同期発電機制動巻線の高調波抑制効果に関する実験と解析

正員 片木 威 (神戸商船大)

正員 松木 純也 (京都大)

正員 岡田 隆夫 (関西大)

Experimental Study on Harmonics Reduction Effects of Damper Windings
in a Synchronous GeneratorTakeshi Katagi, Member (Kobe University of Mercantile Marine) Junya Matsuki, Member (Kyoto University)
Takao Okada, Member (Kansai University)

With the recent advancement of power electronics technology, thyristor-controlled equipments have been largely introduced to the electric power system. These devices generate harmonics which cause voltage distortion and undesirable effects on the power system components. On the other hand, the damper windings of synchronous generator are basically designed to reduce harmonics as well as to damp out system oscillations. However, up to now, the effects of damper windings on harmonics have not been fully clarified quantitatively.

In this paper, the results of experimental study on harmonics reduction effect of damper windings have been presented. A specially designed 6kVA generator was connected to an infinite-bus system to investigate the characteristics of damper windings. A new method to measure induced voltages between damper bars, damper bar currents and air-gap flux densities in the tested generator was established. By comparing these measurements with and without the presence of damper windings, the effect of damper windings was quantified. Thus the reduction effects of the damper windings on slot ripples and harmonics caused by armature current mmf were investigated and were made clearer than before by the proposed method.

キーワード: 同期機, 制動巻線, スロットリプル, 高調波, 抑制効果

1. まえがき

近年、電力系統におけるインバータ等の高調波発生負荷増加により系統電圧の歪みや一部機器への障害が生じてきており、高調波抑制に関して盛んに研究^{(1), (2)}がなされている。しかしこれを発電機制動巻線の観点から検討したものはない。制動巻線は本来系統動揺抑制だけでなく、高調波抑制をも目的として設けられており、電力系統における高調波問題を考察するためには、その抑制に制動巻線が果たす役割を定量的に把握しておくことが重要である。

制動巻線の特性研究は、等価回路による方法⁽³⁾や制動巻線電流の測定^{(4), (5)}および有限要素法を用いた制動巻線電流分布^{(6), (7)}など多くの研究がなされているが、これまでの制動巻線の特性研究は、主として発電機が単体で運転されている場合を取り扱っており、電力系統に発電機が接続された状態での制動巻線の特性が十分に議論され尽くされているとは言えない。特に制動巻線による電力系統の高調

波抑制効果を定量的に考察し得る実験的方法については、論じられたことがない。

本論文は、電力系統で生じる高調波に対する制動巻線の抑制効果を検討するための基礎を確立することを目的として、まず制動巻線特性の定量的把握のための測定に基づく実験的解析法を提案し、これを用いて発電機の定常運転時における制動巻線の高調波抑制効果について解析した結果を述べるものである。すなわち、同期発電機の定常運転無負荷時における発電機内部の諸量であるギャップ誘導起電力、制動巻線間誘導起電力および制動巻線電流と外部諸量である端子電圧の調波解析を行い、電機子スロットによる高調波(スロットリプル)について検討し、それに対する制動巻線の抑制効果を考察する。次に同期発電機の定常運転負荷時における、無負荷時と同様の諸量および電機子電流の調波解析を行い、電機子電流起磁力による高調波について検討し、それらに対する制動巻線の抑制効果を考察する。

2. 制動巻線特性解析のための実験的方法

<2.1> 実験用発電機の仕様 実験用発電機は、154 kV系統を対象とした模擬電力系統の発電機で、154 kV系統における同期発電機 13 MVAに相当したものと製作した4極回転界磁型突極機であり、定格容量は6 kVA、定格電圧は220 V、定格電流は15.7 A、定格力率は0.9、定格回転速度は1800 rpm、単位慣性定数は3 secである。

制動巻線は図1に示すように制動棒として回転子各極に5本ずつ設けられている。そして、電機子歯頭部にギャップ磁束測定用さぐりコイル（巻回数3回）が、制動巻線スロットには各制動巻線（棒）電流測定用リード線および制動巻線間誘導起電力測定用さぐりコイル（巻回数3回）が装備されている。なお、ギャップ長は、最大8.0 mm、最小3.3 mm、基本波に対する巻線係数は0.95である。

図1 制動棒の位置とさぐりコイルの位置

Fig. 1. Position of damper bars and search coils.

