

ホール型非平衡MHD発電機に おける $J \times B$ 力の効果*

宮 田 昌 彦**

Non-equilibrium Hall MHD Generation Experiments with Strong $J \times B$ Interactions

by Masahiko MIYATA

Abstract: Performance of the linear Hall MHD generators with strong $J \times B$ interactions was measured making use of a pressure driven shock tunnel. We compared the performance of two types of the generator ducts. Type A has the Faraday electrodes with the Hall connections and type B is "pure" Hall generator with continuous electrodes transversely to the flow. The Hall potential in the generator A is one order smaller than the ideal theoretical value, which shows the effects of $J \times B$ force, however, in the generator B the Hall potential is equal to the ideal value. This fact shows that the current path deflection due to the $J \times B$ force is prevented in the B type generator by the continuous electrodes transversely to the flow.

(要約) 圧力駆動型衝撃風洞を用いて、ホール型非平衡 MHD 発電の実験を行い、プラズマ流とローレンツ力 ($J \times B$ 力) が強い相互作用をなす条件下で、線型発電機の諸特性を測定した。MHD 発電流路として、外部回路をホール結線したダクト (A) と、流れに垂直方向に電極を連続にして、ファラデー電圧を完全に短絡した“純”ホール発電機 (B) を用意して性能の比較を行った。A 型ダクトでは、ホール電圧値が理論値に比べて一桁位小さくなり、 $J \times B$ 力の影響が顕著にあらわれるが、B 型ダクトでは、ホール電圧値がかなり回復することがわかった。この事実は、B 型ダクト内では、 $J \times B$ 力による電流路のひずみが、流れに垂直方向に電極を連続したことによって、減少したことを示している。

1. 緒 言

高い熱効率による省エネルギー技術の一つとして、また熱公害の減少により環境汚染に対する利益をもつ MHD 発電は、現在世界的な規模で開発が行われている。その一形式である非平衡 MHD 発電の利点は、熱源に対する対応の柔軟性があることであり、将来例えば、核融合炉との結合も考えられる。しかし、現時点では、非平衡 MHD 発電は、大規模なプロジェクトによるプラント開発の段階ではなく、むしろ MHD 発電機内の非平衡プラズマの物理的な挙動の研究を積み上げつつある段階である。

本研究も、このようなプラズマの挙動追求の一つの手段として、シードをともしない

* 本論文は、1980年6月19日に米国、Massachusetts Institute of Technology で行われた第7回 MHD 発電国際会議で発表したものである¹⁾。

** 理工学部機械工学科助教授 流体工学

純アルゴンのプラズマを圧力駆動型の衝撃風洞でつくり、とくにホール型 MHD 発電機の特性を研究したものである。ホール型 MHD 発電の利点は、負荷回路が単純であることであり、不活性ガスとくにアルゴンでは、ホール係数が高く設定できるので高い電圧を発生することができる。一方、非平衡 MHD プラズマでは、ホール係数がプラズマ内の種々の現象に敏感に反応するので、物理的挙動の研究にホール発電機は適していると考えられる。シードをしていない実験では、よどみ点温度は必然的に高くなり、予想される実際規模の実験とは、エンタルピー変換効率等の点で差がでてくるので、単純な比較の対象とはならない。しかし、例えば、プラズマと電磁力との相互作用が強い領域での実験は、実機を外挿した条件まで行うことができる。MHD 発電の熱源や将来それが適用できる条件が確定しない現時点では、このような実験を行っておくことも意味があると考えている。

実験の主要な目的は、大出力を発電機から抽出するとき、ローレンツ力によってプラズマ流に生ずる効果を研究することである。一般にこの力は、プラズマ流に逆行する圧力となり、超音速流を用いる MHD 発電機では、発電流路内に二次衝撃波が発生して流れが閉塞するので、発電機出力の主要な損失の一つとなる。したがって、大出力を抽出するとき、そのもっとも効率のよい最大値を決定する一つの要素が、このローレンツ力 ($\mathbf{J} \times \mathbf{B}$ 力) である。一方、非平衡プラズマ流の特性とこの力とはきわめて密接な関係があり、現象は複雑な要因の組合せで生ずる。将来、大型の非平衡 MHD 発電プラントを設計するとき、運転条件を定める重要な要素となるので、ローレンツ力のプラズマ流への影響を解明することは、大きな意義がある。

