

高密度アーク放電プラズマ生成に向けた大口径熱陰極のヒーター 輻射加熱と熱電子放出特性の解析

松尾 太誠¹, 江角 直道¹, 宮内礼那¹, 蒲田 桂¹, 坂本 瑞樹¹, 比村 治彦¹

1. 筑波大学, プラズマ研究センター, 〒305-8577 茨城県つくば市天王台.

概要

熱核融合炉のダイバータ領域におけるプラズマ模擬に向けて, 大口径・高密度プラズマを生成可能な熱陰極アーク放電プラズマ源の開発を進めている. 本研究では, 陰極加熱に用いている傍熱型ヒーターによる大口径 LaB₆ 陰極の輻射加熱解析を行い, 解析結果に基づいて陰極加熱機構を設計した. また, 大電流アーク放電の放電物理解明に向けて, 得られた陰極温度分布から熱電子電流密度分布を算出し, 陰極加熱条件が熱電子放出特性に及ぼす影響を数値的に評価した.

キーワード: 輻射加熱, 熱電子放出, 高密度プラズマ

1. はじめに

核融合炉のダイバータ領域で想定されるプラズマを模擬するためには, 高密度かつ大口径のプラズマを定常的に生成する必要がある. 熱陰極アーク放電を用いたプラズマ生成手法は, 高密度プラズマ生成に実績を有する. 一方で, 生成されるプラズマ径は装置形状による制約を受ける[1-3]. 筑波大学プラズマ研究センターで開発している熱陰極アーク放電プラズマ源では陰極を大口径化することで, 高密度かつ大口径のプラズマ生成を目指している.

熱陰極アーク放電では, 加熱された熱陰極から放出される熱電子によって放電は維持される. 高密度プラズマ生成に向けて安定した大電流放電を維持するためには, 大口径陰極を必要な温度まで均一に加熱する必要がある[4-6]. 本プラズマ源では, 陰極背面に配置した傍熱型カーボンヒーターによって陰極の輻射加熱を行っている. しかし, 本プラズマ源では大口径の陰極を採用しているため, ヒーターの形状や配置, 周囲への輻射損失などによる陰極表面における温度分布の不均一性が課題となっていた. 熱電子放出量は陰極温度に強く依存することから, 大口径陰極における温度分布および熱電子電流密度分布を把握し, 制御することは高密度プラズマ生成に向けて重要である.

そこで本研究では, 傍熱型ヒーターによる大口径陰極の輻射加熱解析を行い, 陰極の高温化および温度均一性の向上に向けてヒーター形状および配置を検討した. さらに, 得られた温度分布から熱電子電流密度分布を算出し, 設計した加熱機構が熱電子放出特性に及ぼす影響を数値的に評価した.

2. 実験装置および陰極加熱機構

2.1 大口径熱陰極アーク放電プラズマ源

図1に大口径陰極を採用した熱陰極アーク放電プラズマ源の概要図を示す. 本プラズマ源は, 熱陰極, 中間電極および陽極から構成されている. 陰極の材料には Lanthanum Hexaboride (LaB₆) を採用している[4]. 陰極の背面には加熱に用いるカーボンヒーターが配置され, 加熱された陰極から放出された熱電子は電極間に印加された電場によって加速され, 中性粒子との電離衝突を介してプラズマを生成する. 熱陰極アーク放電を用いた従来のプラズマ源では高密度プラズマ生成の実績がある一方, 生成されるプラズマ径は陰極や電極開口部の形状による制約を受ける. そこで本プラズマ源では, 高密度プラズマの大口径化に向けて直径 150 mm の LaB₆ 熱陰極を採用するとともに, 陽極開口部を大口径化している. これにより, 広い領域にわたって熱電子を供給するとともに, 生成されたプラズマの径が陽極開口部によって制限されることを抑え, 大口径かつ高密度なプラズマを生成することを目指している.

