

極間導体棒のそう入による黄銅製制動巻線付 突極同期電動機の始動諸特性の改善

坪井 和男*, 中村 雅憲*

Improvement of Starting Characteristics by inserting Conductor Bars between Poles for Salient Pole Synchronous Motors with Damper Windings made of Brass Bars

Kazuo TSUBOI* and Masanori NAKAMURA*

(Received September 13, 1977)

In the synchronous motor, the starting windings(damper windings) are made of copper bars (low resistance cage-type) or of brass bars (high resistance cage-type) according to starting torque and current requirements, and conductor bars are usually not inserted between poles.

In this study we have constructed two synchronous machines with damper windings made of brass bars, the one having conductor bars between poles and the other without such bars. Then we calculated theoretically and measured experimentally the effect of these conductor bars on asynchronous starting characteristics and pull-in characteristics.

It is concluded that the motors with conductor bars between poles have the following advantages in comparison with the motors without such bars.

- (1) The asynchronous starting torque (non-vibrating torque) is increased, although the starting current is not increased as much.
- (2) The amplitude of vibrating torque at the asynchronous starting period is decreased.
- (3) The induced field voltage at standstill is restricted.
- (4) The maximum pull-in torque is increased.

However, these improvable rates which resulted from the insertion of conductor bars between poles are not greater than those of the low resistance cage-type (made of copper bars) machine treated in previous papers.

1. 緒 言

自己始動させる制動巻線付突極同期電動機の制動巻線

回路（始動巻線回路）の設計は極めて重要であり、一般に突極磁極頭部のみに数個のスロットを設けて誘導電動機と同様な普通かご形あるいは特殊かご形巻線を施こ

*電気工学科(Department of Electrical Engineering)

し、要求される始動特性に応じてその材質を銅（低抵抗かご形）あるいは黄銅又はりん青銅（高抵抗かご形）で製作しているのは周知のようである。

最近、励磁方式に静止励磁方式あるいはブラシレス励磁方式が広範に採用されるに至ったが、始動特性のみならず過渡時の特性改善に対して制動巻線回路の重要性はなんら変わらない。言うまでもなく、始動特性は始動時の制動巻線回路のインピーダンスに、同期引込み時あるいは過渡時の特性はその抵抗分に大きく依存している。

本研究は低抵抗かご形あるいは高抵抗かご形として設計された同期電動機固有の始動時、同期引込み時及び過渡時の特性を単に極間に導体棒をそう入することによって、その定常特性を損うことなく改善させようとするものである。既に、同定格、同一設計の銅製制動巻線付同期機（低抵抗かご形機）を試作し、極間導体棒の有無による始動諸特性の比較^{1)~2)}、同期引込み時及び定常安定度の比較^{3)~4)}を行ない、単に極間導体棒をそう入す

るのみでこれらの特性改善に役立つことを明確にした。

今回、更に同定格の黄銅製制動巻線付同期機（高抵抗かご形機）を試作し、極間導体棒の有無による始動時及び同期引込み時の諸特性を比較した結果、銅製の場合より効果が少ないとはいえ、単に極間導体棒のそう入によりこれらの特性を改善しうることが明確になり、また極間導体棒のそう入による物理的效果等、課題となっている部分も明確になったのであわせて報告するものである。

なお、前に試作した銅製制動巻線付同期機並びに今回別に試作した同定格の塊状磁極同期機の実測結果等も極間導体棒の効果を明確にするため必要に応じて示しておく。

2. 試作機の設計要目と電気的定数

今回試作した黄銅製制動巻線付同期機及び塊状磁極同期機の設計要目を第1表に示す。ただし、銅製制動巻線付同期機についても参考のため含めてある。

第1表 試作機の設計要目

Table 1. Design data of the machine under test.

機 種		要 目		定格及び鉄心寸法等		制動巻線		短 絡 環		極間導体棒	
Cu機	Cu-A 機	相 数	3	銅製 8φ×5本 ×4極	銅製 25×6t	なし					
		極 数	4								
	Cu-B 機	電 圧	200V		銅製 33×5t	銅製 10φ×2本 ×4極					
		周 波 数	60Hz								
Br機	Br-A 機	出 力	3.7kW	黄銅製 8φ×5本 ×4極	黄銅製 25×6t	なし					
		電機子電流	13.5A								
		界磁電流	2.3A								
		回 転 数	1800r.p.m.								
	Br-B 機	鉄心外径	360φ	黄銅製 33×5t	黄銅製 10φ×2本 ×4極						
		鉄心内径	270φ								
		鉄心長さ	60mm								
		スロット数	54								
So機 (塊状磁極)		ギャップ長さ	2mm	なし	なし	なし					
		巻線接続	星形								

第1表より明らかなようにSo機（以下、試作機を第1表のように略記する）を除けば制動巻線部の構造が異なるのみである。

次に、非同期始動時の諸特性算定に必要な定数の一覧を第2表に示す。以下、諸特性算定は文献2)及び5)に従って行なったが、本論文の理解に特に必要な理論式及び定数の物理的意味等は付録に示しておいたので参照されたい。

定数決定は文献5)に従って行なったが、電機子巻線と単相界磁巻線との間の漏れリアクタンスの決定については文献6)に従った。文献6)に述べられてる漏れリアクタンスの決定法では、突極機においてポーシェーの三角形から得られる値より少なめの値となるが、文献7)にも利用され実用上妥当な方法と考えられるので今回採用したものである。また、実測時の電機子電流に対する漏れリアクタンスの飽和の影響も考慮して制動巻線回路の

第2表 試作機の定数

Table 2. Constants of the motor under test.

