

琉球大学学術リポジトリ

塊状鉄心回転子をもつ三相リラクタンスモータの同期特性

| | |
|-------|---|
| メタデータ | 言語: 出版者: 琉球大学工学部 公開日: 2013-05-21 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 上里, 勝実, Uezato, Katsumi メールアドレス: 所属: |
| URL | http://hdl.handle.net/20.500.12000/26134 |

塊状鉄心回転子をもつ三相リラクタンス モータの同期特性

上 里 勝 実*

Synchronous Characteristics of Three Phase Reluctance Motor with Solid Rotors

Katsumi UEZATO

Abstract

The reluctance motors having solid rotors are described in which, briefly, the laminated rotor of conventional machines are replaced by unlaminated rotors. Machines of this type are simple to manufacture and are robust.

In this paper are described the synchronous performance of two types of the unlaminated rotor; one with a thin solid iron layer between poles, and another with a narrow axial-slit in respective pole. The paper shows further that the theory of synchronous speed of a conventional reluctance motor is applicable to the reluctance motor with solid rotor; and that the experimentally obtained values are in good agreement with those expected from theoretical analysis.

Also, the static stability of reluctance motor is briefly discussed using the load angle-torque characteristic.

1. ま え が き

同期電動機の突極性にもとづく反作用トルクにより同期速度にて運転するものがリラクタンスモータである。このモータは周知の通り同期電動機のように直流励磁を必要とせず、構造簡単で保守容易なのでその応用面は広い。

リラクタンスモータは脱出トルクを増加させて大きな出力を出すようにすること、励磁電流をおさえて力率を良くすること、引入れトルクおよび始動トルクを増加させることなどが最も重要な課題になる。これらの諸特性間には機械構造パラメータの選定の仕方によっては相反するものがあり、それらを考慮して最も合理的な回転子構造を決めるため、従来いろいろと研究開発が進められてきている。かご形誘導電動機の回転子表面に極数と同数のスロットを等間隔に設けて、スロットの形状寸法を理論および実験を併用しながら決

定する⁽¹⁾⁽²⁾方法、segmental-rotorにする⁽³⁾方法、横軸磁路に磁気障壁を設ける⁽⁴⁾⁽⁵⁾方法、非等方性鋼板を回転子軸方向に積層した構造にする⁽⁶⁾方法等が研究されてきている。回転子構造からみれば非分割形と分割形に大別できるが、これらはいずれもけい素鋼板やその他の磁性材料で積層された回転子についてのものである。

著者は、同期運転時のリラクタンスモータにおいて高調波分による影響が小であればその回転子に固塊の磁性材料を用いても特性に及ぼす影響が小さいことに着目して従来のものより構造が簡単かつ堅牢で、製造が容易で安価な非積層回転子をもつリラクタンスモータを考案し、実験考察を主に研究を進めてきた。

この非積層回転子（以後、塊状鉄心回転子と呼ぶ）をもつリラクタンスモータは、固定子は誘導電動機のそれと同じであるが、回転子は前述のように固塊の構造になっており、非同期時はおもに回転子の塊状磁極表面に生ずるうず電流によって非同期トルクを発生し加速する。

受付1973年10月31日

* 琉球大学理工学部電気工学科

したがって、従来のリラクタンスモータの特性とはかなりの相違がみられ、そのおもな差異は同期引入れ特性である。また現在のところ、脱出トルクは従来のものとあまり差異はないが、一次電流が比較的大きく、最大力率が若干悪くなり、引入れトルクもかなり劣る。

非積層回載子をもつリラクタンスモータの設計と動作については Chalmers 氏らの報告⁽⁷⁾⁽⁸⁾があるが、これはおもに同期引入れ特性の改善法について論じており、同期特性はじゅうぶん検討していない。

本稿では二、三の磁極を有する小形の塊状鉄心回載子をもつ三相リラクタンスモータ（以後、「塊状鉄心リラクタンスモータ」と呼ぶ）の同期特性を明らかにし、また従来の積層鉄心回載子をもつリラクタンスモータ（以後、「従来形」と略記する）の同期時の理論解析がこの種モータにも適用できることを実験結果との対応で示す。試作機の計算値と実験値は比較的良好一致することが確かめられた。また理論式より負荷角一トルク特性を算定し、それにもとずき定態安定度について若干の検討を加えた。

2. 回路の解析

同期状態における多相リラクタンスモータの動作特性の解析には次のような方法がある。すなわち、汎用の同期電動機の界磁を励磁せざりにリラクタンスモータ⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾として取り扱い二反作用法で解析する方法、テンソル解析法⁽¹¹⁾⁽¹²⁾、および回載境界理論によるもので起磁力とエアギャップパーミアンスの積からエアギャップにおける磁束密度を求め、それからトルクやその他の特性を導出する方法等があるが、後者の Lawrenson 氏等の解析法では直軸および横軸リアクタンスの式中に構造変数が使用されており、回載子の突極形状が特性に及ぼす影響の検討や設計に際して便利であるので、本稿の解析はそれによって進めた。