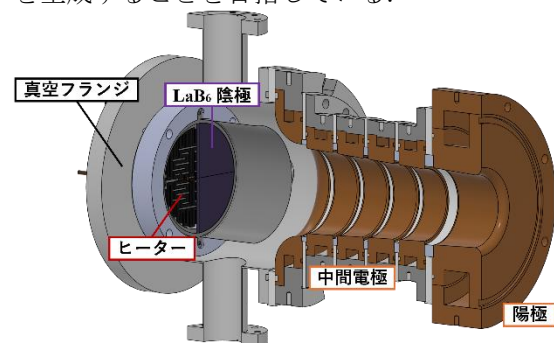


図1 大口径熱陰極アーク放電プラズマ源概要図

2.2 陰極と傍熱型ヒーターによる陰極加熱

陰極材料である LaB_6 は高い融点を持ち、仕事関数が低く、熱電子放出に優れている。一方で、 LaB_6 はセラミックであるため、熱応力による損傷が課題となる[6]。このため、本プラズマ源の陰極は4分割することで熱応力による損傷の抑制を図っている。また、熱電子放出量は陰極温度に強く依存するため、高温に加熱する必要がある。そのため、安定した高密度プラズマの定常的な生成を維持するためには、陰極を高温かつ均一に加熱する必要がある。

本プラズマ源では、陰極背面に配置したカーボンヒーターからの輻射によって陰極を加熱する傍熱型加熱方式を採用している。プラズマ源はプラズマ実験装置の強磁場下に設置されるため、ヒーター電流による電磁力を相殺するようにジグザグ構造としている。従来のヒーター形状では、図2(a)に示すように陰極周辺部のみカーボンヒーターを配置していたため、大口径陰極の中心部への熱入力が不足しており、中心部の温度が低く、不均一な温度分布となっていることが課題となっていた。そこで、陰極中心部への加熱を強化するため、従来の周辺部ヒーターに加えて中心部ヒーターを追加する構成とした。輻射加熱解析結果をもとに中心部および周辺部ヒーターの形状および配置を検討し、図2(b)に示す改良構造を設計した。

加熱機構の設計では、中心部ヒーターと周辺部ヒーターを独立に通電することにより、径方向の加熱出力の制御を可能にし、陰極全体の温度分布を改善することを目的とした。また、中心部および周辺部ヒーターにはそれぞれ使用する電源の出力電圧および電流に制約がある。電源の定格出力は外側 5 kW (90 A/60 V)、内側 2 kW (65 A/30 V)であり、これらの条件を満たす範囲で最大の出力が得られるようにヒーター形状を検討した。また、前面にはモリブデン製の輻射シールドを追加することで、陰極およびヒーターから周囲へ放射される熱損失の抑制を図っている。

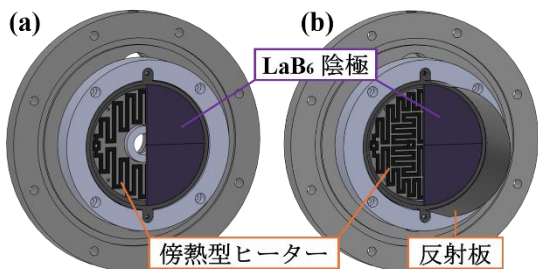


図2 陰極加熱機構 (a)従来構造, (b)改良後

3. 解析手法

三次元定常解析を行った。解析モデルは実機の形状をもとに 3DCAD を用いて作成し、 LaB_6 陰極、カーボンヒーター(CX-761)、BN 製台座、モリブデン製反射板、銅部品および SUS304 製真空容器から構成した。CX-761 は、炭素繊維を炭素母材で複合化した C/C コンポジットであり、高温環境下で使用可能な材料である。作成したモデルを図3に示す。

