

三面複層コーティング流路を用いた強磁場下における MHD 流動特性評価

MHD Flow Characteristics in a Three-surface-multi-layered Channel Under a High Magnetic Field

橋爪 秀利¹, 伊藤 悟¹, 青柳 光裕¹, 稲毛 義樹¹, 一色 大地¹, 小黒 英俊²

¹東北大・工, ²東北大・金研.

H. Hashizume¹, S. Ito¹, M. Aoyagi¹, Y. Inage¹, D. Isshiki¹, and H. Oguro²

¹ Faculty of Engineering, Tohoku University

² Institute for Materials Research, Tohoku University

1. はじめに

核融合炉の実現に向けて、その重要な機器のひとつであるブランケット開発が進められている。様々な形式のブランケットが提案されているが[1]、本研究ではトリチウム増殖材となる液体リチウムを冷却材として用いて、構造材をバナジウム合金とする Li/V ブランケットに着目する。Li/V ブランケットでは、燃料プラズマを閉じ込めるために必要な磁場の影響により、ブランケット中での液体リチウムの流れに電磁力が抵抗力として働く MHD 壓力損失が生じるという問題があり、この MHD 壓力損失を低減させることが重要な課題となっている。流路の内側を電気的に絶縁すれば、流体に作用する正味の電磁力はゼロとなるため MHD 壓力損失は大きく低減できる。しかし絶縁材は金属と熱膨張率が異なるため、クラックが生じる可能性が高く、そのクラックを通して金属壁に電流が流れることが懸念される。また、高熱負荷や放射線照射にさらされるプラズマ対向面に絶縁を施すのは不都合であり、さらに流路内面の 4 面すべてに絶縁コーティングを施すのは技術的にも困難である。そこで、Fig. 1 に示すように、プラズマ対向面以外の三面のみに絶縁を施し、絶縁層の流路側にさらに薄い金属層を加えた三面複層コーティング流路が提案されている[2]。絶縁層にクラックが生じても、金属層の存在により、流路壁内への電流パスの発生を防止できる。

実験と数値解析の両面から核融合炉ブランケットへの適用性を評価することを最終目標として、昨年度までの共同研究では複層コーティング流路、絶縁壁流路および導電壁流路での圧力損失測定を行い、並行して実施した数値解析結果との比較を行った。複層コーティングを施さない導電壁流路での結果と比較すると、複層コーティング流路では圧力損失が低減されることが示された[3]。実験結果と数値解析結果は一致しなかったが、これは流体と壁の間の接触電気抵抗と、自由液面上にある酸化物の影響であり、これらの影響を定量的に評価することで、実験結果は数値解析と良く一致した[4]。以上のように、三面複層コーティング流路の金属層を十分薄くすることにより、MHD 壓力損失を核融合ブランケットで適用可能な値まで低減できることを確かめてきた。しかしながら、金属層を薄くすると金属層の強度に問題が生じるため、新たに Fig. 2 のように金属層に補強材を配置することを検討している。補強により金属層の構造強度を改善できるものの、懸念事項と

して金属層に電流が流れやすくなるため MHD 壓力損失が増大してしまうこと、金属層と流路壁の間の絶縁材の厚さを増大することにより熱伝導性が悪くなる、といった点が挙げられる。したがって補強材配置による MHD 壓力損失や金属層強度や熱流動現象への影響を評価し、最適な補強材配置を検討する必要がある。

本年度は数値解析により補強材の配置が MHD 流動場と金属層強度に与える影響を評価し、MHD 壓力損失増大の抑制、金属層強度、および除熱性能向上の共立を図れる補強材配置の指針を探るとともに、流動実験によりこれらの計算に用いた数値解析コードの妥当性の評価を行った。

2. 補強材配置による流動場変化

2-1. 数値解析体系

三面複層コーティング流路の数値解析モデルを Fig. 3 に示す。このモデルは流路中心の z 軸に対して対称であるため、半領域のみを解けばよい。作動流体は液体リチウム、流路は絶縁層を除いてバナジウム合金、絶縁層は Er_2O_3 を想定している。流路長さは 700 mm、流路の内側の幅は 20 mm、高さは 8 mm である。今回はコの字型補強材配置を想定しており、その補強材配置の概念図を Fig. 4 に示す。

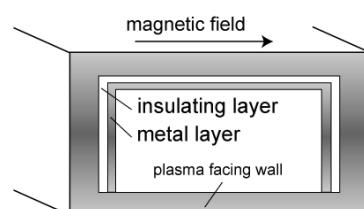


Fig. 1 Three-surface-multi-layered channel.

