換による凝縮が起きれば OHP には作動流体が液として供給されることが想定される。本実験ではリザーバと OHP の間のテフロンチューブや継手等全てが作動流体と熱交換が起きないようなセットアップとはしていないため、リザーバから流れ出た蒸気が OHP に入るまでに周囲との熱交換による凝縮しない場合はリザーバの機能が失われる可能性は否定できない。しかしながら液でも蒸気でも作動流体が OHP に供給されればよいのであるから、リザーバと OHP 間の配管や継ぎ手が断熱されているとしてもリザーバの温度調節機能は働くと考えられる。

3.3 VC-OHP の熱真空環境下での実証とリザーバによる OHP 動作温度制御

3.3.1 実験概要

3.2 節にて、リザーバ温度を一定に保つと OHP 加熱部への熱入力が増加しても OHP 加熱部温度は一定に保たれることが示された。しかし 3.2 節ではリザーバ温度は 40 [°C] の 1 条件でしか行われていない。本節ではリザーバ温度を 3 通りに変化させた試験を行い、OHP の加熱部の温度がリザーバ温度に追従するかの実証を行う。また、冷却部の条件を変化させた試験を行い、冷却部の条件が変化しても加熱部の温度が冷却部の温度に制御されることを示す。これらの試験を常温大気中よりも低温になり温度条件に余裕のある熱真空試験にて実施する。熱真空環境下でもリザーバによる温度制御機能が働くことを実証し、将来の宇宙機への適用の可能性を示す。

3.3.2 実験装置

実験装置は、Fig.3-23 に示すようにリザーバと OHP から構成される。他の OHP と区別するために本実験で使用した OHP を double OHP と表す。OHP とリザーバ間は内径 1.6 [mm] 長さ 1000 [mm] の銅管で接続されている。OHP は中央に加熱部、その両側に冷却部が配され、外径 1.6 [mm]、内径 1 [mm] の銅管が加熱部と冷却部の間を 20 回ターンする構成となっている。作動流体はこれまでの実験と同じく HFC-134a を使用している。加熱部・冷却部の銅管は板厚 1 [mm] のアルミニウム板にアルミテープで貼りつけられている。アルミ板には溝加工等はない。加熱部のアルミニウム板は大きさ 60 [mm] × 440 [mm] で、裏面に 60 [mm] × 420 [mm]、抵抗値 56 [Ω] のポリイミドシートヒータを室温硬化接着剤 RTV-S691 で接着している。ヒータには電圧を印加するために松定プレシジョン製の直流電源 PK120-3.3 を接続している。直流電源の電圧変動率は 0.12 [V] である。2 箇所の冷却部のアルミニウム板は 2 枚とも大きさは 200 [mm] × 440 [mm] で、周囲への輻射による放熱の効率を上げるために表面のみ LOAD 社製ポリウレタン系黒色塗料 Aeroglaze Z306 にて塗装されている。断熱部の銅管には、外径 1 [mm] のステンレス管の逆止弁が各ターンに 1 個の割合で、流れの向きが一方方向（加熱部から冷却部）となるように取り付けられている。リザーバには 3.2 節の実験で用いたものと同じ型式の容積 50 [ml] のステンレス製タンクを用いた。リザーバの周囲には幅 10 [mm]、長さ 500 [mm]、抵抗 667 [Ω] の坂口電熱製スパイラル状ポリイミドヒータ PMC05 を巻き付けた上でヒータをアルミテープで固定している。

リザーバ及び OHP の加熱部、冷却部、断熱部各部には Fig.3-18 に示す位置に温度計測用の熱電対が計 27 点取り付けられている。熱電対は 1 点を除き全て線径 0.1 [mm] のテフロン被覆の T

型熱電対である。加熱部及び冷却部の熱電対はいずれもアルミニウム板の表面（2本の銅管の間）に取り付けられている。OHPの断熱部は銅管に熱電対を貼りつけている。リザーバのMLI最外層に1点、Fig.3-23に T_{amb} で示す位置にリザーバとOHPの周囲環境温度を計測するために熱電対を取り付けている。内惑星熱真空環境シミュレーターのシュラウドは黒色塗装されており熱電対を取り付けることが難しいため、リザーバシュラウドと強く放射熱結合しており、かつ実験装置（リザーバやOHP）の条件に左右されずに周囲温度が計測できる点として T_{amb} の位置を選定した。リザーバ本体の熱電対は、リザーバを長手方向に4等分したうちの4分の1・4分の2・4分の3の位置にそれぞれ1点ずつ、ステンレスタンク表面（スパイラル状ポリイミドヒータの下）に取り付けている、4分の1の位置の熱電対（Fig.3-18で T_E で示す熱電対）はリザーバ用ヒータの温度制御に使用している。温度制御には坂口電熱製交流温度制御器 SDR-S30-PTCを用いる。リザーバが一定温度に保たれるように SDR-S30-PTC によりヒータの on/off 制御が行われる。SDR-S30-PTC は 0.1℃刻みで制御温度を設定する。SDR-S30-PTC の熱電対インタフェースが K 型熱電対であるため、Fig.3-23 に T_E で示す熱電対は線径 0.2 [mm] の K 型熱電対を用いている。本実験における熱電対の精度はクラス 2 相当（T 型熱電対：±1℃、K 型熱電対：±2.5℃）とする。

熱電対は T_E を除き全てデータロガーに接続し温度計測を行った。データロガーは 3.2 の実験に使用したのと同じ KEYENCE 製 NR1000 である。NR1000 の T 型熱電対の測定精度は±0.05% of rdg ±1℃(rdg: reading, 測定値) である。温度のサンプリング周波数は 1[Hz]である。

実験装置は内惑星熱真空環境シミュレーター内のベースプレート上に設置した。OHP は Fig.3-23 下図に示すように断熱材 GFRP(Glass Fiber Reinforced Plastic)製ブロックを介してベースプレート上に水平に設置し、リザーバは鉛直下向き方向になるように設置しクランプで挟んでベースプレート上に置いたスタンドに固定している。内惑星熱環境シミュレーターは液体窒素で約 -180[℃]まで冷却できるシュラウドを有する真空チャンバで、Fig.3-24 に示すように内径約 1[m]、長さ約 1[m]の円筒形状をしており横方向に設置されている。シュラウドには昇温のためにヒータも取り付けられている。ベースプレートは大きさ 500 [mm]×500[mm]のアルミニウム製で、液体窒素とヒータにより-100[℃]から 100[℃]まで温度制御可能であるが、本実験ではベースプレートの温度制御は行わない。内惑星熱真空環境シミュレーター内に設置した実験装置外観を Fig.3-25 に示す。実験装置のうちリザーバと OHP 加熱部及び断熱部の上下面は全て周囲との輻射断熱のために MLI で覆っている。また、リザーバと OHP の間にある銅管、バルブも周囲との輻射断熱のためにアルミニウムフویلで覆っている。実験装置の熱電対線やヒータの電線はチャンバ内のコネクタに接続した。コネクタの配線はチャンバのフランジに設置されたハーメチックシールを介してチャンバ外側へと配線されており、内惑星熱真空環境シミュレーター外部に設置した加熱部ヒータ用直流電源、リザーバ温度制御用交流制御器、データロガーにそれぞれが接続されている。

3.3.3 実験条件

実験条件を Table 3-3 に示す。実験は Test-D1 から Teat-D3 まで 3 条件にて実施した。Test-D1, 2 では各熱入力・リザーバ温度条件ごとに実験装置の全ての温度が熱平衡に達するまで実験を行った。Test-D1 ではリザーバのヒータの制御温度を 40 [℃]一定にして加熱部ヒータの発熱量を 20 [W]から 90 [W]まで 10 [W]ずつ増加させた。Test-D2 では、加熱部ヒータの発熱量は 30 [W]に固定し、リザーバのヒータの制御温度を 20[℃]、40[℃]、60[℃]と変化させた。Test-D1,2 はいずれも内惑星熱真空環境シミュレーターのシュラウドが液体窒素で冷却されており、シュラウド温度が 100 [K] (= -173[℃]) 以下となっている条件で実施した。Test-D3 は加熱部ヒータの発熱量を 30 [W]一定とし、シュラウド温度を-173[℃]から室温の 20[℃]まで上昇させる条件で実施した。最初にリザーバ温度を 25 [℃]に固定した状態実験を行い、シュラウド温度上昇後リザーバ温度を 45[℃]に変化させた。Test-D1~3 の全ての実験において内惑星熱真空環境シミュレーター内の圧力は 1.33×10^{-3} [Pa]以下であった。

3.3.4 実験手順

実験開始前に、作動流体のリザーバ及び OHP への封入を 3.2.3 節で示す方法で行った。作動流体のリザーバ及び OHP への作動流体の封入は実験の最初に 1 回だけ行い、Table 3-3 に示す条件の実験は封入し直すことなく実施した。

実験装置を内惑星熱真空環境シミュレーターのベースプレート上に設置し熱電対やヒータ電線の結線を終了した後、内惑星熱真空環境シミュレーターの真空引きを開始した。ロータリーポンプ及びターボ分子ポンプによる真空引き終了後、ベースプレート下部に設置されているコンタミネーションパネルの冷却を行った。コンタミネーションパネルの温度が $-150\text{ }^{\circ}\text{C}$ に到達した後、シュラウドへの液体窒素の導入を開始した。シュラウドへの液体窒素導入が完了し、シュラウド温度が $-173\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下に到達した後 Table 3-3 の Test-D1 の実験を開始した。Test-D1, D2 の実験が終了した後、加熱部ヒータの発熱量とリザーバ制御温度を Test-D3 の条件に設定し、シュラウドの液体窒素の排出とシュラウド昇温のオペレーションを開始し Test-D3 の実験を始めた。Test-D3 ではシュラウド温度上昇と共に冷却部の温度が上昇し、冷却部温度が加熱部温度に到達した時点で加熱部の温度が急上昇したため、リザーバ温度を当初設定の $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ から $45\text{ }^{\circ}\text{C}$ に変化させた。熱入力 30 [W] 、リザーバ温度 $45\text{ }^{\circ}\text{C}$ の条件で実験を続けたところ、シュラウド温度が常温まで上昇すると同時に冷却部の温度が再び加熱部の温度付近まで上昇したので、加熱部ヒータ及びリザーバの温度制御用ヒータを off して実験を終了した。その後、コンタミネーションパネルの昇温とターボ分子ポンプ及びロータリーポンプの停止を行い内惑星熱真空環境シミュレーター内を大気圧に戻した。

3.3.5 実験結果と考察

Test-D1 の実験結果として加熱部ヒータの発熱量と加熱部、冷却部、リザーバの温度時間履歴を Fig. 3-26 に示す。加熱部への熱入力を 10 [W] ずつ増加させると加熱部の温度は $2\sim 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ ずつ上昇するが、ほぼ一定に保たれていることがわかる。それに対し冷却部の温度は熱入力が 10 [W] ずつ上がるにつれ約 $15\text{ }^{\circ}\text{C}$ ずつ上昇している。熱入力を増加させると、加熱部の温度がほぼ一定に保たれるのに対し冷却部の温度が上昇するという傾向は 3.2 節のリザーバありの SUS OHP の実験結果と同じである。加熱部の温度はリザーバ温度より約 $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 高い $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ 付近で一定に保たれている。加熱部の温度がリザーバ温度よりも高い温度で保たれるという傾向も鉛直下向き方向リザーバ付き SUS OHP の実験結果と一致する。ただし本実験の方がリザーバ温度と加熱部温度の差が $5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以上大きい。どちらの OHP においても加熱部の OHP 配管内作動流体温度とリザーバ内の作動流体温度は等しいと仮定すると、リザーバの温度と加熱部の温度の差異は OHP の加熱部のコンフィグレーション（熱電対の貼り付け位置含む）が一因であると考えられる。SUS OHP は溝加工を行ったアルミニウム板で OHP 配管を挟み込んでいるのに対し double OHP では OHP 配管をアルミニウム板に載せてアルミテープで固定するという方法を取っている。また加熱部の熱電対は、SUS OHP では OHP 配管を挟み込んでいるアルミニウム板に貼りつけられているのに対し、double OHP では熱電対の位置は配管から約 5 [mm] 横方向に離れたアルミニウム板上面となっている。ヒータと熱電対の位置関係については、SUS OHP ではヒータと熱電対の間には厚さ 3 [mm] のアルミニウム板があるのに対し、double OHP ではヒータと熱電対の間のアルミニウム板の板厚は 1 [mm] である。以上より、double OHP では SUS OHP よりも加熱部熱電対と OHP 配管の間の熱抵抗が大きく、逆に加熱部熱電対とヒータの間の熱抵抗は小さいと考えられる。つまり、OHP 配管内作動流体温度がリザーバ温度と等しいとしても、試験コンフィグレーション上 double OHP の熱電対の方が SUS OHP の熱電対よりも OHP 配管内作動流体温度より高く計測されると推定される。他の要因としては、大気圧環境下と熱真空環境下という試験環境の違いによるヒートリーク量の違いなども考えられる。

Fig.3-27 に Test-D1 の各熱入力条件における熱コンダクタンスを示す。熱コンダクタンスは式(3-2)より求めている。式(3-2)の Q_{net} には加熱部への熱入力量を、 T_H と T_C はそれぞれ Fig.3-23 の T_H 、 T_C で示す熱電対で測定した各熱入力条件における熱平衡状態時の平均温度を使用して

いる。熱入力条件の増加とともに熱コンダクタンスは変化している。変化量はエラーバーで示す誤差の範囲を超えており、有意に変化していると言える。リザーバ付き OHP が熱真空環境下でも VC-OHP として機能していることがわかる。

Fig.3-28 に Test-D2 の実験結果として加熱部ヒータの発熱量と加熱部、冷却部、リザーバの温度及びリザーバ MLI 最外層の温度の時間履歴を示す。リザーバの温度を変化させると、それに追従して加熱部の温度も変化していることがわかる。また、いずれのリザーバ温度の条件においても加熱部はリザーバ温度より約 10[°C]高い温度に保たれている。本実験結果より、リザーバ付き OHP は VC-OHP として機能するだけでなく、動作温度をリザーバ温度付近で制御可能であることが実証できたといえる。Fig. 3-28 にはリザーバの MLI 最外層に取り付けた熱電対の温度 T_{amb} を周囲環境温度として示している。リザーバ制御温度を上昇させた際に、リザーバ温度制御用交流制御器の制御方式の都合上リザーバ温度が 60[°C]以上にオーバーシュートしたため T_{amb} も上昇しているが、それ以外では T_{amb} は一定に保たれており、Test-D2 実験中に OHP を取り巻く周囲温度は変化していないことがわかる。

Fig.3-29 Test-D3 の実験結果として加熱部ヒータの発熱量と加熱部、冷却部、リザーバ、周囲温度(T_{amb})の温度時間履歴を示す。シュラウド温度を上昇させると T_{amb} だけでなく、シュラウドと強く輻射熱結合している冷却部の温度 T_c も上昇しているが、加熱部温度 T_H はリザーバ温度より約 10[°C]高い温度で常に一定に保たれている。リザーバの温度を一定に保つと、冷却部の条件が変化しても加熱部の温度はリザーバ温度付近で一定に保たれることがわかる。冷却部温度が上昇しリザーバ温度に到達した時点 (time = 140 min) で、加熱部温度が急激に上昇し、同時に冷却部温度は下がっている。これは OHP がドライアウトしたときの振る舞いとして理解される。リザーバ付き OHP は冷却部温度がリザーバ温度を超えない範囲では VC-OHP として機能するが、冷却部温度がリザーバ温度を超えると機能喪失すると言える。Fig.3-29 はドライアウト直後にリザーバ制御温度を 25[°C]から 45[°C]に変更しているが、リザーバ温度が加熱部温度まで上昇した時点で OHP が再び起動し、加熱部がリザーバ温度である 45[°C]より 5～10[°C]高い温度で維持されている。リザーバ付き OHP は、Fig.3-28 に示すようにリザーバ制御温度を変化させることで能動的に OHP の動作温度を変えられるだけでなく、ひとたび機能喪失して加熱部の温度が上昇したとしてもリザーバ制御温度の設定を変更させることで再起動することができる可能性があると言える。

宇宙機ではその姿勢や軌道条件などによって放熱面の条件が変わる(放熱面への軌道熱入力量が変化するなど)ことがある。リザーバ付き OHP は、そのような場合でも機器搭載面の温度を一定に保つことが出来る可能性を示している。また、万一 OHP が機能喪失してもリザーバの制御温度を変更することで再起動可能であるという、直接 OHP のメンテナンスを行うことができない宇宙機に適用するにあたって重要な知見が得られた。

3.4 可視化実験によるリザーバの液量調整機能の調査

3.4.1 実験概要

3.2 節の実験から、リザーバ付き OHP の温度制御が行われるのは OHP の内圧がリザーバの圧力で制御されるためであることがわかった。リザーバのもう 1 つの機能としては、OHP 内の液量を調整することにあると考えられる。OHP 内部の液量を直接測定することは難しいためリザーバ内の液量を測定することでリザーバにより OHP 内部の液量がどのように調整されるのかを調べる。リザーバ内の気液の状態が見えるようにガラスで製作したリザーバを、3.2 節の実験で使ったステンレス製タンクの代わりに SUS OHP に接続し、リザーバ温度を一定にした状態で熱入力条件を変化させる実験を行い、熱入力量の変化に伴いリザーバ内液量がどのように変化するかを測定する。リザーバ温度による影響も調べるため、リザーバ温度は 3 通りの温度に設定して実験を行う。

3.4.2 実験装置

Fig.3-1 のリザーバを目盛付のガラス製リザーバに付け替えた。OHP は 2.2 節及び 3.2 節の実験に使用したのと同じ、内径 0.8 [mm]、外径 1.0 [mm] のステンレス鋼製配管で構成される SUS OHP である。実験装置概観を Fig. 3-30 に、外観を Fig.3-31 に示す。OHP の加熱部には 2.2 節と同じ、抵抗値 100 [Ω] のポリイミドシートヒータが取り付けられている。ヒータには電圧を印加するために松定プレシジョン製の直流電源 PK120-3.3 を接続している。加熱部と断熱部は周囲への熱リークを防ぐためポリエステル繊維の断熱材で覆われている。冷却部には 3.2 節の実験と同じく冷却ブロックをクランプで取り付けられている。冷却ブロック内には低温恒温水槽 TRL-35F から冷媒が流れる。

リザーバは内径 12 [mm]、外径 16 [mm] のパイレックスガラス製で、一端は 4 分の 1 インチの Swagelok® 製ウルトラトール継手に接続できるように加工されている。もう 1 端は半球形状となっている。リザーバの胴体部分長さは 190 [mm] で、5 [mm] ごとに目盛がついている。リザーバには、2.3 節でガラス OHP の加熱部に巻き付けたものと同じシリコンゴムヒータ SIL100 を全体に巻き付けた。シリコンゴムヒータの長さは 0.8 [m] で抵抗値は 80 [Ω] である。OHP とリザーバの間は外径 1.6 [mm]、内径 1 [mm]、長さ 550 [mm] のテフロンチューブで結んでいる。

熱電対は Fig. 3-30 に示す位置に、OHP とリザーバで合わせて 11 点取り付けている。それ以外にも冷却ブロックに接続されている銅製の冷媒配管の入り口側と出口側の温度も測定している。熱電対は全て線径 0.2 [mm] の T 型熱電対である。Fig.3-30 中に T_E で示す位置の熱電対は、チノー製のデジタルプログラム調節計 KP1000 に接続している。KP1000 はそれ自体では電源としては機能しないため、リザーバのシリコンゴムヒータは松定プレシジョン製の直流電源 PK120-3.3 に接続している。リザーバが一定温度に保たれるように KP1000 によりヒータの電力の PID 制御が行われる。KP1000 の精度は 0.1% である。本実験における熱電対の精度はクラス 2 相当 (T 型熱電対: $\pm 1^\circ\text{C}$) とする。 T_E 以外の熱電対全てと加熱部ヒータの電圧値及び電流値のモニタ用電線は Graphtec 製データロガー GL800 に接続し、サンプリング周波数 1 [Hz] でデータの記録を行う。データロガー GL800 の T 型熱電対の測定精度は 0.1% of rdg \pm 0.5 $^\circ\text{C}$ (rdg = reading, 測定値), 電圧の測定精度は $\pm 0.1\%$ of F.S. (F.S.=フルスケール, 本実験では 10 [V]) である。

3.4.3 実験条件

実験は大気圧中に OHP を水平に設置・リザーバを OHP に対し鉛直下向き方向に設置した状態で実施した。実験条件を Table 3-4 に示す。実験はリザーバ温度と冷却部温度を一定に保ちつつ、加熱部ヒータへの熱入力を変化させ、各熱入力条件で熱平衡に達するまで各部の温度を測定した。リザーバ温度は 30 [$^\circ\text{C}$]、40 [$^\circ\text{C}$]、50 [$^\circ\text{C}$] の 3 通りについて調べた。Table 3-4 に示すようにこれらをそれぞれ Test-G1, Test-G2, Teat-G3 とする。冷却用ブロック内冷媒温度は全てのケースで 10 [$^\circ\text{C}$] に制御した。加熱部への熱入力は 10 [W] または 20 [W] から 10 [W] 刻みで OHP にドライアウトの兆候が見られるまで、又はヒータの発熱量の上限 100 [W] に至るまで増加させた。リザーバ温度 30 [$^\circ\text{C}$] の時はヒータ熱入力条件 70 [W] でドライアウトが見られたためそれ以上の熱入力を負荷していない。リザーバ温度 40 [$^\circ\text{C}$] の時は 100 [W] 熱入力時にドライアウトの兆候が見られた。リザーバ温度 50 [$^\circ\text{C}$] では熱入力条件が 100 [W] に到達してもドライアウトは見られなかったが、発熱量の上限に達したためそれ以上の熱入力は負荷していない。

3.4.4 実験手順

実験開始前に、作動流体のリザーバ及びOHPへの封入を3.2.4項で示す方法で行った。ただし、リザーバに液を封入する際は、リザーバに封入率 100 [wt%]で作動流体を封入するとガラスが破損する恐れがあるため 80[wt%]程度の封入率になるように封入したのち、室温環境下で液面がリザーバ目盛の上から 3 本目の目盛り線に合うように、液を排出して封入量の調整を行った。その際のリザーバ温度(Fig.3-30 の ch9 の測定結果)は 26.7[°C]であった。その後 OHP とリザーバを接続し、OHP とテフロンチューブ内の真空引きを行った後 Fig. 3-7 の OHP 元弁とリザーバ元弁を開放して実験を開始した。作動流体のリザーバ及び OHP への作動流体の封入は実験の最初に 1 回だけ行い、Table 3-4 に示す条件の実験は封入し直すことなく実施した。

各熱入力条件で熱平衡に達し、またリザーバの液面の変化が起こらなくなったことを目視で確認した後、リザーバ液面の高さをリザーバの目盛と金型定規から 1 [mm]単位で読み取り記録した。

3.4.5 実験結果と考察

実験結果として各条件における温度時間履歴を Fig. 3-32 ~ 3-34 に示す。いずれのケースに置いても OHP 加熱部アルミニウム板面の温度(ch2, 3, 4)は、熱入力量が増加してもリザーバ温度から 5 [°C]程度高い温度で保たれており、ドライアウト直前まではリザーバによる温度制御が機能していることがわかる。また、Fig. 3-32 と 3-33 から、冷却面温度(ch8)がリザーバ温度まで上昇した時点で加熱部の温度が急上昇しドライアウトを引き起こしていることがわかる。

各熱入力条件時の熱平衡状態における OHP 内作動流体質量をリザーバ液面高さの読み値から求めた結果を Fig. 3-35 に示す。OHP 内作動流体質量 M_{OHP} は次のようにして求めた。リザーバ内液面高さの読み値から、リザーバ内の液体積 V_R を求める。リザーバ内が飽和状態であるとしてリザーバ温度 T_R での飽和状態の液密度 ρ_l を式(2-5)から求める。リザーバ内の作動流体質量 M_R は次式で表される。

$$M_R = \rho_l V_R \quad (3-4)$$

M_{OHP} は、OHP とリザーバ内に封入されている作動流体の全質量 M_{total} から M_R と OHP~リザーバ間の配管に存在する作動流体の質量 M_{tube} を引くことで求められる。

$$M_{OHP} = M_{total} - M_R - M_{tube} \quad (3-5)$$

M_{total} は、封入時の液面高さから求められるリザーバ内液体積と、その液面高さを測定した際の温度 26.7[°C]における飽和液密度 1.194 [kg/m³]から 25.52 [g]と求められる。

M_{tube} にはテフロンチューブだけでなくチューブの接続に使われている継手やバルブ部分に存在する作動流体質量も含まれている。内径が式(1-2)で表される SUS OHP のクリティカル半径より大きく、リザーバ出口の鉛直下向きに位置している継手やバルブ部分は液状態の作動流体で満たされていると仮定する。テフロンチューブの内径は 1.0 [mm]は HFC-134a のクリティカル半径以下でありテフロンチューブ内には作動流体は気液がプラグ上に分布した状態で存在していると考えられるため、テフロンチューブの全内容積 V_{tube} の半分に作動流体が液状態で存在すると仮定する。本実験中に観察されたテフロンチューブ内部の気液の分布状態などから、体積の半分に液が存在するという仮定は妥当であると考えられる。継手及びバルブ部分の体積を V_{valve} とし、これら全ての部分に存在する作動流体は T_R で飽和状態にあるとすると、 M_{tube} は次式で求

められる。

$$M_{tube} = \rho_l (V_{valve} + \frac{1}{2} V_{tube}) \quad (3-6)$$

HFC-134a の 30[°C] ~ 50[°C] の飽和状態における蒸気密度は液密度の 30 分の 1 から 16 分の 1 であるのでここでは蒸気の質量は無視して計算する。

Fig.3-35 から、どのリザーバ温度条件でも熱入力量の増加と共に OHP 内の作動流体質量が減少していることがわかる。次に、上記で求めた M_{OHP} と OHP 内体積 V_{OHP} 、作動流体の飽和状態における蒸気密度 ρ_v と液密度 ρ_l を用いて式(2-11)から、各熱入力条件時の OHP 内の液体積 V_l を求める。飽和温度は各熱入力条件における熱平衡状態時の加熱部の時間平均温度とし、 ρ_v は式(2-6)から求めた。Fig. 3-36 に求めた V_l を示す。リザーバ温度一定の条件下では OHP の加熱部温度は最大で約 5[°C] しか変動せず、液密度の変化は 2% 以下であるので熱入力量の変化に対する V_l の変化は Fig. 3-35 と殆ど同じ傾向を示している。低熱入力条件時のリザーバ制御温度の違いによる V_l の差異は小さいが、高熱入力条件下ではリザーバ温度による V_l の差異が大きくなる。熱入力量 40 [W] 以上の高熱入力条件において、同じ熱入力条件ではリザーバ温度が低いほど V_l が小さい。一方で、 $T_E = 30[°C]$ 、熱入力条件 70[W] の際の V_l と、 $T_E = 40[°C]$ 、熱入力条件 90[W] の際の V_l は $1.8 \pm 0.2[g]$ にありよく一致している。Fig. 3-32, 33 からどちらもほぼ動作限界時の熱入力条件である。つまり、OHP 起動直後の低熱入力条件時と OHP 動作限界時の V_l はリザーバ温度によらずに決まる可能性が示唆される。

1.1.3 項で述べたように、OHP 内の熱輸送は作動流体の潜熱と顕熱で行われる。リザーバ温度一定で熱入力量を増加させると加熱部の温度が一定に保たれたまま OHP 内の液体積は減少するという実験結果から、OHP の潜熱輸送量が増加しているということが考えられる。液体積が減少すると潜熱輸送量が増加するため冷却部の温度が上がり、加熱部温度と冷却部の温度差が縮まっていくと考えられる。冷却部温度が加熱部温度にほぼ等しくなるまで上昇した動作限界では、それ以上液が減少すると気液の自励振動が起こらない限界まで液が減少しているためそれ以上熱入力を与えると OHP がドライアウトするのではないかと予想される。同じ熱入力条件でもリザーバ温度が低いほど OHP 内の液質量と液体積が小さい。リザーバ温度が低く加熱部温度が低いということは、本実験のように冷却部の温度一定の条件下では加熱部と冷却部の温度差がより小さいということであり、上記と同様にして考えるとリザーバ温度が低いほど潜熱輸送量の割合が大きくなっていると想定される。ただし、OHP 内の液の質量と体積の減少を潜熱輸送量の割合の増加だけで説明できるとは限らず、OHP 内の液量と熱輸送量の相関を定量的に評価する必要がある。

3.5 リザーバ付き OHP 内の液量と熱輸送量の相関

3.5.1 熱平衡状態の熱輸送モデル

リザーバにより OHP 内の液量が調整されることにより OHP の熱輸送量がどのように変化するかを評価するために、OHP 内の液量から熱輸送量を以下の計算により求める。

OHP 内の熱輸送モデルとして Fig.3-37 に示すような顕熱及び潜熱輸送モデルを考える。顕熱輸送は液スラグにのみ担われ、潜熱輸送は蒸気プラグにより担われると仮定する。相変化は蒸気

プラグと壁面間で起こる．飽和状態にある蒸気プラグが飽和温度よりも温度が低い冷却部の壁面と接触することで蒸気プラグと冷却部壁面間に薄い液膜が生じる．蒸気プラグが加熱部へ移動すると，飽和温度よりやや温度の高い加熱部壁面に接触し液膜が蒸発する．2.3.5 項で述べたように，先行研究から OHP 内の気液に動きがある場合，液スラグと液膜が存在し，加熱部では液膜の蒸発が起きていると考えられている．ここでは液膜は凝縮部にて蒸気プラグ内の蒸気が壁面で凝縮して形成されたとする Ma ら[34]の説を採用する．

このように潜熱輸送は蒸気プラグ内に生じる液膜により行われる．OHP 全体の熱輸送量は顕熱輸送量と潜熱輸送量の合計で表される．

$$Q_{total} = Q_{sen} + Q_{lat} \quad (3-7)$$

熱平衡状態においては，加熱部における OHP への入熱量 Q_{in} (ヒータの発熱量 Q_{heater} からヒートリーク量 $Q_{heatleak}$ を差し引いた値)と冷却部における熱輸送量 Q_{out} は共に Q_{total} と等しい．

$$\begin{aligned} Q_{total} \\ &= Q_{in} = Q_{heater} - Q_{heatleak} \\ &= Q_{out} \end{aligned} \quad (3-8)$$

以下，冷却部における熱輸送量 Q_{out} を求める． Q_{out} は壁温より温度の高い液スラグが冷却部壁面に接することによる顕熱輸送量と蒸気プラグ内の蒸気が冷却部壁面で凝縮することによる凝縮熱輸送量の合計で求められる．

OHP 全体の熱輸送量は，配管 1 本あたりの熱輸送量を q とすると OHP 全体の配管本数 N から以下の式で求められる．

$$Q_{total} = N \cdot q \quad (3-9)$$

$$q = q_{sen} + q_{lat} \quad (3-10)$$

式(3-10)の q_{sen} ， q_{lat} はそれぞれ配管 1 本あたりの顕熱輸送量と潜熱輸送量である． q_{sen} は，顕熱の熱伝達率 h_{sen} と液スラグと壁面の温度差，壁面との接触面積から求められる．液スラグ及び壁面はそれぞれ温 T_l ， T_w で一様と仮定する．

$$q_{sen} = h_{sen} (T_l - T_w) \pi D L_l \quad (3-11)$$

D は OHP 配管内径， L_l は液スラグの長さを表す．顕熱の熱伝達係数は单相強制対流熱伝達に関する Dittus-Boelter の式から求められる．

$$h_{sen} = 0.023 \text{Re}_l^{0.8} \text{Pr}_l^{0.4} \left(\frac{k_l}{D} \right) \quad (3-12)$$

k_l は液の熱伝達係数を表す． Pr_l は液のプラントル数であり， k_l と液の粘性係数 μ_l ，定圧比熱 cp_l から次式で求められる．

$$\text{Pr}_l = \frac{\mu_l cp_l}{k_l} \quad (3-13)$$

式(3-13)中の Re_l は液レイノルズ数であり次式で定義される．

$$\text{Re}_l = \frac{G_l(1-x)D}{\mu_l} \quad (3-14)$$

G_l は液の質量流量を表し，次式で定義される．

$$G_l = \rho_l u_l \quad (3-15)$$

x はクオリティを表す．クオリティとは単位体積当たりの蒸気と液の質量流量割合である．ここでは蒸気と液の速度は等しいと仮定しているため， x はOHP内の液体積割合 ϕ と蒸気の密度 ρ_v から次式で求められる．

$$x = \frac{(1-\phi)\rho_v}{\bar{\rho}} \quad (3-16)$$

液体積割合 ϕ はOHP内の作動流体の全体積 V_{total} に対する液体積 V_l の比で定義される．

$$\phi = \frac{V_l}{V_{total}} \quad (3-17)$$

ここではOHP内の蒸気プラグの密度は ρ_v で一樣，液スラグの密度は ρ_l で一樣であると仮定する．平均密度 $\bar{\rho}$ は x 及び ρ_v と液の密度 ρ_l との間に次式で表される相関を持つ．

$$\frac{1}{\bar{\rho}} = \frac{x}{\rho_v} + \frac{1-x}{\rho_l} \quad (3-18)$$

式(3-16)，(3-18)より x は次式で表される．

$$x = \frac{(1-\phi)\rho_v}{\phi\rho_l + (1-\phi)\rho_v} \quad (3-19)$$

配管 1 本あたりの潜熱輸送量 q_{lat} は顕熱輸送の式(3-11)同様に次式で表される．蒸気プラグは温度 T_v で一様とする．

$$q_{lat} = h_{lat} [T_v - T_w] \pi D L_v \quad (3-20)$$

L_v は蒸気プラグの長さを表す．式(3-20)に h_{lat} で表される潜熱の熱伝達係数は，Shah[57]により提案された，Dittus-Boelter の式を修正した次式から求められる．Shah は管内凝縮について，水やフロン系冷媒，アルコール等多くの物質の広範囲にわたる実験データより次式を提案している．

$$h_{lat} = 0.023 \text{Re}_l^{0.8} \text{Pr}_l^{0.4} \left(\frac{k_l}{D} \right) \left[(1-x)^{0.8} + \frac{3.8x^{0.76}(1-x)^{0.04}}{(P_v/P_{cr})^{0.38}} \right] \quad (3-21)$$

OHP 内の気液の総重量から以上の式を用いて熱輸送量を求める．OHP 内の気液の総重量を M_{total} ，OHP 全内容積を V_{total} とすると，全液スラグの質量 M_l と体積 V_l ，全蒸気プラグの質量 M_v と体積 V_v は以下で表される．

$$V_l + V_v = V_{total} \quad (3-22)$$

$$M_l + M_v = M_{total} \quad (3-23)$$

OHP 内の気液の密度は一様であると仮定しているため，

$$\rho_l V_l = M_l \quad (3-24)$$

$$\rho_v V_v = M_v \quad (3-25)$$

となる．式(3-22)～(3-25) より，

$$V_l = \frac{M_{total} - \rho_v V_{total}}{\rho_l - \rho_v} \quad (3-26)$$

$$V_v = \frac{\rho_l V_{total} - M_{total}}{\rho_l - \rho_v} \quad (3-27)$$

となる．

3.5.2 実験から得られた液重量を元にした熱輸送量の計算

3.5.1 項のモデルに従って，3.4 節のリザーバ可視化実験における熱平衡状態時の熱輸送量を，

実験から得られた OHP 内の作動流体質量を使って計算から求める．ただしここでは下記を仮定する．

1) 加熱部及び冷却部は壁温一定の等温壁，断熱部は壁面と気液の熱交換を考慮しない断熱壁である．

2) OHP 内の気液はリザーバ温度で飽和状態にあり，冷却部に入る蒸気温度と液温度はリザーバ温度に等しい．

$$T_v = T_l = T_{sat}(P_R) = T_R \quad (3-28)$$

3) 蒸気プラグと液スラグは OHP の各管の加熱部，断熱部，冷却部に均等に配置している．つまり，1 本の管の冷却部に存在する蒸気プラグの長さ L_v と液スラグの長さ L_l は，蒸気あるいは液全体の体積を管断面積 A と OHP の管本数 N で割って求めた 1 本の管に存在する蒸気プラグと液スラグの長さの合計に OHP 全体の長さ（冷却部長さ L_C ，断熱部長さ L_A ，加熱部長さ L_H の合計の長さ）に対する冷却部長さ L_C の比をかけることで求められる．

$$L_v = \frac{V_v}{N \cdot A} \times \frac{L_C}{(L_C + L_A + L_H)} \quad (3-29)$$

$$L_l = \frac{V_l}{N \cdot A} \times \frac{L_C}{(L_C + L_A + L_H)} \quad (3-30)$$

4) 冷却部を流れる気液の速度は一定で，蒸気プラグと液スラグの速度は等しい．

$$u_v = u_l \quad (3-31)$$

計算の条件は，3.4 節の実験に使用した OHP の緒元及び飽和状態における HFC-134a の物性値より Table 3-5 の通りである．ただし液スラグの速度 u_l はまずは簡単のために一定値を仮定し，リザーバ温度 50 [°C] 条件において値を変えた場合の影響について調べる．

気液の速度条件を全て 0.035 [m/s] とし，OHP 内の気液総重量として Fig.3-35 に示す実験結果を用いて熱輸送量 Q_{total} を計算した結果を実験結果と共に Fig.3-38 に示す．実験結果のリザーバ温度 30 [°C], 40 [°C] の計算結果は実験結果とよく一致しているがリザーバ温度 50 [°C] の結果は，動作限界に近い高熱負荷時及び低熱負荷時で実験結果との乖離が大きい．比較的实验結果と一致しているリザーバ温度 30 [°C], 40 [°C] の場合でも，高熱輸送量時と低熱輸送量時には実験結果との差異が大きくなるという，50 [°C] の結果と同様の傾向が見られる．この理由の 1 つとして，OHP 内の気液が，加熱部・断熱部・冷却部の 3 ヶ所に均等に配置していると仮定している点が挙げられる．実際には加熱部にはより蒸気が多く，冷却部にはより液が多い状態で存在していると考えられる．そのため，高熱輸送量時には実際の熱輸送量よりも小さく見積もってしまい，逆に低熱輸送量時には実際の熱輸送量よりも大きく見積もってしまうと考えられる．

その他の理由の 1 つとして，OHP 内の気液の速度が熱負荷量によらず一定と仮定していることが考えられる．OHP 内の気液は全てリザーバ温度で飽和状態にあると仮定しているため，リ

ザーバ温度一定の条件下では OHP 内の液の物性値も一定である。このとき顕熱及び潜熱輸送の熱伝達係数は、式(3-12), (3-21)より速度にのみ依存する。

熱輸送量に対する液スラグの速度 u_l の影響を調べるために、リザーバ温度 50 [°C] の条件で気液の速度を 0.02, 0.035, 0.05 [m/s] と変えて OHP 内気液の総重量に対する熱輸送量の計算を行った。計算結果を実験結果と共に Fig. 3-39 に示す。速度 0.02 [m/s] の熱輸送量計算結果は低熱輸送量時の実験結果によく一致しているが熱輸送量が大きくなるにつれ実験結果からの乖離が大きくなる。逆に、速度 0.05 [m/s] の熱輸送量計算結果は、熱輸送量 80 [W] 程度までは実験結果との差異が大きいが、80 ~ 100 [W] で実験結果に近づく。低熱輸送量時は気液の速度が小さく、熱輸送量が大きくなるにつれ速度が大きくなると言える。

リザーバ温度を 50 [°C] として速度を変えて熱輸送量を計算した結果について、OHP 内気液重量に対する潜熱輸送量と顕熱輸送量の内訳を Fig. 3-40 に示す。OHP 内の気液重量が大きく熱輸送量が小さいときは顕熱輸送が支配的であるが、OHP 内の気液重量が小さくなり総熱輸送量 Q_{total} が大きくなるにつれ次第に顕熱輸送量が小さくなり潜熱輸送量が大きくなるという傾向が速度によらず見られる。液量が多い場合は u_l がどのような値であっても潜熱輸送量は殆どなく熱輸送の大部分は顕熱輸送により行われる。OHP 内の作動流体質量が大きく熱輸送量が小さいときは、液の速度を実際よりも大きく仮定すると顕熱輸送量を過大に見積もることになる。また、液量が小さくなると、全体の熱輸送量のうち潜熱輸送が占める割合が大きくなり、速度を実際よりも小さく仮定すると潜熱輸送量、顕熱輸送量共に小さく見積もることになる。

リザーバ温度一定の条件にて、実際に u_l が OHP 内の作動流体質量の変化に応じて変わりうるかについて検討する。OHP 内部の液の速度は、液に働く力、すなわち液の前後の蒸気プラグの圧力差と、壁面とのせん断応力の合力で決まる。蒸気と壁面の顕熱輸送を無視し、相変化は蒸気と壁面の接触部分でのみ起こると仮定しているため、蒸気の圧力は壁面上の液膜が蒸発することで上昇し、蒸気の一部が凝縮して液膜が生じることで低下する。OHP 内部の液重量が小さくなり蒸気の体積が大きくなり潜熱熱伝達係数が大きくなると、単位体積あたりの凝縮量が大きくなり、液の前後の蒸気の圧力変化が大きくなる。そのため、気液の速度は液重量が多い場合よりも大きくなると考えられる。

OHP 内の作動流体質量により顕熱輸送と潜熱輸送の割合が変わることは液体積割合の変化からも説明できる。OHP 内の液量リザーバ温度 50 [°C] の際のそれぞれの気液重量条件における液体積割合とクオリティの計算結果を Fig.3-41 に示す。OHP 内作動流体質量の減少と共に液の体積割合も減少する。つまり OHP 内の蒸気プラグの長さが長くなっているということであり、凝縮熱伝達量が増加する。反対に液スラグの長さは短くなるため、顕熱輸送量は減少する。ある飽和温度の液の速度を一定とした場合、式(3-12)より顕熱伝達係数は一定となり、顕熱輸送量は熱伝達面積に比例する。Fig.3-35 で顕熱輸送量が気液重量に対して線形に変化しているのはこのためである。潜熱伝達係数は速度だけでなくクオリティにも依存するため、速度一定の場合でも潜熱伝達係数は一定とはならないが、蒸気の密度は液密度の約 20 分の 1 と小さく、また気液の速度は等しいと仮定しているため、Fig.3-41 に示すように封入量が 0.97 から 0.68 まで変化してもクオリティの変化は 0.002 から 0.033 程度までにとどまっており、クオリティの変化による潜熱伝達係数の変化も小さいため、Fig.3-40 に示すように潜熱輸送量は作動流体質量に対してほぼ線形に変化する。

潜熱輸送量と顕熱輸送量の割合に関する同様の傾向はリザーバ温度 30 [°C], 40 [°C] の結果についても見られる。Fig.3-42, 3-43 に、気液速度は 0.035 [m/s] で一定とした場合のそれぞれリザーバ温度 30 [°C], 40 [°C] の熱輸送量計算結果を示す。OHP 内の気液重量が大きく熱輸送量が小さい場合は顕熱輸送が支配的になり、反対に気液重量が小さく熱輸送量が多い場合は潜熱輸送量

が支配的になるという傾向はリザーバ温度 50 [°C]のときと同様であるが、ほとんどのケースにおいて潜熱輸送量が顕熱輸送量の倍以上大きく、潜熱輸送が支配的であるという点でリザーバ温度 50 [°C]の場合と異なる。Fig.3-44 に、各リザーバ温度における熱輸送量と液体積割合の関係を示す。同じ熱輸送量時であってもリザーバ温度によってそのときの OHP 内の液体積割合は異なり、リザーバ温度が高くなるほど液体積割合は大きくなっていることがわかる。同じ熱輸送量でもリザーバ温度 50 [°C]の場合は顕熱輸送量が大きく、リザーバ温度が低くなるにつれ潜熱輸送の割合が増す。同じ熱輸送量でもリザーバ温度が異なると OHP 内の液体積割合が異なるのは、飽和状態における作動流体の液及び蒸気の密度が異なるためであると考えられる。飽和温度が高い方が液密度が小さくなり液体積が増すため、リザーバ温度を上げた時にはリザーバ内の液が OHP へ移動する。OHP 内の液体積が増し、潜熱輸送量が減少し顕熱輸送量が増加する。そのため OHP 加熱部の温度が上昇し、再びリザーバ温度に近づくのではないかと考えられる。逆にリザーバの温度を下げた場合には液が OHP からリザーバへ移動し、OHP 内の液体積が減少する。OHP 内液体積が減少すると潜熱輸送量が増加するため、加熱部の温度が低下し、リザーバ温度に近づくと考えられる。このように、リザーバはリザーバ温度一定の際に OHP 内の液量を調整するだけでなくリザーバ温度を変化させた際にも、OHP 内の液量を調整することにより OHP の熱輸送量が制御されていると考えられる。

3.5.3 熱輸送量計算のまとめ

本節での計算は 3.4 節の実験で得られたリザーバの液体積を元に行っている。実験で測定されたリザーバ液体積からリザーバ内の液質量を求め、全作動流体質量からリザーバ内液質量とテフロンチューブをはじめとするその他の部分の液質量を引くことで OHP 内の作動流体質量を求めている。OHP 内の液体積と蒸気体積は OHP 内の作動流体質量から求めているが、このとき OHP 内はリザーバと同じ温度で飽和状態にあると仮定している。このように、ある熱輸送量時における OHP 内の液体積と蒸気体積は実験結果（リザーバ液体積測定結果）と仮定した条件（OHP 内がリザーバ温度で飽和状態にあること）に基づいて求められている。

3.4 節の実験から、リザーバ温度一定で OHP の熱輸送量（熱入力量）が増加すると OHP 内の蒸気体積が増加することや、熱入力量一定でリザーバ温度が低くなると蒸気体積が増すことがわかり、それには全熱輸送量に対する潜熱輸送量の割合が増加することが関係すると推察された。蒸気体積の増加だけでは潜熱輸送量の増加を占めすことは出来ないため、実際に潜熱輸送と顕熱輸送の熱伝達率を計算し、それぞれの熱輸送量を熱伝達率と OHP 内の液体積と蒸気体積から計算したのが本項の内容である。液体積と蒸気体積から熱輸送量を計算する際にも、蒸気と液が OHP 内に均等に配置されているという仮定を置いている。また、熱伝達率の計算に必要な液の速度は一定値を仮定し、値を変えることで速度の変化が熱輸送量に及ぼす影響を調べている。より実際に近い熱輸送量の算出のためには、Shafii [32, 50]や Ma [34]ら研究に代表されるように液スラグと蒸気プラグの運動を解いて速度を得る方法が想定される。

熱輸送量の計算結果より、リザーバ一定温度の条件下で熱入力量が増加すると潜熱輸送量の割合が増加すること、また熱入力量一定の条件でリザーバ温度を下げると潜熱輸送量の割合が増加することを示し、リザーバにより液量が調整されることにより OHP 内の潜熱及び顕熱輸送量が制御されることが示された。

3.6 リザーバ付き OHP の起動と動作限界

3.2, 3.4, 3.5 節の研究結果から、リザーバ付き OHP はリザーバにより OHP 内部の圧力と液量が調整されることにより OHP 加熱部の温度と熱輸送量が制御されることがわかった。リザーバ付き OHP の現象をさらに理解し、実際に実機に適用するためにはその起動と動作限界がどのように起こるのかを理解する必要がある。熱輸送デバイスとして実機で使用する際は、起動するまで或いは動作限界に至ったあとでは OHP は熱輸送デバイスとして機能しないということになるため、起動に要する条件と動作限界に至る条件を把握しておくことが非常に重要である。

リザーバ付き OHP は起動すると加熱部温度がリザーバ温度とほぼ等しくなるため加熱部温度がリザーバ温度まで上昇するということが条件として考えられる。本節ではリザーバ付き OHP が起動する際の物理現象を把握するために、リザーバと OHP 全てが可視化できる実験装置を用いてリザーバ一定温度条件にて可視化実験を行う。OHP 起動後は OHP 加熱部への熱入力を増加させ、OHP とリザーバでどのような現象が起きるかを観察した上で、リザーバ付き OHP の起動とリザーバ ~ OHP 間で起こる物理現象について議論する。

3.3 節の実験結果から、リザーバ温度一定条件下でリザーバ付き OHP が動作限界に至るのは、熱入力量の増加と共に冷却部温度が増加し加熱部温度にまで達したときであるということが分かった。また、3.4 節の実験と 3.5 節の計算から、リザーバ付き OHP は熱入力増加とともに OHP 内部の液体積が減少し、動作限界時は液体積が最小状態になっていることがわかった。一方リザーバ付き OHP の起動に関しては、リザーバ付き OHP は起動すると加熱部温度がリザーバ温度とほぼ等しくなるため加熱部温度がリザーバ温度まで上昇するということが条件として考えられる。本節では 2 章のリザーバ無し OHP の動作限界との比較を行った上で、リザーバ付き OHP の動作限界について議論を行う。

3.6.1 可視化実験

3.6.1.1 実験装置

リザーバ付き OHP の起動の現象を理解するために、OHP とリザーバの両方を可視化する実験を行った。2.3 節で使用したガラス OHP (Fig.2-18 参照) にガラス製リザーバをテフロンチューブを介して接続した。実験装置概観を Fig. 3-45 に、外観を Fig.3-46 に示す。リザーバは OHP に対して鉛直下向き (Fig. 3-45(a)と Fig. 3-46 参照) と、鉛直上向き (テフロンチューブとリザーバの接続口がリザーバの上方になる状態, Fig. 3-45(b)参照)との 2 通りに設置した。作動流体には HFC-134a を封入している。

OHP の加熱部には 2.3.2 項と同じ、ヒータ線径 2.5 [mm]、長さ 1 [m]のシリコンゴムヒータ SIL100 が 2 本巻き付けられている。2 本のヒータ線は並列に接続されており、ヒータ全体の抵抗値は 51[Ω]である。ヒータには電圧を印加するために松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3 を接続している。2.3 節のガラス OHP 単体の実験と同様に、可視化を行いやすくするために積極的な冷却は行わず自然空冷とするため、OHP の加熱部以外の部分が全て冷却部となる。可視化のために、冷却部だけでなく加熱部にも断熱材は取り付けない。ただし、ガラス OHP 背面側 (机上に設置している側) にはガラス管内の気液の動きを見えやすくするためと、ガラスを保護するために厚さ 5 [mm]の灰色のポリウレタンシートを敷いている。そのため冷却部背面側からの積極的な自然空冷による冷却は期待されない。

リザーバは内径 12 [mm]、外径 16 [mm]のパイレックスガラス製で、一端は 4 分の 1 インチの Swagelok®製ウルトラツール継手に接続できるように加工されている。もう一端は半球形状となっている。リザーバの胴体部分長さは 250 [mm]で、10 [mm]ごとに目盛がついている。リザーバには、2.3 節でガラス OHP の加熱部に巻き付けたものと同じシリコンゴムヒータ SIL100 を全体に巻き付けた。シリコンゴムヒータの長さは 0.6 [m]で抵抗値は 58.5 [Ω]である。リザーバのヒータと制御用熱電対はリザーバの液が溜まる部分がヒータで温度制御されるように、リザーバ設

置方向によりヒータの取付け位置を Fig. 3-45 に示すように付け替えた。OHP とリザーバの間は外径 3.175 [mm], 内径 1.6 [mm] のテフロンチューブで結んでいる。テフロンチューブは途中で継手を介しており、継手部分を含めた全長は 300 [mm] である。

熱電対は Fig. 3-45 に示す位置に、OHP とリザーバで合わせて 4 点取り付けている。Fig. 3-45 中に T_E で示す位置の熱電対は、チノー製のデジタルプログラム調節計 KP1000 に接続している。KP1000 はそれ自体では電源としては機能しないため、リザーバのシリコンゴムヒータは松定ブレンジョン製の直流電源 PK120-3.3 に接続している。リザーバが一定温度に保たれるように KP1000 によりヒータの電力の PID 制御が行われる。 T_E 以外の熱電対全てと加熱部ヒータの電圧値及び電流値のモニタ用電線は Graphtec 製データロガー GL800 に接続し、サンプリング周波数 2 [Hz] でデータの記録を行う。実験中の OHP の撮影は 2.3 節の実験で用いたのと同じキヤノン製 HD ビデオカメラ iVVIS HF G20 で行った。

3.6.1.2 実験条件と実験手順

OHP とリザーバには 3.2.4 項で示した方法で作動流体を封入した。ガラス OHP は 2.3 節の実験と同様に 10 度傾けたボトムヒート状態にて設置した状態で、リザーバのみ設置方向を 2 通りに変えて実験を行った。実験条件を Table 3-6 に示す。実験はリザーバ鉛直下向き方向設置の場合の Test-H1 と、リザーバ鉛直上向き方向設置の Test-H2 の 2 つを実施した。どちらもリザーバの温度制御を開始したのち OHP の加熱部ヒータを on にし、OHP が起動した後に熱平衡まで実験を実施している。Test-H2 ではさらにリザーバ温度一定の状態に加熱部ヒータへの熱入力を増加させ、増加直後の OHP 内部の状態を観察している。増加後は再びヒータ熱入力量を下げ、熱入力が減少した際の OHP 内部の状態を観察した。

3.6.1.3 実験結果

Test-H1(リザーバ鉛直下向き方向設置)の実験結果として各部の温度履歴を Fig. 3-47 に示す。リザーバを制御温度 35 [°C] に維持した状態で OHP のヒータを発熱させると、OHP 加熱部の温度 (Fig. 3-38 中の T_H で測定した温度) がリザーバの温度 (Fig. 3-45 中の T_R で測定した温度) に達するまでは OHP 内では気液に動きは見られなかったが、加熱部の温度がリザーバ温度を超えた瞬間、1 本のガラス配管内の加熱部に位置する液スラグ内で沸騰が起こり、液スラグ内に気泡が発生するのが観察された。発生した気泡は加熱部から冷却部へ向かう方向に流れているのが見られた。Fig. 3-48 にその時点の加熱部付近のガラス配管の様子を示す。Fig. 3-48 から、発生した気泡が加熱部から冷却部へ向かう方向へ流れ、それに押される形で加熱部の液スラグ及び蒸気プラグが冷却部へ向かう方向へ移動しているのがわかる。加熱部での気泡発生直後、加熱部の温度が下がるのが確認された。加熱部から冷却部へ液スラグと蒸気プラグの移動が開始された時点で冷却部の温度が上昇し、気液の動きは他の管へと伝搬し、やがて OHP 全体に気液の動きが開始されるのが観察された。加熱部から冷却部へ液スラグと蒸気プラグの移動が開始された時点で冷却部の温度 (Fig. 3-45 中の T_C で測定した温度) が上昇し、その後 OHP 全体の気液の動きが定常化するに従い冷却部の温度が徐々に上がり、加熱部の温度はリザーバ温度まで再び上昇して熱平衡状態となった。

Test-H2(リザーバ鉛直上向き方向設置)の実験結果として各部の温度履歴を Fig. 3-49 に示す。Test-H1 同様、加熱部温度が上昇中には OHP 内に気液の動きは観察されなかった。リザーバ鉛直下向き方向設置の場合に OHP 加熱部の温度がリザーバ温度まで上昇した時点で加熱部での沸騰が見られたのに対し、リザーバ鉛直上向き方向設置の場合には加熱部温度がリザーバ温度に達する前、リザーバ温度よりも 2 [°C] 低い温度まで上がった時点で 1 本のガラス配管内の加熱部に位置する液スラグにて沸騰の開始が観察された。Fig. 3-50 にその時点の加熱部付近のガラス配管の様子を示す。Test-H1 の実験で見られたように、加熱部での気泡発生後加熱部の温度が下がり、液スラグと蒸気プラグが加熱部から冷却部へと移動後冷却部の温度が上昇した。加熱部の温度は Test-H1 と同じように再び上昇するのが見られた。

OHP が起動したのち熱平衡状態に至ったあと、リザーバ温度一定のまま加熱部のヒータ発熱量を増加させると、リザーバの液面が上昇する一方で OHP 内部の液体積が減少し蒸気体積は増加するのが観察された。Fig.3-51 にヒータ発熱増加前後の加熱部付近の管内の気液の状態を示す。Fig. 3-51(a)が熱負荷を増大させる前、Fig. 3-51(b)が熱負荷増大後を示している。Fig. 3-51(a)に比べ Fig. 3-51(b)は明らかに蒸気プラグの長さが長くなり個数も増加している。リザーバ温度一定の状態加熱部への熱負荷を 4.5 [W]に下げた際の加熱部付近の管内では、リザーバに近い管から徐々に液が増えていき、さらに液量の増加が他の管へと伝搬して行っているのが観察された。