さらに、ここでは、効率のよいホール型発電機を得る目的で、MHD 発電流路として、ファラデー発電機 (分割電極) の外部回路をホール結線したダクト (A型) と、流れに垂直方向に電極を連続にして、ファラデー電圧を完全に短絡した“純”ホール型発電ダクト (B型) の二種類を用意して、性能の比較を行った。結果としては、B型ダクトの方が性能が向上することがわかった。

2. 実験装置

実験装置全体は、図1および図2に示す衝撃風洞、真空排気系、作動ガス供給系および

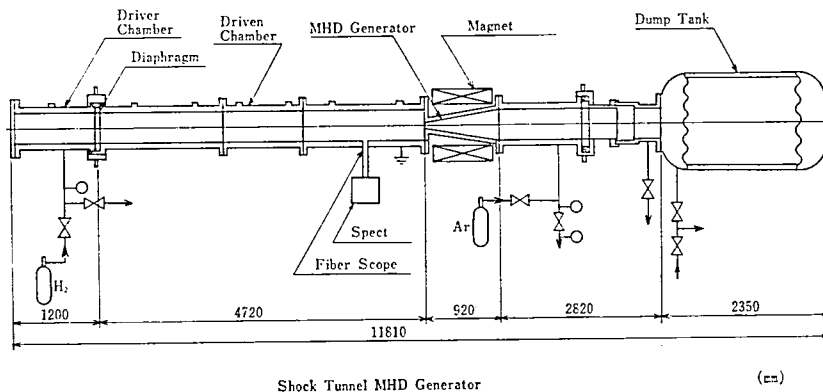


Fig. 1. Schema of the shock tunnel MHD generator

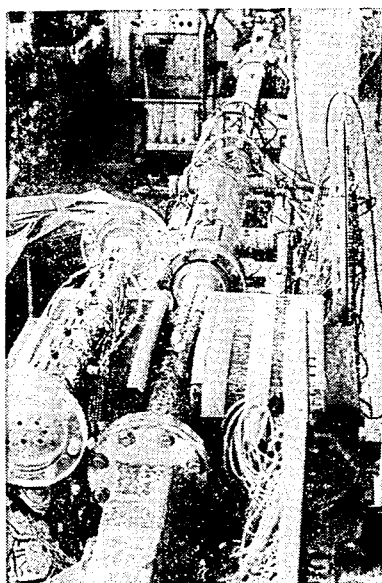


Fig. 2. Photo of the experimental apparatus viewed from the low pressure side. Two ducts A and B are shown in the photo.

電磁石よりなる²⁾。

2.1 衝撃風洞

全長 11.81 m の風洞で、高圧部、低圧部、発電流路、緩和タンクから構成されている。

駆動ガスを充てんする高圧部は、長さ 1.2 m、内断面積 $70 \times 100 \text{ mm}^2$ で耐圧 80 気圧 (81 bar) に設計され、袋ナットを介して低圧部と連結されている。衝撃風洞の駆動ガスとしては水素ガスを用いる。

高圧部と低圧部は、厚さ 0.25 mm のルミラー膜を用い、高圧部の駆動水素圧力は、11.14 bar (11 atm) で、低圧部のアルゴンガスの圧力は、0.0014 bar ~ 0.0042 bar (0.0013 ~ 0.0039 atm) である。

低圧部は、発電流路直前のよどみ点位置までの長さが、4.720 m、内断面積 $70 \times 100 \text{ mm}^2$ の構造である。この低圧部に続いて、後述する 2 種類の発電流路が設置され、その下流にスリーブを通して長さ 2.15 m、外径 0.68 mφ の緩和タンクが設けられている。

衝撃風洞の予備真空は総排気量 2000 l/分の油回転真空ポンプと総排気量 1000 l/秒の油拡散真空ポンプによって行い到達真空度は約 1×10^{-6} bar である。

2.2 発電流路³⁾

MHD 発電流路として、前述したように、A 型 (図 3) と B 型 (図 4) を用意した。両方とも、大きさは同じで、全長 920 mm、入口断面積 $17 \times 17 \text{ mm}^2$ 、勾配が 3/100 の末広型のアクリル樹脂製流路である。A 型ダクトでは、電極は銅製で、 $17 \times 10 \text{ mm}^2$ であり、B 型ダクトでは同じく幅 10 mm で、流路の内壁面にそって、流れに垂直方向に連続している。ピッチは双方とも 20 mm であって、磁場作用域内の分割比 (ピッチ/ダクト幅) は 0.65 ~ 0.36 である。電極の総数は、40 箇所である。電位測定用の 2 mmφ の銅製のプローブは、双方のダクトとも、群間隔 100 mm で 8 群設けられている。電極は、A 型ダク