定数	機種	Cu-A機	Cu-B機	Br-A機	Br-B機
R_{S1}	(Ω)	0.491		0.491	
X_{S1}	(Ω)	7.06		7.20	
X_{D1}	(Ω)	2.03		1.61	
R_{S2}	(Ω)	0.980	0.790	1.79	1.76
R_{D2}	(Ω)	-0.086	-0.373	-0.373	-0.480
X_{S2}	(Ω)	8.62	9.66	7.42	7.98
X_{D2}	(Ω)	-2.56	-3.60	-1.54	-2.11
R_{d3}	(Ω)	14.6		15.2	
X_{d3}	($k\Omega$)	1.79		1.81	
X_{m12}	(Ω)	6.31	6.85	6.12	6.54
X_{m13}	(Ω)	78.3		76.9	
X_{m23}	(Ω)	64.5	69.9	62.4	67.4

定数を算定したので Cu-A 機及び Cu-B 機の定数は前回^{1)~2)}と若干異なっている。

なお、So 機については複雑に分布する塊状磁極のうず電流回路を1組の直軸及び横軸制動巻線で代表させることは無理であるのでここでの理論的検討は省略するが、その一部は報告済みである^{3)~5)}。

3. 非同期始動時の電流及びトルク特性

<3.1>電流特性

試作機の非同期始動特性の実測は125Vで行ない、定格電圧に換算した。負荷として交流整流子動力計を用い、次の四つの場合について行なったものである。

- (1) 界磁回路を開放して始動した場合
略記号 ケース No. 1, ($R_{dis}/R_f=\infty$)
- (2) 界磁回路に界磁巻線の抵抗の10倍の放電抵抗をそう入して始動した場合

略記号 ケース No. 2, ($R_{dis}/R_f=10$)

- (3) 同、5倍の放電抵抗をそう入して始動した場合

略記号 ケース No. 3, ($R_{dis}/R_f=5$)

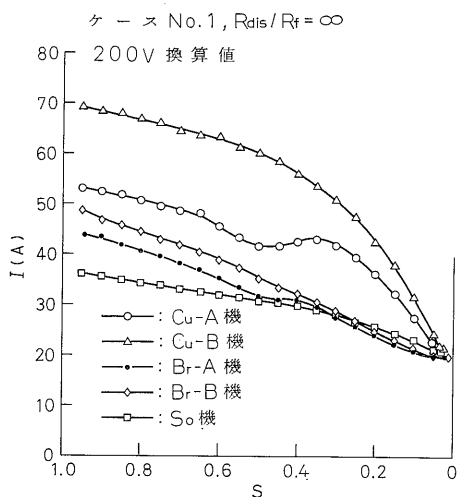
- (4) 界磁巻線を短絡して始動した場合

略記号 ケース No. 4, ($R_{dis}/R_f=0$)

ただし、記号 R_{dis} は界磁巻線にそう入した放電抵抗を、 R_f は界磁巻線の抵抗を示す (第2表の R_{d3} は R_f を75°Cに換算したものである)。

第1図及び第2図はそれぞれ“ケース No. 1”及び“ケース No. 3”のすべりに対する電流特性の比較である。

Br 機はいずれも Cu 機よりも電流が著しく少なく、Br-A 機と Br-B 機との差異は Cu-A 機と Cu-B 機との差異の特徴をそのまま残しているが、その差異は比較的



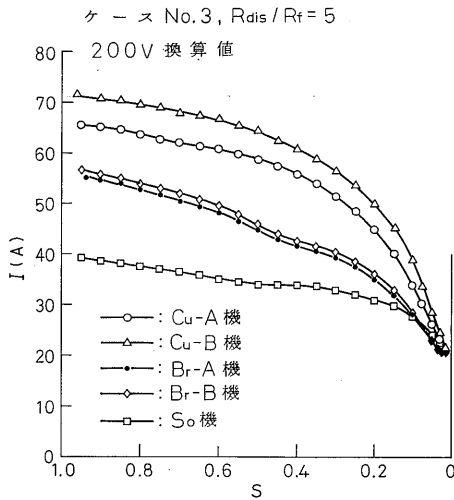
第1図 電機子電流実測値の比較 (ケースNo. 1)

Fig. 1 Comparison of measured armature current values. (Case No. 1)

少ない値となっている。また、界磁に放電抵抗をそう入して始動する場合は開放の場合よりかなり電流が増大することもCu機と同じ傾向である。So 機は回転子インピーダンスが高く、従って電流が最も少ないとはいえ、後述のトルク特性の悪化の割にはなお多いのが問題である。