3.6.2 リザーバ付き OHP の起動

加熱部温度がリザーバ温度付近まで上昇するまで OHP が起動せず、加熱部温度がリザーバ温度に至った時点で加熱部液スラグ内で沸騰が見られたという 3.6.1.3 項のリザーバ鉛直下向き方向設置の実験結果から、リザーバ付き OHP の起動の現象は次のようにして起こると推測される。

リザーバ付き OHP でリザーバを一定温度に保ちつつ OHP が起動するまでの間、OHP 加熱部の内圧はリザーバの制御温度に対応する飽和蒸気圧に支配されている。加熱部に存在する液スラグの温度がその飽和蒸気圧における沸点つまり飽和温度を超えない限りは沸騰が起こらない。液スラグ内での沸騰が起こると加熱部に近い蒸気プラグの圧力が高くなり、液スラグ前後の蒸気プラグの間で保たれていた圧力平衡状態が局所的に崩れ、液スラグと蒸気プラグは冷却部に向かって動き出す。OHP が起動する温度は OHP の管と液スラグの間の熱抵抗にも依存し、熱抵抗が大きければ液スラグがリザーバ温度に達するまで加熱部管温度はリザーバ温度を超えて上昇することになる。沸騰後に加熱部の温度が下がるのは、伝熱面表面で沸騰が起き加熱部の伝熱面（ガラス管壁）の温度が下がるからであると考えられる。加熱部付近の液スラグと蒸気プラグが冷却部へ輸送されることで加熱部の熱が冷却部へ輸送される。そうすると伝熱面温度が低くなり飽和温度からの過熱状態が抑えられるため、ひとたび OHP が起動したのちは加熱部での沸騰は停止し、それにより伝熱面と作動流体間の熱伝達率が上昇するため再び加熱面温度が飽和温度まで上昇するのではないかと考えられる。ただし、OHP 起動後は気液の動きがあり仮に沸騰停止していたとしても判別しにくく、OHP 起動直前である沸騰の開始は確認できたが沸騰の停止を明確に確認することは出来なかった。

3.6.3 リザーバによる液量調整の現象

VC-OHP 起動後リザーバ温度一定の状態加熱部への熱入力を増大させると OHP 内部の液量が減少しリザーバ内の液量が増加するという Test-H2 で見られた現象は以下に示す過程で起こるのではないかと考えられる。熱入力増加前を Fig. 3-52(a)として、現象の過程を Fig.3-52(a)～(c) に示す。ここでは、2.3.5 項や 3.5.1 項に述べたように、先行研究に従い OHP が起動していて気液の動きがある場合、蒸気プラグが壁面と接する部分に液膜が存在し、加熱部では液膜の蒸発が起こるとする。

1) 加熱部ヒータから加熱部伝熱面(加熱部の OHP 管壁)への熱流束が増大し、加熱部伝熱面の温度が上昇する。

2) 加熱部伝熱面から加熱部に存在する蒸気プラグへの熱流束が増大するため蒸気プラグの内圧が増加する。蒸気プラグの内圧が増加するのは、Fig. 3-52(b)に示すように蒸気プラグの壁面に存在する液膜からの蒸発量が増えるためではないかと考えられる。

3) 一時的に OHP 内部の蒸気プラグの圧力がリザーバ内圧よりも高くなり、Fig. 3-52(c)に示すように OHP 加熱部の液が蒸気プラグに押されてリザーバへ移る。

- 4) OHP の加熱部から冷却部に流れる蒸気体積が増え液体積が減り、潜熱輸送量が増加する。
- 5) 冷却部伝熱面温度が増加する。
- 6) 3)により、加熱部の伝熱面の温度上昇が止まる。
- 7) 加熱部伝熱面から加熱部に存在する蒸気プラグへの熱流束の増加が止まり、蒸気プラグ圧力の増加が止まる。
- 8) OHP からリザーバへの液の流れが止まる。

熱入力を減少させた場合は逆に、加熱部の蒸気プラグでの液膜の蒸発量が低下し、蒸気プラグの圧力がリザーバ内圧よりも下がるためにリザーバから液が OHP へと液が流れるのではないかと考えられる。そのため、リザーバと OHP の間の配管がリザーバの気相につながっている状態（重力効果ではリザーバの液が OHP に供給されない状態）であってもリザーバから液が供給されるのではないかと推測される。

3.6.4 リザーバ付き OHP の動作限界

3.3 節の実験で見られたように、リザーバ一定温度の条件下で加熱部への熱入力を増加させていくと、冷却部伝熱面の温度が上昇し、加熱部温度（リザーバ温度にほぼ等しい）に達した時点でドライアウトが起こっている。3.6.2 項で述べたように、リザーバ一定温度の条件下では加熱部への熱入力増大と共に OHP 内部の液体積は減少し、潜熱輸送量が増加するために冷却部の伝熱面(OHP 管壁)温度が上昇すると考えられる。OHP 内部は常にリザーバ温度の飽和状態で支配されているため、冷却部ではその飽和温度より高い温度で凝縮を起こすことはできない。冷却部の温度がリザーバ温度に近づき、ほぼ等しくなった時にリザーバ付き OHP は動作限界を迎える。この時の VC-OHP の内部はそのリザーバ温度での作動時の最小液体積となっていると考えられる。

2 章ではリザーバ無しの OHP の動作限界について調査を行い、液体積や液スラグの体積が動作限界に影響を及ぼすことを示した。封入率が大きい場合は熱入力増加とともに OHP 内の液体積が増加し最終的に OHP 内容積を占めるまでに至ることで OHP は動作限界に至り、逆に封入率が小さい場合は液スラグの体積が減少することで動作限界に至る。リザーバ付き OHP では OHP 内の液体積はリザーバとの間で調整され、上記のように液体積の増減が直接 OHP の動作限界に影響することはない。ただし、そのようにリザーバ付き OHP が機能するためにはリザーバの内容積と、リザーバと OHP の系全体に封入されている作動流体封入質量に閾値が存在する。

液密度が飽和温度が低いほど大きくなるような作動流体の場合、作動流体の全封入質量の閾値は 2 段階にあると考えられる。1 段階目はリザーバ無しの OHP と同様に OHP を起動させるために最低限必要な液体積である。つまりリザーバ無しの OHP の場合の最低封入率に相当する（実際には封入率には蒸気質量分も含まれるが蒸気密度は液密度の 20~ 40 分の 1 程度であり蒸気質量は微小であるのでここではほぼ同等と考える）。ただしこの最小液体積ではリザーバの温度制御機能は機能しない可能性がある。熱入力条件によっては OHP に全ての作動流体が流れ込んでしまいリザーバが蒸気単相になるとリザーバの温度制御機能が失われると考えられるためである。

2 段階目は、リザーバによる温度制御機能を得るために必要な閾値である。リザーバの OHP を動作させたい最も低い温度（最も低いリザーバ制御温度）での液密度に OHP 内容積とデッドボリューム（OHP とリザーバの間の配管体積やバルブ、継手等の内容積）をかけて得られる質量よりいくらか大きい必要があると考えられる。リザーバ付き OHP では、低熱負荷条件で OHP が動作している場合 OHP 内部の液体積は OHP 内容積に近いためである。リザーバ付き OHP 内

に封入されている作動流体質量がこの閾値以下である場合、リザーバ付き OHP は低熱負荷条件時に作動流体が全て OHP 内に流れ込んでしまい、リザーバ内が飽和状態にならずリザーバの温度制御機能が失われると考えられる。

リザーバの内容積の閾値については次のようになる。リザーバ付き OHP 内に封入した作動流体の全質量を、OHP を動作させたい最も高い温度（最も高いリザーバ制御温度）における作動流体の密度で割ることで求められる体積が最低のリザーバ内容積となる。OHP への熱入力を増加させた時やリザーバの温度を上昇させた場合に OHP からリザーバへ流れる液をリザーバに溜める必要があるためである。飽和温度が低いほど液密度が大きくなるような作動流体の場合、リザーバ温度が最も高い時に系全体の体積が最大となり、なおかつその状態で OHP が高熱負荷条件であれば OHP 内の液体積が最も小さくなるため、リザーバに残留する液体積は最大となる。もしこの閾値よりもリザーバ内容積が小さい場合、リザーバ温度を最も高い温度に設定した場合、高熱負荷条件では冷却部伝熱面温度が加熱部温度に達する前に OHP とリザーバが全て液体積で占められてしまい動作限界を迎えることになると考えられる。

作動流体が第 2 段階の閾値以上封入されており、かつリザーバ内容積が上記の閾値以上であればリザーバ付き OHP は液体積の影響により動作限界を迎えることは無く、冷却部伝熱面が加熱部温度に達するまでは熱入力を増加させても加熱部がリザーバ温度付近で一定の状態を保ったまま動作し続けると考えられる。

3.7 3 章の実験のまとめとリザーバ付き OHP の熱輸送特性

本章では 3.5 節を除き 3.2 節から 3.6 節まで異なる実験装置や実験条件にてリザーバ付き OHP の特性を調べる実験を行った。本節にて実験内容のまとめを行い、実験結果から示されるリザーバ付き OHP の特性について述べる。本章で行った実験内容については Table 3-7 にまとめている。

最初に、実験結果から得られるリザーバ付き OHP の温度制御機能の基本的な性質は次のようになる。3.2 節の実験と 3.3 節の Test-D1 の実験から、リザーバ付き OHP はリザーバ温度を一定に保つと加熱部への熱入力が増加しても加熱部温度が一定に保たれることが示された。3.2 節では同熱入力条件でのリザーバ無し OHP の実験結果と比較し、リザーバ無し OHP では熱入力増加と共に OHP 加熱部の温度が増加するのに対してリザーバ付き OHP はリザーバ温度から 5 [°C] 以内の温度に維持されることがわかった。3.3 節 Test-D2 の実験から、OHP への加熱部熱入力一定の条件下でリザーバ温度を変更すると OHP 加熱部の温度がリザーバ温度に追従することが示された。3.3 節 Test-D3 の実験結果からは、リザーバ温度一定の条件下では冷却部の温度条件が変化しても加熱部の温度は一定に保たれることがわかった。軌道上でリザーバ付き OHP を熱輸送デバイスとして使用した場合、冷却面に軌道熱入力などがあっても加熱面の温度は変化せずに一定に保つことができることが期待され、重要な結果である。

3.2 節の実験ではリザーバ無し OHP とありの OHP のコンダクタンスの比較を行い、リザーバ有り OHP は可変コンダクタンス性を持つことが示された。ただし、リザーバ無し OHP も低熱負荷条件では可変コンダクタンス性をもつことが明らかになった。リザーバ無し OHP の可変コンダクタンス性については先行研究でもその傾向が見られる。十分な根拠とともにその現象を説明するには至っておらず今後の研究課題である。

宇宙機でリザーバ付き OHP を使用するにあたって調査が必要な、リザーバの気液分布が温度制御機能に及ぼす影響について 3.2 節にて調査を行った。リザーバの設置方向を鉛直下向き、鉛直上向き、水平方向と 3 通りに変えることで OHP に対するリザーバの気液分布の変化させた。どのような設置方向でもリザーバ温度一定の条件下では熱入力を増加させても加熱部温度はリ

ザーバ温度付近で保たれることが明らかとなった。リザーバから重力効果で液が供給されるような向きにリザーバを設置しなくともリザーバの温度制御機能は働くと言え、微小重力下の宇宙での適用が期待される。鉛直下向きと水平方向にリザーバ設置した場合には加熱部温度がリザーバ温度より $2 \sim 3 [^{\circ}\text{C}]$ 高く維持されるのに対し、鉛直上向き方向に設置した場合は加熱部温度がリザーバ温度より $5 [^{\circ}\text{C}]$ 程度低くなるという結果が得られた。リザーバを鉛直上向き方向に設置した場合、リザーバから OHP へと流れる蒸気がリザーバ上部に位置する金属製の継手やバルブ部分で熱交換し凝縮するためにリザーバ蒸気温度が低下することが OHP 加熱部の温度が低くなる原因ではないかと考え、仮説を確かめるためにガラス製リザーバとガラス製 OHP による Test-F1 と Test-F2 の実験を実施し、仮説を裏付ける実験結果が得られた。

リザーバによる温度制御機能のメカニズムを調べるために、リザーバの機能は OHP 内の圧力と液量のコントロールであると仮定して実験を実施した。3.2 節の実験ではリザーバと OHP の内圧の測定を行った。リザーバ無し OHP の場合は熱入力の増加と共に OHP 内圧が増加するという結果が得られたのに対し、OHP の内圧がリザーバの内圧に等しいことが確認され、リザーバの飽和蒸気圧で OHP 内圧が制御されることが示唆された。3.6 節で行った OHP 起動時の可視化実験では、加熱部温度がリザーバ温度に到達するまでは OHP 内に気液の動きが起きず、加熱部温度がリザーバ温度付近に到達した後に OHP 加熱部の液スラグで沸騰が見られたことから OHP 内部の圧力がリザーバの飽和蒸気圧となっていると考えられる。

3.4 節の実験ではリザーバの液体積を測定し、リザーバ温度一定条件の場合の熱入力の増加に対する OHP 内作動流体質量と液体積の変化を調べた。熱入力の増加と共に OHP 内部の液体積は減少し、また同じ熱輸送量時であってもリザーバ温度によってそのときの OHP 内の液体積割合は異なり、リザーバ温度が高くなるほど液体積割合は大きくなっていることがわかった。

リザーバと OHP の間で気液のやりとりが生じる原因として加熱部蒸気プラグとリザーバ内圧の間に生じる圧力差が考えられるが、加熱部の過渡的な圧力の測定を行うなどのさらなる研究が必要である。

3.8 結論

本章の研究の結論を以下にまとめる。

1. リザーバの温度を一定に制御することによって、OHP 加熱部への熱入力を増大させても加熱部の温度を一定に保つことができる。
2. リザーバ無し OHP は固定コンダクタンスとして、リザーバ付き OHP は可変コンダクタンスとして振舞う。ただしリザーバ無し OHP でも低熱負荷条件では可変コンダクタンスとなる。
3. 上記 2 つの性質はリザーバ内の気液分分布状態によらない。
4. OHP 内部は加熱部から冷却部に向かって流れる蒸気の温度を飽和温度とする飽和状態となっている。
5. リザーバ付き OHP では OHP 内圧はリザーバの蒸気圧に等しくなる。
6. リザーバ付き OHP の加熱部温度はリザーバ蒸気温度の約 $5 [^{\circ}\text{C}]$ 以内に制御される。
7. リザーバから OHP に重力の効果で液が供給されないような方向にリザーバを設置すると、OHP の加熱部温度はリザーバ液温度よりも低くなった。これは、本節での実験では継手やバルブ等金属部分が断熱されておらずリザーバと比べて低温のため、リザーバから OHP へ流れる蒸気が継手やバルブ等金属部分で凝縮するためと考えられた。継手やバルブ等金属部分が断熱されておれば、OHP の加熱部温度はリザーバ液温度により近づくと考えられる。

8. リザーバ一定温度の条件下では冷却部に熱入力があっても加熱部温度は一定の温度に維持される。

9. リザーバにより OHP 内の液体積が調整される。リザーバ一定温度では低熱入力条件時は OHP 内の液体積が大きく、熱入力の増加に従い液体積が減少する。低熱入力時の OHP の熱輸送は顕熱輸送が支配的であり高熱入力条件は潜熱輸送が支配的になると考えられる。

10. 同じ熱輸送量時であってもリザーバ温度によってそのときの OHP 内の液体積割合は異なり、リザーバ温度が高くなるほど液体積割合は大きくなる。リザーバ温度により飽和液密度が変化するためであると考えられる。

11. リザーバ付き OHP の内部はリザーバ温度に近い温度を飽和温度とする飽和蒸気圧に等しくなるため、加熱部温度がリザーバ温度付近を超えるまでは OHP は起動しない。OHP 加熱部の温度がリザーバの温度を超えた時点で加熱部液スラグ内で沸騰が始まり気液の動きが生じ OHP が起動する。

12. FC-OHP とは異なりリザーバ付き OHP はリザーバにより OHP 内部の液体積が調整されるため冷却部温度が加熱部温度にほぼ等しくなった時点で動作限界に至る。この時の OHP 内部の液体積はそのリザーバ温度における VC-OHP 動作時の最小液体積となっている。ただし作動流体の封入量やリザーバの内容積が十分大きくない場合は FC-OHP と同じ原理で動作限界に至ると考えられる。

Table 3-1 SUS OHP(リザーバあり及びなし)の実験条件

Reservoir orientation	No reservoir	Vertical	Horizontal	Vertically inverted
heat input [W]	10, 20, 30, 40, 50, 60, 70	10, 20, 30, 40, 50, 60, 70	10, 20, 30, 40, 50, 60, 70	10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 60, 50, 40, 30, 20, 10, 70
Reservoir temperature [°C]	N/A	40		
Coolant temperature [°C]	10			

Reservoir orientation はリザーバの有無とリザーバありの場合の設置方向を示す。No reservoir はリザーバ無し OHP の実験条件を示す。Vertical, Horizontal, Vertically inverted はリザーバをそれぞれ鉛直下向き方向、水平方向、鉛直上向き方向に設置した OHP の実験条件を示す。Reservoir temperature はリザーバの制御温度を示す。Heat input は加熱部ヒータの発熱量を示す。Coolant temperature は、冷却ブロックを流れる冷媒の温度（低温恒温水槽での制御温度）を示す。

Table 3-2 ガラスリザーバ付きガラス OHP (3.2 節)の実験条件

	Test -F1	Test -F2
Reservoir direction	vertical, vertically inverted	vertically inverted
Heat input to reservoir [W]	2.7	2.8
Heat input to joint and valve [W]	N/A	0, 2.4
Heat input to heating section [W]	9.1	12.9, 8.2, 4.6

Reservoir direction はリザーバの設置方向を指し、vertical は鉛直下向き、vertically inverted は鉛直上向き方向に設置した状態を指す。Heat input to reservoir はリザーバヒータ、Heat input to joint and valve はリザーバに接続される継手・バルブ部分のヒータ、Heat input to heating section は加熱部ヒータの発熱量を示す。

Table 3-3 double OHP の実験条件

	Test -D1	Test -D2	Test -D3
heat input [W]	20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90	30	30
Reservoir temperature [°C]	40	20, 40, 60	25, 45
Shroud temperature [°C]	< -173		-173 ~ -20

Reservoir temperature はリザーバの制御温度を示す。Shroud temperature は内惑星熱真空環境シミュレーターのシュラウド面温度を示す。Heat input は加熱部ヒータの発熱量を示す。

Table 3-4 ガラスリザーバ付き SUS OHP の実験条件

	Test -G1	Test -G2	Test -G3
heat input [W]	20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 60	20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 80	20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100
Reservoir temperature [°C]	30	40	50
Coolant temperature [°C]	10		

Reservoir temperature はリザーバの制御温度を示す。Heat input は加熱部ヒータの発熱量を示す。Coolant temperature は、冷却ブロックを流れる冷媒の温度（低温恒温水槽での制御温度）を示す。

Table 3-5 熱輸送量の計算条件

Parameter [unit]	Value		
	$T_R: 30 [^{\circ}\text{C}]$	$T_R: 40 [^{\circ}\text{C}]$	$T_R: 50 [^{\circ}\text{C}]$
c_p [J/kg/K]	1446	1498	1566
D [m]	8.0×10^{-4}		
L_C [m]	0.1		
L_H [m]	0.1		
L_A [m]	0.138		
k_l [W/m/K]	0.07899	0.07471	0.07042
P_v [Pa]	7.702×10^5	1.017×10^6	1.318×10^6
P_{cr} [Pa]	4.059×10^6		
ρ_l [kg/m ³]	1187	1147	1102
ρ_v [kg/m ³]	37.54	50.09	66.27
T_w [$^{\circ}\text{C}$]	10		
μ_l [Pa \cdot s]	158.8	163.4	143.1
u_l [m/s]	0.035	0.035	0.02, 0.035, 0.05

Table 3-6 ガラスリザーバ付きガラス OHP (3.6 節)の実験条件

	Test -H1	Test -H2
Heat input [W]	8.2	6.6, 8.2, 4.6
Reservoir direction	vertical	vertically inverted
Reservoir temperature [$^{\circ}\text{C}$]	35	

vertical, vertically inverted はリザーバをそれぞれ鉛直下向き方向, 鉛直上向き方向に設置した OHP の実験条件を示す. Reservoir temperature はリザーバの制御温度を示す. Heat input は加熱部ヒータの発熱量を示す.

Table 3-7 3章実験内容一覧

	節番号	3.2		3.3			3.4	3.6
	試験ケース名	no reservoir, vertical, horizontal, vertically inverted	Test-F1, Test-F2	Test-D1	Test-D2	Test-D3	Test-G1 ~ Test-G3	Test-H1, Test-H2
	試験の目的	リザーバ付きOHPとリザーバ無OHPの比較, リザーバ設置方向の影響, リザーバとOHPの圧力比較	リザーバ設置方向によるOHP加熱部温度の違いの解明	熱真空環境下でのリザーバ温度制御機能の確認	熱真空環境下でのリザーバ温度制御機能の確認, リザーバ制御温度変更の影響調査	熱真空環境下でのリザーバ温度制御機能の確認, 冷却部温度条件変更の影響調査	リザーバの液量調整機能の評価, リザーバ温度変更の影響調査	OHPの起動とリザーバの液量調整メカニズムの調査(可視化実験)
試験条件	OHP	SUS OHP	ガラスOHP	double OHP	double OHP	double OHP	SUS OHP	ガラスOHP
	リザーバ	リザーバ無, SUSリザーバ	ガラス製リザーバ	SUS リザーバ			ガラス製リザーバ	ガラス製リザーバ
	リザーバ設置方向	鉛直下向き, 水平, 鉛直上向き	鉛直下向き, 鉛直上向き	鉛直下向き			鉛直下向き	鉛直下向き, 鉛直上向き
	試験環境	大気中	大気中	熱真空中			大気中	大気中
	冷却部の冷却方法と冷却部温度条件	冷却ブロック取付け, ブロック内の冷媒温度10℃	自然対流による冷却	-173℃のシュラウドと輻射熱結合	-173℃のシュラウドと輻射熱結合	-173℃から-20℃に変化するシュラウドと輻射熱結合	冷却ブロック取付け, ブロック内の冷媒温度10℃	自然対流による冷却
	リザーバ制御温度	40℃のみ	温度制御なし, 一定電力	40℃のみ	20℃, 40℃, 60℃	25℃, 45℃	30℃, 40℃, 50℃	35℃
	熱入力条件	10Wから70Wまで10Wずつ増加, 鉛直上向きケースのみさらに70Wから10Wまで下げた後に70Wまで増加	9.1Wで一定 (Test-F1) 12.9W, 8.2W, 4.6W (Test-F2). リザーバ継手部分に2.4W熱入力	20Wから90Wまで10Wずつ増加	30Wで一定	30Wで一定	20Wからドライアウトするまで10Wずつ増加. ドライアウトしない場合は最大100Wまで増加	鉛直下向きリザーバは8.2Wで一定発熱, 鉛直上向きは6.6W, 8.2W, 4.6Wの順に変化
	ドライアウトケース	なし	なし	なし	なし	なし	なし	なし
	温度測定	リザーバ, OHP加熱部, 冷却部, 断熱部	リザーバ, OHP加熱部, 冷却部, リザーバ	リザーバ, OHP加熱部, 冷却部, 断熱部			リザーバ, OHP加熱部, 冷却部	リザーバ, OHP加熱部, 冷却部
	圧力測定	リザーバとOHP	なし	なし	なし	なし	なし	なし
	液量測定	なし	なし	なし	なし	なし	リザーバ液量測定 (リザーバ目盛)	目視とビデオカメラによる撮影のみ
考察内容	リザーバ有無の比較	○	×	×	×	×	×	×
	リザーバ設置方向の影響	○	○	×	×	×	×	○
	リザーバと加熱部などの温度の比較	○	○	○	○	○	○	○
	熱入力条件と各部の温度の比較	○	×	○	×	×	○	○
	リザーバ制御温度の違いの比較	×	×	×	○	×	○	×
	熱コンダクタンスの計算	○	×	○	×	×	×	×
	冷却部温度変化の影響	×	×	×	×	○	×	×
	動作限界現象の確認	×	×	×	×	×	○(リザーバ温度30℃, 40℃のみ)	×
	圧力と温度の関係	○	×	×	×	×	×	×
	熱真空環境下での動作の考察	×	×	○	○	○	×	×
	OHP内液量の考察	×	×	×	×	×	○	○

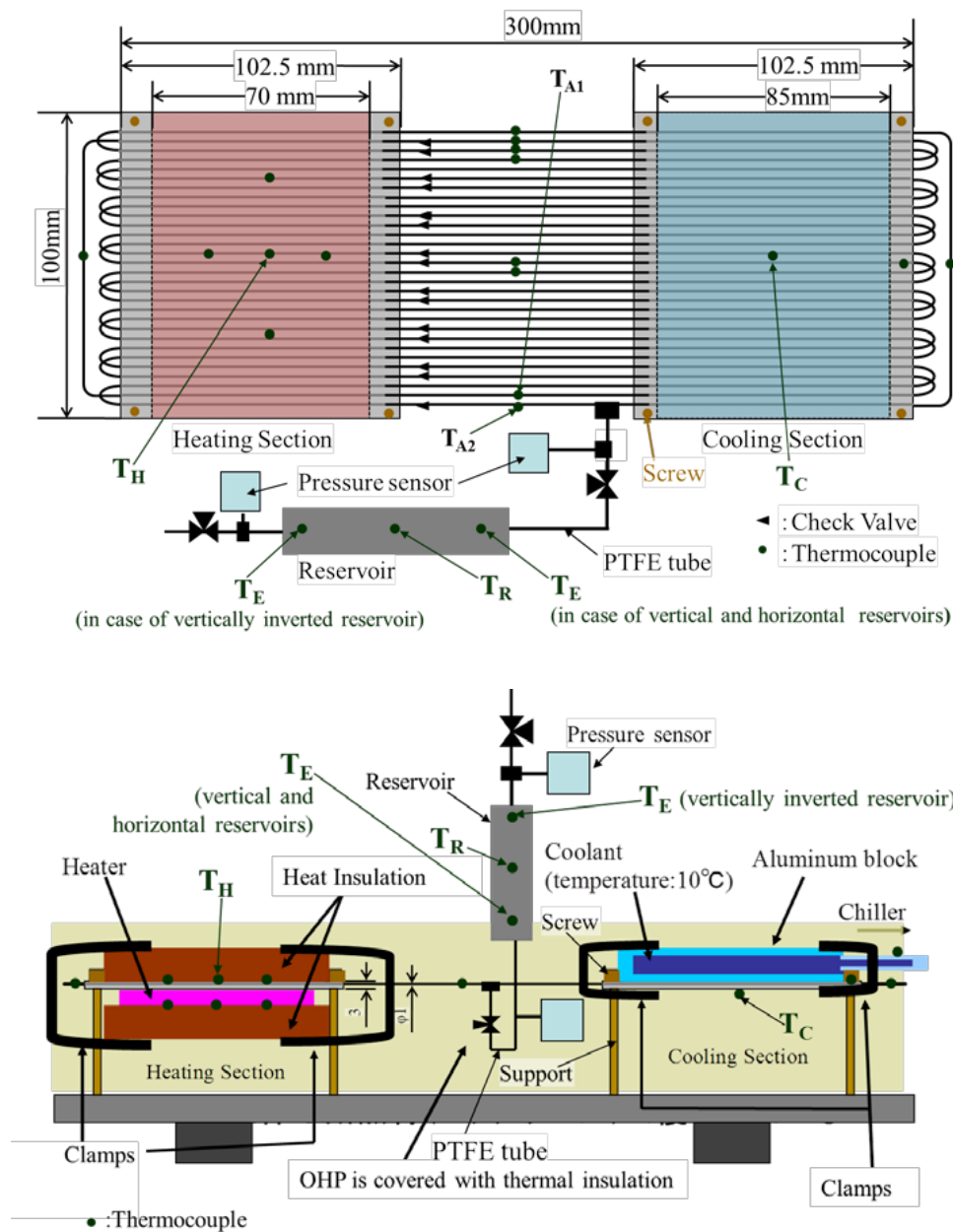


Fig.3-1 実験装置概観

上図は装置全体を上から見た図、下図は装置全体を横から見た図。

下図はリザーバを鉛直下向き方向に設置した場合の図を示す。上図の T_H は加熱部アルミニウム板上面中央の熱電対、 T_C は冷却部アルミニウム板上面端部の熱電対、 T_R はリザーバ表面(SUS製タンク)中央、 T_{A1} と T_{A2} は断熱部の SUS 管表面の熱電対を指す。 T_{A1} は作動流体が冷却部から加熱部の方向に流れる管に、 T_{A2} は作動流体が加熱部から冷却部の方向に流れる管に取り付けている。 T_E はリザーバ温度制御点の熱電対を示す。リザーバの液に相当する部分を温度制御点とするため、リザーバを鉛直下向き方向に設置した場合と水平方向に設置した場合にはリザーバ表面下部の熱電対を T_E とし、リザーバを鉛直下向き方向に設置した場合はリザーバ表面上部の熱電対を T_E とした。

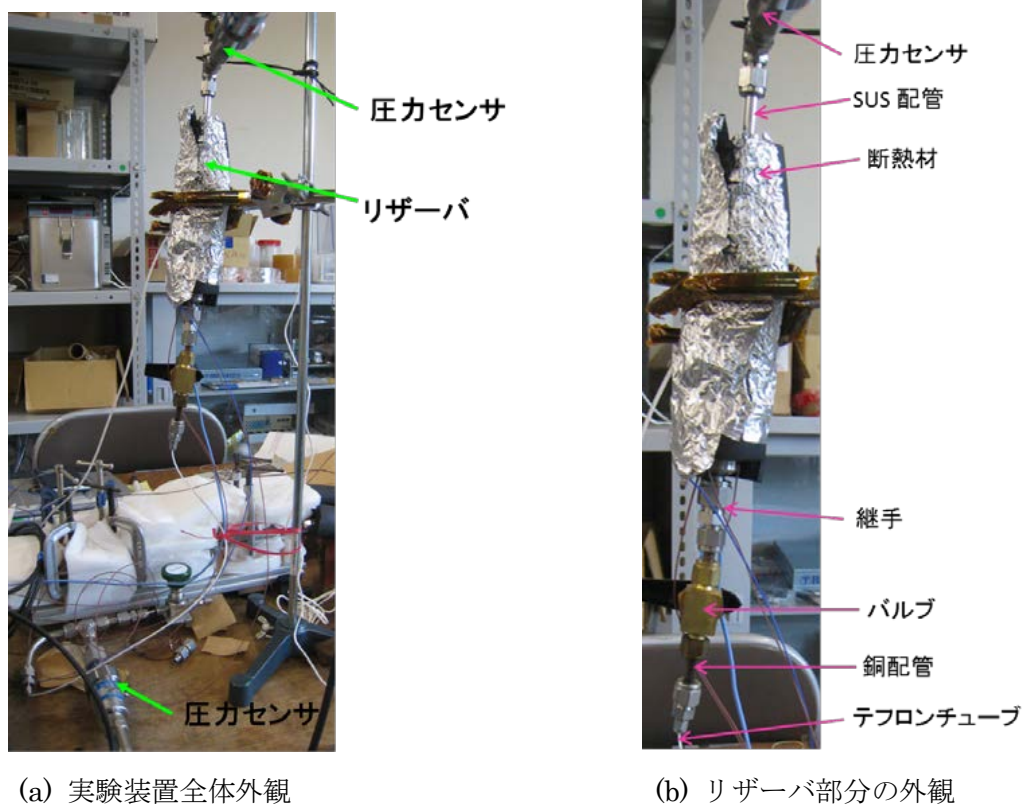


Fig.3-2 実験装置全体及びリザーバ部分の外観

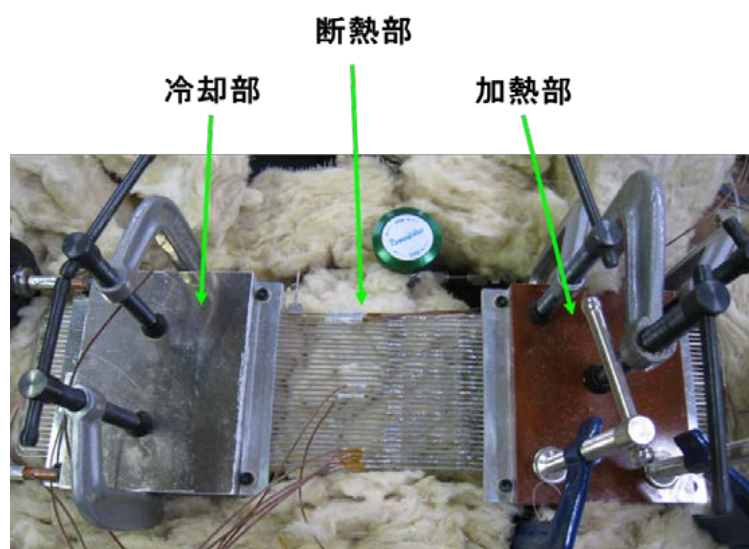
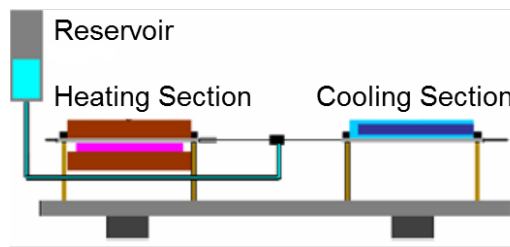
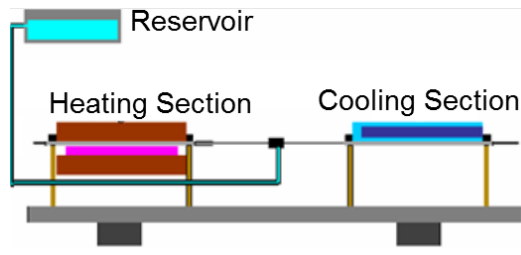


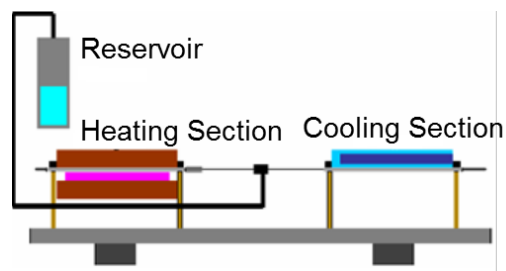
Fig.3-3 OHP の外観
断熱材を剥がした状態を示す。



(a) リザーバ設置方向：鉛直下向き



(b) リザーバ設置方向：水平



(c) リザーバ設置方向：鉛直上向き

Fig.3-4 リザーバの設置方向

(a)はリザーバと OHP の間をつなぐテフロンチューブのリザーバ側接続口が鉛直下向きになる方向，(b)は(a)のリザーバを 90 度回転し，リザーバの長手方向が水平になる方向，(c)は(b)をさらに 90 度回転し，テフロンチューブのリザーバ側接続口が鉛直上向きになる方向を示す．



(a) 外観



(b) 内部（流路加工部分）

Fig.3-5 冷却ブロック

(a)は冷却ブロックの外観, (b)は冷却ブロックの内部（流路加工部分）を示す.

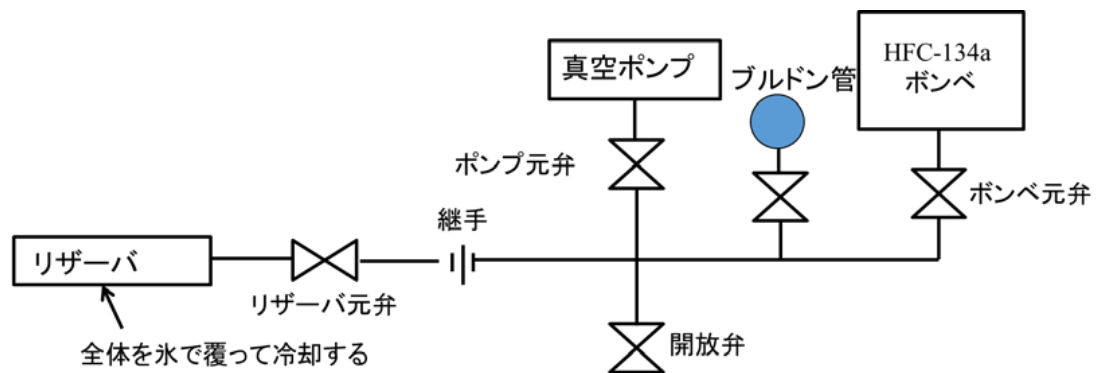


Fig.3-6 リザーバへの作動流体の封入

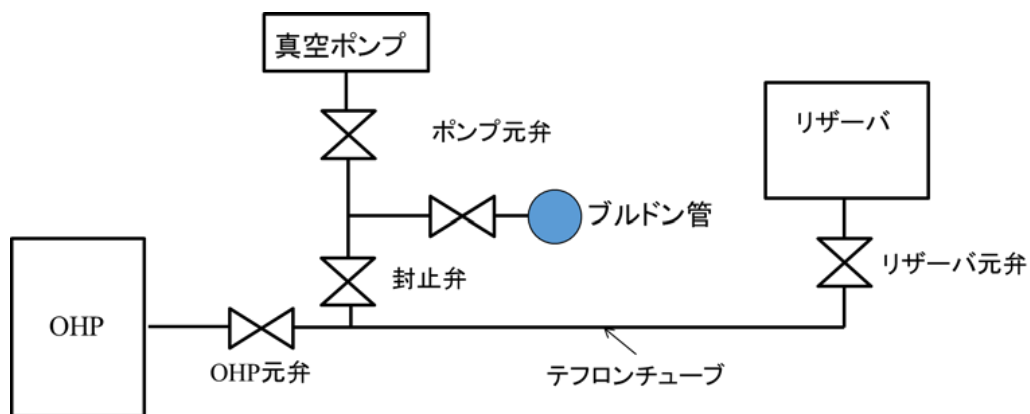


Fig.3-7 リザーバから OHP への作動流体の封入
OHP とリザーバの位置関係は Fig.3-3(a)に示す状態で封入を行う.

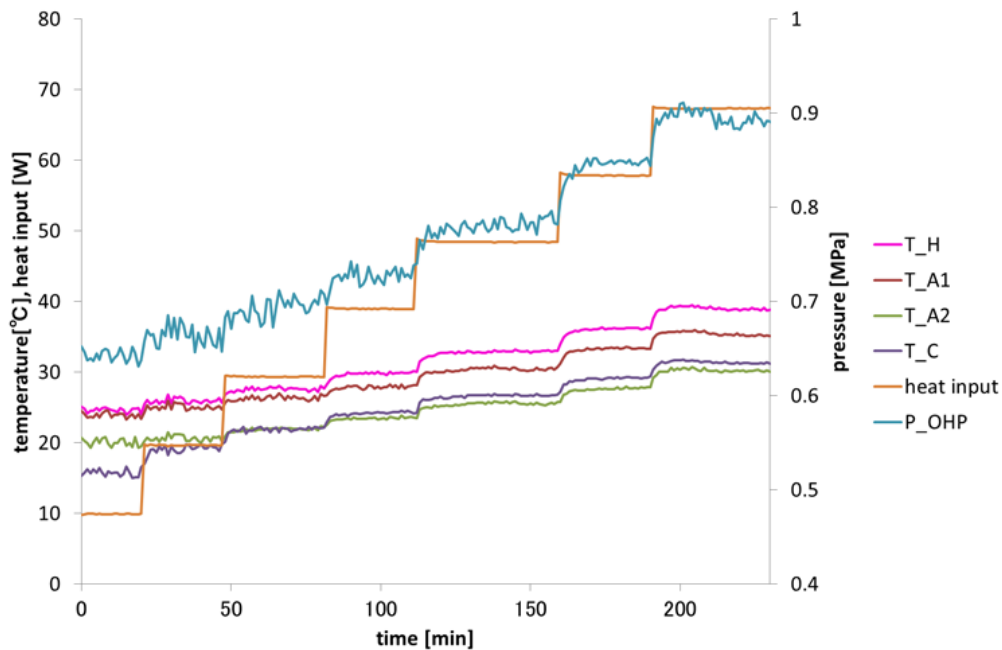


Fig.3-8 リザーバ無しの OHP の実験結果

図中に T_H , T_{A1} , T_{A2} , T_C で示すデータは、それぞれ Fig.3-1 に T_H , T_{A1} , T_{A2} , T_C で示す熱電対での測定結果(温度)である。 P_{OHP} は OHP 内圧を示す。 OHP の内圧を測定した圧力センサはゲージ圧力計であり、圧力値の算出には大気圧として標準気圧 101325 [Pa]を使用している。データは全て 1 分間隔で間引いた値である。 heat input は、加熱部のヒータの発熱量からヒートリークを差し引いた、正味の OHP の熱輸送量を示す。以降のリザーバ有りの OHP の実験結果、Fig.3-10～3-12 のグラフでも同様である。

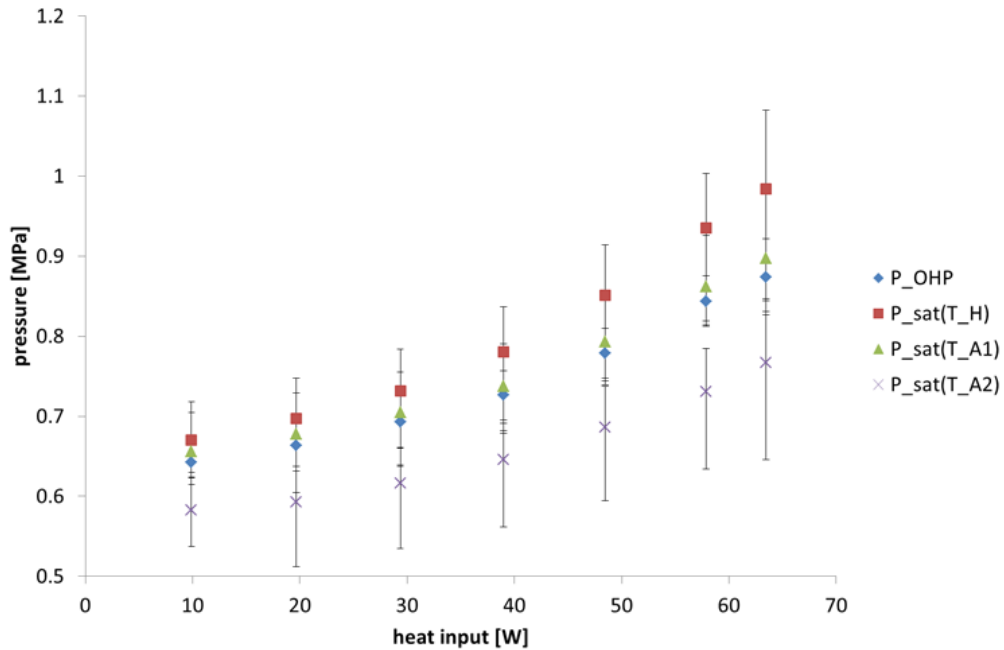


Fig.3-9 OHP 内圧の測定結果と加熱部，断熱部の温度から求められる飽和蒸気圧

P_{OHP} は各熱入力条件時熱平衡状態における OHP 内圧測定結果の時間平均値を示す．

$P_{\text{sat}}(T_H)$, $P_{\text{sat}}(T_{A1})$, $P_{\text{sat}}(T_{A2})$ は，各熱入力条件時熱平衡状態における温度を飽和温度としたときの飽和蒸気圧を示す．それぞれ，Fig.3-1 の T_H , T_{A1} , T_{A2} の各熱入力条件時熱平衡状態における時間平均値を式(3-1)に代入して求めた飽和蒸気圧値を示している． P_{OHP} のエラーバーは圧力変換器の測定誤差と時間平均の標準偏差の合計を示す． $P_{\text{sat}}(T_H)$, $P_{\text{sat}}(T_{A1})$, $P_{\text{sat}}(T_{A2})$ のエラーバーは熱電対の測定誤差，データロガーの測定誤差，時間平均の標準偏差の合計で求められる温度測定の誤差を圧力の誤差に換算している．

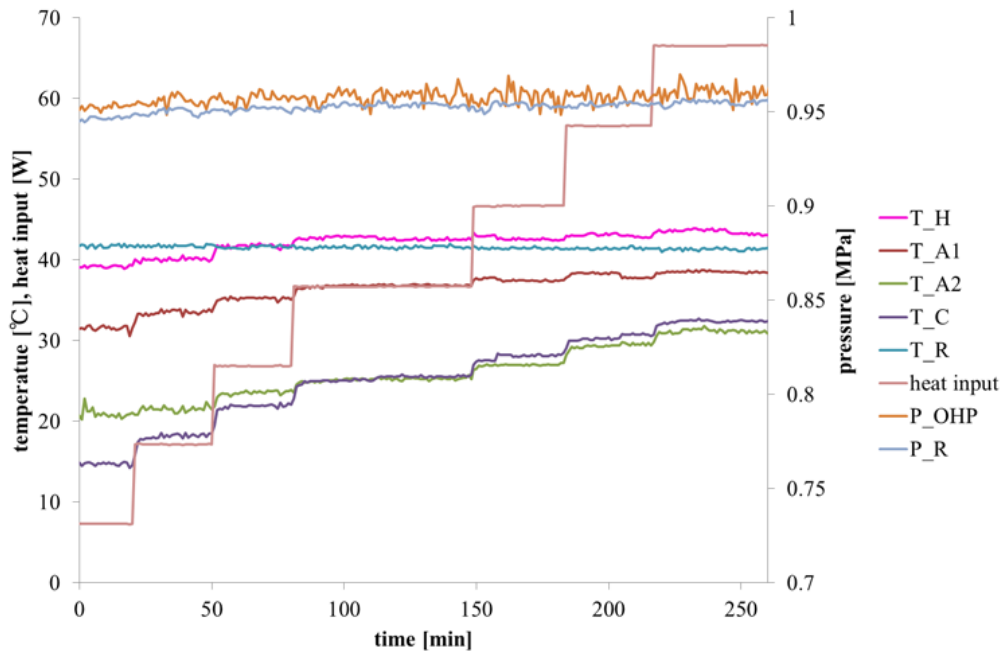


Fig.3-10 鉛直下向き方向のリザーバあり OHP の実験結果

リザーバを鉛直下向き方向に設置した(Fig.3-3(a)の状態)OHP の実験結果を示す．図中に T_R で示すリザーバの温度は Fig. 3-1 中の T_R で示す熱電対によって計測されたものである．OHP 同様，リザーバの内圧を測定した圧力センサはゲージ圧力計であり，圧力値の算出には大気圧として標準気圧 101325 [Pa]を使用している．以下の Fig.3-11, 3-12 のグラフでも同様である．

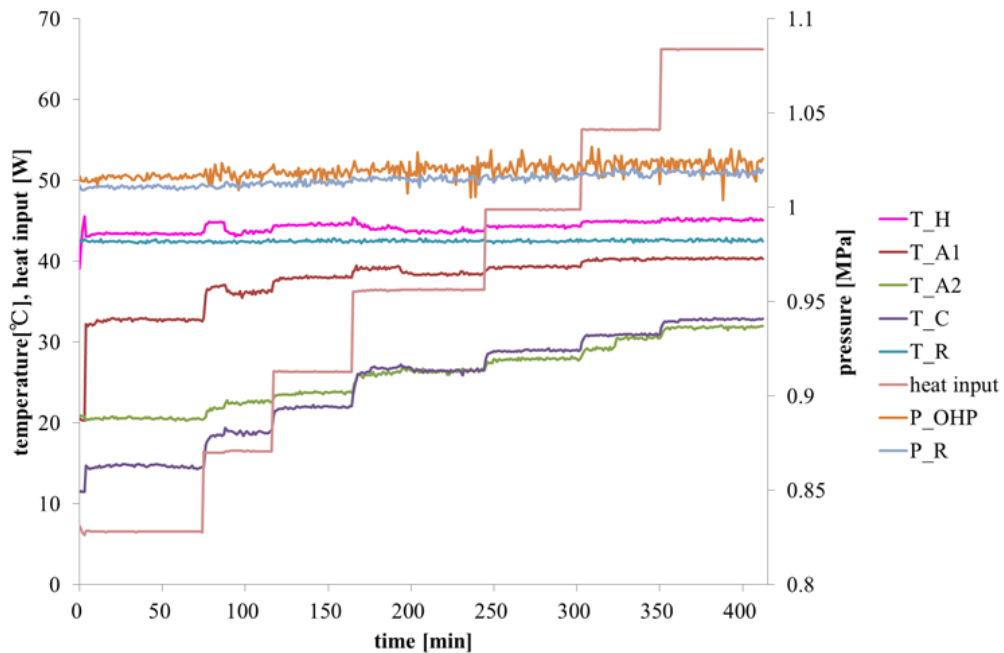


Fig.3-11 水平方向のリザーバあり OHP の実験結果

リザーバを水平方向に設置した(Fig.3-3(b)の状態)OHP の実験結果を示す．

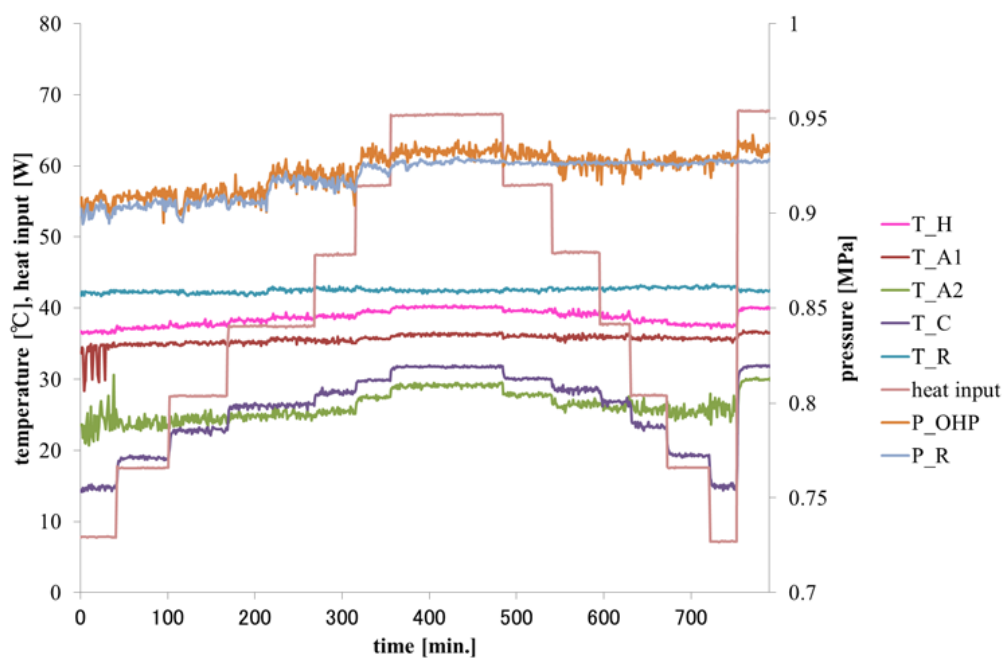


Fig.3-12 鉛直上向き方向のリザーバあり OHP の実験結果
リザーバを鉛直上向き方向に設置した(Fig.3-3(c)の状態)OHP の実験結果を示す.

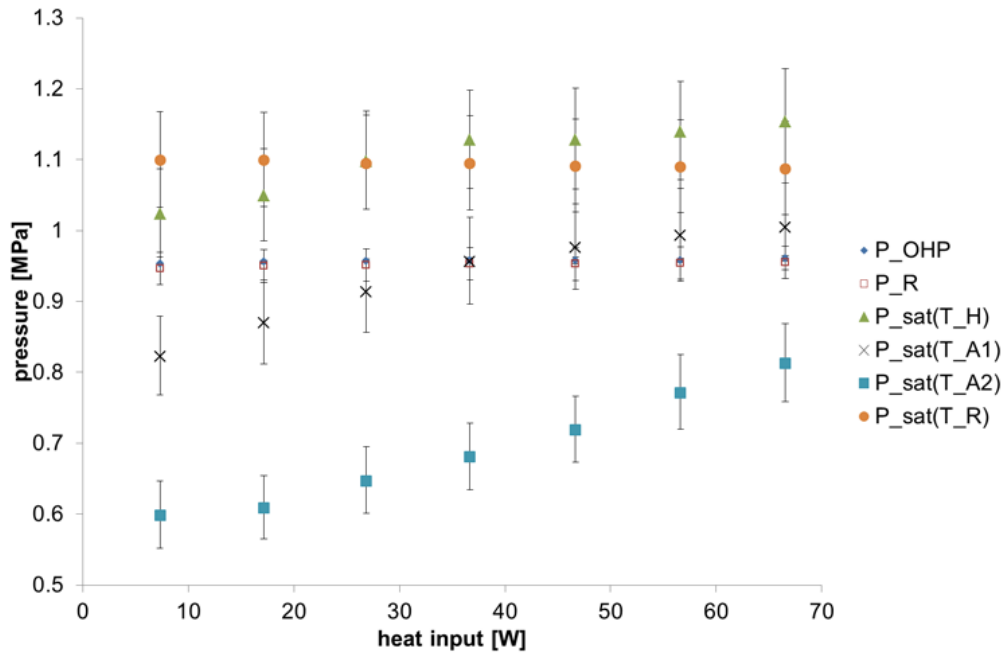


Fig.3-13 鉛直下向き方向のリザーバあり OHP の圧力測定結果と飽和蒸気圧

P_{OHP} , P_{R} は各熱入力条件時熱平衡状態におけるそれぞれ OHP 内圧とリザーバ内圧の測定結果の時間平均値を示す. $P_{\text{sat}}(T_{\text{H}})$, $P_{\text{sat}}(T_{\text{A1}})$, $P_{\text{sat}}(T_{\text{A2}})$ は, 各熱入力条件時熱平衡状態における温度を飽和温度としたときの飽和蒸気圧を示す. それぞれ, Fig.3-1 の T_{H} , T_{A1} , T_{A2} の各熱入力条件時熱平衡状態における時間平均値を式(3-1)に代入して求めた飽和蒸気圧値を示している. P_{OHP} のエラーバーは圧力変換器の測定誤差と時間平均の標準偏差の合計を示す.

$P_{\text{sat}}(T_{\text{H}})$, $P_{\text{sat}}(T_{\text{A1}})$, $P_{\text{sat}}(T_{\text{A2}})$ のエラーバーは熱電対の測定誤差, データロガーの測定誤差, 時間平均の標準偏差の合計で求められる温度測定の誤差を圧力の誤差に換算している. 以降の Fig.3-14, 3-15 でも同様である.