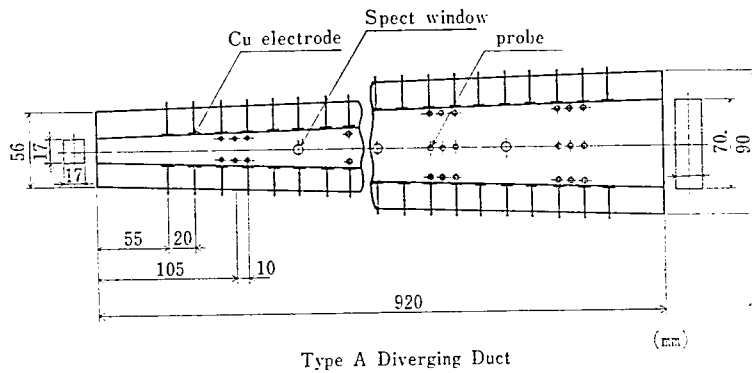


Fig. 3. Type A diverging generator duct.

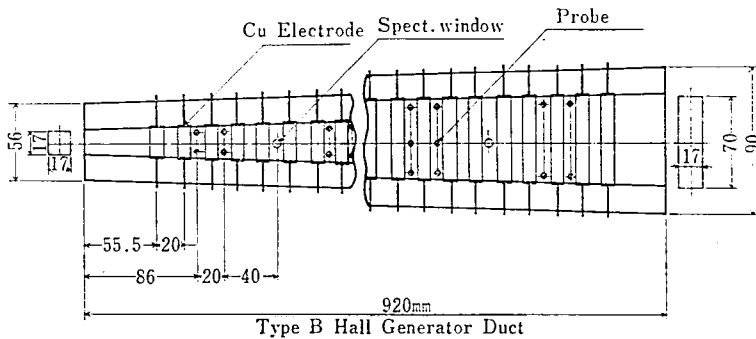


Fig. 4. Pure Hall (type B) generator duct.

トでは境界層の影響をのぞくため、作用域内の約半数を壁面より 2~7 mm ダクト内に突出させている。その他、ダクト内には分光窓、圧力計等がもうけられている。

2.3 電磁石

電磁石は、鉄心ヒートシンク形で、断面積 $80 \times 400 \text{ mm}^2$ 、間げき 90 mm であり、120 A から 500 A の電流で磁束密度を 0.68 Tesla から 0.97 Tesla まで変化しうる。

3. 衝撃風洞の特性⁴⁾

衝撃風洞の特性は、衝撃波速度、よどみ点圧力およびよどみ点温度の測定結果、図 5 よ

Driver Pressure (H ₂)	11	atm
Initial Pressure A	130-390	Pa
Shock Speed	9-7	M
Stagnant Pressure	0.26-0.39	atm
Stagnant Temperature	7500-6300	K
Stag. deg. of ioniz.	2.5×10^{-3}	
Stag. Electron Dens.	2.0×10^{21}	1/m ³
Flow Velocity	1900	m/s
Static Temperature	4300	K
Magnetic Field	0.97-0.49	T

Table Gasdynamic performance of the shock tunnel. Stagnant degree of ionization and electron density were calculated assuming thermodynamic equilibrium at the stagnant.

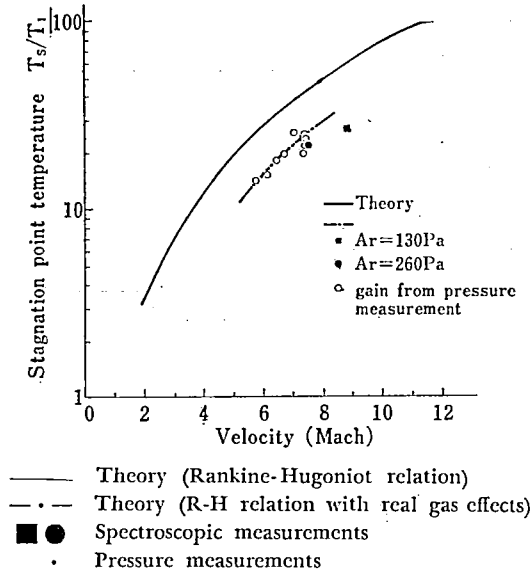


Fig. 5. Stagnation point temperature vs. shock wave velocity.