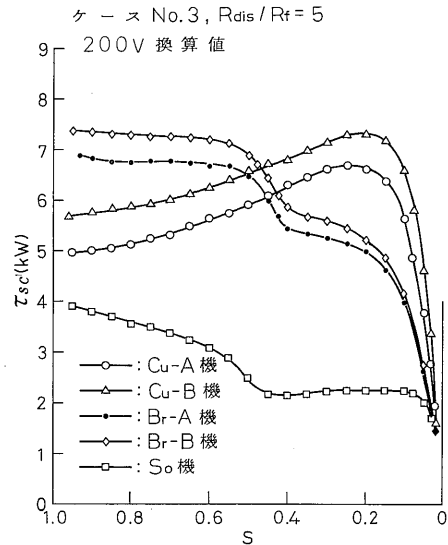
<3.2>非振動性トルク特性¹⁰⁾

第3図及び第4図はそれぞれ“ケースNo. 1”及び“ケース No. 3”のすべりに対する非振動性トルク特性の比



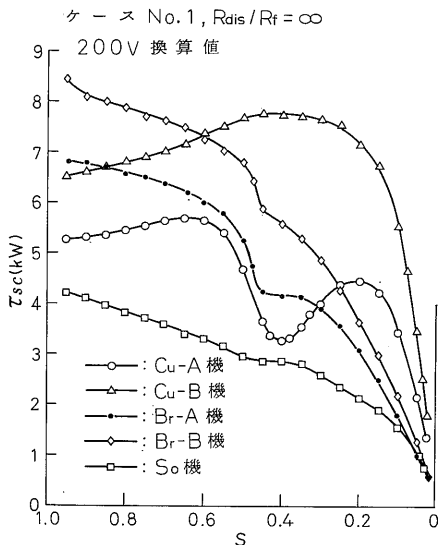
第2図 電機子電流実測値の比較(ケース No. 3)

Fig. 2 Comparison of measured armature current values. (Case No. 3)



第4図 非振動性トルク実測値の比較(ケースNo. 3)

Fig. 4 Comparison of measured non-vibrating (constant) torque values. (Case No. 3)



第3図 非振動性トルク実測値の比較(ケース No. 1)

Fig. 3 Comparison of measured non-vibrating (constant) torque values. (Case No. 1)

較を示したものである。

Br 機の始動トルクはいずれのケースにおいても Cu 機より大きいが、すべりの減少とともにトルクが少なくなり同期引込み特性の悪化を招くことはさけられない。極間導体棒の効果は Br-A 機と Br-B 機とを比較すれば明白であるが、Cu 機の場合より改善の割合が少ないこと

が確かめられた。しかしながら、“ケースNo. 2”あるいは“ケースNo. 3”の状態で始動する場合は始動電流が少なく、始動トルクは大きいので用途により実用上のメリットは十分ある。

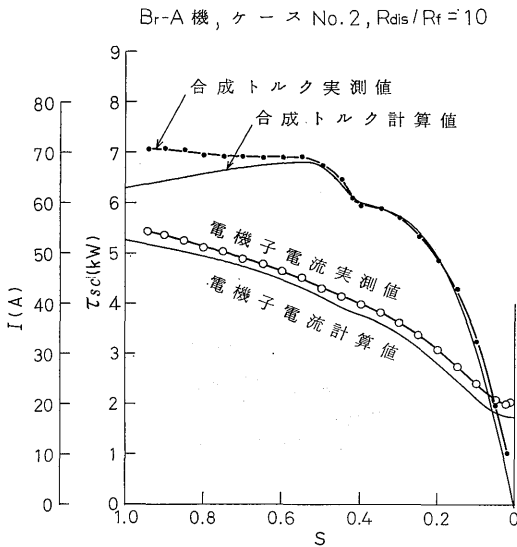
なお、So 機は大きな慣性モーメントを有し、始動に長時間要する場合に使用されるが、同一寸法の制動巻線付同期機に比較してトルク特性の著しい悪化は免れないし、後述するように同期引込みにも著しい支障があるので注意を要する。

<3.3>振動性トルク特性

文献 2) で述べたように、非同期始動時の合成振動性トルクはすべり周波数の 2 倍の振動周波数をもつが、その振幅は極間に導体棒をそう入した Cu-B 機の方が Cu-A 機よりいずれのケースにおいてもほぼすべりの全域で少なくなる。この傾向は定数決定の一部を新しい方法で行なって求めた第 2 表の定数を用いて計算してもほぼ同じである。(第 2 表の Cu 機の定数を用いた場合、第 1 図から第 4 図に示した実測値とよい一致が得られることは確認してある。)

