

JAERI-M
94-016

DT中性子源用回転ターゲットの熱設計手法の開発

1994年2月

秋本 肇・池田裕二郎・草野 讓一

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

JAERI-M 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。入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1994

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 株原子力資料サービス

DT中性子源用回転ターゲットの熱設計手法の開発

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

秋本 肇・池田裕二郎・草野 謙一

(1994年1月21日受理)

核融合中性子工学研究用中性子源(FNS)では、中性子発生率を $10^{13} n/s$ 以上に高めるべくDT中性子源用回転ターゲットに対する検討が進められている。回転ターゲット表面のチタンの温度が300 °Cを越えると、チタン内に吸収されたトリチウムが拡散により失われてしまうため中性子源として十分な寿命を得ることができないことがわかっている。このため、中性子発生率を高めることは、ターゲットの冷却性能により規定される。

本報告は、DT中性子源用回転ターゲットの除熱限界を決定する要因と除熱限界のパラメータ依存性を明確にするために、TRACコードによるターゲット構造材の非定常温度解析、熱設計用解析モデルの導出、および除熱限界に対するパラメータ効果の評価を行った結果をまとめたものである。

導出した熱設計用解析モデルを適用した結果から、除熱限界を高めるためには、銅を使用し、チタン厚さは薄く、回転速度は大きく、半径方向照射位置は大きく、照射面積は大きく、圧力は高く、冷却材流速は大きくすることが有利であることがわかった。銅厚さが1~2mmの時に最も高い除熱限界が得られることがわかった。また、試設計計算において、最高出力として37kWを得た。これらの結果から、中性子発生率 $10^{13} n/s$ 以上が回転ターゲットにより達成できるとの見通しを得た。

Development of Thermal Design Method of Rotating Target
for DT Neutron Source

Hajime AKIMOTO, Yujiro IKEDA and Joichi KUSANO

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

(Received January 21, 1994)

A new rotating target for DT neutron source has been developed to increase the neutron generation rate more than 10^{13} n/s at FNS(Fusion Neutronics Source). The upper limit of the neutron generation rate is determined by the cooling performance of the target because tritium, absorbed in titan, is lost due to diffusion when titan temperature is higher than 300°C.

This report describes results obtained from unsteady temperature response analysis of rotating target with the TRAC code, derivation of analytical model for thermal design of rotating target, and evaluation of parameter effect on cooling limit with the analytical model, which were performed to reveal major factors determining the cooling limit and parameter dependency of cooling limit.

It is found from the parametric evaluation that the cooling limit of the rotating target can be increased when copper is used as the structure material. The cooling limit is increased as thinner titan, higher rotation speed, greater radius, larger irradiation area, higher pressure, and higher coolant velocity are established. It is also found that the maximum cooling limit can be reached when copper thickness is between 1 and 2 mm. The maximum power of 37 kW is obtained in a test design calculation. These calculation results suggest that the neutron generation rate more than 10^{13} n/s can be attained by the rotating target.

目 次

1. 緒 言	1
2. TRACコードによる回転ターゲット冷却挙動の検討	3
2.1 計算条件	3
2.2 TRACコードの修正	4
2.3 計算結果と検討	5
3. 热設計用解析モデルの導出	20
3.1 热設計用解析モデルの導出	20
3.2 限界熱流束相関式の評価	27
4. 回転ターゲット除熱限界に対するパラメータ効果の評価	35
4.1 回転ターゲットの構造の影響	35
4.2 回転ターゲットの運転条件の影響	41
4.3 回転ターゲットの冷却条件の影響	48
4.4 回転ターゲットの試設計	51
5. まとめと今後の課題	72
謝 辞	73
参考文献	74
付録1 TRACコード入力データリスト	75
付録2 限界熱流束相関式	82

Keywords: Fusion Reactors, D-T Neutrons, Rotating Neutron Target,
Tritium Target, Fusion Neutronics Source, Cooling Limit,
Burnout, Design, Heat Transfer

Contents

1. Introduction	1
2. Analysis of Rotating Target Cooling Behavior with TRAC Code	3
2.1 Calculational Conditions	3
2.2 Modification of TRAC Code	4
2.3 Results and Discussion	5
3. Derivation of Analytical Model for Thermal Design	20
3.1 Derivation of Analytical Model for Thermal Design	20
3.2 Assessment of Correlations for Critical Heat Flux	27
4. Evaluation of Parameter Effect on Cooling Limit of Rotating Target	35
4.1 Effect of Structure of Rotating Target	35
4.2 Effect of Operational Conditions of Rotating Target	41
4.3 Effect of Cooling Conditions of Rotating Target	48
4.4 Test Design of Rotating Target	51
5. Summary	72
Acknowledgment	73
References	74
Appendix 1 Listing of TRAC Input	75
Appendix 2 Correlations for Critical Heat Flux	82

1. 緒 言

核融合中性子工学研究用中性子源（F N S）では、ターゲット上のトリチウムに加速された重陽子を入射させることで核融合反応を起こし、核融合時に発生する 1 4 M e V 中性子を得て、種々の中性子工学に関する研究が進められている。⁽¹⁾ 現在 F N S で可能な中性子発生率の上限値は約 4×10^{12} n/s であり、核融合炉で想定されている条件の 2 桁低い値である。現在、中性子発生率を 10^{13} n/s 以上に高めるべく検討が進められている。

図 1. 1. 1 に、現在検討の進められている回転ターゲットの構造を示す。回転ターゲットは直径 23 cm の銅製の円盤の表面に厚さ約 7 μm のチタンを蒸着させたものである。チタン内にトリチウムを吸収させ、重陽子ビームを入射することで核融合反応を起こし、中性子源として利用する。 10^{13} n/s 以上の中性子発生率を得るためにには、重陽子ビームとして、エネルギー 400 keV、電流 100 mA（約 40 kW）の出力を与える必要がある。一方、チタンの温度が 300 ° C 以上になると、チタン内に吸収されたトリチウムが拡散により失われてしまうため中性子源として十分な寿命を得ることができないことがわかっている。このため、中性子発生率を高めることは、ターゲットの冷却性能により規定される。

ターゲット上の重陽子ビームの広がりは数 cm² である。仮に、ビームの広がりが 1 cm² とするとビーム入射部分の熱負荷は約 400 MW/m² となり、水で冷却する時の限界熱流束の約 100 倍も高い熱負荷となっている。すなわち、ある一点に重陽子ビームを長時間照射すると限界熱流束以上となり、チタンの温度は 300 ° C 以上になってしまう。そこで、ターゲットを高速で回転させて、高熱負荷状態の継続時間を短くすることで上述のような高熱負荷条件を克服することが考えられている。⁽²⁾ また、液流速を高めることで限界熱流束を高めることが考えられている。しかしながら、チタンの厚さや銅の厚さ等の回転ターゲットの構造、回転速度等の回転ターゲットの運転条件、及び水流速や圧力等の回転ターゲットの冷却条件が冷却性能に与える影響についての定量的な検討はほとんど行われていないのが現状である。

本報告は、D T 中性子源用回転ターゲットの除熱限界を決定する要因と除熱限界のパラメータ依存性を明確にすることを目的に行った検討結果をまとめたものである。

回転ターゲットの冷却は、ターゲット構造材の非定常熱伝導現象と冷却流路における伝熱現象が複合された現象と考えられる。両現象の相互関係を理解するために、T R A C コード⁽³⁾ を用いた解析を行い、現象の理解と入射ビームによる熱出力の上限値を決定する要因について検討した。次に、T R A C コードによる解析で得られた知見を用いて問題を単純化し、回転ターゲットの熱設計を行うための解析モデルを導出した。T R A C コードによる計算結果と比較することにより、解析モデルの妥当性を検討した。導出した解析モデルを適用して、回転ターゲットの構造、運転条件、及び冷却条件が入射ビームによる熱出力の上限値に与える影響について定量的な評価を行った。

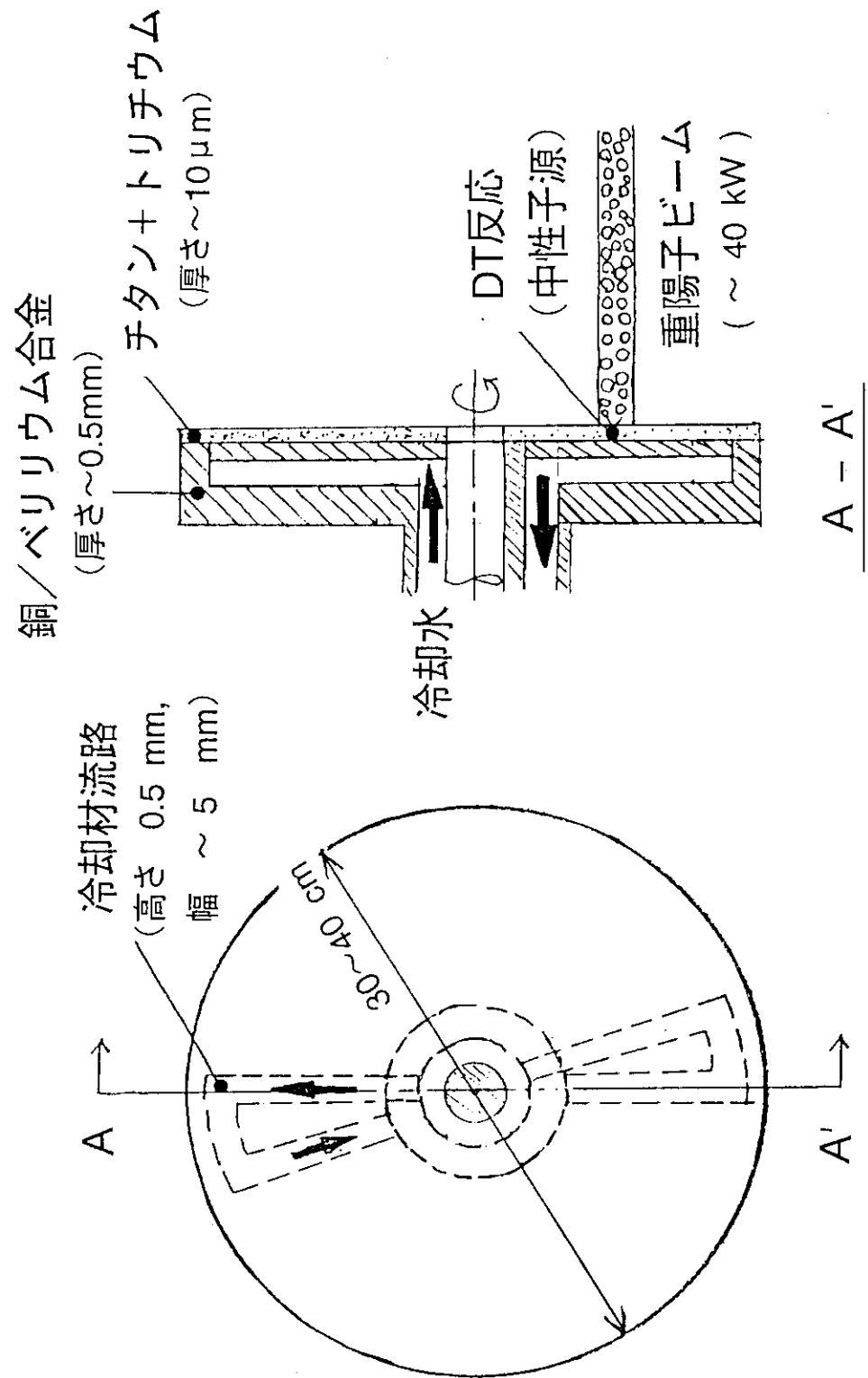


図1.1.1 DT中性子源回転ターゲットの概念図

2. TRACコードによる回転ターゲット 冷却挙動の検討

回転ターゲットの冷却は、ターゲット構造材内の非定常熱伝導現象と冷却流路における伝熱現象が複合された現象と考えられる。両現象の相互関係を理解するために、TRACコード⁽¹⁾を用いて解析を行い、現象の理解とビーム出力の上限値を決定する要因について検討した。

2.1 計算条件

ターゲットの冷却特性を考える上では、以下のパラメータが影響するものと思われる。

- (1) 回転ターゲットの構造(チタン層の厚さ、銅層の厚さ等)
- (2) 回転ターゲットの運転条件(回転速度、ビーム照射面積、ビーム照射部の半径位置等)
- (3) 回転ターゲットの冷却条件(圧力、流路形状、冷却材流速等)

これらのなかで、下記の条件を基本ケースとし、冷却時にどのような挙動を生じるかについて検討することとした。

(1) 回転ターゲットの構造

- ①チタン厚さ 10 μm
- ②銅厚さ 500 μm

(2) 回転ターゲットの運転条件

- | | |
|-----------|-----------------------|
| ①回転速度 | 1, 200 rpm (周期 50 ms) |
| ②ビーム照射面積 | 1 cm × 1 cm |
| ③半径方向照射位置 | 5 ~ 20 cm |
| ④ビーム出力 | パラメータ |

(3) 回転ターゲットの冷却条件

- | | |
|----------|-------------------|
| ①冷却材 | 水 |
| ②冷却材流路形状 | 幅 10 mm、高さ 0.5 mm |
| ③冷却材流速 | 10 m/s |
| ④冷却材温度 | 300 K |
| ⑤出口圧力 | 大気圧 |

図2.1.1に基本ケースの条件をまとめた。

2.1.1 入力モデル

図2.1.2にTRACコードによる解析で用いた入力モデルの概要を示す。計算時間を節約するために、照射部分の近傍のみを取り出してモデル化した。

回転ターゲット上の1点における熱入力は、ビームが照射されている時に P_0 、ビームが照射されていない時に0となる。回転ターゲット回転軸のすりこぎ運動による半径方向の照射位置の移動は、回転による移動に比べて遅い。したがって、熱入力のオンオフは回転速度によって規定されていると考えられる。この時の照射時間 $\Delta \tau$ は、ビーム照射部を含む円周の長さ L 、ビーム照射部を含む円の半径 r 、ビーム照射部の円周方向長さ ΔL 及びターゲットの回転周期

τ を用いて、

$$\Delta \tau = \tau \frac{\Delta L}{L} = \tau \frac{\Delta L}{2\pi r}, \quad (2.1.1)$$

で算定できる。(2.1.1)式から、照射時間は中心側ほど長くなることがわかる。

熱入力が大きい部分ほど、限界熱流束が低い部分ほど早く除熱限界に達する。圧力の低い冷却材流路出口側で最も限界熱流束が低くなること、また、中心側ほど照射時間が長くなることから、半径位置が最も小さく、かつ圧力の低い冷却材流路出口側近傍で最初に除熱限界に達すると考えられる。そこで、計算は冷却材流路出口近傍の半径位置0.05mを対象として実施することとした。この位置では回転速度1200rpmの時のビームによる加熱周期は50ms、照射時間は $\Delta L = 1\text{ cm}$ として1.5915msである。

間欠的な加熱条件は、TRACコードのコントロールブロックデータを利用してモデル化した。図2.1.3に本解析で用いたデータの概要をまとめた。コントロールブロックデータの関数発生機能を利用して周期100msのコサイン関数をつくり、その絶対値が設定値 y_2 以上の時には出力が P_0 、絶対値が設定値以下の時には出力が0となるように設定し、間欠的かつ周期を持った加熱条件を表わした。出力 P_0 は入力パラメータとした。

チタン及び銅部分は、表2.1.1に示すように、17のノード点に分割した。ノード分割数及び時間刻み幅に対する感度解析を行い、17点のノード点を用いて得られる結果がさらにノード分割数を細かくしたケースと一致した結果を与えることを確認し、ノード分割の妥当性をチェックした。

付録1に出力を10kWとした時の入力データを示した。

2.2 TRACコードの修正

TRACコードの計算内容について調査した結果、各種の熱伝達率相関式を適用した後に、以下の処理が行われていることがわかった。

$$h_1^{(n+1)} = \max \{ h_{1\min}, \max (h_{1\max}, h_1) \}, \quad (2.2.1)$$

ここで、

$$h_{1\min} = h_1^{(n)} C_1^{-C_2 \Delta t},$$

$$h_{1\max} = h_1^{(n)} C_1^{C_2 \Delta t},$$

$$C_1 = 2.0, C_2 = 2.5$$

である。上式で $h_1^{(n+1)}$ は計算に実際に使用される熱伝達率である。また、 $h_1^{(n)}$ は前タイムステップで使用された熱伝達率を、 h_1 は各種の相関式を用いて算定された熱伝達率を、 Δt は時間刻み幅を示す。(2.2.1)式により、熱伝達率の値は前タイムステップで使用された値 $h_1^{(n)}$ の $C_1^{-C_2 \Delta t}$ 倍から $C_1^{C_2 \Delta t}$ 倍の範囲内にあるように制限されている。すなわち、熱伝達率変化の時定数が2.5秒であると仮定して、熱伝達率の急激な変化が抑制されている。本解析ではビーム出力の立ち上がり時間は1ms以下であり、TRACコードで仮定されている

時定数 2.5 秒に比べて短い。急激なビーム出力変化に熱伝達率変化が追随すると仮定し、(2.2.1) 式の処理を削除して、熱伝達率 h_1 を $h_1^{(n+1)}$ として計算を行った。

2.3 計算結果と検討

2.3.1 除熱限界

図 2.3.1 にビーム出力を 10 kW、12 kW、および 15 kW とした時のチタン表面温度の計算結果を示す。初期温度 300 K からチタン表面温度は上昇していく。ビーム出力が 10 kW および 12 kW のケースでは、加熱開始後 0.5 秒程度で過渡変化はリミットサイクルに入っている。一方、ビーム出力 15 kW のケースでは、加熱の繰り返しごとに温度が上昇し、温度の逸走を生じている。

図 2.3.2 に図 2.3.1 に示した各ケースに対する銅冷却面における熱伝達領域の推移を示す。図の縦軸は熱伝達領域のフラグを示す。フラグ 1、2、3、および 4 は、それぞれ、水単相強制対流領域、核沸騰領域、遷移沸騰領域及び膜沸騰領域を表わす。ビーム出力 10 kW のケースでは、水単相強制対流領域と核沸騰領域を繰り返す。ビーム出力 12 kW のケースでは、水単相強制対流領域、核沸騰領域及び遷移沸騰領域の間を推移している。チタン表面温度が高温となったビーム出力 15 kW のケースでは、膜沸騰領域に入っている。

銅冷却面の表面温度を調べたところ、ビーム出力 10 kW のケースでは、最高温度は沸騰曲線上の限界熱流束点における温度 T_{CHF} を越えないのにに対し、ビーム出力 12 kW 及び 15 kW のケースでは最高温度が T_{CHF} を上回っていた。また、ビーム出力 12 kW のケースでは、ビーム照射の終了時間前後で一次的に T_{CHF} 以上となるものの冷却により再び T_{CHF} 以下の温度に戻った。ビーム出力 15 kW のケースでは、温度が高くなつたために熱伝達が悪くなり、温度が T_{CHF} 以下に回復せず、膜沸騰領域が継続された。すなわち、いわゆるバーンアウトを生じたために温度の逸走を生じているといえる。

図 2.3.3 にチタン表面温度およびチタン／銅境界面温度の最高値の計算結果を示す。いずれのケースでも最高値はビーム照射の終了時にみられた。

ビーム出力が小さい範囲では、最高温度はビーム出力にほぼ比例している。また、ビーム出力が 12 kW と 15 kW の間で最高温度は急上昇している。これは、前述のように、バーンアウトを生じたことによる。図 2.3.3 から、基本ケースで想定した回転ターゲットの構造、運転条件、および冷却条件に対するビーム出力の上限値（の TRAC コードによる計算結果）は 12 kW であるといえる。

2.3.2 冷却特性の把握

回転ターゲットの冷却はターゲット構造材内の非定常熱伝導現象と冷却流路における伝熱現象が複合された現象である。本項では、TRAC コードによる計算結果を分析し、両者の相互関係について検討する。

図 2.3.4 にビーム出力 10 kW の時のビーム照射による入射熱流束 q_s 、銅冷却面における冷却による表面熱流束 q_c 、構造材各部の温度及び冷却水温の計算結果を示す。図 2.3.4 (a) は 1.2 秒から 1.5 秒の結果を、図 2.3.4 (b) はビーム照射時を拡大した 1.

449秒から1.452秒の結果を示している。

ビーム照射時、銅冷却面の表面熱流束は 1.4 MW/m^2 から 4.9 MW/m^2 へと増加している。冷却による熱流束は、ビーム照射による加熱熱流束(100 MW/m^2)の1.4%ないし4.9%である。ビーム照射時の構造材の温度応答に対する銅冷却面での冷却の影響は小さい。

ビーム照射によりチタン部の温度が急上昇する。この時、チタン層内で銅層内に比べて大きな温度勾配のある。また、チタン層の温度はほぼ直線分布をしている。銅冷却面温度は、ビーム照射開始から上昇を始めているが、その上昇速度はチタン表面に比べて遅い。これはチタンや銅の熱容量のために、チタン側での温度上昇の影響が冷却面側に到達するのに時間遅れがあるからである。ビーム照射終了時にチタン表面温度は最高になる。

ビーム照射終了後にチタン部分の温度が急低下し隣接した銅層の温度とほぼ等しくなる。構造材内の温度分布の平坦化は急速に進み、数ms後に構造材内の温度分布はほぼ一様になっている。この時、銅冷却面の温度は最高値をとり、冷却による熱流束も最大になる。

その後は、構造材内ではほぼ平坦な温度分布が保たれている。銅冷却面側の冷却により全体の温度が時間とともに下がる。また、構造材温度の低下に対応して、冷却による熱流束が下がり、冷却材の出口温度も下がっている。

以上の結果から、回転ターゲットの冷却挙動は大きく次の3期間に分割することができることがわかった。すなわち、

(A) ビーム照射期間 : ビームが照射されている期間。

[冷却の影響はビームによる加熱の影響に比べて小さい。
構造材内に急峻な温度分布を生じる。
各部の温度は時間とともに高くなる。
ビーム照射終了時にチタン表面温度は最高となる。]

(B) 温度分布平坦化期間 : ビーム照射終了に続く数msの期間。

[チタン表面側では温度は低下し、銅冷却面側では温度が上昇
することで、構造材内の温度分布が平坦化される。]

(c) 冷却期間

: 構造材が冷却される期間。

[構造材内の温度分布はほぼ平坦である。
冷却により構造材温度は時間とともに低下する。
冷却面の熱流束も温度低下に対応して低下する。]

である。

2.3.3 相関式の適用限界

前項では、TRACコードによる計算結果について述べた。図2.3.2に示すように、除熱限界付近では水単相強制対流領域、核沸騰領域並びに遷移沸騰領域の各相関式が適用されている。また、バーンアウトの発生は限界熱流束に関する相関式を用いて判定されている。得られた結果の妥当性を調べるために、本項では、TRACコードで使用されている熱伝達相関式の適用限界について検討する。

水単相強制対流領域における熱伝達率相関式

水単相強制対流領域では、水側の壁面熱伝達率 h_1 は、

$$h_1 = 0.023 Re_1^{0.8} Pr_1^{0.4} \left(\frac{k_1}{D_h} \right), \quad (2.3.1)$$

により算定されている。ここで、

$$Re_1 = \frac{\rho_1 V_1 D_h}{\mu_1}, \quad Pr_1 = \frac{\mu_1 C_{p1}}{k_1}$$

である。(2.3.1)式はDittus-Boelterの式⁽²⁾である。

Dittus-Boelterの式の適用範囲は、

$$Re_1 > 10^4,$$

$$0.7 < Pr < 160$$

である。⁽³⁾ 本解析の条件は

$$Re \approx 1.2 \times 10^4,$$

$$Pr_1 \approx 5.5$$

であり、Dittus-Boelterの式の適用範囲内にあると考えられる。

核沸騰領域における熱伝達率相関式

核沸騰領域の熱伝達率は、Chenの相関式⁽⁴⁾により算定されている。本解析では水単相流を対象としているので、Chenの相関式にボイド率 α とクォリティ x に 0 を代入した形式で示すと、

$$h_1 = h_{\text{forc}} + h_{\text{nucb}} \left(\frac{T_w - T_{\text{sat}}}{T_w - T_1} \right), \quad (2.3.2)$$

ここで、

$$h_{\text{forc}} = 0.023 Re_1^{0.8} Pr_1^{0.4} \left(\frac{k_1}{D_h} \right),$$

$$h_{\text{nucb}} = 0.00122 \frac{k_1^{0.79} C_{p1}^{0.45} \rho_1^{0.49}}{\sigma^{0.5} \mu_1^{0.29} h_{fg}^{0.24} \rho_g^{0.24}} \\ (T_w - T_{\text{sat}})^{0.24} (P_{\text{sat}} (T_w) - P)^{0.75} \cdot S,$$

$$S = \frac{1}{1 + 0.12 (Re_1 \times 10^{-4})^{1.14}} \quad (0 \leq Re_1 < 3.25 \times 10^5 \text{ の時})$$

である。

Chenの相関式では、強制対流による効果と気泡生成による効果の和により、トータルの熱伝達率が表わされている。 h_{forc} は強制対流による効果を示し、Dittus-Boelterの式を用いて算定されている。 h_{nucb} は気泡生成による効果を示している。 h_{nucb} はForsterとZuber⁽⁵⁾によるプール沸騰に関する解析に基づいている。プール沸騰に比べて強制対流条件では気泡近傍の

境界層厚さが薄くなることを考慮して、その補正因子SがChenの相関式には付加されている。

Chenの相関式を導くための原実験データベースは、

$$\begin{aligned} 0.09 \text{ MPa} &< p < 3.45 \text{ MPa}, \\ 54 \text{ kg/m}^2\text{s} &< G < 4070 \text{ kg/m}^2\text{s}, \\ 0 &< x < 0.7 \end{aligned}$$

の範囲である。⁽³⁾

本解析の代表的な条件は、

$$\begin{aligned} 0.1 \text{ MPa} &< p < 1.0 \text{ MPa}, \\ G \sim 10,000 \text{ kg/m}^2\text{s}, \\ x \sim 0 \end{aligned}$$

である。

圧力pとクオリティxは原実験データベースの範囲に含まれているが、質量流束Gの範囲は原実験データベースの範囲外にある。高質量流束条件へのChen相関式の拡張性については、今後さらに検討する必要がある。

限界熱流束相関式

TRACコードでは、限界熱流束 q_{CHF} はBiasiの式⁽⁶⁾により計算される。水単相流（クオリティ $x = 0$ ）に対して、Biasiの式は

$$q_{CHF} = \max (q_{CHF0}, q_{CHF1}), \quad (2.3.3)$$

ここで

$$q_{CHF0} = \frac{1.883 \times 10^7}{(100 D_h)^n (0.1 G)^{0.33333}} f_p,$$

$$q_{CHF1} = \frac{3.78 \times 10^7}{(100 D_h)^n (0.1 G)^{0.6}} h_p,$$

$$n = \begin{cases} 0.4, & (D_h \geq 0.01 \text{ m}) \\ 0.6, & (D_h < 0.01 \text{ m}) \end{cases}$$

$$f_p = 0.7249 + 0.099 p_{bar} \exp(-0.032 p_{bar}),$$

$$h_p = -1.159 + 0.149 p_{bar} \exp(-0.019 p_{bar}) + \frac{8.99 p_{bar}}{10 + p_{bar}^2}$$

$$p_{bar} = 10^{-5} p, \quad (2.3.4)$$

である。

Biasiの式を導出するために用いられた実験データベースの範囲は以下の通りである。⁽³⁾

$$\begin{aligned} 3 \times 10^{-3} \text{ m} &< D_h < 3.75 \times 10^{-2} \text{ m} \\ 0.2 \text{ m} &< L < 0.6 \text{ m} \\ 0.27 \text{ MPa} &< p < 14.0 \text{ MPa} \\ 100 \text{ kg/m}^2\text{s} &< G < 6000 \text{ kg/m}^2\text{s} \end{aligned}$$

また、限界熱流束データとしては高クオリティ領域で発生するものを中心に整理されている。TRACコードで使用されているBiasiの式は原子炉の燃料棒の除熱限界を評価するために開発された実験相関式である。

本解析の代表的条件は、

$$\begin{array}{ll} \text{等価直径} : & D_h = 1 \times 10^{-3} \text{ m}, \\ \text{加熱部長さ} : & L = 0.01 \text{ m}, \\ \text{圧力} : & 0.1 \text{ MPa} < p < 1.0 \text{ MPa}, \\ \text{質量流束} : & G \sim 10,000 \text{ kg/m}^2\text{s} \end{array}$$

であり、限界熱流束はクオリティが低い条件で発生すると考えられる。また、流路は矩形流路であり、片面加熱である。本解析の条件範囲は、Biasiの式の原実験データベースの範囲外にあり、Biasiの式が本解析条件に適用できるかは疑問である。限界熱流束 q_{CHF} の算定方法についてはさらに検討する必要がある。

遷移沸騰領域における熱伝達率相関式

遷移沸騰領域の熱伝達率は次式により計算される。

$$h_1 = \frac{1}{T_w - T_1} \{ \xi q_{CHF} + (1 - \xi) q_{min} \}, \quad (2.3.5)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \xi &= \left(\frac{T_{min} - T_w}{T_{min} - T_{CHF}} \right)^2, \\ q_{min} &= \sigma_{SB} \varepsilon (T_{min}^4 - T_{sat}^4) + h_{fbb} (T_{min} - T_{sat}), \\ h_{fbb} &= 0.62 \left\{ \frac{k_s^3 \rho_s (\rho_1 - \rho_s) g h_{fs}}{\mu_1 (T_{min} - T_{sat}) \lambda} \right\}^{0.25}, \end{aligned}$$

$$\lambda = 2 \pi \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_1 - \rho_s) g}},$$

である。遷移沸騰領域では、核沸騰部分 (q_{CHF}) と膜沸騰部分 (q_{min}) が共存し、核沸騰部分の割合が ξ であるとして遷移沸騰領域の熱伝達率を求めている。

膜沸騰部分の熱流束 q_{min} は、壁温 T_w が最小膜沸騰温度 T_{min} であるとして、膜沸騰領域の相関式により算定されている。(2.3.5)式に示した q_{min} の計算式の第1項は放射伝熱の寄与を示す。第2項はBromleyの式⁽⁷⁾であり、対流伝熱の寄与を示す。

Bromleyの式の実験データベースの範囲は以下の通りである。⁽³⁾

$$\begin{array}{lll} 0.1 \text{ MPa} < p < 0.7 \text{ MPa} \\ 3 \times 10^4 \text{ W/m}^2 < q < 1.3 \times 10^5 \text{ W/m}^2 \\ 278 \text{ K} < (T_w - T_{sat}) < 778 \text{ K} \\ T_{sat} - T_1 < 77.9 \text{ K} \\ V_1 < 0.3 \text{ m/s} \end{array}$$

$$\alpha < 0.4$$

本解析の代表的な条件と最も異なる条件として液流速範囲があげられる。本解析では 10 m/s 程度の高液流速範囲を対象としている。高液流速範囲への拡張性について、今後さらに検討する必要がある。

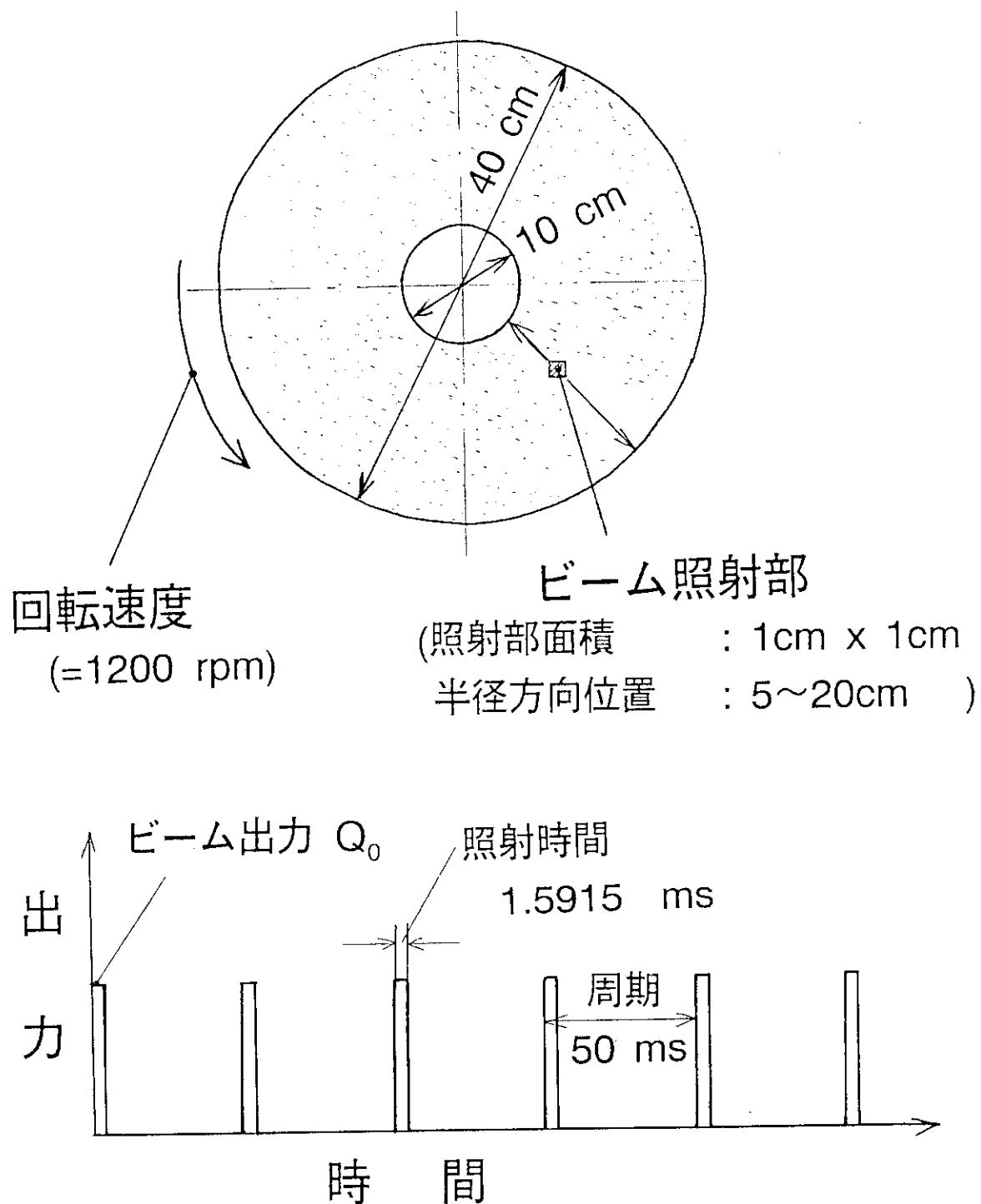
TRAC コード熱伝達相関式の問題点のまとめ

TRAC コードに組み込まれている相関式の実験データベースと本解析の条件範囲を比較した結果から明らかになった問題点を以下に整理する。

- (1) 核沸騰領域で使用される Chen の相関式の高質量流束範囲への拡張性について、今後さらに検討する必要がある。
- (2) 限界熱流束 q_{CHF} の評価式である Biasi の式を本解析条件へ適用することは多いに疑問がある。本解析条件に適用できる限界熱流束評価式を文献調査や実験を行って早急に確立する必要がある。
- (3) 膜沸騰領域で使用される Bromley の相関式の高液流速範囲への拡張性について今後さらに検討する必要がある。

