

自励式電力変換器を用いた交流電気鉄道の
三相不平衡補償に関する研究

平成 27 年 9 月

兎 東 哲 夫

「自励式電力変換器を用いた交流電気鉄道の三相不平衡補償に関する研究」

目 次

1	緒論	4
1.1	交流電気鉄道の電力供給システム	4
1.2	交流電気鉄道の課題	4
1.3	本研究の目的と意義	5
1.4	本研究の概要	5
2	交流電気鉄道が電源系統に与える影響	7
2.1	はじめに	7
2.2	電気鉄道の歴史	7
2.3	単相交流き電方式	9
2.3.1	単相交流き電方式の歴史	9
2.3.2	商用周波単相交流き電方式の概要	9
2.3.3	電車線電圧	12
2.3.4	方面別異相き電方式と上下線別異相き電方式	12
2.3.5	ATき電方式	12
2.3.6	単相交流き電方式の特徴	14
2.3.7	三相不平衡問題	14
2.3.8	三相不平衡の定式化	16
2.4	交流き電負荷としての車両	19
2.4.1	タップ制御車・抵抗制御車	19
2.4.2	サイリスタ位相制御車	19
2.4.3	PWM制御車(自励変換式車両)	19
2.5	交流電気車の種類と高調波の発生	21
2.5.1	タップ制御車	21
2.5.2	サイリスタ制御車	21
2.5.3	自励変換式車両	22
2.5.4	変電所における低次高調波の含有率	22
2.6	交流き電回路の高調波対策	22
2.6.1	対策の特質	22
2.6.2	低次高調波対策	23
2.6.3	高次高調波の共振抑制対策	24
2.6.4	高調波抑制対策ガイドライン	25
2.6.5	交流電鉄変電所における対策	27
2.7	まとめ	28
3	三相二相変換時の電源系統と交流き電鉄道の協調	29
3.1	はじめに	29

3.2	き電用変圧器による三相二相変換	29
3.3	き電側電力融通方式電力補償装置	30
3.3.1	自励式電力変換器の原理	30
3.3.2	各種補償装置とその比較	30
3.3.3	電圧変動補償装置 RPC の提案	32
3.3.4	電圧変動とその規制条件	33
3.3.5	RPC の構成と動作原理	35
3.3.6	三相電圧変動補償の原理	36
3.3.7	高調波補償の原理	37
3.3.8	き電末端電圧降下の補償	38
3.3.9	RPC き電末端での電力融通	40
3.3.10	RPC と三相 STATCOM の比較	40
3.4	ミニモデルを用いた検証	40
3.4.1	RPC 模擬装置の概要	40
3.4.2	三相電圧平衡化補償試験	42
3.4.3	試験結果の評価	45
3.4.4	き電末端電圧補償試験	47
3.4.5	原理検証のまとめ	48
3.5	実設備への適用	49
3.5.1	機器容量の算定	49
3.5.2	実使用機器の詳細	54
3.5.3	フィールド試験結果	60
3.6	まとめ	66
4	三相単相変換時の電源系統と交流き電鉄道の協調	67
4.1	はじめに	67
4.2	スコット結線変圧器と単相負荷	67
4.2.1	き電用変圧器	67
4.2.2	三相電流の平衡条件	67
4.3	不等辺スコット結線変圧器による単相変換	68
4.4	不平衡補償単相き電装置の補償原理	69
4.4.1	自励式無効電力補償装置を用いた電力系統安定化	69
4.4.2	不平衡補償原理	69
4.5	各種負荷に対する不平衡補償	71
4.5.1	自励変換式車両の補償	71
4.5.2	他励式サイリスタ位相制御車両の補償	72
4.5.3	不平衡補償単相き電装置の補償効果	74
4.5.4	電圧変動の計算	74
4.5.5	装置容量の検討	79

4.6	不平衡補償单相き電装置の試作	80
4.6.1	模擬装置の概要	80
4.6.2	制御方式	82
4.6.3	模擬装置の試験結果	83
4.6.4	各部の電圧・電流波形	83
4.6.5	平衡化試験結果	85
4.6.6	突流への対応	91
4.7	SFC の実用化	92
4.8	まとめ	92
5	結論	94
5.1	本研究で得られた成果	94
5.2	今後の課題	94
6	謝辞	95
7	参考文献	96
8	業績論文	100

「自励式電力変換器を用いた交流電気鉄道の三相不平衡補償に関する研究」

1 緒論

1.1 交流電気鉄道の電力供給システム

本論文は、電気鉄道における商用周波単相交流き電方式を研究対象としている。

商用周波単相交流き電方式とは、鉄車輪・鉄レールの鉄道において、沿線に配置されたき電用変電所から電車線(架線)に供給される(き電される)特別高圧で商用周波数(東日本では 50Hz, 西日本では 60Hz)の単相交流電源をパンタグラフで集電して駆動動力として利用する電気車への電力供給方式である。

日本では 1957 年の日本国有鉄道(国鉄)仙山線から実用化され、大電力供給に適した方法として 1964 年開業の東海道新幹線で全面的に採用されて現在に至っている。世界の鉄道においては、き電距離の半分以上が商用周波単相交流き電方式となっており、世界の鉄道輸送の根幹的技術である⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾。

1.2 交流電気鉄道の課題

交流電気鉄道は新幹線等の高速鉄道をはじめとして世界中で広範に利用されているが、技術的観点からは依然として以下の問題を持つ。

1) 三相不平衡

交流電気鉄道は、三相電力系統から受電した電力を単相電力に変換して車両負荷に供給している。新幹線電車のような大容量車両負荷をき電する場合、単相負荷が三相電力系統に電圧不平衡及び電圧変動を引き起こす。

2) 車両力率

商用周波を用いる交流電気車両は、架線から受け取った単相交流電力を、車上において直流に整流してから車両駆動に用いている。日本で交流電気鉄道が実用化された 1950 年代から 1990 年代までの交流電気車両は、変圧器タップ制御ダイオード整流またはサイリスタ位相制御整流式であり、単相交流側の力率が遅れ 0.7~0.8 程度と低かった。そのため、変電所から車両までの距離が長い場合には、電車線路のリアクタンス分と無効電力によって車両パンタ点の架線電圧が降下する問題があった。また、単相負荷の力率が低い場合、三相電力系統での電圧不平衡・電圧変動問題がさらに大きくなっていた。

これに対して 1990 年代に実用化された、GTO サイリスタ(Gate Turn-Off Thyristor, 以下 GTO と略記する)や絶縁ゲート型バイポーラトランジスタ(Insulated Gate Bipolar Transistor, 同 IGBT)といった自励式半導体素子を用いた自励変換式車両では、車両パンタ点力率を任意に制御可能である。この力率制御によって、電車線路の電圧降下は抑制可能となった。

3) 回路共振

電車線路は電車線(架線)・き電線・レール・AT 保護線等の複数の電線上で構成されており、電車線路は、大地・線路間及び各線条間に浮遊静電容量をもっている。したがって、き電回路は電車線路の浮遊静電容量とき電用変電所からき電回

路末端までの距離に基づくキャパシタンス分と、変電所なき電用変圧器及び三相電源網が持つインダクタンス分及び各線条の抵抗分からなる、分布定数回路である。

負荷車両はそれぞれ整流時に固有の高調波電圧及び電流を発生することから、分布定数回路であるき電回路の共振周波数との相互関係によっては、回路全体が共振する場合がある⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

4) 誘導障害

交流電気鉄道では、電車線から集電した電力は、車両が使用後にレールを帰線の一部として用いながら変電所に返還する。レールはまくらぎ・スラブ・道床及び構造部を介しながら大地上に敷設されているため、大地と完全に絶縁されておらず、帰線電流は大地に対して漏れ出している。また電車線はレール上の一定の高さ(新幹線では 5000mm を標準)に敷設されているため、電車線を通る電流とレールを通る電流との相互誘導作用が発生し、レールには誘導電流が流れ、残りが大地に流れる電流となる。

したがって、交流電気鉄道においては、線路に並行する導電物に対して電磁誘導作用及び静電誘導作用が働く。電源周波数(商用周波)に対しては、導電物に対して地電圧が発生し、高調波成分に対しては、並行通信線の音声周波数帯に雑音電流が誘起される。これらの問題への対応として、BT(Booster Transformer: 吸上変圧器)き電方式、AT(Auto Transformer: 単巻変圧器)き電方式及び同軸ケーブルき電方式が実用化されており、レールを通る帰線電流をできる限りき電線に吸い上げている。

1.3 本研究の目的と意義

本研究では、特に新幹線のような大容量車両負荷が単相であるために、三相電力系統に引き起こす電圧不平衡問題を主な課題としている。2013 年以降、日本の新幹線電車はすべて自励変換式車両であるが、在来線にはそれ以前の車両が多数用いられている。そのため、本研究では、自励変換式車と力率が 1.0 とならない車両についても、その研究対象とした。

また、本研究では、き電回路共振問題については原理解明まで踏み込まず、三相不平衡対策の余力として、可能な場合に高調波対策を施す方法について検討し、実用化した。

一方、本研究では、主にき電用変電所において発生する三相電力系統に引き起こす電圧不平衡問題を主な課題としているため、誘導障害問題についてはその対象範囲外とした。

1.4 本研究の概要

本研究は、本章を含めて 6 章からなる。

第 2 章では本論文が対象としている商用周波単相交流き電方式の概要と特徴を述べる。

第3章では、三相二相変換に伴う不平衡問題対策として自励式変換器を用いたRPC(Railway Static Power Conditioner)装置を提案し、ミニモデル検証を経て、フィールド試験、実用化に至った。新幹線のき電用変電所に設置したRPCが、規定値以内に三相受電電圧変動を抑制できることを確認した。また、高調波補償機能、き電電圧補償機能も所定の性能を満たしていた。

このように、今後、大きな電圧変動が予測される弱電源地域に新幹線を建設する場合には、変電所へのRPC設置が有効な電圧変動対策となり得ることを確認する。

第4章では、三相単相変換時の三相不平衡対策を検討した。すなわち、新幹線の車両基地においては配線が複雑なため、車両基地全体を同じ相でき電することが有利である。このため、三相電力を直接単相に変換してき電する装置として、不等辺スコット結線変圧器と自励式電力変換器を組み合わせ、斜辺の単相負荷を二相側で電力が等しい直角の成分に変換して、三相側の不平衡を補償する不平衡補償単相き電装置(SFC: Single Phase Static Power Conditioner)を提案した。

さらに、この装置について、理論解析及び模擬装置による検証試験を行い、次の結果を得た。

- (1) スコット結線変圧器の二相側において、自励変換式車両では負荷力率角が0程度であるため無効電力補償を行うことで、サイリスタ位相制御車両では、負荷力率角が $\pi/6$ 程度であるため、さらに有効電力を融通することで、三相側の不平衡を軽減するとともに、力率を1にすることができる。
- (2) 模擬装置による検証試験の結果、三相側電流が平衡化すること、電圧不平衡が軽減することなどが確認できた。
- (3) 本研究に基づき、北陸新幹線長野車両基地変電所においてSFCが実用化され、所定の性能を確認した。

第5章では、本研究で得られた成果を取りまとめた。

第2章

2 交流電気鉄道が電源系統に与える影響

2.1 はじめに

本章では、本論文が対象としている商用周波単相交流き電方式の概要と特徴を述べる。なお、電気鉄道に関する文献類では、用語として「交流電化方式」と「交流き電方式」が混用されている。本論文では「電化」とは既成の鉄道を電気鉄道に変換する工事を指し、「き電」とは新規・既成を問わず車両に電力を供給する方式を指すこととする。

また、交流き電方式の電源周波数は商用周波としての 50Hz、60Hz 以外にも、低周波と呼ばれるドイツ・スイス・スウェーデン等で用いられている 16.7Hz と、アメリカ合衆国北東回廊等で用いられている 25Hz があり、これらでは大容量列車負荷の高速運転も実施されている。この低周波を用いた交流き電方式では専用の単相低周波交流電源網を構築する必要があるため、ドイツ等の欧州では大容量の単相低周波交流発電機を多数運用している。また三相商用周波電源網から電力を得る場合には、接続点において三相商用周波から単相低周波への周波数変換装置等を備えて商用周波側に三相不平衡問題が発生しない方式を採用している。

一方、商用周波三相交流を直接車両に供給するき電方式も、日本国内のいわゆる新交通システムや欧州の山岳鉄道等で用いられている。しかし、これらの鉄道は 100km/h 程度以下の低速用で負荷電力が小さいだけでなく、常に三相平衡を保って電力消費するために、三相商用周波電源網との接続にあたって格別の問題は生じない。

本論文では商用周波単相交流き電方式と三相商用周波電源網との接続に際して発生する諸問題を主題としていることから、本論文全体を通じて単に「交流き電方式」と呼ぶ場合は、商用周波単相き電方式を指すこととする。

2.2 電気鉄道の歴史

電気鉄道の営業運転は、1881年にジーメンス・ハルスケ社がドイツ国内で旅客営業したのが最初である(図 2.1)。

これは、現在の模型鉄道のように左右のレールにプラスとマイナスの直流 180V を流して車輪から集電し、直流電動機を回していた。

架空線からトロリーポールで集電し、電圧降下を補うために「き電線」を張る形式の電車は、1888年にアメリカ合衆国のリッチモンド市でスプレーグ(Sprague)が実用化し、現在に至っている。



図 2.1 世界初の営業電車(1881年ベルリン)

日本初の電気鉄道は 1895 年に京都市で開業している。これは直流 500V の架空線で集電し、レールを帰線としていた⁽⁸⁾。日本国有鉄道(以下、国鉄)としての最初の電気鉄道は 1906 年の中央線である(直流 600V)。現在の日本国内で用いられているき電方式及び標準電圧を表 2.1 に示す⁽⁹⁾。また、世界のき電方式を表 2.2 に示す⁽¹⁰⁾。

表2.1 日本国内におけるき電方式と標準電圧

JR	新幹線	単相交流 25000V	50Hz または 60Hz
	在来線	直流 1500V	—
		単相交流 20000V	50Hz または 60Hz
JR 以外の公民鉄 (地下鉄、路面電車等は別掲)		直流 1500V 直流 750V・600V	大手民鉄は 1500V 中小民鉄に 750V, 600V あり
		単相交流 20000V	50Hz または 60Hz
地下鉄	(架空単線式)	直流 1500V	—
	(サードレール式)	直流 750V・650V	—
路面電車		直流 600V	—
新交通システム		直流 750V	—
		三相交流 600V	50Hz または 60Hz
モノレール	跨座式	直流 1500V・750V	—
	懸垂式	直流 1500V・600V	—
トロリバス(無軌条電車)		直流 600V	—

表 2.2 世界のき電方式とき電距離(2012 年)

き電方式の種類		日本		世界 (日本含)			
		km	%	km	%	主な国	
直 流	1500V 未満	517	3	5,022	2	独・英・瑞・米	
	3000V 未満	10,852	62	22,976	7	仏・蘭・豪・印	
	3000V 以上			76,414	25	露・波・伊・西・南ア	
単 相 交 流	50Hz	20kV 未満		563	0	米・仏・独	
		20kV	3,811	22	3,811	1	日本のみ
	60Hz	25kV	2,387	14	154,729	51	露・仏・印・中国・英等
		50kV			1044	0	米・南ア
	25Hz	11-13kV			811	0	米・豪/ルウェー(6.6kV)
	16.7Hz	11kV			467	0	瑞
15kV				37,468	14	独・スウェーデン・瑞・ルウェー・オーストリア	
三相交流				25	0	瑞・仏	
合 計		17,567	100	302,809	100		

注) 1. 各国とも、地下鉄等の都市交通は含めていない。

2. 日本は JR 及び民鉄の普通鉄道(地下鉄除く)合計値。

2.3 単相交流き電方式

2.3.1 単相交流き電方式の歴史

直流き電方式は、容易に速度制御可能な直流直巻電動機の使用を前提としている。しかし、3000V 程度を超える電圧での遮断器製作が困難であることと、車上での電圧変換が困難であることから上限電圧が制約される。そのため、負荷増大に伴って負荷電流が数千 A 程度と大きくなり、架線とパンタグラフを用いた安定した集電に支障が生じる他、電圧降下対策として多数の変電所が必要となる。新幹線レベルの高速鉄道(通常 200km/h 以上)ともなると一編成で 10MW 超の電力供給が必要となり、直流き電方式では実現が困難であった。一方、単相交流き電方式ではき電電圧を高く設定し、車上に搭載した変圧器でモータの駆動に適した電圧に降圧することができる。これによって、大電力を比較的容易に伝送可能であり、電圧降下も小さいことから変電所間隔を拡大することができる。

海外では長距離き電を目的として、20 世紀初頭から低周波・商用周波等いくつかの単相交流き電方式が開発されていた。日本では 1950 年代前半から国鉄において商用周波単相交流き電方式の導入が検討され、仙山線で試験を重ねた結果、1957 年に仙山線及び北陸線にて実用化された。大電力の長距離き電に適した商用周波単相交流き電方式は、1964 年に開業した東海道新幹線に採用され、以降、高速鉄道の基本技術となっている⁽¹⁾。

2.3.2 商用周波単相交流き電方式の概要

(1) 受電方式

商用周波単相交流き電回路にき電する変電所では、一般の電力会社系の交流三相送電線から受電して電気車に適した電圧に変換してき電している。その受電電圧と受電端の系統短絡容量の概略値を表 2.3 に示す。

表 2.3 き電用変電所の受電電圧と短絡容量

線区		受電電圧 [kV]	三相短絡容量 [MVA]
在来線	特別高圧	66, 77, 110, 154	300~3000
	超高圧	187, 275	1200~5000
新幹線	特別高圧	77, 154	500~3300
	超高圧	220, 275	3000~10000

a) き電用変圧器

商用周波単相交流き電方式ではき電用変電所において三相電力を単相き電回路×2 回路の二相電力に変換し、き電回路を方面別または上下線別にして、三相側 3 線の電流がほぼ等しくなるようにしている。三相二相変換変圧器には種々の結線があるが、現在、特別高圧受電用としてスコット結線変圧器、及び超高圧受電用として変形ウッドブリッジ結線変圧器及びルーフ・デルタ結線変圧器が使用されている。

電気車負荷は変動が大きいいため、き電用変圧器の過負荷耐量として、定格電流の 300%に相当する負荷で 2 分間連続使用しても異常ないこととしている。

b) スコット結線変圧器

図 2.2 にスコット (Scott) 結線変圧器の結線を示す。一次側電圧相を U, V, W と呼び、一次側電圧と二次側電圧を等しくするために、M 座変圧器 (Main Phase) の巻数比を 1:1 としたとき、T 座変圧器 (Teaser) の巻数比を $(\sqrt{3}/2):1$ としたものであり、一次側は非接地としている。この変圧器の M 座と T 座にそれぞれ等しい単相負荷を接続した場合に、一次側に三相平衡電流が流れる。

変圧器の一次側電流と二次側電流との間には、V 相電圧を基準とすれば、次の関係がある。

$$\left. \begin{aligned} I_U &= I_M - I_T/\sqrt{3} \\ I_V &= 2I_T/\sqrt{3} \\ I_W &= -I_M - I_T/\sqrt{3} \end{aligned} \right\} (2.1)$$

ここで M 座と T 座の負荷が等しい場合には $I_M = jI_T$ であり、電流は次式となる。三相側電流の大きさは $(2I_T/\sqrt{3})$ で、位相角が $2\pi/3$ 異なるので平衡する。

$$\left. \begin{aligned} I_U &= (-1/2 + j\sqrt{3}/2)(2I_T/\sqrt{3}) \\ I_V &= 2I_T/\sqrt{3} \\ I_W &= (-1/2 - j\sqrt{3}/2)(2I_T/\sqrt{3}) \end{aligned} \right\} (2.2)$$

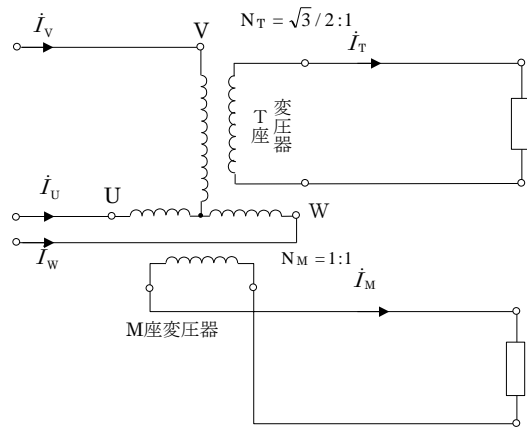


図 2.2 スコット結線変圧器

c) 変形ウッドブリッジ結線変圧器

1972 年開業の山陽新幹線では、強力な超高压電源系統から受電することで後述する不平衡対策とした。受電電圧は有効接地系の 220kV, 275kV であり、三相側中性点の直接接地ができるき電用変圧器が必要になった。

図 2.3 は変形ウッドブリッジ (Woodbridge) 結線変圧器で、主変圧器は Y-Δ 結線を組み合わせ、A 座と B 座の電圧を等しくするため、B 座側に昇圧変圧器 (ST: Stepup Transformer) を接続している。主変圧器の三相各相のインピーダンスをそれぞれ等しくすれば、一次側中性点を接地しても負荷電流による中性点電流は流れない。A 座, B 座負荷による三相平衡条件はスコット結線変圧器と同じである。