り計算して求めた。

よどみ点圧力および温度は、それぞれピエゾ圧力計および分光器により測定されたが、これらはいずれも衝撃波によるプラズマの電離のエネルギー損失も考慮した計算結果（図5の理論値のうち一点鎖線で示す）にほぼ一致している。

これにより、主要な衝撃風洞特性は、表のようになる。

4. MHD発電機の特性和その検討

4.1 A型ダクト

A型発電機の結線は、図6に示す。ホール型の結線とするため、対向するフェラデー方向の電極を短絡し、適当にえらんだ流れ方向の一对の電極間を結線して、 $0.1 \sim 1 \text{ M}\Omega$ の負荷を接続し、負荷の間より差動増幅器を通してシンクロスコープ上でホール電流を求める。ダクト内の流れ方向に平行な一对のプロープより、同様にホール電圧を測定する。また、

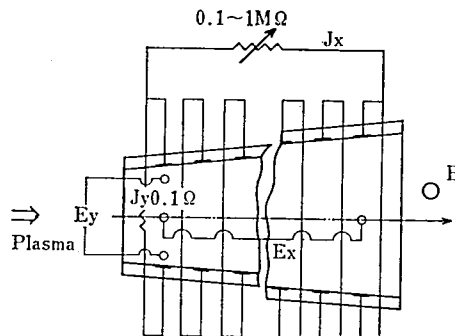


Fig. 6. Circuit diagram of the A type generator.

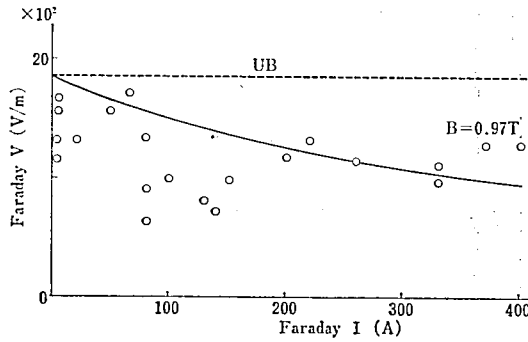


Fig. 7. Faraday V-I characteristics of the A type generator at stagnation pressure 0.26 atm. UB indicates open Faraday voltage.

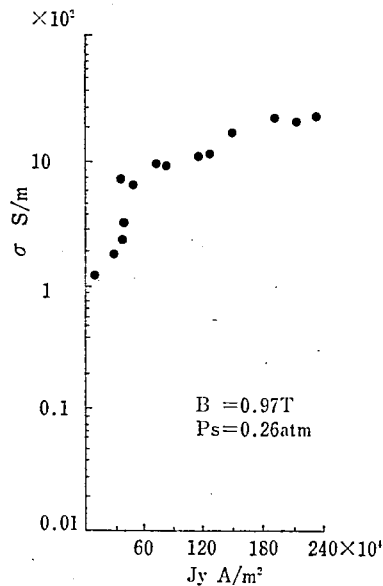


Fig. 8. Plasma conductivity deduced from the data of Fig. 7. Saturation of the conductivity is clearly shown above the current density 40×10^4 A/m².

プラズマの電気伝導度、ホール係数等の測定の際にファラデー電圧電流特性が必要なので、ホール接続を開放して、ファラデー発電機として作動させた。

図7にファラデー発電特性を示す。これは、作動ガスのよどみ点圧力が 0.26 atm、磁界強度 0.97 T の場合である。図中の UB は、ファラデー開放電位で、1800 v/m であり、その後ジュール損失によって電流の増加とともに電位が低下して典型的な非平衡電圧電流特性を示す。

このファラデー発電特性から、プラズマの電気伝導度を求めると、図8に示すようになる。電気伝導度は、ファラデー電流密度が 40×10^4 A/m² をこえると、プラズマ中の電子とイオンのクーロン衝突の結果飽和する傾向となる。

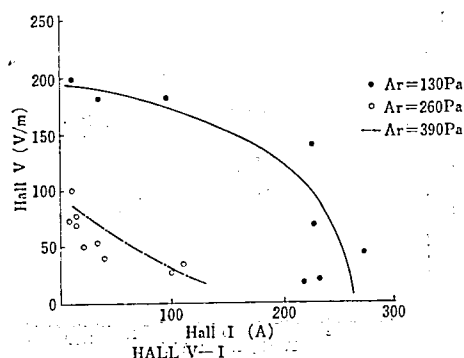


Fig. 9. Hall V-I characteristics of the A type generator. When the pressure becomes higher, Hall voltage is strongly reduced.

