

水銀ターゲット容器の熱流動設計

Thermal Hydraulic Design of the Mercury Target Vessel

羽賀 勝洋 涌井 隆 粉川 広行 原田 正英
二川 正敏 林 健一* 仲村 宏二*

Katsuhiro HAGA, Takashi WAKUI, Hiroyuki KOGAWA, Masahide HARADA
Masatoshi FUTAKAWA, Kenichi HAYASHI* and Koji NAKAMURA*

J-PARCセンター
物質・生命科学ディビジョン
Materials and Life Science Division
J-PARC Center

May 2008

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2008

水銀ターゲット容器の熱流動設計

日本原子力研究開発機構 J-PARC センター

物質・生命科学ディビジョン

羽賀 勝洋、涌井 隆、粉川 広行、原田 正英、二川 正敏、林 健一*、仲村 宏二*

(2008年2月29日受理)

日本原子力研究開発機構(原子力機構)では、J-PARC プロジェクトの核破砕中性子源として世界最高レベルである 1MW ビーム出力に対応可能な水銀ターゲットシステムを完成させた。中性子源の中核となる水銀ターゲット容器の流路・構造設計は原子力機構が基本設計を行い、平成 15 年度から受注メーカーによる詳細設計、部品加工、組立などの製作作業が行われてきた。これら受注メーカーによる製作設計、及び製作の状況を考慮し、熱流動の観点から水銀ターゲット容器の最終的な性能評価を行った。熱流動解析には汎用熱流動解析コード STAR-CD を用い、水銀ターゲットを構成する水銀容器と保護容器(セーフティハル)について、それぞれ容器と流体の核発熱及び伝熱を考慮した水銀及び重水の熱流動解析を行った。水銀容器は流体と容器の合計で 178 万メッシュ、保護容器は 239 万メッシュの三次元モデルを用いた。乱流モデルは標準 $k-\epsilon$ モデル、対流項の差分スキームは MARS を基本とするが、異なる組み合わせについても解析を行い、これらを比較した結果、入口流速、流体の最高温度、容器の最高温度、流体の圧力損失等、水銀ターゲット容器の基本設計を基にした要求条件を満足することを確認した。また、水銀ターゲット容器製作過程で生じる溶接変形を考慮した解析評価も行い、水銀や重水の流動状況が若干の影響を受けるが、要求条件を著しく超過することは無く、水銀ターゲット容器の構造成立性は維持できる。

Thermal Hydraulic Design of the Mercury Target Vessel

Katsuhiro HAGA, Takashi WAKUI, Hiroyuki KOGAWA, Masahide HARADA
Masatoshi FUTAKAWA, Kenichi HAYASHI* and Koji NAKAMURA*

Materials and Life Science Division, J-PARC Center
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 29, 2008)

Japan Atomic Energy Agency (JAEA) has completed the mercury target system as the pulsed spallation neutron source of J-PARC project, which has the highest level power of 1MW in the world. The basic design of the flow channel and structure of the mercury target vessel, which is the core of the neutron source, was carried out by JAEA, and the detail design, parts fabrication and assembling have been carried out by the vendor from 2003. Taking these fabrication designs and assembling conditions into consideration, the final performance evaluation of the mercury target vessel was carried out from the viewpoint of thermal hydraulics. The general thermal hydraulic analyses code, STAR-CD, was used, and the thermal hydraulic analyses were carried out for the mercury flow in the mercury vessel and the heavy water flow in the safety hull, taking the nuclear heating and the heat transportation into consideration. The analytical model was three dimensional. The total cell number of the mercury vessel and mercury was 1.78×10^6 and that of the safety hull was 2.39×10^6 . The standard $k-\epsilon$ model and MARS were adopted as the basic combination of the turbulence model and the differential scheme, but other combinations, such as RNG $k-\epsilon$ model and UD were also used as a reference. Comparing these analytical results, it was confirmed that the mercury target vessel fulfills the design requirements such as the fluid inlet velocity, the maximum temperature of fluid, the maximum temperature of the vessel, the pressure drop of fluid, etc. The influence of the welding deformation of the mercury target vessel was also evaluated. Mercury flow and heavy water flow are affected a little, but they do not much extend the required condition, and the structural integrity was confirmed.

Keywords : Thermal Hydraulic Design, Mercury Target, J-PARC, STAR-CD, Standard $k-\epsilon$ Model, MARS

* Mitsui Engineering and Shipbuilding Co., Ltd.

目 次

1. はじめに -----	1
2. 水銀ターゲット容器の構造 -----	1
3. 水銀容器内の水銀流路構造に関する熱流動解析 -----	1
3.1 解析目的 -----	1
3.2 解析方法 -----	2
3.2.1 解析コードと解析モデル -----	2
3.2.2 乱流モデルと差分スキーム -----	2
3.2.3 壁面条件 -----	3
3.2.4 物性値 -----	3
3.2.5 境界条件 -----	4
3.2.6 発熱条件 -----	4
3.3 解析結果 -----	7
4. 水銀容器の溶接変形を考慮した熱流動解析 -----	9
4.1 解析目的 -----	9
4.2 解析方法 -----	9
4.2.1 解析モデル -----	9
4.2.2 その他の解析条件 -----	9
4.3 解析結果 -----	9
5. セーフティハル内の重水流路構造に関する熱流動解析 -----	11
5.1 解析目的 -----	11
5.2 解析方法 -----	11
5.2.1 解析コードと解析モデル -----	11
5.2.2 乱流モデルと差分スキーム -----	11
5.2.3 壁面条件 -----	11
5.2.4 物性値 -----	11
5.2.5 境界条件 -----	12
5.2.6 発熱条件 -----	12
5.3 解析結果 -----	15
6. セーフティハルの溶接変形を考慮した熱流動解析 -----	17
6.1 解析目的 -----	17
6.2 解析方法 -----	17
6.2.1 解析モデル -----	17
6.2.2 その他の解析条件 -----	17
6.3 解析結果 -----	17
7. まとめ -----	18
参考文献 -----	18

Contents

1. Introduction	1
2. Structure of the mercury target vessel	1
3. Thermal hydraulic analyses for the mercury flow in the mercury vessel	1
3.1 Purpose of the analyses	1
3.2 Analytical techniques	2
3.2.1 Analytical code and the analytical model	2
3.2.2 Turbulence model and differential scheme	2
3.2.3 Boundary condition at the wall	3
3.2.4 Material property	3
3.2.5 Boundary conditions	4
3.2.6 Heat generation conditions	4
3.3 Results of analyses	7
4. Thermal hydraulic analyses of the mercury vessel considering the welding deformation	9
4.1 Purpose of the analyses	9
4.2 Analytical techniques	9
4.2.1 Analytical model	9
4.2.2 Other analytical conditions	9
4.3 Results of analyses	9
5. Thermal hydraulic analyses for the heavy water flow in the safety hull	11
5.1 Purpose of the analyses	11
5.2 Analytical techniques	11
5.2.1 Analytical code and the analytical model	11
5.2.2 Turbulence model and differential scheme	11
5.2.3 Boundary condition at the wall	11
5.2.4 Material property	11
5.2.5 Boundary conditions	12
5.2.6 Heat generation conditions	12
5.3 Results of analyses	15
6. Thermal hydraulic analyses of the safety hull considering the welding deformation	17
6.1 Purpose of the analyses	17
6.2 Analytical techniques	17
6.2.1 Analytical model	17
6.2.2 Other analytical conditions	17
6.3 Results of analyses	17
7. Summary	18
References	18

1. はじめに

日本原子力研究開発機構(原子力機構)では、J-PARC プロジェクトの核破砕中性子源として世界最高レベルである 1MW ビーム出力に対応可能な水銀ターゲットシステムを完成させた。中性子源の中核となる水銀ターゲット容器の流路・構造設計は原子力機構が基本設計を行い¹⁾²⁾、平成 15 年度から受注メーカーによる詳細設計、部品加工、組立などの製作作業が行われてきた。

本報告書では受注メーカーによる製作設計、及び製作の状況を考慮し、熱流動の観点から水銀ターゲット容器の最終的な性能評価を行った結果をまとめる。

2. 水銀ターゲット容器の構造

Fig.1 に水銀ターゲット容器の構造, Fig.2, Fig.3 に水銀容器の構造を示す。主な材料には耐放射線性と水銀に対する耐食性を考慮してステンレス鋼 SUS316LN を用いた。万一、水銀容器が破損してもヘリウムベッセルへの水銀漏洩を防止するため、水銀容器の外側を更に保護容器(セーフティハル)で覆い、また、保護容器自体も放射線で発熱するため、これを二重壁構造にして隙間に中性子吸収の少ない重水を流して冷却している。水銀ターゲット容器は三重壁構造をしている。水銀容器と保護容器の間は補強用のリブで接続し、空間は放射化の少ないヘリウムガスを満たしている。陽子ビームが入射する水銀ターゲット容器先端部はビーム窓と呼んでおり、陽子ビームに直接照射されて特に熱的条件が厳しいため容器設計の冷却性評価で注意を払う部分である。水銀ターゲット容器の全長は 2m 程度、総重量は 1.4ton である。

陽子ビームの照射領域では核破砕反応により大量の熱が発生し、水銀の最大発熱密度は $430\text{W}/\text{cm}^3$ となる。従って、この領域内に再循環流などによる水銀の停滞域が存在すると、水銀温度が上昇して沸騰を生じ、中性子収率の低下や流量配分の変動、流体誘起振動を引き起こす可能性がある。このため、水銀容器の流路構造設計では陽子ビーム入射領域に水銀の停滞域を生じないようにすることが必要不可欠である。また、核破砕反応による発熱密度は陽子ビームが入射するターゲット先端部分が最も大きく、ターゲット後方へ行くに従い指数関数的に減少するので、ターゲット先端部分で流速が大きくなるような流量配分を実現する必要がある。そこで、原子力機構では陽子ビームの入射方向に対し水銀の流れが直交するクロスフロー方式を提案し、ターゲット内部の水銀流路構造の最適化設計を行った。Fig.3 に示すように、水銀流路中に左右3枚ずつ計6枚の整流板を配置することで、水銀が陽子ビーム照射領域を横切るように流れるクロスフローを実現している。

3. 水銀容器内の水銀流路構造に関する熱流動解析

3.1 解析目的

解析対象は、水銀ターゲット容器のうち Fig.2, Fig.3 に示す水銀容器である。水銀容器内の水銀流路構造に関する熱流動解析により、下記の要求条件を満たすことを確認する。

- ① 水銀容器入口の水銀流速が $1\text{m}/\text{s}$ 以下であること。
- ② 水銀の最高温度が 300°C 以下であること。
- ③ 水銀容器の最高温度が 200°C 以下であること。
- ④ 水銀容器での水銀の圧力損失が 50kPa 以下であること。

①については水銀流動による水銀容器のエロージョンをできるだけ低減するため、水銀容器入口の流速を 1m/s 以下とした。②については、水銀の沸点が大気圧下で 362°Cであるため、安全余裕を見込んで水銀の最高温度を 300°Cとした。また、③と④については、原子力機構での基本設計で行った解析と同程度の冷却性、及び圧力損失となることを要求条件とした。

なお、実際に製作する水銀容器は、水銀ターゲット容器全体の構造強度解析、水銀および水銀容器の圧力波解析の結果などから、容器先端部(先端より約 400mm の範囲)の整流板は、ボルト接合をやめて、容器と一体の構造とするためワイヤーカットで切り抜くことにした。ワイヤーカットとは、走行する直径 0.02 ミリ～0.35 ミリのワイヤ電極(黄銅線)と加工物の中で放電させ、糸ノコのように複雑な輪郭形状のものを切り抜く加工方法である。ワイヤに対して直交する方向には、複雑な輪郭形状に切ることができるが、ワイヤに対して平行する方向には切断面が直線となるため、整流板の輪郭形状は曲線から直線に変更となる。

3. 2 解析方法

3. 2. 1 解析コードと解析モデル

熱流動解析に使用した熱流体解析コードは STAR-CD Ver.3.15 及び Ver.3.24 である。解析モデルの作成は Pro/ENGINEER 2001 で作成した三次元 CAD モデルをもとに、数値解析用メッシュジェネレータ Gridgen V15 でおこなった。解析モデルは、対称性を考慮して 1/2 モデルとし、六面体(ヘキサ)メッシュで作成した。解析格子数は 1,781,254(流体:1,269,526、容器:511,728)である。

解析モデルは以下の過程を経て最適化を行った。

モデル 0 : 固体壁面から第 1 点目の格子点の位置を確認するために用いた解析モデル。

(格子数 981,576)

モデル 1 : モデル 0 の分割数を増やし解析格子数 100 万以上とした解析モデル。モデル 0 を用いた解析の結果、流入側の整流板 No.2 からの流れが流出側の整流板 No.6 に衝突した後、再循環流域や流れの滞留域を発生させることが明らかとなり、滞留域が発現する場所を正確に把握するため、とくに、整流板 No.3 と整流板 No.6 とビームダンプに囲まれる領域において水平方向の分割数を増やした。(格子数 1,586,328)

モデル 2 : モデル 1 を用いた解析の結果、流れの滞留域による温度上昇が容器温度におよぼす影響が大きいことが分かった。また、整流板 No.6 先端部から剥れた流れが、反復過程において擬似的な時間ステップとして、振動していることが明らかとなり、とくに、容器の深さ方向と整流板と容器の間の領域において水平方向の分割数を 1.5 倍にした。なお、水銀容器ベローズ部直前までモデル化している。(格子数 1,781,254)

本解析はモデル 2 を用いて行った。

3. 2. 2 乱流モデルと差分スキーム

水銀配管(150A)内のレイノルズ数が約 1.0×10^6 であるため、水銀ターゲット容器内の流れ場は乱流である。基本設計の段階で行った流動解析では、乱流モデルに高レイノルズ数型線形 $k-\epsilon$ モデル(標準 $k-\epsilon$ モデル)、差分スキームに QUICK (Quadratic upstream interpolation of convective kinematics)を用い、同じ格子モデル・手法を水流動解析に適用した結果は、速度場が水流動実験結果と良く一致した¹⁾。従って、本解析に用いる乱流モデルも標準 $k-\epsilon$ モデルを基本とした。また、対流項(運動量、乱流特性、温度)の差分スキームは QUICK よりも精度の向上が期待できる、MARS

(Monotone Advection and Reconstruction Scheme)を基本とした。

乱流プラントル数 Pr_t は、原子力機構による小型水銀ループを用いた伝熱流動実験及び解析³⁾の結果と、下記の明と笠木による近似式⁴⁾を勘案して1.5とした。

$$Pr_t = 0.75 + \frac{1.63}{\ln\left(1 + \frac{Pr}{0.0015}\right)}$$

ここで、 Pr はプラントル数である。

また、乱流モデルや対流項の差分スキームは流れ場の解析結果に大きく影響するので、比較のために RNG k - ϵ モデルと MARS、標準 k - ϵ モデルと一次風上差分(UD)の組合せを用いた解析も行った。 k - ϵ モデルは本質的に渦粘性が等方的と仮定しており、非等方性の効果が大いと考えられる流れ解析には不適であるが、解析にかかるコストや時間、扱えるモデルのサイズなどを考慮すると工学的な応用では経済性が高いため広く使用されており、その解析結果は第1近似として正しいと評価されている。また、ターゲット容器の流動解析では、水流動実験を行って解析手法の検証を行うとともに、ターゲット容器の健全性に関わる解析条件には安全余裕を見込んでいるため、本件について k - ϵ モデルを用いた工学設計は妥当であると考えられる。

3. 2. 3 壁面条件

壁面条件は STAR-CD の標準設定である壁関数⁵⁾とした。

3. 2. 4 物性値

(1) 水銀の物性値は、以下のとおり、粘性係数と熱伝導率は温度 $T(K)$ の関数とした。密度と比熱は温度依存性を解析で考慮すると収束解が得られなかったため、温度 $T(K)$ の関数から一定値(50°Cにおける値)とした。50°Cと200°Cにおける水銀の比熱は2%程度の違いであり、解析結果から見て水銀の冷却性に大きな問題は生じないと考えられる。

密度:

$$-5.30021718 \cdot 10^{-7} \cdot T^3 + 8.01360966 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 - 2.78664121 \cdot T + 1.43072131 \cdot 10^4 \text{ kg/m}^3$$

粘性係数:

$$-3.93413944 \cdot 10^{-16} \cdot T^5 + 9.29119111 \cdot 10^{-13} \cdot T^4 - 8.85280652 \cdot 10^{-10} \cdot T^3 + 4.29857727 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 - 1.08710212 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.27792598 \cdot 10^{-2} \text{ kg/(m} \cdot \text{s)}$$

比熱:

$$-3.61116233 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 1.21708282 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 - 9.98695811 \cdot 10^{-2} \cdot T + 1.59318703 \cdot 10^2 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$$

熱伝導率:

$$1.01661467 \cdot 10^{-11} \cdot T^4 - 1.52155439 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 1.87517692 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 1.51703934 \cdot 10^{-2} \cdot T + 4.14683603 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$$

(2) SUS316LN の物性値は、以下のとおり熱伝導率は温度 $T(K)$ の関数として、密度と比熱は一定値(比熱は50°Cにおける値)とした。

密度: 7900 kg/m³

比熱: $7.28 \cdot 10^{-7} \cdot T^3 - 1.642 \cdot 10^{-3} \cdot T^2 + 1.3318 \cdot T + 185.71 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$

熱伝導率: $2.1927 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 1.253 \cdot 10^{-2} \cdot T + 10.145 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$

3. 2. 5 境界条件

境界条件は下記のように設定した。

(1) 水銀流路入口境界

流 量: 定格供給量 41m³/h (質量流量 153.44kg/s) とし、流入配管内平均流速 0.6347 m/s

温 度: 50°C

乱流強度: 0.01

渦スケール: 0.015m (水銀配管径の 10%)

(2) 水銀流路出口境界: 一様流出

(3) 水銀容器外側: 断熱

3. 2. 6 発熱条件

水銀容器各部の三次元核発熱データは、ニュートロニクス解析結果を基に算出された近似関数を用いて与えた。以下に近似関数を示す。単位は、 x 、 y 、 z が cm、発熱密度 $g(x, y, z)$ 、 $g(x, y)$ 、 $g(x, z)$ 、 $g(y, z)$ 、 $g(z)$ が W/cm³で、 x 軸、 y 軸は陽子ビーム軸に直交する水平方向と垂直方向、 z 軸は陽子ビーム軸と同一である。また、座標系の原点はヘリウムベッセル中心であり、これは水銀ターゲット容器の先端中心から陽子ビーム軸に沿って 183.5mm だけ内側の場所である。Fig.4 に最も発熱密度の大きい陽子ビーム軸に沿った値の分布を示す。水銀については陽子ビーム軸上 ($x=0$, $y=0$)、水銀容器については $x=0$ 、整流板については $y=0$ とした。水銀と水銀容器について、Fig.4 ではビームダンプ前縁までしか発熱密度を示していないが、実際の解析は全長にわたって発熱密度を適用してある。

