

Fig. 1 Operation principle of the explosive-driven magnetic flux compression generator ; before (upper) and during operation (lower)

## 2. 実験方法

### 2.1 磁束濃縮型爆薬発電機の構造

磁束濃縮型爆薬発電機の動作原理を Fig. 1 に示す。コンデンサバンクの放電により、アマチュア、負荷、ステータからなる回路に初期電流  $I_0$  を流しておく。雷管でアマチュア内部の爆薬を爆発させると、アマチュアは爆発力で円錐状に広がり、外側のステータと接触して、電気的な閉回路を形成する。爆発が進むにつれてこの接触点は連続的に移動するので、回路のインダクタンス  $L$  は連続的に減少する。その時電流  $I$  は、

$$\phi = LI = L_0 I_0,$$

の関係を満足するので、 $1/L$  に比例して増大する。なお、ここで  $\phi$  は回路を貫く全磁束、 $L_0$  は回路の初期インダクタンスで、簡単のため回路の抵抗は無視した。インダクタンスをおもに担っているのはステータであるので、このコイルピッチや長さを変えることによって、電流波形の制御を行うことが可能である。

今回の実験に用いるために製作した磁束濃縮型爆薬発電機の構造を Fig. 2 に示す。アマチュアの径が小さいほどインダクタンスが大きくなるので、他の条件が同じであれば大きな起電力が得られる。しかし、爆発による径の膨張比(ステータ内径/アマチュア外径)が大きくなりすぎると、アマチュアに亀裂が入り、電流の経路が遮断されるので、径をあまり小さくすることはできない。ここではアマチュア外径 38.1mm (肉厚 2.0mm)、ステータ内径 70.2mm にした。アマチュア内部に装填した爆薬は、PETN にバインダーとしてシリコンゴム (30wt.%) を混合して重合・固化したもので、爆速 6.7km/s である。

前に述べたようにステータのコイルピッチ、長さが電流波形を決める一番の要因である。発電最終過程では、 $dI/dt$  が非常に大きな値になるので、起電力も非

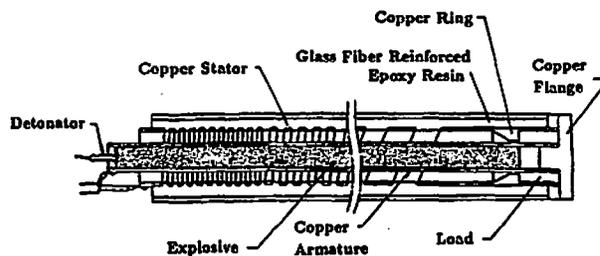


Fig. 2 Cut view of the explosive-driven flux compression generator. A stator consists of six segments, five short herical coils with different pitches and a cylinder

常に大きくなり、ステータ巻線間や負荷での絶縁破壊の原因となる。そこで、爆発が進むにつれてステータの単位長さあたりのインダクタンスが小さくなるようにし、この事情を緩和するようにした。具体的には、ステータは起爆側のヘリカルコイル部と、負荷側の円筒部(無限大ピッチのヘリカルコイル)から構成されている。ヘリカルコイル部は、理想的にはピッチを連続的に変化させればよいのであるが、製作の困難さ<sup>11)</sup>のため、均一ピッチで、そのピッチを段階的に大きくしたコイル 5 個を接続する構造にした。各コイルのピッチ/長さは、起爆側からそれぞれ、10mm/405mm, 16mm/192mm, 25mm/200mm, 50mm/175mm, 100mm/185mm である。これらの値は、後述する数値シミュレーションの結果から、 $(1/I)(dI/dt)$  がほぼ一定になるように決定したものである。なお、ステータは発電機動作時に外側に広がろうとする大きな電磁力を受けるので、ステータ外側はFRP(ガラス繊維強化エポキシ樹脂)で機械的に補強した。またコイル巻線間の絶縁破壊を防ぐため、ステータの内面は絶縁ニス塗布し、さらにアマチュアとステータの間の空間には  $SF_6$  ガスを充填した。