表2.1.1 ヒートスラブのノード分割法

ノード番号	チタン表面からの距離 (μm)	発熱分布	備 考
1	0	1 . 0	チタン表面
2	2	0 . 0	
3	4	0 . 0	
4	10	0 . 0	チタン／銅界面
5	20	0 . 0	
6	40	0 . 0	
7	60	0 . 0	
8	80	0 . 0	
9	100	0 . 0	
10	150	0 . 0	
11	200	0 . 0	
12	250	0 . 0	
13	300	0 . 0	
14	350	0 . 0	
15	400	0 . 0	
16	450	0 . 0	
17	510	0 . 0	銅冷却面



(単位 mm)

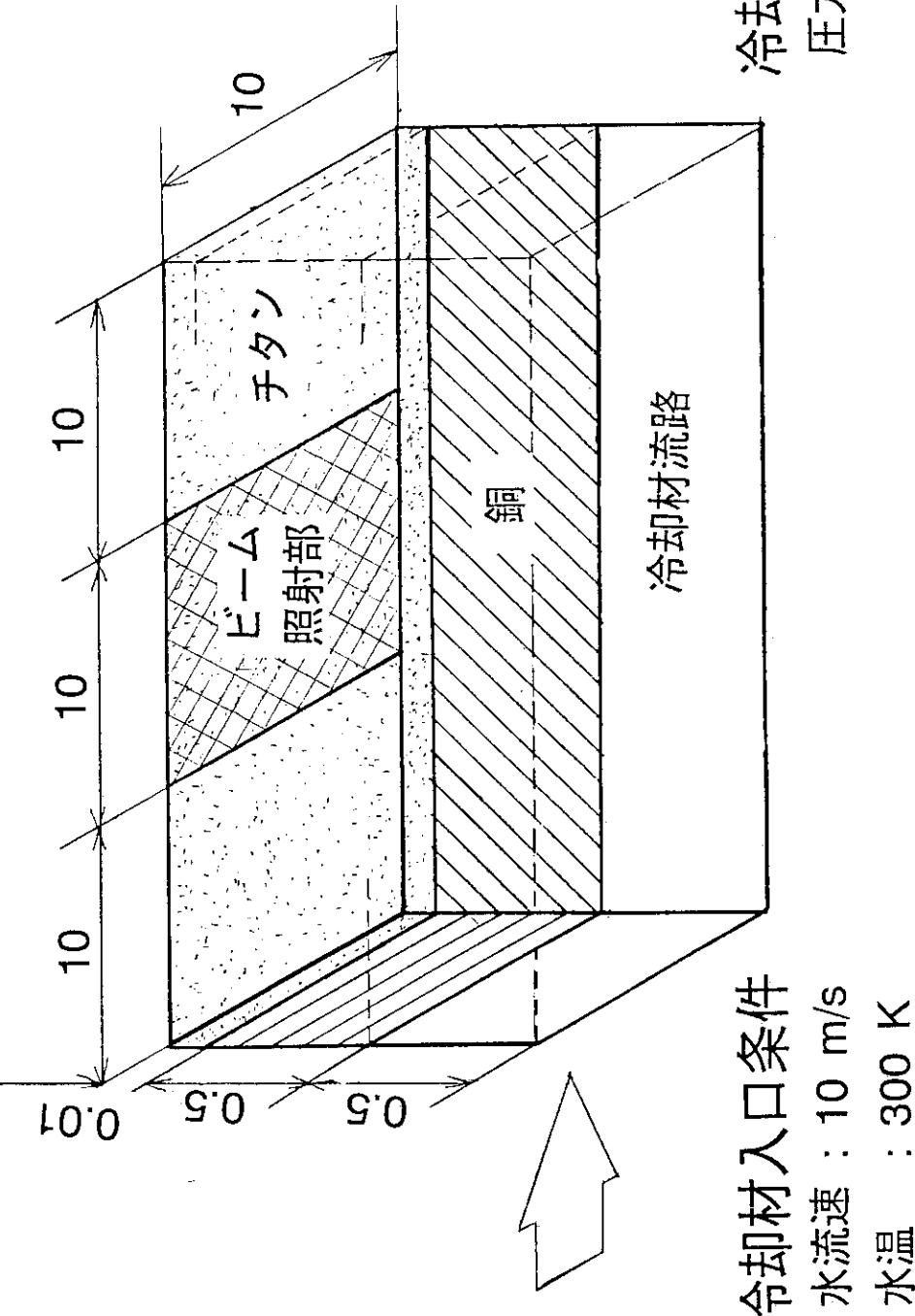


図2.1.2 TRACコード入力データの概要

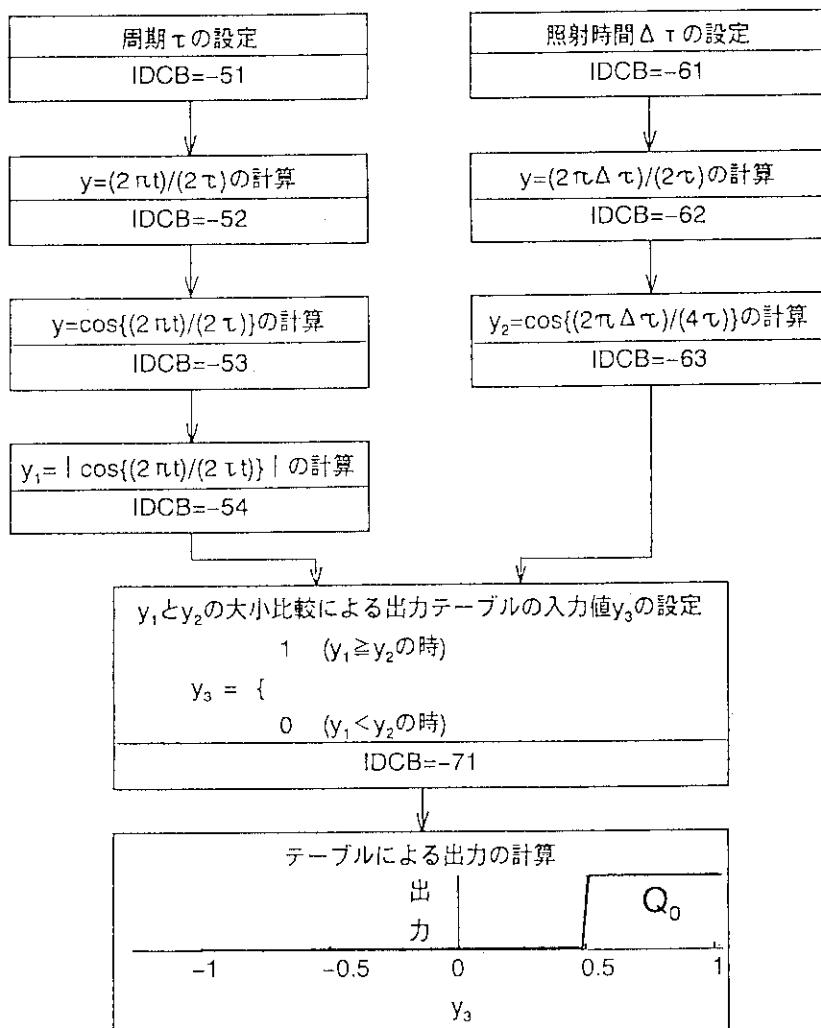
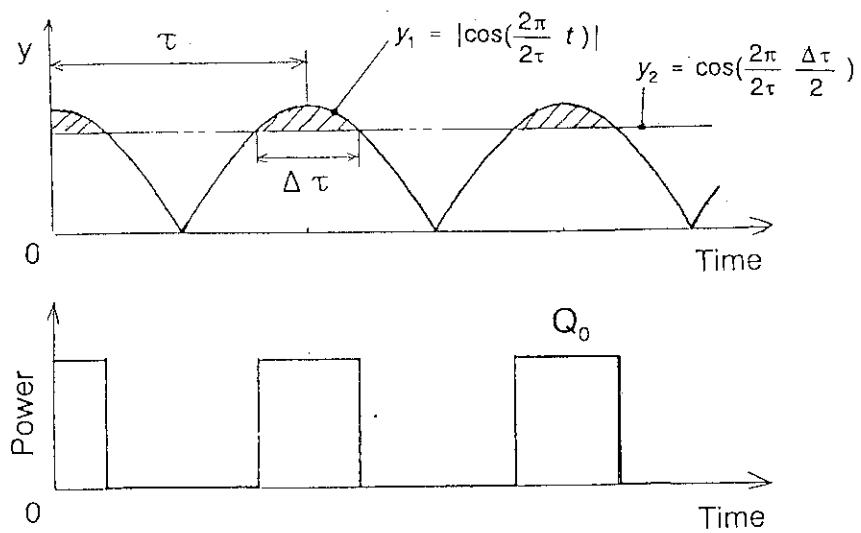


図2.1.3 ビーム出力設定のためのコントロールブロックデータ

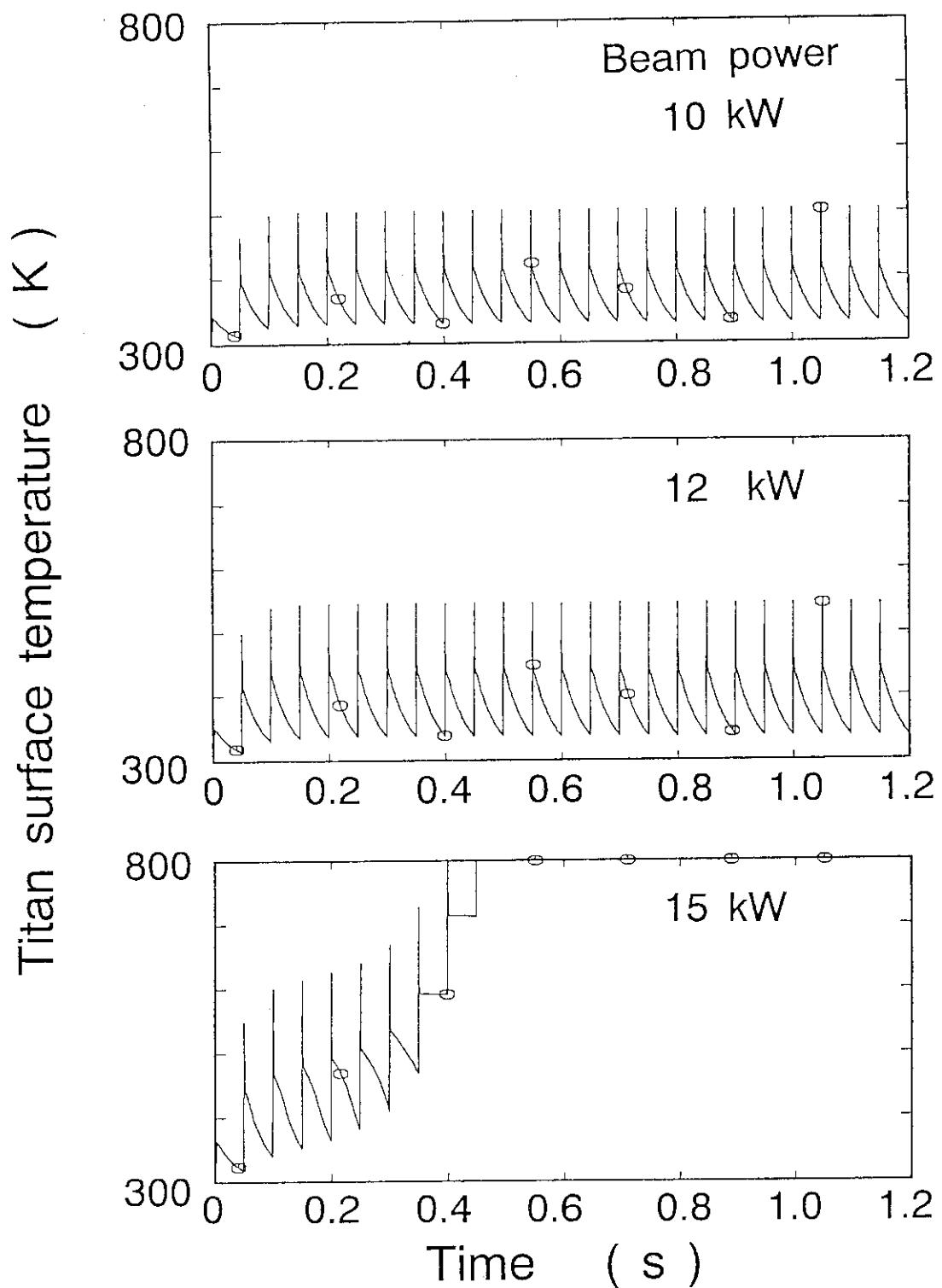


図2.3.1 チタン表面温度とビーム出力

Heat transfer regime flag

1 = Single phase water 2 = Nucleate boiling
 3 = Transition boiling 4 = Film boiling

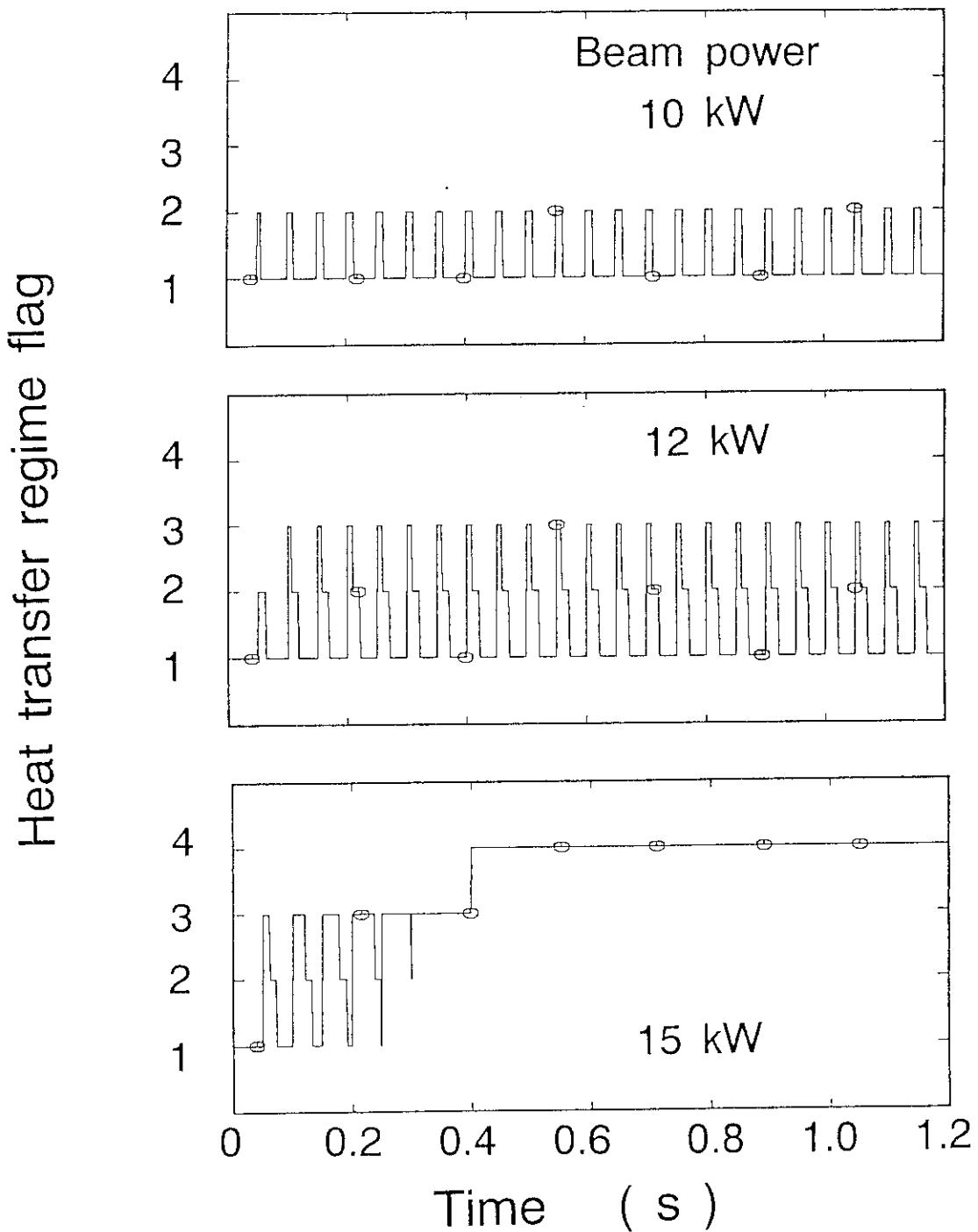


図2.3.2 銅冷却面における熱伝達モードとビーム出力

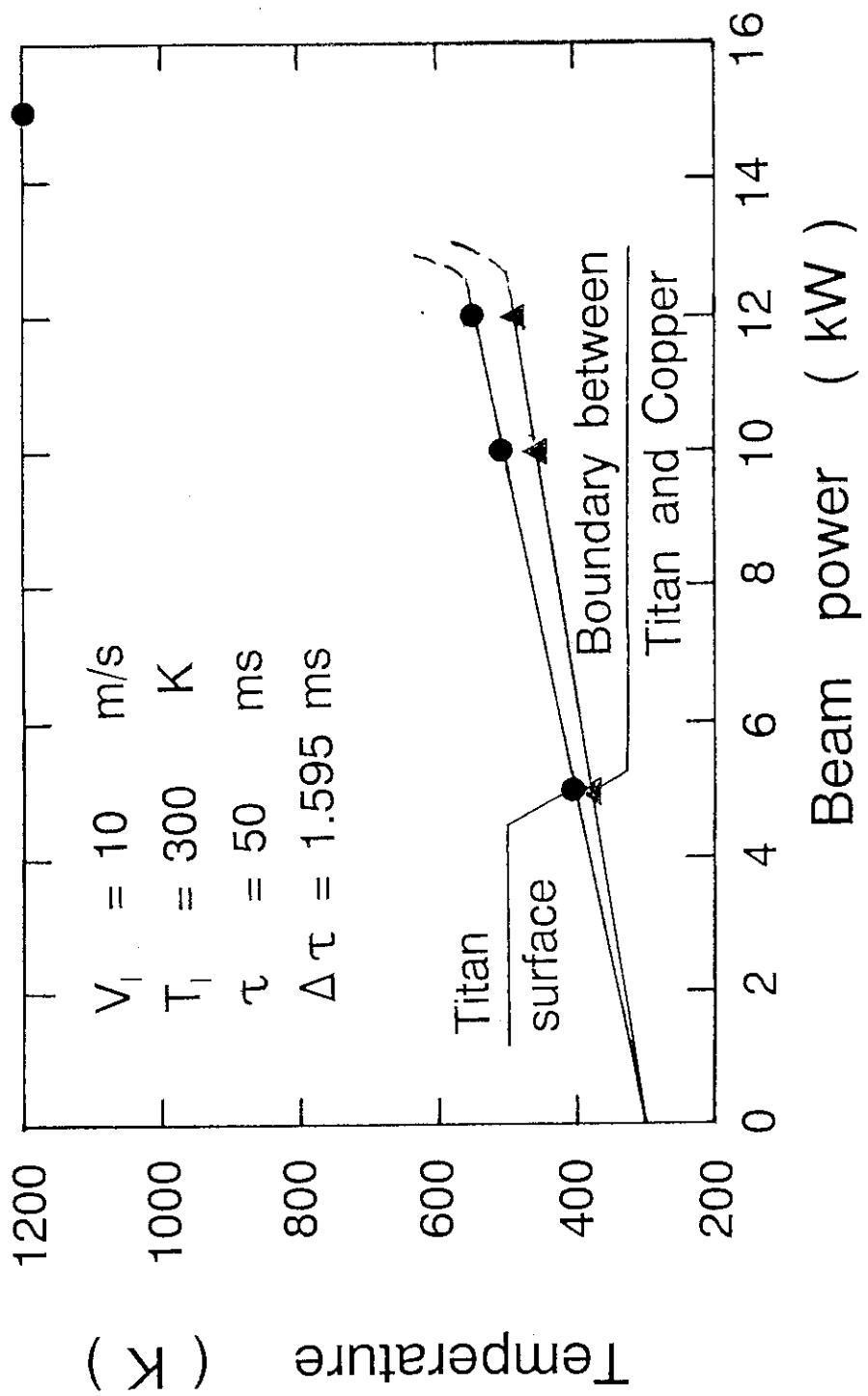


図2.3.3 チタン表面およびチタン／銅境界における最高温度とビーム出力

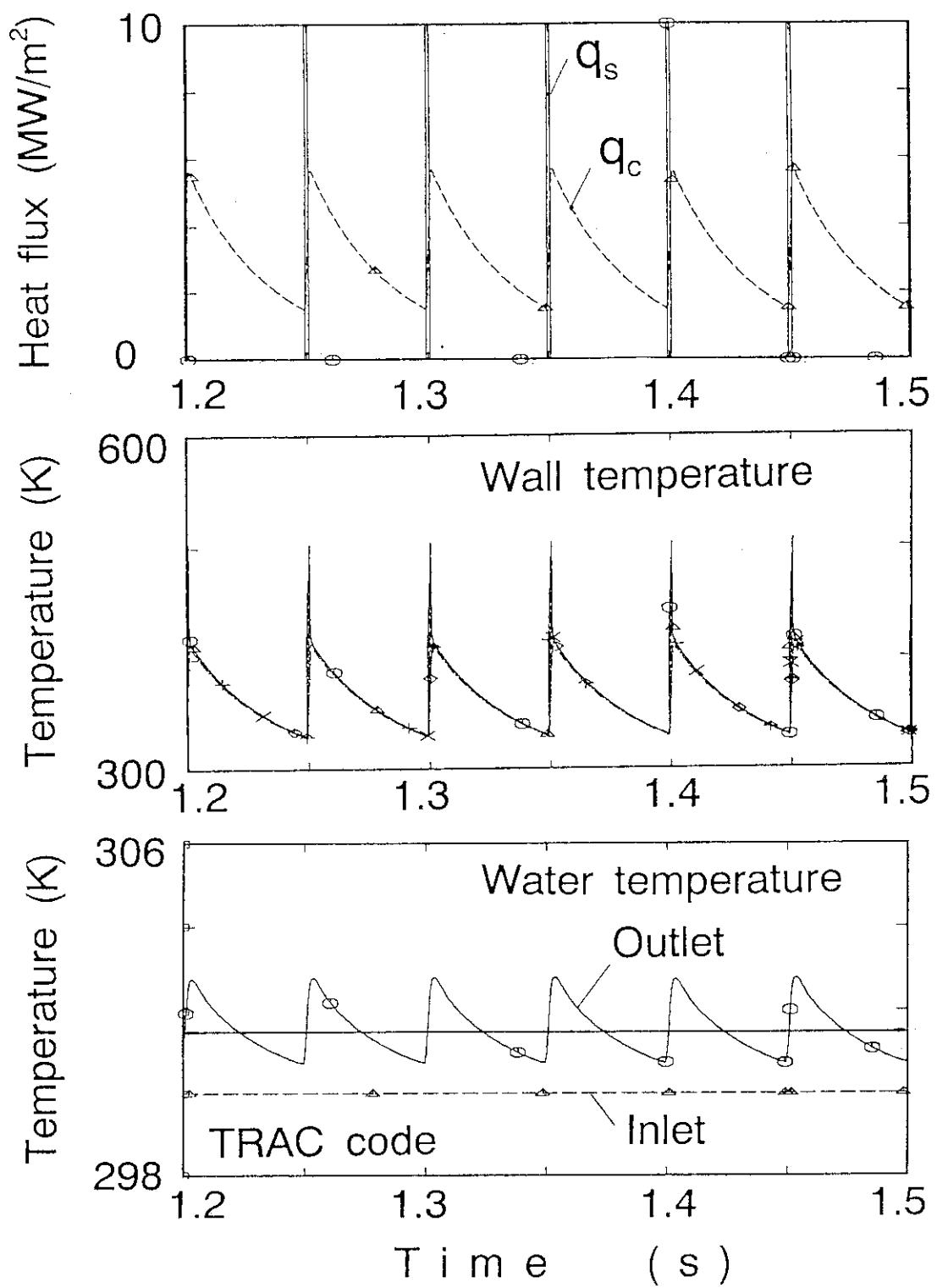
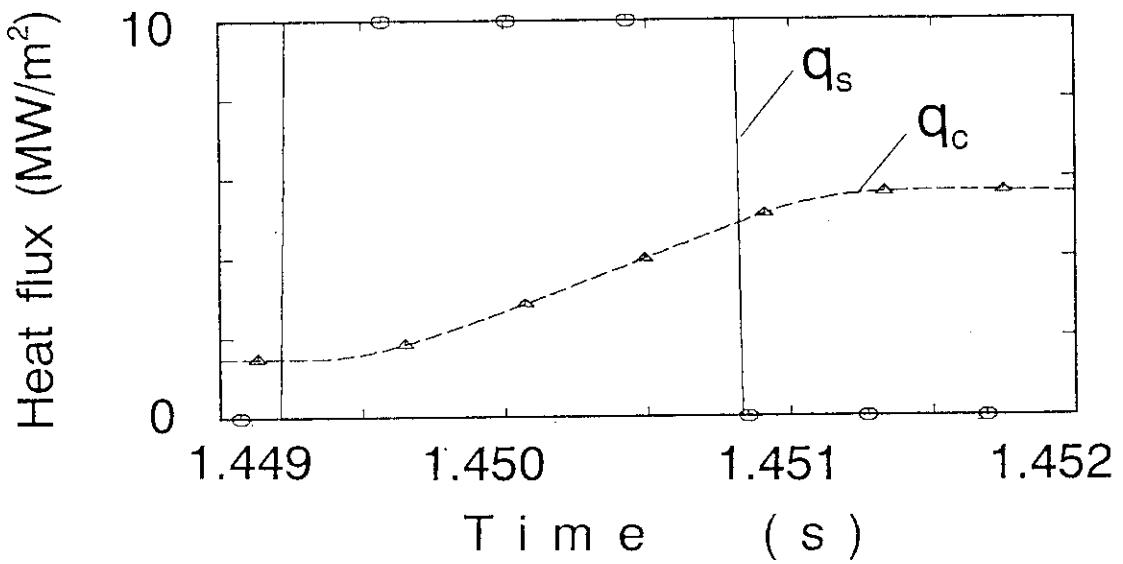
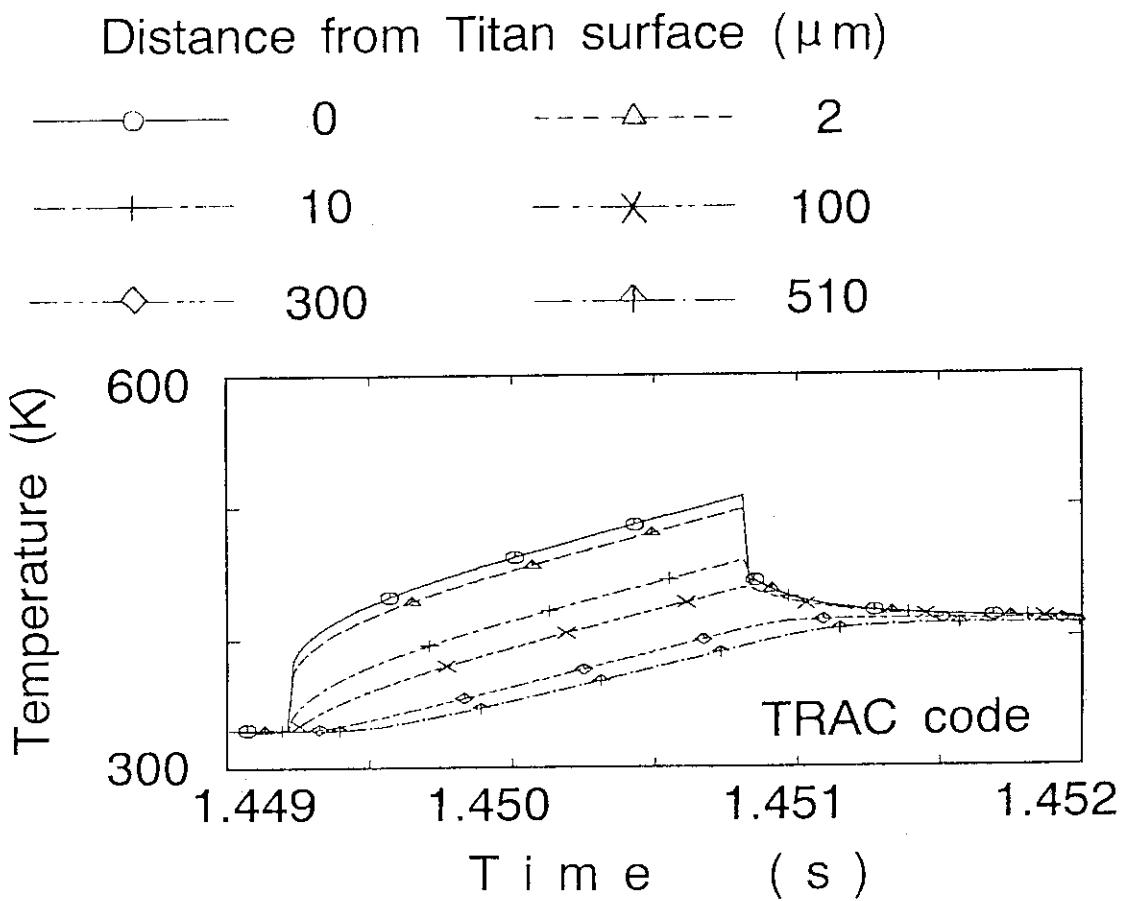


図2.3.4(a) 回転ターゲットの冷却挙動(ビーム出力 10kW)

(a) Supplied power (q_s) and cooling rate (q_c)

(b) Wall temperature

図2.3.4(b) 回転ターゲットの冷却挙動 (ビーム出力 10kW)

3. 热設計用解析モデルの導出

第2章では、回転ターゲット構造材の非定常な温度変化および除熱限界をT R A Cコードを用いて評価し、冷却特性と除熱限界を決定する要因を明確にした。

T R A Cコードを用いて1ケースの計算を行うためには、大型計算機で約3分の計算時間がかかる。設計を行うためには数多くのパラメーター計算が必要であり、多大な計算時間がかかる。短時間で回転ターゲットの除熱限界を評価できる解析手法を確立できれば、設計のための計算を効率的に進めることができる。そこで、前章で得られた知見に基づき構造材の非定常な温度変化並びに除熱限界を決定する要因を摘出し、除熱限界を短時間で評価するための熱設計用解析モデルを導出した。本章では、熱設計用解析モデルについて述べる。

3.1 热設計用解析モデルの導出

3.1.1 热設計条件の設定

回転ターゲットの熱設計を行う上で最も重要な条件は、チタンが十分低い温度に保たれることである。チタンの温度が高くなると、チタン中のトリチウムが拡散してしまい、中性子源としての機能が失われてしまうからである。

T R A Cコードによる計算結果によれば、銅冷却面でバーンアウトを生じることによりチタンは高温となった。そこで、第1番目に、

(1) 銅冷却面でバーンアウトを生じないこと

を設計条件とする。また、銅冷却面でバーンアウトを生じなくてもチタン表面温度が経験的にわかっている限界温度 300°C (573K) を上回る可能性がある。そこで、第2番目の条件として、

(2) チタン表面温度が 573K を越えないこと

を設計条件とする。

3.1.2 解析モデルの導出

3.1.1項で述べた(1)の条件は、周期的にビーム照射を繰り返す時の銅冷却面の熱流束の最高値を q_{cmax} とすると、

$$q_{cmax} \leq q_{CHF} \quad (3.1.1)$$

で与えられる。ここで、 q_{CHF} は限界熱流束を示す。一方、(2)の条件は、非定常に変化するチタン表面温度の最高値を T_{max} とすると、

$$T_{max} \leq 573\text{K} \quad (3.1.2)$$

で与えられる。すなわち、回転ターゲットの熱設計用解析モデルを導くことは、銅冷却面の熱流束の最大値 q_{cmax} ならびにチタン表面最高温度 T_{max} を算定できる解析モデルを確立することに他ならない。

第2章に述べたT R A Cコードによる計算結果から、

- (1) 構造材の冷却挙動は、ビーム照射期間、温度分布平坦化期間、および冷却期間の3期間に分けられること。
- (2) 銅冷却面の熱流束は、銅冷却面温度が最高となる温度分布平坦化期間の終了時に最大となること。
- (3) チタン表面温度は、ビーム照射終了時に最高となること。
がわかっている。

また、構造材内の非定常熱伝導現象について、

- (1) ビーム照射期間中は、冷却面での冷却による熱流束はビームによる加熱熱流束に比べて無視できるほど小さい。
- (2) 温度平坦化期間中は、数ms程度の短時間で構造材内の温度分布が平坦化される。
- (3) 冷却期間中、構造材内の温度分布はほぼ一様に保たれている。
ことがわかっている。

これらの知見を適用することで構造材内の非定常熱伝導問題を単純化することができる。単純化した非定常熱伝導方程式の解析解を組み合わせることで熱設計用解析モデルを導出する。

(a) ビーム照射期間の温度応答

TRACコードの結果によれば、ビーム照射が開始される直前の構造材内の温度は場所によらずほぼ一様である。ビーム照射により加熱されるが、この条件はチタン表面に一定の熱流束 q_0 が負荷されたとして扱える。銅冷却面の熱流束 q_c は負荷された加熱熱流束 q_0 に比べて高々数%であるので、 q_c の影響を無視する。

構造材の物性値が一定とすると、構造材内の温度変化は次の1次元の非定常熱伝導方程式により扱える。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (3.1.3)$$

ビーム照射期間における回転ターゲットに対する条件を想定して、以下の初期条件と境界条件を考える。

(初期条件)

$$T = T_0 \quad (y > 0, t = 0) \quad (3.1.4)$$

(境界条件)

$$q = -k \frac{\partial T}{\partial y} = q_0 \quad (y = 0, t \geq 0) \quad (3.1.5)$$

$$q = -k \frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad (y = \infty, t > 0) \quad (3.1.6)$$

$$T = T_0 \quad (y = \infty, t > 0) \quad (3.1.7)$$

(3.1.4)式は、初期温度が T_0 で一定であることを示す。(3.1.5)式は、構造材表面での熱流束が q_0 で一定であることを示す。この条件は、一定出力のビームが $t = 0$ か

