UDC 621.313.522.012.5 : 662.66

論文

60-B97

石炭燃焼 MHD 発電機における隣接 陰極間短絡現象

正員 高野 清南 (電総研)

正員 日下 義友 (電総研)

正員 加藤 健 (電総研)

1. ま え が き

石炭燃焼 MHD 発電においては、石炭中に含まれる灰分がシード剤に含まれるカリウム化合物とともに燃焼ガス流路の各部に析出し、構成機器の特性や耐久性に影響を与える。発電チャネルに与える影響の一つが隣接陰極間短絡現象である。Petty 氏は石炭燃焼を模擬した AVCO マーク VI の長時間発電実験において、電極間ホール電位差やファラデー電流の流れ軸に沿った分布が不均一になる現象を指摘した⁽¹⁾。この現象は、実験後の電極付着スラグの分析や、その後の AVCO 社およびスタンフォード大学などにおける研究により、通電に伴うスラグの分極に関係した隣接陰極間の短絡現象であることが分かってきた^{(2)~(4)}。

この隣接陰極間短絡現象は発電機の性能および耐久性に関係する重要な問題である。直線形 MHD 発電機ではホール電界の短絡による出力密度の低下を防ぐために、流れに沿って電極を分割してホール電界を絶縁している。従って、この隣接陰極間に短絡が生じると発電出力が低下する。また、電極間のホール電圧やファラデー電流に局所的な集中が生じ、電極寿命や電極間絶縁の低下を招く。特に、ダイアゴナル発電機では致命的な陽極間アーク絶縁破壊の原因になる。

このような陰極間短絡現象は、スラグの電気的性質に関係することから石炭の種類や灰分の流下流量に関係するほか発電条件にも関係する多様な現象である。一般に熔融石炭スラグは Fe^{++} と Fe^{+++} 間の電子ホ

ッピングによる電子伝導性とともによりオン伝導性をもつ⁽⁵⁾。このため、電極に付着した熔融スラグに電気が流れると、電極近傍のスラグが分極し、その結果陰極近傍に Fe などの金属や Fe_2O_3 などが偏析してスラグの導電性を高め、隣接陰極間を短絡すると考えられている^{(2)~(4)}。実用機においては石炭灰分の大部分が石炭燃焼器で除去されることを想定し、AVCO 社の実験は石炭灰を油燃焼ガスに添加し石炭燃焼条件を模擬している。AVCO 社ではイリノイ #6 炭とモンタナローズバット炭の両石炭灰に対して陰極短絡を観測しているが、その様子は灰の種類や流下流量により違うようである⁽⁶⁾。

比較的規模が大きく長時間の発電実験を必要とする隣接陰極間短絡に関する研究は、その数が限られている。AVCO 社は主にイリノイ #6 炭で実験しており、まだ、多くの点で分からない部分がある。特に、現象それ自身の理解とともに、実用的に問題となる炭種の影響や灰分流下流量への依存性およびスケール・アップに関係するデータの集積が望まれている。

我々は、このような陰極間短絡現象の理解を更に深め、その発電特性への影響を明らかにすることを目的として、ETL マーク VII 機において実験的研究を行なった。この実験では、我が国の代表炭の一つである三池炭を燃料の一部として用い、短絡現象の進展過程を調べるとともに、ファラデー電流、磁界および灰分の流下流量などへの依存性を調べた。また、この現象を模擬した実験を行ない、発電出力やホール電圧への影響が石炭スラグが存在しないときに流れ方向の陰極電極幅を拡大した場合と等価であることを実験的に明らかにし、モデル解析結果と一致することも確認した。

Inter-Cathode Shorting Phenomena in a Coal-Fired MHD Generator. By Kiyonami Takano, Member, Yoshitomo Kusaka, Member & Ken Kato, Member (Electrotechnical Laboratory).