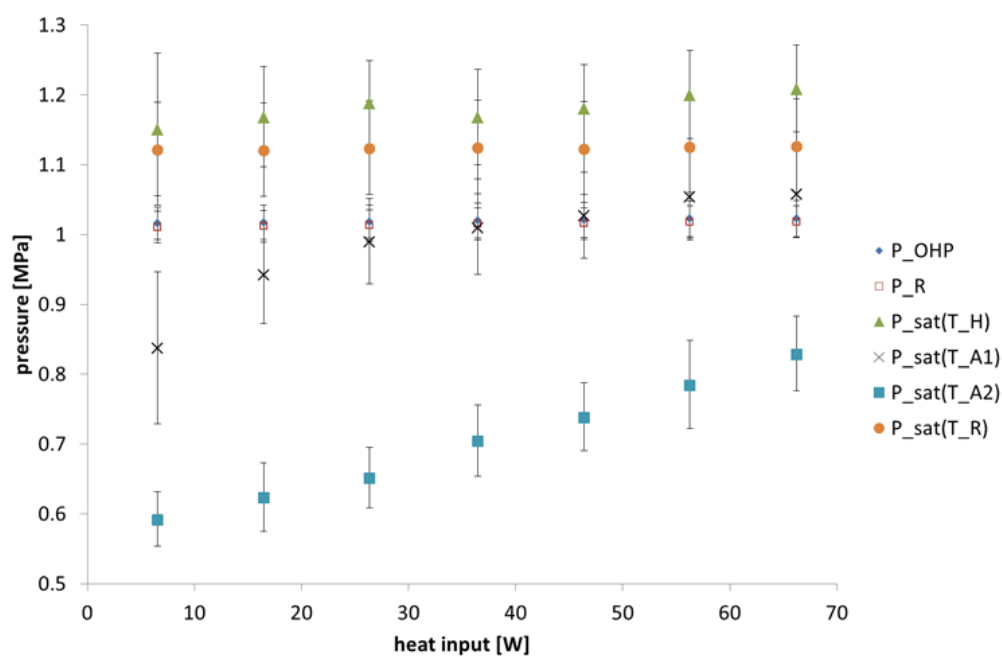


Fig.3-14 水平方向のリザーバあり OHP の圧力測定結果と飽和蒸気圧

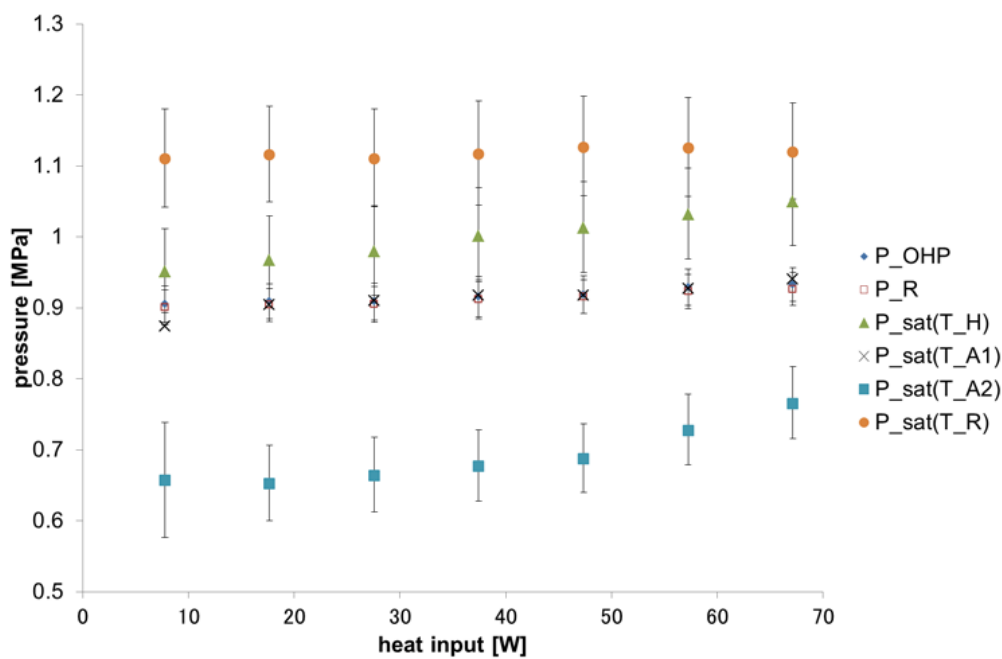


Fig.3-15 鉛直上向き方向のリザーバあり OHP の圧力測定結果と飽和蒸気圧

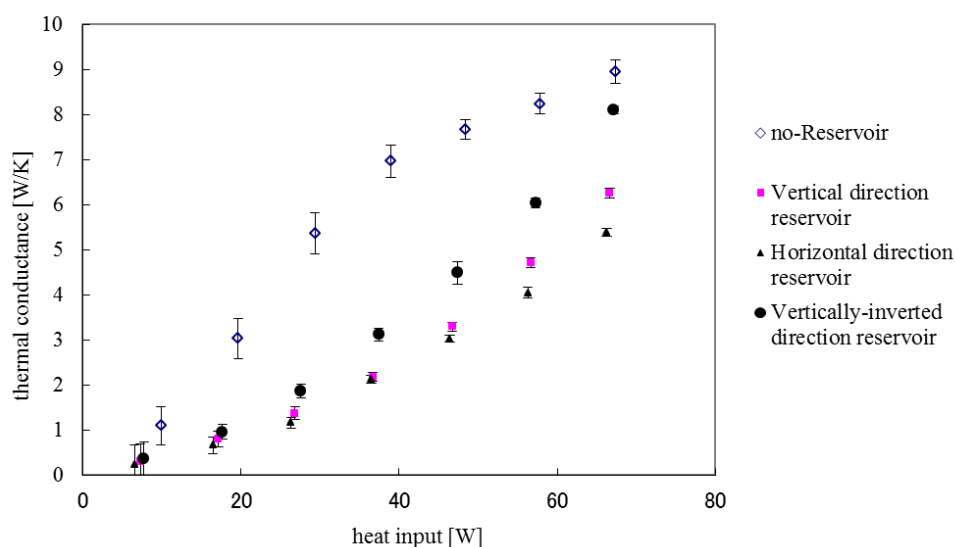
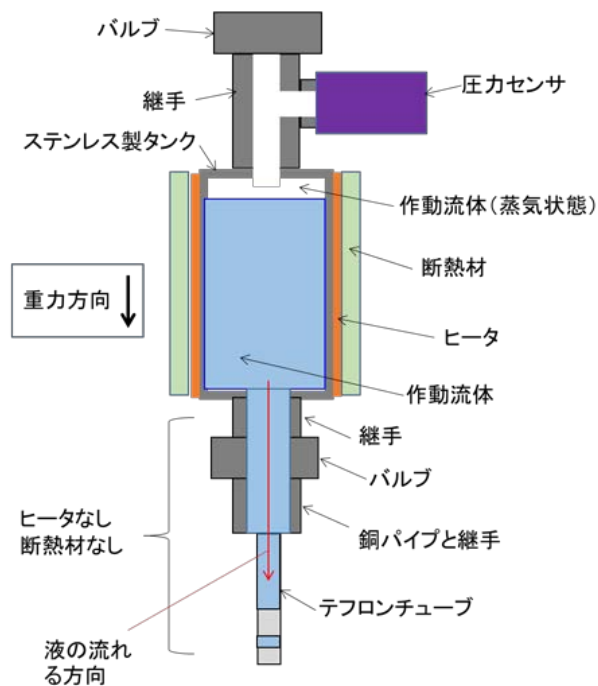
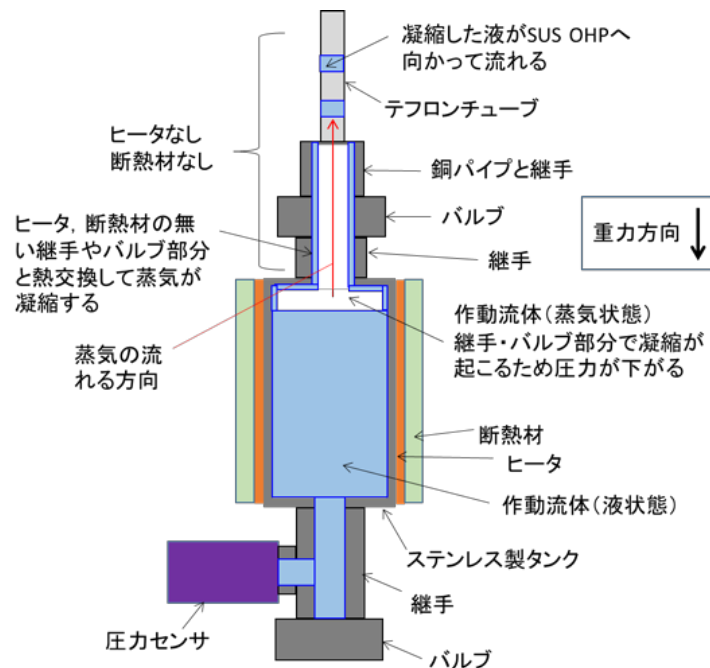


Fig.3-16 リザーバ無し及びありの OHP の熱コンダクタンス

熱コンダクタンスは式(3-2)から計算で求めている．熱平衡状態時の温度から計算したコンダクタンスの平均値をプロットしている．凡例の “no-Reservoir” はリザーバ無し OHP のコンダクタンスを示す．凡例の残りの 3 つはリザーバ有り OHP のコンダクタンスを示し, Vertically direction はリザーバが鉛直下向き方向設置(Fig.3-3 (a)), Horizontally direction はリザーバが水平方向設置(Fig. 3-3 (b)), Vertically inverted はリザーバ鉛直上向き方向設置(Fig. 3-3 (c))の場合を示す．縦軸のエラーバーは、まず温度の誤差として熱電対の精度とデータロガーの精度の合計を求め、それから誤差の伝搬式から求めたコンダクタンスの誤差に時間平均の標準偏差を足し合わせた値を示している．



(a) リザーバ鉛直下向き方向及び水平方向設置の場合



(b) リザーバ鉛直上向き方向設置の場合

Fig.3-17 リザーバ～テフロンチューブ間の気液分布の模式図

青色が液，白色部分（テフロンチューブ内は灰色部分）が蒸気を示す．赤い矢印は(a)では液の流れる方向，(b)では蒸気の流れる方向を示す．(a)では OHP に接続される継手からテフロンチューブにかけての部分は液が流れ，(b)では継手からテフロンチューブに至る部分は蒸気が流れる．(b)で金属製の継手やバルブ類に接した蒸気はそれらと熱交換して内壁上に凝縮する．

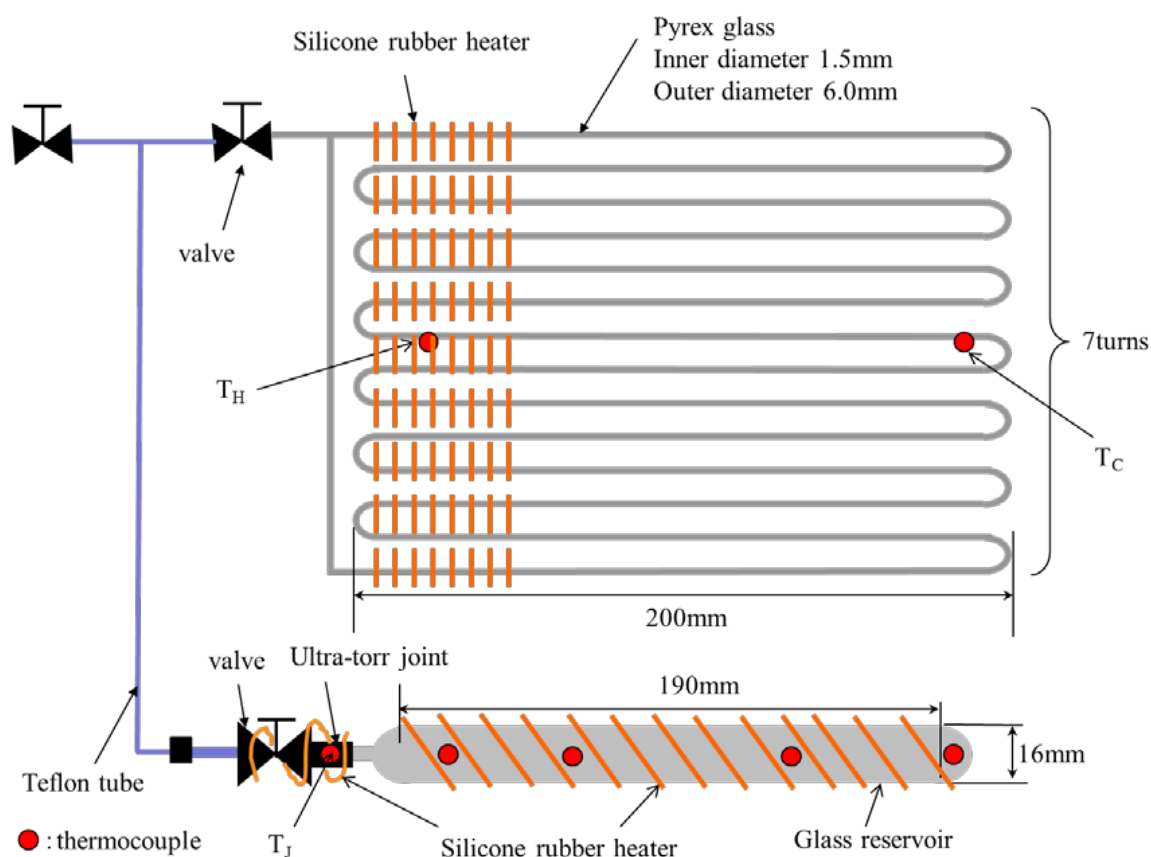


Fig.3-18 ガラス製リザーバ付きガラス OHP (3.2 節に対応) の概観
 図中の T_H は加熱部, T_C は冷却部, T_J はリザーバに接続されるウルトラトル継手の温度計測のためにとりつけた熱電対の位置を示す. リザーバの熱電対の記号と位置の関係は Fig. 3-20 に示す.

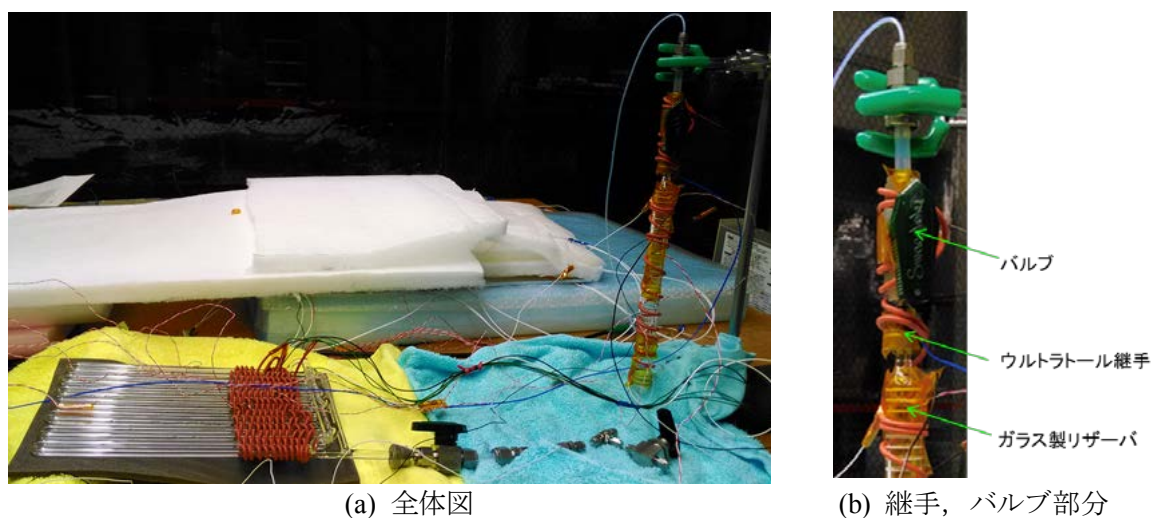


Fig.3-19 ガラス製リザーバ付きガラス OHP (3.2 節に対応) の外観
 (a)は全体図, (b)はリザーバに接続される継手, バルブ部分の拡大写真示す. (a), (b)ともリザーバを鉛直上向き方向に設置している.

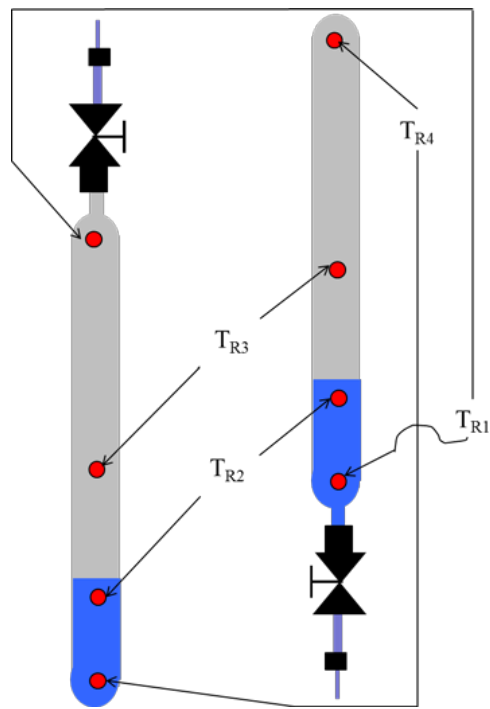


Fig.3-20 リザーバの熱電対と記号

左図はリザーバ鉛直上向き方向設置状態, 右図はリザーバ鉛直下向き方向設置状態を示す. リザーバの熱電対は液部分と蒸気部分にそれぞれ2点ずつ貼りつけている. Test-F1 では試験中にリザーバの設置方向を変えるため, 1つの熱電対がリザーバの設置方向によって液部分に該当したり蒸気部分に該当したりする. ただし気液界面付近の液温度を測定する T_{R2} のみはリザーバの設置方向を変えるたびに貼りかえている. リザーバの設置方向を鉛直上向きに固定している

Test-F2 では T_{R2} の貼り替えは行っていない.

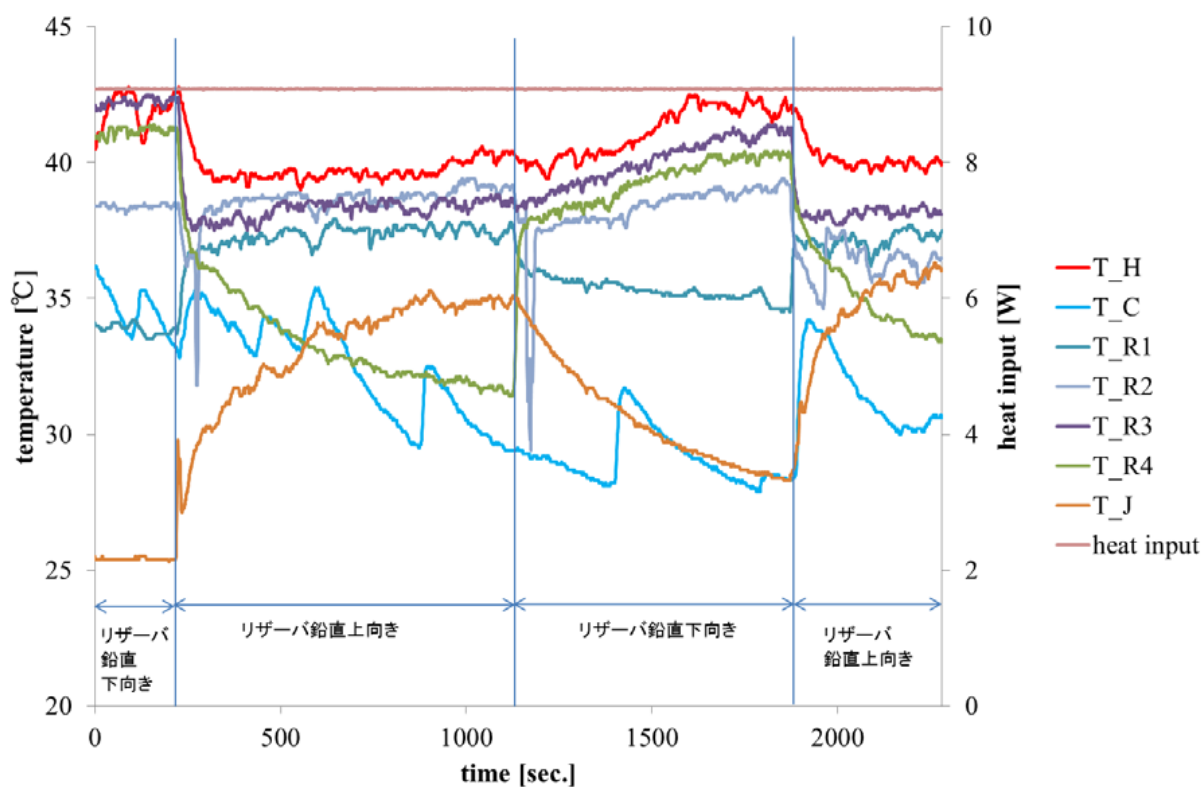


Fig.3-21 Test-F1 の実験結果

図中に試験中のリザーバの設置方向を示している。凡例の T_H~T_J は Fig.3-18, 3-20 に示す熱電対で測定した温度を表す。heat input は加熱部のヒータの発熱量を示している。リザーバの設置方向を変更した直後に T_R3 が一時的に揺らいでいるのは熱電対を貼り直したためである。

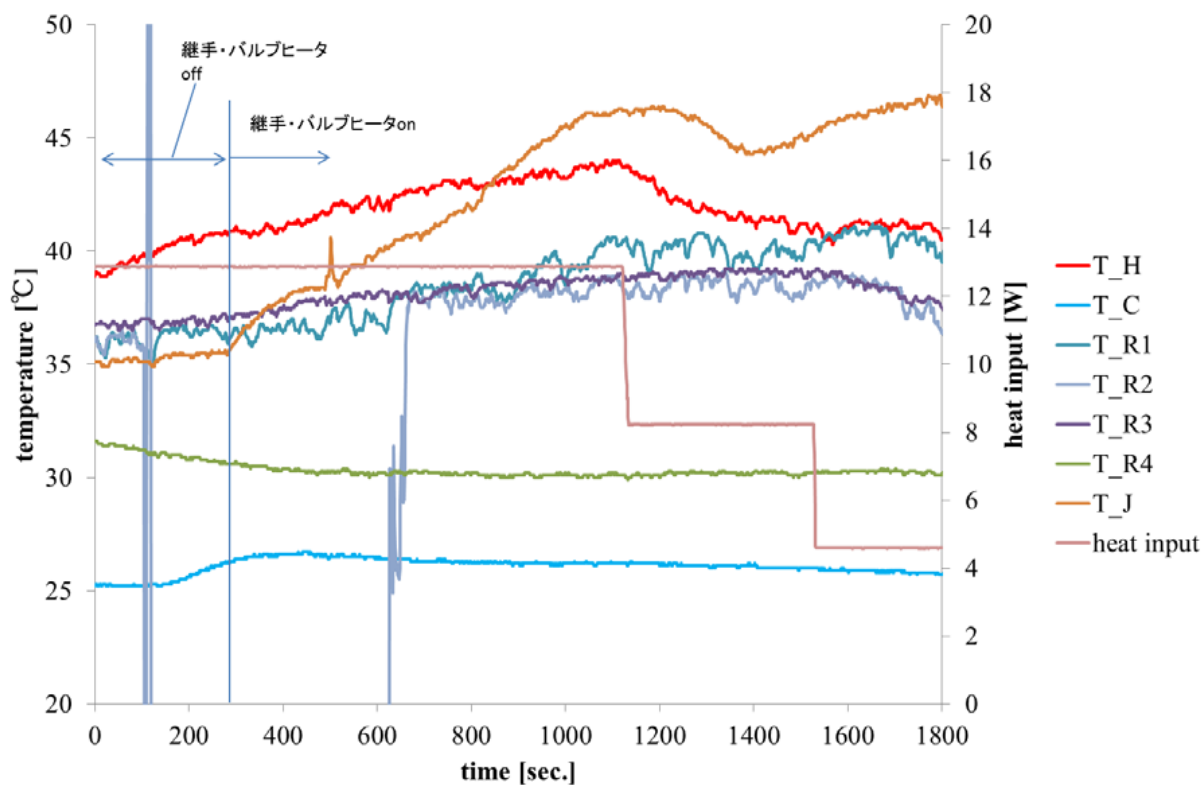


Fig.3-22 Test-F2 の実験結果

リザーバに接続される継手・バルブ部分のヒータ on/off 状態を図中に示している。凡例の T_H ~ T_J は Fig.3-18, 3-20 に示す熱電対で測定した温度を表す。heat input は加熱部のヒータの発熱量を示している。時刻 105~660[sec.]間は T_R2 の計測が出来ていない。時刻 500[sec.]頃に T_J の温度が上がっているのはヒータが一時的に T_J の熱電対に接触したためである。

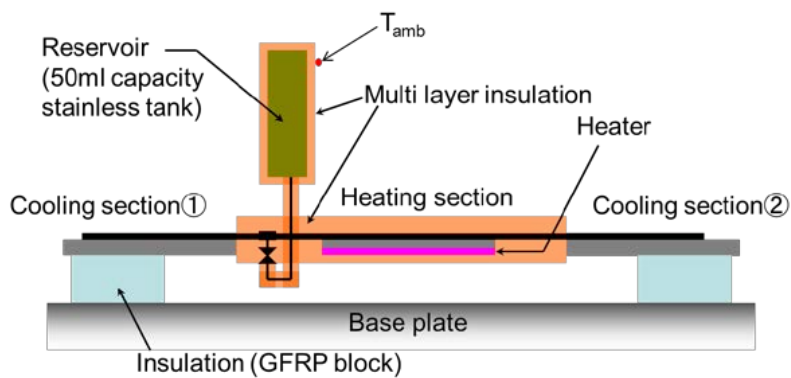
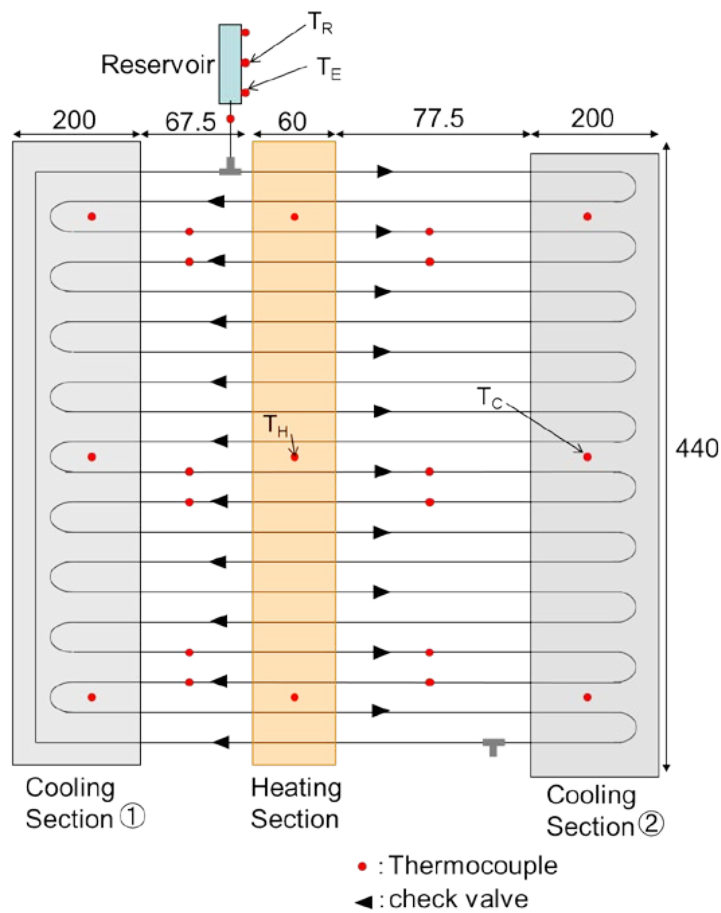


Fig.3-23 double OHP の概略図

上図の T_H は加熱部アルミニウム板上面中央の熱電対, T_C は冷却部アルミニウム板上面端部の熱電対, T_R はリザーバ表面(SUS製タンク)中央, T_E はリザーバ表面下部の熱電対, 下図の T_{amb} はリザーバを覆う MLI 最外層に取り付けた熱電対を示す.

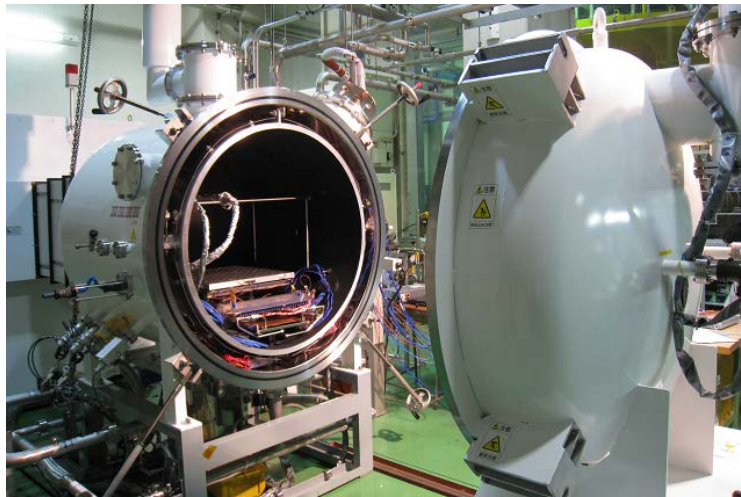


Fig.3-24 内惑星熱真空環境シミュレーター

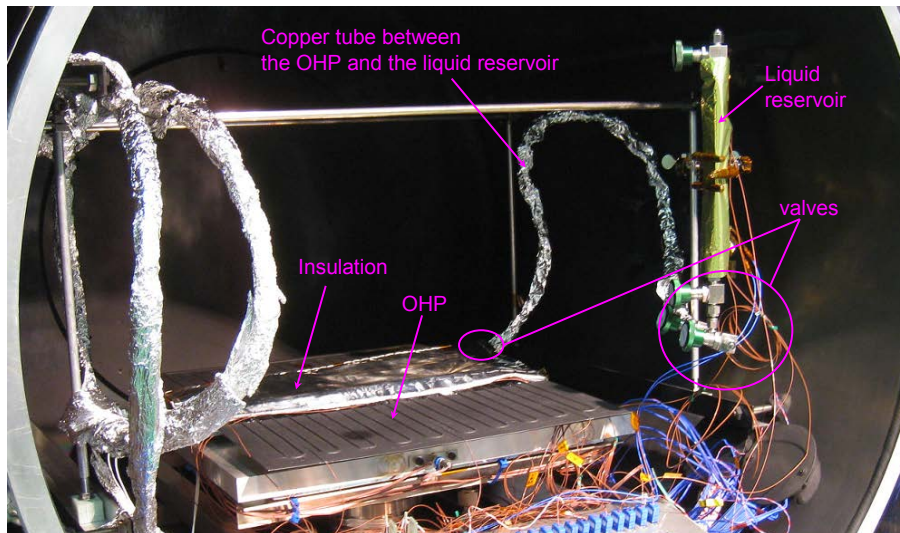


Fig.3-25 double OHP の熱真空試験セットアップ

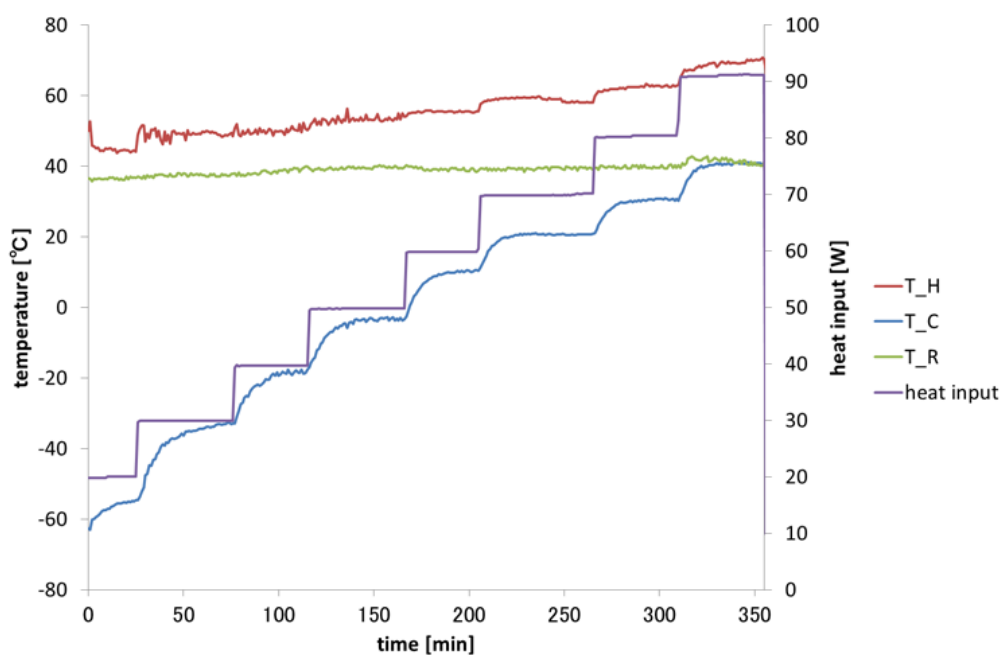


Fig.3-26 実験条件 Test-D1 における double OHP の実験結果

図中に T_H , T_C , T_R で示すデータは、それぞれ Fig.3-18 に T_H , T_C , T_R で示す熱電対での測定結果(温度)である。データは全て 1 分間隔で間引いた値である。heat input は加熱部のヒータの発熱量を示す。以降の Test-D2, D3 の実験結果のグラフ Fig.3-23, 3-24 でも同様である。

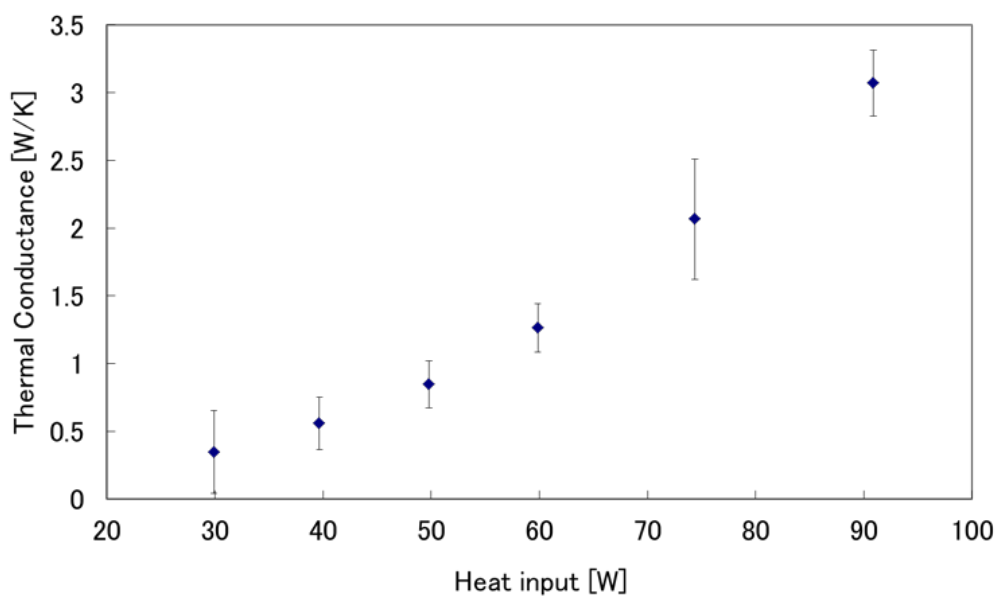


Fig.3-27 Test-D1 の各熱入力条件における double OHP の熱コンダクタンス

エラーバーは熱電対の測定誤差, データロガーの測定誤差, 時間平均の標準偏差の合計で求められる温度測定の誤差から誤差の伝搬式を用いて熱コンダクタンスの誤差として算出している。

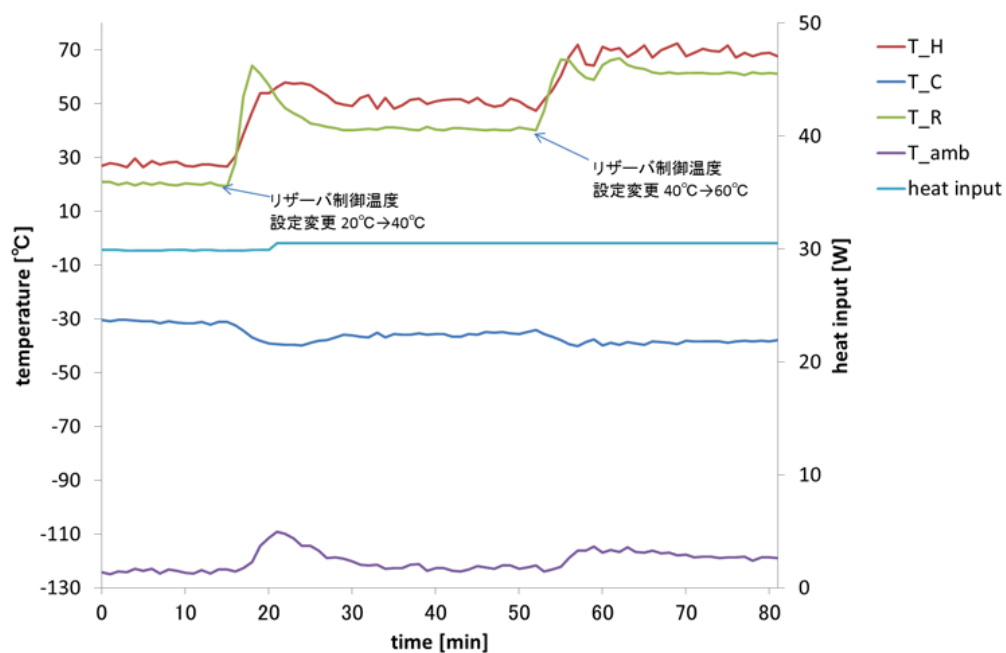


Fig.3-28 実験条件 Test-D2 における double OHP の実験結果

図中に T_{amb} で示すデータは Fig.3-18 に T_{amb} で示す熱電対での測定結果(温度)である. リザーバ制御温度設定変更と矢印で示す点でリザーバの制御温度を 2 回, 最初は 20[°C]から 40[°C]へ, 次に 40[°C]から 60[°C]へと変更している. 制御温度変更の際, 交流温度制御器の温度制御方式の都合上, リザーバ温度はオーバーシュートしたのち設定した制御温度で一定になっている. 時間 20 分前後で周囲温度が上昇しているのは, リザーバ温度が 60[°C]以上までオーバーシュートしている影響である.

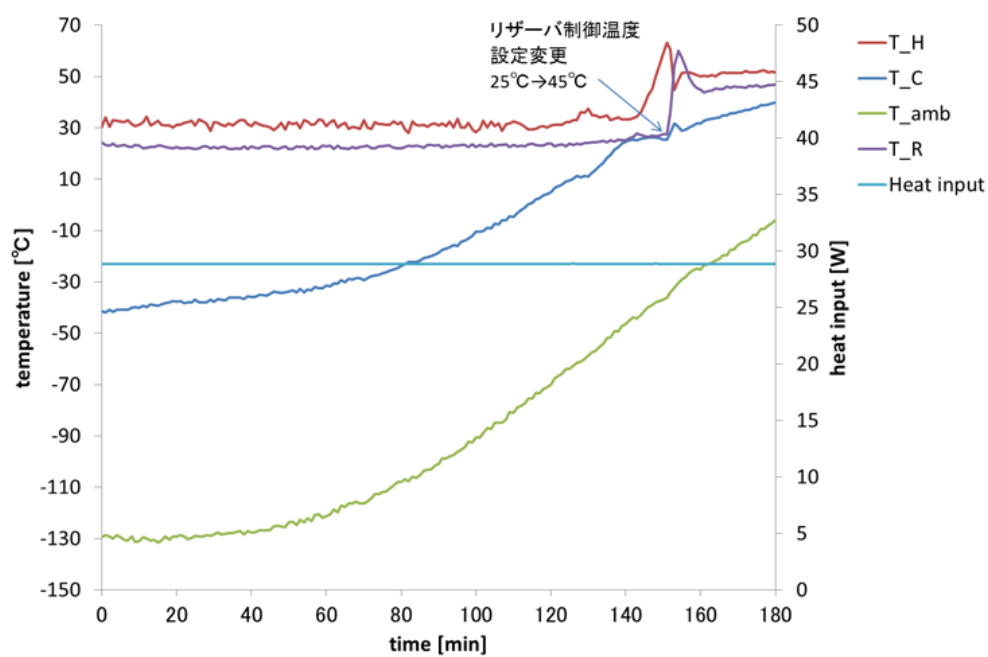


Fig.3-29 実験条件 Test-D3 における double OHP の実験結果

リザーバ制御温度設定変更と矢印で示す点で、リザーバの制御温度を 25[°C]から 45[°C]に変更している。Fig.3-23 と同様に、温度制御方式の都合上リザーバ温度はオーバーシュートしたのち制御温度の 45[°C]で一定になっている。

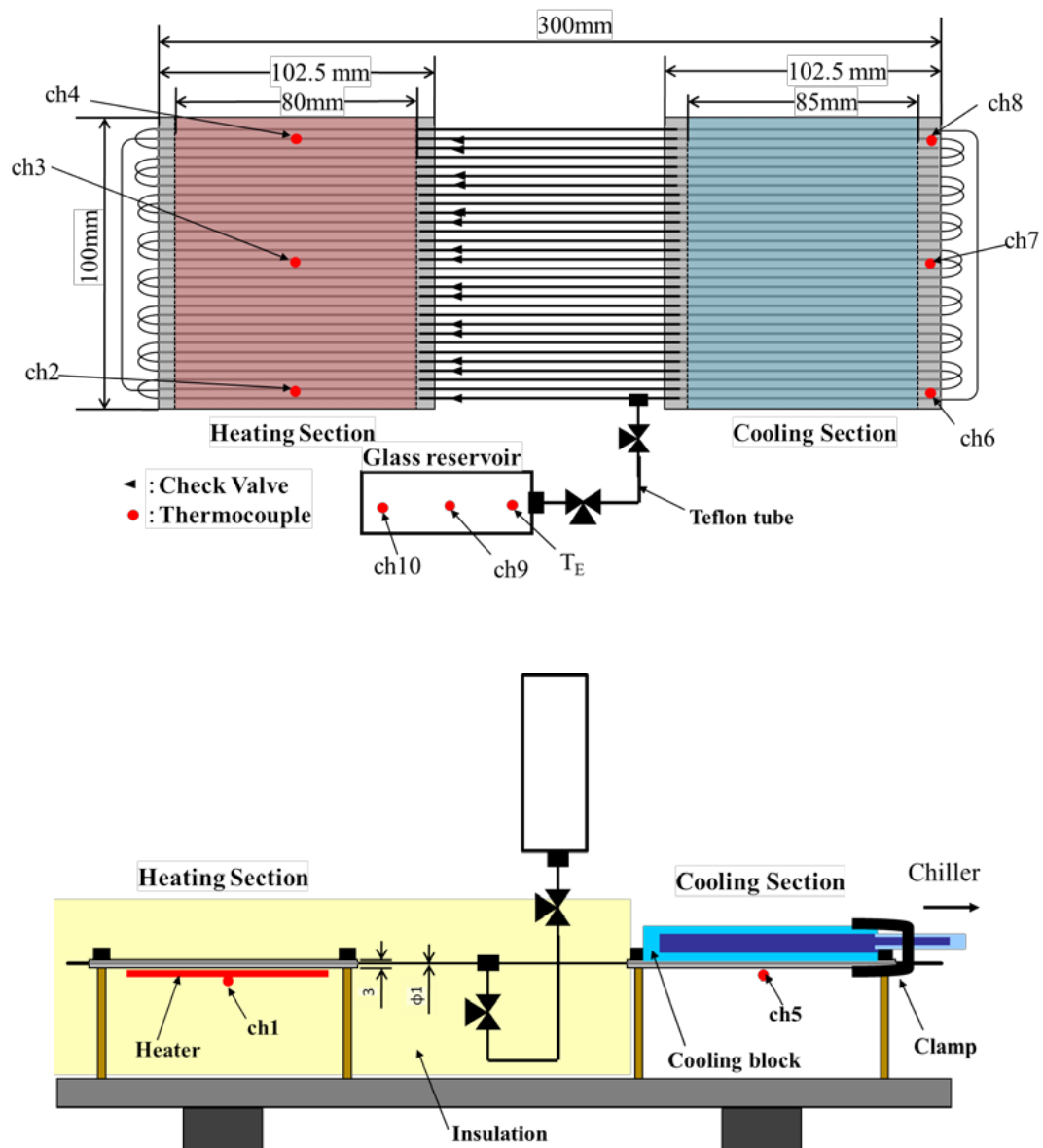


Fig.3-30 ガラス製リザーバと SUS OHP の実験装置概観

ch1~10 は熱電対を接続したデータロガーのチャンネル番号を示す. 上図に T_E で示す位置の熱電対はリザーバ温度制御点としてデジタルプログラム調節計に接続している.

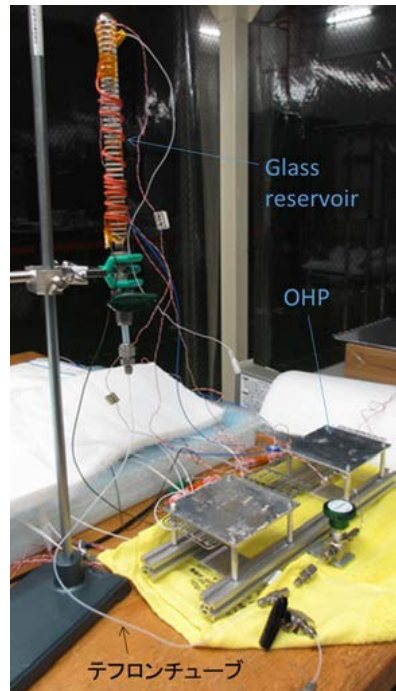


Fig.3-31 ガラス製リザーバと SUS OHP の実験装置外観

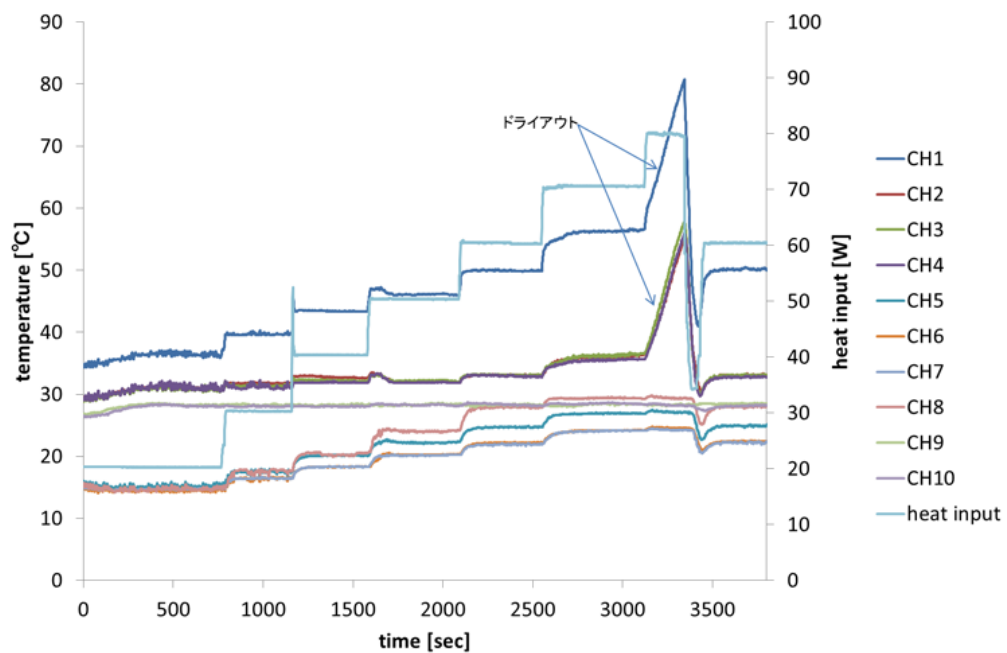


Fig.3-32 ガラス製リザーバ付き SUS OHP の Test-G1(リザーバ温度 30 [°C])の実験結果
ch1~10 は Fig.3-25 の ch1~10 に示す熱電対で測定した温度を示している(以降の Fig.3-28, 3-29 も同様). 熱入力条件 80 [W]時に加熱部温度が急上昇するドライアウトの現象が見られたため, 熱入力量を 80[W]から 60[W]に下げている.

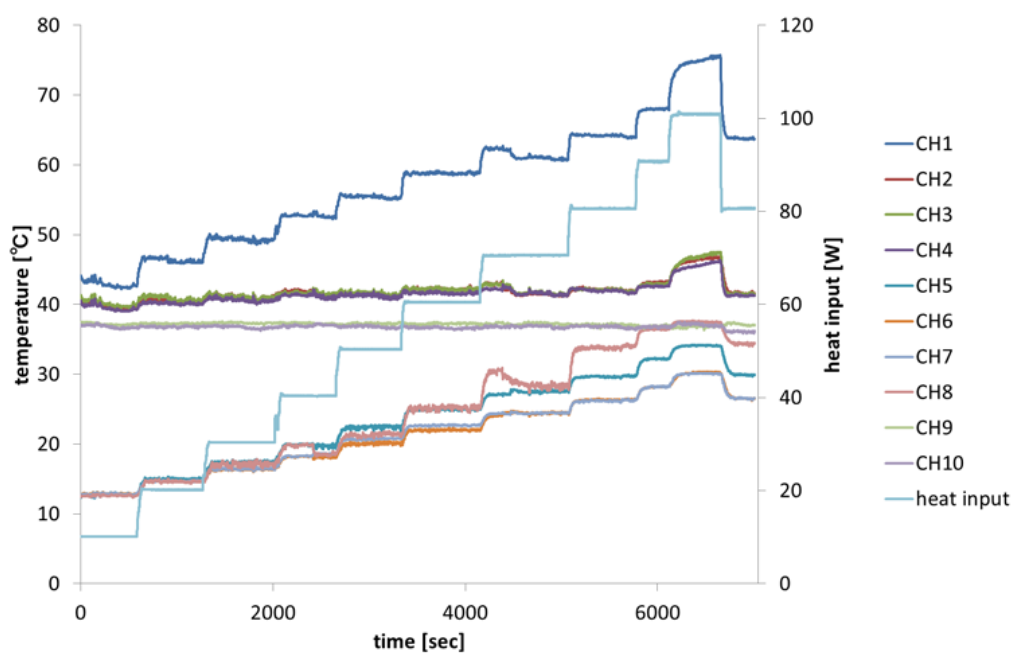


Fig.3-33 ガラス製リザーバ付き SUS OHP の Test-G2(リザーバ温度 40 [°C])の実験結果
熱入力条件 100 [W]時に加熱部温度が上昇し続けるドライアウトの兆候が見られたため, 100 [W]
では熱平衡まで待たずに熱入力量を 100[W]から 80[W]に下げている.

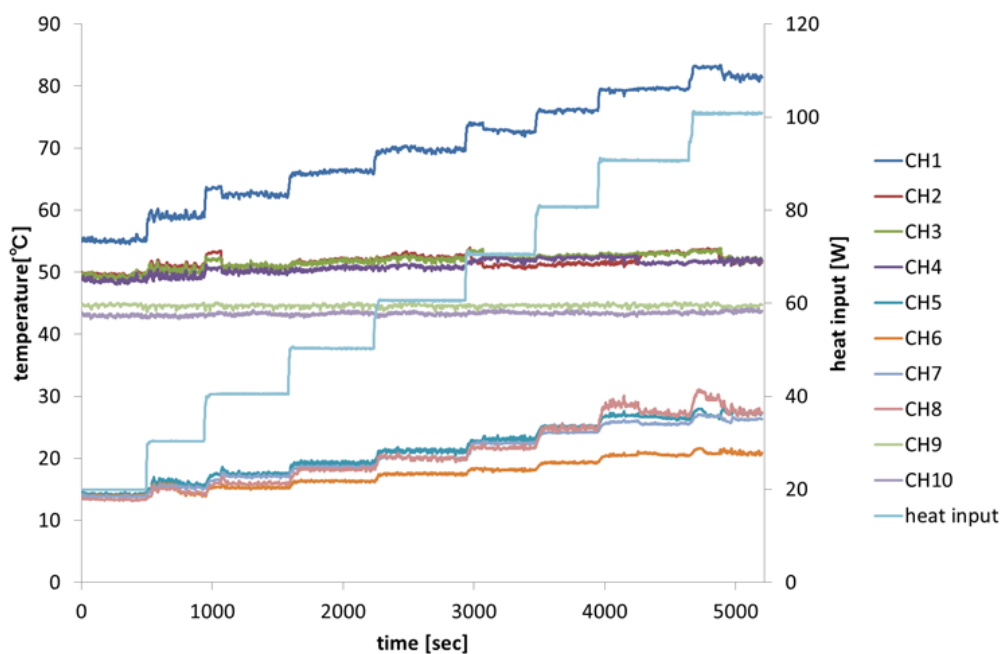


Fig.3-34 ガラス製リザーバ付き SUS OHP の Test-G3(リザーバ温度 50 [°C])の実験結果

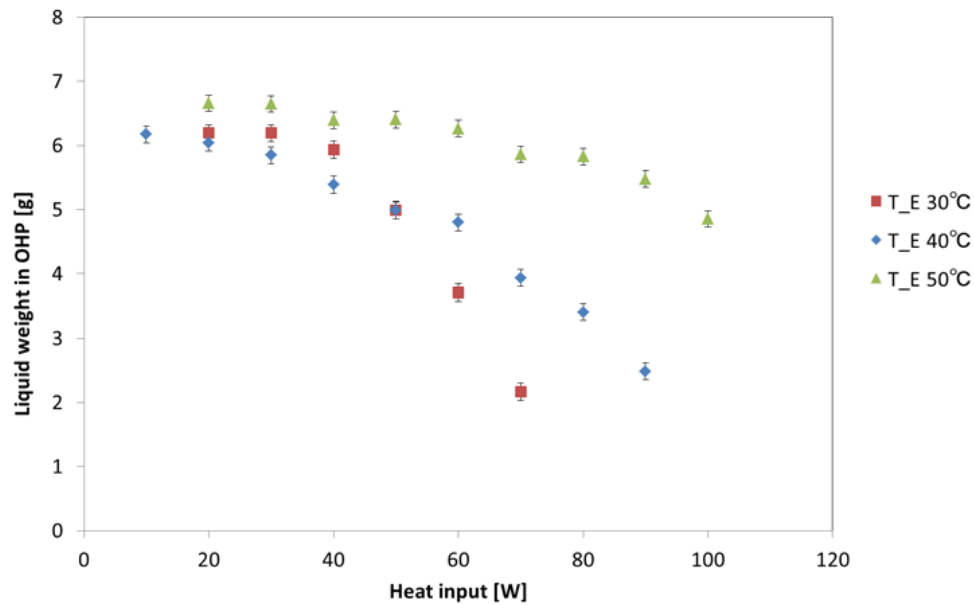


Fig.3-35 ガラス製リザーバ付き SUS OHP の各試験条件における OHP 内作動流体質量
 凡例の T_E はリザーバ制御温度(Fig.3-25 の T_E)を示す. それぞれ, T_E 30°Cが Test-G1, T_E 40°C
 が Test-G2, T_E 50°Cの実験結果を示している. エラーバーは, リザーバ目盛の読みの精度を 1
 [mm] として算出した誤差を示している. 以上は Fig. 3-31 も同様である.

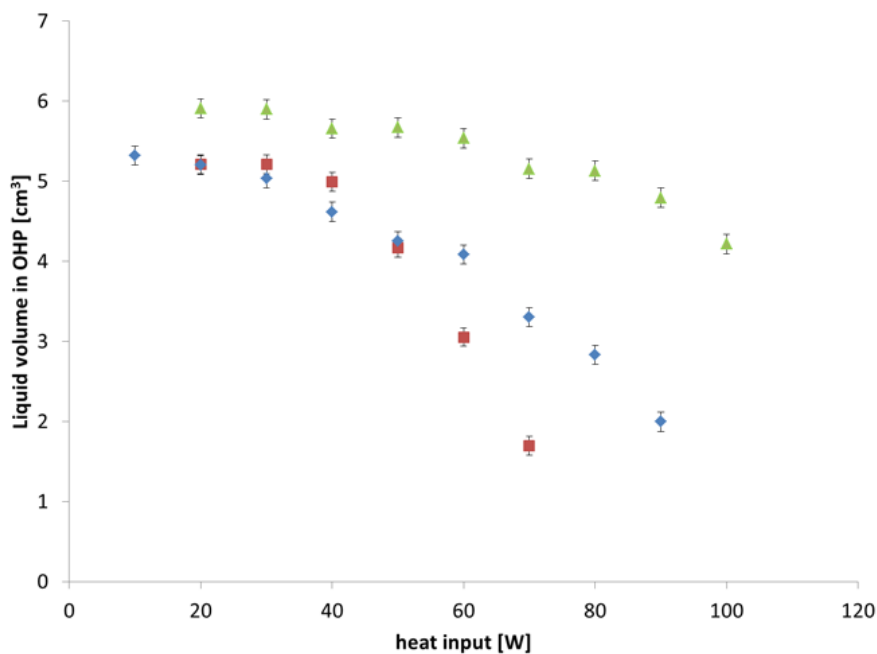


Fig.3-36 ガラス製リザーバ付き SUS OHP の各試験条件における OHP 内作動流体液体積

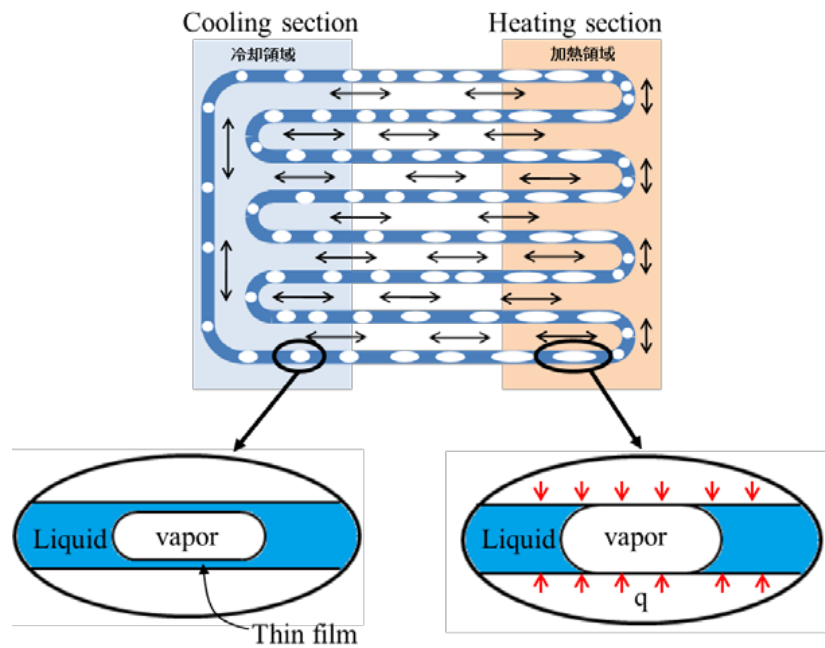


Fig.3-37 OHP の熱輸送モデル

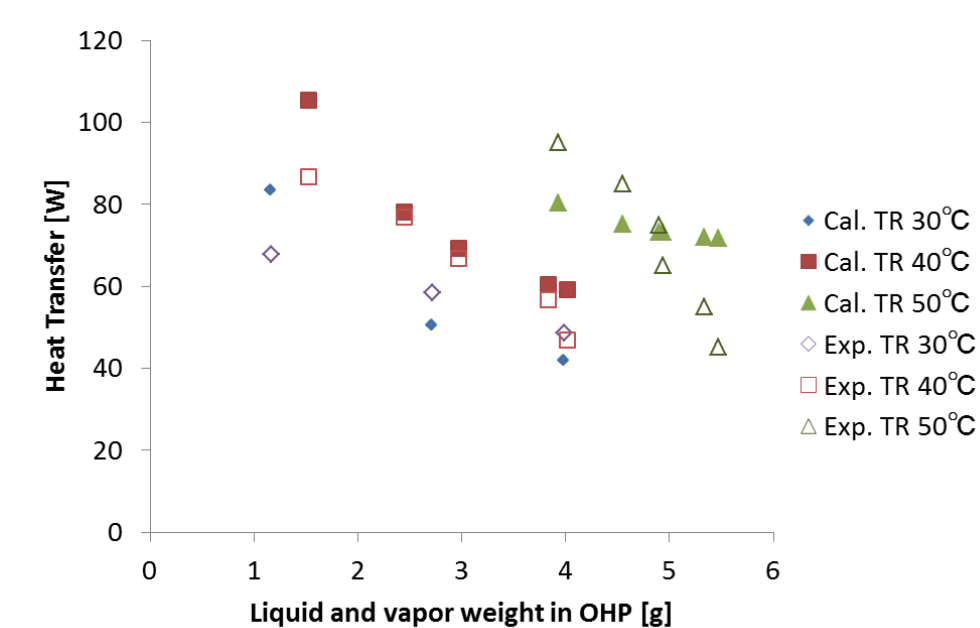


Fig.3-38 OHP 内液質量から計算で求めた熱輸送量と実験結果

実験結果は白抜き(凡例の Exp.), 計算結果は塗りつぶしたマーカー(凡例の Cal.) で示している. 凡例の TR はリザーバ制御温度を示す. 実験結果は Fig.3-31 の 40 [W]以上の値を示している.