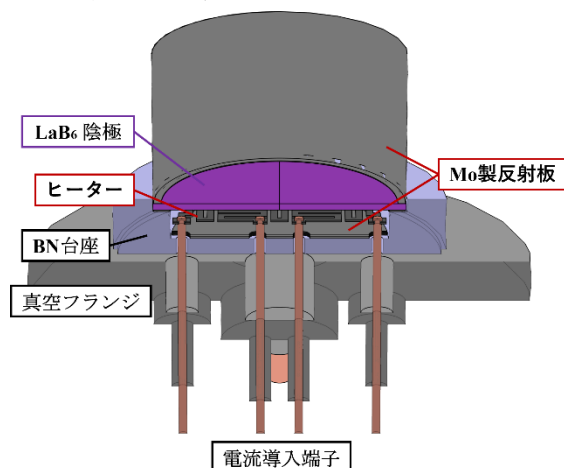


図3 解析モデル断面図

本解析では、ヒーターへの通電によって生じるジュール発熱と、それに伴う固体内部の熱伝導および輻射熱を連成して解析した。本解析では AC/DC Module の Electric Currents インターフェース、Heat Transfer Module の Heat Transfer in Solids インターフェースおよび Surface-to-Surface Radiation インターフェースを用いた。また、Electromagnetic Heating を用いて Electric Currents と Heat Transfer in Solids を連成した。

まず、ヒーターへの通電によるジュール発熱を求めるため、カーボンヒーター内部の電流分布を電荷保存則

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (1)$$

に基づいて計算した。ここで、 $\mathbf{J}$ は電流密度である。電流密度 $\mathbf{J}$ は、電気伝導率 σ 、電場 $\mathbf{E}$ および電位 V を用いて、

$$\mathbf{J} = \sigma(T)\mathbf{E} \quad (2)$$

$$\mathbf{E} = -\nabla V \quad (3)$$

と表される。ヒーター材料 CX-761 の電気伝導率 $\sigma(T)$ には温度依存性を考慮し、温度の関数として与えた電気抵抗率 $\rho_e(T)$ を用いて、

$$\sigma(T) = 1/\rho_e(T) \quad (4)$$

とした。これにより、ヒーター内部に発生する単位体積当たりのジュール発熱量 Q_J は、

$$Q_J = \mathbf{J} \cdot \mathbf{E} \quad (5)$$

として求めた。

得られたジュール発熱を熱源として、固体内部の温度分布を熱伝導方程式により求めた。本解析では定常状態を対象としているため、支配方程式は、

$$\nabla \cdot (k \nabla T) + Q_j = 0 \quad (6)$$

で表される。ここで、 k は熱伝導率、 T は温度である。ヒーターで発生したジュール熱は、固体内部の熱伝導および各ドメイン表面間の輻射によって輸送される。

さらに、ヒーターから陰極を含む各ドメインへの輻射熱輸送を考慮するため、Surface-to-Surface Radiation インターフェースを用いた。表面から放射される熱流束は Stefan-Boltzmann の法則に基づき、

$$E = \varepsilon \sigma_{SB} T^4 \quad (7)$$

として評価した。ここで、 ε は表面放射率、 σ_{SB} は Stefan-Boltzmann 定数である。遮蔽板を含む三次元形状をモデル化し、各表面間の輻射熱交換を考慮した。

ヒーターへの通電条件として、中心部および周辺部のカーボンヒーターの一方の端部にそれぞれ電流を与え、反対側の端部を接地した。電流導入端子は Electric Currents の解析領域には含めず、Heat Transfer in Solids において熱伝導による熱損失のみを考慮した。熱解析では真空中を仮定し、気体による対流熱伝達を無視した。各固体内部の熱伝導に加え、各表面を拡散灰色面として表面間輻射を考慮した。各固体間の接触熱抵抗は考慮せず、接触界面では熱的に連続であると仮定した。また、解析モデル外部への輻射熱損失を考慮するため、周囲の放射温度を 293.15 K とした。なお、本解析ではプラズマから陰極への熱流入は考慮していない。