アマチュアとステータは Fig. 2 に示すように最右端でフランジにより機械的及び電氣的に接合されている。右端付近のステータ内側には、テーパのついた銅リングを挿入し、アマチュアの膨張時に接触点がなめらかに移動できるようにした。また、この銅リングとフランジの間は円環状の空間をなし、発電機のインダクタンス性負荷となる。負荷に流れる電流は、電流分布が円筒対称であると仮定することにより、円環状の空間にできる磁場の周方向成分  $B_\theta(r) = \mu_0 I / (2\pi r)$  から求めることができる。ここで  $r$  は中心軸からの距離である。磁場は円環状の空間におかれたピックアップコイルの起電力を RC 積分回路で積分して測定した。RC 積分回路の時定数は 10ms であり、時定数が有限であることから生じる誤差は、信号を記録後、数値計算により補正を行った。

本実験で使用した初期電流を供給するコンデンサバンクは、最大充電エネルギー 300kJ (最大容量1500 $\mu$ F, 最大充電電圧20kV) のものである。

## 2.2 数値シミュレーション

磁束濃縮型の爆薬発電機の設計および動作状況の確認を行うために、数値シミュレーション用の計算プログラムを作成した。計算方法は、基本的には爆薬発電機を  $L$ ,  $C$  (静電容量),  $R$  (電気抵抗) からなる回路とし、爆発による  $L$  の変化を与えて、ある時刻の電流値を差分法で求めるものである。しかし、以下の実験結果からもわかるように電流、磁場の時間微分は非常に大きいので、厚みのある導体の場合には導体表面付近に電流が集中する。そのため  $L$  や  $R$  の計算では導体中の深さ方向の電流分布を考慮する必要がある。磁氣的表皮深さ<sup>12)</sup> は、

$$S_{\phi} = \sqrt{\kappa_0 \tau}$$

で与えられる。ここで、

$$\kappa_0 = \frac{1}{\sigma \mu},$$

$$\tau = \frac{I}{dI/dt},$$

であり、 $\sigma$  は導体の電気伝導度、 $\mu$  は透磁率である。銅に対し  $\sigma \sim 10^8$  S/m,  $\mu = \mu_0$  (真空透磁率), また特性時間  $\tau \sim 10^{-4}$  を代入すると、 $S_{\phi} \sim 10^{-3}$  m であり、アマチュアの肉厚  $2 \times 10^{-3}$  m より同程度ないしは小さい値であり、一様な電流分布を仮定できないことがわかる。そこで、以下のような近似計算を行った。一つは、 $L$  を求めるときに電流は導体表面にのみ流れる、すなわちステータではその内側を、アマチュアではその外側を電流が流れるものとした。またアマチュアの内部に浸透する磁場は小さいはずなので、これを零と仮定し<sup>5)</sup>、ステータがアマチュア内部に作る磁場を打消し合うようにアマチュア表面に流れる電流の方向と面電流密度を決定し、 $L$  を求めた。もう一つは、電流が導体表面に集中して流れるため、一様な電流分布の場合よりジュール損失の効果が大きくなるので、直流抵抗の代わりに電流波形に依存する実効的な  $R$  で置き換えた。具体的には磁気拡散方程式、

$$\frac{1}{\kappa_0} \frac{\partial H}{\partial t} - \Delta H = 0,$$

から導かれる、深さ方向 ( $z$ ) の一次元の電流拡散に関する式、

$$\frac{1}{\kappa_0} \frac{\partial j(z,t)}{\partial t} - \frac{\partial^2 j(z,t)}{\partial z^2} = 0, \quad (1)$$