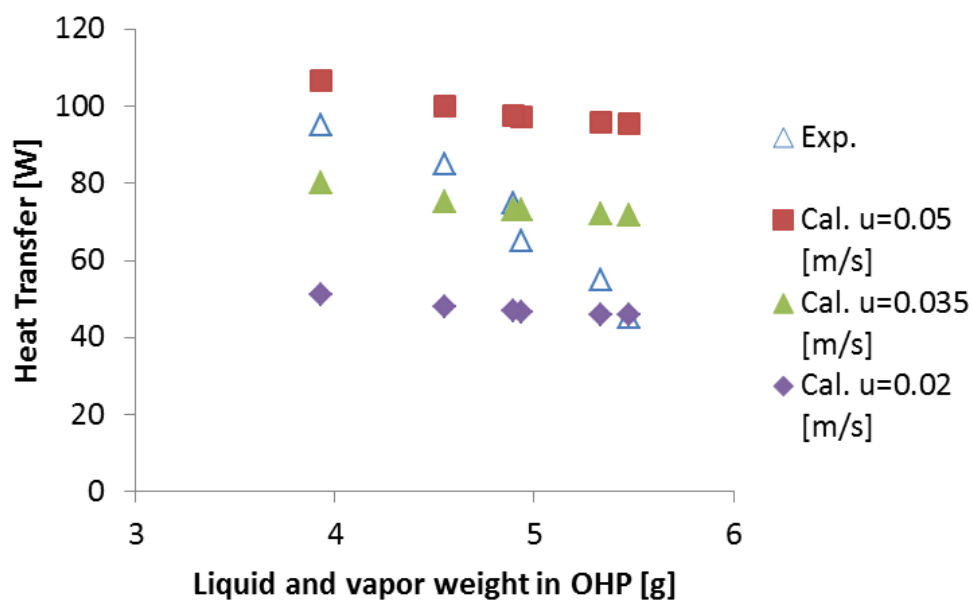


Fig.3-39 液スラグの速度を3通りにして実施した熱輸送量計算結果 ($T_R=50$ [°C])
40 [W]以上の実験結果を白抜きマーカー(凡例の Exp.)で示している. 計算結果は塗りつぶしのマーカー(凡例の Cal.)で示している. 凡例の u は液スラグ速度を示す.

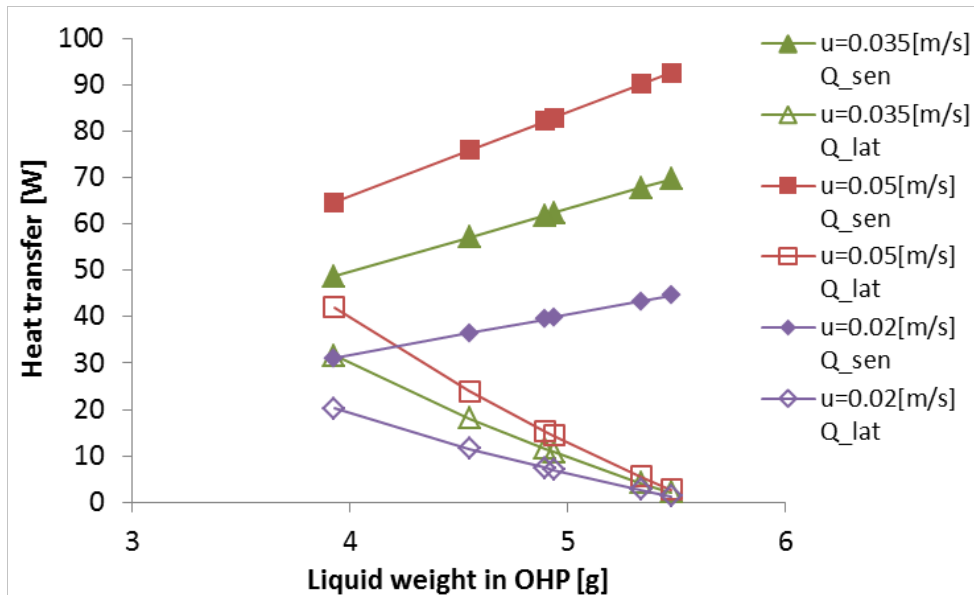


Fig.3-40 液スラグの速度を3通りにして実施した潜熱輸送量と顕熱輸送量の計算結果 ($T_R=50$ [°C])
潜熱輸送量は白抜きマーカー(凡例の Q_{lat})で, 顕熱輸送量は塗りつぶしのマーカー(凡例の Q_{sen})で示している. 凡例の u は液スラグ速度を示す.

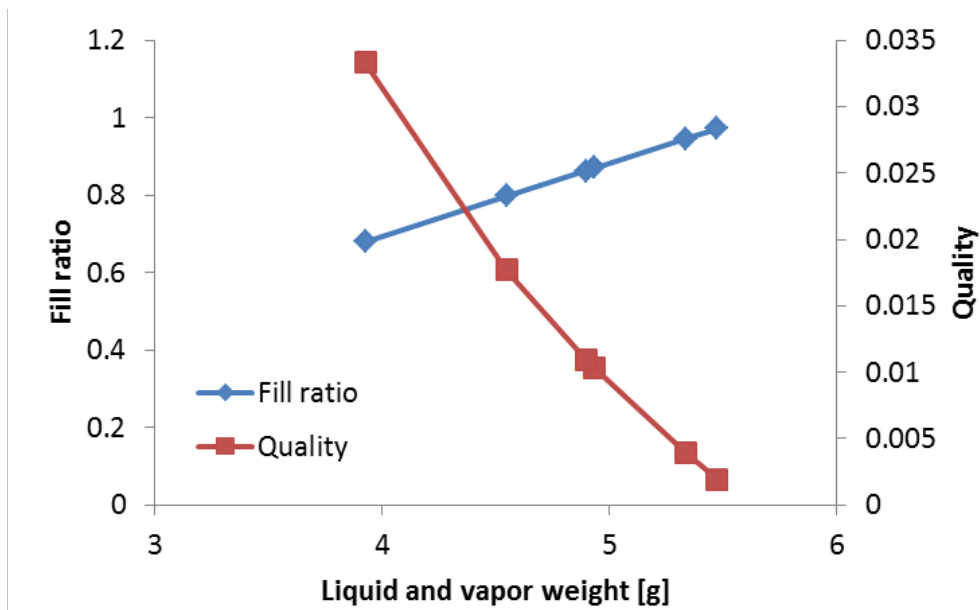


Fig.3-41 OHP 内封入率とクオリティ ($T_R=50$ [°C])

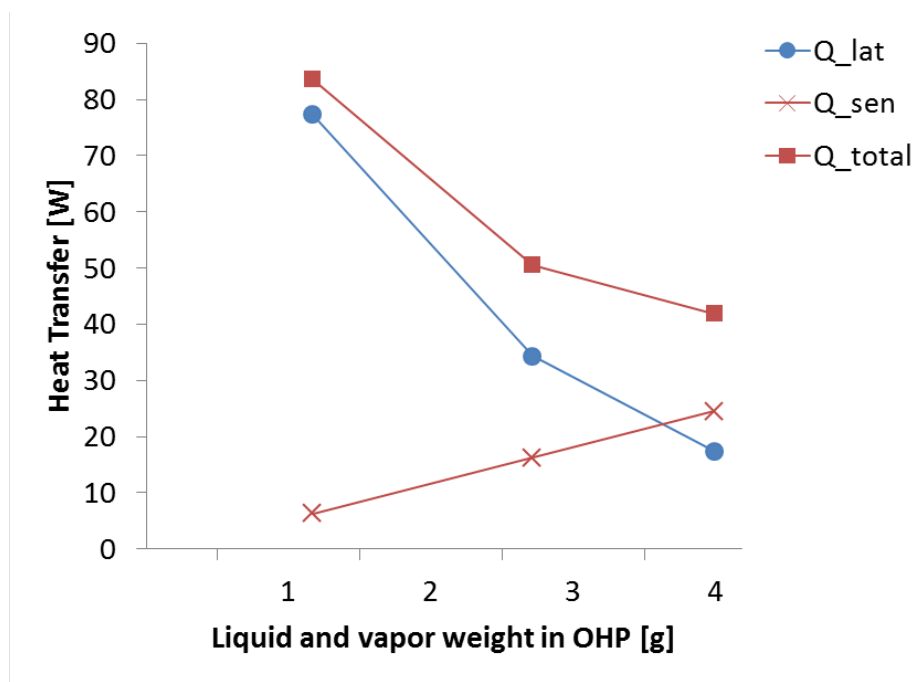


Fig.3-42 潜熱輸送量と顕熱輸送量の計算結果($u=0.035$ [m/s], $T_R=30$ [°C])

凡例の Q_{lat} は潜熱輸送量, Q_{sen} は顕熱輸送量, Q_{total} は潜熱輸送量と顕熱輸送量を合わせた合計の熱輸送量を示す。

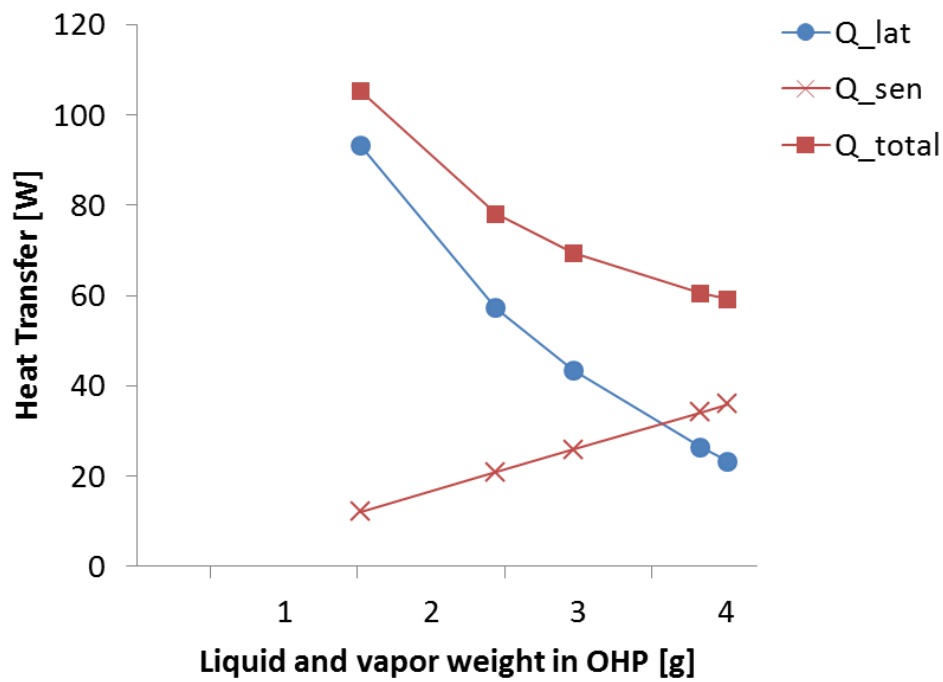


Fig.3-43 潜熱輸送量と顕熱輸送量の計算結果($u=0.035$ [m/s], $T_R=40$ [°C])

凡例の Q_{lat} は潜熱輸送量, Q_{sen} は顕熱輸送量, Q_{total} は潜熱輸送量と顕熱輸送量を合わせた合計の熱輸送量を示す。

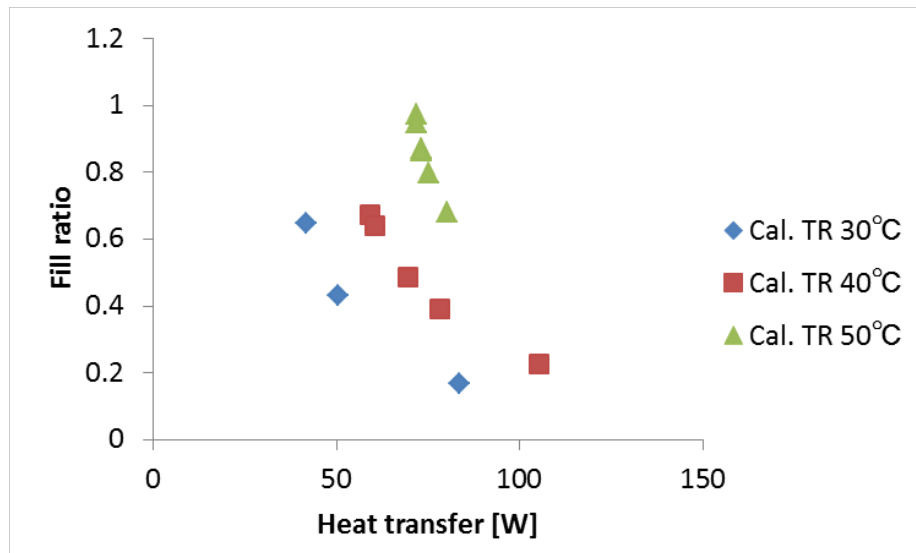
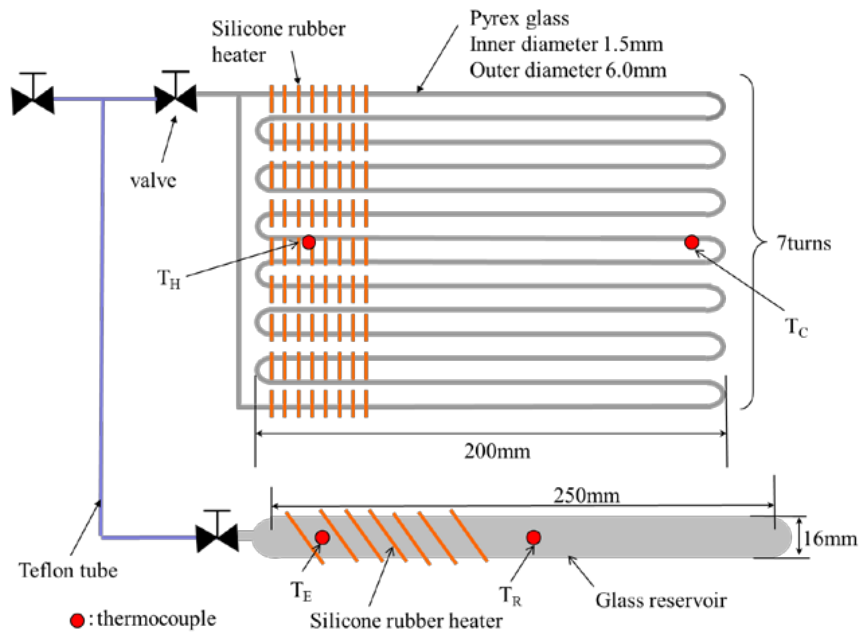
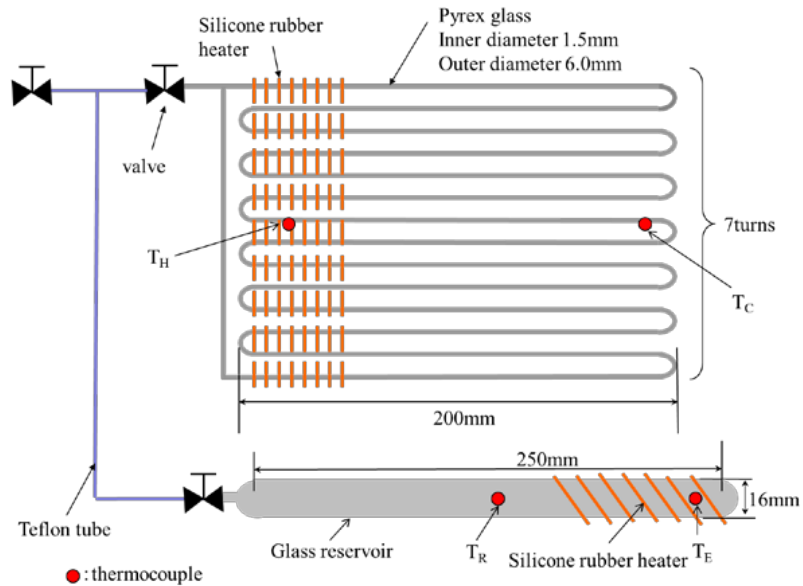


Fig.3-44 合計熱輸送量に対する封入率($u=0.035$ [m/s], $T_R=30, 40, 50$ [°C])

凡例の TR はリザーバ温度を示す。実験結果から求めた封入率に対する熱輸送量の計算結果を示している。



(a) リザーバ鉛直下向き方向設置の場合



(b) リザーバ鉛直上向き方向設置の場合

Fig.3-45 ガラス製リザーバ付きガラス OHP (3.6 節に対応) の概観

図中の T_H は加熱部, T_C は冷却部, T_R はリザーバの温度計測のためにとりつけた熱電対の位置を示す. リザーバの T_E はリザーバの温度制御点を示す. リザーバのヒータと制御用熱電対 T_E はリザーバの液が溜まる部分がヒータで温度制御されるようにヒータの取付け位置を(a)のリザーバ鉛直下向き方向設置の場合と(b)のリザーバ鉛直上向き方向設置の場合で付け替えた.

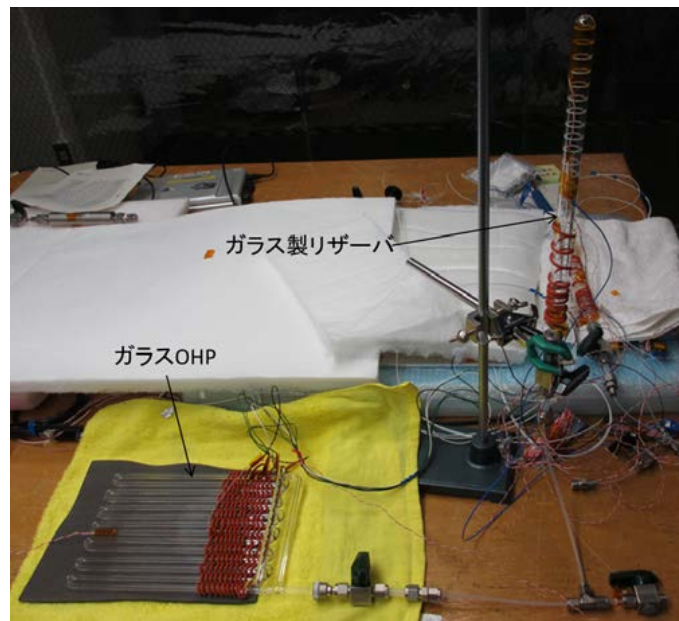


Fig.3-46 ガラス製リザーバ付きガラス OHP(3.6 節に対応)の外観
写真は鉛直下向き方向にリザーバを設置した状態を示す.

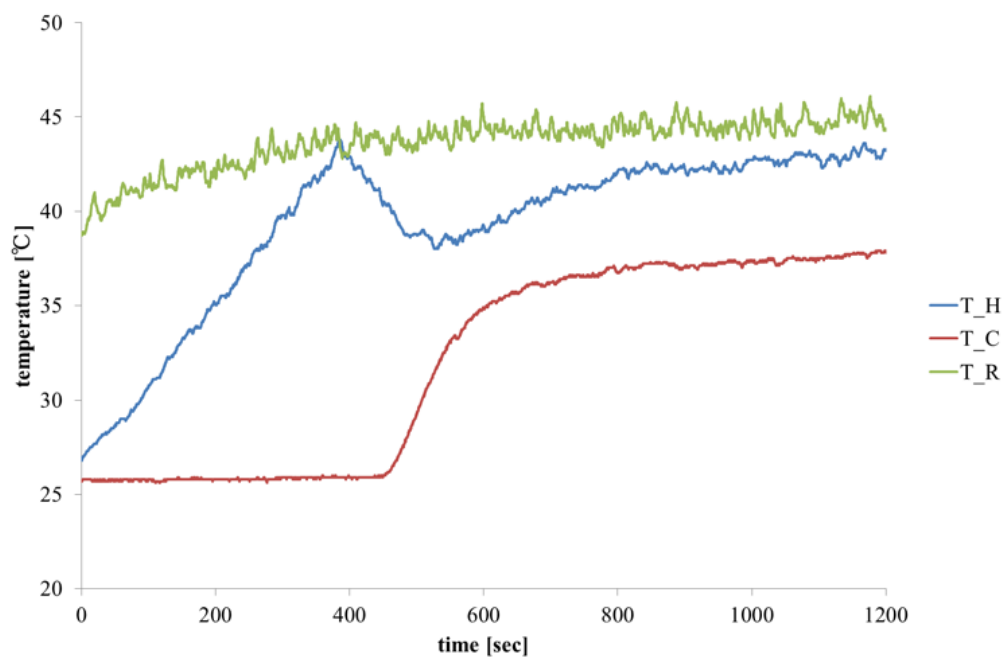
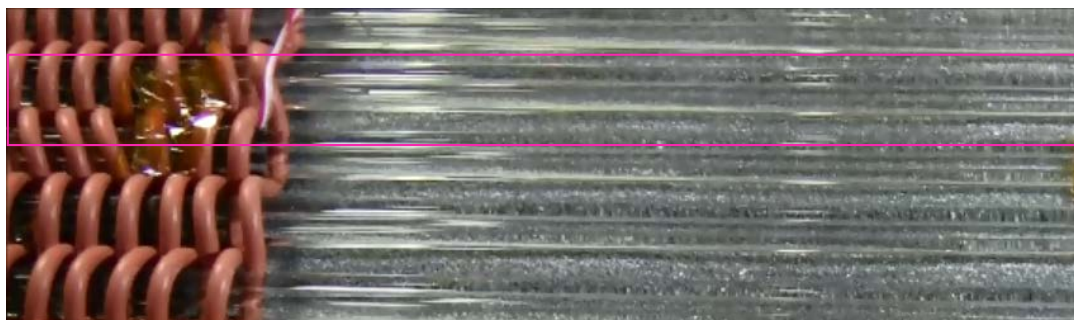
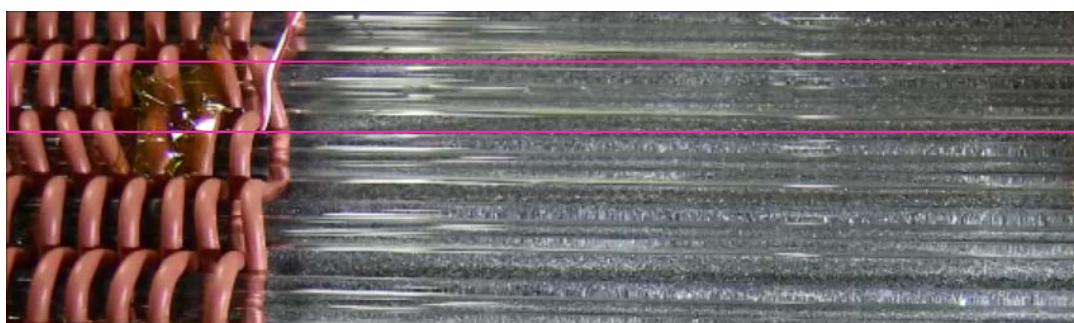


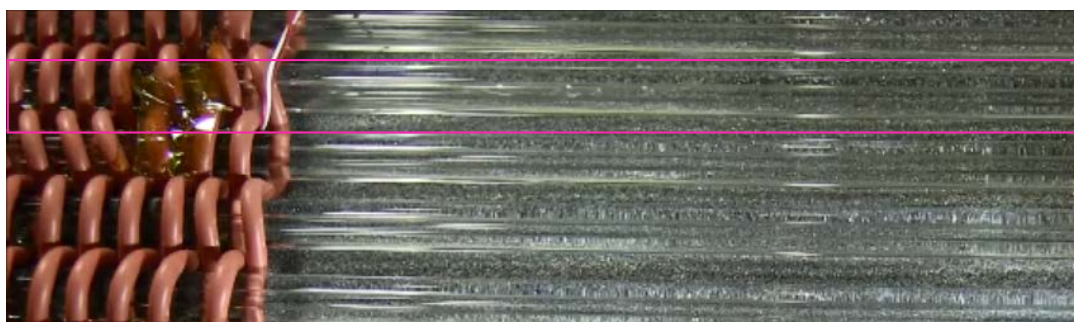
Fig.3-47 Test-H1(鉛直下向き方向設置ガラス製リザーバ付きガラス OHP)の実験結果
凡例の T_H , T_C , T_R は Fig. 3-38 の T_H , T_C , T_R で測定した温度を示している.



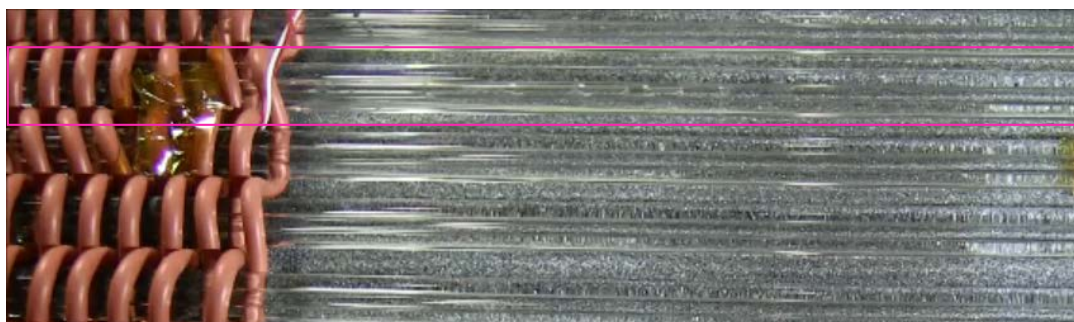
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig.3-48 鉛直下向き方向設置ガラス製リザーバ付きガラス OHP の OHP 起動の瞬間
(a) ~ (d) は 10 秒ごとに撮影した写真である. ピンク色の実線で囲った管で加熱部から冷却部に向
かう気泡の動きが見られる.

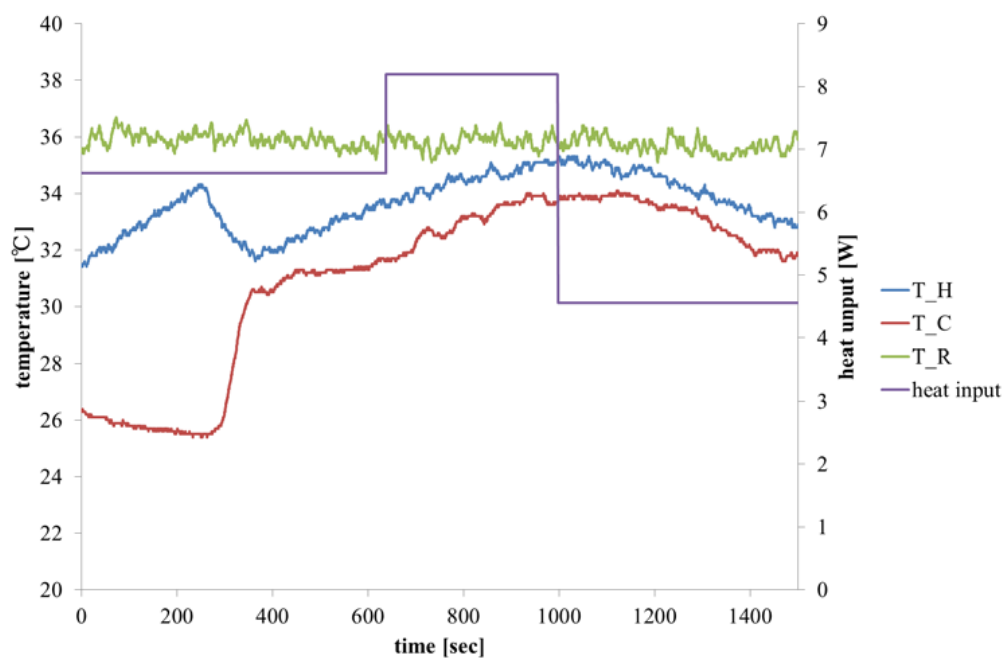
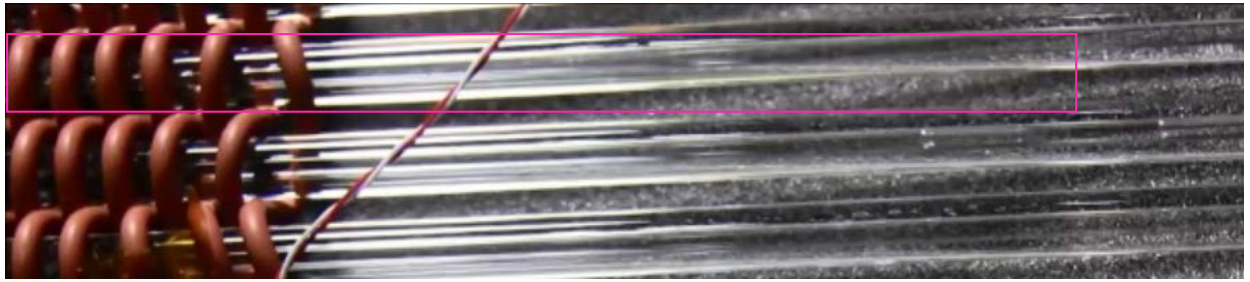
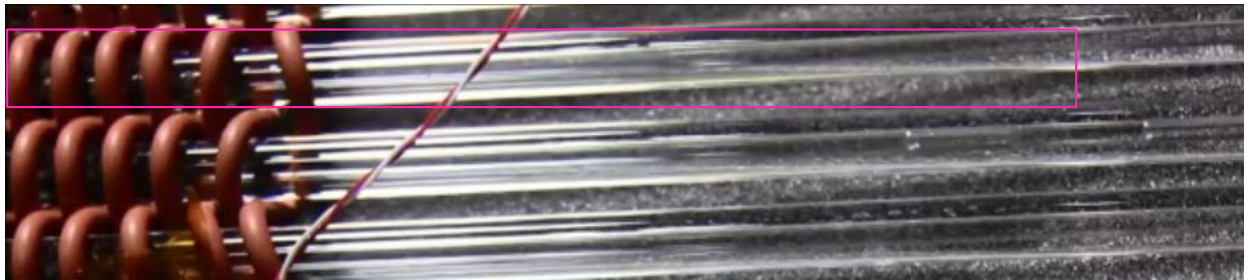


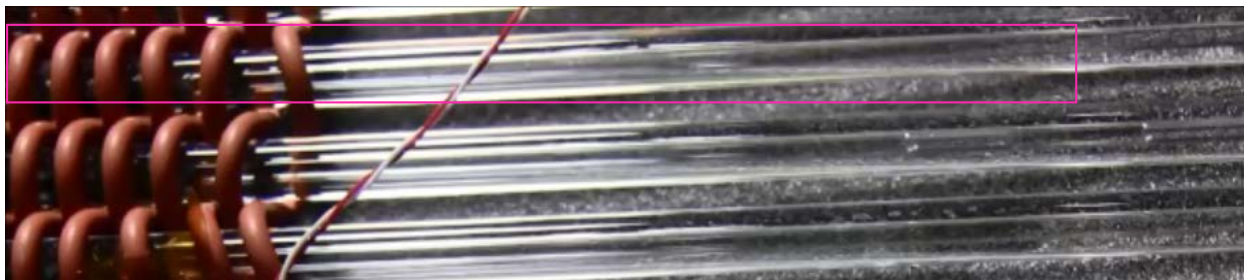
Fig.3-49 Test-H2(鉛直上向き方向設置ガラス製リザーバ付きガラス OHP)の実験結果
 凡例の T_H , T_C , T_R は Fig. 3-38 の T_H , T_C , T_R で測定した温度を示している. heat input は加熱部ヒータの発熱量を示す.



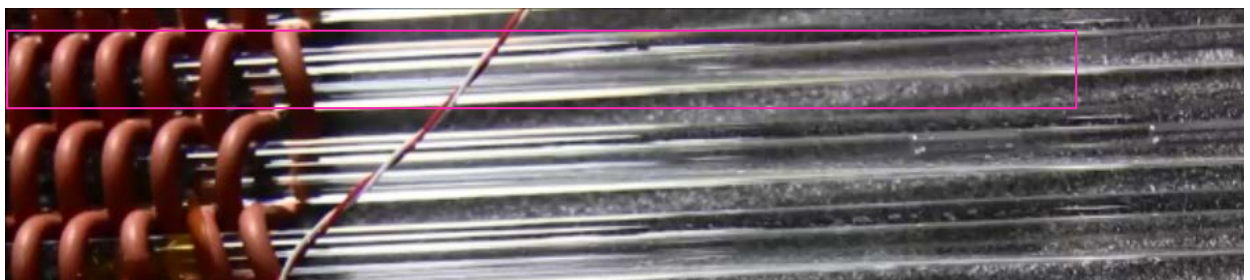
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig.3-50 鉛直上向き方向設置ガラス製リザーバ付きガラス OHP の OHP 起動の瞬間
(a) ~ (d) は 10 秒ごとに撮影した写真である. ピンク色の実線で囲った管で加熱部から冷却部に向
かう気泡の動きが見られる.

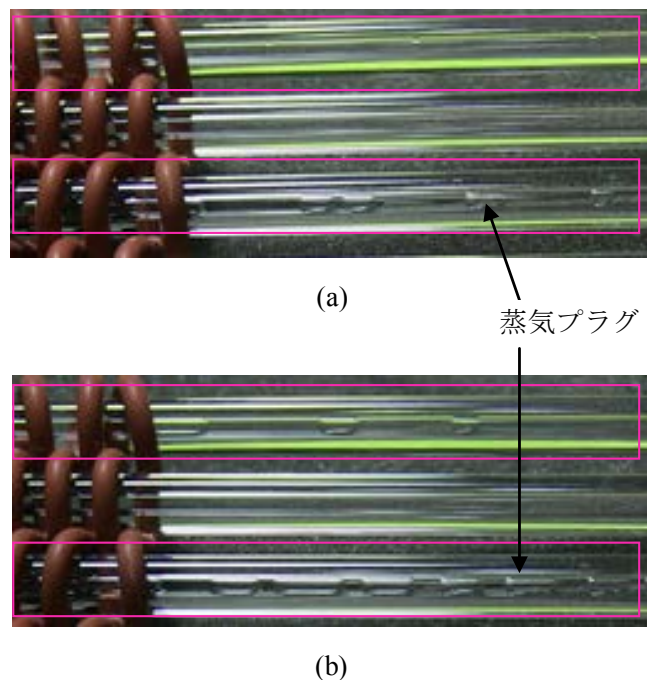


Fig.3-51 ヒータ発熱増加前後の加熱部付近の管内の気液の状態
(a)が熱負荷を増大させる前，(b)が熱負荷増大後を示している．ピンク色の線で囲った配管内において，(a)に比べ(b)は明らかに蒸気プラグの長さが長くなり個数も増加している．

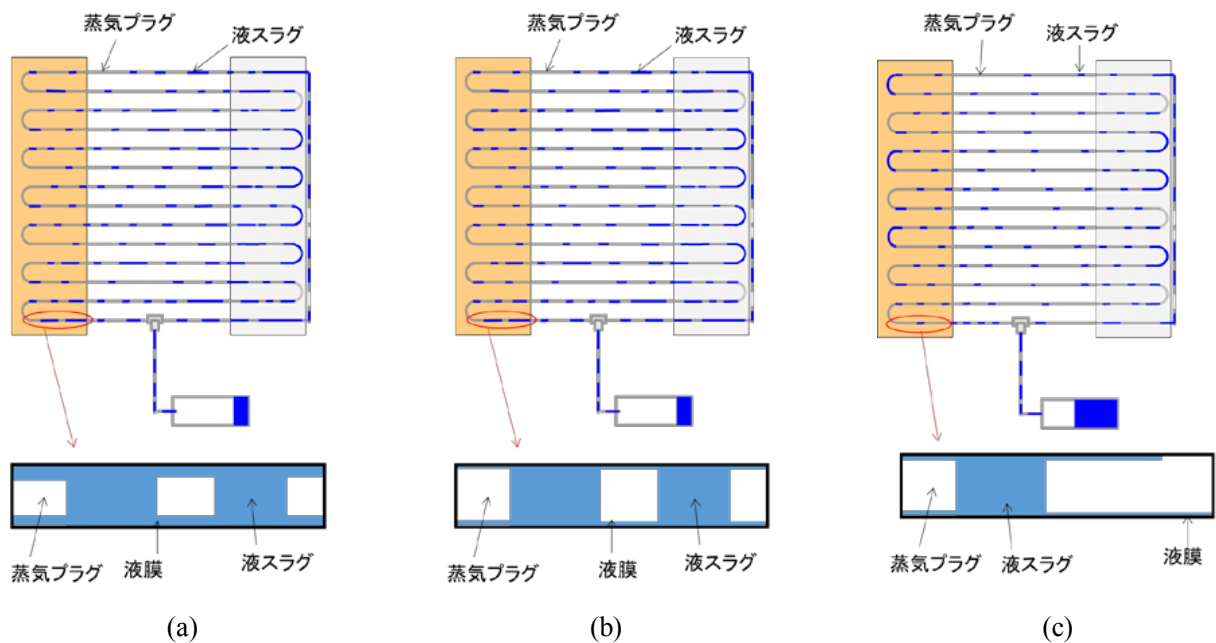


Fig.3-52 リザーバ付き OHP の熱入力増加時の OHP 内と加熱部配管内の気液の状態
(a)は熱入力増加前の状態を示す．(b)は熱入力増加後に加熱部配管内で蒸気プラグの液膜の蒸発量が増し，蒸気プラグの圧力が高くなっている状態を示す．(c)は蒸気プラグの圧力増加により OHP 加熱部の液スラグがリザーバへ移り OHP 内の液体積が減少し蒸気体積が増加している様子を示す．

第4章 VC-OHP を適用した熱設計フリー衛星

4.1 序論

VC-OHP として機能するリザーバ付き OHP は、従来 OHP が持つ長所である軽量さ・フレキシブル性にさらに能動的な温度制御機能が加わった、まさに将来の宇宙機への適用が望まれる熱制御デバイスである。本研究ではリザーバ付き OHP の能動的な温度制御性を活かした宇宙機への応用例として「熱設計フリー衛星」を提案する。通常の衛星開発では、衛星の熱設計を行う際には決められた境界条件の中で各搭載機器や構体の熱設計要求が満たせるように機器配置を検討したり熱制御材のサイジングを行ったりしなければならない。実現可能な熱設計に到達するまでには熱解析のイタレーションが必要になる。搭載機器の数が多くなり要求が多様になればなるほど熱設計は複雑になり開発期間が長くなる。そこで本研究では、衛星の開発期間を短くするために「構体のどの面にでも機器を搭載できる（熱設計を考慮しなくてよい）」という熱設計フリーな衛星を提案する。搭載機器の合計最大発熱量は放熱面の温度と面積から自動的に決められるが、その最大発熱量以下であれば機器の搭載位置や発熱量の変化、外部熱入力の変化によらず機器搭載面が一定温度に保たれるという点で「熱設計フリー」としている。そのような衛星構体を、Fig.4-1 に示すようにリザーバ付き OHP をネットワーク状に衛星構体全面に張り巡らせることで実現する。3章で実証されたように、リザーバを一定温度に保てば、機器発熱量や放熱面への熱入力があったとしても機器搭載面の温度は一定に保たれるはずである。

熱設計フリー衛星の設計コンセプトは次のようになる。OHP の配管は機器取付けの妨げにならないように、構体パネルに埋め込むか、外付けとする。構体パネルのうちの数枚、例えば 6 面体の衛星の場合 2 面を機器搭載面と定義し、機器は全てこれらの面に搭載し残りの面はラジエータ面とする。機器は機器搭載面内のどこに配置してもよい。リザーバにはヒータを取り付け能動制御を行う。リザーバ付き OHP の温度制御機能により、リザーバの温度を制御するだけで、機器配置や機器発熱量が変化しても機器搭載面は一定温度に保つことができる。これにより、機器配置や発熱量の変化に伴う機器及び衛星システム設計側と熱設計側の設計のイタレーションが不要になる。

本研究では、このような設計コンセプトに従った正 6 面体試作モデル（以下、cube OHP）を製作し、実際に熱設計フリー性が得られるのかを世界で初めて実証することを目的とする。宇宙で使用することを想定し、大気圧・重力環境下だけではなく熱真空や微小重力環境下でも熱設計フリーの実証を行う。Cube OHP は最終的には宇宙環境（熱真空環境）で使用することを想定していること、および室温大気中ではラジエータ面からの十分な排熱が難しいなどの制約があり十分な調査が難しいと考えられることから、大気中での試験では cube OHP の動作確認と基本的なリザーバによる温度制御機能の確認を主目的とする。広い温度範囲で試験が可能な熱真空環境にて、加熱面の発熱量や発熱分布の変化の影響やラジエータ面の排熱条件の変化の影響について評価を行う。熱真空試験は加熱面の条件を変える前者の試験と、ラジエータ面の条件を変える後者の試験とを分けて 2 回実施した。微小重力実験ではフライト回数が限られているため、熱真空試験と大気中試験の結果から、cube OHP の熱的性能が評価できる代表的なケースに試験条件を絞りこんで試験を行う。

4.2 試作モデル

Cube OHP（正 6 面体試作モデル）は 3 体のリザーバ付き OHP が 2 箇所でもクロスする構成になっている。Fig.4-2 に cube OHP の展開図を示す。OHP は Fig.4-2 に示す A 面と B 面にまたがる OHP(以降、A-D 面間 OHP とする)、B 面-F 面にまたがる OHP (以降、B-F 面間 OHP とする)、C 面-B 面-E 面-A 面の 4 面にまたがる OHP(以降、C-B-E-A 面間 OHP とする)の 3 体である。A-D 面間 OHP と C-B-E-A 面間 OHP が A 面で、B-F 面間 OHP と C-B-E-A 面間 OHP が B 面で、それぞれクロスしている。各 OHP は内径 1 [mm]、外径 1.6 [mm]の SUS316 配管を 30 回折り曲げた 15 ターンの閉ループとなっている。循環流が誘起されるように、配管のストレート部分には 1 本毎に逆止弁が設けられている。逆止弁付きの配管は逆止弁の無い配管にロウ付けで取り付けられている。OHP 配管は半径 0.85 [mm]の半円形状の溝加工をした 2 枚の厚み 1.5 [mm]のアルミニウム板に挟み込まれている。ただし、配管曲げ部分は管をはめ込み易くするために溝を半径 1.1 [mm]の半円形状で加工している。配管とアルミ板の熱抵抗が小さくなるようにアルミ板内面及び溝内には AOS 製の非シリコン系放熱グリース AOS52055 が塗布されている。AOS52055 の熱伝導率は 1.3 [W/m/K]、使用温度範囲(メーカー推奨値)は -40 [°C]から 180 [°C]である。2 体の OHP がクロスする面、図 1 中の A 面と B 面では上下 2 枚のアルミ板の間（2 体の OHP の間）に厚み 2.5 [mm]で両面に溝加工を施したアルミ板を挟むことで、2 体の OHP を挟み込んでいる。Fig.4-3 に cube OHP の外観を示す。

Fig. 4-4 に示す A 及び B 面を機器搭載面とし、発熱機器模擬のために、80 [mm] 角、抵抗値 108 [Ω]のポリイミドシートヒータ 9 枚を、6 面体を組み立てた際にヒータ貼付面が外面になるように、お互いを 10 [mm]程度離して貼り付けられている。A 面では A-D 面間の OHP がヒータを貼りつけたアルミ板に近い方に位置している。B 面では C-B-E-A 面間の OHP がヒータを貼りつけたアルミ板に近い方に位置している。C、D、E、F 面はラジエータ面とし、6 面体に組み立てた際に外面となるアルミ面の赤外輻射率を高めるために全面にシリコン系粘着材付きの 3M 製ポリイミドテープ No.5434 を施工した。No. 5434 のテープ厚は 0.053[mm]でそのうち基材（ポリイミドフィルム）の厚みは 0.025 [mm]である。厚み 1mil (=0.0254 [mm])のポリイミドフィイルムをアルミ板に貼付けた面（アルミ蒸着ポリイミドフィルムのポリイミド面）の典型的な赤外放射率は 0.67 [58]である。

Fig.4-3 に 1 枚だけを残し残り 5 面を組み立てた状態の試作モデルを示す。展開・組立が何度も容易に行えるように、管の折り曲げ部分は配管が Fig. 4-5 に示すようなコイル状になっている。コイリング部分の配管は柔らかくするために焼きなましを行っており、直径 20[mm]の円の周りを 2 周回するような形状となっている。コイリング部分の配管を補強するためにコイル状配管の内部には Fig. 4-6 に示すように円筒形の補強材が差し込まれている。補強材は配管と接するため、配管から補強材へのヒートリークが少なくなるように樹脂製とした。組立状態での各パネルの内面は大気中試験時はアルミ面のままとしていたが、熱真空試験時及び微小重力試験中は最外層がポリイミドフィルムで内層にポリエステルフィルムとポリエステルネットを交互に重ねた、合計 10 層の MLI を取り付けた。ヒータ取付面の外面は、大気中試験時はポリエステル繊維系不織布の断熱材で、熱真空試験中及び微小重力実験中はポリエステル繊維の不織布で裏打ちされたポリエステルフィルム 10 層を重ねた MLI で覆った。

3 体の OHP それぞれに容積 50 [cm³]で円筒形のステンレス鋼製リザーバが、OHP 端部の配管の先に Swagelok®製手動バルブとチューブ継手、外径 1.6 [mm]のステンレス配管と銅管とを介して取り付けられている。リザーバには幅 10 [mm]、長さ 500 [mm]、抵抗 560 [Ω] の坂口電熱製スパイラル状ポリイミドヒータ PMC05 を巻き付けた上でヒータをアルミテープで固定している。

OHP 配管を挟むアルミ板とリザーバ、リザーバ ~ OHP 配管には Fig.4-4 に示す位置に熱電対

を取り付けている。熱電対はリザーバに貼りつけた合計 6 点の熱電対を除き線径 0.2 [mm] のテフロン被覆の T 型熱電対である。6 点のリザーバの熱電対には線径 0.2 [mm]、テフロン被覆の K 型熱電対を取り付けている。熱電対の精度はクラス 2 相当 (T 型熱電対: $\pm 1^{\circ}\text{C}$, K 型熱電対: $\pm 2.5^{\circ}\text{C}$) とする。

作動流体には、衛星の構体温度として -20°C から 40°C 、ラジエータ温度として -60°C 程度までを想定の上、入手性や安全面なども考慮して HFC-134a を使用した。作動流体を封入する前に OHP 全配管内にフッ素系溶剤 HCFC-225 (旭硝子製アサヒクリン AK-225) を流し配管内部の洗浄を行った。洗浄後、HCFC-225 が配管内に残留しないように高圧 (1 [MPa]) の窒素ガスを流した。その後、前章の 3.2.4 項と同じ手法でリザーバに封入率がほぼ 100% となるように作動流体を封入した後、リザーバと OHP を接続し、OHP とリザーバ ~ OHP 管の配管内を真空に引いて OHP 内にリザーバから液が注入されるようにして OHP に作動流体を封入した。最初の試験である大気中試験前に作動流体を封入した後は再封入することなく熱真空試験までを実施した。最後に行った微小重力試験は熱真空試験から約 1 年が経過していたため、cube OHP 内の作動流体を抜いた後再び封入を行った。

4.3 大気中試験

4.3.1 実験概要

Cube OHP が起動し熱輸送が行われることとリザーバにより OHP 加熱面の温度が制御されることを確認するために、大気中にてまず初めに展開状態で試験を行う。展開状態では OHP が全て水平に設置されることになり、組み立てた状態よりも OHP が動作しやすいと考えられるためである。その後、cube OHP を組み立てて試験を実施する。4.1 節に述べたように、室温大気中ではラジエータ面からの十分な排熱が難しいなどの制約があり十分な調査が難しいと考えられることから、大気中での試験では cube OHP の動作確認と基本的なリザーバによる温度制御機能の確認を主目的とする。

4.3.2 実験装置

展開状態での実験装置外観を Fig. 4-7 に示す。OHP はアルミ製フレーム上に設置している。2 面の加熱面と 3 本のリザーバは周囲との断熱のためにポリエステル繊維系不織布の断熱材で覆っている。2 面の加熱面の計 18 枚のヒータは電圧を印加するために 1 面 (ヒータ 9 枚) ごとに 1 台の直流電源に接続した。直流電源には 2 章、3 章の実験でも用いた松定プレシジョン製の直流電源 PK120-3.3 を用いる。ラジエータ面は 1 台の AC (交流) ファンで強制空冷により冷却した。ファンは幅 200 [mm]、高さ 200 [mm]、厚み 90 [mm] のオリエンタルモーター製の MRS20-BUL である。ファンはラジエータ面の高さより 80 [mm] 高い位置に、風の流れがラジエータ面と平行になるように Fig. 4-7 に示す位置に設置している。ファンは直接コンセントに接続するのではなく電源変圧器を介して電圧を 100 [V] から降下させて使用する。電源変圧器は VOLTAC 製の Type A-5 で 0 から 130 [V] まで変圧可能である。

リザーバは鉛直下向き方向に設置しクランプとスタンドで固定している。リザーバの温度制御のために、リザーバに取り付けたヒータの電線と熱電対を交流温度制御器に接続した。交流温度制御器は 3.2 節と 3.3 節の実験に用いたものと同じものを使用している。Fig. 4-6 に T_{E_C} で示す熱電対は坂口電熱製交流温度制御器 SDR-S30-PTC に接続し、 T_{E_D} と T_{E_F} で示す熱電対は坂口電熱製交流温度制御器 SBX-303 に接続している。どちらの交流温度制御器も制御温度を 0.1°C

で設定可能である。リザーバ温度制御用の 3 点を除いた温度計測用の熱電対は Graphtec 製データロガー GL820 に接続した。GL820 の T 型熱電対に対する精度は $\pm (0.1 \% \text{ of rdg (rdg: reading, 測定値)} + 0.5) [^{\circ}\text{C}]$ である。データのサンプリングはサンプリング周波数 1 [Hz]で行った。

展開状態で cube OHP の動作とリザーバによる温度制御機能が確認されたのち、cube OHP を組み立てた状態で同様の条件にて大気中にて試験を行った。組立状態の実験装置外観を Fig. 4-8 に示す。組立時は A 面が上に、B 面が底面側になるように設置して実験を行った。Cube OHP はアルミ製フレーム上に設置しているため、設置面と B 面との間には 60 [mm]程度の間隙が空いている。展開時と同様に加熱面と 3 本のリザーバはポリエステル繊維径不織布の断熱材で覆っている。加熱面のヒータの電線も同様に 2 台の直流電源 PK120-3.3 に接続している。ラジエータ面の冷却は、展開状態試験に使用した 1 台 (Fig. 4-8 の fan1) の他に 2 台の Nidec 製の小型ファン beta v ta350dc (Fig. 4-8 の fan 2,3)を加え計 3 台で行った。ファンの設置位置は Fig. 4-8 に示す通りである。ファンは全て、展開状態試験に使用した VOLTAC 製電源変圧器に接続している。

リザーバは展開状態試験時と同様に鉛直下向き方向に設置しクランプとスタンドで固定している。リザーバの温度制御方式も展開状態試験と同様である。計測用熱電対は展開状態試験に用いたデータロガー GL820 に接続している。データはサンプリング周波数 1 [Hz]で取得した。

4.3.3 実験条件

展開状態の試験条件を Table 4-1 に示す。最初にリザーバの温度を 40 [$^{\circ}\text{C}$]に固定して A 面、B 面への熱入力を 10 [W]から 80[W]まで 10 [W]刻みで増加させる試験を行った。80 [W]到達後は 40 [W]まで 10 [W]刻みで熱入力を減少させた。次に、B 面のヒータ熱入力は 40 [W]で一定にしたまま A 面のヒータ熱入力を 0 から 60 [W]まで変化させる実験を行った。最後に、A 面、B 面への熱入力を共に 40 [W]で固定した状態でリザーバの制御温度を 40, 45, 50, 40, 35, 30 [$^{\circ}\text{C}$]と変化させる実験を行った。

組立状態での試験の条件を Table 4-2 に示す。実験条件の方針は展開状態試験と基本的に同じであるが、展開状態の試験結果を踏まえて熱入力条件およびリザーバ温度条件を一部変更している。また、展開状態試験では case A-D-2 で A 面のヒータ発熱量を変化させたが、組立状態試験では A 面のヒータ発熱量を一定値にして B 面のヒータ発熱量を 40 [W], 60 [W]と変化させた。

3 本のリザーバの温度はつねに 3 本とも同じ温度になるようにリザーバ制御温度を設定した。また、ラジエータ面冷却用のファンの電圧は常に 50 [V]に設定している。展開状態、組立状態ともに各熱入力条件で熱平衡に達するまで実験を実施している。

4.3.4 実験手順

4.3.1 項で述べたように、OHP が全て水平に設置され起動しやすいと考えられる展開状態での試験を最初に行う。OHP が起動し熱輸送が行われること、リザーバの温度で加熱面が制御されることを展開状態での試験で確認した後、cube OHP の組立を行い、組立状態の試験を実施した。

4.3.5 展開状態試験の結果と考察

展開状態の実験結果として A 面と B 面のヒータの発熱量と A~F 各面の平均温度、3 本のリザーバ温度時間履歴を Fig. 4-9(a) ~ (c) に示す。Fig. 4-9 (a), (b), (c)はそれぞれ試験ケース A-D-1, A-D-2, A-D-3 の実験結果である。

4.3.5.1 試験ケース A-D-1 の実験結果

Fig. 4-9(a)から、熱入力 10 [W]から 40 [W]までは A 面, B 面の温度が熱入力増加と共に上昇していることがわかる. それに対しラジエータ面の温度はほとんど変化していない. これは OHP が起動していないことを示している. 熱入力 40 [W]を負荷した直後, B 面の温度がリザーバ温度を超えた時点で A, B 面の温度が共に急激に下がり, ラジエータ面 C, E, D 面の温度が上昇している. この時点で C-B-E-A 面間の OHP と A-D 面間の OHP が起動している. OHP 起動後は熱入力が増加しても A 面, B 面の温度はリザーバ温度から 5 [°C]以内で一定に保たれており, ラジエータ面が上昇している. OHP による熱輸送が行われているだけでなくリザーバの温度制御機能が働いていることがわかる. 試験期間中 F 面の温度は変化が見られないことから, 試験条件 A-D-1 では B-F 面間の OHP は起動していないと判断される. B 面では C-B-E-A 面間の OHP がよりヒータに近い方に位置しているため, 先に C-B-E-A 面間の OHP が起動するとヒータの発熱は C-B-E-A 面間の OHP に輸送されてしまい B-F 間 OHP には起動するための十分な入熱がないためであると考えられる. A 面でも C-B-E-A 面間の OHP がヒータに近い位置にあるので先に C-B-E-A 面間の OHP が起動するはずであるが, B 面がリザーバ温度を 1~2 [°C]超えたところで起動しているのに対して A 面は約 10 [°C]超えなければ起動していないこと, また A-D 間 OHP が起動していることから, C-B-E-A 面間の OHP は A 面に熱入力がある場合よりも B 面に熱入力がある方が起動しやすいと考えられる.