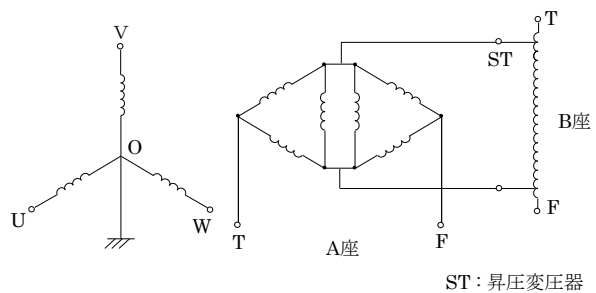


図 2.3 変形ウッドブリッジ結線変圧器

d) ルーフ・デルタ結線変圧器

2010 年に延長開業された東北新幹線八戸・新青森間では、超高压受電用として新たに開発されたルーフ・デルタ結線変圧器が採用された⁽¹⁵⁾。

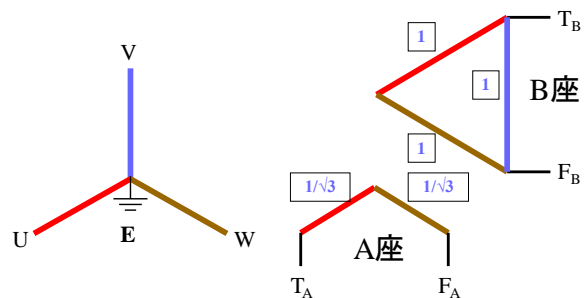


図 2.4 ルーフ・デルタ結線変圧器

図 2.4はルーフ・デルタ結線変圧器で、主変圧器一次側を Y 結線、二次側は A 座を V 結線、B 座をΔ結線として巻線を簡素化している。変圧器一次側中性点を接地しつつ、二次側の A 座と B 座を分離した。

なお、本論文では主としてスコット結線変圧器を用いて、特別高圧系統から受電する場合の不均衡・電圧変動及びその対策について論ずることとする。そのため、三相二相変換の二次側(き電側)呼称は M 座,T 座に統一する。

d) き電用変圧器の二次側出力電圧

表 2.4は、き電用変圧器の二次側出力電圧を各線区について示したものである。

表 2.4 き電用変圧器の二次側出力電圧

線区	変圧器の出力電圧[kV]		
	BT き電	AT き電	同軸き電
在来線	22	44	—
新幹線	—	60	30

(2) き電方式

交流電力をき電するために鉄道沿線に、き電用交流変電所(Sub-station, 以下 SS), き電区分するためにき電区分所(Sectioning Post, 以下 SP), 及び限定区分をするために補助き電区分所(Sub-sectioning Post, 以下 SSP)が設けられている。また、き電区分をせず AT(Auto Transformer)のみがある箇所を、AT ポスト(AT Post, 以下 ATP)という。なお、これらのポストを総称して、電気所と称する。

交流き電回路の一般的な構成を図 2.5に、変電所間隔を表 2.5に示す。

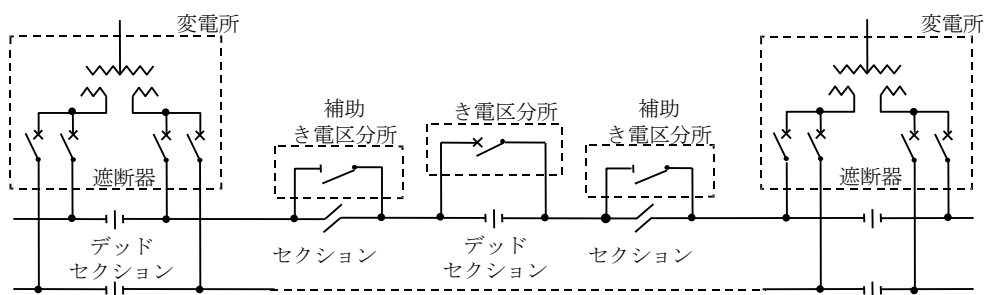


図 2.5 交流き電回路の基本構成

表 2.5 変電所間隔

線区	変電所間隔[km]		
	BT き電	AT き電	同軸き電
在来線	30～50	90～110	—
新幹線	—	20～60	10

表 2.6 単相交流き電方式の電車線電圧許容変動範囲(IEC60850Ed.4)

種別		EN,IEC	IEC	新幹線	在来線
電圧 [kV]	瞬時最高	29	18	-	-
	最高	27.5	17.25	30	22
	標準	25	15	25	20
	最低	19	12	22.5	16 (17)※
	瞬時最低	17.5	11	20	-
周波数[Hz]	標準	50	16.7	50, 60	50, 60
	許容範囲	49~51	16.33~17	-	-

※()の数字は主要線区の値

2.3.3 電車線電圧

交流き電回路では、負荷の変動が大きく、かつ負荷が移動するため、比較的大きな電圧変動を許容している。電気車に直接印加される電車線電圧の許容値を表 2.6に示す。交流き電回路の変電所間隔は、電車線の最低電圧を考慮して決められるのが一般的である。

2.3.4 方面別異相き電方式と上下線別異相き電方式

M 座(A 座)及び T 座(B 座)電圧を、変電所を中心に左右のき電回路へき電する方式を方面別異相き電方式、上下線のき電回路へき電する方式を上下線別異相き電方式という。JR 各社のき電方式においては方面別異相き電方式が主であり、上下線別異相き電方式は、1990 年まで東海道新幹線の BT(Booster Transformer)き電回路のみに用いられていた。

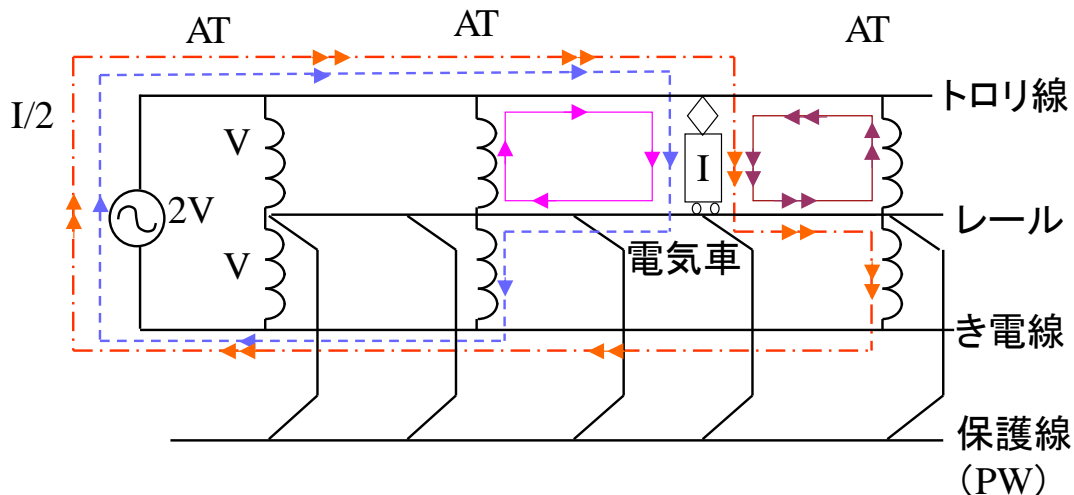


図 2.6 交流 AT き電回路の構成

2.3.5 AT き電方式

AT (Auto transformer, 単巻変圧器)き電方式は、スコット結線変圧器を發明したアメリカ合衆国 Westing House 社のスコット(Scott)らによって開發され、1912 年

に架線電圧 11kV・25Hz で実用化された。その後、商用周波(50 or 60Hz)での実用化は日本が世界初となった(1970 年鹿児島線)。現在は世界中で標準き電方式として用いられており、2 x 25kV(フランス流)または 2AC 25kV 50Hz(ドイツ流)等と書かれることも多い。

(1) 基本形

AT き電方式は、図 2.6に示すように、変電所から送り出すき電電圧を電車線電圧より高くし、線路に沿って一定間隔で設備された AT によって必要な電車線電圧に降圧し、電気車に電力を供給する方式である。

日本の AT き電方式では AT の巻数比を 1:1 としており、変電所のき電電圧は電車線電圧の 2 倍である。負荷容量を一定とすると電流は 1/2 となるので、電圧降下は電車線電圧換算で 1/4 となって、変電所間隔を大きくとることができ、大電力の供給に適している。変電所間隔を延ばせることは、電源を得る地点が離れている場合に有利となる。さらに、負荷電流が左右の AT により吸い上げられるため、長い通信線に対する誘導電圧を相殺すること、及びレールに流れる電流を限定することなどにより、誘導障害軽減効果も大きい。なお標準 AT 間隔 10km は、BT き電(BT 間隔 4km)と同程度の誘導障害に抑えることを目的として定めたものである。

しかし、かなりの容量の AT を約 10km ごとに配置することと、及びトロリ線と同一絶縁階級のき電線を全線にわたって設ける必要があることから、回路構成は複雑となる。また、BT き電の変電所遮断器は T 相の単極遮断で良いが、AT き電では T・F 相の 2 極を遮断する必要がある。海外では、き電用変圧器から電車線電圧で出力して単極遮断器を用い、その後に AT を置いてき電線を設ける方法も使われている。

(2) 単巻変圧器(AT)の特性

単巻変圧器(AT)は二つの巻線が相互に共通部分を有する変圧器であり、共通部分を分路巻線、線路に直列になる部分を直列巻線という。AT の容量には自己容量と線路容量がある。自己容量は直列巻線または分路巻線の電圧と電流の積であり、実質的な大きさを示す。線路容量は線路に供給できる容量である。

日本における AT き電方式では、AT 巻数比が 1:1 なので、自己容量の 2 倍が線路容量になる。表 2.7に、使用されている AT の定格を示す。

AT き電回路では、誘導障害の観点からはレール電流を吸い上げるために変圧器のインピーダンスは極力小さい方がよい。経済性を損なわない最小値として、二次側端子からみた中性点換算インピーダンスを 0.45Ω 以下と規定している。

表 2.7 AT き電用単巻変圧器の定格

線区	定格電圧[kV]		自己容量[kVA]	線路容量[kVA]
	一次	二次		
在来線	44	22	1000,1500,2000,3000,	自己容量の 2 倍
新幹線	60	30	5000, 7500,10000	

2.3.6 単相交流き電方式の特徴

単相交流き電方式には以下に示す特徴が有る。

(1) 大電力対応

新幹線のような 200km/h 以上の高速走行は、電圧を高く設定し電流を小さくすることで、大出力車両への対応がしやすくなる。

(2) 地上設備コスト

直流に比べ変電所の間隔を長くとることができ、直流き電に比べ地上設備のコストでは有利になる。さらに、商用周波数(50Hz や 60Hz)の交流によるき電の場合、変電所では電圧の変換及び三相交流から単相交流への変換を行えばよいので、これも地上設備のコストには有利に働く。しかし、隣接変電所間で電圧位相が異なることが普通であるため、通常は中間のき電区分所において変電所間の電源を接続しない、突き合わせき電方式としている。さらに、電圧が高いために絶縁距離を大きく取る必要があり、電化工事を行う際にトンネルや跨線橋等の改築が必要となる場合がある。

(3) 車両設備

不利な点として、車両側に変圧器や整流器等を搭載しなければならないため、直流用電気車に比べ構成は複雑になり、価格も高くなる。したがって多数の車両が必要な線区には不利となる。

(4) 誘導障害

交流の大電流の周囲では電線類に高い誘導電圧が発生したり、通信に障害が生じたりするので、そのための対策が必要となる(直流よりも電流が少ないが、数百 A に及ぶ)。誘導障害対策については後述する。

(5) 低周波交流き電

ドイツ・スウェーデン等では、車両に速度制御可能な交流整流子電動機を用いて、その技術的事情から 16.7Hz など低い周波数を用いた交流き電もある⁽¹⁴⁾。高電圧大電流送電の交流き電の利点と、速度制御が容易な直流き電の両方を取り入れたと言える。ただし、低周波専用の発電所または周波数変換設備が必要となる。

日本ではトンネル内で蒸気機関車の煤煙が問題になる中央線等の山岳区間のほか、輸送量の多い大都市圏から早期(1910 年代～戦前)に電化されたため直流となったが、結果的に利点に合った線区が直流で電化されたといえる。一方、北海道、東北、常磐、北陸、九州等の幹線は交流き電の試験結果を見て交流き電が採用された。

2.3.7 三相不平衡問題

三相電力系統から大容量の単相電力を使用すると、三相側に不平衡電圧が発生して三相機器に逆相電流が流れ、回転機はこの影響を最も受けやすく、加熱やトルクの減少が生じる。そのため、三相側の電流をできる限り平衡させることが望ましく、交流電気鉄道については、電気設備技術基準第 55 条及び解釈 212

条で、連続2時間の平均負荷で電圧不平衡率3%以内にするように定められている⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾。

また、単相鉄道負荷に起因する三相電力系統の電圧不平衡は、実際は数秒から数分といった短時間の各相の電圧変動という形で現れる。そこで、鉄道会社が電力会社から受電する際に、電気設備技術基準とは別の個別契約条件として、三相の各相間電圧変動率を一定以下(例えば2%ないし3%)に抑えることが求められる例が増えている。そのため日本においては一般に、変電所で三相二相変換を行って二組の単相交流を方面別に異相き電を行うほか、できるだけ強力な電源から受電することによって三相不平衡を軽減している⁽¹⁶⁾。

1990年代に入り、輸送量増加・速度向上により電源の増強が必要な線区が出現した。また交流回生ブレーキ付き車両の導入もあり、三相系統の電圧・電流不平衡及び電圧変動の増加が予測された。この抜本的対策としての変電所増設は、送電線建設に多大なコストと年月を必要とし困難な状況である。また整備新幹線など今後建設される交流電気鉄道においては、鉄道沿線に短絡容量の大きい電源が得られない場合も考えられる。

このような、三相電源の不平衡及び電圧変動対策については、3章以下に示すようなパワーエレクトロニクス技術を応用した積極的な補償装置の適用が有利となる場合もあり、各種が実用化されている⁽¹⁶⁾。

なお、東海道新幹線の富士川以東では、50Hzから60Hzへの周波数変換を行ってき電している。この場合には、き電する60Hz側に三相不平衡があっても受電する50Hz側に影響は及ばない。

(1) IEC61000 シリーズ

IEC61000 シリーズ(旧 IEC1000 シリーズ)は、一般電力設備の EMC に関して電力品質(Power Quality, PQ と略記される)を保つために、三相商用周波電源の電圧不平衡・電圧変動・高調波といった項目毎に、定義と測定方法及び規制値までを包括的に規定している。なお、鉄道用電力設備は特殊設備のため、例えば鉄道の EMC を規制する IEC62236 では IEC61000 シリーズは引用規格であって、直接の適用対象とはなっていない。

IEC61000 シリーズは米・欧間の内容調整が難航しており、欧州といえども全面的に IEC を適用しているわけではない。また、日本国内の電力会社の方針や既存の電気設備技術基準等と IEC61000 シリーズには不整合があるため、日本から修正要求が行われている。

例として、日本では前述のように電気設備技術基準の中に、2時間平均負荷で3%以内という電圧不平衡に関する規定がある。また、鉄道会社が電力会社から受電する際に、電気設備技術基準とは別の個別契約条件として、三相の各相間電圧変動率を一定以下に抑えることが求められる例が増えている。これに対して、例えば IEC61000-3-13 では表 2.8 のように三相不平衡率の算定方法及び基準を定めており、電気設備技術基準とは異なるものとなっている。ただし、表 2.8 の値は測定結果を統計処理して得るものであり、電気設備技術基準の値と直接比較でき

ないことに注意が必要である。

一方,IEC61000 シリーズではサージに対するイミュニティも扱っているため,電気鉄道地上設備の絶縁協調に対しても影響が及ぶ。

表 2.8 IEC61000-3-13 基準値

種別	不平衡基準値	記事
MV	1.8%	電圧範囲 1~35kV
HV	1.4%	電圧範囲 35~230kV
EHV	0.8%	電圧範囲 230kV 以上

2.3.8 三相不平衡の定式化

1) 電流不平衡

図 2.7の三相二相変換回路において,三相側の正相電流 I_1 , 及び逆相電流 I_2 は次式で表せる。ただし M 座負荷電流を I_M , T 座負荷電流を I_T , 負荷の位相角をそれぞれ θ_M, θ_L とする。

$$\left. \begin{aligned} I_1 &= \sqrt{I_T^2 + I_M^2 + 2I_T I_M \cos(\theta_T - \theta_M)} / \sqrt{3} \\ I_2 &= \sqrt{I_T^2 + I_M^2 - 2I_T I_M \cos(\theta_T - \theta_M)} / \sqrt{3} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2.3)$$

電流不平衡は $K_I=I_2/I_1$ で表され, I_T と I_M が等しい場合, 不平衡はない。

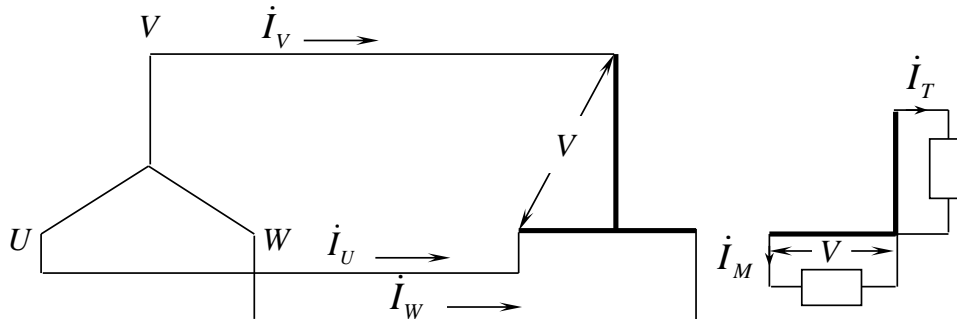


図 2.7 三相二相変換の結線

2) 電圧不平衡

電圧不平衡は逆相電圧の正相電圧に対する比率であり, 電源インピーダンスを X_0 , 負荷電流を例えば $I_T=I, I_M=nI$ とおき, 基準負荷 I の逆相電力を W , 電源の短絡容量を P_S とすると, 電圧不平衡率は次式で表せる。

$$\begin{aligned} K_v &= X_0 \cdot I_2 / V_1 \\ &= (W / P_s) \sqrt{I + n^2 - 2n \cdot \cos(\theta_T - \theta_M)} \dots\dots\dots(2.4) \end{aligned}$$

M 座と T 座の負荷の力率角の差 $\Delta\theta$ に対する, 正相・逆相電流及び電圧不平衡率の関係を図 2.8に示す。M 座と T 座の負荷が力行の場合, $\Delta\theta \doteq 0$ であり K_v は最大 1 である。しかし, 両座の負荷がサイリスタ位相制御車による力行(力率角 $2\pi/9$)と回生(力率角 $2\pi/3$)の場合は $\Delta\theta \doteq 4\pi/9$ であり, 例えば $n=0.25$ とすると

$K_V \doteq 1$ となり両座に負荷があるのに電圧不平衡は軽減されない。

また両座負荷が自励変換式車(いわゆる交流 VVVF 車)による力行(力率角 0)と回生(力率角 π)の場合は $\Delta\theta = \pi$ であり、例えば $n=0.5$ とすると $K_V=1.5$ 倍となり逆相電流及び電圧不平衡は増加する。しかし、力率 1 制御のため電流が従来の車両よりは小さくなるので、 K_V の増加は 1.5 倍よりは小さいと考えられる。

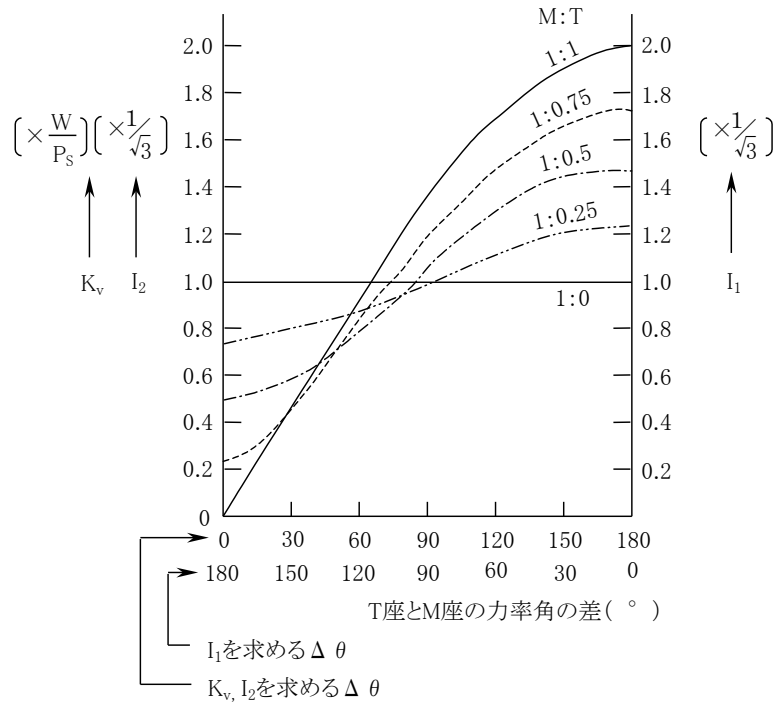


図 2.8 負荷力率角の差と正相・逆相電流および電圧不平衡

(1) IEC による三相不平衡定義

IEC/TR61000-3-13 Ed1.0 (2008)及び IEC61000-4-30 Ed2.0(2008)によれば、三相受電相をそれぞれ a,b,c 相、相間電圧をそれぞれ U_{ab} , U_{bc} , U_{ca} としたとき、三相電圧不平衡 K_V は以下に定義される。ただし、 β は計算に用いる中間式である。この方法では、受電相間電圧の瞬時値から即座に三相電圧不平衡を計算出来る。

$$\left. \begin{aligned} K_V &= \sqrt{\frac{1 - \sqrt{3 - 6\beta}}{1 + \sqrt{3 - 6\beta}}} \cdot 100(\%) \\ \beta &= \frac{|U_{ab}|^4 + |U_{bc}|^4 + |U_{ca}|^4}{\left(|U_{ab}|^2 + |U_{bc}|^2 + |U_{ca}|^2\right)^2} \end{aligned} \right\} (2.5)$$