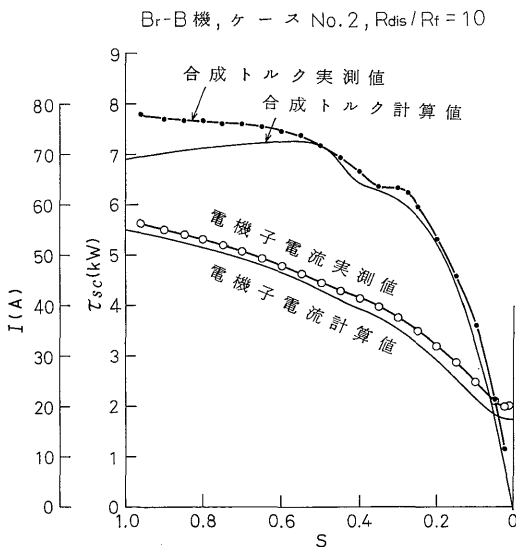
第 5 図及び第 6 図はそれぞれ Br-A 機と Br-B 機について実測値と第 2 表の定数を用いた計算値との比較を示した例である。(計算式については付録参照)

電流及び非振動性トルク特性ともに実測値とよい一致が得られている。もちろん、ここで省略した他のケースについてもほぼ実測値と一致しており、以下第 2 表の定



第5図 電流及び非振動性トルクの実測値と計算値との比較

Fig. 5 Comparison of the measured and calculated values of the current and non-vibrating torque.

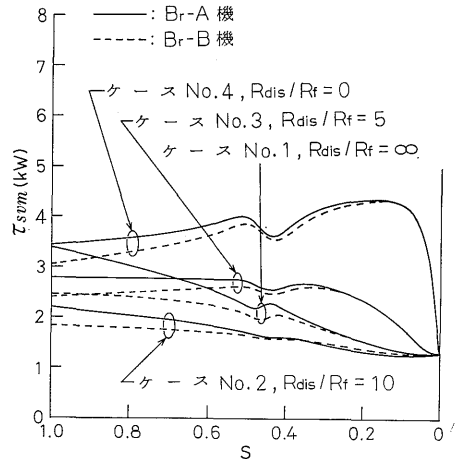


第6図 電流及び非振動性トルクの実測値と計算値との比較

Fig. 6 Comparison of the measured and calculated values of the current and non-vibrating torque

数を用いて Br 機の振動性トルク特性の検討を進める。

第7図は Br-A 機と Br-B 機のすべりに対する合成振動性トルクの振幅の計算値を比較したものである。(計算式については付録参照)



第7図 合成振動性トルクの振幅の比較

Fig. 7 Comparison of the amplitudes of resultant vibrating torque.

いずれのケースについても極間導体棒をそう入してその振幅をすべりの全域にわたり小さくすることができるが、Cu 機の場合²⁾よりは極間導体棒の効果の少ないことが確かめられた。Cu 機とBr機との振動性トルクの振幅の大小は、導体棒の有無、放電抵抗の値あるいはすべりによって変化するのでその特徴は一概にはつかめない。しかしながら、いずれにせよその振幅が非振動性トルクの値より大きくなる場合はほとんどなく、特に実用上重要な“ケースNo. 2”あるいは“ケース No. 3”においては非振動性トルクの値よりかなり小さいので実用上問題になることは少ないと思われる。

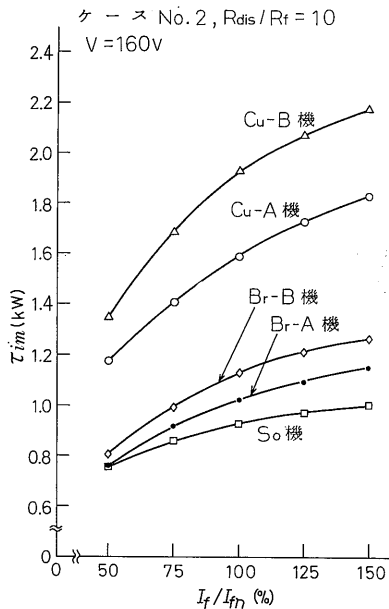
4. 同期引込み特性^{11)~12)}

既に発表した文献 4) に従って同期引込み特性の実測を行なった。

第8図は“ケースNo. 2”の状態から同期に引込ませる場合の最大引入れトルク τ_{im} の比較を示したものである。

実測は160Vで行なったものであり、 τ_{im} の値には電動機自体の機械損に相当するものも含ませてある。また、励磁電流 I_f は定格励磁電流 I_{fn} (実測の結果、So 機は第1表の設計値と同じ値で 2.30A, Cu 機及び Br 機は 2.38A であった) との比で表わしてある。

Br機についても I_f/I_{fn} の増大による τ_{im} の特徴は Cu



第8図 最大引入れトルクの比較 (ケース No. 2)
 Fig. 8 Comparison of the maximum pull-in torques. (Case No. 2)

機と同じ傾向を持っていることが理解できる。

第3表は各機の最大引入れトルクの値とCu-A機を基準とした場合の比を示したものである。“ケース No. 1”においてはBr-A機及びSo機は $I_f/I_{fn}=50\%$ のとき、電動機と負荷の動力計の機械損に打ち勝てず同期引込みが不可能であった。また、“ケースNo.4”においてはBr機及びSo機ともに同期速度付近でトルクの陥没があり、これ以上加速しないので I_f/I_{fn} の値いかにかわらず τ_{im} は同じ値である。