解析に先だち以下の仮定を設ける。

- (1) 磁気回路は飽和せず、ヒステリシスおよびうず電流は磁束分布に影響をおよぼさないものとする。
- (2) 磁束は放射状にエアギャップを横切るものとする。
- (3) 固定子表面およびスリットを除いた回載子表面はなめらかであるとする。
- (4) 同期時に固定子スロットによって生ずる高調波磁界による回載子表面のうず電流損およびヒステリシス損は無視する。

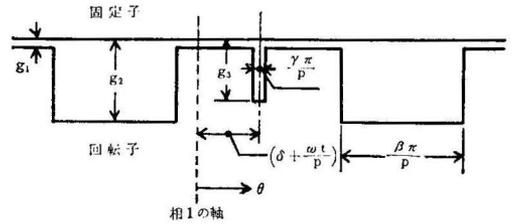


Fig. 1 Developed model of the air gap.

ここでは、第1図に示すような磁極頭にスリットを設けたリラクタンスモータの解析を行なう。固定子巻線は対称三相巻である。前に述べたように、まず第1図よりエアギャップパーミアンスを導出し、それと起磁力の積からエアギャップにおける磁束密度を求め、それによって一相に誘導される起電力を計算し、一次供給電圧を算出する。この一次供給電圧と流れる電流の関係から一相当りの実効抵抗 R_{eff} および実効リアクタンス X_{eff} はそれぞれ次式のように導出される。

$$R_{eff} = -4NK_1^2 \omega (E \sin \beta \pi - F \sin \gamma \pi) \times \sin 2p\delta \dots\dots\dots(1)$$

$$X_{eff} = 4NK_1^2 \omega \left\{ D + (E \sin \beta \pi - F \sin \gamma \pi) \times \cos 2p\delta \right\} \dots\dots\dots(2)$$

ここで、 δ は $t = 0$ における回載子突極中心軸と1相の間の空間角、すなわち負荷角である。

N : 毎極毎相の巻回数, K_1 : 基本波に対する巻線係数, ω : 角周波数, p : 極対数,

$$D = 6N\mu_0 R \left\{ \alpha_2 + \beta (1 - \alpha_2) - \gamma (1 - \alpha_3) \right\} / \pi g_1$$

$$E = 6N\mu_0 R (1 - \alpha_2) / \pi^2 g_1$$

$$F = 6N\mu_0 R (1 - \alpha_3) / \pi^2 g_1$$

μ_0 : 空気の透磁率, R : ギャップの平均半径, $\alpha_2 = g_1 / g_2$, $\alpha_3 = g_1 / g_3$, $\beta =$ 極アーク/極ピッチ, $\gamma =$ 磁極頭にあるスリットの幅/極ピッチ, g_1 : エアギャップの長さ, g_2 : 極間のスロットの長さ, g_3 : 磁極頭にあるスリット

の長さ

そこで、1相の巻線抵抗を r 、漏れリアクタンスを x_ℓ とすれば、全インピーダンス Z は、

$$Z = (r - \text{Reff}) + j (x_\ell + \text{Xeff}) \quad \dots\dots\dots(3)$$

と書かれる。

次に直軸リアクタンス X_d および横軸リアクタンス X_q は(2)式にそれぞれ $p\delta = 0$ 、 $p\delta = \pi/2$ を代入して求められ、次式ようになる。

$$X_d = x_\ell + x_d = x_\ell + 4NK_1^2 \omega \left\{ D + (E \sin \beta \pi - F \sin \gamma \pi) \right\} \quad \dots\dots\dots(4)$$

$$X_q = x_\ell + x_q = x_\ell + 4NK_1^2 \omega \left\{ D - (E \sin \beta \pi - F \sin \gamma \pi) \right\} \quad \dots\dots\dots(5)$$

ところで一様なエアギャップ g_1 をもつ円筒形回転子の電機子反作用リアクタンス x_c は(2)式より次のように表わせる。

$$x_c = 24\mu_0 (K_1 N)^2 \omega R / \pi g_1 \quad \dots\dots\dots(6)$$

したがって、 Reff 、 Xeff および x_d 、 x_q をそれぞれ x_c で表示すれば、

$$\text{Reff} = -x_c (E' - F') \sin 2p\delta \quad \dots\dots\dots(7)$$

$$\text{Xeff} = x_c \left\{ D' + (E' - F') \right\} \cos 2p\delta \quad \dots\dots\dots(8)$$