<2.2> 制動巻線有無両状態の構成方法 前述のように、この同期発電機の回転子各極には、それぞれ5本の制動棒が挿入されており、各棒と片側短絡環とは止め金具で、もう一方の片側は銀ろう付けで接続されていて、全体とし

て制動巻線を構成している。そして、制動棒と片側短絡環との止め金具を手動で取り付け、取り外しすることにより、制動巻線の有無両状態をつくることができるようになってい。止め金具を取り付けた状態を「制動巻線有り」の状態、止め金具を取り外した状態を「制動巻線無し」の状態とする。

まず、発電機を分解し、止め金具を半田づけした「通常の制動巻線有り」状態、および制動棒と銀ろう付けされているもう一方の片側短絡環の銀ろうをも外した「通常の制動巻線無し」の状態を構成した。そして、本実験での方法いわゆる止め金具の取り付けによる「制動巻線有り」、取り外しによる「制動巻線無し」の状態と、「通常の制動巻線有り」および「通常の制動巻線無し」の各状態で、以下に示す①、②、③の試験から求まる機器定数を比較し、本方法による妥当性を検討した。

① 静止法（ダルトン・カメロン法）各線電流が2, 3, 4 Aの時の平均値、逆相リアクタンス X_2 、直軸初期過渡リアクタンス X_d' 、横軸初期過渡リアクタンス X_q' 。

② 単相短絡試験 短絡電機子回路電流が2, 3, 4, 5 Aの時の平均値、 X_2 。

③ 三相突発短絡試験 定格電圧の30%(66 V)の電圧、直軸リアクタンス X_d 、直軸過渡リアクタンス X_d' 、 X_d'' 。

なお、これらの試験はJEC114(1979)⁽⁸⁾に準じて行った。

これらの試験から求めた機器定数を表1にまとめる。なお、製造時の工場試験値との誤差は最大約+3%である。これらから(1)「制動巻線無し」と「通常の制動巻線無し」とでは機器定数の値はほぼ等しく、止め金具の取り外しによる「制動巻線無し」状態で絶縁に問題がないことが確認できた。(2)「制動巻線有り」と「通常の制動巻線有り」とでは機器定数の値はほぼ等しく、止め金具の取り付けによる「制動巻線有り」状態で、接触抵抗がないことが確認できた。また、「通常の制動巻線有り」の状態では絶縁チェックを行い、絶縁に問題がないことが確認できた。

すなわち、制動棒と片側短絡環との止め金具を取り外した状態が、制動巻線回路が完全に開回路であることを、また、制動棒と片側短絡環との止め金具を取り付けた状態が、

表1 制動巻線有無両状態における機器定数

Table 1. Machine constants with and without damper windings.

	制動巻線有り (本論文の方法)	制動巻線有り (通常)	制動巻線無し (本論文の方法)	制動巻線無し (通常)	試験方法
X_2 %	25.9	25.5	40.5	40.6	①
	24.3	24.8	39.0	39.3	②
X_d' %	37.7	39.6	43.1	43.0	③
X_d'' %	27.9	28.2	31.3	32.4	③
	20.7	20.7	23.5	23.6	①
X_q'' %	30.4	30.4	57.5	57.7	①

制動巻線回路が完全に閉回路であることを機器定数で確認し、本実験で用いた止め金具の取り付け、取り外しによる制動巻線着脱方法が、制動巻線有無を確実に構成していることを実証できた。

〈2.3〉 制動巻線間誘導起電力、制動巻線（棒）電流、

ギャップ誘導起電力の測定 図1のように各制動巻線スロット間に3回巻きのさぐりコイルが装備されていて、回転方向側から順にNo. 6, 7, 8, 9, 10, 11と番号をつけている。これらのさぐりコイルに誘導される起電力 $v_6, v_7, v_8, v_9, v_{10}, v_{11}$ を制動巻線間誘導起電力と呼び、これらは制動巻線有無状態で測定可能であり、この測定値の比較により制動巻線の効果が定量的に表せる。さぐりコイルピッチは、制動巻線スロットピッチと同じ26.4mm(機械角 11.1°)であるが、磁極両端のNo. 6および11は、磁極端まで37.2mmの幅があり、両端は耐熱性の接着剤で固めている。制動巻線スロットは、高さ9mm、幅7mmで、高さ5mm、幅4mmと断面が四角形である銅製の制動棒が挿入されている。

図2に示すように、制動棒の片端部二箇所からリード線を取り付けその間の電圧降下を、スリップリングを通して外

図2 制動巻線（棒）電流の測定回路

Fig.2. Measurements of damper bar currents.