高野清南: 正員, 電子技術総合研究所

日下義友: 正員, 電子技術総合研究所

加藤 健: 正員, 電子技術総合研究所

2. 実験装置と運転条件

ETL マーク VII MHD 発電装置は、主燃料に灯油、酸化剤に酸素と空気、シード剤に KOH 水溶液を用いる⁽⁷⁾。石炭 MHD 発電の実用プラントでは、石炭灰分の 70~90% を燃焼器において排出除去し、残灰分が発電チャネルに流下することが想定されている⁽⁸⁾。従って、本実験ではこの残灰分に相当する微粉炭を主燃料の一部として添加し、実用機の燃焼ガスを模擬した。微粉炭はほぼ等量の窒素ガスで加圧搬送し燃焼器頭部の中央から噴射供給した。

微粉炭は三池炭 #68 粉を 200 メッシュ 85% 通過まで粉砕したもので、その工業分析値と元素分析値を表 1 に示す。この炭は 16.3% の灰分を含み、その石炭灰の分析結果を表 2 に示す。同表には比較のためアメリカのモンタナローズバット炭およびイリノイ #6 炭の灰組成も示す。三池炭 #68 の石炭灰は、スラグの導電性と強い関係を持つ Fe_2O_3 の成分がイリノイ #6 に比べ半分以下と少なく、モンタナローズバットに近い。また、粘性に強い関係を持つ CaO については両米国炭の中間にある。

燃焼条件は、熱入力 16.0 MWt, 燃焼当量比(燃料/酸化剤) $\phi=1.06$, $\text{N}_2/\text{O}_2=0.1$ (質量比), シード率 $K=1.2$ wt%, $S/K=0.5$ (モル比) の各パラメータを一

表 1 三池炭 #68 の工業分析と元素分析(質量%)

Table 1. Proximate and ultimate analyses of Miike #68 coal.

工業分析		元素分析	
湿 分	1.5%	炭 素	71.2%
固定炭素	41.3%	水 素	5.4%
揮 発 分	41.2%	酸 素	3.5%
灰 分	16.3%	窒 素	0.96%
高位発熱量	7,010 kcal/kg	硫 黄	2.52%
灰 溶 流 点		塩 素	0.025%
還元ふんい気	1,330°C	カリウム	0.040%
酸化ふんい気	1,430°C	ナトリウム	0.086%

表 2 石炭灰の組成分析(質量%)

Table 2. Mineral analyses of coal ashes.

	三池炭 #68	モンタナローズバッド	イリノイ #6
SiO_2	45.2%	47.5%	44.7%
Al_2O_3	22.1%	21.1%	20.9%
CaO	9.19%	14.5%	5.8%
Fe_2O_3	9.01%	7.8%	24.1%
MgO	1.29%	4.6%	1.8%
TiO	1.23%	0.8%	1.0%
K_2O	0.88%	0.7%	2.3%
Na_2O	2.34%	0.4%	0.6%
P_2O_5	0.19%	0.4%	0.12%

図 1 流路寸法と定格時の負荷抵抗および磁界分布

Fig. 1. Channel dimensions and distributions of load resistance and magnetic field at rated condition.

定に保ち、微粉炭の添加量を 50~210 kg/h の範囲で変え、燃焼ガス中の灰分濃度 ϕ_a を変化させた。ここで、 S/K は燃焼ガスに添加した SO_2 ガスとシード剤に含まれる S と K の割合である。代表的な石炭添加量は 110 kg/h, $\phi_a=0.27$ wt% であり、熱入力の 5.5% に相当する。

発電チャネルは、石油燃焼用に開発されたコールドウォール型(Bチャネル⁽⁹⁾)であり、60 対の電極をもつ分割電極ファラデー形チャネルである。電極壁は銅母材に電極材をキャップした水冷電極で構成し、絶縁壁は主にアルミナコーティングベグで構成した⁽⁹⁾。電極およびベグのピッチは 24 mm である。図 1 に流路寸法および定格条件の負荷抵抗 R_{load} と磁束密度 B の分布を示す。チャネルは亜音速ファラデーモードで運転された。磁界は銅鉄マグネットが発生し、定格時チャネル中央で最大約 2.5 T である。負荷抵抗は開放 (No. 1) から短絡 (No. 5) の 5 段階を切り変えることができ、No. 3 が定格値である。燃焼器は水冷金属壁構造であり、加速ノズルは発電チャネルと同じ水冷ベグ壁構造である。

各電極の対地電圧および負荷電流などの諸量は各種供給流量、温度、圧力などとともに、制御用電算機にとりこみ記録された。データは 5 秒のサンプリング周期で測定し 1 分間の平均値を求め収録した。また、代表的な電極では高周波用の分圧器、差動絶縁アンプを介し陰極線オシログラフを用いて隣接陰極間電圧の波形を観測した。

3. 陰極短絡の進展

陰極短絡が進展する過程を観測する実験は石炭を約 3 時間添加した後、発電を開始して行なわれた。なお

図 2 隣接陰極間電圧分布の経時変化
Fig. 2. Time history of inter-cathode voltage distribution.