$$x_d = x_c \left\{ D' + (E' - F') \right\} \quad \dots\dots\dots(9)$$

$$x_q = x_c \left\{ D' - (E' - F') \right\} \quad \dots\dots\dots(10)$$

ここで、

$$D' = \alpha_2 + \beta(1 - \alpha_2) - \gamma(1 - \alpha_3)$$

$$E' = \sin \beta \pi (1 - \alpha_2) / \pi$$

$$F' = \sin \gamma \pi (1 - \alpha_3) / \pi$$

となる。 x_d および x_q はそれぞれ電機子反作用による直軸および横軸リアクタンスを与える。

鉄損、機械摩擦損および風損を等価抵抗 r_i で表わせば、三相リアクタンスモータの等価回路の一相分は第2図のように書くことができる。

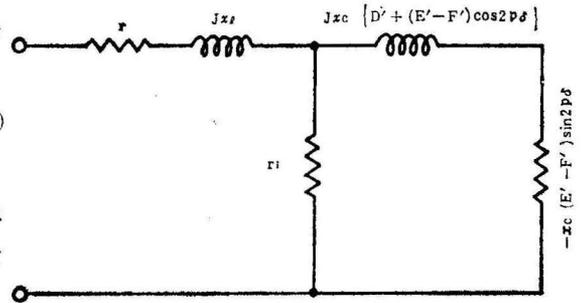


Fig. 2 Eguivalent circuit of the reluctance motor

(1), (3)式を(3)式に代入し、(4), (5)式を用いて変形すれば、

$$Z = \left\{ r - \frac{1}{2} (X_d - X_q) \sin 2p\delta \right\} + j \left\{ \frac{1}{2} (X_d + X_q) + \frac{1}{2} (X_d - X_q) \cos 2p\delta \right\} \quad \dots\dots\dots(11)$$

を得る。

線間電圧を V 、固定子巻線を Y 結線とすれば、線電流 I は

$$I = \frac{V}{\sqrt{3}} \cdot \frac{2}{\left[\left\{ 2r - (X_d - X_q) \sin 2\delta_e \right\}^2 + \left\{ (X_d + X_q) + (X_d - X_q) \cos 2\delta_e \right\}^2 \right]^{1/2}} \quad \dots\dots\dots(12)$$

ここで、 $\delta_e (= p\delta)$ は電気角で表示した負荷角である。

同期ワットで表わした三相リアクタンスモータのトルク T は、

$$T = 3I^2 \text{Reff} = \frac{2V^2 (X_d - X_q)}{\left\{ 2r - (X_d - X_q) \sin 2\delta_e \right\}^2} \cdot \frac{X \sin 2\delta_e}{\left\{ (X_d + X_q) + (X_d - X_q) \cos 2\delta_e \right\}^2} \quad \dots\dots\dots(13)$$

となり、最大脱出トルク T_{po} は

$$T_{po} = \frac{V^2}{2} \cdot \frac{(X_d - X_q)}{r (X_d - X_q)^2} \quad *$$

$$* \left\{ r^2 (X_d - X_q)^2 + r^4 + 2 r^2 X_d X_q + (X_d X_q)^2 \right\}^{1/2} \dots\dots\dots(14)$$

となる。

また脱出時の電流 I_{po} は

$$I_{po} = \frac{2V}{\sqrt{6}} \left\{ \frac{2r^2 + X_d^2}{(2r^2 + X_d^2 + X_q^2)^2 - 2r(X_d - X_q)\sqrt{r^2(X_d - X_q)^2}} \right. \\ \left. * \frac{+X_q^2}{+r^4 + 2r^2 X_d X_q + (X_d X_q)^2 - (X_d^2 - X_q^2)} \right\}^{1/2} \dots\dots\dots(15)$$

となる。

次に力率 $\cos \phi$ は(11)式より次式のように導出される。

$$\cos \phi = \frac{2r}{\left\{ \left\{ 2r - (X_d - X_q) \sin 2\delta_e \right\}^2 * \right.} \\ \left. * \frac{- (X_d - X_q) \sin 2\delta_e}{+ \left\{ (X_d + X_q) + (X_d - X_q) \cos 2\delta_e \right\}^2} \right\}^{1/2} \dots\dots\dots(16)$$

また最大力率は、

$$\cos \phi_m = \frac{(X_d - X_q)^2 - 4r^2}{(X_d^2 - X_q^2) - 4r(X_d X_q + r^2)^{1/2}} \dots\dots\dots(17)$$