(2) 三相二相変換による電圧変動

三相二相変換による三相側電圧変動は、送電線のインピーダンスを $Z_0 \angle \gamma$, スコット結線変圧器の M 座負荷電力を W_M , T 座負荷電力を W_T , 負荷の位相角をそれぞれ θ_{LM} , θ_{LT} とすると、電源短絡容量を $P_S = V^2/Z$ として次式で表せる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_{UV} &= \frac{1}{P_S} \left\{ \sqrt{3}W_T \sin\left(\theta_{LT} - \gamma + \frac{\pi}{3}\right) - W_M \sin\left(\theta_{LM} - \gamma - \frac{\pi}{6}\right) \right\} \\ \Delta V_{VW} &= \frac{1}{P_S} \left\{ -\sqrt{3}W_T \sin\left(\theta_{LT} - \gamma - \frac{\pi}{3}\right) + W_M \sin\left(\theta_{LM} - \gamma + \frac{\pi}{6}\right) \right\} \\ \Delta V_{WU} &= \frac{1}{P_S} 2W_M \sin\left(\theta_{LM} - \gamma + \frac{\pi}{2}\right) \end{aligned} \right\} \cdot (2.6)$$

電源の抵抗分はリアクタンス分比べて小さいため無視し、 $\gamma = \pi/2$ とし、電源のリアクタンスを X 、M 座電流を I_M 、T 座電流を I_T とすると、次式になる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_{UV} &= X \left\{ I_M \sin(\theta_M + \pi/3) + \sqrt{3}I_T \sin(\theta_T - \pi/6) \right\} \\ \Delta V_{VW} &= X \left\{ I_M \sin(\theta_M - \pi/3) + \sqrt{3}I_T \sin(\theta_T + \pi/6) \right\} \\ \Delta V_{WU} &= X(2I_M \sin \theta_M) \end{aligned} \right\} (2.7)$$

例えば、電源の短絡容量 1000MVA、負荷としてサイリスタ位相制御車の力行 10MVA(力率角 $2\pi/9=40$ 度)、回生 2.5MVA(力率角 $2\pi/3=120$ 度)を想定して、基準電圧に対する電圧変動率を求めると表 2.9 左列のようになる。すなわち単相負荷の場合、特定相間に電圧変動を生じる。電圧変動の最大は、力行の場合は T 座負荷時に VW 相間に発生する。回生がある場合は、T 座力行・M 座回生時に VW 相間に発生し、その値は力行のみの場合の約 1.1 倍の大きさである。

同様に自励変換式車について、力行 10MVA(力率角 0)、回生 5MVA(力率角 π)を想定して、電圧変動率を求めると表 2.9 右列のようになる。サイリスタ制御車に比較して、電圧変動の最大値は小さくなるが、変動幅は片座力行で他座回生時に大きいことが分かる。

表 2.9 サイリスタ制御車と自励変換式車による電圧変動

負荷	座・力率角 θ	サイリスタ制御車 電圧変動率[%]			自励変換式車 電圧変動率[%]		
		ΔV_{UV}	ΔV_{VW}	ΔV_{WU}	ΔV_{UV}	ΔV_{VW}	ΔV_{WU}
単独	M 座力行 $2\pi/9$	0.985	-0.342	1.268	0.866	-0.866	0.0
	M 座回生 $2\pi/3$	0.0	0.217	0.433	-0.433	0.433	0.0
	T 座力行 $2\pi/9$	0.301	1.628	0.0	-0.866	0.866	0.0
	T 座回生 $2\pi/3$	0.433	0.217	0.0	0.433	-0.433	0.0
両座競合	M 座・T 座力行 $2\pi/9$	1.268	1.268	1.268	0.0	0.0	0.0
	M 座力行 $2\pi/9$	1.418	-0.125	1.268	1.299	-1.299	0.0
	T 座回生 $2\pi/3$						
	M 座回生 $2\pi/3$	0.301	1.845	0.433	-1.299	1.299	0.0
T 座力行 $2\pi/9$							

2.4 交流き電負荷としての車両

交流き電回路を走行する車両を変電所から見ると、インピーダンス負荷[Ω]として考えることができる。それぞれが抵抗分 R (力行電流・回生電流・空調等の補機電流)とリアクタンス分 X (無効電力分)に分けられ、力率角が生じる。

また、すべての車両は架線電圧を降圧する主変圧器、パンタグラフと主変圧器間の遮断器(多くの場合 VCB:真空遮断器)及び車上において交流・直流変換を行う機器(整流器・コンバータ等)を持っており、これらの機器の特徴がき電回路上に現れる⁽¹²⁾⁽¹³⁾。

変電所から車両を考えた場合の電力特性は、モータ駆動方式と直接関係なく、車両上での交流→直流変換方式によって性質が異なる。例えば、いわゆる VVVF 駆動車両(インバータ車)は直流から交流を作り出して誘導電動機を駆動する。しかし、VVVF 駆動車両でも交流→直流変換方式はサイリスタ位相制御式と PWM コンバータ式が混在している。

2.4.1 タップ制御車・抵抗制御車

車上の主変圧器のタップを切り替えることによって巻数比を変更し、二次側(低压側)電圧を調整してから整流してモータを駆動する(図 2.9)。JR 東日本では ED75 形交流電気機関車がタップ制御車両であり、初代新幹線の 0 系車両もタップ制御車両であった。一方、国鉄時代の交直車両の多く(415 系電車, 485 系電車, EF81 形交直電気機関車等)は、抵抗制御車である。これは、車上主変圧器の巻数比は固定されており、低压側でそのまま整流する。

変電所から見た場合、これらの車両は力率が 0.8 程度であり、回生を行わない。また、低次(3,5,7 次等)高調波含有量が比較的多い。

2.4.2 サイリスタ位相制御車

主変圧器二次側にサイリスタ整流器を持ち、電圧位相に対するサイリスタ投入位相を制御することによって、直流電動機電圧を制御する方式である(図 2.10)。JR 東日本では既に廃車となった 200 系・400 系新幹線電車、在来線 719 系・651 系電車等が相当する。サイリスタ整流器とインバータ及び誘導電動機の組み合わせ(E701 系電車等)もある。

変電所から見た場合、これらの車両は力率が 0.8 程度であり、回生を行う車両もある。また、低次(3,5,7 次等)高調波含有量が多い。

2.4.3 PWM 制御車(自励変換式車両)

主変圧器の二次側にコンバータを持ち、GTO 素子・IGBT 素子等を用いた PWM(PulseWidth Modulation: パルス幅変調)制御によって直流電圧を一定に保って制御する方式である。JR 東日本では E1 系以降の新幹線電車、在来線 E501 系・E653 系・E531 系電車等が、自励変換式車両である。

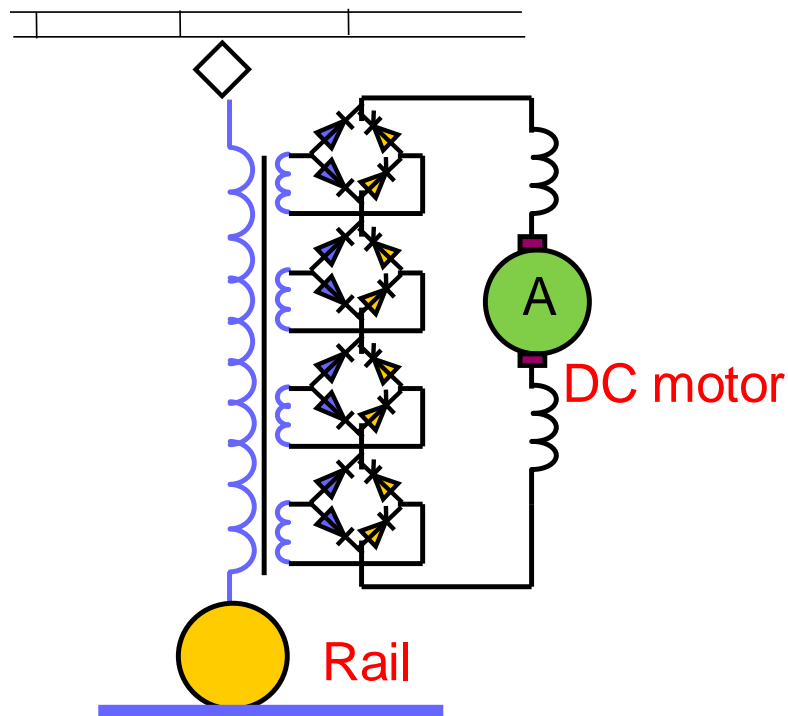


図 2.9 サイリスタ位相制御車

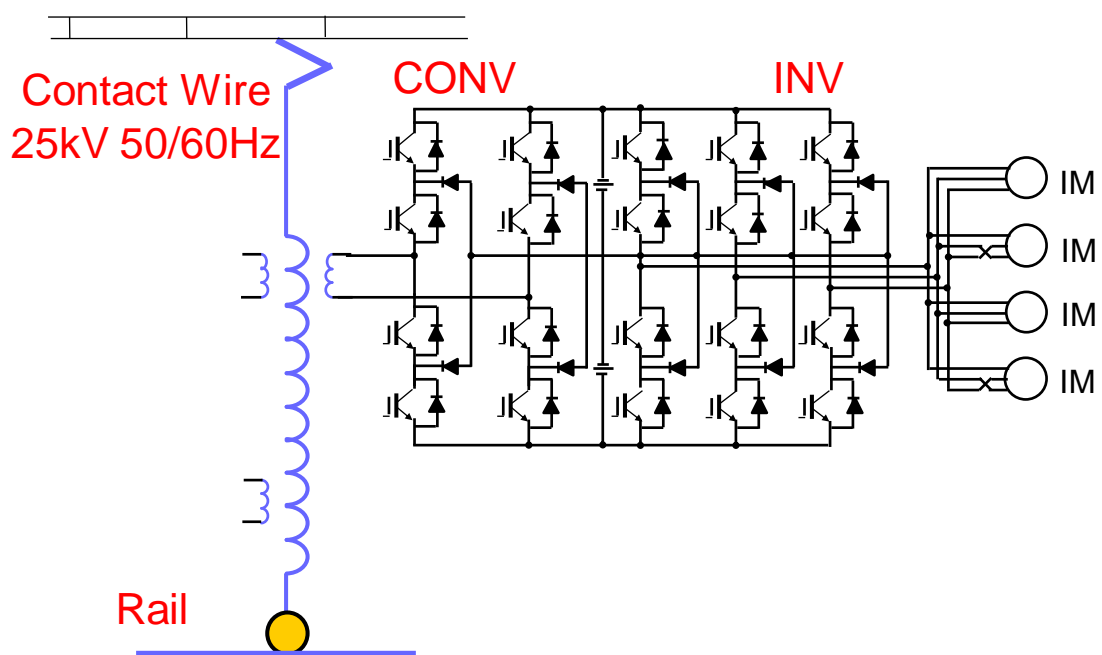


図 2.10 PWM 制御車(自励変換式車)

変電所から見た場合、これらの車両はパンタ点での力行時力率 1.0 程度、回生時力率-1.0 を目指して制御している。ただし、補機分・き電回路インダクタンス・制御誤差等の影響により、変電所力率は 0.95~0.98 程度となることも多い。また、15 次調波程度以下の高調波含有量は少ない。GTO を用いた車両では 20 次~30 次程度、IGBT を用いた車両では 50 次程度の高調波を観測することがある。

2.5 交流電気車の種類と高調波の発生

サイリスタ位相制御車等の他励変換式交流電気車は、単相交流電力を整流器により直流に変換して直流電動機を駆動するもので、その変換に際し第3次調波を主体とする奇数次の低次高調波を発生する。これまでの測定結果から、基本波に対するn次高調波の含有率は次式程度とされている。

$$I_n / I_1 = (1 \sim 2) \times 100 / n^2 (\%) \dots \dots \dots (2.8)$$

一方、自励変換式電気車(PWM車)は、PWMコンバータで交流を直流に変換し、VVVFインバータにより誘導電動機を駆動する。PWMコンバータにより一次側の電流波形は正弦波に近い力率1制御が行われるため、低次の高調波は少ないが、コンバータの変調周波数に起因する高次高調波を発生する。

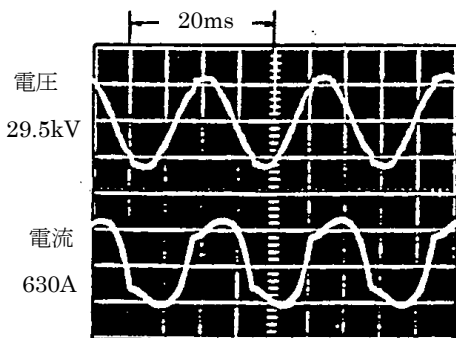


図 2.11 タップ制御車の交流波形例

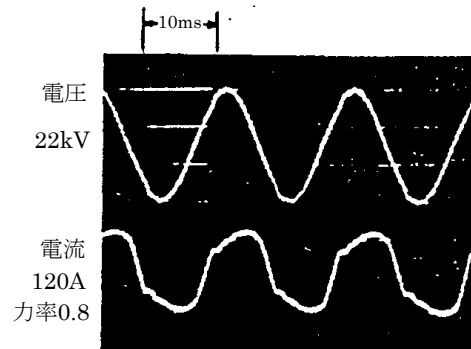


図 2.12 サイリスタ制御車の交流波形例

2.5.1 タップ制御車

タップ制御車(現在はED75機関車のみ)では、基本波電流に対する高調波電流の含有率は、電流の大きさに係わらずほぼ一定している。図 2.11に交流側波形例を示す。

2.5.2 サイリスタ制御車

サイリスタ位相制御車(JR 東日本 200系新幹線,651系,719系等)の電流波形(図 2.12)は位相制御に伴って変化し、高調波含有率はタップ制御車より僅かに大きい。サイリスタ混合ブリッジ車の場合、制御位相角・制御ユニットによって電流波形は常に変化する。サイリスタ純ブリッジ車の場合、力行時は混合ブリッジ制御と同じように電流波形が位相制御角と共に変化する。回生時はサイリスタ転流のために転流余裕角 γ を必要とし、制御進み角 β でサイリスタをオンしなければならないので、力行時よりも電流波形がひずみ、高調波電流の増加や力率の低下が起こる。

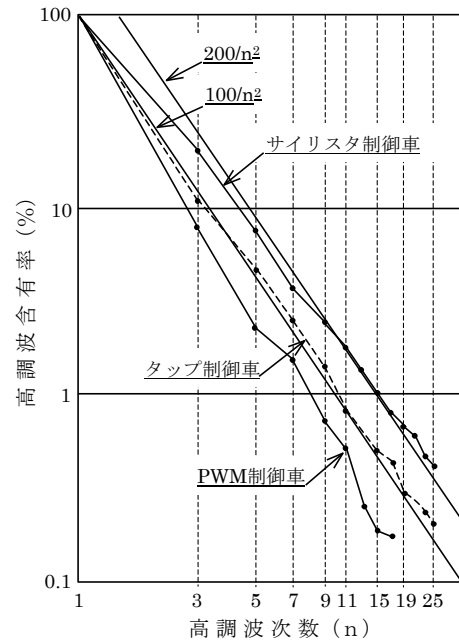


図 2.13 高調波含有率の比較例

2.5.3 自励変換式車両

自励変換式車では、一次側の電流波形は正弦波に近いいため低次の高調波電流は少ないが、コンバータの変調周波数に起因する高次高調波が発生する。このため GTO 素子を用いて PWM 制御を行った JR 東海 300 系新幹線電車では、架線側変換器を 4 相にして搬送波位相をずらし、疑似 8 相変換を行う対策をしており、高調波は 1500Hz 以上の高次に移行した。更に同一編成内のユニット毎に $(\pi/2)/$ ユニット数だけコンバータ搬送波の位相をずらすことによって、高調波を少なくしている。図 2.13 に各車両の高調波含有率の比較例を示す。

現在主流となっている IGBT 素子を用いた自励変換式車両では、スイッチング周波数が高いために、高調波はさらに低減している。

2.5.4 変電所における低次高調波の含有率

他励式変換車両が発生する低次高調波は、き電回路内部で問題となることは少なく、電源系統への流出を抑制することが目的とされる。この場合、変電所の高調波発生量を車両単機での高調波含有率をベースに考えると、並列コンデンサ等の地上側設備が過大なものとなる恐れがある。すなわち、複数列車が競合したような場合、各電気車の発生する高調波は変電所直下では位相シフト等により、含有率が低下する傾向を示す。高調波電流は負荷電流の平方根で低減する傾向にあり、最大負荷における低次高調波の含有率は、 $1.1 \sim 1.3/n^2$ 程度に低減している。

2.6 交流き電回路の高調波対策

2.6.1 対策の特質

交流き電回路における高調波対策は、低次高調波と高次高調波では次のような特徴的な相違がある。すなわち、低次高調波については、き電回路内部におけるリレーその他の変電機器は高調波に対して耐量、特性のデバッグが十分に施されているため、電源系統への流出抑制が主眼となる。き電用変電所では一般に、並列コンデンサ(SC: Shunt Capacitor)にフィルタ機能を持たせ、主に第 3 次調波を吸収して電力会社からの高調波低減の要求に込えている。

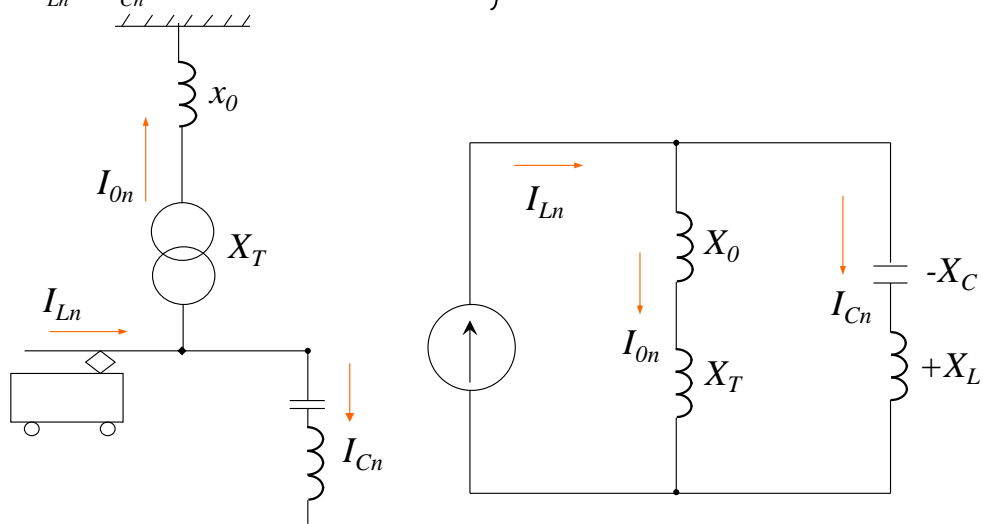
一方、高次高調波はき電回路内部の自衛が主たる対策ニーズとなる。すなわち、き電回路は L-C の分布定数回路であり、そのき電距離により電源側の誘導性インピーダンスと高次の特定周波数で並列共振するが、電気車の発生する高次高調波が、発生量はわずかであってもこの共振近傍にあると、き電回路に過大な高次の電圧ひずみを生じ、信号・通信への電磁誘導障害(特に使用周波数に近い場合)や、位相制御機器の誤動作等の原因となる。電力系統側では、第 5 調波による障害が主体であり、き電系の高次ローカル共振が問題となる可能性は少ない。また、SC やフィルタは高次高調波に対しては、高い誘導性のリアクタンスとなるので、低次高調波の抑制効果は期待できず、高周波領域でのインピーダンス特性をずらし、共振を回避する HMCR 装置(後述)で対策が行われる。

2.6.2 低次高調波対策

低次高調波対策としては、もっぱら力率改善用 PC による第 3 高調波の抑制が行われているが、第 5 調波以上の吸収能力は低いので、これが問題とされる場合は第 5、第 7 等のフィルタが併設される場合もある。