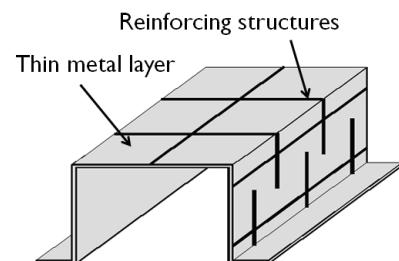


Fig. 2 Reinforced thin metal layer.

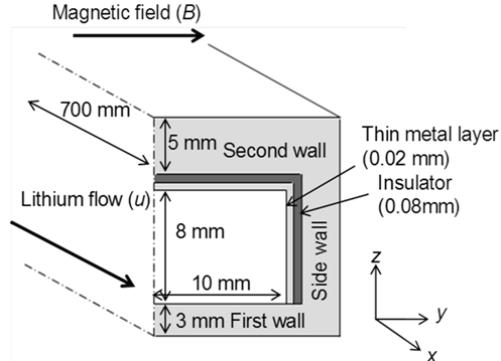


Fig. 3 Simulation model.

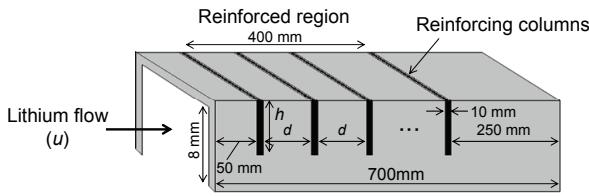


Fig. 4 Schematic view of the reinforced thin metal layer in the simulation.

2-2. 数値解析手法

支配方程式は以下に示すように、外力として電磁力を含むナビエストークス方程式(1)、連続の式(2)、およびオームの法則、電荷保存の式を適用させた静電ポテンシャルのポアソン方程式(3)である。

$$\rho(\mathbf{U} \cdot \nabla)\mathbf{U} = \nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{U} + \{\sigma(-\nabla\phi + \mathbf{U} \times \mathbf{B})\} \times \mathbf{B} \quad (1)$$

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{U}) = 0 \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \{\sigma(-\nabla\phi + \mathbf{U} \times \mathbf{B})\} = 0 \quad (3)$$

ここで、 ρ は流体の密度、 \mathbf{U} は速度ベクトル、 p は圧力、 μ は流体の粘性係数、 σ は流体の電気伝導率、 ϕ は静電ポテンシャル、 \mathbf{B} は磁場である。速度場と圧力場は SIMPLE アルゴリズムで解かれる。また、これらの支配方程式は有限体積法で離散化する。境界条件は内壁面では速度はノンスリップ、垂直成分はゼロ、外壁面では電気絶縁条件である。解析領域は壁も含めた領域である。入口条件は、補強材を配置していない三面複層コーティング流路の完全発達流を二次元解析を用いて算出する。補強材部分は金属層が厚肉化することで、金属層の導電性が良くなる。本解析では、厚肉化する部分の導電率を 10 倍にすることで厚肉化（厚さ 10 倍）を模擬する。

2-3. 数値解析結果

代表的な値として、Fig. 4 におけるサイドウォール面の補強材の長さ $h=4$ mm、補強材間隔 $d=90$ mm、磁場 1 T、平均流速 0.10 m/s の条件のときの流速分布を Fig. 5 に示す。(a)は補強材が存在する位置、(b)は補強材間の中心での yz 平面の x 方向成分の

流速分布を示している。(a)では補強材が存在することにより、流速に大きな差が生じていることが分かる。これは、補強材の配置部分である second wall 側（図上部）では電気伝導率が補強材を配置していないときと比べて増加するため電流が大きくなり、抵抗力となるローレンツ力が増大することによって、流速が低下しているからである。一方、first wall 側（図下部）では流量保存則により流速は高くなる。

3. 金属層厚肉化による曲り管での伝熱促進

3-1. 数値解析体系および数値解析手法

プランケットの第一壁流路は基本的には直線や緩やかな曲線形状であるが、その入口、出口では 90° や 180° の曲り管などの複雑形状とする必要があり、そこでは直線部と異なり三次元的な熱流動現象が生じると予測される。そこで、Fig. 6 に示すように、直線流路とその両端部の 90° 曲り管部で構成されている第一壁流路で、実際の核融合炉の条件に近い磁場 10 T、first wall 側からの熱流束 1 MW/m²、平均流速 1.2 m/s の条件で、MHD 热流動現象について数値解析を行った。数値解析方法は 2-2 で述べたものと同じであるが、支配方程式にエネルギー方程式(4)が加わる。

$$\nabla \cdot (\rho C_p \mathbf{U} T) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (4)$$