ら構造材表面に照射され始め、そのまま維持されていることに対応する。(3.1.6)式と(3.1.7)式は、無限遠において、熱流束が0であり、温度が T_0 で一定であることを示す。(3.1.6)式は、銅冷却面における熱流束を0としたことに相当する。(3.1.7)式では、銅厚さが温度境界層の成長に比べて十分な大きさを有していることを仮定している。

上述の初期条件と境界条件に対する(3.1.3)式の解は、次式で与えられる。⁽¹⁾

$$T - T_0 = \frac{q_0}{k} \sqrt{\frac{4at}{\pi}} \operatorname{ierfc} \left\{ \frac{y}{\sqrt{4at}} \right\} \quad (3.1.8)$$

ここで、 $a = k / \rho C_p$ であり構造材の温度伝導率を示す。また

$$\operatorname{ierfc} x = \int_x^{\infty} (1 - \operatorname{erf} x) dx = \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-x^2} - x (1 - \operatorname{erf} x) \quad (3.1.9)$$

$$\operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-z^2} dz \quad (3.1.10)$$

であり、 $\operatorname{erf} x$ は、いわゆる、誤差関数である。

表面温度は、(3.1.8)式において $y = 0$ とおくことにより、

$$T = T_0 + \frac{q_0}{k} \sqrt{\frac{4at}{\pi}} \quad (3.1.11)$$

で与えられる。

温度伝達率と熱伝導率として450Kの値(チタン: $a = 8.22 \times 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$, $k = 20.7 \text{W/mK}$, 銅: $a = 1.094 \times 10^{-4} \text{m}^2/\text{s}$, $k = 391 \text{W/mK}$)⁽²⁾を(3.1.11)式に代入する。TRACコードで得られたビーム照射開始直前の構造材温度328.9K並びに加熱熱流束 $1.0 \times 10^8 \text{W/m}^2$ を代入すると、チタンまたは銅が無限大の厚さである時の表面温度履歴として、チタンに対しては、

$$T = 328.9 + 1.5629 \times 10^4 \sqrt{t}, \quad (3.1.12)$$

銅に対しては、

$$T = 328.9 + 3.0185 \times 10^3 \sqrt{t}, \quad (3.1.13)$$

が得られる。

(3.1.12)式及び(3.1.13)式による結果をTRACコードによる結果と比較して、図3.1.1に示す。TRACコードにより得られたチタン/銅界面における温度は、(3.1.13)式とよく一致している。

一方、チタン表面温度は(3.1.12)式とは一致せず、(3.1.13)式に約50Kを加えた温度である。図2.2.4に示したようにビーム照射期間中チタン層内の温度はほぼ直線分布であった。そこで、チタン層内の温度分布は定常時の直線分布であるとして、

$$T_s = T_1 + \frac{q_0}{k_1} \delta_1 \quad (3.1.14)$$

により求めた。ここで、 T_1 は、チタン/銅界面の温度であり、(3.1.11)式により

$$T_1 = T_0 + \frac{q_0}{k_2} \sqrt{\frac{4 a_2 t}{\pi}} \quad (3.1.15)$$

で与えられる。上式において、 T_0 はビーム照射開始直前の構造材温度、 k_2 は銅の熱伝導率、 a_2 は銅の温度伝導率、 q_0 はビームによる加熱熱流束、 t はビーム照射開始からの経過時間 を示す。また、 T_1 はチタン表面温度、 k_1 はチタンの熱伝導率、 δ_1 はチタンの厚さである。
(3.1.14) 式により求めたチタン表面温度は、TRACコードによる計算結果とよく一致している。

以上の結果から、ビーム照射期間中の温度変化について、

(1) チタン／銅界面の温度変化は、(3.1.11) 式により近似できる。

(2) チタン表面の温度変化は、(3.1.14) 式により近似できる。

ことがわかった。

(b) 温度平坦化期間の温度応答

ビーム照射による加熱が終了した直後の構造材内の温度は、チタン表面側で高く、銅冷却面側で低い。ビーム照射終了後の数 ms で、この急峻な温度分布からほぼ平坦な温度分布に推移する。その後は平坦な分布を保ちつつ、冷却材による除熱によって温度が下がっている。このことは、非加熱期間中の挙動は、構造材内の温度が一様として近似できることを示唆している。以下においては、構造材内の温度が一様であると仮定して、構造材に対してのエネルギーバランスを考察することにより、非加熱期間中の温度変化について検討する。

構造材に対するエネルギーバランス式は次式で与えられる。

$$C \frac{dT}{dt} = q_0 - q_c, \quad (3.1.16)$$

ここで、 q_0 はビーム照射による加熱熱流束、 q_c は銅冷却面における熱流束であり、 C は（単位面積あたりの）構造材の熱容量である。チタンの厚さを δ_1 、チタンの比熱を C_{p1} 、チタンの密度を ρ_1 、銅の厚さを δ_2 、銅の比熱を C_{p2} 、銅の密度を ρ_2 とすると、構造材の熱容量 C は、

$$C = C_{p1}\rho_1\delta_1 + C_{p2}\rho_2\delta_2, \quad (3.1.17)$$

で与えられる。問題を単純化するために物性値は温度によらず一定であるとする。

温度平坦化期間の温度応答解析における課題は、平坦化された後の温度 T_{10} を知ること並びに平坦化に要する時間 t_F を知ることである。

ビーム照射期間中の構造材の（平均）温度上昇量を ΔT_0 とすると、(3.1.16) 式を積分して、

$$\Delta T_0 = \frac{q_0 \Delta t}{C}, \quad (3.1.18)$$

が得られる。積分にあたり、ビーム照射期間中では $q_0 \gg q_c$ であることを考慮して q_c を無視した。

したがって、

$$T_{10} = T_0 + \Delta T_0 = T_0 + \frac{q_0 \Delta \tau}{C} \quad (3.1.19)$$

である。

平坦化に要する時間 t_F のオーダーは、以下のようにして評価できる。温度がステップ状に変化する初期状態から温度境界層が成長する時、温度境界層の厚さ δ は

$$\delta \sim 4 \sqrt{a t} \quad (3.1.20)$$

で変化することが知られている。⁽¹⁾ この温度境界層厚さが銅厚さ δ_2 と等しくなる時間が平坦化のための所要時間と考えることができる。すなわち、

$$t_F = \frac{\delta_2^2}{16a} \quad (3.1.21)$$

である。基本ケースの条件を代入して t_F を求めた。その結果、0.14ms が得られ、TRACコードによる結果 (0.5ms) とはほぼ一致している。

(c) 冷却期間の温度応答

ビーム照射が終了した後は、構造材の温度応答に対して銅冷却面の熱流束 q_c の影響が支配的になる。銅冷却面の熱流束 q_c は次式により与えられる。

$$q_c = h (T - T_3), \quad (3.1.22)$$

ここで h は熱伝達率を、 T_3 は冷却材温度を示す。(3.1.22) 式を (3.1.16) 式に代入し、積分することで冷却期間中の構造材の温度変化を知ることができる。積分に際して、 h と T_3 が一定であると仮定すると、

$$T - T_3 = (T_{10} - T_3) \exp \left(- \frac{h}{C} t' \right), \quad (3.1.23)$$

が得られる。ここで、 T_{10} はビーム照射終了時の構造材温度、時間 t' はビーム照射終了時刻からの経過時間である。

冷却材温度（の時間平均値） T_3 は、次式により得られる。

$$T_3 = T_{30} + \frac{q_0 A \Delta \tau}{m_1 C_{p1} \tau} \quad (3.1.24)$$

ここで、 T_{30} は冷却材入口温度、 A はビーム照射面積、 m_1 は冷却材流量、 C_{p1} は冷却材の比熱を示す。

(3.1.23) 式で $t' = \tau - \Delta \tau$ とした時の温度は、ビーム照射開始直前の温度 T_0 にほかならない。(3.1.23) 式に (3.1.19) 式を代入することにより、

$$T_0 = T_3 + \frac{q_0 \Delta \tau}{C} \left[\frac{\exp \left\{ - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \right\}}{1 - \exp \left\{ - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \right\}} \right], \quad (3.1.25)$$

が得られる。

基本ケースではチタンの厚さ δ_1 は $10 \mu\text{m}$ 、銅の厚さ δ_2 は $500 \mu\text{m}$ である。物性値として 450K の値（チタン： $C_{p1}=566(\text{J/kgK})$, $\rho_1=4487(\text{kg/m}^3)$, 銅： $C_{p2}=406(\text{J/kgK})$, $\rho_2=8830(\text{kg/m}^3)$ ）を用いる。 $q_0=1\times 10^8(\text{W/m}^2)$ であり、ビーム照射時間 $\Delta\tau=1.5915\times 10^{-3}(\text{s})$ である。これらの値を代入することで、 $\Delta T_0=87.5\text{K}$ が得られた。ビーム照射開始直前の構造材温度 T_0 は 360.4K であるから、ビーム照射終了時の構造材温度 T_{10} は 416.4K となる。TRACコードにより計算された熱伝達率は $5.2\times 10^4(\text{W/m}^2\text{K})$ ではほぼ一定であった。これらの値を (3.1.23) 式に代入して算出した結果を TRACコードによる計算結果と比較して図 3.1.2 に示す。両者はよく一致している。

以上の結果から、

(1) ビーム照射終了時の構造材平均温度は、(3.1.19) 式で近似できる。

(2) 冷却期間中の温度変化は、(3.1.23) 式で近似できる。

ことがわかった。

(d) 設計条件の表式の導出

(a) から (c) において、TRACコードによる計算結果に基づき単純化した非定常熱伝導方程式を導き、構造材の熱応答に対する解析解を得た。本項では、これらの関係式を用いて設計条件である (3.1.1) 式および (3.1.2) 式に相当する表式を導出する。

バーンアウト条件式

銅冷却面の熱流束の最高値は、熱伝達率が一定であると仮定すると、銅冷却面温度が最大の時に得られる。すなわち、

$$q_{Cmax} = h (T_{10} - T_3) \quad (3.1.26)$$

である。したがって、

$$T_{10} \leq T_{CHF} = \frac{q_{CHF}}{h} + T_3 \quad (3.1.27)$$

がバーンアウトを生じないための条件であると考えられる。上式に (3.1.19) 式等を代入することにより、バーンアウトを生じないための熱流束上限値として

$$q_{max} = \frac{(T_{CHF} - T_{30})}{\Delta\tau} \left[\frac{1}{\frac{A}{m_1 C_{p1} \tau} + \frac{1}{C [1 - \exp \{-\frac{h}{C} (\tau - \Delta\tau\}]}}} \right], \quad (3.1.28)$$

が得られる。この熱流束をバーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} と呼ぶことにする。

(3.1.28) 式に基本ケースの条件である $C = 1818 \text{ J/m}^2\text{K}$, $T_{CHF} = 412.5 \text{ K}$, $T_{30} = 300 \text{ K}$, $h = 5.2 \times 10^4 \text{ W/m}^2$, $\tau = 0.05 \text{ s}$, $\Delta\tau = 1.5915 \times 10^{-3} \text{ s}$ を代入し、 q_{max} を求めた。その結

果、 $q_{max} = 9.51 \times 10^7 \text{ W/m}^2$ が得られた。(3.1.28)式による結果は、TRACコードによる計算結果($1.2 \times 10^8 \text{ W/m}^2$)よりもやや小さい。小さくなった原因是、(1) TRACコードの計算では、12 kWのケースでみられるように、短期間構造材温度が T_{CHF} 以上となつてもバーンアウトを生じないことがあるのに、解析モデルではそのような領域はバーンアウトするとして扱っている、及び、(2) 解析モデルではビーム照射期間の冷却を無視しているために、TRACコードに比べてやや高めにビーム照射開始直前の構造材温度が計算されることによる。設計をする上ではバーンアウト条件を小さく評価することが必要であり、(3.1.28)式は妥当な評価方法である。

(3.1.28)式から、バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} を高めるためには、

- (1) 構造材の(単位面積あたりの)熱容量Cを大きくすること。
- (2) 周期 τ を長くし、ビーム照射時間 $\Delta\tau$ を短くすること。
- (3) 限界熱流束 q_{CHF} を大きくし、 T_{CHF} を高めること。
- (4) 冷却材温度 T_{30} を低くすること。
- (5) 冷却表面における平均熱伝達率hを大きくすること。

が考えられる。

最高温度条件式

チタン表面最高温度 T_{max} は、

$$T_{max} = T_0 + \frac{q_0}{k_2} \sqrt{\frac{4 \alpha_2 \Delta \tau}{\pi}} + \frac{q_0 \delta_1}{k_1} \quad (3.1.29)$$

により与えられる。ここで、

$$T_0 = T_{30} + \frac{q_0 \Delta \tau}{C} \left[\frac{\exp \left\{ - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \right\}}{1 - \exp \left\{ - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \right\}} \right], \quad (3.1.25)$$

$$C = C_{p1} \rho_1 \delta_1 + C_{p2} \rho_2 \delta_2, \quad (3.1.17)$$

である。チタン表面最高温度はビーム出力 q_0 に比例する。この結果は、図2.2.3に示したTRACコードによる結果と一致している。

設計条件(3.1.2)式に上式を代入することにより、チタン表面最高温度が上限温度を越えないための熱流束上限値として、

$$q_{Tmax} = \frac{T_{limit} - T_{30}}{C_0 + C_c + C_T} \quad (3.1.30)$$

$$C_0 = \Delta \tau \left[\frac{A}{m_1 C_{p1} \tau} + \frac{1}{C} \left[\frac{\exp \left\{ - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \right\}}{1 - \exp \left\{ - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \right\}} \right] \right]$$

$$C_c = \frac{1}{k_2} \sqrt{\frac{4 a_2 \Delta \tau}{\pi}}$$

$$C_T = \frac{\delta_1}{k_1}$$

が得られる。この熱流束を最高温度条件による熱流束上限値 $q_{T_{max}}$ と呼ぶことにする。

最高温度条件による熱流束上限値 $q_{T_{max}}$ を大きくするためには、

- (1) 構造材の（単位面積あたりの）熱容量 C を大きくすること。
- (2) 周期 τ を長くし、ビーム照射時間 $\Delta \tau$ を短くすること。
- (3) チタンの厚さ δ_1 を薄くすること。
- (4) 冷却材温度 T_{30} を低くすること。
- (5) 冷却表面における平均熱伝達率 h を大きくすること。

が考えられる。

3.2 限界熱流束相関式の評価

回転ターゲットの冷却では、高流速の水による冷却が想定されている。このような条件での限界熱流束は、近年、核融合炉ダイバータ冷却のような高熱流束除去のために研究が進められている。高質量流束かつ高サブクール条件に適用可能と思われた以下の相関式を選定し、限界熱流束相関式の適用性について検討した。

選定した相関式及びモデルは、

- ①数土・神永の式⁽³⁾
- ②Celataらにより修正されたTongの式⁽⁴⁾
- ③甲藤のメカニスティックモデル⁽⁵⁾

である。それぞれの計算式は付録2にまとめた。

上記の各相関式並びにBiasiの式⁽⁶⁾の性能をCelataらの円管によるバーンアウト実験結果⁽⁴⁾を用いて評価した。Celataらの実験範囲は、

管径	D_h (m)	: $D_h = 2.5 \times 10^{-3}$
流路長さ	L (m)	: $L = 0.10$
質量流束	G ($\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)	: $11 \times 10^{-3} < G < 40 \times 10^{-3}$
圧力	p (MPa)	: $0.6 < p < 2.5$
入口サブクール度	ΔT_{subi} (K)	: $96 < \Delta T_{subi} < 210$
出口サブクール度	ΔT_{subo} (K)	: $50 < \Delta T_{subo} < 136$

である。高流量、高サブクール度範囲のバーンアウト実験であり、回転ターゲットの冷却時の流動条件に近い条件である。

図3.2.1に各相関式による計算結果と実験結果とを比較する。数土の式は実験結果に比べてやや低めの限界熱流束を予測した。Biasiの式は実験結果に比べて低い限界熱流束を予測した。修正Tongの式は熱流束の高い範囲で実験結果に比べてやや低めの限界熱流束を予測した。甲藤のメカニスティックモデルは、良好に予測した。

圧力、質量流束及び出口サブクール度を横軸にとり、計算結果と実験結果の比を縦軸にとっ

て比較した結果を図3.2.2(a)～(c)に示す。数土の式、修正Tongの式並びに甲藤のメカニスティックモデルによる計算結果によるバラツキは平均しており、圧力、質量流束及び出口サブクール度に対する依存性を定性的には表わしているものと思われる。

以上の比較から、高質量流束、高サブクール度条件において、

- (1) Biasiの式は限界熱流束を過小評価する。
- (2) 数土の式、修正Tongの式及び甲藤のメカニスティックモデルは限界熱流束を概ね妥当に予測する。

ものと思われる。また、数土の式、修正Tongの式及び甲藤のメカニスティックモデルによる限界熱流束の計算結果はファクター2程度の誤差を含むものと思われる。

回転ターゲットの冷却流路形状は矩形であり、円管で行われたCelataの実験体系と異なっている。さらに、回転ターゲットは片面加熱であり、一様加熱であるCelataの実験条件と異なっている。このような条件の相違が限界熱流束に与える影響は現状では不明である。今後、矩形流路片面加熱条件での実験データの取得を含めて、限界熱流束相關式についてさらに検討する必要がある。

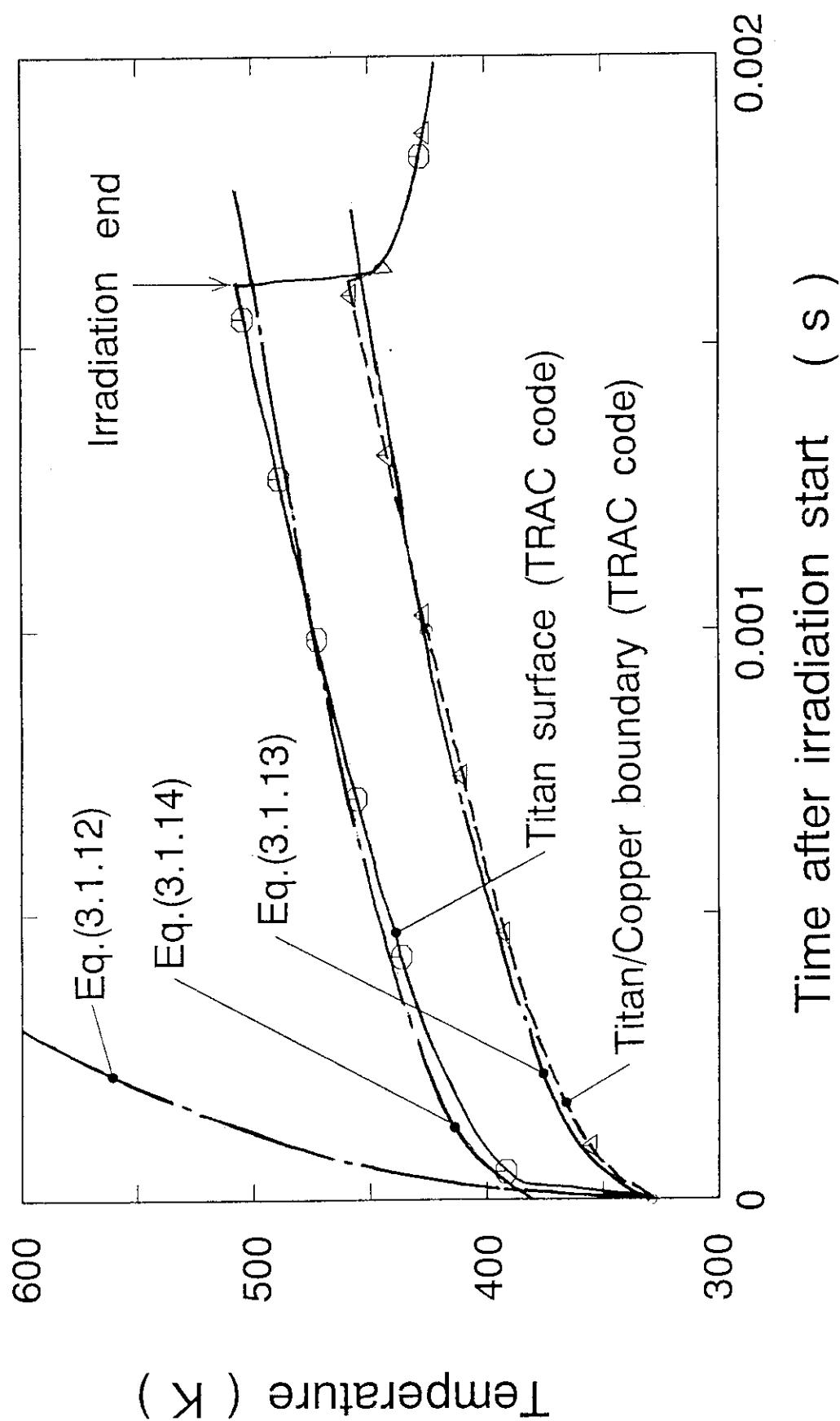


図3.1.1 ビーム照射期間におけるチタン表面と銅／チタン境界面の温度履歴
(ビーム出力 10kW)

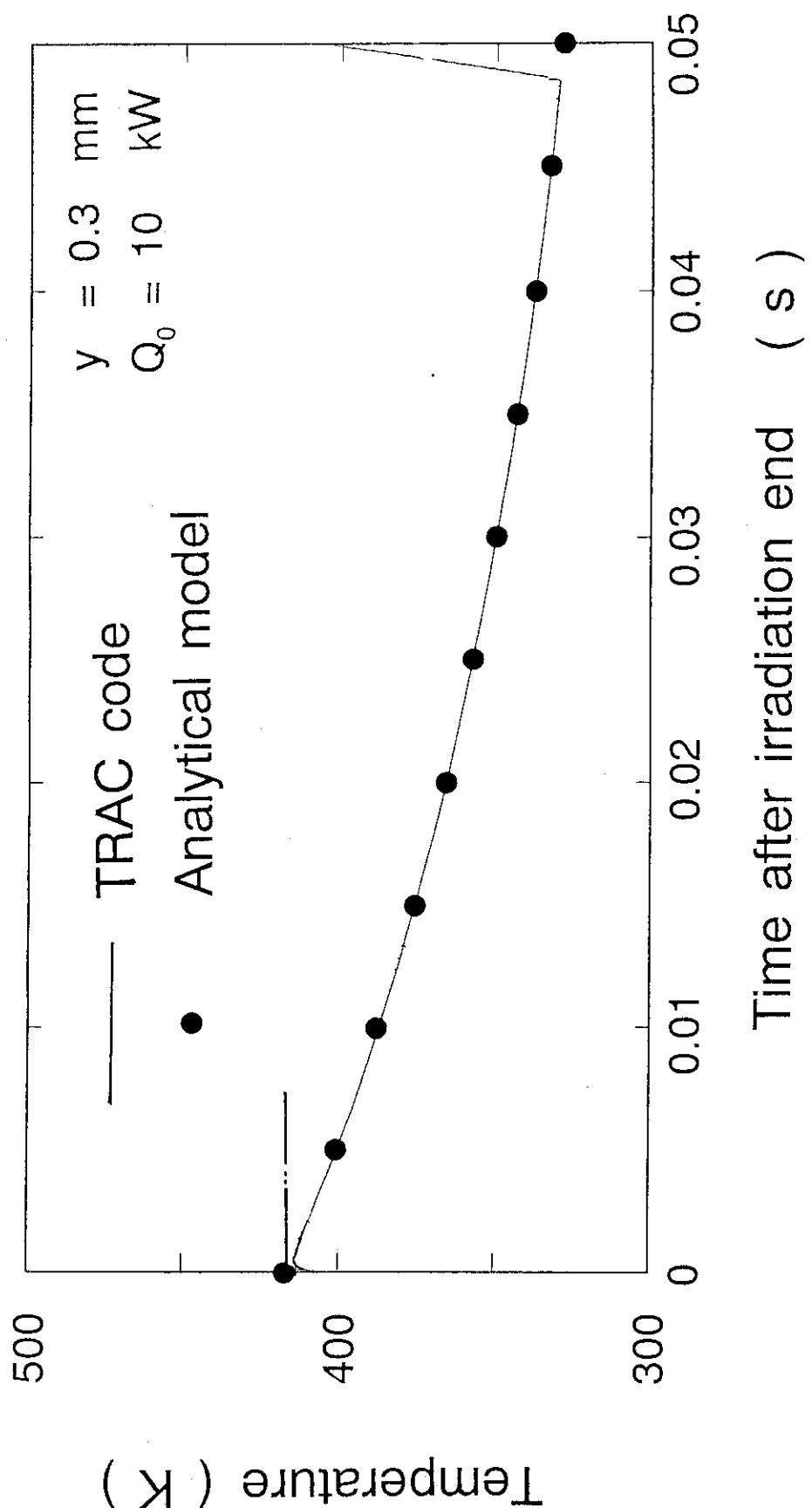


図3.1,2 冷却期間における回転ターゲットの温度変化(ビーム出力 10kW)

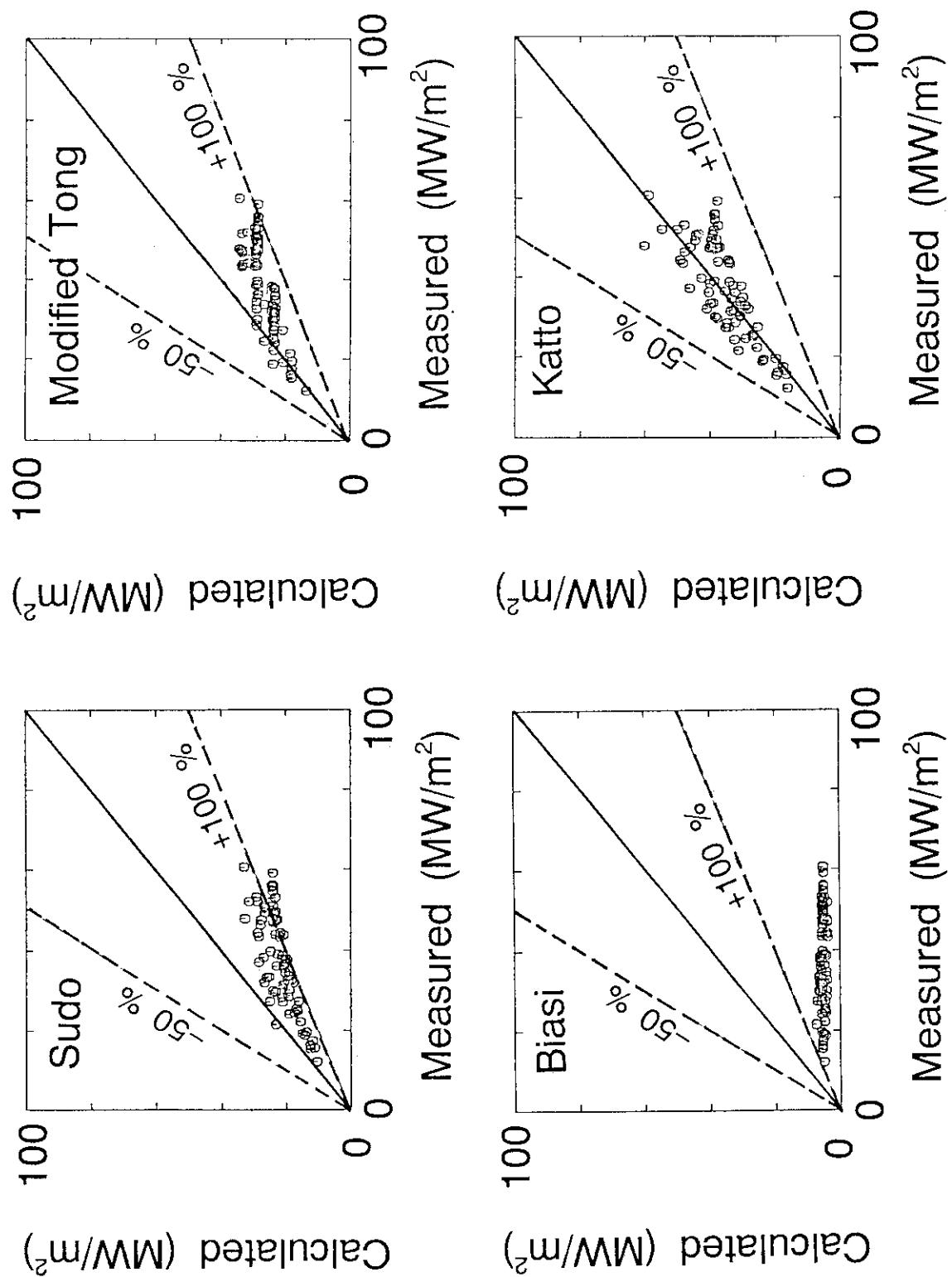


図 3.2.1 限界熱流束相関式の評価 (Ce la ta の実験結果との比較)

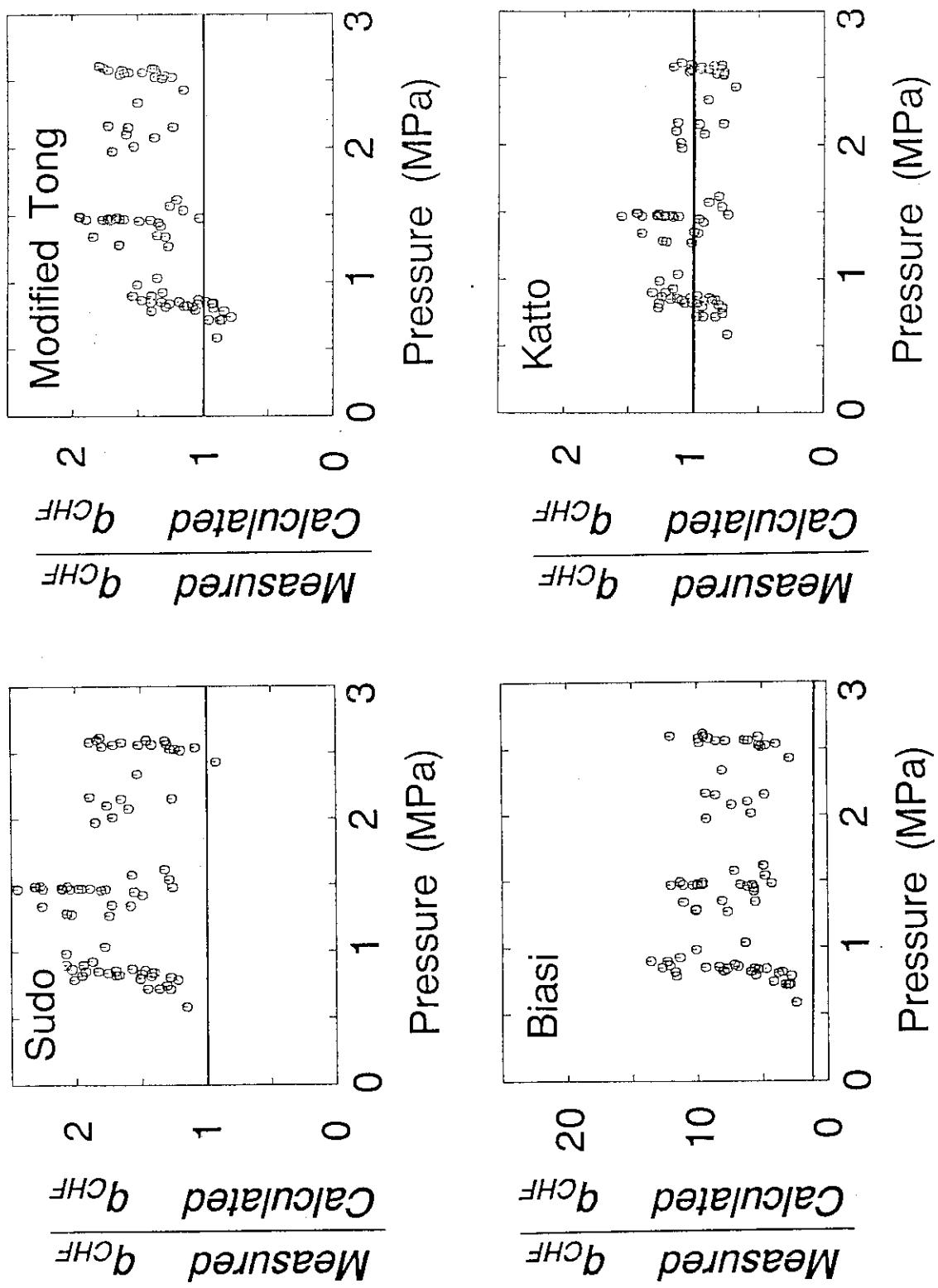


図3.2 (a) 限界熱流束相関式の評価 (圧力依存性)