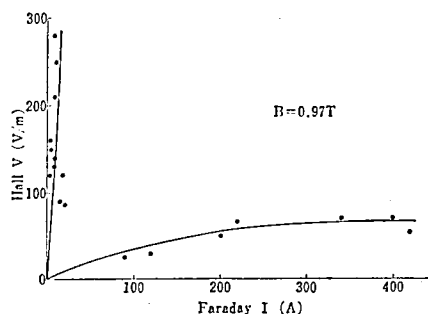


Fig. 10. Hall field vs. Faraday current in the A duct. When Faraday current becomes above 20 A, Hall field is saturated to 80 v/m. This would be caused by breakdown between adjacent electrodes in Hall direction.

図9には、ホール電圧電流特性が示されている。発電回路内のプラズマの圧力をかえて実験した結果、よどみ点の圧力が0.26 atmの場合は、非平衡の電圧電流特性を示すが、圧力が大きくなると、ホール電流値が大きい値をとれなくなり、平衡プラズマの特性を示す。

図10には、ホール電圧とファラデー電流の関係を示してある。この図より、傾向としては、ホール電圧の値がファラデー小電流領域、つまり20A以下と、それ以上の領域の二つに分かれることがわかる。ファラデー電流の小さいところでは、ホール電圧は大きい値をとりファラデー電流に対してほぼ直線的に変化している。一方、ファラデー電流が大きくなるとホール電圧は飽和する傾向があり、ファラデー電流の変化に対してあまり敏感でない。

図11は、図10を大電流域に拡張した結果である。

図11には、

$$E_x = (\omega\tau/\sigma)J_y$$

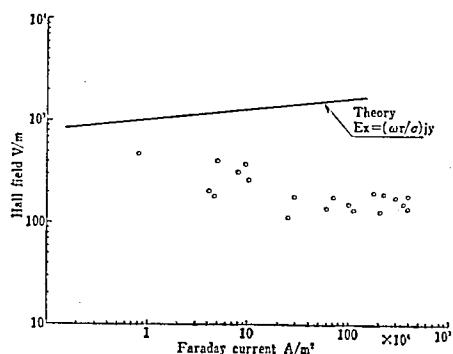


Fig. 11. Hall field vs. Faraday current in the A duct in high current density range. The theoretical Hall voltage is shown with a solid line. The experimental values are one order smaller than the theoretical values.

ただし,

E_x はホール電圧 (V/m),

$\omega\tau$ はホール係数,

σ は電気伝導度 (S/m),

J_y はファラデー電流密度 (A/m^2)

の式より求めた理論的なホール電圧とファラデー電流の関係が併記してある⁵⁾。

理論値は、ファラデー電流に対してホール電圧が飽和する傾向を定性的に説明するが、定量的には、実測値はファラデー電流値の大きいところで一桁ほど理論値より小さくなる。

図12は、ホール係数 $\omega\tau$ のファラデー電流に対する値を示している。いずれも、ファラデー電流が増加すると減少している。横軸には、ファラデー電流を干渉パラメータ $S = (J_y \cdot B \cdot L) / \rho U^2$ に換算した値を示している。ただし、 L は発電回路長 (m), ρ はガスの

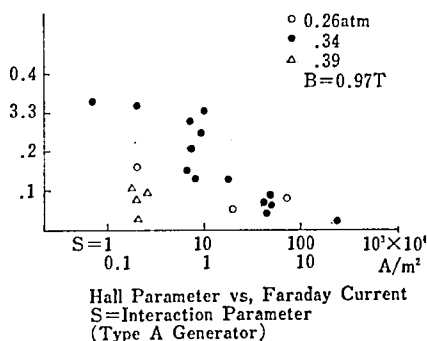
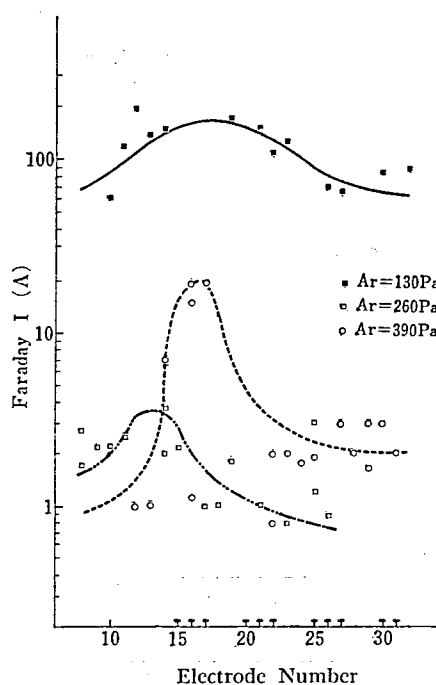


