

JAERI-Tech
2002-014



JP0250143



シビアアクシデントの伝熱流動現象における
素過程に関する研究
— 溶融炉心プールと冷却水との液液界面における熱伝達 —
(原子力基礎研究 H10-027-6)
(委託研究)

2002年3月

三島 嘉一郎*・斉藤 泰司*

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問い合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越してください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2002

編集兼発行 日本原子力研究所

シビアアクシデントの伝熱流動現象における素過程に関する研究
— 溶融炉心プールと冷却水との液液界面における熱伝達 —
(原子力基礎研究 H10-027-6)
(委託研究)

日本原子力研究所東海研究所安全性試験研究センター原子炉安全工学部
京都大学原子炉実験所
三島 嘉一郎*・斎藤 泰司*

(2002年1月18日受理)

シビアアクシデント時の溶融燃料プールと冷却水との液液界面における熱伝達の把握を目的として、溶融ウッズメタルと蒸留水とを用いた定常及び非定常熱伝達実験を行った。定常実験では、自然対流領域から膜沸騰領域に至る沸騰曲線を取得するとともに、沸騰挙動を高速度ビデオにより観察した。非定常実験では、高温の溶融金属上に蒸留水を注入し、冷却過程における沸騰曲線を得た。得られた沸騰曲線を、固液系及び液液系に対する既存の相関式や実験データと比較し、以下の結論を得た。

- ① 界面の揺動が無視でき、かつ、界面に酸化膜が形成される場合には、液液系の沸騰曲線は、固液系の核沸騰及び膜沸騰領域の熱伝達相関式並びに限界熱流束相関式により概ね予測できる。
- ② 液液界面に酸化物が存在しない場合には、Novakovic らの水銀を用いた実験結果と同様、液液系の沸騰熱伝達は固液系の沸騰曲線より高過熱度側に移行する。
- ③ 非定常状態における膜沸騰において、熱伝達率は、固液系の膜沸騰に対する推算値より約100%程度大きい値を示した。これは、界面全体の激しい揺動のために、みかけの熱伝達率が増大したものと考えられる。

本研究は、日本原子力研究所の平成10,11,12年度「原子力基礎研究推進制度」の支援により実施した研究の成果である。

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4

京都大学：〒590-0494 大阪府泉南郡熊取町野田

*京都大学原子炉実験所

Research on the Fundamental Process of Thermal-hydraulic Behaviors in Severe Accident
— Heat Transfer on the Liquid-Liquid Interface between Molten Core Pool and Coolant —
(JAERI's Nuclear Research Promotion Program, H10-027-6)
(Contract Research)

Kaichiro MISHIMA* and Yasushi SAITO*

Department of Reactor Safety Research
Nuclear Safety Research Center
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

Research Reactor Institute
Kyoto University
Kumatori-cho, Sennan-gun, Osaka-fu

(Received January 18, 2002)

Heat transfer experiments under steady and transient conditions were performed using molten Wood's metal and distilled water to study heat transfer on the liquid-liquid interface between molten fuel pool and coolant under severe accident conditions. In the steady state experiment, boiling curve was measured over the range from natural convection region to film boiling region. The boiling behavior was observed using a high-speed video camera. In the transient experiment, distilled water was poured onto the hot molten metal surface, and the boiling curve was obtained in the cooling process. Comparing the measured boiling curve with existing correlations and experimental data for solid-liquid and liquid-liquid systems, the following conclusions were drawn:

- (a) When the interface surge is negligible and oxide layer is formed on the interface, the boiling curve at the liquid-liquid surface could be approximately reproduced by the heat transfer correlations for nucleate boiling and film boiling regions and the critical heat flux correlation for a liquid-solid system.

This research was supported by the JAERI's Nuclear Research Promotion Program (JANP) in 1998 through 2000.

* Kyoto University

(b) When no oxide layer is formed on the interface, the boiling curve at the liquid-liquid surface moved towards higher wall superheat than that at the liquid-solid surface, as Novakovic et al. observed in their experiment using mercury.

(c) Transient heat transfer coefficient for film boiling at the liquid-liquid surface was about 100% higher than that predicted by the heat transfer correlation for a solid-liquid system.

Keywords: Liquid-liquid System, Solid-liquid System, Heat Transfer, Boiling Curve, Nucleate Boiling, Film Boiling, Critical Heat Flux, Oxide Layer, Molten Metal, Severe Accident, Molten Core Pool

This is a blank page.

目次

1. 序論	1
1.1 全体研究と本課題の内容	1
1.2 研究の背景	2
1.3 液液界面における沸騰熱伝達	4
1.4 沸騰熱伝達相関式	5
2. 定常熱伝達実験	10
2.1 沸騰熱伝達に与える装置接液部の濡れ性の影響	10
2.1.1 実験装置および実験方法	10
2.1.2 実験結果および考察	10
2.1.3 まとめ	11
2.2 沸騰熱伝達に与える装置形状の影響	11
2.2.1 実験装置及び実験方法	11
2.2.2 実験結果および考察	12
2.2.3 まとめ	13
2.3 沸騰熱伝達に与える酸化層の影響	14
2.3.1 実験装置及び実験方法	14
2.3.2 データ処理方法	16
2.3.3 実験結果および考察	17
2.3.4 まとめ	19
3. 非定常熱伝達実験	19
3.1 実験装置及び実験方法	20
3.2 データ処理方法	21
3.3 実験結果および考察	22
3.4 まとめ	23
4. 結論	23
謝辞	24
参考文献	25
付録A	79
付録B	81

Contents

1. Introduction	1
1.1 Outline of the Whole Research Project and the Subject of This Study	1
1.2 Background	2
1.3 Boiling Heat Transfer at the Liquid-liquid Interface	4
1.4 Boiling Heat Transfer Correlations	5
2. Steady Heat Transfer Experiment	10
2.1 Effect of Wettability of the Test Section Wall on Boiling Heat Transfer	10
2.1.1 Experimental Apparatus and Method	10
2.1.2 Experimental Results and Discussions	10
2.1.3 Summary	11
2.2 Effect of the Test Section Geometry on Boiling Heat Transfer	11
2.2.1 Experimental Apparatus and Method	11
2.2.2 Experimental Results and Discussions	12
2.2.3 Summary	13
2.3 Effect of Oxide Layer on Boiling Heat Transfer	14
2.3.1 Experimental Apparatus and Method	14
2.3.2 Data Processing	16
2.3.3 Experimental Results and Discussions	17
2.3.4 Summary	19
3. Transient Heat Transfer Experiment	19
3.1 Experimental Apparatus and Method	20
3.2 Data Processing	21
3.3 Experimental Results and Discussions	22
3.4 Summary	23
4. Conclusions	23
Acknowledgements	24
References	25
Appendix A	79
Appendix B	81

1. 序 論

1. 1 全体研究と本課題の内容

1. 1. 1 全体研究

TMIやチェルノブイル事故以来シビアアクシデントの重要性が認識され、我が国においても原子力安全委員会の方針に基づきアクシデントマネージメントの整備が電力事業者において進められ、さらにシビアアクシデントを想定した格納容器設計の自主基準が民間で作成されつつある。その際、シビアアクシデント事象はシミュレーションコード解析の結果や大型実験結果を利用して評価されている。しかし、シビアアクシデント事象には極めて高温の熔融炉心と構造材や冷却材との相互作用などが関係しており、その基本的メカニズム、すなわち素過程の解明が必要とされ、大学の研究者に期待されている。

本研究は、シビアアクシデント事象の伝熱流動過程のうち現象が最も不確定で、大型シミュレーションコードの開発・解析者、大型実験研究者、そして、産業界からの要請の強い現象の素過程に焦点を絞り、大学研究者による基礎的実験及び詳細シミュレーション解析により現象の解明を行い事象評価に役立てることを目的とする。

シビアアクシデント事象評価上、基礎的研究が必要な伝熱流動現象の7つの素過程につき、原子力工学と機械工学の7名の研究者が分担して担当し、実験及び詳細解析コードにより研究を進める。7つの素過程を明らかにすることにより、シビアアクシデント事象としての熔融炉心の冷却と凝固、蒸気爆発、格納容器直接加熱、エアロゾルの挙動等の事象の解明に結びつける。

1. 1. 2 本課題の内容

あとで述べるように液液界面における沸騰熱伝達に関しては複数の沸騰領域（核沸騰および膜沸騰）にわたった実験結果、即ち、完全な沸騰曲線を得た実験例は見あたらない。さらに、膜沸騰に関する実験は加熱熔融金属上に低沸点液を注入する場合はほとんどであるため、得られた実験データがどの程度、非定常の効果を受けているかは不明である。したがって、本研究では、まず静置された液液二層間の界面における沸騰熱伝達の実験を行い、液液界面における沸騰熱伝達のメカニズムを明らかにするとともに、定常状態における沸騰熱伝達率の測定を行う。得られた実験結果を従来の液液界面における実験データ及び固体加熱面上の沸騰熱伝達相関式と比較検討を行い、シビアアクシデント時の準定常状態に達した後の液液界面における沸騰熱伝達の予測に適用する相関式を提案する。その後さらに非定常実験を行い、定常実験との差異を調べ、シビアアクシデント時初期の過渡状態における液液界面での沸騰熱伝達率の予測に適用する相関式を提案する。

上記目的を達成するために、以下のような研究計画に従い研究を実施した。

平成10年度には、過去に行われた関連研究の調査を行い、ガラスピーカーを用いて液液二層間の界面における沸騰熱伝達の実験を行い、沸騰挙動を詳細に観察し、液液系特有の現象を明らかにする。さらに実験上の問題点を明らかにし、定常熱伝達実験の準備と予備解析を行った。

平成11年度は、静置された液液二層間の界面における沸騰熱伝達実験を定常状態において実施する。得られた実験結果を従来の液液界面における実験データ及び固体加熱面上の沸騰熱伝達相関式と比較検討を行い、シビアアクシデント時の準定常状態に達した後の液液界面における沸騰熱伝達の予測に適用する相関式を提案した。

平成 12 年度には、静置された液液二層間の界面における沸騰熱伝達率の計測精度向上と沸騰熱伝達に与える酸化物の影響を調べる。非定常実験を行い、定常実験との差異を調べ、液液界面における沸騰熱伝達のメカニズムを明らかにし、シビアアクシデント時初期の過渡状態における液液界面での沸騰熱伝達率の予測に適用する相関式を提案した。

主な実験項目は以下の通りである。

① ウッズメタルー水を用いた自然対流領域の熱伝達実験

自然対流領域について実験を行い、熱伝達率を測定した。得られた測定値を水平平板上の乱流自然対流などの実験式との比較を行い、さらに水相およびウッズメタル相の温度分布の計測結果から、各相における熱流束を計算し、熱伝達率の測定精度の検討を行った。

② ウッズメタルー水を用いた核沸騰領域の熱伝達実験

比較的低温において実験を行い、核沸騰熱伝達率を測定した。得られた測定値を既存の液液界面における核沸騰熱伝達率および、固体壁面上からの核沸騰相関式との比較検討した。同時に高速度カメラを用いた可視化を行い、沸騰現象を観察した。

③ ウッズメタルー水を用いた膜沸騰領域の熱伝達実験

膜沸騰領域において実験を行い、膜沸騰熱伝達率の測定した。得られた結果を液液界面における膜沸騰熱伝達率および、固体壁面上からの膜沸騰相関式と比較検討し、同時に高速度カメラを用いた可視化を行った。蒸気膜の可視化から、最小膜沸騰温度を決定し、既存の液液界面における実験結果および、固体壁面上における値と比較検討した。さらに、高温領域における実験を行い、表面酸化の影響を考慮した後、沸騰曲線を完成させた。

④ ウッズメタルー水を用いたサブクール沸騰に関する実験

上記までの沸騰熱伝達実験はすべて、飽和沸騰に関する実験であるが、本実験では、サブクール沸騰実験を行った。サブクール度を変化させて、実験を行い、液液界面における沸騰熱伝達に対するサブクール度の影響を明らかにした。さらに、高速度ビデオを用いた可視化実験も同時に行い、現象の観察を行った。

⑤ ビスマスを用いた熱伝達実験

ウッズメタルと同様、ビスマスを用いた沸騰熱伝達に関する実験を行った。

⑥ 非定常熱伝達に関する実験

定常状態から、熔融金属の加熱を停止させた場合の実験を行い、界面における熱流束の過渡的な変化を測定した。また、高速度カメラによる可視化を行い、熔融金属の表面が固化する様子なども観察した。

1. 2 研究の背景

OECD 主催の TMI-VIP (TMI-2 Vessel Investigation Project) 計画では、TMI-2 炉の压力容器下部ヘッドの健全性調査を行い、崩落した炉心デブリが崩壊熱のため再熔融し、約 19t の熔融物質が下部ヘッド上へ移動した事故シナリオや、下部ヘッドが最大 1,100°C まで昇温したことを明らかにした。熔融炉心は冷却され、下部ヘッドは健全であったが、熔融炉心の冷却メカニズムは既存の熱伝達モデルでは十分説明できない¹⁾。熔融炉心と冷却水間の熱伝達モードとしては、自然対流、核沸騰、膜沸騰などが考えられるが、冷却過程初期においては、熔融炉心プールと冷却水と

の液液界面における沸騰熱伝達が支配的であると考えられるが、この液液界面における熱伝達メカニズムを明らかにするための実験が世界的に実施あるいは計画されている。現在まで実施されている熔融燃料（メルト）と冷却水の相互作用に関する実験計画を Table 1 に示す。このうち、すでに稼働しているものについて以下に簡単に実験の概要を示す。

- ① ACE-MACE-LACE 国際プログラムの一環として行われた ANL (Argonne National Laboratory) の MACE 施設は 1991 から稼働しており、 UO_2-ZrO_2 混合物をメルトに用いて実験を行っている。
- ② SNL (Sandia National Laboratory) における SWISS 施設は 1987 年から稼働しており、熔融鉄を熔融材料として用い、熔融鉄の表面上に冷却水を注入した場合の鉄-コンクリート相互作用が調べられている。
- ③ 日立と東芝の共同開発による TEPCO 施設は 1992 年から稼働されており、熔融物として熔融鉄が使用しており、実験計画の一部として、熔融物の拡がりに等について実験が行われている。
- ④ SNL の WETCOR 施設は 1993 年から稼働しており、熔融物として酸化混合物が用い、冷却水を熔融物の表面に注入した場合のデモンストレーション実験が行われている。

上記の実験中では、MACE 実験で得られた実験結果が実機に近い条件で行われており、1989 年の M0 試験は 250 mm×250 mm の断面の容器で行われ、1991 年の M1 実験では 500 mm×500 mm の断面の容器を用いて実施されている。これらの実験では、メルト表面に冷却水を供給した後直ちに、熔融燃料から冷却水への熱流束は 3 MW/m² 程度となるがすぐに減少して、15 kW/m² 程度になる。これは、冷却開始後、メルト表面にクラスト層が形成されるために、クラスト層の影響により、熱伝達率が減少するものと考えられている。このようなクラスト層形成の影響を排除するために 1997 年に M3 実験が計画された。M3 実験は 1200 mm×1200 mm の断面の容器を用いて行われたが、以前までの実験と同様にクラスト層がメルト表面に成長する結果となり、冷却水への熱流束は短時間の間に急激に減少する結果が得られた。クラストとメルトの間には空隙が形成され、その後、冷却水が空隙に進入してクラストが破壊され、さらに冷却が進むと考えられるが、詳細については不明な点が多い。

RASPLAV-2 では 60% UO_{2+x} -16% ZrO_2 -15% Fe_2O_3 -6% Cr_2O_3 -3% Ni_2O_3 を用いて実験が行われており、膜沸騰熱伝達率は同じ条件下における固体壁面からの膜沸騰相関式よりも約 40% 近く高いことを示している。この膜沸騰における熱伝達率の差異は、液液界面の揺動により、有効界面積が増加したためと考えら得られている。

また、熔融金属表面における水の沸騰が不安定であることについてのいくつかの知見が得られており、加熱熔融金属上に注水を開始した後、しばらくして水蒸気爆発が発生することも報告されている。水蒸気爆発に至る場合の熱流束に関する実験データは、平均的には水平板上の膜沸騰熱伝達率と非常に近い値を示しているが、得られた結果は±60%程度のばらつきをもっており、未だ正確な議論が出来るには至っていない。

さらに、熔融炉心プールと冷却水との相互作用については、より実機に近い条件での実験が必要と考えられており、さらに大規模実験が計画されている。以下にその概要を示す。

- ① CEA における VULCANO 施設を用いた実験は EPR 炉のコアキャッチャーにおける熔融燃料の

冷却に着目して行われており、 UO_2 、 ZrO_2 、 Zr 、 Fe などの混合物を用いている。

- ② JCR の FARO 施設では格納容器底部における熔融燃料の熱負荷について実験がおこなわれており、 UO_2 、 ZrO_2 、 Zr の混合物が使用される。
- ③ RIT 施設ではメルトプール冷却とメルトの拡がりについての試験が行われる。
- ④ FZK の COMET 施設では底部から冷却水を注入した場合の実験が1993年から実施され、現在、冷却水を表面に注入する場合についても実験が実施されている。熔融燃料としては、 Fe と Al_2O_3 の混合物が使用されている。

また、MACE 施設においても、さらに実験が進行中である。以上の熔融燃料プールと冷却水の液液界面の沸騰熱伝達に関する実験は、実際に近い条件で行われるために、液液界面での沸騰現象のみならず、クラスト層の形成など複数の現象が混在することとなり、個々の物理現象を明確に捉えることが難しくなる。したがって、本実験では、液液界面における沸騰現象に焦点を絞り、基礎的な沸騰熱伝達に関する実験データを系統的に収集することを目的とする。そこで、液液界面における既存の研究について、以下に述べる。

1. 3 液液界面における沸騰熱伝達

固体壁上に生じる沸騰熱伝達に関する研究は細線、球および平板など様々な系について実験が行われおり、相関式の精度も広範囲にわたって明確にされているのに対して、液液界面における沸騰熱伝達に関する研究は極めて少ない。

液液界面における沸騰熱伝達に関する初期の実験は Gordon ら²⁾によって行われた。彼らの実験では、ガラス製容器に水銀と、その水銀上に低沸点液である水、メタノールおよびエタノールを層状に静置し、液液界面における核沸騰領域の熱流束を測定している。彼らの実験では、界面における過熱度は4~57Kにとどまっており、各々の流体に対する限界熱流束を測定するに至っていない。さらに、実験から、熱流束は水銀の温度の上昇に伴い単調に増加する傾向のみが観察された。彼らは水銀の界面に激しい揺動を観察しており、この揺動が過熱度の上昇とともに界面積の増加を促進したと報告している。また、実験において熱流束が大きい場合には、液液界面から水銀の液滴が低沸点液側に飛散し、その後、水銀層に再吸収される現象を可視化している。さらに彼らは固体壁面からの沸騰熱伝達よりも液液界面における沸騰熱伝達の方が、より高い最大熱流束を実現できる可能性があるとして結論している。

Novakovic ら^{3,4)}は実験方法に改良を加え、Gordon らの実験を追試した。彼らは飽和エタノールあるいは水を薄い層状の水銀上で沸騰させ、沸騰熱伝達に関する実験データを収集した。彼らの実験も過熱度を45Kまでしか変化させておらず、核沸騰領域の熱流束を測定しており、限界熱流束には至っていない。彼らは、様々な実験上の改良を加えることにより、沸騰熱伝達の計測精度を向上させた結果、Gordon らの実験値には測定誤差が大きく、Gordon らの実験データは核沸騰熱伝達率を過大評価していることを示したが、それでも、液液界面における核沸騰熱伝達率の方が固体壁面上におけるものよりも大きいという実験結果には変化がなかった。しかし、Gordon らや Novakovic らはいずれも核沸騰熱伝達領域のみを測定したもので、膜沸騰領域に関しての実験を行っていない。

そこで、Henry ら⁵⁾は液液界面における最小膜沸騰温度に関する研究を行ない、加熱水銀上の

R-11、R-22、および水の膜沸騰に関して、温度計測と可視化実験を行った。彼らは水銀表面の温度降下とともに消滅する膜沸騰現象の可視化を行うことにより、最小膜沸騰温度を求めた。沸騰流体の物質収支と水銀プールの温度計測から沸騰熱伝達および過熱度の計測を行った。さらに、各々の流体に関する最小膜沸騰温度に関する実験値は、以下に示す Berenson の水平板上の最小膜沸騰温度⁶⁾と比較され、よく一致することがわかった。

$$(\Delta T)_{\min} = 0.127 \frac{\rho_{vf} \Delta h}{k_{vf}} \left[\frac{g(\rho_l - \rho_v)}{\rho_l + \rho_v} \right]^{2/3} \left[\frac{g_0 \sigma}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{1/2} \left[\frac{\mu_f}{g(\rho_l - \rho_v)} \right] \quad (1)$$

彼らの実験データは液液界面における膜沸騰熱伝達の最初の測定値と考えられ、過熱度は 200K まで測定されている。

Greene ら^{7,8,9,10,11,12,13)}は、熔融物として、ピスマス、鉛、およびウッズメタルを、低沸点液として水あるいは R-11 を用いた実験を行っている。液液系の基礎実験としては、600K を越える過熱度で実験を行っているのは Greene らのデータのみである。彼らは式(1-2)に示す Berenson の水平板上からの膜沸騰熱伝達の相関式と比較し、R-11 を用いた実験においては、液液界面における膜沸騰熱伝達率は固体面上のそれとほとんど差がないことを示した。

$$h_B = 0.425 \left[\frac{k_v^3 g \rho_v (\rho_l - \rho_v) h_{fg}^*}{\mu_v \Delta T (\sigma / g \Delta \rho)^{1/2}} \right]^{1/4} \quad (2)$$

さらに彼らは水を用いた実験を行っており、R-11 の場合と同様な結果を得ているが、過熱度が大きい場合には、界面における水蒸気爆発を観測している。しかし、爆発に至る以前の熱流束の測定値については、ばらつきが±60%もあり、未だ信頼のおける実験データ得られているとは考えにくい。

最近、Nishimura ら¹⁴⁾は、ウッズメタルと水を用いて、強制対流体系において、液液界面における沸騰熱伝達に関する実験を行っている。しかし、実験データは、単相流領域及び核沸騰領域に限られており、得られた実験データも界面温度が正確に決定できていないため、定量的な比較が出来ていない。

1. 4 沸騰熱伝達相関式

本研究で得られた沸騰熱伝達率は以下の固体壁面上の沸騰相関式および液液界面における沸騰相関式と比較検討を行う。

1. 4. 1 固体壁面上の沸騰相関式

(1) 核沸騰相関式

核沸騰域に対しては多数の相関式が公表されている^{15,16,17)}。適用範囲と精度の点で完全といえるものはないが、ここでは、比較的広範囲の圧力と液体に適用できる代表的な相関式を掲げる。

a) Kutateladze の式¹⁸⁾

核沸騰熱伝達に関係すると予想される無次元数のなかから、重要度の高いものを実験結果を考慮して抽出し、それらの無次元数を用いて実験データを整理したものである。伝熱面の寸法および液体粘性を含む無次元数は影響が小さいとして省略し、表面性状に関しては、清浄な平滑面のデータのみを対象とすることにして、最初からその影響は考慮に入れていない。本相関式は、特に圧力の影響に関してデータのまとまりが良い。

$$\frac{h}{k_l} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} = 7.0 \times 10^{-4} Pr_l^{-0.35} Pe^{0.7} K_p \quad (3)$$

ただし、 $Pe = \frac{q}{\rho_v \Delta h_v a} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}}$, $K_p = \frac{p}{\sigma} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}}$

b) Nishikawa-Yamagata の式¹⁹⁾

西川・山県は自然対流的な熱伝達をもとに次式を求めた。

$$\left(\frac{h}{k_l} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \right) = 8.0 \left[\frac{q}{\Delta h_v \rho_v} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \right]^{1/3} \left(\frac{q}{B^2 C} \right)^{1/3} \left\{ Pr_l^{1/3} \left(\frac{p}{p_0} \right)^{2/3} \right\} \quad (4)$$

ただし、 $B = 900 \text{ m}^{-1}$, $C = 1.982 \text{ W}$, p_0 は標準大気圧である。

c) Labountzov の式²⁰⁾

Labountzov は次の形の整理式を与えている。

$$\frac{q}{\Delta h_v \rho_v v_l} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} < 10^{-2} \text{ のとき } \frac{h}{k_l} l = 0.0625 \left[\frac{q}{\Delta h_v \rho_v v_l} l \right]^{1/2} Pr_l^{1/3} \quad (5)$$

$$\frac{q}{\Delta h_v \rho_v v_l} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} > 10^{-2} \text{ のとき } \frac{h}{k_l} l = 0.125 \left[\frac{q}{\Delta h_v \rho_v v_l} l \right]^{0.65} Pr_l^{1/3} \quad (6)$$

ただし、 $l = \left(\frac{c_l T_{sat}}{\Delta h_v} \right) \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right) \left(\frac{\sigma}{\Delta h_v \rho_v} \right)$

d) Rohsenow の式²¹⁾

この式は清浄な伝熱面に関する実験データから導かれたもので、式中 C_{sf} は液体と伝熱面の組み合わせで決まる定数で、およそ $C_{sf} = 0.0025 \sim 0.013$ の値をとる。式は圧力パラメータを含まない形であるが、このままの形で圧力が異なる場合にも適用できる。

$$\frac{h}{k_l} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} = \frac{Pr_l^{-0.7}}{C_{sf}} \left[\frac{q}{\Delta h_v \rho_v v_l} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \right]^{-0.67} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{0.67} \quad (7)$$

(2) プール沸騰限界熱流束

熱流束制御型の加熱源で加熱されている伝熱装置において熱流束が限界熱流束 q_{\max} を超過すると、伝熱面の温度が不連続的に上昇する。これは多くの場合、装置の重大な損傷や動作不良を意味するので、なるべく正確に限界熱流束の大きさを推測して、限界熱流束以下で動作するように、装置の設計および運転を行うべきである。なお、限界熱流束は限界熱流束あるいは極大熱流束と呼ばれることもある。

限界熱流束の発生機構については Zuber²²⁾や Lienhard-Dhir²³⁾による流体力学的不安定の発生を原因とする考え方、原村・甲藤²⁴⁾による伝熱面上の液のドライアウトを原因とする考え方などが提出されているが、どれもまだ、広く合意されるには至っていない。以下に代表的な限界熱流束の相関式をあげておく。

a) Rohsenow-Griffith の式²⁵⁾

この式は気泡充填理論をもとにして半実験的に求められたもので、係数 43.6 は m/h の単位をもつ。

$$\frac{q_c}{\Delta h_v \rho_v} = 43.6 \left(\frac{\rho_l - \rho_v}{\rho_v} \right)^{0.6} \quad (8)$$

b) Zuber の式²⁶⁾

この式は気液界面安定限界の理論をもとにして求められたもので、 K の値は混在する上昇気柱と下降液柱の様相によって異なり、 $K = 0.10 \sim 0.19$ の範囲で変化する。たいていの液体に対しては平均値 $K = 0.16$ が推奨されている。

$$\frac{q_c}{\Delta h_v \rho_v} = K \left[\frac{\sigma g (\rho_l - \rho_v)}{\rho_v^2} \right]^{1/4} \quad (9)$$

液体がサブクールされている時、発生蒸気は上昇中に冷却消滅していくから液体は伝熱面に達し易い。すなわち、限界熱流束はサブクール度とともに増大する。Zuber らは上式をさらに拡張して、サブクール沸騰における限界熱流束の式を与えた²⁷⁾。

$$\frac{q_{c,sub}}{q_c} = 1 + 5.30 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{3/4} \left[\left(\frac{\rho_l a_l^2}{\sigma} \right) / \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \right]^{1/4} \frac{c_l T_{sat} - T_{bulk}}{\Delta h_v} \quad (10)$$

c) Kutateladze の式²⁸⁾

Kutateladze は次元解析を行い、次式を得た。これは Zuber の式と同形である。

$$\frac{q_c}{\Delta h_v \rho_v} = 0.16 \left[\frac{\sigma g (\rho_l - \rho_v)}{\rho_v^2} \right]^{1/4} \quad (11)$$

d) Borishanskii の式²⁹⁾

Borishanskii は実験結果を検討、粘性の影響を加えて次のもう少し精密な式を与えている。

$$\frac{q_c}{\Delta h_v \rho_v} / \left[\frac{\sigma g (\rho_l - \rho_v)}{\rho_v^2} \right]^{1/4} = 0.13 + 4 \left[\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} / \left(\frac{\rho_l \nu_l^2}{\sigma} \right) \right]^{-0.4} \quad (12)$$

(3) 膜沸騰相関式

この様式の沸騰では沸騰液と伝熱面の間に熱伝導率の小さい連続的な蒸気膜が存在するので、核沸騰熱伝達に比較して熱伝達係数が桁違いに小さい。しかし、原子炉の事故防止や低温流体への応用などに関連して、膜沸騰熱伝達の正確な情報が必要である。ここでは、実験結果との比較に使用できる水平平板上向き面に対する相関式を掲げる。

a) Berenson の式⁶⁾

水平平板上における膜沸騰に関して気液界面における流体力学的不安定性（テイラー・ヘルムホルツ不安定性⁴¹⁾）を考慮し、各種の液体の実験結果と比較して熱伝達率を与える式を導いたもので、次式で表される。

$$h_B = 0.425 \left[\frac{k_v^3 g \rho_v (\rho_l - \rho_v) h_{fg}}{\mu_v \Delta T (\sigma / g \Delta \rho)^{1/2}} \right]^{1/4} \quad (13)$$

(4) 最小膜沸騰温度差

a) Berenson の式⁶⁾

Berenson は最小熱流束に関する Zuber の理論^{30,31)}つまりテイラー不安定性の臨界波長を気液界面に適用することにより最小膜沸騰温度差 ΔT_{min} を導出した。

$$(\Delta T)_{\min} = 0.127 \frac{\rho_{vf} \Delta h}{k_{vf}} \left[\frac{g(\rho_l - \rho_v)}{\rho_l + \rho_v} \right]^{2/3} \left[\frac{g_0 \sigma}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{1/2} \left[\frac{\mu_f}{g(\rho_l - \rho_v)} \right] \quad (14)$$

b) Henry の式^{32,33)}

Berenson 式が等温加熱面のみにしか適用できないことから、Henry は表面の濡れ性と液液接触後の流体層の蒸発の効果を含めることによって実験データの相関を提案し、Berenson 式の適用範囲を拡張した。最小膜沸騰温度差は次のように表される。

$$\frac{T'_{\min} - (T'_{\min})_I}{(T'_{\min})_I - T_{sat}} = 0.42 \left[\left(\frac{k_l \rho_l c_l}{k_w \rho_w c_w} \right)^{1/2} \left(\frac{\Delta h_v}{(\Delta T'_{\min})_I} \right) \right]^{0.6} \quad (15)$$

1. 4. 2 液液界面上の沸騰相関式

a) Novakovic and Stefanovic^{3,4)}

Novakovic らは、水銀上での水およびアルコールの沸騰熱伝達実験を行い、核沸騰領域の実験データから、Kutateladze の相関式と同じ無次元表記を用いて、以下の相関式を得ている。

$$\frac{h}{k_l} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} = 1.90 \times 10^{-4} Pr^{-0.35} Pe^{0.81} K_p^{0.7} \quad (16)$$

b) Gordon²⁾

Gordon は、水銀上での水の沸騰実験を行っている。彼らは核沸騰領域において熱伝達率を得ているが、相関式を与えていない。彼らの実験データから、実験線を最小二乗法により、求めた結果を以下に示す。

$$q = 1.54 \times 10^3 \Delta T_{sat}^{1.55} \quad (17)$$

c) Viskanta and Lottes³⁴⁾

Viskanta-Lottes は、水銀上での水の沸騰実験を行い、核沸騰熱伝達率を得ているが、彼らも相関式を与えていない。彼らの実験データから、実験線を最小二乗法により求めた結果を以下に示す。

$$q = 8.15 \times 10^2 \Delta T_{sat}^{2.04} \quad (18)$$

2. 定常熱伝達実験

液液系の実験については、容器壁近傍で好ましくない沸騰が生じ、データの信頼性が低下することが報告されている⁴⁾。そこで、精度の高い実験データを得るためには液液系の実験について十分調査を行い、良く検討した上で装置や試験部を設計する必要がある。本章では、まずピーカースケールの比較的簡単な実験を行い、現象を観察することにより、容器壁材質の影響及び加熱方法の影響を考察した。次いで、種々の形状の装置を用いて沸騰熱伝達の実験を行い、得られたデータから実験装置の妥当性、データの信頼性を評価した。最後にはんだ用水溶性フラックスを用いて実験を行い、沸騰熱伝達に酸化物層が与える影響について調べた。

2. 1 沸騰熱伝達に与える装置接液部の濡れ性の影響

2. 1. 1 実験装置および実験方法

Fig.1-a, 1-b に実験に用いた実験装置の概略を示す。まず、Fig.1-a に示すように、ガラスピーカー底部に液体金属を所定の深さまで満たし、その上部を蒸留水で満たした。液体金属の深さは 5 ~ 20mm の間で変化させた。ガラスピーカーをホットプレート上で底面から加熱して実験を行い、沸騰挙動を高速度カメラで観察した。しかし、ウッズメタルは、ビスマスを大量に含む合金であるため、固化時には膨張する。そのため、ガラスピーカーが破損するのを防ぐため、Fig.1-b に示すようにガラスピーカー底部に金属製容器を設置し、ピーカーが破損するのを防いだ。また、このことは同時に容器壁材質及び、加熱方式の影響を考察することも意図している。内部の金属製容器内にはコイル状のシースヒーターが設置してあり、これにより液体金属を加熱する。液体金属上部は水で満たし、冷却用の熱交換器を設置した。実験は、シースヒーターで加熱し、定常になった後、シース熱電対を上下にトラバースすることにより、液体金属層及び水層内の温度分布を測定した。

2. 1. 2 実験結果および考察

(1) 可視化実験

ガラスピーカーを用いた場合の沸騰挙動の一例を Fig.2 に示す。図から、容器壁近傍では、大きな沸騰気泡が生じており、沸騰気泡の離脱の際には滴状の液体金属が水中に巻き込まれる現象が観察された。さらに、Fig.3 に示すように液体金属層が薄い場合には、ガラス容器と液体金属層との間に入り込んだ水が容器底部で蒸発し、蒸気泡が液体金属層を突き破って上昇する現象も見られた。このような現象は、ガラス壁が液体金属に対して濡れ難いため毛細管現象により、液体金属とガラス容器との間隙に水が侵入するためと考えられる。底部から加熱を行っている場合には、容器底面は液体金属より高温になっているため、底部間隙において沸騰がおこり、上記のような現象が起きたものと考えられる。

次に金属製容器を使用した場合の実験結果については、ガラスピーカーに比べて、壁面近傍からの沸騰は若干少なくなったが、完全に抑制することは出来なかった。これは金属容器であっても、低温では壁面が液体金属に対して濡れておらず、容器壁と液体金属の間隙で沸騰が起こったためと考えられる。

(2) 温度分布

Fig.4 に単相流領域及び核沸騰領域における温度分布を示す。図から、非常になめらかな温度分

布が得られていることがわかるが、液体金属層では対流の影響のため、熱伝導支配とはならず、温度境界相を形成していることがわかる。高精度で界面温度を決定するには、液体金属相の温度分布は直線的であることが望まれる。