電気車の発生する高調波は、電流源として取り扱うことができるので、図 2.14(a)の分流を図 2.14 (b)の等価回路で表して、次式のように単純なインピーダンス分流として計算することができる。ただし X_0, X_T, X_C, X_L はそれぞれ電源、き電用変圧器、パラコン、直列リアクトルのリアクタンス、 I_{Ln}, I_{0n}, I_{Cn} はそれぞれ負荷、電源、コンデンサの n 次高調波電流である。

$$\left. \begin{aligned} I_{Cn} &= \frac{(X_0 + X_T)n}{(X_0 + X_T)n + (nX_L - X_C/n)} * I_{Ln} \\ I_{0n} &= I_{Ln} - I_{Cn} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.9)$$



(a) 高調波電流の分流 (b) 等価回路

図 2.14 並列コンデンサと高調波の分流

2.9 式から、容量性のインピーダンスがあれば高調波は拡大され、ひずみを大きくすることがわかる。したがってその系統に発生する最低次の高調波に対して誘導性とするために、適切な直列リアクトルを選定することが必要となる。電鉄変電所用 SC は第 3 高調波に対して誘導性になるように、リアクタンス率を以下としている。

$$L = 0.13 (= X_L / X_C)$$

$$\text{共振次数} = 2.77 (= \sqrt{X_C / X_L})$$

(注:東北・上越新幹線では第 3 調波吸収を増やすため $L=0.12$, 共振次数=2.89)

なお、フィルタは共振次数 n に対して、 $|X_L| = |X_C|$ となるように L を選定するもので、リアクタンス率の同調点は第 3 フィルタの場合 $L=0.11$, 第 5 フィルタの場合 $L=0.04$, 第 7 フィルタの場合 $L=0.02$ となるが、実際には系統周波数変動や LC の誤差等による反共振を防止するため、完全共振でなく若干誘導性側

にチューニングされる。

2.6.3 高次高調波の共振抑制対策

き電回路は、図 2.16 のような分布定数回路で表すことができる。き電用変圧器を含めた電源側インピーダンスは誘導性であるため、き電回路の静電容量と並列共振する。共振は次式の条件で発生する。

$$Z_s + Z_0 \cot \gamma l = 0 \dots (2.10)$$

ただし、 Z_s : 変圧器を含む電源側インピーダンス[Ω], Z_0 : 線路の特性インピーダンス[Ω], γ : 線路の伝搬定数(rad), l : 線路の亘長[km]

線路の亘長が比較的短く、 $\gamma l \ll 1$ と見なせる範囲では、次式のように

共振周波数 f [Hz] は線路亘長 l の平方根にほぼ逆比例する。共振周波数は、おおよそ在来線では 800~1200Hz, 新幹線では 1000~2000Hz の範囲にある。

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}l} \dots (2.11)$$

ただし、 L : 変圧器を含む電源側のインダクタンス($Z_s = j\omega L$),

C : 漂遊静電容量($Y = j\omega C$)

$$\coth \gamma l \doteq 1/(\gamma l), \gamma \doteq Y$$

電気車から流出する電流 I_{cn} に対する変電所での高調波電流 I_{sn} の比を高調波拡大率と称しており、電気車がき電回路末端に位置する時に次式のように拡大率はもっとも大きくなる。

$$\frac{I_{sn}}{I_{cn}} = \frac{Z_n \cot \gamma (l - l_1)}{Z_s \sin \gamma l + Z_0 \cot \gamma l} \dots (2.12)$$

き電回路の高次共振は、拡大が顕著となるき電回路末端、あるいは変電所で、線路の特性インピーダンス(200~400Ω 程度)にほぼ等しい抵抗で短絡することによって抑制できる。そこで、短絡抵抗の基本波損失を低減するために、図 2.17 のように T-R 間及び F-R 間に直列にコンデンサを接続し、更に抵抗器に並列にリアクトルを接続した CR 装置を 1970 年の鹿児島本線八代・鹿児島間において AT き電方式実用化以来、在来線 AT 線区で標準的に設置している。途中からこれを他の CR 装置と区別して、共振抑制用 HMCR 装置と呼んでいる(HMCR: Higher Harmonic Resonance Suppression through Matching Characteristic Impedance with CR Equipment)。リアクトルは抵抗器の損失をさらに低減するために、その後の解析検討により付加されたものであり、そのシミュレーションの例を図 2.17 に示す。

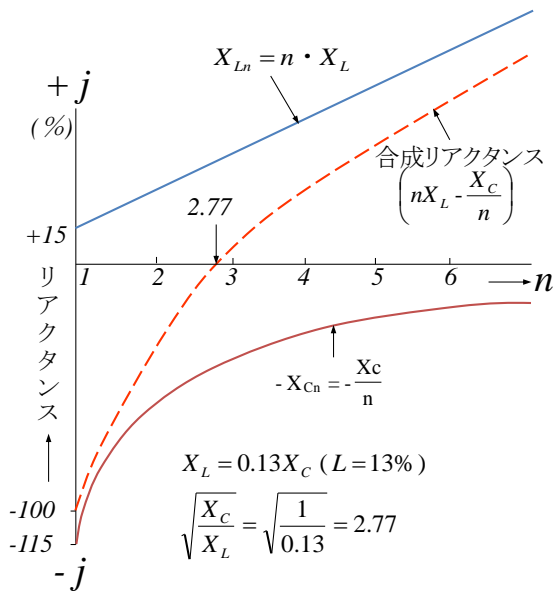


図 2.15 SC/フィルタのインピーダンス特性

新幹線はき電長が一般に在来線より短いため共振周波数が在来線より高く、高調波発生量も少ないので、き電長が長く共振の可能性が予測される特定の箇所だけに HMCR 装置を設置している。

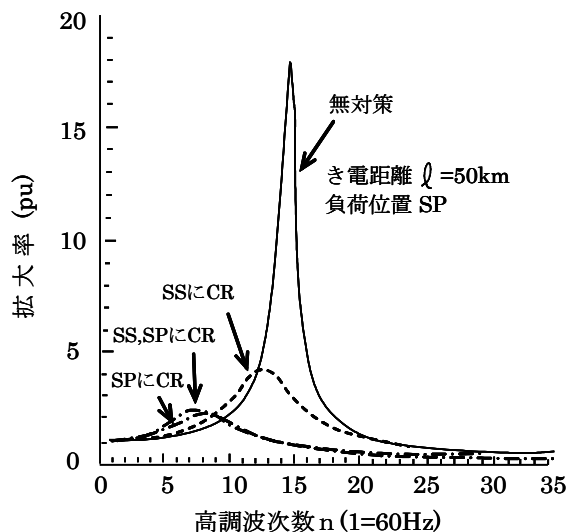
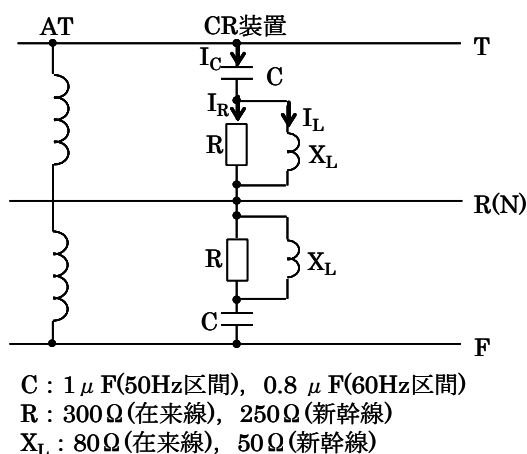


図 2.17 HMCR 装置の結線図 図 2.18 き電回路の共振と HMCR の効果シミュレーション例

2.6.4 高調波抑制対策ガイドライン

1994 年、当時の通産省より「高圧又は特別高圧で受電する需要家及び家電・汎用品の高調波抑制対策ガイドラインの策定について」と題する広報が発行された。これは、電力利用基盤強化懇談会(1987年)で提言された「高調波環境目標レベル」(系統の総合電圧ひずみ率:6kV 配電系統で 5%, 特別高圧系統で 3%以下)を 2010 年頃まで維持する目的で、特定需要家から発生する高調波電流を 1/2 に、家電・汎用品については 3/4 に抑制することが必要であるとし、対策を行う際の技術的要件を述べたものである。その後、ガイドラインの具体的な適用については、「高調波抑制対策技術指針」(JEAG9702-1995)が発行され、電気鉄道関係についても計算例を含め解説している。

以下、特定需要家である電気鉄道に関連する部分の要約を述べる。

(1) 適用の範囲

1) その施設する高調波発生機器の等価容量が下記を超過する需要家。

・ 6kV 受電:50kVA ・ 22-33kV 受電:300kVA ・ 66kV 以上受電:2000kVA

等価容量(P_0)とは、発生機器の容量を 6 パルス変換器容量に換算し、合計したもので下式による。

$$P_0 = \sum k_i \times P_i \quad \dots \dots \dots (2.13)$$

ただし、 k_i :換算係数、 P_i :定格容量 [kVA]、 i :変換回路種別を示す数

2) 高調波発生機器は、「家電・汎用品」の適用対象となる機器以外の機器とする。

3) 特定需要家が高調波発生機器を新設，増設又は更新する場合。

注)更新する場合とは，契約電力又は契約種別を変更する場合を含む。

(2) 高調波流出電流の算出

高調波対策の要否は，最終的に契約電力 1kW 当たりの高調波流出電流の上限値(表 2.10)で示されており，その算出は下記による。

- 1) 高調波流出電流は，高調波発生機器毎の定格運転状態において発生する高調波電流を合計し，これに高調波発生機器の最大の稼働率を乗じたものとする。
- 2) 対象とする高調波の次数は 40 次以下とし，流出電流は次数毎に合計するものとする。
- 3) 構内に高調波電流を低減する設備がある場合は，その低減効果を考慮することができる。

表 2.10 契約電力 1kW 当たりの高調波流出電流上限値(単位:mA/kW)

受電電圧	5次	7次	11次	13次	17次	19次	23次	23次以上
6.6kV	3.5	2.5	1.6	1.3	1.0	0.90	0.76	0.70
22kV	1.8	1.3	0.82	0.69	0.53	0.47	0.39	0.36
33kV	1.2	0.86	0.55	0.46	0.35	0.32	0.26	0.24
66kV	0.59	0.42	0.27	0.23	0.17	0.16	0.13	0.12
77kV	0.50	0.36	0.23	0.19	0.15	0.13	0.11	0.10
110kV	0.35	0.25	0.16	0.13	0.10	0.09	0.07	0.07
154kV	0.25	0.18	0.11	0.09	0.07	0.06	0.05	0.05
220kV	0.17	0.12	0.08	0.06	0.05	0.04	0.03	0.03
275kV	0.14	0.10	0.06	0.05	0.04	0.03	0.03	0.02

表 2.11 換算係数(電鉄関連抜粋)

回路分類	回路種別	換算係数 Ki	主な利用例
1	三相ブリッジ	6パルス変換器	K11=1.0
		12パルス変換器	K12=0.5
		24パルス変換器	K13=0.25
2	単相ブリッジ	直流電流平滑	K21=1.3
		混合ブリッジ	K22=0.65
		均一ブリッジ	K23=0.7
6	自励単相ブリッジ (電圧型 PWM 制御)	—————	K 6= 0

注)上記換算係数は目安値を示すものであり，特に交流電気車両のように車種によって発生量が異なるようなものについては，製作メーカーの設計値あるいは実測値により，電力会社との協議により決定することになるものと思われる。

付属書に等価容量を算出する換算係数(表 2.11)と、個別機器の高調波電流発生量(表 2.12)が掲載されており、電鉄関連部分を抜粋して示す。

表 2.12に示された「契約電力 1kW 当たりの高調波流出電流の上限値」は力率を 1 として計算した基本波入力電流に対する百分率で表現すると、表 2.13のようになる。

表 2.12 個別機器の高調波電流発生量(三相ブリッジ抜粋)(単位:%)

変換器	5 次	7 次	11 次	13 次	17 次	19 次	23 次	25 次
6 パルス	17.5	11.0	4.5	3.0	1.5	1.25	0.75	0.75
12 パルス	2.0	1.5	4.5	3.0	0.2	0.15	0.75	0.75
24 パルス	2.0	1.5	1.0	0.75	0.2	0.15	0.75	0.75

表 2.13 高調波流出電流上限値の基本波入力電流に対する百分率(単位:%)

受電電圧	5 次	7 次	11 次	13 次	17 次	19 次	23 次	24~40 次
6.6kV	4.0	2.8	1.8	1.5	1.1	1.0	0.87	0.80
22kV 以上	6.7	4.8	3.1	2.6	1.9	1.8	1.5	1.4

2.6.5 交流電鉄変電所における対策

交流電鉄変電所における高調波電流に対して、並列コンデンサによる第 3 調波の吸収対策が行われているが、5, 7 次の対策が必要となる場合はフィルタの増設が必要となる。この場合、並列コンデンサ(3 次フィルタ)の省略は、第 3 調波を拡大するので不可能である。

電気車の発生高調波は、多編成の移動負荷であるため、等価容量は三相系統換算で最大需要電力と負荷力率(並列コンデンサを含まない)から次式に基づいて求めることとしており、最大稼働率は 1 とする。

$$I_n = I_1 \times \Sigma(k_j \times I_{nj}) \dots\dots\dots(2.14)$$

ただし、 I_1 : 契約電力から求まる基本波電流[A]

I_{nj} : 高調波発生量[%], k_j : 車種別走行キロ比(当該変電所を含む線区で算出)

並列コンデンサ、フィルタがある場合は、低減効果を考慮する。

高調波対策の主眼は 5, 7 次となっており、その他の次数については「特段の支障とならないこと」と謳っている。技術指針では特段の支障となる例として、PWM 車等の高次高調波による共振拡大、不平衡分による第 3 調波電流を挙げ、注意を要するとしている。

2.7 まとめ

本章では,本論文が対象としている商用周波単相交流き電方式の概要と特徴を述べた。解決すべき主な問題として以下を指摘した。

- (1) 単相負荷に伴う三相不平衡・電圧変動問題
- (2) 負荷が発生する高調波電流

第3章

3 三相二相変換時の電源系統と交流き電鉄道の協調

3.1 はじめに

三相電力系統から大容量の単相電力を使用すると、三相側に不平衡電圧が発生し、三相機器に逆相電流が流れ、回転機はこの影響を最も受けやすく、加熱やトルクの減少が生じる。そのため、三相側の電流をできる限り平衡させることが望ましく、交流電気鉄道については、電気設備技術基準第55条及び解釈212条で、連続2時間の平均負荷で電圧不平衡率3%以内にするように定められている⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾。

そこで、三相電力を二相電力に変換し、き電回路を方面別または上下線別にして、三相側3線の電流ができるだけ等しくなるようにしている。三相二相変換変圧器には種々の結線があるが、現在、日本では特別高圧受電用としてスコット結線変圧器、及び超高压受電用として変形ウッドブリッジ結線変圧器及びルーフ・デルタ結線変圧器が使用されている。

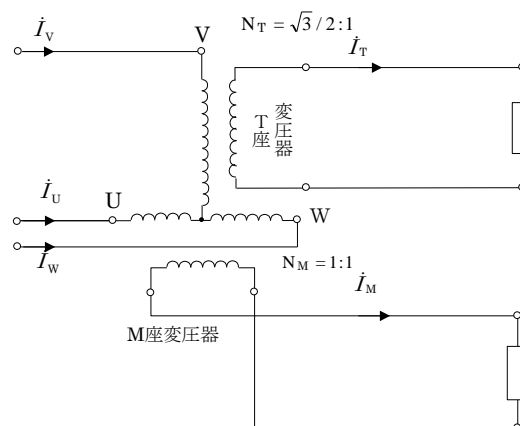


図 3.1 スコット結線変圧器

3.2 き電用変圧器による三相二相変換

(1)スコット結線変圧器

図3.1にスコット結線変圧器の結線を示す。二次側電圧を等しくするために、M座変圧器の巻数比を1:1としたとき、T座変圧器の巻数比を $(\sqrt{3}/2):1$ としたものであり、一次側は非接地としている。この変圧器のM座とT座にそれぞれ等しい単相負荷を接続した場合に、一次側に三相平衡電流が流れる。

変圧器の一次、二次の電流の間には、次の関係がある。

$$\left. \begin{aligned} I_U &= I_M - I_T/\sqrt{3} \\ I_V &= 2I_T/\sqrt{3} \\ I_W &= -I_M - I_T/\sqrt{3} \end{aligned} \right\} \dots(3.1)$$

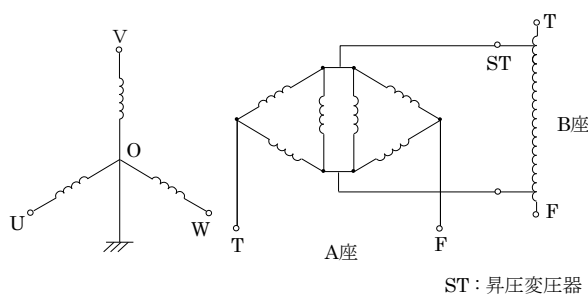


図 3.2 変形ウッドブリッジ結線変圧器

(2) 変形ウッドブリッジ結線変圧器

図3.2は変形ウッドブリッジ結線変圧器で、主変圧器はY-Δ結線を組み合わせ、A座とB座の電圧を等しくするため、B座側に昇圧変圧器を接続している。主変圧器の三相各相のインピーダンスをそれぞれ等しくすれば、一次側中性点を接地しても負荷電流による中性点電流は流れない。A座、B座負荷による三相平衡条件はスコット結線変圧器と同じである。

3.3 き電側電力融通方式電力補償装置

3.3.1 自励式電力変換器の原理

電力系統の安定化用として、GTOやIGBT等を用いた自励式電力変換器(インバータ,以降,INVと略記することがある)が開発されている。

電圧型の自励式電力変換器の基本回路構成を図3.3に示す。変換器の出力電圧 V_r は直流側コンデンサCに充電された電圧 E_d を,スイッチング素子(図ではGTO)で交流電圧に変換することによって作成される。

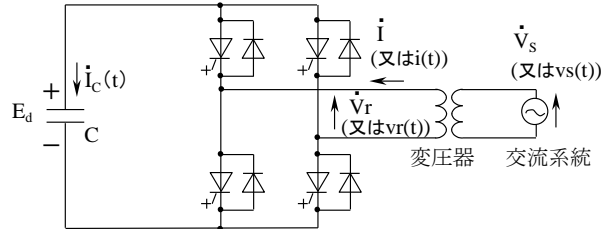


図 3.3 自励式電力変換器の基本回路構成

表 3.1 自励式変換器の基本動作

	コンデンサ動作	無 負 荷	リアクトル動作	有効電力供給	有効電力蓄積
ベクトル図					
波形					

表 3.1は自励式電力変換器の基本動作原理である。変換器と系統(この場合き電電圧または受電電圧)の間には,変圧器またはリアクトルが接続されているため,変換器出力電圧と系統電圧の差電圧の $\pi/4$ 位相遅れの電流が変換器・系統間を流れる。したがって,変換器出力電圧と系統電圧が同位相・同振幅であれば両者の間に電流は流れない。

ここで,変換器出力電圧 V_r の位相を系統電圧 V_s が同期の状態, V_r の大きさを制御することにより無効電力が授受される。すなわち, V_r と V_s の大きさを等しくすれば変換器の無効電力出力は零であるが, V_r を V_s より大きくすると変換器には進相無効電流が流れ, 逆に V_r を V_s より小さくすると変換器には遅相無効電力が流れる。また, V_r を V_s より遅れ位相にすると系統から変換器へ有効電力が供給され, 進み位相にすると変換器から系統へ有効電力が供給される。

3.3.2 各種補償装置とその比較

これらの諸問題への対策として,これまでにき電側単相 SVC(静止形無効電力補償装置: Static Var Compensator)⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾⁽²¹⁾,変位相スコット SVC⁽³⁵⁾といった無効電力を補償する装置が,また三相側で逆相電流を補償出力する三相 STATCOM(自励式静止形無効電力補償装置: Static Synchronous Compensator)⁽²²⁾⁽²³⁾が開発・実用化されてきた。図 3.4に示すように, き電用変圧器の三相側に単相自励式変換器

を三相分接続して直流側を共通としたものを、三相 STATCOM(または三相 SVG: Static Var Generator)と称している。

三相 STATCOM は三相側電流を正相有効電力分と正相無効電力分及び逆相電流分に分解し、正相無効電力分及び逆相電力分の電流が零となるように、三相各相に補償電流を出力する。M 座に力率 0.75 の力行負荷があった場合の、三相 STATCOM の補償ベクトルを図 3.5 に示す。この場合、U 相電流 I_U は M 座電流 I_M と等しく、W 相電流 I_W は M 座電流 I_M の逆向き、V 相電流 I_V は無い。そこで三相 STATCOM は U・V・W 相にそれぞれ各相の無効電力分及び逆相電力分の逆向きとなる補償電流 I_{CU} , I_{CV} , I_{CW} を出力する。これによって、各相の電流 I_{U0} , I_{V0} , I_{W0} は均等かつ正方向となる。このような補償動作を T 座に対しても行う結果、任意の負荷に対して、電源側では力率 1 で、かつ三相平衡化する。