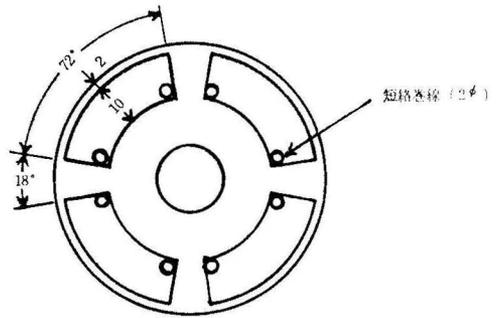
となる。

(12)式~(17)式は文献(1)での解析結果に相当するものである。

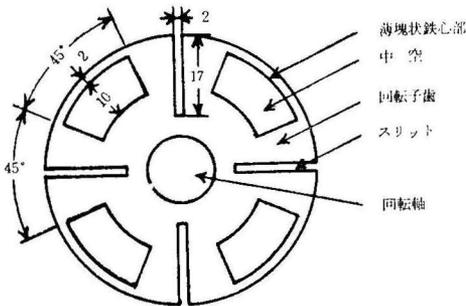
3. 実験結果および検討

[3.1] 試作回転子

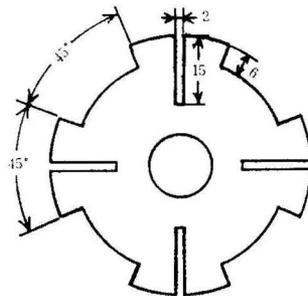
固定子は定格0.2KW, 4極, 200V, 1.2A のT社製かご形三相誘導電動機を使用し, 回転子は低炭素鋼の固塊を用いて第3図に示す構造のものを試作した。第4図に試作回転子の一例を示してある。



(b) 2号機



(a) 1号機



(c) 3号機 ($\beta=0.5$)

Fig. 3 Construction of the rotors

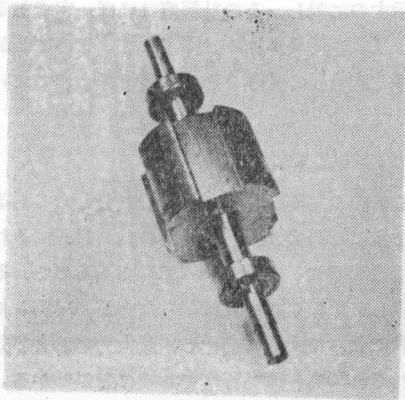


Fig. 4 An example of the test rotor

試作回転子の主要寸法は、回転子直径64.1mm、鉄心長50mm、スリット長は5, 10, 20mmにそれぞれ可変、エアギャップ長0.45mmである。また実験機の定数は、漏れリアクタンス12.6Ω、巻線抵抗10.9Ω/相、機械損約5Wである。

[3.2] 極間に薄塊状鉄心層を有する回転子

測定の都合上、試験電圧は1号機220V、2号機180Vにした、第5図に1号機および2号機の負荷特性を示す。

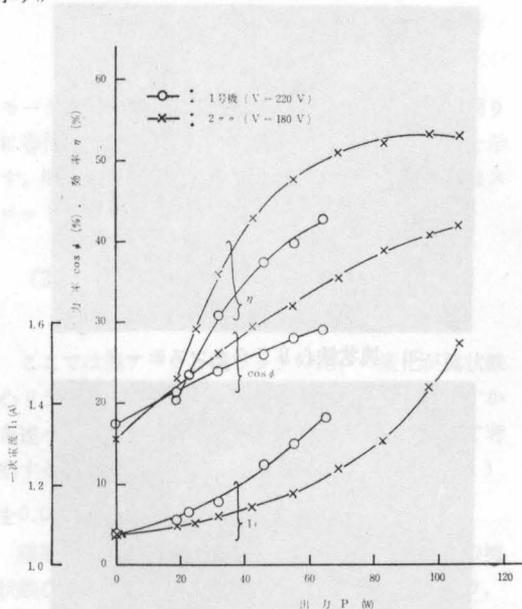


Fig. 5 Synchronous load characteristics of experimental machines (No.1 and No.2)

この種の円筒形回転子構造にした目的は、脱出トルク

を同大の突極形構造のものよりさほど減少させずに、非同期時に回転子全表面に生じるうず電流トルクにより、引入れ特性を改善することにあつたが、第5図および第1表よりわかるように両機とも脱出トルクが比較的小さく、その割に一次電流が大きい。したがって、力率、効率ともに悪くなっている。これは、回転子材質が低炭素鋼で透磁率が小さいうえ、薄塊状鉄心層がじゅうぶん飽和しないため、横軸リアクタンスが比較的大きな値になり、等価的に極アークが増大したような状態になるためである。このことは、1号機の極間の薄塊状鉄心層を切削して普通の突極機に改造すると、脱出トルクが約215%、力率が160%増加することからも明らかである。またこの形状のモータは脱出トルクが小さいため、負荷が少し増加してもその割に負荷角の増大が著しく一次電流が急速に増加する。⁽¹⁴⁾したがって、この種のリラクタンスモータは別報で述べてあるように引入れ特性が若干改善されるだけで、同期特性の改善は望めない。