2. 1. 3 まとめ

ピーカースケールの実験を行い、液液界面における沸騰現象に与える容器壁材質の影響及び、加熱方法の影響を考察した。得られた結果をまとめると以下の通りである。

- ① 容器材質がガラスの様に液体金属に対して濡れ難い場合、上部の水は、毛細管現象により、容器壁と液体金属の間隙に回り込み、外部から加熱を行っている場合には、間隙及び、容器壁近傍の液液界面で激しい沸騰現象が生ずる。
- ② 上記のような激しい沸騰においては、滴状の液体金属が水中に飛び出す、いわゆるエントレインメントが生じ、界面は激しく揺動するが、界面中央部では、激しいエントレインメントは観察されない。

2. 2 沸騰熱伝達に与える装置形状の影響

2. 2. 1 実験装置及び実験方法

(1) 実験装置

a) 試験部 A

Fig.5 は実験装置の概略図である。実験装置は試験部、熱交換器および銅ブロックヒータから成る。試験部 A の断面図を Fig.6 に示す。SUS 製容器の中心に銅ブロック A ($\phi 80 \times 25\text{mm}$) を設置し、上部に内径 100mm の石英ガラスパイプを設置した。試験部は銅ブロック B によって加熱する。銅の熱伝導度は熔融金属より、30 倍以上も大きいため、中心に銅ブロックを設置することにより、界面の温度は、中心部で高く、周辺部で低くすることができる。熔融金属層の厚さは、銅ブロック A の上部で 5 mm である。

b) 試験部 B

試験部 B は、SUS 製容器と矩形水槽(220×220×400mm)から成り、試験槽にガラス窓を設けることによって、定量的な可視化観察ができるようにした。Fig.7 は試験部 B の断面図を示している。SUS 製容器の中心付近の熔融金属層は試験部 A と同様に、5mm となっており、中央部の熔融金属層を局所的に加熱できるようにした。試験部 B では、有効伝熱面を試験部 A より縮小することにより、さらに周辺部での界面温度が低く保てるようにした。なお、有効伝熱面の直径は 60mm である。また、試験部 A, B とともに容器壁面は予め使用する熔融金属でメッキを施し、濡れ性を改善した。

c) 熱電対プローブ

液液界面近傍における熔融金属および水の温度分布を計測するために、熱電対プローブを製作した。Fig.8 は使用した熱電対プローブである。プローブガイドに 3 本の外径 0.5mm の K 型シース熱電対を固定しており、最上部の T.C.#1 は水側の、T.C.#2 と T.C.#3 は熔融金属側の温度計測に用いた。熱電対プローブは温度測定点付近で界面を乱さないように T.C.#2 および T.C.#3 は温度の低い周辺部から挿入できるよう、直角に曲げている。また、T.C.#2 と T.C.#3、およびプローブサポートを予め使用する熔融金属でメッキ処理を施した。

(2) 実験方法

実験は、試験部に熔融金属と蒸留水を満たし、ヒーターにより熔融金属を加熱して、定常状態に達した後、トラバーサに接続した熱電対プローブを鉛直方向に移動して熔融金属および水の温度分布を計測した。さらに沸騰挙動を高速ビデオで可視化した。なお、熔融金属の酸化を防止するため、窒素ガスを充填したグローブボックス内において実施した。

液液界面温度は直接測定することが困難なので、熔融金属内の温度分布を外挿することによって算出した。熔融金属層のレイレイ数 (Ra) は小さく、熔融金属層内の自然対流の影響は無視できるものとした。熱流束は試験部下部の銅ブロック内に挿入した固定熱電対から算出した。

2. 2. 2 実験結果および考察

(1) 可視化

a) 試験部 A

Fig.9 は試験部 A で実験を行った際の沸騰挙動の可視化画像である。試験部 A を用いた場合、高熱流束領域においては、壁面における沸騰が無視できなくなり、 $q = 0.4 \text{ MW/m}^2$ のときに限界熱流束に達した。この限界熱流束の値は、従来の限界熱流束相関式により予測される値 ($1.0 \sim 1.2 \text{ MW/m}^2$) に比べるとやや小さい値である。これは、試験部 A を用いた場合、高熱流束時に周辺部の温度を十分低温に保つことが出来ず、壁面において沸騰が生じ、そのために早期に蒸気膜形成が起こったものと考えられる。さらに、水槽の直径が伝熱面と同じであるために、対向流制限により、伝熱面に液が供給されなくなり、限界熱流束に達した可能性も考えられる。

CHF に達した後、伝熱面は蒸気膜に覆われて、膜沸騰に移行した。Fig.9(f) は、膜沸騰の可視化画像である。白く光っているのが水と蒸気との気液界面である。界面全体が蒸気膜に覆われており、この蒸気膜から気泡の生成・離脱が生じているのが画像から分かる。したがって、高熱流束域における実験には、次に示す試験部 B を用いた方が望ましいことがわかった。

b) 試験部 B

Fig.10 は試験部 B を用いて得られた可視化画像である。これらの画像からも容器壁面での沸騰の影響は少なく、液液界面の揺動は従来の報告⁸⁾と比較して小さかった。さらに、熔融金属の水側への巻き込み現象(エントレインメント)も、この実験では観察されなかった。

(2) 温度分布

Fig.11, Fig.12 はそれぞれ自然対流領域、核沸騰領域における温度分布の計測結果である。これらの結果から、熔融金属層内の温度分布は熱伝導支配で直線的であり、界面温度の計測が可能であることが分かる。さらに水側の温度境界層も良好に測定できていることが分かる。

Fig.13 は膜沸騰領域における温度分布であり、熔融金属、蒸気膜、水の温度分布がそれぞれ良好に測定できていることが確認できる。

(3) 沸騰曲線 (試験部 A)

Fig.14 に、試験部 A で得られた沸騰曲線を示す。○および△は、それぞれウッズメタルと U アロイ 78 に対する実験値であり、実線および破線は、各々固体壁面上における核沸騰相関式と膜沸騰相関式を表す。他の直線は過去に報告された水銀上での液液系の実験データから最小二乗法により求めたものである。図中のウッズメタルの実験値から $\Delta T_{sat} < 4 \text{ K}$ の領域では自然対流であり、 $5 \sim 8 \text{ K} < \Delta T_{sat}$ の時に沸騰が開始していることが分かる。実験値は、点線の Viskanta - Lottes

のデータ³⁴⁾および、固体壁面上の相関式と非常に良い一致を示した。Gordon et al.²⁾や Novakovic-Stefanovic⁴⁾の実験線は、今回の実験値より熱流束が小さな値となっている。

一般に、伝熱面が非常に滑らかで、気泡核となるようなキャビティが極めて少ない場合には、核沸騰曲線は高過熱度側に移動することが知られている。液液系の沸騰では、理想的には、キャビティが存在しないため、同様に高過熱度側に移動することが予想される。また、液液系では、界面の揺動により、伝熱面積が増大し、熱伝達率が増加する可能性がある。本実験では、実験中に生じた酸化物が気泡核の役割を果たしたために、通常伝熱面の相関式とよく一致したものと考えられる。しかし、高熱流束域を除いては、周辺部における沸騰が少なく、界面の揺動は大きくなかった。そのため目立った熱伝達率の増加は見られなかった。本実験との比較から、Novakovic-Stefanovic の実験では、界面が極めて清浄に保たれていたものと考えられる。しかし、実際の熔融炉心プールでは、酸化物層やクラストの形成により界面上に十分な気泡核が存在するものと考えられ、本実験の結果が適用できるものと考えられる。

さらに、ウッズメタルと U アロイ 78 の実験値は良く一致しており、熔融金属の物性の影響はあまりなかった。また、ウッズメタルを用いた実験では、 $q = 0.4 \text{ MW/m}^2$ で限界熱流束に至ったが、この原因については先に述べた通りであり、より一般性のあるデータ取得のためには、さらに試験部の改善を必要とする。また、膜沸騰領域のデータは Berenson の式よりもわずかに小さいが良い一致を示しており、液液系と固液系の違いはあまり大きくない。従来の研究で報告されているような液液界面の激しい揺動や液体金属のエントレインメントは今回の実験では観察されなかった。

(4) 沸騰曲線 (試験部 B)

Fig.15 は U アロイ 78 に対する沸騰曲線であり、○が試験部 B、△が試験部 A を用いた実験値である。図から、核沸騰領域については、試験部 A と B の実験値は、良く一致していることがわかる。このことから、今回の試験部 A で生じた周辺部における沸騰程度では、沸騰曲線にはあまり大きな影響は及ぼさないことがわかる。さらに、試験部 B では、熱流束を 0.6 MW/m^2 まで上げて実験を行ったが、CHF には到らなかった。

2. 2. 3 まとめ

ウッズメタルおよび U アロイ 78 を用いて、熔融金属-水の液液系沸騰熱伝達実験を行い、沸騰曲線および可視化画像を得た。以下の結論を得た。

- ① 熔融金属に対する容器壁面の濡れ性および界面の温度分布は、液液界面の安定性に大きな影響を及ぼすことがわかった。容器壁面において沸騰が生じると界面を大きく揺動させ、液体金属のエントレインメントなどが生じることが分かった。
- ② 界面の揺動が無視でき、かつ、界面に酸化物層が形成される場合には、液液系の沸騰曲線は固液系の核沸騰、膜沸騰相関式と概ね一致することがわかった。液液系の実験において、容器壁近傍における沸騰が起こった場合、データの信頼性が著しく低下する。従来の研究では、そのような効果を十分排除できなかったために熱流束を過大に評価している場合もある。したがって、液液界面における熱伝達現象のみを抽出するためには、実験に特別な工夫を施すことが必要となる。

2. 3 沸騰熱伝達に与える酸化層の影響

上記の実験結果から、装置の加熱源および試験部を新規に設計、製作した。2. 2で述べた実験で用いた試験部は、ヒーターが高温になる、銅ブロックの熱容量が大きいことヒートアップに時間がかかる、などの問題点があった。そこで、高温かつ高熱流束まで容易に実験を可能とするため、タンタル (Ta) を電気抵抗板として用いたヒーターを製作し、実験を行った。

2. 3. 1 実験装置及び実験方法

(1) 実験装置

本実験装置はタンタルヒーター、熱交換器および真空排気系、ガス置換系から構成されている。以下にその詳細を示す。

a) タンタルヒーター^{35,36)}

Fig.16 は実験装置の概略図である。直方体試験槽 (220×220×400mm) の下部の中心に Fig.17 で示す SUS 製の試験部がある。SUS 製試験部の底面とタンタルヒーター本体とがフランジ面により密着し、一体化する構造となっている。SUS 製容器は容器壁面での沸騰を抑制するため、Fig.17 に示すような形状にした。この SUS 製試験部の中心部分には有効伝熱面直径 40mm, 厚さ 6mm のニッケル板が溶接されており、ニッケル板の 3 箇所 (中心、および中心から半径方向に 10,15mm の位置) にシース径 0.5mm の接地型シース熱電対を板の表面から 1mm のところまで裏面から挿入し、銀ペーストを充填して接着してある。ニッケル板の下方には、窒化ボロン (41φ×1mm) の電気絶縁板とその粉末を介して厚さ 0.5mm のタンタル電気抵抗板を設け、さらにその下方にセラミック断熱材 (京セラ製ムライト: 3Al₂O₃・2SiO₂, K-690) を設けてある。タンタル電気抵抗の温度特性は Appendix B に付記してある。そして、下側からバネでニッケル板に圧着し、接触熱抵抗をできるだけ少なくするようにしてある。またこのセラミック断熱材には 2 箇所 (上面から 10mm, 20mm の位置) 中心付近まで熱電対が挿入されており、セラミック断熱材を介して逃げる熱量を算出できるようにしてある。タンタル板にはニッケル製電極を取り付け、ニッケル電極と銅電極は導体を介して繋がっており、それらを通して直流を流し、タンタル抵抗でのジュール発熱によって加熱する仕組みとなっている。ヒーター加熱の際には (株) 高砂製作所製の GP035-100R 型直流電源 (3.5 kW (35 V, 100A)) を使用した。また、同ヒーターに流れる直流に対する発生熱流束の相関については Appendix B に付記した。

b) 熱交換器

伝熱管は外径 10 mm の銅管で出来ており、熱交換する伝熱面積は 0.125 m² である。この銅製の蛇管に京都大学原子炉実験所に附設されている熱特性実験室内の冷却装置に接続し、冷却水を流すことで沸騰蒸気を冷却・凝縮させて沸騰流体の液量を保った。また、この熱交換器はサブクール沸騰実験を行う際には、サブクール度を調整する役割も担った。

c) 真空排気系

タンタルの高温酸化を防ぐために、ヒーターチャンバー内を真空 (10⁻² Torr) にして、できるだけ酸素や水分といった残留ガスを除去する。使用した真空ポンプは直結型油回転真空ポンプ (ULVAC 製、GVD-100A, 排気速度: 120 L/min, 到達圧力: 6.7×10⁻² Pa) であり外径 6mm の SUS 管を通じて排気する。排気系の配管にはピラニー真空計 (佐藤真空 (株)、PG-2BM 型、測定範囲: 2×10³~1×10⁻¹ Pa) を取り付けており、到達真空度を常時監視できるようにしてある。なお、真

空排気と同時にチャンパー周囲をフレキシブルヒーターで加熱してベーキングを行い、内部の残留ガスの除去を促進した。

d) ヘリウムガス置換系

上記の真空排気を十分行い、残留ガスを除去した後、酸化防止と伝熱促進のために、実験開始直前にバルブを切り換えて、チャンパー内にヘリウムガスを封入する。

(2) 計測装置

本実験の計測装置はデータロガー、電動トラバーサ、高速度ビデオである。以下にその詳細を述べる。

a) データロガー

ニッケル板内部の温度、ムライト断熱材の温度、計測用プローブの温度、沸騰流体のバルク水温、および直流電源の電圧、電流の計測には全てデータアキュイジションユニット：DARWIN（横河電機（株）、DA100型、サンプリング周波数：2 Hz）を使用した。

b) 電動トラバーサ

電動トラバーサ（シグマ光機（株）、CLX-N610型、最小可動距離：1 μm）は実験装置に設置してある試験槽の天井に取り付けて、液液界面近傍の温度分布を計測するために熱電対プローブを取り付けてある。実験の際には適時、RS232Cを介して可動部を上下にトラバースさせて熱電対プローブの位置を制御した。

c) 高速度ビデオ

沸騰挙動を可視化するために高速度ビデオ（KODAK製、モーションコーダーアナライザーSR-500）を用いて可視化画像を得た。実験では撮像速度 250 fps、シャッタースピード 1/10000 で撮影を行った。

(3) 実験方法

実験はタンタル抵抗の酸化を防ぐために、ヒーターチャンパーを 10^{-2} Torr 程度の真空に保ち、フレキシブルヒーターを装置の外周に巻きつけて 250℃の一定温度で加熱し、一昼夜ベーキングを行った。ベーキングはチャンパー内部に付着した水蒸気や酸素を除去し、さらに高真空にまで上げるために必要である。ベーキングを行った後は、タンタルの酸化を防ぐことと熱伝導を向上させるためにヘリウムガスをチャンパー内に充填した。

次に SUS 製試験部の伝熱面および容器壁面が熔融金属に対して濡れ性を良くするために試験部周辺を加熱し、使用する熔融金属でメッキ処理を施した。メッキ処理が完了したら熔融金属を試験部内に入れて矩形水槽を設置し、蒸留水を注いで補助ヒーターによって蒸留水を加熱し、バルク水温が設定温度の調節した。次に熱電対プローブを熔融金属内に浸した。この熱電対プローブは加熱を開始する前に、予め目視によって感温部の位置を確認しながら液液界面位置より 1mm 下の位置に調節しておいた。液液界面の位置は熔融金属の熱膨張によって変化するので、実験の最中に随時、電動トラバーサを作動させて熱電対プローブを鉛直方向に移動させて界面近傍における温度分布を計測し、界面位置を決定した。

(4) 実験条件

実験は、同じ沸騰体系における固液系の沸騰熱伝達と液液系の沸騰熱伝達の差異を調べるために、試験部に熔融金属を入れた場合と入れない場合の飽和沸騰実験を行う。次に、表面の酸化物

が沸騰熱伝達率に与える影響を考察するために、はんだ用水溶性フラックス(千住金属工業(株)、T-2M)を用いて、酸化物を除去して実験を行った。また、液液系におけるサブクール沸騰実験も行った。実験条件を Table 3 に示す。

フラックスを沸騰流体(蒸留水)の中に入れたときの影響を調べる必要がある。なお、水に対するフラックス水溶液の表面張力の相対値を測定した結果を Appendix A に記した。実験で使用したフラックス水溶液の濃度は 1vol%以下であり、蒸留水にフラックスを入れたことによる表面張力の影響はほぼ無視できるものと考えられる。

2. 3. 2 データ処理方法

本実験では熱流束および熔融金属表面の過熱度を測定する必要がある。以下にその測定方法を述べる。なお、本実験で使用した熔融金属および沸騰流体の物性値は Appendix A に付記した。

(1) 熱流束

有効伝熱面における熱流束 q [W/m^2] はタンタル抵抗において一様ジュール発熱(電圧 V [V] × 電流 I [A]) を仮定して、伝熱面積 A_h (直径 40mm) で除した値からセラミック断熱材を介して逃げる熱量を引いた値とする。セラミック断熱材内の温度をタンタル抵抗に近い方から T_1 , T_2 としてその距離を Δx 、セラミック断熱材の熱伝導度を k_{ins} [$W/m \cdot K$] とすれば熱流束は次式により算出できる。

$$q = \frac{VI}{A_h} - k_{ins} \frac{T_1 - T_2}{\Delta z} \quad (19)$$

(2) 過熱度

本実験では固液系と液液系では伝熱面が異なるためにその測定方法は2種類に分けられる。

a) 固液系

ニッケル伝熱面の3箇所に挿入しておいた熱電対によりニッケル板内部の温度を測定する。ニッケル板の中心の温度を T_1 、中心から半径方向に 10, 15mm の位置の温度をそれぞれ T_2 , T_3 とし、ニッケルの熱伝導度を k_{Ni} [$W/m \cdot K$],

ニッケル板に挿入した熱電対の感温部から伝熱面までの距離を Δx とすると、1次元の定常熱伝導方程式によって補正を施した後の伝熱面の温度 T_n' は

$$T_n' = T_n - \left(\frac{q \Delta z}{k_{Ni}} \right) \quad (n=1,2,3) \quad (20)$$

次に有効伝熱面の平均温度 T_{ave} を算出する。平均温度は、半径方向各位置での温度を半径方向に積分平均したもので、次式を用いて計算した。

$$T_{ave} = a_1 T_1' + a_2 T_2' + a_3 T_3' \quad \left(a_1 = \frac{49}{400}, a_2 = \frac{147}{400}, a_3 = \frac{204}{400} \right) \quad (21)$$

すなわち、 a_1, a_2, a_3 の係数は T_n' を占有している面積比を表す。バルク水温を T_{Bulk} とすると過熱度 ΔT_{sat} は

$$\Delta T_{sat} = T_{ave} - T_{Bulk} \quad (22)$$

で算出できる。

b) 液液系

熱電対プローブで測定した界面位置より下に Δx の位置の熔融金属温度を T_m 、熔融金属の熱伝導度を k_m とすると液液界面の温度 T_i は

$$T_i = T_m - \left(\frac{q \Delta x}{k_m} \right) \quad (23)$$

で与えられる。従って、過熱度 ΔT_{sat} は次式で与えられる。

$$\Delta T_{sat} = T_i - T_{Bulk} \quad (24)$$

実際の計測では高熱流束域において沸騰気泡の離脱による界面の揺動および熔融金属層内の対流が生じ、過熱度の値が変動する。従って、本実験では得られた過熱度は全て時間平均した値である。

2. 3. 3 実験結果および考察

(1) 可視化

a) 固液系

Fig.18~Fig.24 は熔融金属を入れずに固体壁面上で行った沸騰熱伝達実験の可視化画像である。画像は各熱流束 ($q = 10, 40, 85, 160, 350, 700, 1000 \text{ kW/m}^2$)

ごとに示しており、また沸騰流体中のフラックスの有無による沸騰挙動の影響を考察するため、沸騰流体が蒸留水の画像を(a)、フラックス水溶液の画像を(b)として比較した。Fig.19 からわかるように、沸騰開始点 (ONB) はともに 40 kW/m^2 である。熱流束が増大していくにつれて気泡の生成・離脱が激しくなり、また Fig.23, Fig.24 の高熱流束域の沸騰画像を見ると、非常に大きな合体泡の離脱が見える。Fig.18~Fig.24 の沸騰画像を見る限りでは、フラックスの有無による沸騰挙動の影響は見られない。

b) 液液系

Fig.25~Fig.32 は試験部内に熔融金属としてウッズメタルを入れて行った液液系の沸騰挙動の可視化画像である。画像は各熱流束 ($q = 10, 40, 85, 160, 350, 700, 1000, 1300 \text{ kW/m}^2$) ごとに掲載しており、また沸騰流体中のフラックスの有無による沸騰挙動の影響および飽和沸騰とサブクール沸騰の影響を考察するため、沸騰流体が蒸留水の飽和沸騰画像を(a)、フラックス水溶液の飽和沸騰画像を(b)、サブクール度が 10°C の沸騰画像を(c)、サブクール度が 20°C の沸騰画像を(d)として比較した。Fig.25 は熱流束が 10 kW/m^2 の時の可視化画像である。(a)は蒸留水中にフラックス

を含んでいないので、液液界面上に酸化物が存在しているのが良く分かる。まだこの熱流束域では沸騰は起きておらず、自然対流領域であることが分かる。Fig.26 は熱流束が 40 kW/m^2 の時の可視化画像である。飽和沸騰条件の画像(a), (b)を見ると、沸騰が開始しているのが分かる。固液系の実験でも 40 kW/m^2 の熱流束で沸騰が開始したので液液系、固液系の飽和沸騰実験では沸騰開始点の熱流束に変化は見られないことが分かる。サブクール条件下である(c), (d)の画像を見ると沸騰はまだ開始していないことが分かる。Fig.27 は熱流束が 85 kW/m^2 の時の可視化画像である。(a), (b) は核沸騰状態であるが、両者は同じ核沸騰でありながらその気泡の生成・離脱の機構に違いが見られた。(a)の核沸騰では液液界面上に存在する酸化物層が気泡核として働き、気泡の生成・離脱は常にその酸化物層の同じ位置から生じていたが、(b)の核沸騰では気泡の生成・離脱の際の気泡核が液液界面上で定まった位置に存在することなく、離散的に気泡の生成・離脱が生じていた。(c), (d)のサブクール条件下の画像を見ると伝熱面上に無数の小さな気泡が生じているのが分かる。両方とも沸騰開始前後の画像であるが、生成した気泡が小さく、また離脱した気泡が無いのは、サブクール条件であるために気泡が凝縮し、消滅してしまうためである。画像は、熱流束が増大するにしたがって、気泡の生成・離脱が激しくなり、液液界面の揺動も大きくなっていくことを示している。また、固液系と同様に高熱流束域では巨大な合体泡が見られた。また、気泡の生成・離脱が激しくなると画像からはフラックスの有無による沸騰挙動の違いは、ほとんど分からなくなった。また、(c)と(d)の画像を見ると、熱流束の増大に従って(c)の気泡の方が(d)の気泡よりも大きいことが分かる。これはサブクール度の違いによるものである。Fig.25～Fig.32 の可視化画像から、既存の液液系の沸騰熱伝達実験^{2,4,14,34}で述べられてきた熔融金属の沸騰流体中への巻き込み現象(エントレインメント)は見られなかった。また、液液界面の揺動も既存の報告よりも小さいものであることがわかった。

(2) 温度分布

Fig.33～Fig.38 液液界面近傍における温度分布の計測例である。グラフは各熱流束 ($q = 40, 85, 160, 350, 700, 1000 \text{ kW/m}^2$) ごとに掲載しており、沸騰流体が蒸留水の温度分布を(a)、フラックス水溶液の温度分布を(b)、サブクール度が 10°C の温度分布を(c)、サブクール度が 20°C の温度分布を(d)として比較した。Fig.33～Fig.36 までの低熱流束域の温度分布を見ると、熔融金属層内の温度分布は熱伝導支配で直線的であり、界面位置および界面温度が比較的良好に計測できていることが分かる。Fig.37 と Fig.38 の高熱流束域の温度分布を見ると、熔融金属層内の温度分布が直線的ではなくなっている。これは熔融金属層内で対流が生じ始めている影響のためと考えられる。

(3) 沸騰曲線

Fig.39～Fig.42 実験の結果得られた沸騰曲線である。Fig.39 は固体壁面上で行った実験の沸騰曲線である。○が沸騰流体が蒸留水、△が沸騰流体がフラックス水溶液のデータである。固液系の沸騰相関式として Kutateladze の式および Nishikawa-Yamagata の式を用いて比較した。得られた沸騰曲線は、フラックスの有無に関わらず、ほぼ同じ沸騰曲線となり、熱流束が 40 kW/m^2 の時に沸騰開始となり、限界熱流束値も 1.2 MW/m^2 となった。これは代表的な限界熱流束の相関式(Kutateladze, Zuber)の値 (1.28 MW/m^2) と良く一致している。また、沸騰曲線も Kutateladze の式と良い一致を示している。以上から、本実験において使用したフラックスは液液界面における

酸化物を除去するという役割以外は熱伝達に何ら影響を与えないことが示された。

Fig.40 は固液系の実験から得られた沸騰曲線と液液系の実験から得られた沸騰曲線である。ともに酸化物除去のためのフラックスは使用していない。沸騰曲線は高熱流束域で多少ずれているが、互いに良い一致を示した。沸騰開始もほぼ同じ時に生じており、また限界熱流束も固液系が 1.2 MW/m^2 、液液系が 1.3 MW/m^2 でほぼ一致している。従って、固液系と酸化物層を除去していない液液系の沸騰熱伝達は一致するものと考えられる。

Fig.41 は液液系の沸騰実験の結果得られた沸騰曲線である。図中の△は蒸留水の場合の実験値、○がフラックス水溶液の場合の実験値である。図中に固液系の相関式である Kutateladze の式、液液系の相関式である Novakovic の式も示した。また、既存の液液系の実験データである Gordon, Viskanta and Lottes のデータを最小二乗法によって表した直線も記入した。異なる沸騰流体を用いた実験値は、沸騰開始および限界熱流束に関しては互いに一致しているが、沸騰流体にフラックス水溶液を用いた場合には、沸騰曲線は全体的に高過熱度側に移行していることが分かる。さらにこの場合、熱流束が $200 \sim 800 \text{ kW/m}^2$ の範囲においては、Novakovic の式と良い一致を示していることが分かる。このことから、既存の実験結果の中では、Novakovic らの実験においては、本実験と同様に気泡核となる酸化物があまり存在しなかったものと考えられる。

Fig.42 はサブクール度をつけた場合の液液系の沸騰実験から得られた沸騰曲線である。○が飽和沸騰の実験データ、△がサブクール度 $10 \text{ }^\circ\text{C}$ の実験データ、▽がサブクール度 $20 \text{ }^\circ\text{C}$ の実験データである。サブクール度の変化によらず、核沸騰領域において沸騰曲線は良い一致を示している。また、沸騰開始および限界熱流束はサブクール度の増大とともに上昇していることが分かる。このことは既存の固液系に関する知見と一致する。

2. 3. 4 まとめ

本章では定常状態における沸騰熱伝達実験を行い、可視化、温度分布および沸騰曲線から以下の事が分かった。

- ① 液液界面に酸化物が存在する場合、液液系の沸騰熱伝達は固液系の沸騰熱伝達とほぼ一致する。
- ② 液液界面は沸騰気泡の離脱によって揺動するが、既存の実験で報告されてきた激しい揺動や溶融金属の巻き込み現象（エントレインメント）は観察されなかった。
- ③ 液液界面に酸化物層が少ない場合、気泡核の役割を果たす酸化物が減少するので、沸騰熱伝達が悪くなり沸騰曲線が高過熱度側に移行するが、沸騰開始および限界熱流束の値は変化しなかった。
- ④ 液液系の沸騰熱伝達では、サブクール度の増大により沸騰開始および限界熱流束が上昇するが、核沸騰領域における熱伝達は影響を受けない。

3. 非定常熱伝達実験

第2章までは全て定常状態における実験であった。本章では非定常状態における実験を行い、得られた結果と定常状態の結果とを比較し、液液系の沸騰熱伝達における非定常効果を考察する。本研究の目的は溶融炉心プール形成時における沸騰熱伝達の正確な把握に寄与することであった。

その意味で本章の実験が最も実際の溶融炉心プールにおける沸騰熱伝達現象に近く、正確なデータの取得が重要になってくる。

3. 1 実験装置及び実験方法

3. 1. 1 実験装置

Fig.43 は実験装置の概略図である。実験装置は SUS 製の円筒試験部、マントルヒーター、リザーバタンクより構成される。以下に各部の詳細について述べる。

a) SUS 製試験部

実験は溶融金属を SUS 試験部 (内径: 106 mm, 高さ: 150 mm) 内に入れる。非定常実験では、激しい沸騰が生じ、水蒸気爆発が起こる可能性も考えられるので、SUS 製の容器を使用する。

b) マントルヒーター

溶融金属の加熱源としてマントルヒーター ((株)大科電器製、GB-10、400W) を用いる。この中に SUS 製試験部を置き、溶融金属が指定の温度に達するまで加熱する。また、マントルヒーターは実験開始後、断熱材としての役割も担っている。

c) リザーバタンク

試験部の上方に冷却水を貯留しておくリザーバタンクを設置している。タンクの下部にバルブが付いており、試験部内に冷却水を注入する際はこのバルブを開き、ダウンカマーを通じて溶融金属に注ぐ。なお、タンク内には温度調節器を設置しており、所定の温度まで容易に調節が可能である。

3. 1. 2 計測装置

本実験の計測系は AD 変換ボード、高速度ビデオから構成される。以下にその詳細について述べる。

a) AD 変換ボード

本実験では過渡的に変化する温度分布を測定する必要があるため、熱電対の起電力を、零接点補償回路を内蔵した専用アンプ (アナログデバセズ (株)、AD595AD) により増幅し、その電圧変化を A.D.変換ボード ((株) インターフェイス、PCI-3133) を用いて計測した。本実験では、サンプリング周波数: 100 Hz で実験の前後含めて 420 秒間、計 42000 個の温度データを取得した。

b) 高速度ビデオ

沸騰挙動を可視化するために高速度ビデオ (KODAK 製、SR-500) を用いて可視化画像を得た。実験では 250 fps でシャッタースピード 1/10000 の条件で撮影を行った。

3. 1. 3 実験方法

溶融金属を SUS 製試験部内に入れ、マントルヒーターで実験条件の温度まで加熱する。高温領域では、溶融金属表面の酸化が激しいので試験部内にはアルゴンガスを封入し、酸化を防止した。溶融金属が所定の温度に達した後、ヒーターの電源を切り、冷却水を注入するまでの数十秒前には、溶融金属内の固定熱電対から温度データの取得を開始する。この間の計測データから、試験部からの熱損失を算出する。続いて、リザーバタンクのバルブを開き、設定温度に達している冷却水を放出し、ダウンカマーを通じて溶融金属表面へ注ぐ。予め、データ取得数は沸騰時間よりも過剰に設定しておき、データの取得が終わり次第、実験を終了した。

実験条件を Table 4 に示す。

3. 2 データ処理方法

非定常状態における熱流束を評価するために、沸騰熱伝達により奪われる熱量と損失熱量を計算する必要がある。以下に計算方法を述べる。

熔融金属槽内の熱伝導方程式は、軸対称を仮定すると次式のようになる。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k_m \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \quad (25)$$

さらに、温度分布が半径方向に一樣であると仮定すると、上式は以下のように簡略化される。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k_m \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (26)$$

しかし、実験結果から熔融金属槽内では、熱伝導のみでなく、自然対流による熱輸送の影響も無視できないことが分かった。そこで、垂直上向きを z 方向とし、上式を z 方向に積分して、

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(k_m \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial z} (-q) \quad (27)$$

$$\int dq = \int \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} dz \quad (28)$$

上式は積分区間を熔融金属槽全体とすれば、単に熔融金属全体の熱収支を示していることが分かる。 N 個の熱電対で熔融金属槽の温度を測定し、さらにこの熔融金属槽を N 個の要素に分割し、各々の高さを Δz_j とすると、

$$q = \sum_{j=1}^N \rho C_p \left(\frac{\partial T_j}{\partial t} \right) \Delta z_j \quad (29)$$

となる。更に、冷却水の沸騰により奪われる熱量を Q_{boil} 、試験部からの熱損失を Q_{loss} 、試験部の断面積を A とすれば、上式は結局

$$Q_{boil} - Q_{loss} = \rho C_p A \sum_{j=1}^N \left(\Delta z_j \frac{\Delta T_j}{\Delta t} \right) \quad (30)$$

となる。ここで、 Δt は時間ステップ、 ΔT_j は Δt 内の温度変化である。本実験では、上式を用い

て界面上の熱流束を決定した。さらに、界面温度 T_i は、熔融金属槽内温度分布を線形補外することにより決定した。

3. 3 実験結果および考察

3. 3. 1 時系列変化

Fig.44 に非定常実験におけるウッズメタルの温度計測位置を示す。Fig.45 は、ウッズメタルの初期温度が 470°C の場合の温度変化を示している。5 本のデータ線は Fig.44 に示した位置における温度である。50 秒付近までは 470°C で推移していた温度が、冷却水を注入することにより、温度が減少し始めているのが分かる。特に T.C.1 と T.C.2 の温度データにおいては冷却水の注入直後に突発的な温度降下が現れているのが分かる。これは、注入した冷却水が一瞬、熔融金属層内に潜りこんで T.C.1 と T.C.2 付近の熔融金属を局所的に冷却したためであると考えられる。温度降下の勾配は 150 秒付近までほとんど変わらず一定の勾配で減少しているのが分かる。この範囲の沸騰状態は膜沸騰であると考えられる。次に 150 秒付近を過ぎると急激な温度勾配がついているのが分かる。これは沸騰状態が膜沸騰から遷移沸騰そして核沸騰状態へと変化したため、熱伝達が良くなり、勾配が大きくなったものと考えられる。200 秒付近になると沸騰は終息し、自然対流へと変わり、沸騰は終了した。

Fig.46 及び Fig.47 はウッズメタルの初期温度が、各々 600°C 、 700°C のものであるが、Fig.45 に示した温度変化ほど、温度の減少率の急激な変化は見られない。実験中、熔融金属層の表面には、酸化物が堆積しており、このため、酸化物層が断熱層の役割を果たしたと考えられるが、この点については不明である。

Fig.48 及び Fig.49 はビスマスの初期温度が、各々 450°C 、 700°C のものであるが、この場合、冷却水を注入して、数秒後に水蒸気爆発が起こった。蒸気爆発により、冷却水が熔融金属とともに装置上方に吹き上げられ、その後、熔融金属表面はドライな状態になった。図中に示しているように、特に表面近くの温度は、急激に減少していることがわかる。これは、水蒸気爆発に伴う微細化沸騰により、急激な熱輸送が行われていることを示している。しかし、水蒸気爆発が生じた後は、熔融金属上に冷却水が存在しなくなるために、急激な温度降下が止まり、一定の温度に漸近していることがわかる。このように、ビスマスを用いた場合に、水蒸気爆発が生じたのは、酸化物の生成量など熔融金属プールの表面状態がウッズメタルを用いた場合とは異なっているためと考えられるが、詳細は不明である。