部に取り出し、その電圧降下から制動棒に流れる電流を求める。

制動棒の抵抗は制動棒電流が交流であるため、表皮効果を考慮した鉄心スロット内導体の交流抵抗⁽⁹⁾として直流抵抗 R_0 から次の式で求まる。

$$R = R_0 \cdot \xi \left(\frac{\sinh 2 \cdot \xi + \sin 2 \cdot \xi}{\cosh 2 \cdot \xi - \cos 2 \cdot \xi} \right) \quad (1)$$

$$\xi = 2\pi \cdot h \sqrt{\frac{f \cdot b}{\rho \cdot a}} \times 10^{-7}$$

ただし、 h : 導体高さm, a : スロットの幅m,

b : 導体の幅m, ρ : 抵抗率 Ωm , f : 周波数Hz

次に、実験用発電機の場合、制動棒のインダクタンスはその抵抗に比べて、きわめて小さく無視できるので、制動棒に流れる電流は測定された電圧降下を測定間の交流抵抗

R で除したものになる。実験用発電機の場合、 $h = 5\text{mm}$, $a = 7\text{mm}$, $b = 4\text{mm}$, $\rho = 1.784 \times 10^{-8} \Omega\text{m}$ であり、直流抵抗 $R_0 = 2.676 \times 10^{-5} \Omega$ 、スロットトリプル周波数における交流抵抗 $R = 5.223 \times 10^{-5} \Omega$ と求まる。そして、実験用発電機においては、制動巻線電流は回転方向側から順に番号No. 12, 13, 14, 15, 16と測定番号をつけている。そしてこれらの電流をそれぞれ $i_{12}, i_{13}, i_{14}, i_{15}, i_{16}$ とする。

制動巻線間誘導起電力および制動巻線（棒）電流（制動棒における電圧降下）の測定量は回転子上で得られるので、これらを発電機外部に取り出す必要がある。上之園氏らはFMテレメータによる方法を提案している⁽⁵⁾が、本研究では、スリップリングによる方法を用いた。これは、FMテレメータの周波数特性では低周波数の測定が難しくなると考えたためである。

実験で用いたスリップリングは、回転子（銀リング）と固定子（ブラシ）で構成され、銀リングとブラシが接触しているため、機械的摩擦が発生し、接触抵抗による電位差が生じることがある。そのため、銀リング表面の清掃が可能な構造とし、実験毎にエチルアルコールを含浸させた脱脂綿棒により清掃した。また、絶縁抵抗を測定して100M Ω 以上あることを確認した。かつ、測定器には、入力インピーダンスが1M Ω と高いデータレコーダを使用した。

筆者らは先の論文⁽¹⁰⁾で、図1に示す電機子歯頭部に取り付けたさぐりコイルの誘導起電力 v_{sc} を積分することで得られる磁束波形がギャップ磁束（密度）分布とみなすことができることを示している。これは制動巻線有無状態で測定可能であり、この測定値の比較によりギャップにおける制動巻線の効果が定量的に表せることになる。

この章では、まず実験用発電機の仕様を示した。次に制動巻線有無状態の構成方法および制動巻線間誘導起電力、制動巻線（棒）電流、ギャップ誘導起電力の測定方法について述べ、それらの測定値を制動巻線の有無で比較することで、制動巻線特性を定量的に把握できる新しい実験方法を提案した。

3. 制動巻線の高調波抑制効果の実験

実験用発電機と模擬送電線路を用いて、図3のように一機無限大母線系統を構成し、実験系統とした。模擬送電線

図3 実験に用いた電力系統

Fig.3. Experimental power system.