シードは石炭添加から 1 時間 30 分後に添加した。発電開始時には、熱損失の変化からみてチャネル壁表面にスラグが十分付着していると考えられる。石炭添加流量は 110 kg/h であり、定格条件で発電された。

図 2 に、発電開始からの経過時間 t をパラメータとして、各電極の対地電圧の差として求めた隣接陰極間電圧 ΔV_c の分布を示す。隣接陰極間電圧の分布には、発電開始から 3 分後にゼロまたはそれに近い電圧のギャップが幾つか現われている。このことは、3 分後に既に部分的ではあるがスラグの分極による短絡が現われていることを示す。これはオシログラフによる観測とも一致した。発電開始から 12 分後には短絡は更に進み短絡されていない陰極間隙（以後、開放ギャップと呼ぶ）の電圧のピークは 30~60 V になり、その数は 8 個に減少する。22 分後には、ほとんどのギャップが短絡され、電圧のピークは 30~70 V とほとんど変わらないが、ピーク数は更に減少し 5 個となり、ほぼ定常状態に達した。定常状態ではピークの位置は通常数分~数十分の間隔で移動するが、その数は ± 1 個の範囲ではほぼ一定しており、電圧も 30~70 V の範囲にあった。

しかし、時には短時間的にも変動する場合がある。その一例を図 3 に示す。同図はオシロスコプの掃引速度を 20 ms/div にして、No. 23~No. 26 の隣接陰極間電圧を測定したものである。No. 23~No. 25 の陰極間は短絡しているが、No. 25 と No. 26 の陰極間

図 3 隣接陰極間電圧の波形例
Fig. 3. Sample oscillograph picture of inter-cathode voltages.

図 4 電極電位分布
Fig. 4. Electrode potential distributions.

は絶縁状態にあり、電圧は数十 ms のオーダーで 25 V から約 80 V まで変動している。これは、開放ギャップが短絡している陰極間隙（以後、短絡ギャップと呼ぶ）のホール電圧を負担するので、短絡ギャップ位置とその数の変動により開放ギャップ電圧も変動するものと考えられる。

図 4 に発電開始から 30 分後の陰陽極の電位分布を示す。陰極電位分布は、階段状の短絡状態を示している。一方、陽極電位分布は比較的滑らかであり、この分布は発電開始直後からほとんど変化していない。なお、No. 1 から No. 20 陽極電極間ではほとんど電位差がないが、これは入口端部における磁界の減少による。また、下流に一部特異な変化が見られるが、これは材料テストのために組み込んだ陽極材料の違いに起因している。

総発電出力 W 、チャネル出入口間のホール電圧 V_H 、最大開放ギャップ電圧 ΔV_{cmax} 、開放ギャップ数 N_{open} および短絡ギャップ数 N_{short} などの経時変化を図 5 に示す。これは図 2 に対応する。なお、電位測定精度および短時間の電圧変動を考慮して、ギャップ電圧が ± 1.5 V の範囲にあるものを短絡ギャップとし、20 V 以上のものを開放ギャップとした。

諸量には発電時間の経過に伴う明瞭な変化が認められる。ホール電圧は発電開始から 20 分後には約 25% 減少し、その後ほぼ一定となる。また、最大開放ギャ

図 5 陰極間短絡の進展に伴う諸量の経時変化

Fig. 5. Variations of some parameters with progress of inter-cathode shorting.

