

# アルミ鋳込かご形誘導電動機の異常現象 (第2報)

## Abnormal Phenomena of Cage-rotor Type Induction Motors with Aluminum Construction (Part 2)

園 山 裕\*  
Yutaka Sonoyama

### 内 容 梗 概

アルミ鋳込回転子における異常現象は、バーと鉄心間の短絡の影響があり、その理論解析はきわめて難しいが、これに対する一方法として等価二次電流を考えるのが比較的便利である<sup>(1)</sup>。本稿ではこれをもとにして短絡のある場合の各種異常現象を一般的に取扱って解析を行い、かつこれらの実験結果を示してその考察が妥当なことを明らかにするとともに、特に非同期トルクが最も短絡の影響をうけることを指摘し、これらに対しては改善策についても述べた。

### 1. 緒 言

筆者はさきに第1報<sup>(1)</sup>において、アルミ鋳込回転子における二次電流および高調波について論述し、等価二次電流を求めることによって、バー間短絡のある場合の異常現象を従来の理論と同様に一般的に取扱うことができることを述べた。本稿においてはさらに、これらをもとにして各異常現象の解析ならびに実験結果を示し、その諸性質の概要について述べるが、特に問題になる非同期トルクに対しては改善策についてもふれ、また磁気騒音については機械的性質との関連にも言及する。

### 2. 非同期トルク

#### 2.1 非同期トルクの解析

一般に高調波を考慮した誘導電動機の等価回路は、第1図のように表わされる。この場合、電動機のトルクは一般に次式で表わされる。

$$T = T_1 + \sum_{\nu > 1} T_\nu \dots\dots\dots(1)$$

ここに、 $T_1$ : 基本波トルク  
 $T_\nu$ :  $\nu$ 次波トルク

$T_\nu$ は $\nu$ 次波に対する非同期トルクに相当するもので、二次側に発生する $\nu$ 次高調波による電流によって生ずる非同期損失を $P_\nu$ とすると、

$$T_\nu = \frac{1}{\omega_\nu} P_\nu \dots\dots\dots(2)$$

ただし、 $\omega_\nu$ :  $\nu$ 次波に対する角速度  
 $n$ : 同期回転数

である。

回転子バー間の短絡を考慮した非同期損失は、 $\nu$ 次高調波に対する等価二次電流 $\dot{I}_\nu$ から

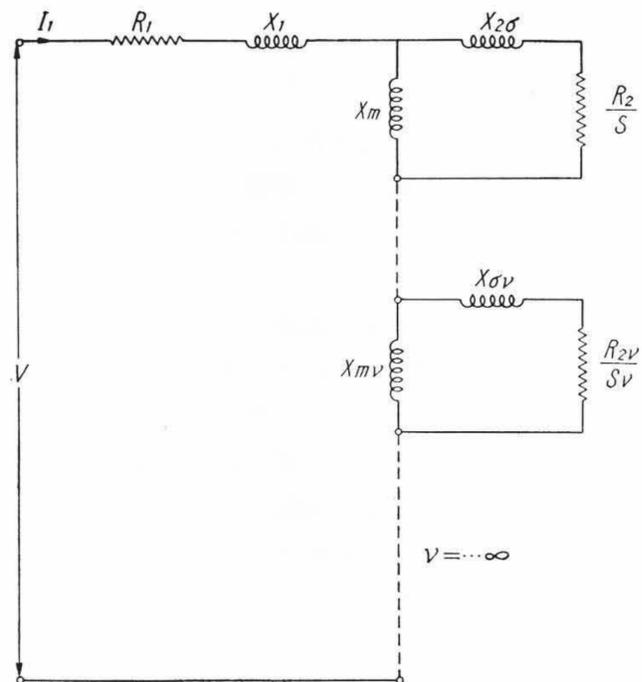
$$P_\nu = N_2 \cdot l \cdot \text{Re}[\dot{I}_\nu \cdot \dot{E}_{0\nu}^*] \dots\dots\dots(3)$$

ここに、 $\text{Re}[\ ]$ :  $[\ ]$ の実数部  
 $\dot{E}_{0\nu}^*$ :  $\dot{E}_{0\nu}$ の共役複素数

として求められ、次式が得られる。

$$P_\nu = N_2 E_{0\nu}^2 \text{Re} \left\{ \frac{2\alpha_\nu^2 (\cosh \dot{\gamma}_\nu l - \cos \alpha_\nu l)}{\dot{z}_\nu (\dot{\gamma}_\nu^2 + \alpha_\nu^2) \sinh \dot{\gamma}_\nu l} + \frac{l}{\dot{z}'_{q\nu} (\dot{\gamma}_\nu^2 + \alpha_\nu^2)} \right\} \dots\dots\dots(4)$$

ただし、 $E_{0\nu}$ : 基準点における誘起電圧(V)  
 $\dot{z}_\nu = \sqrt{\dot{z}_{e\nu} \cdot \dot{z}'_{q\nu}}$



第1図 等 価 回 路

$$\dot{\gamma}_\nu = \sqrt{\frac{\dot{z}_{e\nu}}{\dot{z}'_{q\nu}}}$$

$\dot{z}_{e\nu} = r_{e\nu} + js_\nu x_{e\nu}$ : 単位長のバーインピーダンス ( $\Omega/\text{cm}$ )

$\dot{z}'_{q\nu} = \frac{\dot{z}_{q\nu}}{\left(2 \sin \nu \frac{P\pi}{N_2}\right)^2}$ : バー間インピーダンスの直列換算値 ( $\Omega$ )

$l$ : 積厚 (cm)

$\alpha_\nu$ : スキュー電気角 (Rad/cm)

二次電流の場合と同様各スロット絶縁に対する近似式を求め、 $P_\nu$ と $\dot{z}'_{q\nu}$ の関係を考察してみる。

(1) スロット絶縁が比較的良好 ( $\alpha_\nu \gg \gamma_\nu$ ) の場合

$$P_\nu = N_2 \left( \frac{E_{0\nu}}{\dot{z}_{e\nu}} \right)^2 x_\nu^2 \cdot r_{e\nu} \cdot l \left\{ 1 + \frac{r'_{q\nu} \dot{z}_{e\nu}^2}{\dot{z}'_{q\nu} r_{e\nu} \alpha_\nu^2 x_\nu^2} \right\} \dots\dots\dots(5)$$

$$\doteq N_2 \left( \frac{E_{0\nu}}{\dot{z}_{e\nu}} \right)^2 x_\nu^2 \cdot r_{e\nu} \cdot l \left\{ 1 + \frac{s_\nu^2 x_\nu^2}{r_{e\nu} r'_{q\nu} \alpha_\nu^2 x_\nu^2} \right\} \dots\dots\dots(5')$$

ただし、 $\dot{z}_{e\nu}^2 = r_{e\nu}^2 + x_{e\nu}^2$

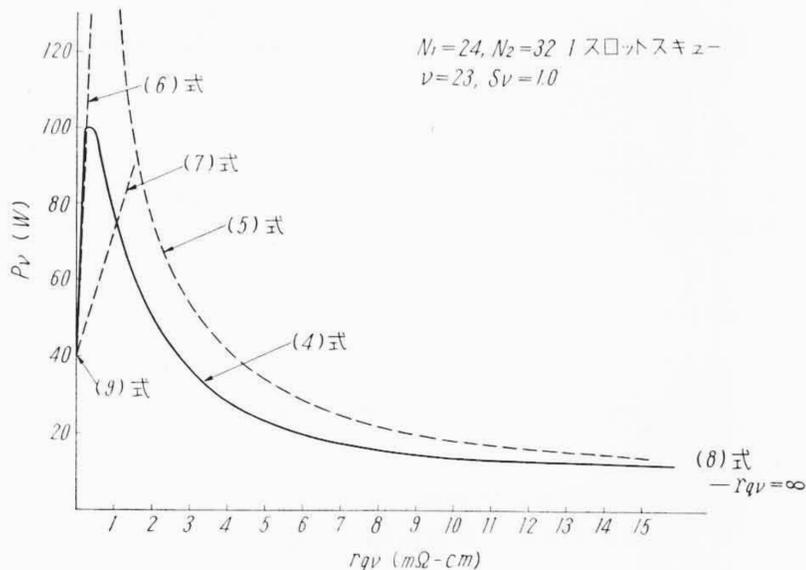
$x_\nu$ :  $\nu$ 次波に対する二次スキューファクタ

(2) スロット絶縁が良好でない ( $\dot{z}'_{q\nu}$ 小,  $\dot{\gamma}_\nu^2 \gg \alpha_\nu^2$ ) 場合