3. 3. 2 沸騰曲線

Fig.50 はウッズメタルの初期温度が 470°C の場合の非定常実験で得られた沸騰曲線である。膜沸騰領域においては固液系の相関式である Berenson の式と定性的には一致しているといえる。Berenson 式よりも熱流束が高くなっているのは、非定常状態の沸騰では界面の揺動が大きいために伝熱面積が増えたこと、容器壁面での沸騰などにより伝熱が促進されたものと考えられる。また、限界熱流束は 1.8 MW/m^2 と算出されたが、この付近のデータは遷移沸騰とも重なっており、熱流束が過渡的に変化し、沸騰挙動の変化が激しくデータのばらつきも大きい。

Fig.51 及び Fig.52 は、ウッズメタルの初期温度が各々 600°C 、 700°C のものであるが、初期温度が 470°C の沸騰曲線と比較して、沸騰曲線が全体的に効果熱度側に偏っていることが分かる。

Fig.53 は、ウッズメタル-水の非定常実験の漸結果をプロットしたものであり、熔融金属の初期温度が高い場合には、沸騰曲線が高過熱度側に偏っていることが明確に分かる。これは、時系列変化で述べたように表面に形成された酸化物層が断熱層となったために、表面過熱度の計測精度が悪化したものと考えられる。さらに、得られた沸騰曲線では、膜沸騰領域と考えられる領域が少ない。これは、酸化物層の熱伝導率及び熱容量が小さいために、冷却水注入後すぐに表面温度が下がったためと考えられるが、この点については、さらに精密な計測を行う必要がある。

3. 4 まとめ

本章では非定常状態における実験を行い、時系列変化、沸騰曲線から次の結論を得た。

- ① ウッズメタル-水を用いた非定常実験を行い、沸騰曲線を得た。この場合、膜沸騰熱伝達率は固液系よりも大きい。これは界面の大きな揺動などによって、熱伝達が促進されたものと考えられる。
- ② ウッズメタル-水を用いた非定常状態における沸騰曲線は定常の沸騰曲線と比較すると全体的に高過熱度側へ偏っているが、ウッズメタルの初期温度が高いほど、この傾向は強くなる。これは、ウッズメタル表面に形成された酸化物層が断熱層となり、界面温度の算出の誤差が大きいためと考えられる。
- ③ ビスマス-水を用いた非定常実験を行い、時系列変化を計測した。ビスマスの初期温度が450℃と700℃で水蒸気爆発が観察された。これは、ウッズメタルと比較して、ビスマスの場合は、酸化物が生成されにくいためと考えられる。

4. 結論

本研究は、シビアアクシデント時初期の過渡状態における液液界面での沸騰熱伝達機構の解明を目的として、液液二層間の界面における沸騰熱伝達を実験的に検討したものであり、以下に本研究で得られた知見を総括する。

定常状態における沸騰熱伝達実験により以下の結論を得た。

(1) 沸騰熱伝達に与える装置の濡れ性の影響

- ① 容器材質がガラスの様に液体金属に対して濡れ難い場合、上部の水は、毛細管現象により、容器壁と液体金属の間隙に回り込み、外部から加熱を行っている場合には、間隙及び容器壁近傍の液液界面で激しい沸騰現象が生ずる。
- ② 上記のような激しい沸騰においては、滴状の液体金属が水中に飛び出す、いわゆるエントレイメントが生じ、界面は激しく揺動するが、界面中央部では激しいエントレイメントは観察されない。

(2) 沸騰熱伝達に与える装置形状の影響

- ① 熔融金属に対する容器壁面の濡れ性および界面の温度分布は、液液界面の安定性に大きな影響を及ぼすことがわかった。容器壁面において沸騰が生じた場合、界面は激しく揺動し、液体金属のエントレイメントが生じることが分かった。
- ② 界面の揺動が無視でき、かつ、界面に酸化物層が形成される場合には、液液系の沸騰曲線は

固液系の核沸騰、膜沸騰相関式と概ね一致することがわかった。

(3) 沸騰熱伝達に与える酸化層の影響

上記で得られた知見を基に、容器壁近傍で沸騰が生じないような試験部を用いて定常状態における沸騰熱伝達実験を行い、可視化、温度分布および沸騰曲線から以下の結論を得た。

- ① 液液界面に酸化物が存在する場合、液液系の沸騰熱伝達は固液系の沸騰熱伝達とほぼ一致する。
- ② 液液界面は沸騰気泡の離脱によって揺動するが、既存の実験で報告されてきた激しい揺動や熔融金属の巻き込み現象（エントレインメント）は観察されなかった。
- ③ 液液界面が清浄である場合、気泡核の役割を果たす酸化物が減少するため、沸騰熱伝達が悪くなり、沸騰曲線が高過熱度側に移行するが、沸騰開始条件および限界熱流束の値は変化しなかった。
- ④ 液液系の沸騰熱伝達では、サブクール度の増大により沸騰開始および限界熱流束が上昇するが、核沸騰領域における熱伝達は影響を受けない。

第3章では、非定常状態における沸騰熱伝達実験を行い、時系列変化、沸騰曲線から以下の結論を得た。

- ① ウッズメタルー水を用いた非定常実験を行い、沸騰曲線を得た。この場合、膜沸騰熱伝達率は固液系よりも大きい。これは界面の大きな揺動などによって、熱伝達が促進されたものと考えられる。
- ② ウッズメタルー水を用いた非定常状態における沸騰曲線は定常の沸騰曲線と比較すると全体的に高過熱度側へ偏っているが、ウッズメタルの初期温度が高いほど、この傾向は強くなる。これは、ウッズメタル表面に形成された酸化層が断熱層となり、界面温度の算出の誤差が大きいためと考えられる。
- ③ ビスマスー水を用いた非定常実験を行い、時系列変化を計測した。ビスマスの初期温度が450℃と700℃で水蒸気爆発が観察された。これは、ウッズメタルと比較して、ビスマスの場合は、酸化物が生成されにくいためと考えられる。

謝 辞

本実験を遂行する上で、神戸大学工学部 竹中信幸 教授に液体金属およびタンタルヒーターについて様々なご助言を頂いた。また、北海道大学工学部 井口 学 教授に液体金属実験について、貴重な資料およびご助言を頂いた。ここに記して謝意を表す。また、京都大学大学院 田中 利朗君（現在（株）キーエンス勤務）の御協力に謝意を表したい。

参考文献

- 1) 成合英樹、他：日本原子力学会誌, 39[9], 739 (1997).
- 2) Gordon, K.F., T. Singh, and E.Y. Weissman: Int. J. Heat Mass Transfer, 3, 90 (1961).
- 3) Novakovic, M. M., et al.: Proc. of 3rd Int. Heat Transfer Conf., 3, 213 (1963).
- 4) Novakovic, M., and M. Stefanovic: Int. J. Heat Mass Transf., 7, 801 (1964).
- 5) Henry, R.E. et al.: NUREG/CP-0118, 12.3 (1991).
- 6) Berenson, P.J.: Trans. ASME, J. Heat Transfer, 83, 351 (1961).
- 7) Greene, G.A. et al.: Proc. of Int. Meeting. on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, Massachusetts (1983).
- 8) Greene, G.A.: Proc. of USNRC 14th Water Reactor Information Meeting, 6, 143 (1987).
- 9) Greene, G.A. et al.: Trans. ANS, 45, 466 (1983).
- 10) Greene, G.A., C. Finfrock, and S.B. Burson: Trans. ANS, 53, 360 (1986).
- 11) Greene, G.A.: Safety Research Programs sponsored by the Office of Nuclear Regulatory Research, Quarterly Progress Report, 6-2, 31 (1986).
- 12) Greene, G.A., and T.F. Irvine, Jr.: Proc. of 8th Int. Heat Transfer Conference, San Francisco, USA, 4, 2049 (1986).
- 13) Greene, G.A.: Prepared for Division of Systems Research Office of Nuclear Regulatory Research USNRC, Washington (1992).
- 14) Nishimura, S. et al.: Proc. of 5th ASME/JSME Joint Thermal Eng. Conf., San Diego, USA (1999).
- 15) 日本機械学会編：“伝熱工学資料 (改訂第4版)”, 丸善, 127 (1994).
- 16) 甲藤好郎：“伝熱概論”, 養賢堂, 322 (1996).
- 17) 西川兼康, 藤田恭伸：“伝熱学”, 理工学社, 225 (1982).
- 18) Kutateladze, S.S.: "Heat Transfer in Condensation and Boiling," 2nd ed., Mashgiz, Moscow ; AEC Translation 3770, US AEC Tech. Info.Service, (1952).
- 19) 西川兼康, 山県 清: Int. J. Heat Mass Transf., 1, 219 (1960).
- 20) Labountzov, D.A.: Teploergetika, 7, 76 (1960).
- 21) Rohsenow, W.M., Trans. ASME, 74 (1952), 969.
- 22) Zuber, N.: AEC Rep. No.AECU-4439 (1959).
- 23) Lienhard, J.H. and Dhir, V.K.: Trans. ASME, Ser. C, 95, 152 (1973).
- 24) 原村, 甲藤, 機論 B, 49[445], 1919 (1983).
- 25) Rohsenow, W.M. and Griffith, P.: Chem. Eng. Prog. Symp. Ser., 52-18, 47 (1956).
- 26) Zuber, N. and Tribus, M.: AEC Rep. No.AECU-2931 (1958).
- 27) Zuber, N., Tribus M. and Westwater, J.W.: Int. Develop. Heat Transfer, 230 (1961).
- 28) Kutateladze, S.S.: Zh.Tekh.Fiz., 20, 1389 (1950).
- 29) Borishanskiim, V.M.: Zh.Tekh.Fiz., 26, 452 (1956).
- 30) Zuber, N.: "Hydrodynamics Aspects of Boiling Heat Transfer," PhD thesis, Dept. of Engineering, UCLA (1959).
- 31) Zuber, N. and Tribus, M.: UCLA. Rept. No.58-5 (1958).

- 32) Henry, R. E., et al.: Proc. of 5th Int. Heat Transfer Conf., Tokyo, Japan (1974).
- 33) Henry, R. E.: AIChE Symposium, 138, 81 (1974).
- 34) Viskanta, R. and P.A. Lottes: Proc. of 1962 Heat Transfer and Fluid Mechanic Institute, 1st ed., Stanford University Press, 2, 171 (1962).
- 35) 岐美 格: 機論 B, 50-457, 1987 (1984).
- 36) Takenaka, N.: "Natural Convection and Boiling Heat Transfer in Potassium," Ph.D. thesis, Dept. of Nuclear Engineering, Kyoto University (1984).

使用記号

<i>a</i>	thermal diffusivity	[m ² /s]
<i>c</i>	specific heat	[J/(kg·K)]
<i>g</i>	gravitational acceleration	[m/s ²]
<i>h</i>	heat transfer coefficient	[W/(m ² ·K)]
<i>k</i>	heat conductivity	[W/(m·K)]
<i>l</i>	length	[m]
<i>p</i>	pressure	[Pa]
<i>Pe</i>	Peclet number(= <i>Re</i> · <i>Pr</i>)	[-]
<i>Pr</i>	Prandtl number	[-]
<i>Ra</i>	Rayleigh number (= <i>Gr</i> · <i>Pr</i>)	[-]
<i>q</i>	heat flux	[W/m ²]
<i>T</i>	temperature	[°C]

ギリシャ文字

μ	viscosity	[Pa·s]
ν	kinetic viscosity	[m ² /s]
ρ	density	[kg/m ³]
σ	surface tension	[N/m]
Δh_v	latent heat of vaporization	[J/kg]
ΔT	temperature difference	[K]
Δx	distance	[m]

添え字

<i>c</i>	critical
<i>I</i>	isothermal
<i>i</i>	interface
<i>l</i>	liquid
<i>min</i>	minimum
<i>sat</i>	saturation
<i>v</i>	vapor
<i>w</i>	wall
<i>bulk</i>	bulk

Table 1 Experiment on melt-coolant interaction

Facility	Organization	Melt
MACE	Argonne National Laboratory USA	UO ₂ -ZrO ₂
SWISS	Sandia National Laboratory USA	Steel
TEPCO	Hitachi and Toshiba , JAPAN	Steel
WETCOR	Sandia National Laboratory USA	Oxide mixture
VULCANO	Cadarache Laboratory (France)	UO ₂ , ZrO ₂ , Zr, Fe
FARO	Ispra International Center Italy	UO ₂ , ZrO ₂ , Zr
RIT	Sweden	PbO, FeO, SiO ₂
RASPLAV-2	Scientific Research Technological Institute, Russia	UO ₂ , ZrO ₂ , Fe ₂ O ₃ , Cr ₂ O ₃ , Ni ₂ O ₃
COMET	Federal Center in Karlsruhe Germany	Fe, Al ₂ O ₃

Table 2 Experiments on liquid-liquid boiling heat transfer

Experimenter	Melt	Coolant	Superheat [K]	Comments
Gordon et al. (1961)	Mercury	Water, Methanol, Ethanol	4~57K	nucleate boiling
Viskanta and Lottes (1962)	Mercury	Water, N-Hexane	~15K	nucleate boiling
Novakovic et al. (1964)	Mercury	Water, Ethanol	~45K	nucleate boiling
Henry et al. (1974)	Mercury	Water, R-11, R-22	over 200K	film boiling
Greene and Irvine (1986)	Bismuth, Lead, Wood's metal	R-11	~900K	film boiling
Greene et al. (1986)	Bismuth, Lead, Wood's metal	Water	~500K	film boiling steam explosion
Nishimura et al. (1999)	Wood's metal	Water	~40K	nucleate boiling

Table 3 Experimental conditions

Heated Surface	Boiling Fluid	Bulk Temperature (°C)
Nickel	Distilled Water	Saturate (100°C)
Nickel	Water with soldering flux	Saturate (100°C)
Wood's Metal m.p.(68°C)	Distilled Water	Saturate (100°C)
Wood's Metal m.p.(68°C)	Water with soldering flux	Saturate (100°C)
Wood's Metal m.p.(68°C)	Water with soldering flux	Subcool (90°C)
Wood's Metal m.p.(68°C)	Water with soldering flux	Subcool (80°C)

Table 4 Experimental conditions

	Molten Metal	Initial Molten Metal Temp. (°C)	Coolant (°C)	Comments
Run 1	Wood's Metal	450	Water (100)	Boiling
Run 2	Wood's Metal	600	Water (100)	Boiling
Run 3	Wood's Metal	700	Water (100)	Boiling
Run 4	Bismuth	450	Water (100)	Steam Explosion
Run 5	Bismuth	700	Water (100)	Steam Explosion