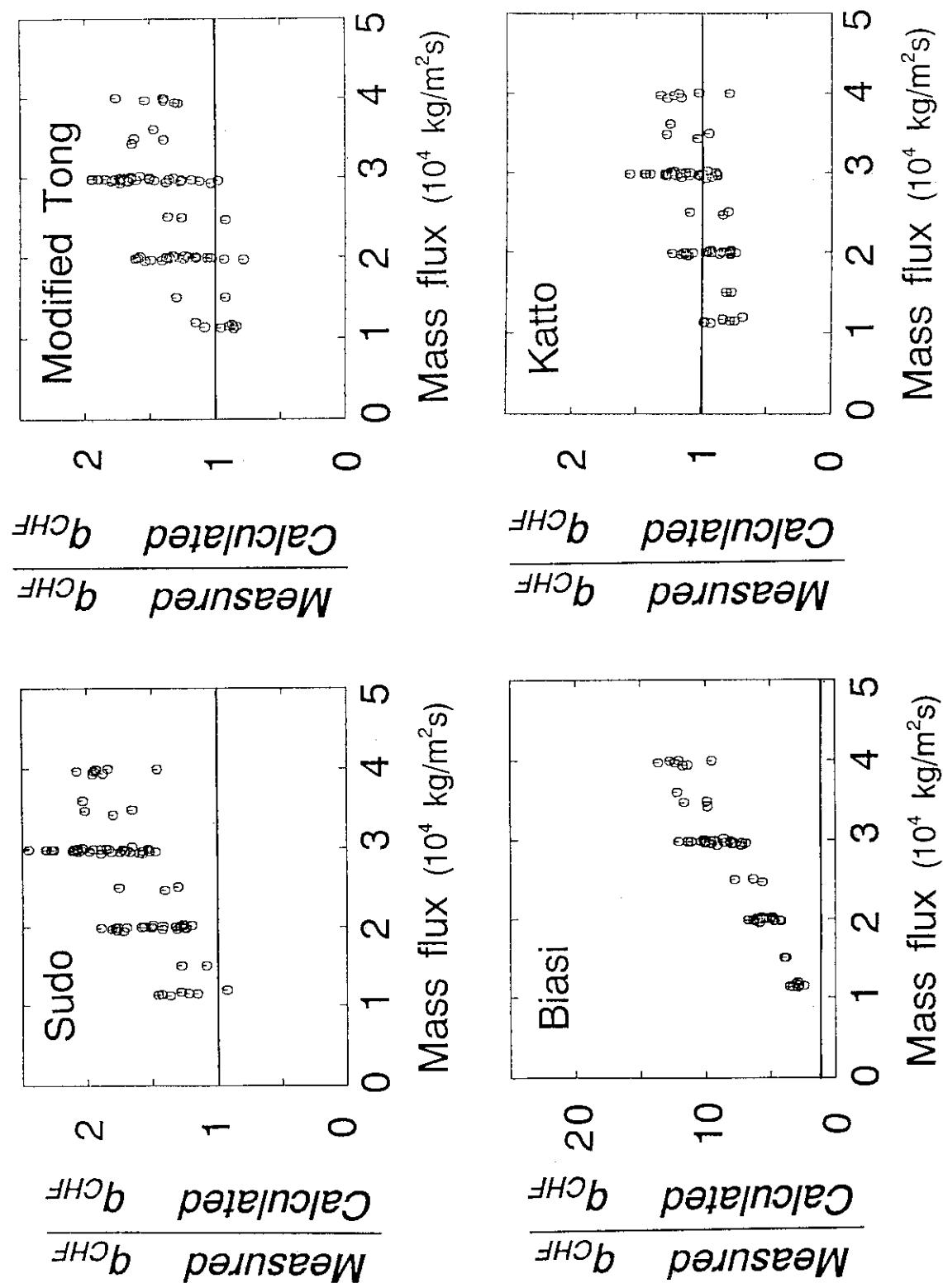


図 3.2.2 (b) 限界熱流束相関式の評価（質量流束依存性）

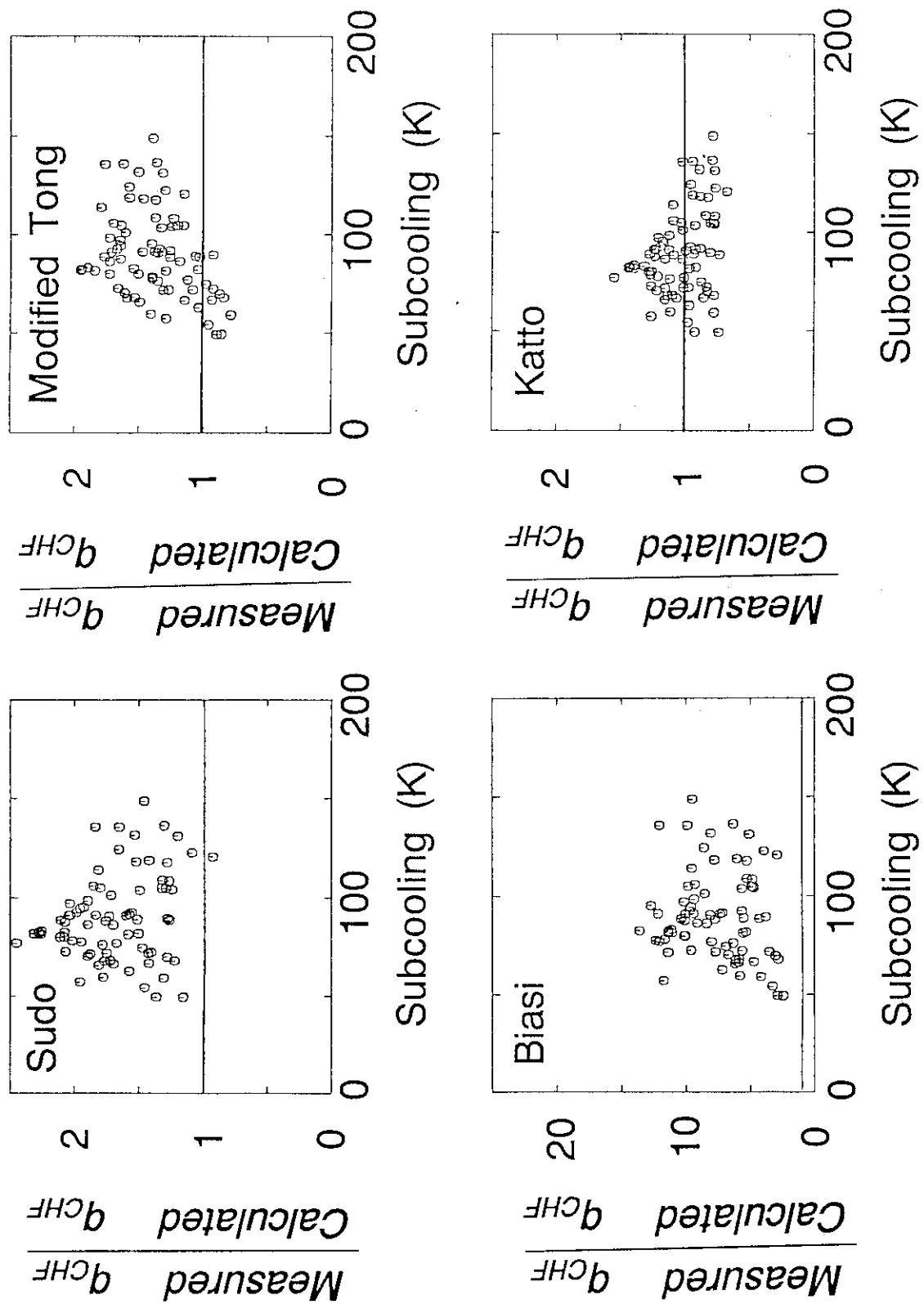


図 3.2.2 (c) 限界熱流束相関式の評価（サブクール度依存性）

4. 回転ターゲット除熱限界に対する パラメータ効果の評価

第3章では、第2章で行ったT R A C コードによる解析結果で得られた知見を用いて、回転ターゲットの除熱限界を評価するための熱設計用解析モデルを導いた。その結果、バーンアウト条件による熱流束上限値は(3.1.28)式により、最高温度条件による熱流束上限値は(3.1.30)式により、それぞれ評価できることを示した。また、高サブクール度、高液流速条件での一様に加熱された円管の限界熱流束を、甲藤のメカニスティックモデルによりファクター2程度の範囲で予測できることを示した。

本章では、第3章で求めた熱設計用解析モデルに限界熱流束に関する甲藤のメカニスティックモデルを組み合わせて解析を行い、回転ターゲットの構造、運転条件及び冷却条件の除熱限界に対する影響について評価する。

パラメータ解析を行うにあたり、熱設計用解析モデルを用いて予備解析を行った。その結果から、以下に述べる条件で比較的高いビーム出力まで除熱できることがわかった。そこで、パラメータ解析では、第2章の基本ケースの代わりにパラメータ解析で求めた条件を基本ケースとした。パラメータ解析で用いた基本ケースの条件は以下のとおりである。

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	:	7	μm
②銅厚さ	:	2	mm

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	:	1200	rpm
②ビーム照射部の半径方向位置	:	8	cm
③ビーム照射部面積	:	2	cm^2

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	:	水
②冷却流路形状	:	幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	:	10 m/s
④冷却材温度	:	300 K
⑤出口圧力	:	大気圧

上述の条件において、周期 τ は50 ms、ビーム照射時間 $\Delta\tau$ は1.4067 msである。

以下、4.1節では、回転ターゲットの構造の影響について、4.2節では、回転ターゲットの運転条件の影響について、4.3節では、回転ターゲットの冷却条件の影響について、それぞれ、述べる。4.4節では、これらのパラメータ解析結果を参考にして行った回転ターゲットの試設計条件に対する検討結果について述べる。

4.1 回転ターゲットの構造の影響

本節においては、回転ターゲットの構造の影響として、材質、銅厚さ及びチタン厚さが除熱限界に与える影響について検討する。

4. 1. 1 材質の影響

基本ケースでは、ターゲットの材質として、チタンと銅を仮定した。チタンはトリチウムの保持性能が高いことから、銅は熱伝導がよいことから、それぞれ選定されている。除熱限界の面で銅が最適であるかについては、現状では、定量的な評価は行われていない。そこで、基本ケースでチタンとした領域（以下第Ⅰ領域と呼ぶ）の材質はチタンに固定し、基本ケースで銅とした領域（以下第Ⅱ領域と呼ぶ）の材質を他の材料に置換したケースについて検討することとした。材質の影響を独立して評価するために、第Ⅱ領域の材質を除いた条件は基本ケースの条件で固定して解析した。すなわち、

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	:	7	μm
②第Ⅱ領域の厚さ	:	2	mm
③第Ⅱ領域の材質	:	パラメータ	

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	:	1200	rpm
②ビーム照射部の半径方向位置	:	8	cm
③ビーム照射部面積	:	2	cm^2

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	:	水
②冷却流路形状	:	幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	:	10 m/s
④冷却材温度	:	300 K
⑤出口圧力	:	大気圧

とした。

第Ⅱ領域の材質の違いは、熱伝導率 k_2 、温度伝導率 a_2 及び（単位面積あたりの）熱容量 C を介して、バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{\max} および最高温度条件による熱流束上限値 $q_{T\max}$ に影響する。定性的な傾向としては、熱伝導率 k_2 が大きい程、熱容量 $C_{p2\rho_2}$ が大きい程、 q_{\max} と $q_{T\max}$ は大きくなる。

材質としては、①銅（基本ケース）②アルミニウム③ステンレス（SUS304）④銀を選定し、除熱限界を求めた。アルミニウムは軽量で熱伝導のよい材料であることから、ステンレスは熱容量が大きいことから選定した。また、銀は、経済性の面で実用的でないが、最も熱伝導のよい材料であることから選定した。なお、解析にあたり、各材質の 450 K における物性値を用いた。

図 4. 1. 1 に各材質に対するチタン表面最高温度 T_{\max} の計算結果を示す。最高温度は、ビーム出力 Q_b に比例して上昇している。ステンレスは他の材料に比べて熱伝導率が小さいためにチタン表面最高温度が高い。同一のビーム出力で比較すると、銅が最もチタン表面最高温度が低い。

表 4. 1. 1 に除熱限界に関する計算結果をまとめた。銅、アルミニウム及び銀では、バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{\max} により除熱限界が定まっている。一方、ステンレスでは、最高温度条件による熱流束上限値 $q_{T\max}$ により除熱限界が定まっている。4 種類の材質の除熱限界を比較すると、銅が最も大きい。したがって、冷却性能で判断すると、銅が第Ⅱ領域に使

用する材質として最適といえる。

4. 1. 2 銅厚さの影響

基本ケースでは銅厚さを 2 mm とした。銅厚さ δ_2 を大きくすると、(単位面積あたりの) 熱容量 C が大きくなり、 $q_{T_{max}}$ や q_{max} に影響を与える。銅厚さ δ_2 以外の条件を基本ケースと同一に固定して解析を行い、銅厚さ δ_2 が冷却性能に与える影響について検討する。以下に銅厚さの影響を検討するために用いた解析条件を示す。

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	: 7	μm
②銅厚さ	: パラメータ	

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	: 1200	r p m
②ビーム照射部の半径方向位置	: 8	c m
③ビーム照射部面積	: 2	c m^2

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	: 水
②冷却流路形状	: 幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	: 10 m/s
④冷却材温度	: 300 K
⑤出口圧力	: 大気圧

図 4. 1. 2 に銅厚さをパラメータとして算出した最大ビーム出力を示す。図 4. 1. 2 の縦軸はビーム出力を示す。バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{max} および最高温度条件による最大ビーム出力 $Q_{T_{max}}$ は、 q_{max} 及び $q_{T_{max}}$ に照射面積をかけて求めた。銅厚さが大きくなる程、 $Q_{T_{max}}$ は小さく、 Q_{max} は大きくなることがわかる。銅厚さの薄い時には、バーンアウト条件により、また、銅厚さが大きい時には最高温度条件により、除熱限界が決定されている。なお、図中に示した Q_{max0} 並びに $Q_{T_{max0}}$ は、銅厚さが無限大の時の極限値である。その詳細については後述する。

銅厚さが大きくなるほど、最高温度条件による最大ビーム出力が小さくなる理由を考察するために、チタン表面最高温度計算式 (3. 1. 29) 式の各項に対する銅厚さの影響を調べた。図 4. 1. 3 に計算結果を示す。銅厚さ δ_2 は、単位面積あたりの熱容量 C を介してビーム照射開始直前の温度 T_0 に影響する ((3. 1. 25) 式参照)。ビーム照射期間中のチタン/銅境界面における昇温量 ((3. 1. 29) 式の右辺第2項) は銅厚さには影響されず、113 K で一定である。チタン内の温度差 ((3. 1. 29) 式の右辺第3項) も銅厚さには影響されず、38 K で一定である。すなわち、銅厚さが大きくなる程、ビーム照射開始直前の温度 T_0 が高くなるために、チタン表面最高温度が高くなることがわかる。

図 4. 1. 3において、銅厚さの大きい範囲では T_0 が飽和している。銅厚さが大きくなると単位体積あたりの熱容量 C が大きくなり、(3. 1. 24) 式中の $h (\tau - \Delta \tau) / C$ が 0 に漸近する。 $h (\tau - \Delta \tau) / C \ll 1$ の時、

$$\exp \left\{ - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \right\} \approx 1 - \frac{h}{C} (\tau - \Delta \tau) \approx 1$$

により近似できる。上式を(3.1.24)式に代入すると、

$$T_0 = T_3 + \frac{q_0 \Delta \tau}{h (\tau - \Delta \tau)} \quad (4.1.1)$$

が得られる。(4.1.1)式には単位面積あたりの熱容量Cは含まれておらず、 T_0 は銅厚さにはよらないことを示している。すなわち、チタン表面最高温度計算式(3.1.29)式の右辺の各項すべてが銅厚さに依存しないこととなり、チタン表面最高温度は銅厚さによらず一定に保たれる様になることを意味している。(4.1.1)式から $q_0 = 10^8 W/m^2$ に対して、 $T_0 = 349.6 K$ を得た。図4.1.3に示すように、 T_0 は349.6 Kに漸近している。

次に上限値の物理的な意味について考察する。(4.1.1)式を変形すると、

$$h (T_0 - T_3) (\tau - \Delta \tau) = q_0 \Delta \tau \quad (4.1.2)$$

が得られる。熱容量が無限大の時、構造材の温度は変化しない。(4.1.2)式の左辺は、非加熱期間中の冷却材による総除熱量を表わしている。また右辺はビーム照射による総加熱量を表わしている。すなわち、(4.1.2)式は、熱容量が無限大の時の除熱量と加熱量のバランス条件にはかならない。

銅厚さが大きい範囲では、 T_{max} は銅厚さによらずほぼ一定である。(4.1.2)式を(3.1.29)式に代入すると、

$$T_{max} = T_3 + \frac{q_0 \Delta \tau}{h (\tau - \Delta \tau)} + \frac{q_0}{k_2} \sqrt{\frac{4 a_2 \Delta \tau}{\pi}} + \frac{q_0 \delta_1}{k_1} \quad (4.1.3)$$

が得られる。 $T_{max} \leq T_{limit}$ (=573 K)の条件及び(4.1.3)式から、最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax0} として、

$$q_{Tmax0} = \frac{(T_{limit} - T_3)}{\left\{ \frac{\Delta \tau}{h (\tau - \Delta \tau)} + \frac{1}{k_2} \sqrt{\frac{4 a_2 \Delta \tau}{\pi}} + \frac{\delta_1}{k_1} \right\}} \quad (4.1.4)$$

が得られる。 q_{Tmax0} は $C \rightarrow \infty$ の時の q_{Tmax} の極限値である。図4.1.2に示したケースでは $q_{Tmax0} = 1.391 \times 10^8 W/m^2$ であった。基本ケースでは照射面積として $2 cm^2$ を仮定しているので、ビーム出力は27.8 kWである。 $C \rightarrow \infty$ の時の最高温度条件による最大ビーム出力漸近値 Q_{Tmax0} を図4.1.2に一点鎖線により示した。

バーンアウト条件による最大ビーム出力が大きくなる理由を考察するために、銅冷却面最高温度に対する銅厚さの影響を調べた。図4.1.4に計算結果を示す。銅冷却面最高温度は銅厚さが大きくなる程小さくなっている。単位面積あたりの熱容量Cの増加により、ビーム照射開始直前の温度 T_0 は高く、ビーム照射による温度上昇量 ΔT_0 は小さくなっている。 T_0 の上昇よりも ΔT_0 の減少のほうが大きいために、銅冷却面の最高温度は小さくなっていることがわかる。

銅冷却面最高温度も $C \rightarrow \infty$ の時、ある一定値に漸近する。この時のバーンアウト条件による

熱流束上限値の極限値 q_{max0} を q_{Tmax0} と同様にして求めると、

$$q_{max0} = h (T_{CHF} - T_3) \frac{\tau - \Delta\tau}{\Delta\tau}, \quad (4.1.5)$$

が得られる。基本ケースの条件を代入した結果、 $q_{max0} = 2.132 \times 10^8 W/m^2$ が得られた。この熱流束上限値は、ビーム出力の $42.6 kW$ に相当する。 $C \rightarrow \infty$ に対するバーンアウト条件による最大ビーム出力の漸近値 Q_{max0} を図 4.1.2 に示した。

以上の結果から、銅厚さが除熱限界に与える影響について、以下の事柄が明らかとなった。

- (1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} は銅厚さが大きくなる程大きくなる。
- (2) 最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax} は、銅厚さが大きくなる程小さくなる。
- (3) 銅厚さが無限大になるときの、 q_{Tmax} と q_{max} の漸近値は、それぞれ (4.1.4) 式および (4.1.5) 式で与えられる。
- (4) 銅厚さが小さい領域では q_{max} により、大きい領域では q_{Tmax} により除熱限界が決定される。除熱限界は $q_{Tmax} = q_{max}$ となる銅厚さで最大となった。

4.1.3 チタン厚さの影響

基本ケースではチタン厚さを $7 \mu m$ とした。チタン厚さが厚くなると、チタン部分での温度差が大きくなることでチタン表面最高温度が高くなり、除熱限界は小さくなると思われる。チタン厚さ δ_1 以外の条件を基本ケースと同一に固定して解析を行い、チタン厚さが除熱限界に与える影響について検討する。チタン厚さの影響を検討するために用いた解析条件を以下に示す。

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	: パラメータ
②銅厚さ	: 2 mm

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	: 1200 rpm
②ビーム照射部の半径方向位置	: 8 cm
③ビーム照射部面積	: 2 cm ²

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	: 水
②冷却流路形状	: 幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	: 10 m/s
④冷却材温度	: 300 K
⑤出口圧力	: 大気圧

図 4.1.5 にチタン厚さをパラメータとして算出したビーム出力の上限値を示す。バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{max} はチタン厚さによらずほぼ一定である。一方、最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} は、チタン厚さが大きい程小さくなっている。

最高温度条件による最大ビーム出力が小さくなる理由を考察するために、チタン表面最高温度計算式 (3.1.29) 式の各項に対するチタン厚さの影響を調べた。図 4.1.6 に計算結果を示す。チタン厚さが増すことでチタン部分における温度差が大きくなり、チタン表面最高温度が高くなっていることがわかる。

チタン厚さを無限大にすると、 q_{Tmax0} は0に近づく。すなわち、最高温度条件による熱流束上限値がある値以上にするためにはチタン厚さのある厚さ以上にはできないことがわかる。最大ビーム出力を40 kW以上にするためには、チタン厚さは高々10 μm程度に抑える必要があると思われる。

バーンアウト条件による最大ビーム出力はチタン厚さによらずほぼ一定であった。その理由を考察するために、銅冷却面最高温度に対するチタン厚さの影響を調べた。図4.1.7に計算結果を示す。チタン厚さが増すことで単位面積当たりの熱容量Cが大きくなる。しかしながら、Cに対する銅の寄与が圧倒的に大きいためにチタン厚さの影響は顕在化しなかった。そのため、Cはチタン厚さの増加によらずほぼ一定となり、ビーム照射開始直前の温度 T_0 や q_{max} もほぼ一定となった。

以上の結果から、チタン厚さが除熱限界に与える影響として、以下の事柄が明らかとなった。

- (1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} は、チタン厚さによらずほぼ一定であった。
これは銅に比べてチタンが薄く、熱容量Cがチタン厚さによらずほぼ一定なためである。
- (2) 最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax} は、チタン厚さが大きくなるほど小さくなつた。
これは、チタン部分での温度差が大きくなったことによる。

4.1.4 回転ターゲットの構造に関するまとめ

回転ターゲットの構造に関するパラメータとして、材質、銅厚さ及びチタン厚さをとりあげ、除熱限界に与える影響について検討した。その結果、以下のことがわかった。

- (1) 除熱限界を高めるためには、熱伝導率が大きく、温度伝導率が小さく、かつ熱容量が大きい程有利である。銅、アルミニウム、ステンレス及び銀を対象として冷却特性を比較した結果から、ターゲットの材料としては銅が最良であることがわかった。
- (2) バーンアウトによる熱流束上限値 q_{max} は、銅厚さが大きくなる程大きくなる。一方、最高温度による熱流束上限値 q_{Tmax} は、銅厚さが大きくなる程小さくなつた。
銅厚さが小さい領域では q_{max} により、大きい領域では q_{Tmax} により除熱限界が決定され、 $q_{Tmax} = q_{max}$ となる銅厚さの時に最も高い除熱限界が得られた。
- (3) q_{max} は、(銅に比べてチタンが薄いために)チタン厚さによらずほぼ一定であった。
また、 q_{Tmax} はチタン厚さが大きくなる程小さくなつた。これは、チタンの熱伝導率が小さいためにチタン部分で大きな温度差を生じるためである。

4.2 回転ターゲットの運転条件の影響

本節においては、回転ターゲットの運転条件の影響について検討する。

チタン表面最高温度 T_{max} は (3.1.29) 式により、周期 τ 及びビーム照射時間 $\Delta \tau$ と関係づけられる。また、バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} は (3.1.28) 式により τ 及び $\Delta \tau$ と関係づけられている。これらの式によれば、 τ を大きくし、 $\Delta \tau$ を小さくすることで、除熱限界を向上できることがわかる。

ビーム照射時間 $\Delta \tau$ は、

$$\Delta \tau = \tau \frac{\Delta L}{2 \pi r} \quad (4.2.1)$$

により、周期 τ 、ビーム照射部の円周方向長さ ΔL 及びビーム半径方向照射位置 r と関係づけられる。また、周期 τ は、回転ターゲットの回転速度 N と

$$\tau = \frac{60}{N} \quad (4.2.2)$$

により関係づけられる。また、ビームの照射部面積を A とすると、 ΔL は

$$A = \Delta L^2 \quad (4.2.3)$$

により近似できる。これらの関係式を用いて、周期 τ 及びビーム照射時間 $\Delta \tau$ の影響を実際の運転条件である、

- | | |
|------------------|-----|
| (1) 回転速度 | N |
| (2) ビームの半径方向照射位置 | r |
| (3) ビーム照射部面積 | A |

の影響としてとらえ直して検討する。

以下、4.2.1節では回転速度の影響について、4.2.2節ではビームの半径方向照射位置の影響について、4.2.3節ではビーム照射部面積の影響についてそれぞれ検討し、4.2.4節でこれらの結果をまとめることとする。

4.2.1 回転速度の影響

基本ケースでは、回転速度として 1200 rpm を仮定した。周期 τ は (4.2.2) 式に示すように、回転速度 N に反比例する。また、ビーム照射時間 $\Delta \tau$ も回転速度に反比例する。回転速度以外の条件を基本ケースと同一に固定して解析を行い、回転ターゲットの回転速度が冷却性能に与える影響について検討する。回転速度の影響を以下に示す解析条件を用いて検討した。

(1) 回転ターゲットの構造

- | | |
|--------|-------------|
| ①チタン厚さ | : 7 μm |
| ②銅厚さ | : 2 mm |

(2) 回転ターゲットの運転条件

- | | |
|-------|---------|
| ①回転速度 | : パラメータ |
|-------|---------|

- ②ビーム照射部の半径方向位置 : 8 cm
 ③ビーム照射部面積 : 2 cm²

(3) 回転ターゲットの冷却条件

- ①冷却材 : 水
 ②冷却流路形状 : 幅 10 mm、高さ 1 mm
 ③冷却材流速 : 10 m/s
 ④冷却材温度 : 300 K
 ⑤出口圧力 : 大気圧

図4.2.1に回転速度をパラメータとして算出したビーム出力の上限値を示す。バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{max} および最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} はともに単調に増加している。なお、図中に示した Q_{max0} は、回転速度を無限大にした時の Q_{max} の極限値である。その詳細については後述する。

最高温度条件による最大ビーム出力が大きくなる理由を考察するために、チタン表面最高温度計算式(3.1.29)式の各項に対する回転速度の影響を調べた。図4.2.2に計算結果を示す。

(3.1.29)式の右辺第1項のビーム照射開始直前の構造材温度 T_0 は、回転速度が増す程高くなる。回転速度が大きい範囲では T_0 は一定値に漸近している。(3.1.29)式の右辺第2項のチタン/銅境界面の昇温量 ΔT_2 は回転速度が大きくなるほど小さくなっている。 ΔT_2 が、(回転速度に反比例する) ビーム照射時間 $\Delta \tau$ の平方根に比例していることによる。(3.1.29)式の右辺第3項のチタン内の温度差 ΔT_1 は回転速度には影響されず、38 Kで一定である。以上の結果から、回転速度の増加によるチタン最高温度の低下は、 T_0 の増加を ΔT_2 の減少が上回ったためであることがわかった。

回転速度 N を無限大にした時のチタン表面最高温度の極限値について次に検討する。ビーム照射時間 $\Delta \tau$ と周期 τ の比は回転速度を変化させても一定に保たれるので、 $\Delta \tau = \alpha \tau$ とおき、 $N \rightarrow \infty$ 、すなわち、 $\tau \rightarrow 0$ の時の極限を求める。 $\tau \rightarrow 0$ の時、(3.1.24)式中の $h(\tau - \Delta \tau)/C$ は 0 に漸近する。 $h(\tau - \Delta \tau)/C \ll 1$ の時、

$$\exp\left\{-\frac{h}{C}(\tau - \Delta \tau)\right\} \approx 1 - \frac{h}{C}(\tau - \Delta \tau) \approx 1$$

により近似できる。上式を(3.1.24)式に代入すると、

$$T_0 = T_3 + \frac{q_0 \alpha}{h(1-\alpha)} \quad (4.2.4)$$

が得られる。この関係式は、銅厚さを無限大として得た(4.1.1)式と一致している。上式に基本ケースの条件を代入して、 $T_0 = 349.6$ Kを得た。

チタン/銅境界面の昇温量 ΔT_2 は $\sqrt{\Delta \tau}$ に比例している。したがって、回転速度が無限大となった時 ΔT_2 は 0 に漸近する。

チタン内の温度差 ΔT_1 は回転速度によらず一定であり、 $\Delta T_1 = q_0 \delta_1 / k_1$ である。

以上の結果から、回転速度が無限大になった時のチタン表面最高温度 T_{max0} は、

$$T_{max0} = T_3 + \frac{q_0 \alpha}{h(1-\alpha)} + \frac{q_0 \delta_1}{k_1} \quad (4.2.5)$$

であり、この時の最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax0} は、

$$q_{Tmax0} = \frac{\frac{T_{limit} - T_3}{\alpha}}{\frac{h(1-\alpha)}{k_1} + \frac{\delta_1}{k_1}} \quad (4.2.6)$$

により与えられることがわかる。

(4.2.6) 式より、 $q_{Tmax0} = 3.27 \times 10^8 \text{ W/m}^2$ を得た。ビーム出力としてみると、 65.4 kW に相当する。銅厚さを無限大とした時の極限値 (4.1.4) 式と比較すると、(4.1.4) 式の分母にあるチタン/銅境界面の昇温量の項を 0 にした式に (4.2.6) 式は相当することがわかる。チタン/銅境界面の昇温量が小さくなつたことにより、回転速度を大きくした時の q_{Tmax0} は銅厚さを大きくした時の q_{Tmax0} に比べて約 2 倍になっている。

次に、バーンアウト条件による最大ビーム出力が大きくなつた理由を考察するために、銅冷却面最高温度に対する回転速度の影響を調べた。図 4.2.3 に計算結果を示す。ビーム照射開始直前の温度 T_0 は、回転速度が大きくなるほど増加し 349.6 K に漸近する。ビーム照射による構造材温度上昇 ΔT_0 は、(3.1.18) 式に示すように、ビーム照射時間 $\Delta \tau$ に比例している。したがつて、回転速度が大きくなるほど ΔT_0 は小さくなつてゐる。回転速度の増加による銅冷却面最高温度の低下は、 T_0 の増加を ΔT_0 の減少が上回つたためであることがわかる。

回転速度を大きくした時の q_{max} の極限値 q_{max0} を最高温度条件と同様にして求めた。その結果、

$$q_{max0} = h(T_{CHF} - T_3) \frac{1-\alpha}{\alpha} = q_{CHF} \frac{1-\alpha}{\alpha} \quad (4.2.7)$$

が得られた。上式により回転速度が無限大の時の極限値を求め、 $q_{max0} = 2.132 \times 10^8 \text{ W/m}^2$ 、最大ビーム出力 42.6 kW を得た。この極限値は銅厚さを無限大とした時の極限値と一致している。図 4.2.1 にこのビーム出力を極限値として示した。

以上の結果から、回転速度が除熱限界に与える影響として以下の事柄が明らかとなつた。

- (1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} は回転速度が増す程大きくなる。
- (2) 最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax} は回転速度が増す程大きくなる。
- (3) 回転速度を大きくした時、 q_{Tmax} と q_{max} は (4.2.6) 式及び (4.2.7) 式で与えられる極限値に漸近する。

4.2.2 半径方向照射位置の影響

基本ケースでは、ビームの半径方向照射位置として 0.08 m を仮定した。周期 τ は、ビームの半径方向照射位置 r にはよらない。一方、ビーム照射時間 $\Delta \tau$ は半径方向照射位置 r に反比例する。ビームの半径方向照射位置以外の条件を基本ケースと同一に固定して解析を行い、ビームの半径方向照射位置が冷却性能に与える影響について検討する。半径方向照射位置の影

影響を検討するために用いた解析条件は以下のとおりである。

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	:	7	μm
②銅厚さ	:	2	mm

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	:	1200	rpm
②ビーム照射部の半径方向位置	:	パラメータ	
③ビーム照射部面積	:	2	cm^2

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	:	水
②冷却流路形状	:	幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	:	10 m/s
④冷却材温度	:	300 K
⑤出口圧力	:	大気圧

図4.2.4にビームの半径方向照射位置をパラメータとして算出したビーム出力の上限値を示す。バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{\max} および最高温度条件による最大ビーム出力 $Q_{T\max}$ はともに単調に増加している。

最高温度条件による最大ビーム出力が大きくなる理由を考察するために、チタン表面最高温度計算式(3.1.29)式の各項に対するチタン厚さの影響を調べた。図4.2.5に計算結果を示す。

(3.1.29)式の右辺第1項であるビーム照射開始直前の温度 T_0 は、半径 r が大きくなるほど小さくなっている。(3.1.25)式にみられるように、 T_0 の温度上昇分はビーム照射時間 $\Delta\tau$ にはほぼ比例している。 $\Delta\tau$ は r に反比例しているので、 r が大きくなるほど T_0 は低くなった。

(3.1.29)式の右辺第2項であるチタン/銅境界面の温度上昇量 ΔT_2 は $\sqrt{\Delta\tau}$ に比例している。 $\Delta\tau$ は r に反比例しているので、 r が大きくなるほど $\Delta\tau$ 並びに ΔT_2 が減少している。

(3.1.29)式の右辺第3項であるチタン部分の温度差 ΔT_1 は r によらず、38 Kで一定である。

以上の結果から、半径 r が大きくなるほど、 T_0 並びに ΔT_2 が小さくなるために、チタン表面最高温度 T_{\max} が低くなることがわかった。

次に、半径 r が無限大になる時のチタン表面最高温度の極限値 $T_{\max 0}$ について調べる。

$r \rightarrow \infty$ の時、 $T_0 \rightarrow T_3$ 、 $\Delta T_2 \rightarrow 0$ であるから、

$$T_{\max 0} = T_3 + \frac{q_0 \delta_1}{k_1} \quad (4.2.8)$$

で与えられる。この時、最高温度条件による熱流束上限値 $q_{T\max 0}$ は、

$$q_{T\max 0} = \frac{T_{1\text{limit}} - T_3}{\frac{\delta_1}{k_1}} \quad (4.2.9)$$

である。すなわち、最高温度条件による熱流束上限値は、チタン部分の温度差のみにより決定される。(4.2.9)式より、基本ケース相当の条件において、 $q_{T\max} = 7.84 \times 10^8 \text{ W/m}^2$ 、最大ビーム出力 156.7 kW を得た。回転速度を無限大とした時の $q_{T\max 0}$ に比べて約2倍の $q_{T\max 0}$ が得られたのは、ビーム照射開始直前の温度 T_0 の温度上昇の影響がなくなったことによる。

次に、バーンアウト条件による最大ビーム出力が大きくなった理由を考察するために、銅冷却面最高温度に対する半径方向位置の影響を調べた。図4.2.6に計算結果を示す。

ビーム照射開始直前の温度 T_0 よりビーム照射による温度上昇量 ΔT_0 はともに半径が大きくなるほど小さくなっている。(3.1.25)式および(3.1.18)式から $r \rightarrow \infty$ の時、すなわち $\Delta \tau \rightarrow 0$ の時、 $T_0 \rightarrow T_3$ より $\Delta T_0 \rightarrow 0$ であることがわかる。半径 r が大きくなると、ビーム照射時間が短くなるために T_0 と ΔT_0 が小さくなり、銅表面最高温度が低くなることがわかった。

半径が大きくなる時の挙動を調べるために $\Delta \tau \rightarrow 0$ の時の極限値 $q_{\max 0}$ を求めると、

$$q_{\max 0} = \frac{C (T_{CHF} - T_{30}) \left\{ 1 - e \times p \left(- \frac{h}{C} \tau \right) \right\}}{\Delta \tau} \rightarrow \infty \quad (4.2.10)$$

である。 q_{\max} は半径位置が無限大の時 ($\Delta \tau \rightarrow 0$ の時) に無限大となることがわかる。回転速度を大きくした際には上限値がみられたのに対して、半径を大きくした際には $q_{\max 0}$ は無限大となった。回転速度が大きくなる時には、ビーム照射時間 $\Delta \tau$ とともに冷却時間 ($\tau - \Delta \tau$) も小さくなるために、 q_{\max} に上限値が存在したと考えられる。これに対して半径位置 r を大きくする場合には、ビーム照射時間 $\Delta \tau$ は小さくなるが、冷却時間 ($\tau - \Delta \tau$) は小さくならずにはほぼ一定 (またはわずかに増加) に保たれている。このために半径方向位置を大きくした時には q_{\max} は限りなく大きくなることができる。