補償の結果、有効電力は三相合計で 0 でなければならないから各相の電力は、M 座負荷電力を P_M 、T 座負荷電力を P_T として次式となる。ここで均等化された三相相電力を P_0 とする。

$$P_0 = (P_M + P_T) / 3 \dots\dots\dots(3.2)$$

三相 STATCOM は、1993 年から東海道新幹線で実用化されている。

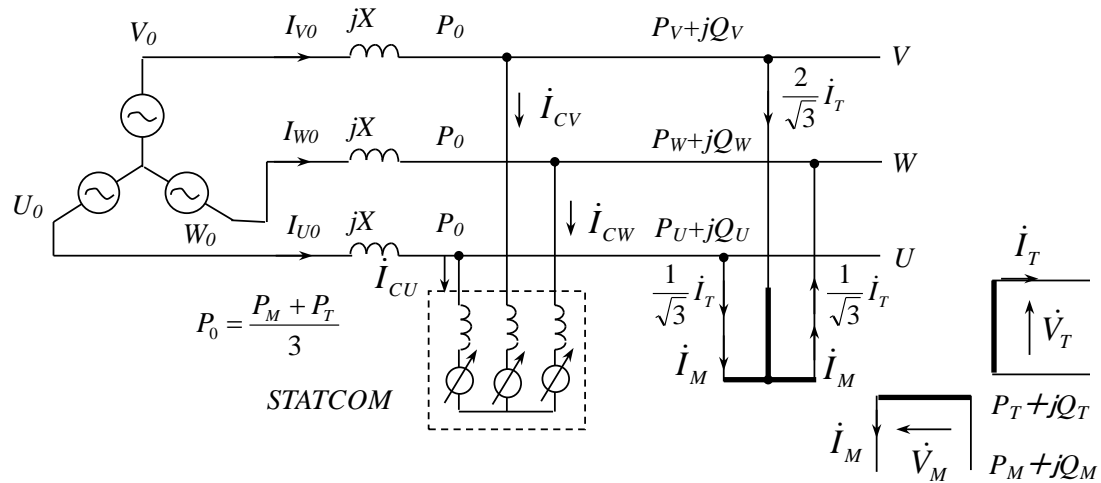


図 3.4 三相 STATCOM

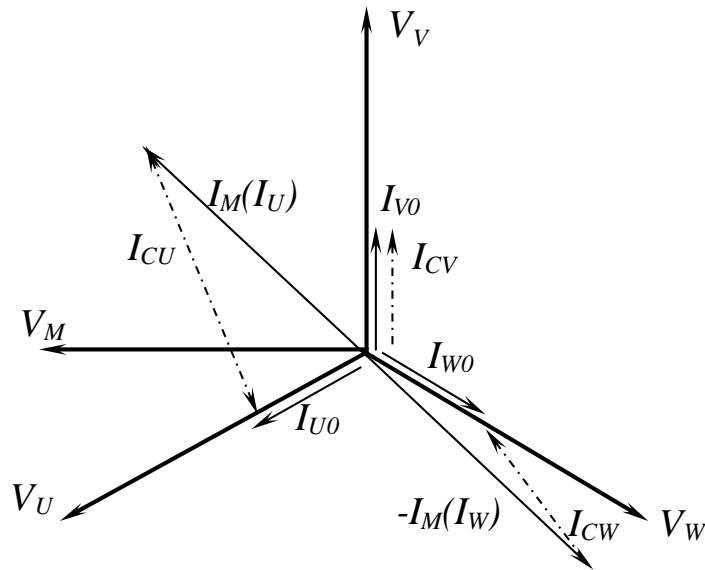


図 3.5 M 座力行負荷力率 0.75 の場合の三相 STATCOM の補償ベクトル

3.3.3 電圧変動補償装置 RPC の提案

交流電気鉄道は単相負荷である。そのためき電用変電所にて三相交流電力を受電し、変電所を境にした上りと下りの方面別に二組の単相電力をき電して、不平衡を軽減している。しかし列車負荷の増大によって、弱電源箇所では三相側の三相電圧不平衡及び電圧変動が大きくなる。この対策として、前述のようにき電側単相 SVC、三相側 STATCOM といった無効電力補償装置が開発され、各所で実用化された。

これらの無効電力補償装置に対して、本論文では電圧形自励式電力変換器を用い三相二相変圧器のき電側で有効電力を融通することによって三相側の電力を平衡化する、「き電側電力融通方式電圧補償装置」を提案している(25)(26)(27)(28)(29)(30)(31)。

き電用変電所に設置した本装置は、き電側にて有効電力を融通するとともに無効電力を補償し、さらに電力変換器の PWM 制御によって高調波電流を吸収する。これによって三相側の線間電圧変動及び三相電圧不平衡を解消しつつ、負荷の高調波電流をも吸収する。また本装置を設置した変電所が系統運用によってき電末端として用いられる場合、き電距離が長くなるためき電末端の電圧降下が大きくなる。本装置はこのような場合に、無効電力を発生してき電末端の電圧降下を補償させることも可能である。このように様々な角度から電力品質の改善を行う本装置を、RPC (Railway Static Power Conditioner) と称することにする。

これ以降、RPC の概要と、試作した RPC 模擬装置による電力補償試験の結果について述べる。

3.3.4 電圧変動とその規制条件

交流電気鉄道なき電用変電所は、電力会社等から受電した三相交流電力をき電用変圧器によってM座、T座と呼ぶ位相差 $\pi/2$ の二相交流電力に変換し、方面別に単相き電する。

図3.6に三相電力系統とスコット結線変圧器を用いた変電所結線例を示す。ただし、受電側三相をU・V・W相とし、相電圧を V_{U0}, V_{V0}, V_{W0} 、相間電圧を V_{UV}, V_{VW}, V_{WU} 、相電流を I_U, I_V, I_W 、各相の有効電力を P_U, P_V, P_W 、無効電力を Q_U, Q_V, Q_W 、送電線インピーダンスを X 、き電側M座T座なき電電圧を V_M 及び V_T 、負荷電流を I_M 及び I_T 、各相の有効電力を P_M, P_T 、無効電力を Q_M, Q_T とそれぞれしている。

このスコット結線変圧器は二相側のM座とT座すなわち方面別の単相負荷電力が均等で力率が等しい時、三相側が完全平衡するように設計されている。しかし電気車負荷はダイヤに従って加減速を頻繁に繰り返すため、力行から回生まで負荷電力は大幅に変動する。また現在走行しているタップ制御車、サイリスタ位相制御車、自励変換式車両はそれぞれ力率が異なる。例えばサイリスタ位相制御車は力行時力率が0.7~0.8、回生時-0.4~-0.5であり、自励変換式車両は力行時力率約1.0、回生時約-1.0を目標に制御している。ただし、ここでは回生中の車両力率を、余弦関数にあてはめた負の値で表現している。これらの車両が混在するため、単相負荷全体の力率も刻々と変化する。

このためM座T座の負荷電力が完全に平衡を保つことはまれであり、負荷容量に対して電源の短絡容量が相対的に小さい場合には、三相側に電圧不平衡や線間電圧変動を生じやすい。三相電圧不平衡率 K_V は三相逆相電圧 V_2 と正相電圧 V_1 の比と定義されており、電力系統内の回転機器等に障害を与えぬよう、電気設備技術基準及び解釈にて2時間平均で3%以内とするよう定めている。

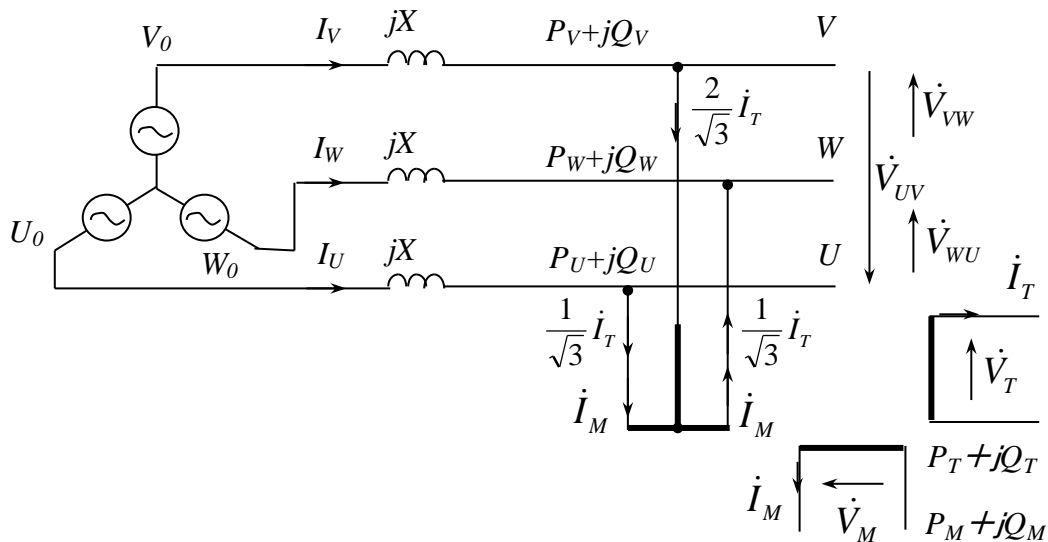


図 3.6 三相電力系統とき電用変電所

ここで図 3.6の回路において,三相逆相電流のベクトル I_2 は式(3.3)で表せる。

$$I_2 = \frac{1}{\sqrt{3}}(jI_M + I_T) \dots\dots\dots(3.3)$$

次に M 座 T 座の負荷電流をスカラ表示し,力率角を θ_M, θ_T として三相逆相電流をスカラ表示すれば式(3.4)で表せる。

$$I_2 = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{I_M^2 + I_T^2 - 2I_M I_T \cos(\theta_T - \theta_M)} \dots\dots\dots(3.4)$$

送電線路の抵抗を無視すれば,逆相電圧 V_2 は送電線路リアクタンス X と逆相電流 I_2 の積である。したがって,電源短絡容量 P_S , 受電電圧 V_0 として,式(3.3),(3.4)より三相電圧不平衡率 K_V を式(3.5)に導くことができる。

$$\begin{aligned} K_V &= V_2 / V_1 \\ &= XI_2 / V_1 \dots\dots\dots(3.5) \\ &= \sqrt{3}V_0 I_2 / P_S \end{aligned}$$

さらに三相相間電圧変動 $\Delta V_{UV}, \Delta V_{VW}, \Delta V_{WU}$ をスカラ表示すると,式(3.6)で示される。

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_{UV} &= \frac{V^2}{P_S} \{I_M \sin(\theta_M + \pi/3) + \sqrt{3}I_T \sin(\theta_T - \pi/6)\} \\ \Delta V_{VW} &= \frac{V^2}{P_S} \{I_M \sin(\theta_M + \pi/3) + \sqrt{3}I_T \sin(\theta_T + \pi/6)\} \\ \Delta V_{WU} &= \frac{2V^2}{P_S} I_M \sin \theta_M \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.6)$$

これらの関係式から三相電圧不平衡率 K_V が最小値 0 となるのは,三相逆相電流 I_2 が 0 である時とわかる。 I_2 が 0 となるのは, $I_M = I_T$, すなわち上り方面と下り方面の単相負荷電流値が均等で,かつ $\theta_M = \theta_T$, すなわち両座負荷の力率が等しい状態である。また,三相線間電圧変動 $\Delta V_{UV}, \Delta V_{VW}, \Delta V_{WU}$ もそれぞれ 0 に最小化されるためには, I_2 最小化の条件に加えて,両座の力率角がともに 0 でなければならない。

このように三相電圧が平衡し,三相線間電圧が変動しない条件は,上り方面と下り方面の両座の負荷電力が平衡し,かつ両座の負荷力率が 1 の場合となる。

また一方で,サイリスタ位相制御車など,整流に伴う高調波電流を発生する電気車も多く存在する。高調波電流は通信線への誘導障害や三相側電力系統への高調波電流流入による障害を引き起こすため,電気鉄道に高調波の抑制が求められることがある。

3.3.5 RPC の構成と動作原理

(1) RPC の構成

RPC の基本構成は、2 台の自励式電力変換器の直流側にコンデンサを接続し、二つの単相き電回路間を連結したものである。変電所設置時の RPC の基本構成を図 3.7 に示す。

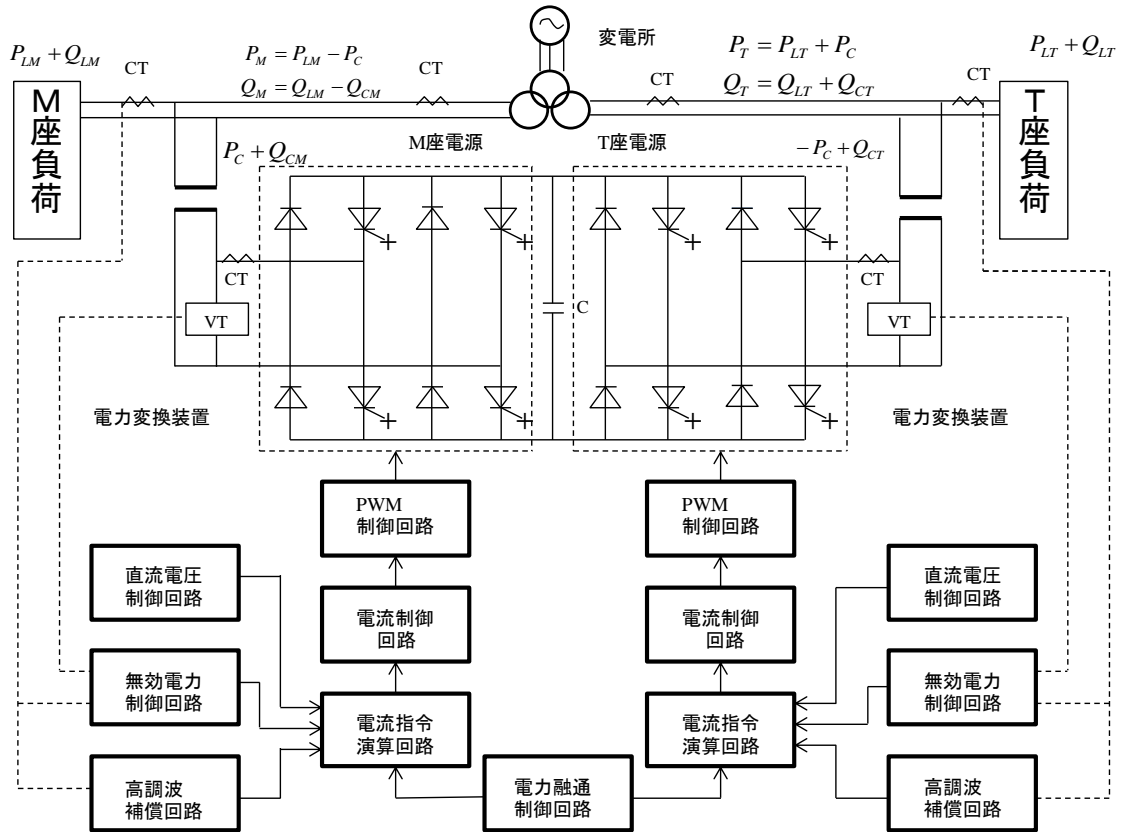


図 3.7 き電用変電所での RPC の構成

(2) 各要素の動作

RPC は M 座 T 座共通である直流コンデンサ C の電圧を M, T 両座の直流電圧制御回路で常に一定に制御する。この際、後述の電力比較を正確に行うために充電電流を両座均等に負担する。そして電力融通制御回路で M 座と T 座の負荷有効電力 P_M, P_T を比較する。負荷が少ない方のき電回路に接続された変換器は、き電回路から有効電力を取り込んで直流コンデンサ C に供給する。負荷の多い方の変換器は、直流コンデンサから有効電力を取り込み、き電回路に供給する。この結果、M 座き電回路 P_M と T 座き電回路の有効電力 P_T を等しくすることができる。

無効電力 Q_M, Q_T 及び高調波電流の補償は、M 座側と T 座側が独立である。それぞれ無効電力補償回路で負荷の無効電力を検出すると共に、高調波補償回路でフィルタを用いて負荷電流の高調波成分を抽出することにより行う。

電力融通制御回路、直流電圧制御回路、無効電力補償回路及び高調波補償回路はそれぞれの制御目標に合致した指令を出力するが、これらの信号は電流指令演算回路で一括統合され、変換器の電流指令となる。次に、電流制御回路で変換器の

出力電流がこの指令通りになるように制御され、PWM 制御回路を経て変換器の各 GTO サイリスタ素子(または IGBT 素子)のオンオフスイッチング制御がなされる。

3.3.6 三相電圧変動補償の原理

き電用変電所に設置する RPC は、三相側の電圧変動及び不平衡の補償を主たる目的とする。そこで RPC は、M 座 T 座き電回路の有効電力 P_{LM}, P_{LT} を融通し、二相側負荷を常に平衡させる。また同時に M 座 T 座の無効電力 Q_{LM} 及び Q_{LT} を最小化補償する。その結果、2 章で述べたように、三相二相変換変圧器の原理によって三相電力を平衡化し、三相電圧の変動を軽減する。これらのき電回路の有効・無効電力は、両座の電圧電流から RPC 内部の検出回路で検出する。

この原理をベクトルで示したのが図 3.8 である。図 3.8(a) はサイリスタ位相制御車と自励変換式車両がそれぞれ力行中の状況、(b) はサイリスタ位相制御車力行中、自励変換式車両回生中の補償状況を表す。ただし M 座 T 座の補償電流をそれぞれ I_{CM}, I_{CT} 、補償後の電流を I_{SM}, I_{ST} と表す。

M 座から T 座へ融通すべき有効電力 P_C は式(3.7)に示すように両者の差を 1/2 にした値である。これによって、M 座が電力系統より取り込む有効電力 P_M 及び T 座の P_T は、式(3.8)、(3.9)のように同じ値となって平衡する。

$$P_C = (P_{LM} - P_{LT})/2 \quad \dots\dots\dots(3.7)$$

$$P_M = P_{LM} - P_C = (P_{LM} + P_{LT})/2 \quad \dots\dots\dots(3.8)$$

$$P_T = P_{LT} + P_C = (P_{LM} + P_{LT})/2 \quad \dots\dots\dots(3.9)$$

また両座の無効電力補償量 Q_{CM}, Q_{CT} は次式のように負荷の無効電力そのものである。

$$Q_{CM} = -Q_{LM} \quad \dots\dots\dots(3.10)$$

$$Q_{CT} = -Q_{LT} \quad \dots\dots\dots(3.11)$$

この結果、RPC が両座に出力すべき電圧変動補償電力 C_M, C_T は式(3.12)、(3.13)となる。

$$C_M = -P_C + jQ_{CM} \quad \dots\dots\dots(3.12)$$

$$C_T = -P_C + jQ_{CT} \quad \dots\dots\dots(3.13)$$

この電力を、電力変換器が出力する補償電流ベクトル I_{CM}, I_{CT} に換算したものを式(3.14)、(3.15)に示す。

$$\begin{aligned} I_{CM} &= (-P_C + jQ_{CM})/V \\ &= -I_{CPM} + jI_{CQM} \quad \dots\dots(3.14) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} I_{CT} &= (P_C + jQ_{CT})/V \\ &= I_{CPT} + jI_{CQT} \quad \dots\dots\dots(3.15) \end{aligned}$$

ただし、 $I_{CPM}, I_{CQM}, I_{CPT}, I_{CQT}$ はそれぞれ M 座 T 座の有効分、無効分の補償電流、 V はき電送り出し電圧である。

このように M 座 T 座の有効電力を平衡化し、両座の無効電力を補償して力率を 1.0 とすることによって、三相側の電圧変動を抑制することができる。

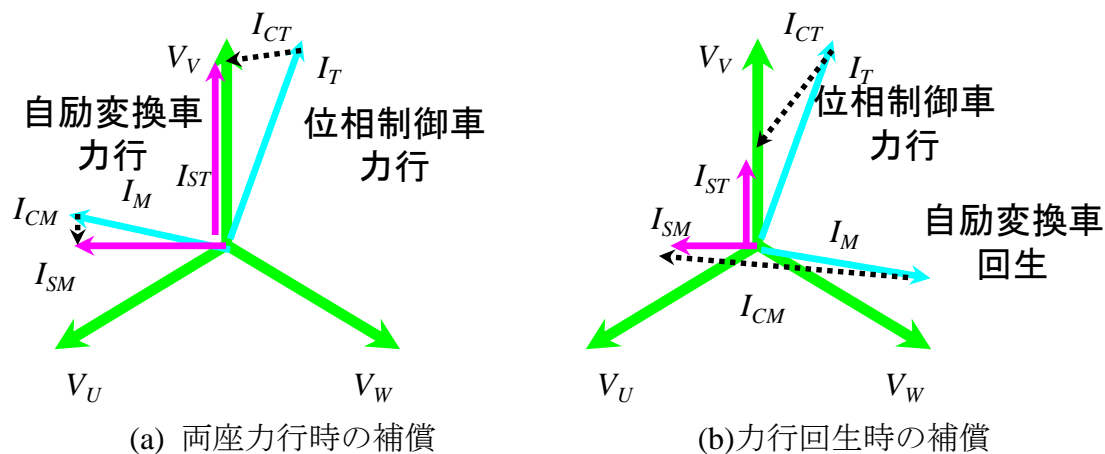


図 3.8 三相不平衡補償の原理

3.3.7 高調波補償の原理

(1) アクティブフィルタ動作

本装置で用いた自励式電圧形電力変換器は、PWM 制御によって、直流側コンデンサ電圧から交流側に任意のタイミングで任意の電圧パルスが発生できる。そこで RPC はき電回路に発生する高調波電流の補償動作を行うことができる。