第3表から明らかなように、Br-A機に対するBr-B機の最大引入れトルク比は I_f/I_{fn} の大きさによる多少のばらつきを無視すれば“ケース No. 1”においては120%前後、“ケースNo. 2”においては110%前後、“ケース No. 3”においては106%前後、“ケース No. 4”においては102%前後である。従って、いずれのケースにおいても極間導体棒の効果は明白である。一般には“ケース No. 2”あるいは“ケース No. 3”の状態で始動するケースが多いので、単に極間導体棒をそう入するのみで6%~10%程度の負荷を増大しても同期に引込ませることが可能であると結論づけられる。しかしながら、Cu-A機に対するCu-B機の改善率に比較すればBr-A機に対

第3表 最大引入れトルクの比較 ($V=160V$)
 Table 3. Comparison of the maximum pull-in torques. ($V=160V$)

$\tau_{im}(kW)$		Cu機		Br機		So機
$I_f/I_{fn}(\%)$		Cu-A機	Cu-B機	Br-A機	Br-B機	
ケース No. 1	50	0.96(100)	1.22(127)	—	0.54(57)	—
	75	1.15(100)	1.46(128)	0.54(47)	0.66(58)	0.59(51)
	100	1.26(100)	1.66(132)	0.60(48)	0.73(58)	0.65(51)
	125	1.36(100)	1.81(133)	0.66(49)	0.79(58)	0.69(51)
	150	1.41(100)	1.89(134)	0.69(49)	0.82(58)	0.70(50)
ケース No. 2	50	1.18(100)	1.35(115)	0.76(64)	0.81(69)	0.76(64)
	75	1.41(100)	1.69(120)	0.92(65)	0.99(71)	0.86(61)
	100	1.59(100)	1.93(122)	1.02(64)	1.14(71)	0.93(58)
	125	1.73(100)	2.08(120)	1.10(63)	1.22(70)	0.97(56)
	150	1.83(100)	2.18(119)	1.15(63)	1.27(69)	1.00(55)
ケース No. 3	50	1.30(100)	1.47(113)	0.92(70)	0.97(75)	0.90(70)
	75	1.60(100)	1.87(117)	1.14(71)	1.20(75)	1.03(64)
	100	1.83(100)	2.13(116)	1.28(70)	1.37(74)	1.08(59)
	125	1.99(100)	2.28(115)	1.40(71)	1.47(74)	1.15(58)
	150	2.08(100)	2.38(114)	1.47(71)	1.55(74)	1.18(57)
ケース No. 4	50	1.82(100)	1.92(106)	1.60(88)	1.64(90)	0.84(46)
	75	2.28(100)	2.41(105)	1.60(70)	1.64(72)	0.84(37)
	100	2.40(100)	2.53(106)	1.60(67)	1.64(68)	0.84(35)
	125	2.43(100)	2.58(106)	1.60(66)	1.64(68)	0.84(35)
	150	2.45(100)	2.59(106)	1.60(65)	1.64(67)	0.84(34)

する Br-B 機のそれはほぼ半減している。

なお、Cu 機及び Br 機ともに“ケース No. 4”における τ_{im} が最も大きい、So 機においては“ケース No. 3”における値が大きいので、同期引込み時には注意を要する。

また、例えば第 3 表より $I_f/I_{fn}=100\%$ のときの“ケース No. 1”に対する“ケース No. 3”における τ_{im} を比較すれば、Cu-A 機が 1.45 倍、Cu-B 機が 1.28 倍、Br-A 機が 2.13 倍、Br-B 機が 1.88 倍 及び So 機が 1.66 倍である。従って、Cu-B 機は最も界磁回路の影響が少なく、制動巻線回路自体の制動効果が最も大きいと言える。

5. 極間導体棒を有する同期機の特徴

<5.1>極間導体棒のそう入による物理的效果^{1,8)}

始動トルクを増大するためには制動巻線回路のインピ

ーダンスを少なくすること、同期引込み特性あるいは過渡特性の改善にはその抵抗分を少なくすることが肝要であるが、制動巻線の本数あるいは断面積を増大した場合、二次回路の電氣的不平衡も増大し、始動特性に好ましくないことはもとより、主磁束の通路を狭めることにもなり定常特性は悪化せざるを得ない。

極間導体棒のそう入により、定常特性を悪化させずこれらの特性改善をさせようとするのが本研究の意義であり、極間導体棒のそう入による物理的效果を第 4 表にまとめて示した。

第 4 表より明らかなように、極間に導体棒をそう入することによる直軸拘束インピーダンスの減少、結合係数の増大は著しく、これが一次と二次との関係を密にし、制動巻線効果を増大させることになり、また同時に直軸及び横軸の電氣的不平衡を少なくすることができる。特

第 4 表 極間導体棒のそう入による物理的效果

Table 4. Physical effects of insertion of the conductor bars between poles.