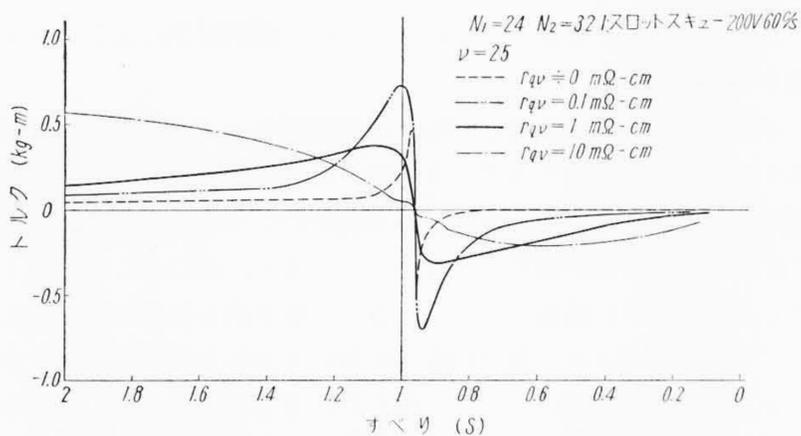
$$P_\nu \doteq N_2 E_{0\nu}^2 \text{Re} \left\{ \frac{l}{\dot{z}_{e\nu}} - \frac{\alpha_\nu^2}{\dot{z}_{e\nu}^2} \dot{z}'_{q\nu} + \frac{2\alpha_\nu^2}{\dot{z}_{e\nu}^2} \dot{z}'_{q\nu} \right. \\ \left. - \frac{4\alpha_\nu^4}{\dot{z}_{e\nu}^{2.5}} \dot{z}'_{q\nu} \right\} \dots\dots\dots(6)$$

$\dot{z}'_{q\nu} = r'_{q\nu}$  とし、さらに3項以下を無視すれば

\* 日立製作所亀戸工場



第 2 図 各算式による非同期損失の算定結果の比較



第 3 図 スロット絶縁抵抗と非同期トルク

$$P_v \doteq N_2 E_{0v}^2 \left\{ \frac{r_{ev} l}{z_{ev}^2} - \frac{r'_{qv}}{l^2} (\alpha_v l) \operatorname{Re} \left( \frac{1}{z_{ev}^2} \right) \right\} \dots\dots\dots (7)$$

(3) スロット絶縁が完全 ( $z'_{qv} = \infty$ ) の場合

$$P_v = N_2 E_{0v}^2 \frac{r_{ev} l}{z_{ev}^2} x_v^2 \dots\dots\dots (8)$$

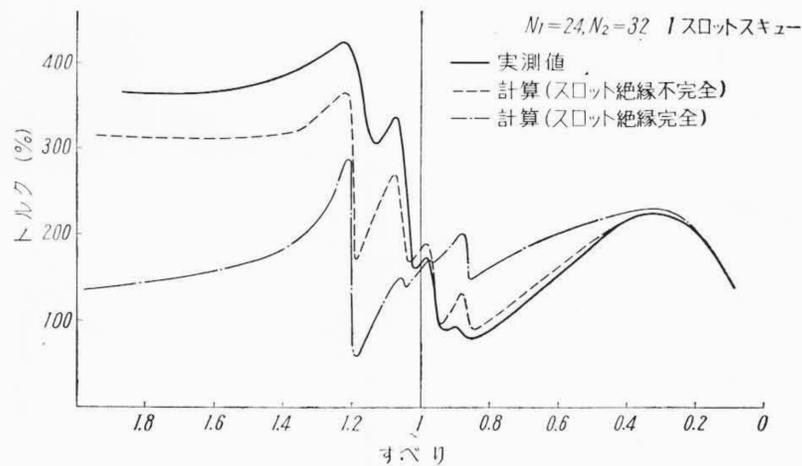
(4) スロット絶縁がきわめて悪い ( $z'_{qv} \doteq 0$ ) 場合

$$P_v \doteq N_2 E_{0v}^2 \frac{r_{ev} l}{z_{ev}^2} \dots\dots\dots (9)$$

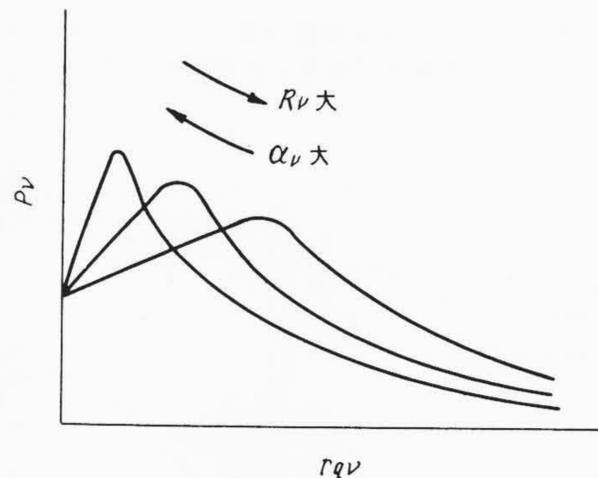
ただし、電流の場合と同様、厳密には  $z'_{qv} = 0$  においては成立しない。

第 2 図は、3.7 kW、2 極、回転子 1 スロット スキュー付についてスロット高調波  $v=23$  に対して  $z'_{qv} = r'_{qv}$  として (4)~(9) の各等式により計算した値を示す。図から明らかなように、(5) 式による計算値を (4) 式によるものと比較してみると、 $P_v$  の最大値付近以下の  $r'_{qv}$  に対しては異なるが、ある程度以上の  $r'_{qv}$  に対してはほぼ同じ傾向を示す。また (6) 式によるものは、ごく小さい  $r'_{qv}$  に対してのみ近似できる。さらに (7) 式が成立する範囲は、 $P_v$  の最大値に対応する  $r'_{qv}$  よりかはるかに小さい場合で、ある程度  $r'_{qv}$  が大きくなると (6) 式の第 3 項を無視した影響が大きくなり、(6) 式によるものと比較して傾斜がゆるやかになる。しかし、一般にアルミ鋳込回転子においてはバー間のインピーダンスはバーインピーダンスに比較して大きいから<sup>(1)</sup>、(5) 式によって大体の傾向を知ることができる。ただ、あまりスキュー角  $\alpha_v$  が小さく、 $r_v$  が  $\alpha_v$  に対して無視できなくなると誤差が大きくなり、その適用がむずかしくなるから注意を要する。

つぎに、スロット絶縁状態が変わると速度に対して非同期トルク特性がどのように変化するかをみるために、優勢高調波 ( $v=25$ ) について (4) 式で計算した結果を第 3 図に示す。図から非同期トルクはあるスロット絶縁抵抗においてスキューなしの場合より大きくな



第 4 図 計算と実測トルクの比較



第 5 図  $k_v, \alpha_v$  に対する  $P_v$  と  $r_{qv}$  の関係 (説明図)

り、さらに絶縁抵抗が大きくなると減少してゆく経過がわかる。また、スロット絶縁状態によってトルクの大きさのみならず、その形状も著しく変化することが知られる。実際には各速度で周波数が異なるから、これに応じてスロット絶縁インピーダンスが変化し、各高調波に対する速度トルク特性曲線は第 3 図より一層複雑な形状になると考えられる。

### 2.2 計算値と実測値の比較

上述の理論に基づいて速度トルク特性を計算した結果を実測値と比較して示すと第 4 図のようになる。ただし、計算値は比較的優勢な高調波 ( $v=5, 7, 23, 25$ ) について (4) 式によつて計算したものを重畳したものである。またスロット絶縁抵抗は第 1 報で述べた方法<sup>(1)</sup> による測定値 (60 c/s) である。図から、スロット絶縁が完全 ( $r_{qv} = \infty$ ) な場合に比較して短絡を考慮した場合は大分実測値に近く、傾向もよく合致していることがわかる。ただ  $S > 1$  において多少差のあるのは、スロット絶縁インピーダンスならびに回路定数の差および他の高調波による損失などの影響を考えればこの程度の差はやむを得ないと思われる。