以上の結果から、ビームの半径方向照射位置 r が冷却性能に与える影響として以下の事柄が明らかとなった。

- (1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{\max} は、半径を大きくとる程大きくなる。
- (2) 最高温度条件による熱流束上限値 $q_{T\max}$ は半径を大きくとる程大きくなる。
- (3) 半径を大きくする時、 q_{\max} は限りなく大きくなる。一方、 $q_{T\max}$ はチタン部分の温度差で決定される上限値に漸近する。

4.2.3 照射面積の影響

基本ケースでは、ビーム照射部面積を 2 cm^2 に仮定した。ビームの焦点をぼかすことでビームの照射面積を変えて運転することも想定できる。このようなビーム照射面積の違いが除熱限界に与える影響について本項では検討する。

ビーム出力 Q_0 と熱流束 q_0 は、 $q_0 = Q_0 / A$ で関係づけられる。すなわち、同一のビーム出力に対する熱流束は、ビーム照射面積に反比例する。(4.2.1)式および(4.2.3)式から、

$$\Delta \tau = \tau \frac{\Delta L}{2\pi r} = \tau \frac{\sqrt{A}}{2\pi r} \quad (4.2.11)$$

が得られる。すなわち、照射面積の平方根に比例して、ビーム照射時間が長くなる。

ビーム照射部面積以外の条件を基本ケースと同一に固定して解析を行い、照射部面積が除熱限界に与える影響について検討する。以下に、ビーム照射部面積の影響を検討するために用いた解析条件を示す。

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	:	7	μm
②銅厚さ	:	2	mm

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	:	1200	rpm
②ビーム照射部の半径方向位置	:	8	cm
③ビーム照射部面積	:	パラメータ	

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	:	水
②冷却流路形状	:	幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	:	10 m/s
④冷却材温度	:	300 K
⑤出口圧力	:	大気圧

図4.2.7にビーム照射部面積をパラメータとして算出したビーム出力上限値を示す。バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{max} および最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} は単調に増加している。

最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} が大きくなる理由を考察するために、チタン表面最高温度 T_{max} の計算式(3.1.29)式の右辺の各項に対する照射面積の影響を調べた。図4.2.8に計算結果を示す。

第1項のビーム照射開始直前の温度 T_0 は、照射面積が大きくなるほど低くなっている。 T_0 の T_3 からの上昇分はほぼ $q_0 \Delta \tau$ に比例している。 $q_0 \Delta \tau$ は照射面積 A の $-1/2$ 乗に比例しているので、 A が大きくなるほど T_0 が低くなったことがわかる。

第2項の銅/チタン境界面の温度上昇量 ΔT_2 は、照射面積が大きくなるほど小さくなっている。 ΔT_2 は $q_0 \sqrt{\Delta \tau}$ に比例している。したがって、 ΔT_2 は $A^{-3/4}$ に比例する。このため、銅/チタン境界面の温度上昇量 ΔT_2 は、照射面積が大きくなるほど小さくなった。

第3項のチタン部分の温度差 ΔT_1 は、照射面積 A に反比例する。このため、照射面積が大きくなるほど ΔT_1 は小さくなっている。

以上の結果から、チタン表面最高温度は、 T_0 、 ΔT_1 および ΔT_2 のすべての項が小さくなるために、照射面積が大きいときほど低くなることがわかった。また、照射面積を無限大にした時の最高温度条件による最大ビーム出力は無限大になる。

次に、バーンアウト条件による最大ビーム出力が照射面積が大きくなるほど大きくなった理由を考察するために、ビーム出力を 20 kW で一定にして、銅冷却面最高温度に対する照射面積の影響を調べた。図4.2.9に計算結果を示す。

ビーム照射開始直前の温度 T_0 は、照射面積が大きくなるほど低くなる。また、ビーム照射に

よる構造材の温度上昇 ΔT_0 も照射面積が大きくなるほど小さくなっていることがわかる。
熱流束 q_0 は照射面積 A に反比例している。ビーム照射時間 $\Delta \tau$ は、 $A^{1/2}$ に比例している。
周期 τ に比べてビーム照射時間 $\Delta \tau$ が無視できる程小さいとすると、

$$q_{\max} = \frac{2\pi r C (T_{CHF} - T_0) \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{h}{C} \tau \right) \right\}}{\tau A^{1/2}} \quad (4.2.12)$$

$$Q_{\max} = \frac{2\pi r C (T_{CHF} - T_0) \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{h}{C} \tau \right) \right\}}{\tau} A^{1/2} \quad (4.2.13)$$

が得られる。すなわち、バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{\max} は、照射面積が大きくなるほど小さくなるものの、その減少分を照射面積の増加が打ち消してしまうためにビーム出力は逆に照射面積が大きくなるほど大きくなっている。バーンアウト条件によるビーム出力の上限値も照射面積が無限大の時、非常に大きな値になる。

以上の結果から、ビーム照射面積が除熱限界に与える影響として、以下の事柄が明らかとなつた。

- (1) バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{\max} は、照射面積が大きくなるほど大きくなる。
- (2) 最高温度条件による最大ビーム出力 $Q_{T\max}$ は、照射面積が大きくなるほど大きくなる。

4.2.4 回転ターゲットの運転条件に関するまとめ

回転ターゲットの運転条件に関するパラメータとして、回転速度、ビームの半径方向照射位置及びビーム照射部面積をとりあげ、除熱限界に与える影響について検討した。その結果、以下のことわかった。

- (1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{\max} は、回転速度が増す程大きくなる。
また、最高温度条件による熱流束上限値 $q_{T\max}$ は、回転速度が増す程大きくなる。
回転速度を無限大とした時 q_{\max} および $q_{T\max}$ の極限値は、(4.2.7)式および(4.2.6)式で与えられる。
- (2) q_{\max} 及び $q_{T\max}$ はビームの半径方向照射位置 r を大きくする程大きくなる。半径方向位置 r を大きくする時、 q_{\max} には上限値はなかった。一方 $q_{T\max}$ はチタンの温度差で決定される上限値に漸近した。
- (3) バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{\max} 並びに最高温度条件による最大ビーム出力 $Q_{T\max}$ は、ビーム照射面積が大きくなる程大きくなる。

4.3 回転ターゲットの冷却条件の影響

冷却材の流動条件は、平均熱伝達率 h 及び限界熱流束 q_{CHF} を介して、回転ターゲットの除熱限界に影響する。本節においては、冷却材の流動条件として、圧力及び冷却材流速が除熱限界に与える影響について検討する。

4.3.1 圧力の影響

基本ケースでは、圧力は大気圧であると仮定した。圧力が高くなると、限界熱流束 q_{CHF} が大きくなり、除熱限界が向上すると思われる。本項では、圧力以外の条件を基本ケースと同一にして、圧力が除熱限界に与える影響について検討する。以下に、圧力の影響を検討するために用いた解析条件を示す。

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	:	7	μm
②銅厚さ	:	2	mm

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	:	1200	rpm
②ビーム照射部の半径方向位置	:	8	cm
③ビーム照射部面積	:	2	cm^2

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	:	水
②冷却流路形状	:	幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	:	10 m/s
④冷却材温度	:	300 K
⑤出口圧力	:	パラメータ

図4.3.1に圧力をパラメータとして算出したビーム出力の上限値を示す。バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{max} は、圧力が高くなるほど大きくなっている。一方、最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} は圧力によらずほぼ一定である。圧力の低い範囲では、バーンアウト条件により、圧力の高い範囲では最高温度条件により除熱限界が決定されている。

最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} が圧力によらずほぼ一定である理由を考察するために、チタン表面最高温度 T_{max} の計算式(3.1.29)式の右辺の各項に対する圧力の影響を調べた。図4.3.2に計算結果を示す。

第2項の銅/チタン境界面の温度上昇量 ΔT_2 は、圧力にはよらず、113 Kで一定である。また、第3項のチタン部分の温度差 ΔT_1 も圧力によらず38 Kで一定である。圧力は熱伝達率 h を介して第1項のビーム照射開始直前の温度 T_0 に影響する。図4.3.3に示すように、熱伝達率 h が圧力の上昇に対してわずかに増加する。このために、 T_0 は圧力の増加によりわずかに小さくなつたことがわかる。

次に、バーンアウト条件による最大ビーム出力が圧力が高くなるほど大きくなつた理由を考察するために、銅冷却面最高温度に対する圧力の影響を調べた。図4.3.4に計算結果を示す。

ビーム照射開始直前の温度 T_0 は、圧力の増加によりわずかに低くなっている。また、ビーム

照射による温度上昇量 ΔT_0 は圧力によらず一定である。このことは、構造材側の温度条件に対して圧力の影響は小さいことを示している。

冷却材側の条件を調べるために、限界熱流束およびCHF温度に対する圧力の影響を評価した結果を図4.3.5および図4.3.6に示す。限界熱流束およびCHF温度は圧力が高くなるとともに大きくなることがわかる。(3.1.28)式によれば、 q_{max} は($T_{CHF} - T_{30}$)に比例している。すなわち、 T_{CHF} が大きくなることが影響して、 q_{max} が大きくなっていることがわかる。

以上の結果から、圧力が除熱限界に与える影響として、以下の事柄が明らかとなった。

- (1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} は、圧力が高くなる程大きくなる。これは、CHF温度 T_{CHF} が圧力とともに高くなることによる。
- (2) 最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax} は、圧力によらずほぼ一定であった。これは、熱伝達率 h が圧力によらずほぼ一定であるためである。
- (3) 圧力の低い範囲では q_{max} により、高い範囲では q_{Tmax} により除熱限界が決定される。

4.3.2 冷却材流速の影響

基本ケースでは、冷却材流速として10m/sを仮定した。冷却材流速が高くなることは、熱伝達率 h 及び限界熱流束 q_{CHF} を大きくし、回転ターゲットの除熱限界を向上させる効果があるものと思われる。冷却材流速をパラメータとした解析を行い、冷却材流速が除熱限界に与える影響について検討する。以下に、冷却材流速の影響を検討するために用いた解析条件を示す。

(1) 回転ターゲットの構造

①チタン厚さ	:	7	μm
②銅厚さ	:	2	mm

(2) 回転ターゲットの運転条件

①回転速度	:	1200	rpm
②ビーム照射部の半径方向位置	:	8	cm
③ビーム照射部面積	:	2	cm^2

(3) 回転ターゲットの冷却条件

①冷却材	:	水
②冷却流路形状	:	幅 10 mm、高さ 1 mm
③冷却材流速	:	パラメータ
④冷却材温度	:	300 K
⑤出口圧力	:	大気圧

図4.3.7に冷却材流速をパラメータとして算出したビーム出力の上限値を示す。バーンアウト条件による最大ビーム出力 Q_{max} および最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} は、冷却材流速が高くなるほど大きくなっている。

最高温度条件による最大ビーム出力 Q_{Tmax} が冷却材流速が大きくなるほど大きくなった理由を考察するために、チタン表面最高温度 T_{max} の計算式(3.1.29)式の右辺の各項に対する冷却材流速の影響を調べた。図4.3.8に計算結果を示す。

第2項の銅/チタン境界面の温度上昇量 ΔT_2 は、冷却材流速にはよらず、113Kで一定で

ある。第3項のチタン部分の温度差 ΔT_1 も冷却材流速によらず、38Kで一定である。冷却材流速は熱伝達率 h を介して第1項のビーム照射開始直前の温度 T_0 に影響する。図4.3.9に示すように、熱伝達率 h は冷却材流速の増加により、大きく増加している。その結果として、ビーム照射開始直前の温度 T_0 は冷却材流速が大きくなるほど低くなり、チタン表面最高温度も低くなつたことがわかる。

次に、バーンアウト条件による最大ビーム出力が大きくなつた理由を考察するために、銅冷却面最高温度に対する冷却材流速の影響を調べた。図4.3.10に計算結果を示す。

ビーム照射開始直前の温度 T_0 は、冷却材流速が大きくなるほど低くなつてゐる。ビーム照射による温度上昇量 ΔT_0 は冷却材流速によらず一定である。

冷却材側の条件を調べるために、限界熱流束およびCHF温度に対する冷却材流速の影響を評価した結果を図4.3.11および図4.3.12に示す。限界熱流束は冷却材流速が大きくなるほど大きくなることがわかる。また、CHF温度は冷却材流速によらずほぼ一定である。冷却材流速が大きくなることによりビーム照射開始直前の温度 T_0 が低くなることが効いて、 q_{max} が大きくなつてゐることがわかつた。

以上の結果から、冷却材流速が冷却性能に与える影響として、以下の事柄が明らかとなつた。

(1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} は、冷却材流速が高くなる程大きくなる。

これは、熱伝達率が大きくなることでビーム照射開始直前の温度 T_0 が低くなることによる。

(2) 最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax} は、冷却材流速が高くなる程大きくなる。

これは、熱伝達率が大きくなることでビーム照射開始直前の温度 T_0 が低くなることによる。

4.3.3 回転ターゲットの冷却条件に関するまとめ

回転ターゲットの冷却条件が除熱限界に与える影響として、圧力及び冷却材流速をとりあげ、各パラメータの影響について検討した。その結果、以下のことがわかつた。

(1) バーンアウト条件による熱流束上限値 q_{max} は、圧力が高くなるほど大きくなる。

また、最高温度条件による熱流束上限値 q_{Tmax} は、圧力によらずほぼ一定である。

(2) q_{max} 及び q_{Tmax} は冷却材流速が大きくなるほど大きくなる。

4.4 回転ターゲットの試設計

4.1節から4.3節において回転ターゲットの構造、運転条件および冷却条件に関する各パラメータの除熱限界に対する影響について検討した。本節では、これらの検討結果を参考にして回転ターゲットの試設計を行う。試設計に際して、ビームの最大出力の目標値を40 kWとした。

4.4.1 設計上の制限条件の検討

表4.4.1に4.1節から4.3節で求めた各パラメータの除熱限界に対する影響をまとめた。これらの影響を設計上の制限条件とあわせて検討し、回転ターゲットの試設計を進めた。

構造材の材質

4.1.1節の検討結果によれば、材質を銅とした時に最も大きい除熱限界が得られた。材質は銅とする。

チタン厚さ

エネルギー400 keVの入射重陽子のチタン／トリチウム中の飛程は1.8 μmである。チタン厚さがこの飛程よりも短い時には、入射重陽子の一部がトリチウムと反応することなしに突き抜けてしまう。入射重陽子の突き抜けをなくすために、チタン厚さは4 μm以上である必要があると考えられる。また、回転ターゲットの寿命は、チタン厚さを厚くして、チタン部分に保持されるトリチウム量を多くするほど、長くなると考えられる。一方、4.1.3節の検討によれば、チタン厚さを厚くすると、図4.1.5に示したように、最高温度条件による除熱限界が急減するため高ビーム出力での運転は望めないことがわかる。チタン厚さは、ターゲットの寿命と使用する熱流束の最高値の競合関係により決定される。

試設計では、現状で使用されているトリチウムターゲットの典型的な厚さである7 μm⁽¹⁾とした。

銅厚さ

4.1.2節の検討によれば、銅厚さが小さい領域ではバーンアウト条件により、大きい領域では最高温度条件により除熱限界が決定される。図4.1.2によれば銅厚さが1 mm付近で除熱限界が最大であり、1～2 mmの銅厚さにすることが除熱限界の面では最適である。

銅は構造材として圧力差に耐える必要があるため、ある厚さ以上にする必要がある。薄肉球かくが外圧を受ける時、座屈圧力 p_{cr} は、

$$p_{cr} = 16.7 \left(\frac{t}{2a} \right)^{2.5}, \quad (4.4.1)$$

で与えられる。⁽²⁾ ここで、Eはヤング率、tは肉厚、aは半径を示す。a = 200 mm、t = 2 mm、E = 1.2×10^4 kgf/mm² とすると、 $p_{cr} = 6.26$ kgf/cm² (0.61 MPa) が得られた。

チタン表面で発生した中性子は、試験体に到達する前に銅部分で散乱される。散乱ができる

だけ少なくするためには、銅厚さは可能な限り薄くすることが望ましい。

銅厚さは2 mmとして試設計を行うこととした。回転ターゲットの詳細な応力解析については今後さらに検討する必要がある。また、銅が厚くなることによる中性子散乱についても定量的な評価を行う必要がある。

回転速度

4. 2. 1 節の検討によれば、回転速度を大きくするほど除熱限界は大きくなる。回転速度を大きくするためには、大きな動力が必要になるとともに軸受けやシール部の加工精度や機械強度を高める必要を生じる。したがって、経済性や製作性の面で回転速度を上げられる上限がある。これまでの回転速度として2000 r.p.mまでの実績⁽¹⁾があるのでそれ以下であれば製作上の大きな問題は無いと思われる。技術的にどの程度まで回転速度を高めることができるかについて検討する必要がある。

図4. 2. 1に示したように回転速度が2000 r.p.m程度を越えると除熱限界の向上は余り大きくはない。そこで、試設計では回転速度を2000 r.p.mに設定した。

半径位置

4. 2. 2 節の検討によれば、半径を大きくとるほど除熱限界は大きくなかった。したがって、回転ターゲットを大きくして、その外側部分を利用するようすることで除熱限界を大きくすることができます。

現状で利用できるトリチウムターゲット製造装置（蒸着装置）の制限のため、回転ターゲットの外半径は18 cm以下であることが必要である。また、(4. 4. 1)式から判断すると、ターゲットの半径を大きくすることによって板厚を大きくする必要を生じ、発生した中性子を有効に利用する点では不利である。

試設計では、18 cmを外半径とし、内半径を8 cmとして検討することとした。

照射部面積

4. 2. 3 節の検討によれば、照射部面積を大きくするほど入射ビームによる最大出力を大きくする事ができることがわかっている。したがって、最大出力が最小になる最も厳しい条件は、ビームの広がりを最も絞った条件で規定される。

試設計では照射面積を3 cm²として除熱限界を評価することとした。

圧力

4. 3. 1 節の検討によれば、圧力を高くするほど除熱限界を大きくなかった。したがって、熱設計の観点では冷却材の圧力を高くすることが望ましい。

(4. 4. 1)式からわかるように、銅厚さを薄く保つために冷却材の圧力はできるだけ低く制限すべきである。冷却材の圧力を高める要因としては、流動による圧力損失がある。圧力が高くならないようにするために、流路のギャップ幅をある程度大きくする事が必要であろう。

冷却材出口圧力を大気圧として試設計を行うこととした。

冷却材流速

4.3.2節の検討によれば、冷却材流速を高くするほど除熱限界が大きくなる。したがって、除熱限界を高めるためには冷却材流速を大きくする事が望まれる。冷却材流速を大きくするためには、大きなポンプが必要になるとともに冷却材の回収等のための冷却系が大型化する。どの程度の規模まで可能であるかについて詳細に検討する必要があるが、ここでは暫定的に半径位置8cmにおける冷却材流速を10m/sとした。また、冷却材は中心から外側に流すものとして、ギャップ幅が一定であるとした。

4.4.2 試設計における除熱限界

表4.4.2に4.4.1項で設定した設計条件をまとめた。また、表4.4.2の条件で算定した除熱限界を図4.4.1に示す。流動圧力損失はBlasiusの式⁽³⁾を用いて計算した。ビームの最大出力は、半径位置8cmにおける最高温度条件により制限され、約37kWであった。

ここで行った試設計は、熱設計用解析モデルのデモンストレーションを目的としているので各パラメータに対する検討は非常にラフに行っている。今後、詳細設計が進み回転ターゲットの諸元が決定されていく過程で、4.4節で示したように熱設計用解析モデルが設計の最適化に役立つものと期待する。

表4.1.1 除熱限界に対する材質の影響

材質	密度 (kg/m ³)	比熱 (J/kg·K)	熱伝導率 (W/mK)	最高温度による 熱流束上限値 ^{*1} (W/m ²)	バーンアウトによ る熱流束上限値 ^{*2} (W/m ²)
銅	8830	406	391	1.28x10 ⁸	1.24x10 ⁸
アルミニウム	2665	973	235	1.02x10 ⁸	1.18x10 ⁸
ステンレス (SUS 304)	7848	522	17.1	4.50x10 ⁷	1.26x10 ⁸
銀	10400	243	416	1.21x10 ⁸	1.18x10 ⁸

(*1) $T_{max} < 573\text{ K}$ ((3.1.30)式による)

(*2) $q_{Cmax} \leq q_{CHF}$ ((3.1.28)式による)

(*3) 計算条件は4.1.1節参照

表4.4.1 除熱限界に対するパラメータ効果

パラメータ	除熱限界 ^(*1)		設計上の制限条件
	バーンアウト条件	最高温度条件	
チタン厚さ	ほぼ一定	減少	最小厚さ $4 \mu\text{m}$
銅厚さ	増加	減少	最小厚さは材料強度限界により、最大厚さは中性子散乱量による。
回転速度	増加	増加	最大回転速度(実績) 2000 r.p.m.
半径位置	増加	増加	最大半径 18 cm 最小半径 5 cm
照射面積	増加	増加	
圧力	増加	ほぼ一定	できるだけ低い圧力(強度限界)
冷却材流速	増加	増加	

(*1) パラメータ増加時の依存性を示す。

表4.4.2 試設計における条件設定

(1) 回転ターゲットの構造

- ①チタン厚さ : $7 \mu\text{m}$
 ②銅厚さ : 2 mm

(2) 回転ターゲットの運転条件

- ①回転速度 : 2000 r.p.m.
 ②ビーム照射部の半径方向位置 : $8 \sim 18 \text{ cm}$
 ③ビーム照射部面積 : 3 cm^2

(3) 回転ターゲットの冷却条件

- ①冷却材 : 水
 ②冷却流路形状 : ギャップ 1 mm 、
 中心から外側に同心円状に流す。
 ③冷却材流速 : 10 m/s
 (半径位置 8 cm における流速)
 ④冷却材温度 : 300 K
 ⑤出口圧力 : 大気圧