(1) 水銀 ($z < -11.8$ cm)

$$g(x, y) = A0 \times \exp(-|x/A1|^{A2}) \times \exp(-|y/A3|^{A4})$$

$$f(z) = B0 \times \left\{ 1 - B1 \times \exp[-B2 \times (z + B3)] \right\} \times \exp[-B4 \times (z + B5)]$$

$$q = g(x, y) \times f(z)$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A0	430	A1	5.3863	A2	2.355	A3	2.5403
A4	2.3365			B0	2.024	B1	1.832383
B2	0.308431	B3	21.13747	B4	0.061754	B5	21.863556

(2) 水銀 ($z \geq -11.8$ cm)

$$g(x, y) = A0 \times \exp\left(-\left|\frac{x}{A1 \times \phi(z)}\right|^{A2}\right) \times \exp\left(-\left|\frac{y}{A3 \times \phi(z)}\right|^{A4}\right)$$

$$\phi(z) = 1 + 0.01 \times (z + 11.8)$$

$$f(z) = B0 \times \left\{ 1 - B1 \times \exp[-B2 \times (z + B3)] \right\} \times \exp[-B4 \times (z + B5)]$$

$$q = g(x, y) \times f(z)$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A0	430	A1	5.3863	A2	2.355	A3	2.5403
A4	2.3365			B0	2.024	B1	1.832383
B2	0.308431	B3	21.13747	B4	0.061754	B5	21.863556

(3) 水銀容器ビーム窓部 ($z < -15\text{cm}$)

$$g(x, y) = A0 \times \exp(-|x/A1|^{A2}) \times \exp(-|y/A3|^{A4})$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A0	209.8	A1	5.3863	A2	2.355	A3	2.5403
A4	2.3365						

(4) 水銀容器 ($z \geq -15\text{cm}$)

$$fa(z) = A1 \times \exp\{-A2 \times |z - A3|^{0.85}\} \times (z - A4)$$

$$fb(z) = B1 \times \exp(-B2 \times z)$$

$$fd(z) = D1 \times \exp(-D2 \times z)$$

$$g(x, z) = fa(z) \times \exp\{-fb(z) \times |x|^{2.5}\} + fd(z)^2$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A1	5.82151	A2	0.1624842	A3	-17.5222	A4	-19.1294
B1	0.0036	B2	0.00556474	D1	-1.29111	D2	0.0170447

(5) 整流板 1、4(最内)

$$fa(y) = A1 \times \exp(-A2 \times y^2)$$

$$fb(y) = B1 \times \exp(-B2 \times y^2)$$

$$fc(y) = C1 \times \exp(-C2 \times y^2)$$

$$fd(y) = D1 \times \exp(-D2 \times y^2)$$

$$g(y, z) = fa(y) \times \exp[-fb(y) \times z] \times (z + 10) + fc(y) \times \exp[-fd(y) \times z] \times (z + 15)$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A1	0.369327	B1	0.0797006	C1	1.69256	D1	0.201824
A2	0.0560395	B2	0.0186584	C2	0.0571185	D2	0.0117504

(6) 整流板 2、5

$$fa(y) = A1 \times \exp(-A2 \times y^2)$$

$$fb(y) = B1 \times \exp(-B2 \times y^2)$$

$$fc(y) = C1 \times \exp(-C2 \times y^2)$$

$$fd(y) = D1 \times \exp(-D2 \times y^2)$$

$$g(y, z) = fa(y) \times \exp[-fb(y) \times z] + fc(y) \times \exp[-fd(y) \times z]$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A1	33.5656	B1	0.0972059	C1	18.9955	D1	0.0621028
A2	0.126405	B2	0.0180617	C2	0.0136878	D2	0.000524706

(7) 整流板 3、6(最外)

$$fa(y) = A1 \times \exp(-A2 \times y^2)$$

$$fb(y) = B1 \times \exp(-B2 \times y^2)$$

$$g(y, z) = fa(y) \times \exp[-fb(y) \times z]$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A1	33.5656	A2	0.126405	B1	0.0972059	B2	0.0180617

(8) ビームダンプ

$$g(z) = A \times \exp(-B \times z)$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A	44.3953	B	0.063759				

以下に、この解析条件で与えられる水銀容器各部における総発熱量を示す。

(1)+(2) 水銀	1.9607×10^5 W
(3)+(4) 水銀容器	1.0207×10^4 W
(5) 整流板 1、4(最内)	1.7568×10^2 W
(6) 整流板 2、5	1.8325×10^3 W
(7) 整流板 3、6(最外)	3.7859×10^3 W
(8) ビームダンプ	6.1757×10^2 W

なお、解析ではニュートロニクス解析の不確定性を考慮し、水銀の発熱量を 1.1 倍に、SUS316LN の発熱量を 1.25 倍にして与えた。容器壁は水銀に比べて体積が小さく、モンテカルロ法によるニュートロニクス解析の精度が水銀の発熱量評価に比べて低くなることから、安全係数が大きく取ってある。

3.3 解析結果

解析結果の一覧を Table 1 に、標準 k-εモデル+MARS の解析結果として水銀の流速分布、水銀の温度分布、容器の温度分布を Fig.5 から Fig.7 に示す。また、標準 k-εモデル+UD、RNG k-εモデル+MARS の組合せを用いた解析を合わせて、水銀の流速分布を Fig.8 に示す。RNG k-εモデル+MARS の解析では収束判定条件である残差 1×10^3 を下回るまで収束していないが、これは整流板 No.3 と No.6 の間に生ずる低流速域で局所的な流れの解析が安定しないことが原因と考えられる。しかし、全体的な主流の流れ場は定常的に安定したパターンを示しており、収束した値として評価できると考えられる。

Table 1 Analytical results of the mercury vessel

Turbulence model	differeicial scheme	Maximum temperature of mercury (< 300°C)	Maximum temperature of the mercury vessel wall (< 200°C)	Mercury pressure drop in the mercury vessel (< 50kPa)
Standard k-ε	UD	125.3°C	206.0°C	19.36kPa
Standard k-ε	MARS	181.8°C	206.3°C	18.39kPa
RNG k-ε	MARS	155.6°C	215.1°C	18.14kPa

水銀の最高温度は 181.8°Cであり、判断基準 300°Cに比べて十分低く、要求条件を満たしている。しかし、水銀容器の最高温度はいずれの解析でも判断基準 200°Cを超過しており、RNG k-εモデルの場合は 215.1°Cである。Fig.8 で分かるように、RNG k-εモデルでは他の乱流モデルに比べて中間の整流板 No.2 から早めに流れが剥離しており、発熱密度の大きな領域で広い低流速領域が生じているためである。しかし、最高温度が 200°Cを超過しても、Table 2 に示すとおり各物性値の差は 200°Cの値と比べて数%以下であり、構造強度上の問題はないと考えられる。

水銀容器での水銀の圧力損失は 18.4kPa であり、判断基準 50kPa に比べて十分低く、要求条件を満たしている。

先に述べたように、実際に製作する水銀容器は、容器先端部(先端より約 400mm の範囲)の整流板をワイヤーカットで切り抜くことになったため、その形状は当初設計時の緩やかな曲線から直線となる。整流板先端部の形状変更にともない、ビーム窓部における水銀の流動状況、及び熱流動解析結果も影響を受ける。しかし、Fig.8 に示すように、乱流モデルや対流項差分スキームを RNG k-ε モデルや UD などに変えて解析を行った結果をみると、熱流動の観点から水銀ターゲット容器の構造健全性を左右すると考えられる高熱負荷領域、即ちビーム窓部及びその近傍で、流出側の整流板 No.6 への衝突流による再循環流域や流れの滞留域など冷却性の確保にマイナス要因となる流れが発現しているにも関わらず、設計条件を大きく逸脱していないことから、形状変更を考慮しても要求条件を著しく超過するような大きな影響はないものと考えられる。

Table 2 Property of SUS316L

Temperature [°C]	Young's modulus*1 [N/mm ²]	Expansion coefficient*2 [mm/mm/°C]	Heat conductivity*3 [W/m/K]	Yield point*4 [N/mm ²]	Tensile strength*5 [N/mm ²]
①200.0	183000	17.0×10^{-6}	16.56	120	109
②206.3	182496	17.1×10^{-6}	16.65	119	108
③225.0	179000*6	17.2×10^{-6}	16.93	116	106
Ratio(②/①)	97.8%	101.1%	102.2%	96.7%	97.2%

*1 JIS8266 付表 4.1 グループ G

*2 JIS8266 付表 4.2 グループ 3

*3 3.2.4 節 熱伝導率の式

*4 JIS8266 付表 5.2 SUS316L

*5 JIS8266 付表 2.1 SUS316L

*6 250°Cにおける値

4. 水銀容器の溶接変形を考慮した熱流動解析

4.1 解析目的

水銀容器は Fig.9 に示すように胴体を輪切りにしたような形状の部材を溶接で組み上げていく製作手法を採用しており、溶接時の部材の収縮により水銀容器側面の溶接線に沿って局所的な窪み（容器内部は膨らみ）が生じた。特に、水銀容器先端部については水銀流路に直角に凸部が生じることになり、水銀の流れの剥離により、ビーム窓部の冷却性に悪影響が生ずることが懸念された。このため、水銀容器の溶接変形を考慮した熱流動解析をおこない問題の有無を調べた。

4.2 解析方法

4.2.1 解析モデル

一般的にゆるやかな（たとえば傾斜角が 17° くらいまで）傾斜では、水銀は容器表面に沿って流れるが、Fig.9 に示す溶接部 WC1 と WC2 の溶接窪みを粘土で型取りして計測した結果から、溶接部 WC1 の窪み量は平均 2.5mm、WC2 の窪み量は平均 3.5mm であり、その傾斜は 17° を越えているため水銀は剥離を起こし、二次流れを生じると考えられる⁶⁾。溶接部の溶接窪みは baffle で模擬した。溶接部 WC1 はビーム窓に近いことから水銀流れの剥離がビーム窓冷却に及ぼす影響が大きいと考え、baffle 高さを大きめにとって約 5mm とし、WC2 の高さは約 4mm とした。Fig.10 に baffle 付きの解析モデルを示す。なお、実際の水銀容器と本解析モデルでは、baffle の位置に若干の違いがあるが、後に示す解析結果は十分に保守的な値となっており、構造成立性に対する影響は小さいと考えられる。

4.2.2 その他の解析条件

乱流モデルと差分スキームは3章で基本とした標準 $k-\epsilon$ モデルと MARS を用いた。また、乱流プランツル数や壁面条件、物性値などその他の解析条件は3.2節と同様である。

4.3 解析結果

baffle 付きの解析結果を Fig.11 から Fig.13、及び Table3 に示す。また、3章の baffle 無しの解析結果も比較のため、合わせて Fig.13、Table 3 に示す。3章の結果と同様に水銀の最高温度は入口側の整流板 No.3 と出口側の整流板 No.6 に挟まれた領域の中心付近で生じ、水銀容器の最高温度はビーム窓部外面で生じているが、いずれも要求条件を満たしている。ただし、baffle 無しの場合と比べると、水銀の最高温度が 30°C も上昇しているのに対し、水銀容器の最高温度は若干下がっている。これは、Fig.13 に示すように、No.3 と No.6 に挟まれた低流速域が大きくなったため水銀温度が上昇する一方、入口側の baffle により局部的にビーム窓に向かう流速が速くなって、ビーム窓の冷却性が向上したためと考えられる。低流速域が拡大したのは、baffle により整流板 No.3、No.6 より外側の最外周流路の圧損が増えて流れにくくなり、整流板 No.1 や No.2 に沿う流れが最も近い出口流路である整流板 No.4、No.5 の方向へ直接向かう傾向が大きくなったためと考えられる。水銀ターゲット容器の成立性を評価する上で Table3 に示す値は重要であるが、これら低流速域の拡大を考慮しても、ターゲット容器の成立性に悪影響を与えるほどの著しい変化は見られなかった。

Table 3 Analytical results of the mercury vessel with and without baffles

Analytical model	Analytical scheme	Maximum temperature of mercury (< 300°C)	Maximum temperature of the mercury vessel wall (< 200°C)	Mercury pressure drop in the mercury vessel (< 50kPa)
With baffles	Standard k-ε + MARS	211.9°C	199.7°C	28.48kPa
Without baffles	Standard k-ε + MARS	181.8°C	206.3°C	18.39kPa

5. セーフティハル内の重水流路構造に関する熱流動解析

5.1 解析目的

解析対象は、Fig.14 に示す保護容器(セーフティハル)の重水冷却二重壁容器である。セーフティハル内の重水流路構造に関する熱流動解析により、下記の要求条件を満たすことを確認する。

- ① セーフティハル入口の重水流速が 3m/s 以下であること。
- ② 重水の最高温度が 110°C以下であること。
- ③ セーフティハルの最高温度が 150°C以下であること。
- ④ セーフティハルでの重水の圧力損失が 0.1MPa 以下であること。

これらは原子力機構での基本設計で行った解析と同程度の冷却性、及び圧力損失となることを要求条件とした。

5.2 解析方法

5.2.1 解析コードと解析モデル

熱流動解析に使用した熱流体解析コードは STAR-CD Ver.3.15 及び Ver.3.24 である。解析モデルの作成は、Pro/ENGINEER 2001 で作成した三次元 CAD モデルをもとに、数値解析用メッシュジェネレータ Gridgen V15 と pro-STAR でおこなった。解析モデルは、三次元フルモデルとし、六面体(ヘキサ)メッシュで作成した。解析格子数は 2,392,100(流体:877,708、容器:1,514,392)である。

5.2.2 乱流モデルと差分スキーム

解析に用いる乱流モデルは、標準 k-εモデルを用いた。乱流プラントル数 Pr_t は水流動解析で一般的に用いられる 0.9(一定)とした。また、対流項(運動量、乱流特性、温度)の差分スキームについては、MARS を基本として解析を行ったが、計算が収束しないため一次風上差分(UD)に変更した。本報告では UD の結果と、参考として MARS の結果を合わせて示す。

5.2.3 壁面条件

壁面条件は STAR-CD の標準設定である壁関数⁵⁾とした。

5.2.4 物性値

(1) 重水の物性値は、以下のとおり一定値とし、温度依存性は考慮していない。これは、流動解析の結果から見て十分な冷却性を確保できているため、温度依存性を考慮した詳細評価まで行う必要は無いと判断したからである。

- 密度:1104 kg/m³
- 粘性係数:0.0010481kg/(m・s)
- 比熱:4232J/(kg・K)
- 熱伝導率:0.5977 W/(m・K)

(2) SUS316LN の物性値は、以下のとおり一定値とした。

- 密度:7900 kg/m³

- 比熱:478.7J/(kg・K)
- 熱伝導率:14.7 W/(m・K)

5. 2. 5 境界条件

境界条件は下記のように設定した。

(1) 重水流路入口境界

- 流量:定格供給量 12m³/h(質量流量 3.679kg/s)とし、重水水室入口流速 2.107 m/s、及び定格供給量の 70%として、8.4m³/h(質量流量 2.576kg/s)で重水水室入口流速 1.475 m/s。重水供給系は同一の系統でセーフティハルの他に反射体へも冷却水を供給しているため、流量配分が若干変化する恐れがある。そこで、定格供給量の 70%についても評価した。
- 温度:50°C
- 乱流強度:0.03
- 渦スケール:0.0045m(重水水室入口径の 10%)

(3) 重水流路出口境界:圧力一定

(4) 重水容器外側:断熱

(5) ヘリウム容器内側:断熱

5. 2. 6 発熱条件

セーフティハル各部の三次元核発熱データは、ニュートロニクス解析結果を基に算出された近似関数を用いて与えた。以下に近似関数を示す。単位は、 x 、 y 、 z が cm、発熱密度 $g(x, y, z)$ 、 $g(x, y)$ 、 $g(x, z)$ 、 $g(y, z)$ 、 $g(z)$ が W/cm³で、 x 軸、 y 軸は陽子ビーム軸に直交する水平方向と垂直方向、 z 軸は陽子ビーム軸と同一である。また、座標系の原点はヘリウムベッセル中心であり、これは水銀ターゲット容器の先端中心から陽子ビーム軸に沿って 183.5mm だけ内側の場所である。Fig.15 に最も発熱密度の大きい陽子ビーム軸に沿った値の分布を示す。ビーム窓部については陽子ビーム軸上($x=0$, $y=0$)、セーフティハル内側、外側、及び重水については $x=0$ 、仕切り板については $x=0$, $y=5$ (水銀容器と接する高さ)とした。Fig.15 では仕切板近傍までしか発熱密度を示していないが、実際の解析はセーフティハルの全長にわたって発熱密度を適用してある。近似関数では、セーフティハルの後部で発熱密度の値が非常に小さくなってしまったため、ニュートロニクス解析結果と合わせるために、発熱密度が 0.01W/cm³を下回る部分は 0.01W/cm³とする。

(1) セーフティハル内側ビーム窓部 ($z < -15\text{cm}$)

$$g(x, y) = A0 \times \exp(-|x/A1|^{A2}) \times \exp(-|y/A3|^{A4})$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A0	201.2	A1	5.3863	A2	2.355	A3	2.5403
A4	2.3365						

(2) セーフティハル内側 ($z \geq -15\text{cm}$)

$$fa(z) = A1 \times \exp(-A2 \times |z - A3|^{0.95}) \times (z - A4)$$

$$fb(z) = B1 \times \exp(-B2 \times z)$$

$$fd(z) = D1 \times \exp(-D2 \times z)$$

$$g(x, z) = fa(z) \times \exp[-fb(z) \times |x|^{2.5}] + fd(z)^2$$

ただし、 $g(x, z) < 0.01$ であれば $g(x, z) = 0.01$ とする

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A1	2.34129	A2	0.0977039	A3	-13.9572	A4	-18.2421
B1	0.00319033	B2	0.00118161	D1	-1.27373	D2	0.0162309

(3) セーフティハル外側ビーム窓部 ($z < -15\text{cm}$)

$$g(x, y) = A0 \times \exp(-|x/A1|^{A2}) \times \exp(-|y/A3|^{A4})$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A0	179.3	A1	5.3863	A2	2.355	A3	2.5403
A4	2.3365						

(4) セーフティハル外側 ($z \geq -15\text{cm}$)

$$fa(z) = A1 \times \exp(-A2 \times |z - A3|^{0.95}) \times (z - A4)$$

$$fb(z) = B1 \times \exp(-B2 \times z)$$

$$fd(z) = D1 \times \exp(-D2 \times z)$$

$$g(x, z) = fa(z) \times \exp[-fb(z) \times |x|^{2.5}] + fd(z)^2$$

ただし、 $g(x, z) < 0.01$ であれば $g(x, z) = 0.01$ とする

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A1	1.97165	A2	0.0960336	A3	-14.0000	A4	-17.6203
B1	0.00293299	B2	0.0143199	D1	-1.22622	D2	0.0161548