ここで、 C_p は比熱、 λ は熱伝導率、 T は温度である。

3-2. 数値解析結果

流路出口側の曲り間部分の結果を Fig. 7(a)に示す。これは、 xz 平面 ($y=0.1$ mm) での温度分布のコンターと速度ベクトルである。最高温度は 677 °C であった。この結果から、曲り部外側でよどみが生じ、伝熱性能が悪くなっていることが考えられる。そこで 2-3 で得られた知見から second wall 側の金属層を厚肉化すると、Fig. 7 (b) に示すように曲り部外側の流速が速くなることにより伝熱が促進され、最高温度は 652 °C まで減少した。また、この金属層構造の改善による全体の MHD 壓力損失の増加は、部分厚肉化を施していないときと比べて、3% 程度の上昇に留まっている。

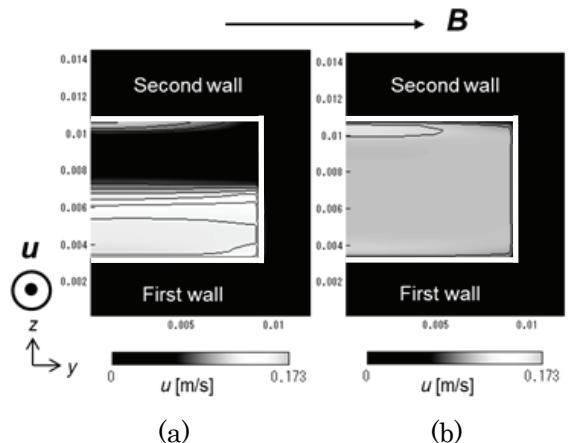


Fig. 5 Profiles of u on yz plane. ($d=90$ mm, $h=4$ mm)

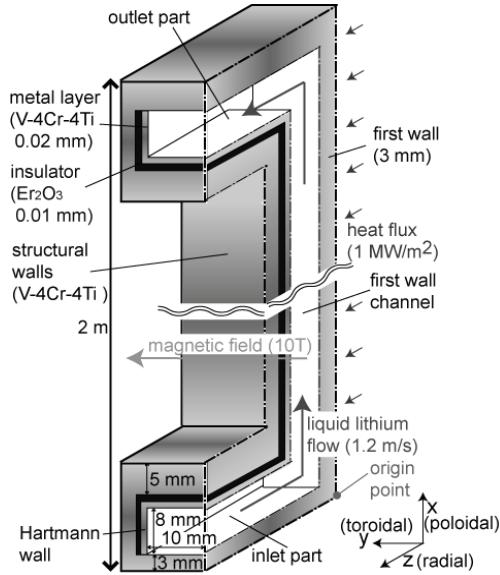


Fig. 6 Schematic view of the computational model.

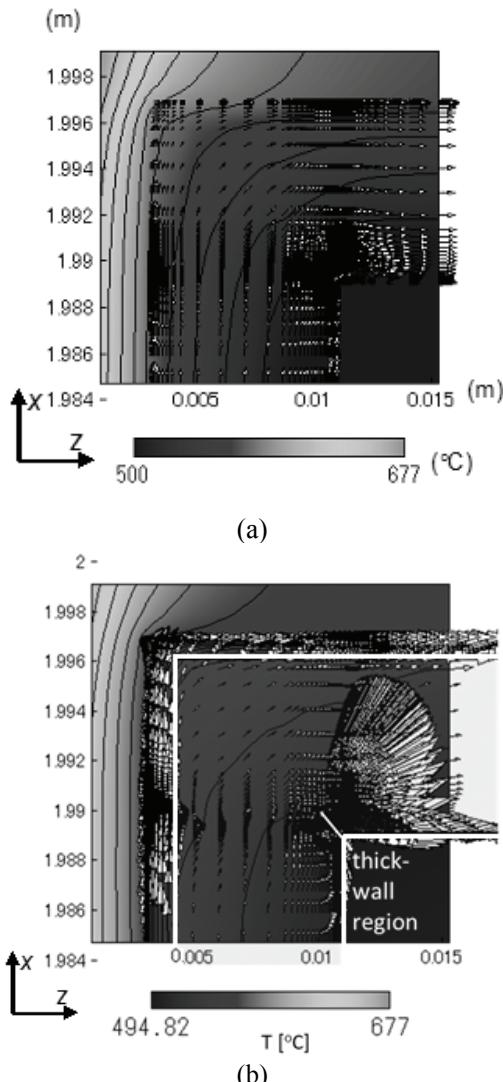


Fig. 7 Temperature and velocity vector distributions at 2 mm around the outlet elbow.