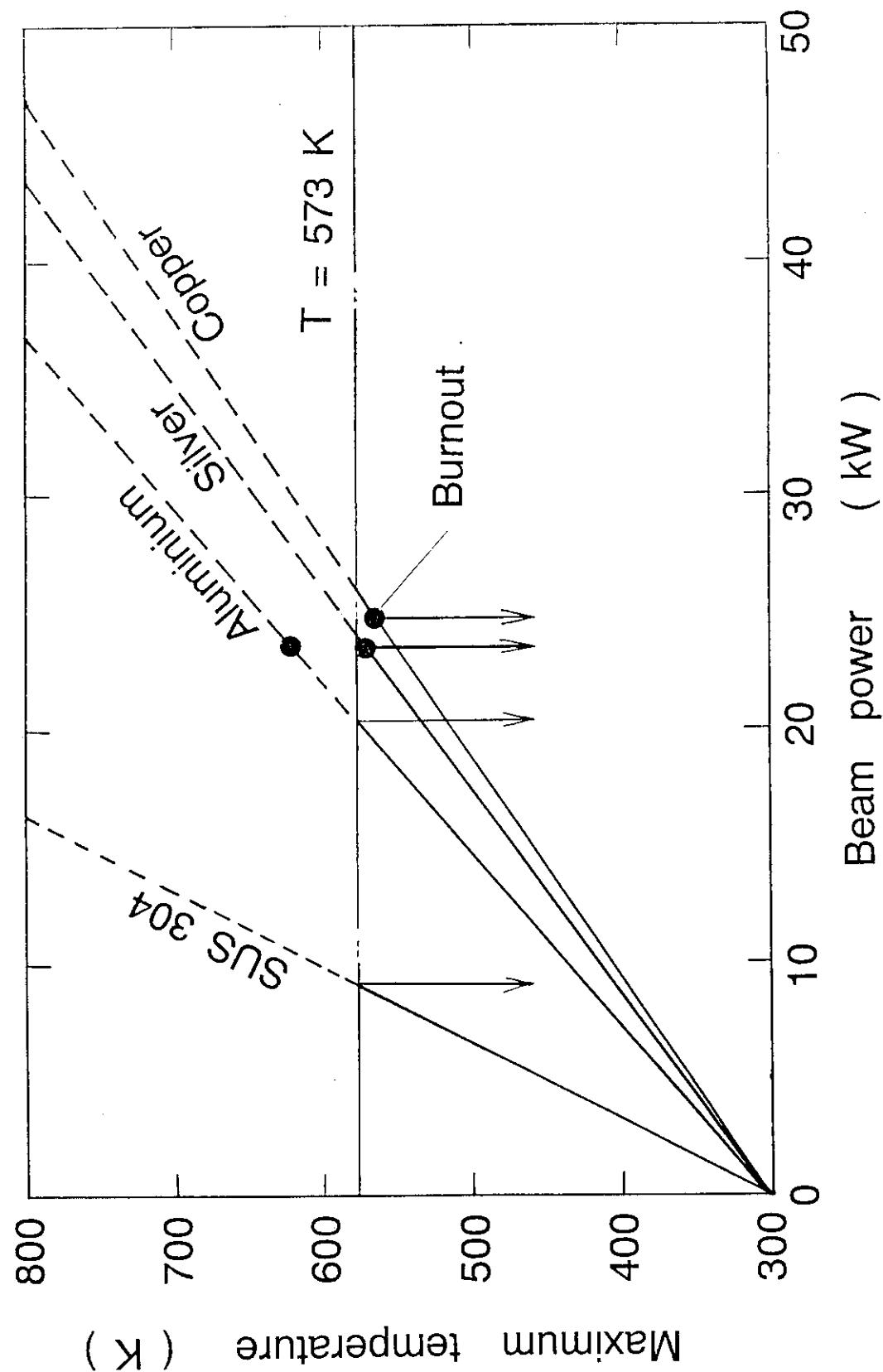


図 4.1.1 除熱限界に対する材質の影響

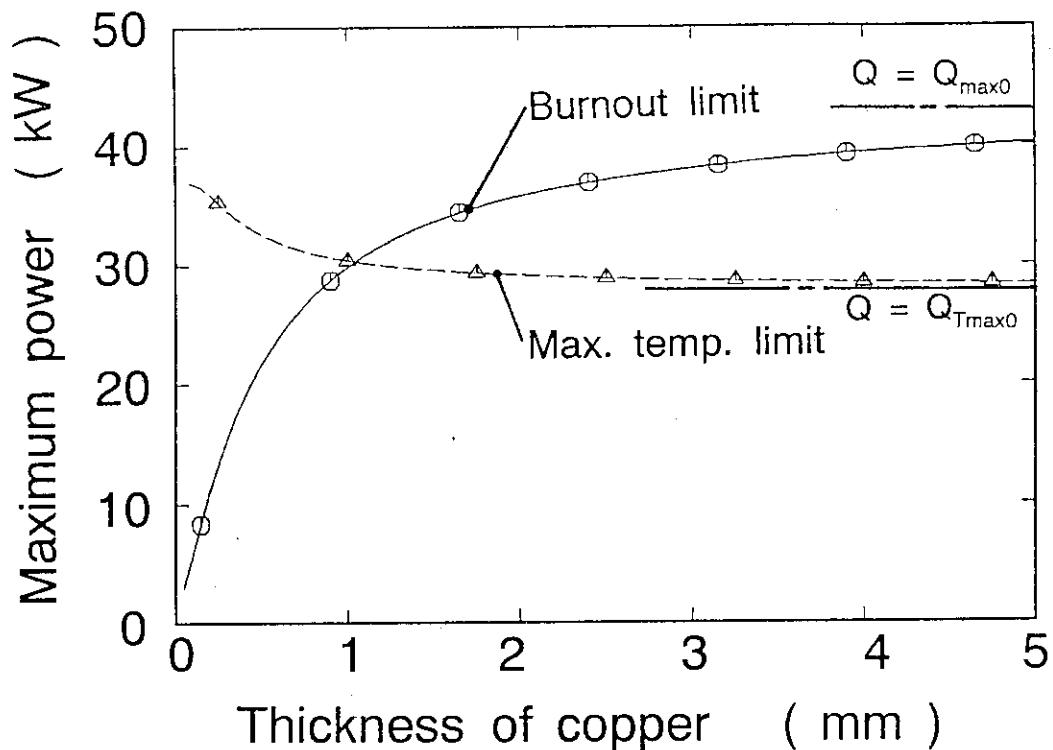


図4.1.2 除熱限界に対する銅厚さの影響

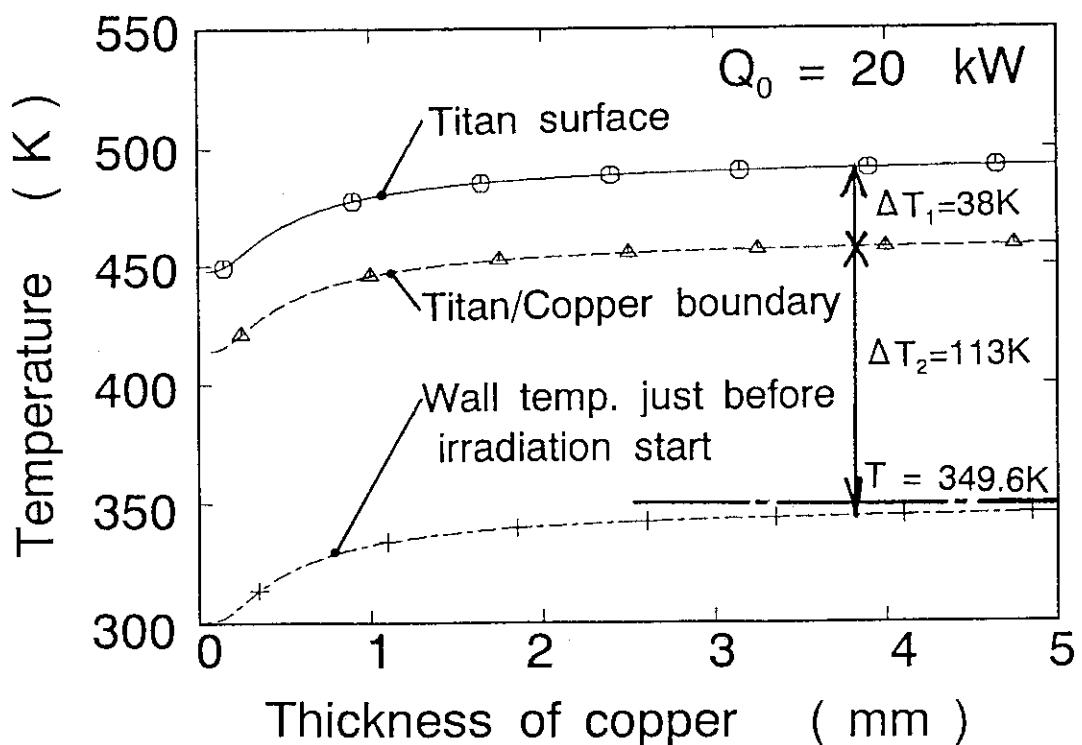


図4.1.3 チタン表面最高温度に対する銅厚さの影響

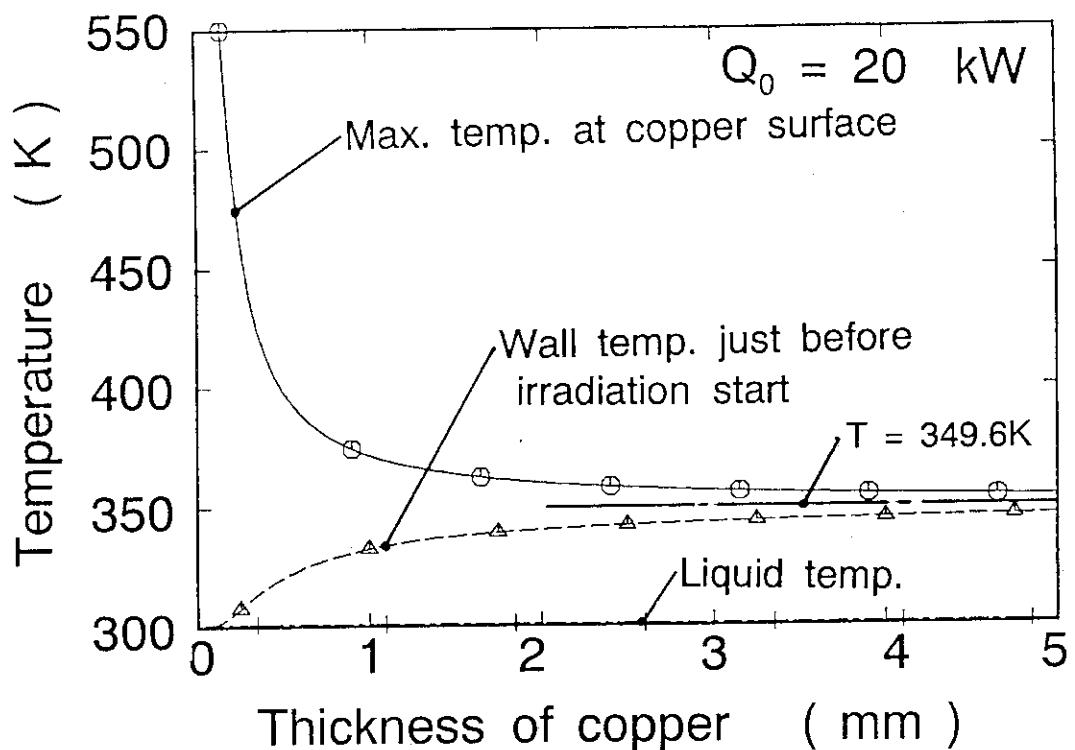


図4.1.4 銅冷却面最高温度に対する銅厚さの影響

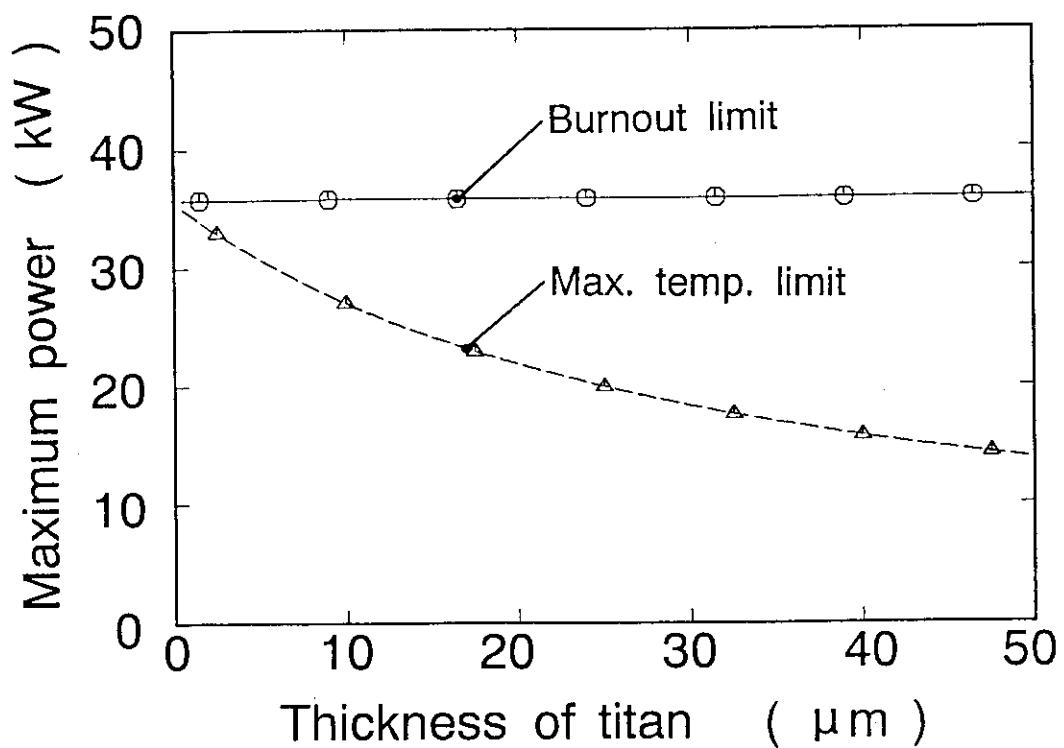


図4.1.5 除熱限界に対するチタン厚さの影響

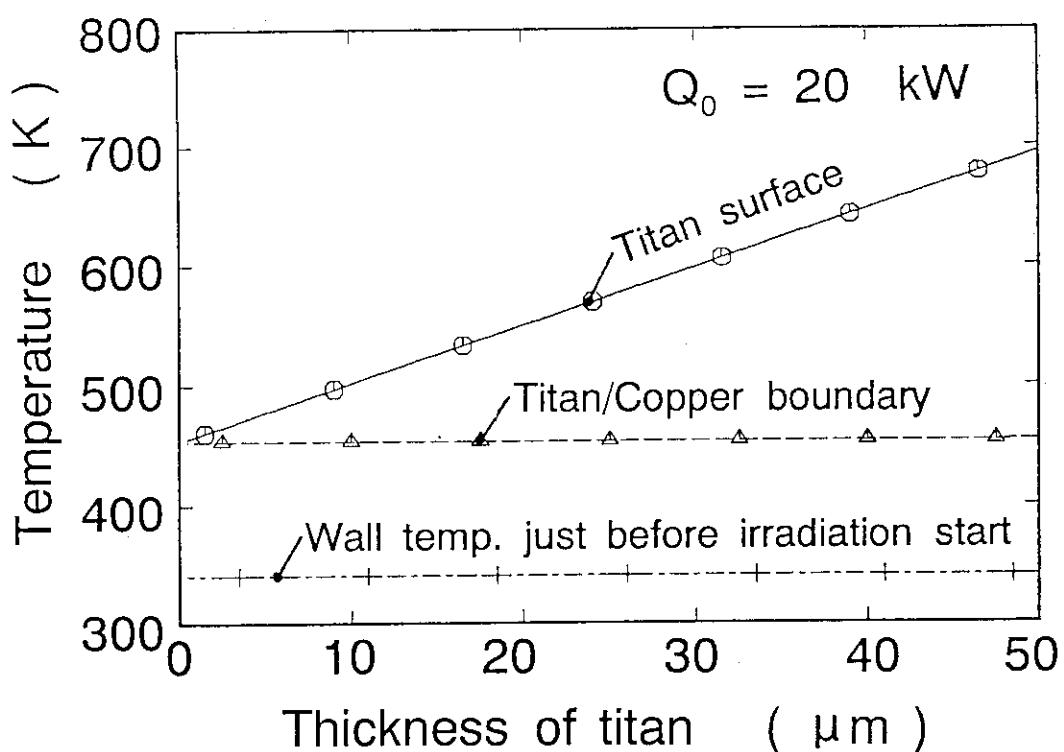


図4.1.6 チタン表面最高温度に対するチタン厚さの影響

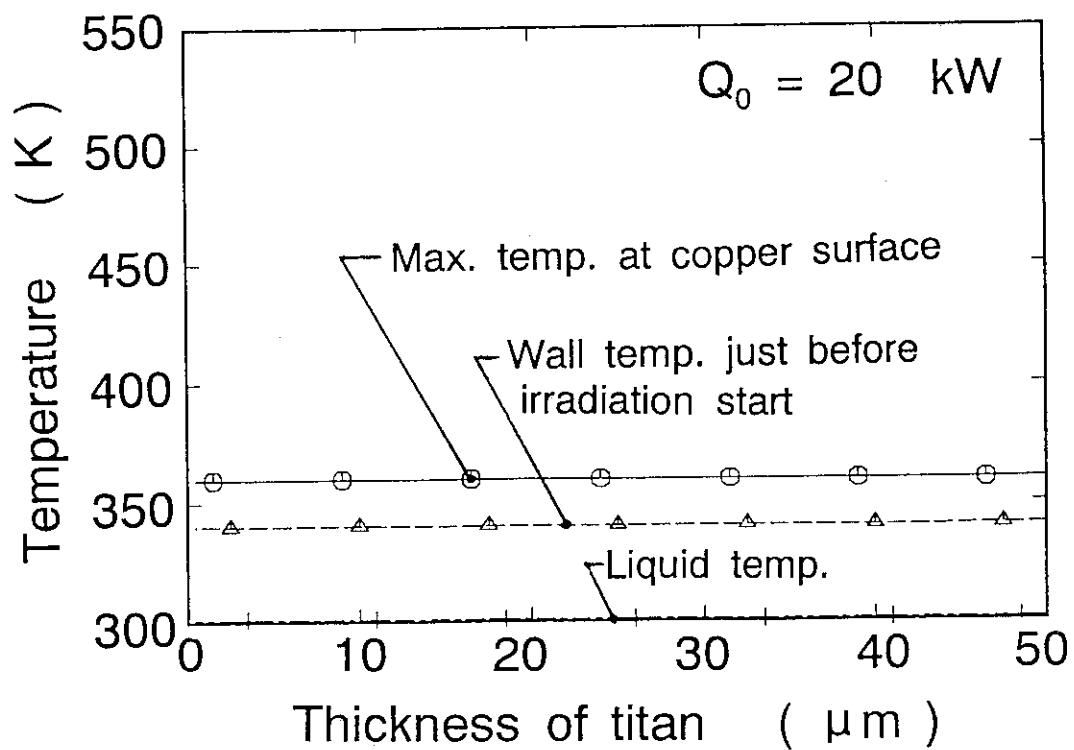


図4.1.7 銅冷却面最高温度に対するチタン厚さの影響

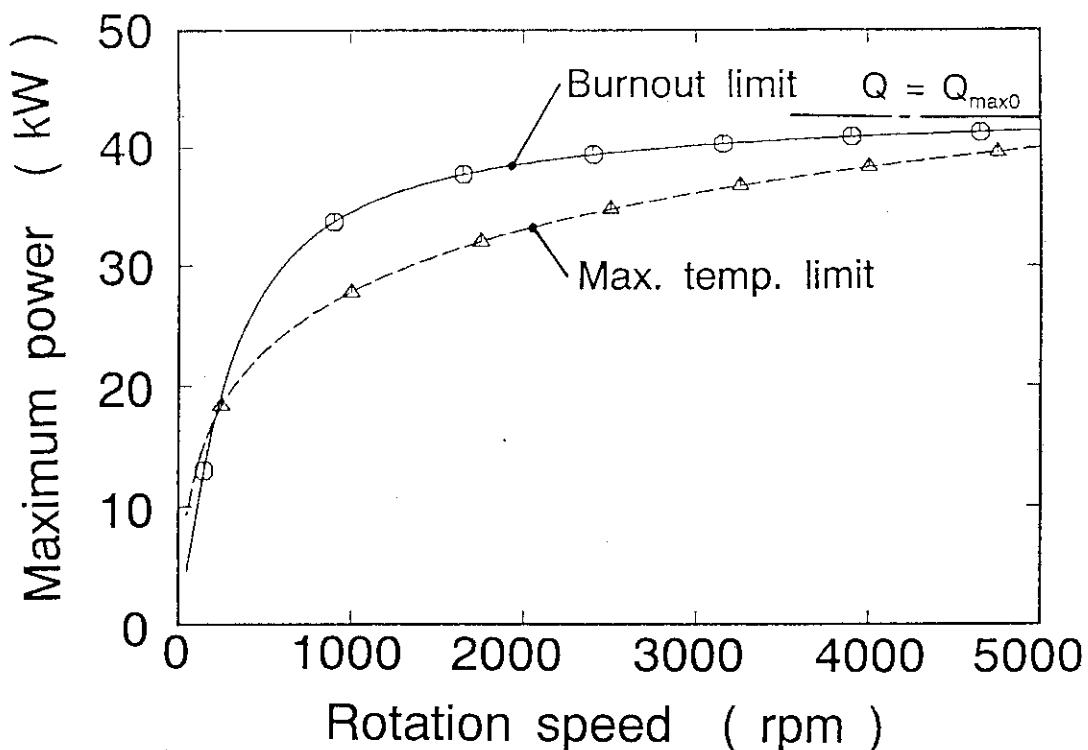


図4.2.1 除熱限界に対する回転速度の影響

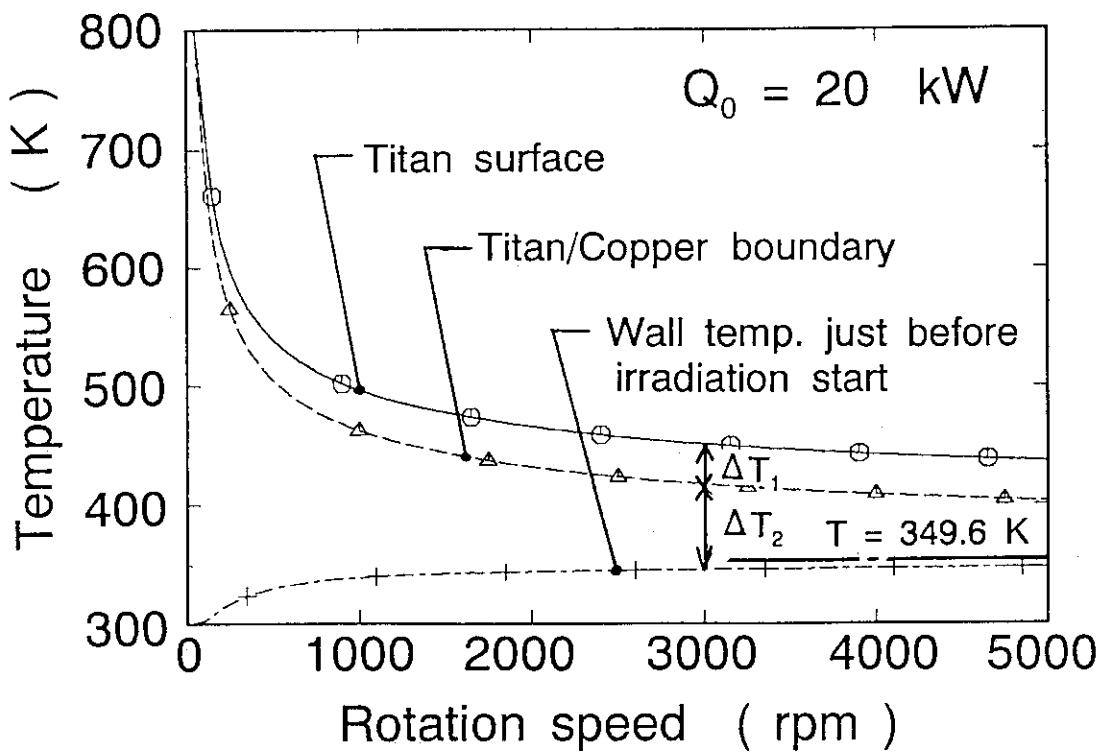


図4.2.2 チタン表面最高温度に対する回転速度の影響

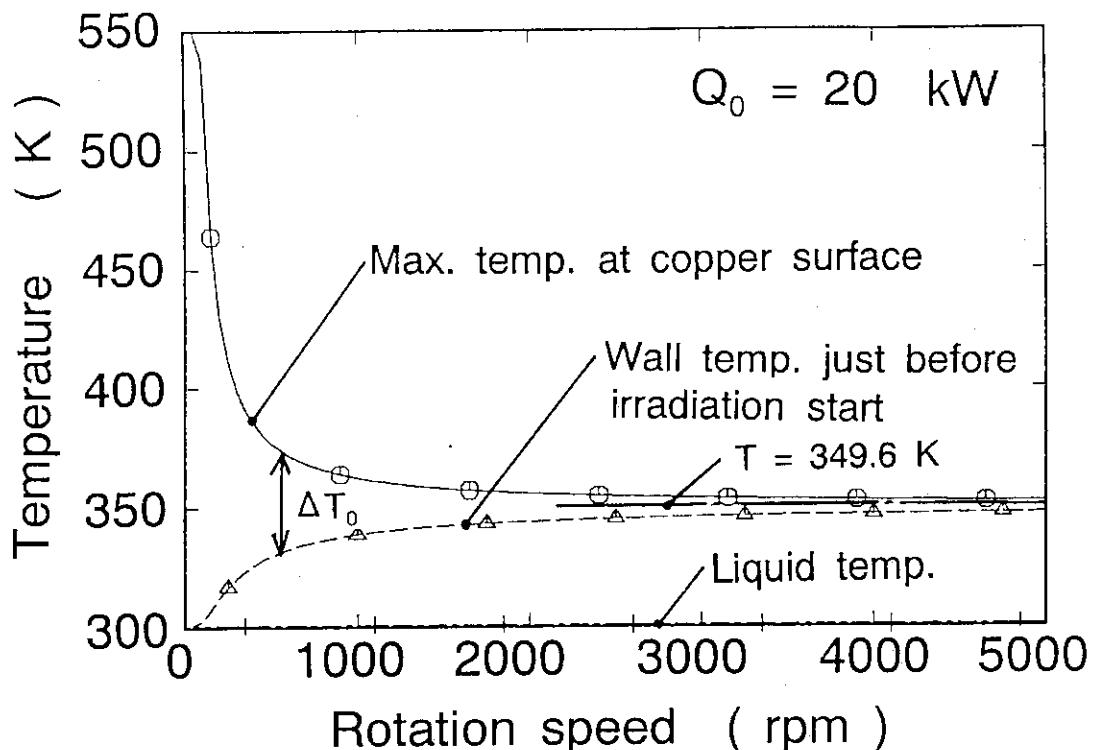


図4.2.3 銅冷却面最高温度に対する回転速度の影響

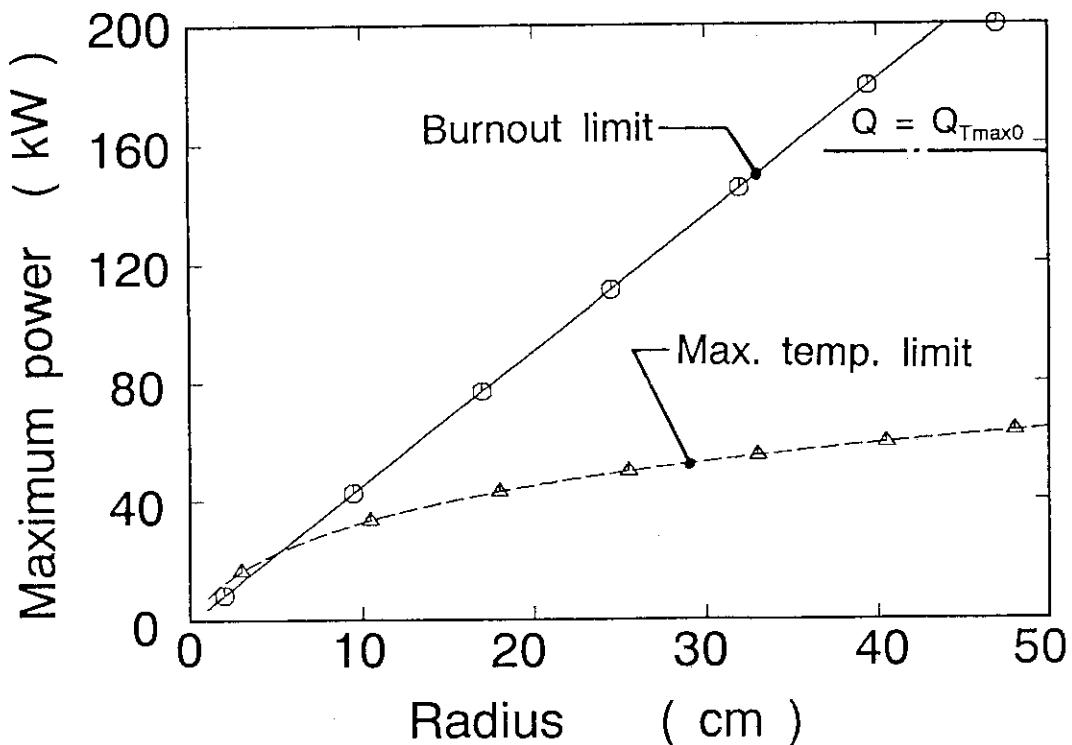


図4.2.4 除熱限界に対する半径方向照射位置の影響

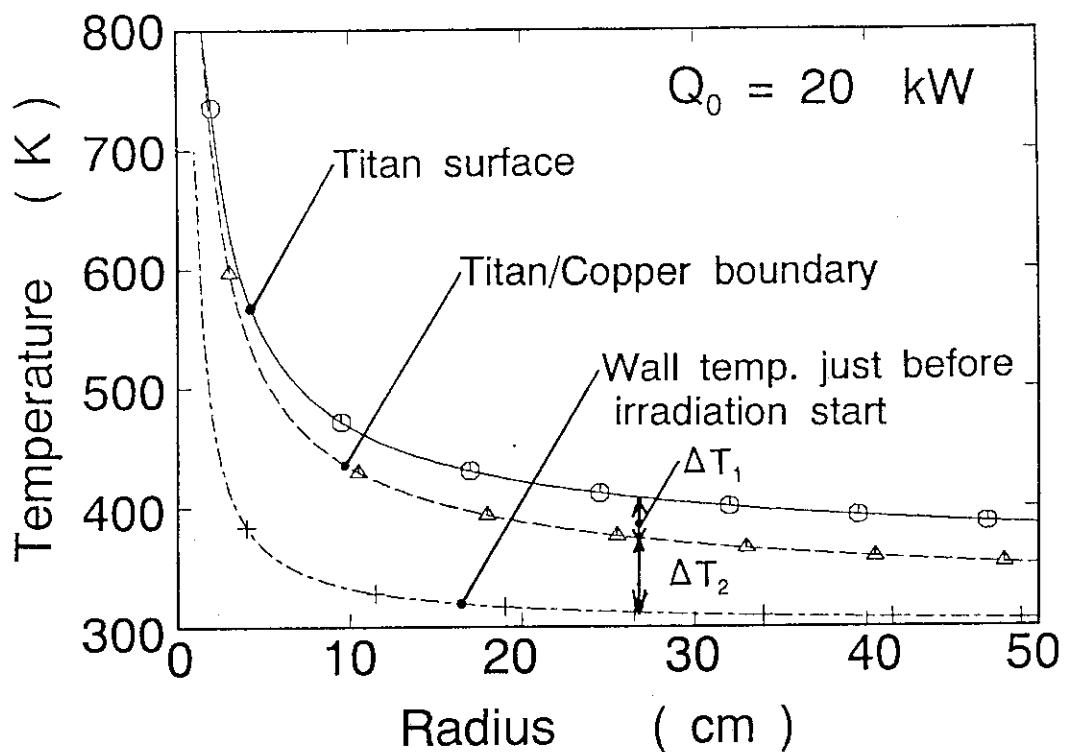


図4.2.5 チタン表面最高温度に対する半径方向照射位置の影響

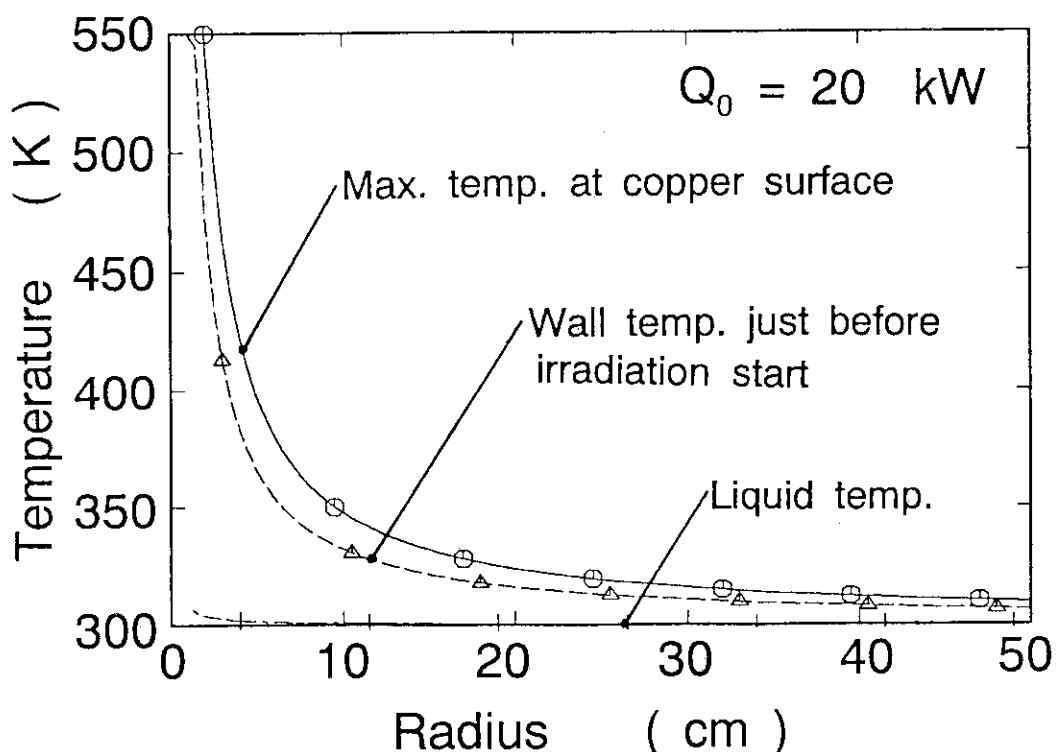


図4.2.6 銅冷却面最高温度に対する半径方向照射位置の影響

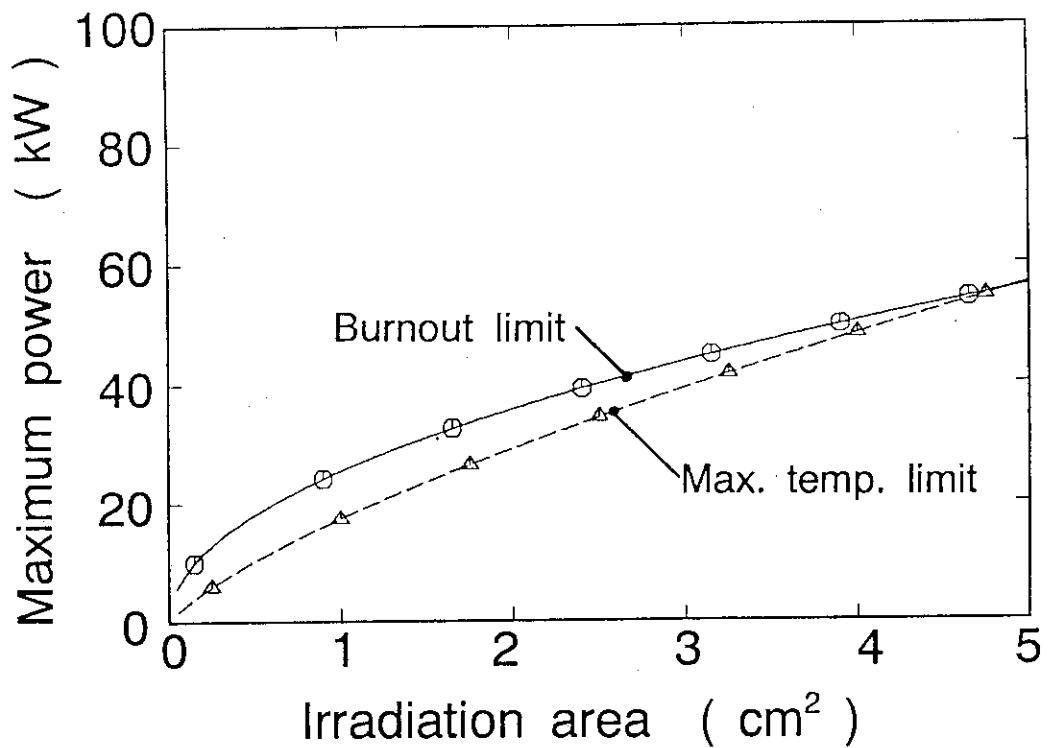


図4.2.7 除熱限界に対する照射面積の影響

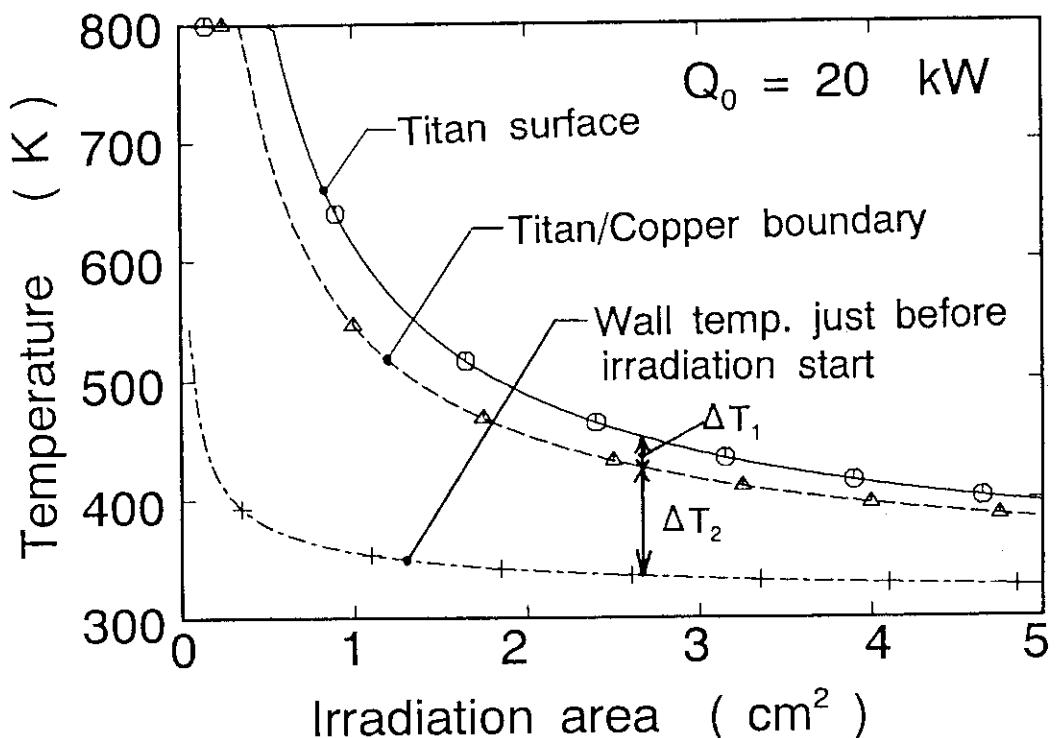


図4.2.8 チタン表面最高温度に対する照射面積の影響

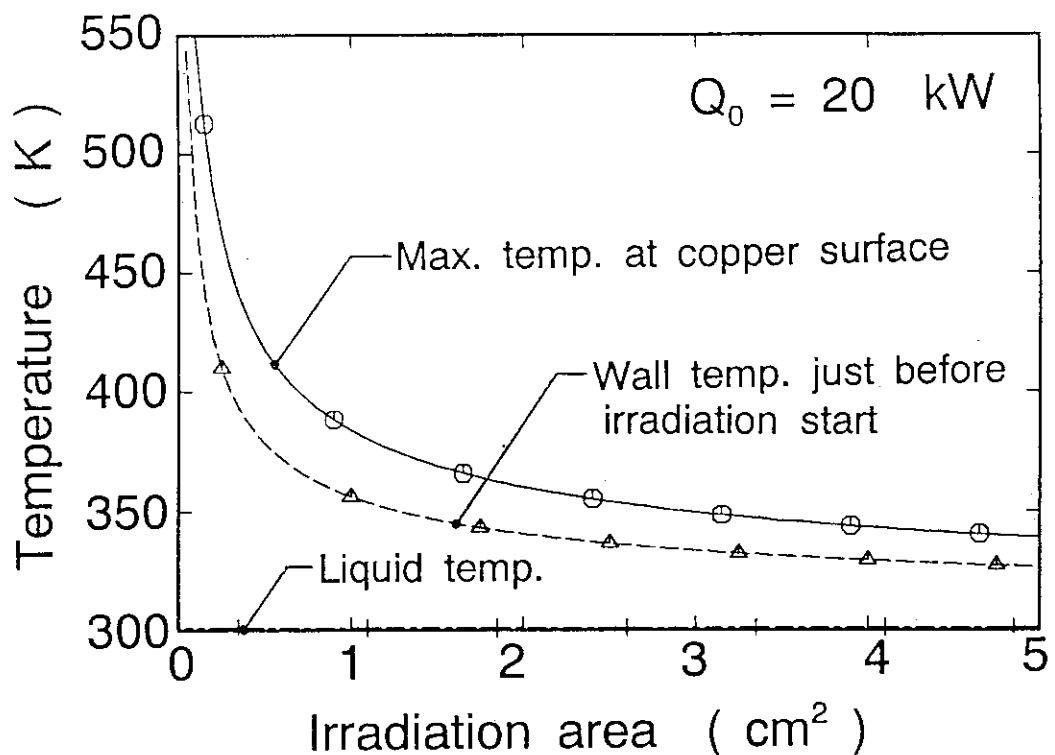


図4.2.9 銅冷却面最高温度に対する照射面積の影響

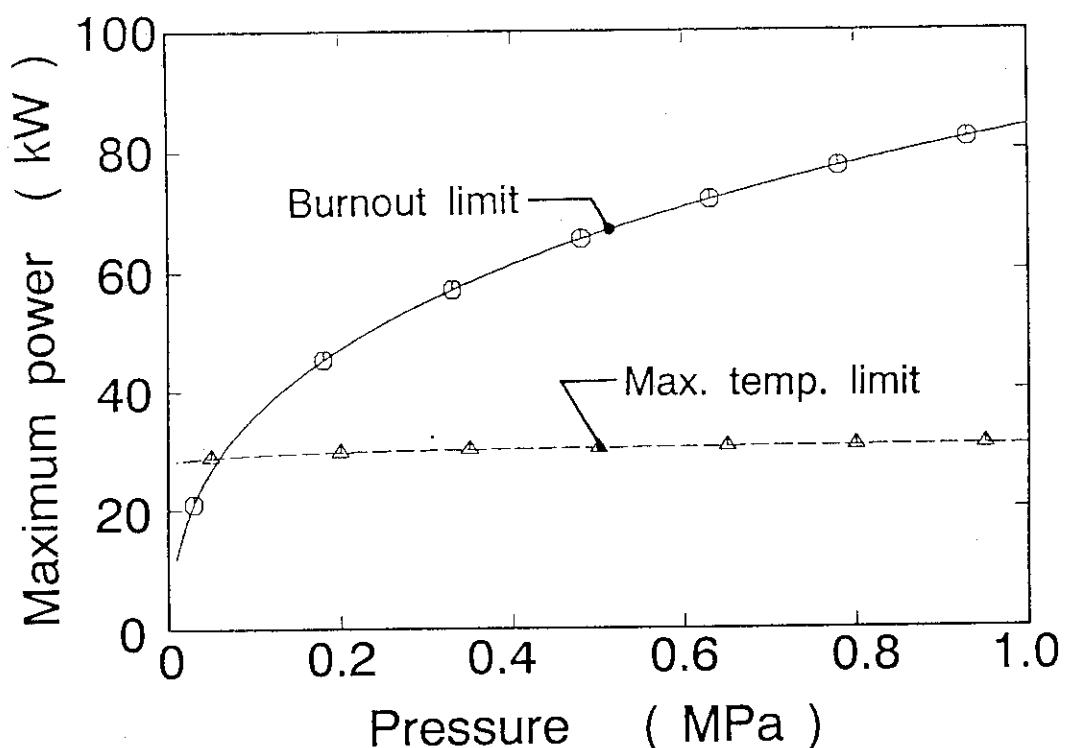


図4.3.1 除熱限界に対する圧力の影響

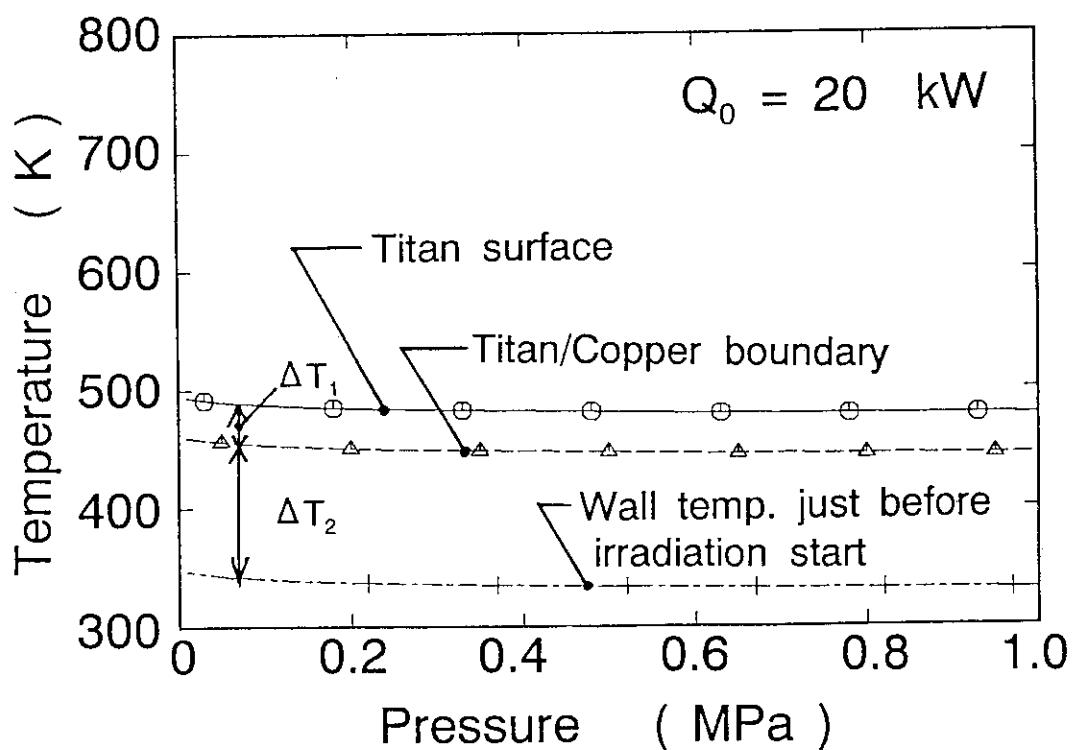


図4.3.2 チタン表面最高温度に対する圧力の影響

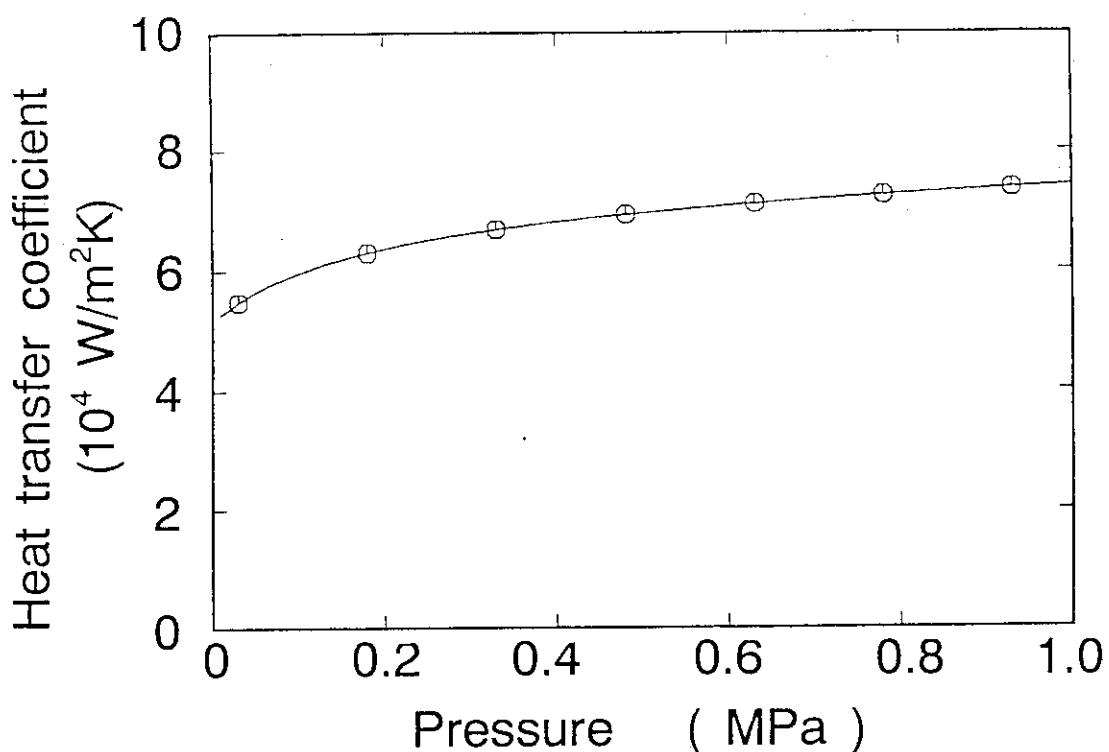


図4.3.3 热伝達率に対する圧力の影響

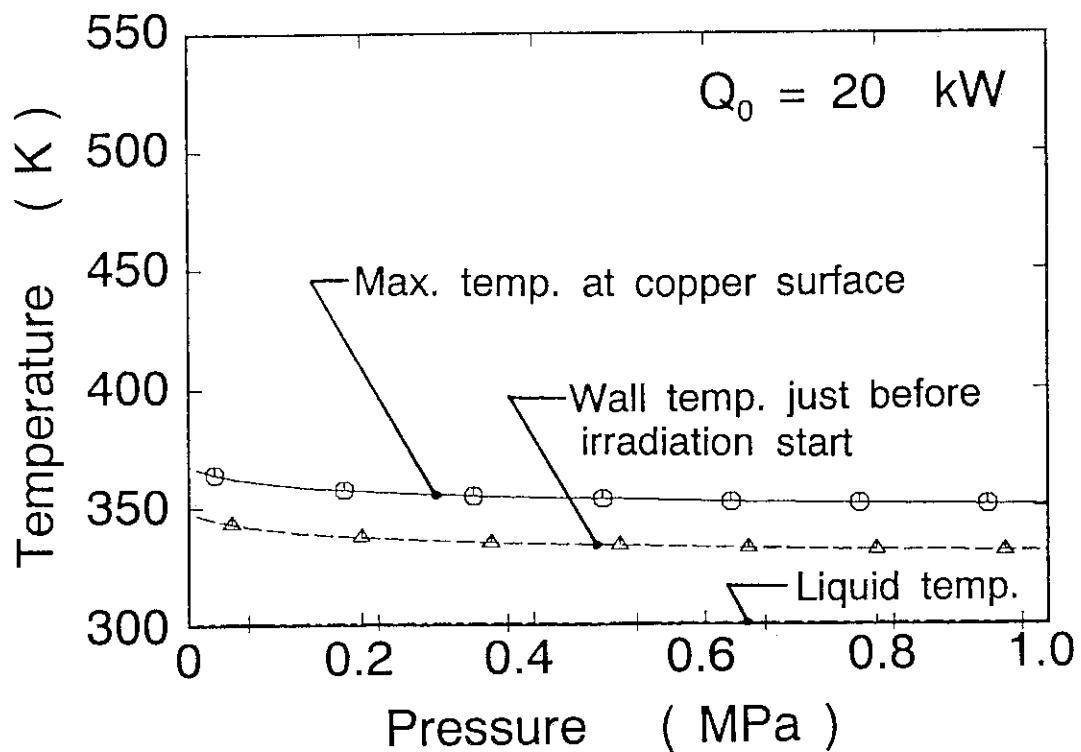


図4.3.4 銅冷却面最高温度に対する圧力の影響

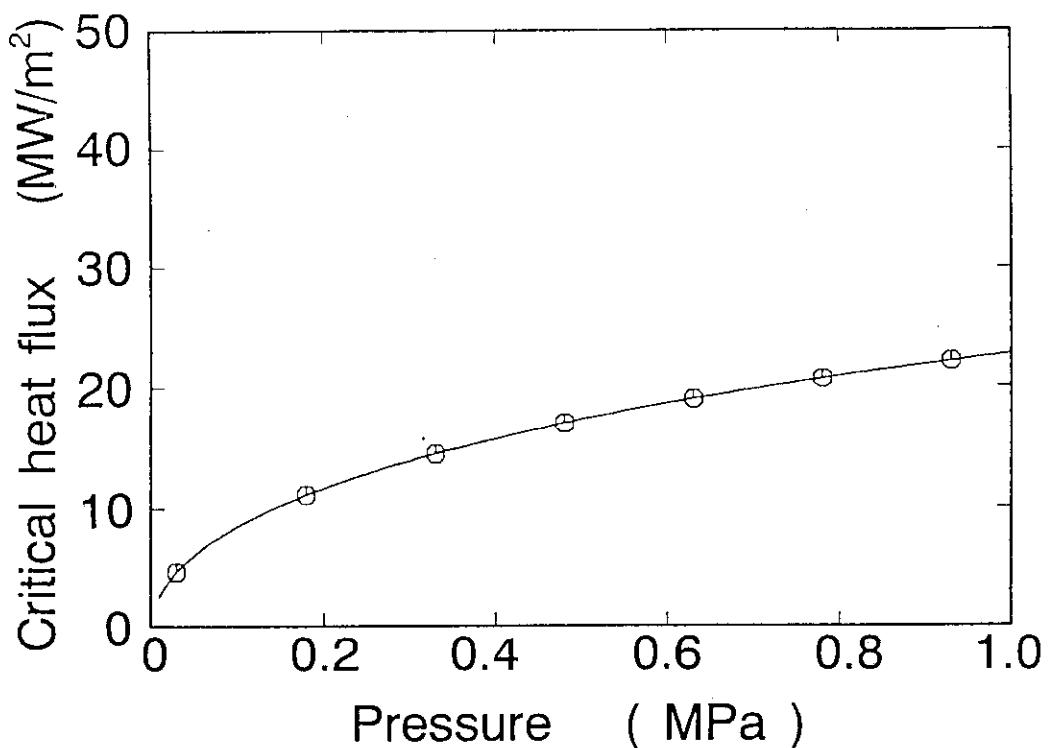


図4.3.5 限界熱流束に対する圧力の影響

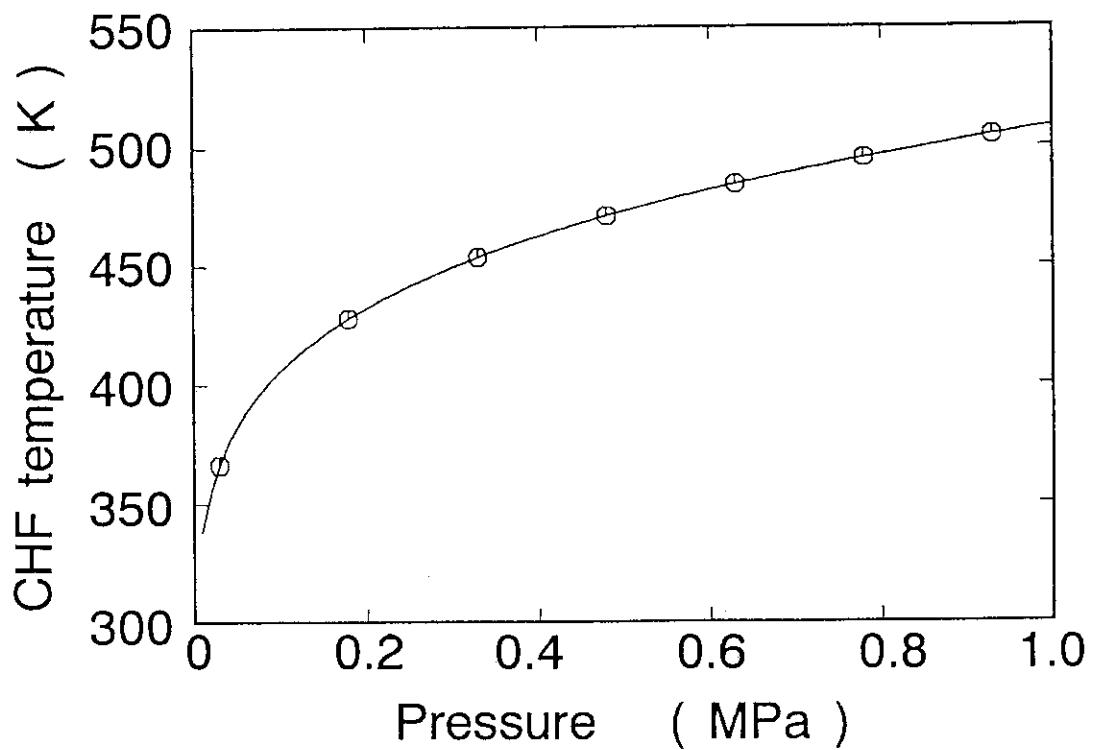


図4.3.6 CHF温度に対する圧力の影響

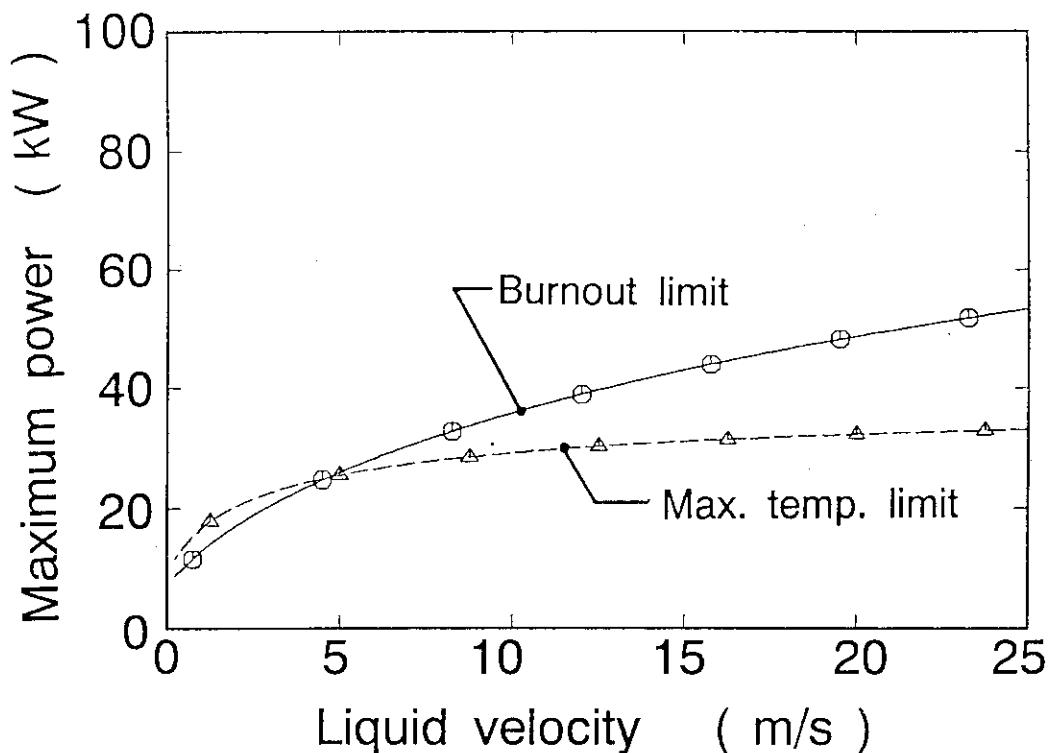


図4.3.7 除熱限界に対する冷却材流速の影響

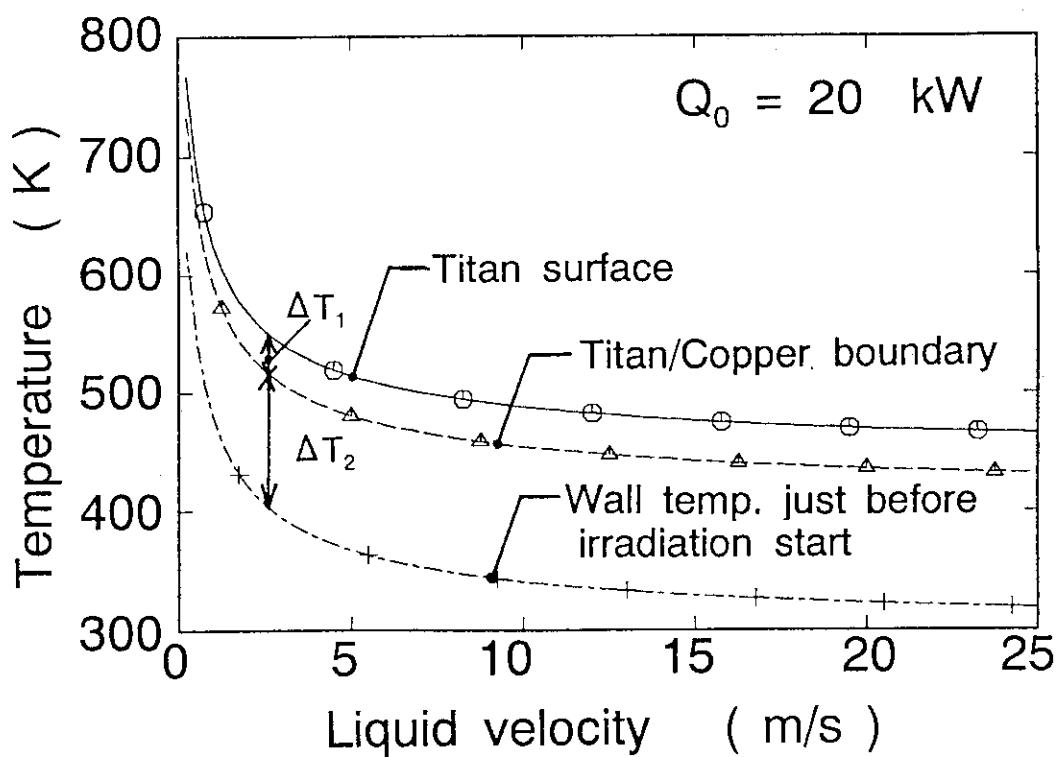


図4.3.8 チタン表面最高温度に対する冷却材流速の影響

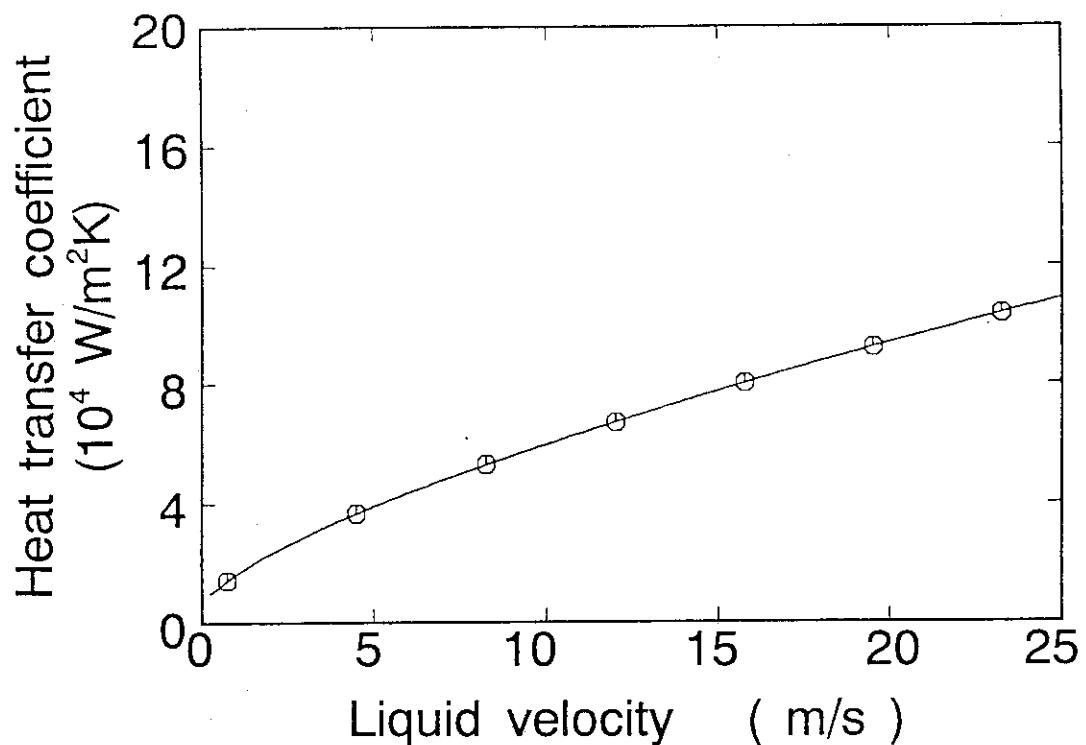


図 4.3.9 热伝達率に対する冷却材流速の影響

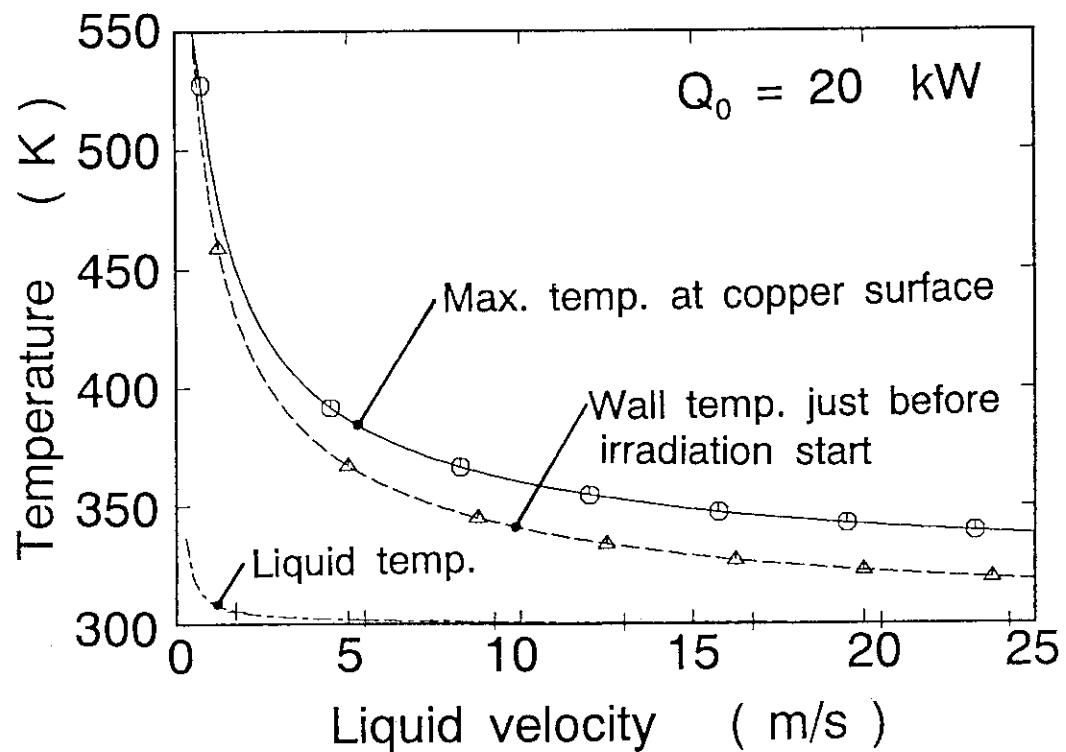


図 4.3.10 銅冷却面最高温度に対する冷却材流速の影響

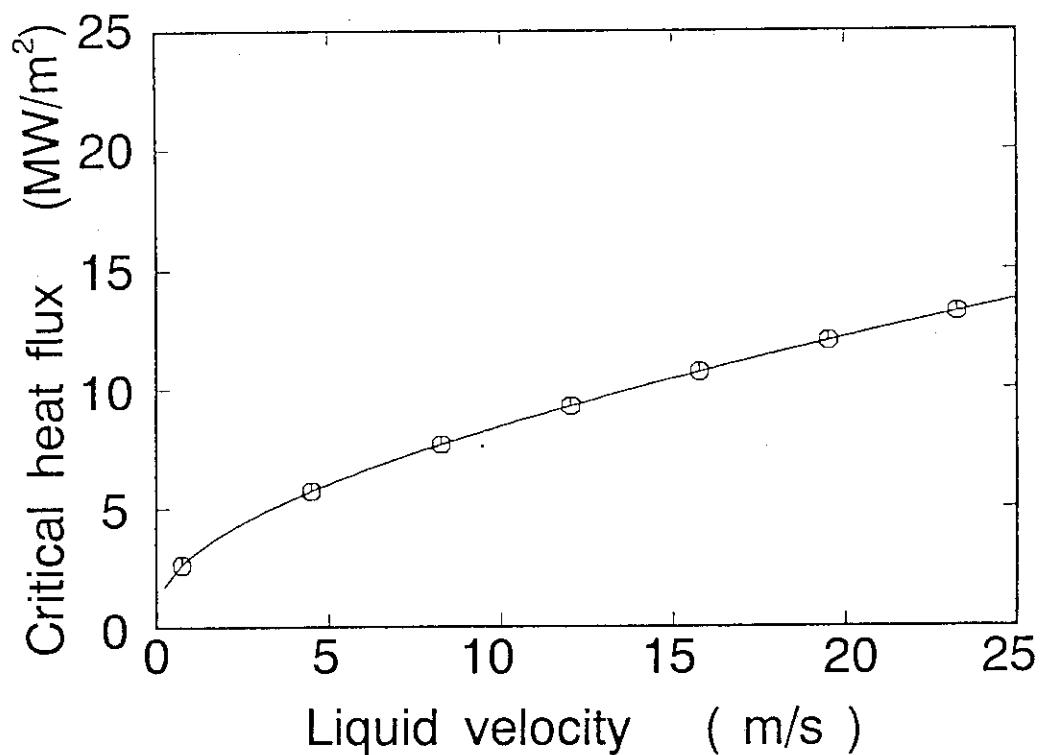


図4.3.11 限界熱流束に対する冷却材流速の影響

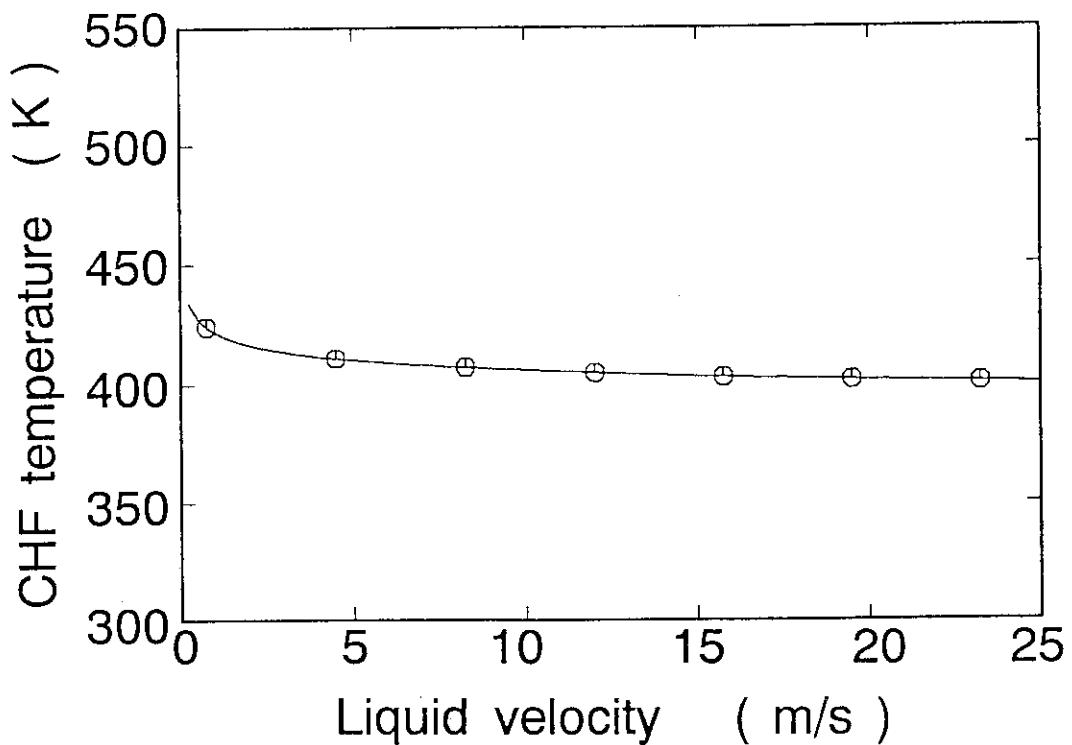


図4.3.12 CHF温度に対する冷却材流速の影響

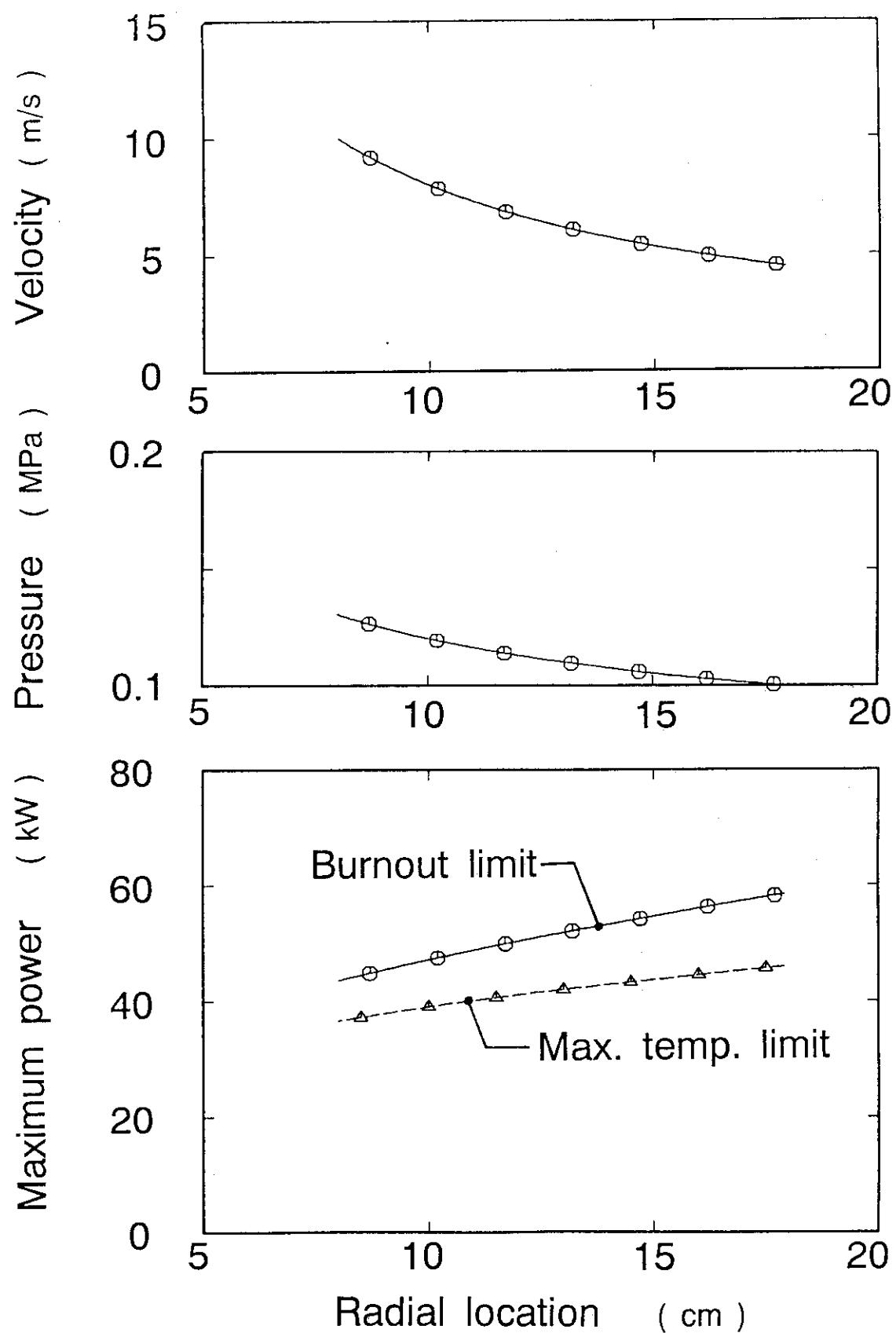


図4.4.1 試設計条件に対する除熱限界

5. まとめと今後の課題

D T 中性子源回転ターゲットの除熱限界を決定する要因と除熱限界のパラメータ依存性を明確にするために、T R A C コードによるターゲット構造材の非定常温度解析、熱設計用解析モデルの導出、および除熱限界に対するパラメータ効果の評価を行い、以下の結果を得た。

- (1) T R A C コードによる非定常温度応答解析から、回転ターゲットの冷却挙動はビーム照射期間・温度分布平坦化期間・冷却期間の3期間に分割できることがわかった。