(5) セーフティハル内の仕切り板

$$g(x, y) = A \times \exp \{ -B \times [(x^2 + y^2)^{0.5}]^{2.5} \}$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A	0.0607964	B	0.000130395				

(6) 重水ビーム窓部 ($z < -15\text{cm}$)

$$g(x, y) = A0 \times \exp(-|x/A1|^{A2}) \times \exp(-|y/A3|^{A4})$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A0	49.8	A1	5.3863	A2	2.355	A3	2.5403
A4	2.3365						

(7) 重水 ($z \geq -15\text{cm}$)

$$fa(z) = A1 \times \exp(-A2 \times |z - A3|^{0.95}) \times (z - A4)$$

$$fb(z) = B1 \times \exp(-B2 \times z)$$

$$fd(z) = D1 \times \exp(-D2 \times z)$$

$$g(x, z) = fa(z) \times \exp[-fb(z) \times |x|^{2.5}] + fd(z)^2$$

定数	値	定数	値	定数	値	定数	値
A1	1.1717522	A2	0.0977806	A3	-13.8993	A4	-18.9814
B1	0.00283461	B2	0.0147685	D1	0.864179	D2	0.0181999

(8) フランジ

$$g(x, z) = 0.01$$

以下に、この解析条件で与えられるセーフティハル各部の総発熱量を示す。

- | | |
|---------------------------|--------------------------------|
| (1)+(2) セーフティハル内側(ヘリウム容器) | $1.1834 \times 10^4 \text{ W}$ |
| (3)+(4) セーフティハル外側(重水容器) | $1.4153 \times 10^4 \text{ W}$ |
| (5) セーフティハル内の仕切り板 | $4.4401 \times 10^1 \text{ W}$ |

(6)+(7) 重水	$5.6898 \times 10^3 \text{ W}$
(8) フランジ	$4.7649 \times 10^2 \text{ W}$

なお、解析では、水銀の流動解析と同様に重水の発熱量を 1.1 倍に、その他の部位の発熱量を 1.25 倍にして与えた。

5.3 解析結果

解析結果の一覧を Table 4 に、入口流速 2.107m/s の解析結果として重水の流速分布、重水の温度分布、内側容器の温度分布、外側容器の温度分布を Fig.16 から Fig.19 に示す。

Table 4 Analytical results of the safety hull

Analytical scheme	Inlet velocity of heavy water	Maximum temperature of heavy water (< 110°C)	Maximum temperature of the safety hull wall (< 150°C)	Heavy water pressure drop in the safety hull (< 100kPa)
Standard k-ε + UD	1.475m/s	100.7°C	177.5°C	29.8kPa
Standard k-ε + UD	2.107m/s	89.45°C	157.5°C	59.43kPa

重水の最高温度はいずれも判断基準 110°C に比べて低く、要求条件を満たしている。セーフティハルの最高温度は判断基準 150°C を超過しているが、定格供給量の 70% でも 177.5°C 程度であり、構造強度上の問題はないと考えられる。また、重水の圧力損失も判断基準 100kPa に比べて十分低く、要求条件を満たしている。

差分スキームによる影響を調べるため、参考に標準 k-εモデル+UD、標準 k-εモデル+MARS の組合せを用いた解析結果を Table 5 に示す。また、流速分布図を Fig.20(a) 及び Fig.20(b) に示す。標準 k-εモデル+MARS の解析では収束判定条件である残差 1×10^3 を下回るまで収束していないが、Fig.20 に示す部分の局所的な流れの解析が安定しないことが原因と考えられ、全体の主要な流れ場は収束した値として評価できると考えられる。なお、Table 5 に示す解析結果は、発熱条件に安全係数を見込んでおらず、全て 4.2.6 節の発熱密度をそのまま与えている。このため、解析結果の温度は上記 Table 4 の結果より低くなっている。

差分スキームに UD を用いた場合と MARS を用いた場合で、主要な冷却性や圧力損失の評価結果はほぼ一致した。Fig.20 で○印を付けたビーム窓部先端における重水の剥離渦内での流れに UD と MARS の差が見られるが、冷却性の評価に重要なビーム窓部における流動状況に際立った差は見られない。つまり、セーフティハルについては対流項差分スキームとして MARS のかわりに UD を用いても構造成立性条件の検討に差し支えはないと考えられる。

Table 5 Comparison of analytical results of the safety hull with UD and MARS

Analytical scheme	Inlet velocity of heavy water	Maximum temperature of heavy water (< 110°C)	Maximum temperature of the safety hull wall (< 150°C)	Heavy water pressure drop in the safety hull (< 100kPa)
Standard k-ε + UD	2.107m/s	81.63°C	136.1°C	59.43kPa
Standard k-ε + MARS	2.107m/s	83.01°C	136.6°C	56.7kPa

6. セーフティハルの溶接変形を考慮した熱流動解析

6.1 解析目的

Fig.21 に示すように、セーフティハルは胴体を輪切り状に分割した部材から構成され、更にそれらの部材はいくつかの部品から溶接により組み上げられている。従って、4章で述べた水銀容器の溶接変形と同様に、溶接時の部材の収縮により容器側面の溶接線に沿って局所的な窪み(容器内部は膨らみ)が生じる。セーフティハルは水銀容器よりも構造が複雑であり溶接線の数も多い。さらに重水流路は設計値で高さ 5mm の狭隘流路なので、mm 単位の溶接変形でも流路断面積が大きく変化し、流量配分に影響することが懸念された。このため、セーフティハルの溶接変形を考慮した熱流動解析をおこない問題の有無を調べた。

6.2 解析方法

6.2.1 解析モデル

解析モデルは5章で使用したモデルに溶接変形を考慮して、Fig.21 に示す胴体接合部の側面の溶接線に沿った流路の凸部を高さ 1mm の baffle で模擬した。溶接部は 11 カ所である。高さ 1mm は製作性を考慮した変形の上限值として仮定した。

6.2.2 その他の解析条件

乱流モデルと差分スキームは標準 k-εモデルと UD を用いた。また、乱流プラントル数や壁面条件、物性値などその他の解析条件は5.2節と同様である。

6.3 解析結果

baffle 付きの解析結果を Fig.22 から Fig.25、及び Table6 に示す。また、5章の baffle 無しの解析結果も比較のため、併せて Table6 に示す。

Table 6 Analytical results of the safety hull with and without baffles

Analytical model	Analytical scheme	Maximum temperature of heavy water (< 110°C)	Maximum temperature of the safety hull wall (< 150°C)	Heavy water pressure drop in the safety hull (< 100kPa)
With baffles	Standard k-ε + UD	88.17°C	155.4°C	64.7kPa
Without baffles	Standard k-ε + UD	89.45°C	157.5°C	59.43kPa

重水と容器の最高温度については、baffle 有りと無しとでほとんど差は見られない。baffle を付けたことで圧力損失が若干上昇しているが、これも僅かである。全体の流速分布を Fig.16 (baffle 無し)と Fig.22 (baffle 有り)で比較すると baffle での剥離流れの影響と考えられる低流速域が baffle に沿って

現れているが、流量配分に大きな変化は見られない。これらのことから 1mm 程度の溶接変形は許容範囲内であると考えられる。ただし、実際の機器製作では溶接変形が均一に生じるわけではなく、重水流路が狭くなる場所と、設計どおりの場所が出来ることで流量配分が影響を受けると考えられるが、これまでの解析結果からセーフティハルは十分な冷却性を確保できていると評価されることから、セーフティハルの構造成立性に顕著な悪影響は生じないと考えられる。

7. まとめ

受注メーカーによる製作設計、及び製作の状況を考慮して、水銀容器内の水銀流路構造に関する熱流動解析、及びセーフティハル内の重水流路構造に関する熱流動解析を行い、熱流動の観点から水銀ターゲット容器の最終的な性能評価を行った。その結果、原子力機構で基本設計を行った際の要求条件をほぼ満足する性能を確保できる見通しを得た。

また、水銀ターゲット容器製作過程で生じる溶接変形により、水銀や重水の流動状況が若干の影響を受けるが、要求条件を著しく超過することは無く、水銀ターゲット容器の構造成立性は維持できると考えられる。

製作上の課題として生じた溶接変形に対しても、十分に設計裕度のあることが確認できた。これらの結果を踏まえ、製作コストの観点から今後の合理化設計が可能になると考えられる。

参考文献

- 1) K. Haga, et al., “Water Flow Experiments and Analyses on the Cross-Flow Type Mercury Target Model with the Flow Guide Plates”, Nuclear Engineering and Design, 210, pp. 157-168., 2001.
- 2) M.Kaminaga, et al., “Mercury Target Thermal Hydraulic Design for JAERI Spallation Neutron Source”, Proc. of ICONE11, ICONE11-36101, 2003.
- 3) M. Kaminaga, et al., “Present status of spallation neutron source development -JAERI/KEK joint project in Japan-“, AccApp-ADTTA '01, 2002.
- 4) H.K. Myong, N. Kasagi and M. Hirata, “Numerical prediction of turbulent pipe flow heat transfer for various Prandtl number fluids with the improved k- ϵ turbulence model.”, JSME Int. J., Ser. II, 32, pp.613-622, 1989.
- 5) STAR-CD reference book, Methodology, “6-2 Standard wall functions”
- 6) 竹内清秀、「風の気象学」、気象の教室 4、1997年6月25日発行、東京大学出版会、pp.60-67.