解析に用いた各材料の熱伝導率および表面放射率を表 1 に示す。CX-761 の電気抵抗率には図 4 に示す温度依存性を与えた。

解析モデルのメッシュ構造を図 5 に示す。メッシュはフリー四面体要素を用いて作成した。

表 1 解析に用いた材料物性値

材料	熱伝導率 k (W/(m·K))	放射率 ε (-)	抵抗率 ρ_e ($\Omega \cdot m$)
CX-761	44	0.90	図 4 参照
LaB ₆	60	0.45	-
BN	40	0.90	-
Mo	138	0.30	-
Cu	400	0.50	-
SUS	15	0.40	-

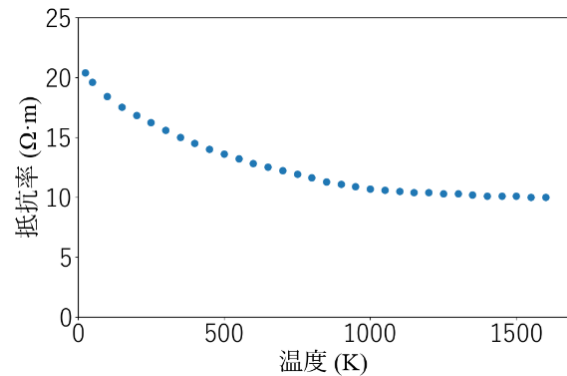


図 4 カーボンヒーターの抵抗率温度依存性

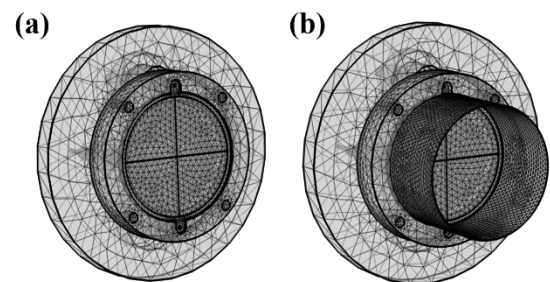


図 5 メッシュ構造 (a)従来構造, (b)改良後

得られた陰極表面の温度分布から、陰極表面から得られる熱電子電流を見積もった。熱陰極から放出される熱電子電流密度 j は、Richardson-Dushman の式

$$j = AT^2 \exp\left(\frac{-\phi_w}{k_B T}\right) \quad (8)$$

で表される。 A は Richardson 定数、 T は陰極温度、 ϕ_w は仕事関数、 k_B は Boltzmann 定数である。本解析では、 $A = 29$ (A/cm²K²)、 $\phi_w = 2.66$ (eV)、とした[7]。

4. シミュレーション結果および実験結果

4.1 ヒーター電圧解析

ヒーター形状を設計する上では、使用する電源の出力電圧および出力電力に上限があるため、その制約内で十分な加熱電力を得られる形状とする必要がある。ヒーターへの投入電力は電流および端子間電位差によって決まることから、所定の電流を流した際にヒーターに生じる電位差は重要な設計指標となる。

そこで、まず従来形状について解析から得られたヒーターの電位差と実験値を比較し、解析モデルの再現性を確認した。表 2 に比較結果を示す。従来形状では、解析値 52 V に対して実験時の電源表示値は 56 V であり、両者は概ね一致した。この解析モデルを用いて、電源の出力制約を考慮しながらヒーター形状を検討し、最終的に決定した形状を実装した。

改良後の外側ヒーターでは解析値 51.3 V に対して実験値 55.2 V, 内側ヒーターでは解析値 28.0 V に対して実験値 29.1 V となり, 改良後の形状についても概ね一致した。

なお, 実験値として示した電圧はヒーター端子間で直接測定した値ではなく, 電源に表示された出力電圧である。この値には, 電源からヒーターまでの給電経路や接続部における電圧降下が含まれるため, ヒーター自体に生じる電位差よりも大きくなると考えられる。改良後の解析結果では, 外側ヒーターの電位差は 51.3 V, 内側ヒーターの電位差は 28.0 V となり, それぞれ使用する電源の定格電圧 60 V および 30 V の範囲内であり, 電源の出力制約を満たしつつ十分な加熱電力を与えることのできるヒーター形状を設計できた。