ビーム照射期間は重陽子ビームが入射する期間である。この期間中、入射ビームにより構造材は加熱され、構造材内に急峻な温度分布を生じた。銅表面での冷却による熱流束は入射ビームによる加熱熱流束に比べて高々数%であった。

温度分布平坦化期間は入射ビームによる加熱終了後に続く数m s の期間である。この期間中、チタン表面側では温度が低下し、銅冷却面側では温度が上昇することで、構造材の温度分布が平坦化する。

冷却期間は温度分布が平坦化された後から次の入射ビームによる加熱が開始されるまでの期間である。この期間中、構造内の温度分布はほぼ平坦であり、冷却により構造材温度は低下する。

- (2) 回転ターゲットの除熱限界は、冷却面でのバーンアウトの発生またはチタン表面温度が限界温度である 300°C を越えることによって生じた。チタン表面温度はビーム照射終了時に最高となること、また、バーンアウトは温度分布平坦化期間の終了時に最初に発生することがわかった。

- (3) T R A C コードによる解析で得られた上記の知見に基づき、構造材の非定常な温度変化を分析し、回転ターゲットの除熱限界を決定するチタン表面最高温度並びにバーンアウト発生限界を解析的に評価できる回転ターゲット熱設計用解析モデルを導出した。解析モデルによる評価結果と T R A C コードによる計算結果を比較し、良好な一致を得た。

- (4) 導出した熱設計用解析モデルを適用して、構造材の材質、チタン厚さ、銅厚さ、回転速度、ビーム照射部の半径方向位置、照射面積、冷却材流速および圧力の各パラメータが除熱限界に与える影響を定量的に明らかにした。

計算結果から、除熱限界を高めるためには、銅を使用し、チタン厚さは薄く、回転速度は大きく、半径方向照射位置は大きく、照射面積は大きく、圧力は高く、冷却材流速は大きくすることが有利であることがわかった。また、銅厚さが $1 \sim 2\text{ mm}$ の時に最も高い除熱限界が得られることがわかった。

- (5) 現在の設計に比べて、銅厚さを厚く、冷却材流速を高め、回転ターゲットの半径を大きくした試設計において、最高ビーム出力の計算値として 37 kW を得た。この結果から、目標とする中性子発生率 10^{13}n/s 以上が達成可能であるとの見通しを得た。

今後の課題

- (1) 回転ターゲットで問題となる片面加熱、矩形流路に対する限界熱流束データがほとんど得られていないために、円管や燃料バンドルに対する限界熱流束相関式を拡張して用いて除熱限界を評価した。計算結果の信頼性を向上するためには、今後、片面加熱、矩形

流路に対する実験を行い、相関式の精度を検証する必要がある。

- (2) チタン表面が 300°C を越える時間が 0.1 ms 程度の短い時間であれば、トリチウムが拡散せずにチタン内に保持される可能性がある。回転ターゲットの寿命等をより正確に判定するためには、チタン内のトリチウムの拡散についての評価手法の確立が望まれる。
- (3) 試設計のほうがこれまでに製作された回転ターゲットのパラメータ範囲よりも、銅厚さ、半径および冷却材流速が大きい。銅厚さの増加による中性子散乱の増大・半径の増加並びに冷却材流速の増加による圧力損失の増大に伴う材料内応力の増大が新たな問題となる可能性がある。今後さらに検討する必要がある。

謝　　辞

本研究を行うにあたり、激励を賜った伝熱流動研究室室長 数土幸夫氏、核融合中性子工学研究室室長 前川洋氏に深く感謝いたします。

流路に対する実験を行い、相関式の精度を検証する必要がある。

- (2) チタン表面が 300°C を越える時間が 0.1 ms 程度の短い時間であれば、トリチウムが拡散せずにチタン内に保持される可能性がある。回転ターゲットの寿命等をより正確に判定するためには、チタン内のトリチウムの拡散についての評価手法の確立が望まれる。
- (3) 試設計のほうがこれまでに製作された回転ターゲットのパラメータ範囲よりも、銅厚さ、半径および冷却材流速が大きい。銅厚さの増加による中性子散乱の増大・半径の増加並びに冷却材流速の増加による圧力損失の増大に伴う材料内応力の増大が新たな問題となる可能性がある。今後さらに検討する必要がある。

謝　　辞

本研究を行うにあたり、激励を賜った伝熱流動研究室室長 数土幸夫氏、核融合中性子工学研究室室長 前川洋氏に深く感謝いたします。

参考文献

第1章

- (1) 例えば、Y. Ikeda, et al. : Measurement of the $^{93}\text{Nb}(n, n')$ ^{93m}Nb Reaction Cross Section at 14.5 and 14.9 MeV, J. Nucl. Sci. Technol., 30 (10), pp. 967-973, October (1993).
- (2) 田中滋、大山幸夫、草野譲一、池田裕二郎: 14 MeV 中性子照射用回転ターゲットシステムの設計と製作、JAERI-M 86-105, 1986年8月。
- (3) Los Alamos National Laboratory: TRAC-PF1/MOD2 Theory Manual, NUREG/CR-5673 LA-12031-M Vol.1 (Draft copy), (1992).