変電所では、一般に用いられるアクティブフィルタ⁽³²⁾⁽³³⁾⁽³⁴⁾と同様に、き電回路の高調波電流を常時監視し、検出した第 3 調波、第 5 調波といった低次高調波電流を補償するように動作する。

(2) 補償容量の割り当て

実際に RPC を設置・運用する場合、重要なのは限られた装置の補償容量を有効電力融通・無効電力補償・高調波補償に適切に割り当てるアルゴリズムである。装置設置の主目的は三相側電圧変動対策である。そこで各座の容量 P_{MAX} に対して、まず三相電圧変動補償に用いる容量 P_V を優先して設定し、残った容量を高調波補償に割り振ることとした。したがって各座の電圧変動補償電力 $P_{CX} + jQ_{CX}$ は、次式のように RPC 内部にて瞬時瞬時に P_V 以下となるよう制御する。

$$P_V \geq \sqrt{P_{CX}^2 + Q_{CX}^2} \quad \dots\dots\dots(3.16)$$

この結果、M 座と T 座の電力変換器が出力する補償電流の瞬時値 i_{CM}, i_{CT} は、式(3.17)に表される。ただし i_{CMH}, i_{CTH} はそれぞれ M 座 T 座の高調波補償電流の瞬時値である。

$$\begin{aligned} i_{CM} &= i_{CPM} + i_{CQM} + i_{CMH} \\ i_{CT} &= i_{CPT} + i_{CQT} + i_{CTH} \quad \dots\dots\dots(3.17) \end{aligned}$$

このとき有効電力融通分瞬時値 i_{CPM}, i_{CPT} 及び無効電力補償分瞬時値 i_{CQM}, i_{CQT} は、式(3.16)の P_V による規制を受けた値である。また電流補償値 i_{CM}, i_{CT} は、装置の全補償容量 P_{MAX} 以内に規制される。

なお M 座と T 座の有効電力分を除いた補償電流は、相互に無関係に演算され、出力される。

3.3.8 き電末端電圧降下の補償

RPC は任意の大きさタイミングで無効電力を発生し得るため、き電末端に設置してき電末端の電圧降下を補償させることができる。このような無効電力制御装置の例として、図 3.9 に示すき電区分所(SP)設置の単相 SVC(他励式)が実用化されている⁽³⁵⁾⁽³⁵⁾。き電末端での RPC は、単相自励式 SVC すなわち単相 STATCOM に相当する動作を行う。

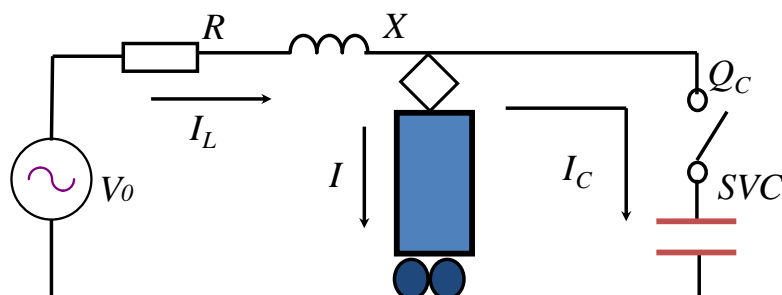


図 3.9 き電区分所設置単相 SVC

き電末端設置時の RPC の基本構成を図 3.10 に示す。自励式変換器の直流側には直流コンデンサが接続され、交流側はき電回路の末端に接続される。

RPC は直流コンデンサの電圧を直流電圧制御回路で常に一定に制御した状態で、き電回路末端の電圧を検出して電圧降下補償回路で電圧降下分を補償するための無効電流分指令を求め、電流制御回路で変換器の出力電流を制御し、PWM 制御回路を経て変換器の各 GTO サイリスタのオンオフスイッチング制御により無効電力を出力する。

き電電圧降下を無効電力によって補償する原理をベクトルで表したのが図 3.11 である。ただし簡単のため、実際は複数であるべき負荷を単一で考えている。変電所から負荷までのインピーダンスを $R+jX$ 、負荷の有効電力及び無効電力をそれぞれ P 及び Q 、き電送り出し電圧を V_0 とする。ここで電圧降下 ΔV を 0 とした場合、RPC が発生すべき無効電力 Q_c 及び補償電流 I_{CM} を次式に示す。

$$\begin{aligned} \Delta V &\propto PR + (Q - Q_c)X \\ Q_c &= Q + (R/X)P \\ I_{CM} &= (Q_c + PR/X)/V_0 \end{aligned} \quad \dots\dots (3.18)$$

実際の運用では、RPC は変電所(SS)に設置して常時は三相電圧不平衡補償動作をさせることを基本とする。また何らかの理由で当該変電所が故障してき電不能となり、隣接する変電所から電力を供給する延長き電を行う場合、動作停止した SS は SP として用いられる。この時 RPC は M 座 T 座間の接続を開放し、動作モードを切り替えるだけで、き電末端の電圧降下を補償することが可能となる。

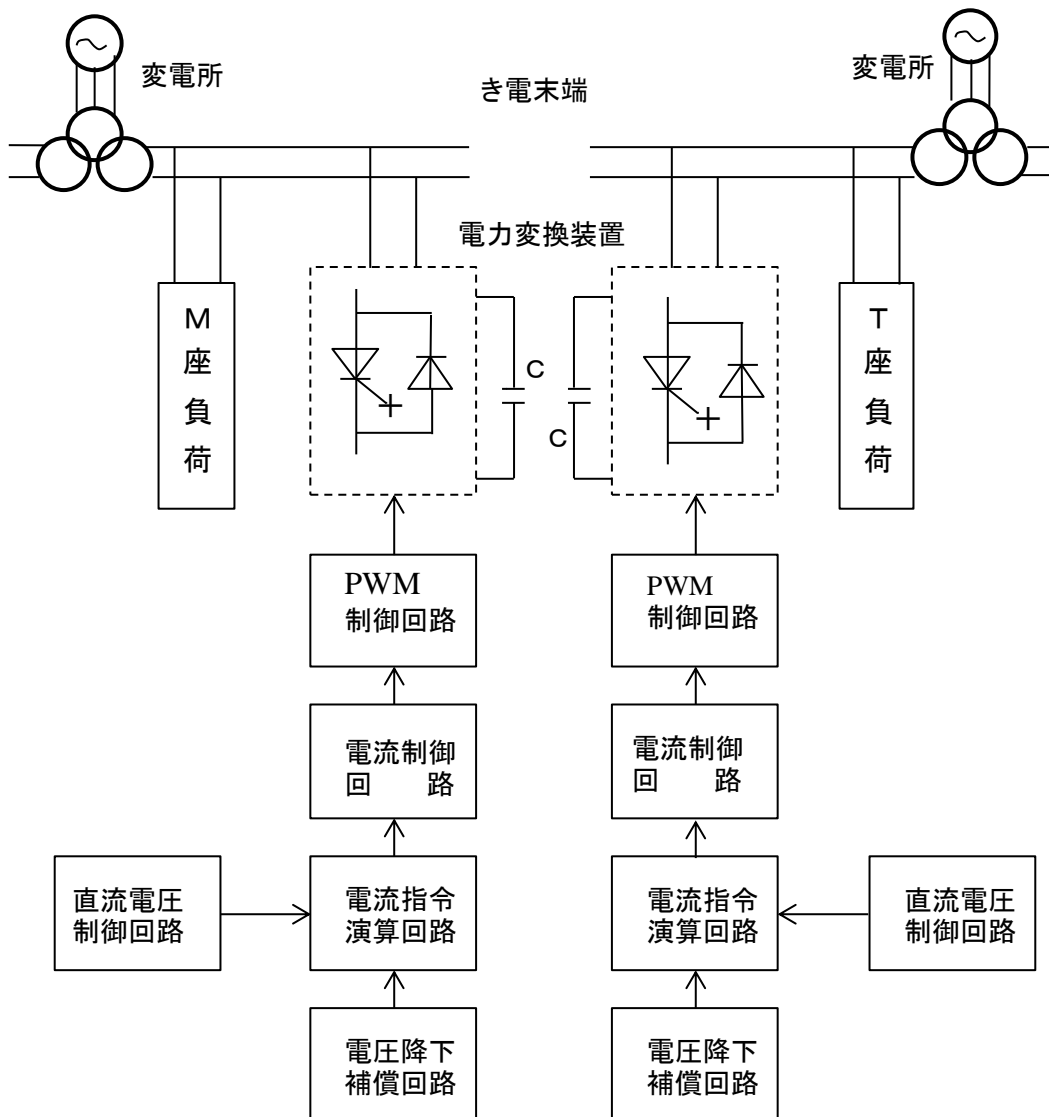
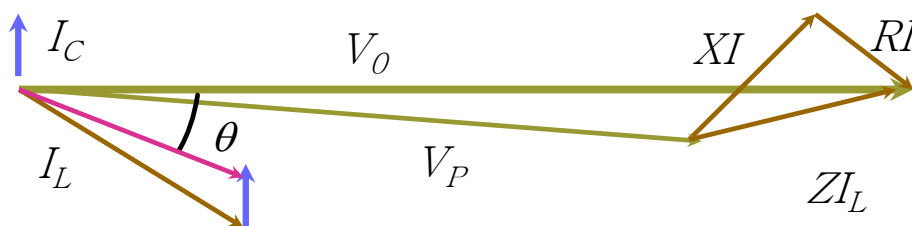


図 3.10 き電区分所での RPC の構成



V_0 : 送り出し電圧, V_R : き電末端電圧,
 θ : 負荷力率角, γ : 線路角, ΔV : 電圧降下, I : 負荷電流

図 3.11 き電末端電圧降下補償の原理

3.3.9 RPC き電末端での電力融通

突き合わせき電の末端において、両側のき電回路を RPC で結び、回路間で有効電力の融通を行なうことも可能である。これはき電末端の電圧降下対策として有用と考える。ただしこの場合、電力会社の送電系統間を鉄道き電回路が接続する形になるため、実用に当たっては調整が必要となる。

3.3.10 RPC と三相 STATCOM の比較

ここでそれぞれ自励式電力変換器を用い、き電側での補償を行う RPC と、三相側で補償を行う三相 STATCOM の特徴を表 3.2 に示す。

RPC はき電側で有効電力融通と無効電力補償を行うため、無効電力がき電用変圧器を通過しない。そのため無効電力の変圧器分の電圧降下が発生しない点が、三相 STATCOM に対して有利である。

また M 座負荷完全補償時の RPC 容量と三相 STATCOM 容量は後者が 5% 大、T 座負荷完全補償時の RPC 容量と三相 STATCOM 容量は同等である。

表 3.2 RPC と三相 STATCOM の比較

項目	RPC	三相STATCOM
特徴	き電母線各座にRPCを設置し、各座の無効電力を補償するとともに、2相間の有効電力融通を行い、受電三相母線の電圧変動を補償する。 変電所がき電不能の場合、き電回路の電圧降下を補償することも可能である。	受電三相母線にSTATCOMを設置し、無効電力及び逆相電力を出力させることによって、負荷の無効電力や不平衡電流による受電三相母線の電圧変動を補償する。
受電三相母線電圧変動補償	き電用変圧器二次側での電力融通制御及び無効電力補償により、受電三相母線電圧の変動を補償できる。	き電用変圧器一次側での無効電力及び逆相電力の出力によって、受電三相母線電圧の変動を補償できる。
き電回路の電圧降下補償	電圧制御による無効電力出力により、き電用変圧器の電圧降下を補償できる。	き電用変圧器の二次側に並列コンデンサを設置することで、き電用変圧器の電圧降下分を補償できる。
完全補償装置容量	M座負荷に対して100% T座負荷に対して100%	M座負荷に対して105% T座負荷に対して100%

3.4 ミニモデルを用いた検証

3.4.1 RPC 模擬装置の概要

このような RPC の構成とアルゴリズムの実用性を検証するために、RPC 模擬装置を試作した(図 3.12)。インバータ盤には二台の電力変換器を組み込んでおり、両座の電力変換器はともに定格電圧 220V、定格容量 10kVA、定格周波数 50Hz である。直流コンデンサ定格電圧は 500V、出力変圧器は容量 10kVA、インピーダンス電圧降下 2.0%とした。

スイッチング素子には汎用の BiMOS パワートランジスタを 1S1P 接続で用い、スイッチング速度は 7kHz とした。これは、実用機にて GTO 素子を用いて 3 パルス 8 段多重変換器を構成することとほぼ等価である。



図 3.12 RPC ミニモデル
(左上: インバータ盤, 左下: 制御盤, 右上下: 内部)

3.4.2 三相電圧平衡化補償試験

RPC 模擬装置と模擬負荷装置を用い、き電用変電所における単相き電回路の電力融通・無効電力補償・高調波補償の各動作について確認試験を行った。試験回路構成を図 3.13 に示す。なお、試験回路ではスコット結線変圧器の代替として既存の変形ウッドブリッジ結線変圧器を用いたため、以下に示す試験設定及び結果は M 座の代わりに A 座、T 座の代わりに B 座として表現する。受電側には線路リアクトルを設けて送電線を模擬した。試験回路 A 座にはタップ制御車模擬負荷、B 座にはサイリスタ位相制御車模擬負荷をそれぞれ接続した。ただし、三相側相電流を I_U, I_V, I_W 、三相側相間電圧を V_{UV}, V_{VW}, V_{WU} 、補償されたき電側座電流を I_A, I_B 、負荷電流を I_{LA}, I_{LB} 、座毎の RPC 補償電流を I_{CA}, I_{CB} 、座電圧を V_A, V_B とそれぞれ表す。

A 座の負荷電流を 10A として、RPC による有効電力融通と無効電力補償を行った結果の瞬時波形を、三相側とき電側をまとめて図 3.14 に示す。負荷電流は A 座 B 座が不平衡でかつ高調波を含んでいるが、RPC の補償動作によってき電側両座電流が平衡し、さらに三相側線間電圧、電流がほぼ平衡したことがわかる。

図 3.15 は同じく B 座負荷電流 10A で、RPC が力率と高調波を補償する様子を示す。B 座において補償前の電圧と電流はサイリスタ位相制御に伴う大きな位相差を持っているが、補償動作によってき電側電圧波形のひずみが小さくなっている。これに伴って、三相側 U・V・W 相それぞれの電流も補償されている。

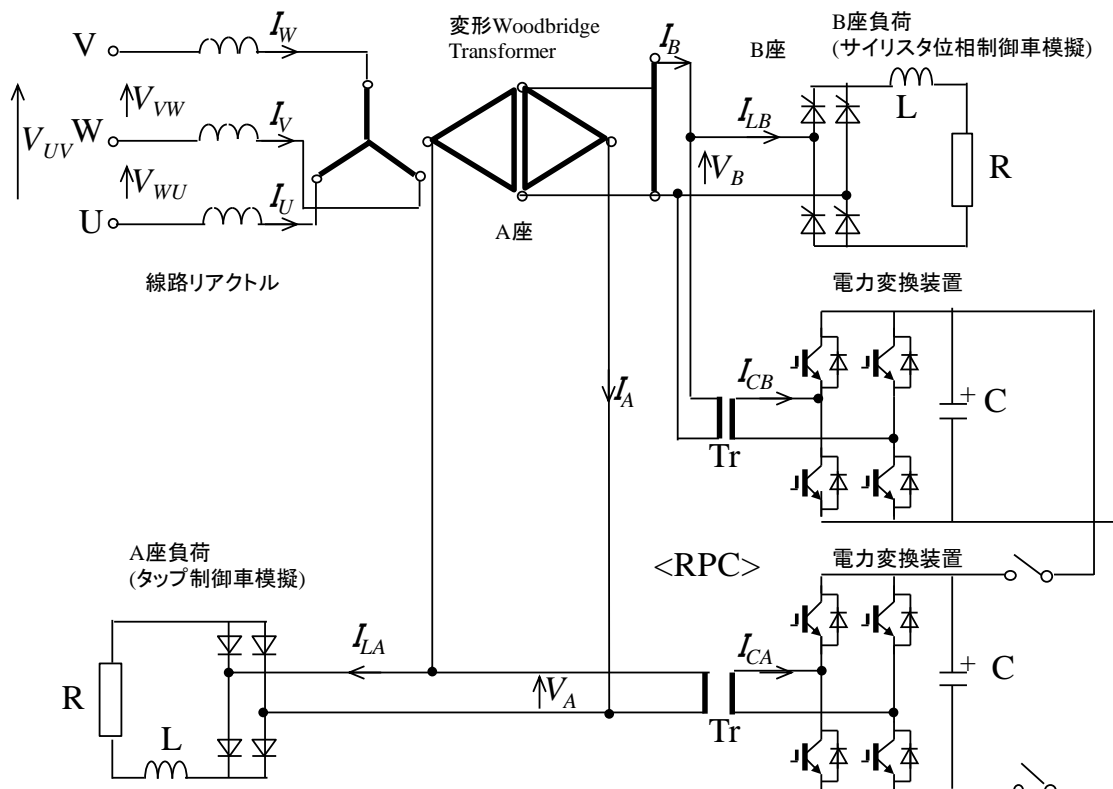


図 3.13 RPC の試験回路

交流電気車には電圧変換のために主変圧器が搭載されている。変電所及びき電区分所の異相セクションでは、車両が電源を切替える瞬間に車両主変圧器への大きな無負荷励磁突入電流(以下、突流と略す)が発生することがある。この突流の波形は上下非対称であり、その大きさは開放時、投入時のき電電圧位相、さらに車両主変圧器二次側の回転機補機からの逆加圧容量等、種々の要因によって変化する。

図3.16はRPCの応答速度を確認した試験結果である。B座負荷側にトランスと遮断器を接続し、切替セクション等における車両主変圧器の突流を模擬した。B座負荷電流 I_{LB} の急激な変化に対して、同位相でB座側補償電流 I_{CB} が追従して高調波補償を試みていること、A座側 I_{CA} では電流の有効分が融通されて出力されていることがわかる。すなわち励磁突入電流のような負荷急変に対しても、交流基本波1サイクル以内に応答している。この結果、RPCは負荷電流の急変に対しても、き電側の I_A と I_B との電流不平衡を最小限に押さえることによって、三相側の電圧不平衡を抑制していることを確認できた。