4.3.5.2 試験ケース A-D-2 の実験結果

Fig. 4-9(b)から, 40 [W]の熱入力に常に付加されている B 面の温度はリザーバ温度 40 [°C]で保たれていることがわかる. 一方, 実験開始直後は熱入力のない A 面はラジエータ面とほぼ同じ温度になっている. その状態で 40 [W]の熱入力に付加されると, リザーバ温度より約 10 [°C]高い温度まで上昇した時点で A-D 面間の OHP が起動し A 面の温度がリザーバ温度付近に保たれている. その後 A 面の熱入力を 40 [W]から 60 [W]まで増加させても A 面の温度は変化せずリザーバ温度付近で一定となっている.

4.3.5.3 試験ケース A-D-3 の実験結果

Fig. 4-9(c)から, リザーバ温度の変化に A 面の平均温度は追従しているが B 面は追従しておらず, リザーバ温度が 40, 45, 50, 40 [°C]と変化する間, 約 38 [°C]で一定となっていることがわかる. また, リザーバ温度を 40, 45, 50 [°C]と上昇させる間, ラジエータ面は D 面しか変化していない. これらより, B 面で交わる 2 体の OHP は起動していないといえる. リザーバ温度を 40 [°C]から 35 [°C]に下げる過程で B 面温度がリザーバ温度より高くなった時点で C 面, E 面の温度が上がり C-B-E-A 面間の OHP が起動している. リザーバ温度 35 [°C]まで B 面の OHP が起動しなかったのは, B 面への熱入力が十分でなく B 面の OHP が起動する温度, つまりリザーバ温度以上に到達しなかったためであると考えられる. F 面の温度は試験期間を通して全く変化が見られないことから, 試験条件 A-D-3 では B-F 面間の OHP は起動していないと判断される.

4.3.5.4 展開状態試験の結果まとめ

展開状態での試験結果から, cube OHP は次のような特性を持つことが明らかとなった. 1) 加熱面温度がリザーバ温度を超えなければ OHP が起動しない. 2) リザーバ温度を超えたときの起動のタイミングは A 面と B 面で異なり, A 面は約 10 [°C]超えなければ起動しないが B 面はリザーバ温度を 1~2 [°C]超えたところで起動する. 3) ひとたび OHP が起動すれば加熱面はリザー

バ温度から 5 [°C]以内で一定に保たれる．熱入力を増減させたりリザーバ温度を変化させたりしてもその状態は維持される．4) 3 体の OHP の起動のしやすさには違いがあり，B-F 間の OHP は最も起動しにくい．理由としては，ヒータと OHP の位置などが考えられる．1), 3)は 3 章で行ったリザーバ付き OHP の研究結果と整合している．2), 4)は複数の OHP が組み合わされた cube OHP の実験結果として初めて明らかになった点である．

4.3.6 組立状態試験の結果と考察

cube OHP 組立状態の実験結果として A 面と B 面のヒータの発熱量と A~F 各面の平均温度，3 本のリザーバ温度時間履歴を Fig. 4-10(a)~(c) に示す．Fig. 4-10 (a), (b), (c)はそれぞれ試験ケース A-A-1, A-A-2, A-A-3 の実験結果である．

4.3.6.1 試験ケース A-A-1 の実験結果

Fig. 4-10(a)から，熱入力を 40 [W]から 60 [W]まで上昇させても A 面，B 面の温度は常にリザーバ温度と同じ温度で一定に保たれていることがわかる．熱入力の上昇と共に D 面，F 面が上昇しているのに対し C 面，E 面には変化が見られない．試験ケース A-A-1 では A-D 面間と B-F 面間の OHP が起動していて C-B-E-A 面間 OHP は起動していないといえる．

4.3.6.2 試験ケース A-A-2 の実験結果

Fig. 4-10(b)では試験開始時に A 面へ熱入力 60 [W]，B 面へ熱入力 40 [W]を負荷した時点で C-B-E-A 面間 OHP が起動し，その後 B 面の熱入力を 60 [W]に増加させても A 面と B 面の温度がリザーバ温度と同じ温度に保たれている．展開状態時の試験 A-D-2 と同様に，片方の加熱面のみ熱入力量を変化させても，加熱面は 2 面ともリザーバ温度で維持され続けると言える．B 面の熱入力を 60 [W]に上げた後しばらくして C, E 面の温度が低下すると同時に D 面の温度が上昇している．先述したように C-B-E-A 面間の OHP は A 面よりも B 面の熱入力に対し熱輸送しやすいと仮定すると，この現象は，B 面の熱入力量が増えたために A 面の発熱が C-B-E-A 面間 OHP で輸送されなくなり，その結果 A-D 面間の OHP が自動的に起動したことを表しているのではないかと考えられる．

4.3.6.3 試験ケース A-A-3 の実験結果

Fig. 4-10(c)から，リザーバ温度の変化と共に A 面，B 面の温度がリザーバ温度付近まで上昇していることがわかる．ただし 30 [°C]のときは加熱面温度はリザーバ温度より高い温度で一定となっているが，リザーバ温度が 40 [°C]より高い場合は加熱面の温度はリザーバ温度より低くなっている．特にリザーバ温度 50 [°C]では B 面の温度はリザーバ温度よりも約 10 [°C]低い．OHP の熱輸送自体は行われているが，Fig.4-9(c)で見られた現象と同じように，加熱面温度がリザーバ温度を超えるほど加熱面に十分な熱入力がないためリザーバによる温度制御機能が十分行われていないのではないかと考えられる．

4.3.7 大気中試験結果のまとめ

組立状態の試験と展開状態の試験から，cube OHP は組立状態でも展開状態（OHP 水平設置状態）と同じように OHP の熱輸送が行われ，またリザーバによる温度制御機能が働くことがわか

った。ただし、リザーバ温度を上昇させる場合や、最初に OHP を起動させる場合は、加熱面温度がリザーバ温度を超えられるほど加熱面に十分な熱入力がないとリザーバによる温度制御機能が働かないということもわかった。これは OHP の展開状態・組立状態によらない特性である。

4.4 熱真空試験 1 (加熱面の発熱量，発熱分布変化の影響調査)

4.4.1 実験概要

大気中試験にて組立状態の cube OHP の機器搭載面（ここでは加熱面 A 面，B 面）は，機器の発熱量（本研究ではヒータ発熱量）が変化してもリザーバ温度に近い一定温度で保たれることがわかった。同様の機能が，最終的な cube OHP の適用環境である熱真空環境下でも得られることを熱真空試験により確認する。1 回目の熱真空試験では，まず大気中試験で確認された，基本的なリザーバによる温度制御機能の確認を行ったのち，加熱面の発熱分布の変化の影響を確認する試験を行う。これまでの試験では A 面，B 面の各面に 9 枚ずつ貼っているヒータを全て発熱させていたが，9 枚のうち 1～3 枚のみ発熱させる。加熱面に均一に熱入力がある場合だけでなく，局所的に熱入力がある場合でも OHP の動作は停止することなく，加熱面の温度が一様に保たれることを確認する。発熱させるヒータの組み合わせは多数の候補があるが，代表的な例に限って試験を実施する。

4.4.2 実験装置

組立状態の cube OHP を，3.3 節の試験で使用した内惑星熱真空環境シミュレーターに設置して熱真空試験を実施した。内惑星熱真空環境シミュレーター内に設置したときの外観図を Fig. 4-11 に示す。cube OHP は大気中での組立状態の試験時と同様に上面が A 面，底面が B 面となるようにアルミ製フレーム上に固定した状態でベースプレート上に設置した。リザーバ設置の都合上，チャンバ扉側 (Fig. 4-11 の写真で見えている面) が C 面となるようにしている。大気中試験時に使用していたポリエステル繊維の断熱材は全て取り除き，代わりに断熱材として 4.2 節で述べた MLI を取り付けた。リザーバは大気中試験時と同様に全て鉛直下向き方向に設置し，ポリエステル繊維の不織布で裏打ちされたポリエステルフィルム 10 層を重ねた MLI で覆ったうえでクランプで挟んで固定した。クランプはベースプレート上に立てたスタンドで保持した。リザーバと OHP の間の配管やバルブ，継手も同様の仕様の MLI で覆い周囲との輻射断熱を図った。内惑星熱真空環境シミュレーターには胴体部分（円筒の側面部分）だけでなく扉部分にも液体窒素シュラウドがあり，cube OHP のラジエータ面は液体窒素で冷却されるシュラウド面と輻射結合することにより冷却される。Cube OHP を設置したベースプレートは，試験中常に 10 [°C] になるように温度コントロールを行った。ベースプレートと面するのは加熱面 B 面であるため，想定される加熱面条件より少し低い温度にベースプレート温度を維持するという意図でベースプレートの制御温度を 10 [°C] としている。

実験装置の熱電対線やヒータの電線はチャンバ内のコネクタに接続した。コネクタの配線はチャンバのフランジに設置されたハーメチックシールを介してチャンバ外側へと配線されており，内惑星熱真空環境シミュレーター外部に設置した加熱面ヒータ用直流電源，リザーバ温度制御用交流制御器，データロガーにそれぞれが接続されている。加熱面ヒータの電圧印加には 4.3 節の大気中試験でも用いた松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3 を 2 台（A 面用に 1 台，B 面用に 1 台）用いた。3 本のリザーバの温度制御には，3 台のチノー製デジタルプログラム調節計

KP1000C と 3 台の松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3 を用いた。Fig. 4-4 に T_{E_C} , T_{E_D} , T_{E_F} で示される熱電対を KP1000C に接続し、リザーバに巻き付けたスパイラル状ポリイミドヒータの電線を PK120-3.3 に接続した。KP1000C は 3.3 節の実験で使用した KP1000 の後継機で、精度 0.1%, サンプルング周期は 0.1 秒である。熱電対は全て KEYENCE 製データロガー NR1000 に接続した。NR1000 は 3.3 節の実験でも使用しており、T 型及び K 型熱電対の測定精度は $\pm (0.05\% \text{ of rdg} \pm 1) [^{\circ}\text{C}]$ (rdg: reading, 測定値) である。データはサンプルング周波数 1 [Hz] で取得した。

4.4.3 実験条件

実験条件を Table 4-3 に示す。実験は TV-H-1 から TV-H-9 まで 9 条件にて実施した。TV-H-1 から TV-H-4 までは大気中試験で行った試験と同じ内容のもの、TV-H-5 から TV-H-9 までは加熱面のヒータの発熱分布を変えるという熱真空試験独自の条件である。ただし大気中試験とはラジエータの放熱方式が異なるため、試験の成立性のために熱入力条件やリザーバ条件は一部変更している。TV-H-1 ではリザーバ温度 30 $[^{\circ}\text{C}]$ 一定で加熱面の熱入力を変化させる実験を行った。次に TV-H-2 では加熱面の熱入力一定でリザーバ温度を 30, 40, 50 $[^{\circ}\text{C}]$ と変化させた。TV-H-3, 4 では A 面又は B 面の発熱量を一定にした状態でもう一方の加熱面の熱入力を変化させる実験を行った。TV-H-5 ~ 9 では、加熱面への熱入力は 60 [W] / 面を保ちつつ、発熱させるヒータを変化させる実験を行った。この実験の目的は、機器搭載面上の発熱機器の位置が変化しても機器搭載面の温度がリザーバ温度で一定に保たれることの実証である。TV-H-5 ~ 9 のそれぞれの条件で発熱させたヒータの位置の模式図を Fig.4-12 に示す。TV-H-5 ~ 9 におけるリザーバ温度は 30 $[^{\circ}\text{C}]$ で一定とした。全ての熱入力条件において、測定している熱電対の温度が全て熱平衡状態に達するまで実験を実施した。

全ての実験において内惑星熱真空環境シミュレーター内の圧力は 1.33×10^{-3} [Pa] 以下、シュラウド温度は 100 [K] (-173 $[^{\circ}\text{C}]$) 以下、ベースプレートは 10 ± 5 $[^{\circ}\text{C}]$ であった。

4.4.4 実験手順

実験装置を内惑星熱真空環境シミュレーターのベースプレート上に設置し熱電対やヒータ電線の結線を行った後、内惑星熱真空環境シミュレーターの真空引きを開始した。ロータリーポンプ及びターボ分子ポンプによる真空引き終了後、ベースプレート下部に設置されているコンタミネーションパネルの冷却を行った。コンタミネーションパネルの温度が -150 $[^{\circ}\text{C}]$ に到達した後、シュラウドへの液体窒素の導入を開始した。シュラウド冷却中に cube OHP の温度が作動流体 HFC-134a の凝固点 -101 $[^{\circ}\text{C}]$ を下回り作動流体が凍結することのないよう、リザーバを 40 $[^{\circ}\text{C}]$ で温度制御し、加熱面に 1 面あたり 10 ~ 20 [W] の熱入力を与えた。シュラウドへの液体窒素導入が完了し、シュラウド温度が -173 $[^{\circ}\text{C}]$ 以下に到達した後実験を開始した。実験は、Table 4-3 に示す条件で、熱電対で測定している温度が全て熱平衡状態に達するまで実施した。TV-H-1 から TV-H-4 の実験までは加熱面のヒータには全て同じ電圧を印加していたため、A 面の 9 枚と B 面の 9 枚のヒータの電線はそれぞれ 1 台ずつの直流電源 PK-120-3.3 に接続していたが、TV-H-5 以降の実験では電圧を印加するヒータと印加しないヒータに分ける必要があるため、いったん直流電源の主電源を off したのち電圧を印加するヒータの電線のみを A, B それぞれの直流電源に接続し直した。TV-H-5 から TV-H-9 までの実験では同じように実験条件を変えるごとにこの電線をつなぎかえる作業を実験前に実施した。

全ての実験が終了した後、シュラウドの液体窒素を排出しシュラウドの昇温を行うオペレーションを開始した。シュラウド温度が室温にまで上がりきった後コンタミネーションパネルの昇温とターボ分子ポンプ及びロータリーポンプの停止を行い内惑星熱真空環境シミュレーター内を大気圧に戻した。

4.4.5 実験結果と考察

試験ケース TV-H-1 から TV-H-9 までの実験結果を Fig.4-13 に示す. 熱真空中での cube OHP の熱制御性能を確認するために大気中試験と同様の条件で実施した試験ケース TV-H-1 ~ TV-H-4 と, 発熱分布を変えるという熱真空試験 1 で新たに実施した試験ケース TV-H-5 ~ TV-H-9 に分けて実験結果を述べる.

4.4.5.1 試験ケース TV-H-1~TV-H-4 の実験結果

TV-H-1 の実験結果 Fig. 4-13(a) より, A 面・B 面共に熱入力量を増加させても加熱面の温度はリザーバ温度に保たれていることがわかる. 熱入力量が小さいときは C-B-E-A 間の OHP のみ起動しており, B 面も A 面も主に E 面から排熱が行われている. 熱入力量を増加させると, B-F 面間と A-D 面間の OHP が起動し, 最終的に熱入力量 60 [W] では全ての OHP が動作していることが確認できた. TV-H-2 の実験結果 Fig. 4-13(b)から, リザーバ温度を変化させると加熱面温度が A 面, B 面ともにリザーバ温度に追従して変化していることがわかる. リザーバ温度を上げると共に D 面のラジエータ面の温度が低下している. A-D 面間 OHP はリザーバ温度 40 [°C]では再び起動しているがリザーバ温度 50 [°C]では動作が停止してしまい, A 面の排熱は C-B-E-A 面間 OHP にて担われている. TV-H-3 と TV-H-4 の実験結果 Fig. 4-13 (c), (d)から, 片方の加熱面の発熱量を変化させても加熱面温度はリザーバ温度付近で維持されていることがわかる. また, 3 体の OHP の中では C-B-E-A 面間の OHP が起動しやすく最初はこの OHP による熱輸送が行われるが, Fig.4-13(c)のように A 面への熱入力が増すと A-D 面間 OHP が起動する. C 面, E 面の温度が下がるのに対し D 面の温度が A 面の温度近くまで上がっていることから, A-D 面間の OHP が起動すると A 面の熱輸送は A-D 面間 OHP によって担われると考えられる.

以上の TV-H-1 ~TV-H-4 の実験結果より, cube OHP は大気中と同様に OHP による熱輸送が行われ, またリザーバによる温度制御機能が働き加熱面はリザーバ温度から 5 [°C]以内に一定に保たれることがわかった. 熱入力を増減させたりリザーバ温度を変化させたりしてもその状態は維持される. 3 体の OHP の起動のしやすさには違いがあり, 大気中試験と同様に C-B-E-A 面間の OHP が最も起動しやすく, ヒータ貼り付け面からより遠い B-F 面間や A-D 面間の OHP は起動しにくいという大気中試験と同様の傾向が見られることもわかった. ただし, B-F 面間 OHP や A-D 面間 OHP が起動していなくとも A 面と B 面の排熱が C-B-E-A 面間 OHP で行われ, また A 面と B 面がリザーバ温度に保たれていれば加熱面の温度をリザーバ温度に保つ機能は維持される.

4.4.5.2 試験ケース TV-H-5~TV-H-9 の実験結果

TV-H-5 ~ TV-H-9 の実験結果として Fig. 4-13 (e) ~ (i)では各面の温度分布を示すために平均温度ではなく各面の熱電対の温度を示している. Fig. 4-13 (e) ~ (i)から, ヒータの発熱分布及び発熱密度を変化させても熱平衡状態時では加熱面の温度は全てほぼリザーバ温度に維持されていることがわかる. また, OHP は熱平衡状態に至るまでに全てが起動している. ただし Fig. 4-13 (h)では発熱させているヒータそのものの温度は 65 [°C]まで上昇しており, ヒータと反対側のアルミ面の温度も 48 [°C]まで上昇している. 加熱面の 9 枚のヒータに対応する温度 (ただし熱電対はヒータに直接取り付けられているのではなく, ヒータを貼りつけているアルミ面とは反対側のアルミ面に取り付けている) の熱平衡状態時の時間平均温度を Table 4-4 に, プロットしたものを Fig. 4-14 に示す. Fig. 4-14(a), (b), (d)から, ヒータの発熱を発熱量同じで 9 枚/面から 3 枚/面に変えた場合, 発熱分布によらず加熱面内の温度勾配は最大で 4 [°C]程度しかつかず, 加熱面はヒータの

発熱がある面も無い面もリザーバ温度から 5 [°C]以内に保たれていることがわかる。Fig. 4-14(c)から、ヒータの発熱を発熱量同じで 2 枚/面に変えた場合は温度勾配が 5[°C]程度になるが、同様に加熱面はリザーバ温度から 5 [°C]以内に保たれている。ヒータの発熱が 1 枚/面の場合は、Fig. 4-14(e)から A 面についてヒータの発熱位置での温度(A5 の温度)が他の熱電対 ID で測定した温度よりも最大で 10 [°C]以上高い。一方で B5 の温度は他の部分に比べて最大で 6 [°C]程度の上昇にとどまっている。また、全体的に A 面の方が B 面の温度よりも高い傾向にある。Fig. 4-14(i)より D 面の温度が加熱面温度まで上昇しており、A-D 面の OHP がほぼ動作限界に達しているのではないかと考えられる。一方 F 面の温度は加熱面温度より 10 [°C]以上低く、動作限界には達していないと推測される。大気中試験や TV-H-3 の試験で確認されたように、C-B-E-A 面間の OHP は最も起動しやすいが、加熱面への熱入力が大きく全ての OHP が起動している状態では C-B-E-A 面間の OHP は B 面の熱輸送を行いやすく、したがって B 面の排熱は C-B-E-A 面間の OHP と B-F 面間の OHP から行われるのに対し A 面の排熱は A-D 面間の OHP を経由して D 面からのみ行われるため D 面の温度が高くなり動作限界に達するのが他の OHP よりも早く、そのため A5 を含む A 面の温度が B 面の温度よりも高くなるのではないかと考えられる。

4.4.5.3 熱真空試験 1 の実験結果まとめ

熱真空試験 1 の結果から、cube OHP の 3 体の OHP に起動のしやすさの違いがあり条件によって OHP が起動したり動作を停止したりするものの、加熱面の温度は常にリザーバ温度から 5 [°C]程度の範囲で保たれると言える。発熱が加熱面内の 9 枚のヒータに均等にある場合だけでなく、9 枚のうちの 3 枚しかない場合でも OHP は動作し加熱面全体が一樣な温度に保たれるが、発熱が 2 枚や 1 枚の部分に集中する場合は温度が他の部分よりも高くなり、その傾向は 1 枚のみに発熱がある場合に顕著である。これは発熱密度が増すためであり、OHP が動作限界に達していない限りは発熱が一部分に集中していても OHP は動作すると考えられるが、本実験で行ったのは総発熱量を統一した実験のみであるため、発熱密度を統一した実験での確認が必要である。

熱真空試験中のリザーバの温度制御用のヒータの発熱量は最大でも 0.01 [W]以下であった。0.01 [W]は宇宙機の一般的な搭載機器の発熱量の 100 分の 1 以下である。このことから、機器発熱に比べて非常に小さいリソースで宇宙環境下でもリザーバの温度制御が可能であると考えられる。

4.5 熱真空試験 2 (ラジエータ面への熱入力の影響調査)

4.5.1 実験概要

2 回目の熱真空試験では、ラジエータ面へ熱入力を与え、それが加熱面温度などに及ぼす影響を調べる。リザーバによる温度制御が機能すれば、ラジエータ面への熱入力があっても加熱面はリザーバ温度と同程度の温度に維持されることが期待される。4.2～4.4 節の試験まではラジエータ面にはヒータを貼り付けていなかったが、本実験ではラジエータ面 4 面全てにヒータを施工する。ただし 4 面全てに同時に熱入力を与えるのではなく、1 面あるいは 2 面に熱入力を与える。

4.5.2 実験装置

4.4 節の熱真空試験で使用した組立状態の cube OHP を、4.4 節と同じく内惑星熱真空環境シミ

ュレーターに設置して熱真空試験を実施した。内惑星熱真空環境シミュレーター内に設置したときの外観図を Fig. 4-15 に示す。

実験装置の内容(cube OHP とリザーバのコンフィグレーション, 設置の方法, 使用した計測装置等の使用)は以下の 2 点を除き 4.4.2 項に示した内容と同じである。

1 点目は, 熱真空環境下でラジエータ面への熱入力を与えるために, C, D, E, F 面の Fig.4-4(a) に示す位置にクレイボンテープヒータ A-16 を取り付けた点である。クレイボンテープヒータ A-16 は幅 6.35 [mm], 厚み 0.63 [mm] で金属のヒータ線がガラス/メタルテープで挟まれている, 粘着材つきのテープ状ヒータである。表面にはアルミ箔が取り付けられている。クレイボンテープヒータを取り付けたラジエータ面として D 面の外観図を Fig. 4-16 に示す。クレイボンテープヒータの抵抗値は 1 面あたり 14 [Ω]である。ヒータへの電圧の印加には, 加熱面用ヒータに使用しているのと同じ松定プレシジョン製の直流電源 PK120-3.3 を用いた。

2 点目は, 一部の実験条件で F 面のリザーバの温度制御に坂口電熱製交流温度制御器 SBX-303 を使用している点である。C/E 面, D 面のリザーバの温度制御と一部のケースを除いた F 面のリザーバの温度制御には, 4.4.2 項と同じくチノー製 デジタルプログラム調節計 KP1000C と松定プレシジョン製の直流電源 PK120-3.3 を用いたが, 直流電源 PK120-3.3 の台数に限りがあるため, ラジエータ面のうち 2 面のヒータに異なる電圧を印加する場合(ラジエータ面のヒータの電圧印加に 2 台以上の直流電源を使用する場合)のみ F 面のリザーバの温度制御を交流温度制御器で実施した。実験期間を通してリザーバの温度制御に交流温度制御器を使用しなかった理由は, デジタルプログラム調節計と直流電源を用いた方が制御性が良いためと, 温度制御に使用する電力を測定できるためである。

4.5.3 実験条件

実験条件を Table 4-5 に示す。実験は TV-R-1 と TV-R-2 の 2 条件について行った。どちらの実験でも加熱面 A 面, B 面の熱入力は 40 [W] / 面 (各面の 9 枚のヒータの発熱量合計) とし, 18 枚のヒータに同じ電圧を印加した。リザーバは全て 40 [$^{\circ}$ C]で維持されるように温度制御を行った。TV-R-1 の実験では初めにラジエータ 4 面のうち F 面にのみ 4.6 [W]の熱入力を与え, その次に F 面と D 面に 5.1 [W]ずつ熱入力を与えた。その後 D 面の熱入力を 5.5 [W]まで上げるのと同時に F 面の熱入力は 4.6 [W]に減少させた。TV-R-2 の実験では C 面にのみ熱入力を与え, 熱入力量を 4.5 [W]から 10.0 [W]まで増加させた。全ての熱入力条件において, 測定している熱電対の温度が全て熱平衡状態に達するまで実験を実施した。

全ての実験において内惑星熱真空環境シミュレーター内の圧力は 1.33×10^{-3} [Pa]以下, シュラウド温度は 100 [K] (-173 [$^{\circ}$ C]) 以下, ベースプレートは 10 ± 5 [$^{\circ}$ C]であった。

4.5.4 実験手順

実験は 4.4.3 項に示す手順と基本的に同じ手順で実施した。実験装置を内惑星熱真空環境シミュレーターのベースプレート上に設置し熱電対やヒータ電線の結線を行った後, 内惑星熱真空環境シミュレーターの真空引きを開始した。ロータリーポンプ及びターボ分子ポンプによる真空引き終了後, ベースプレート下部に設置されているコンタミネーションパネルの冷却を行った。コンタミネーションパネルの温度が-150 [$^{\circ}$ C]に到達した後, シュラウドへの液体窒素の導入を開始した。シュラウド冷却中に cube OHP の温度が作動流体 HFC-134a の凝固点-101 [$^{\circ}$ C]を下回り作動流体が凍結することのないよう, リザーバを 30 [$^{\circ}$ C]で温度制御し, 加熱面に 1 面あたり 40 ~ 60 [W]の熱入力を与えた。シュラウドへの液体窒素導入が完了し, シュラウド温度が-173 [$^{\circ}$ C]以下に到達した後実験を開始した。実験は, Table 4-5 に示す条件で, 熱電対で測定している温度が全て熱平衡状態に達するまで実施した。TV-R-1 の実験では, 2 ケース目と 3 ケース目のラジエータ面熱入力条件に移行する前に一度ラジエータ面 (1 ケース目は F 面, 2 ケース目は D 面と F

面両方) のヒータを off している。これらは直流電源に接続しているヒータ電線をつなぎかえるためである。さらに、3 ケース目に移行する前には F 面リザーバの温度制御用ヒータも off している。これは 4.5.2 項で述べたように、F 面リザーバの温度制御に使用していた直流電源をラジエータ面ヒータ電圧印加用に充て、代わりに F 面リザーバの温度制御には交流温度制御器を使用するためである。実験に大きな影響が出ないように作業は全て 15 分以内に終了させている。

全ての実験が終了した後、シュラウドの液体窒素を排出しシュラウドの昇温を行うオペレーションを開始した。シュラウド温度が室温にまで上がりきった後コンタミネーションパネルの昇温とターボ分子ポンプ及びロータリーポンプの停止を行い内惑星熱真空環境シミュレーター内を大気圧に戻した。

4.5.5 実験結果と考察

TV-R-1 と TV-R-2 の実験結果を Fig.4-17 に示す。Fig. 4-17(a)から、F 面のみヒータに熱入力を与えた場合でも、F 面と D 面両方に熱入力を与えた場合でも加熱面の温度には変化はなく A 面も B 面のリザーバ温度から 5 [°C]以内に保たれていることがわかる。F 面は TV-R-1 の実験期間を通して温度が-45 ~ -43 [°C]と低く、OHP が起動していないときのラジエータの温度に近い。B-F 面間の OHP は起動していないと判断される。そのため F 面に熱入力があっても B 面の温度には影響はないのは妥当であると考えられる。A-D 面間の OHP は起動しているが、D 面に熱入力がある場合 D 面の温度が上昇するのみで A 面の温度には 1 [°C]程度しか影響がないことがわかる。Fig. 4-17(b)では C 面のみに熱入力を与えた結果を示しているが、C 面の温度変化は 1 [°C]以内であるにも関わらず、D 面の温度が 10 [°C]以上上昇している。C 面の温度は 32 [°C]、E 面の温度は 35 ~ 36 [°C]と加熱面温度 35 ~ 37 [°C]に近い温度まで上昇しており、C-B-E-A 面間の OHP は動作限界に近いと考えられる。A-D 面間の OHP も起動しているが、D 面の温度は実験開始(C 面への熱入力 4.5 [W])時に約 18 [°C]であり動作限界にはまだ余裕があるといえる。この状態で C 面に熱入力があると、自律的に排熱が動作限界に近い C-B-E-A 面間 OHP ではなく排熱能力に余裕のある A-D 面間の OHP から行われるのではないかと考えられる。

本実験の結果より、軌道上にて太陽光入射などによりラジエータ面へ熱入力があったとしても、ラジエータの放熱能力を超えない限り、VC-OHP の温度制御機能により発熱機器搭載面の温度は一定に保たれるといえる。また、C 面に熱入力を行ったところ D 面の温度が上昇したという結果から、今回ラジエータ面とした面に機器を搭載し熱入力を与えたとしても、衛星構体の全ラジエータ面の最大放熱量の範囲内であれば機器搭載面の温度は一定に保たれるのではないかと示唆される。

4.6 微小重力試験

4.6.1 実験概要

Cube OHP は宇宙環境で使用するため、微小重力環境下で機能することが重要である。微小重力環境が Cube OHP の機能に及ぼす影響について調べる。2 回の熱真空試験で確認された次の 3 つの点について、それらが微小重力環境下でも失われることなく働くことを実証すると共に、微小重力環境が各 OHP の動作に与える影響を調べる。宇宙空間に打ち上げることなく国内で実施できる微小重力試験の中で、試験時間が最も長く、供試体にダメージを与えることなく実施できるのは航空機実験に限られるため、微小重力の期間は約 20 秒間と限られてはいるが、cube OHP を航空機に搭載して微小重力実験を行う。

4.6.2 実験装置

微小重力環境下でもリザーバによる温度制御機能が働き熱制御が行われることを実証するために cube OHP を航空機に搭載し、微小重力実験を実施した。cube OHP は Fig.4-18 に示すようにアルミ製ラックに載せて航空機に搭載した。X 軸方向が機首方向、Z 軸が重力方向となる。Cube OHP は E 面が+X 方向、D 面が+Y 方向 A 面が+Z 方向となるように、また大気中での組立状態の試験時や熱真空試験時と同様に上面が A 面、底面が B 面となるようにアルミ製フレーム上に固定した状態でアルミ製ラックに搭載し、アルミ製フレームをアルミ製ラックにネジ止めた。リザーバはアルミ製ラックにケーブルタイで固定した。

微小重力実験は 4.5 節の熱真空試験の後に cube OHP を展開せず実施したためヒータや断熱材等のコンフィグレーションは 4.5.2 項に示す内容とほぼ同じである。断熱材の取付け部分と断熱材そのものが以下の点について異なる。A 面外面、リザーバ、cube OHP とリザーバ間の配管やバルブの MLI は全て取り除いている。A 面と B 面 MLI 最外層の上面はアルミ фольド付きポリエステル繊維の断熱材を、アルミ фольド側が外面になるように取り付けた。また 3 体のリザーバのステンレス製タンクの外面は全て同じアルミ фольド付きポリエステル繊維の断熱材で覆っている。アルミ製ラック上のスペースの制限から、ファン等の冷却装置を設置することが難しかったためラジエータ面の冷却は自然空冷とし、ラジエータ面近傍の気温を線径 0.2 [mm] の T 型熱電対で測定した。航空機内の気温は室温より少し低い 18 [°C]前後に空調で維持されるようにした。

ヒータ電圧印加用直流電源や計測装置は cube OHP を搭載したアルミ製ラックと同じラックの上段に、ラジエータ面ヒータ電圧印加用の 1 台の直流電源を除き設置した。加熱面ヒータの電圧印加には高砂製作所製直流電源 EX-750H を 2 台 (A 面用に 1 台, B 面用に 1 台) 用いた。EX-750H は出力電圧範囲 0~240 [V], 出力電流範囲 0~12.5 [A] (240 [V]時最大 3.125 [A], 60 [V]時最大 12.5 [A]) である。3 本のリザーバの温度制御には、4.5 節の熱真空試験時と同様に 3 台のチノー製 デジタルプログラム調節計 KP1000C と 3 台の松定プレシジョン製の直流電源 PK120-3.3 を用いた。Fig. 4-4 に T_{E_C} , T_{E_D} , T_{E_F} で示される熱電対を KP1000C に接続し、リザーバに巻き付けたスパイラル状ポリイミドヒータの電線を PK120-3.3 に接続した。KP1000C は 4.5 節の実験で利用したのと同じで、精度 0.1%, サンプルング周期は 0.1 秒である。ラジエータ面のヒータ熱入力は E 面にのみ与えることとし、E 面に貼り付けたテープヒータの電線を松定プレシジョン製直流電源 PK-80M に接続した。PK-80M はラック上段に設置する場所がなかったため cube OHP と同じラック最下段に設置した。PK-80M の出力電圧範囲は 0 ~ 110 [V], 出力電流範囲は 0 ~ 1.3 [A]で出力電圧の最小設定単位は 1 [V]である。熱電対は全て KEYENCE 製データロガー NR1000 に接続した。NR1000 は 3.3 節、4.5 節の実験でも使用しており、T 型及び K 型熱電対の測定精度は $\pm(0.05\% \text{ of rdg} \pm 1) [^{\circ}\text{C}]$ (rdg: reading, 測定値) である。データはサンプルング周波数 1 [Hz]で取得した。

航空機実験にはダイヤモンドエアサービス社の MU-300 を使用し、パラボリック形状のフライトを行った。Fig. 4-19 [59]に 1 回の微小重力実験前後の高度と重力の推移を示す。微小重力期間は約 20 秒間である。微小重力環境へ入る 1 分前から航空機は降下と上昇を行い微小重力開始約 30 秒から垂直方向に約 2 [G]の負荷を受ける。微小重力期間終了後 1 [G]に戻る前に約 1.5 [G]の負荷を約 20 秒間受ける。また、微小重力期間中は Z 軸方向だけでなく X 軸方向、Y 軸方向 (航空機の左右方向) の重力レベルも 0.01 [G]以下となる。

4.6.3 実験条件

実験条件を Table 4-6 に示す。実験は 3 回のフライトの中で MG-1 から MG-5 まで計 5 条件にて実施した。MG-1, 2 は 1 回目のフライト, MG-3 は 2 回目のフライト, MG-4, 5 は 3 回目のフライトでの実験である。MG-1, 2 の試験では加熱面 A, B 面のヒータ 18 枚全てを発熱させた状態

でリザーバの温度を変化させ、A、B面の温度がリザーバ温度に制御されることを確認する実験を行った。MG-3ではリザーバ温度は一定のまま、加熱面に一様な熱負荷を与えた状態で放熱面E面に熱負荷を与え、ラジエータに熱入力がある場合でも加熱面の温度が変化せずに排熱が行われることを確かめる実験を行った。MG-4, 5の実験ではリザーバ温度および加熱面ヒータの総発熱量は一定のままで、18枚のヒータのうち、MG-4ではA面3枚、B面3枚、MG-5ではMG-4からさらに1枚ずつ減らしてA面2枚、B面2枚のヒータのみを発熱させ、加熱面上に発熱分布がある場合でも加熱面の温度が一定に保たれることを確認する実験を行った。

4.6.4 実験手順

パラボリックフライトが可能な空域（以下、単に空域とする）の都合上、1回(1日)のフライト時間は1時間と決まっている。フライトは計3回(3日間)行い、1時間の間にパラボリックフライトを8~11回行った。重力環境が及ぼす影響だけを確認するために、パラボリックフライトはcube OHPが熱平衡に達している状態で行った。航空機が離陸するまでにcube OHPの加熱面ヒータ、リザーバ温度制御用ヒータ等をonにし熱平衡状態に到達したことを確認した。離陸後30分程度で空域に到達する。空域到達時点でcube OHPの熱平衡状態に変化が無いことを確認した後そのフライトにおける最初のパラボリックフライトを開始した。航空機の姿勢の調整のため1回のパラボリックフライト終了後次のパラボリックフライトに移るまでには最低1~2分程度の時間を要するが、1時間のフライト中に大きく条件を変えることは行わず、4.6.2項で述べた条件の変更のみ実施している。フライト中に条件の変更を行った際は、熱電対で測定しているcube OHPの各温度が熱平衡に到達するまで10分間程度パラボリックフライトを行わず、熱平衡に達したことを確認してから次のパラボリックフライトを開始した。Table 4-6の条件は全て再現性確認のために2回以上パラボリックフライトを実施している。1時間のフライト終了後は最後のパラボリックフライト時の条件を保ったまま30分かけて空港に戻り、航空機着陸後データの収集を停止し全ての直流電源、計測機器の電源をoffにした。

4.6.5 実験結果と考察

4.6.5.1 試験ケース MG-1, MG-2の実験結果

MG-1, MG-2の実験結果をFig.4-21に示す。Fig.4-21(a)から、MG-1の条件での微小重力試験中にA、C、D、E面の温度にわずかに変化が見られる。2回目の微小重力実験結果を拡大表示したFig.4-21(b)では微小重力試験開始直前の1.5~2[G]がかかる30秒間でA面の温度が0.2[°C]上がりD面の温度は反対に0.3[°C]下がるが、微小重力実験開始後に再びA面の温度は0.5[°C]下がりD面の温度は0.5[°C]上がっている。微小重力実験中に温度変化は平衡に達し、微小重力試験直後1.5~2[G]がかかる期間では再び温度差は開いている。A-D面間のOHPは、加熱面であるA面が重力方向で上になるトップヒート状態となっているため、Gがかかる状態では液がGに逆らって動かなければならないため伝熱面間の温度差が開きやすく、逆に微小重力状態では気液がGに捕らわれずに動くことが出来るため伝熱面間の温度差が縮まる方向に働くと考えられる。C-A面間のOHPに関しても同様であると考えられる。いずれにしても変化は0.5[°C]以内であり、しかも微小重力実験期間中に熱平衡に達しているようにみえることから、微小重力環境下でもリザーバによる温度制御機能が働き加熱面温度はリザーバ温度に保たれるといえる。

1回目のフライトでは3回目の微小重力実験と4回目の微小重力実験の間の1[G]環境下のフライト中にリザーバ制御温度を40[°C]から45[°C]に変化させているが、Fig.4-21(a)ではその後F面の温度が低下していることからB-F面間のOHPが動作を停止したと考えられる。リザーバ温度変更後の最初の微小重力実験後にF面の温度が上昇しB-F面間のOHPが再び起動しているが、

5 回目の微小重力実験開始前の 1 [G]環境下のフライト中に F 面の温度が低下し B-F 面の OHP は再び動作を停止したと判断される。4 回目の微小重力実験前後を拡大表示した Fig.4-21(c)では、F 面の温度は微小重力実験中には目立った変化は見られず、微小重力実験後に上昇しているようにみられる。一方で C 面、E 面の温度が微小重力実験開始後に下がっていることから、微小重力状態になった影響で C-B-E 面間の OHP の熱輸送機能が低下し、B-F 面間 OHP への熱入力が増したことで B-F 面間 OHP が起動したのではないかと考えられる。C-B-E 面間の OHP は B 面が重力方向で下側に位置するボトムヒート状態であり、1 [G]環境下では冷却面から加熱面に戻る液が重力のアシストを受けることから重力環境下ではより OHP の動作が活発になりやすいと考えられる。4 回目の微小重力実験後の後 1 [G]状態では C 面、E 面の温度が上昇するのと同時に F 面温度の低下がみられることから、微小重力状態から 1G 環境に戻り再び C-B-E 面間の OHP の気液の動きが活発になり C-B-E-A 面間 OHP への熱入力量が増し B-F 面間の OHP への熱入力量が減少したことで B-F 面間の OHP が動作を停止したと推測される。

加熱面 1 回目のフライトのうち 6 回目の微小重力実験前後を拡大表示した Fig.4-21(d)では微小重力実験の間に各面の温度に変化は見られない。リザーバの制御温度を 45 [°C]に変更し加熱面が 45 [°C]に到達した後の微小重力実験でも、微小重力環境による加熱面温度への影響の変化は見られず、加熱面温度はリザーバ温度から 2~3 [°C]以内の温度に制御されている。

4.6.5.2 試験ケース MG-3 の実験結果

2 回目のフライト(試験ケース MG-3)の実験結果として、放熱面 E 面への熱入力を 3.2 [W]から 5.1 [W]に増加させた前後の微小重力実験結果を Fig. 4-22 に示す。7 回目の微小重力実験前後(E 面ヒータへの熱入力 5.1 [W])を拡大表示した Fig.4-22(b)では微小重力環境による各面の温度変化は見られない。E 面へ熱入力がある状態でも加熱面 A、B 面の温度はリザーバ温度付近で保たれているだけでなく熱入力量を増やしても加熱面の温度は変化しないことがわかる。ただし、どの放熱面においても温度上昇が見られないため、熱入力量が過小であるため変化が見られない可能性も考えられる。

4.6.5.3 試験ケース MG-4, MG-5 の実験結果

3 回目のフライトで行った、A、B 面のヒータのうちそれぞれ 3 枚ずつ(試験ケース MG-4)及び 2 枚ずつ(試験ケース MG-5) 発熱させる微小重力実験結果を Fig. 4-23 に示す。試験ケース MG-4 の結果を拡大表示させた Fig. 4-23(b)では発熱しているヒータに対応した A9, A5 の温度が 50 [°C]以上とリザーバ温度より 10 [°C]以上高い。また A8, A6 など A9 や A5 の周辺の温度も 47 [°C]前後と他の点より高いが、A1 を含む他の A 面の温度と B 面の温度はリザーバ温度から 5 [°C]以内に保たれておりその状態は微小重力環境でも変化していないことがわかる。A 面の熱輸送を担う A-D 面間 OHP の冷却面 D 面、C-B-E-A 面間の OHP の冷却面 C 面と E 面の温度が 40~41 [°C]とリザーバ温度に達しており、ドライアウトの現象こそ見られないもののこの 2 つの OHP は動作限界にあり A 面の発熱部分の温度が特に高くなっていると考えられる。一方、F 面の温度は約 39 [°C]でリザーバ温度から 1~2 [°C]低く、B-F 面間の OHP は動作限界には達していないため、同じ発熱量でも B 面の方が A 面より発熱部分の温度が低いと考えられる。Fig. 4-21(b)で見られたように微小重力実験開始後に A5, A9 の温度が最大 1 [°C]低下しているのと D 面平均温度が 0.5 [°C]上昇しているのが見られ、トップヒート状態にある A-D 面間の OHP が微小重力環境下で熱輸送機能が向上する様子が確認される。これらの温度の変化は Fig. 4-21(b)でも見られたように微小重力状態が終了する前に平衡に達しているように見られる。

1[G]環境下でのフライト状態でヒータの発熱を A1, A9, BA, B9 に絞るとヒータの発熱が無く

なった A5 と B5 の温度が低下する代わりに発熱密度が増した A9, B9 の温度がそれぞれ 15 [°C], 5 [°C] 程度上昇している。同じ発熱密度の増加にも関わらず A9 は B9 よりも温度変化が 10 [°C] 大きいことから、MG-5 の実験では A 面のうち A9 の部分については OHP の熱輸送性能が低いと考えられる。しかしこれは 1[G] 環境下で起きていることであり、Fig.4-23(c) から微小重力実験中に温度の変化は見られないことから、微小重力状態の影響はほぼないと考えられる。

4.6.5.4 微小重力実験結果のまとめ

微小重力実験の結果から、微小重力環境下で cube OHP について以下の点が実証できたと言える。1) 加熱面がリザーバ温度と等しくなる、2) ラジエータ面に熱入力がある場合でも加熱面温度は変化せずリザーバ温度に保たれる、2) 発熱分布がある場合でも加熱面は一樣な温度に保たれる。ただし 2) については上述のようにラジエータ面への熱入力が過小であるため変化が見られなかった可能性があり、熱入力条件を変化させた実験による実証が必要である。また、3) についても、発熱部分の一部が他の部分より 10 [°C] 以上高くなる実験結果となっており、理由は OHP が動作限界にあるためと考えられるため、加熱面への熱入力量を小さくした条件での実証が必要である。微小重力実験開始後にわずかに温度変化が見られた箇所も微小重力実験終了までに熱平衡に達していると思われるため、20 秒間の微小重力期間は cube OHP の熱的な応答より長いと考えられるが、慣性の範囲内に収まっているため変化が小さい可能性も考えられる。

4.7 熱設計フリー衛星への適用可能性

大気中、熱真空中、微小重力環境下で cube OHP での試験結果から、リザーバ付き OHP を使った熱設計フリー衛星の宇宙機への応用の可能性について議論を行う。各試験の条件と結果の概要を Table 4-7 にまとめる。

組立状態の大気中試験、熱真空試験において、リザーバ温度を一定に保つと加熱面への熱入力量を変化させても加熱面温度は一定に保たれ、またリザーバ温度を変化させると加熱面温度はリザーバ温度に追従するというリザーバ付き OHP の基本的な機能が cube OHP でも働くことがわかった。微小重力環境下での試験では、微小重力の試験時間が限られていたためその間に熱入力を変えたりリザーバ温度を変えたりする実験は行っていないが、加熱面がリザーバ温度で保たれている状態で重力環境下から微小重力環境下に環境が変わっても加熱面温度に大きな変化は見られないという結果が得られており、微小重力環境下でもリザーバによる温度制御機能により加熱面の温度を常に一定に保つことができることが期待される。ただし、これは機器搭載面の温度であり機器そのものの温度は発熱量が増加すると共に上昇する。

微小重力環境の影響により cube OHP の 3 体の OHP のうち動作が停止したと見られる結果が得られたが、加熱面は 2 体の OHP がクロスした構造となっているため、1 体の OHP が動作停止してももう 1 体の OHP により熱輸送と温度制御が行われ、加熱面温度に影響のないことが確認された。

同様に、熱真空試験や大気中試験でも熱入力条件やリザーバ温度条件によっては OHP の動作が停止したり、動作していた OHP が起動するといった現象が見られた。cube OHP では加熱面でクロスする 2 体の OHP のうちヒータに近い方が起動しやすく、ヒータからより遠い OHP は起動しにくいという傾向が見られる。C-B-E-A 面間の OHP は 2 面の加熱面、A 面と B 面にまたがっているが A 面よりも B 面の熱輸送を行いやすく、したがって A 面ではヒータから遠い A-D 面間 OHP が、同じくヒータから遠い B-F 面間 OHP より起動しやすい傾向にある。B 面はボトムヒー

ト状態で両隣に C 面と E 面という 2 面のラジエータが配置されているため、重力環境下ではトップヒート状態にある E-A 面よりも C-B-E 面間で OHP が動作しやすいのではないかと考えられる。

熱設計フリー衛星には、軌道上で機能するだけでなく地上でも軌道上と同じように機能することが求められる。開発段階において地上にて性能試験を実施するためである。重力環境下での大気中と熱真空試験の結果から、重力の影響により OHP の起動のしやすさに違いが生じることがあるが、OHP が自律的に機能するために加熱面の温度がリザーバ温度に保たれるという温度制御性に影響は及ばさないと言える。ただし、これは OHP の大きさ（長さ）や OHP をどのように熱設計フリー衛星に配置するか依存すると考えられるため、特に今回の cube OHP よりも大型の熱設計フリー衛星に応用する際は重力の影響をよく検討する必要がある。

大気中の試験と熱真空中の試験から、加熱面に熱入力を与えても、リザーバ温度を上回るほど加熱面の温度が上がらない低熱入力条件では OHP が起動しないことがわかった。これは 3.6.1 項でも示された現象である。熱設計フリー衛星に応用する際は、搭載機器の最低発熱量に注意する必要がある。搭載面の合計発熱量が小さければ OHP が起動しない、或いは OHP が起動している際に機器発熱量が減少した場合は OHP が動作停止する懸念がある。ただしこのような場合でも、リザーバ温度を加熱面温度以下に低く設定すれば OHP が起動すると熱真空試験の結果から考えられる。

OHP が起動するにはリザーバ温度を上回る必要があるが、そのオーバーシュート分が A 面と B 面では異なり B 面がリザーバ温度を 2 [°C]程度超えるだけで起動するのに対し、A 面では 10 [°C]以上超えなければ OHP が起動しないことが大気中試験と熱真空試験の結果から示された。この温度差は A 面の 2 体の OHP がどちらもトップヒート状態にあるのに対し B 面は 2 体ともボトムヒート状態にあるためであると考えられる。微小重力試験では起動を確認する試験を行っていないためオーバーシュートが起こるかどうか、加熱面の位置によりその違いがあるかどうかは定かではないが、ボトムヒート状態の B 面でもオーバーシュートが見られるため、同程度のオーバーシュートは軌道上でも起こる可能性があり、搭載機器の許容温度上限に対し問題が無いかを注意しなければならない。また、地上試験の際は特にトップヒート状態になる面に搭載されている機器は他の面よりもオーバーシュート分が大きい可能性を考慮する必要がある。

発熱が加熱面の 9 枚のヒータに均等にある場合だけでなく、9 枚のうちの 3 枚や 2 枚、1 枚など局所的にしかない場合でも OHP は動作し加熱面全体が一樣な温度に保たれることが熱真空試験と微小重力試験の結果から示された。発熱が一樣になるように衛星パネル上に機器を配置する必要はなく、自由な機器配置が行える可能性が示唆される。ただし、発熱が 2 枚や 1 枚の部分に集中する場合は温度が他の部分よりも高くなり、その傾向は発熱密度最大の 1 枚のみに発熱がある場合に顕著である。OHP が動作限界に達していない限りは発熱が一部分に集中していても OHP は動作すると考えられるが、機器の合計発熱量が同じでも、多くの機器に発熱が分散されている場合よりも 1 つの機器に発熱が集中している場合の方が機器直下のパネルの温度は高くなることに注意しなければならない。

リザーバ一定温度条件下でラジエータ面に熱入力があっても加熱面の温度は一定に保たれることが熱真空試験と微小重力試験から示された。熱真空試験では、C 面に熱入力を与えた場合、動作限界に近い C-B-E-A 面間の OHP が通る C 面ではなく、排熱能力に余裕のある A-D 面間の OHP が通る D 面の温度が上昇する結果が得られた。軌道上で衛星の姿勢の変更などによりラジエータ面に急な熱入力があっても、リザーバ付き OHP の自律的な熱輸送機能により加熱面温度に影響することなく排熱が行われることが期待される。ただし 3 章で述べたように加熱面への熱入力が増大するとラジエータ面の温度が上昇し、ラジエータ面が加熱面温度まで上がった時点でさらに熱入力を加えると OHP はドライアウトする。同様にラジエータ面への軌道熱入力に関しても、ラジエータ面の温度が加熱面温度を超えるほどに軌道熱入力があった場合は OHP がドラ

アウトし動作停止すると考えられる。

ラジエータ面への熱入力の実験結果から、今回機器搭載面と定義した A 面・B 面だけでなく他の面に自由に機器を配置しても、同じように機器搭載面の温度はリザーバ温度に制御される可能性が考えられる。その場合はより機器配置設計の自由度が高くなる。

熱真空試験中のリザーバの温度制御用のヒータの発熱量は最大でも 0.01 [W]以下であったことから、機器発熱に比べて非常に小さいリソースで宇宙環境下でもリザーバの温度制御が可能であると考えられる。

以上のように、4.3 節~4.6 節の試験にて cube OHP の熱輸送特性を取得し、リザーバ付き OHP による熱設計フリー衛星の実現可能性が示すことが出来た。同時に、軌道上あるいは地上にてリザーバ付き OHP による熱設計フリー衛星を用いる際に必要な知見が得られた。

4.8 結論

本章の研究の結論を以下にまとめる。

1. リザーバ付き OHP の熱制御機能を宇宙機に応用した例として「リザーバの温度を制御するだけで、機器配置や機器発熱量の変化やラジエータ面に軌道熱入力があっても機器搭載面は一定温度に保つことができる」という熱設計フリーな衛星を提案した。

2. 熱設計フリー衛星の試作モデルとして 3 体の OHP を全面に張り巡らせた 30 [cm]立方の正六面体構体モデルを製作し、試作モデルを使った大気中および熱真空中の試験にて、機器発熱量の変化やラジエータ面への熱入力があっても加熱面温度はリザーバの温度で様な温度に制御されることを示した。

3. 加熱面に様に発熱がある場合だけでなく、発熱が局所的にしかない場合でもリザーバ付き OHP は動作し、加熱面温度はリザーバ温度で様な温度に保たれることを示した。ただし発熱密度が大きくなる部分については周囲の加熱面温度より高くなる。

4. 微小重力実験より、微小重力環境下でもリザーバによる温度制御機能は失われないことが示された。

5. 3 体の OHP の起動のしやすさには違いがあり熱入力やリザーバ温度の条件によっては OHP が起動しなかったり動作を停止したりするが、加熱面の温度に影響することなく OHP が自律的に動作することが明らかとなった。

6. 加熱面の温度がリザーバ温度を超えるまでは加熱面に熱入力を与えてもリザーバ付き OHP は起動せず、また重力環境下で OHP が起動する際の加熱面温度とリザーバ温度の差は加熱面の位置や位置によりより違いがあることが明らかになった。

7. 熱真空環境下において機器発熱に比べて非常に小さいリソースで宇宙環境下でもリザーバの温度制御が可能であることが示された。

Table 4-1 Cube OHP 展開状態での大気中試験条件

Case	HTR (A)	HTR (B)	Re. C/E	Re.D	Re.F	Fan
No.	(W)	(W)	(°C)	(°C)	(°C)	(V)
A-D-1	10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 70, 60, 50, 40		40			50
A-D-2	0, 40, 60, 40	40	40			50
A-D-3	40		40, 45, 50, 40, 35, 30			50

HTR(A), (B)はそれぞれ A 面, B 面の 9 枚/面のヒータの発熱量(ヒータ 9 枚合計の発熱量)を示す.
Re. C/E, Re. D, Re. F はそれぞれ C 面, D 面, F 面に接続されたりザーバの制御温度を示す. 以降
の Table 4-2, 4-3, 4-5 も同様である. 試験ケース名は A(Air)-D(Developed)-数字としている.

Table 4-2 Cube OHP 組立状態での大気中試験条件

Case	HTR (A)	HTR (B)	Re. C/E	Re.D	Re.F	Fan
No.	(W)	(W)	(°C)	(°C)	(°C)	(V)
A-A-1	40, 50, 60		40			50
A-A-2	60	40, 60	40			50
A-A-3	50		30, 40, 50			50

試験ケース名は A(Air)-A(Assembled)-数字としている.

Table 4-3 Cube OHP 熱真空試験 1 の実験条件

Case	HTR (A)	HTR (B)	Re. C/E	Re.D	Re.F
No.	(W)	(W)	(°C)	(°C)	(°C)
TV-H-1	30, 40, 50, 60		30		
TV-H-2	60		30, 40, 50		
TV-H-3	0, 40, 50	70	40		
TV-H-4	70	40, 30	40		
TV-H-5	A1, A4, A7	B3, B6, B9	30		
	60	60			
TV-H-6	A7, A8, A9	B7, B8, B9	30		
	60	60			
TV-H-7	A3, A7	B3, B7	30		
	60	60			
TV-H-8	A3, A4, A9	B3, B4, B9	30		
	60	60			
TV-H-9	A5	B5	30		
	60	60			

試験ケース名は TV(Thermal vacuum)-H(Heater)-数字としている.

TV-H-5 から TV-H-9 までの HTR(A)と HTR(B)には, 発熱させたヒータ ID (Fig.4-4 (b)参照)と, A 面または B 面の 1 面あたりの発熱量の合計を示している. TV-H-5~9 のヒータ発熱位置模式図を Fig.4-12 に示す.