[3.3] 磁極頭にスリットのある回転子

リラクタンスモータの脱出トルクは、巻線抵抗が無視できる場合、(14式より次式のように書かれる。

$$T_{po} = \frac{V^2}{2X_d} \left(\frac{X_d}{X_q} - 1 \right) \dots\dots\dots(19)$$

この式からわかるように、大きな脱出トルクを得るには X_q に比して X_d を大きくすればよい。また V/X_d は励磁電流であるから X_d を大きくすれば力率もよくなることがわかる。そこで X_d の値にはほとんど影響を及ぼさずに X_q を極めて小さな値にすることが出来れば特性の改善が期待される。最近、回転子内部の磁気障壁の利用がさかんに研究されてきているのはそのためである。

磁極頭にスリットを設けた3号機は横軸に対して最も単純な磁気障壁を形成させ、それによる効果を調べるため試作したものである。第6図および第1表からわかるようにスリットの長さを増せば脱出トルクが若干増加し効率はよくなるが、力率が若干悪くなる。一次電流はそれぞれのスリット長においてあまり差異がない。

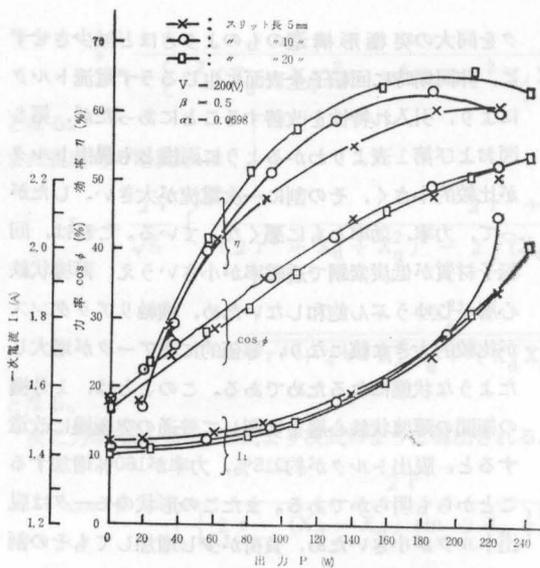


Fig. 6 Synchronous load characteristics of experimental machines (No.3)

(4), (5)両式から理解されるようにこの形状のものは γ および g_3 が小さい範囲では X_d , X_q の値に変化が小さいので、特性に及ぼす影響は小さいが、 γ , g_3 を大きくすると等価的にエアギャップが大きくなり、励磁電流が増えて力率など特性が低下する。よって γ や g_3 の最適値が存在するはずで、現在検討中である。

磁極頭にあるスリットの深さが脱出トルクおよび最大力率に如何に影響を及ぼすかを第7図に示す。スリ

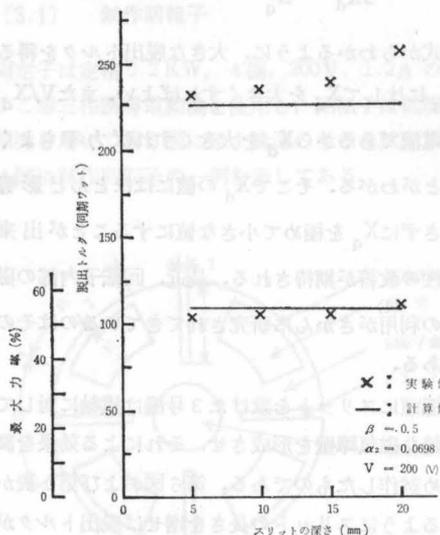


Fig. 7 Variation of pull-out torque and maximum power factor with slit depth

ット長が増加するに伴い脱出トルクの実験値は増加の

傾向を示すのに対し、その計算値はほぼ一定である。これは磁気障壁効果が徐々に影響しているのにかかわらず、特性式導出の過程でその効果を考慮してないために生じたものと思われる。

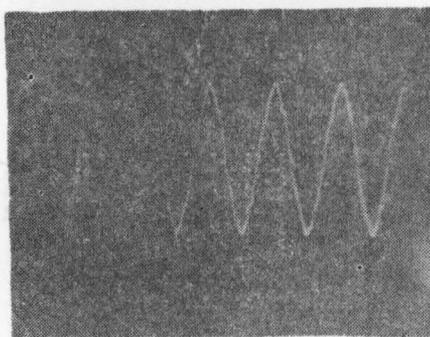
[3.4] 特性の比較

1~3号機の主要な特性を第1表にまとめてある。既述のように1号機および2号機の試験電圧はそれぞれ220V, 180Vで、3号機は200Vであるので、それらを考慮して比較しなければならないが、脱出トルクは極形状によって大幅に変化し、最大力率および効率も、それぞれ50%, 60%程度であることがわかる。