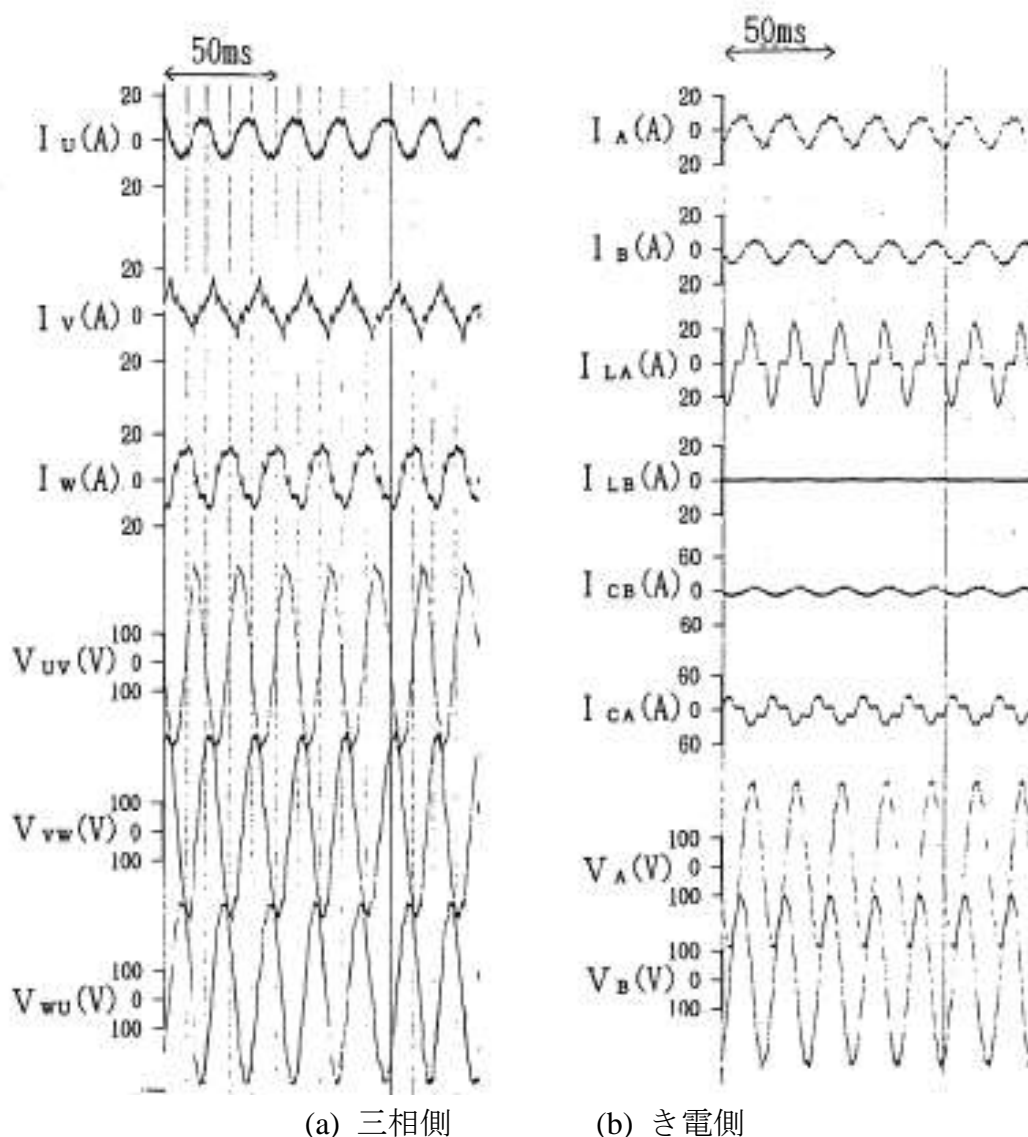
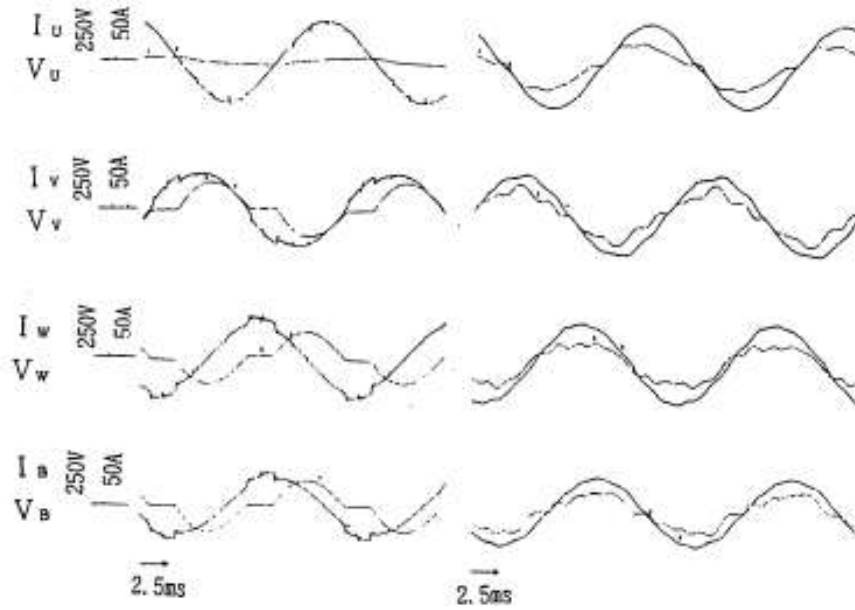
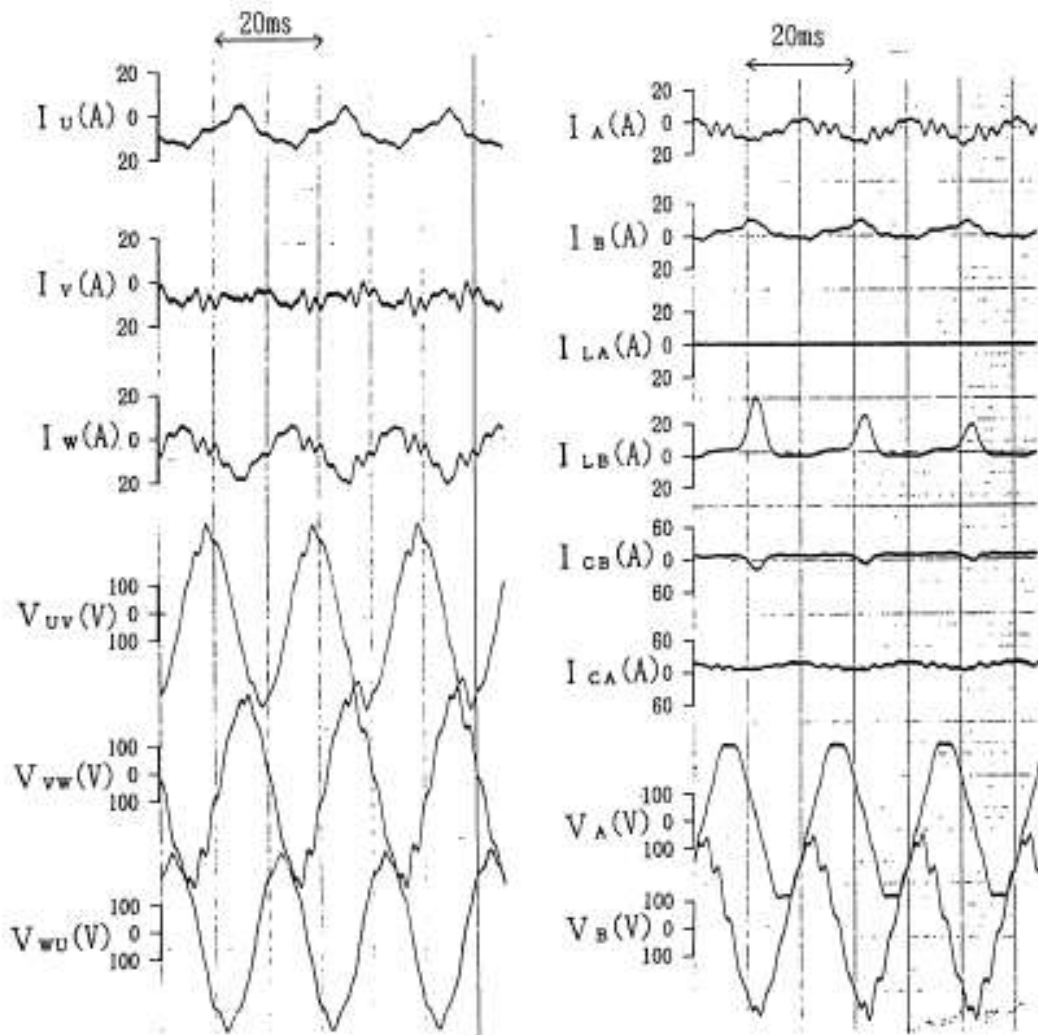


図 3.14 三相電圧とき電電流の平衡化補償



(a) 補償前 (b) 補償後

図 3.15 力率と高調波補償結果



(a) 三相側 (b) き電側

図 3.16 変圧器励磁突入電流への応答

3.4.3 試験結果の評価

A 座 B 座の負荷電流に対する補償効果を、三相線間電圧の変動面から評価した結果を表 3.3及び図 3.17 に示す。

補償前の三相線間電圧は A 座 B 座それぞれが異なる変動を示しており、A 座負荷では VW 相間電圧が、B 座負荷では UV 相間電圧がそれぞれ大きく低下している。そして RPC の補償動作によって、A 座負荷・B 座負荷共に三相線間電圧が平衡化されたことがわかる。

さらに図 3.17 の A 座について電圧不平衡率及び電圧低下率の形で図 3.18に示す。負荷電流 20A にて 6.7%であった電圧不平衡率は、8A にて 0.6%に補償された。同様に、電圧変動率は負荷電流 20A にて 9.3%から 0.8%に補償された。

表 3.3 RPC ミニモデル試験結果

(1)負荷電流と電圧不平衡率との関係(A座負荷)

(RPC 停止)

I_{LA} [A]	V_{UV} 相間 電圧[V]	V_{VW} 相間 電圧[V]	V_{WU} 相間 電圧[V]	ΔV_{UV} 変動 率[%]	ΔV_{VW} 変動 率[%]	ΔV_{WU} 変動 率[%]	K_V 不平 衡率[%]
0	203.6	203.8	203.1	0.0	0.0	0.0	0.2
5	202.3	196.3	201.8	0.6	3.7	0.6	1.9
10	202.5	190.0	198.2	0.5	6.8	2.4	3.7
15	204.4	186.5	195.5	-0.4	8.5	3.7	5.3
20	206.8	184.9	192.2	-1.6	9.3	5.4	6.7

(RPC 運転)

I_{LA}	V_{UV}	V_{VW}	V_{WU}	ΔV_{UV}	ΔV_{VW}	ΔV_{WU}	K_V
0	203.2	204.6	203.4	0.0	0.0	0.0	0.4
5	204.2	205.5	203.6	-0.5	-0.4	-0.1	0.5
10	203.9	204.4	202.3	-0.3	0.1	0.5	0.6
15	203.4	204.2	202.1	-0.1	0.2	0.6	0.6
20	202.8	203.0	201.8	0.2	0.8	0.8	0.4

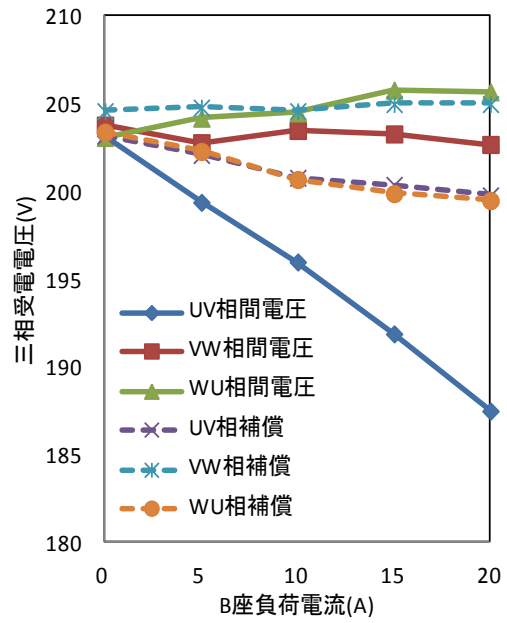
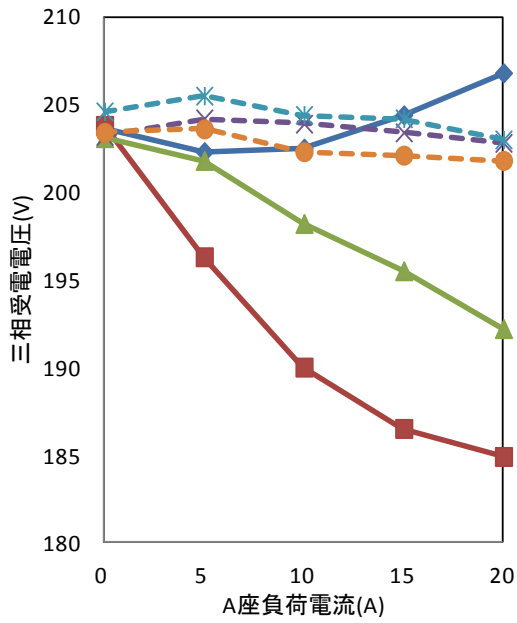
(2)負荷電流と電圧不平衡率との関係(B座負荷)

(RPC 停止)

I_{LB}	V_{UV}	V_{VW}	V_{WU}	ΔV_{UV}	ΔV_{VW}	ΔV_{WU}	K_V
0	203.2	203.8	203.1	0.0	0.0	0.0	0.2
5	199.4	202.8	204.2	2.1	0.5	-0.5	1.4
10	196.0	203.5	204.5	3.7	0.1	-0.7	2.6
15	191.9	203.3	205.8	5.7	0.2	-1.3	4.2
20	187.5	202.7	205.7	7.9	0.5	-1.3	5.6

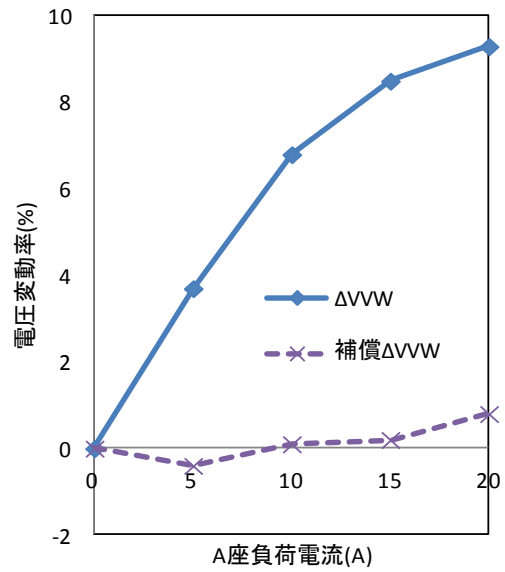
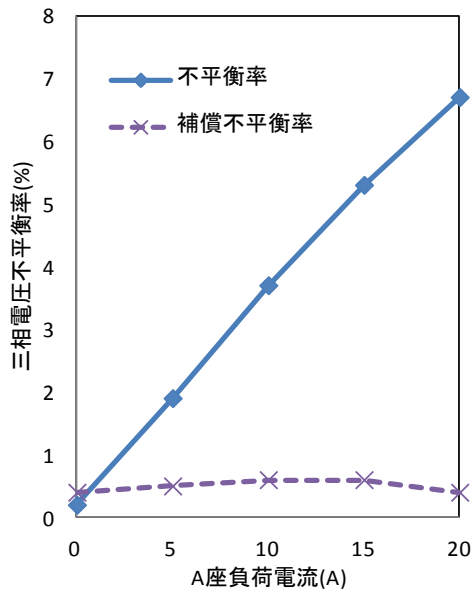
(RPC 運転)

I_{LB}	V_{UV}	V_{VW}	V_{WU}	ΔV_{UV}	ΔV_{VW}	ΔV_{WU}	K_V
0	203.2	204.6	203.4	0.0	0.0	0.0	0.4
5	202.1	204.8	202.3	0.5	-0.1	0.5	0.9
10	200.8	204.6	200.7	1.2	0.0	1.3	1.3
15	200.4	205.0	199.9	1.4	-0.2	1.7	1.6
20	199.8	205.0	199.5	1.7	-0.2	1.9	1.6



(a) A 座負荷(タップ制御模擬) (b) B 座負荷(サイリスタ位相制御模擬)

図 3.17 三相線間電圧変動の補償結果



(a) 電圧不平衡補償

(b) 電圧変動補償

図 3.18 三相不平衡及び電圧変動補償結果

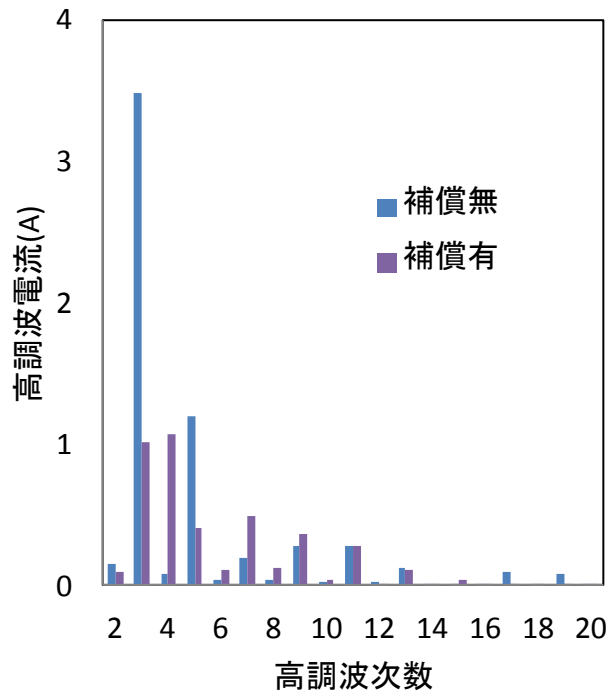


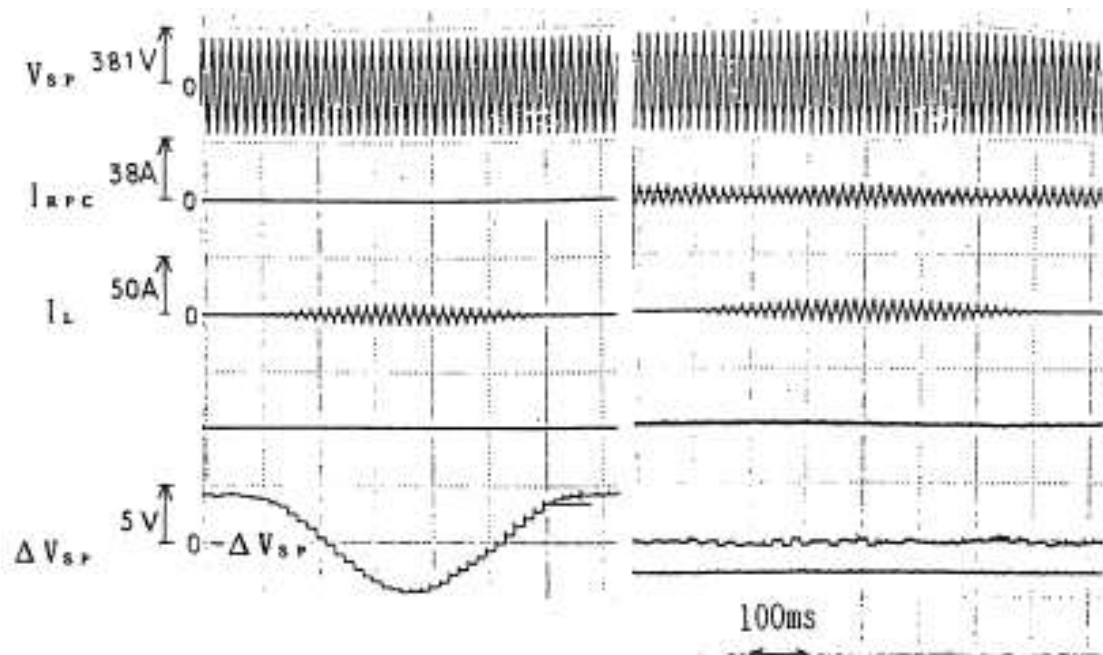
図 3.19 高調波解析結果

次に,A座に負荷電流10Aを流した状態で,RPCによる補償前と補償後のき電側電流の周波数を解析した結果を図3.19に示す。主に低次高調波が補償されていることがわかるが,これは試作装置のスイッチング速度によるものである。このとき総合的な高調波含有率は約1/3に減少した。

3.4.4 き電末端電圧補償試験

き電末端での電圧降下補償動作を確認するため,A座とB座を切り離し,B座でき電末端のき電区分所(SP)を模擬した。負荷電流 I_L を変化させながらき電末端電圧変化 ΔV_{SP} を測定した結果を図3.20に示す。ただし I_{RPC} はRPC補償電流, V_{SP} はき電末端電圧である。本試験では直流コンデンサ電圧を約500Vに設定した。

(a)は補償無し状況であり,負荷電流 I_L 増加によって ΔV_{SP} が降下した。これに対してRPCが補償動作を行った(b)では,負荷電流 I_L が増加しても $\Delta V_{SP} \doteq 0$ である。RPCは一定電圧制御を行うことにより,無負荷時から高負荷時まで電圧低下がほぼ補償されたことがわかる。なお実際のJR等のき電回路における電車線電圧変動許容範囲は表3.4に示すようであり,変電所からは一般に最高電圧でき電している。このため,き電末端では標準電圧程度以上を確保していれば良く,必ずしも電圧を一定に保つ必要はない。



(a) 補償無し (b) 補償有り

図 3.20 き電末端電圧補償結果

表 3.4 電車線電圧の許容変動範囲

	新幹線	在来線
最高	30kV	22kV
標準	25	20
最低	22.5	16(17)
瞬時最低	20	

注:()は主要線区

3.4.5 原理検証のまとめ

き電側にて有効電力融通と無効電力補償,及び高調波補償を可能とする,自励式電力変換器を用いたき電側電圧補償装置 RPC を提案した。さらに試作した評価用模擬装置を用いて各種試験を行い,次のような結果を得た。

- (1) RPC はき電側の不平衡で高調波を含む二つの単相負荷を平衡化し,これによって三相側の電圧不平衡及び線間電圧変動を補償できる。
- (2) RPC は低次高調波を補償できる。
- (3) 切替セクション等での変圧器無負荷励磁突入電流のような負荷急変に対しても交流基本波 1 サイクル以内に反応しており,応答速度は十分である。
- (4) RPC はき電区分所にて,き電末端の電圧降下を補償できる。

3.5 実設備への適用

新幹線に代表される交流電気鉄道の三相電圧不平衡・電圧変動問題及び大容量のサイリスタ位相制御車が走行する場合の整流に伴う高調波問題、き電回路末端での電圧低下問題への対策として、き電用変圧器き電側において単相 2 回線の母線に電力変換器を接続し、回路間の有効電力融通とき電の無効電力補償を同時に行うことにより、三相不平衡補償と電圧変動補償を実施し、さらに列車から発生する特別高圧の高調波電流を補償する機能を持った電圧変動補償装置(Railway Static Power Conditioner: 以下、RPC と呼ぶ)を提案してきた⁽³⁰⁾。RPC は既に実用化されているき電用変圧器三相側設置の三相 STATCOM⁽²⁴⁾と比較しても、き電側設置に伴う数々の利点を持つ。