Table 4-4 Cube OHP 熱真空試験 1 の実験結果

case	panel	temperature [°C]								
		1	2	3	4	5	6	7	8	9
TV-H-5	A	33.30	31.40	32.30	33.70	32.40	32.30	35.60	N/A	31.70
	B	31.70	31.90	33.40	31.80	31.70	33.70	31.50	33.00	33.90
TV-H-6	A	31.80	31.90	32.80	32.20	33.10	33.00	35.00	N/A	34.80
	B	32.40	32.40	31.90	32.60	33.00	32.40	35.10	36.00	34.50
TV-H-7	A	31.50	31.80	34.90	33.00	32.60	33.20	37.90	N/A	32.00
	B	32.20	32.30	34.30	31.50	32.50	31.90	36.40	32.90	31.90
TV-H-8	A	32.30	32.60	36.00	34.30	33.90	35.20	33.00	N/A	35.70
	B	33.20	32.80	33.60	32.60	34.90	32.70	33.40	33.80	34.10
TV-H-9	A	34.60	39.30	40.60	36.10	47.10	39.60	33.80	N/A	33.40
	B	32.20	32.50	29.40	39.40	34.40	30.70	31.30	32.20	29.90

各試験ケースにおける熱平衡時の温度を示す。1~9 は A 面, B 面のヒータ直下に貼りつけている熱電対の時間平均温度を示している。A8 は熱真空試験開始後に測定値が表示されなくなってしまったため N/A としている。

Table 4-5 Cube OHP 熱真空試験 2 の実験条件

Case	HTR (A)	HTR (B)	Re. C/E	Re.D	Re.F	HTR (C)	HTR (D)	HTR (E)	HTR (F)
No.	(W)	(W)	(°C)	(°C)	(°C)	(W)	(W)	(W)	(W)
TV-R-1	40		40			0	0, 5.1, 5.5	0	4.6, 5.1, 4.6
TV-R-2	40		40			4.5, 6.5, 9.1, 10.0	0	0	0

試験ケース名は TV(Thermal Vacuum)-R(Radiator)-数字としている。

Table 4-6 Cube OHP 微小重力実験条件

Case	Flight	HTR (A)	HTR (B)	Re. C/E	Re.D	Re.F	HTR (C)	HTR (D)	HTR (E)	HTR (F)
No.	No.	(W)	(W)	(°C)	(°C)	(°C)	(W)	(W)	(W)	(W)
MG-1	1	A1~ A9 (all)	B1~ B9 (all)	40			0	0	0	0
		60	60							
MG-2		A1~ A9 (all)	B1~ B9 (all)	45			0	0	0	0
		60	60							
MG-3	2	A1~ A9 (all)	B1~ B9 (all)	45			0	0	3.2, 5.1	0
		60	60							
MG-4	3	A1, A5, A9	B1, B5, B9	40			0	0	0	0
		60	60							
MG-5		A1, A9	B1, B9	40			0	0	0	0
		60	60							

試験ケース名は MG(Micro-Gravity)-数字としている。HTR(A)と HTR(B)には、発熱させたヒータ ID (Fig.4-4 (b)参照)と、A 面または B 面の 1 面あたりの発熱量の合計を示している。MG-4, 5 のヒータ発熱位置模式図を Fig.4-20 に示す。HTR(D)~ HTR(F)にはラジエータ面のヒータの発熱量を示している。

Table 4-7 Cube OHP の各試験内容まとめ

	節番号	4.3						4.4				4.5	4.6			
	試験ケース名	A-D-1	A-D-2	A-D-3	A-A-1	A-A-2	A-A-3	TV-H-1	TV-H-2	TV-H-3, TV-H-4	Test-H-5 ~ TV-H-9	Test-R-1, Test-R-2	MG-1, MG-2	MG-3	MG-4, MG-5	
	試験の目的	組立前の展開状態におけるcube OHPの動作確認と基本的なリザーバによる温度制御機能の確認			熱真空試験実施前の展開状態におけるcube OHPの動作確認と基本的なリザーバによる温度制御機能の確認			熱真空環境下でのcube OHPの動作確認と基本的なリザーバによる温度制御機能の確認, 加熱面の発熱量や発熱分布の変化の影響評価				ラジエータ面の排熱条件の変化の	微小重力環境下におけるcube OHPの熱輸送性能の評価と微小重力がOHPの動作に及ぼす影響の調査			
試験条件	試験環境	重力環境下, 大気中						重力環境下, 熱真空中				微小重力環境下, 大気中				
	cube OHPの状態	展開			組立			組立				組立				
	リザーバ制御温度	40℃で一定	40℃で一定	30℃～50℃の間の5通りの温度に変化	40℃で一定	40℃で一定	30℃, 40℃, 50℃に変化	30℃で一定	30℃, 40℃, 50℃に変化	40℃で一定	30℃で一定	40℃で一定	40℃, 45℃	45℃で一定	40℃で一定	
	加熱面1面あたりのヒータ発熱量	A面, B面共に10Wから80Wまで10W刻みで増加後40Wまで10W刻みで減少	A面のみ0から40Wまで10W刻みで増加, B面は40Wで固定	A面, B面共に40Wで一定	A面, B面共に40Wから60Wまで10W刻みで増加	B面のみ40Wから60Wに増加, A面は60Wで固定	A面, B面共に50Wで一定	A面, B面共に30Wから60Wまで10W刻みで増加	A面, B面共に60Wで一定	片面を70Wで固定したままもう片面のみ増加	A面, B面共に60Wで一定	A面, B面共に40Wで一定	A面, B面共に60Wで一定			
	加熱面ヒータ発熱分布	一様な発熱分布 (9枚/面全てのヒータが同じ発熱量)						一様な発熱分布 (9枚/面全てのヒータが同じ発熱量)				9枚/面のヒータのうち発熱するヒータを1, 2, 3枚に限定	一様な発熱分布 (9枚/面全てのヒータが同じ発熱量)	9枚/面のヒータのうち発熱するヒータを1~3枚に限定		9枚/面のヒータのうち発熱するヒータを2, 3枚に限定
	ラジエータ面の冷却方法	ファン						-173℃のシュラウドと輻射熱結合				自然対流				
	ラジエータ面への熱入力	なし						なし				D面とE面(TV-R-1)とC面のみ(TV-R-2)のヒータon	E面のみヒータon	なし		
試験結果	OHPによる熱輸送	10W~40Wまでは熱輸送なし, 40W熱入力以降熱輸送あり	○	リザーバ温度35℃以上ではB面の熱輸送なし	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
	加熱面温度	OHP起動までは温度上昇, OHP起動後はリザーバ温度で保たれる	A面熱入力負荷直後リザーバ温度から10℃高い温度まで上昇するがその後はリザーバ温度で一定	A面はリザーバ温度に追従, B面はOHP起動以降リザーバ温度に追従	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	A面, B面共に30℃ではリザーバ温度より高く40℃, 50℃ではリザーバ温度より低い	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	リザーバ温度で保たれる	
	3体のOHPの動作	B-F面間OHPのみ起動せず	3体とも起動	B-F面間OHPのみ起動せず	C-B-E-A面間OHPのみ起動せず	3体とも起動(条件による)	B-F面間OHPのみ起動せず	3体とも起動(条件による)	3体とも起動(条件による)	3体とも起動(条件による)	3体とも起動(条件による)	TV-H-5ではB-F面間OHPのみ起動せず, TV-H-6では3体とも起動	3体とも起動(条件による)	3体とも起動(条件による)	3体とも起動(条件による)	

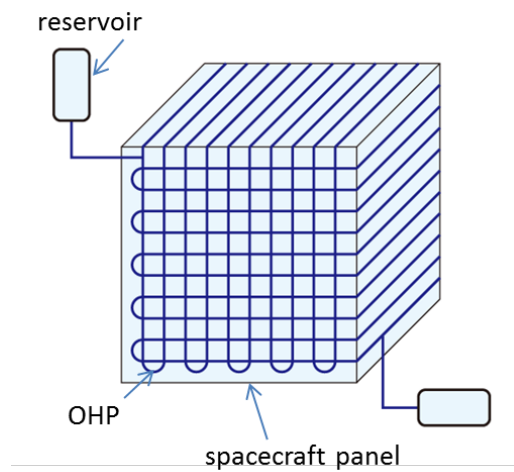


Fig.4-1 リザーバ付き OHP をネットワーク状に配置した熱設計フリー衛星の概念図

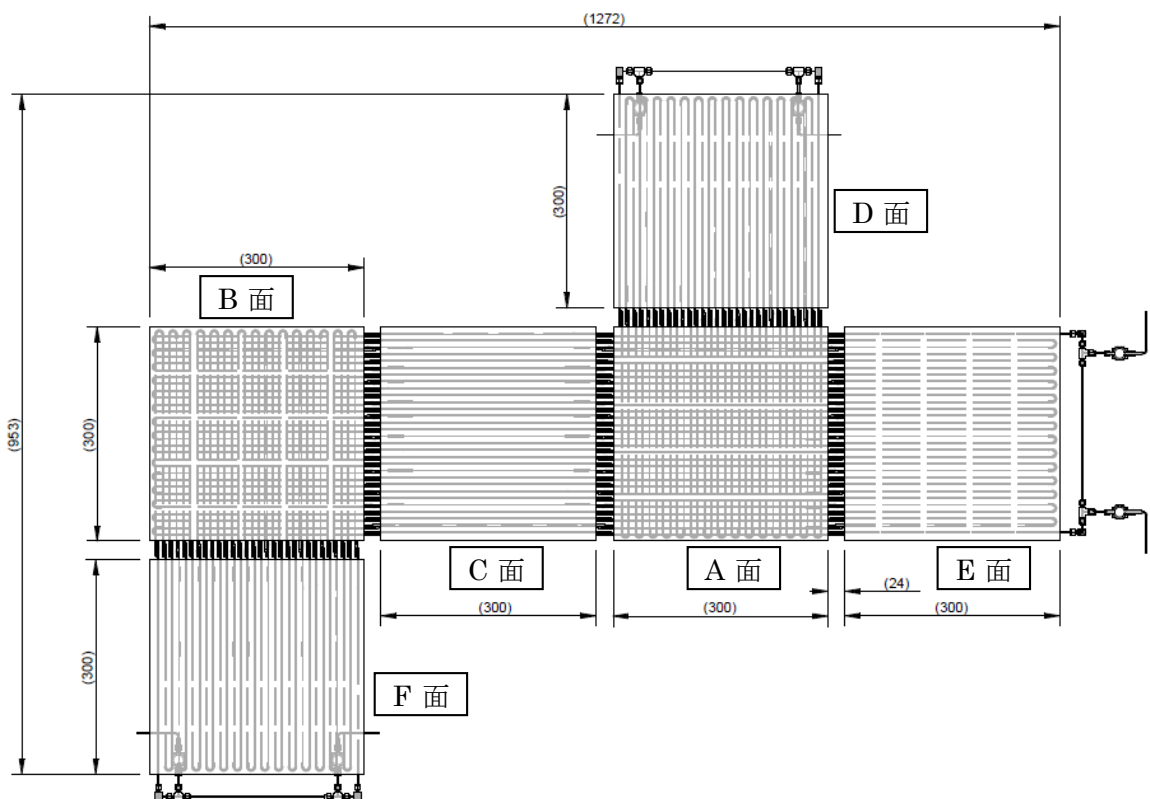


Fig.4-2 Cube OHP の展開図

図中の寸法の単位は[mm]である。A~D は各パネルの名称である。OHP は 2 面間にわたる 2 体の OHP, A-D 面間 OHP と B-F 面間 OHP, および 4 面間にわたる 1 体の OHP, C-B-E-A 面間 OHP の計 3 体から構成される。

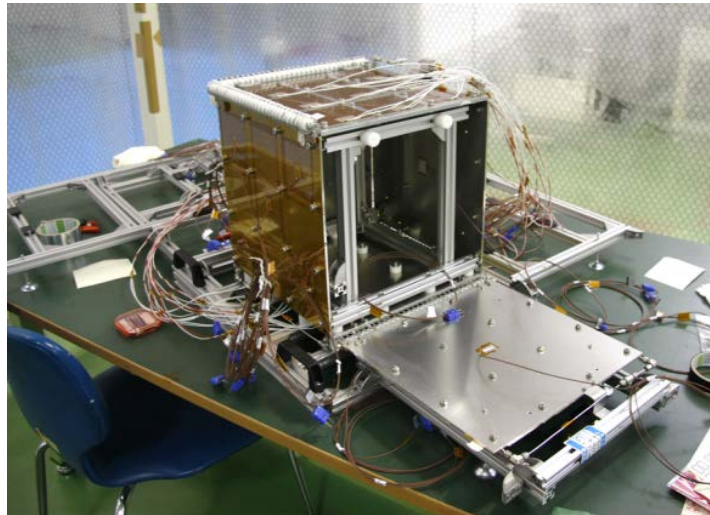
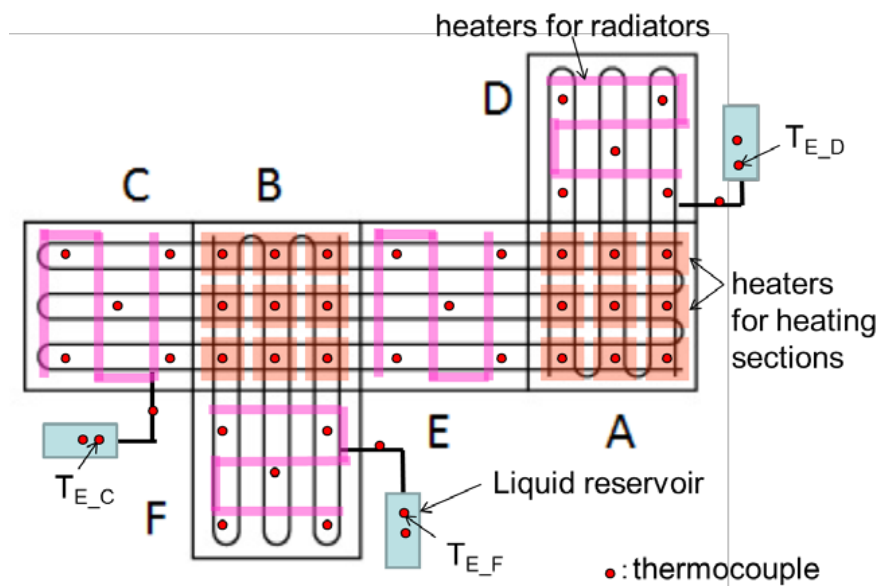
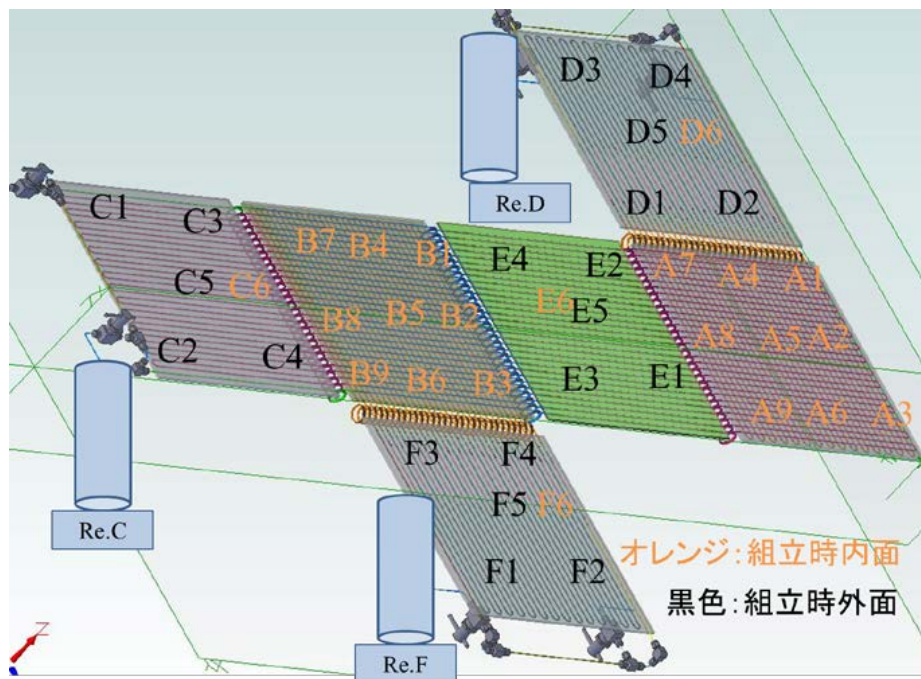


Fig.4-3 Cube OHP の外観
1 枚だけを残し残り 5 面を組み立てた状態を示す.



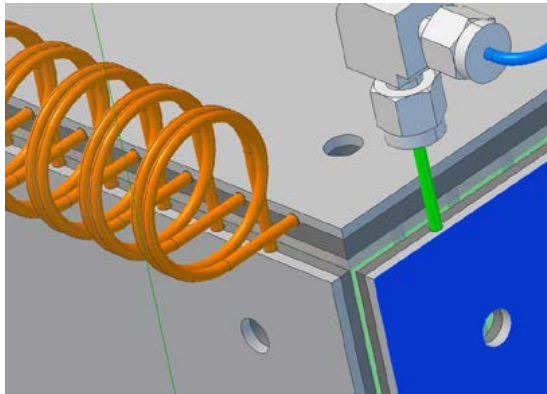
(a) ヒータと熱電対位置



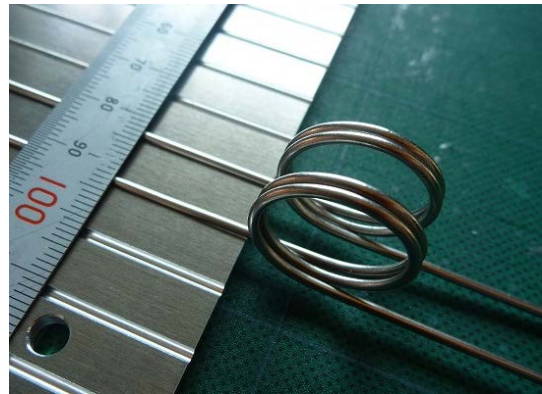
(b) 熱電対 ID

Fig.4-4 Cube OHP の熱電対及び加熱面ヒータ貼付け位置

(a)はヒータと熱電対の位置を示している。A~Dは各パネルの名称である。 T_{E_C} 、 T_{E_D} 、 T_{E_F} はリザーバ温度制御用熱電対を示す。(b)は熱電対のIDを示している。A面、B面に関しては熱電対IDはヒータIDも兼ねて示している。熱電対はヒータを貼りつけているアルミ面と反対側のアルミ面のヒータ中央位置に取り付けている。IDがオレンジ色の熱電対はcube OHPを組み立てた状態でパネルの内面側に位置し、IDが黒色の熱電対は同状態でパネルの外面側に位置する。



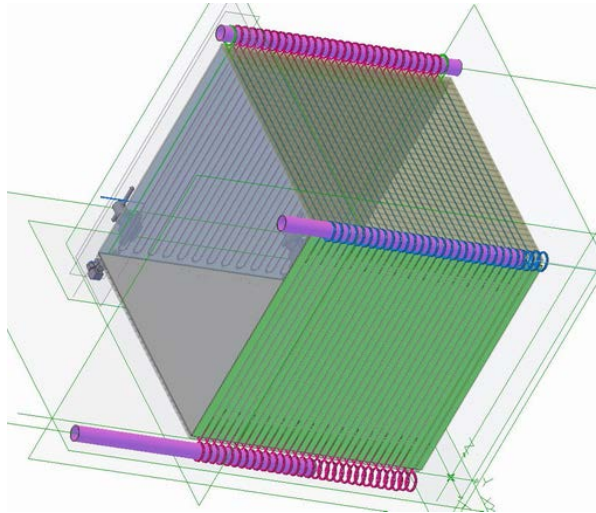
(a) コイル状配管外観図



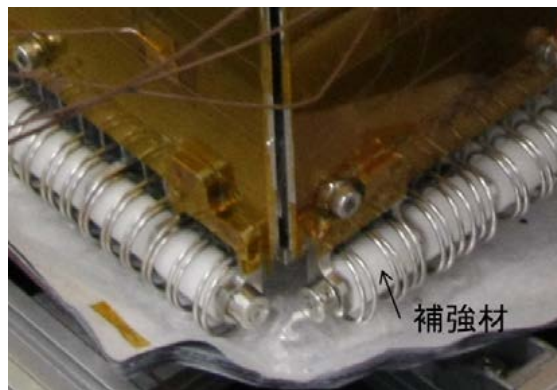
(b) コイル状配管外観

Fig.4-5 コイル状配管

(a)は配管が2枚のアルミニウムパネルに挟み込まれた状態のコイリング部図面を示す. (b)はコイリング部分の配管をアルミニウムパネルの溝に挟み込んだ状態の外観(写真)を示す.



(a) コイリング部分に補強材を差し込んだ cube OHP



(b) コイリング部分外観

Fig.4-6 コイル状配管と補強材

(a)はコイリング補強材を差し込んだ cube OHP の図面を示す. (b)は組立状態の cube OHP のコイリング部分外観(写真)を示す.

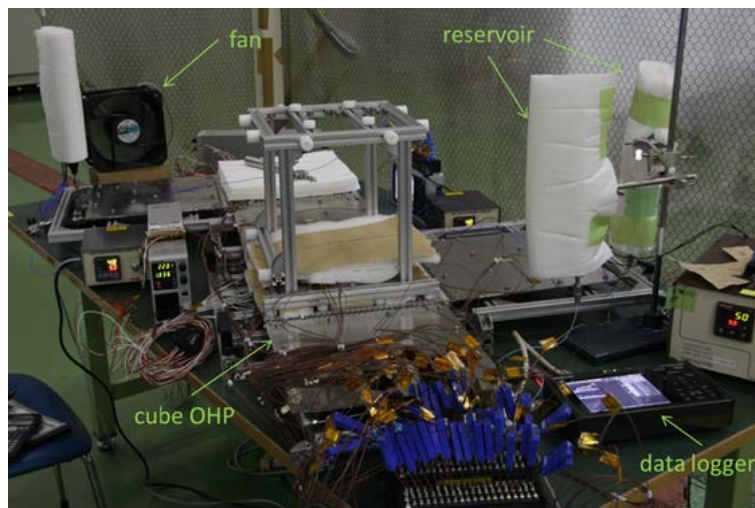
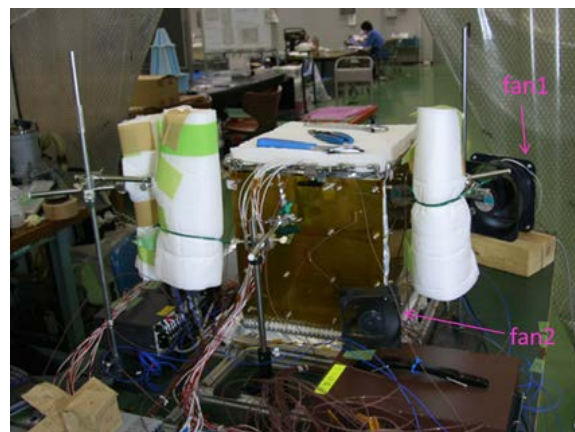
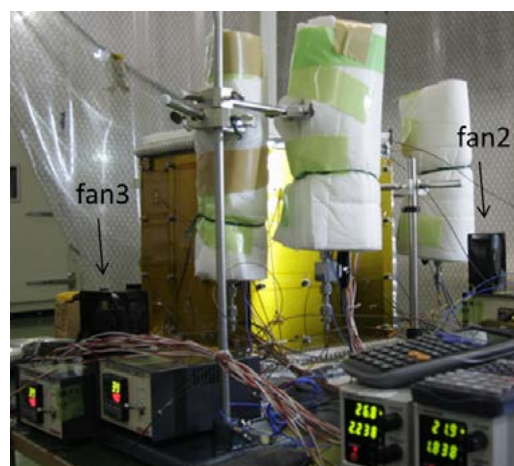


Fig.4-7 展開状態での大気中試験の実験装置外観



(a) C 面側から見た実験装置外観



(b) D, E 面側から見た実験装置外観

Fig.4-8 組立状態での Cube OHP 大気中試験の実験装置外観

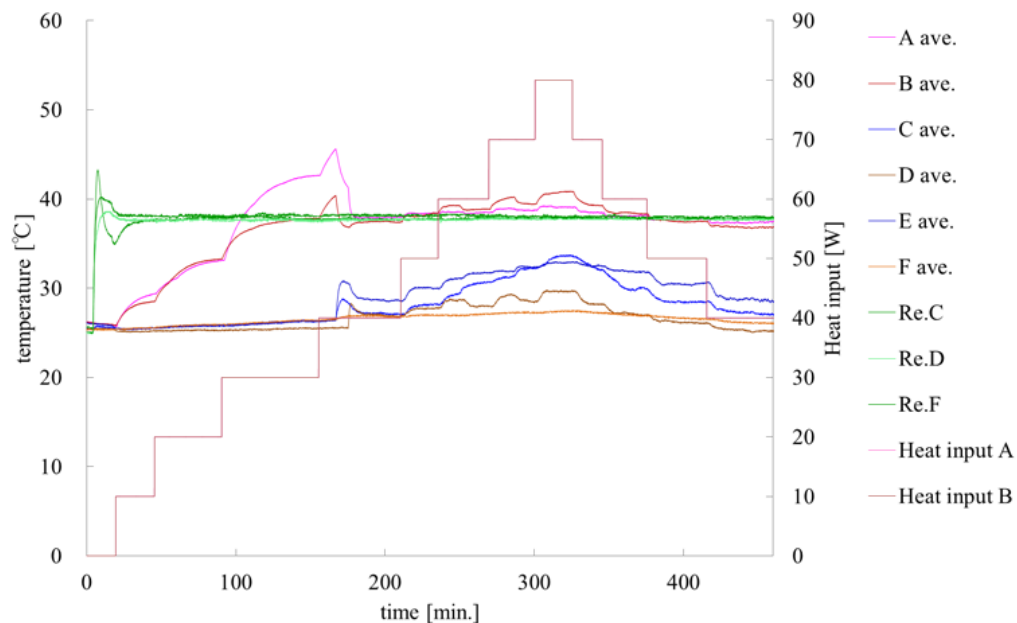


Fig.4-9(a) 試験ケース A-D-1 の実験結果

A.ave ~ F.ave は各面に貼りつけた熱電対で測定した温度の平均温度を示している． Re. C, Re.D, Re.F はそれぞれ C 面, D 面, F 面と接続されているリザーバに貼りつけた熱電対で測定した温度を示している． Heat input A, B はそれぞれ A 面, B 面に取り付けている 9 枚/面のヒータの合計発熱量を示している． 以上は Fig. 4-9(b)以降のグラフでも同様である． 本実験では A 面と B 面への熱入力量は同じため， Heat input A と Heat input B の線が重なっている．

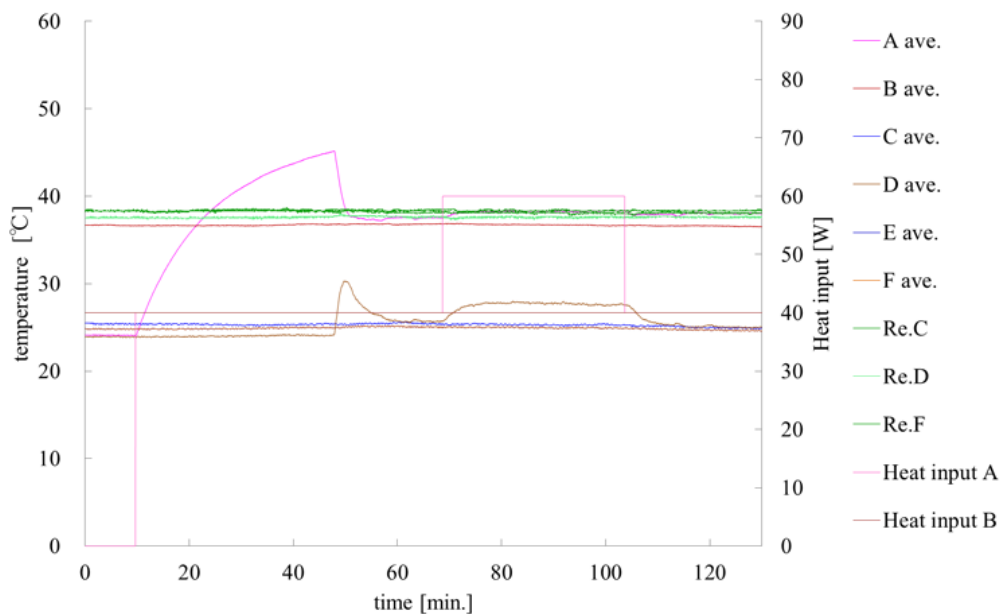


Fig.4-9(b) 試験ケース A-D-2 の実験結果

時間 10 分から 70 分頃まで A 面のヒータに B 面ヒータと同じ熱入力 40 [W]を与えている．

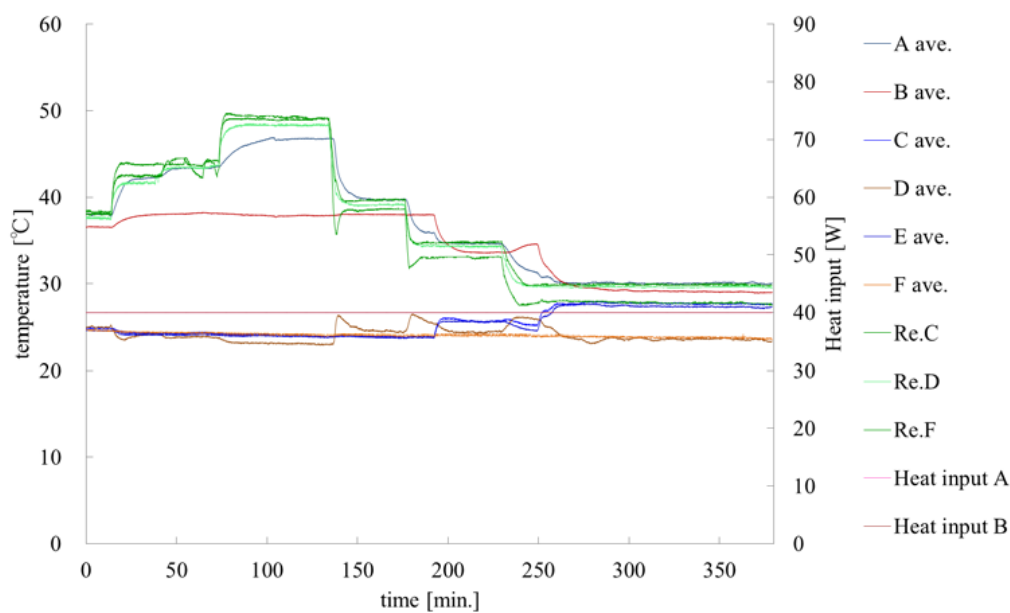


Fig.4-9(c) 試験ケース A-D-3 の実験結果

本実験では A 面と B 面への熱入力量は同じ 40 [W]のため、Heat input A と Heat input B の線が重なっている。

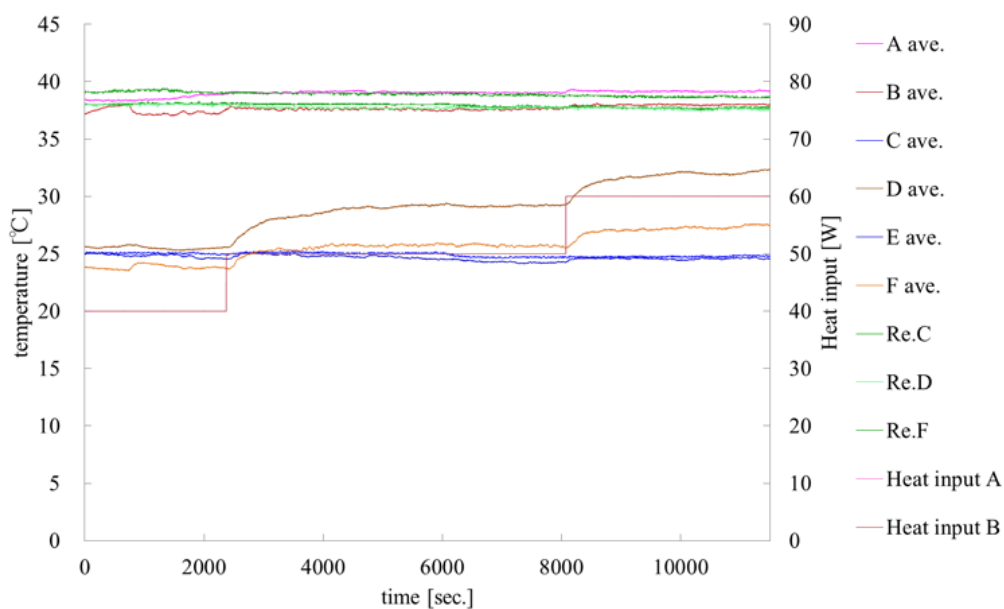


Fig.4-10(a) 試験ケース A-A-1 の実験結果

A.ave ~ F.ave は各面に貼りつけた熱電対で測定した温度の平均温度を示している。Re.C, Re.D, Re.F はそれぞれ C 面, D 面, F 面と接続されているリザーバに貼りつけた熱電対で測定した温度を示している。Heat input A, B はそれぞれ A 面, B 面に取り付けている 9 枚/面のヒータの合計発熱量を示している。以上は Fig. 4-10(b)以降のグラフでも同様である。

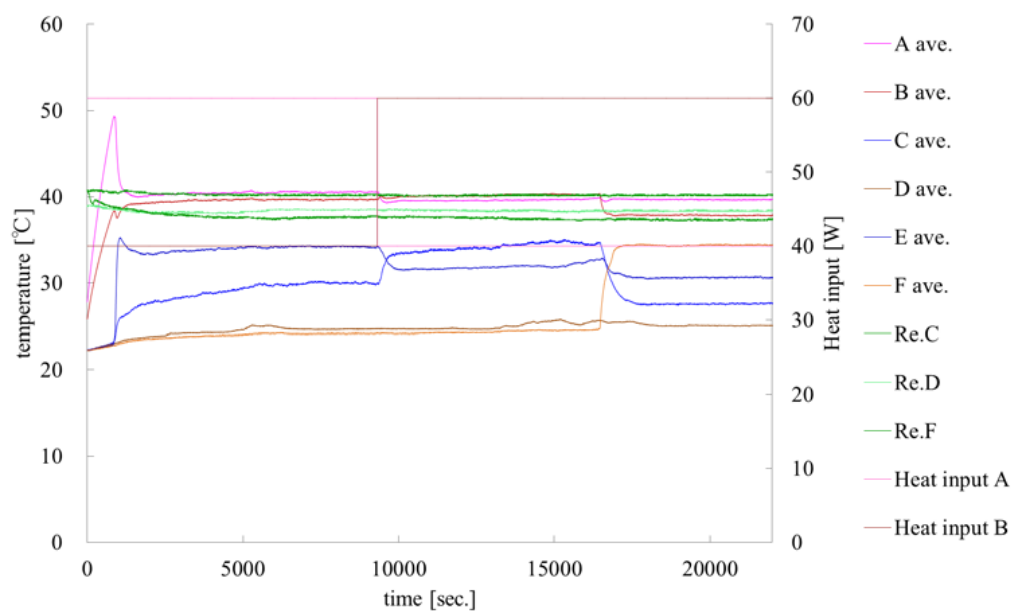


Fig.4-10(b) 試験ケース A-A-2 の実験結果

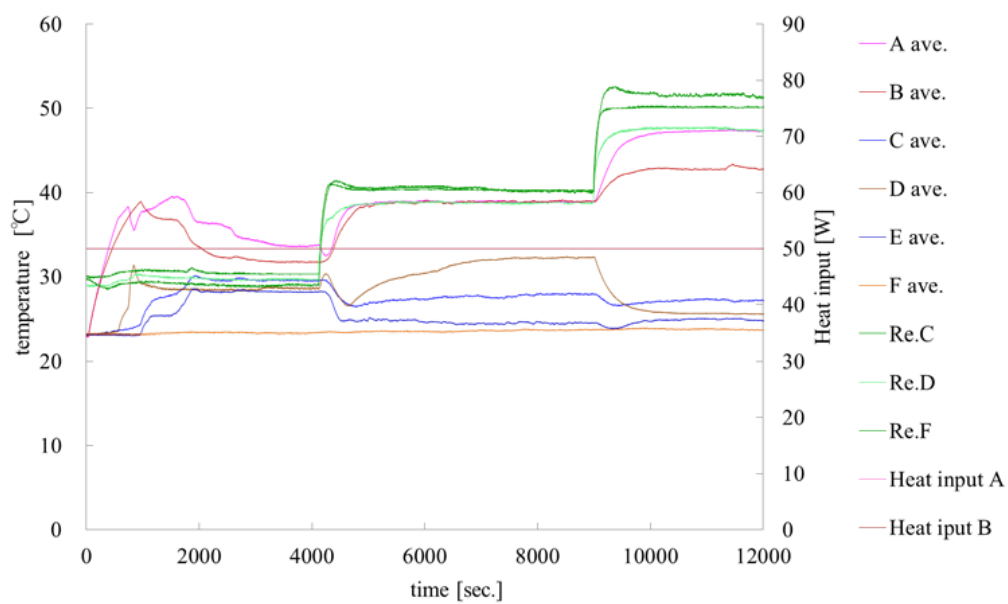


Fig.4-10(c) 試験ケース A-A-3 の実験結果

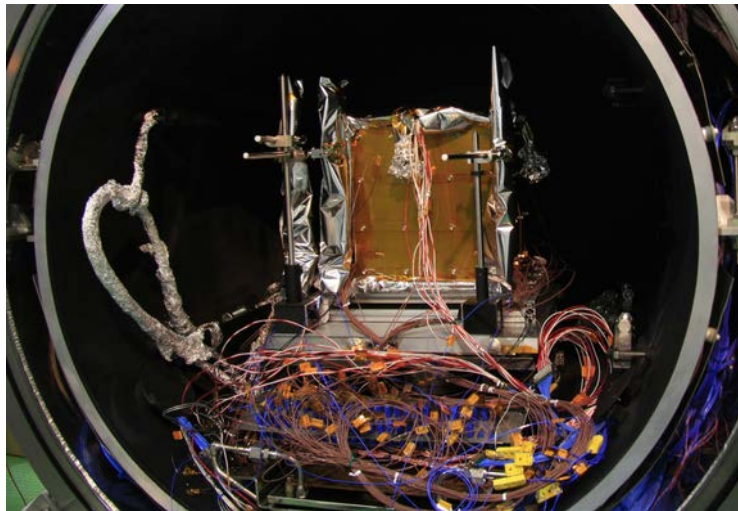
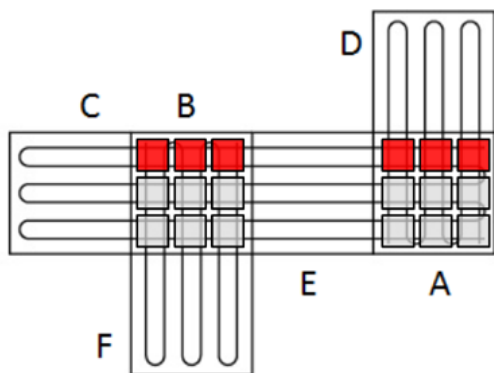
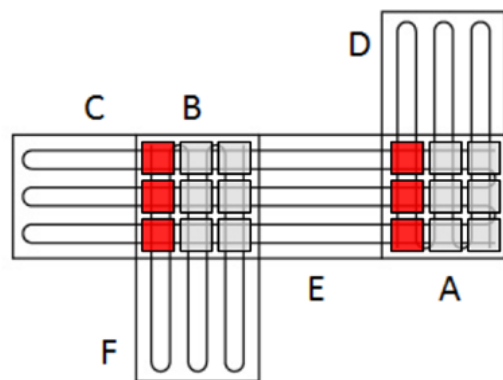


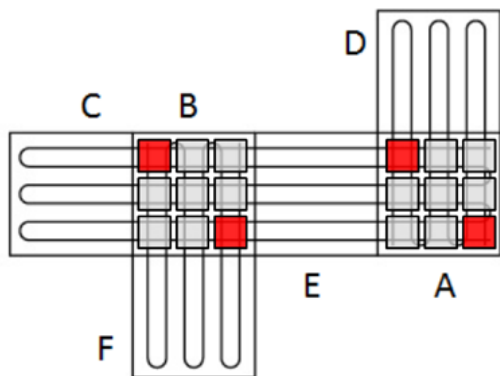
Fig.4-11 熱真空試験セットアップ外観図
チャンバ扉側(cube OHP のC面側)から撮影した写真を示す.



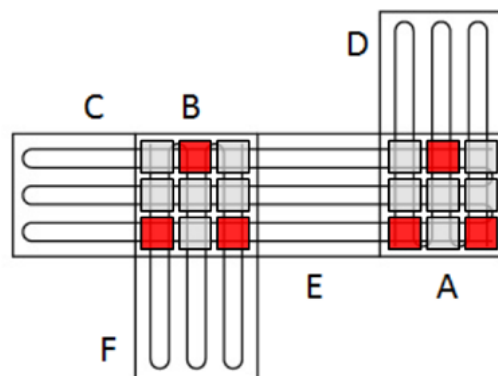
(a) 試験ケース TV-H-5 のヒータ発熱位置
(A1, A4, A7, B1, B4, B7)



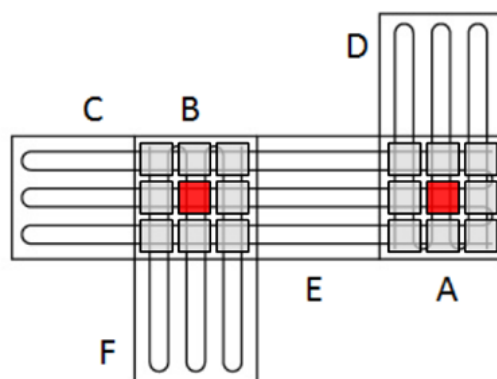
(b) 試験ケース TV-H-6 のヒータ発熱位置
(A7, A8, A9, B7, B8, B9)



(c) 試験ケース TV-H-7 のヒータ発熱位置
(A3, A7, B3, B7)



(d) 試験ケース TV-H-8 のヒータ発熱位置
(A3, A4, A9, B3, B4, B9)



(e) 試験ケース TV-H-9 のヒータ発熱位置
(A5, B5)

Fig.4-12 試験ケース TV-H-5 ~ TV-H-9 のヒータ発熱位置

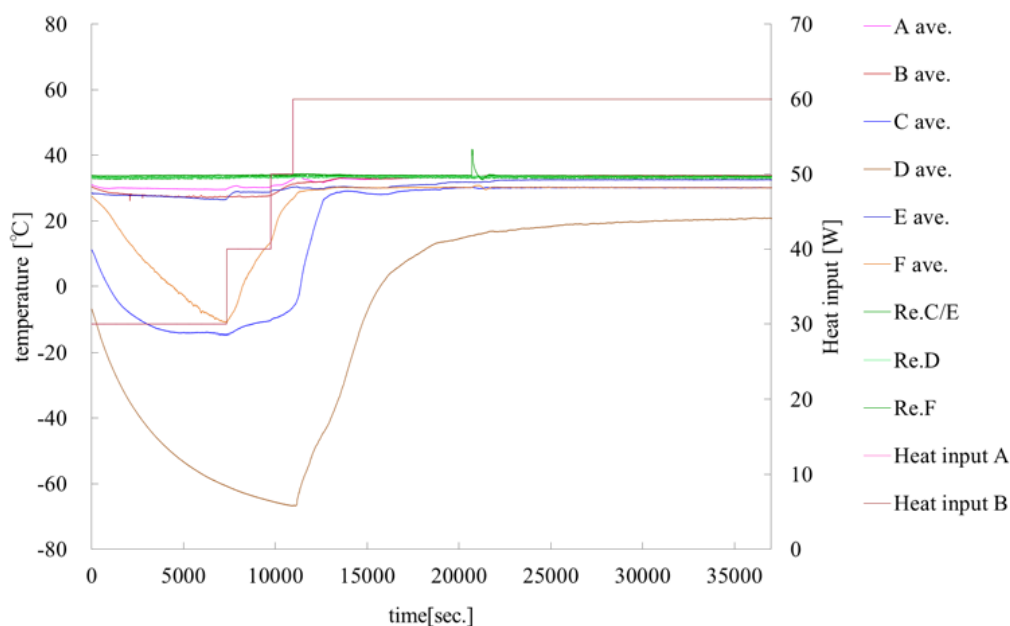


Fig.4-13(a) 試験ケース TV-H-1 の実験結果

A.ave ~ F.ave は各面に貼りつけた熱電対で測定した温度の平均温度を示している。ただし ID A8 は熱真空試験開始後に測定値が表示されなくなったため A 面の平均温度は A8 を除いた 8 点の熱電対測定結果から求めている。Re. C/E, Re.D, Re.F はそれぞれ C 面, D 面, F 面と接続されているリザーバに貼りつけた熱電対で測定した温度を示している。Heat input A, B はそれぞれ A 面, B 面の電圧を印加しているヒータの合計発熱量を示している。以上は Fig. 4-13(b)~(d)以降のグラフでも同様である。本実験では A 面と B 面への熱入力量は同じため, Heat input A と Heat input B の線が重なっている。