により電流分布  $j(z,t)$  を求め、 $RI^2 = \int j^2 / \sigma dr$  から  $R$  を

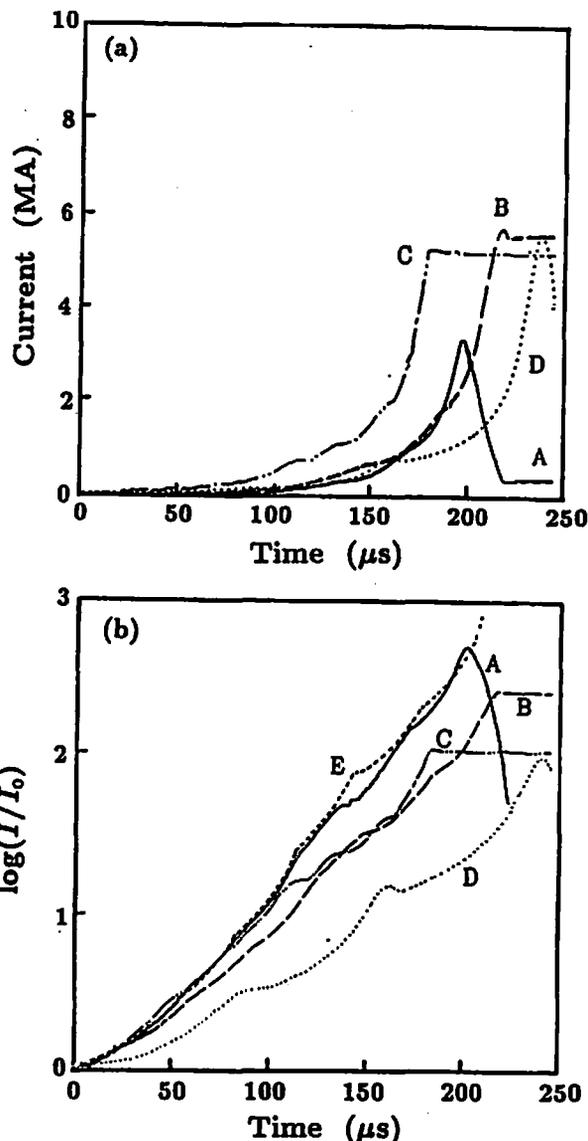


Fig. 3 Measured and calculated time profiles of currents amplified by the explosive-driven magnetic flux compression generators. The generators with six segments-stator (Fig. 2) operated with the initial currents of 6.9kA (curve A), 22kA (curve B), and 56kA (curve C). The calculated profile is shown as the curve E in (b). Another type of the generator with three segments-stator was operated with the initial current of 55kA (curve D).

求めた。

## 3. 実験結果と考察

初期電流 ( $I_0$ ) を変えて行った実験から得られた電流波形を Fig. 3 (a) に、増幅率 ( $I/I_0$ ) の対数プロットを Fig. 3 (b) に示す。図中の A, B, C がそれぞれ初期電流が 6.9, 22, 56kA のときの結果である。D は、ピッチ 10mm と 20mm のヘリカルコイルと円筒型のステータからなる発電機の実験結果であり、構造が異なっているが比較のために示した。また、Fig. 3 (b) の

Eは数値計算によるシミュレーションの結果である。時間の原点は初期電流がピークに達して、起爆後アマチュアがステータに接触した時刻にとった。なお、この電流波形はピックアップコイルの信号を積分回路を通して記録したものを電流値に換算したもので、電流のピークの後にみえるほぼ一定値の信号は、ピックアップコイルが破壊されたあとの積分回路の出力信号であり、実際の電流値を示しているものではない。実験結果および計算結果に見られるキック状の波形は、その位置がピッチの異なるステータコイルの接続部分をアマチュア接点通過する時刻に対応しており、接続部で $dL/dt$ が不連続的に小さくなるために生じている。

初期電流が小さい場合、最大電流は小さいが、増幅率は最も大きく、シミュレーションによる予測結果との一致もよい。しかし、初期電流を大きくしていくと増幅率は小さくなり、初期電流によらず最大電流が5~6 MAで飽和する傾向を示している。この傾向が構造の異なる発電機(D)でも見られることから、電流の絶対値に依存する現象が起きているものと思われる。