路は、3300Vの平行二回線である。駆動用直流電動機は他励式直流電動機（定格容量15kW）を用いている。

定常運転無負荷時にはギャップ磁束の飽和の影響と高調波の関係を検討するために、界磁電流を変更させ $I_f=3.2$ A（無負荷定格）、5.0A（負荷定格）の状態、定常運転負荷時には電機子電流起磁力と高調波成分の関係を検討するために、発電機出力を変更させ、 $I_f=3.2$ A、5.0Aのそれぞれに対し、 $P_e=1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0$ kWの状態、定常運転無負荷時や負荷時における発電機内部のいわゆる制動巻線やギャップでの高調波成分や、これらの高調波成分とギャップ磁束との関係を詳細に調べるために、実験は、制動巻線有無両状態で、無負荷時、負荷時において、(1)制動巻線間誘導起電力 $v_6, v_7, v_8, v_9, v_{10}, v_{11}$ 、(2)制動巻線電流 $i_{12}, i_{13}, i_{14}, i_{15}, i_{16}$ （制動巻線有りの状態のみ）、(3)ギャップ磁束 ϕ （ギャップ誘導起電力 v_{sc} ）、(4)界磁電流 I_f 、(5)電機子電流 I_u （ u 相）（負荷時のみ）、(6)端子電圧 V_{uv} （ $u-v$ 相）、(7)発電機出力 P_e （負荷時のみ）を測定した。そして、これらの測定諸量を、データーレコーダ（最小感度100mV、直流増幅器により最小感度は100倍となる）により、0.05msecの一定間隔でサンプリングして記録する。サンプリング定理から明かなように、10kHzの周波数成分まで再現できる。そして、そのデータを、アナライジングレコーダにより、時間軸波形での表示および周波数解析（サンプリング点数512点、周波数レンジの1/200の分解能、周波数レンジの2.56倍のサンプリング周波数、ハニングウインドウ）を行う。なお、ギャップ磁束は、ギャップ誘導起電力を数値積分して求める必要があるが、積分によりその波形の高調波成分が減衰する。そのため、周波数成分を求める場合、数値積分せず、ギャップ誘導起電力 v_{sc} の波形そのもので検討を行うことにした。

以下、本章および前章で述べた実験の方法により、電力系統の高調波問題を検討するための基礎資料とすべく、定常運転時における制動巻線の高調波抑制効果について解析した結果を述べる。

4. スロットリプルに対する制動巻線特性解析

<4.1> スロットリプルの発生 図4に $I_f=3.2$ A、無負荷時における制動巻線電流波形を、図5に制動巻線間誘導起電力波形を、それらの調波解析結果とともに示す。両図からわかるように無負荷時には1080Hz（第18次）成分が観測される。

1080Hz（第18次）成分は電機子スロット部のパーミアンスの不均一性による高調波磁束いわゆるスロットリプル（回転数30rps×電機子巻線スロット数36=1080Hz）により生じている。これは、従来の計算に基づく結果⁽¹¹⁾やうず電流損失の研究結果^{(12), (13)}と一致し、このことを実験的に裏付けたことになる。

界磁電流の調波解析の結果、直流分に対してわずか0.1%の大きさではあるが、1080Hz成分が生じており、スロット

リプルが界磁極の界磁巻線が巻かれている部分まで影響を及ぼしていることを意味している。

図4 制動巻線電流波形と調波解析（無負荷）

Fig.4. Waveforms and Fourier analyses of damper bar currents. (at no load)

図5 制動巻線間誘導起電力波形と調波解析（無負荷）

Fig.5. Waveforms and Fourier analyses of induced voltages in damper windings. (at no load)

表2 ギャップ誘導起電力、端子電圧の調波解析（無負荷）

Table 2. Fourier analyses of induced gap voltages and terminal voltages. (at no load)

周波数 Hz	60	180	300	420	540	660	780	900	1020
ギャップ mV	190	89	22	9	10	11	6	4	4
誘導起電力 %	100	46.8	11.6	4.7	5.2	5.3	3.2	2.1	2.1
端子電圧 V	218.9	0	0.75	0	0	0	0	0	4.07
%	100	0	0.3	0	0	0	0	0	1.86

表2に $I_f=3.2\text{A}$ 、無負荷時におけるギャップ誘導起電力および端子電圧の調波解析結果と基本波に対する高調波成分の比率を示す。ギャップ誘導起電力には、60Hz成分、180Hz成分、300Hz成分、420Hz成分、540Hz成分、660Hz成分、780Hz成分、900Hz成分、1020Hz成分が生じていることが観測される。それぞれ基本波成分に対して、第3、5、7、9、11、13、15、17次高調波成分である。そして、第5次以上の成分の大きさは基本波60Hzに対して、約10%以下と小さい。また、界磁極の軸に対して、電機子鉄心、ギャップパーミアンスが対称であるため、磁束には偶数次高調波成分が生じていない。

スロットリプルは、回転子上にある制動巻線と界磁電流とは異なり、発電機の回転速度60Hzを引いた1020Hz(1080Hz-60Hz=1020Hz)成分として、観測される。ギャップ誘導起電力に現れるスロットリプル成分以外の高調波は、回転子に対して静止しているので、制動巻線電流および制動巻線間誘導起電力には観測されないことが確かめられた。