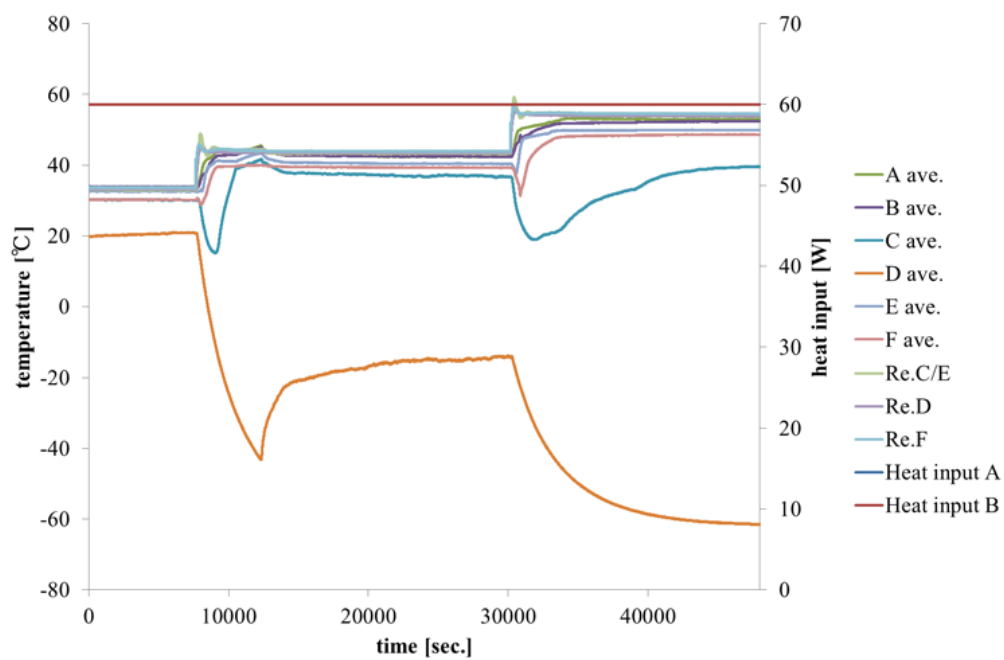


Fig.4-13(b) 試験ケース TV-H-2 の実験結果

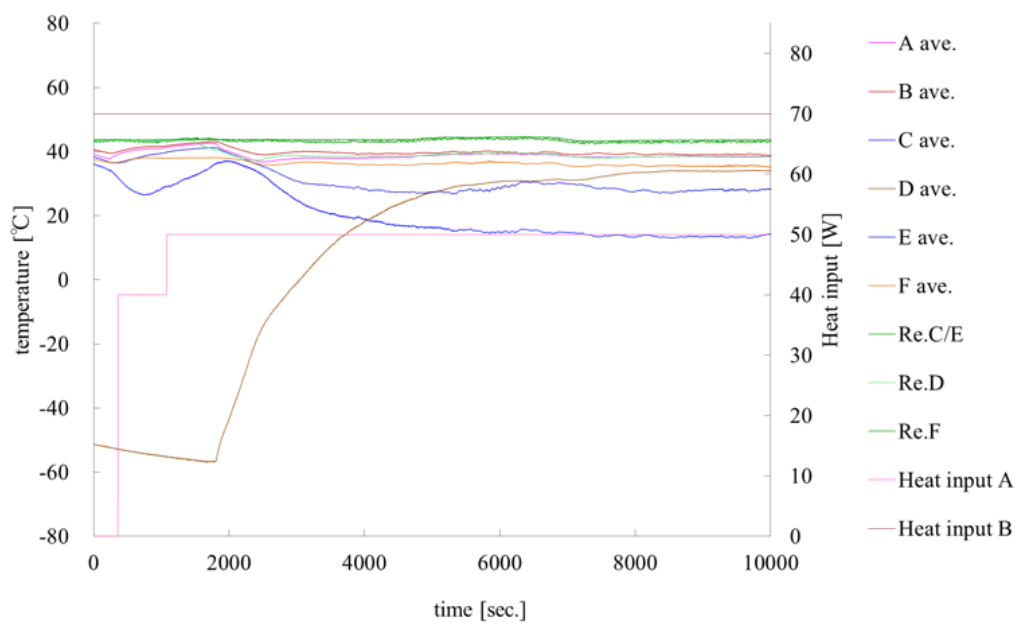


Fig.4-13(c) 試験ケース TV-H-3 の実験結果

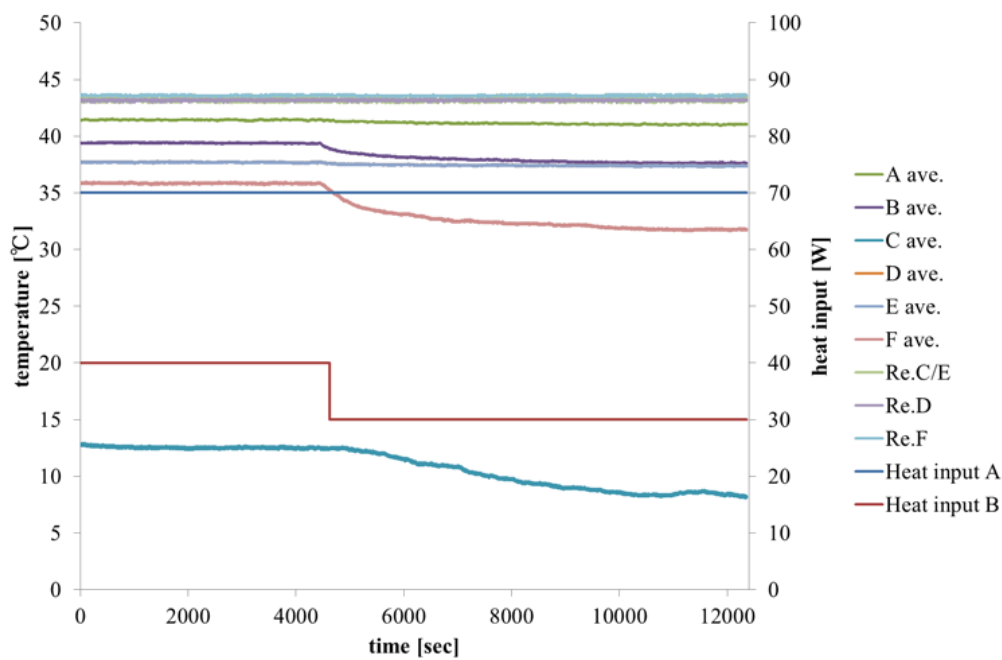


Fig.4-13(d) 試験ケース TV-H-4 の実験結果

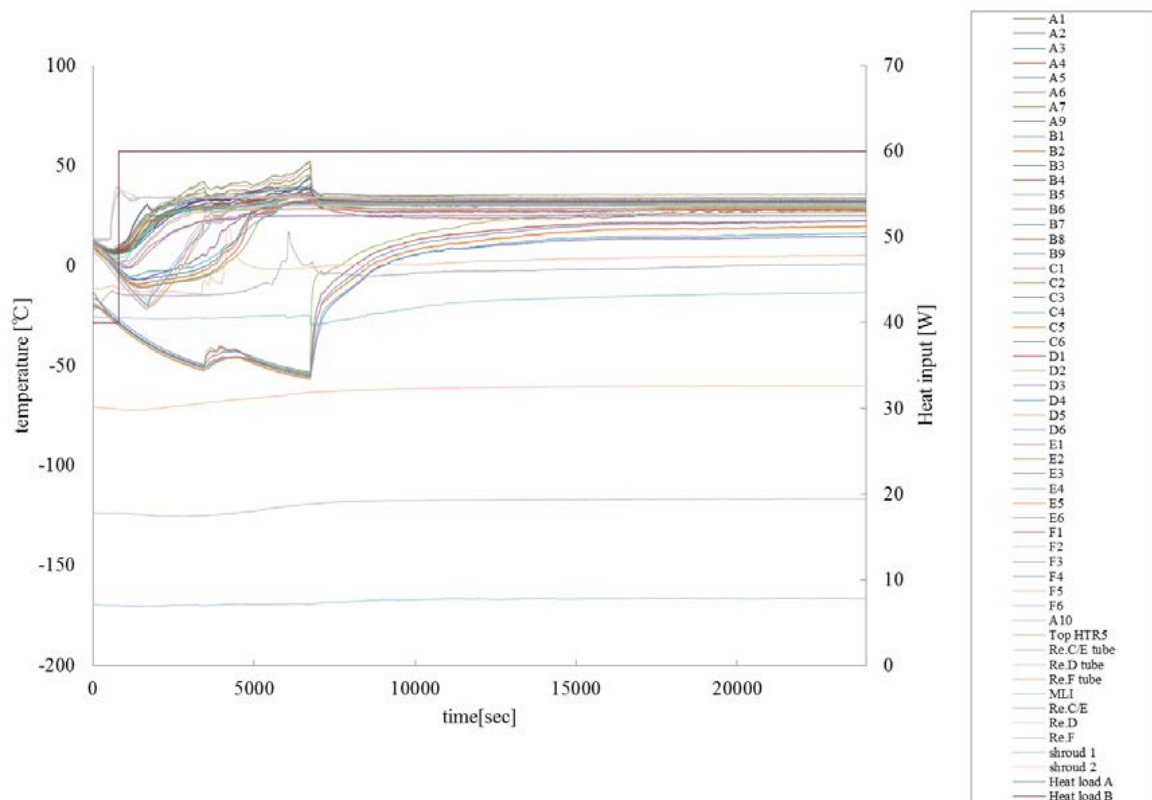


Fig.4-13(e) 試験ケース TV-H-5 の実験結果

各面とリザーバの熱電対の測定結果を示している。熱電対のIDはFig.4-4(b)に示す通りである。以降の Fig.4-13(f)~(h)のグラフでも同様である。

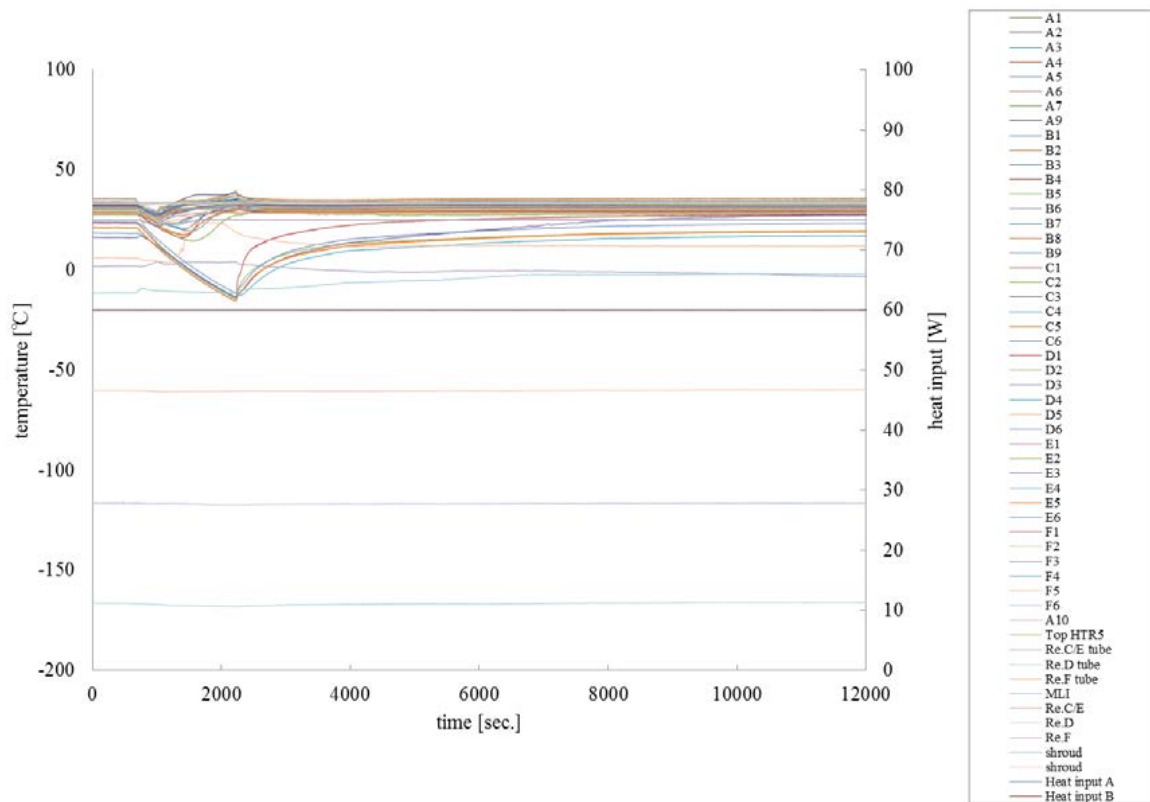


Fig.4-13(f) 試験ケース TV-H-6 の実験結果

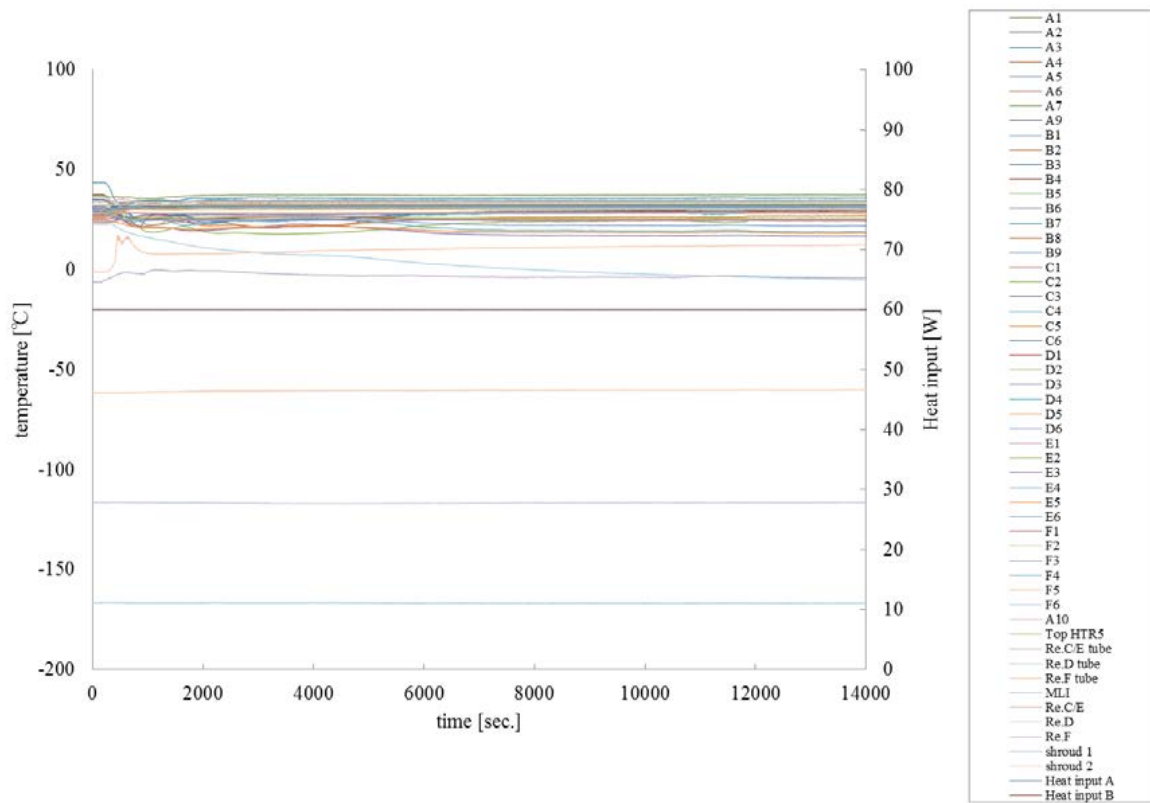


Fig.4-13(g) 試験ケース TV-H-7 の実験結果

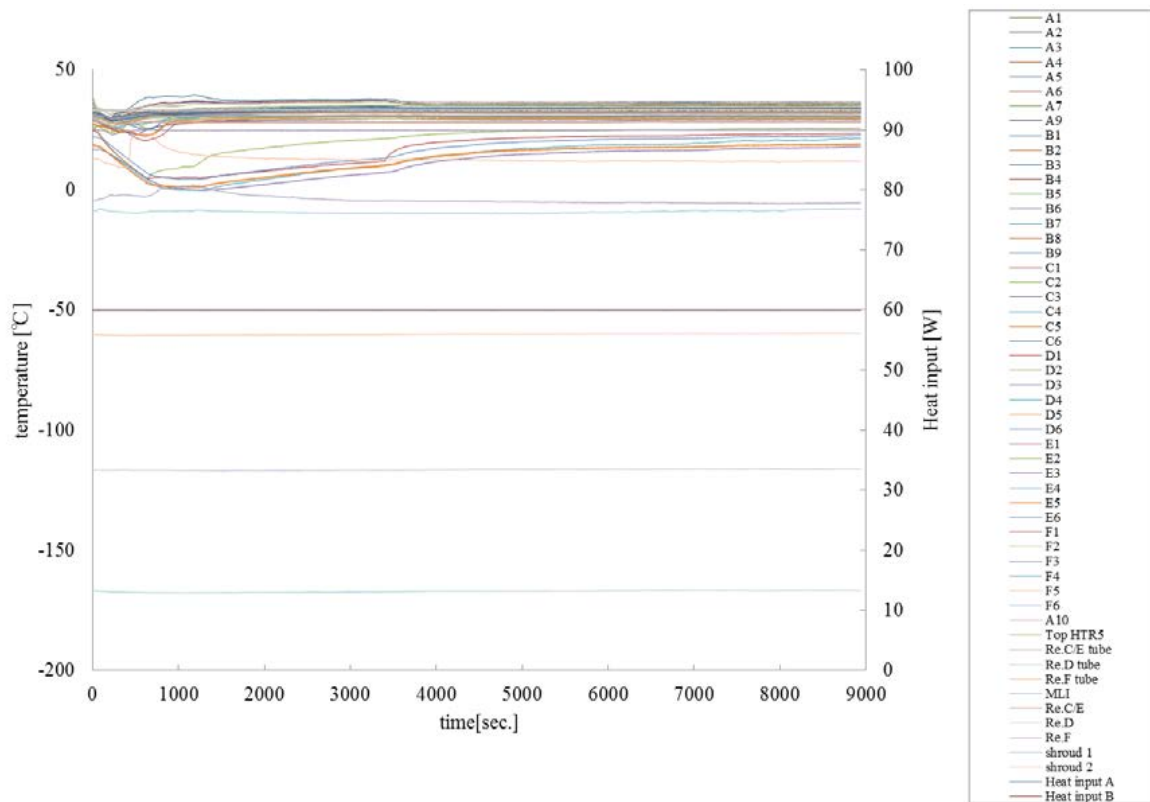


Fig.4-13(h) 試験ケース TV-H-8 の実験結果

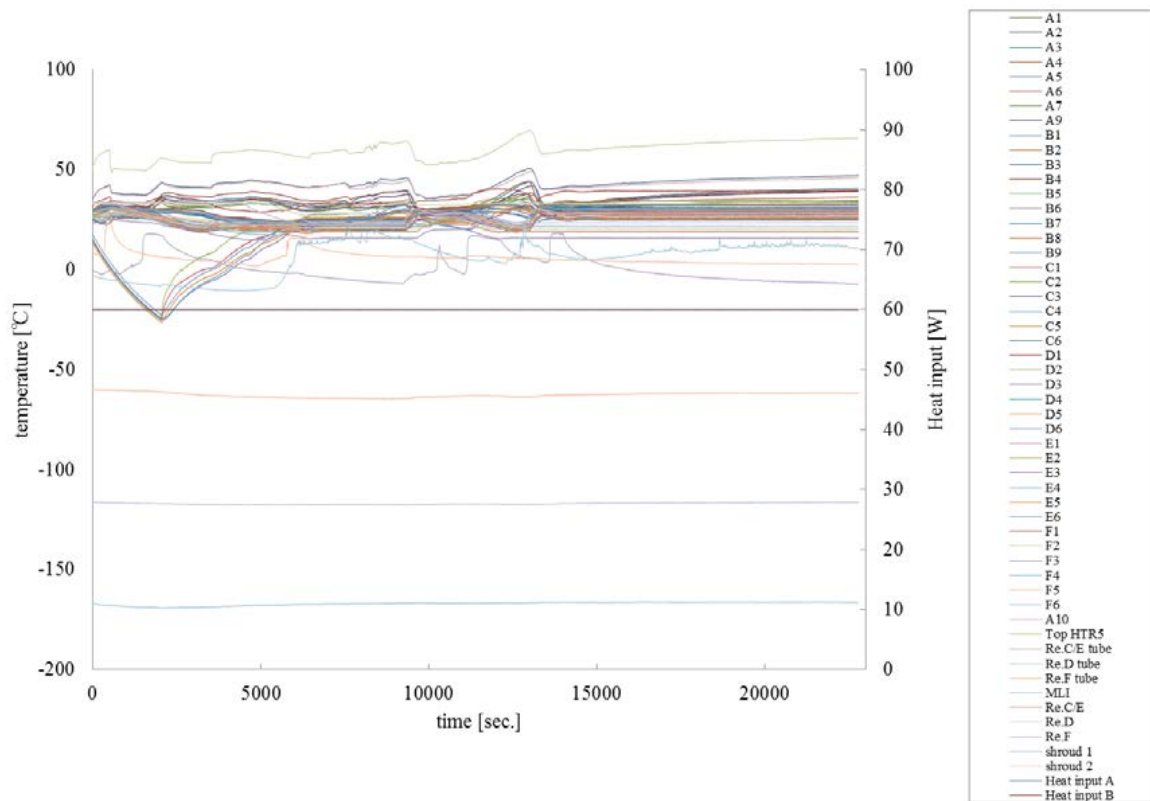


Fig.4-13(i) 試験ケース TV-H-9 の実験結果

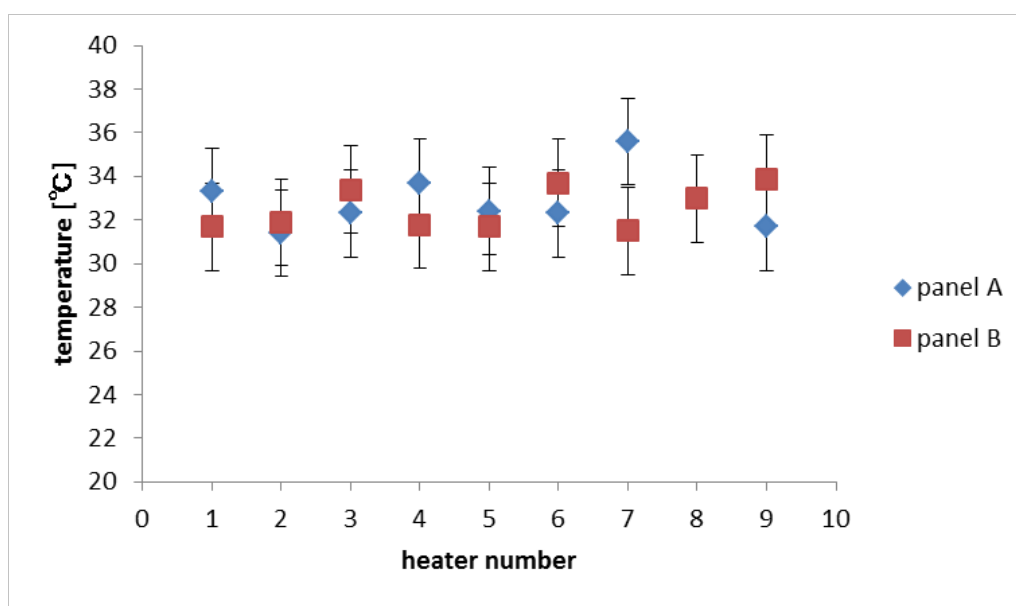


Fig.4-14(a) 試験ケース TV-H-5 の加熱面の温度分布

横軸の heater number は, Fig.4-4(b)のヒータ及び熱電対の ID 番号を示す. 縦軸は熱平衡状態の各熱電対の時間平均温度 (Table 4-4 に示す温度) を示す. 縦軸のエラーバーは, 温度の誤差として熱電対の精度, データロガーの精度, 時間平均の標準偏差の合計を示している. A8 は熱真空試験開始後に測定値が表示されなくなってしまったため測定結果から除いている. 以降の Fig. 4-14(b) ~ (e)でも同様である.

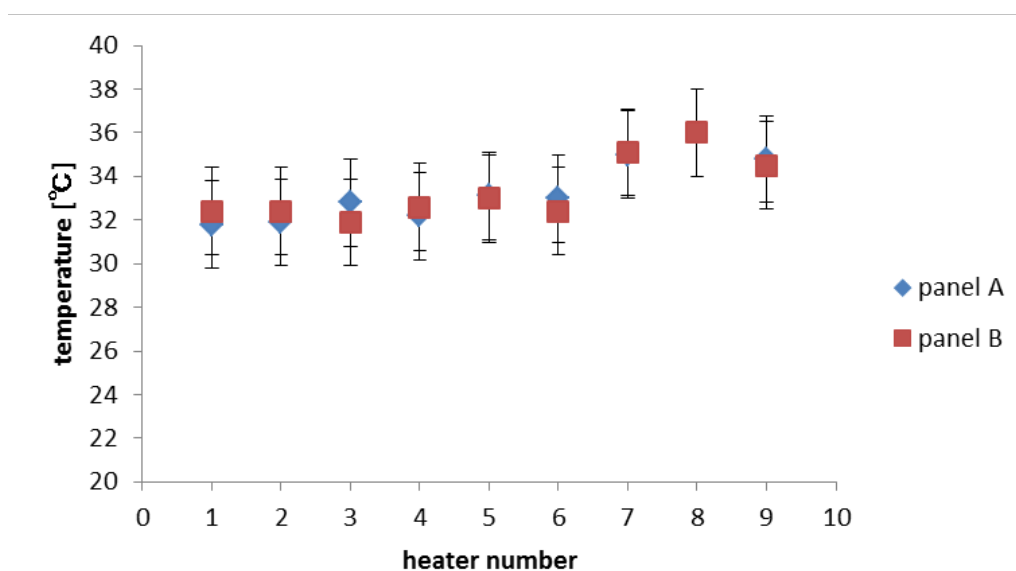


Fig.4-14(b) 試験ケース TV-H-6 の加熱面の温度分布

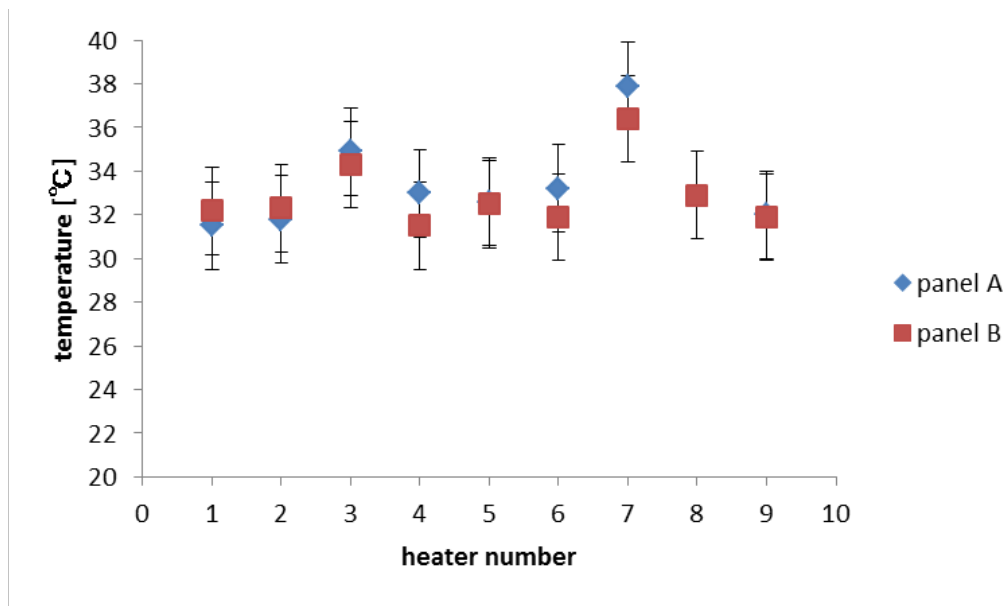


Fig.4-14(c) 試験ケース TV-H-7 の加熱面の温度分布

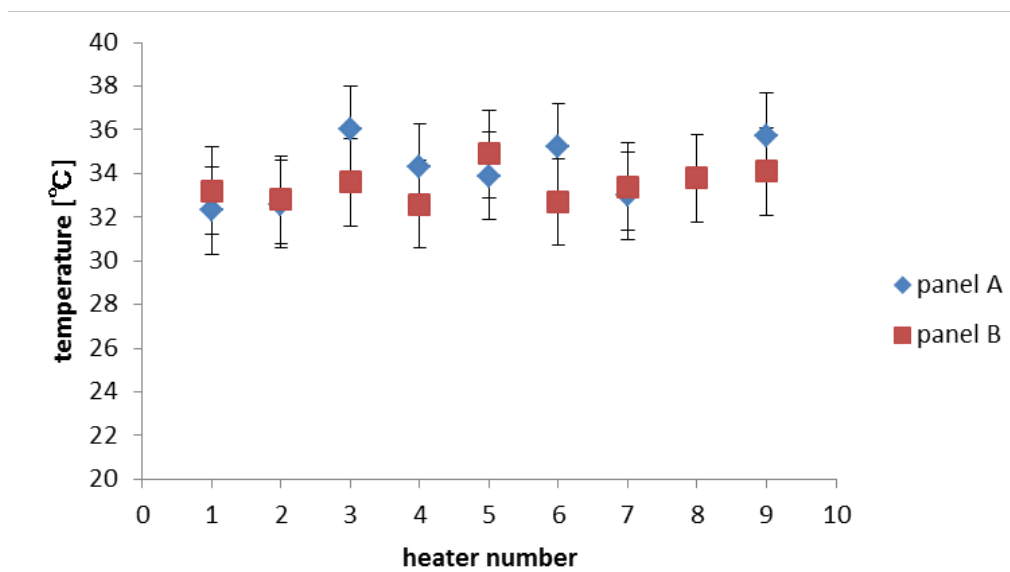


Fig.4-14(d) 試験ケース TV-H-8 の加熱面の温度分布

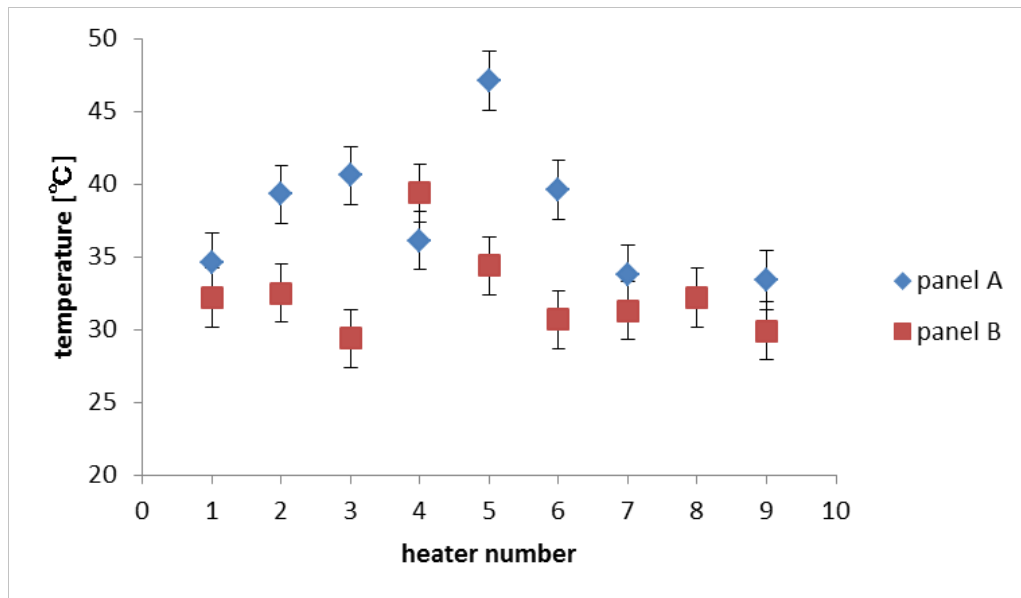


Fig.4-14(e) 試験ケース TV-H-9 の加熱面の温度分布

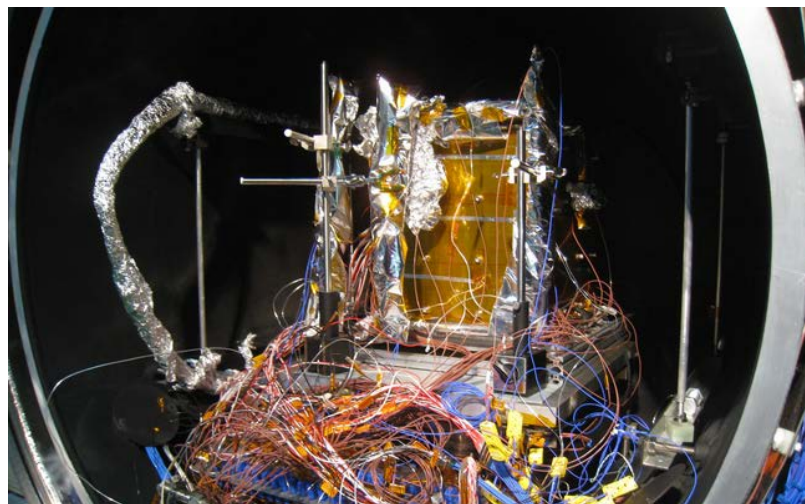


Fig.4-15 熱真空試験セットアップ外観図
チャンバ扉側(cube OHP のC面側)から撮影した写真を示す.

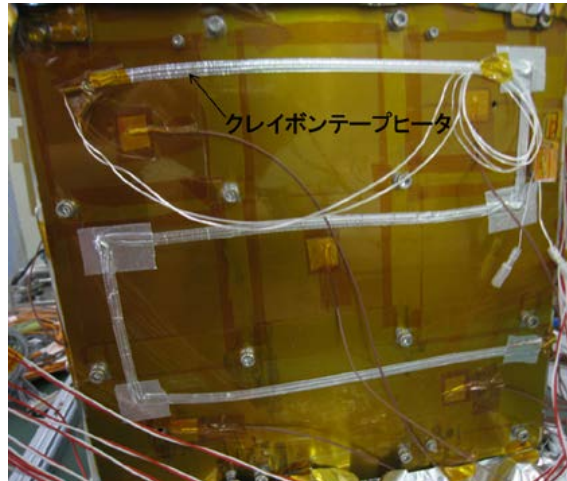


Fig.4-16 ラジエータ面(D面)外観図

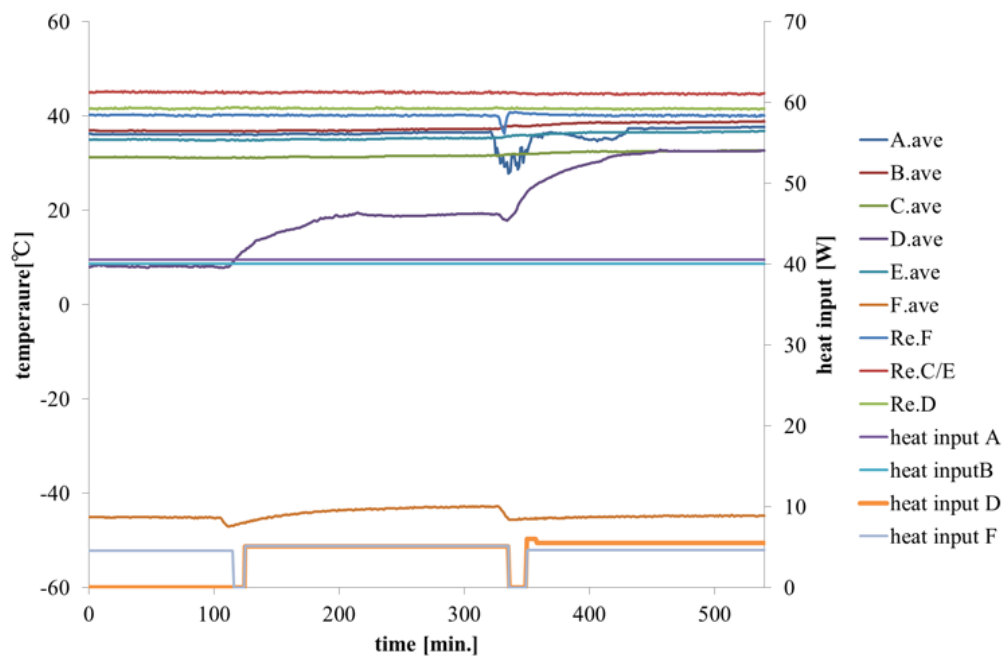


Fig.4-17(a) 試験ケース TV-R-1 の実験結果

A_ave ~ F_ave は各面に貼りつけた熱電対で測定した温度の平均温度を示している。Re. C, Re.D, Re.F はそれぞれ C 面, D 面, F 面と接続されているリザーバに貼りつけた熱電対で測定した温度を示している。heat input A, B はそれぞれ A 面, B 面に取り付けている 9 枚/面のヒータの合計発熱量を示している。以上は Fig. 4-17(b)以降のグラフでも同様である。heat input D, heat input F は D, F 面のテープヒータの発熱量を示している。時間 125 分から 335 分では D 面と F 面のヒータ発熱量が同じため 2 つのグラフが重なっている。

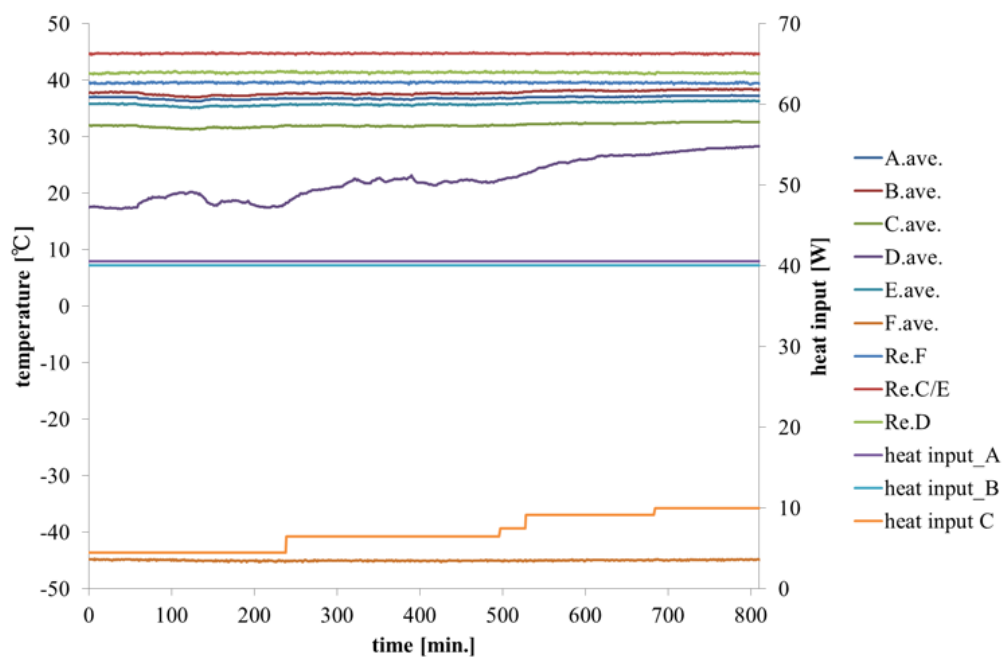


Fig.4-17(b) 試験ケース TV-R-2 の実験結果
heat input C は C 面のテープヒータの発熱量を示している.

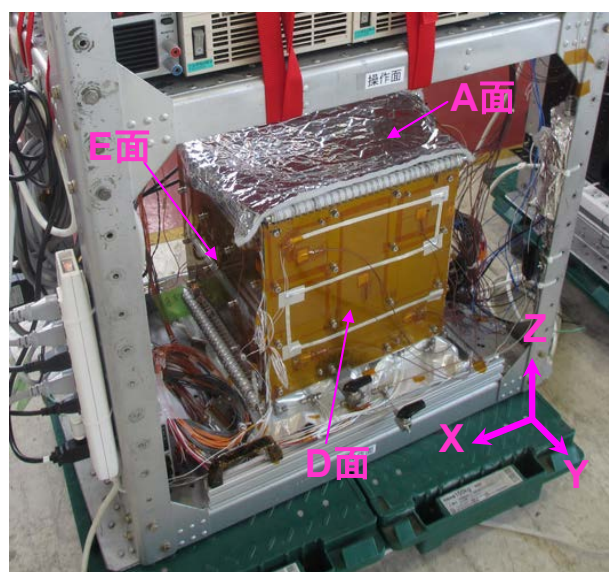


Fig.4-18 微小重力実験セットアップ外観図
図中に示す X 軸方向が機首方向, Z 軸が重力方向となる. Cube OHP は E 面が+X 方向, D 面が +Y 方向 A 面が+Z 方向となるように設置している.

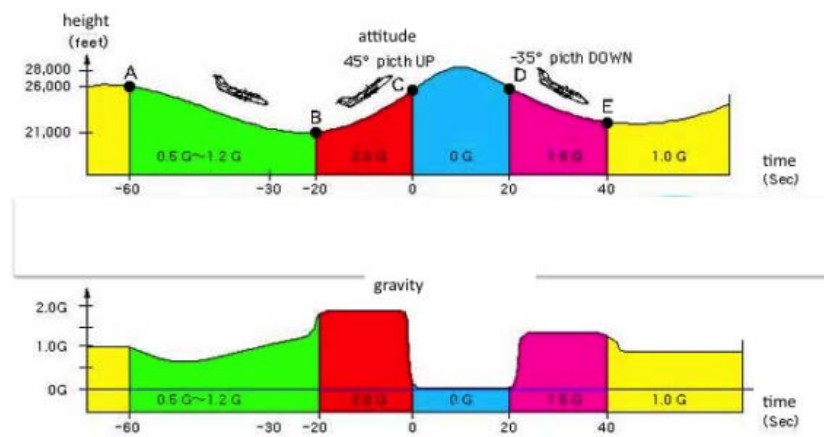
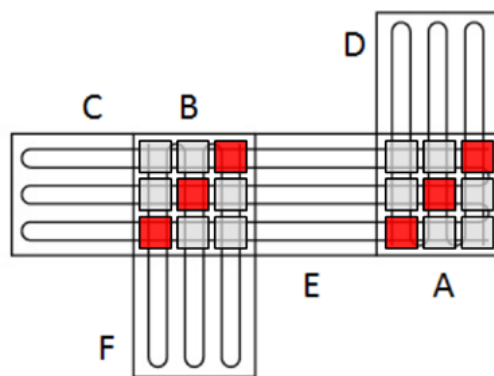
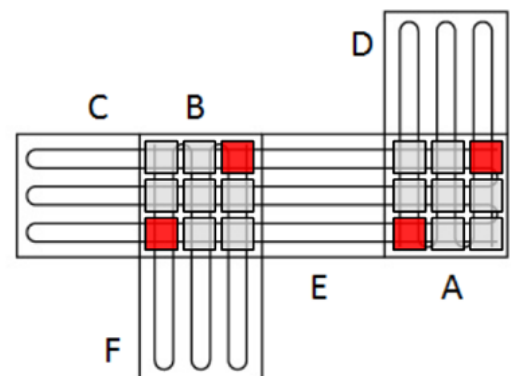


Fig.4-19 パラボリックフライトパターン[59]



(a) 試験ケース MG-4 のヒータ発熱位置
(A1, A5, A9, B1, B5, B9)



(b) 試験ケース MG-5 のヒータ発熱位置
(A1, A9, B1, B9)

Fig.4-20 試験ケース MG-4 と MG-5 の加熱面のヒータ発熱位置

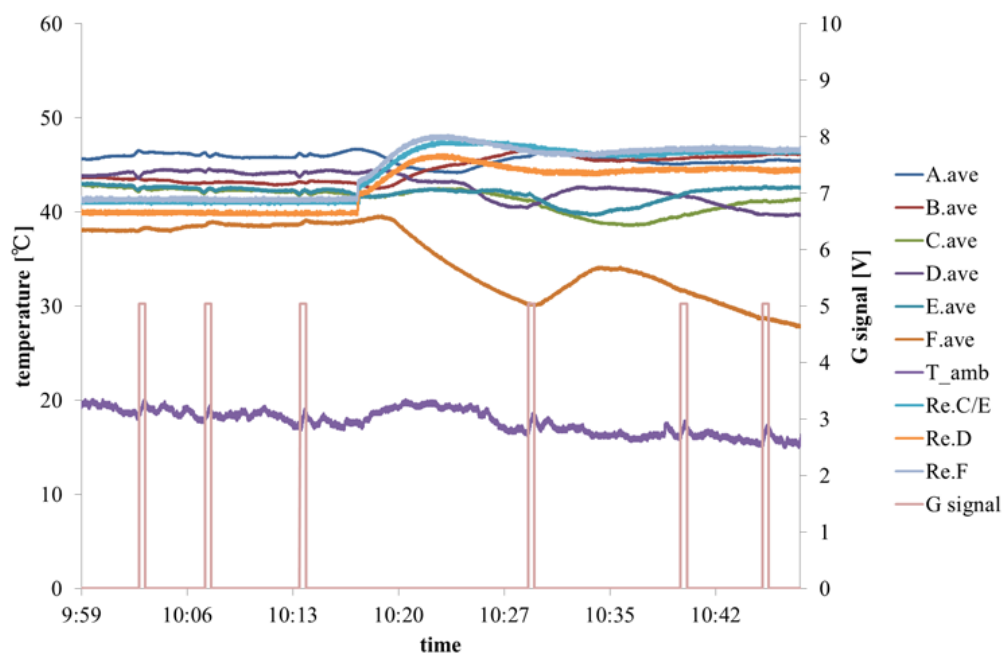


Fig.4-21(a) 1 回目のフライト(試験ケース MG-1, MG-2)の実験結果

A.ave ~ F.ave は各面に貼りつけた熱電対で測定した温度の平均温度を示している。Re. C/E, Re.D, Re.F はそれぞれ C 面, D 面, F 面と接続されているリザーバに貼りつけた熱電対で測定した温度を示している。T_amb は熱電対で測定したラジエータ面付近の気温を示している。G-signal は微小重力の期間を示しており、5 [V]時が微小重力状態、0 [V]はそれ以外の状態を示す。以上は Fig. 4-21(b), (c), (d), Fig.4-22 のグラフでも同様である。3 回目の微小重力状態までは試験ケース MG-1 の実験結果を示している。その後リザーバ温度を 40 [°C]から 45 [°C]まで変化させている。

4 回目から 6 回目までの微小重力状態は試験ケース MG-2 の実験結果を示している。

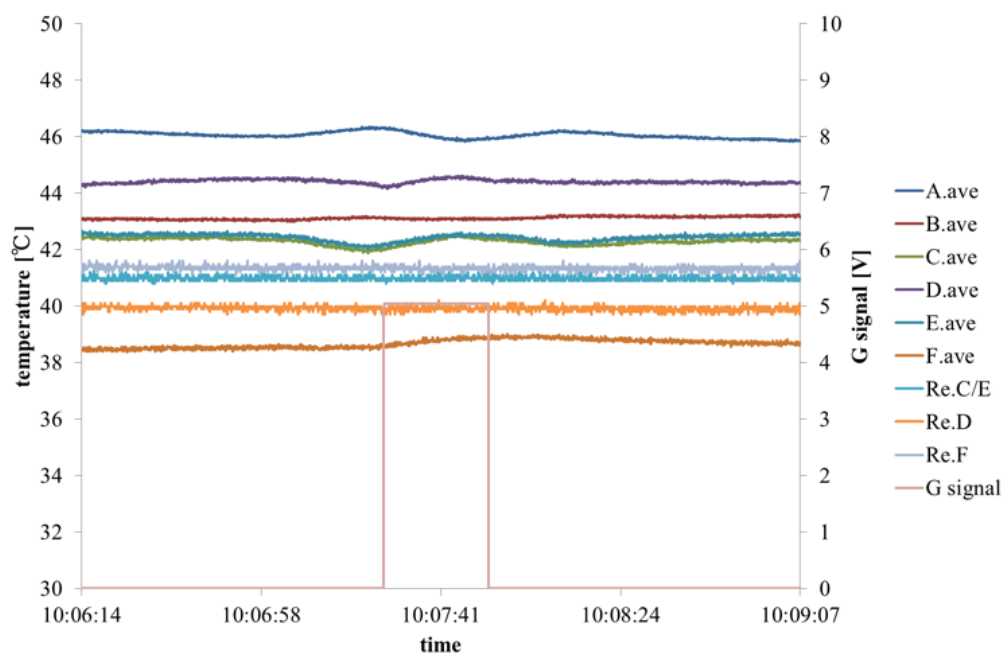


Fig.4-21(b) MG-1 の実験結果

Fig. 4-21(b)の 2 回目の微小重力実験前後のデータを拡大表示している。

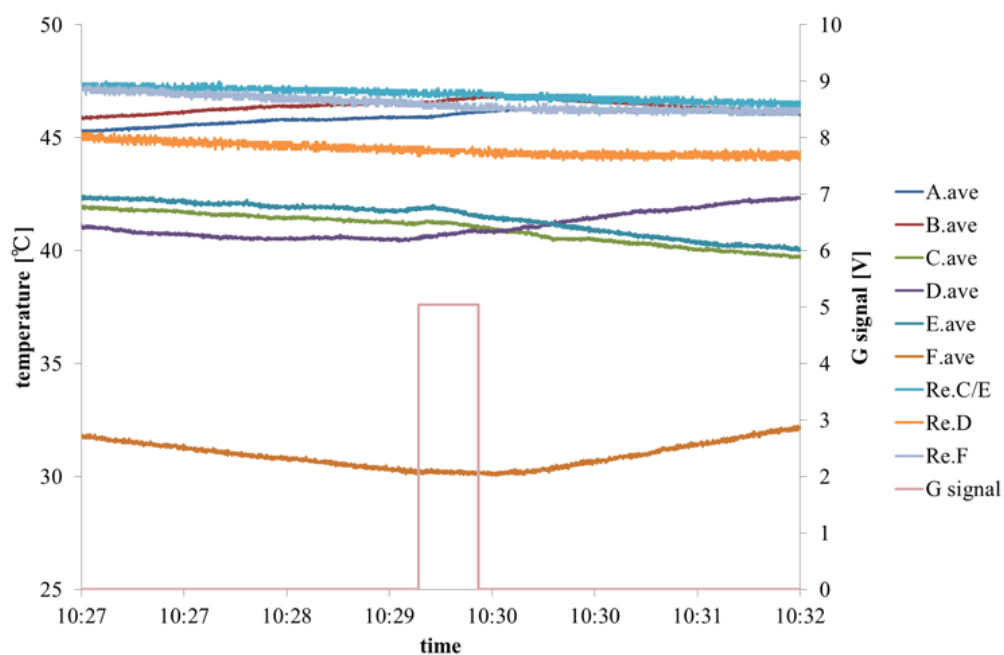


Fig.4-21(c) MG-2 の実験結果

Fig. 4-21(a)の 4 回目の微小重力実験前後のデータを拡大表示している。

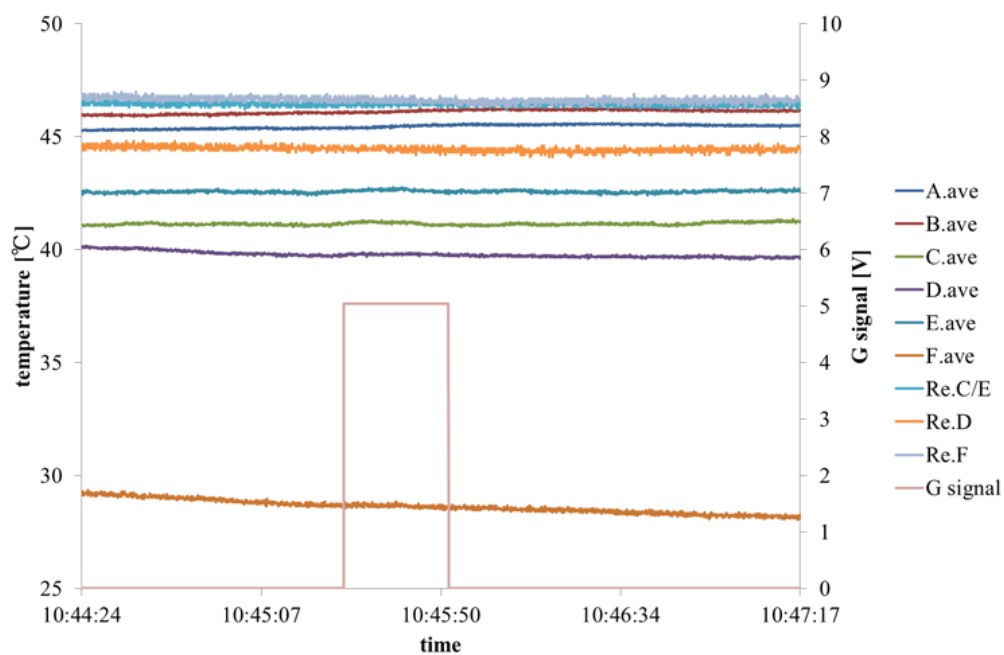


Fig.4-21(d) MG-2 の実験結果

Fig. 4-21(d)の 6 回目の微小重力実験前後のデータを拡大表示している.

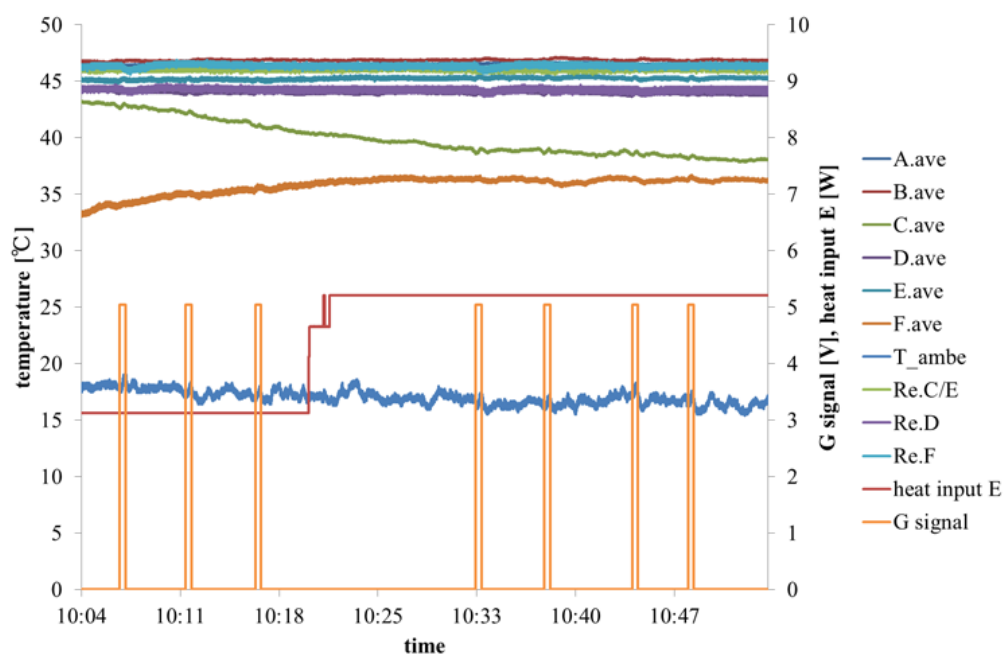


Fig.4-22(a) 2 回目のフライト(試験ケース MG-3)の実験結果

1 回目から 3 回目までの微小重力状態は E 面ヒータへの熱入力 \bar{Q}_E が 3.2 [W]の実験結果を, 4 回目から 7 回目までの微小重力状態は E 面ヒータへの熱入力 \bar{Q}_E が 5.1 [W]の実験結果を示している.

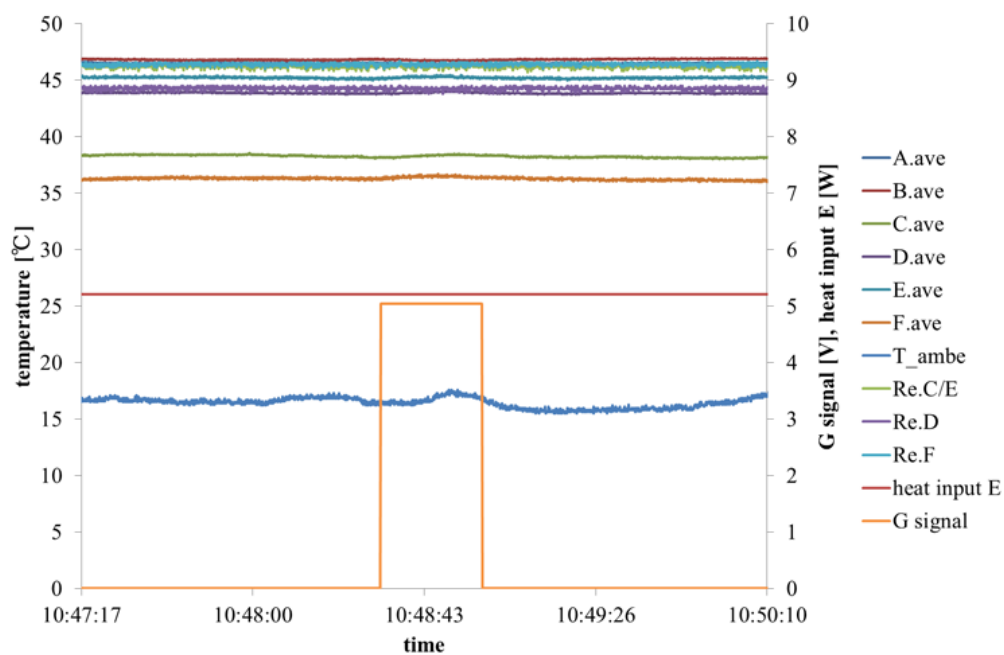


Fig.4-22(b) MG-3 の実験結果(拡大表示)

Fig. 4-22(a)の7回目の微小重力実験前後(E面ヒータへの熱入力 5.1 [W])のデータを拡大表示している.

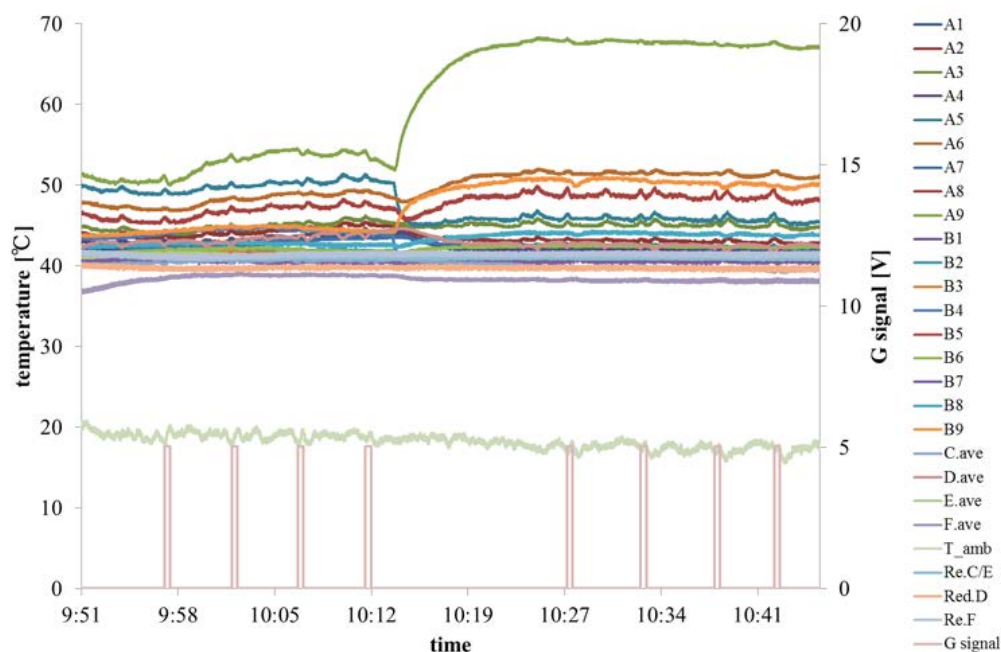


Fig.4-23(a) 3 回目のフライト(試験ケース MG-4, MG-5)の実験結果

A1~A9, B1~B9 はそれぞれ A 面, B 面に貼りつけた熱電対の測定結果を示している(熱電対 ID は Fig.4-4 (a)参照). C.ave~F.ave はラジエータ面に貼りつけた熱電対で測定した温度の平均温度を示している. Re. C/E, Re.D, Re.F はそれぞれ C 面, D 面, F 面と接続されているリザーバに貼りつけた熱電対で測定した温度を示している. T_amb は熱電対で測定したラジエータ面付近の気温を示している. G-signal は微小重力の期間を示しており, 5 [V]時が微小重力状態, 0 [V]はそれ以外の状態を示す. 以上は Fig.4-23 (b), (c)のグラフでも同様である. 1 回目から 4 回目までの微小重力状態は試験ケース MG-4 の実験結果を, 5 回目から 8 回目までの微小重力状態は試験ケース MG-5 の実験結果を示している.