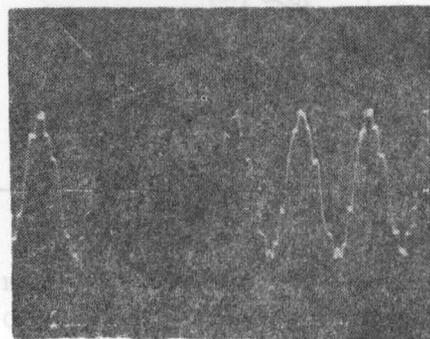
Table 1. Comparison of experimental results for test machines

| 実験機 | 事項 脱出トルク (同期ワット) | 最大 力率 (%) | 最大 効率 (%) | 備考 |
|--------------|------------------------|-----------------|-----------------|----------|
| 1号機 | 65 | 29 | 43 | |
| 2号機 | 125 | 42 | 53 | |
| 3号機 | 230 | 53 | 62 | スリット長5mm |
| 3号機 | 238 | 52 | 63 | " 10" |
| 3号機 | 259 | 55 | 64 | " 20" |
| 従来のリラクタンスモータ | 272 | 58 | 67 | |

なお、第8図および第9図は塊状鉄心リラクタンス

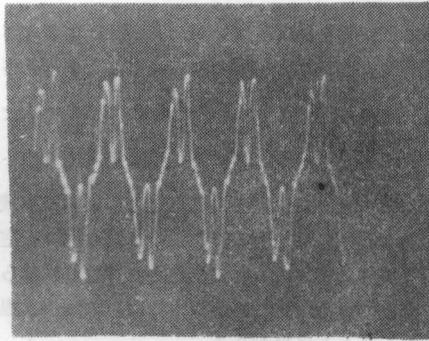


(a) 塊状鉄心リラクタンスモータ

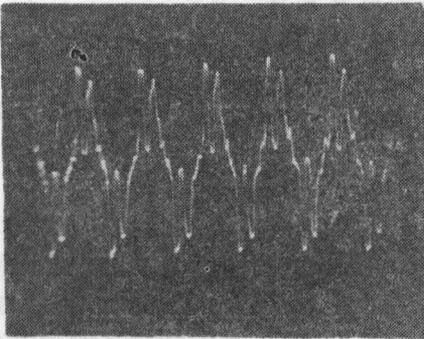


(b) 従来型

Fig. 8 Current wave forms



(a) 塊状鉄心リラクタンスモータ



(b) 従来型

Fig. 9 Voltage wave forms induced by a searchcoil wound around the stator teeth

モータと従来形の同期時電流および固定子の歯の周りに巻付けたサーチコイルに誘導された電圧の波形を示す。塊状鉄心リラクタンスモータに比べて従来形はスロットリップが顕著に現われている。

〔3.5〕 極アークと極ピッチの比 (β) に対する特性

ここでは極アークと極ピッチの比 β の変化が塊状鉄心リラクタンスモータの特性にいかん影響を及ぼすかを述べ、あわせて計算結果と実験値の対応について考察する。カータ係数を考慮して $\alpha_2 (=g_1/g_2)$ を0.0807とした。

磁極頭にスリットを有しない、すなわち $\gamma = 0$ の塊状鉄心リラクタンスモータの β に対する脱出トルク、脱出時電流および最大力率について計算結果と実験値を比較したものが第10図、第11図および第12図である。