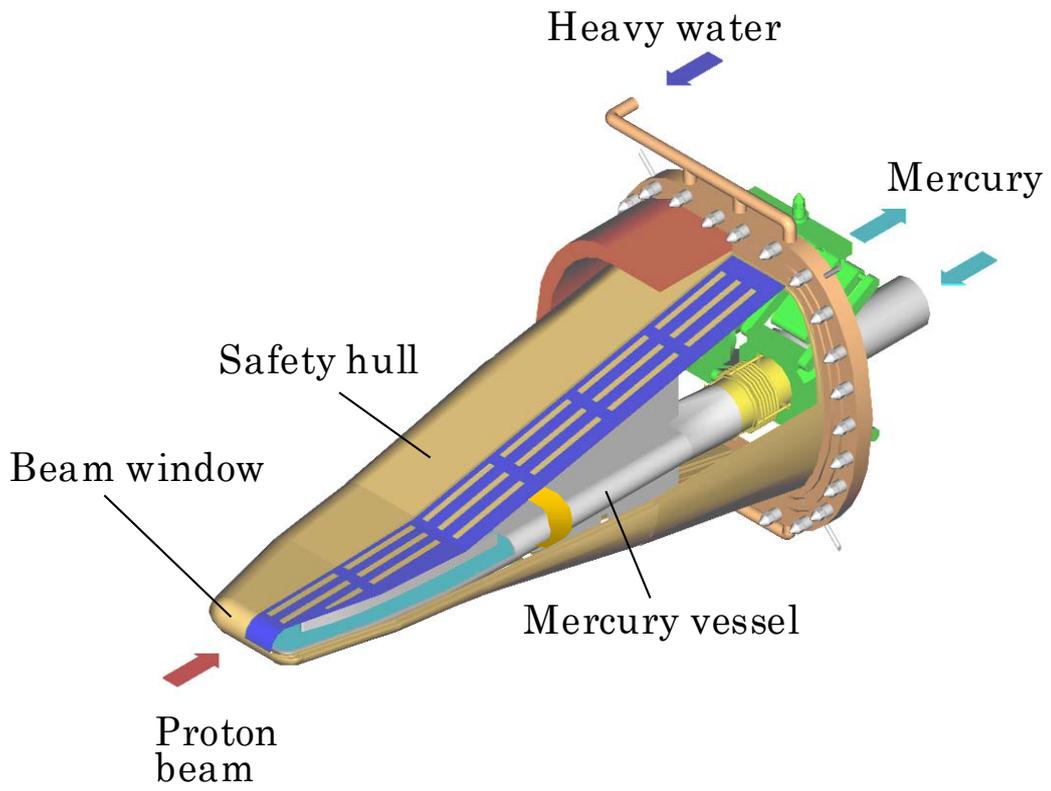


Fig.1 Structure of the mercury target vessel

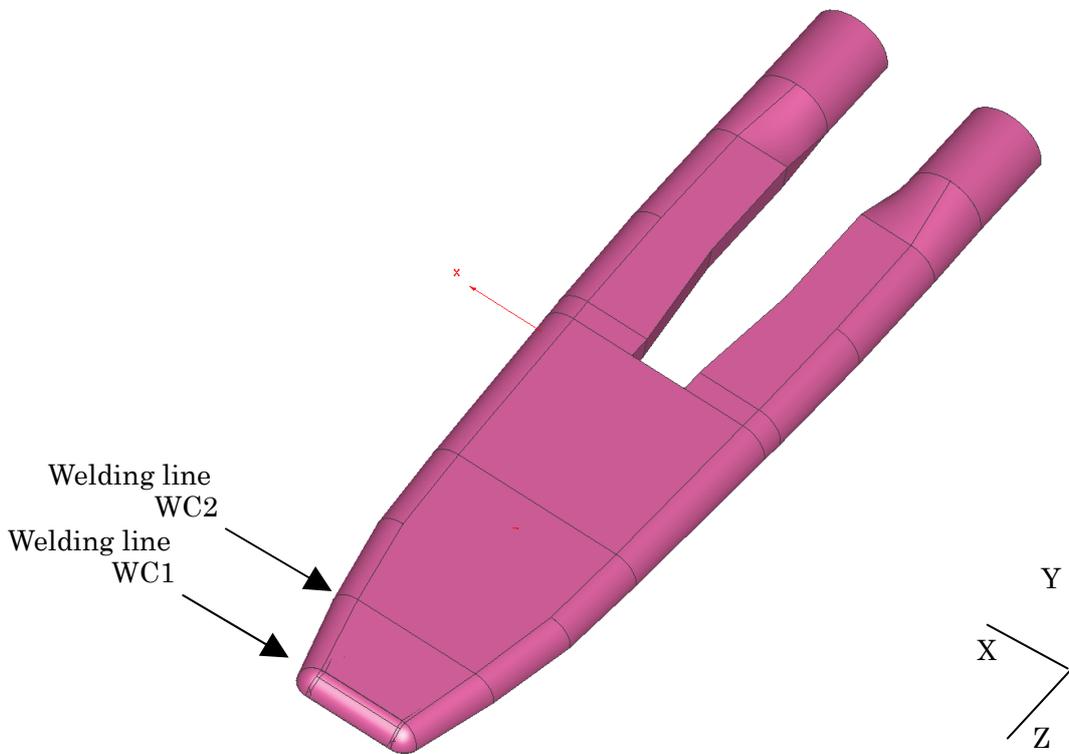


Fig.2 Outer view of the mercury vessel

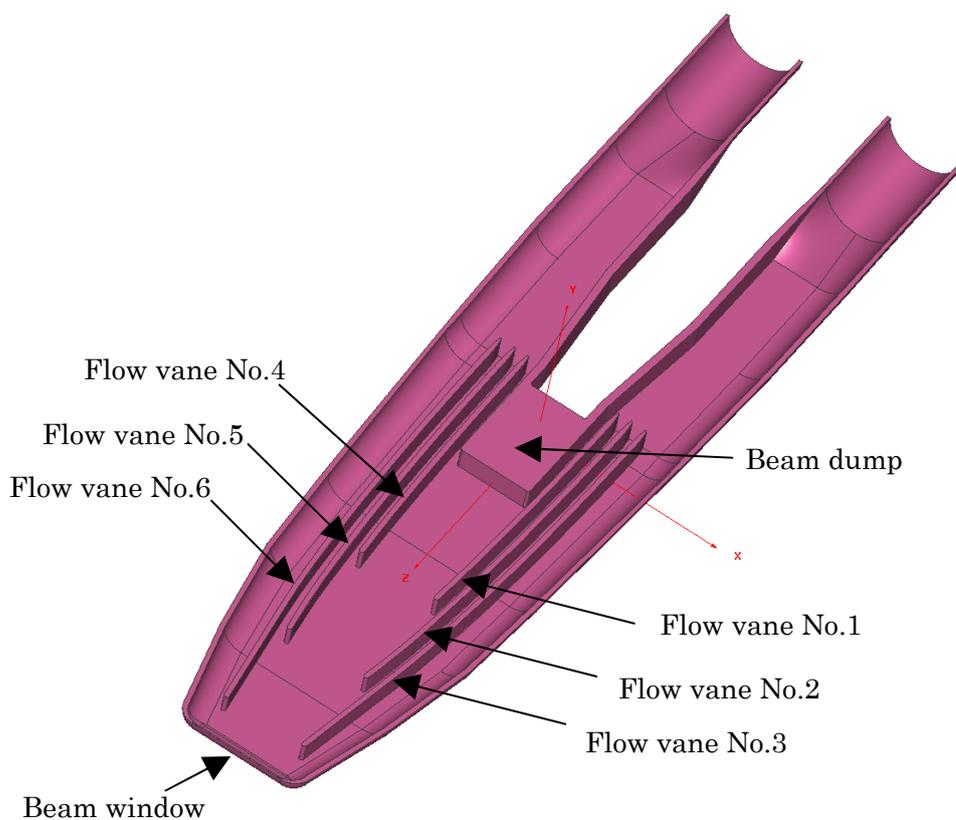


Fig.3 Inner structure of the mercury vessel

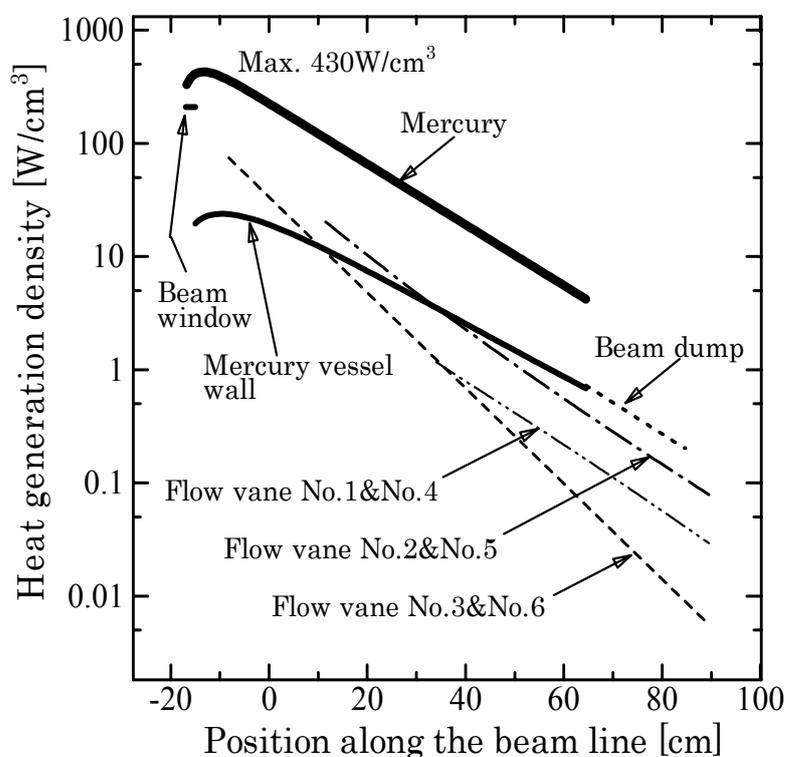


Fig.4 Distribution of the heat generation density in the mercury vessel

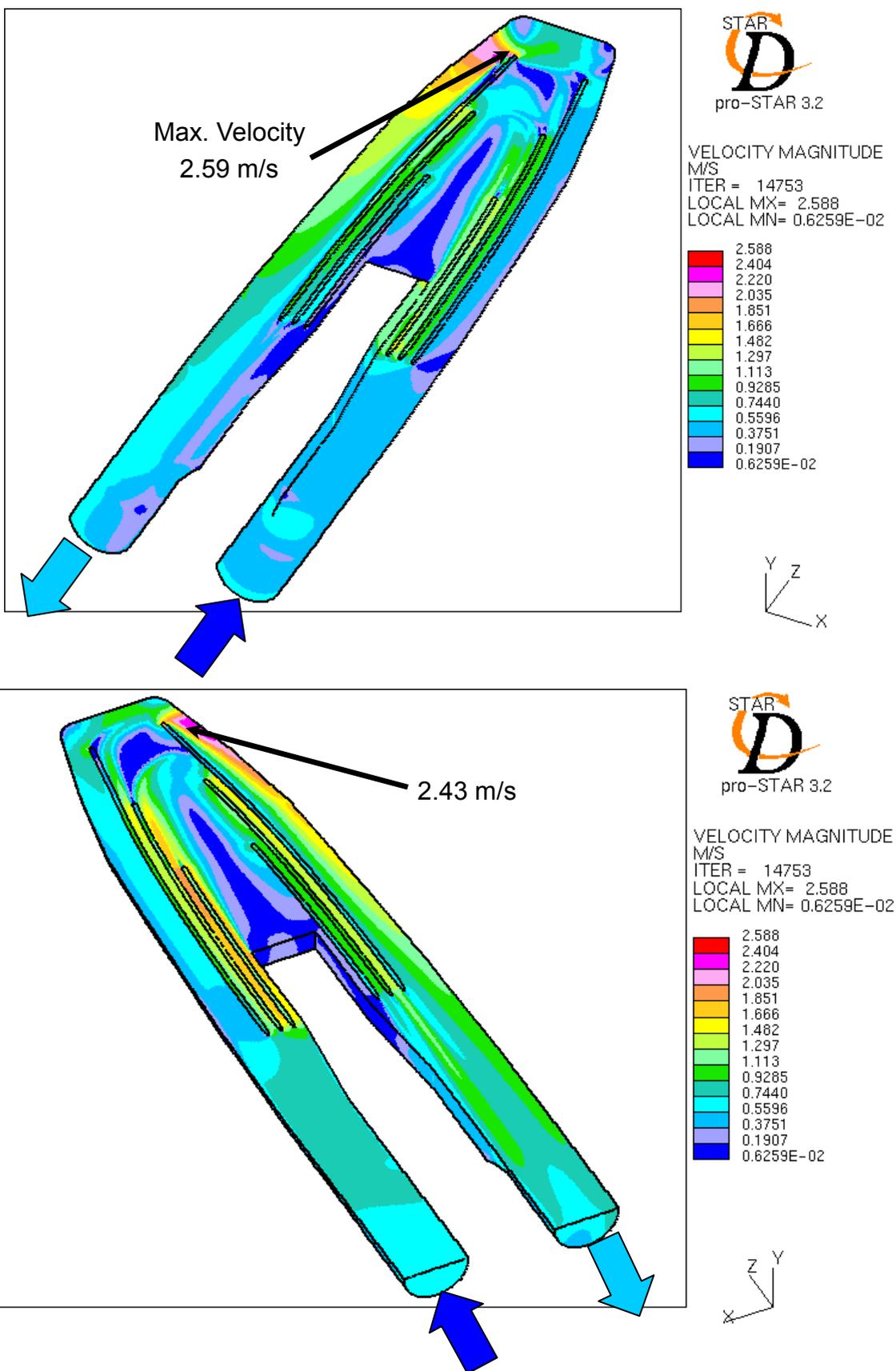


Fig.5 Flow velocity distribution of mercury

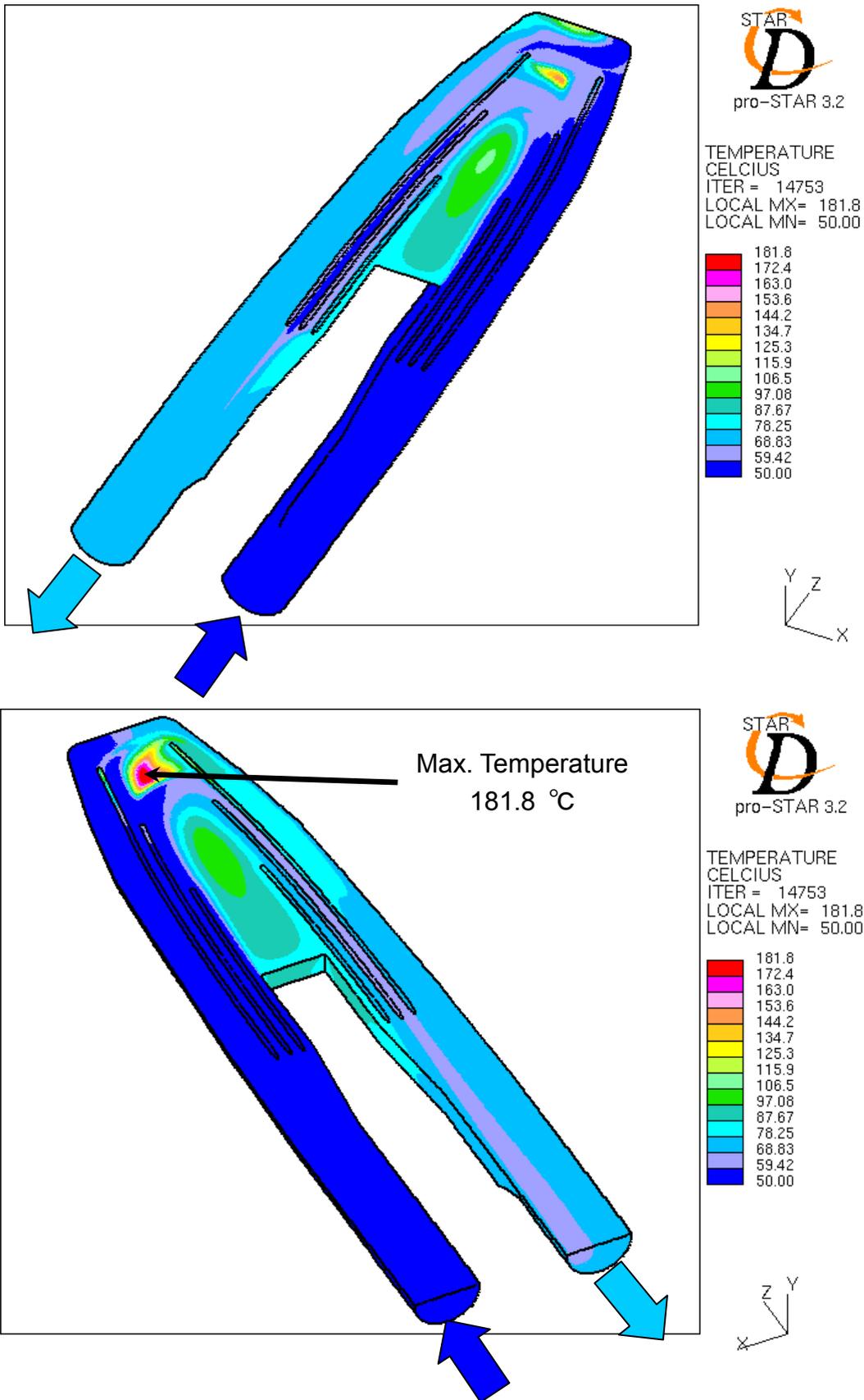


Fig.6 Temperature distribution of mercury

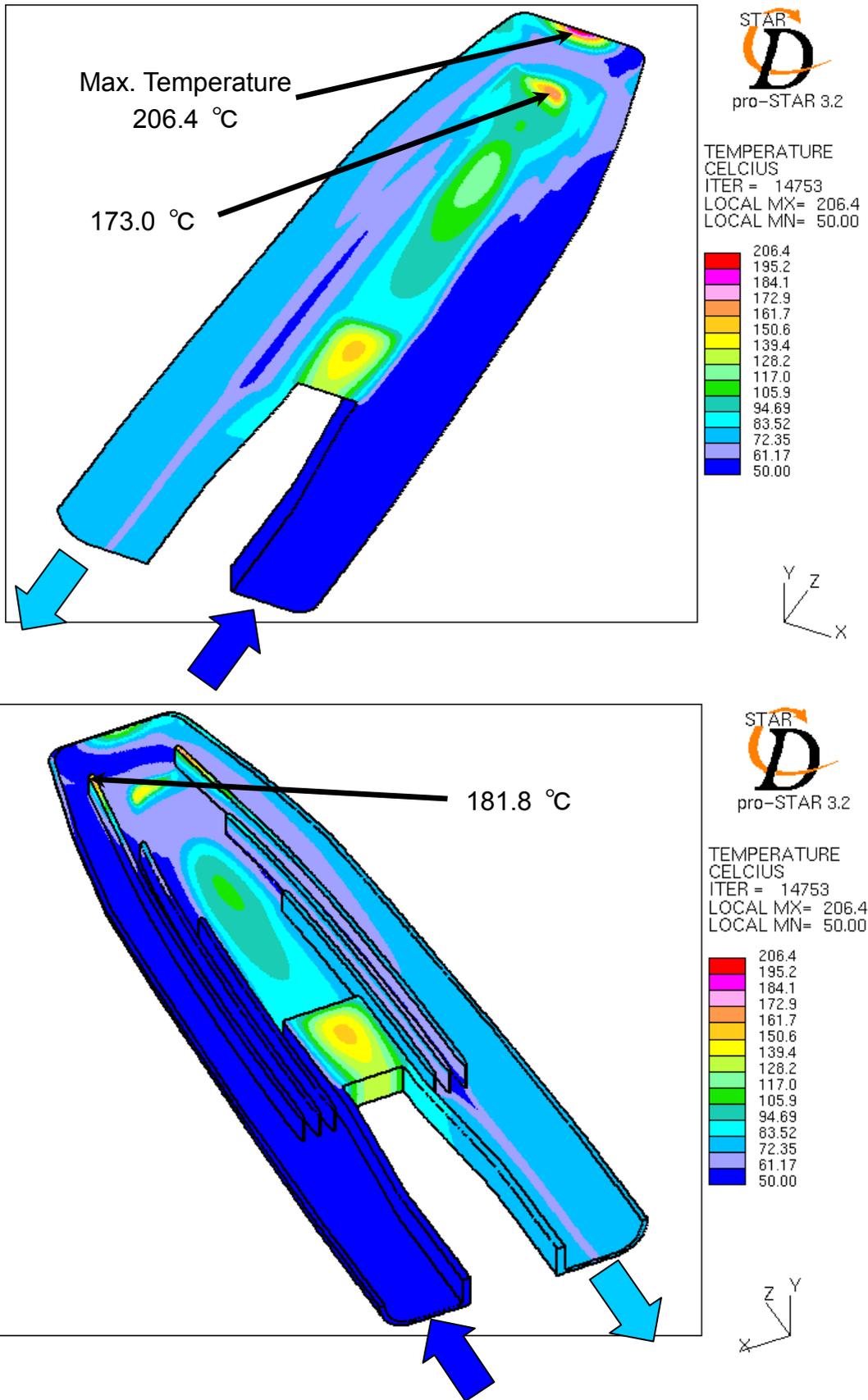
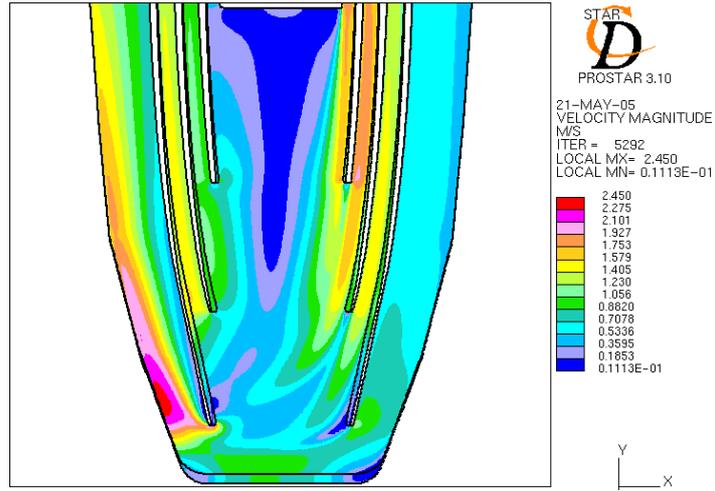
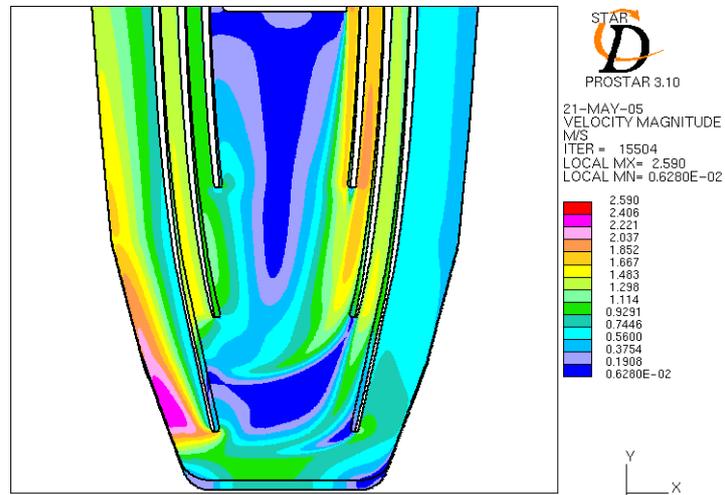


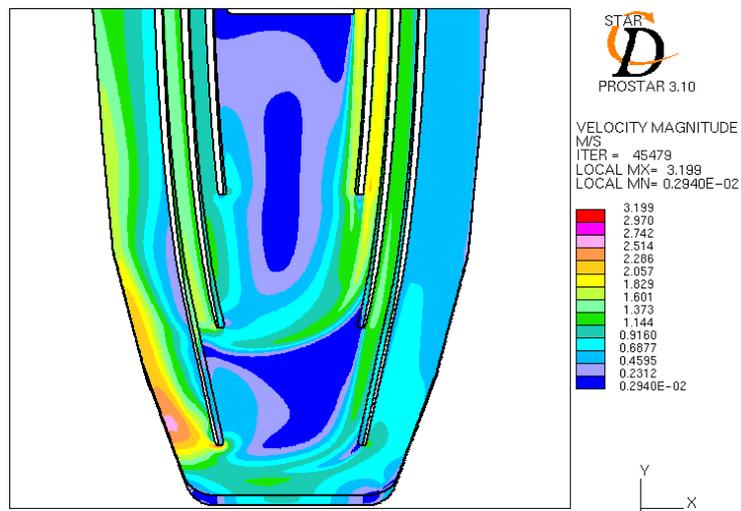
Fig.7 Temperature distribution of the mercury vessel wall