1-D Traversing System

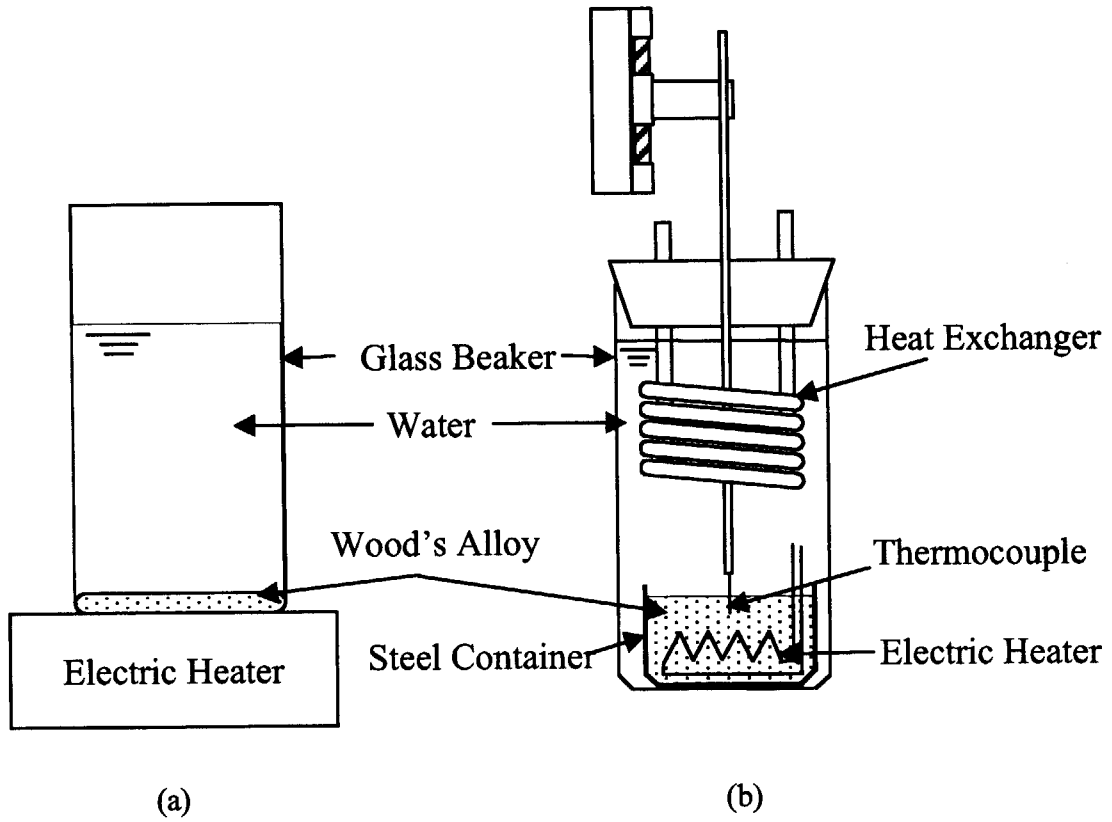


Fig.1 Preliminary experimental apparatus

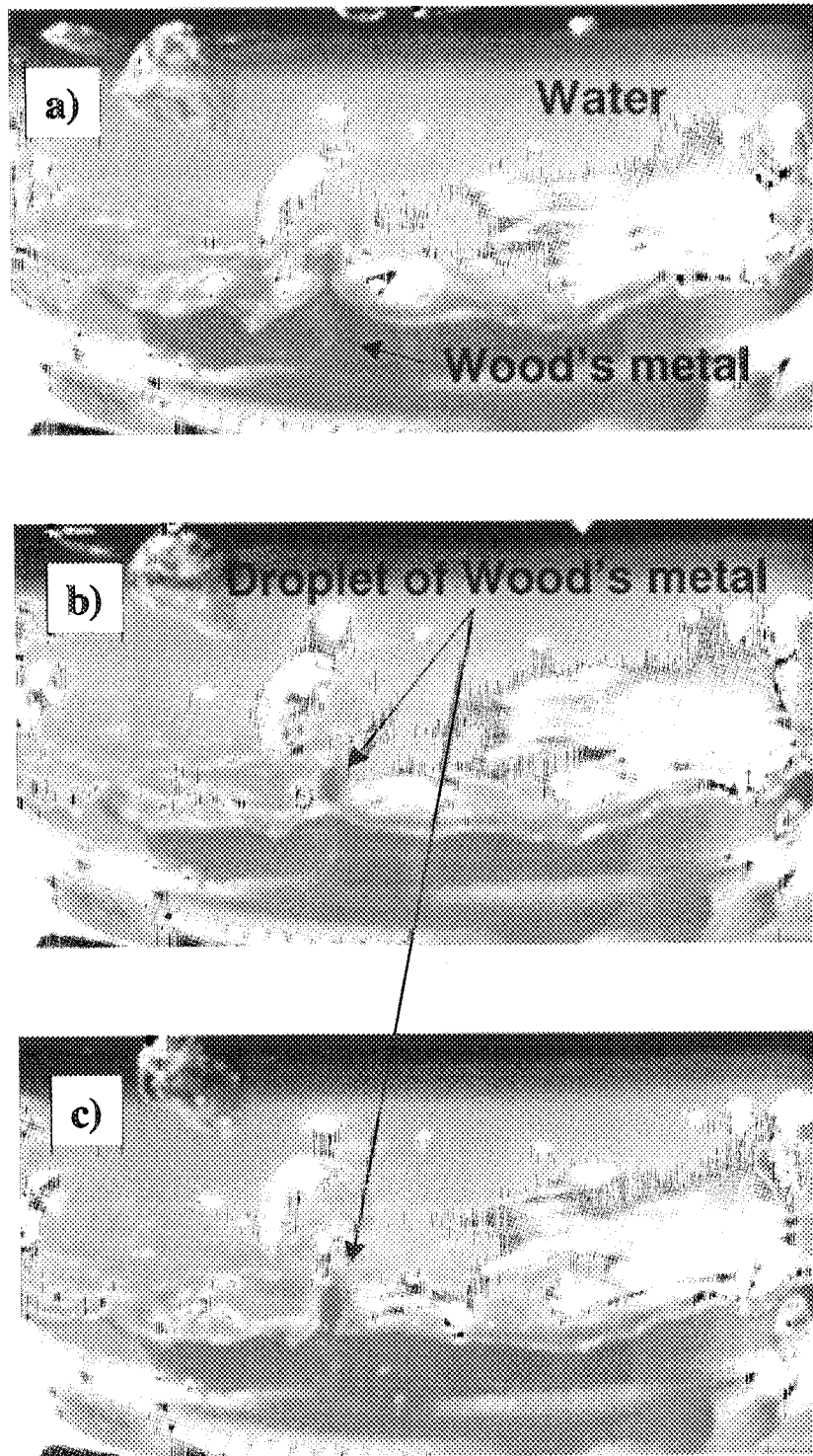


Fig.2 Visualization of boiling of water over the thick molten metal layer

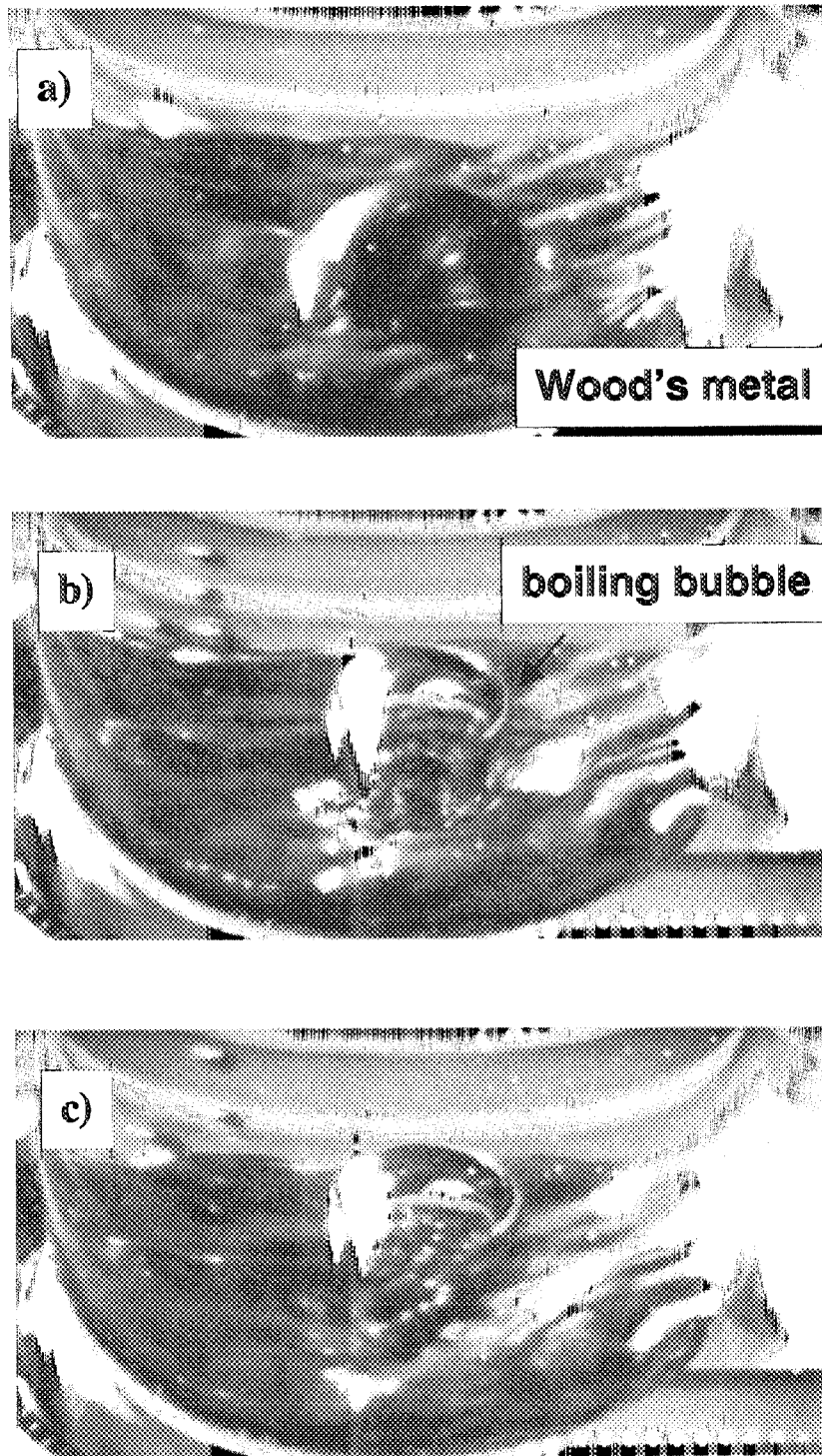


Fig.3 Visualization of boiling of water over the thin molten metal layer

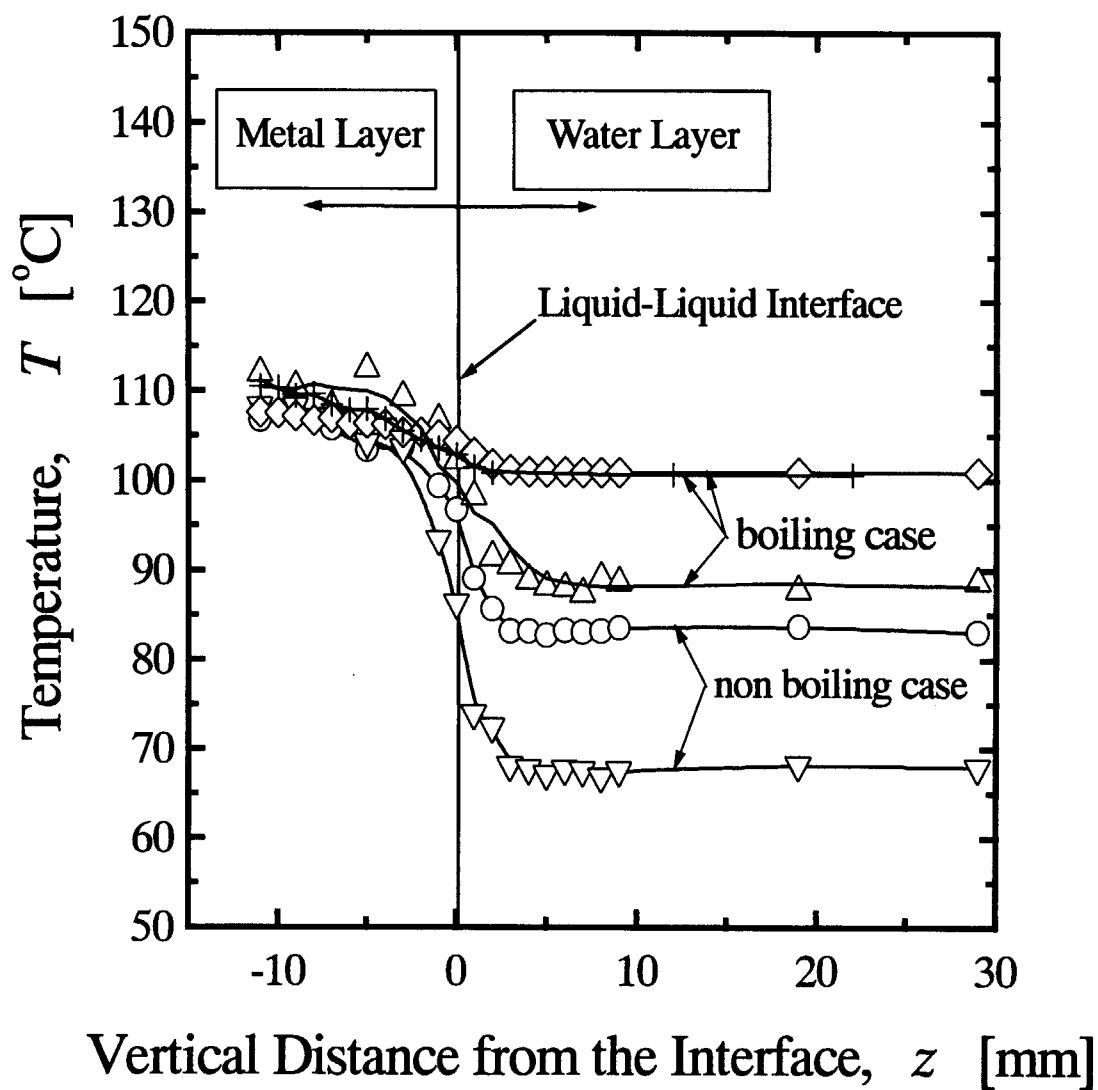


Fig.4 Temperature distribution at the liquid-liquid interface

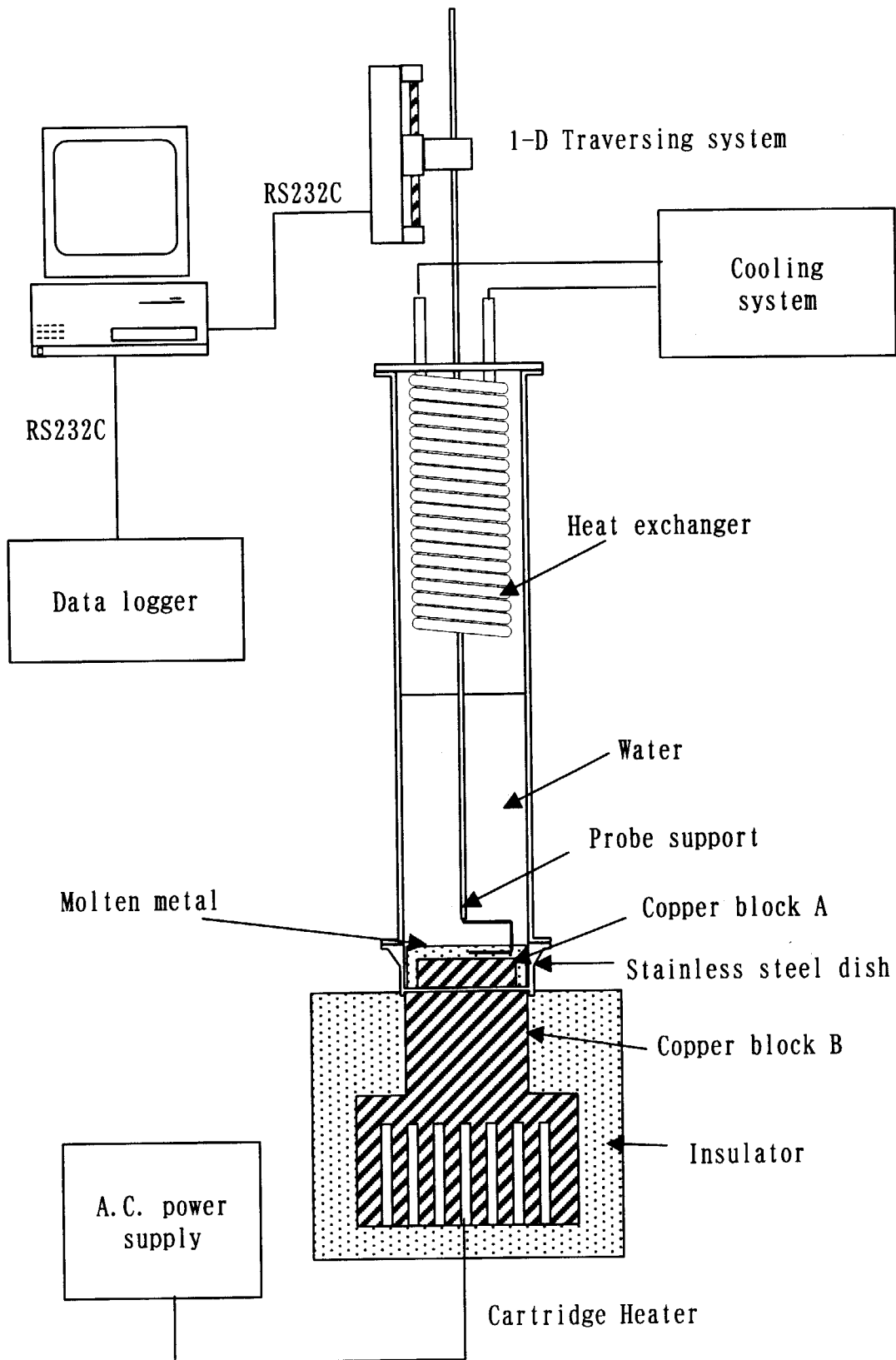


Fig.5 Schematic of experimental apparatus

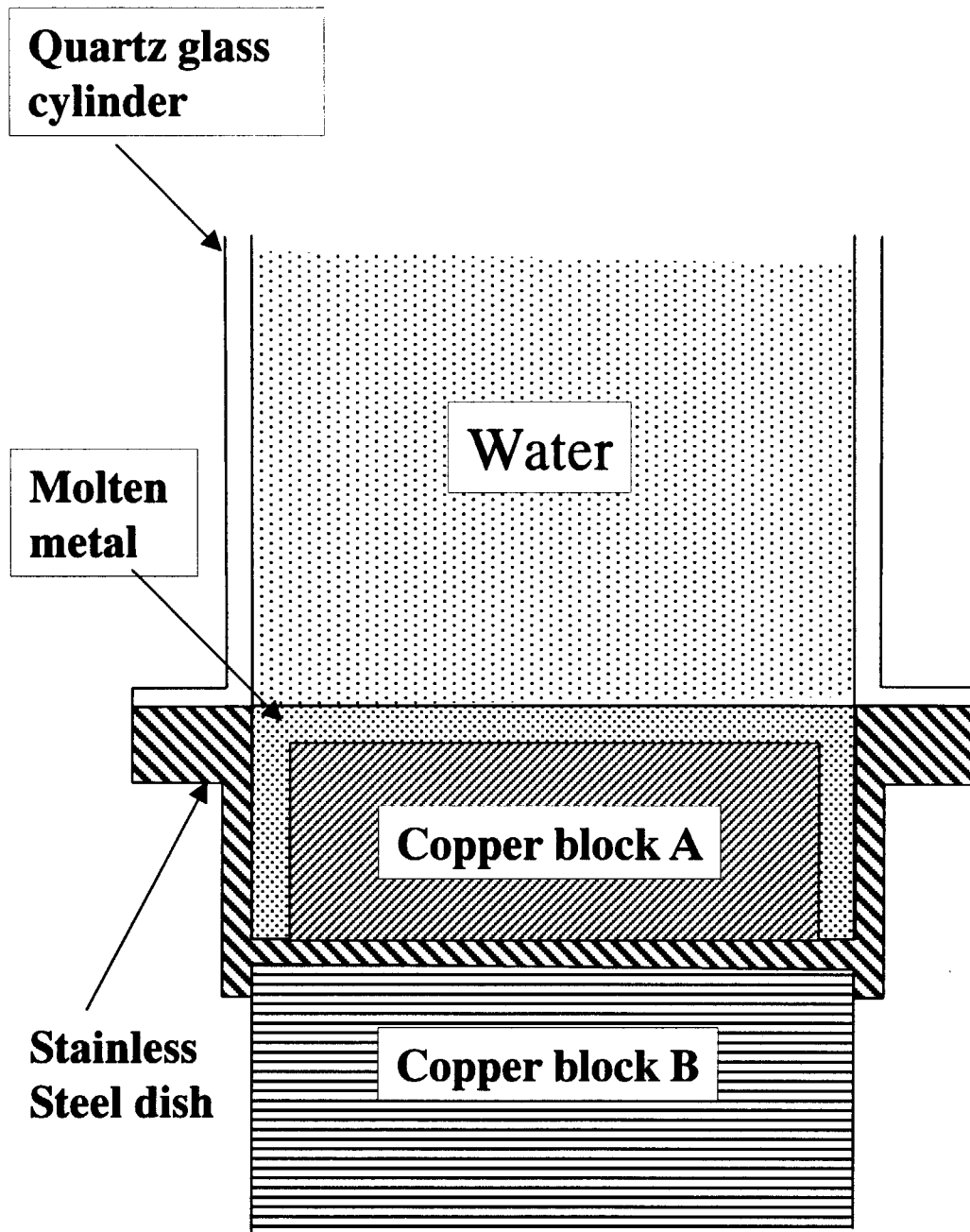


Fig.6 Cross sectional view of Test Section A

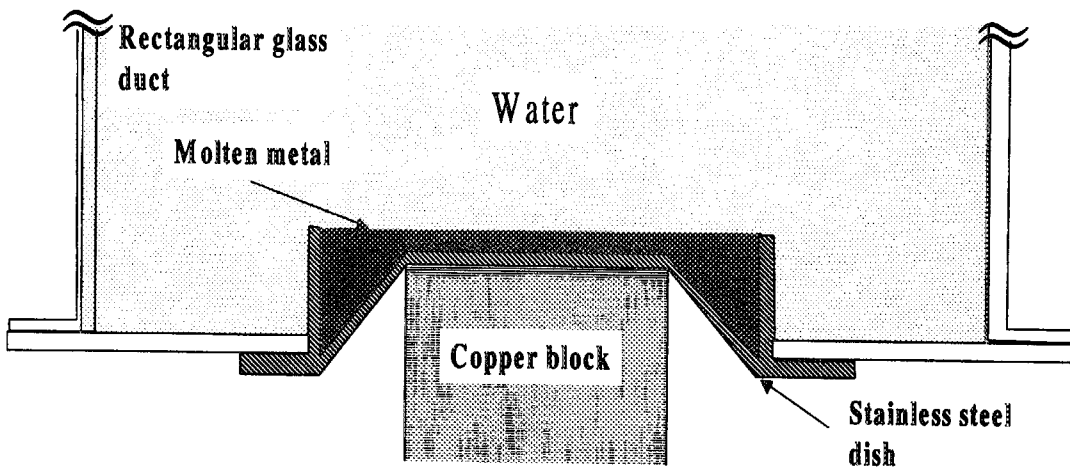


Fig.7 Cross sectional view of Test Section B

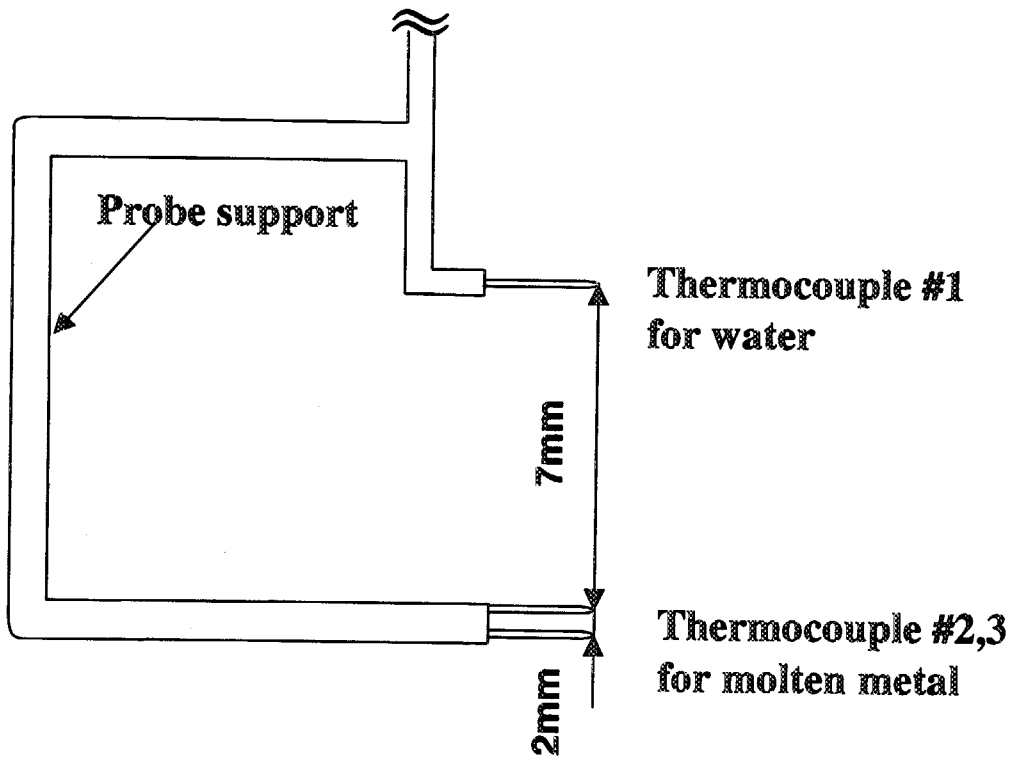
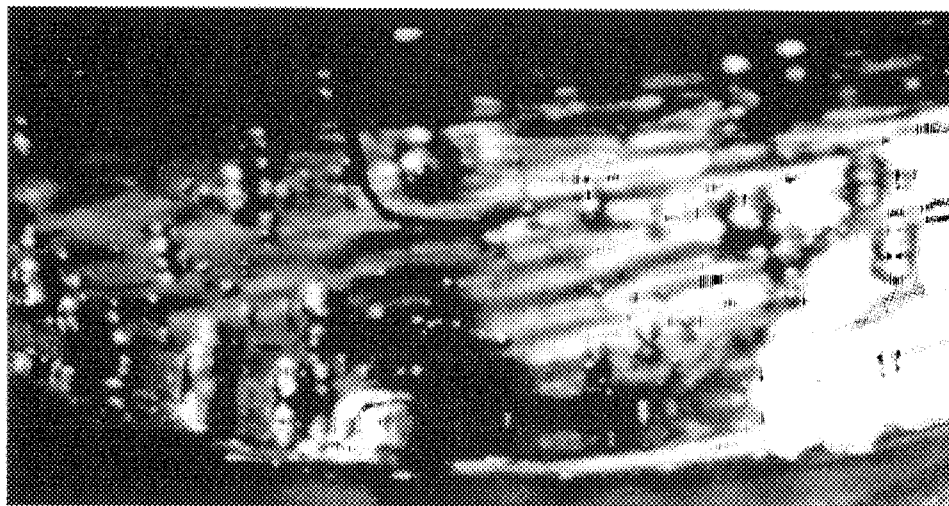
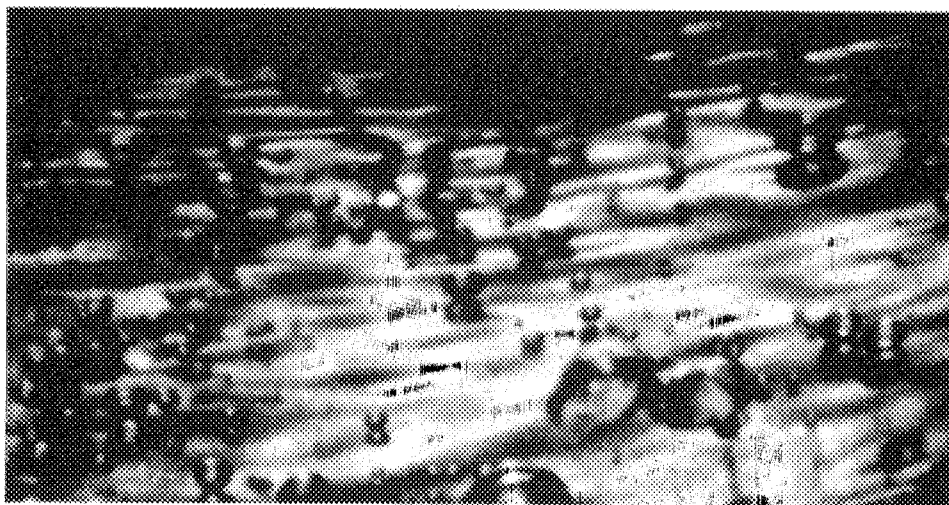


Fig.8 Schematic of the movable probe



(a) 40 kW/m²



(b) 50 kW/m²

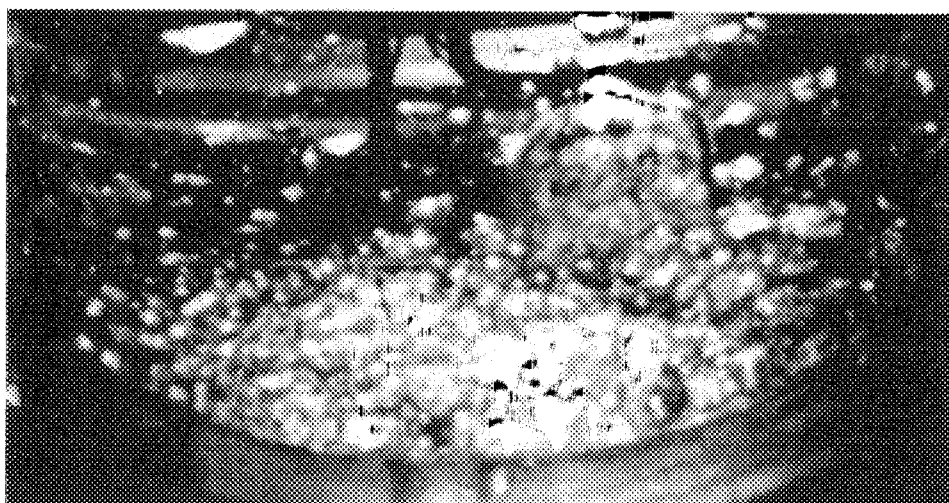


(c) 70 kW/m²

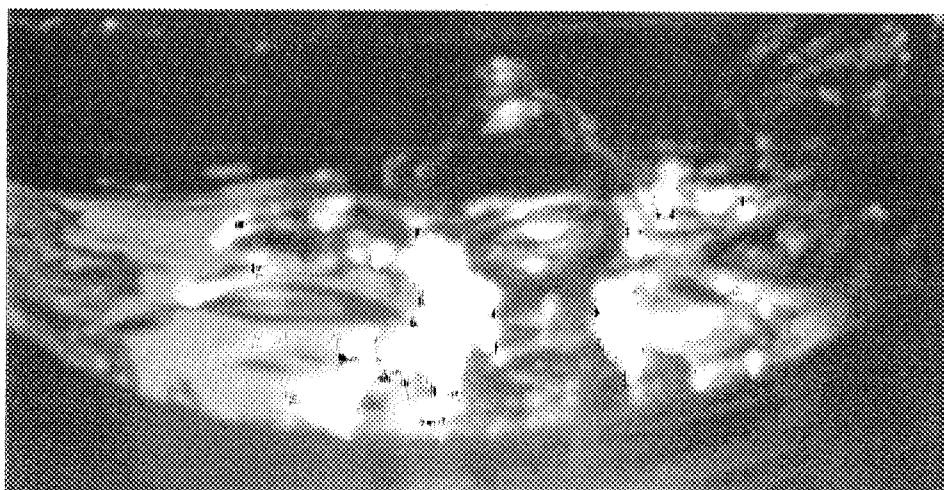
Fig.9 Visualization of boiling in Test Section A



(d) 140 kW/m²

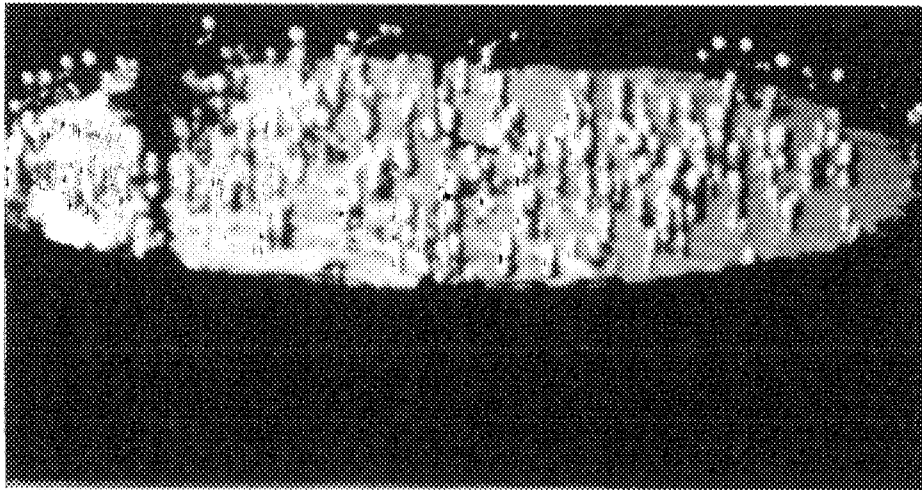


(e) 150 kW/m²

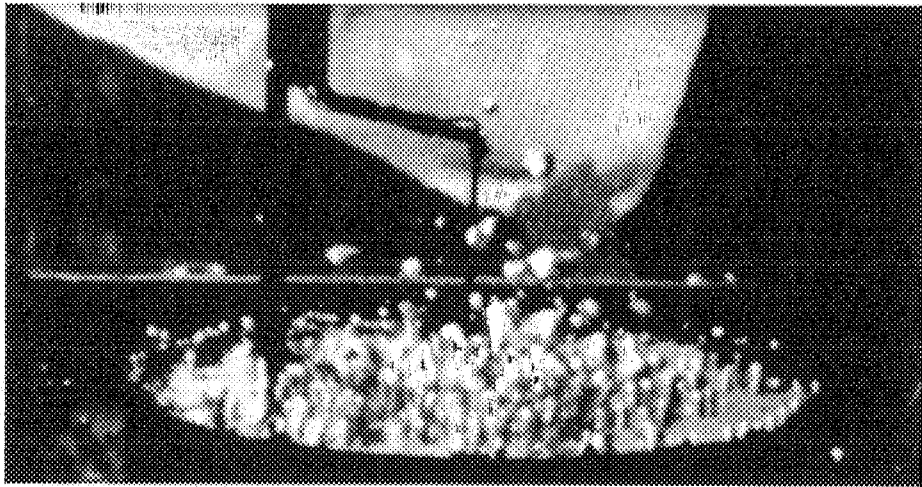


(f) 40 kW/m² (film boiling)

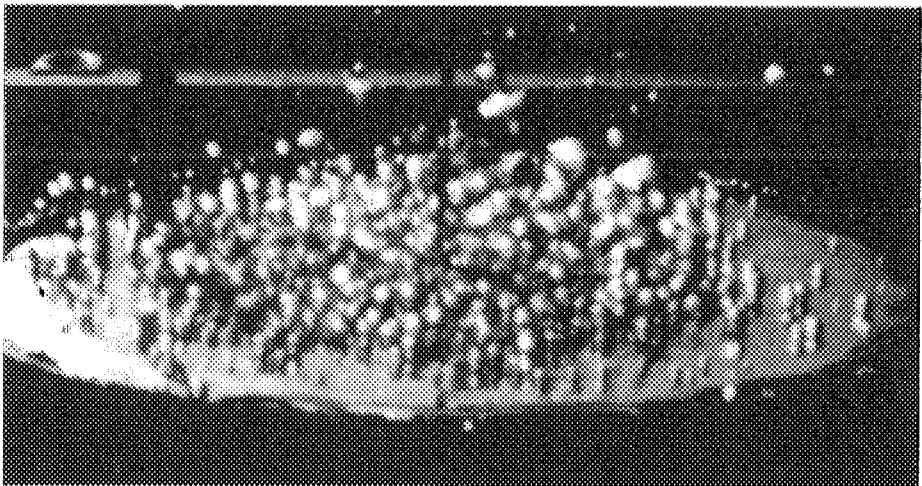
Fig.9(cont'd) Visualization of boiling in test section A