供 試 機		Cu機		Br機	
項 目	特 徴	Cu-A機	Cu-B機	Br-A機	Br-B機
直軸拘束インピーダンス (Ω)	減 少	6.06 ⇒ 3.44		6.81 ⇒ 5.48	
二次直軸抵抗(一次換算値) (Ω)	減 少	0.89 ⇒ 0.42		1.42 ⇒ 1.28	
一次・二次間直軸漏れリアクタンス (Ω)	減 少	0.91 ⇒ 0.47		0.88 ⇒ 0.54	
横軸拘束インピーダンス (Ω)	ほぼ不変	3.43 ↔ 3.43		4.37 ↔ 4.16	
二次横軸抵抗(一次換算値) (Ω)	若干の減少	0.32 ⇒ 0.29		0.90 ⇒ 0.83	
一次・二次間横軸漏れリアクタンス (Ω)	ほぼ下変	0.53 ↔ 0.54		0.51 ↔ 0.48	
二次・三次間漏れリアクタンス (Ω)	減 少	180 ⇒ 92		260 ⇒ 140	
一次・二次間直軸結合係数(%)	増 大	85.0 ⇒ 92.3		85.0 ⇒ 90.9	
一次・二次間横軸結合係数(%)	ほぼ不変	84.2 ↔ 83.9		86.5 ↔ 87.1	
一次・三次間結合係数 (%)	不 変	86.7 ↔ 86.7		86.0 ↔ 86.0	
二次・三次間結合係数 (%)	増 大	87.6 ⇒ 94.8		85.5 ⇒ 92.3	
備 考	一次，二次及び三次はそれぞれ電機子巻線，制動巻線及び界磁巻線を示す。				

に、Cu 機（低抵抗かご形機）においては一次に換算した二次抵抗の減少割合が大きく、単に始動特性のみでなく、同期引込み特性の改善率が高いのである。

<5.2>極間導体棒のそう入による特性改善効果

現在までに明確になった極間導体棒をそう入した同期機の特長(特性改善効果)を概述すれば次のようになる。

(1) 非同期始動時の非振動性トルクの増大

放電抵抗の値の大きい程、二次回路の影響が大きいので改善効果は顕著であり、また低抵抗かご形機の方が高

抵抗かご形機より顕著である。

(2) 振動性トルクの振幅の減少

放電抵抗の値あるいはすべりによってその割合は異なるが低抵抗かご形機の方が顕著である。

(3) 始動時の界磁巻線誘導電圧の抑制

始動時の界磁巻線誘導電圧は第 5 表のようであり、特に低抵抗かご形機においては著しく抑制されるので界磁巻線の保護に対する考慮は少なくて済む。

(4) 最大引入れトルクの増大

第5表 始動時の界磁巻線誘導電圧
Table 5. Field induced voltage at standstill.
単位 V

機 種	誘導電圧	機 種	誘導電圧
Cu-A機	1370	Cu-B機	530
Br-A機	1410	Br-B機	1090
So機	760		
備 考	定格電圧への換算値 回転子位置による平均値		

始動時の放電抵抗の値により, その割合は異なり, 前述の(1)と同様な傾向をもつ。

(5) 制動効果の増大 (安定度の改善)

等価二次抵抗の減少により制動効果が増大するので動揺時の安定度が改善される。また, 電源に含まれる高調波の影響等も抑制される。(過減安定度の改善効果については目下実験中であり, 定量的にも明確になり次第報告する予定である。)

なお, 極間導体棒のそう入による問題点としては非同期始動時に若干の電流の増大を伴うことであり, 短絡環の面積の増大あるいは電機子巻線の温度上昇に対する若干の配慮, また, 特に大形機や高速機などの電機子周辺速度の速い機械については極間導体棒の遠心力に対する配慮も必要となる。

遠心力に対しては極間導体棒を非磁性体の金具で支持するのが一般的と考えられるが, これによって通風が若干妨げられるので前述した電機子巻線等の温度上昇とも合せて冷却ファンの強化など設計段階における配慮が必要となる。

6. 結 言

本論文においては, 始動トルク又は始動電流等の要求により突極磁極頭部に高抵抗かご形巻線を施して製作される制動巻線付突極同期機の同期引込み時を含めた始動時の諸特性に及ぼす極間導体棒の効果を論じた。

その結果, 低抵抗かご形機の場合ほどではないが, 単に極間導体棒をそう入することにより, 上記諸特性の改善に役立つことが明確になり, 同時に従来不完全であった極間導体棒を有する同期機の特長も定性的かつ定量的に明確になった。また, 極間導体棒を有する同期機の設計に対する問題点も明らかにした。

同期機の始動方式あるいは励磁方式がどうあれ, 同期機自体の特性改善がなされることは本質的に重要なことであり, このような意味で本研究が何んらかの助けとなれば筆者らの望外の幸せである。

最後に本研究は中部工業大学教授・加藤邦弘博士のご

指導によってなされたものであることを明記し, 深甚なる感謝の意を表するとともに, 実験に協力された昭和47年度～51年度中部工業大学卒研究生諸君に感謝する次第である。また, 本研究に対して中部工業大学より特別研究費が与えられたことを付記し, 関係者各位に深く感謝するものである。