(a) Standard $k-\epsilon$ + UD



(b) Standard $k-\epsilon$ + MARS



(c) RNG $k-\epsilon$ + MARS

Fig.8 Merucyr flow field with various combination of analytical schemes

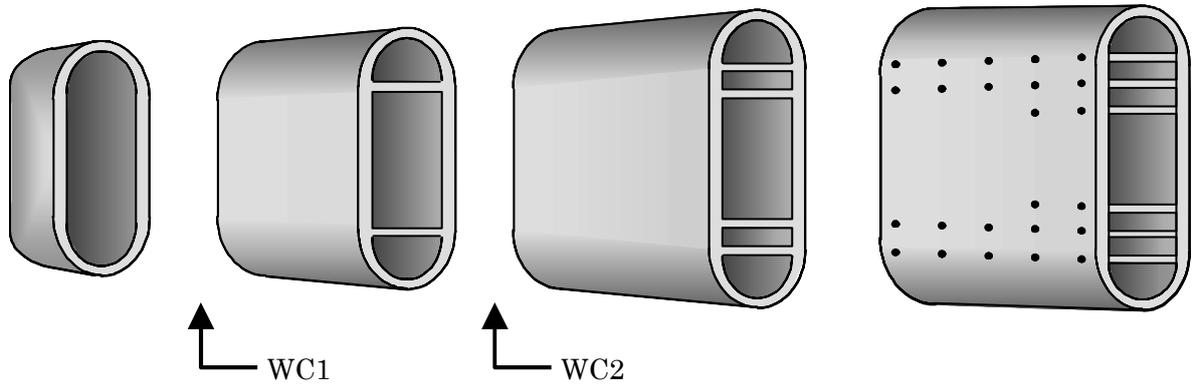


Fig.9 Parts of the mercury vessel

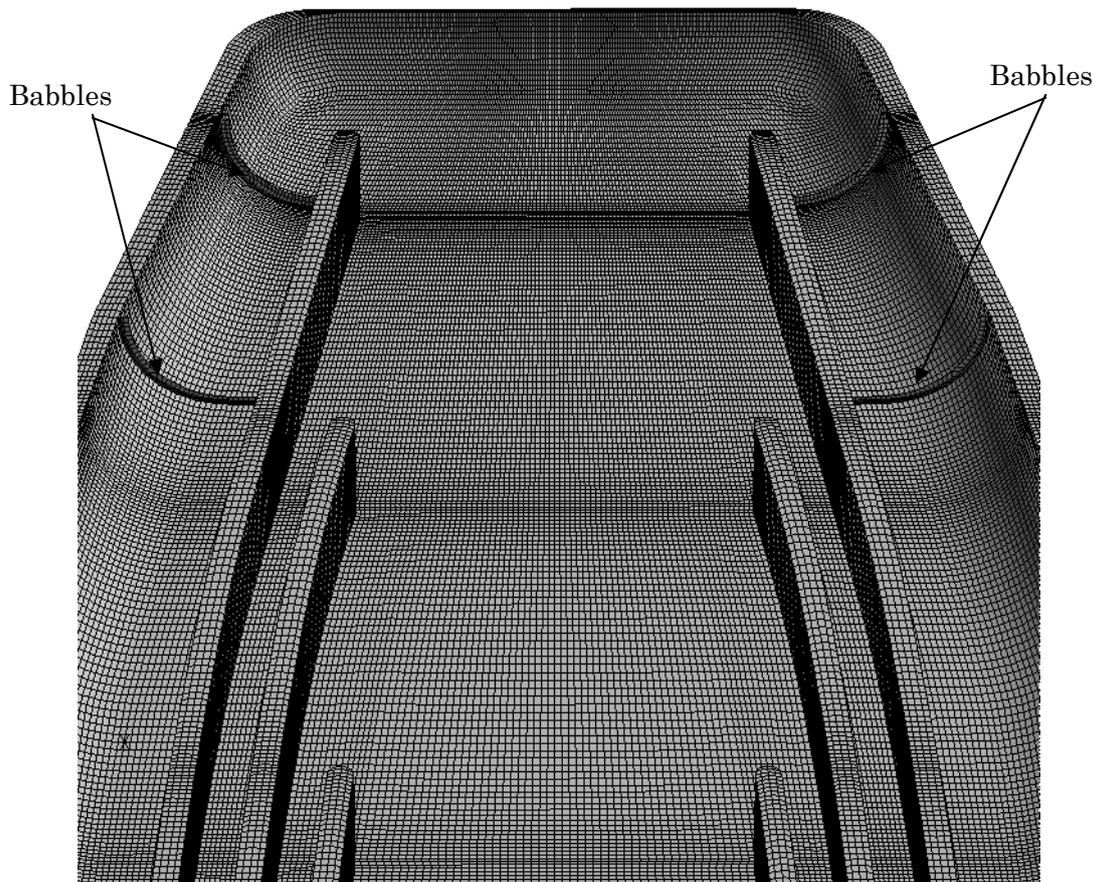


Fig.10 Analytical model of the mercury vessel with baffles

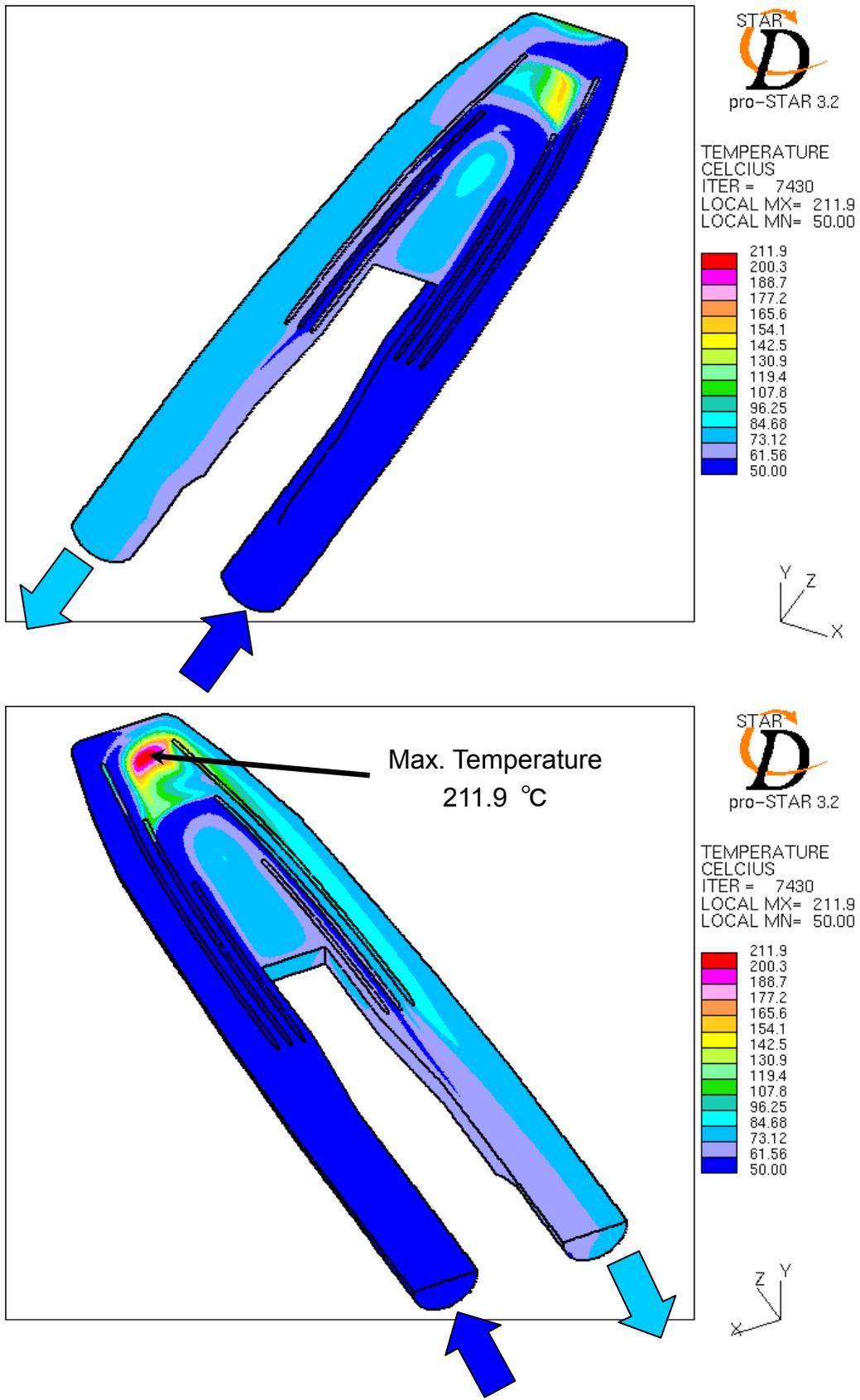


Fig.11 Temperature distribution of mercury (baffle model)

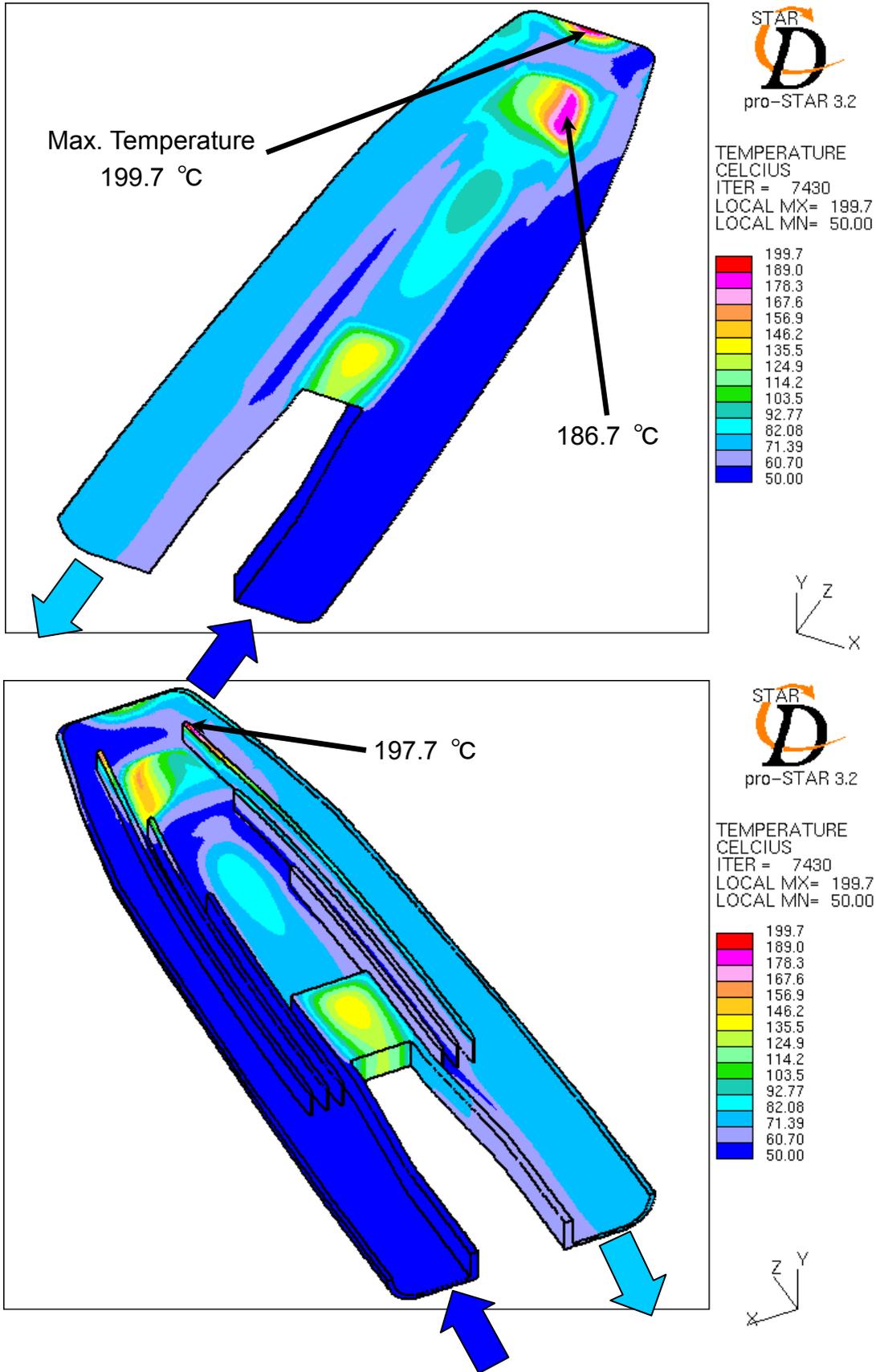


Fig.12 Temperature distribution of mercury vessel wall (baffle model)

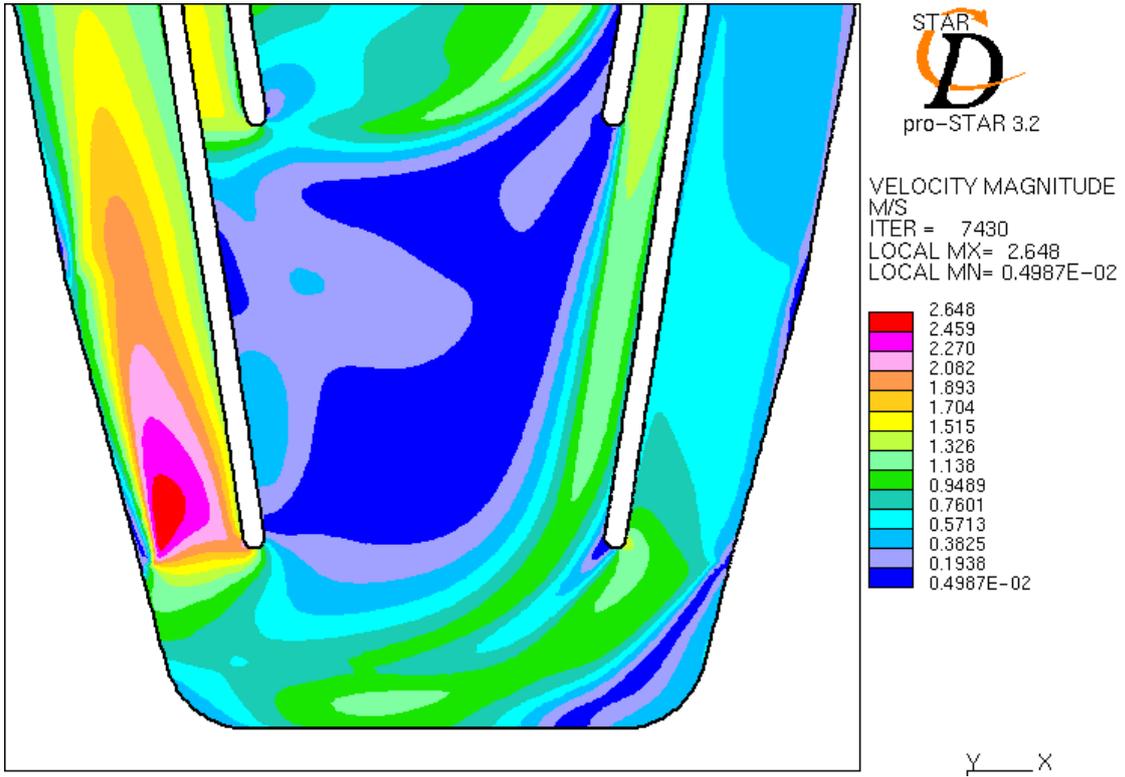


Fig.13(a) Flow velocity distribution of mercury (With baffle)

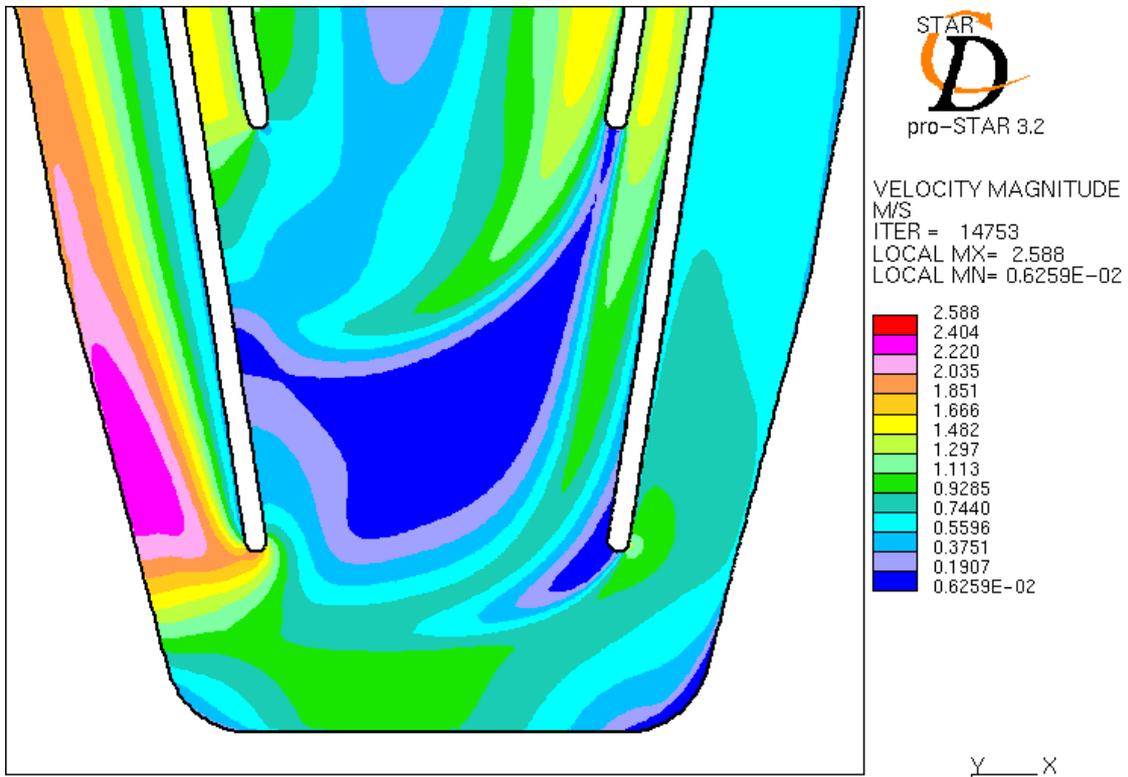


Fig.13(b) Flow velocity distribution of mercury (Without baffle)