(a) 45 kW/m²

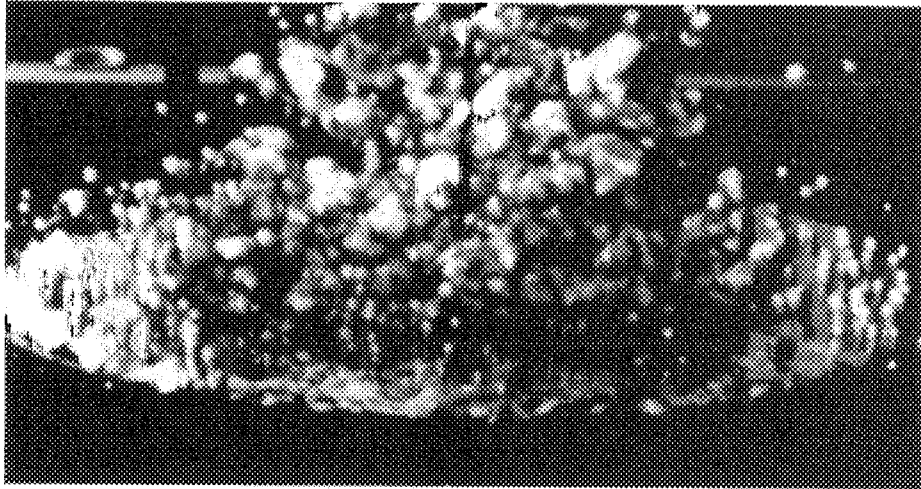


(b) 100 kW/m²



(c) 150 kW/m²

Fig.10 Visualization of boiling in Test Section B



(d) 180 kW/m²



(e) 340 kW/m²

Fig.10(cont'd) Visualization of the boiling with Test Section B

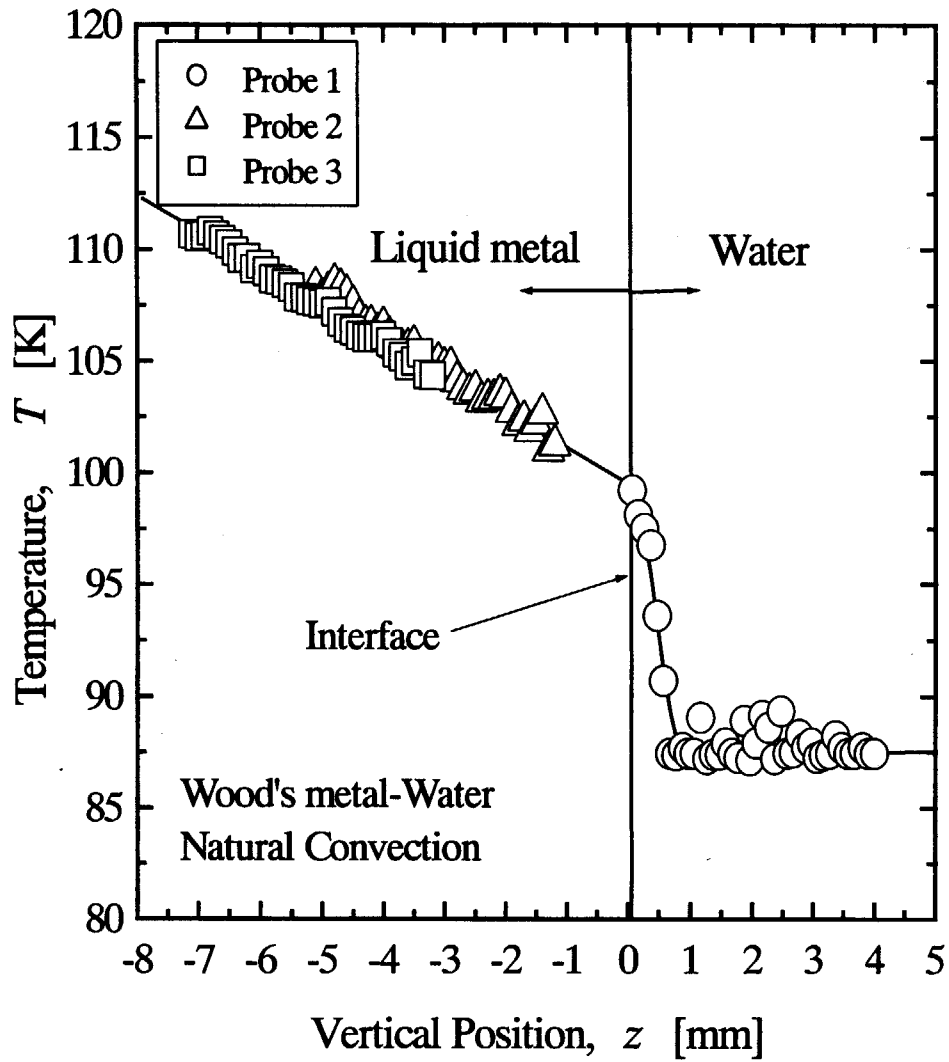


Fig.11 Temperature distribution in natural convection

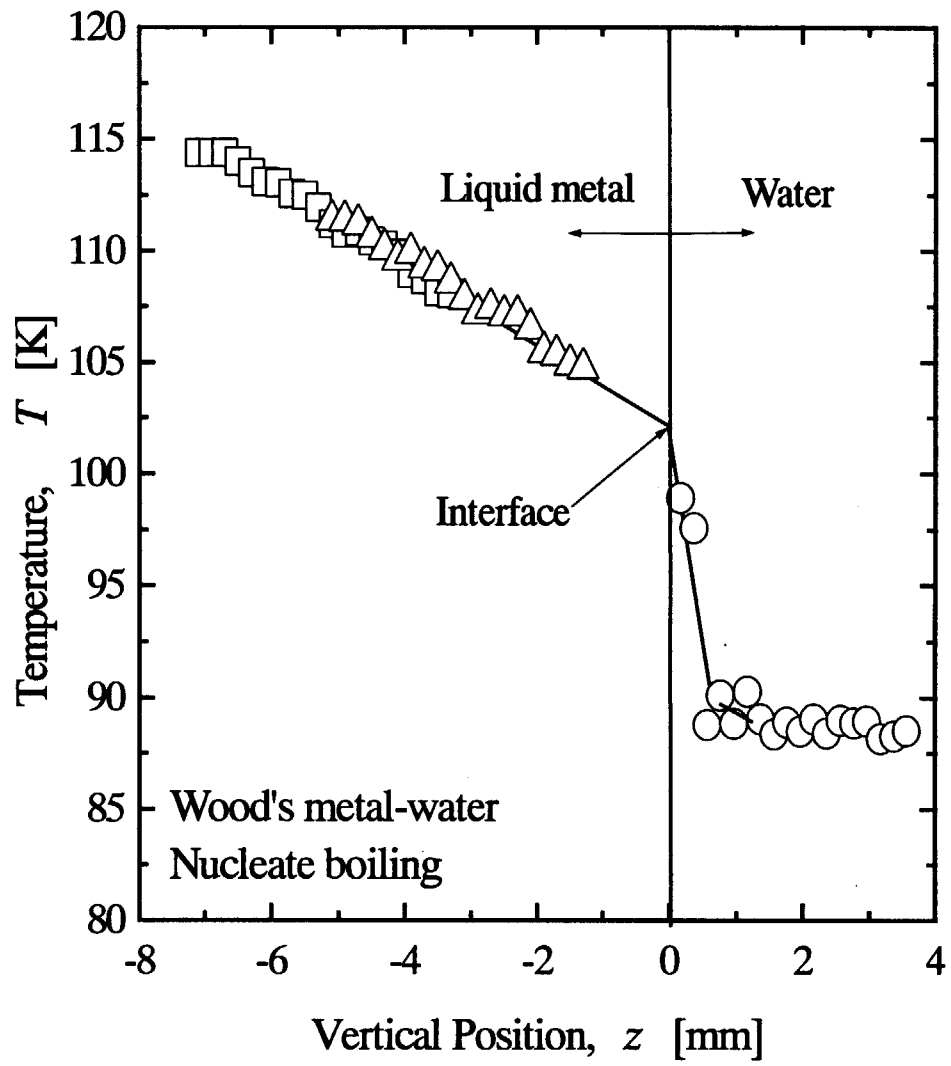


Fig.12 Temperature distribution in nucleate boiling

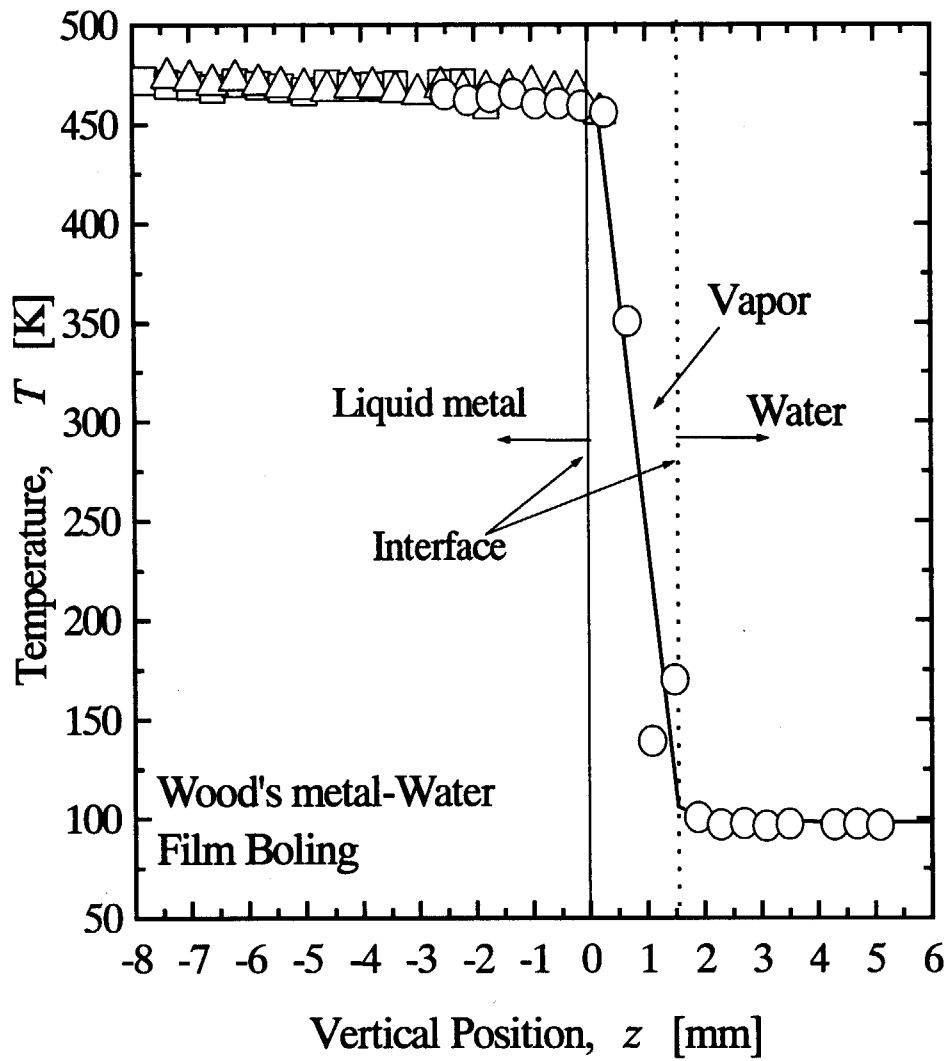


Fig.13 Temperature distribution in film boiling

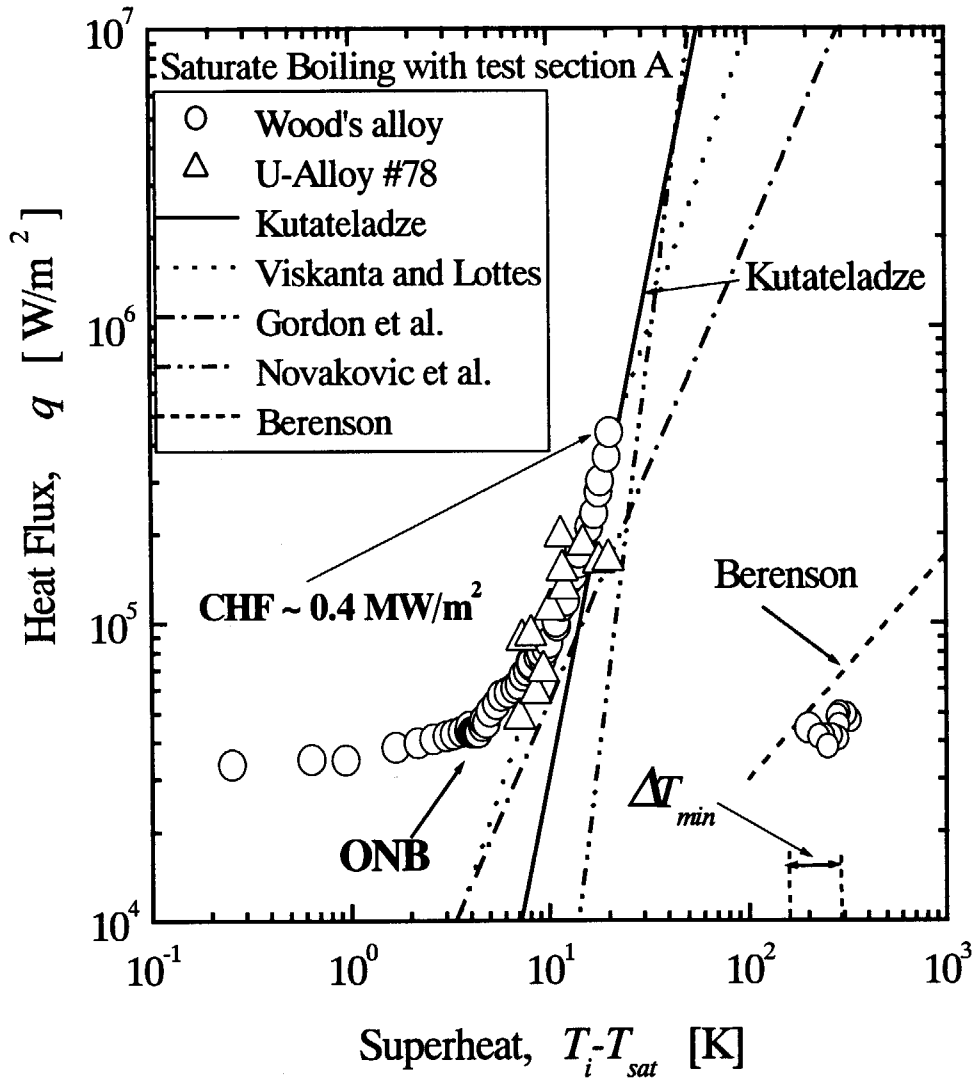


Fig.14 Boiling curve for liquid-liquid system in Test Section A

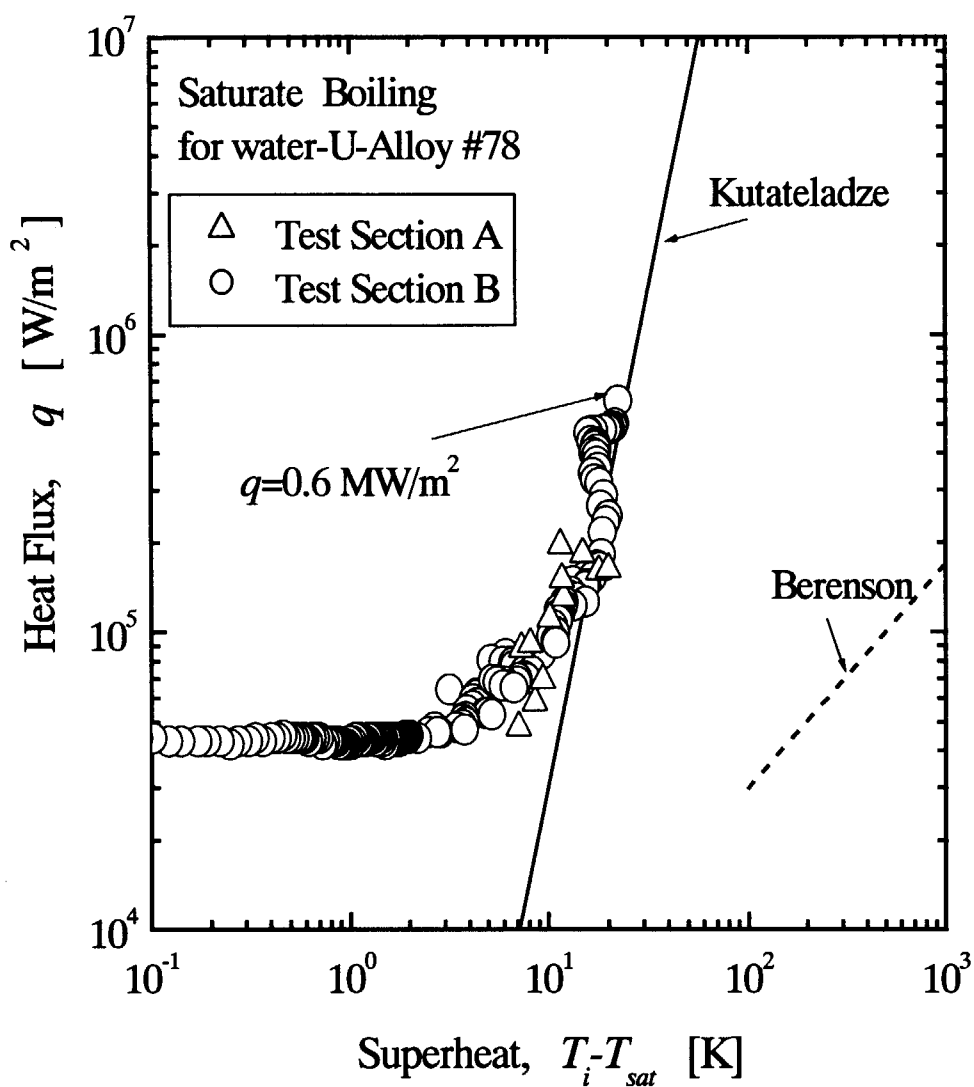


Fig.15 Boiling curve for liquid-liquid systems in Test Section B

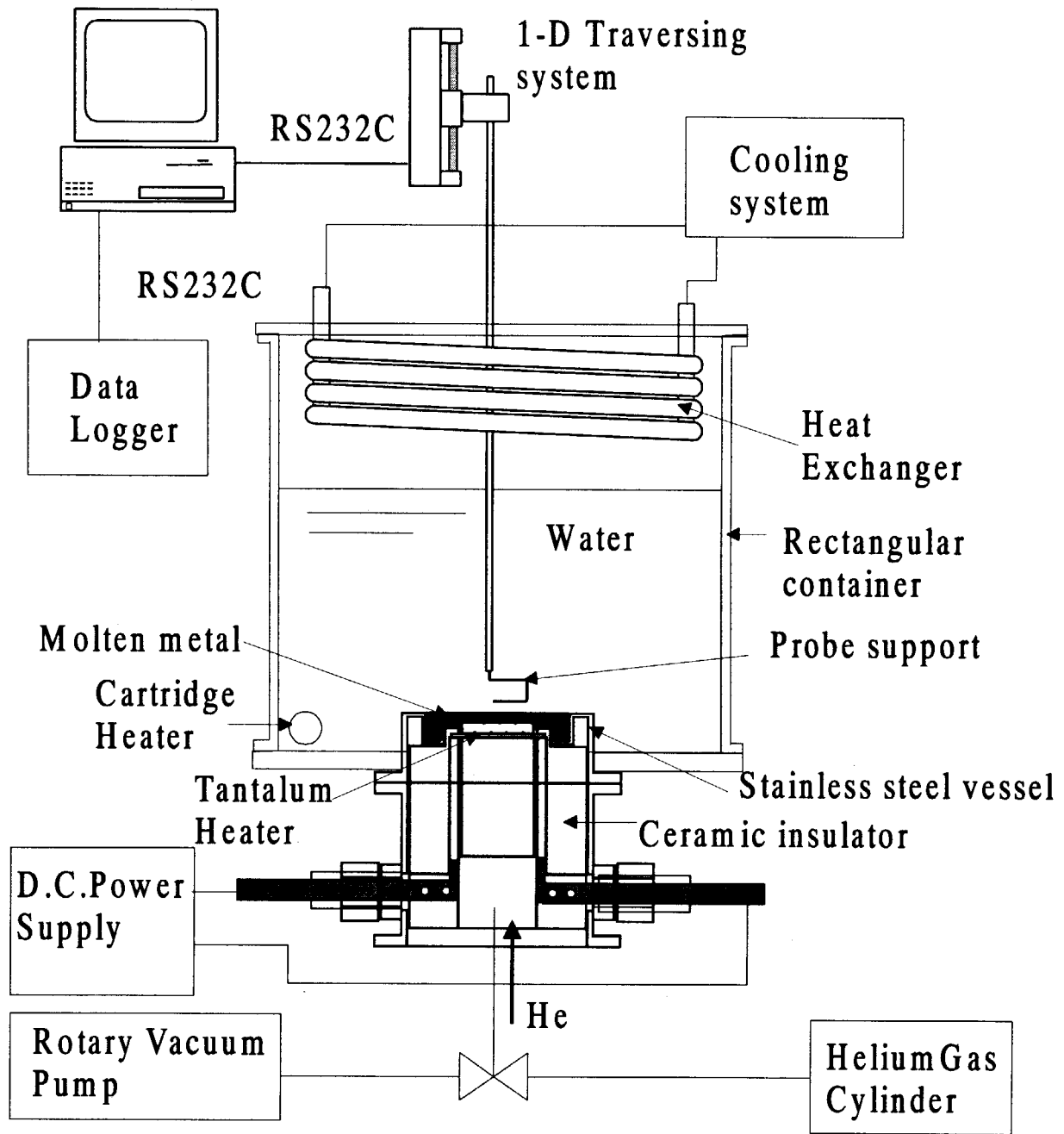


Fig.16 Schematic of the experimental apparatus

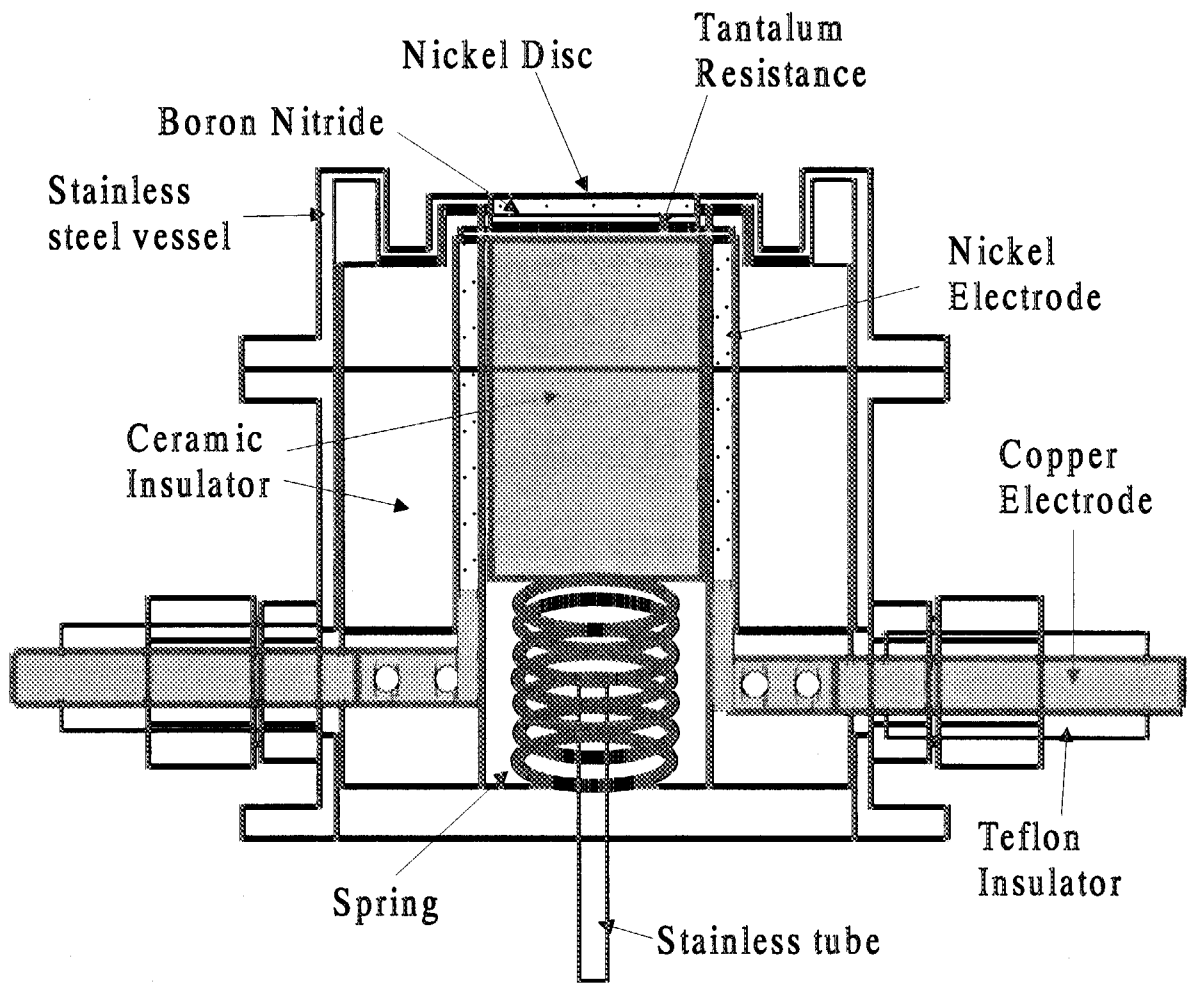
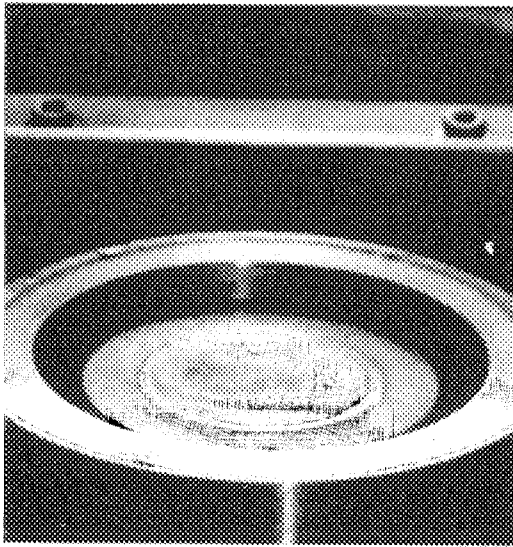
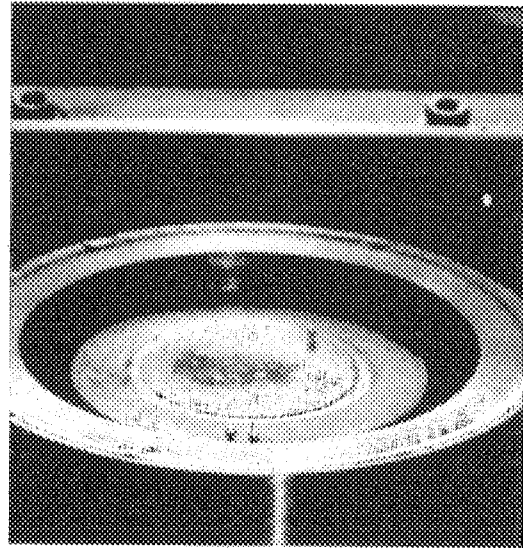


Fig.17 Cross sectional view of the tantalum heater

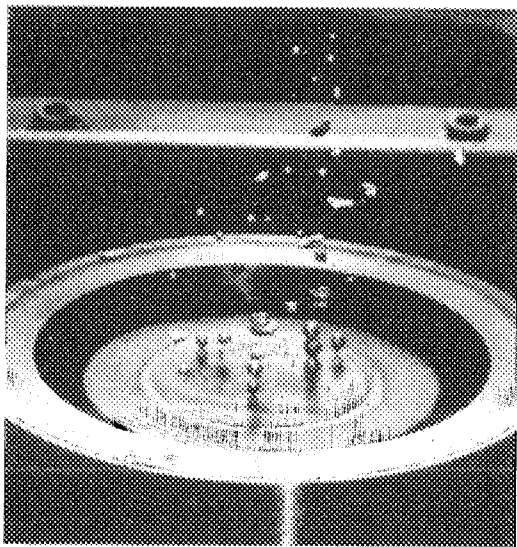


**(a) Nickel-Water
(Saturated Boiling)**

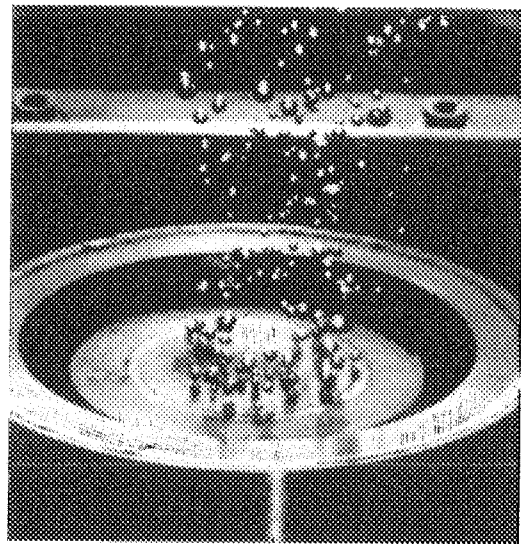


**(b) Nickel-Water(with Flux)
(Saturated Boiling)**

Fig.18 Visualization of boiling at the solid-liquid surface at 10 kW/m²

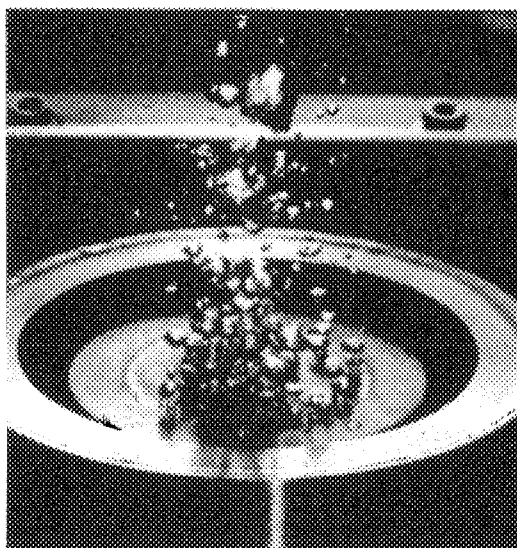


**(a) Nickel-Water
(Saturated Boiling)**

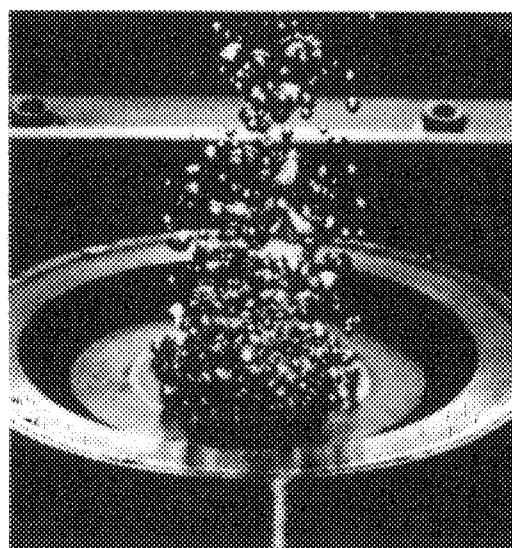


**(b) Nickel-Water(with Flux)
(Saturated Boiling)**

Fig.19 Visualization of boiling at the solid-liquid surface at 40 kW/m²

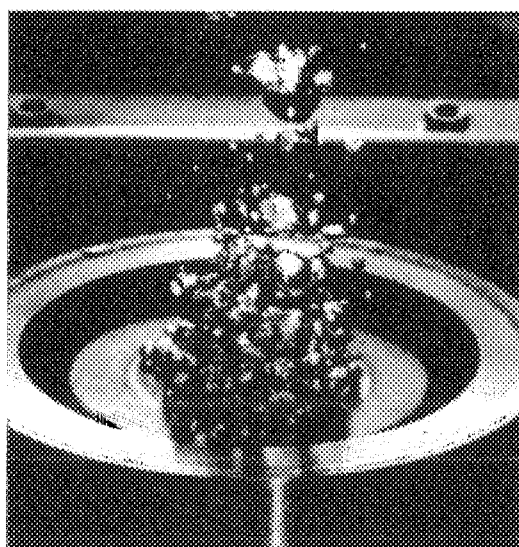


**(a) Nickel-Water
(Saturated Boiling)**

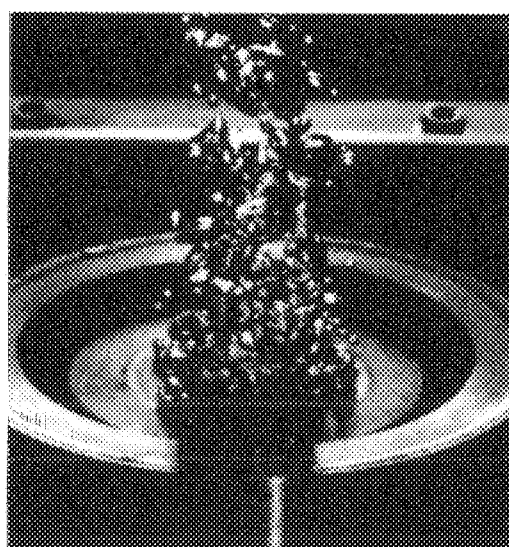


**(b) Nickel-Water(with Flux)
(Saturated Boiling)**

Fig.20 Visualization of boiling at the solid-liquid surface at 85 kW/m²

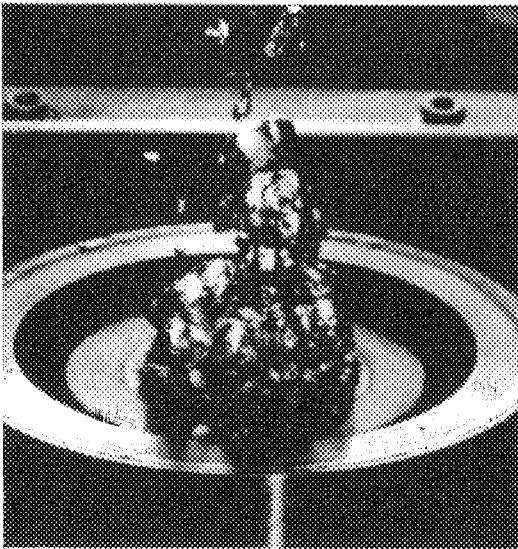


**(a) Nickel-Water
(Saturated Boiling)**

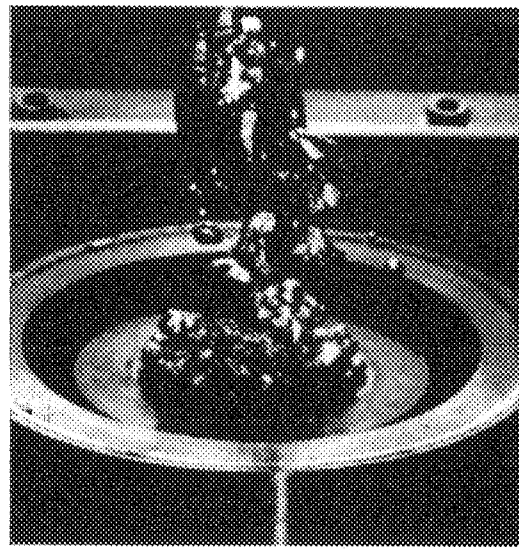


**(b) Nickel-Water(with Flux)
(Saturated Boiling)**

Fig.21 Visualization of boiling at the solid-liquid surface at 160 kW/m²

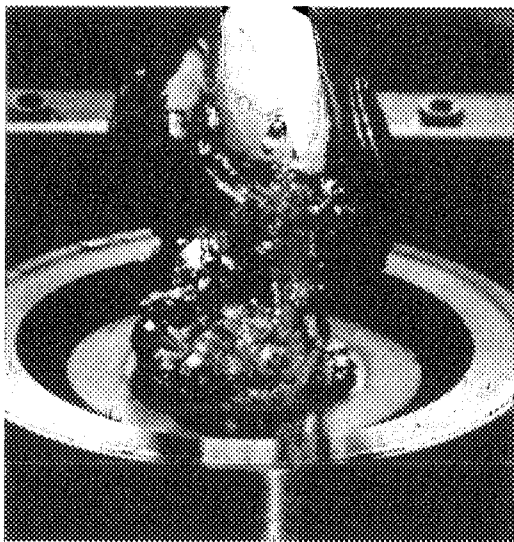


**(a) Nickel-Water
(Saturated Boiling)**

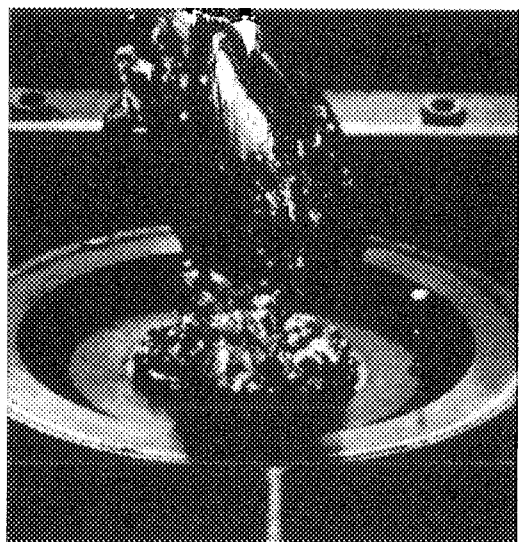


**(b) Nickel-Water(with Flux)
(Saturated Boiling)**

Fig.22 Visualization of boiling at the solid-liquid surface at 350 kW/m^2

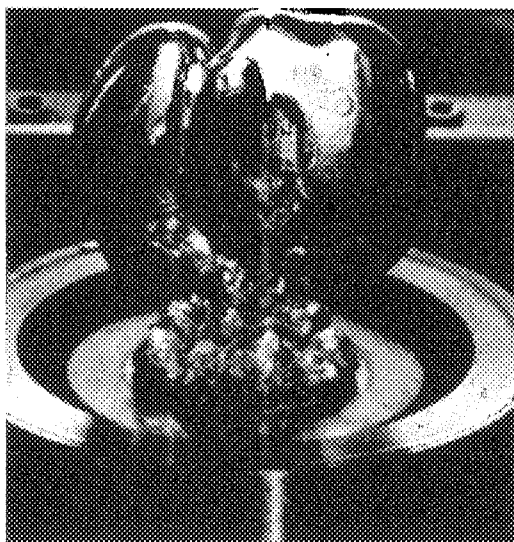


**(a) Nickel-Water
(Saturated Boiling)**

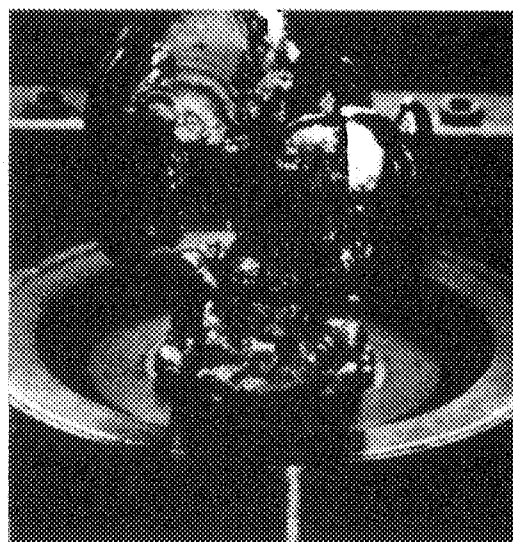


**(b) Nickel-Water(with Flux)
(Saturated Boiling)**

Fig.23 Visualization of boiling at the solid-liquid surface at 700 kW/m^2

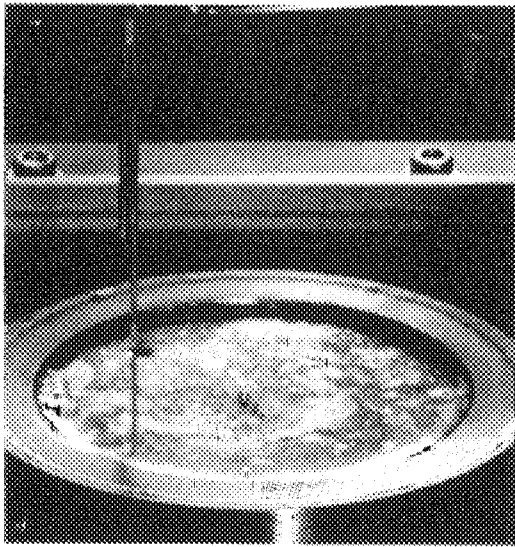


**(a) Nickel–Water
(Saturated Boiling)**

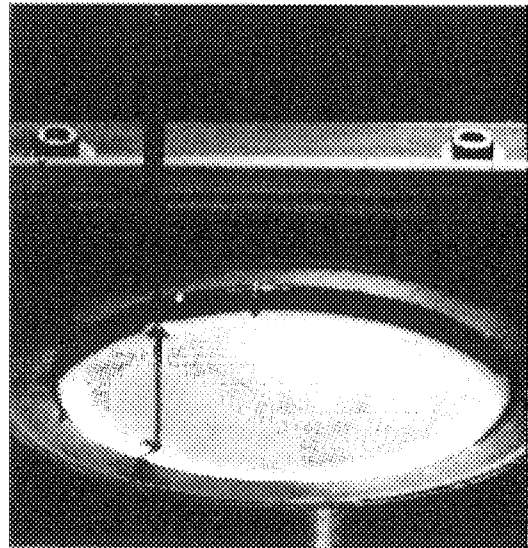


**(b) Nickel–Water(with Flux)
(Saturated Boiling)**

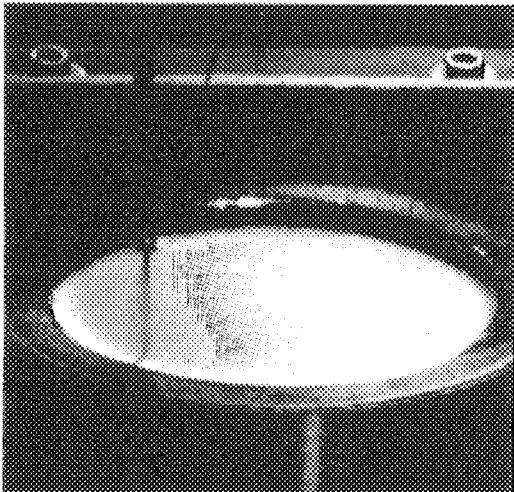
Fig.24 Visualization of boiling at the solid-liquid surface at 1000 kW/m²



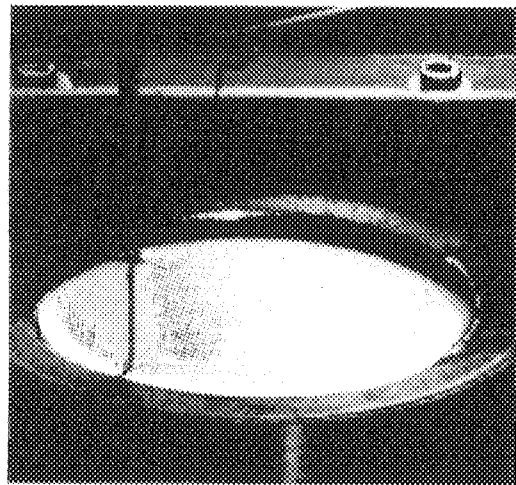
**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**



**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

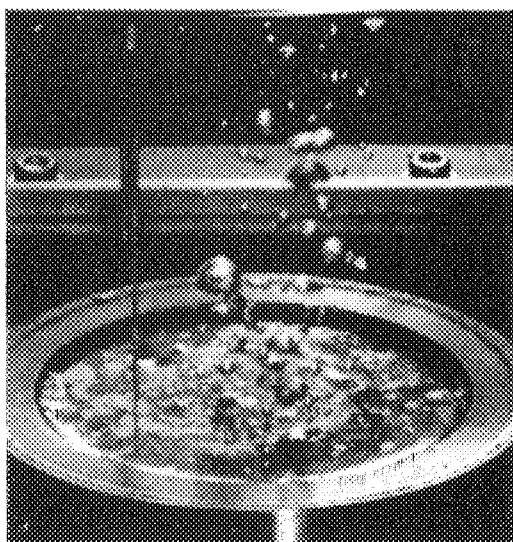


**(c) Wood's metal–Water
(Subcooling 10 K)**

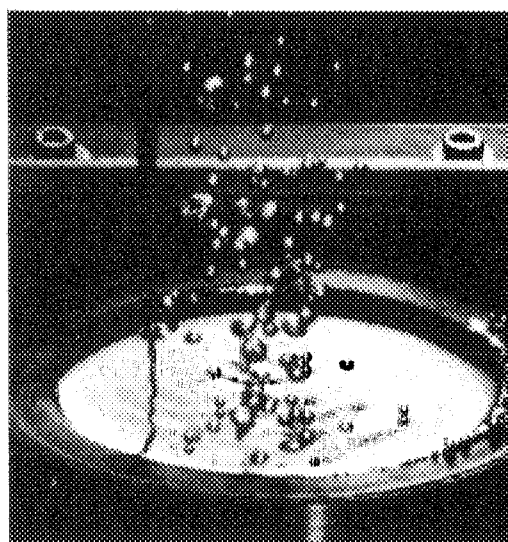


**(d) Wood's metal–Water
(with Flux) (Subcooling 20K)**

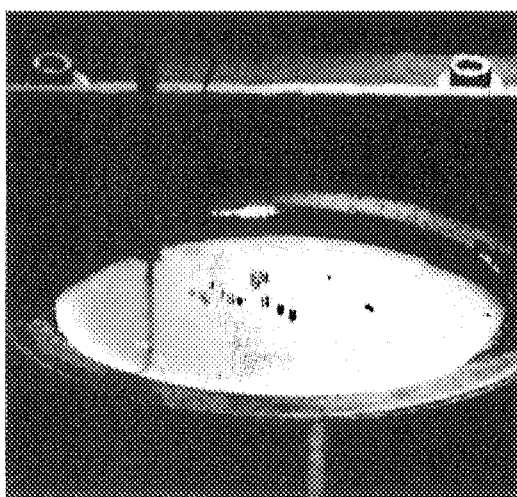
Fig.25 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 10 kW/m²



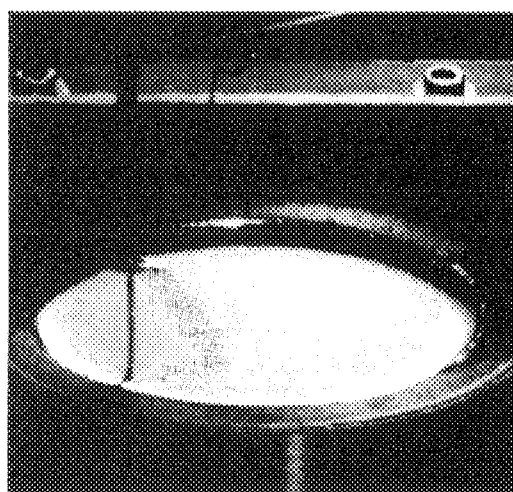
**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**



**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

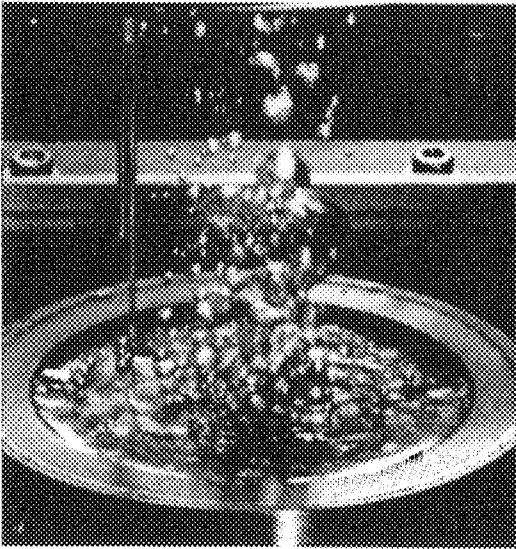


**(c) Wood's metal–Water
(Subcooling 10 K)**

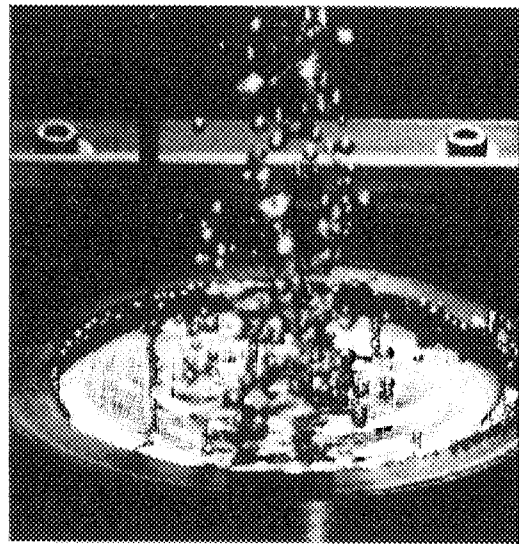


**(d) Wood's metal–Water
(with Flux) (Subcooling 20K)**

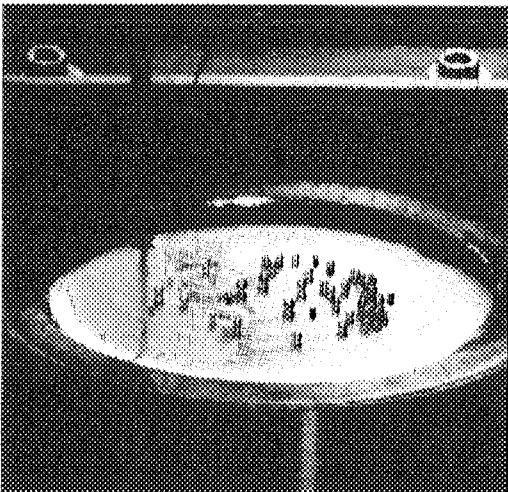
Fig.26 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 40 kW/m²



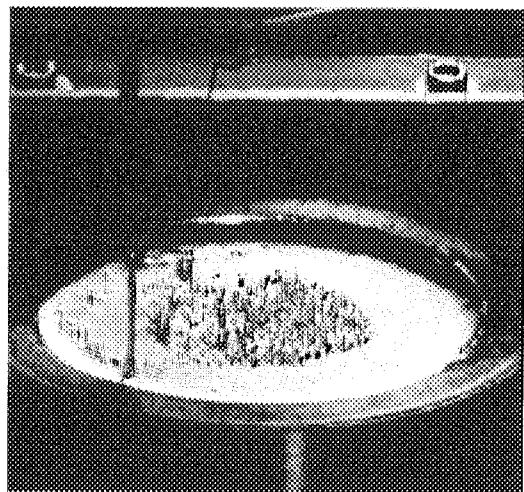
**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**



**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

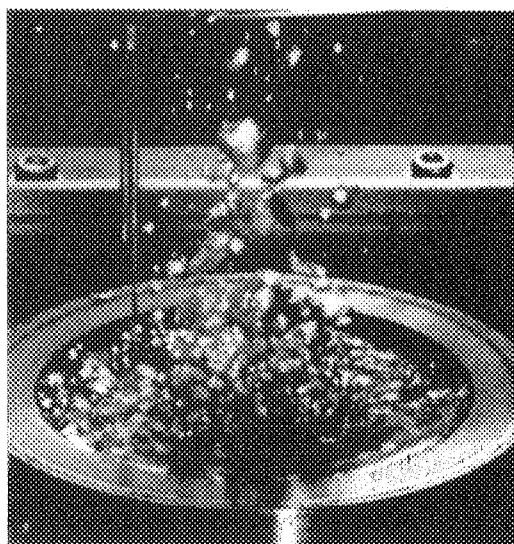


**(c) Wood's metal–Water
(Subcooling 10 K)**



**(d) Wood's metal–Water
(with Flux) (Subcooling 20K)**

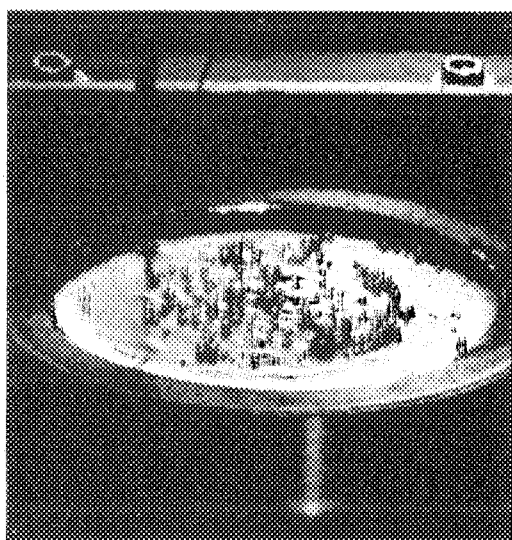
Fig.27 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 85 kW/m^2



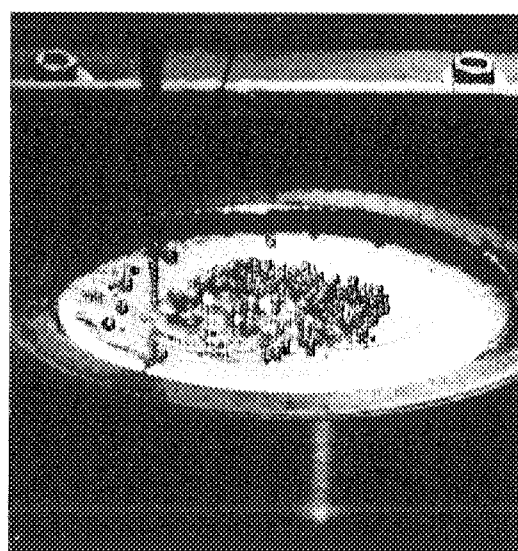
**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**