第2章

- (1) 第1章 参考文献 (3)
- (2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter: Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type, Publications in Engineering, 2, University of California, Berkeley, pp. 443-461, (1930).
- (3) Los Alamos National Laboratory: TRAC-PF1/MOD1 Correlations and Models, NUREG/CR-5069 LA-11208-MS, December (1988).
- (4) J.C. Chen: A Correction for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow, Process Design and Development, 5 pp. 322-327, (1966).
- (5) H.K. Forster and N. Zuber: Bubble Dynamics and Boiling Heat Transfer, AIChE J. Vol. 1 pp. 532-535, (1955).
- (6) L. Biasi, G.C. Clerici, S. Garribba, R. Sala and A. Tozzi: Studies on Burnout Part 3: A New Correlation for Round Ducts and Uniform Heating and Its Comparison with World Data, Energia Nucleare, Vol. 14 pp. 530-536, (1967).
- (7) L.A. Bromley: Heat Transfer in Stable Film Boiling, Chem Eng. Prog., Vol. 46 pp. 221-227, May (1955).

第3章

- (1) H.S. Carslaw and J.C. Jaeger: Conduction of Heat in Solids, Oxford University Press, (1959).
- (2) 日本機械学会: 伝熱工学資料 改訂第4版, (1986).
- (3) Y. Sudo and M. Kaminaga: A New CHF Correlation Scheme Proposed for Vertical Rectangular Channels Heated From Both Side in Nuclear Reactors, J. Heat Transfer, Vol. 115 pp. 426-434, May (1993).
- (4) G.P. Celata, M. Cumo and A. Mariani: Burnout in Highly Subcooled Water Flow Boiling in Small Diameter Tubes, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 36 No. 5 pp. 1269-1285, (1993).
- (5) Y. Katto: Prediction of Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling in Round Tubes, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 33 No. 9 pp. 1921-1928, (1990).
- (6) 第2章 参考文献(6)

第4章

- (1) 第2章 参考文献(2)
- (2) 日本機械学会編修: 機械工学便覧 改訂第5版, 日本機械学会 (1968).
- (3) 日本機械学会: 技術資料 管路・ダクトの流動抵抗, 日本機械学会 (1979).

付録 1

TRACコード入力データリスト

```

FREE
*NUNTR* 8 *IEOS* 0 *INOPT* 1 *NMAT* 2
TEST CALCULATION FOR FNS TARGET ( BASE CASE 10 KW )
FLOW PATH:0.5MM X 10 MM X 300 MM, VL=10M/S TL=300K
POWER = 10 KW(TAU = 0.05 S, DT = 1.5915 MS)
PARAMETER:NODING METHOD (CASE3)
 0.0    2.0E-6   4.0E-6   10.0E-6S      *RADRD (TI)
 20.0E-6  40.0E-6  60.0E-6  80.0E-6  100.0E-6S  *RADRD (CU)
 150.0E-6 200.0E-6 250.0E-6 300.0E-6 350.0E-6S  *RADRD (CU)
 400.0E-6 450.0E-6 510.0E-6S      *RADRD (CU)
*****
* NAME LIST CARD *
*****
&INOPTS ICFLOW=0,NHTSTR=1,NRSLV=1,IADDED=100 &END
*****
* MAIN CARDS *
*****
*DSTEP*    0 *TIMET*  0.0
*STDYST*   0 *TRANSI*   1 *NCOMP*     4 *NJUN*      2 *IPAK*      1
*EPSO*    0.001 *EPSS* 0.0001
*OITMAX*   10 *SITMAX*  10 *ISOLUT*   0 *NCONTR*   0 *NCCFL*      0
*NTSV*    1 *NTCB*     8 *NTCF*     0 *NTRP*      1 *NTCP*      0
*
* COMPONENT CARDS
*
      1           2           3           11E
*****
* MATERIAL DATA *
*****
      51           52E
      8           8E
** TI
*
  T       ROH       CP       K       EMIS
  150.0    4521.0   405.0    27.0    1.0S
  250.0    4512.0   499.0    22.9    1.0S
  300.0    4506.0   522.0    21.9    1.0S
  600.0    4467.0   610.0    19.4    1.0S
  800.0    4439.0   674.0    19.7    1.0S
  1000.0   4409.0   732.0    20.7    1.0S
  1200.0   4385.0   700.0    22.0    1.0S
  5000.0   4385.0   700.0    22.0    1.0E
** CU
*
  T       ROH       CP       K       EMIS
  150.0    8990.0   322.0    428.0   1.0S
  250.0    8950.0   376.0    404.0   1.0S
  300.0    8880.0   386.0    398.0   1.0S
  600.0    8780.0   425.0    383.0   1.0S
  800.0    8680.0   447.0    371.0   1.0S
  1000.0   8590.0   471.0    357.0   1.0S
  1200.0   8460.0   492.0    342.0   1.0S
  5000.0   8460.0   492.0    342.0   1.0E
*****
* SIGNAL VARIABLE *
*****
*I0SV*  101 *ISVN*  0 *ILCN*  0 *ICN1*  0 *ICN2*  0 * TIME
*****
* CONTROL BLOCK DATA *
*****
*
* SET PERIOD TAU ( TAU = 0.05 SEC )
*
*IDCB*    -51 *ICBN*      9 *ICB1*      0 *ICB2*      0 *ICB3*      0
*GAIN*    1.0 *XMIN*  -1.0E20 *XMAX*  1.0E20 *C1*  0.050 *C2*      0.0
*
* CALC. 2(PAI)T / ( 2TAU )
*
*IDCB*    -52 *ICBN*      14 *ICB1*     101 *ICB2*    -51 *ICB3*      0
*GAIN* 3.1415926 *XMIN*  -1.0E20 *XMAX*  1.0E20 *C1*      0.0 *C2*      0.0
*
* CALC. COS 2(PAI)T / ( 2TAU ) □
*
*IDCB*    -53 *ICBN*      10 *ICB1*     -52 *ICB2*      0 *ICB3*      0
*GAIN*    1.0 *XMIN*  -1.0E20 *XMAX*  1.0E20 *C1*      0.0 *C2*      0.0
*
* CALC. ABS □ COS 2(PAI)T / ( 2TAU ) □

```

```

*
*IDCB*      -54 *ICBN*      1 *ICB1*      -53 *ICB2*      0 *ICB3*      0
*GAIN*      1.0 *XMIN* -1.0E20 *XMAX* 1.0E20 *C1*      0.0 *C2*      0.0
*
*   SET RADIATION TIME ( DT = 1.5915E-3 )
*
*IDCB*      -61 *ICBN*      9 *ICB1*      0 *ICB2*      0 *ICB3*      0
*GAIN*      1.0 *XMIN* -1.0E20 *XMAX* 1.0E20 *C1*1.5915E-3*C2*      0.0
*
*   CALC. 2(PAI)/( 2TAU ) X (DT/2)
*
*IDCB*      -62 *ICBN*      14 *ICB1*      -61 *ICB2*      -51 *ICB3*      0
*GAIN*1.5707963 *XMIN* -1.0E20 *XMAX* 1.0E20 *C1*      0.0 *C2*      0.0
*
*   CALC. COS 2(PAI)(DT/2)/( 2TAU )D
*
*IDCB*      -63 *ICBN*      10 *ICB1*      -62 *ICB2*      0 *ICB3*      0
*GAIN*      1.0 *XMIN* -1.0E20 *XMAX* 1.0E20 *C1*      0.0 *C2*      0.0
*
*   COMPARE COS WITH THRESHOLD
*   X1>=X2 : Y=1.0
*   X1< X2 : Y=0.0
*
*IDCB*      -71 *ICBN*      20 *ICB1*      -54 *ICB2*      -63 *ICB3*      0
*GAIN*      1.0 *XMIN* -1.0E20 *XMAX* 1.0E20 *C1*      0.0 *C2*      0.0
*****
*   TRIP DATA *
*****
*NTSE*      0 *NTCT*      0 *NTSF*      0 *NTDP*      0 *NTSD*      0
*IDTP*      1001 *ISRT*      2 *ISET*      0 *ITST*      1 *IDSG*      101
*SETP*      -0.1          0.0
*DTSP*      0.0           0.0
*IFSP*      0             0
**
*****
*   COMPONENT CARDS *
*****
**
*****
*   INLET FILL WATER INLET *
*****
FILL      *NUM*      1 *ID*      1 WATER INLET
*JUN1*      1 *IFTY*      6 *IOFF*      0
*IFTR*      0 *IFSV*      101 *NFTB*      4 *NFSV*      0 *NFRF*      0
*TWTOLD* 0.0 *RFMX* 1.0E5 *CONCIN* 0.0
*DGIN* 0.01 *VOL* 5.0E-8 *ALP* 0.0 *VVL* 10.000 *TLIN* 300.00
*PIN* .1E6 *PAIN* 0.0 *FLOWIN* 0.0 *VV* 0.000 *TVIN* 500.00
*VMSCL* 1.0 *VVSCL* 1.0
*TLSCL* 1.0 *TVSCL* 1.0 *PSCL* 1.0 *PASCL* 1.0 *CONSCL* 1.0
    0.0      10.0        0.1      10.000S *VMTB
    10.0     10.000      1000.0     10.000E
    0.0      0.0          1.0       0.0S *VVTB
    10.0     0.0          1000.0     0.0E
    0.0      300.00       1.0       300.00S *TLTB
    10.0     300.00       1000.0     300.00E
    0.0      500.00       1.0       500.00S *TVTB
    10.0     500.00       1000.0     500.00E
    0.0      0.0          1.0       0.0S *ALPTB
    10.0     0.0          1000.0     0.0E
    0.0      1.0E6         1.0       1.0E6S *PTB
    10.0     1.0E6         1000.0     1.0E6E
    0.0      0.0          1.0       0.0S *PATB
    10.0     0.0          1000.0     0.0E
*****
*   OUTLET PRESSURE (BREAK) (NUM=3) *
*****
BREAK      *NUM*      3 *ID*      3 OUTLET PRESSURE
*JUN1*      2 *IBTY*      1 *ISAT*      3 *IOFF*      0
*IBTR*      0 *IBSV*      101 *NBTRB*      4 *NBSV*      0 *NBRF*      0
*DGIN* 0.010 *VOL* 5.0E-8 *ALP* 0.0 *TIN* 300.00 *PIN* 1.00E5
*PAIN* 0.0 *CONC* 0.0 *RBMX* 1.0E9 *POFF* 0.0 *BELV* 0.0
*PSCL* 1.0 *TLSCL* 1.0 *TVSCL* 1.0 *PASCL* 1.0 *CONSCL* 1.0
    0.0      1.00E5       10.0      1.00ESS *PTB
    10.1     1.00E5       1000.0     1.00ESE
*****

```

```

* FLOW CHANNEL *
* (NUM=2) *
*****
PIPE          *NUM*      2 *ID*      2 TEST SECTION
*NCELLS*      3 *NODES*    0 *JUN1*    1 *JUN2*    2 *EPSW* 1.0E-6
*1CHF*        0 *ICONC*    0 *IACC*    0 *IPOW*    0
*RADI*        1.0 *TH*     1.0 *HOUTL*   0.0 *HOUTV*   0.0 *TOUTL* 300.0
*TOUTV*       300.0 *POWIN*   0.0 *POWOFF*  0.0 *RPOWMX* 0.0 *POWSCL* 0.0
*
* PIPE ARRAY CARDS
*
F   0.01E      *DX
F   5.0E-8E     *VOL
F   5.0E-6E     *FA
F   0.0E        *FRIC
F   0.0E        *GRAV
F   9.52E-4E    *HD
F   1E          *NFF
F   0.0E        *ALP
F   10.0E       *VL
F   10.0E       *VV
F   300.0E      *TL
F   500.0E      *TV
F   1.00E5E     *P
F   0.0E        *PA
*****
* ROD IN VESSEL *
* (NUM=6) *
*****
SLAB          *NUM*      11 *ID*      11 *CTITLE* HEAT SLAB
*NCRX*        1 *NCRZ*    1 *ITTC*    0
*NOPOWR*      0 *NRIDR*   0 *MODEZ*   1 *LIQUEV*  0 *IAXCND*  1
*ICBCI*       0 *ICBCO*   2
*WIDTH*       0.01 *IPATCH* 0
*NRODS*       1 *NODES*   17 *IRFTR*  1001 *NZMAX*  3
*DTXHT1*     20.0 *DTXHT2* 20.0 *DZNHT* 0.001 *HGAPG*1.0E10 *SHELV*  0.0
*IRPWY*       6 *NDGX*    0 *NDHX*   -11 *NRTS*   200 *NHIST*  0
*IRPWTR*      0 *IRPWSV* -71 *NRPWTB*  6 *NRPWSV*  0 *NRPWRF*  0
*I2PWTR*      0 *I2PWSV* 101 *N2PWTB*  1 *N2PWSV*  0 *N2PWRF*  0
*NMWRX*       0 *NFCI*    0 *NFCIL*  0
*NZPWX*       2 *NZPWI*   1 *NFBDWT* 0
*REACT*        0.0 *TNE*    0.0 *RPOWOFF* 0 *RRPWMX*1.E30 *RPOWSCL* 1.0
*RPOWR*        0.0 *ZPWIN*  0 *ZPWOFF*  0 *RZWP* 1.0E20
*EXTSDU*      0.0 *PLDR*   0.0 *PDRAT*1.3364 *FUCRAC* 1.0
*
* HEAT STRUCTURE ARRAY CARDS
*
* CELL CONNECCTION ARRAYS
*
F   2E          *NHCOMO
1   2   3E      *NHCELO
0.010E
F   0.0E        *GRAV
*F   1E          IDROD
1.0E
0.0   2.0E-6   4.0E-6  10.0E-6S  *RADRD (TI)
2.0E-6 40.0E-6 60.0E-6 80.0E-6 100.0E-6S *RADRD (CU)
150.0E-6 200.0E-6 250.0E-6 300.0E-6 350.0E-6S *RADRD (CU)
400.0E-6 450.0E-6 510.0E-6E  *RADRD (CU)
R03   51 R13  52E  *MATID
F   1E          *NFAX
F   300.0E     *RFTN
1.0   F   0.0E  *RDPWR
F   1.0E
0.010 0.020E  *ZPWZT
0.0   F   1.0E  *ZPWTB
*Z* *GRAV*
*****
POWER TRANSIENT *****
-1.0   0.0     0.00   0.0S   *RPWTB
0.49   0.0     0.51   10.0E3S *RPWTB
1.00  10.0E3   2.00   10.0E3E *RPWTB
F   0.0E        *FPV02
F   1.0E        *FTP.
F   0.0E        *GMIX
F   0.0E        *GMLES
F   0.0E        *PGAPT

```

```

F      0.0E      *PLVOL
F      0.0E      *PSLEN
F      0.0E      *CLENN
*
*   HEAT STRUCTURE AND BURN-UP TEMPERATURE ARRAY
*
F      0.0E          *BURN1
*
END
*
*****
* TIME STEP CARDS *
*****
      1.0E-4    1.0E-4    1.0E-4
      0.1        0.1        100.0
*
      1.0E-6    2.0E-5    0.003
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.100 S (N=2) 0.0992-0.1008
      1.0E-6    1.0E-3    0.098
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.103
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.150 S (N=3) 0.1492-0.1508
      1.0E-6    1.0E-3    0.148
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.153
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.200 S (N=4)
      1.0E-6    1.0E-3    0.198
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.203
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.250 S (N=5)
      1.0E-6    1.0E-3    0.248
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.253
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.300 S (N=6)
      1.0E-6    1.0E-3    0.298
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.303
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.350 S (N=7)
      1.0E-6    1.0E-3    0.348
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.353
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.400 S (N=8)
      1.0E-6    1.0E-3    0.398
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.403
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.450 S (N=9)
      1.0E-6    1.0E-3    0.448
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.453
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.500 S (N=10)
      1.0E-6    1.0E-3    0.498
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.503
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.550 S (N=11)
      1.0E-6    1.0E-3    0.548
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.553
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.600 S (N=12)
      1.0E-6    1.0E-3    0.598
      0.1        0.1        100.0
      1.0E-6    2.0E-5    0.603
      0.1        0.1        100.0
* TIME = 0.650 S (N=13)
      1.0E-6    1.0E-3    0.648

```

0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	0.653	100.0
0.1	0.1		100.0
* TIME = 0.700 S (N=14)			
1.0E-6	1.0E-3	0.698	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	0.703	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 0.750 S (N=15)			
1.0E-6	1.0E-3	0.748	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	0.753	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 0.800 S (N=16)			
1.0E-6	1.0E-3	0.798	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	0.803	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 0.850 S (N=17)			
1.0E-6	1.0E-3	0.848	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	0.853	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 0.900 S (N=18)			
1.0E-6	1.0E-3	0.898	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	0.903	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 0.950 S (N=19)			
1.0E-6	1.0E-3	0.948	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	0.953	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 1.000 S (N=20)			
1.0E-6	1.0E-3	0.998	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.003	
0.01	0.1		100.0
* TIME = 1.050 S (N=21)			
1.0E-6	1.0E-3	1.048	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.053	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 1.100 S (N=22)			
1.0E-6	1.0E-3	1.098	
0.1	0.1		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.103	
0.1	0.1		100.0
* TIME = 1.150 S (N=23)			
1.0E-6	1.0E-3	1.148	
0.1	0.001		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.153	
0.1	0.0001		100.0
* TIME = 1.200 S (N=24)			
1.0E-6	1.0E-3	1.198	
0.1	0.001		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.203	
0.1	0.0001		100.0
* TIME = 1.250 S (N=25)			
1.0E-6	1.0E-3	1.248	
0.1	0.001		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.253	
0.1	0.0001		100.0
* TIME = 1.300 S (N=26)			
1.0E-6	1.0E-3	1.298	
0.1	0.001		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.303	
0.1	0.0001		100.0
* TIME = 1.350 S (N=27)			
1.0E-6	1.0E-3	1.348	
0.1	0.001		100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.353	
0.1	0.0001		100.0
* TIME = 1.400 S (N=28)			
1.0E-6	1.0E-3	1.398	

0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.403
0.1	0.0001	100.0
* TIME = 1.450 S (N=29)		
1.0E-6	1.0E-3	1.448
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.4490
0.0001	0.00002	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.4510
0.0001	0.00002	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.453
0.002	0.00002	100.0
* TIME = 1.500 S (N=30)		
1.0E-6	1.0E-3	1.498
0.01	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.503
0.1	0.00002	100.0
* TIME = 1.550 S (N=31)		
1.0E-6	1.0E-3	1.548
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.553
0.1	0.00002	100.0
* END *****		
-1.0		

* TIME = 1.600 S (N=32)		
1.0E-6	1.0E-3	1.598
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.603
0.1	0.0001	100.0
* TIME = 1.650 S (N=33)		
1.0E-6	1.0E-3	1.648
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.653
0.1	0.0001	100.0
* TIME = 1.700 S (N=34)		
1.0E-6	1.0E-3	1.698
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.703
0.1	0.0001	100.0
* TIME = 1.750 S (N=35)		
1.0E-6	1.0E-3	1.748
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.753
0.1	0.0001	100.0
* TIME = 1.800 S (N=36)		
1.0E-6	1.0E-3	1.798
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.803
0.1	0.0001	100.0
* TIME = 1.850 S (N=37)		
1.0E-6	1.0E-3	1.848
0.1	0.001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.853
0.1	0.0001	100.0
* TIME = 1.900 S (N=38)		
1.0E-6	1.0E-3	1.898
0.1	0.0001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.903
0.1	0.00002	100.0
* TIME = 1.950 S (N=39)		
1.0E-6	1.0E-3	1.948
0.1	0.0001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	1.953
0.1	0.00002	100.0
* TIME = 2.000 S (N=40)		
1.0E-6	1.0E-3	1.998
0.1	0.0001	100.0
1.0E-6	2.0E-5	2.003
0.1	0.00002	100.0
-1.0		

付録 2

限界熱流束相関式

1 数土・神永の式

参考文献

Sudo, Y. and Kaminaga, M. : "A New CHF Correlation Scheme Proposed for Vertical Rectangular Channels Heated From Both Side in Nuclear Reactors," J. Heat Transfer, Vol. 115 pp. 426-434, May(1993).

相関式

上昇流に対して、限界熱流束 q_{CHF} は次式で与えられる。

$$q_{CHF}^* = \max (q_{CHF3}^*, q_{CHF4}^*) , \quad (1.1)$$

ここで、

$$q_{CHF3}^* = 0.7 \frac{A}{A_H} \frac{\frac{W}{\lambda}}{\left\{ 1 + \left(\frac{\rho_s}{\rho_1} \right)^{\frac{1}{4}} \right\}^2} , \quad (1.2)$$

$$q_{CHF4}^* = \begin{cases} 0.005 |G^*|^{0.611}, & (\Delta T_{subo}^* \leq 0) \\ 0.005 |G^*|^{0.611} \frac{5000}{1+|G^*|} \Delta T_{subi}^* \\ \frac{1+25|G^*|^{-1.389} \frac{A_H}{A}}{(T_{subo}^* > 0)} , & \end{cases} \quad (1.3)$$

である。また、

$$G^* = \frac{G}{\lambda g \rho_s (\rho_1 - \rho_s)} , \quad (1.4)$$

$$q_k^* = \frac{q_k}{h_{fg} \lambda g \rho_s (\rho_1 - \rho_s)} , \quad (k=CHF, CHF3, CHF4) \quad (1.5)$$

$$\Delta T_k^* = \frac{C_{pl} \Delta T_k}{h_{fg}} , \quad (k=subo, subi) \quad (1.6)$$

$$\lambda = \frac{\sigma}{(\rho_1 - \rho_s) g} , \quad (1.7)$$

である。なお、物性値は飽和温度に対する値を用いる。

実験データベース

相関式を導くために用いられた実験データの条件範囲は、以下の通り。

圧力 p (MPa)	:	$0.1 < p < 4.0$
質量流束 G ($\text{kg}/\text{m}^2 \text{s}$)	:	$-25.8 \times 10^3 < G < 6.25 \times 10^3$ (正は上向き流を、負は下向き流を表わす。)
入口サブクール度 ΔT_{subi} (K)	:	$1 < \Delta T_{subi} < 213$
出口サブクール度 ΔT_{subo} (K)	:	$0 < \Delta T_{subo} < 74$
出口クオリティ x_o	:	$0 < x_o < 1$
流路長さ／等価直径 L/D_e	:	$8 < L/D_e < 240$

記号の説明

A	:	流路面積	(m^2)
A_H	:	加熱面積	(m^2)
C_{p1}	:	液の定圧比熱	($\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$)
D_e	:	水力等価直径	(m)
g	:	重力加速度	(m^2/s)
G	:	質量流束	($\text{kg}/\text{m}^2 \text{s}$)
h_{fg}	:	蒸発潜熱	(J/kg)
L	:	流路長さ	(m)
p	:	圧力	(Pa)
q	:	熱流束	(W/m ²)
x_o	:	出口クオリティ	(-)
W	:	流路幅	(m)
ρ_s	:	蒸気密度	(kg/m^3)
ρ_1	:	液相密度	(kg/m^3)
σ	:	表面張力	(N/m)
ΔT_{subi}	:	入口サブクール度	(K)
ΔT_{subo}	:	出口サブクール度	(K)

2 Celata らにより修正された Tong の式

参考文献

Celata, G. P., Cumo, M. and Mariani, A. : "Burnout in Highly Subcooled Water Flow Boiling in Small Diameter Tubes," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 36 No. 5, pp. 1269-1285, 1993.

相関式

$$q_{CHF} = C \cdot h_{fg} \sqrt{\frac{\mu_1 G}{D_e}}, \quad (2.1)$$

ここで、

$$C = (0.27 + 5.93 \times 10^{-3} p^*) \phi \quad (2.2)$$

$$\phi = \begin{cases} 0.825 + 0.986x_o, & (x_o > -0.1) \\ 1, & (x_o < -0.1) \end{cases} \quad (2.3)$$

$$p^* = p \times 10^{-6} \quad (2.4)$$

である。 μ_1 は飽和温度に対する値を用いる。

実験データベース

相関式を導くために用いられた実験データの条件範囲は以下の通り。

圧力 P (MPa)	:	0.1 < p < 2.0
質量流束 (kg/m ² s)	:	1.3 × 10 ⁻³ < G < 4.0 × 10 ⁻³
入口サブクール度 ΔT _{subi} (K)	:	9.6 < ΔT _{subi} < 21.0
出口サブクール度 ΔT _{subo} (K)	:	9.6 < ΔT _{subo} < 15.0
出口クオリティ x _o	:	-0.46 < x _o < -0.12
等価直径 D _h (m)	:	2 × 10 ⁻³ < D _h < 2.0 × 10 ⁻³
流路長さ L (m)	:	0.1 < L < 0.2

記号の説明

D _h	: 等価直径	(m)
G	: 質量流束	(kg/m ² s)
h _{fg}	: 蒸発潜熱	(J/kg)
L	: 流路長さ	(m)
p	: 圧力	(Pa)
q _{CHF}	: 限界熱流束	(W/m ²)
x _o	: 出口クオリティ	(-)
μ ₁	: 液の粘性係数	(kg/m s)

3 甲藤のメカニスティックモデル

参考文献

Katto, Y. : "Prediction of Critical Heat Flux of Subcooled Flow Boiling in Round Tubes," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 33 No. 9 pp. 1921-1928, (1990).

計算方法

以下に示す反復計算を行い、限界熱流束 q_{CHF} を求める。

①限界熱流束 q を仮定する。

②液膜厚さ δ を次式により計算する。

$$\delta = \frac{\pi (0.0584)^2}{2} \left(\frac{\rho_s}{\rho_1} \right)^{0.4} \left(1 + \frac{\rho_s}{\rho_1} \right) \frac{\sigma}{\rho_s} \left(\frac{\rho_s h_{fg}}{q_B} \right)^2, \quad (3.1)$$

ここで、

$$q_B = q - h_{FC} (T_{sat} - T_1), \quad (3.2)$$

$$h_{FC} = 0.023 \left(\frac{G D_h}{\mu_1} \right)^{0.8} \left(\frac{\mu_1 C_p}{k_1} \right)^{0.4} \left(\frac{k_1}{D_h} \right), \quad (3.3)$$

$$T_w - T_1 = \frac{(\phi_0 - 1) (T_w - T_1) + \frac{q}{h_{FC}}}{\phi_0}, \quad (3.4)$$

$$\phi_0 = 230 \left(\frac{q}{G h_{fg}} \right)^{0.5} \quad (3.5)$$

である。

δ は加熱面と蒸気スラグ間にできる薄液膜の初期厚さを示す。(3.1)式は、加熱面上の活性点にたつ蒸気ジェットの気液界面の液体力学的不安定を考慮して原村-甲藤により導かれた。また、管壁から流体に伝わる熱流束 q のうち、強制対流分 q_{FC} を差し引いた残り q_B が加熱面上の沸騰を起こすと仮定されている。単相強制対流熱伝達率 h_{FC} は Dittus-Boelter の式により、壁温 T_w と液温 T_1 の差は管内流沸騰熱伝達の無次元整理をした Shah の論文から導かれた (3.4) 式及び (3.5) 式により計算されている。

③蒸気スラグの速度 U_B を次式により計算する。

$$U_B = k U_\delta \quad (3.6)$$

ここで、

$$k = \frac{242 \left\{ 1 + k_1 (0.355 - \alpha) \right\}_{0.733} \left\{ 1 + k_2 (0.100 - \alpha) \right\}_{3.68}}{\left\{ 0.0197 + \left(\frac{\rho_s}{\rho_1} \right) \right\} \left\{ 1 + 90.3 \left(\frac{\rho_s}{\rho_1} \right) \right\}} R_e^{-0.8} \quad (3.7)$$

$$k_1 = \begin{cases} 0, & (\alpha > 0.355) \\ 3.76, & (\alpha < 0.355) \end{cases} \quad (3.8)$$

$$k_2 = \begin{cases} 0, & (\alpha > 0.100) \\ 2.62, & (\alpha < 0.100) \end{cases} \quad (3.9)$$

$$R_e = \frac{G D_h}{\mu_m} \quad (3.10)$$

また、

$$U_\delta = U_\delta^+ U^*, \quad (3.11)$$

$$U_\delta^+ = \begin{cases} y_\delta^+ \\ 5 + 51n(y_\delta^+ / 5), \\ 5.5 + 2.51n y_\delta^+, \end{cases} \quad (3.12)$$

$$y_\delta^+ = \frac{\delta \mu^*}{\left(\frac{\mu_m}{\rho_m} \right)}, \quad (3.13)$$

$$\mu^* = \frac{\tau_w}{\rho_m}, \quad (3.14)$$

$$\tau_w = f \cdot \frac{1}{8} - \frac{G^2}{\rho_m}, \quad (3.15)$$

$$\frac{1}{f} = 2 \log_{10} (R_e \sqrt{f}) - 0.8 \quad (3.16)$$

である。

蒸気スラグの速度 U_B は、管内の二相流の流速分布が管壁からの距離 δ の位置で示す速度 U_δ と密接な関係にあるとして、(3.6)式で与えられている。係数 k は速度係数と呼ばれ、甲藤により導かれた実験相関式 (3.7) 式から (3.10) 式により計算される。速度 U_δ については、均質二相流を仮定して、(3.11) 式から (3.16) 式により値が求められている。ここでは、単相流で得られたカルマンの速度分布 (3.12) 式を μ と ρ について二相流に対する補正を行って拡張して速度 U_δ を求めていることがわかる。摩擦係数 f は单相乱流に対するプラントル・カルマン公式により求められている。

二相流に対する物性値やボイド率は次式で計算される。

$$\frac{1}{\rho_m} = \frac{x}{\rho_s} + \frac{1-x}{\rho_1}, \quad (3.17)$$

$$\alpha = \frac{x}{x + (1-x) \left(\frac{\rho_s}{\rho_1} \right)}, \quad (3.18)$$

$$\mu_m = \mu_s \alpha + \mu_1 (1-\alpha) (1+2.5\alpha), \quad (3.19)$$

ここで、

$$x = \begin{cases} \frac{x_{eq} - x_{eN} \cdot e \times p \left(\frac{x_{eq}}{x_{eN}} - 1 \right)}{1 - x_{eN} \cdot e \times p \left(\frac{x_{eq}}{x_{eN}} - 1 \right)}, & (x_{eN} < x_{eq}) \\ 0, & (x_{eN} \geq x_{eq}) \end{cases} \quad (3.20)$$

$$x_{eN} = \begin{cases} -0.0022 \left(\frac{q}{\rho_1 h_{fg}} \right) \frac{D_h}{\left(\frac{k_1}{C_{p1} \rho_1} \right)}, & \left(\frac{G C_{p1} D_h}{k_1} \right) < 7 \times 10^4 \\ -1.54 \frac{q}{G h_{fg}}, & \left(\frac{G C_{p1} D_h}{k_1} \right) > 7 \times 10^4 \end{cases} \quad (3.21)$$

$$x_{eq} = \frac{i_1 - i_{1sat}}{h_{fg}}, \quad (3.22)$$

である。

密度 ρ_m とボイド率 α は均質二相流に対する関係式を用いて、粘性係数 μ_m は Beattie - Whalley による関係式によりクオリティ x の関数として計算される。管内二相流の真クオリティ x は、Saha-Zuber の式を用いて、(3.20) 式から (3.22) 式によって算定される。 x_{eN} は管内に蒸気の正味蓄積が開始される位置での熱平衡クオリティを表わす。

④蒸気スラグの長さ L_B を次式により計算する。

$$L_B = \frac{2\pi\sigma(\rho_s + \rho_1)}{\rho_s \rho_1 U_B^2}, \quad (3.23)$$

上式は、相対速度 U_B を持つ気液界面の Helmholtz 不安定の臨界波長で蒸気スラグの長さ L_B が決まる仮定して導かれた。

⑤限界熱流束 q' を次式により計算する。

$$q' = \frac{\delta \rho_1 h_{fg}}{\tau}, \quad (3.24)$$

ここで、

$$\tau = \frac{L_B}{U_B}, \quad (3.25)$$

である。上式の τ は、蒸気スラグの通過時間を表わしている。(3.24) 式の q' は、初期厚さ δ の液膜が、蒸気スラグに覆われる期間 τ の間に蒸発消滅するために必要な最小熱流束を表わしている。

⑥ ①で仮定した限界熱流束 q と⑤で得られた限界熱流束 q' を比較する。

両者が等しくなる時、すなわち $q = q'$ となる時、これが限界熱流束である。

適用範囲

甲藤のモデルは以下の条件範囲についてその適用性が検証されている。

圧力 p (MPa)	: $0.1 < p < 19.6$
質量流束 G ($\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)	: $0.35 \times 10^3 < G < 40.6 \times 10^3$
出口サブクール度 ΔT_{subo} (K)	: $0 < \Delta T_{subo} < 117.5$
等価直径 D_h (m)	: $1.14 \times 10^{-3} < D_h < 11.07 \times 10^{-3}$

記号の説明

C_{p1}	: 液の定圧比熱	($\text{J}/\text{kg K}$)
D_h	: 等価直径	(m)
G	: 質量流束	($\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)
h_{fg}	: 蒸発潜熱	(J/kg)
i_1	: 液のエンタルピー	(J/kg)
i_{1sat}	: 飽和液のエンタルピー	(J/kg)
k_1	: 液の熱伝導率	($\text{W}/\text{m K}$)
p	: 圧力	(Pa)
T_1	: 液温	(K)
T_w	: 壁温	(K)
x	: クオリティ	
ρ_s	: 蒸気密度	(kg/m^3)
ρ_1	: 液密度	(kg/m^3)
σ	: 表面張力	(N/m)
ΔT_{subo}	: 出口サブクール度	(K)