計算値は(14)、(15)、(17)式より求めた。トルクの単位は同期ワットである。

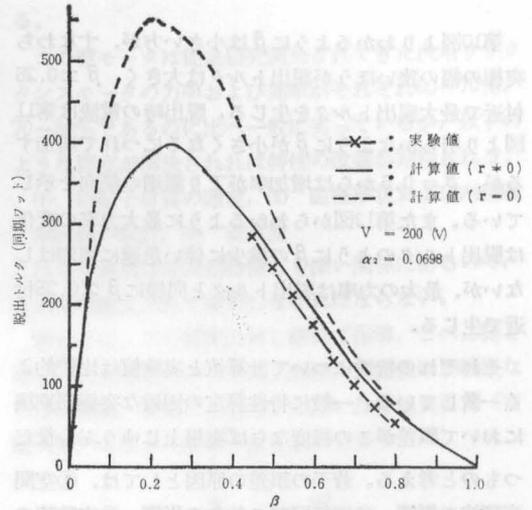


Fig. 10 Variation of pull-out torque with β

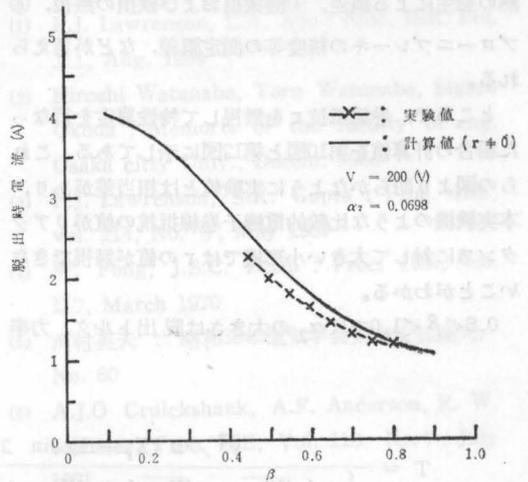


Fig. 11 Variation of current at pull out with β

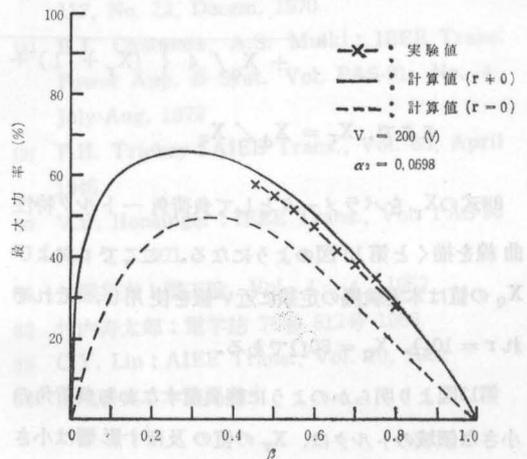


Fig. 12 Variation of maximum power factor with β

第10図よりわかるように β は小さい方が、すなわち突極の幅の狭いほうが脱出トルクは大きく、 $\beta \approx 0.25$ 付近で最大脱出トルクを生じる。脱出時の電流は第11図より明らかなように β が小さくなるにつれて増加するが、 $\beta = 0.5$ からは増加率が下り漸増の傾向を示している。また第12図からわかるように最大力率の変化は脱出トルクのように β の減少に伴い急速に増加はしないが、最大の力率は脱出トルクと同様に $\beta \approx 0.25$ 付近で生じる。

それぞれの特性について計算値と実験値は比較的よく一致している。一般に特性算定の困難な突極同期機において誤差がこの程度ならば実用上じゅうぶん役立つものと考えられる。若干の誤差の原因としては、①空間高調波の影響、②磁気回路の飽和の影響、③実験時の熱の発生による誤差、④機械損および鉄損の無視、⑤ブローニブレーキの精度等の測定誤差、などが考えられる。

ところで、巻線抵抗 r を無視して特性算定を行なった場合の計算値を第10図と第12図に示してある。これらの図より明らかなように実験値とは相当差があり、本実験機のような比較的電機子巻線抵抗の値がリアクタンスに対して大きい小形機では r の値が無視できないことがわかる。

$0.5 < \beta < 1.0$ では α_2 の大きさは脱出トルク、力率

等にあまり影響を及ぼさないが、 β が0.3より小さくなるとその影響が顕著に現われてくることが報告されている。⁽¹⁾すなわち、 β と α_2 をともに減じてゆくと、 X_d が増加し X_q が減少してくる。したがって脱出トルク、力率は増加するが、半面磁気飽和の影響で電流が増大することになる。そこで、 β の適当な値は安定度や非同期特性も考慮に入れて決定されなければならないが、今まで述べたところからすれば、0.5~0.6程度が適当であるように思われる。

4. 定 態 安 定 度

ここでは、リラクタンスモータの電源電圧を一定に保ち、負荷を徐々に増加させた場合に安定な運転を維持できる度あい、すなわち定態安定度について計算式から得られた負荷角—トルク特性曲線の最大トルクの大小をもって若干の検討を加える。

安定度に影響を及ぼすパラメータには、直軸および横軸リアクタンスの比(X_d/X_q)、漏れリアクタンス、電機子抵抗、回転子の直軸および横軸抵抗、慣性等が考えられるが、ここでは、諸特性に最も影響の大きい X_d と X_q の比についてのみ考察する。なお実験値との比較は現在実験中であるので別の機会にゆずる。

(13)式を次式のように変形する。

$$T = \frac{V^2 / 2 (X_r - 1) \sin 2 \delta_e}{\left\{ r / \sqrt{X_q} - \sqrt{X_q} / 2 (X_r - 1) \sin 2 \delta_e \right\}^2} * \dots \dots \dots (14)$$

$$* \frac{1}{+ X_q / 4 \left\{ (X_r + 1) + (X_r - 1) \cos 2 \delta_e \right\}^2}$$

ここで、 $X_r = X_d / X_q$

(14)式の X_r をパラメータとして負荷角—トルク特性曲線を描くと第13図のようになる。ここで r および X_q の値は本実験機の定数に近い値を使用し、それぞれ $r = 10\Omega$ 、 $X_q = 50\Omega$ である。