表 2 ヒーター電圧解析結果比較

	解析値 (V)	実験値 (V)
従来形状	52	56
改良後 (外側)	51.3	55.2
改良後 (内側)	28	29.1

4.2 陰極表面温度分布

図 6 (a) に従来のヒーター形状, (b) に改良後の加熱機構について輻射加熱解析によって得られた陰極表面の温度分布を示す。図 7 には陰極表面における径方向の温度分布を示す。

従来のヒーター形状では陰極中心における解析結果は 1360 K であり, 最高温度は 1440 K であった。改良後の解析結果では 1650 K まで温度が上昇し, 径方向の温度勾配が緩和された。

従来構造における陰極中心温度および最高温度の実験値はそれぞれ 1370 K および 1470 K であり, 解析結果は実験値とよく一致し, 実機における陰極加熱特性を再現することができた。実験値は放射温度計による計測によって取得した。また, 陰極前面に反射板を追加したことにより, 陰極温度計測が不可能になったため, 反射板のない状態でも解析および陰極加熱試験を行った。シミュレーションによって得られた最高温度は 1620 K であり, こちらも実験値の 1630 K とよく一致した。

ヒーターの電気特性および陰極温度について解析結果と実験結果が概ね一致したことから, 本解析モデルによる解析結果を陰極加熱機構の設計に反映した。

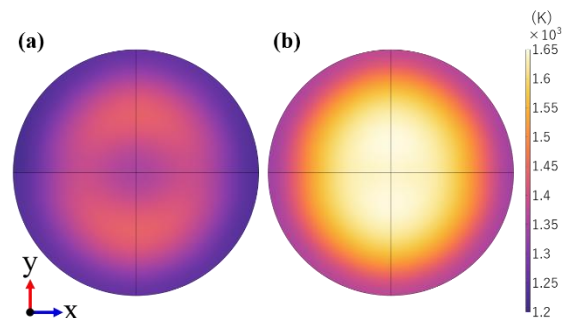


図 6 陰極表面温度分布 (a)従来構造, (b)改良後

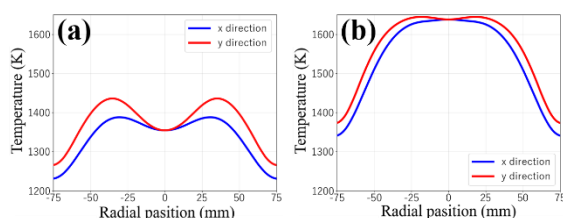


図 7 径方向温度分布 (a)従来構造, (b)改良後

4.3 熱電子電流密度分布

陰極表面からの熱電子放出特性を評価するため, 得られた陰極表面温度分布を用いて熱電子電流密度分布を算出した。熱電子電流密度は Richardson-Dushman の式を用いて評価した。

図 8 に, 陰極表面における熱電子電流密度分布を示す。なお, 熱電子電流密度分布を明瞭に示すため, 図 8 (a),(b)ではカラーバーの表示範囲を個別に設定している。改良前に比べて, 改良後では熱電子電流密度が一桁以上増加し, 高い熱電子電流密度を示す領域が径方向に広がった。また, 陰極表面全体について熱電子電流密度を面積積分することで, 総熱電子電流を算出した。見積もった総熱電子放出電流は改良前では 1.5 A であったのに対し, 改良後には 32 A に増加する結果が得られた。熱電子電流が増加したことで, 安定した大電流アーク放電および生成されるプラズマの高密度化を期待できる結果を得ることができた。