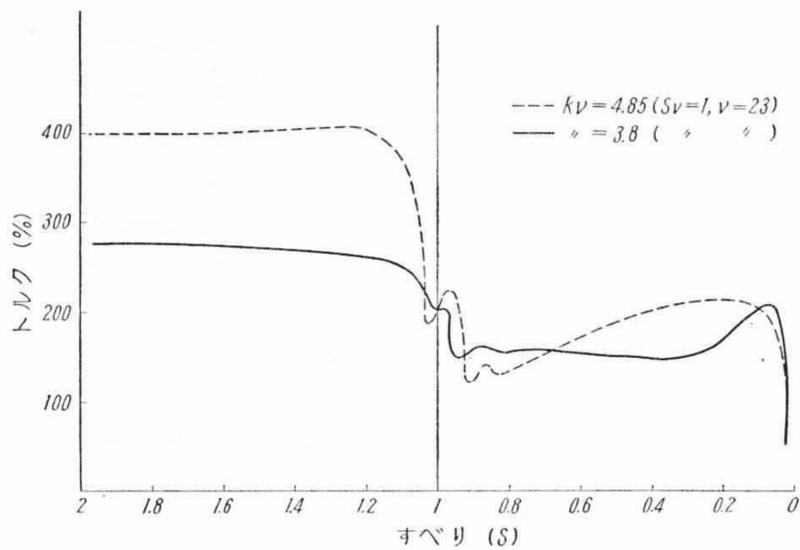
### 3. 非同期トルクの諸性質と改善策

(4)~(7) 式からわかるように非同期トルクはスロット絶縁状態によるほか、回路定数、スキューなどの諸条件によって変化する。したがって設計にあたっては、これらの諸性質を知り設計、製作に際して十分考慮を払う必要がある。

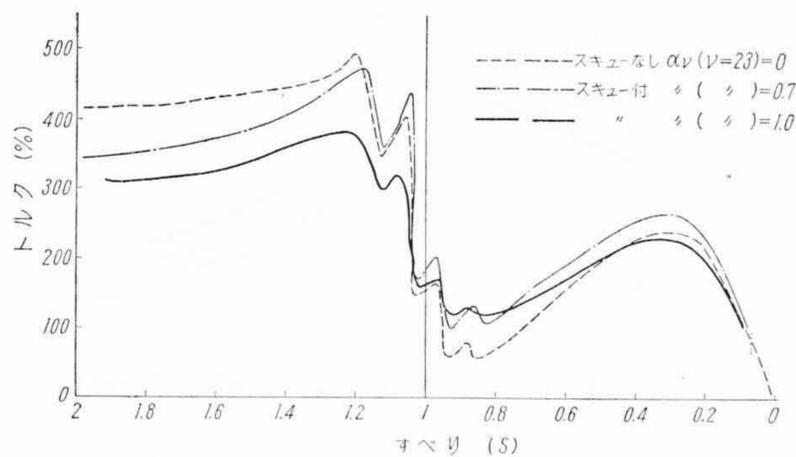
まず概略の傾向を知るため第 3 図における (4) 式と (7) 式で示される曲線の交点に対するスロット絶縁抵抗が最大損失におけるそれを示すものと仮定し、そのスロット絶縁抵抗  $r'_{qvm}$  を求めてみると次式のようになる。

$$r'_{qvm} = \frac{r_{ev} l (k_v^2 + 1)}{2\alpha_v (k_v^2 - 1)} \left\{ \sqrt{(1 - x_v)^2 + \frac{4}{l} (k_v^2 - 1)} - (1 - x_v^2) \right\} \dots\dots\dots (10)$$

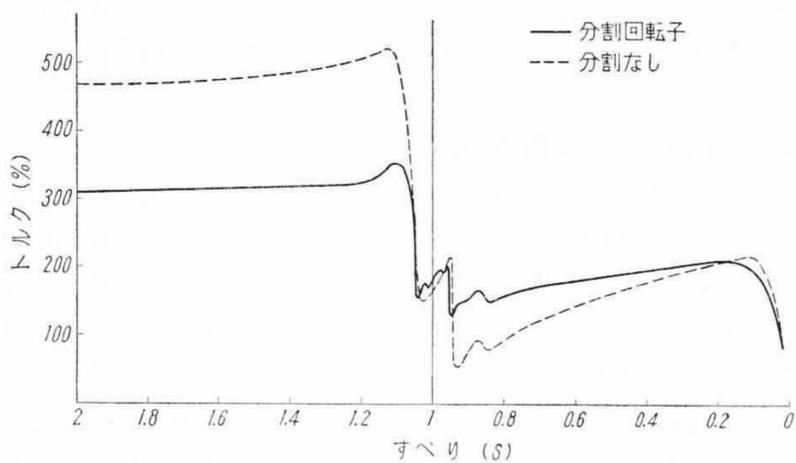
一般に、 $k_v = \frac{S_v x_{ev}}{r_{ev}} > 1$ 、 $x_v < 1$  であるから、(10) 式における諸要



第6図 速度トルク特性 (1 スロットスキュー) スロット数およびスロット形状の影響



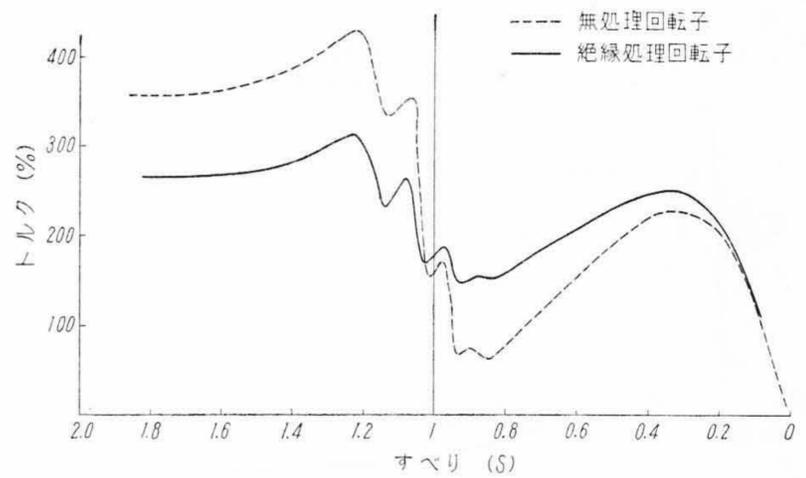
第7図 速度トルク特性 スキューの影響



第8図 速度トルク特性 (1 スロットスキュー) 分割回転子の効果

素,  $\alpha_v, k_v$  をパラメータとして  $r'_{qv}$  と  $P_v$  の関係を概念的に図示すると第5図のようになる。したがって、これらからつぎのことがわかる。

- (1) スキュー角  $\alpha_v$  が大きくなると、非同期損失の最大値を生ずるスロット絶縁抵抗  $r'_{qv}$  は小さいほうへ移る。
  - (2)  $k_v$  が大きいほど、すなわち二次抵抗分と比較してリアクタンス分が大きいほど  $r'_{qv}$  は大きいほうへ移る。
- したがって、一般のアルミ鋳込回転子においては、 $k_v$  が大きい機種ほど大きな非同期トルクを生ずる可能性があり、またスキュー角が小さいほど短絡による影響が大きいことを知りうる。これらのことは非同期トルクの大きい機種に対しては、回路定数を考慮して  $k_v$  を小さくし、またスキュー角  $\alpha_v$  を大きくすることにより改善できることを示す。しかし、スキューがあまり大きくなると基本波に対するトルクも減少するから、適当なスキューを施す必要がある。さらにこのほか設計上の改善策として、千鳥形スキューを施した



第9図 速度トルク特性 (1 スロットスキュー 200V 60 c/s) スロット絶縁処理の効果

回転子および共通短絡環を有する分割回転子の採用も機種によってはかなり有効である。ここではスロット形状およびスキューを変更して  $k_v$  および  $\alpha_v$  を変えたものならびに分割回転子による改善例を第6~8図に示す。