端子電圧には60Hz、300Hz、1020Hz成分が観測される。300Hz成分は、巻線係数が他の高調波成分より大きいため、わずかであるが、端子電圧に存在する。スロットリプル成分1020Hzは、制動巻線有りの状態では、基本波成分比率で1.86%の大きさがあるのに対して、制動巻線無し状態では、0.80%の大きさしかない。また、いずれの運転状態においても、制動巻線有りの状態の方が、制動巻線無し状態に比べ大きくなっている。制動巻線有りの状態では、制動巻線電流起磁力が生じ、これが、スロットリプル成分を増加させる原因になっていると考えられる。

<4.2> 制動巻線のスロットリプルに対する抑制効果

本節では、調波解析結果を制動巻線有無両状態で比較することにより制動巻線のスロットリプルに対する抑制効果を検討する。制動巻線の抑制効果を定量的に表すために、制動巻線有無両状態の制動巻線間誘導起電力の値を用いて、抑制率を次式のように定義する。

$$R_d = \frac{V_n - V_a}{V_n} \times 100 \% \quad (2)$$

ただし、 V_n ：制動巻線無し状態での制動巻線間誘導起電力の振幅値

V_a ：制動巻線有りの状態での制動巻線間誘導起電力の振幅値

無負荷時における各制動巻線間誘導起電力 $V_6, V_7, V_8, V_9, V_{10}, V_{11}$ のスロットリプルに対する抑制率を図6に示す。横軸6、7、8、9、10、11はそれぞれ $V_6, V_7, V_8, V_9, V_{10}, V_{11}$ に対応している。両端No.6およびNo.11は、制動棒と界磁極端との値であり、純粹に制動巻線間とはいえないので、これらを無視する。そうすると、制動巻線の抑制効果は、No.7、8、9、10の平均では、 $I_f=3.2\text{A}$ 時には、60%、 $I_f=5.0\text{A}$ 時には、59%となり、界磁電流の大きさの違い、すなわち磁気飽和度の違いによる抑制率への影響は見られない。

図6 スロットリプルに対する抑制率

Fig.6. Reduction rates for slot ripples.

この章では、定常運転無負荷時におけるギャップ誘導起電力、制動巻線間誘導起電力および制動巻線電流と端子電圧の調波解析を行い、定常運転無負荷時にはスロットリプルが生じていることを実験的に明らかにした。

さらに、このスロットリプルが実験用発電機においては制動巻線により約60%抑制されていて、制動巻線によるスロットリプルの抑制効果を初めて定量的に表すことができた。

5. 電機子電流起磁力による高調波に対する制動巻線特性解析

<5.1> 電機子電流起磁力による高調波の発生 図7

に $I_f = 3.2 \text{ A}$, $P_e = 5.0 \text{ kW}$ 時の制動巻線電流波形とその調波解析結果を示す。図 8 にその時の制動巻線間誘導起電力波形と、その調波解析結果を示す。制動巻線間誘導起電力波形においては無負荷時には 1080 Hz (スロットリプル)

図 7 制動巻線電流波形と調波解析 (5 kW 負荷時)

Fig. 7. Waveforms and Fourier analyses of damper bar currents. (at 5 kW load)

図 8 制動巻線間誘導起電力波形と調波解析 (5 kW 負荷時)

Fig. 8. Waveforms and Fourier analyses of induced voltages in damper windings. (at 5 kW load)

成分のみであったのに対して、負荷時には、360 Hz 成分 (1080 Hz 成分に対して平均約 200%) が観測される。あと微少ではあるが、30 Hz 成分、120 Hz 成分、240 Hz 成分、480 Hz 成分、600 Hz 成分、720 Hz 成分、960 Hz 成分が観測される。

界磁電流の調波解析の結果、60 Hz 成分、120 Hz 成分、240 Hz 成分、360 Hz 成分、720 Hz 成分、1080 Hz 成分が観測される。無負荷時での調波解析結果と比べると、240 Hz 成分、360 Hz 成分の大きさが大きくなり、かつ、新しく 720 Hz 成分が観測される。しかし、それらの大きさは最大で直流分に対して 1% 強にすぎない。

表 3 に $I_f = 3.2 \text{ A}$, $P_e = 5.0 \text{ kW}$ 時の電機子電流、ギャップ誘導起電力および端子電圧の調波解析結果と基本波に対する高調波成分の比率を示す。基本波成分の他は、スロットリプルによる 1020 Hz ($1080 \text{ Hz} - 60 \text{ Hz} = 1020 \text{ Hz}$) および 1140 Hz ($1080 \text{ Hz} + 60 \text{ Hz} = 1140 \text{ Hz}$)、300 Hz 成分、420 Hz 成分、660 Hz 成分が生じているが、300 Hz 成分のみ基本波の 1% 程度現れるのみで、その他の高調波成分は無視できるほど微小である。