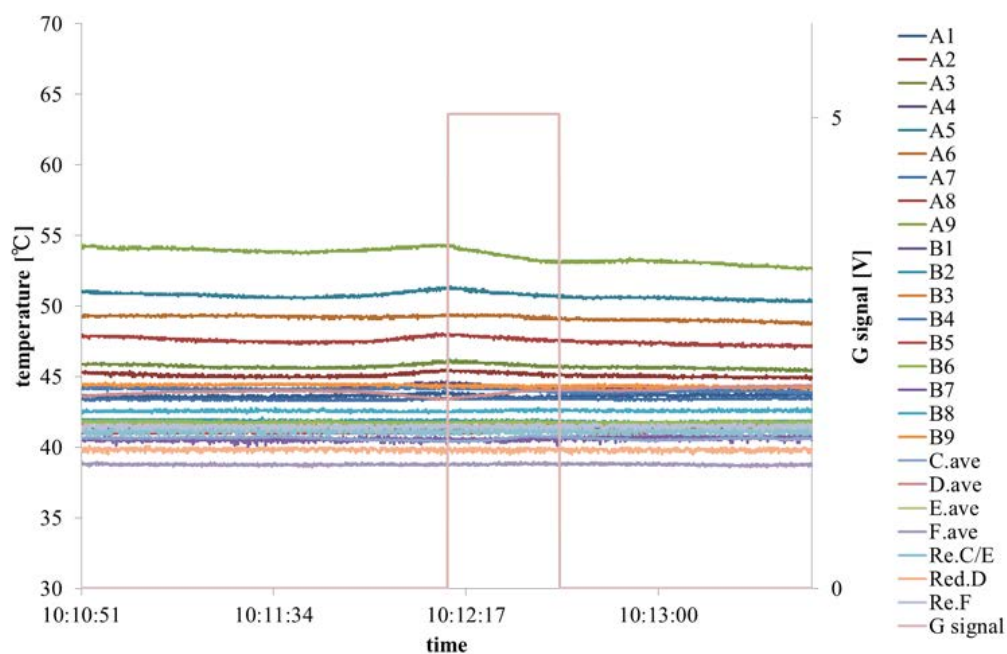


Fig.4-23(b) MG-4 の実験結果

Fig. 4-23(a)の 4 回目の微小重力実験前後のデータを拡大表示している。

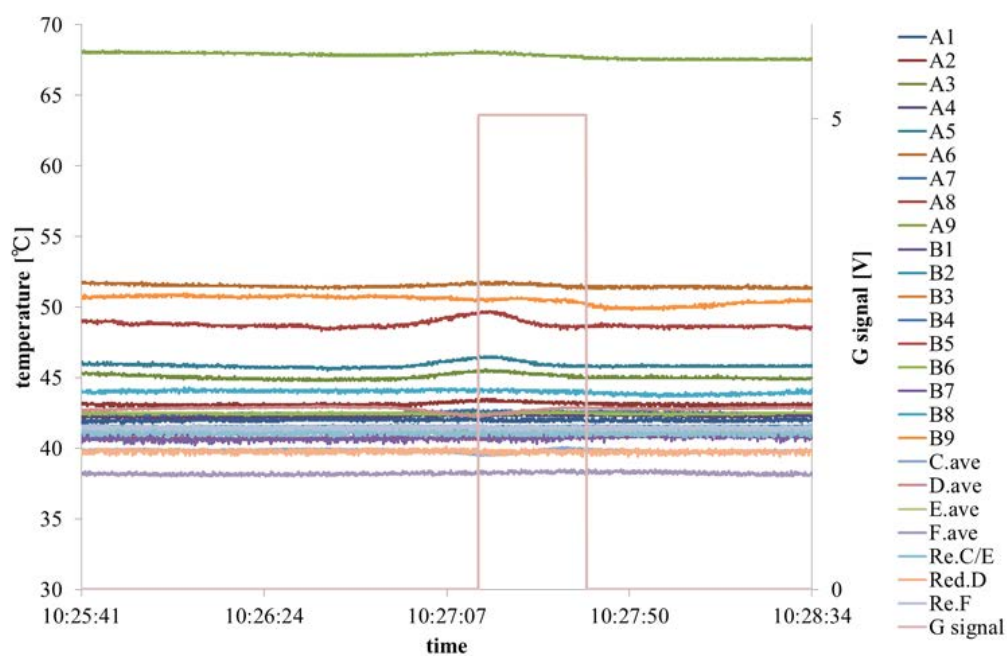


Fig.4-23(c) MG-5 の実験結果

Fig. 4-23(a)の 8 回目の微小重力実験前後のデータを拡大表示している。

第5章 結論

本研究の目的は、第1章に示したように、宇宙機の熱制御課題を解決する熱制御材を実現するために、従来の FC-OHP にリザーバを付けることにより可変コンダクタンス性を与えることを提案し、リザーバを付加することで VC-OHP となるメカニズムについて明らかにすることであった。研究内容は、FC-OHP の動作限界のメカニズム解明 (第2章)、可変コンダクタンス性及び温度制御機能を持つ OHP (VC-OHP) としてのリザーバ付き OHP の研究 (第3章)、および リザーバ付き OHP を宇宙機に応用し「熱設計フリー衛星」を実現するための試作モデルの評価 (第4章) にわたる。各章で得られた知見を以下にまとめる。

第2章で得られた結果および知見は以下の通りである。

1. 同一封入率の FC-OHP に対して、冷却部を強制空冷で冷却する条件にて冷却部温度と最大輸送量の関係を調べた結果、冷却部温度に依存して最大熱輸送量が変わる一方で、動作限界時の動作温度は冷却部温度に寄らずほぼ一定であった。このことから、同一封入率の FC-OHP において、動作限界を迎える飽和温度が決まっており動作温度が最大飽和温度に達することで動作限界となることが示唆される。
2. FC-OHP の動作限界時の動作温度は封入率により変化し、実験条件の中では、封入率 57 [wt%] で極大であった。動作限界時の温度で内部が飽和状態にあると仮定すると、その温度における液体積は OHP の全内容積を占める程度であった。また、ガラス製 OHP を用いた可視化試験において、封入率 85 [wt%] の動作限界時に OHP 内のほぼ全てが液スラグで満たされていた。これらより、OHP の封入率が大きい場合には、熱負荷が高くなると OHP 内体積がほぼ全て液単相となることが動作限界を迎える原因であると考えられる。
3. 可視化試験より、50 [wt%] 以下の封入率では、熱入力が増え加熱部や冷却部の温度が上昇するほど液スラグの体積が減ることが明らかになった。低封入率時に動作限界を迎えるメカニズムは高封入率時とは異なると言える。一方で、飽和温度から計算される液体積は、飽和温度が増加するにつれ増加またはほぼ一定であることが計算から示される。これらを矛盾なく説明するメカニズムとして、加熱部への熱負荷が増大するに従い液の蒸発量が増し、蒸気体積が大きくなって液スラグの体積が減少し気液の動きが止まってしまうことで動作限界に達することが考えられる。
4. 封入率 50 [wt%] 時には OHP 全内容積を占める飽和温度は HFC-134a の臨界温度になると計算された。封入率 50 [wt%] 前後で最大熱輸送量が最大となるのは、2.と3.のどちらも起こりにくく、飽和温度上限が最大つまり作動流体の臨界温度となるためと考えられる。

第3章で得られた結果および知見は以下の通りである。

1. リザーバの温度を一定に制御することによって、OHP 加熱部への熱入力を増大させても加熱部の温度を一定に保つことができる。
2. リザーバ無し OHP は固定コンダクタンスとして、リザーバ付き OHP は可変コンダクタンスとして振舞う。ただしリザーバ無し OHP でも低熱負荷条件では可変コンダクタンスとなる。
3. 上記2つの性質はリザーバ内の気液分布状態によらない。
4. OHP 内部は加熱部から冷却部に向かって流れる蒸気の温度を飽和温度とする飽和状態となっている。
5. リザーバ付き OHP では OHP 内圧はリザーバ内圧に等しくなる。

6. リザーバ付き OHP の加熱部温度はリザーバ温度の約 5 [°C]以内に制御される。
7. リザーバから OHP に重力の効果で液が供給されないような方向にリザーバを設置すると、OHP の加熱部温度はリザーバ液温度よりも低くなる。これは、本論文の実験では継手やバルブ等金属部分が断熱されておらずリザーバと比べて低温のため、リザーバから OHP へ流れる蒸気が継手やバルブ等金属部分で凝縮するためと考えられた。継手やバルブ等金属部分が断熱されておれば、OHP の加熱部温度はリザーバ液温度により近づくと考えられる。
8. リザーバ一定温度の条件下では冷却部に熱入力があっても加熱部温度は一定の温度に維持される。
9. リザーバにより OHP 内の液体積が調整される。リザーバ一定温度では低熱入力条件時は OHP 内の液体積が大きく、熱入力の増加に従い液体積が減少する。低熱入力時の OHP の熱輸送は顕熱輸送が支配的であり高熱入力条件は潜熱輸送が支配的になると考えられる。
10. 同じ熱輸送量時であってもリザーバ温度によってそのときの OHP 内の液体積割合は異なり、リザーバ温度が高くなるほど液体積割合は大きくなる。リザーバ温度により飽和液密度が変化するためであると考えられる。
11. リザーバ付き OHP の内部はリザーバ温度に近い温度を飽和温度とする飽和蒸気圧に等しくなるため、加熱部温度がリザーバ温度付近を超えるまでは OHP は起動しない。OHP 加熱部の温度がリザーバの温度を超えた時点で加熱部液スラグ内で沸騰が始まり気液の動きが生じ OHP が起動する。
12. FC-OHP とは異なりリザーバ付き OHP はリザーバにより OHP 内部の液体積が調整されるため冷却部温度が加熱部温度にほぼ等しくなった時点で動作限界に至る。この時の OHP 内部の液体積はそのリザーバ温度における VC-OHP 動作時の最小液体積となっている。ただし作動流体の封入量やリザーバの内容積が十分大きくない場合は FC-OHP と同じ原理で動作限界に至ると考えられる。

第 4 章で得られた結果および知見は以下の通りである。

1. リザーバ付き OHP の熱制御機能を宇宙機に応用した例として「リザーバの温度を制御するだけで、機器配置や機器発熱量の変化やラジエータ面に軌道熱入力があっても機器搭載面は一定温度に保つことができる」という熱設計フリーな衛星を提案した。
2. 熱設計フリー衛星の試作モデルとして 3 体の OHP を全面に張り巡らせた 30[cm]立方の正六面体構体モデルを製作し、試作モデルを使った大気中および熱真空中の試験にて、機器発熱量の変化やラジエータ面への熱入力があっても加熱面温度はリザーバの温度で様な温度に制御されることを示した。
3. 加熱面に様に発熱がある場合だけでなく、発熱が局所的にしかない場合でもリザーバ付き OHP は動作し、加熱面温度はリザーバ温度で様な温度に保たれることを示した。ただし発熱密度が大きくなる部分については周囲の加熱面温度より高くなる。
4. 微小重力環境下でも OHP は動作を停止することなくリザーバによる温度制御機能も失われないことが示された。
5. 3 体の OHP の起動のしやすさには違いがあり熱入力やリザーバ温度の条件によっては OHP が起動しなかったり動作を停止したりするが、加熱面の温度に影響することなく OHP が自律的に動作することが明らかとなった。
6. 加熱面の温度がリザーバ温度を超えるまでは加熱面に熱入力を与えてもリザーバ付き OHP は起動せず、また重力環境下で OHP が起動する際の加熱面温度とリザーバ温度の差は加熱面の位置や位置によりより違いがあることが明らかになった。
7. 熱真空環境下において機器発熱に比べて非常に小さいリソースで宇宙環境下でもリザー

バの温度制御が可能であることが示された。

本研究は宇宙機の熱制御課題を解決する熱制御材として、従来の FC-OHP を可変コンダクタンス化した VC-OHP を実現することがそもそもの動機であった。本研究ではリザーバを付けることにより OHP に可変コンダクタンス性を与えることを提案し、リザーバを付加することで VC-OHP となるメカニズムについて明らかにすることを目的としてリザーバが果たす役割について主に実験的研究から調査を行ってきた。その結果、第 3 章に示すようにリザーバ付き OHP が可変コンダクタンス性を示し、自律的熱輸送制御性・温度制御性を有することを初めて明らかにした。また、そのメカニズムとして、リザーバには OHP の内圧をリザーバの飽和蒸気圧で制御すること、OHP 内部の液量を調整することの 2 つの機能があることを示した。宇宙機への応用においてはリザーバ内の気液分布が重要であるが、リザーバ内の気液分布によって可変コンダクタンス性及びリザーバによる温度制御性が失われないことを示した。

リザーバ付き OHP を実際に宇宙機に適用するにあたってはその動作限界がどのように決まるかを把握することが重要である。第 2 章に示したように従来のリザーバ無しの FC-OHP の動作限界には OHP 内の液体積又は液スラグの体積の変化が大きく影響する。それに対し、リザーバ付き OHP では OHP 内の液体積がリザーバにより調整されるために FC-OHP とは異なりリザーバの飽和温度で動作限界が決まることを示した。ただしリザーバの容積や作動流体の封入量によっては FC-OHP と同様に液体積の変化で動作限界が決まると考えられる。

以上の結果により、リザーバ付き OHP の熱輸送特性を明らかにできたといえる。この知見を発展させ本研究の根底にある目的「宇宙機の熱制御技術の課題解決」につなげるために、第 4 章に示すようにリザーバ付き OHP を使った新しい宇宙機の熱制御システムを提案し、試作モデルを用いた熱輸送性能の評価により実現性を示した。リザーバ付き OHP は 3 章で示したようにそれ単体で画期的な熱制御材として宇宙機への適用が期待できるだけでなく、4 章で示したように複数を組み合わせて使うことで新しい概念の熱制御性を宇宙機に持たせることができ、宇宙機の熱制御の課題の解決に貢献できると考えられる。

実際にリザーバ付き OHP を実機に適用するためには、熱輸送量や熱コンダクタンスなどの要求と伝熱距離や伝熱面積などの条件を満たすようにリザーバ付き OHP の設計を行わなければならない。そのためには、これらの与えられた要求条件からリザーバ付き OHP を設計するための設計・解析手法の開発が必要である。本研究では液体速度を仮定し実験結果から得られた OHP 内液量を使って熱平衡状態の OHP の熱輸送量を求めたが、OHP 内の気液の運動モデルを構築しそれを解くことで液量及び気液の速度を求められるようにすることが課題である。設計ツールとして使用するためにはこのモデルは自己完結した普遍的なものでなければならない。

リザーバ付き OHP を宇宙機に適用するには熱的性能以外の評価も必要である。評価項目の 1 つである宇宙放射線の影響評価について調査し Appendix として記載した。本研究の範囲外であるが、機械環境耐性の評価、OHP の組立・実装方法などの検討も「熱設計フリー衛星」の実現のために必須である。これらの評価・検討結果を踏まえた上で熱設計フリー衛星及びそれに適用するリザーバ付き OHP の設計・製造が行えるようにしなければならない。

このように課題は残っているものの、本研究でリザーバ付き OHP が温度制御可能な熱輸送デバイスとして働くことを示したこと、動作限界も含めた多くの知見を明らかにしたことは「熱設計フリー衛星」の実現に向けた第一歩としての大きな成果であると考えられる。今後、これらのリザーバ付き OHP の宇宙適用を目指した研究が進むことで多くの応用が生まれることが期待される。

謝辞

本研究を進めるにあたり多大なご指導を頂きました福井工業大学工学部機械工学科 宮崎芳郎講師に深く感謝申し上げます。また、本論文についてご助言とご指導を賜りました 名古屋大学工学部航空宇宙工学専攻 長野方星准教授と総合研究大学院大学物理科学科宇宙科学専攻 福家英之助教に感謝の意を表します。

4 年間に渡り研究をご指導頂いた総合研究大学院大学物理科学科宇宙科学専攻 高木亮治准教授に感謝致します。最後までご迷惑をおかけしてばかりだったことのお詫びを申し上げるとともに、ご指導下さったことに心から感謝致します。

JAXA での業務の上長でもあり、副指導教官も務めて下さった総合研究大学院大学物理科学科宇宙科学専攻 小川博之准教授に感謝致します。社会人博士課程への進学のかっかけも、研究をここまで進めてこられたのもひとえに小川先生のおかげであり、感謝してもし尽くせません。

熱設計フリー衛星にむけた cube OHP の研究は宇宙工学委員会の下に設置された次世代小型標準バス技術ワーキンググループ（当時）の活動の中で実施しました。ワーキンググループ代表の JAXA 宇宙飛行工学研究系 福田盛介准教授に感謝致します。また、cube OHP の大気中試験と熱真空試験を共に進めて下さった福井工業大学大学院工学研究科機械工学専攻（当時、現旭金属工業株式会社）の河合宏紀氏に感謝します。Cube OHP の製作にご尽力頂いた、有限会社オービタルエンジニアリングの斎藤雅規氏と大西春奈氏にも深く感謝申し上げます。

様々な実験に使用した SUS OHP と 12 ターン OHP は、JAXA 研究開発本部熱グループ(当時、現研究開発部門第二研究ユニット)から貸与頂いたものでした。前田真克開発員、矢部高宏主任、岡本篤主任研究員ほか旧熱グループのメンバーに感謝致します。可視化実験に使用したガラス OHP やガラス製リザーバは有限会社光信理化学製作所に製作頂きました。研究に役立つなら、と試行錯誤を重ねながらガラス製 OHP を作り上げて下さった、菅原剛氏をはじめとする同社の皆様に心から御礼申し上げます。

4 年間の研究は X 線天文衛星 ASTRO-H の熱制御系開発業務と並行して進めることになり、博士課程最終年度は ASTRO-H の打ち上げと同じタイミングとなりました。この間、ASTRO-H のプロジェクトメンバーには多数の励ましと協力を頂きました。特に、JAXA 宇宙物理科学研究系 竹井洋助教には、先輩研究者として博士論文の構成や書き方などに多くのアドバイスを頂きました。打ち上げに向けた多忙な業務のなか論文を見て下さった竹井氏、いつも温かい応援とご配慮を下さった高橋忠幸プロジェクトマネージャー、佐藤理江開発員、国分紀秀准教授ほか、ASTRO-H のメンバーに感謝致します。また、同僚として研究にご協力下さった宇宙科学研究所熱流体グループ（当時、現 研究開発部門第二研究ユニット）の皆様にも感謝致します。

論文執筆にあたっては、母校・九州大学大学院航空宇宙工学専攻宇宙輸送研究室卒業の諸先輩方、特に溝口誠氏（現防衛大学校システム工学群航空宇宙工学科 助教）の博士論文を参考にさせて頂きました。御礼申し上げます。

最後に、研究を進めるにあたり、私を見守り支えてくれた家族と友人に感謝します。

参考文献

- [1] 大西晃, 科学衛星の熱設計の歩みと熱物性研究について:(1)宇宙へ, 日本熱物性学会誌, Vol.22, No.1, pp.25-31, 2008.
- [2] 財団法人日本宇宙フォーラム, JAXA NOTE 2008, pp.106-275, 2008.
- [3] Iwata, N., Usui, T., Miki, A., Kaizu, Y., Ikeda, M., Ogawa, H., and Takahashi, T., Thermal Control Design of X-ray Astronomy Satellite ASTRO-H, 42nd International Conference on Environmental Systems, AIAA-2-12-3579, 2012.
- [4] 日本ヒートパイプ協会(編), 実用ヒートパイプ (第二版) , 日刊工業新聞社, 2001.
- [5] R. S. Gaugler, Heat Transfer Devices, U.S. Patent No.2350348, applied 1942, published 1944.
- [6] G. M. Grover, Evaporation-Condensation Heat Transfer Device, U.S. Patent No.3229759, applied 1963, published 1966.
- [7] Y. F. Gerasimov, Y. F. Maidanik, G. T. Shchegolev, G. A. Filippov, L. G. Starikov, V. M. Kiseev, and Y. E. Dolgirev, Low-Temperature Heat Pipes with Separate Channels for Vapor and Liquid, Journal of Engineering Physics and Thermophysics, Vol.28, No.6, pp.683-685, 1975.
- [8] J. Ku., Operating Characteristics of Loop Heat Pipes, 29th International Conference on Environmental Systems, 1999-01-2007, 1999.
- [9] D. Butler, J. Ku., T. Swanson, Loop Heat Pipes and Capillary Pumped Loops – an Applications Perspective, Space Technology and Applications International Forum, 2002.
- [10] J. Ku., Thermodynamic Aspects of Capillary Pumped Loop Operation, 6th AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference, AIAA-94-2059, 1994.
- [11] Lashley, C., S. Krein, P. Barcomb, Deployable Radiators - A Multi-Discipline Approach, Society of Automotive Engineers (SAE) Technical Paper 981691, 1998.
- [12] E. Grob, C. Baker, T. McCarthy, Geoscience Laser Altimeter System (Glas) Loop Heat Pipes – An Eventful First Year On-Orbit, SAE Technical Paper 2004-01-2558, 2004.
- [13] M. K. Choi, Swift BAT Loop Heat Pipe Thermal System Characteristics and Ground /Flight Operation Procedure, A collection of technical papers : 1st International Convection Engineering Conference, AIAA-2003-6077, 2003.
- [14] Nagai, H., and Ueno, S., Thermal Performance Verification for JEM MAXI Loop Heat Pipe and

Radiator System, 56th International Astronautical Congress of the International Astronautical Federation, IAC-05-B4.3.08, 2005.

[15] Kawasaki, H., Noda, H., Yabe, T., Ishikawa, H., Nomura, T., and Saito, Y., Characteristics of Reservoir Embedded Loop Heat Pipe in Deployable on ETS-VIII at Beginning of the Experiment under Orbital Environment, 40th Thermophysics Conference, AIAA-2008-3926, 2008.

[16] Kawasaki, H., Okamoto, A., Hatakenaka, R., Ishikawa, H., Nomura, T., Saito, Y., and Ogushi, T., Characteristics Variation of Reservoir Embedded Loop Heat Pipe under the Orbit Environment in Three Years, 40th International Conference on Environmental Systems, AIAA-2010-6059, 2010.

[17] A. Faghri, Heat Pipe Science and Technology, Taylor and Francis, Washington, DC, 1995

[18] Wolf, D., and Bienert, W., Investigation of Temperature Control Characteristics of Loop Heat Pipes, SAE Technical Paper 941576, 1994.

[19] 永井大樹, 長野方星, 福吉芙由子, 小川博之, 小型ループヒートパイプの重力効果による熱輸送特性評価, 第46回日本伝熱シンポジウム講演論文集, G-333, 2009.

[20] T. Kaya and D. Mishkinis, Accurate Temperature Control Using Heat Pipes, International Review of Mechanical Engineering, Vol. 2 Issue 1, p104, 2008.

[21] K. N. Shukla, Heat Pipe for Aerospace Applications – an Overview, Journal of Electronics Cooling and Thermal Control, Vol.5, pp.1-14, 2015.

[22] P. R. Mock, D. B. Marcus, and E. A. Edelman, Communications Technology Satellite: A Variable Conductance Heat Pipe Application, Journal of spacecraft, Vol.12, No.12, pp.750-753, 1975.

[23] Oger, P., Vincent, P., Guyot, J., and Bouckaert, F., "ATV THERMAL CONTROL: Architecture and Jules Verne First Flight Results," SAE Technical Paper 2009-01-2474, 2009.

[24] Kitada, M., Masumoto, H., Sakurai, Y., Nakamaru, K., and Kanamori, Y., Thermal Design of ETS-V, Proceedings of the 15th International Symposium of Space Technology and Science, 1986.

[25] Kitada, M., Masumoto, H., Sakurai, Y., Kanamori, Y., and Katagi, T., Flight Performance of the ETS-V Thermal Control Subsystems, Proceedings of the 16th International Symposium of Space Technology and Science, 1988.

[26] Akachi, H., F. Polasek, and P. Stulc, Pulsating Heat Pipes, Proceedings of 5th International Heat Pipe Symposium, pp.208-217, 1996.

[27] Akachi, H., U.S. Patent, Patent Number 4921041, May 1, 1990.

[28] Akachi, H. U.S. Patent, Patent Number 5219020, June 15, 1993.

- [29] H. Ma, *Oscillating Heat Pipe*, Springer, 2015.
- [30] P. Charoensawan, S. Khanekar, M. Groll, and P. Terdtoon, Closed Loop Pulsating Heat Pipes Part A: Parametric Experimental Investigations, *Applied Thermal Engineering*, Vol.23, No.16, pp.2009-2020, 2003.
- [31] Y. Zhang and A. Faghri, Advances and Unsolved Issues in Pulsating Heat Pipes, *Heat Transfer Engineering*, Vol.29, No.1, pp.20-44, 2008.
- [32] M. B. Shafii, A. Faghri, and Y. Zhang, Thermal Modeling of Unlooped and Looped Pulsating Heat Pipes, *Journal of Heat Transfer*, Vol.123, pp.1159-1172, 2001.
- [33] 長崎孝夫, 澤田義哉, 北条怜明, 伊藤優, 自励振動ヒートパイプにおける液柱振動機構に関する研究, 第48回日本伝熱シンポジウム講演論文集, Vol.1, pp.173-174, 2011.
- [34] H. B. Ma, B. Borgmeyer, P. Cheng, and Y. Zhang, Heat Transport Capability in an Oscillating Heat Pipe, *Journal of Heat Transfer*, Vol. 130, pp.081501-1 – 081501-7, 2008.
- [35] Y. H. Lin, S. W. Kang, and H. L. Chen, Effect of Silver Nanofluid on Pulsating Heat Pipe Thermal Performance, *Applied Thermal Engineering*, Vol.28, pp.1312-1317, 2008.
- [36] Iwata, N., Ogawa, H., and Miyazaki, Y., Temperature-Controllable Oscillating Heat Pipe, *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, Vol.25, No.3, pp.386-392, 2011.
- [37] Maezawa, S., Nakajima, R., Gi, K., and Akachi, H., Experimental Study on Chaotic Behavior of Thermohydraulic Oscillation in Oscillating Thermosyphon, *Proceedings of 5th International Heat Pipe Symposium*, Australia, pp. 131-137, 1996.
- [38] Khandekar, S., Groll, M., Charoensawan, P., Rittidech, S., and Terdtoon, P., Closed and Open Loop Pulsating Heat Pipes, *13th International Heat Pipe Conference*, 2004.
- [39] Miyazaki, Y., Akachi, H., and Polasek, F., Oscillating Heat Pipe with Check Valves, *6th International Heat Pipe Symposium*, 2000.
- [40] 前田真克, 矢部高宏, 宮崎芳郎, 逆止弁付振動流型ヒートパイプの性能評価試験, 第52回宇宙科学技術連合講演集, pp.1897-1900, 2008.
- [41] 安藤麻紀子, 岡本篤, 杉田寛之, 逆止弁付平板型ヒートパイプの熱輸送特性評価, 日本混相流学会混相流シンポジウム 2014 講演論文集, 2014.
- [42] Khandekar, S., Dollinger, N., and Groll, M., Understanding Operational Regimes of Closed Loop Pulsating Heat Pipes: An Experimental Study, *Applied Thermal Engineering*, Vol.23, No.6, pp.707-719, 2003.
- [43] Lin, L., Ponnapan, R., and Leland, J., Experimental Investigation of Oscillating Heat Pipes, *Journal*

of Thermophysics and Heat Transfer, Vol.15, No.4, pp. 395-400, 2001.

[44] Hosoda, M., Nishio, S., and Shirakashi, R., Study of meandering closed-loop heat-transport device (vapour-plug propagation phenomena), JSME International Journal, Series B, Vol.42, No.4, pp.737-744, 1999.

[45] Khandekar, S., Charoensawan, P., Groll, M., and Terdtoon, P., Closed Loop Pulsating Heat Pipes-PartB: Visualization and Semi-Empirical Modeling, Applied Thermal Engineering, Vol.23, No.16, pp.2021-2033, 2003.

[46] Wilson, C., Borgmeyer, B., Winholtz, R. A., Ma H. B., Jacobson, D. L., Hussey, D. S., and Arif M., Visual Observation of Oscillating Heat Pipes Using Neutron Radiography, Journal of Thermophysics and Heat Transfer, Vol.22, No.43, pp. 366-372, 2008.

[47] Miyazaki, Y., and Akachi, H., Self Excited Oscillation of Slug Flow in a Micro Channel, Proceedings of 11th International Heat Pipe Conference, pp.131-136, 1999.

[48] Miyazaki, Y., Ogawa, H., and Iwata, N., Pressure Oscillating Characteristics of Oscillating Heat Pipes, 40th International Conference on Environmental Systems, AIAA-2010-6033, 2010.

[49] Miyazaki, Y., Kawaki, H., Iwata, N., and Ogawa H., Operating Limit of Oscillating Heat Pipe, 16th International Heat Pipe Conference, 2012.

[50] Shafii, M. B., Faghri, A., and Zhang, Y., Analysis of Heat Transfer in Unlooped and Looped Pulsating Heat Pipes, International Journal of Numerical and Methods for Heat & Fluid Flow, Vol.12, No.5, pp.585-609, 2002.

[51] Gu, J., Kawaji, M., and Futamata, R., Effects of Gravity on the Performance of Pulsating Heat Pipes, Journal of Thermophysics and Heat Transfer, Vol.18, No.3, 2004, pp. 370-378.

[52] 岡本篤, 二俣亮介, μ -LabSat 利用による振動流型ヒートパイプの起動上実証実験, 第 47 回宇宙科学技術連合講演会, 2003.

[53] Okamoto, A., Ando, A., and Sugita, H., Initial Evaluation of on-Orbit Experiment of Flat -Plate Heat Pipe, 17th International Heat Pipe Conference, 2013

[54] Okazaki, S., Fuke, H., Ogawa, H., and Miyazaki, Y., Development of Meter-scale O-shaped and U-shaped Oscillating Heat Pipes for GAPS, Aerospace Conference, 2014 IEEE, pp.1-9, 2014

[55] 岡崎峻, 福家英之, 宮崎芳郎, 柴野靖子, 小川博之, pGAPS 搭載 U 字型 OHP のフライト実験報告, 宇宙航空研究開発機構宇宙科学研究所大気球シンポジウム, isas-12-sbs-019, 2012.

[56] 日本機械学会, 伝熱工学資料改訂第 5 版, 2009.

[57] Shah, M., A General Correlation for Heat Transfer during Film Condensation inside Pipes, Journal of

Heat and Mass Transfer, Vol.22, pp.547-556, 1978.

[58] D. G. Gilmore, Spacecraft Thermal Control Handbook Second Edition, Aerospace Corporation, 2002

[59] 日本宇宙フォーラム, 落下・航空機実験ガイドブック, 2005

[60] Matsushita, T., The Effects of the Noncondensable Gas in the Heat Pipes, Proc. of the 11th International symposium on Space Technology and Science, pp.385-392, 1975.

[61] R Richter, Evolution of Non-condensable Gas in Ammonia Heat Pipes, 5th Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference, AIAA-90-1757, 1990.

[62] S. Sorensen, J. Smith, J. Zarling, Thermal Performance of TAPS Heat Pipes with Non-condensable Gas Blockage, Cold Regions Engineering, 11th International Conference, ASCE, pp.1-12, 2002.

[63] R. Singh, A. Akbarzadeh, Mochizuki, M., Operational Characteristics of the Miniature Loop Heat Pipe with Non-condensable Gases, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol.53, pp.3471-3482, 2010.

[64] Daimaru, T., Kawai and Nagai, H, Operational Characteristics of the Oscillating Heat Pipe with Non-condensable Gas, 43rd International Conference on Environmental Systems, AIAA-2013-3329., 2013

[65] B. S. Taft., Non-condensable Gases and Oscillating Heat Pipe Operation, Frontiers in Heat Pipes, Vol.4, No.1, 2013.

[66] Kinsho, M., Ogiwara, N., Masukawa, F., Takeda, O., Yamamoto, and K., Kusano, J., Gamma-ray Irradiation Experiments of Collimator Key Components for the 3GeV-RCS of J-PARC, Proc. of 2005 Particle Accelerator Conference, pp.1309-1311, 2005.

[67] S. M. Seltzer, SHIELDOSE: A Computer Code for Space-Shielding Radiation Dose Calculations, Washington, D.C.: National Bureau of Standards, NBS Technical Note 1116, U.S. Government Printing Office, 1980.

[68] <http://seesproxy.tkscl.jaxa.jp/fw/dfw/SEES/index.html>

Appendix 宇宙放射線の影響評価

A.1 序論

4章で提案された熱設計フリー衛星に搭載する OHP は軌道上にて電子線などの宇宙放射線に晒されることになり、作動流体が分解や化学変化を起こすなどして NCG が発生する恐れがある。通常の HP においては NCG の存在は性能に大きく影響する[60-62]。蒸発部で発生した NCG は蒸気の流れと共に凝縮部へと運ばれ凝縮部に集められる。NCG が凝縮部内の一部分あるいはその大部分を占めるようになると、実効的な作動流体の凝縮部の長さが減少してしまうことになり、最大熱輸送量の減少や熱コンダクタンスの減少を引き起こす。リザーバ(Compensation Chamber, CC とも呼ばれる)を持つ LHP は、HP に比べると NCG に対する耐性は強い[63]。NCG が LHP 内に蓄積しても熱的性能に致命的な影響を与えられることはないが、起動特性には影響が及ぼされる。NCG により LHP 内の圧力が上昇するため、起動にかかる時間と動作温度が増大する。

過去の実験的研究によると LHP 同様に OHP も HP に比べ NCG に対する耐性が強い[64, 65]。蒸発部の温度が上昇するため、動作温度が高くなり熱コンダクタンスは減少するが、作動流体の自励振動を妨げることはない。VC-OHP の場合、動作温度はリザーバの飽和蒸気温度で制御されるため NCG により動作温度が変化することはない。しかし、凝縮部に NCG が蓄積した場合同じリザーバ温度における最大熱輸送量は減少すると考えられる。

本研究では、作動流体 HFC-134a の OHP に放射線を照射し、放射線照射により OHP の熱的性能が変化しないかを確認する。また、作動流体が分解あるいは別の成分に変わる等して NCG が発生していないかを調べることも目的とする。過去に HP に放射線を照射して熱的性能の劣化を調べた研究例はあり、Kinsho ら[67]は、作動流体が水でコンテナが銅の HP に 30 [kGv]のガンマ線を照射すると水が酸素と水素に分解し HP の機能が劣化したと報告している。しかし作動流体が HFC-134a の HP や OHP について調べた研究例はない。本研究では、リザーバ付き OHP ではなくその前段階としてリザーバ無の OHP が放射線照射により受ける影響について調査する。

A.2 実験概要

リザーバ無の OHP に放射線として γ 線を照射し、放射線照射前後で OHP の熱輸送性能がどのように変化するかを調べた。一般的に OHP の熱輸送性能を評価する際に用いられる、動作限界時の熱輸送量(最大熱輸送量)と動作温度、熱コンダクタンスを照射前後の実験から求めた。熱輸送性能評価試験は大気中にて行った。また、放射線照射による作動流体の成分の変化を調べるために、照射後の OHP から採取した HFC-134a の成分分析を行った。放射線照射の影響による成分の変化を判別するために、放射線を照射していない HFC-134a の成分分析も実施した。

A.3 実験装置

本実験に使用する OHP は 2.2 節及び 3.2 節, 3.4 節の実験に使用した SUS OHP と同じ寸法の加熱部(102.5 [mm] × 100 [mm]), 断熱部([mm] × [mm]), 冷却部(102.5 [mm] × 100 [mm])から成る。配管は SUS OHP の配管と同じ外径 1[mm], 内径 0.8 [mm]のステンレス管であるが, ターン数は SUS OHP (15 ターン)と異なり 12 ターンとなっている。他の OHP との区別のため, 本実験で使用した OHP を 12 ターン OHP と呼ぶ。12 ターン OHP の概略図を Fig.A-1 に示す。放射線照射前後に行う熱性能評価試験時には OHP 加熱部に熱入力を与えるためにヒータを取付けた。冷却部はファンによる強制対流での冷却を行う。そのため, 熱性能評価試験時は加熱部及び断熱部は断熱材で覆っている。放射線照射試験時は, 放射線照射による材料劣化の恐れがあるため, ヒータと断熱材は取り除いている。

断熱部分の SUS 管には, SUS OHP と同じ逆止弁が各ターンに 1 個の割合で, 流れの向きが冷却部から加熱部へとなるように取り付けられている。これは質量流量の多い液が加熱部へ流れ込むようにすることで熱輸送性能を向上させる目的である。

12 ターン OHP も SUS OHP と同じように, 熱部又は冷却部となるループ両端にはアルミニウム板が SUS 管を挟みこんだ状態で拡散溶接にて接合されている。アルミニウム板の大きさは, 加熱部, 冷却部共に 102.5 [mm] × 100 [mm], 厚さ 3 [mm]である。アルミニウム板下面には大きさ 80 [mm] × 80 [mm]の, 抵抗値 100 [Ω]ポリイミドシートヒータが粘着材で貼り付けられている。冷却部のアルミニウム板上面から高さ 80mm の位置に冷却用の AC ファンが, 風の流れが冷却部アルミ板と直交する方向に設置されている。ファンは 120 [mm]角, 38 [mm]厚の山洋電気製 AC ファン San Ace120 である。加熱部と断熱部はポリエステル繊維の断熱材で覆われている。温度測定のために OHP には Fig.A-1 に示すように 8 点の線径 0.2 [mm]の T 型熱電対が取り付けられている。本実験における熱電対の精度はクラス 2 相当 (T 型熱電対の場合 ± 1 [$^{\circ}\text{C}$]) とする。12 ターン OHP にのみ放射線を照射するため, 放射線照射による材料劣化を防ぐためにシートヒータ, 断熱材, T 型熱電対, AC ファンは全て放射線照射試験時には取り除いた。ただし, 放射線照射中の OHP の温度をモニタするために, Fig. A-1 の ch2, ch7 の位置にのみ K 型のシース熱電対を取り付けた。

加熱部のヒータには電圧を印加するために松定プレジジョン製の直流電源 PK120-3.3 を接続している。熱電対及び直流電源の電圧・電流モニタ用電線は全て Graphtec 製データロガー GL800 に接続される。データロガー GL800 の T 型熱電対の測定精度は(0.1% of rdg \pm 0.5) [$^{\circ}\text{C}$](rdg = reading, 測定値), 電圧の測定精度は ± 0.1 % of F.S. (F.S.=フルスケール, 本実験では 10 [V])である。

OHP には作動流体として HFC-134a を封入率 70 [wt%]で封入している。封入率を 70 [wt%]としているのは, OHP が問題なく動作する範囲でなるべく作動流体の封入量が大きい状態で放射線照射試験を行うためである。

放射線照射試験は(独)日本原子力研究開発機構(Japan Atomic Energy Agency, JAEA) 高崎量子応用研究所のガンマ線照射設備(Fig.A-2) にて行われた。HFC-134a のような有機化合物は宇宙放射線の中でも特に電子線による分子結合の切断が懸念されるため, 当初は電子線を照射することを予定していた。結果として電子線ではなくガンマ線を照射したのは, ガンマ線照射設備の方が照射幅が広く OHP の照射に適していたためと, ガンマ線からのエネルギー付与により電子が生成されるため結果的に電子線照射と同じ効果が期待できるためである。Table A-1 にガンマ線照射設備の仕様を示す。

OHP の全配管及びアルミ板がガンマ線に照射されるように、OHP は Fig.A-3 のように γ 線照射設備試験室内に設置した。OHP の位置はガンマ線源である棒状の Co60 が格納されているフェンスから 1.7[m]離れている。

A.4 実験条件

照射前後の熱性能評価試験は OHP を水平に設置した状態で大気中にて実施した。TableA-2, 3 に照射試験前後の OHP 熱性能評価試験の条件を示す。2 つの試験は別々の場所および日時に大気中にて、温度コントロールのされていない環境下で実施したため、雰囲気温度は 8 [°C]程度異なる。試験中の雰囲気温度の変化は 2 [°C]以内であった。各熱入力条件にて Fig. A-1 で測定している熱電対の温度が全て熱平衡に達しているのを確認している。

ガンマ線照射試験時の条件を TableA-4 に示す。照射試験でのトータルドーズ 100 [krad]は、静止軌道上にあるアルミニウム板の表面から深さ 3 [mm]の位置での電子線の 3 年間のトータルドーズから決定した。深さ 3 [mm]は、リザーバ付き OHP を熱設計フリー衛星構体パネルにパネル埋め込み状態で取り付けした場合のパネル外表面から OHP 配管の内壁までの深さを想定している。軌道上での電子線のトータルドーズは、NASA の宇宙放射線ドーズ計算モデルである SHIELDOSE-e[67]を元に作られた JAXA のデータベース SEES (Space Environment and Effects System) [68] で見積もった。トータルドーズが約 100 [krad]になるように 5 時間照射を行った。

A.5 実験手順

12 ターン OHP への作動流体の封入は、2.2.4 項に述べた封入方法と同様にして行った。作動流体封入後、照射前の熱性能評価試験を JAXA 相模原キャンパスにて実施した。照射後の熱性能評価試験は照射を実施した JAEA 高崎量子応用研究所にて照射直後に実施しており、熱性能評価試験実施の場所が異なるのは装置の利用時間の都合による。

熱性能評価試験では、加熱部のヒータの熱入力量をドライアウトが確認されるまで徐々に増加させ、ドライアウトを確認した時点でいったんヒータを off した後、再度ヒータを on にしてその後はヒータの熱入力量を減少させた。

照射前の熱輸送性能評価試験が終了した後、作動流体を封入したまま 12 ターン OHP を高崎量子応用研究所に輸送した。輸送後、OHP の外観と重量に輸送前と比べて変化がないことを確認してから照射試験を実施した。

照射試験では、正確なドーズレートを測定するために照射開始直後の 2 時間は OHP のアルミ板にドジメータをつけた状態で照射を行い、ドジメータを取り外すためにいったん照射を中断した。その後照射を再開し、ドジメータの測定結果から見積もられた残りの時間分の照射を行った。照射中は OHP の加熱部(Fig. A-1 の ch2) と冷却部のアルミ板温度(Fig. A-1 の ch7) に温度変化は見られず、約 14 [°C]に保たれていた。

照射試験後は OHP をすぐに照射設備から取り出し、OHP の外観及び重量に照射試験前と比べて変化が無いことを確認後、熱輸送性能評価試験を行った。

OHP の正味の熱輸送量 Q_{net} は、2.2.4 項の式(2-1)に示すように加熱部のヒータの発熱量 Q_{heater} からヒートリーク量 $Q_{heatleak}$ を差し引くことで求められる。一般的に動作限界時の Q_{net} が最大

熱輸送量 Q_{\max} と定義される。

ヒータの発熱量はヒータにかかる電圧値と電流値から求める。12 ターン OHP のヒートリーク量は 2.2.4 項に示す手法と同じ実験的方法で見積もった。12 ターン OHP のヒートリークを見積もる実験の結果、加熱部温度 T_H と雰囲気温度 T_{amb} の温度差に対するヒータ電力の相関は Fig. A-4 のようになった。冷却部の温度はいずれの条件においてもほぼ 20 °C で一定であった。Fig. A-4 のグラフから最小二乗法により式(A-1)の a, b を見積もった。式(A-1)を用いて各実験条件時の加熱部温度 T_H からヒートリーク量を見積もった。

$$\begin{aligned} Q_{\text{heatleak}} &= a(T_H - T_{amb})^{1.25} + b \\ a &= 0.0727 \pm 0.0002 \\ b &= 0.317 \pm 0.001 \end{aligned} \quad (\text{A-1})$$

A.6 熱的性能評価試験結果

Fig.A-5 及び Fig.A-6 に照射試験前後の熱的性能試験結果を示す。照射前後共に OHP の熱負荷が増大するにつれ加熱部の温度が上昇する FC-OHP の傾向が見られる。

Table A-5 に、ドライアウト直前の作動限界時における加熱部温度 T_H 及び熱輸送量(最大熱輸送量)を示す。照射後に最大熱輸送量が増加しているがこれは試験時の雰囲気温度が照射前に比べて 10°C 低くなっているためであり、加熱部温度 T_H はほぼ同等であり、照射前後で熱輸送量に対する熱的性能に変化はないといえる。正味の熱輸送量及び加熱部と冷却部の温度差から算出した熱コンダクタンスを Fig.A-7 に示す。熱コンダクタンス K は次の式(A-2)で求められる：

$$K = (Q_{\text{heater}} - Q_{\text{heatleak}}) / (T_H - T_C) \quad (\text{A-2})$$

Fig.A-7 より、照射前後のコンダクタンスの変化は誤差の範囲であり、また熱負荷が増大してもコンダクタンスが一定という固定コンダクタンスとしての性質も変わらないことが分かる。

以上より照射前後で OHP の熱的性能に大きな変化はないといえる。

A.7 クロマトグラフィーによる組成分析

ガンマ線照射により作動流体 HFC-134a が分解や組成変化していないかを調べるために、照射後及び照射していない HFC-134a について水素炎イオン化検出器を用いたガスクロマトグラフィーによる定量分析を実施した。水素炎イオン化検出器は有機化合物に高い感度を示すため本実験での OHP の作動流体 HFC-134a の分析に適している。

まず、照射していない OHP について、作動流体以外に空気などの残留物がないことの確認を行った。HFC-134a を通常の手順で封入した OHP と、HFC-134a が 100 [wt%] 封入されているステンレス鋼製のタンクについて、窒素、酸素、炭化水素などの不純物量を調べた。酸素と窒素に関しては熱伝導検出器を使用したガスクロマトグラフィー、炭化水素については水素炎イオン検出器を使用したガスクロマトグラフィーにより調査を行った。結果を Table A-6 に示す。OHP、タンクどちらについても窒素、酸素、炭化水素は全て検出限界以下であり OHP に残留する空気は無視できる。

照射試験前の OHP にはほぼ不純物は存在しないため、照射後に検出される HFC-134a 以外の成分は照射により生成されたものであると判断できる。照射後の OHP について GC-FID を行った。カラム温度は hydrochlorofluorocarbons (HCFCs) が蒸発する -65 [°C] から -60 [°C] に設定した。結果を Fig.A-8 に示す。Fig.A-8 のグラフ中にみられるピークについてさらにガスクロマトグラフ質量分析による定性分析を実施し、Table A-7 に示すようにそれぞれのピークの成分について同定した。

ピーク No.1~4 は HFC-134a (化学式 CH_2FCF_3) の分解性生物であり、ガンマ線照射により HFC-134a の化学結合が切断された結果生じたと考えられる。照射の有無に関わらず検出されたピーク No.5 の 1,1,2,2- Tetrafluoroethane は HFC-134a の同位体である。分解生成物及び同位体はいずれも蒸気圧が HFC-134a よりも高く OHP 内で凝縮せずにガスとして存在している可能性があるが、濃度は分解性生物の合計で 15 [ppm]、同位体では増加分が 10 [ppm] 程度である。A.6 節で述べたように動作限界時の加熱部温度および熱コンダクタンスともに照射前後で変化はほぼないという結果が得られており、照射後の作動流体中に存在する分解生成物及び同位体は共に OHP の熱的性能に影響を及ぼすほどではないと考えられる。これは、5000 [vol ppm] の NCG を混入させた OHP も NCG 無の OHP も同じ熱負荷条件にてローカルドライアウトを起こしたとする Daimaru ら[64]の研究結果と合致している。

A.8 結論

放射線照射が OHP の熱的性能に及ぼす影響を調べるために、作動流体として HFC-134a を 70wt% 封入した OHP に、静止軌道上 3 年間のトータルドーズ量に相当する 100 [krad] のガンマ線を照射した。照射前後に OHP の性能試験を大気中にて実施した。OHP の作動限界時の動作温度は照射前後で変化はなく、また熱コンダクタンス値の変化も誤差の範囲内であり OHP の熱的性能は放射線照射による影響は小さいことがわかった。照射により HFC-134a が分解されることが化学分析により判明したが、濃度は 15 [ppm] と非常に小さく OHP の性能に影響するほどではないといえる。

Table A-1 Specifications of the second gamma-ray irradiation facility

Radiation source	^{60}Co
Source configuration	160cm-wide-45-cm-high plank
Source storage	Water
Size of the test stage	2 × 2 m (width × length)

Table A-2 Test conditions of the OHP performance test before the irradiation test

Heat input [W]	0, 20, 22, 23, 24, 25 (dried out), 20, 10
Ambient temperature [°C]	24.4–26.1
AC voltage of the fan [V]	100

Table A-3 Test conditions of the OHP performance test after the irradiation test

Heat input [W]	0, 10, 20, 22, 25, 27, 30, 35, 38 (dried out), 20
Ambient temperature [°C]	15.6–17.3
AC voltage of the fan [V]	100

Table A-4 Irradiation test conditions

Radioactivity of the radiation source ^{60}Co [Ci]	55093
Total dose [krad]	100
Dose rate [krad/h]	19.66
Irradiation time [h]	5.08
Distance between the OHP and the radiation source [m]	1.7

Table A-5 Maximum heat transfer and temperatures

	Q_{\max} [W]	T_H [°C]	T_C [°C]
Before irradiation	20	50.7	50.8
After irradiation	31	45.5	42.6

Table A-6 Amounts of residual air in the OHP before irradiation and in the HFC-134a cylinder

	Nitrogen	Oxygen	Carbon dioxide
OHP [vol ppm]	<100	<100	<1
HFC-134a cylinder [vol ppm]	<100	<100	<1

Table A-7 Amounts of impurities in the OHP after irradiation and in the HFC-134a cylinder

Peak No.	Area percentages of the peak [ppm]		Identified impurities	
	Irradiated OHP	HFC-134a cylinder	Name	Chemical formula
1	3	-	Trifluoromethane	CHF_3
2	1	-	Difluoromethane	CH_2F_2
3	3	-	1,1,1-Trifluoroethane	$\text{C}_2\text{H}_3\text{F}_3$
4	8	-	Trifluoroethene	C_2HF_3
5	66	56	1,1,2,2-Tetrafluoroethane	$\text{C}_2\text{H}_2\text{F}_4$

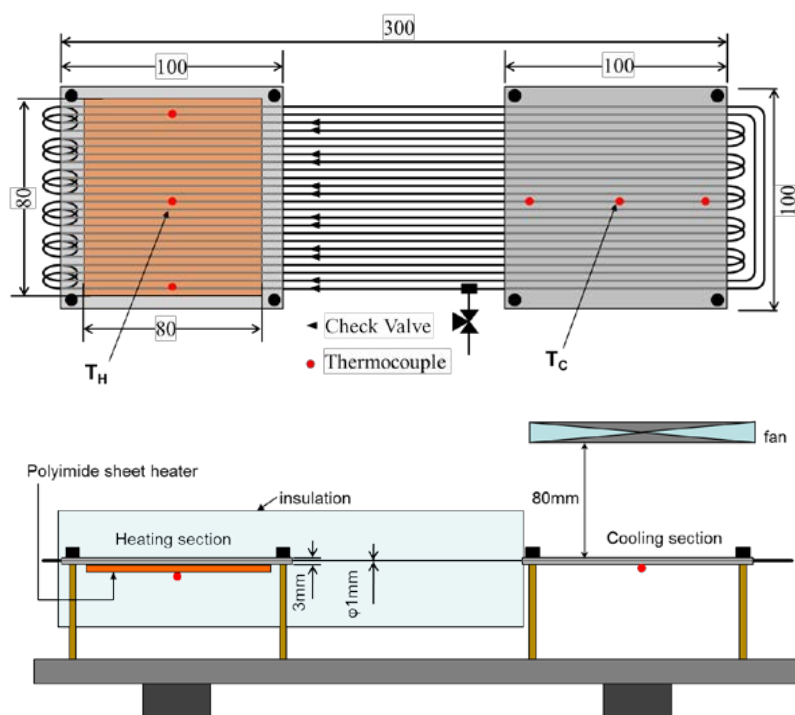


Fig.A-1 12 ターン OHP の概観図
寸法の単位は [mm]である.



Fig.A-2 γ 線照射試験設備

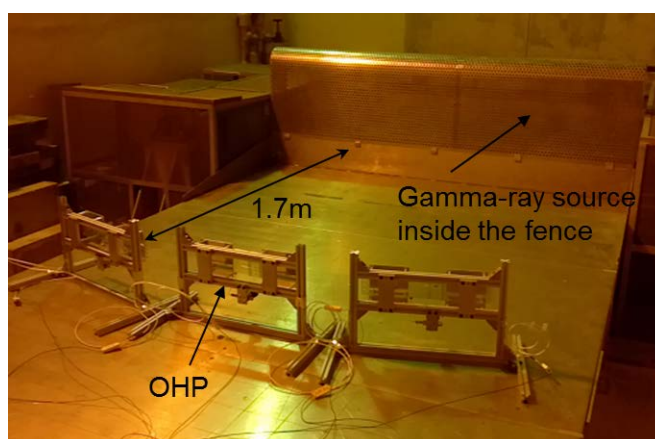


Fig.A-3 γ 線照射試験セットアップ

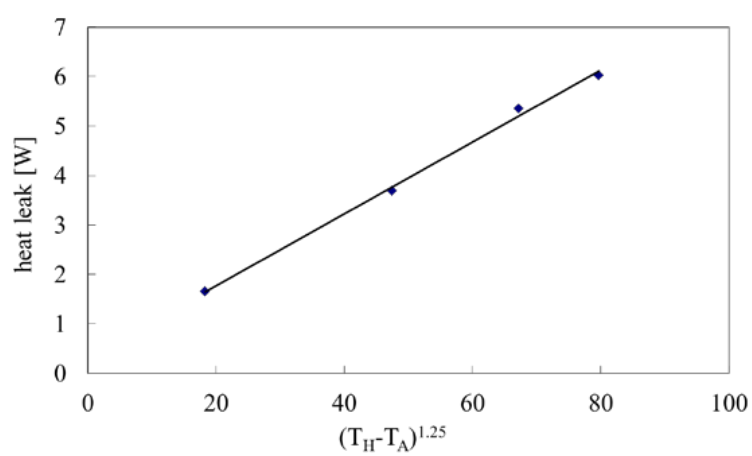


Fig.A-4 ヒートリーク量の見積もり
横軸は OHP 加熱部温度，縦軸は熱負荷量を示す.

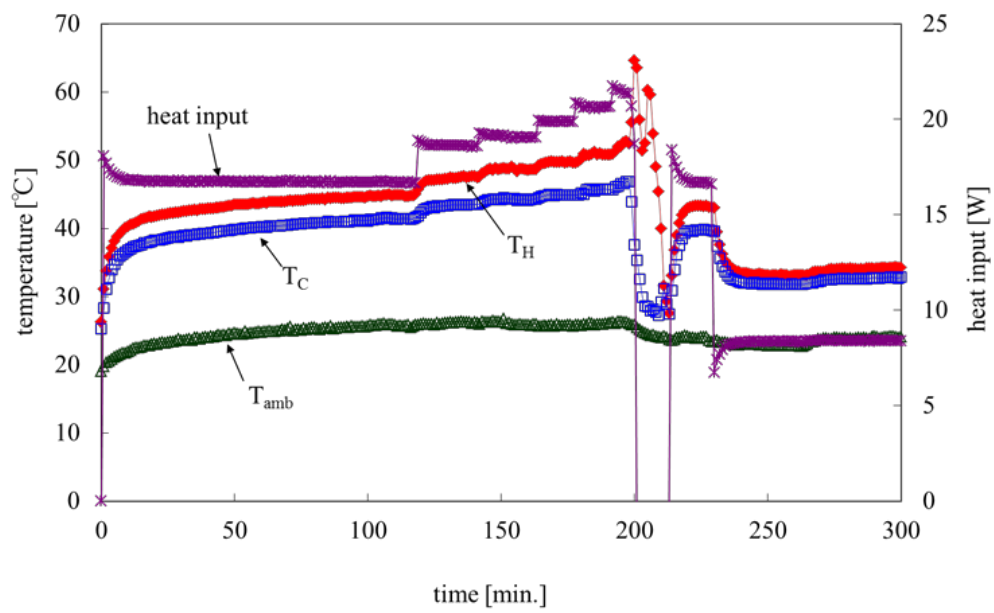


Fig.A-5 照射試験前の熱輸送性能評価試験結果

T_H , T_C は Fig. A-1 で示す位置の熱電対で測定した温度を示す. T_{amb} は熱電対で測定した OHP 近傍の気温を示す. heat input は加熱部ヒータへの熱入力量を示す. Fig. A-5 も同様である. 時刻 200 分でドライアウトが確認される.

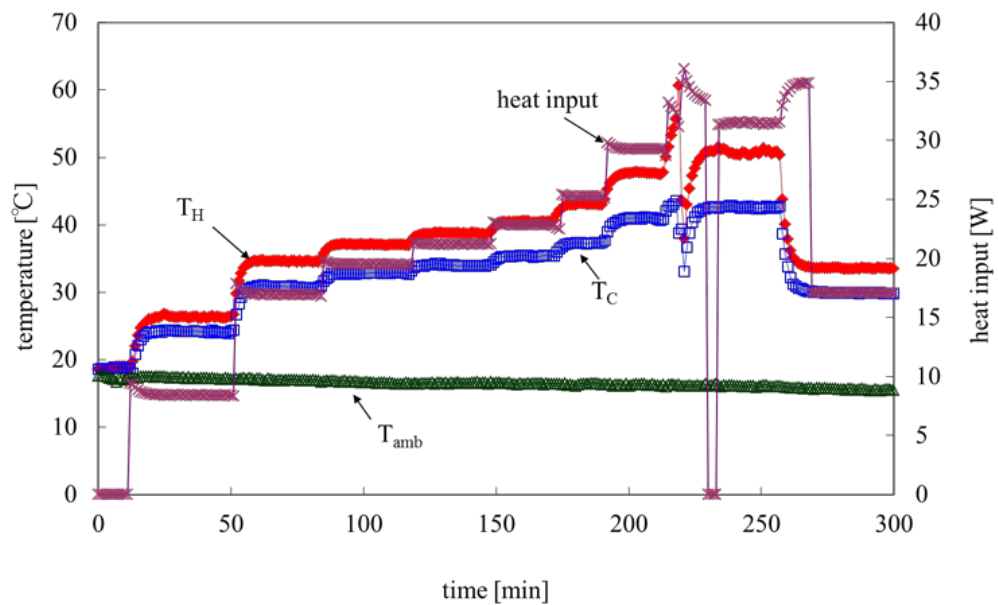


Fig.A-6 照射試験後の熱輸送性能評価試験結果

時刻 230 分頃にドライアウトが確認される.

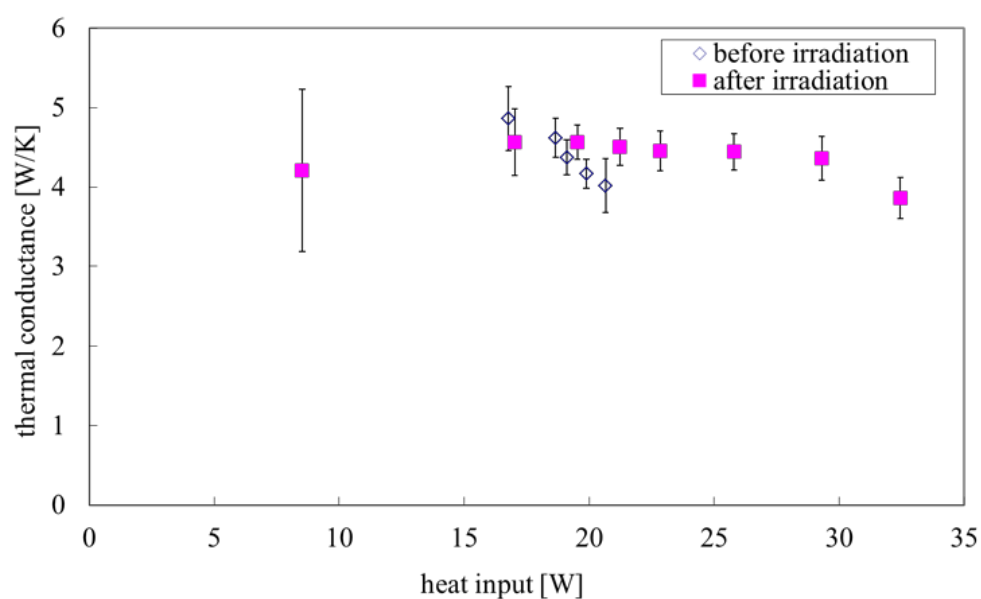


Fig.A-7 照射試験前後の 12 ターン OHP の熱コンダクタンス

縦軸のエラーバーは正負両方向共に、温度の誤差として熱電対の計測誤差, データロガーの計測誤差, 時間平均の標準偏差を合計したものから誤差の伝搬式を使って算出した熱コンダクタンスの誤差を示している。

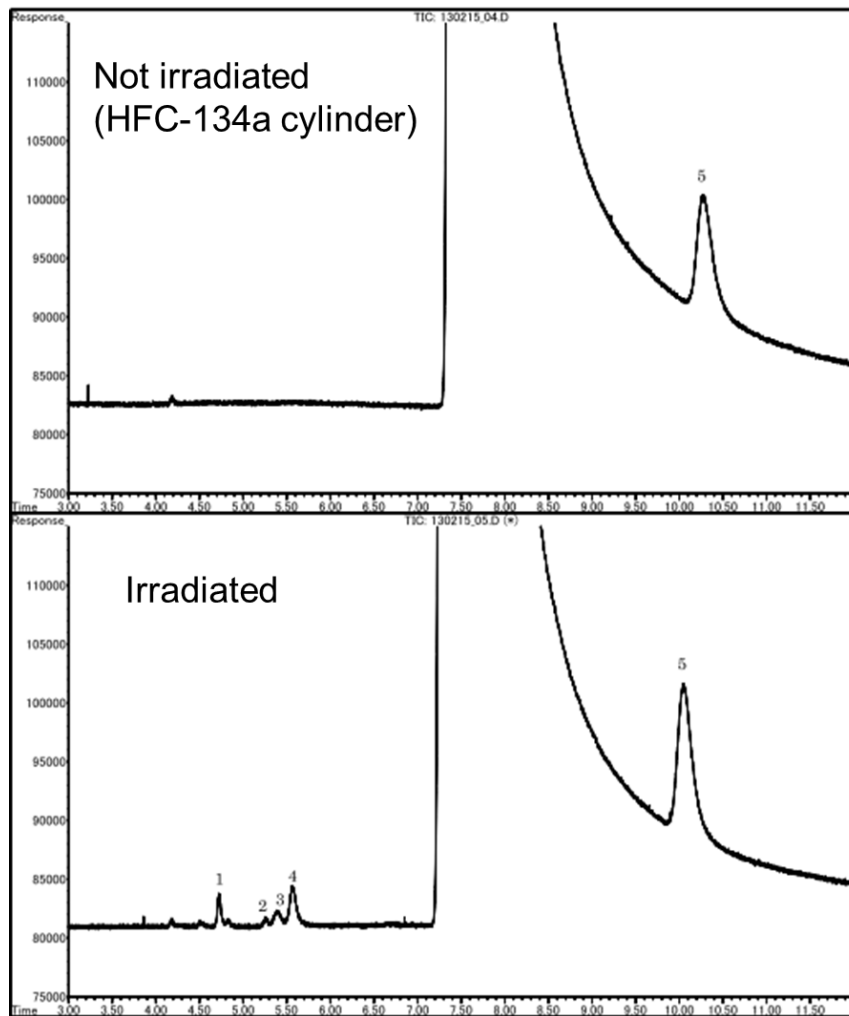


Fig.A-8 作動流体の定量分析結果
上図が照射前，下図が照射後の分析結果を示す．