**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

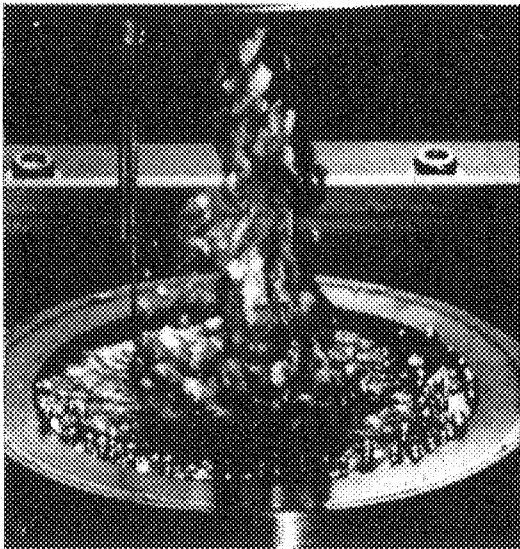


**(c) Wood's metal–Water
(Subcooling 10 K)**



**(d) Wood's metal–Water
(with Flux) (Subcooling 20K)**

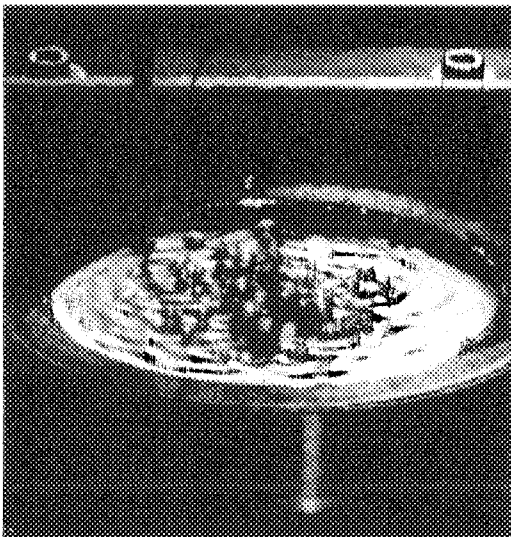
Fig.28 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 160 kW/m^2



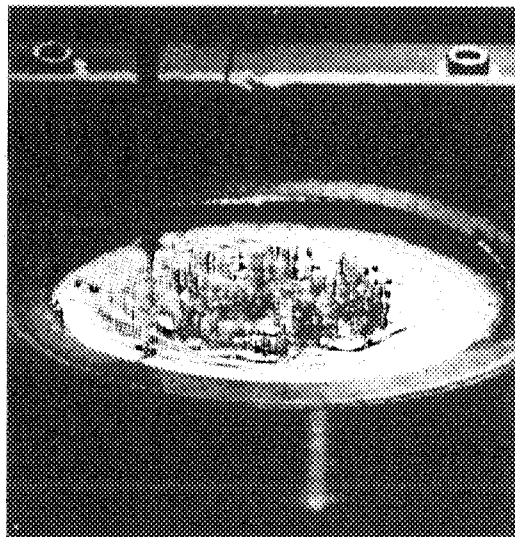
**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**



**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

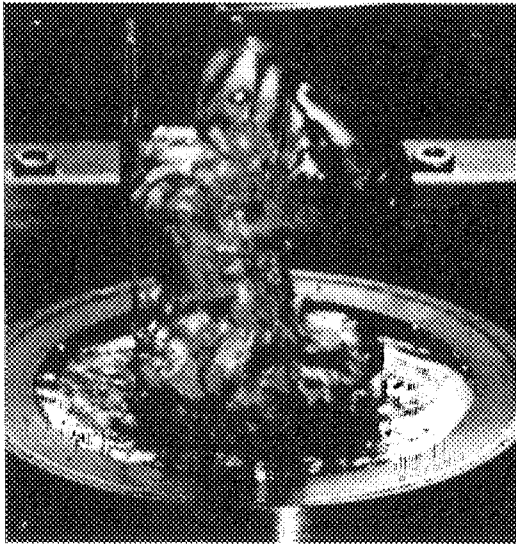


**(c) Wood's metal–Water
(Subcooling 10 K)**

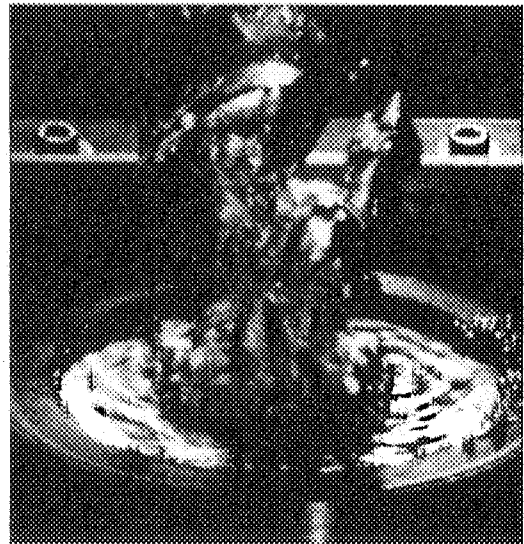


**(d) Wood's metal–Water
(with Flux) (Subcooling 20K)**

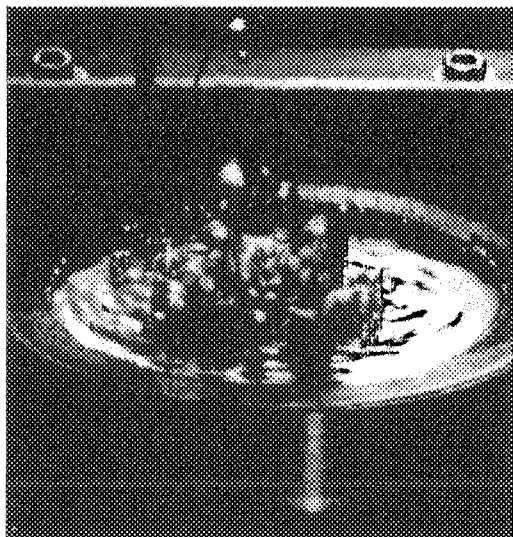
Fig.29 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 350 kW/m²



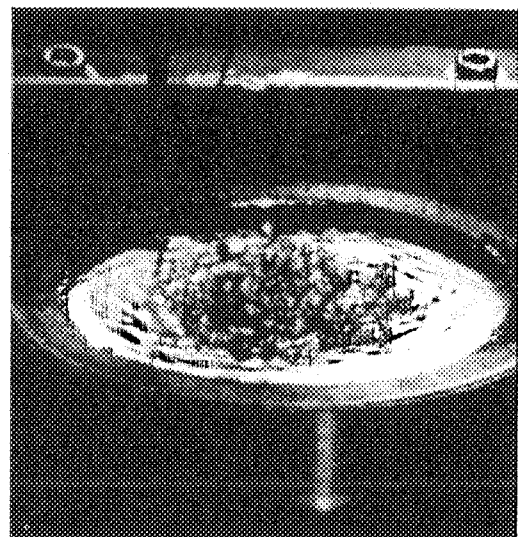
**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**



**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

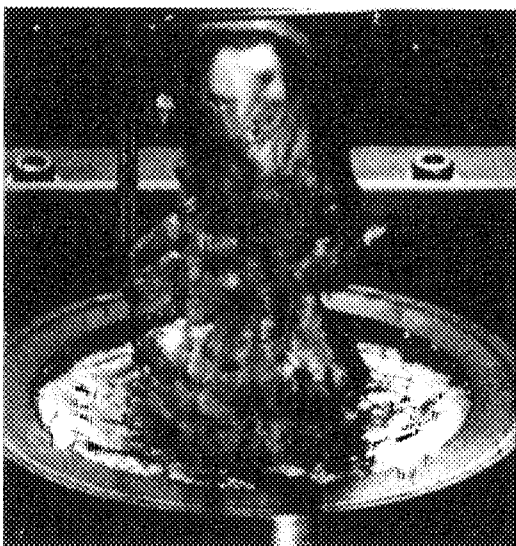


**(c) Wood's metal–Water
(Subcooling 10 K)**

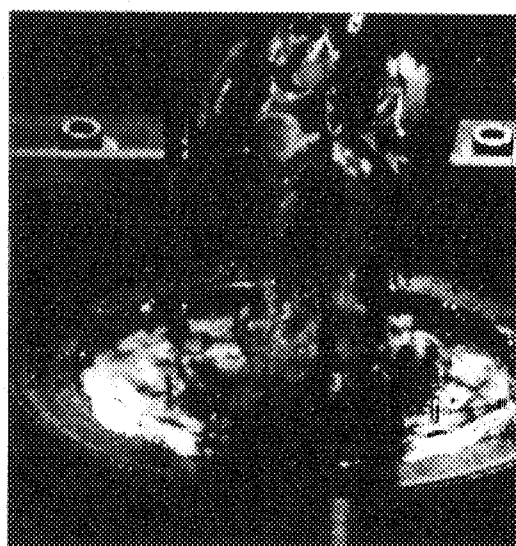


**(d) Wood's metal–Water
(with Flux) (Subcooling 20K)**

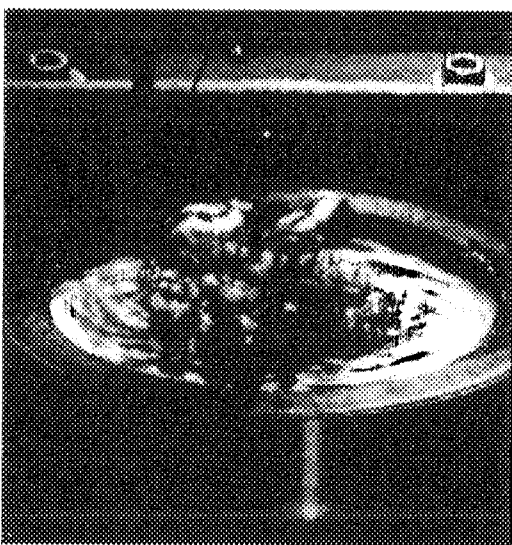
Fig.30 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 700 kW/m²



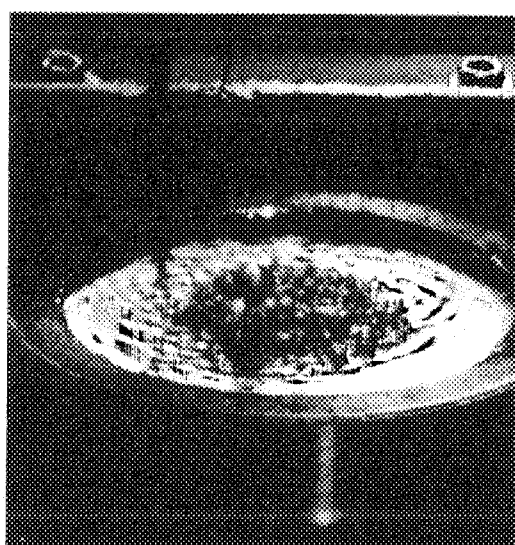
**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**



**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

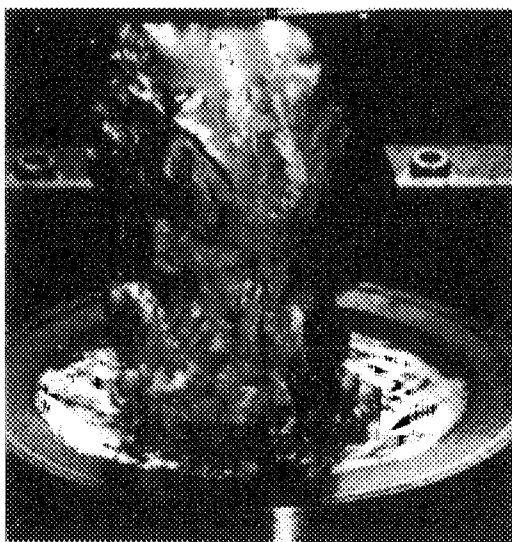


**(c) Wood's metal–Water
(Subcooling 10 K)**

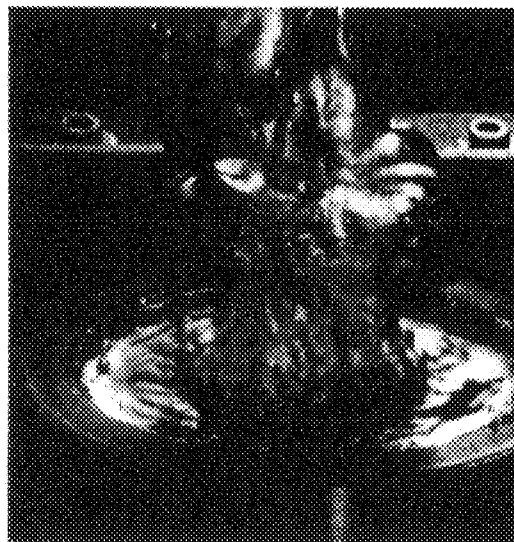


**(d) Wood's metal–Water
(with Flux) (Subcooling 20K)**

Fig.31 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 1000 kW/m²

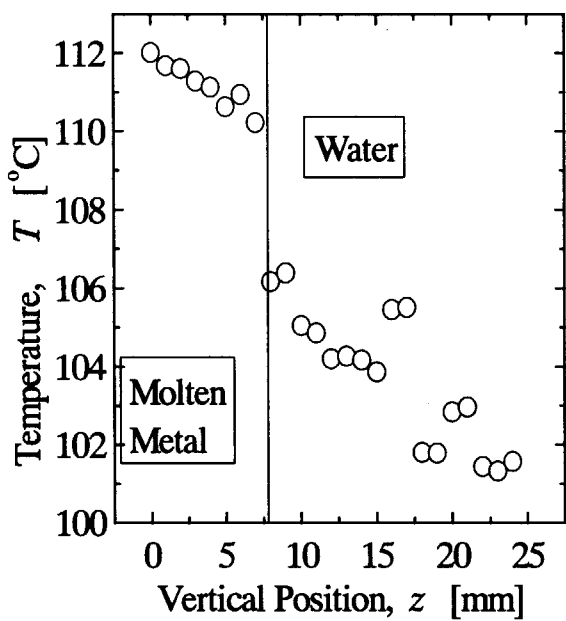


**(a) Woods' metal–Water
(Saturated Boiling)**

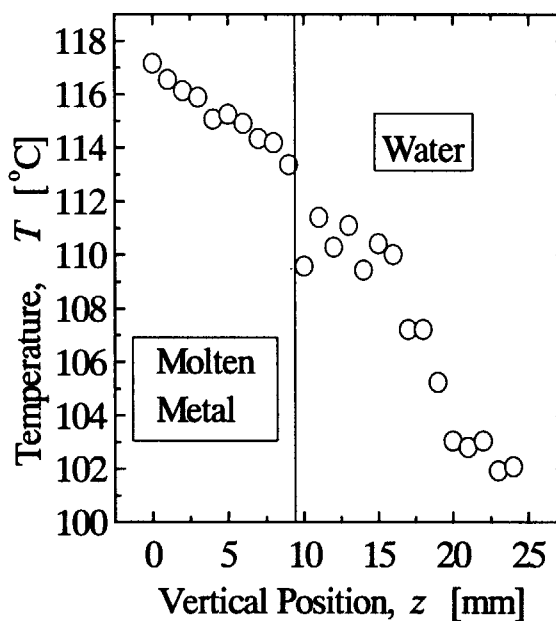


**(b) Wood's metal–Water
(with Flux) (Saturated Boiling)**

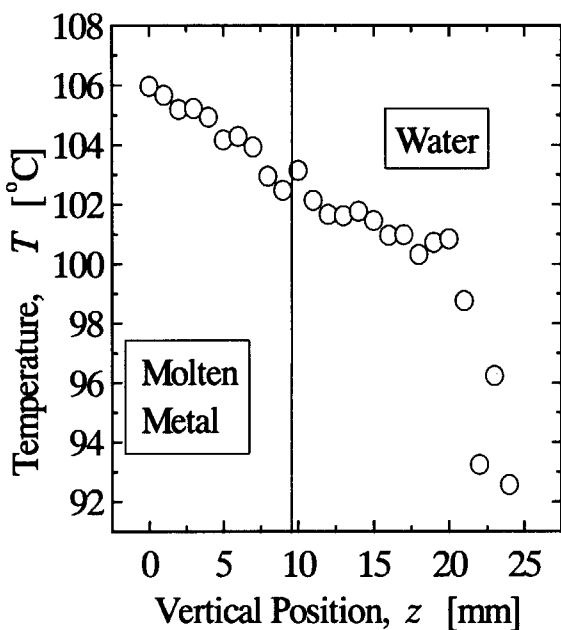
Fig.32 Visualization of boiling at the liquid-liquid surface at 1300 kW/m²



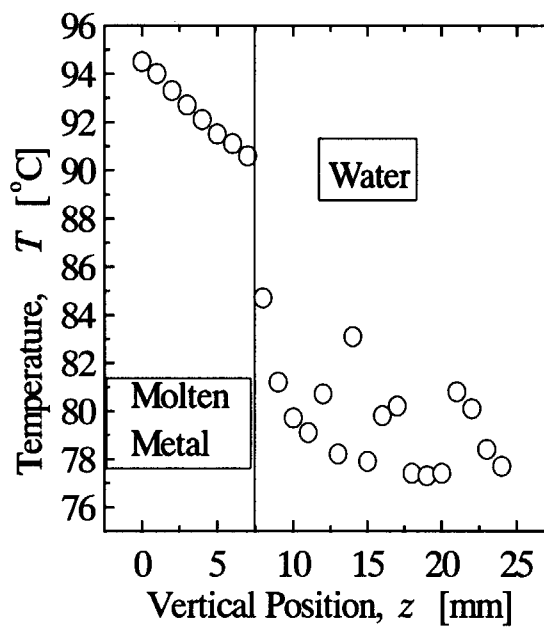
(a) Wood's metal - Water
(Saturated Boiling)



(b) Wood's metal - Water (with Flux)
(Saturated Boiling)

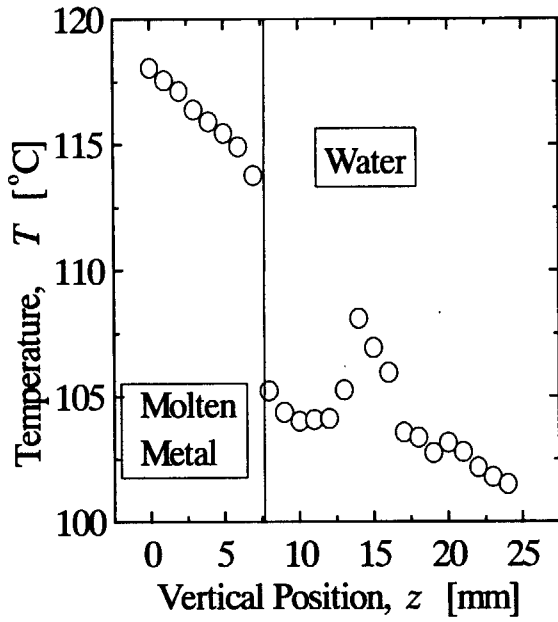


(c) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool_10 °C)

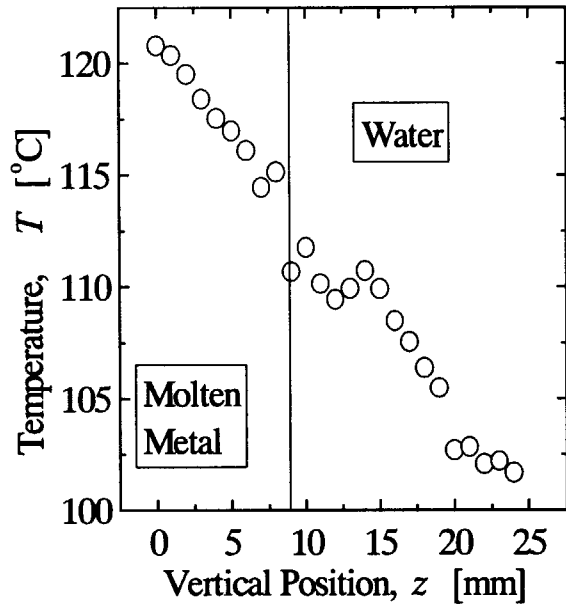


(d) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool_20 °C)

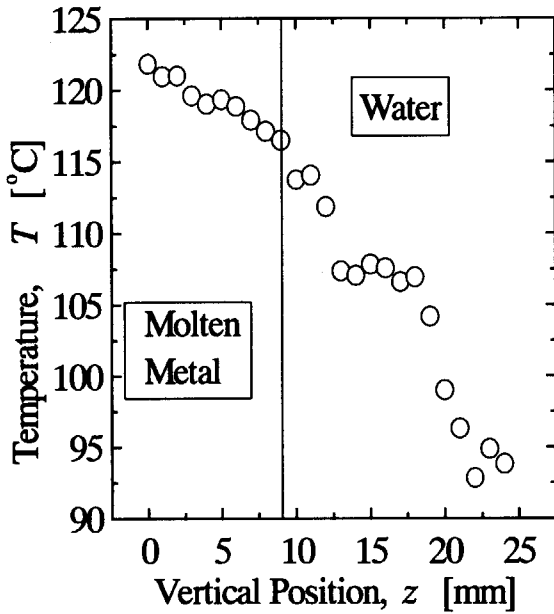
Fig.33 Temperature distributions near the liquid-liquid interface at 40 kW/m²



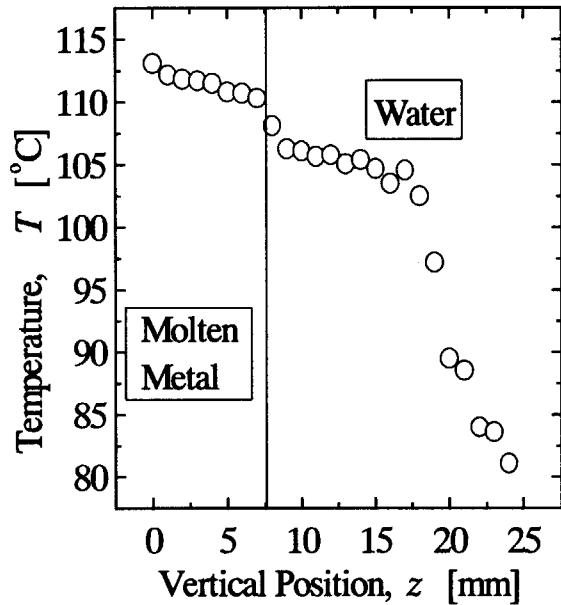
(a) Wood's metal - Water
(Saturated Boiling)



(b) Wood's metal - Water (with Flux)
(Saturated Boiling)

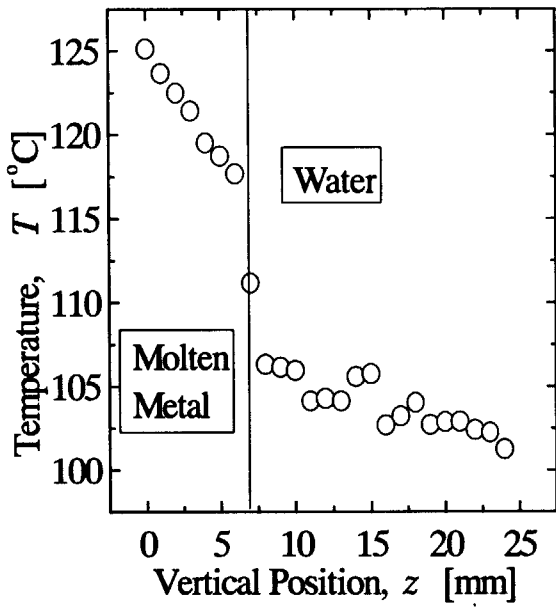


(c) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 10 °C)

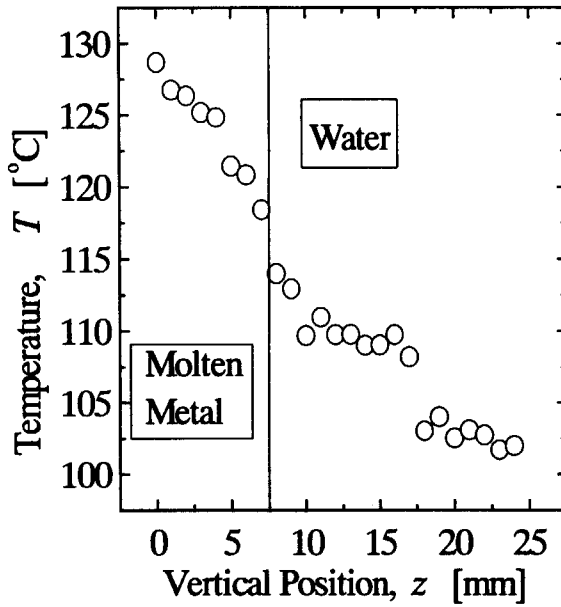


(d) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 20 °C)

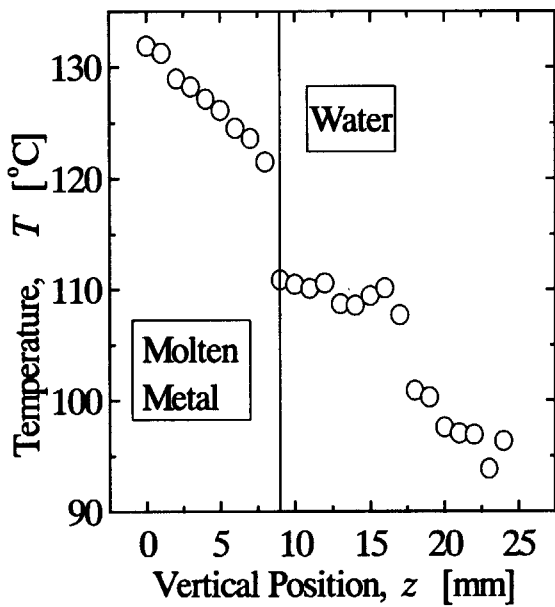
Fig.34 Temperature distributions near the liquid-liquid interface at 85 kW/m²



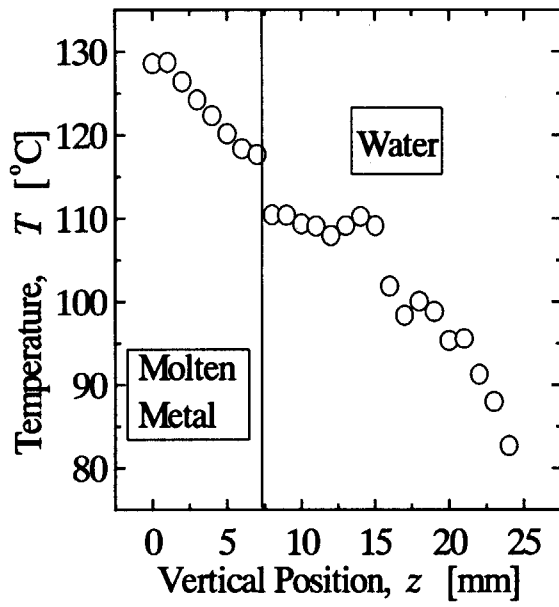
(a) Wood's metal - Water
(Saturated Boiling)



(b) Wood's metal - Water (with Flux)
(Saturated Boiling)

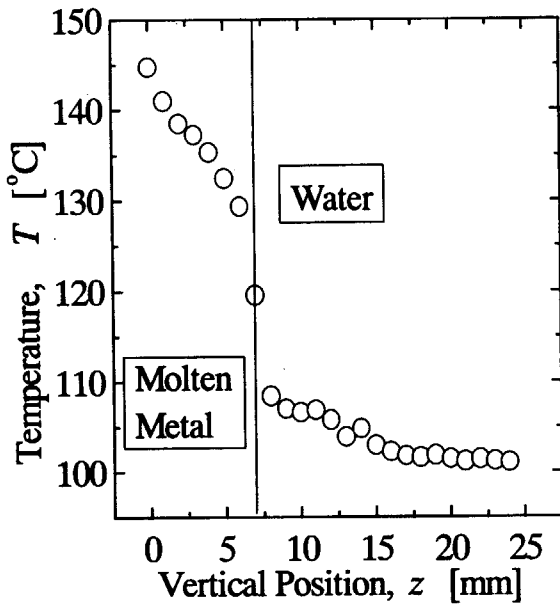


(c) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 10 °C)

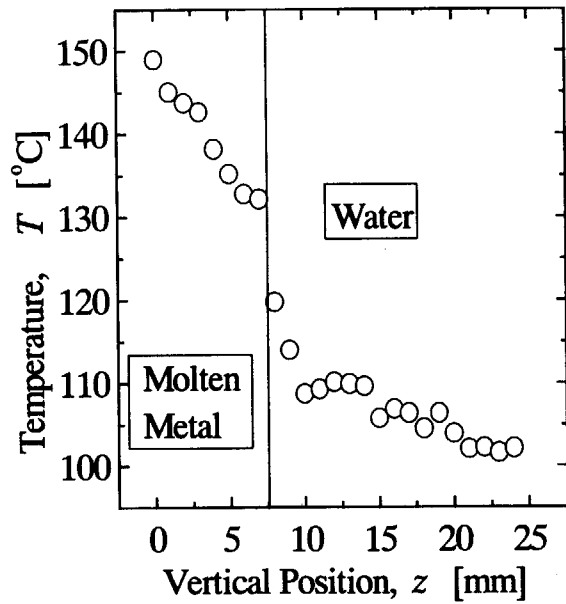


(d) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 20 °C)

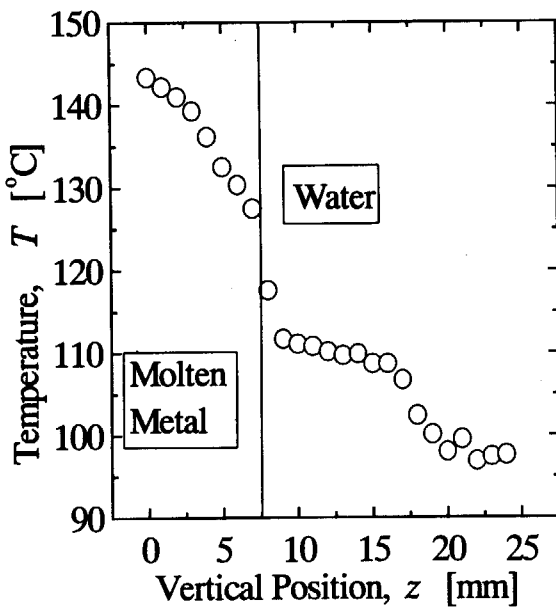
Fig.35 Temperature distributions near the liquid-liquid interface at 160 kW/m²



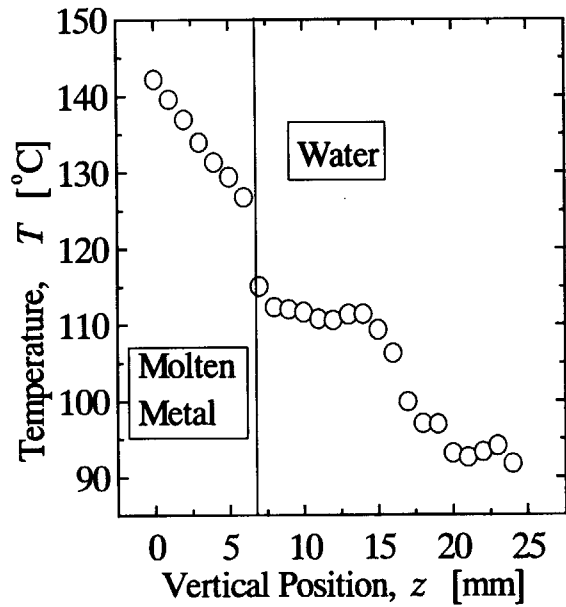
(a) Wood's metal - Water
(Saturated Boiling)



(b) Wood's metal - Water (with Flux)
(Saturated Boiling)

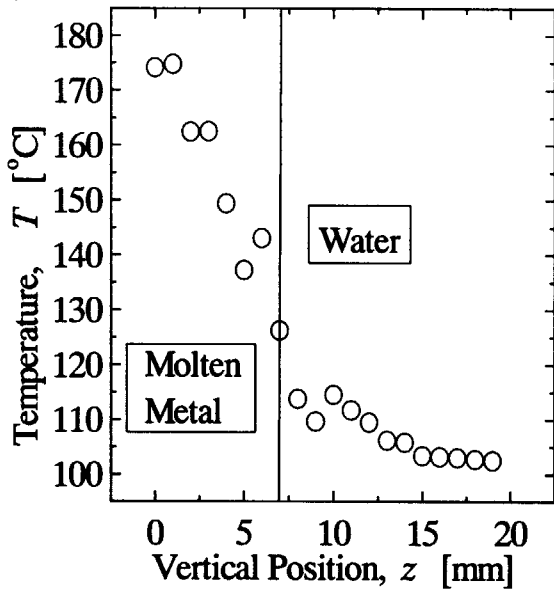


(c) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 10 °C)

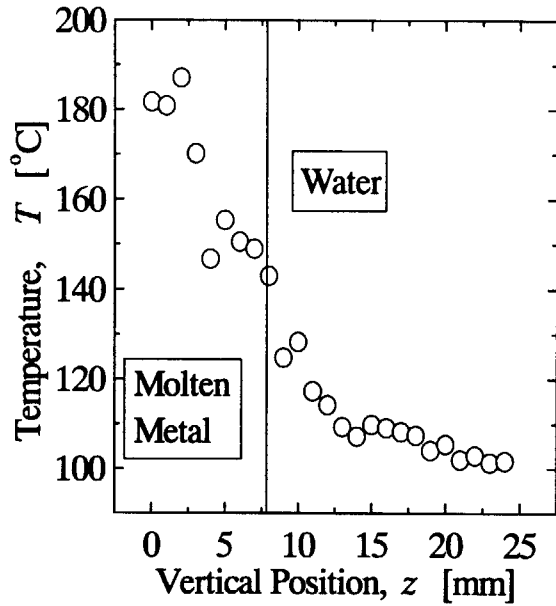


(d) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 20 °C)

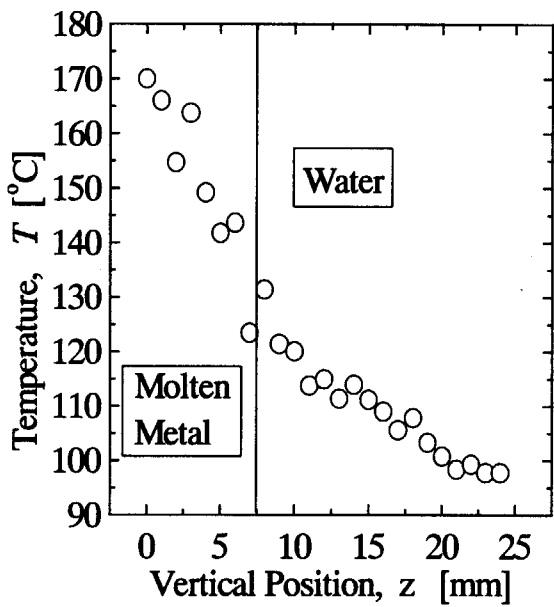
Fig.36 Temperature distributions near the liquid-liquid interface at 350 kW/m²