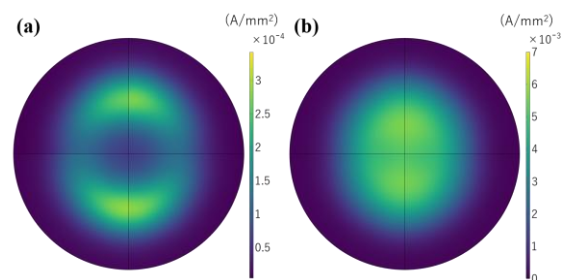


図 8 熱電子電流密度分布 (a)従来構造, (b)改良後
カラーバーの表示範囲は各図で異なる。

結論

本研究では、大口径熱陰極アーク放電プラズマ源における LaB_6 陰極の高温化および温度均一性の向上に向けて、COMSOL®を用いた輻射加熱解析により傍熱型ヒーターの形状および配置を検討した。解析で得られた陰極温度が実験における計測値とよく一致する解析モデルを構築し、その解析結果をもとに陰極加熱機構の改良案を設計した。設計した改良案では、陰極中心部を含む大口径陰極全体の温度が上昇し、温度分布の均一性も向上する結果が得られた。また、解析で得られた陰極温度分布から熱電子電流密度分布を算出した結果、加熱機構の改良によって陰極全面からの熱電子供給量が増加した。今後は、放電中のプラズマから陰極への熱流入を考慮したプラズマ自己加熱解析を行う。また、熱電子放出と陰極温度および放電特性との関係について実験とシミュレーションの双方の観点から検討する。

参考文献

- [1] S. Namba, T. Endo, S. Fujino, C. Suzuki, and N. Tamura, "Development of a cascade arc discharge source for an atmosphere-vacuum interface device," *Review of Scientific Instruments*, vol. 87, 083503, 2016.
- [2] Y. Hayashi, Y. Hamaji, N. Ohno, N. Ezumi, S. Namba, S. Kajita, A. Tonegawa, M. Takagi, G. Nomura, S. Kobayashi, and S. Masuzaki, "Transient Suppression of Pulsed Ion Flux Induced by Dynamic Recycling in the Upgraded Linear Plasma Device TPD-II," *Plasma and Fusion Research*, vol. 21, 1402025, 2026.
- [3] K. Yamasaki, M. Sumino, Y. Sunada, O. Yanagi, K. Okuda, J. Kono, A. Saito, D. Mori, K. Tomita, Y. Pan, N. Tamura, C. Suzuki, H. Okuno, F. Guo, and S. Namba, "Development of a large-bore plasma window with an indirectly heated hollow cathode," *Journal of Applied Physics*, vol. 134, 093302, 2023.
- [4] D. M. Goebel, Y. Hirooka, and T. A. Sketchley, "Large-area lanthanum hexaboride electron emitter," *Review of Scientific Instruments*, vol. 56, pp. 1717-1722, 1985.
- [5] C. M. Cooper, W. Gekelman, P. Pribyl, and Z. Lucky, "A new large area lanthanum hexaboride plasma source," *Review of Scientific Instruments*, vol. 81, 083503, 2010.
- [6] T. D. Akhmetov, V. I. Davydenko, A. A. Ivanov, A. Kreter, V. V. Mishagin, V. Ya. Savkin, G. I. Shulzhenko, and B. Unterberg, "Note: Arc discharge plasma source with plane segmented LaB_6 cathode," *Review of Scientific Instruments*, vol. 87, 056106, 2016.
- [7] J. M. Lafferty, "Boride Cathodes," *Journal of Applied Physics*, 22, 299-309 (1951).

謝辞

本研究を遂行するにあたり、多くのご指導およびご助言をいただいた筑波大学プラズマ研究センターの江角直道准教授、坂本瑞樹教授、比村治彦教授、ならびに研究支援にご協力いただいた宮内礼那氏、蒲田桂氏に深く感謝申し上げます。本研究の一部は核融合科学研究所双方向型共同研究(NIFS23KUGM174)および基盤施設型共同研究 (NIFS25KFFT001)の助成を受けたものです。