ップ電圧は約 20 分間で 70 V まで増加し、その後若干変動するが平均 60 V 前後の値に落ち着く。開放ギャップ数は、発電開始直後に小さく示されているが、これは多くのギャップ電圧が 20 V 以下と小さいためであり、実際は多数のピークを持つ(図 2 参照)。開放ギャップ数は定常状態で 4~5 個となる。一方、1 分間周期のサンプリングで記録された発電出力には不規則な比較的大きな変動があるが、これはモニタされた導電率や各部の熱損失の変化から見て、燃焼状態の不規則な変化によるものと考えられる。陰極短絡の進展に伴う発電出力の変化は、この不規則な変動のため正確には決められないが、陰極短絡が定常状態に達する時間を 20 分とすれば、出力低下割合は概略 10%と見られる。

短絡状態が定常になった後に発電を 20~30 分間中断すると絶縁が回復して短絡は解消する。中断時間が短いと再び発電を開始したとき、短絡状態が定常に達する時間は短くなった。

我々の実験では、発電開始から短絡状態が定常に達する時間は 20~30 分と見られる。この値は Petty 氏が最近報告した AVCO マークⅦのデータ (80~120 分)⁽⁶⁾ に比べて大幅に短い。両者の違いは実験条件の差異にあると考えられるが、特にスラグ組成の違いの影響が大きいものと思われる。AVCO の実験では三池炭に比べてスラグの Fe 成分が多く電子伝導性が高いイリノイ #6 炭を用いており、このスラグではイ

オンで運ばれる電気が相対的に少なくなり、スラグの分解に長い時間を必要とするためと考察される。

4. 各種パラメータの影響

〈4.1〉 ファラデー電流と磁界への依存性 図 6

に、三つの負荷条件に対してそれぞれ発電開始から約 30 分後に得られた隣接陰極間電圧 ΔV_c の分布を示す。また、図 7 にそれらの負荷条件に対応する電極(ファラデー)電流分布を示す。電流は上流側にピークがある鋸歯状分布を持ち、これは主に陰極短絡に伴いホール効果によって生じたものである。陰極短絡の状態は負荷の変化によって大きく変わる。つまり、開放ギャップの分布は、平均的な電流に強く依存していることが示されている。負荷番号の増加とともに電流は増加し、これは開放ギャップ数の増加に対応する。また、流れに沿って平均的な電流の大きい場所ほど ΔV_c のピークが密に現われる。

このような陰極短絡のファラデー電流への強い依存性は、Petty 氏が提唱した電流によるジュール熱とス

図 6 隣接陰極間電圧分布の負荷依存性

Fig. 6. Variations of inter-cathode voltage distribution with load condition.

図 7 電極電流分布

Fig. 7. Electrode current distributions.

図 8 平均電流密度と平均開放ギャップ数の関係

Fig. 8. Variation of average open gap number with average Faraday current density.

ラグを散逸するために必要なエネルギーのバランス⁽⁶⁾を考えることによって定性的に説明できる。幾つかの陰極間が短絡されると、後述する模擬実験で検証されるように、短絡された陰極グループの下流端陰極に、ファラデー電流が集中する。この電流集中は短絡数が多いほど大きく、また磁界が強いほど大きい。電流の集中は局所的に大きいジュール熱を発生し、絶縁ギャップ上のスラグを散逸して消失あるいは十分薄くする。その結果、電流が集中した陰極の下流側ギャップは高い電圧を維持できるようになる。集中する電流が大き過ぎればスラグの消失する範囲は広がり短絡数が減少してバランスする。従って、平均ファラデー電流が大きいくほど短絡数が減少し、開放ギャップ数が増加する。

図 8 に全電極の平均電流密度と平均開放ギャップ数 $\bar{N}_{open}$ の関係を示す。 $\bar{N}_{open}$ は、陰極短絡が定常状態に達した後の平均値である。開放ギャップ数のファラデー電流（あるいは電流密度）に対する依存性が明瞭に示されている。同図には $B=2.5\text{ T}$ の場合の外に、 $B=1.8\text{ T}$ の点（□印）も示す。同一電流密度において、 $B=1.8\text{ T}$ の開放ギャップ数は $B=2.5\text{ T}$ に比べて小さい。これは磁界が増加すると、スラグ短絡の解消が促進されることを意味する。磁界の増加は電流集中を増大しジュール発熱を増加する。従って、短絡の解消が促進されるものと解釈される。

〈4・2〉 石炭添加流量への依存性 図 9 に燃焼ガス中の灰分濃度 ϕ_a （石炭添加流量）をパラメータとして、隣接陰極間電圧 ΔV_c の分布を示す。また、図 10 に、平均開放ギャップ数 $\bar{N}_{open}$ 、および平均短絡ギャップ数 $\bar{N}_{short}$ の ϕ_a への依存性を示す。

石炭添加流量の増加すなわち灰分濃度の増加によって、開放ギャップ数は減少し、短絡ギャップ数は増加する。この開放ギャップ数の傾向は、イリノイ #6 炭

図 9 流下灰分濃度に対する隣接陰極間電圧分布の変化

Fig. 9. Variations of inter-cathode voltage distribution with carry-over ash content.