4. 補強材配置流路の流动試験

4-1. 評価体系

これまで得た知見は数値解析によるもののみであり、実際に実証試験を行うことが不可欠である。Fig. 8 に実験に用いる流路の鳥瞰図および断面図を示す。流路はステンレスの底板と銅側壁からできており、内径 80 mm、外径 156 mm、深さ 30 mm の環状自由表面流路である。作動流体は Bi-Sn 共晶合金(融点 138 °C)で、作動温度は 150 °C である。この流路を 6T-CSM マグネットに挿入することで流れに対して垂直方向の磁場を印加する。この磁場と内外の電極を通して流す径方向の電流により、流体に周方向の駆動力を発生させる。流路は開流路であるが、自由表面における境界条件は対称条件と等しいため、チャンネル流れの半領域を模擬した状態である。壁の導電性は底部のステンレス板の厚さによって変化させる。本実験では底板の厚さが(i) 0.3 mm で一様なものと、(ii) 環状流路内側の半領域が 0.3 mm、外側の半領域が補強材の配置を模擬した 1.0 mm である 2 種類のステンレス板を用いた。この体系を用いて実験を行い、数値解析結果と比較する。

4-2. 数値解析手法

評価体系は環状の軸対称流路であるので、二次元軸対称定常流の解析を行う。支配方程式である円筒座標系の定常 2 次元の周方向成分に関するナビエストークス方程式および静電ポテンシャルの式の 2 式を有限体積法で離散化して解く。境界条件は 2-2 で示したのと同様に、内壁面では速度はノンスリップ、垂直成分はゼロ、外壁面では電気絶縁条件である。解析領域は壁も含めた領域である。補強材の配置については導電率の増加ではなく、実際に厚さを変化させて模擬し、計算を行う。

4-3. 測定原理

式(5)に示すように、電極間の電位差(V)と距離(w)、磁場の強さ(B)により平均流速(U)が求められる。また、式(6)に示すように、圧力損失(dp/dx)は駆動電磁力と等価なため、印加する電流(I)と磁場、流路の深さ(h)と周長(L)から求められる。

$$U = \frac{V}{Bw} \quad (5)$$

$$\frac{dp}{dx} = \frac{IB}{hL} \quad (6)$$

また、Fig. 9 に示すように、流体内にステンレス製の電極プローブを 10 mm 挿入することにより、同様の原理で端子間平均流速を得て、流动場を求めることができる。

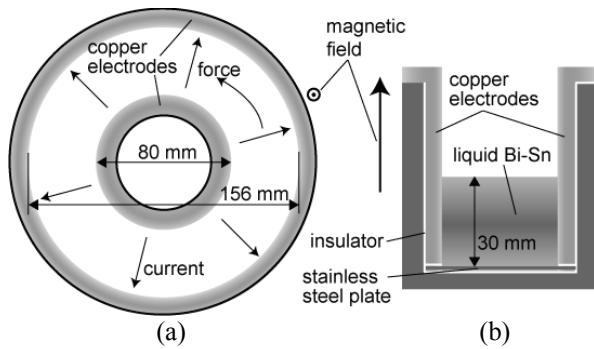


Fig. 8 (a) Top and (b) cross-sectional schematic views of the channel test section.

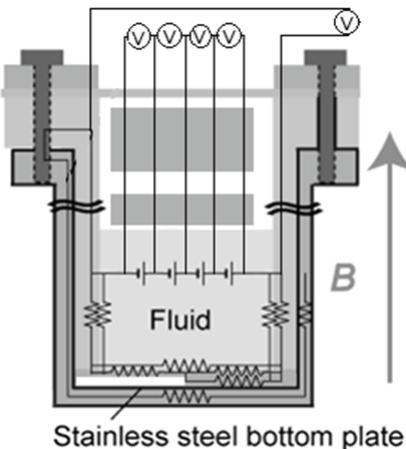


Fig. 9 Method of determining the flow velocity.