Fig. 12. Hall coefficient $\omega\tau$ vs. Faraday current. Faraday current is reduced to the interaction parameter S as shown in the abscissa. When $S \approx 1$, $\omega\tau$ is strongly reduced.



Faraday Current Distribution in the Generator A

Fig. 13 Distribution of Faraday current along the generator A. Peak values of the interaction parameter S are larger than 1 except the case of the initial pressure 3 mmHg.

密度 (kg/m^3), U は流速 (m/s) である。 S は, プラズマ流に働くローレンツ力 ($J_y \cdot B$) と慣性力 ($\rho U^2/L$) の比を示す無次元数で $S > 1$ のときは, ローレンツ力が慣性力のきき方にくらべて大きくなり, プラズマ流に流れに逆方向の力が働いて, 流れが閉塞することを示す。しかし, 実際に平均量として $S > 1$ となることはない。局所的には $S > 1$ となるところが流体中に生じ, それが全体の流れに影響をおよぼす。図 12 に示すデータによれば, $S \approx 1$ のところで顕著な $\omega\tau$ の減少がみられ, ローレンツ力がホール電圧の減少に影響を与えているのが示されている。

図 13 は, 発電流路内のファラデー電流の分布を各電極位置を横軸として示したものである。ここでは, プラズマの圧力を変化させている。いずれも, プラズマが発電流路内に入り, はじめの数電極対を通過する間に, プラズマがジュール加熱されて電気伝導度が上昇し, 最大電流密度に達する。電流密度が大きくなると, しだいにローレンツ力がプラズマ流に影響を与えて流速がおそくなり, したがって電流密度がへり, 図に示すような分布となるものと思われる。図 13 のデータでは, 角印の Ar の初期圧 3 mmHg の場合以外はすべて干渉パラメータは, ピーク値で 1 より大となる⁶⁾。

4.2 B型ダクト

以上の結果と比較するために, 流れに垂直方向に電極を連続した“純”ホール型 MHD 発電流路 (B型ダクト) の結果を以下にのべる。この型の発電機ではファラデー電流は完

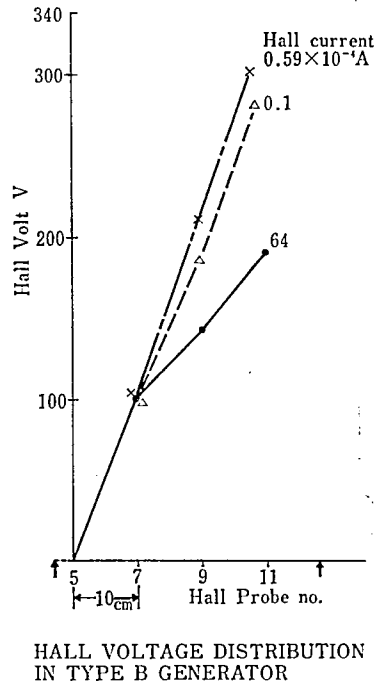


Fig. 14 Distribution of Hall voltage along the generator B.