このように、アルミ鋳込回転子の非同期トルクは設計上の考慮を払うことによりかなり改善できるが、これら設計上の改善はほかの諸特性とそれぞれ関連があり、種々の制約をうけるので非同期トルクに対して十分な対策ができないことが多く、特に著しい異常トルクを発生しやすい機種についてはさらに根本的な改善法が必要になってくる。本来アルミ鋳込回転子において大きな非同期トルクを発生するのは、本質的にはバーと鉄心間の密着がはなはだしいためであるから、その改善法としては、スロット絶縁抵抗を大きくするような方法を講ずるのが効果的である。このためにはできるだけ生産性を阻害せず、しかも最も効果的な方法を実施することが望ましい。

第9図は特に著しい非同期トルクを発生する機種についてスロット絶縁の改善によってトルク特性の向上を計った一例を示すものである。

#### 4. 同期トルク

かご形誘導電動機においては、そのスロット数選定が適当でないと大きな同期トルクを発生する。これらについては多くの研究結果が報告されており<sup>(2)-(4)</sup>、一般にはスロット数組合せに対する考慮とスキューをつけることによって同期トルクの発生を防止している。しかし、アルミ鋳込回転子のようにバー間短絡のある場合においてどのようなになるかは明らかにされていない。ここでは主として短絡のある場合の同期トルクについて述べる。

##### 4.1 短絡を考慮した同期トルクの算式

同期トルクは固定子  $\nu_a$  次高調波によって生ずる回転子  $\mu_a$  次高調波と  $\nu_b$  次高調波の速度が等しい場合に発生するもので、その大きさは一般に次式であらわされる。

$$\tau_{s,\mu} = \frac{p\tau l}{\pi} \int_0^{2p\tau} a_{\nu b} \cdot b_{\mu a} \cdot dx \dots\dots\dots (11)$$

ここに、 $a_{\nu b}$ :  $\nu_b$  次高調波起磁力

$b_{\mu a}$ :  $\nu_a$  次波によって生ずる二次電流  $I_{\nu a}$  によって発生する  $\mu_a$  次高調波磁束密度

(11)式における  $a_{\nu b}$  は

$$a_{\nu b} = \frac{\sqrt{2} m_1}{p\tau} w_1 \xi_{1\nu b} I_1 \sin(\omega t - \frac{\nu_b \pi}{\tau} x_1) \dots\dots\dots (12)$$

ここに、 $m_1$ : 一次相数,  $w_1$ : 一次一相の巻数,

$\xi_{1\nu b}$ :  $\nu_b$  次波に対する一次巻線係数

また  $b_{\mu a}$  に対しては前に述べた等価二次電流  $I_{\nu a \mu a}$  を考えればよい。この場合  $I_{\nu a \mu a}$  と一次電流  $I_1$  との位相差  $\rho_{\nu a \mu a}$  を考慮し、時間

$t=0$  において二次周辺の位置  $x=x_2'$  とすれば

$$b_{\mu a} = B_{\mu a} \cos \left[ \{1 + (\mu_a - \nu_b)(1-s)\} \omega t - \frac{\mu_a \pi}{\tau} x_1 + \frac{(\mu_a - \nu_a)}{\tau} \pi x_2' + \varphi_{\nu a \mu a} \right] \dots (13)$$

(13)式における  $B_{\mu a}$  は

$$B_{\mu a} = \frac{\sqrt{2} H_0}{\pi \delta} \frac{m_1 w_1 \xi_{1\nu a}}{p \mu_a} I_{\nu a \mu a} \dots (14)$$

ただし,  $H_0 = 0.4 \times 10^{-8}$  (H)  $\delta$ : 空げき長 (cm) であらわされる。

同期トルクは(12), (13)式を(11)式に代入して求められる。すなわち,  $\mu_a = \nu_b$  に対しては,

$$\tau_{\mu a \nu b} = T_{\mu a \nu b} \sin \left[ k_{2a} \frac{N_2}{p} (1-s) \omega t + k_{2a} \frac{N_2 \pi}{p \tau} x_2' - \theta_{\nu a \mu a} \right] \dots (15)$$

$\mu_a = -\nu_b$  に対しては

$$\tau_{\mu a \nu b} = T_{\mu a \nu b} \sin \left[ \{2 + k_{2a}(1-s)\} \omega t + k_{2a} \frac{N_2 \pi}{p \tau} x_2' - \theta_{\nu a \mu a} \right] \dots (16)$$

ただし, (15), (16)式における  $\theta_{\nu b \mu a}$  は  $(\pi - \varphi_{\nu b \mu a})$  を示す。

$\tau_{\mu a \nu b}$  は  $a_{\nu b}$  および  $b_{\mu a}$  の位相関係によってその大きさが異なるが, その最大値  $T_{\mu a \nu b}$  はそれぞれの絶対値によってきまり, 次式であらわされる。

$$T_{\mu a \nu b} = \frac{0.8 m_1 \tau l w_1^2}{\pi \delta} \frac{\xi_{1\nu a} \xi_{1\nu b}}{\mu_a} I_1 I_{\nu a \mu a} 10^{-8} \text{ (J)} \dots (17)$$

ここで, スキューも短絡もない場合の二次電流を  $I_{0\nu a \mu a}$  とし,

$$I_{\nu a \mu a} = C_{S\nu a \mu a} x_{\nu a} x_{\mu a} I_{0\nu a \mu a} \dots (18)$$

$$\doteq C_{S\nu a \mu a} x_a x_{\nu a} \frac{s_{\nu a} x_{m\nu a}}{\sqrt{\delta^2 e_{\nu a} + s_{\nu a}^2 x_{\nu a}^2}} I_1 \dots (18')$$

とおき, (18')式を(17)式に代入すると

$$T_{\mu a \nu b} = \frac{0.8 m_1 \tau l w_1^2}{\pi \delta} \frac{s_{\nu a} x_{m\nu a}}{\sqrt{\gamma^2 e_{\nu a} + s_{\nu a}^2 x_{\nu a}^2}} \times \frac{\xi_{1\nu a} \xi_{1\nu b} x_{\nu a} x_{\mu a} C_{S\nu a \mu a}}{\mu_a} I_1^2 10^{-8} \text{ (J)} \dots (19)$$

$r_{e\nu a} \ll s_{\nu a} x_{e\nu a}$  としてさらに簡略化すると

$$T_{\mu a \nu b} \doteq \frac{0.8 m_1 \tau l w_1^2}{\pi \delta} \times \frac{\xi_{1\nu a} \xi_{1\nu b} x_{\nu a} x_{\mu a} n_{\nu a}^2 C_{S\nu a \mu a}}{\mu_a} I_1^2 10^{-8} \text{ (J)} \dots (20)$$

ただし,

$$n_{\nu a} = \frac{\sin \frac{\nu p \pi}{N_2}}{\nu \frac{p \pi}{N_2}}$$

であらわされる。

したがって短絡のある場合の同期トルクは, スロット絶縁が完全な場合と同様の近似式であらわされ, 短絡のある場合の最大値はスロット絶縁が完全な場合の  $C_{S\nu a \mu a}$  倍になる。

スキューが回転子1スロットの場合については, 第1報で述べたように等価二次電流  $I_{\nu a \mu a}$  は近似的に次式で示される。

$$I_{\nu a \mu a} \doteq I_{0\nu a \mu a} x_{\nu a} x_{\mu a} \frac{\alpha_{\mu\nu}^2 \alpha_{\nu a}^2}{\sqrt{(\gamma_{\nu a}^4 + \alpha_{\mu\nu}^4)(\gamma_{\nu a}^4 + \alpha_{\nu a}^4)}} \dots (21)$$

したがって, この場合の  $C_{S\nu a \mu a}$  は

$$C_{S\nu a \mu a} = \frac{\alpha_{\mu\nu}^2 \alpha_{\nu a}^2}{\sqrt{(\gamma_{\nu a}^4 + \alpha_{\mu\nu}^4)(\gamma_{\nu a}^4 + \alpha_{\nu a}^4)}} \dots (22)$$

ただし,

$$\gamma_{\nu a}^2 = \frac{s_{\nu a} x_{e\nu a}}{r'_{q\nu}}$$

であらわされる。すなわち,  $C_{S\nu a \mu a}$  の値は高調波次数, すべりなどによって異なるが, スキューが回転子1スロットの場合は常に1より小さい。したがってこの場合には同期トルクは短絡によって増加しないことを示す。