5 MAの電流が負荷部に流れると、そこに発生する磁場は30~50Tになり、電磁応力に換算すると0.4~1 GPaになる。この応力で、発電機の一部が変形したり、それが原因で絶縁破壊を起こしている可能性が考えられる。

また、表面に集中して流れている電流によるジュール加熱により導体表面が高温になり、表面の融解、蒸発が起きていることも考えられる。高温の表皮層は非常に薄いと考えられるので、熱伝導による冷却の効果も大きいはずである。この効果を調べるために、 $z$ 方向のみを考慮した1次元の電流の拡散方程式(1)と熱伝導方程式、

$$\frac{1}{\kappa_1} \frac{\partial \theta(z,t)}{\partial t} - \frac{\partial^2 \theta(z,t)}{\partial z^2} = \frac{\{j(z,t)\}^2}{\lambda \sigma}$$

$$\kappa_1 = \frac{\lambda}{\rho C_v}$$

を組合わせて、温度上昇 $\theta$ を見積もった。ここで、 $\lambda$ は熱伝導度、 $\rho$ は密度、 $C_v$ は単位質量あたりの定積比熱である。 $\sigma$ 、 $\lambda$ 、 $C_v$ 、 $\rho$ の温度依存性を無視すると、導体表面( $z=0$ )に階段関数的に $t=0$ で面電流密度 $J$ の電流を印加するという境界条件および初期条件のもとで、

$$\theta(0,t) = \frac{\mu J^2}{\pi \rho C_v} \ln(2\kappa_0/\kappa_1)$$

となる。ただし、ここで $\kappa_0/\kappa_1 \gg 1$ を仮定した。この式は、 $t=0$ で電流密度が無限大の表面電流が流れて

いるにも拘わらず、熱伝導による熱の拡散と釣り合っ、表面温度が有限値にとどまること、また $\lambda$ が電流または磁場の拡散時間より小さいときには、その間の温度が一定であり、物質が同じであれば表面電流密度のみに依存することを示している。銅の場合の、 $C_v \sim C_p 3.84 \times 10^2 \text{ J/kg} \cdot \text{deg}$ 、 $\lambda = 4.0 \times 10^2 \text{ J/m} \cdot \text{s} \cdot \text{deg}$ 、 $\sigma = 6.5 \times 10^7 \text{ S/m}$ 、 $\rho = 8.9 \times 10^3$ 、 $\mu = \mu_0$ 、および室温(300K)と融点 $\theta_m = 1360 \text{ K}$ の温度差 $\theta = 1060 \text{ K}$ の各値を代入すると、銅の表面が融解し始める臨界電流密度 $J_m = 41 \text{ MA/m}$ が得られる。発電の最終段階では、アマチュアを流れる電流は中心軸に平行であるので、 $J = J_m$ のときにアマチュア断面の全外周を流れる全電流は4.9 MAになる。この値は、初期電流が大きい時に示した飽和値5~6 MAに近く、導体表面の融解や蒸発を強く示唆するものである。 $J_m$ の値自身は、モデルの単純さや近似から考えて精度の高いものとは思われないが、臨界電流密度が存在するのは確かであろう。表面が融解し始めると電気抵抗が急激に増大するので、さらに激しい融解、蒸発が起こってプラズマ化が爆発的に進行し、磁束濃縮過程がうまくいかなくなると思われる。

以上の観点から、磁束濃縮部の最終段階で表面電流密度が大きくなるように、Fig. 4に示すようなアマチュアとステータの一部と負荷部を円錐状に変更した構造の発電機を製作した。円錐台の大きい底面の直径は76.0mm、高さは100mmである。この発電機で初期電流52kAのときの実験結果をFig. 5(a)と(b)に示す。負荷部のインダクタンスが大きくなったため、増幅率は小さくなるはずであり、Fig. 5(b)に見られる様に増幅率の対数の傾きは若干小さくなっている。しかし、最大電流値は8.0 MAまで大きくなり、50%程改善することができ、またほぼ同じ初期電流での結果と比べると増幅率も大きくなっている。この結果からも臨界電流密度が最大電流を制限する大きな要因のひとつであることが支持され、今後、より大型の発電機

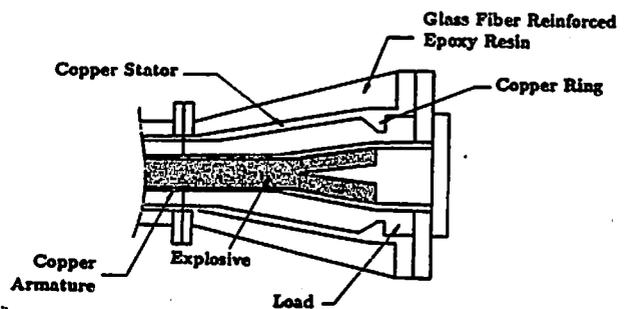


Fig. 4 Cut view of the end part of the explosive-driven magnetic flux compression generator modified to reduce the surface current density