文 献

- 1) 加藤, 坪井: 電気学会雑誌, Vol. 91, No. 4 p. 691, (昭46—4)
- 2) 加藤, 坪井: 電気学会論文誌, Vol. 92-B, No. 9, p. 515, (昭47—9)
- 3) 加藤, 坪井: 中部工業大学紀要, 7巻, p. 27, (昭46—12)
- 4) 加藤, 坪井: 電気学会論文誌, Vol. 93-B, No. 5, p. 183, (昭48—5)
- 5) 加藤, 坪井: 電気学会雑誌, Vol. 91, No. 4, p. 681, (昭46—4)
- 6) 電気学会同期機専門委員会: 電気学会技術報告, (Ⅱ部) 第18号, p. 35, (昭47—9)
- 7) 野中, 牟田, 他: 九州大学集報, Vol. 44, No. 4, p. 543, (昭46—8)
- 8) 加藤, 坪井, 中村: 昭和52年電気学会全国大会, No. 817, p. 1040, (昭52—7)
- 9) 加藤, 坪井, 中村: 昭和52年電気学会東海支部連大, No. 134, (昭52—9)
- 10) 加藤, 坪井, 中村: 昭和50年電気学会東海支部連大, p. 101, (昭50—10)
- 11) 加藤, 坪井, 中村: 昭和49年電気学会東海支部連大, 3p-B-4, p. 37, (昭49—10)
- 12) 加藤, 坪井, 中村: 昭和51年電気学会全国大会, No. 595, p. 739, (昭51—4)
- 13) 坪井, 中村, 水野, 加藤: 昭和52年電気学会東海支部連大, No. 133, (昭52—9)
- 14) 加藤: 電気学会誌, Vol. 73, p. 1380, (昭28—12)
- 15) 矢野: 電気学会誌, Vol. 83, p. 525, (昭38—4)

付 録

非同期始動時における特性算定式

電機子に正相電圧のみが加えられた制動巻線付突極同期電動機が任意のすべりで運転しているとき, 文献14)より対称軸上で(付1)式が成立する⁹⁾。

ここで,

R_{S1} : 電機子巻線の抵抗

X_{S1}, X_{D1} : 電機子巻線の自己リアクタンス

R_{D2}, R_{D2} : 制動巻線の抵抗

X_{S2}, X_{D2} : 制動巻線の自己リアクタンス

R_{d3} : 界磁巻線の抵抗 (放電抵抗をそう入する場合はその値を加えたもの)

X_{d3} : 界磁巻線の自己リアクタンス

X_{m12} : 電機子巻線と制動巻線との相互リアクタンス

X_{m23} : 制動巻線と界磁巻線との相互リアクタンス

$$\begin{array}{c}
 \begin{array}{c} 1f \\ 1b \\ 2f \\ 2b \\ 3d \end{array} \begin{array}{c} \frac{1}{2} V_{1fm} \\ \\ \\ \\ \end{array} \\
 = \begin{array}{c} 1f \\ 1b \\ 2f \\ 2b \\ 3d \end{array} \begin{array}{ccc}
 \begin{array}{c} 1f \\ 1b \\ 2f \\ 2b \\ 3d \end{array} & \begin{array}{c} 1b \\ 2f \\ 2b \\ 3d \end{array} & \begin{array}{c} 2f \\ 2f \\ 2f \\ 2f \\ 2f \end{array} \\
 \begin{array}{c} R_{S1} + jX_{S1} \\ j(2s-1)X_{D1} \\ jsX_{m12} \\ jsX_{m12} \\ jsX_{m13} \end{array} & \begin{array}{c} jX_{D1} \\ R_{S1} + j(2s-1)X_{S1} \\ \\ jsX_{m12} \\ jsX_{m13} \end{array} & \begin{array}{c} jX_{m12} \\ R_{S2} + jsX_{S2} \\ R_{D2} + jsX_{D2} \\ R_{D2} + jsX_{D2} \\ jsX_{m23} \end{array}
 \end{array} \\
 \begin{array}{c} 2b \\ 3d \end{array} \begin{array}{c} \\ \\ \\ \\ \end{array}
 \end{array}$$

$$\begin{array}{c}
 * \begin{array}{c} \\ j(2s-1)X_{m12} \\ R_{D2} + jsX_{D2} \\ R_{S2} + jsX_{S2} \\ jsX_{m23} \end{array} \begin{array}{c} jX_{m13} \\ j(2s-1)X_{m13} \\ jsX_{m23} \\ jsX_{m23} \\ R_{D3} + jsX_{D3} \end{array} \\
 \begin{array}{c} 1f \\ 1b \\ 2f \\ 2b \\ 3d \end{array} \begin{array}{c} \frac{1}{2} \dot{I}_1^{fm} \\ \frac{1}{2} \dot{I}_{2s-1}^{bm} \\ \frac{1}{2} \dot{I}_s^{2fm} \\ \frac{1}{2} \dot{I}_s^{2bm} \\ \frac{1}{2} \dot{I}_s^{3dm} \end{array} \dots\dots (\text{付1})
 \end{array}$$

X_{m13} : 電機子巻線と界磁巻線との相互リアクタンス
であり、いずれも対称軸上で定義されたものである。

また、実際の線間電圧の実効値を V とすれば

$$\frac{1}{2} V_{1fm} = V / \sqrt{2} \dots\dots\dots (\text{付2})$$

付第1表 電機子正相供給電圧によるトルク
app. Table 1. Torques under positive-phase armature service voltage.