ギャップ誘導起電力には、基本波 60 Hz 成分、スロットリプルによる 1020 Hz および 1140 Hz 成分の他に、180 Hz 成分、300 Hz 成分など高調波成分が観測される。以下に、それらの発生機構について考察する。

いま、三相電機子電流による回転起磁力は、a 相巻線軸を $x = 0$ とすると、次のように表される⁽⁹⁾。

$$F_a = F_1 \cdot \sin(\omega t - \sigma x) + F_5 \cdot \sin(\omega t + 5\sigma x) + F_7 \cdot \sin(\omega t - 7\sigma x) \dots \quad (3)$$

ただし、 ω : 同期速度 $\sigma = \pi / \tau$ (τ : 極ピッチ)

F_k ($k=1, 5, 7, \dots$): k 次高調波の振幅

三相結線では第 3 次空間高調波は位相差がなくなり、重畳すると零になる。第 5 次空間高調波は基本波に対して逆方向の、第 7 次空間高調波は正方向の起磁力となる。

実験用突極機のギャップにおけるパーミアンス分布は次式で近似される。

$$P = P_0 + P_2 \cdot \cos(2\omega t - 2\sigma x) \quad (4)$$

ただし、 P_0 , P_2 は定数

式 (3), (4) より基本波回転起磁力による磁束密度は次のように表される。

$$\begin{aligned} B &= F_1 \cdot \sin(\omega t - \sigma x) \cdot \{P_0 + P_2 \cdot \cos(2\omega t - 2\sigma x)\} \\ &= F_1 \cdot P_0 \cdot \sin(\omega t - \sigma x) - \frac{1}{2} \cdot F_1 \cdot P_2 \cdot \sin(\omega t - \sigma x) \\ &\quad + \frac{1}{2} \cdot F_1 \cdot P_2 \cdot \sin(3\omega t - 3\sigma x) \end{aligned} \quad (5)$$

表3 電機子電流、ギャップ誘導起電力および端子電圧の調波解析 (5 kW 負荷時)

Table 3. Fourier analyses of armature currents, induced gap voltages and terminal voltages. (at 5kW load)

周波数	Hz	60	180	300	420	540	660	780	900	1020	1140
電機子電流	A	18.88	0.05	0.23	0.05	0	0.03	0	0	0.02	0.03
	%	100	0.2	1.2	0.2	0	0.15	0	0	0.1	0.15
ギャップ誘導起電力	mV	192	127	77	36	14	12	8	2	3	3
	%	100	71.4	40.1	18.8	7.3	6.3	4.2	1.0	1.6	1.6
端子電圧	V	216.8	0.7	1.0	1.0	0	0.4	0.3	0	3.2	3.4
	%	100	3.0	0.5	0.5	0	0.2	0.1	0	1.5	1.6

(5) 式の第一項、第二項は時間基本・空間基本波の正方向回転磁界、第三項は時間3次・空間3次高調波の正方向回転磁界である。同様にして、(3)、(4)式より第11次空間高調波までの回転起磁力による磁束密度を求めると、基本波60Hz(正方向)、第3次180Hz(正方向、逆方向)、第5次300Hz(逆方向)、第7次420Hz(正方向)、第11次660Hz(逆方向)、第13次780Hz(正方向)の回転磁界が生じ、ギャップ誘導起電力には表3に示したような高調波成分が生じることになる。

これら回転磁界は、回転子では回転速度60Hzによりそれぞれ0Hz成分、120Hz成分、240Hz成分、360Hz成分、720Hz成分、840Hz成分として観測される。

無負荷時と異なり、電機子電流起磁力による高調波磁束成分は、回転子に対して相対的に回転する磁界であり、したがって、負荷時の制動巻線には360Hz成分や720Hz成分が観測される。

端子電圧には60Hz成分、180Hz成分、300Hz成分、420Hz成分、660Hz成分、780Hz成分の他に、スロットリプルによる1020Hz成分および1140Hz成分が観測され、ギャップ誘導起電力の成分がそのまま生じているが、巻線係数の効果により、その基本波に対する割合は、1%未満と微小である。また、第3次高調波成分および3の倍数の奇数次高調波成分は同位相となるため、理論的には、端子電圧には第3次高調波成分は生じないが、調波解析結果に第3次高調波成分が生じるのは、三相が完全に平衡状態でないためと考えられる。