第13図より明らかなように軽負荷すなわち負荷角の小さな領域のトルクは、 X_r の値の及ぼす影響は小さいが、負荷角が大きい領域ではその影響が顕著であ

る。また同図より X_r を増加させると、トルクの最大値が増加し、最大値に対応する負荷角は大きいほうへ移行することがわかる。すなわち X_r の増加によって定態安定電力が増加してその安定度を向上させる。しかし負荷が急変する時など過渡状態においては、 X_r の大きいモータはトルクの最大値が負荷角の大きいほうへ移行するため第13図からも理解できるように同期化力が小さくなり、不安定を招くことになる。

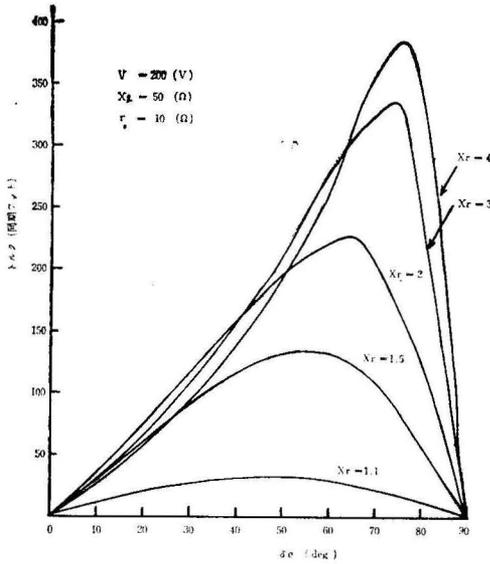


Fig. 13 Torque and δe for various values of $X_r (= X_d / X_q)$

5. むすび

塊状鉄心回転子をもつ三相リラクタンスモータを試作しその同期特性を実験により明らかにした。本論文の結論の多くは随所に述べたが、主要な結果を要約すれば次のようになる。

- (1) 極間に薄塊状鉄心層を有する回転子は鉄心層がじゅうぶん飽和せず等価的に極アークが増加したようになり脱出トルク等同期特性が低下する。
- (2) 磁極頭にスリットを有する回転子は、スリット長を増すと脱出トルクが若干増加し効率がよくなるなど、横軸に対する磁気障壁効果が若干現われる。
- (3) β に対する同期特性の計算値と実験値は比較的よく一致しており、従来の成層鉄心回転子リラクタンスモータの同期時解析は塊状鉄心リラクタンスモータへ適用できる。
- (4) 脱出トルクおよび力率は β がほぼ0.25で最大を示すが、電流の増加や非同期特性⁽¹⁴⁾および安定度などを考慮すれば、 β は0.5前後が適当であろう。
- (5) X_d / X_q の比を増せば定態安定度はよくなるが、負荷の急変による過渡安定度の低下が予想され

る。

この種モータは従来研究開発されてきた汎用リラクタンスモータの力率および効率がそれぞれ60~70%、70~80%であるのに比べ一般に劣っているが、以下のような諸点が解決されれば特性の改善が期待される。

- (1) 回転子材質の選定, (2) 磁極形状および内部磁気回路の検討, (3) 安定度

これらの事項は非同期特性とも深い関係にあるので、それも考慮に入れて検討しなければならない。

終わりに、この研究に対し終始ご指導、ごべん挫を賜った鹿児島大学田中為夫教授、入佐俊幸助教授ならびに実験、討議にご協力いただいた仲里貞男氏(宮崎大学)に心から感謝の意を表わします。

文 献

- (1) P.J. Lawrenson, L.A. Agu : Proc. IEE, Vol. 111, Aug. 1964
- (2) Hiroshi Watanabe, Toru Watanabe, Sigeru Okuda : Memoris of the faculty of eng. Osaka city Univ., Decem. 1968
- (3) P.J. Lawrenson, S.K. Gupta : Proc. IEE, vol. 114, No. 5, May 1967
- (4) W. Fong, J.S.C. Htsui : Proc. IEE, Vol. 117, March 1970
- (5) 河村英夫 : 昭和36年電気学会東海支部連大, No. 60
- (6) A.J.O Cruickshank, A.F. Anderson, R. W. Menzies : Proc. IEE, Vol. 118, No. 7, July 1971
- (7) B.J. Chalmers, A.S. Mulki : Proc. IEE, Vol. 117, No. 12, Decem. 1970
- (8) B.J. Chalmers, A.S. Mulki : IEEE Trans. Power App. & Syst. Vol. PAS-91, No. 4, July-Aug. 1972
- (9) P.H. Trickey : AIEE Trans., Vol. 65, April 1946
- (10) V.B. Honsinger : IEEE Trans., Vol. PAS-90 No. 1, 1971
- (11) 加藤邦夫 : 電工論, Vol. 4-4, 1962
- (12) 竹内寿太郎 : 電学誌 76巻 812号 1956
- (13) C.Y. Lin : AIEE Trans., Vol. 70, 1951
- (14) 上里勝実 : 本誌掲載中