図 10 平均開放ギャップ数と平均短絡ギャップ数の流下灰分濃度との関係

Fig. 10. Variations of open and shorted gap average numbers with carry-over ash content.

灰を用いた AVCO マーク VI の実験結果⁽⁶⁾ と良く一致している。しかし、この AVCO の実験では、陰極ギャップの完全な短絡はほとんどなく、低抵抗が接続された様相を示し、灰分濃度の増加に伴いその抵抗値が増加して、短絡状態を解消していく。これは、灰分の流下流量が増加するとき、スラグが十分分極する以前に流出することによって生じたものと考えられている。一方、三池炭ではほとんどのギャップ電圧が 1.5 V 以下の短絡が起こり、短絡ギャップ数は灰分流下流量の増加とともに増えている。これは、三池炭スラグは Fe 成分が少なく電子導性が小さいために⁽⁵⁾、イオン伝導により強い分極を生じ、短時間に陰極表面に Fe の他に、例えば液体 K などの金属を偏析し、短絡し易いためと推測される。灰分流下流量に対する短絡ギャップ数の関係は、前述したスラグ層におけるエネ

ルギーバランスによって説明される。すなわち、スラグ流下流量の増加は、絶縁ギャップ上のスラグを散逸するために必要なエネルギーの増加をもたらす。従って、このエネルギーを発生するために、大きい電流の集中が必要になり、短絡数が増加するものと考えられる。

5. 陰極短絡模擬実験とモデル解析

陰極短絡が生じたとき、プラズマから電極に電流がどのように流れるかを知ることは陰極間短絡現象を説明する上で極めて重要である。また、第3章で述べた発電開始初期のホール電圧や発電出力の変化が単純に陰極電極幅の拡大で説明できるのか、などを知ることにはスケールアップに関して極めて重要である。これらの問題に答えるためにモデル解析と合わせて、陰極短絡の模擬実験を行ない比較検討した。

〈5・1〉 短絡模擬実験 石炭を添加しない灯油燃

図 11 陰極間短絡模擬回路 (3 陰極短絡の場合)

Fig. 11. Simulation circuit of cathode shorting.

焼条件において、隣接陰極間を外部回路で強制的に短絡することによって、スラグによる陰極短絡を模擬した。なお、石炭添加量を除く燃焼条件は他の条件とともに石炭添加時とほぼ同一である。図 11 に短絡模擬測定回路の例を示す。外部短絡は No. 35 電極を中心として三つのグループで行ない、その中央のグループで諸量を測定した。短絡陰極数は 3, 5, 10 個の 3 ケースとした。この 3 ケースに対し定格発電条件における

図 12 陰極電流分布

Fig. 12. Cathode current profiles.

図 13 陽極電流分布

Fig. 13. Anode current profiles.

図 14 発電性能の低下割合

Fig. 14. Variations of output power and Hall voltage with number of shorting cathode gaps.

陰極および陽極の電流分布を図 12, 図 13 に示す。測定結果は陰極では短絡によって電流が下流側に偏り、しかも下流端への集中電流は、短絡数が増えるほど大きくなることを示している。一方、陽極では上流側に電流が偏るが、その割合は比較的小さい。これは負荷抵抗のバラスト効果による。また、図 13 には比較のために石炭燃焼条件における実際のスラグによる短絡時の陽極電流分布も示す。陽極電流の大きさそのものは、燃焼条件の変化や測定場所の違いのために若干異なるが、両測定値の分布傾向は良く一致している。