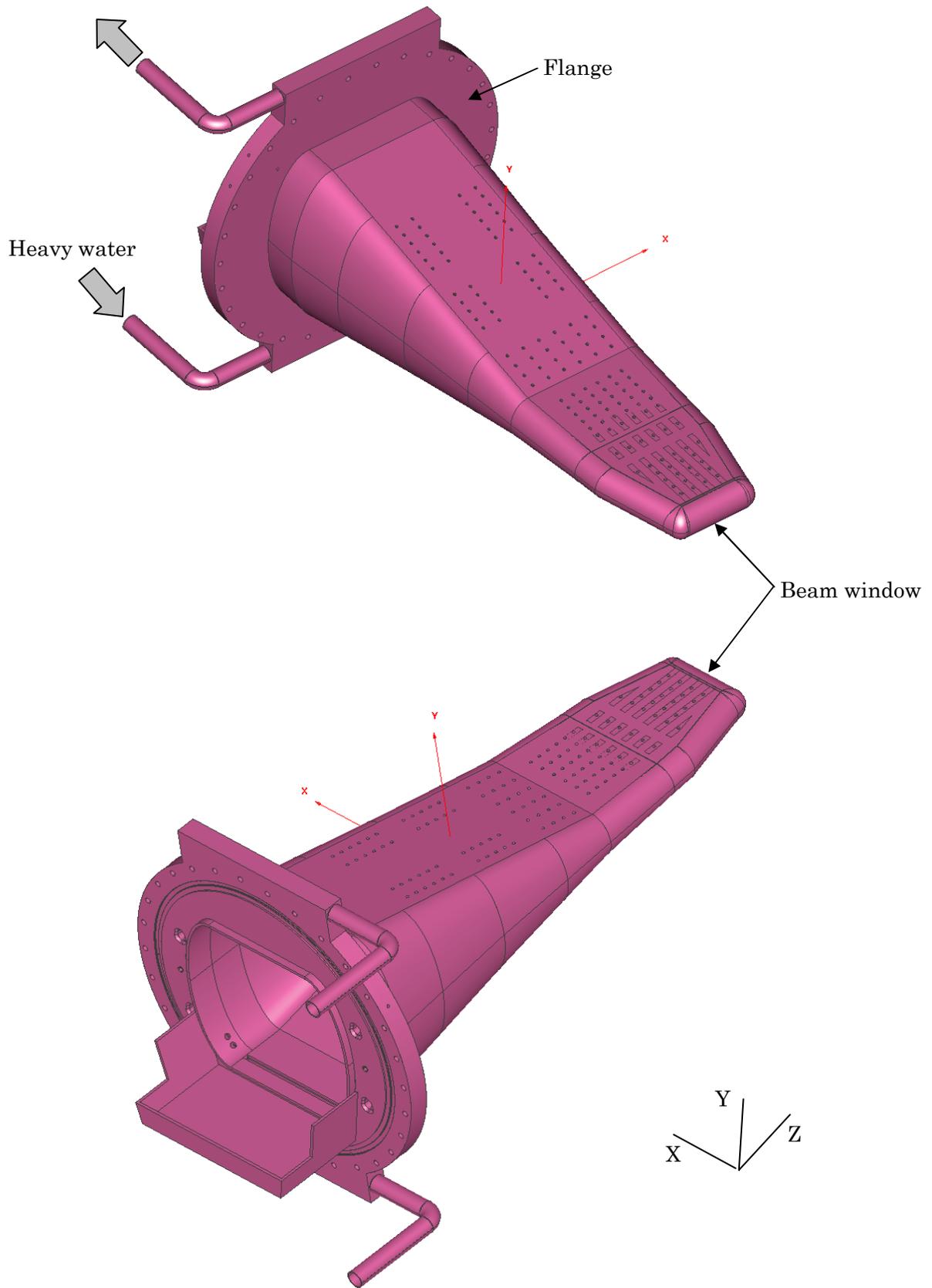


Fig.14 Outer view of the safety hull

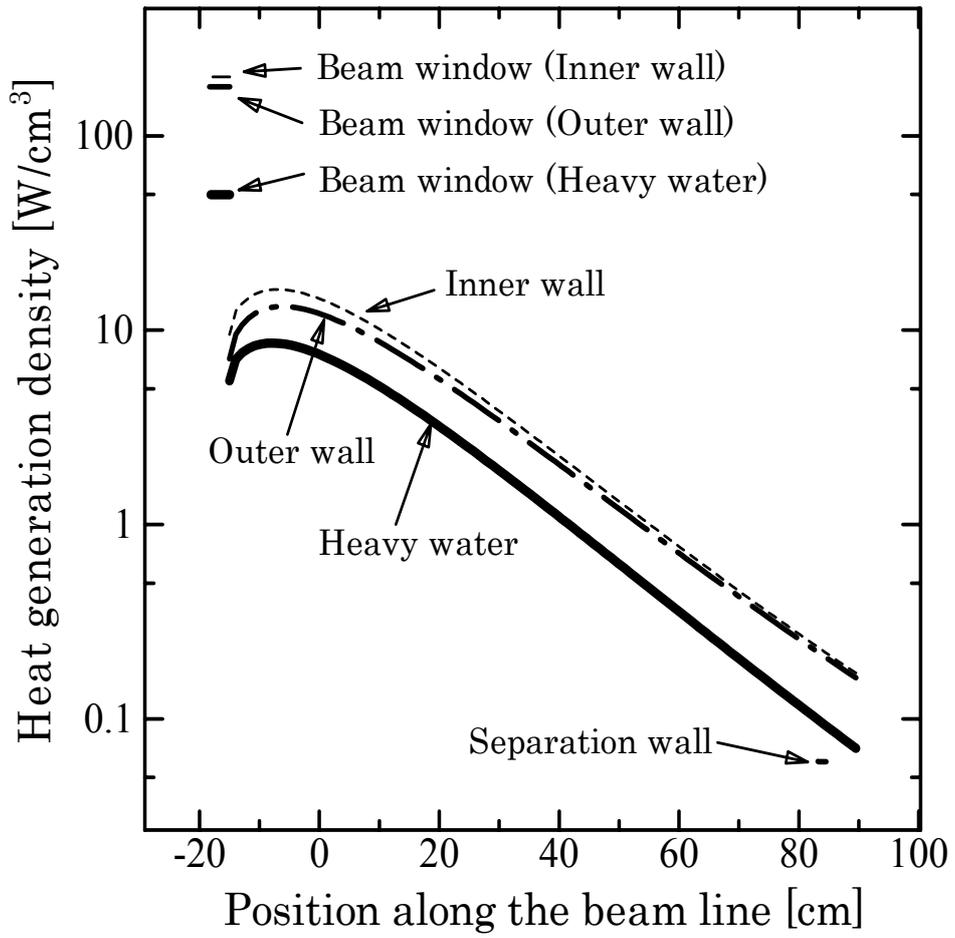


Fig.15 Distribution of heat generation density in the safety hull

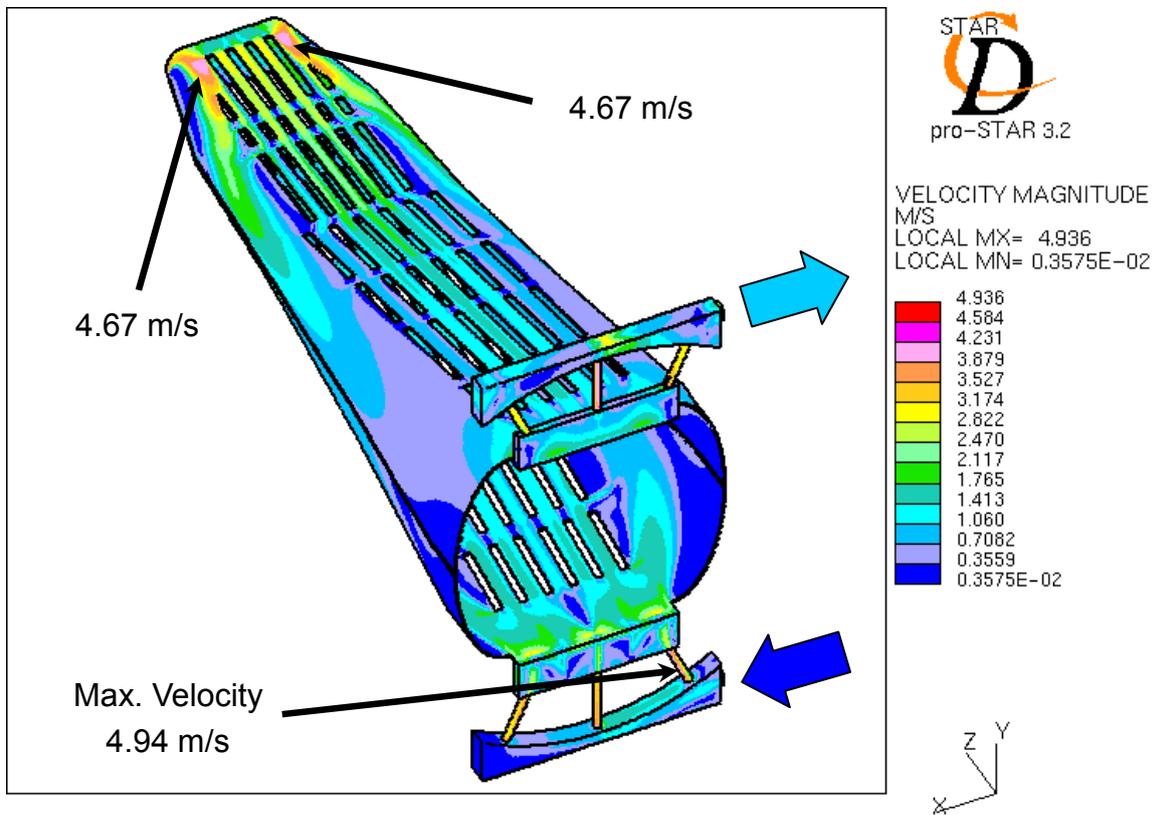
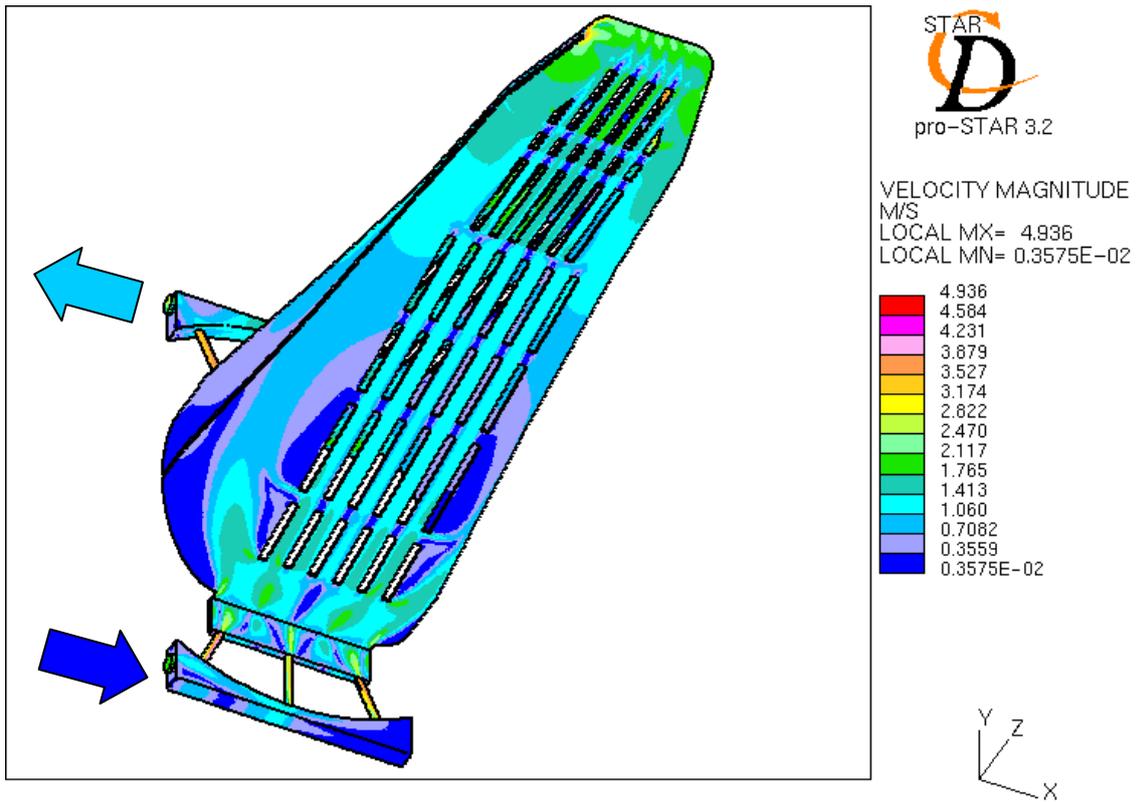


Fig.16 Flow velocity distribution of heavy water

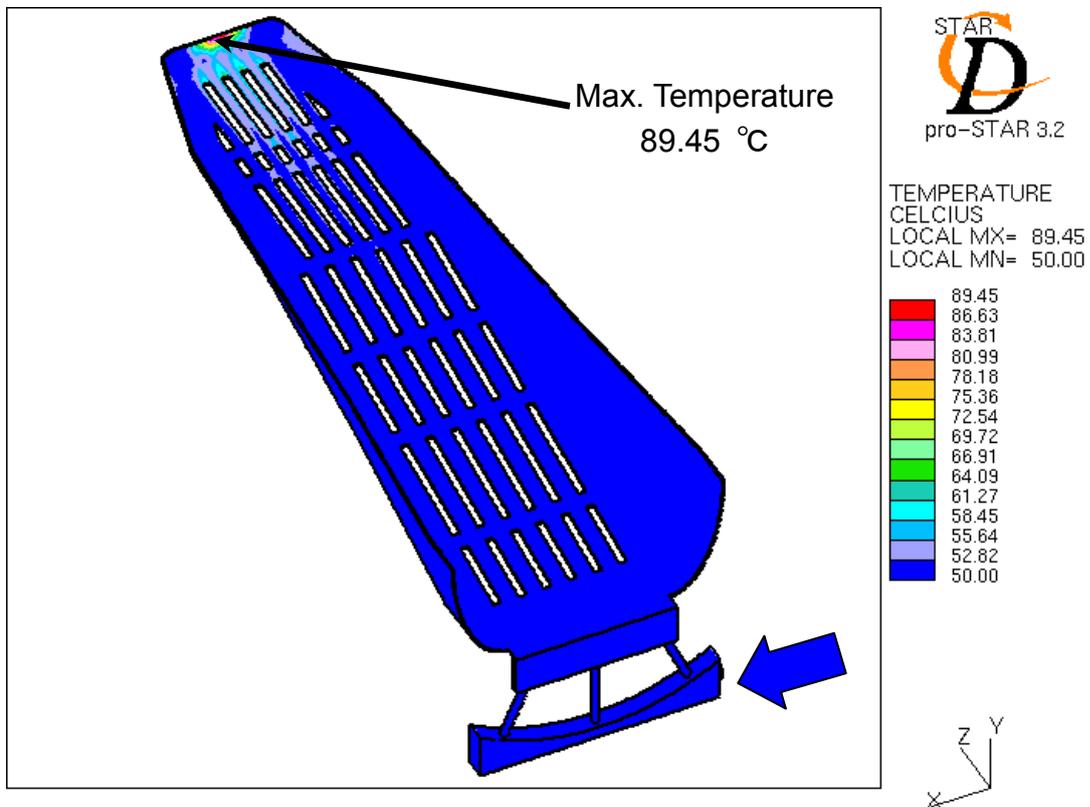
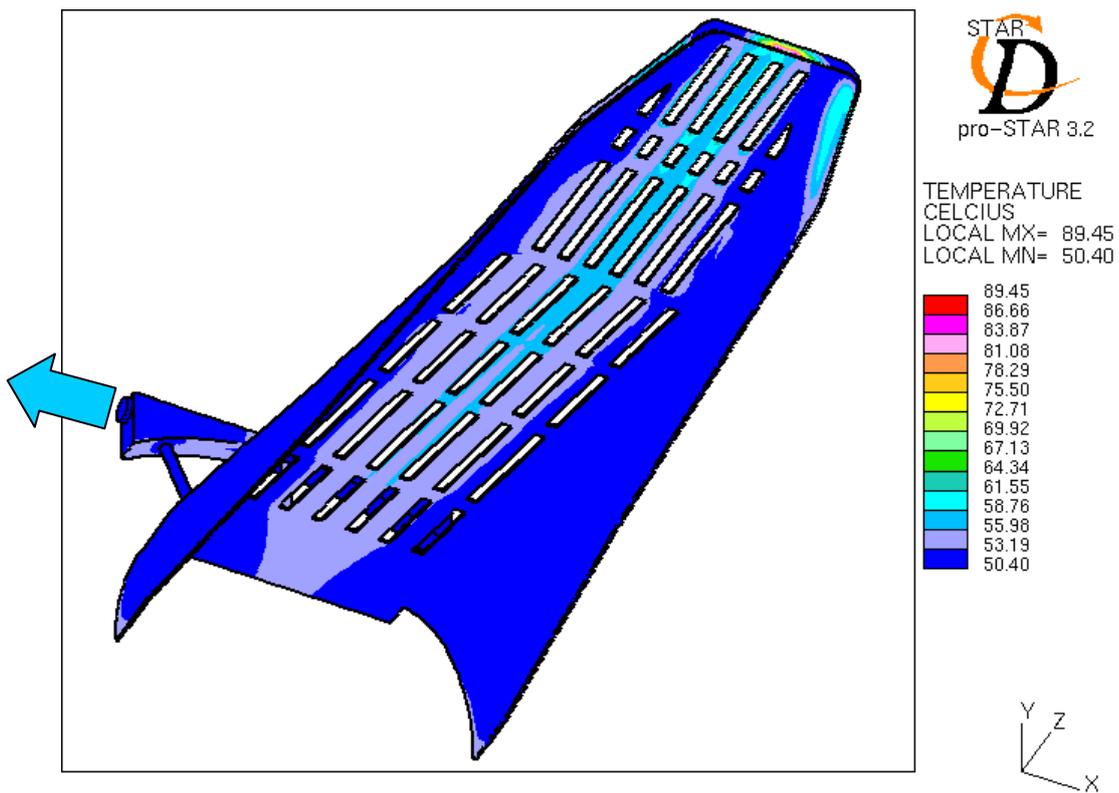


Fig.17 Temperature distribution of heavy water

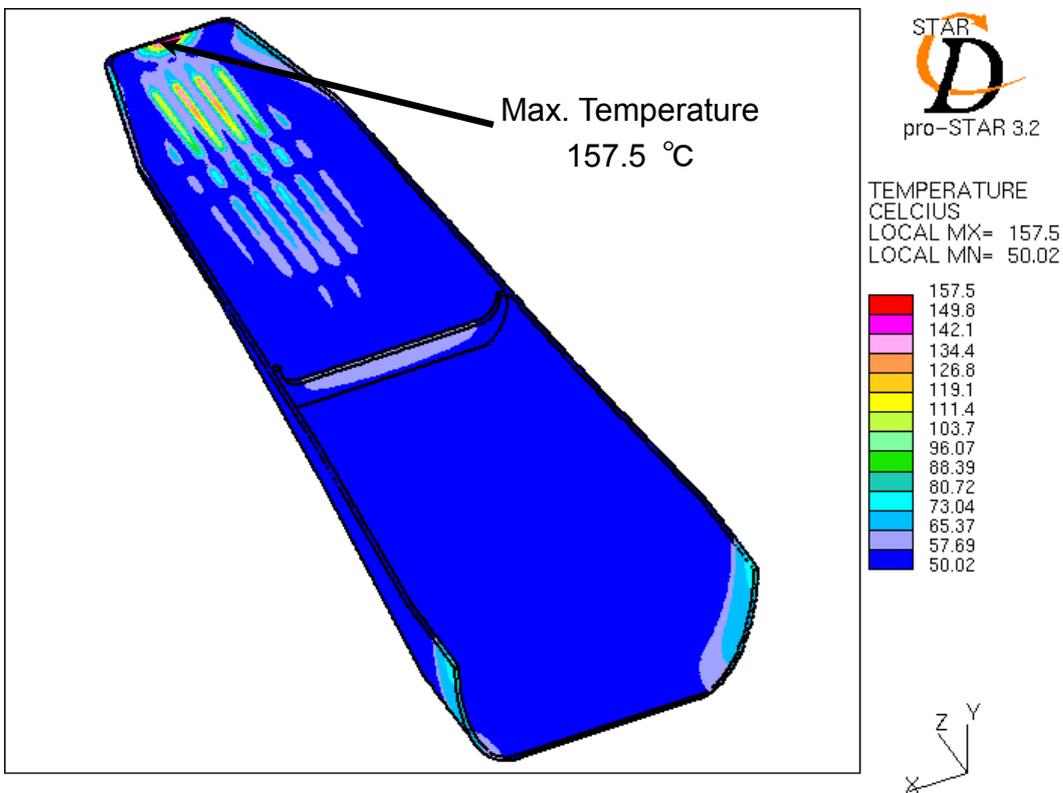
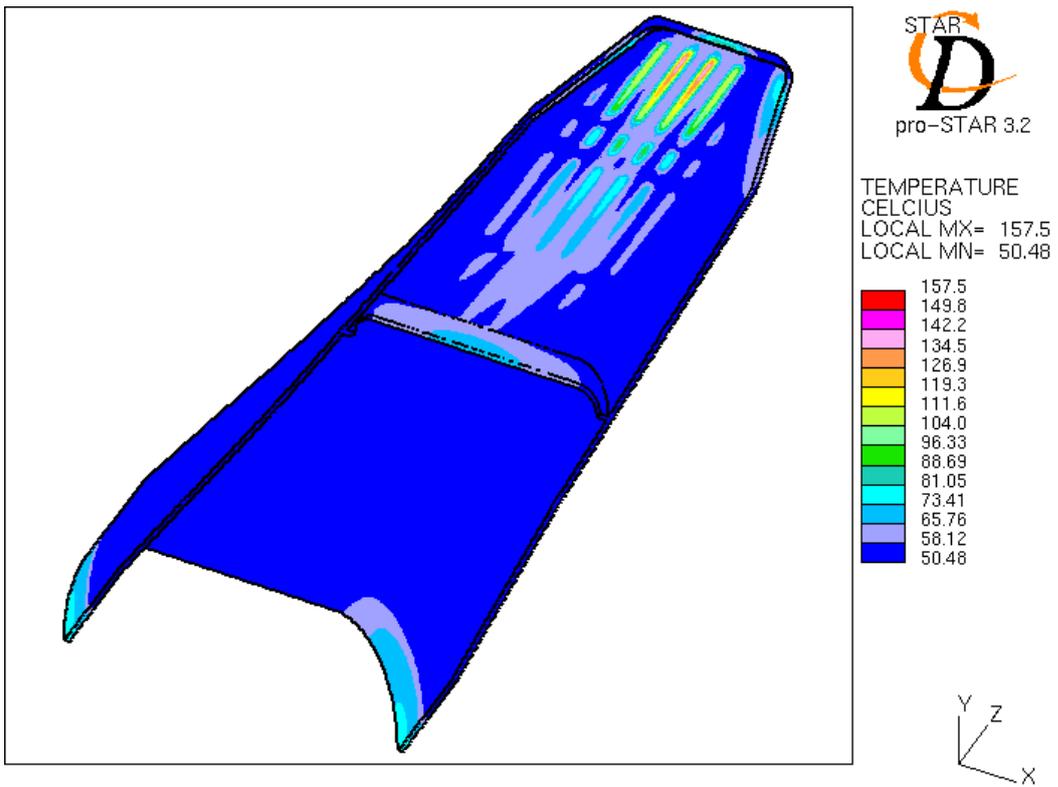