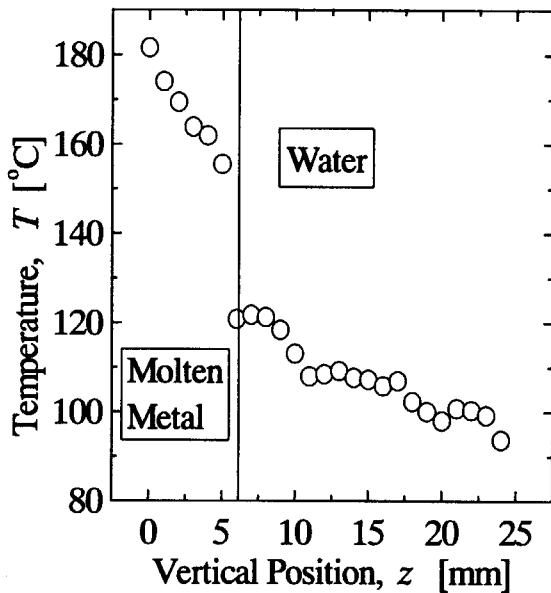
(a) Wood's metal - Water
(Saturated Boiling)



(b) Wood's metal - Water (with Flux)
(Saturated Boiling)

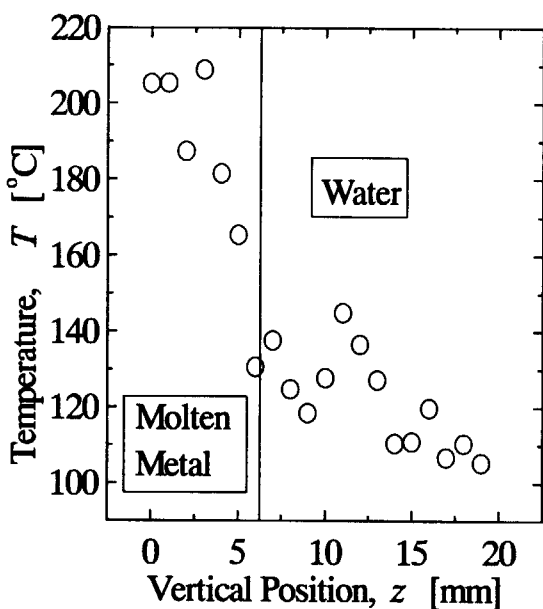


(c) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 10 °C)

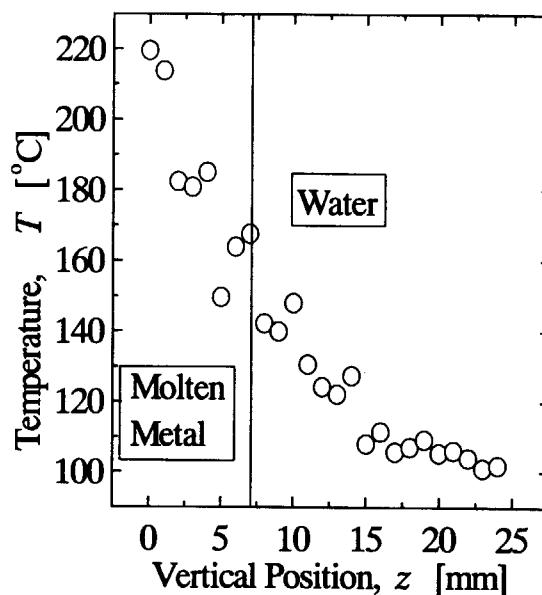


(d) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 20 °C)

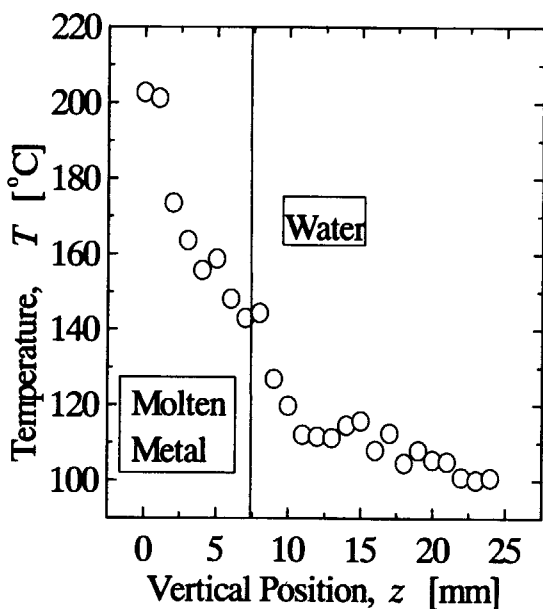
Fig.37 Temperature distributions near the liquid-liquid interface at 700 kW/m²



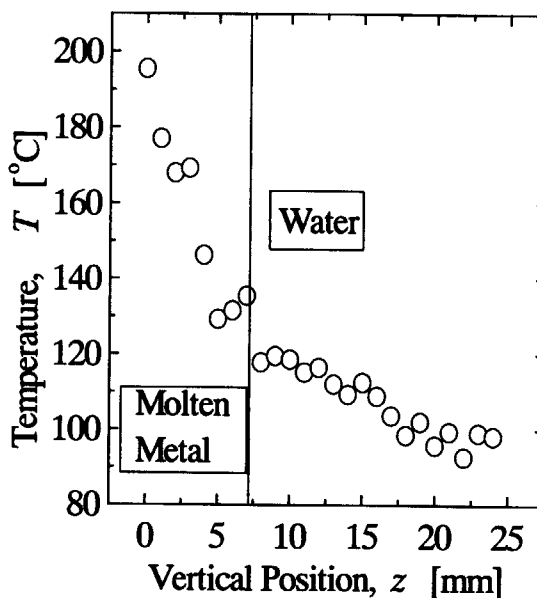
(a) Wood's metal - Water
(Saturated Boiling)



(b) Wood's metal - Water (with Flux)
(Saturated Boiling)



(c) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 10 °C)



(d) Wood's metal - Water (with Flux)
(Subcool 20 °C)

Fig.38 Temperature distributions near the liquid-liquid interface at 1000 kW/m²

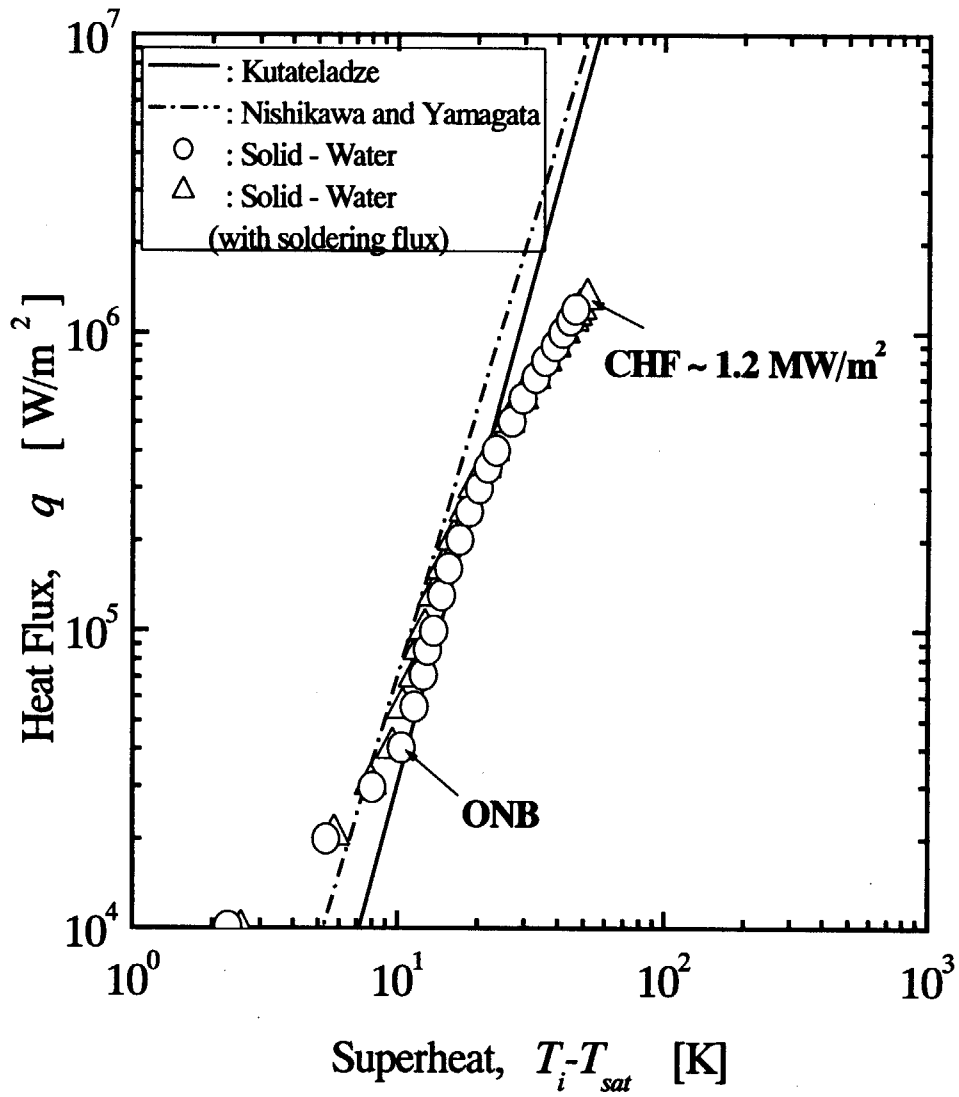


Fig.39 Boiling curve for solid-liquid system

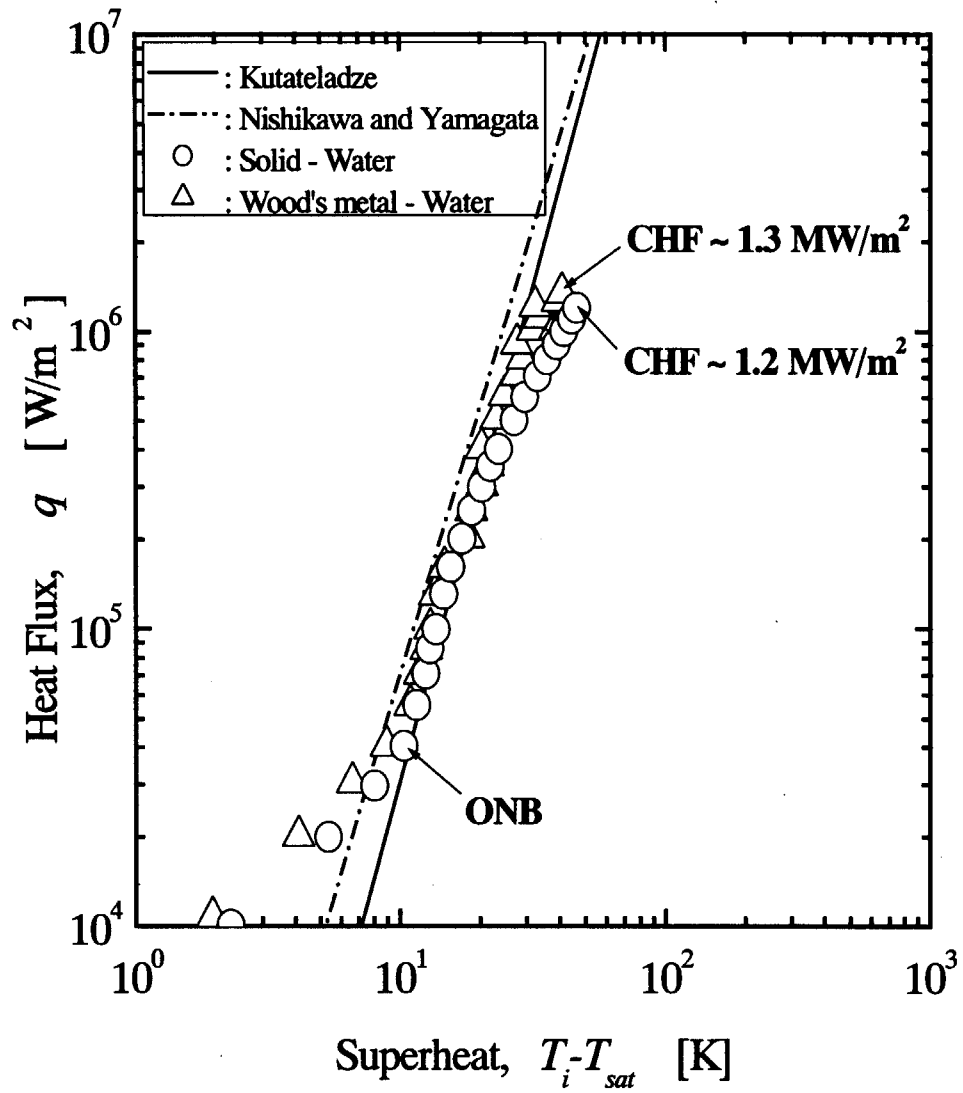


Fig.40 Comparison of boiling curve between liquid-liquid and solid-liquid systems

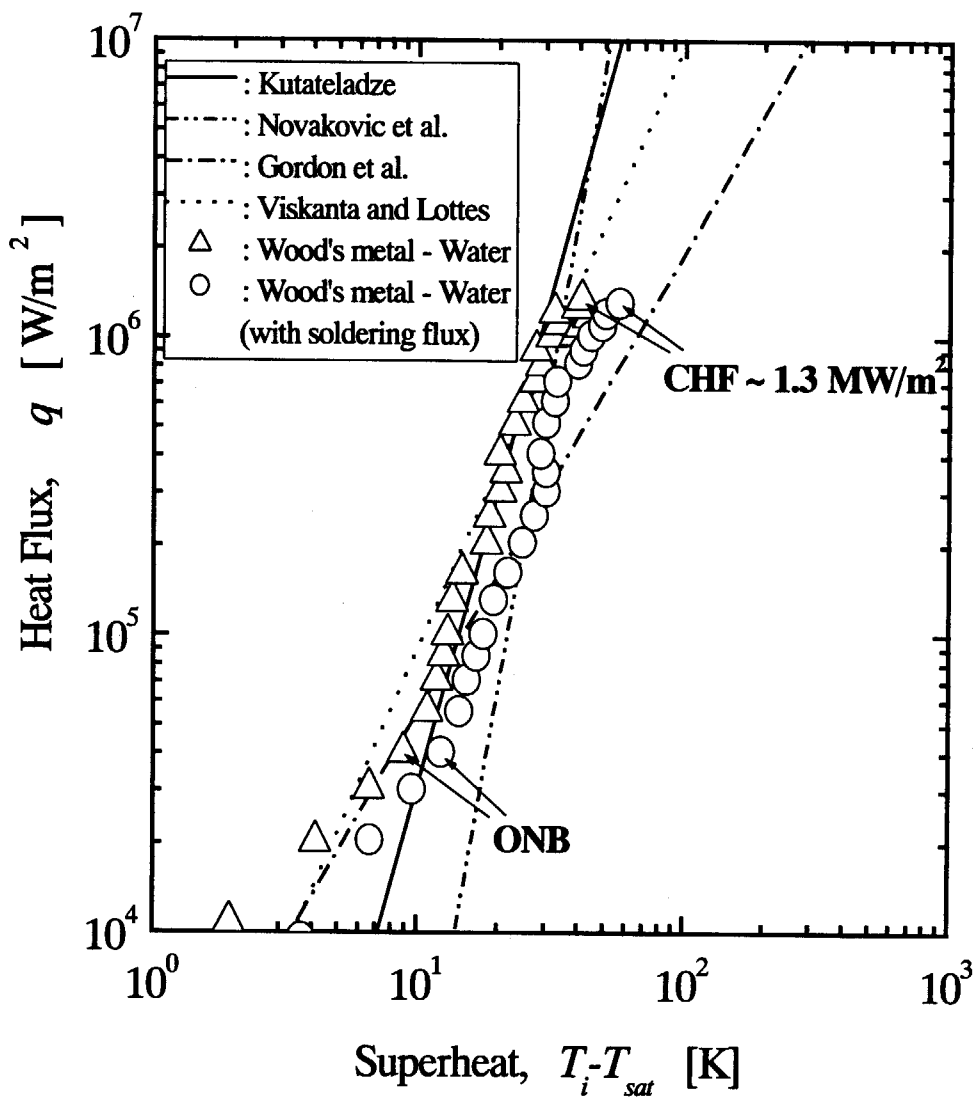


Fig.41 Boiling curve for liquid-liquid systems.

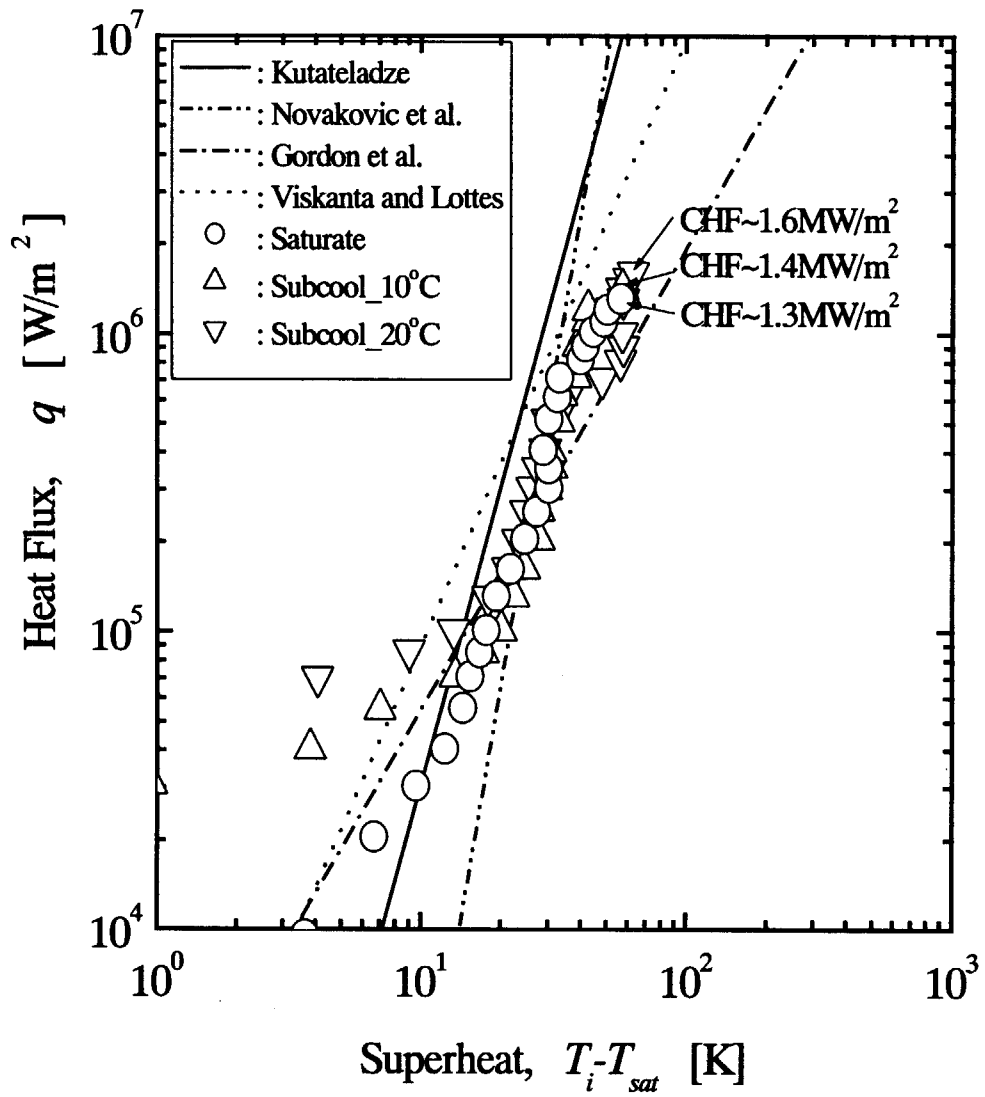


Fig.42 Boiling curve for liquid-liquid systems

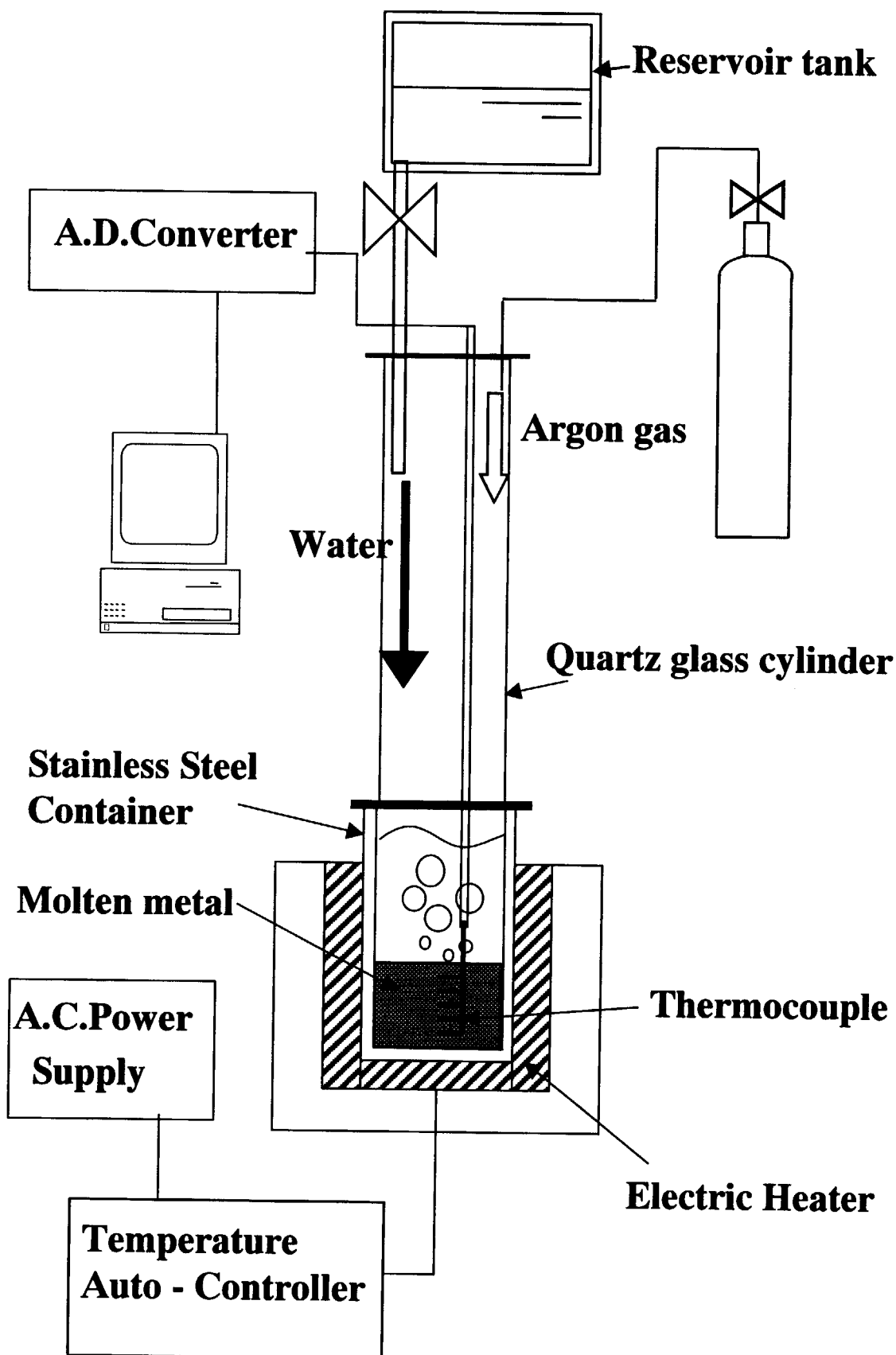


Fig.43 Schematic of experimental apparatus

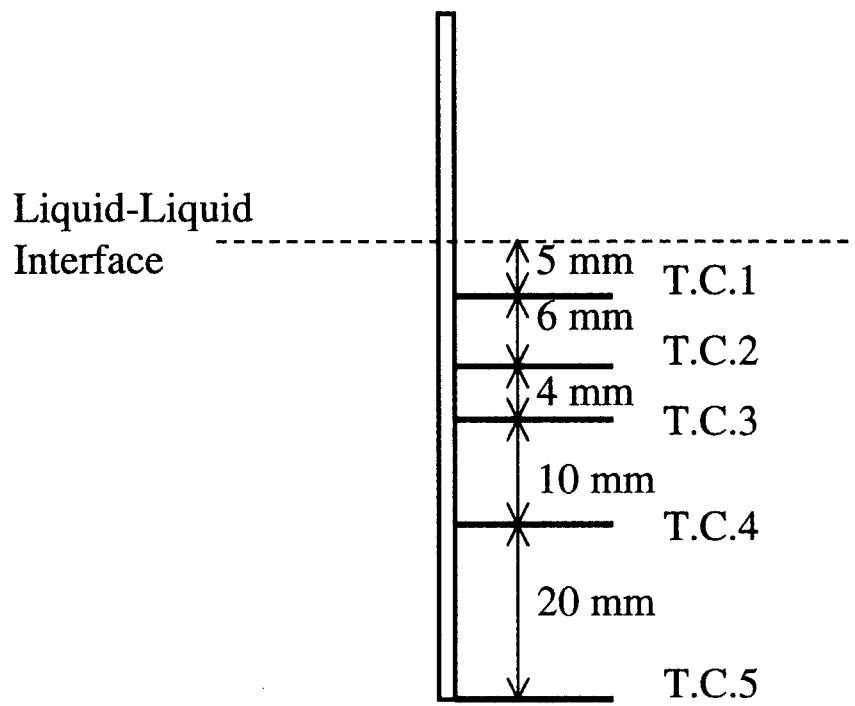


Fig.44 Schematic view of thermocouple probe

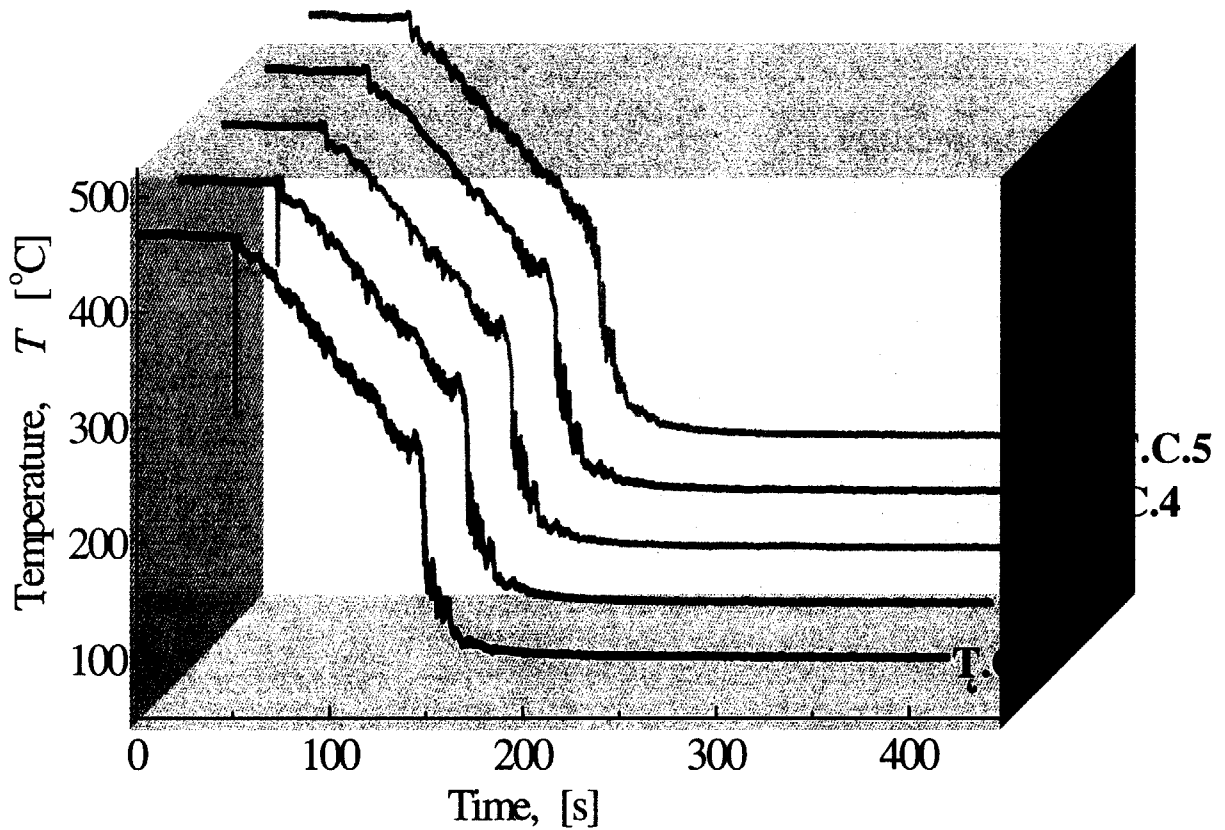


Fig.45 Temperature time series for Wood's metal-water ($T_{ini}=450^{\circ}\text{C}$)

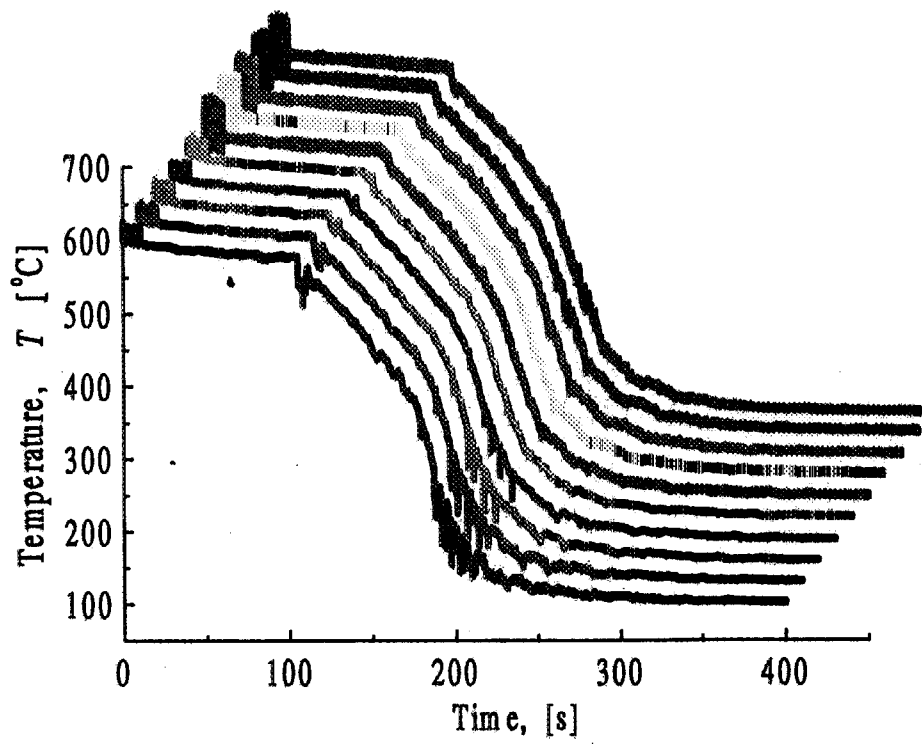


Fig.46 Temperature time series for Wood's metal-Water ($T_{ini}=600$ °C)

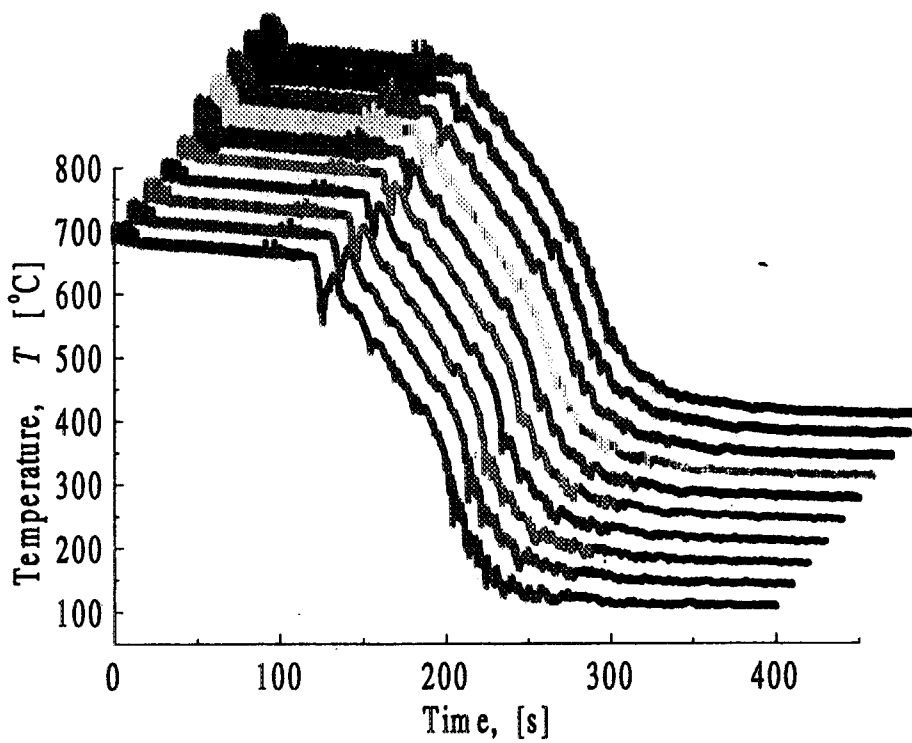


Fig.47 Temperature time series for Wood's metal-Water ($T_{ini}=700$ °C)

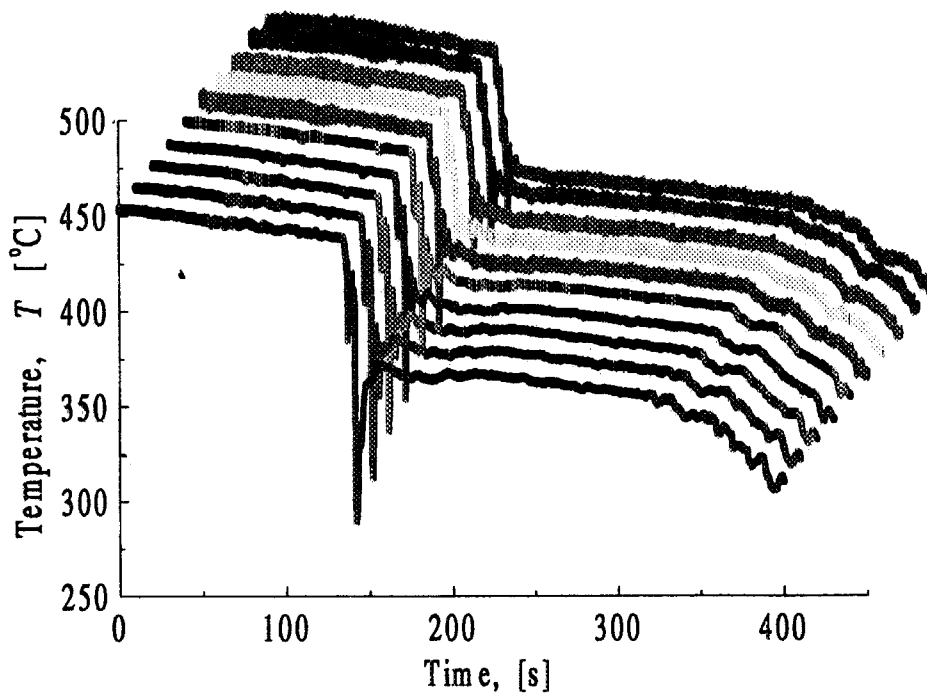


Fig.48 Temperature time series for Bismuth-Water ($T_{ini}=450$ °C)