全に短絡してしまうので、発電機の特性はホール特性のみが測定される。

図14は、B型ダクト内のホール電圧の分布を示している。図の横軸上の矢印は、磁界の作用域を示す。この図をみると、ホール電流の小さいところでは、ホール電圧の勾配はほぼ一定であり、ホール方向に電流をとりだすと電圧が減少していくが、その下がり方は勾配がほぼ一定で理想的な発電機となっていることを示している。

また図15は、発電流路内の静圧分布である。静圧の測定箇所は流れ方向に二ヶ所で、水晶の圧力変換素子を磁界に平行方向において測定した。この場合、よどみ点圧力は磁場のない場合、0.263 bar で、白ヌキの丸印は、磁場が作用していないときの静圧分布を示している。磁場が作用し発電状態に入ると、圧力はダクト後方で上昇する。

その程度は、ホール方向に開放に近い場合の方が大きい。つまり、 $J \times B$ 力のきき方が大きい方が大きい。ホール電流が $0.52 \times 10^{-4} A$ のときは、とくに下流において圧力が増加し、衝撃波の存在を示している。

図16には、ホール電圧電流特性をA型ダクト（図9）と比較して示してある。あきらかに、B型ダクトの方が性能が向上して、ホール開放電圧値で4倍、ホール短絡電流値で4倍、A型ダクトに比べて大きくなっている。

この原因は、B型ダクトではファラデー電極が完全に短絡されているため、ファラデー電流の損失がなく有効なホール電圧がえられること、図15にみられるように $J \times B$ 力の作用がA型ダクトに比べて急激におこらず、流れが比較的乱されないためであろうと考えられる¹⁾。

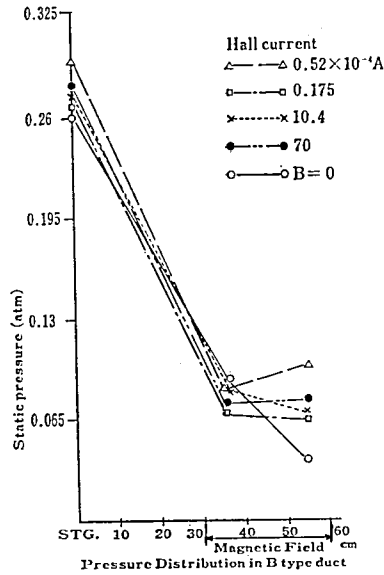


Fig. 15 Pressure distribution in the generator B. When the magnetic field is applied, the pressure in the downstream side of the duct is risen appreciably.

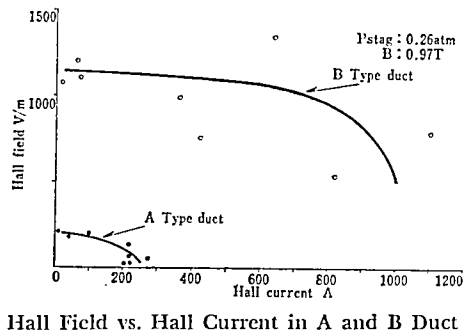


Fig. 16 Comparison of the Hall performance between two generators A and B. The generator B shows better performance than A.

5. 結 論

強いローレンツ力 ($J \times B$ 力) の働らく条件下でシードなしのアルゴンプラズマを用いてホール型非平衡 MHD 発電の実験を行った。ホール型発電ダクトとして外部回路のみをホール結線したダクト A と、流れに垂直方向の電極を完全に短絡した構造のダクト B を用意した。

A ダクトでは、ホール電圧は理論値より一桁ほど小さくなったが、B ダクトでは理論値に近い値がえられた。A ダクトでは干渉パラメータ S が 1 をこえるとホール係数が減少した。これはローレンツ力によってファラデー電流の流路がひずむためと考えられる。

また、ファラデー電流の流路内分布の測定結果から $J \times B$ 力によって衝撃波が発生して

いることがわかった。Bダクトでは、ホール電圧分布や圧力分布の測定結果から、ファラデー電流が完全に短絡されたことにより、電流路のひずみが減少し大きいホール電圧がえられたものと思われる。またBダクトではホール短絡電流もAダクトの4倍となり、性能の著しい向上がみられた。

参考文献

- 1) M. Miyata, Proc. 7th International Conf. MHD Power Generation, MIT. USA., vol. 2, p 577 (1980).
- 2) 宮田昌彦, 河村喜雄, 日本機械学会論文集, 41巻 352号, P 3566 (昭和50年)
- 3) 宮田昌彦, 安藤常世, 電磁流体力学シンポジウム, 東大宇航研, P 133 (昭和55年)
- 4) 宮田昌彦, 安藤常世, 第6回衝撃工学, 宇宙特殊環境シンポジウム, 東大宇航研, P 133 (昭和54年)
- 5) B. Zauderer, AIAA Paper No. 67-718, (1967).
- 6) 宮田昌彦, 第2回エネルギー利用と直接発電シンポジウム, 北海道大学, P 1 (昭和55年)