Fig.18 Temperature distribution of the inner wall

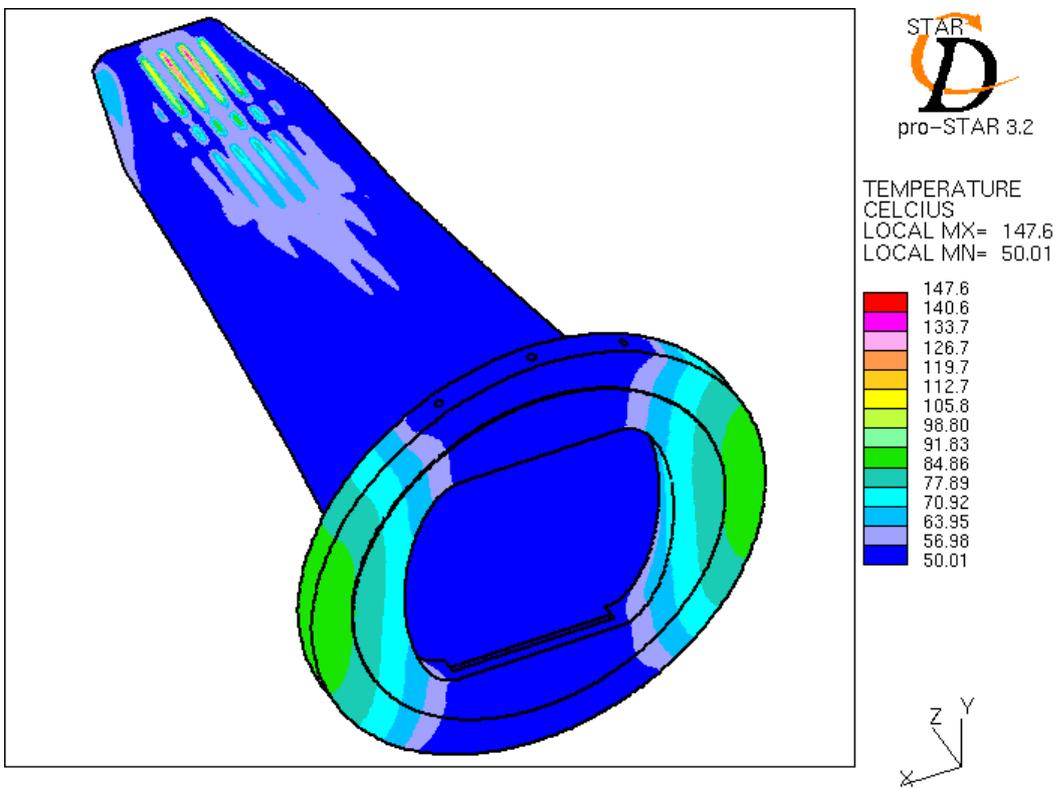
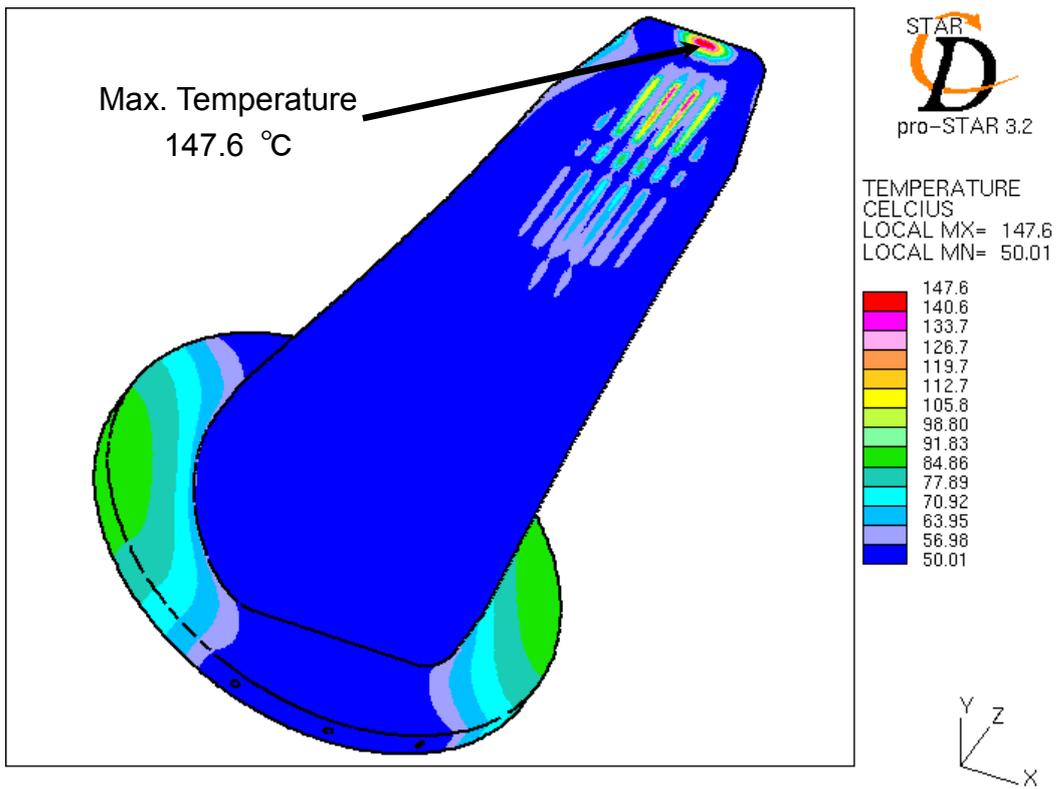


Fig.19 Temperature distribution of the outer wall

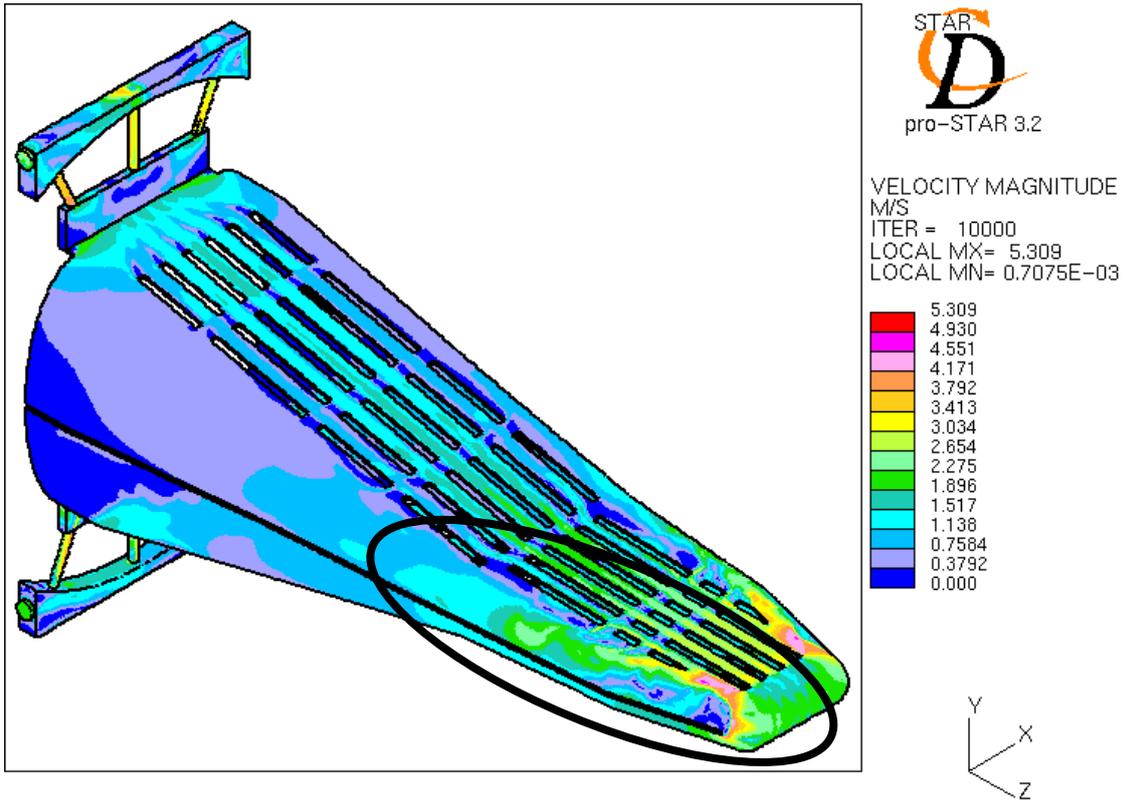


Fig.20(a) Flow velocity distribution of heavy water in the safety hull (MARS)

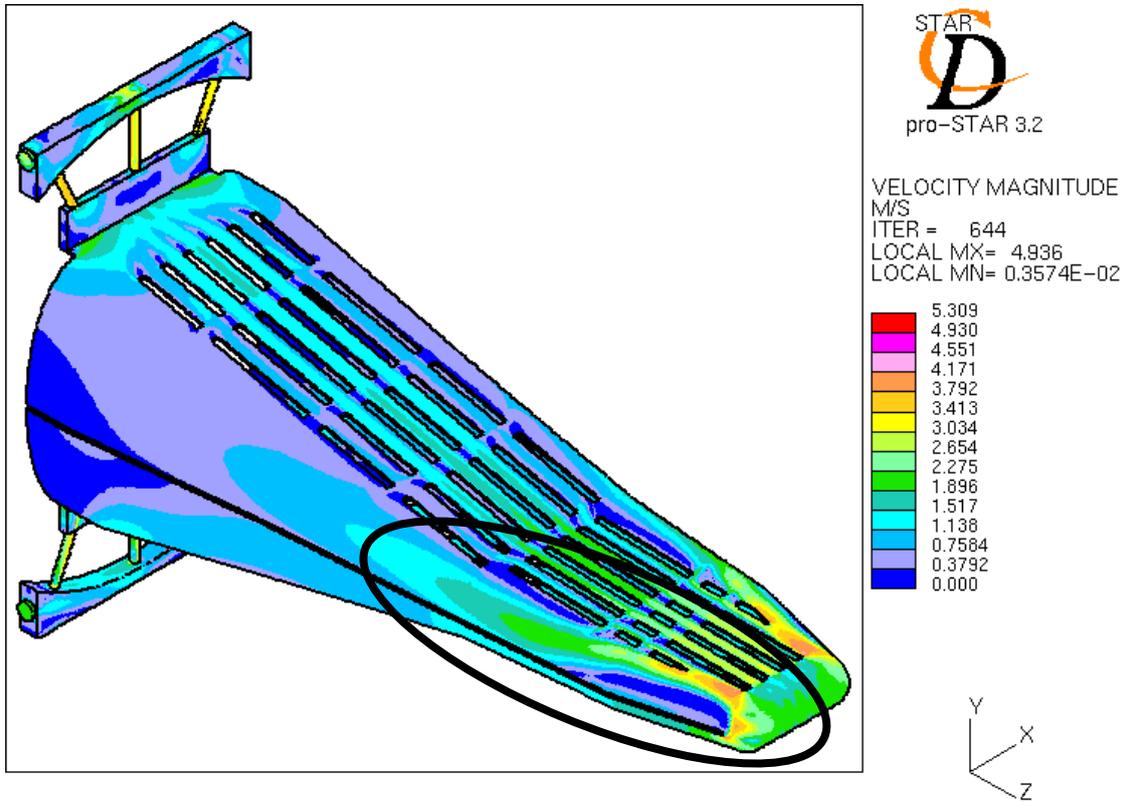


Fig.20(b) Flow velocity distribution of heavy water in the safety hull (UD)

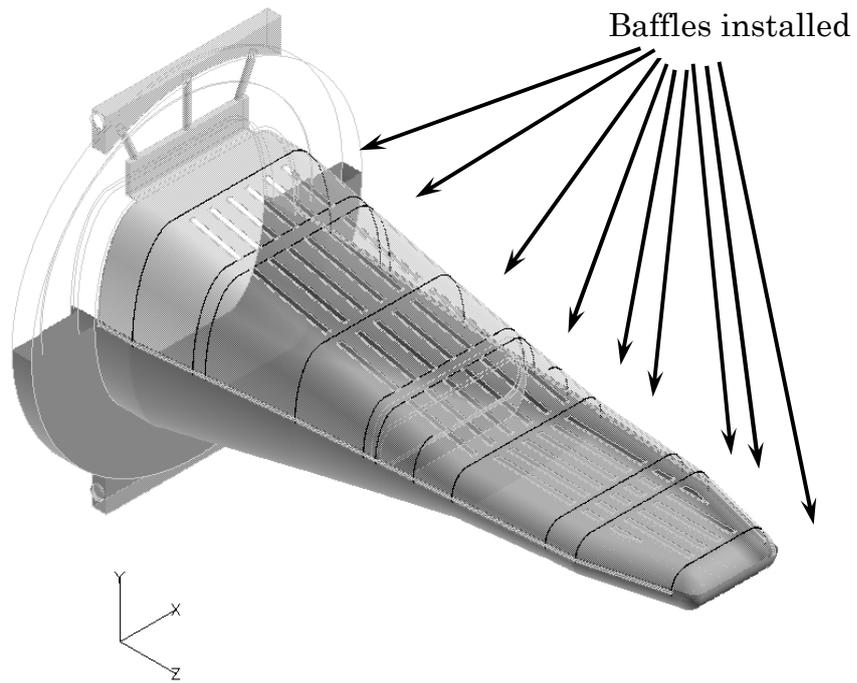


Fig.21 Baffles position in the safety hull simulating the welding deformation

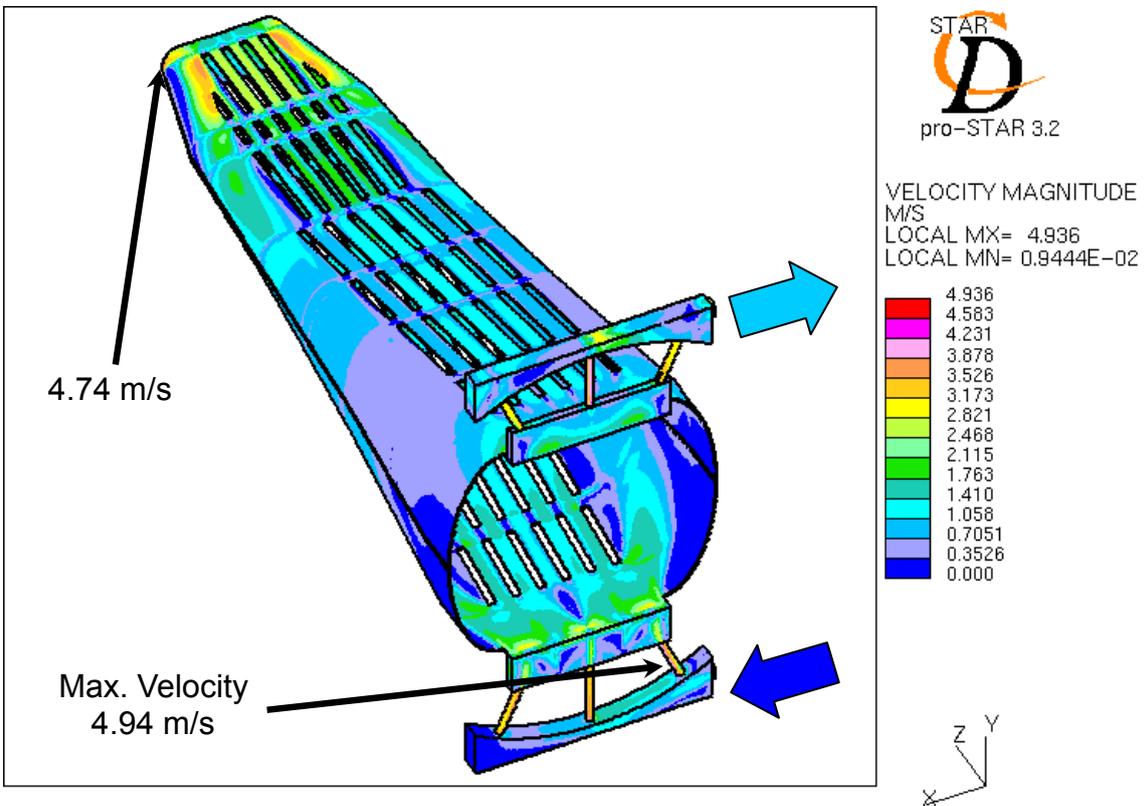
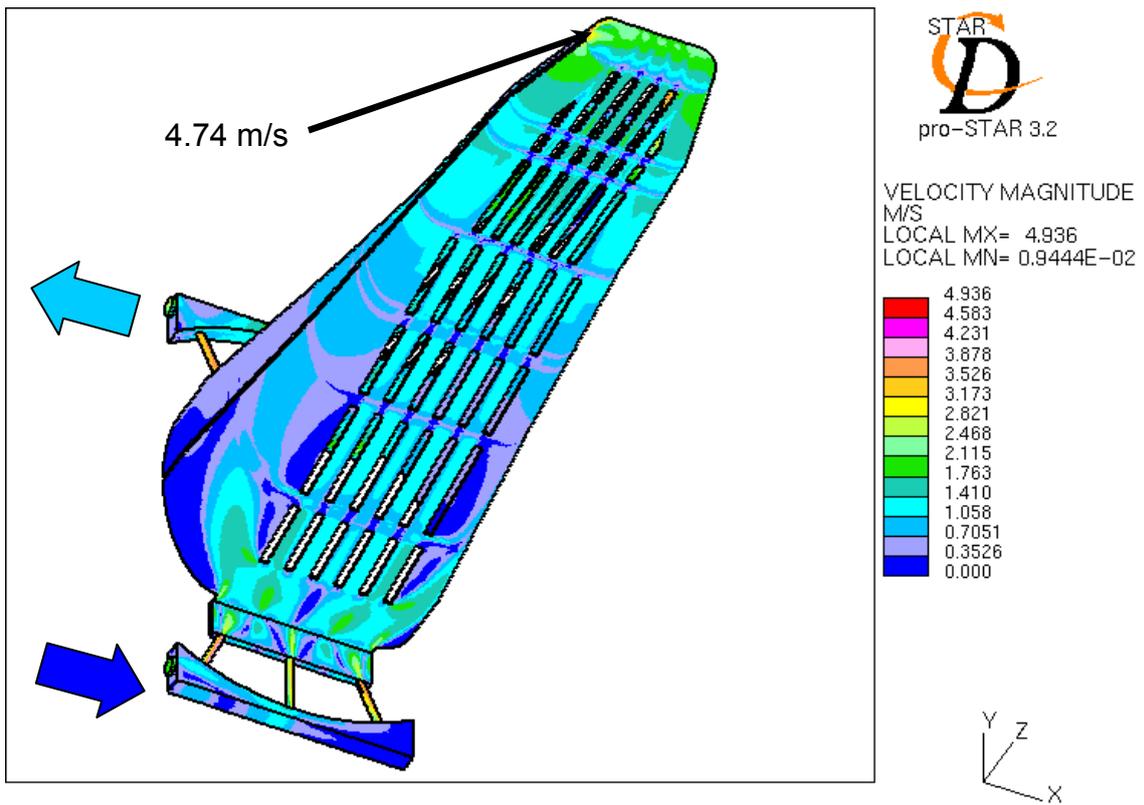