測定部における発電出力 W 、およびホール電圧 ΔV_H (陰陽極壁の平均) の陰極短絡による低下割合を図 14 に示す。なお、 W_0 および ΔV_{H0} は短絡ギャップ数がゼロに対する W および ΔV_H である。発電出力とホール電圧は、陰極の短絡ギャップ数の増加とともに減少し、その程度はホール電圧が発電出力に比べて大きい。図 5 に示した石炭燃焼定格条件における実際のスラグによる短絡ギャップ数は、平均開放ギャップ数が 4.5 であることから、平均約 10 に相当する。模擬実験結果は石炭燃焼条件における実測値と良く一致する。このことは、陽極電流分布が一致することと合わせて、スラグによる陰極短絡を陰極電極幅の拡大によってモデル化できることを裏付けている。また、発電開始直後における発電出力とホール電圧の変化は陰極の短絡によることを示す。

(5.2) モデル解析

(1) 電流分布計算モデル スラグによる陰極短絡を陰極電極幅の拡大によってモデル化すると、陰極短絡の影響は二次元的な電流分布の計算により予測できよう。しかし、ETL マーク VII の陰陽極における通電は、アークモードによって行なわれていると考えられ、単純でない。従って、我々は陰極短絡を理論解析するに当たり、通常の二次元電流分布解析モデル⁽¹⁰⁾

図 15 境界層アーク結合解析モデル

Fig. 15. Schematic analytical model with arcing electrodes for cathode shorting.

に、電極の境界条件としてアークの通電特性を結合したモデルを考えた。

図 15 にこの解析モデルを示す。アークは Rosa の境界層アークモデル⁽¹¹⁾を用い、アーク柱とアークの拡散領域からなると仮定する。拡散領域の外側では、通常の一般化したオームの式が成立すると考える。一方、拡散領域のガス側界面と電極表面の間の距離 y_1 および電圧 V_0 は、拡散領域のガス側界面の電流密度 J_y の関数として定まると考える。この関数はアークの特性から与えられ、Rosa モデルによる計算結果を用いた。しかし、 V_0 については、Rosa モデルでは電極界面の現象が無視されていることから、電流密度に関係しない測定値に整合する一定値を加算した。

流れに沿う短絡グループごとの周期性を仮定するとともに、同方向の流速や導電率などの分布は無視した。導電率はファラデー方向の分布のみ考慮した。この導電率の分布は、乱流境界層の二層流モデルと速度とエンタルピーの相似則を仮定し、境界層内のガス温度に対する熱平衡導電率から求めた。

(2) 数値計算 数値計算は差分法を用い、各陽極表面および短絡陰極表面の電流分布は、それぞれの陽極表面および短絡陰極表面の電位がそれぞれ一定値になるように定めた。また、各陽極の電流はそれぞれの陽極と短絡陰極間の電位差が実際の負荷抵抗に整合

表 3 陰極短絡の解析条件

Table 3. Conditions for cathode shorting analysis.

主流ガス温度	2,765 K
境界層厚さ	20 mm
層流底層厚さ	0.25 mm
主流導電率	15 S/m
ホール係数	1.05
電極表面温度	600 K
	1,400 K
	1,800 K

するように定めた。その他の計算条件は表3に示す実験条件を採用した。但し、600 K、1,400 K および 1,800 K の三つの電極表面温度は、それぞれ実際の金属電極表面温度、シードが付着した電極の付着シード表面温度、および、スラグが付着した電極のスラグ表面温度を近似する。

(3) 計算結果 計算結果を前述の図 12~14 に示した。同図には、比較のためにアークによる高抵抗境界層の破壊が無い場合 ($T_w=1,400$ K) も示すが、この計算結果は電流の偏りや発電性能の劣化をほとんど示さない。一方、アークを結合した $T_w=600$ K と 1,800 K の計算結果 (1,400 K は省略) は、電極表面温度の違いによる差異は小さく、何れもほぼ測定値と一致する。このことはスラグの有無による温度境界層や、境界層アーク特性の違いの影響は小さいことを示す。更に、実際の石炭燃焼条件における陰極短絡の発電特性への影響は、スラグが存在しないときの陰極電極幅を拡大した場合と等価であることを裏付けている。