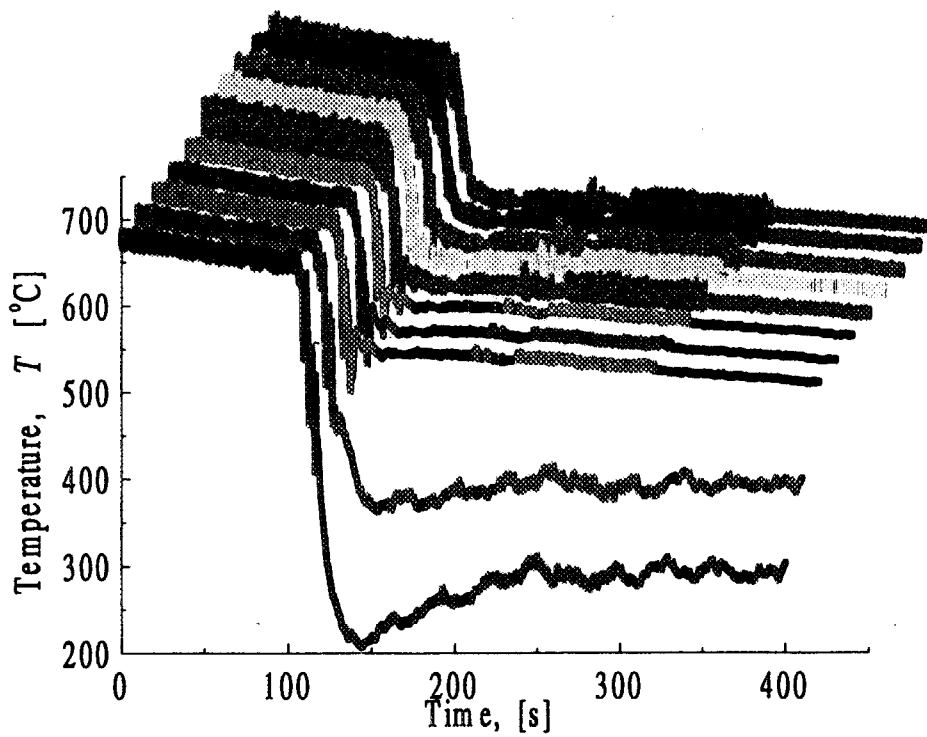


Fig.49 Temperature time series for Bismuth-Water ($T_{ini}=700$ °C)

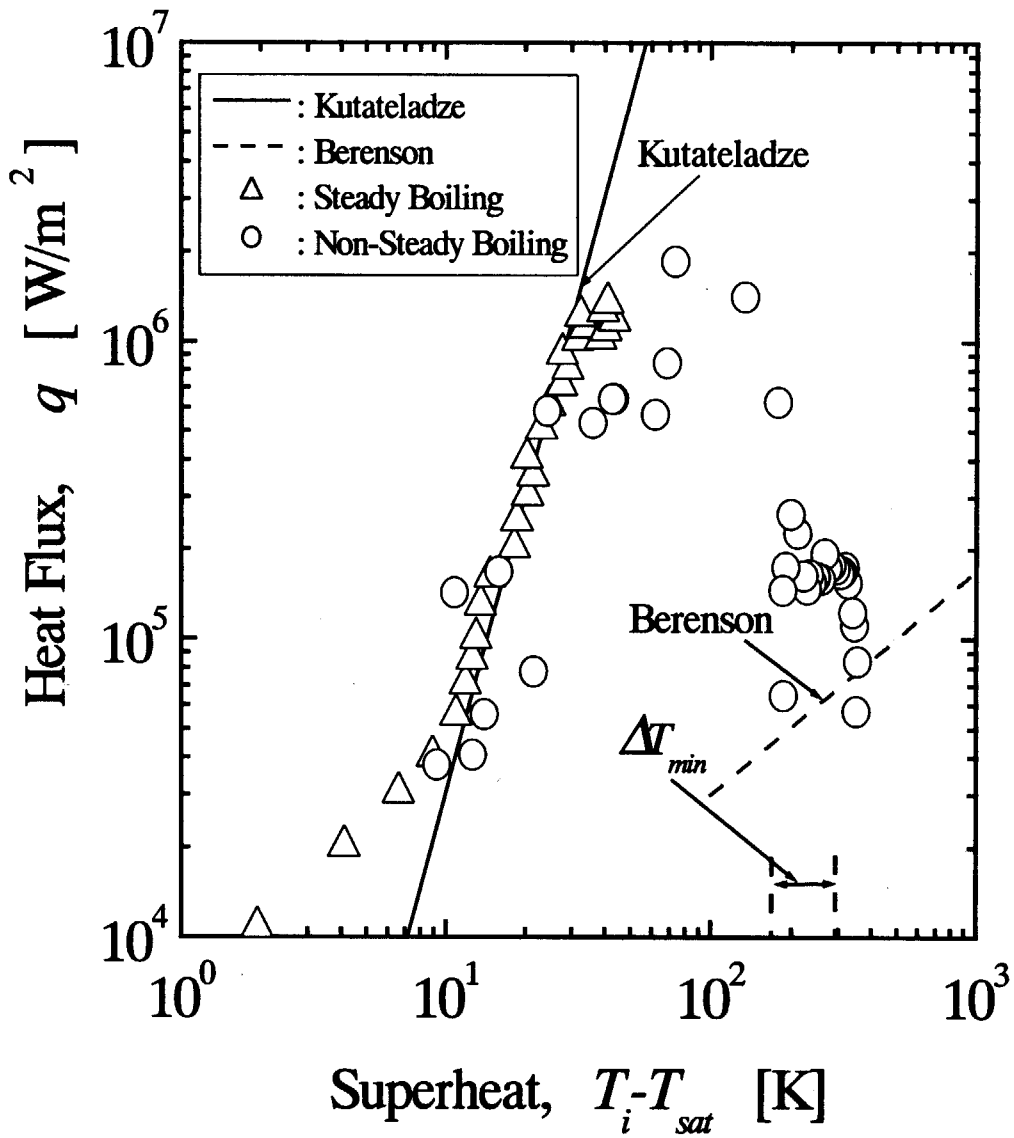


Fig.50 Boiling curve for Wood's metal- Water ($T_{ini}=450\text{ °C}$)

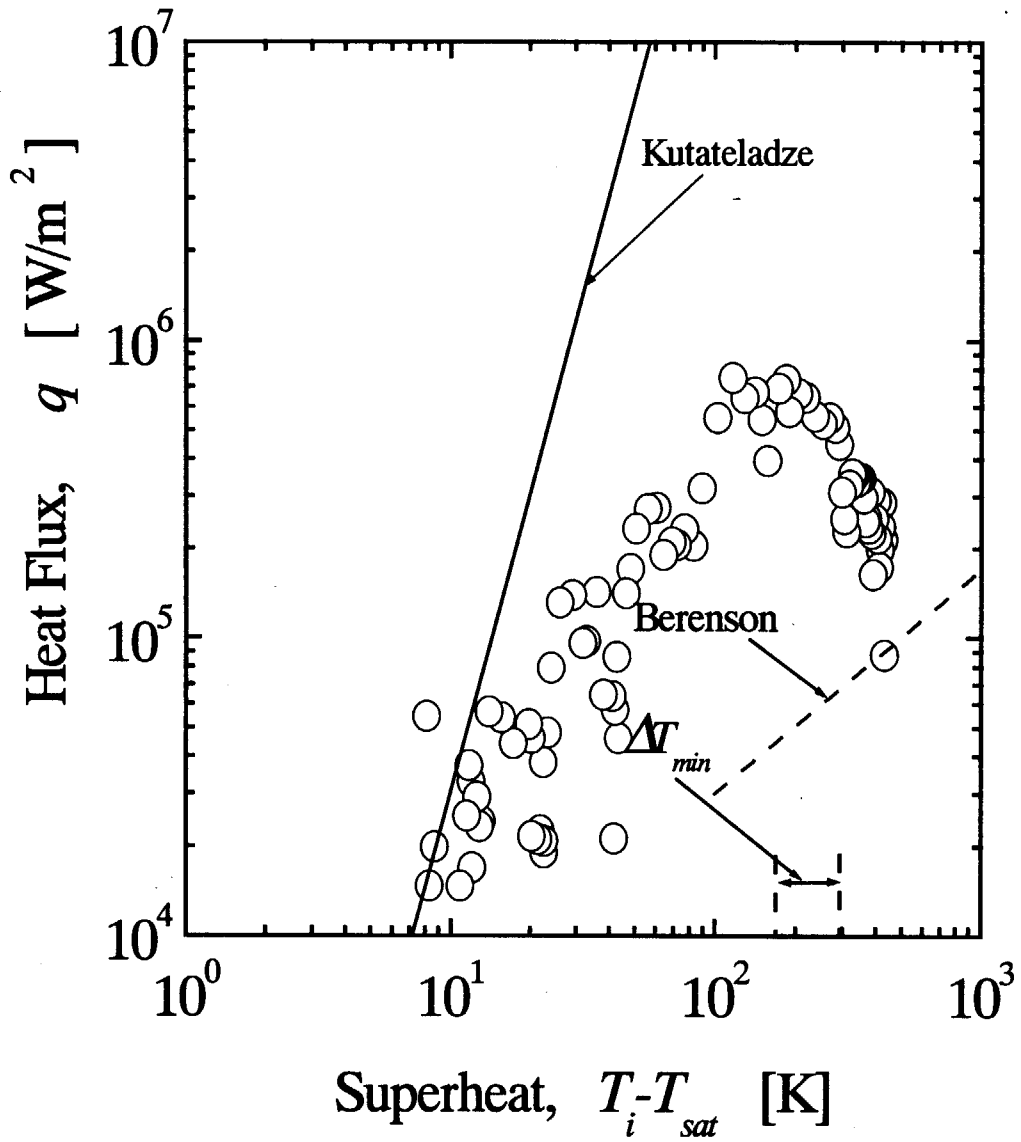


Fig.51 Boiling curve for Wood's metal-Water ($T_{ini}=600$ °C)

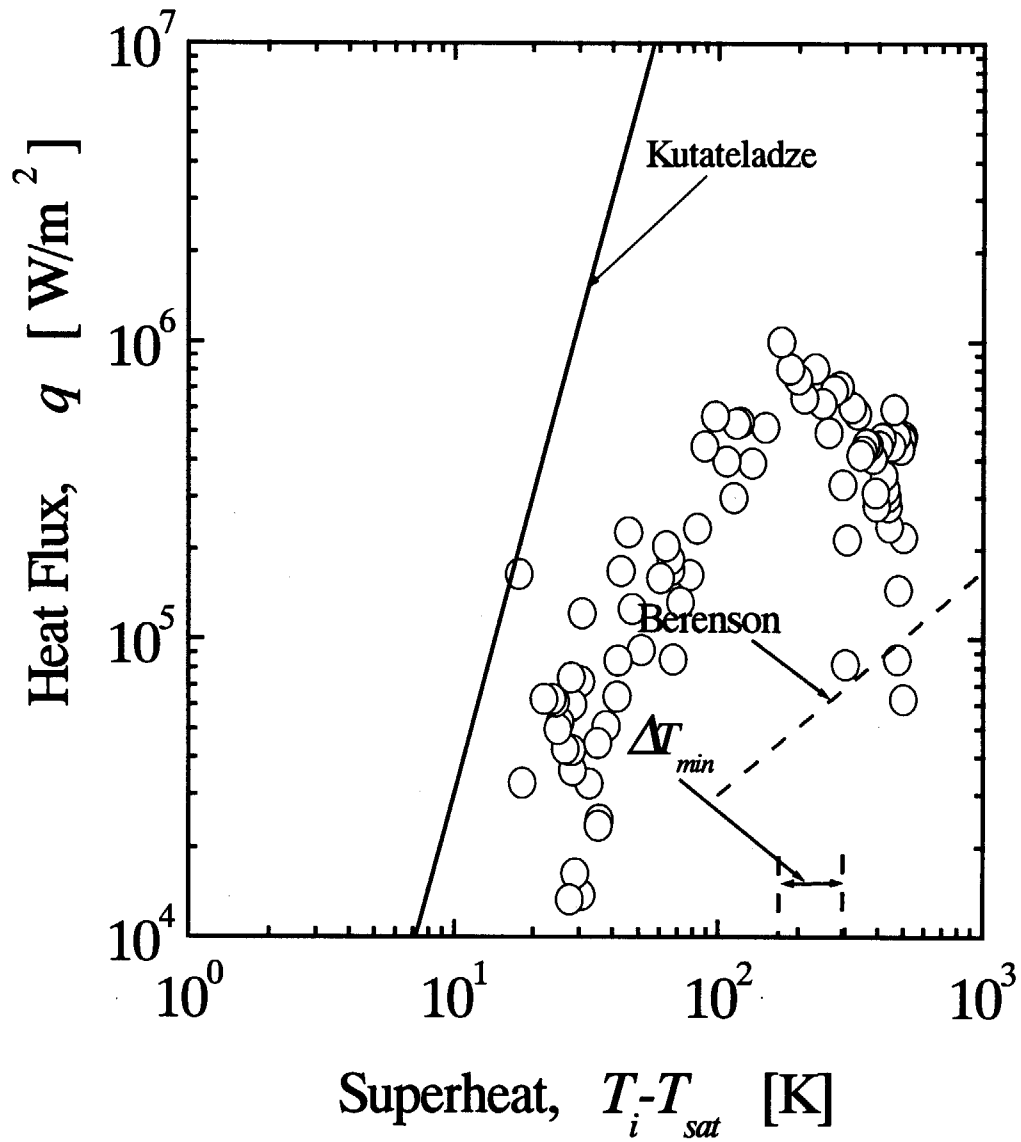


Fig.52 Boiling curve for Wood's metal- Water ($T_{ini}=700$ °C)

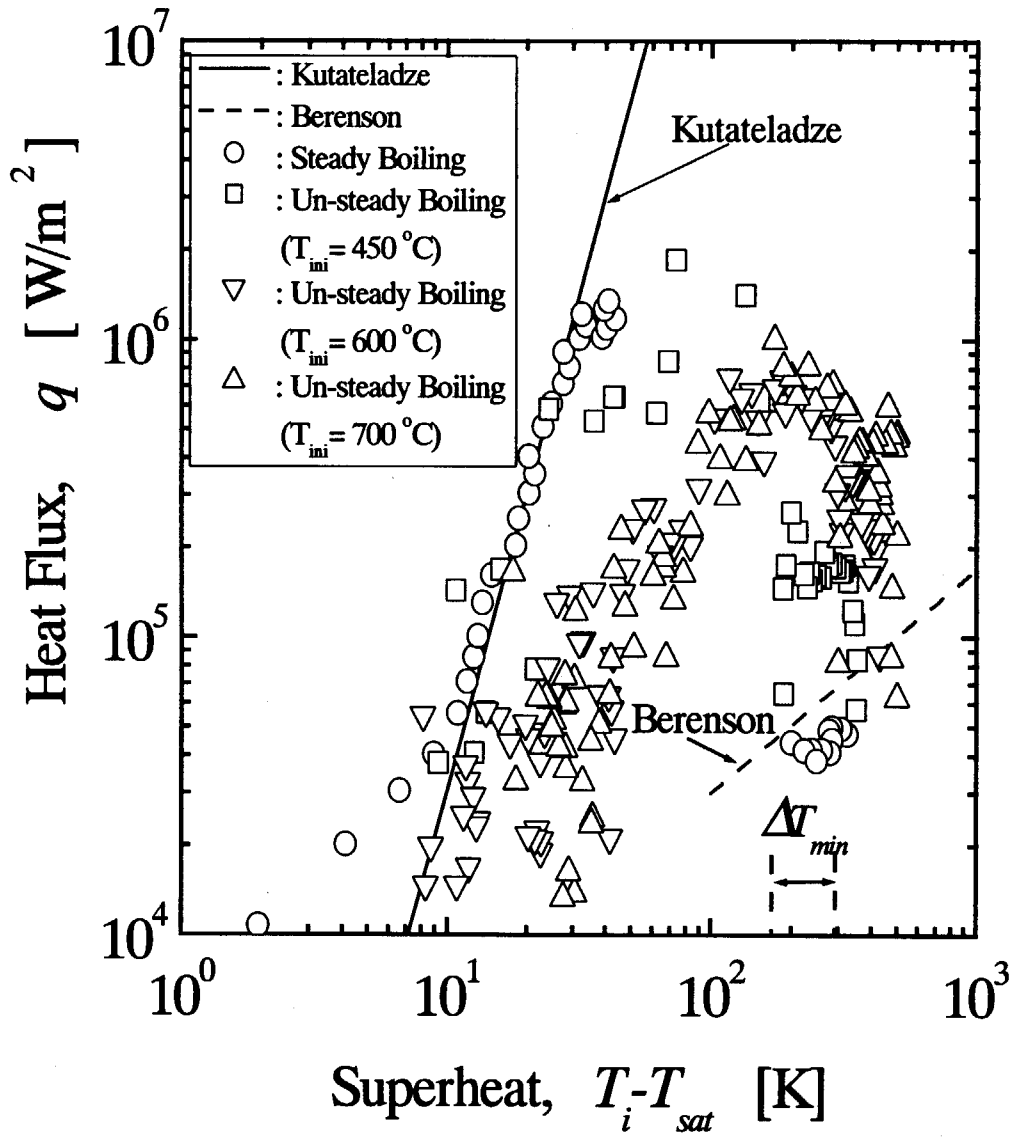


Fig.53 Boiling curve for Wood's metal- Water ($T_{ini}=450-700^\circ\text{C}$)

Appendix_A

Appendix_A

文献を基に、本研究で使用した各材料の物性値を以下に示す。

I. 溶融金属の物性値⁽⁴⁷⁾

Table A Thermal properties of low melting point alloys

	Wood's alloy (U-Alloy #68)	U-Alloy #78
Compositions [wt%]	Bi-Pb-Sn-Cd 25-25-12.5-12.5	Bi-Sn-In 57.5-17.3-25.2
Melting point T_{melt} [K]	341	351
Density ρ [kg/m ³]	9700 (at 500K)	8367 (at 473 K)
Thermal conductivity k [W/m·K]	15.5	14.7
Viscosity μ [Pa·s]	1.28×10^{-3}	1.99×10^{-3}

II. 水（蒸留水）の物性値⁽⁴⁶⁾

熱伝導率 [k_l : W/(m·K)]: $k_l = (-1349.920 + 13.60936T - 0.03045176T^2 + 2.289342 \times 10^{-5}T^3) \times 10^3$

表面張力 [σ : N/m]: $\sigma = (94.63912 + 0.00223T - 262.539 \times 10^{-6}T^2) \times 10^3$

粘度 [μ_l : Pa·s]: $\mu_l = 2.620895 \times 10^2 + 1.527735 \times 10^3 \times \exp(-(T-273.15)/2.893806 \times 10)$

動粘度 [ν_l : m²/s]: $\nu_l = 2.762386 \times 10^{-1} + 1.513924 \times \exp(-(T-273.15)/2.862692 \times 10)$

定圧比熱 [C_p : J/(kg·K)]: $C_p = (13.44262 - 0.08314899T + 2.470011 \times 10^{-4}T^2 - 2.426038 \times 10^{-7}T^3) \times 10^3$

プラントル数 [Pr_l : -]: $Pr_l = 1.696201 + 1.169119 \times 10 \times \exp(-(T-273.15)/2.647380 \times 10)$

密度 [ρ_l : kg/m³]: $\rho_l = 73.19369 + 8.279096T - 0.02351985T^2 + 2.061383 \times 10^{-5}T^3$

温度伝導率 [a : m²/s]: $a = (-0.4909057 + 0.004790455T - 0.00001208592T^2 + 1.066929 \times 10^{-8}T^3) \times 10^{-6}$

蒸発潜熱 [Δh_v : J/kg]: $\Delta h_v = 2257000$

飽和温度 [T_{sat} : K]: $T_{sat} = 373.15$

ここで、 T (温度) の単位は K である。

III. 蒸気の物性値⁽⁴⁶⁾

$$\text{密度 } [\rho_v : \text{kg/m}^3]: \rho_v = 1.458447 - 0.0034829T + 3.519566 \times 10^{-6}T^2 - 1.277233 \times 10^{-9}T^3$$

$$\text{熱伝導率 } [k_v : \text{W/(m}\cdot\text{K)}]: k_v = (-2.11956 + 0.05369T + 4.57605 \times 10^{-5}T^2) \times 10^{-3}$$

$$\text{粘度 } [\mu_v : \text{Pa}\cdot\text{s}]: \mu_v = (-2.98779 + 0.04066T) \times 10^{-6}$$

IV. ニッケルの物性値⁽²²⁾

$$\text{熱伝導率 } [k_{Ni} : \text{W/(m}\cdot\text{K)}]: k_{Ni} = 93.76381 - 0.16166 T + 2.82138 \times 10^{-4} T^2 - 1.38478 \times 10^{-7} T^3$$

V. フラックス添加による表面張力への影響

本実験では、酸化物除去のために、はんだ用水溶性フラックスを用いたが、沸騰流体（蒸留水）にフラックスを添加したことによる表面張力の影響を調べる必要がある。そのため、毛細管法によりフラックス水溶液の水に対する表面張力の相対値を測定した。

方法は測定するフラックス水溶液に、毛細管（外径 1mm）を垂直に立てて浸し、毛細管現象によって上昇する液体の界面位置からの距離 Δh_{Flux} を数回測定し、その平均値を求める。同様に、蒸留水にも同じ方法で Δh_{water} を求め、その比 $\Delta h_{Flux}/\Delta h_{water}$ を濃度 [vol %] に対してプロットしたのが下の Fig.A である。

実験で用いたフラックス水溶液の濃度は 1 [vol %] 以下であり、Fig.A から表面張力の値は蒸留水とほぼ同じと考えられる。

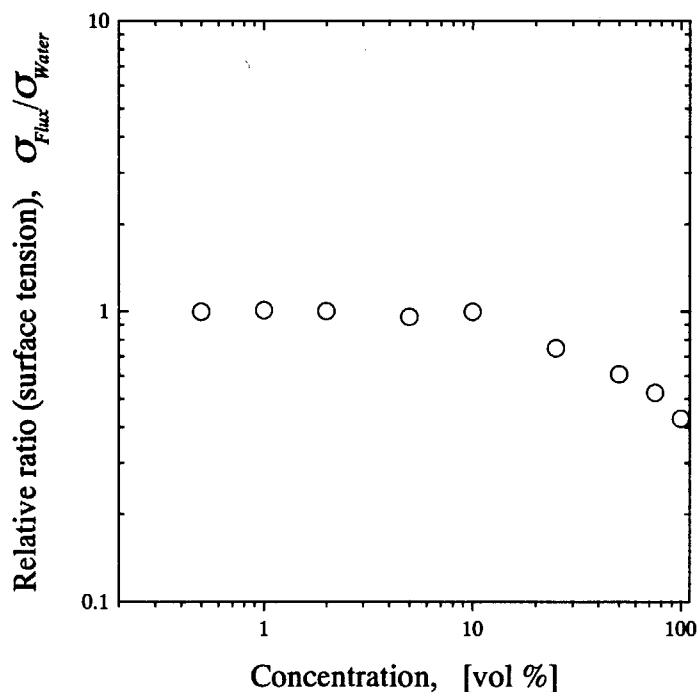


Fig.A Variation of the surface tension of soldering flux aqueous solution with the concentration

Appendix_B

Fig.B.1は第2章でヒーターの抵抗エレメントに使用したタンタルの抵抗値の温度特性を示したものである。実験装置はこの抵抗値の温度特性を考慮して設計・製作した。

Fig.B.2はタンタルヒーターから発生する熱流束の電流特性を示したものである。電流値が低く、またタンタルの温度が低い時はFig.B.1より抵抗値も低いので熱流束はわずかしか出力しないが、電流値を上げ、タンタルの温度が上昇するにつれて、熱流束は指数関数的に増大していくのがFig.B.2より分かる。

実際は熔融金属を入れるので熱抵抗が増え、タンタルの温度上昇が加速されるのでFig.B.2よりも低い電流値で高い熱流束が出力される。

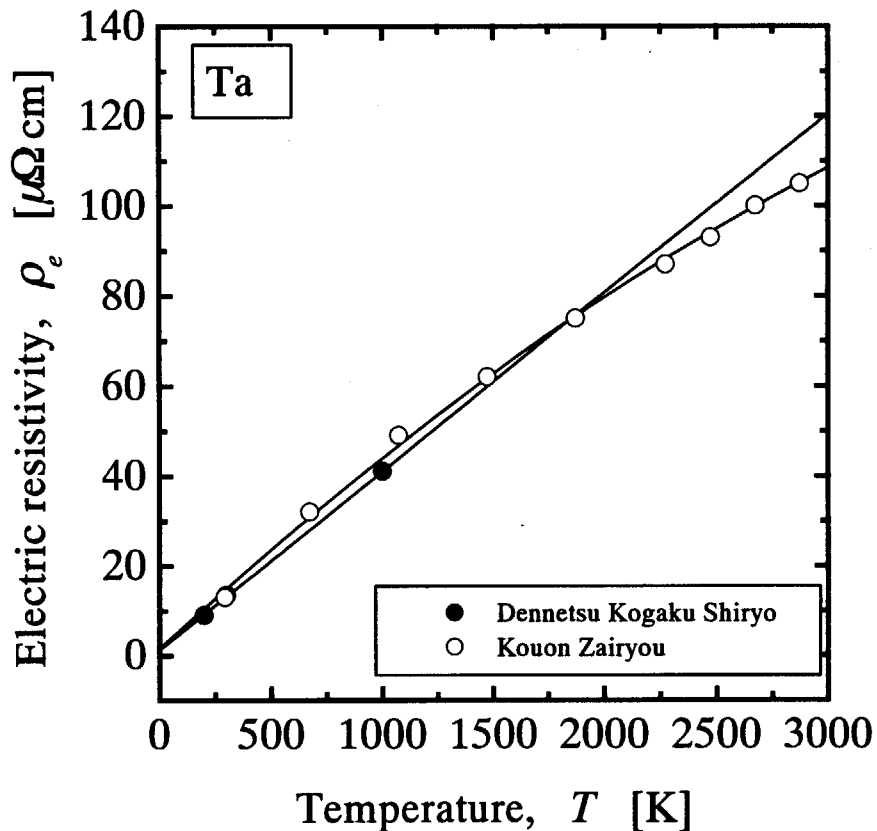


Fig.B.1 Variation of the electric resistivity of Tantalum with the temperature

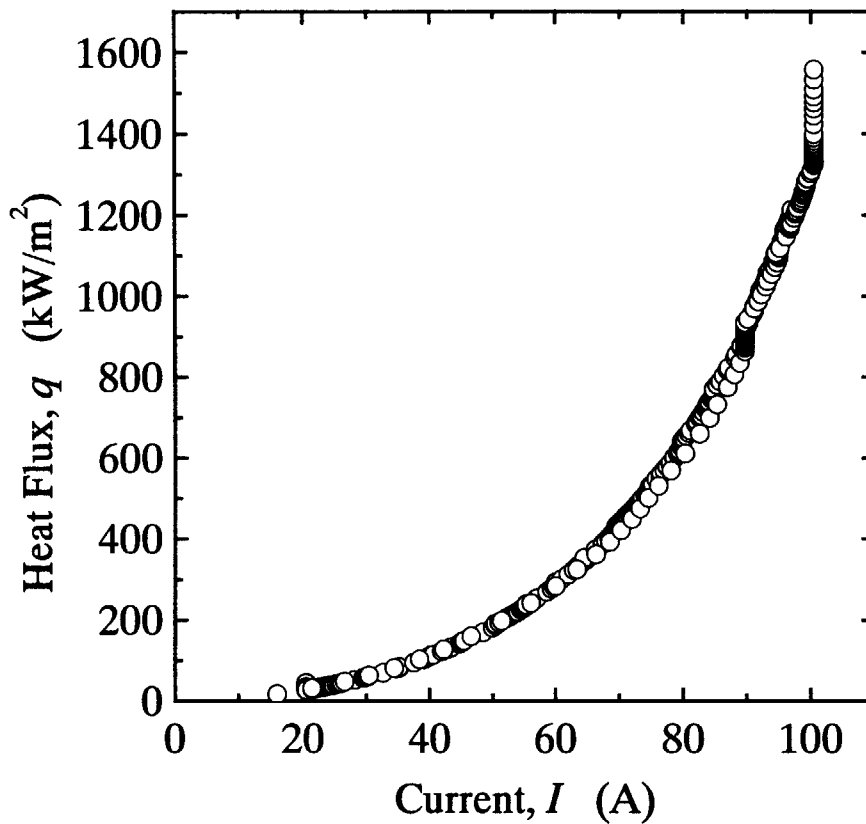


Fig.B.2 Characteristics of the tantalum heater

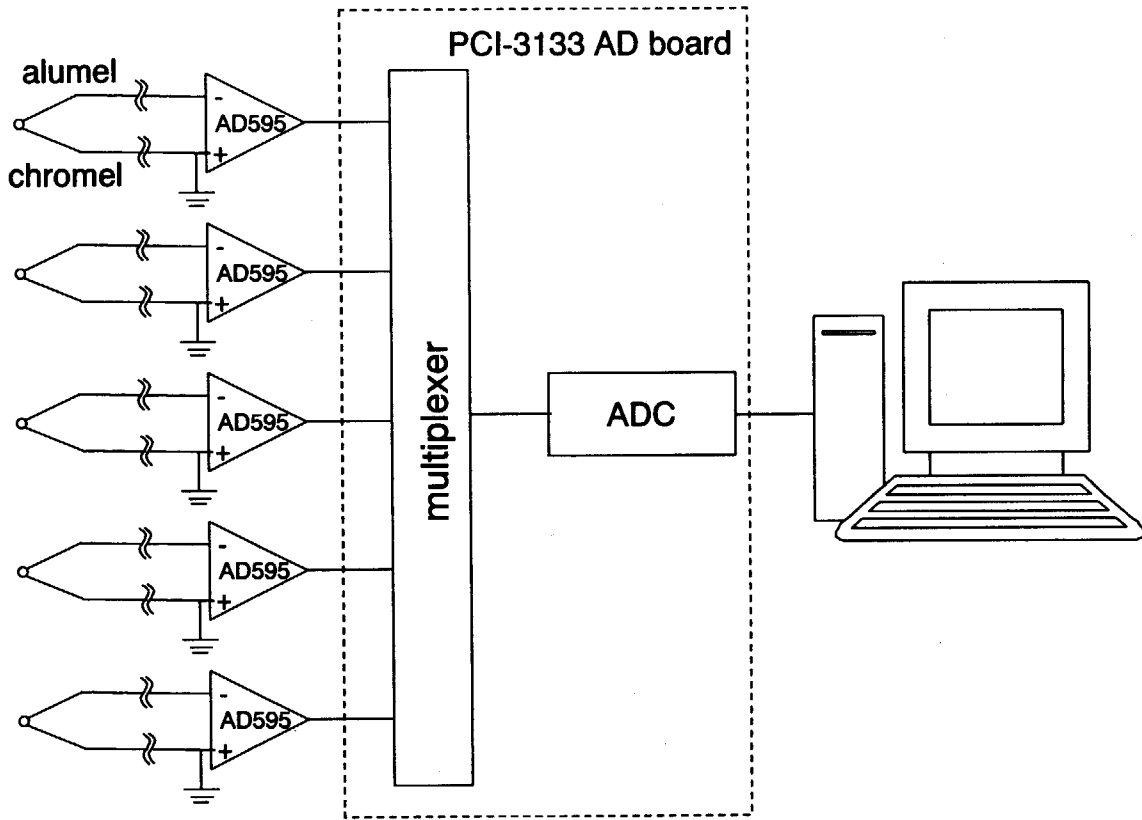


Fig.B.3 Electric circuit of the amplifier for temperature measurement

This is a blank page.

国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N·m
工率, 放射束	ワット	W	J/s
電気量, 電荷	クーロン	C	A·s
電位, 電圧, 起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンズ	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光度	ルーメン	lm	cd·sr
照射度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分, 時, 日	min, h, d
度, 分, 秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

1 eV=1.60218×10⁻¹⁹J

1 u=1.66054×10⁻²⁷kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーン	b
バル	bar
ガール	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å=0.1nm=10⁻¹⁰m

1 b=100fm²=10⁻²⁸m²

1 bar=0.1MPa=10⁵Pa

1 Gal=1cm/s²=10⁻²m/s²

1 Ci=3.7×10¹⁰Bq

1 R=2.58×10⁻⁴C/kg

1 rad=1cGy=10⁻²Gy

1 rem=1cSv=10⁻²Sv

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 ¹⁸	エクサ	E
10 ¹⁵	ペタ	P
10 ¹²	テラ	T
10 ⁹	ギガ	G
10 ⁶	メガ	M
10 ³	キロ	k
10 ²	ヘクト	h
10 ¹	デカ	da
10 ⁻¹	デシ	d
10 ⁻²	センチ	c
10 ⁻³	ミリ	m
10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ⁻¹⁸	アト	a

(注)

- 表1-5は「国際単位系」第5版, 国際度量衡局1985年刊行による。ただし, 1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里, ノット, アール, ヘクトールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは, JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令では bar, barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換算表

力	N(=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

粘 度 1 Pa·s(N·s/m²)=10 P(ポアズ)(g/(cm·s))

動粘度 1 m²/s=10⁴St(ストークス)(cm²/s)

圧	MPa(=10bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062×10 ³	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322×10 ⁻⁴	1.35951×10 ⁻³	1.31579×10 ⁻³	1	1.93368×10 ⁻²
	6.89476×10 ⁻³	7.03070×10 ⁻²	6.80460×10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV
	1	0.101972	2.77778×10 ⁻⁷	0.238889	9.47813×10 ⁻⁴	0.737562	6.24150×10 ¹⁸
	9.80665	1	2.72407×10 ⁻⁶	2.34270	9.29487×10 ⁻³	7.23301	6.12082×10 ¹⁹
	3.6×10 ⁶	3.67098×10 ⁵	1	8.59999×10 ⁵	3412.13	2.65522×10 ⁶	2.24694×10 ²⁵
	4.18605	0.426858	1.16279×10 ⁻⁶	1	3.96759×10 ⁻³	3.08747	2.61272×10 ¹⁹
	1055.06	107.586	2.93072×10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515×10 ²¹
	1.35582	0.138255	3.76616×10 ⁻⁷	0.323890	1.28506×10 ⁻³	1	8.46233×10 ¹⁸
	1.60218×10 ⁻¹⁹	1.63377×10 ⁻²⁰	4.45050×10 ⁻²⁶	3.82743×10 ⁻²⁰	1.51857×10 ⁻²²	1.18171×10 ⁻¹⁹	1

1 cal= 4.18605J (計量法)

= 4.184J (熱化学)

= 4.1855J (15℃)

= 4.1868J (国際蒸気表)

仕事率 1 PS(仏馬力)

= 75 kgf·m/s

= 735.499W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270×10 ⁻¹¹
	3.7×10 ¹⁰	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58×10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

シニアメントの伝熱流動現象における異過程に関する研究 — 溶融炉心プールと冷却水との液液界面における熱伝達 — (原子力基礎研究 H100276) (委託研究)