しかし, スキューが回転子1スロットでない場合は前に述べたように(21)式は成立せず, 短絡によって必ずしも減少するとは限らず増加することもある。また, みかけ上スキューが回転子1スロットであっても回転子各部の絶縁状態が一様でないから, 実質的にはスキュー効果も回転子1スロットと異なり, 製品によってばらつきを生ずることが予想される。詳細はやはり実験によって確かめる必要があらう。

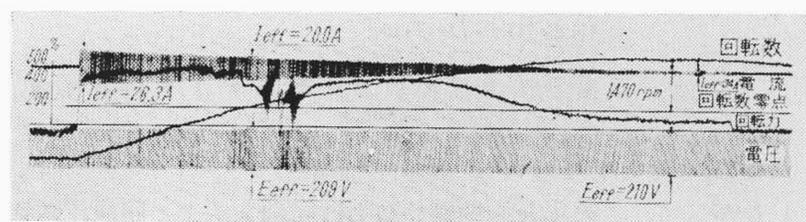
以上の考察から, 同期トルクの発生条件は本質的にはスロット数の組み合わせによって決るが, さらに短絡によってその大きさが変動すると考えられる。したがってスロット数選定基準および発生速度などについてはすべてスロット絶縁が完全な場合と同じに考えてよい。

#### 4.2 同期トルクの実験例

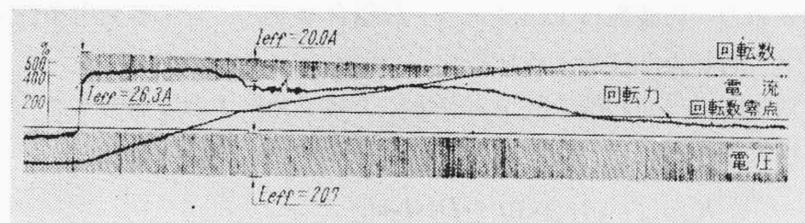
かご形電動機においては, そのスロット数選定が適当でないと大きな同期トルクを発生するが, 前述のようにスロット数組合せに対する発生条件はスロット絶縁が完全な場合とほぼ同一であるから, ここではスロット絶縁の影響をみるための実験結果の一例を示す。

第10図(a), (b), (c)はスロット絶縁の差を明瞭にするために, 特に大きな同期トルクを発生するスロット数組合せ ( $N_1=36, N_2=40$ ) についてのトルク特性を示すものである。第10図(a)はスキューなしのもの, (b), (c)は1スロットスキューに対するもので, このうち(c)は, 特にスロット絶縁処理を行ってスロット絶縁を改良したものである。

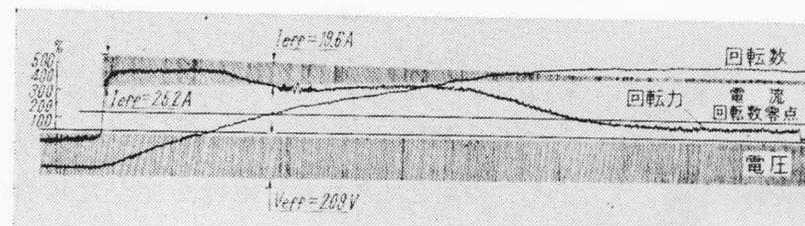
これらの結果からわかるように, 1スロットスキューのものではスロット絶縁状態のいかにとわずかなりスキューの効果がある。



(a) スキューなし (無処理回転子)



(b) 1スロットスキュー (無処理回転子)



(c) 1スロットスキュー (絶縁処理回転子)

第10図 速度トルク特性 ( $N_1=36, N_2=40$ ) スロット絶縁に対する比較

アルミ鋳込回転子においては製品によりスロット絶縁状態にかなり差があり、また同一回転子においても部分的に絶縁状態が異なるから、みかけ上、1スロットスキューでも実質的な斜めスロット効果がかわってくるため製品のばらつきもあるが、条件の悪い場合でも非同期トルクに比較すれば短絡の影響はきわめて少ない。

5. 磁気騒音

スロット数の組合せにより大きな磁気騒音を発生するのは同期トルクと同様であるが<sup>(4)</sup>、この場合もアルミ鋳込回転子においては短絡によって影響をうける。また磁気騒音は電動機の機械的性質によっても左右される。以下これらの問題点についての理論的な考察と実験結果について述べる。

5.1 短絡を考慮した分布力

磁気騒音の発生原因については第1報において述べたように、各高調波によって発生する振動分布力によるものであると考えられるが、短絡の影響を考慮した分布力は、二次高調波起磁力に対する等価二次電流を考えればよい。ここでは簡単のためにスロット開口の影響を無視して任意のスロット絶縁状態に対する分布力について考察してみる。

固定子  $\nu/b$  次高調波磁束密度を  $b'_{\nu b}$ 、回転子  $\mu/a$  次高調波磁束密度を  $b_{\mu'a}$  とすれば、これらによる分布力  $k_{\mu'a\nu'b}$  は  $b'_{\nu b}$  と  $b_{\mu'a}$  の積で示されるから、(12)および(13)式から求めると次式が得られる。

$\mu'a - \nu'b = \pm l'$  に対しては

$$k_{\mu'a\nu'b} = \pm K_{\mu'a\nu'b} \sin \left\{ \frac{(k_{2a} - k_{2b})}{p} N_2(1-s) \omega t - \theta_{\nu'a} + \theta_{\nu'b} \right\} \dots\dots\dots (23)$$

$\mu'a + \nu'b = \pm l'$  に対しては

$$k_{\mu'a\nu'b} = \pm K_{\mu'a\nu'b} \sin \left[ \left\{ 2 + \frac{(k_{2a} + k_{2b})}{p} N_2(1-s) \right\} \omega t - \theta_{\nu'a} - \theta_{\nu'b} \right] \dots\dots\dots (24)$$

(23) および (24) 式における  $K_{\mu'a\nu'b}$  に対しては、同期トルクと同様  $I_{\nu a \mu a}$  を  $C_{\nu a \mu a}$  を用いて示せば

$$K_{\mu'a\nu'b} = 18.4 \cdot 10^{-8} \cdot De \cdot l \cdot \omega_1^2 \times \frac{\xi_{1\nu a} \xi_{1\nu b} x_{\nu a} x_{\mu a} C_{\nu a \mu a}}{\mu a \nu b} \dots\dots\dots (25)$$

$$\times \frac{x_{m\nu a}}{\sqrt{\gamma^2 e_{\nu a} + s^2_{\nu a} x^2 e_{\nu a}}} I_1^2 \text{ (kg)} \dots\dots\dots (25)$$

$$\doteq 18.4 \cdot 10^{-8} \cdot De \cdot l \cdot \omega_1^2$$

$$\times \frac{\xi_{1\nu a} \cdot \xi_{1\nu b} \cdot x_{\nu a} x_{\mu a} \cdot \gamma^2_{\nu a} C_{\nu a \mu a} I_1^2 \text{ (kg)} \dots\dots\dots (26)$$

ただし、 $De$ : 回転子外径 (cm)

したがって、この場合の振動分布力は同期トルクと同様、スロット絶縁が完全な場合に比較してその大きさは  $C_{\nu a \mu a}$  倍になり、また分布力の周波数およびスロット数組合せなどに対する発生条件もすべて同じように考えられる。

さらに二つの回転子波  $\mu'a$ 、 $\mu'b$  によって発生する分布力もすべて同様に求められる。この場合の分布力の大きさ  $K_{\mu'a\mu'b}$  は

$$K_{\mu'a\mu'b} = 18.4 \cdot 10^{-8} \cdot De \cdot l \cdot \omega_1^2$$

$$\times \frac{\xi_{1\nu a} \xi_{1\nu b} x_{\nu a} x_{\nu b} x_{\mu a} x_{\mu b} C_{\nu a \mu a} C_{\nu b \mu a}}{\mu a \mu b}$$

$$\times \frac{x_{m\nu a}}{\sqrt{\gamma^2 e_{\nu a} + s^2_{\nu a} x^2 e_{\nu a}}} \times \frac{x_{m\nu b}}{\sqrt{\gamma^2 e_{\nu b} + s^2_{\nu b} x^2 e_{\nu b}}} I_1^2$$

$$\text{(kg)} \dots\dots\dots (27)$$

で表わされる。すなわちこの場合はスロット絶縁が完全な場合の  $C_{\nu a \mu a} \times C_{\nu b \mu b}$  倍になる。

以上のように振動分布力は等価二次電流を考えることによって従来のスロット絶縁が完全な場合と同様に取扱うことができる。ただ

短絡によって等価二次電流の変動分だけ変化することになる。これらの変化状況は同期トルクと同様、設計、製作条件によって変動するが、スキューが回転子1スロットの場合には  $C_{\nu a \mu a} C_{\nu b \mu b} < 1$  で、短絡によってかえって減少することになる。