4-4. 数値解析結果

代表的な値として磁場 2 T、平均流速 0.30 m/s の条件での流速分布の数値解析結果を Fig. 10 に示す。(a)が底板(i)、(b)が底板(ii)の結果である。この結果から、環状流路の内側(図左側)ほど電流密度が大きいため駆動力が大きくなり、流速が高くなっていること、補強材配置を模擬している部分では 2-3 で述べた理由から、流速が低くなることがわかる。また、流体の深さ方向の流速分布には変化がほとんどないため、実験においてプローブを挿入する深さという条件は実験結果にもほとんど影響を及ぼさないと考えられる。

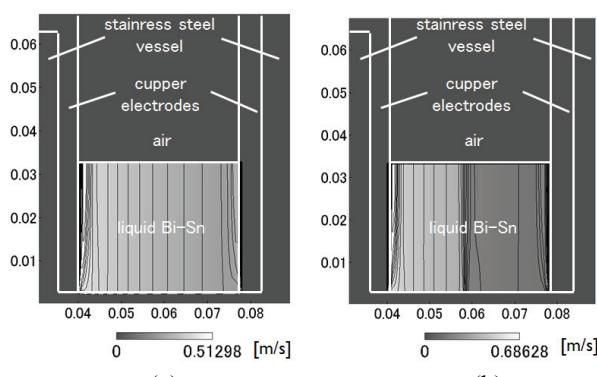


Fig. 10 Simulation result of velocity distribution.

4-5. 実験結果および数値解析結果との比較

Fig. 10 における数値解析結果の液面からの深さ 10 mm の流速分布、および実験で計測された端子間平均流速分布を Fig. 11 に示す。現状は挿入したプローブによって流动場を正しく評価できていないことが分かる。理由としては、プローブを挿入することで全体の圧力損失が 10~20%増大しており、この結果を局所的に考えた場合、プローブ付近の流动場は大きく変化しているためだと考えられる。しかし、液面に浮遊する酸化物を観察することで、補強材配置模擬流路の(ii)の底板を用いた実験では、補強材が配置されていない内側の流体の速度がより高いという定性的な結果を得た。

5. まとめ

数値解析により補強材配置を工夫することで MHD 圧力損失増大の抑制、金属層強度、および除熱性能向上の共立を図れるような流路の設計を得る基礎的な指針を得た。また、流动試験によって数値解析と同様な流动場となることを定性的に評価することができた。今後は MHD 流動場の詳細を評価する手法を確立するとともに、MHD 流動場解析、熱流动解析、構造解析を組み合わせて、補強材の配置の最適化を図る予定である。

参考文献

- [1] M. Enoda et al., "Overview of design and R&D of test blankets in Japan", Fusion Eng. Des. 81, pp. 415–424, 2006.
- [2] H. Hashizume, "Numerical and experimental research to solve MHD problem in liquid blanket system", Fusion Eng. Des., 81, pp. 8-14, 1431, 2006.
- [3] M. Aoyagi et al., "MHD pressure drop characteristics in a three-surface-multi-layered channel under a strong magnetic field," Fusion Engineering and Design, 85, pp. 1181-1184, 2010.
- [4] M. Aoyagi et al, "Experimental and Numerical Evaluation of the MHD Pressure Drop with Contact Resistance in a Channel", 8th PAMIR International Conference on Fundamental and Applied MHD, Borgo, France, Sep.4-9, 2011.

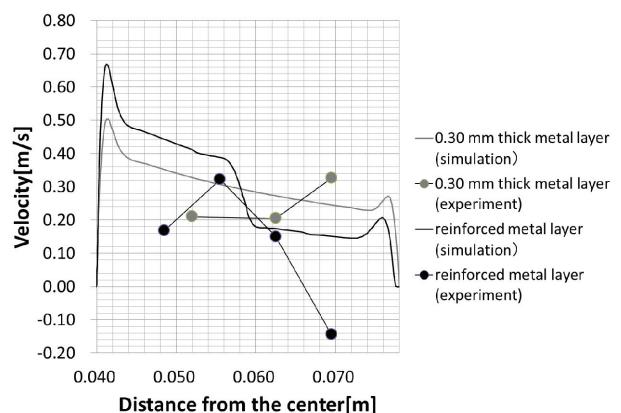


Fig. 11 Comparison of experimental result and simulation result.