ここでは、 $I_f=3.2\text{A}$ 、 $P_e=5.0\text{kW}$ 時の検討結果を示したが、他の運転条件 $I_f=5\text{A}$ の時や、 P_e が異なる時も、本節同様の結果を得た。ただし、各運転条件では、各周波数成分の大きさが異なっている。

この節では、定常運転負荷時における制動巻線周辺の動作特性を調波解析により検討した。その結果、定常運転負荷時には、制動巻線においてはスロットリプルの他に第6次高調波成分(360Hz)、および第12次高調波成分(720Hz)が生じていて、これらは電機子電流起磁力により生じることを確認した。

<5.2> 制動巻線の電機子電流起磁力による高調波に対する抑制効果 $I_f=3.2\text{A}$ 、 $P_e=5.0\text{kW}$ 時

における(a)制動巻線有りの状態、(b)制動巻線無しの状態での制動巻線間誘導起電力調波解析結果を図9に示す。

電機子電流起磁力(360Hz成分)に対する抑制率を、式(3)を用いて計算し、図10に示す。

120Hz成分および720Hz成分は大きさが360Hz成分に比べ小さいので考察の対象とはしない。また、前述のようにNo. 6およびNo. 11は無視する。その結果、どの実験条件においても抑制率に制動棒位置での変化は見られない。これは、負荷増大により遅れ力率の電機子反作用のため、反回転方向側の制動巻線間誘導起電力が大きくなるという結果⁽¹⁴⁾に反して、抑制率にはそのような傾向が見られないことを意味している。また、出力の違いによる抑制率の変化は1080Hz、360Hzともに見られず、出力変化によっても抑制率は変

図9 制動巻線間誘導起電力の調波解析 (5 kW 負荷時)

Fig. 9. Fourier analyses of induced damper voltages with and without damper windings. (at 5kW load)

化しない。そこで、各出力における値を平均した抑制率を求めると、1080Hzの場合、 $I_f=3.2A$ 、 $I_f=5.0A$ ともに、抑制率60%を示した。この値は、無負荷時の場合とほとんど変わらず、スロットリプルに対する抑制率には無負荷時、負荷時で変わらない。360Hzの場合、 $I_f=3.2A$ 、 $I_f=5.0A$ ともに抑制率、65%を示した。スロットリプル1080Hzと比べると、5%抑制効果が増大している。

図10 電機子電流起磁力に対する抑制率 (360Hz)

Fig. 10. Reduction rates for harmonics caused by armature current mmf. (360Hz)

この章では、定常運転負荷時におけるギャップ誘導起電力、制動巻線間誘導起電力および制動巻線電流と端子電圧の調波解析を行い、定常運転負荷時にはスロットリプルの他に電機子電流起磁力による高調波成分が生じていることを実験的に明らかにした。

さらに、この電機子電流起磁力による高調波成分が実験用発電機においては制動巻線により約50~60%抑制されていて、制動巻線による電機子電流起磁力による高調波成分の抑制効果を初めて定量的に表すことができた。

6. あとがき

本論文では、制動巻線特性把握のための実験的方法を提案し、従来測定が容易でないために定量的に表現されにく

かった制動巻線の高調波抑制効果を定量的に表すことができ、かつ、発電機内部のギャップにおける制動巻線とその周辺の動作特性を従来になく明確にすることができた。

本論文で述べたことおよび得られた結果を要約すると、次のようになる。

- (1) 制動巻線の有無両状態を、制動棒と短絡環（片側）との止め金具を手動で取り付け、取り外しすることにより、それぞれ構成できることを機器定数を測定することにより確認した。
- (2) 各制動巻線間に取り付けたさぐりコイルにより制動巻線間誘導起電力を測定する方法を示した。また、制動棒の一部の電位差を測定することにより制動巻線電流が測定できることも示した。それらの測定は、測定精度を高めるために銀リングのスリップリングを用いた。
- (3) 定常運転無負荷時においては、制動巻線には電機子スロットに起因する高調波磁束による高調波（スロットリプル）が生じており、負荷時には、その他に電機子電流起磁力による高調波が生じている。このことを実験的に確認するとともに、ギャップ磁束、端子電圧および電機子電流の調波解析を行って、諸量の物理的因果関係を明らかにした。
- (4) スロットリプル、電機子電流起磁力による高調波に対する制動巻線の抑制効果を初めて定量的に表すことができた。すなわち、実験用発電機においては、制動巻線に現れるスロットリプル、電機子電流起磁力による高調波とも50~60%抑制されている。また、ギャップ磁束、端子電圧、電機子電流への制動巻線の影響は周波数により異なっていることを示した。