	トルクの式	トルクの種類
$\dot{t}_{s1}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_1^{fm*} \dot{I}_1^{fm*} jX_{D1} e^{-2j(s\omega t - \overline{\phi} - \phi_{1f})}$	第1振動性反動トルク
$\dot{t}_{s2}$	$-\frac{1}{2} \dot{I}_1^{fm*} \dot{I}_{2s-1}^{bm} jX_{D1}$	非同期性反動トルク
$\dot{t}_{s3}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_{2s-1}^{bm} \dot{I}_{2s-1}^{bm} jX_{D1} e^{2j(s\omega t - \overline{\phi} - \phi_{1f})}$	第1振動性反動トルク
$\dot{t}_{s4}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_1^{fm*} \dot{I}_s^{2fm} jX_{m12}$	非同期性相互トルク
$\dot{t}_{s5}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_1^{fm*} \dot{I}_s^{2bm*} jX_{m12} e^{-2j(s\omega t - \overline{\phi} - \phi_{1f})}$	第2振動性相互トルク
$\dot{t}_{s6}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_{2s-1}^{bm} \dot{I}_s^{2fm} jX_{m12} e^{2j(s\omega t - \overline{\phi} - \phi_{1f})}$	第2振動性相互トルク
$\dot{t}_{s7}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_{2s-1}^{bm} \dot{I}_s^{2bm*} jX_{m12}$	非同期性相互トルク
$\dot{t}_{s8}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_1^{fm*} \dot{I}_s^{3dm} jX_{m13}$	非同期性相互トルク
$\dot{t}_{s9}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_1^{fm*} \dot{I}_s^{3dm*} jX_{m13} e^{-2j(s\omega t - \overline{\phi} - \phi_{1f})}$	第2振動性相互トルク
$\dot{t}_{s10}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_{2s-1}^{bm} \dot{I}_s^{3dm} jX_{m13} e^{2j(s\omega t - \overline{\phi} - \phi_{1f})}$	第2振動性相互トルク
$\dot{t}_{s11}$	$-\frac{1}{4} \dot{I}_{2s-1}^{bm} \dot{I}_s^{3dm*} jX_{m13}$	非同期性相互トルク
備 考	$\dot{t}_{s1}$ 及び $\dot{t}_{s3}$ は同期速度において同期性反動トルクとなる。	

となり, すべり s が 1 又は 0 でないときの実際の電機子電流実効値は

$$I = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sqrt{\left| \frac{1}{2} \dot{i}_1^{fm} \right|^2 + \left| \frac{1}{2} \dot{i}_{2s-1}^{bm} \right|^2} \quad (\text{付3})$$

なる関係がある。⁵⁾

次に, 電子正相供給電圧によるトルクは

$$\tau_s = (\dot{i}_{s1} + \dot{i}_{s1}^*) + (\dot{i}_{s2} + \dot{i}_{s2}^*) + \dots + (\dot{i}_{s11} + \dot{i}_{s11}^*) \dots \quad (\text{付4})$$

で表わされ, それぞれの成分は付第1表のようである。

このうち, 合成非振動性トルクは5成分からなり,

$$\tau_{sc} = (\dot{i}_{s2} + \dot{i}_{s2}^*) + (\dot{i}_{s4} + \dot{i}_{s4}^*) + (\dot{i}_{s7} + \dot{i}_{s7}^*) + (\dot{i}_{s8} + \dot{i}_{s8}^*) + (\dot{i}_{s11} + \dot{i}_{s11}^*) \dots \quad (\text{付5})$$

となる。

次に振動性トルクについては, 例えば

$$\dot{i}_{s1} = (\tau_{sR1} + j\tau_{sI1}) e^{-2j(s\omega t - \phi - \phi_{1f})} \dots \quad (\text{付6})$$

のように指数部以外を実部, 虚部に分け, 位相の違いを考慮すればその合成振動性トルクの振幅は

$$\tau_{sum} = 2\sqrt{\tau_{sR0}^2 + \tau_{sI0}^2} \dots \quad (\text{付7})$$

で表わされる²⁾。

ただし,

$$\left. \begin{aligned} \tau_{sR0} &= \tau_{sR1} + \tau_{sR3} + \tau_{sR5} + \tau_{sR6} + \tau_{sR9} + \tau_{sR10} \\ \tau_{sI0} &= \tau_{sI1} - \tau_{sI3} + \tau_{sI5} - \tau_{sI6} + \tau_{sI9} - \tau_{sI10} \end{aligned} \right\} \quad (\text{付8})$$

もちろん, 合成振動性トルクは角周波数 $2s\omega$ で振動する。

従って, 文献5) 及び15) を参考して定数を定め, (付1)式より非同期始動時の対称軸上での電流を求めれば, (付3)式より電機子電流が, (付5)式より合成非振動性トルクが, (付7)式より合成振動性トルクの振幅が計算できる。