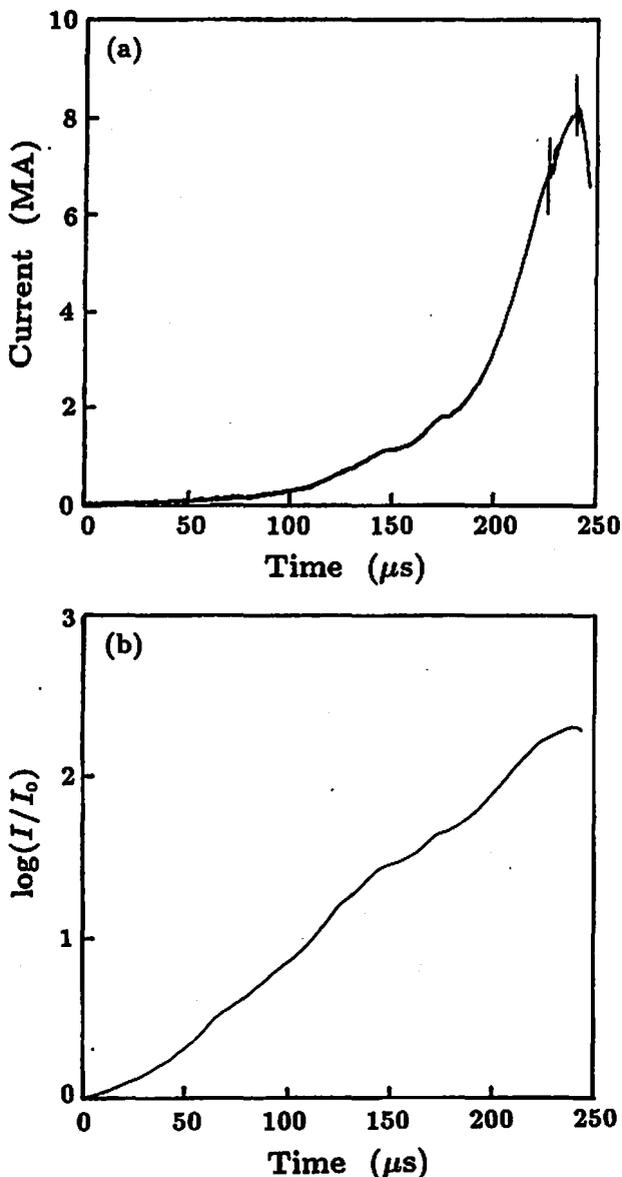


Fig. 5 A time profile of current amplified by the explosive-driven magnetic flux compression generator shown in Fig. 4

を設計する際に重要な指針を与えるものと思われる。

#### 4. まとめ

爆薬を利用した磁束濃縮型の爆薬発電機を試作し、初期電流を変えて発電実験を行い、数値シミュレーションとの比較を行った。初期電流が小さいときには、電流波形の時間変化は数値シミュレーションの結果とよい一致を示したが、初期電流を大きくすると増幅率は小さくなり、最大電流は初期電流にはあまり依存せず最大約 5 MA の一定値で飽和する傾向が見られた。磁束濃縮の最終段階で導体を通る面電流密度が大きくなるように終端側の直径を大きくした発電機を製作、実験を行ったところ、最大電流 8.0 MA が得られ、ほぼ同じ初期電流での実験結果に比べ、増幅率、最大電流とも改善することができた。これらの結果が