以上の算式はジグザグ起磁力による分布力であるが、無負荷運転時付近においてはスロット開口による磁束の脈動をも考慮する必要がある<sup>(6)(7)</sup>。しかし短絡の影響については全く同様に取扱うことができる。

5.2 磁気騒音に対する機械的性質の影響

つぎに、各分布力によって生ずる鉄心およびわくの変形について考察してみる。

一般に、 $r$  次の分布力を  $K_r$  とすれば、半径方向の変形の最大値  $D_r$  は電動機鉄心を円環とみなせば、次式で表わされる。

$$D_r = \frac{K_r}{\frac{E \cdot I}{R_m^2} (1-r^2)^2} \frac{1}{1 - \left( \frac{f_r}{f_{cr}} \right)^2} \text{ (cm)} \dots\dots\dots (28)$$

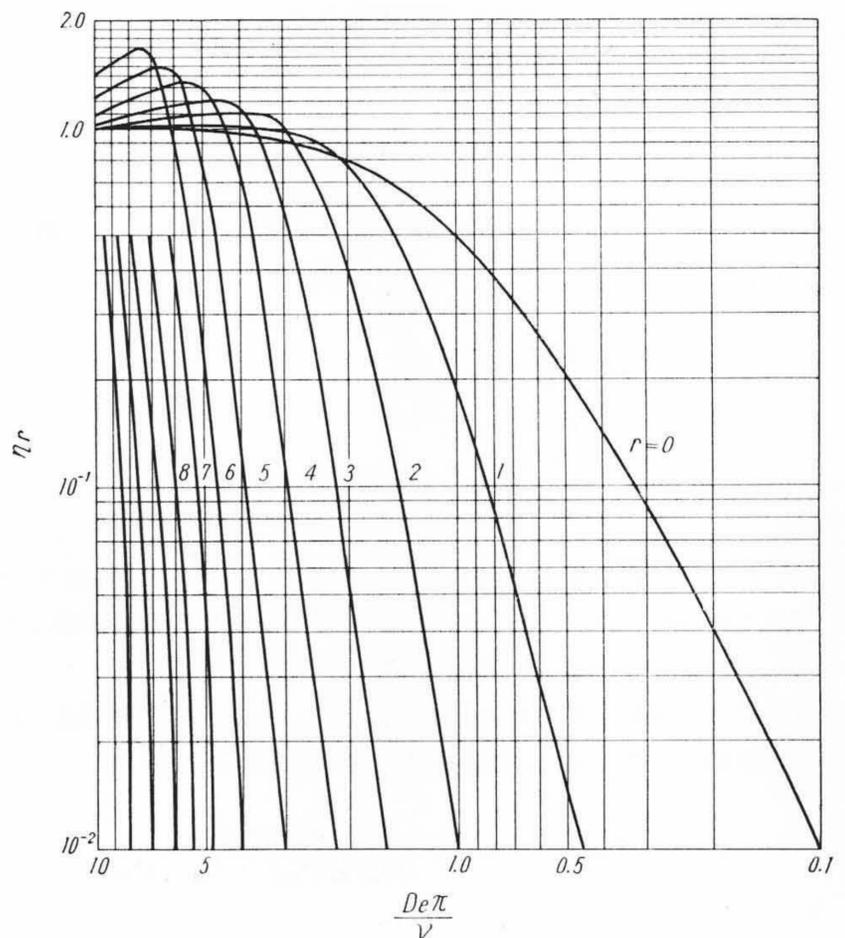
ただし、(28)式中の記号は、 $E$ : 鉄心材料のヤング係数 (kg/cm<sup>2</sup>)、 $I$ : 環面に垂直な主軸に関する横断面の慣性モーメント (cm<sup>4</sup>)、 $R_m$ : 円環の中心線の半径 (cm)、 $f_r$ :  $r$  次分布力の周波数 (c/s)、 $f_{cr}$ :  $r$  に対応した鉄心の振動系に対する固有振動数 (c/s)。

このように鉄心が振動する場合には、これが音源になって空気中に音を発散する。このような振動と騒音の関係については Jordan 氏の報告<sup>(8)(9)</sup>がある。これによれば、 $f_r$  なる周波数の分布力による鉄心表面の音の強さ  $J_r$  は近似的に

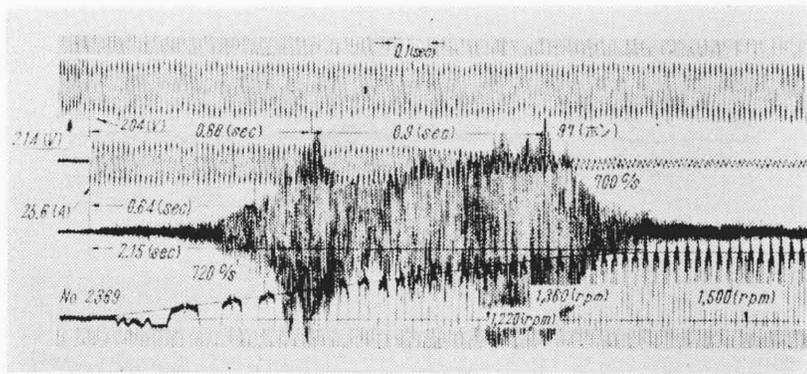
$$J_r = 83 \pi^2 [f_r \cdot De]^2 \cdot \eta_r \cdot 10^{-3} \text{ (W/cm}^2\text{)} \dots\dots\dots (29)$$

として計算できると述べている。ただし  $\eta_r$  は鉄心の表面からの音の発散の難易を示す係数で、鉄心の外径  $De$  (cm)、発生騒音の波長を  $\lambda$  (cm) とすれば、 $De\pi/\lambda$  および  $r$  の関数として第11図のような値をとる。

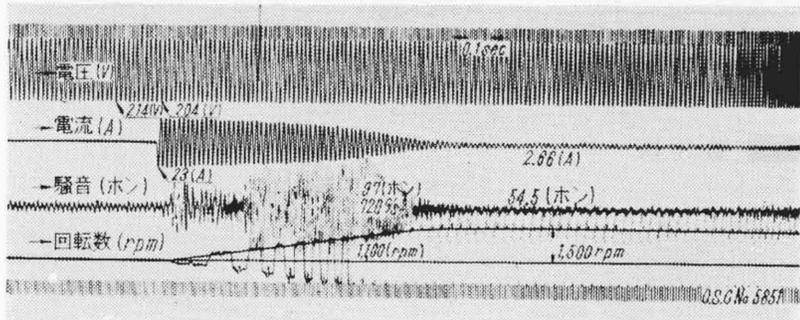
鉄心表面における音の強さを dB で表わすと、(28) および (29) 式から、



第11図 分布力次数  $r$  に対応する  $De\pi/\nu$  と  $\eta_r$  の関係



(a) スキューなし



(b) 1スロットスキュー付

第12図 起動時における騒音波形 ( $N_2=34$ )

$$J_r = 20 \log \left\{ 27500 \frac{De\pi}{\lambda} \sqrt{\eta_r} \times \frac{1}{1 - \left(\frac{f_r}{f_{cr}}\right)^2} \left(\frac{R_m}{h}\right)^3 \frac{K_r}{(1-r^2)^2} \right\} \text{ (dB) ... (30)}$$

で示される。ただし、 $h$ は鉄心背部の高さ (cm) を示す。この関係は外径寸法の大きいほど、また音の周波数の高いほど、さらに  $r$  の小さいほど音が発散しやすい傾向を有することを示している。