従来、このような実験に基づく解析例は皆無に等しい。本研究により、制動巻線設計方法の見直しや、さらに今後、増大する電力系統高調波問題を制動巻線の観点から根本的に考究するための基礎を構築することができたと考えられる。なお、提案した実験方法は、実用機においても技術的には容易に実現可能である。

(平成6年11月24日受付、平成7年4月17日再受付)

文 献

- (1) 電気協同研究会：電力系統における高調波とその対策、電気協同研究、Vol. 46, No. 2 (平2)
- (2) 松井、山本、坪井、岩田、武藤、佐藤、上田：電力系統の高調波を低減するフォワードコンバータの提案、電気学会論文誌D, Vol. 113, No. 9, pp. 1045-1053 (平5)
- (3) S.B. Crary, "POWER SYSTEM STABILITY, VOL. II Transient Stability", John Wiley & Sons, pp. 151-166, Nov. 1962.
- (4) S.B. Jovanovski, "Calculation and Testing of Damper Winding Current Distribution in a Synchronous Machine with Salient Poles",

IEEE Transactions on Power Apparatus and System, Vol. 88, No. 11, pp. 1611-1619, Nov. 1969.

- (5) 上之園, 岡田, 高: 過渡状態における同期発電機の制動巻線電流の測定とその解析, 電気学会論文誌B, Vol. 94, No. 11, pp. 559-566 (昭49)
- (6) 内藤, 松木, 岡田, 上之園: 同期発電機の制動巻線における磁気飽和効果の解析, 電気学会論文誌B, Vol. 102, No. 8, pp. 537-544 (昭57)
- (7) T. S. Kulig, G. W. Buckley, D. Lambrecht, M. Liese, "A NEW APPROACH TO DETERMINE TRANSIENT GENERATOR WINDING AND DAMPER CURRENTS IN CASE OF INTERNAL AND EXTERNAL FAULTS AND ABNORMAL OPERATION", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 5, No. 1, pp. 70-78, March 1990.
- (8) J E C 1 1 4 (1979)
- (9) 堀井: 電気機器概論, (昭和38), コロナ社
- (10) 上之園, 松木, 岡田: さぐりコイルによる定常状態における同期発電機の特性解析, 電気学会論文誌B, Vol. 99, No. 6, pp. 559-566 (昭54)
- (11) 武田, 桑原, 内藤: 突極同期機の制動巻線電流の解析, 昭和54年電気学会全国大会, S. 9-5 (1979)
- (12) M. A. RAHMAN, "REACTION EFFECT OF EDDY CURRENTS ON OPEN CIRCUIT TOOTH RIPPLE LOSS IN SMOOTH LAMINATED POLES", IEEE Transactions on Power Apparatus and System, Vol. 93, No. 5, pp. 1478-1487, Sept./Oct. 1974.
- (13) J. J. Rocha E, A. A. Penteado Jr., "The influence of damper winding slot pitch upon losses and synchronizing torque, Proceedings of the International Conference on the Evolution and Modern Aspects of Synchronous Machines", SM100, Zurich, Switzerland, 1991.
- (14) J. Matsuki, T. Katagi, T. Okada, "Slot Ripples in Damper Windings of a Salient pole Synchronous Generator", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 9, No. 1, pp. 126-134, March 1994.

片木 威

(正員) 昭和32年2月27日生。57年3月神戸商船大学大学院商船学研究科機関学専攻修了。同年4月神戸商船大学商船学部助手, 現在, 同助教授。博士(工学)。主として同期発電機の電力系統特性に関する研究, 船用電力システムの研究に従事。パワーエレクトロニクス研究会, 日本船用機関学会, 日本造船学会会員

松木 純也

(正員) 昭和46年3月 京都大学大学院工学研究科修士課程電気工学専攻修了。現在, 同大学工学部電気工学科講師。工学博士。電気機器及び電力系統に関する研究に従事。

岡田 隆夫

(正員) 昭和5年11月18日生。35年京都大学大学院博士課程修了。同年4月京都大学工学部助手, 37年4月同助教授, 47年3月同教授, 平成6年4月関西大学工学部教授, 現在に至る。工学博士。この間, 電気機器, 電力系統工学ならびに超電導応用に関する研究に従事。51年電気学会論文賞, 平成3年同進歩賞受賞。