ら、導体表面の融解が始まる物質に固有な面電流密度が存在することが示唆された。

数値シミュレーションの利用と最大面電流密度の存在は、より大型の爆薬発電機を設計、開発するための重要な指針を与えるものと思われる。

#### 文 献

- 1) R. S. Hawke, A. L. Brooks, F. J. Deadricks, J. K. Scudder, C. M. Fowler, R. S. Caird and D. R. Peterson, IEEE Trans. Magn. MAG-18, 82 (1982)
- 2) C. M. Fowler, W. B. Garn and R. S. Caird, J. Appl. Phys. 31, 588 (1960)
- 3) A. D. Sakharov, R. Z. Lyudaev, E. N. Smirnov, Yu. I. Plyushchev, A. I. Pavlovskii, V. K. Chernyshev, E. A. Feoktistova, E. I. Zharinov and Yu. A. Zysin, Sov. Phys. Dokl. 10, 1045 (1966)
- 4) A. D. Sakharov, Sov. Phys. Uspek., 9, 294 (1966)
- 5) J. W. Shearer, F. F. Abraham, C. M. Aplin, B. P. Benham, J. E. Faulkner, F. C. Ford, M. M. Hill, C. A. McDonald, W. H. Stephens, D. J. Steinberg and J. R. Wilson, J. Appl. Phys. 39, 2102 (1968)
- 6) Y. Kakudate, S. Usuba, M. Yoshida, K. Aoki, K. Tanaka and S. Fujiwara, "Shock Compression Technology and Material Science", ed. A. B. Sawaoka, P. 67, KTK Sci./Terra Sci., Tokyo (1992)
- 7) D. W. Baum and W. L. Shimmin, "Megagauss Physics and Technology", ed. P. J. Turchi, P. 77, Plenum Press, New York and London (1979)
- 8) S. P. Gill, D. W. Baum, W. L. Shimmin and D. Mukherjee, Artech Associates Inc. Final Report FR-119 (1977)
- 9) S. P. Gill, W. L. Shimmin and J. D. Watson, Artech Associates Inc. Final Report FR-190 (1984)
- 10) 角館洋三, 吉田正典, 薄葉 州, 中山良男, 吉田正典, 田中克己, 青木勝敏, 藤原修三, 宮本昌広, 久保田彰, 田 実, 工業火薬, 50, No. 2, 124 (1989)
- 11) J. L. Cutting, D. K. Abe, J. B. Chase, R. S. Hawke, P. A. Pincosy, H. T. Takemori and M. L. Fillipucci, "Megagauss Fields and Pulsed Power Systems", ed. V. M. Titov and G. A. Shvetsov, P. 419, Nova Sci., New York (1990)
- 12) H. Knoepfel, "High Magnetic Fields", North-Holland, Amsterdam and London, (1970)

## Study on the explosive-driven magnetic flux compression generator for large current production

by Yozo KAKUDATE\*, Shu USUBA\*, Hiroyuki YOKOI\*, Masatake YOSHIDA\*  
Shuzo FUJIWARA\*, Ryuichiro KAMEYAMA\*\* and Masahiro MIYAMOTO\*\*\*

We have made experiments of explosive-driven flux compression generators for large current production. When an initial current is small (6.9kA), the maximum output current reached up to 3.2MA and a current profile agreed well with a result of numerical simulation. It is, however, found that there exists a tendency of decreasing an amplification factor which is defined as the maximum current divided by the initial current as increasing the initial current from 22 to 56kA. As a result, the maximum current was not able to exceed a limit value, about 5 MA, independent of the initial current.

To reduce the current density, an end part of the generator was modified; a diameter of an inductive load was enlarged and an armature and a stator were changed into cone shapes to be connected with the load. This generator produced the maximum current of 8.0MA when the initial current was 52kA. An estimation of a surface temperature rise of a copper conductor which is caused by Joule's dissipation of a pulsed current was done taking into consideration the magnetic diffusion and the thermal conduction. The result shows that the temperature of the copper surface reaches its melting point when the surface current density is 41MA/m. This corresponds to the total armature current of 4.9MA and the experimental results can be well explained.

(\*National Institute of Materials and Chemical Research, 1-1 Higashi,  
Tsukuba, Ibaraki 305

\*\*Asahi Chemical Industry Co., Ltd., 2620 Oaza-Sato, Oita, Oita 870-03

\*\*\*Fuji Electric Corporate Research and Development, Ltd., 7 Yawata-Kaigandori, Ichihara, Chiba 290)