また分布力の周波数  $f_r$  は、(23) および (24) 式からわかるように速度に比例して変化するから、起動時または運転時に鉄心の固有振動数に近くなると共振により大きな騒音を発生する。

すなわち、 $\mu'a - \nu'b$  または  $\mu'a - \mu'b = \pm r$  に対しては

$$\left| \frac{k_{2a} N_2}{p} \right| f > f_{cr} \text{ ..... (31)}$$

また、 $\mu'a + \nu'b$  または  $\mu'a + \mu'b = \pm r$  に対しては

$$\left| 2 + k_{2a} \frac{N_2}{p} \right| f > f_{cr} \text{ ..... (32)}$$

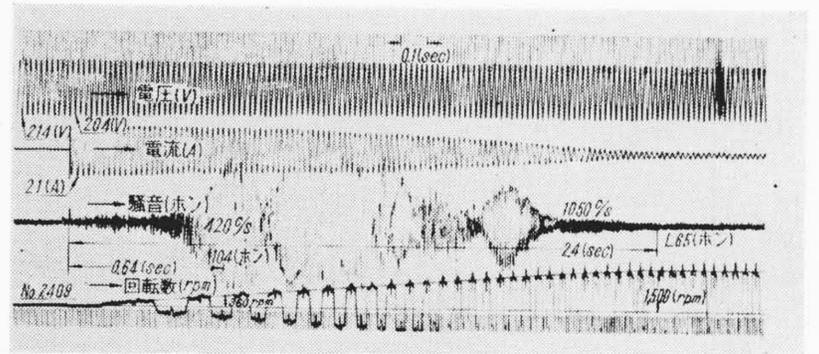
であれば、加速中に  $f_r = f_{cr}$  を満足する速度が存在するので、このような速度付近では騒音は大きくなる。一般に小形電動機においては  $|r|=2$  または  $3$  に対してその可能性が大きい。また特に  $|r|=1$  のときには(28)式からも明らかなように著しい振動を発生することになるから最も危険である。なおこのような場合には前に述べたような減速トルクを生ずることが多い。

### 5.3 騒音に関する実験

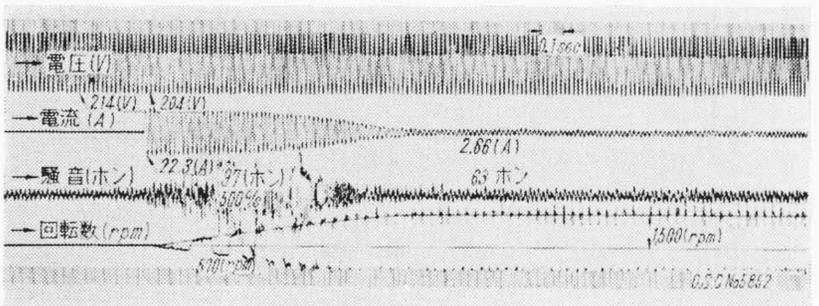
騒音には種々の複雑な現象が付随して発生するため、理論的な解析のみでは不十分で、実験による検討も必要である。当社では多年各種の電動機わくおよびスロット数組合せにつき多くの実験を重ねてその究明に努め、振動および騒音の少ない電動機を製作している。

ここでは、これらの詳細は割愛し、アルミ鋳込回転子を使用した電動機の騒音ならびにスロット絶縁の影響についての二三の実験例を示すにとどめる。

第12, 13図は、15kW, 4極開放形  $N_1=36$ ,  $N_2=34$ , 37 に対する騒音波形を示す。図のオシロは振動子特性が各周波数に対して多少異なるので、これを考慮に入れて修正しわかりやすく書きかえたものが第14, 15図(a), (b)である。なお、これらは各振幅の絶

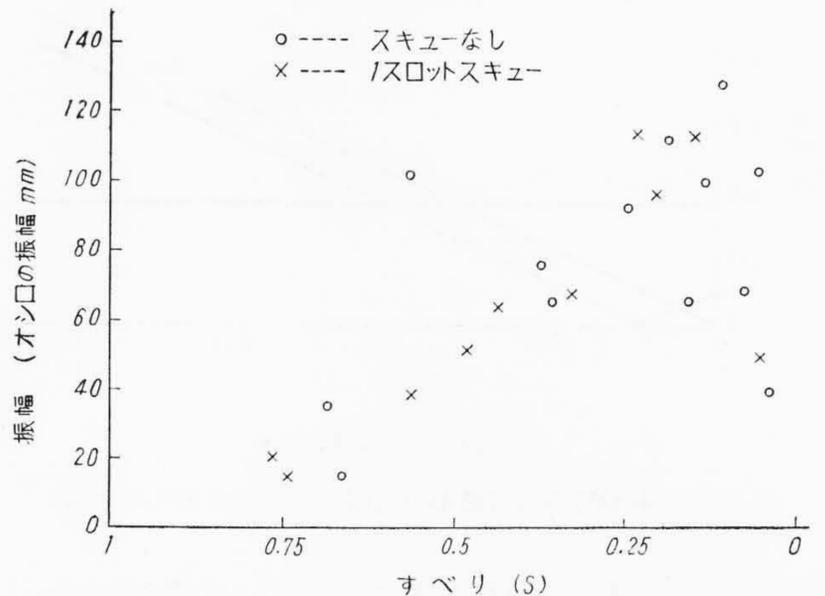


(a) スキューなし

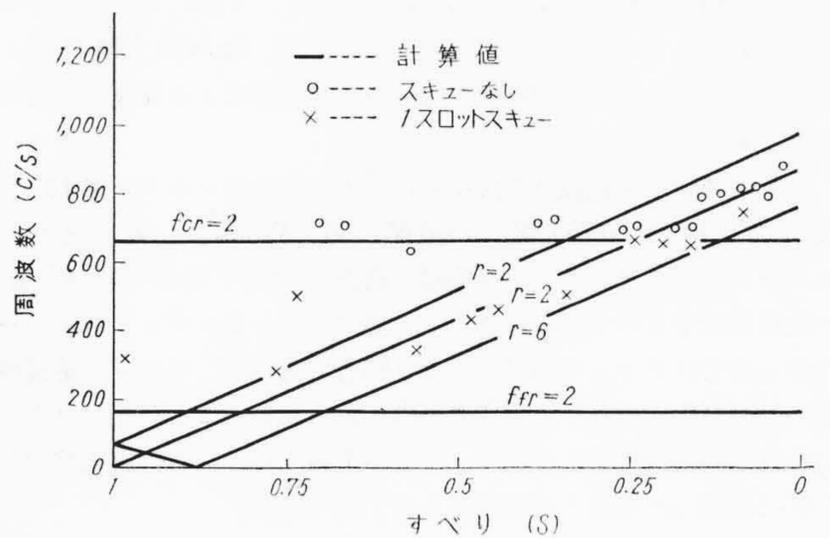


(b) 1スロットスキュー付

第13図 起動時における騒音波形 ( $N_2=37$ )