Fig.22 Flow velocity distribution of heavy water in the safety hull (baffle model)

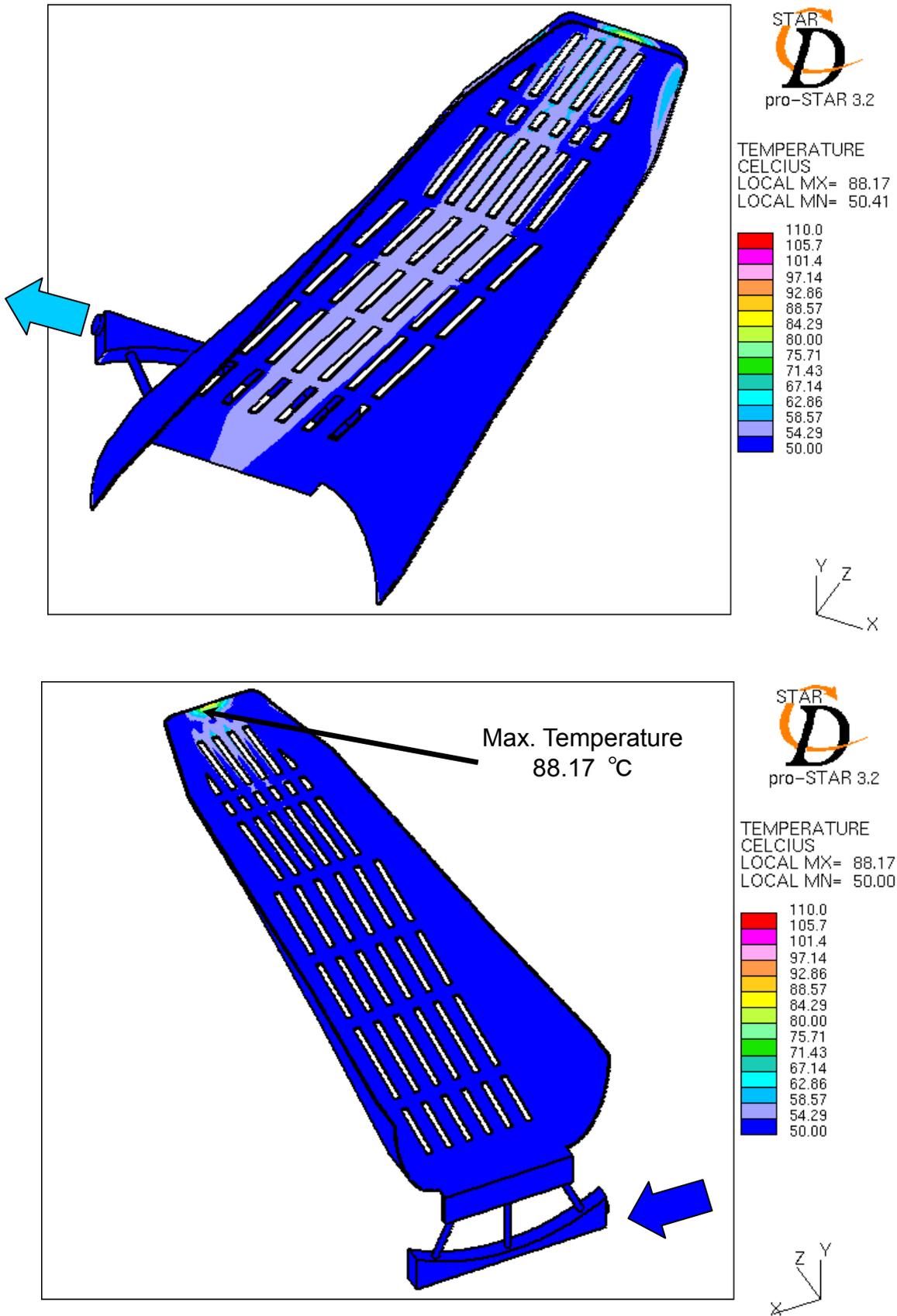


Fig.23 Temperature distribution of heavy water in the safety hull (baffle model)

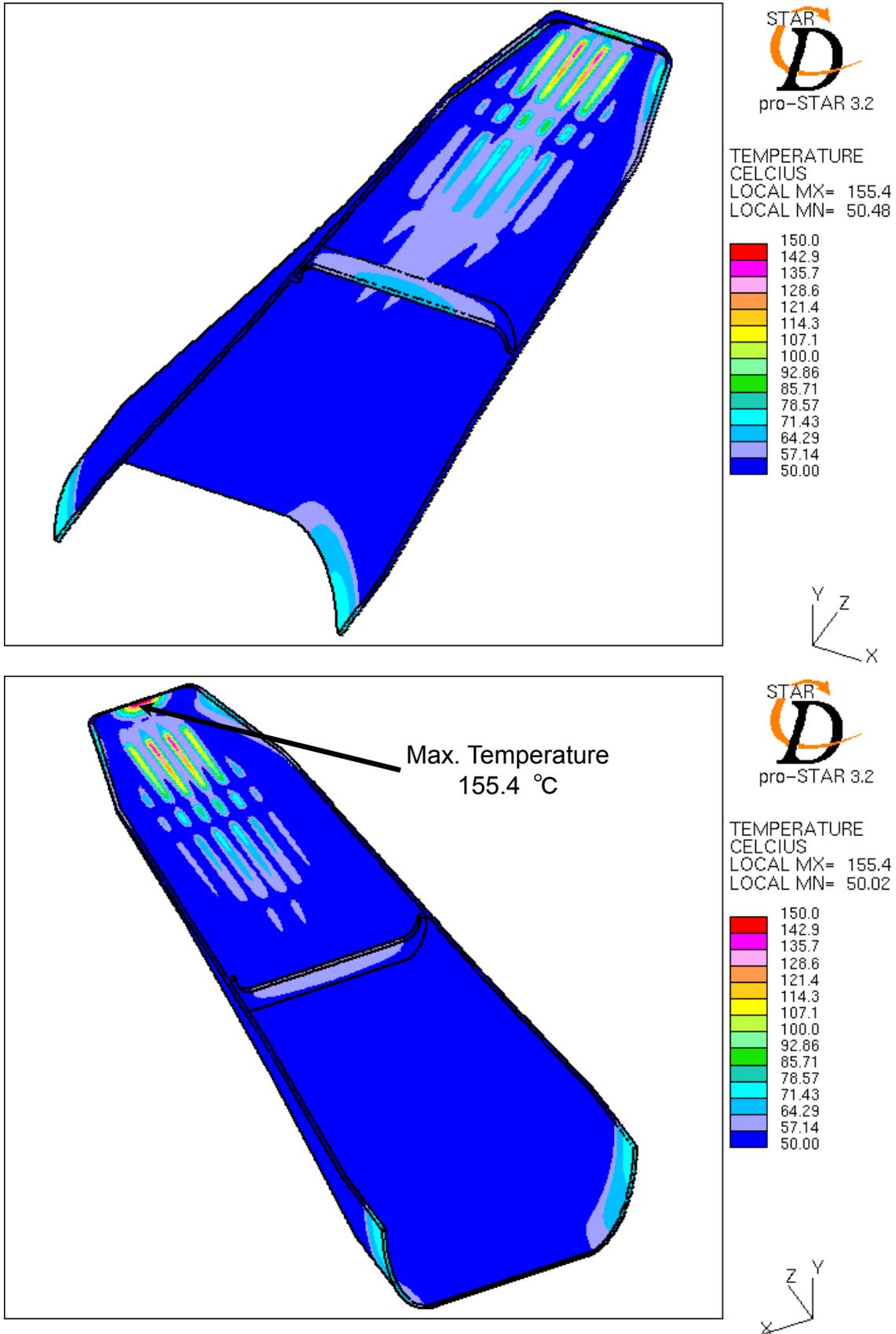


Fig.24 Temperature distribution of the inner wall of the safety hull (baffle model)

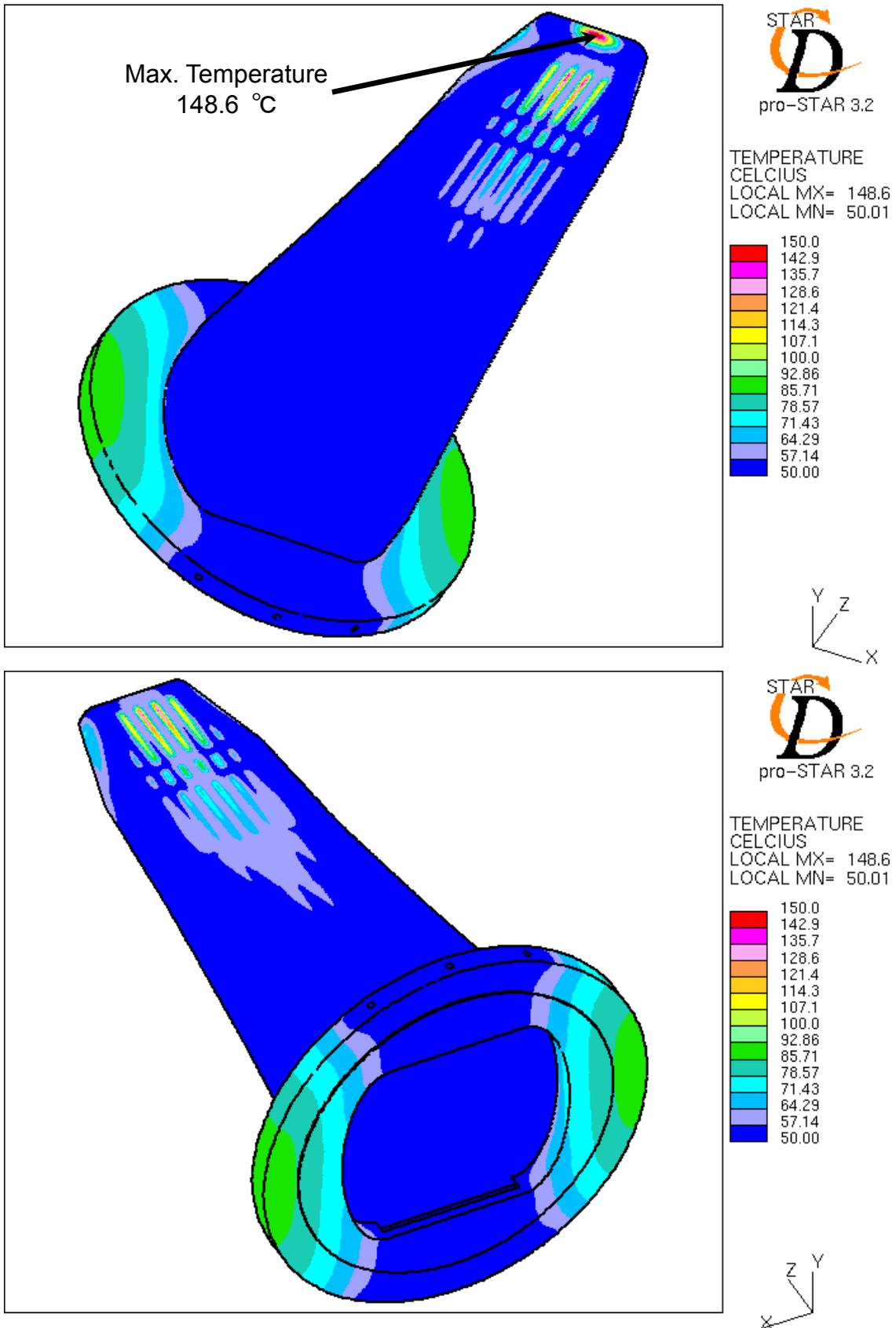


Fig.25 Temperature distribution of the outer wall of the safety hull (baffle model)

国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	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
物質の量	モル	mol
光の強度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度 (質量密度)	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
質量体積 (比体積)	立法メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
(物質量の) 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率	(数の) 1	1

表5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(a)	rad		m ² ・m ⁻¹ =1 ^(b)
立体角	ステラジアン ^(a)	sr ^(c)		m ² ・m ⁻² =1 ^(b)
周波数	ヘルツ	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	N		m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ ・kg ⁻¹ ・s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N・m	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻²
工率, 放射束	ワット	W	J/s	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s ⁻¹ ・A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻³ ・A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ⁴ ・A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻³ ・A ⁻²
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V	m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ³ ・A ²
磁束	ウェーバ	Wb	V・s	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻² ・A ⁻¹
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²	kg ⁻¹ ・s ⁻² ・A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻² ・A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(d)	°C		K
光の強度	ルーメン	lm	cd・sr ^(c)	m ² ・m ⁻² ・cd=cd
(放射能核種の) 放射能	ベクレル	Bq	1m/m ²	m ² ・m ⁻³ ・cd=m ⁻² ・cd
吸収線量, 質量エネルギー分与, カーマ線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量, 組織線量当量	グレイ	Gy	J/kg	m ² ・s ⁻²
	シーベルト	Sv	J/kg	m ² ・s ⁻²

- (a) ラジアン及びステラジアンの使用は、同じ次元であっても異なった性質をもった量を区別するときの組立単位の表し方として利点がある。組立単位を形作るときにいくつかの用例は表4に示されている。
 (b) 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号“1”は明示されない。
 (c) 測光学では、ステラジアンの名称と記号srを単位の表し方の中にそのまま維持している。
 (d) この単位は、例としてミリセルシウス度m°CのようにSI接頭語を伴って用いても良い。

表4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa・s	m ⁻¹ ・kg ⁻¹ ・s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N・m	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg ⁻¹ ・s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m ² ・m ⁻¹ ・s ⁻¹ =s ⁻¹
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎平方秒	rad/s ²	m ² ・m ⁻¹ ・s ⁻² =s ⁻²
熱容量, エントロピー	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg ⁻¹ ・s ⁻³
質量熱容量 (比熱容量), 質量エントロピー	ジュール毎平方メートル	J/K	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻² ・K ⁻¹
(比エネルギー)	ジュール毎キログラム	J/(kg・K)	m ² ・s ⁻² ・K ⁻¹
熱伝導率	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² ・s ⁻² ・K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎メートル	J/m	m ⁻¹ ・kg ⁻¹ ・s ⁻²
電界の強さ	ジュール毎メートル	J/m	m ⁻¹ ・kg ⁻¹ ・s ⁻²
体積電荷	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ ・s ⁻¹ ・A
電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² ・s ⁻¹ ・A
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	m ⁻³ ・kg ⁻¹ ・s ⁴ ・A ²
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻² ・A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻² ・mol ⁻¹
モルエントロピー	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol・K)	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻² ・K ⁻¹ ・mol ⁻¹
モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol・K)	m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻² ・K ⁻¹ ・mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ ・s ⁻¹ ・A
吸収線量	グレイ毎秒	Gy/s	m ² ・s ⁻³
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ ・m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ⁻³ =m ² ・kg ⁻¹ ・s ⁻³
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² ・sr)	m ² ・m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ⁻³ =kg ⁻¹ ・s ⁻³

表6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
リットル	l, L	1l=1 dm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1t=10 ³ kg
ネーパ	Np	1Np=1
ベル	B	1B=(1/2) ln10 (Np)

表7. 国際単位系と併用されこれに属さない単位でSI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
電子ボルト	eV	1eV=1.60217733(49)×10 ⁻¹⁹ J
統一原子質量単位	u	1u=1.6605402(10)×10 ⁻²⁷ kg
天文単位	ua	1ua=1.49597870691(30)×10 ¹¹ m

表8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
海	里	1海里=1852m
ノット	ノット	1ノット=1海里毎時=(1852/3600)m/s
アール	a	1a=1 dam ² =10 ² m ²
ヘクタール	ha	1ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
バール	bar	1bar=0.1MPa=100kPa=1000hPa=10 ⁵ Pa
オングストローム	Å	1Å=0.1nm=10 ⁻¹⁰ m
バ	b	1b=100fm ² =10 ⁻²⁸ m ²

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn・s/cm ² =0.1Pa・s
ストークス	St	1 St =1cm ² /s=10 ⁻⁴ m ² /s
ガウス	G	1 G ≙10 ⁴ T
エルステッド	Oe	1 Oe ≙(1000/4π) A/m
マクスウェル	Mx	1 Mx ≙10 ⁻⁸ Wb
スチルブ	sb	1 sb =1cd/cm ² =10 ⁴ cd/m ²
ホト	ph	1 ph=10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal =1cm/s ² =10 ⁻² m/s ²

表10. 国際単位に属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R = 2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
X線単位	lx	1lx unit=1.002×10 ⁻⁴ nm
ガンマ	γ	1γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
ジャンスキー	Jy	1 Jy=10 ⁻²⁶ W・m ⁻² ・Hz ⁻¹
フェルミ	fm	1 fermi=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1 metric carat = 200 mg = 2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
カロリ	cal	
マイクロ	μ	1 μ = 1μm=10 ⁻⁶ m