6. む す び

ETL マーク VII MHD 装置において、主燃料の一部として、三池炭 #68 (微粉炭) を添加し、石炭燃焼 MHD 発電の実験を行なった。その結果、Fe 成分が少ない三池炭においても分極スラグによる隣接陰極間の短絡現象が観測された。この短絡現象についてパラメトリックな実験を行なうとともに、油燃焼条件における短絡模擬実験とモデル解析を行ない次の結果を得た。

(1) 三池炭スラグにおける陰極間短絡は、発電開始から数分で発生し 20~30 分で定常状態になる。この間に発電出力は約 10%、ホール電圧は約 25% 低下した。

(2) この陰極間短絡現象はファラデー電流、磁界および灰分の流下流量に強く依存する。ファラデー電流または磁界の増加によって、短絡またはそれに近いギャップの数は減少し、高い電圧を維持する開放ギャップの数が増加する。

(3) 三池炭においては、灰分の流下流量を増加すると、短絡またはそれに近いギャップの数は増加し、開放ギャップ数は減少する。

(4) スラグによる陰極短絡の電流分布や、発電出力、ホール電圧などへの影響は、スラグが存在しない

ときに陰極電極幅を拡大した場合と等価である。

これらの結果は、スラグによる陰極短絡とその解消機構が、短絡によるファラデー電流の集中現象、ならびに集中電流のモジュール発熱とスラグを散逸するために必要なエネルギーのバランスに関係することを示唆している。また、三池炭の灰分流下流量と短絡ギャップ数の関係はイリノイ #6 炭における AVCO 社の実験結果と傾向が異なる。これは主にスラグ組成の相違によると考えられ、今後、更に炭種の影響に関し研究する必要がある。

本研究の実験に対し協力を得た三菱重工業(株)本社 長田 勇、同長崎造船所大村直樹、同高砂研究所岩藤要三良、松原精一、入野光博および三菱電機(株)中央研究所 田中俊秀の各氏に謝意を表します。また、この研究の遂行にあたり、指導と便宜を受けた、電総研 相山義道エネルギーシステム部長、池田 茂前エネルギー変換研究室長、恩田和夫同研究室長、および同研究室の奥尾隆保、野村修身両博士に謝意を表します。

(昭和 60 年 2 月 26 日受付)

文 献

- (1) S. Petty, et al.: "Progress on The Mark VI Long-Duration MHD Generator", *15th Symposium on Engineering Aspects of MHD*, p. IV. 5.1 (1976)
- (2) W.R. Hosler, et al.: "Analysis of AVCO Mark VI C Channel Electrodes After Long Duration Test", *15th Symposium on Engineering Aspects of MHD*, late paper (1976)
- (3) S. Petty, et al.: "Electrode Phenomena in Slagging MHD Channels", *16th Symposium on Engineering Aspects of MHD*, p. VIII. 1.1 (1977)
- (4) J.K. Koester & R.M. Nelson: "Discharge Characteristics of Slagging Metal Electrodes", *17th Symposium on Engineering Aspects of MHD*, p. C. 3.1 (1978)
- (5) R. Pollina & R. Larsen: "MHD Slag Electrical Conductivity Studies", *17th Symposium on Engineering Aspects of MHD*, p. C. 6.1 (1978)
- (6) S.W. Petty: "Effects of Cathode Slag Polarization on MHD Generator Performance", *21st Symposium on Engineering Aspects of MHD*, p. 4.5.1 (1983)
- (7) 日下, 他: 「ETL Mark VII MHD 発電機の建設」電子技術総合研究所彙報, 45, 1-2号, p. 32 (昭 56-1)
- (8) MHD 発電システム専門委員会: 委託研究成果報告書「MHD 発電システムの研究」, 電気協同研究会 (昭 57-3)
- (9) Kusaka, et al.: "Experiments of ETL Mark VII Facility", *8th International Conference on MHD Electrical Power Generation, Moscow*, p. B. 1.1, Sept. 12-18 (1983)
- (10) S.T. Demetriades, et al.: "Progress in Analytical Modeling of MHD Power Generators", *12th Symposium on Engineering Aspects of MHD*, p. 1.5.1 (1972)
- (11) R.J. Rosa: "Boundary Layer Arc Behavior", *8th International Conference on MHD Electrical Power Generation, Moscow*, p. D. 6.1, Sept. 12-18 (1983)