(a) 振幅

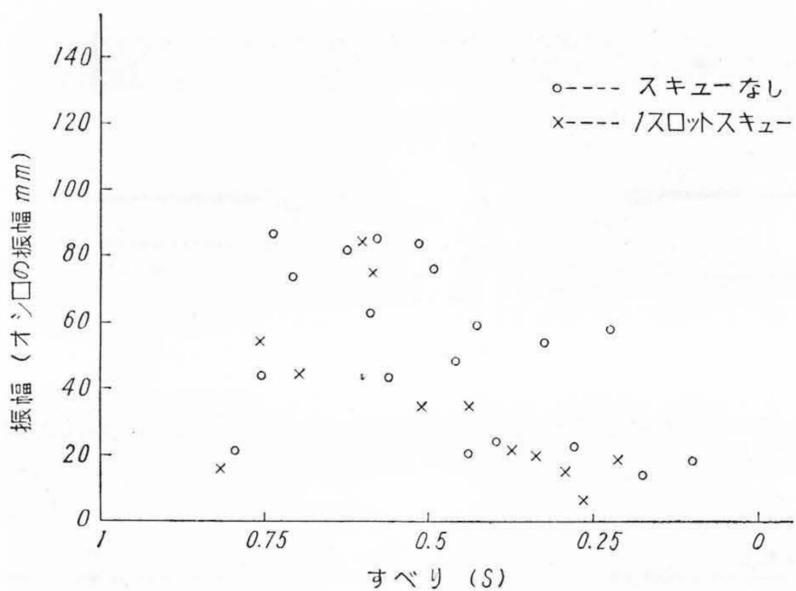


(b) 周波数

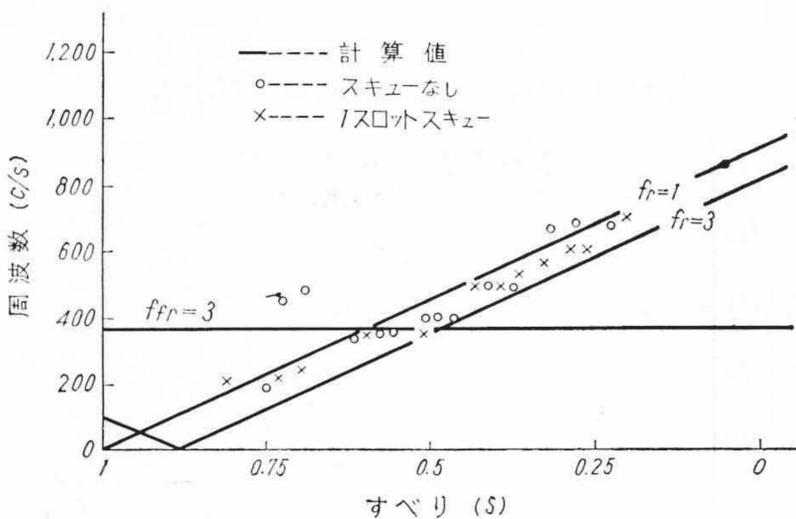
第14図 起動時の騒音波形の振幅および周波数 ( $N_2=34$ )

対値と騒音との関係が多少異なるので、おのおのの絶対値の比較はできないが、個々についてすべりおよびスキューに対する変化状況は知ることができる。

これらの例から、アルミ鋳込回転子における各スロット数組合せに対する騒音の傾向は銅バーの場合とほとんど同様であり、また1スロットスキューのものはスキューなしのものに比較してかなり小さく、効果があることがわかる。しかし起動時の騒音の変化状況はそれぞれ異なりかなりの差がある。この原因は主として分布力によ



(a) 増幅 →



(b) 周波数 →

第15図 起動時の騒音波形の振幅および周波数 ( $N_2=37$ )

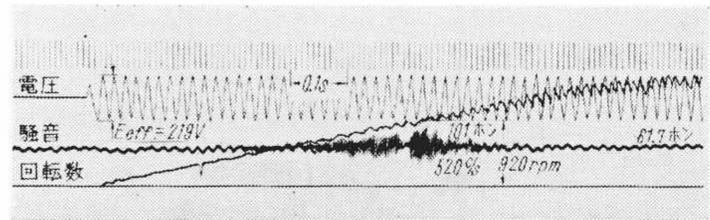
る振動と電動機の機械的性質との関連によるものと考えられる。たとえば第14図 ( $N_1=36, N_2=34$ ) では約750 rpm付近において固定子鉄心の固有振動が分布力の周波数に合致し、共振によって大きな騒音を発生しているものと考えられる。また、第14図と第15図とを比較してみると電動機の機械的性質との関連により加速中の最大騒音を発生し回転することがわかる。

つぎにスロット絶縁の影響をみるための実験例を示す。第16, 17図(a), (b)は、0.75 kW, 4極 ( $N_1=36, N_2=37$ ) についてそれぞれスキューの有無, スロット絶縁の良否(スロット絶縁処理の有無)の比較を示すものである。これらの結果から、1スロットスキュー付のものではスキュー効果はかなり顕著であるが、スロット絶縁の悪いもののほうがむしろ騒音は小さくなっていることが知られる。これらは前述の考察に合致し、また第1報で示した誘起電圧波形ならびに等価二次電流との関係からも了解できる。

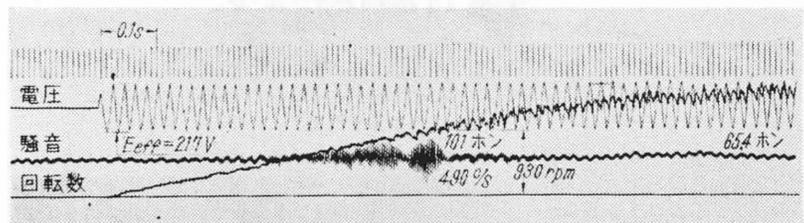
### 6. 結 言

以上、アルミ鋳込回転子を使用した電動機の異常現象について論じ、回転子バー間の短絡がある場合の高調波およびこれによって発生する各種の異常現象の理論ならびにその諸性質の概要を述べたが、特に等価二次電流の解析によって異常現象に対する考察が容易になり、かつ従来の理論との関連もほぼ明らかにし得たと考える。以下にアルミ鋳込かご形電動機の異常現象のおもな諸性質をまとめて示すと、

- (1) 各異常現象とも、バー間の短絡の影響をうけるが、普通のアルミ鋳込回転子においては非同期トルクが最も著しく、しかも設計・製作の諸条件によって差が大きい。

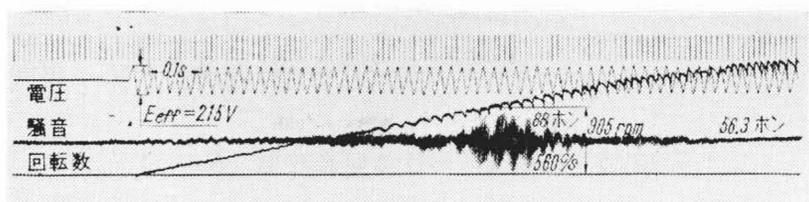


(a) 無処理回転子

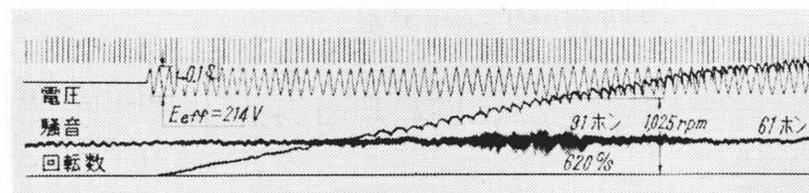


(b) 絶縁処理回転子

第16図 スキューのない場合の騒音波形 ( $N_2=37$ )



(a) 無処理回転子



(b) 絶縁処理回転子

第17図 1スロットスキューの場合の騒音波形 ( $N_2=37$ )

(2) アルミ鋳込回転子の非同期トルクに対しては、電動機の回路定数、スキューその他の設計の諸条件を考慮することによってある程度改善できるが、回転子のスロット絶縁を改善するのが最も効果的である。

(3) 同期トルクおよび磁気騒音も短絡によって影響をうけ機種により差を生ずるが、一般に、1スロット程度のスキューを有する回転子においてはその影響はわずかである。この場合は特に三相電動機の運転時の磁気騒音は短絡によってむしろ減少する場合が多く、また起動時には電動機の機械的性質の影響が大きい。などがあげられる。

アルミ鋳込かご形電動機の異常現象はきわめて複雑で、本稿はその概要の紹介にとどめたが、日立製作所では、多年これらの諸性質の究明に努め、製品の改良を計っている。その詳細については別の機会に譲ることとする。

終りに本研究に際し多大のご指示を仰いだ京都大学教授林千博博士ならびにご援助いただいた日立製作所日立研究所片木劔二郎氏に深く謝意を表す。

### 参 考 文 献

- (1) 園山: 日立評論 43, 1236 (昭36-10)
- (2) Möller: Arch. f. Elek. 24, 401 (1930)
- (3) Drease: Trans. A. I. E. E. 49, 1033 (1930)
- (4) Richter: Elektrische Maschinen IV, Zweite Auflage (1954)
- (5) Hildebrand: Trans. A. I. E. E. —, 848 (1930)
- (6) Alger: Trans. A. I. E. E. 73, Pt. III, 118 (1954)
- (7) 石崎: 電学誌 75, 451 (昭30)
- (8) Jordan E. T. Z. 71, 491 (1950)
- (9) Jordan: E. T. Z. 74, 637 (1953)