東北新幹線の盛岡から八戸まで 96.6km の延伸に伴い、新沼宮内変電所及び新八戸変電所に RPC を設置し、2002 年 12 月より実運用を開始した⁽³⁷⁾⁽³⁸⁾⁽³⁹⁾⁽⁴⁰⁾⁽⁴¹⁾⁽⁴²⁾⁽⁴³⁾⁽⁴⁴⁾⁽⁴⁵⁾⁽⁴⁶⁾。本稿では、電圧変動の要因、RPC の動作原理、製作した装置の概要及び試験列車走行における現地試験結果を報告する。

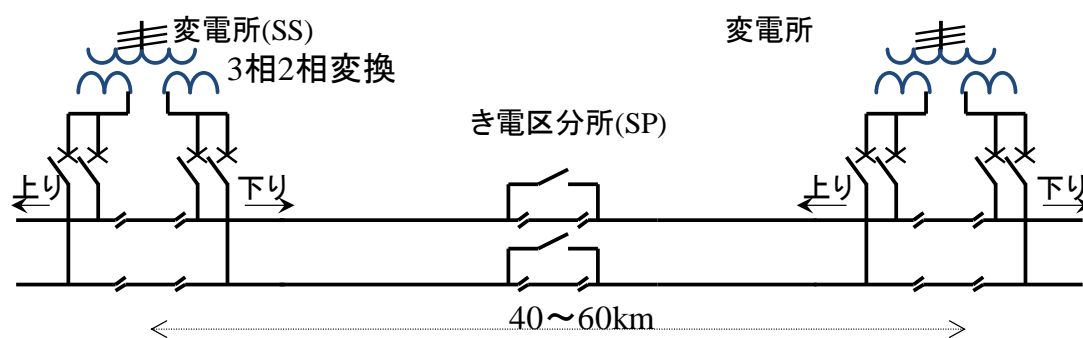


図 3.21 交流き電回路概要

3.5.1 機器容量の算定

(1) 使用条件

交流電気鉄道のき電回路概要を図 3.21 に示す。40~60km 間隔で配置されたき電用変電所(SS)において三相交流電力を電力会社等から受電し、き電用変圧器で単相に変換して、隣接変電所との中間に設けられたき電区分所(SP)までのき電回路に電力を供給する。

(2) 三相電圧不平衡・電圧変動の定式化

三相電圧不平衡率 K_V は三相逆相電圧 V_2 と正相電圧 V_1 の比と定義されており、電力系統内の回転機器等に障害を与えぬよう、電気設備技術基準第 55 条及び解釈第 212 条に 2 時間平均で 3% 以内とするように定められている。

図 3.21 の回路にて、スコット結線変圧器三相側線間電圧をそれぞれ V_{UV}, V_{VW}, V_{WU} 、き電側 M 座、T 座の電流と力率角を I_M, θ_M 及び I_T, θ_T 、電源短絡容量 P_S 、受電電圧 V_0 とする。3.3.4 項に示したように、三相電圧不平衡率 K_V は三相逆相電流 I_2 から次式のように導くことができる。ただし、受電電圧 V_0 は正相電圧 V_1 にほぼ等しいと仮定している。

$$\begin{aligned}
 I_2 &= \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{I_M^2 + I_T^2 - 2I_M I_T \cos(\theta_T - \theta_M)} \\
 K_V &= \sqrt{3} V_0 I_2 / P_S \\
 &= \frac{V_0}{P_S} \sqrt{I_M^2 + I_T^2 - 2I_M I_T \cos(\theta_T - \theta_M)}
 \end{aligned}
 \tag{3.19}$$

式(3.19)から、 K_V が最小値 0 となる条件は三相逆相電流 I_2 が 0 となることであり、これは $I_M=I_T$ 、すなわち上り方面と下り方面の単相負荷電力が均等で、かつ $\theta_M=\theta_T=0$ すなわち両座の力率が 1.0 なる状態であることがわかる。

また同条件では、式(3.20)に示す三相線間電圧変動の $\Delta V_{UV}, \Delta V_{VW}, \Delta V_{WU}$ も 0 になる。ただし W_M, W_T は M 座と T 座のき電負荷電力、 γ は電力会社送電線の RL 比である。受電点に関しては、電力会社との取り決めで三相電圧変動率を一定以下に収める必要が生じる場合がある。

$$\begin{aligned}
 \Delta V_{UV} &= \frac{1}{P_S} \{W_M \sin(\theta_M - \gamma - \pi/6) \\
 &\quad + \sqrt{3} W_T \sin(\theta_T - \gamma + \pi/3)\} \\
 \Delta V_{VW} &= \frac{1}{P_S} \{W_M \sin(\theta_M - \gamma + \pi/6) \\
 &\quad + \sqrt{3} W_T \sin(\theta_T - \gamma - \pi/3)\} \\
 \Delta V_{WU} &= \frac{2}{P_S} W_M \sin(\theta_M - \gamma + \pi/2)
 \end{aligned}
 \tag{3.20}$$

一方で、交流電気車両は整流に伴って高調波電流を発生する。高調波電流は通信線への誘導障害や三相側電力系統への高調波電流流入といった障害を引き起こすため、電気鉄道に高調波の抑制が求められることがある。受電にあたっては、高調波ガイドライン(「高調波抑制対策技術指針」JEAG9702-1995, 2011, 以下ガイドラインと記述)を遵守する必要がある。

(3) RPC の構成

RPC の基本構成を図 3.22 に示す。スコット結線変圧器二次側の M 座と T 座の各き電母線(feeding bus)に 2 台の単相自励式変換器を接続し、さらに BTB(Back to Back)構成として直流側を接続したものである。2 台の自励式変換器は、それぞれ接続されたき電母線電圧に対する出力電圧位相と振幅を制御することにより、それぞれがき電母線との間で相互に有効電力及び無効電力をやりとりすることができる。また BTB 構成のため、M 座と T 座の間で直流コンデンサを介した有効電力の融通が可能である。

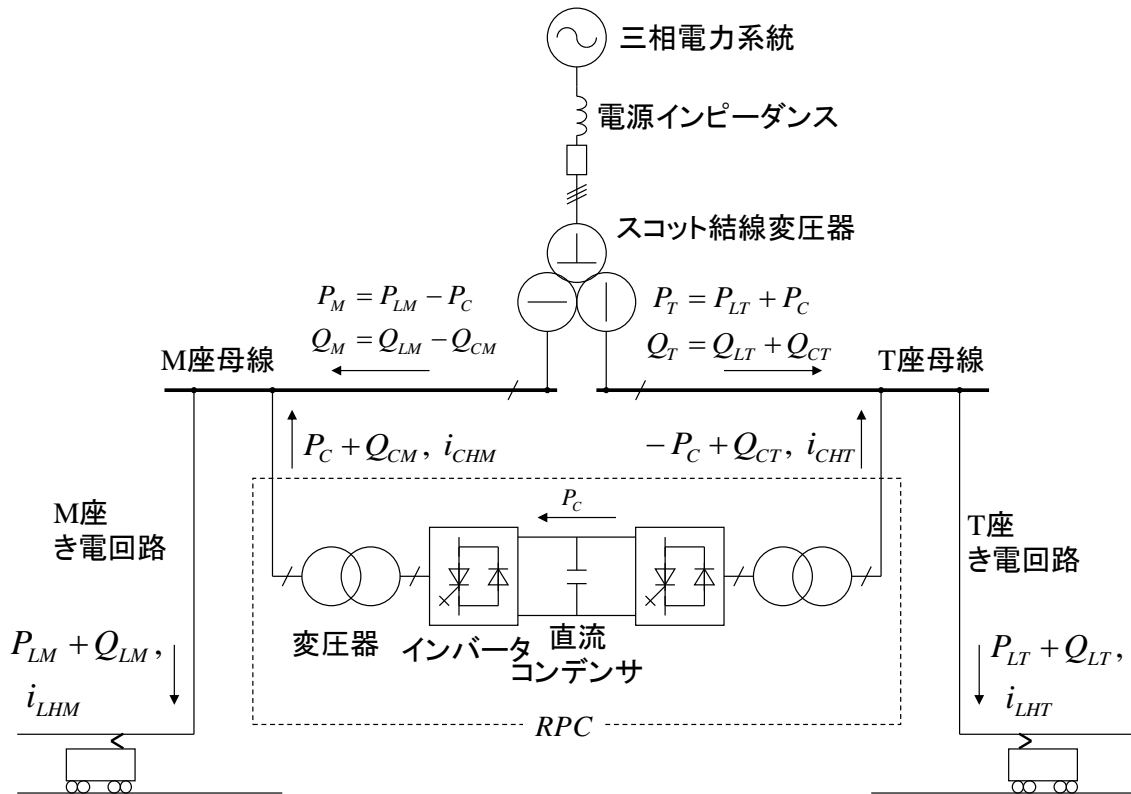


図 3.22 変電所結線と RPC の基本構成

RPC の設置目的は三相不平衡及び電圧変動の最小化である。そこで、2.3.8節で述べたような M 座側と T 座側の単相電力が均等で、かつ両座の力率が 1.0 の状態を制御目標として補償動作を行うことを基本とする。すなわち、き電回路間の有効電力を融通して、スコット結線変圧器の M 座側と T 座側の有効電力を等しくし、さらに M 座側と T 座側の無効電力を零に補償する。M 座から T 座への有効電力融通量 P_C は、式(3.21)のように M 座負荷有効電力 P_{LM} と T 座負荷有効電力 P_{LT} の差を按分した値とする。

$$P_C = \frac{1}{2}(P_{LM} - P_{LT}) \dots\dots\dots(3.21)$$

M 座及び T 座の無効電力補償量 Q_{CM} 及び Q_{CT} は次式のように、それぞれ M 座負荷無効電力 Q_{LM} と T 座負荷無効電力 Q_{LT} の値と等しくする。

$$\left. \begin{array}{l} Q_{CM} = Q_{LM} \\ Q_{CT} = Q_{LT} \end{array} \right\} \dots\dots\dots(3.22)$$

このとき、M 座と T 座の変換器出力電力 C_M 及び C_T はそれぞれ、次式となる。ただし、ここでは有効電力と無効電力をベクトルの的に表現している。当然ながら C_M 及び C_T の絶対値は、それぞれ変換器容量 C_{0M} 及び C_{0T} を超えることはできない。

$$\left. \begin{aligned} \dot{C}_M &= -P_C + jQ_{CM} \\ \dot{C}_T &= P_C + jQ_{CT} \end{aligned} \right\} \text{-----} (3.23)$$

M座が自励変換式車力行，T座がサイリスタ位相制御車力行時の補償を，ベクトルを用いて図3.23に示す。ここでは式(3.23)に示すように，M座とT座のき電負荷電流を I_{LM} 及び I_{LT} ，RPC出力補償電流を I_{CM} 及び I_{CT} ，補償結果の電流を I_M 及び I_T とそれぞれ表している。RPCの補償動作によってM座とT座の電流 I_M 及び I_T の大きさが同じとなり，力率が1.0に補償された。

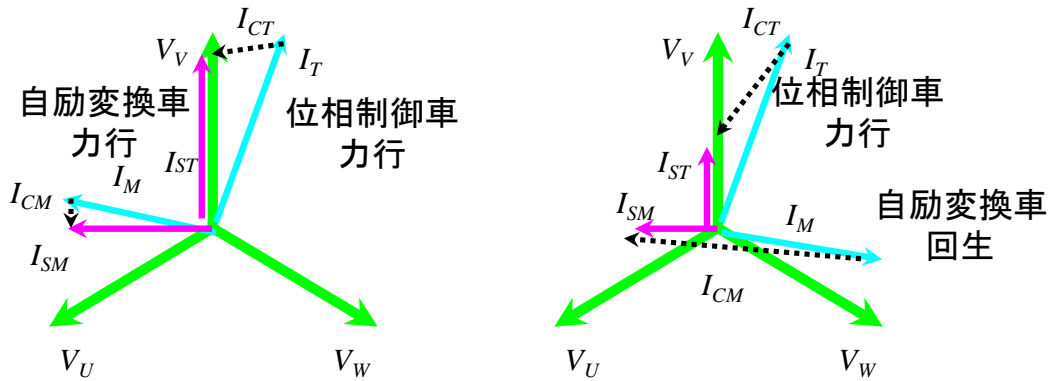


図 3.23 RPC の補償原理

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_M &= \dot{I}_{LM} - \dot{I}_{CM} \\ \dot{I}_T &= \dot{I}_{LT} - \dot{I}_{CT} \end{aligned} \right\} \text{-----} (3.24)$$

RPCの補償動作の結果，三相側の電力は平衡し，相電圧と相電流が同相になる。このとき，三相電圧変動率はほぼ系統インピーダンスの抵抗分のみの影響となり，最小に抑制できる。ここでM座，T座間の有効電力融通を行わず，M座，T座の無効電力を完全補償して零とした場合は，R相とT相に流れる電流が相電圧と同相にならない。そのため，系統インピーダンスのリアクタンス分ならびに抵抗分の影響により電圧変動が残る。

電源短絡容量1000MVA，M座に力率0.8，10MVAの力行負荷，T座に力率-1.0，5MVAの回生負荷の条件で，有効電力融通と無効電力補償を行い，式(3.19)の三相電圧変動率を計算した例を表3.5に示す。無効電力補償だけでは，電圧変動の完全補償はできないことがわかる。このように，力率1.0の車両走行を前提としても，系統の短絡容量が小さい場合は有効電力融通制御で電圧変動を改善する必要がある。

表 3.5 有効電力と無効電力による電圧変動補償例

補償対象	$\Delta V_{RS}[\%]$	$\Delta V_{RS}[\%]$	$\Delta V_{RS}[\%]$
無補償	1.426	0.826	1.200
有効電力融通のみ	1.039	1.039	0.000
無効電力補償のみ	0.750	0.750	1.200
有効電力融通と無効電力補償	0.000	0.000	0.000

(4) 同相き電時の補償

変電所においては、M 座と T 座をそれぞれ上りと下りの方面別にき電するのが標準的な運用である。これに対して、M 座または T 座の片方から変電所両側のき電回路にき電することを、同相き電と呼ぶ。この場合、変電所に設置された RPC が M 座と T 座の間で有効電力融通を行うことは、き電用変電所の標準配線では困難であり、一般には行わない。しかし、この場合でもき電回路に存在する無効電力を補償することによって、三相電圧変動補償に寄与できる。また、次節で述べる高調波補償も可能である。

同相き電において負荷の有効電力を P_L 、無効電力を Q_L と置くと、RPC が出力すべき無効電力 Q_C は次式のように負荷無効電力そのものである。

$$Q_C = Q_L \dots\dots\dots(3.25)$$

この結果、負荷の無効電力が完全に補償された状態での三相電圧変動率は、M 座から同相き電を行う場合が式(3.26)、T 座き電の場合が式(3.27)となる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_{UV} &= \frac{P_L}{P_S} \cos(\gamma - \pi/3) \\ \Delta V_{VW} &= \frac{P_L}{P_S} \cos(\gamma + \pi/3) \\ \Delta V_{WU} &= \frac{2P_L}{P_S} \cos \gamma \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.26)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_{UV} &= \frac{\sqrt{3}P_L}{P_S} \cos(\gamma + \pi/6) \\ \Delta V_{VW} &= \frac{\sqrt{3}P_L}{P_S} \cos(\gamma - \pi/6) \\ \Delta V_{WU} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.27)$$

(5) 高調波補償

PWM 制御の自励式電圧形変換器は、直流側コンデンサ電圧から交流側に任意のタイミングで電圧パルスを発生できる。

そこで変電所に設置された RPC は、三相高圧配電回路等で一般に用いられるアクティブフィルタと同様に、単相の特別高圧回路においてき電回路負荷が発生する高調波電流を常時監視して、補償動作を行うことができる。

(6) き電末端電圧の補償

き電用変電所が受電を停止して、隣接変電所から電源を供給されることを延長き電と呼ぶ。この場合、受電を停止した変電所はき電回路末端となる。ここで RPC が設置された変電所がき電回路末端となった場合、き電回路末端の電圧

を検出して電圧降下補償に必要な無効電力を演算し、き電回路に対する無効電力出力をしてき電末端の電圧降下を補償させることができる。このような無効電力補償装置として、JR 各社ではき電区分所(SP)設置の単相 SVC(他励式)が用いられている⁽³⁵⁾。

変電所からき電回路末端の負荷までのインピーダンスを $Z=R+jX$, 負荷の電流, 有効電力, 無効電力及び力率をそれぞれ I, P, Q , 及び θ とする。ここで, リアクタンス分による電圧降下を補償する場合, RPC が発生すべき補償無効電力 Q_c は式(3.28)となる。

$$Q_c = Q + \frac{X}{R} P \quad \text{-----} \quad (3.28)$$

3.5.2 実使用機器の詳細

(1) 東北新幹線延伸と RPC 設置

2002 年 12 月に東北新幹線が盛岡から八戸に延長開業された。本区間には新沼宮内, 新八戸の二箇所の変電所が新設され, それぞれには単機容量 5MVA の自励式変換器を 2 セットずつ M 座と T 座に接続した, 総容量 20MVA の RPC が設置され, 運用を開始している。この新幹線用 RPC の開発経過を述べる。

新幹線延長区間の線路延長は 96.6km あり, 2 箇所の変電所が必要となった。負荷容量の大きい新幹線では, 短絡容量の大きい超高压受電を基本としている。しかし本区間では, 変電所予定地と超高压送電線の距離が遠く, 受電が困難であった。そこで, 系統短絡容量と負荷容量を検討した結果, 特別高压(154kV)で受電して変電所に RPC を設置することで, 三相電力系統に大きな影響を与えずに受電することが可能となった。

検討にあたっては, 電鉄の変電所特有の様々な運用形態に対応可能なこと, 単相負荷に対して高速な制御応答が確保できることを考慮した。

(2) 設置機の仕様と構成

設置された RPC の仕様を表 3.6 に, また主回路構成を図 3.24 及び図 3.25 に, また変電所単線結線図を図 3.26 にそれぞれ示す。

今回, RPC は後述するアクティブフィルタ機能を有しているため, き電システムに対する等価スイッチング周波数を上げる必要がある。そのため, 比較的大容量でかつ高速スイッチング可能な素子を適用し, さらに変圧器を多重構成としている。その結果, 高調波電流は小さく交流フィルタは設備していない。

実機は, 図 3.24 及び図 3.25 に示した主回路の RPC が 2 台並列で運転し, 合計で片座 10MVA の出力が可能である。2 台の RPC は独立しており, 1 台の RPC が運転中にもう 1 台の RPC を保守することも可能である。

表 3.6 東北新幹線設置 RPC の仕様

制御目標	電圧不平衡 3%以下, 電圧変動 3%以下	
制御機能	RPC モード: 有効電力平衡化と無効電力補償 SVC-Q モード:mode: 無効電力補償 SVC-V モード: き電電圧維持 高調波補償機能	
交流定格容量	20MVA (5MVA*2 並列, 両座), 60kV / 83A, 50Hz	
冷却方式	純水・不凍液循環・空気冷却	
直流定格電圧	新沼宮内: 3kV+3kV (NPC)	新八戸: 1.7kV
半導体	6kV/6kA GCT	3.3kV/1.2kA IGBT
スイッチング周波数	450Hz (9 pulse)	500Hz
構成	単相 3 レベル 2 多重	単相 2 レベル 4 多重

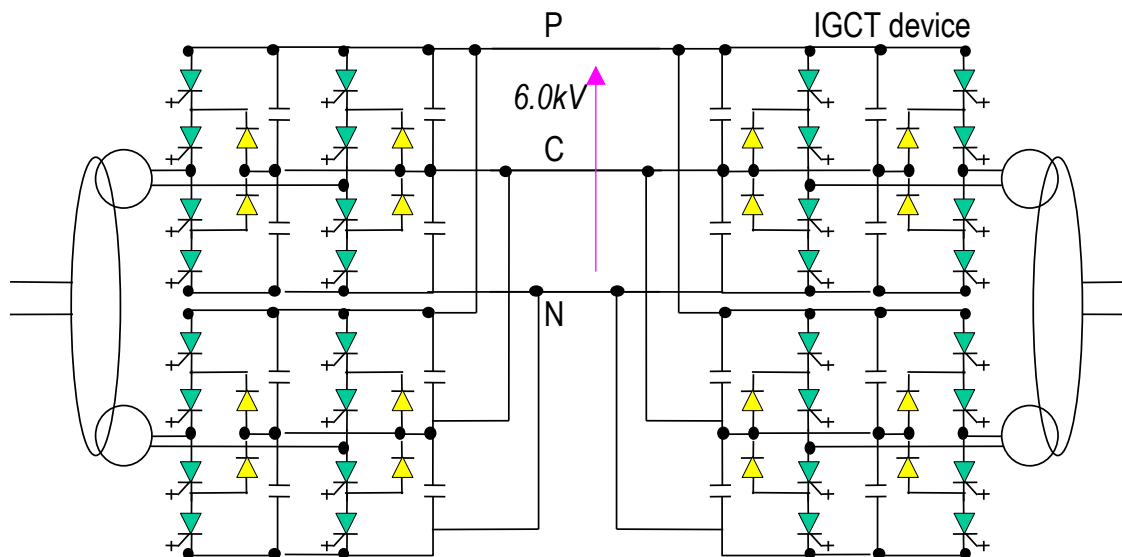


図 3.24 新沼宮内変電所 RPC 回路構成

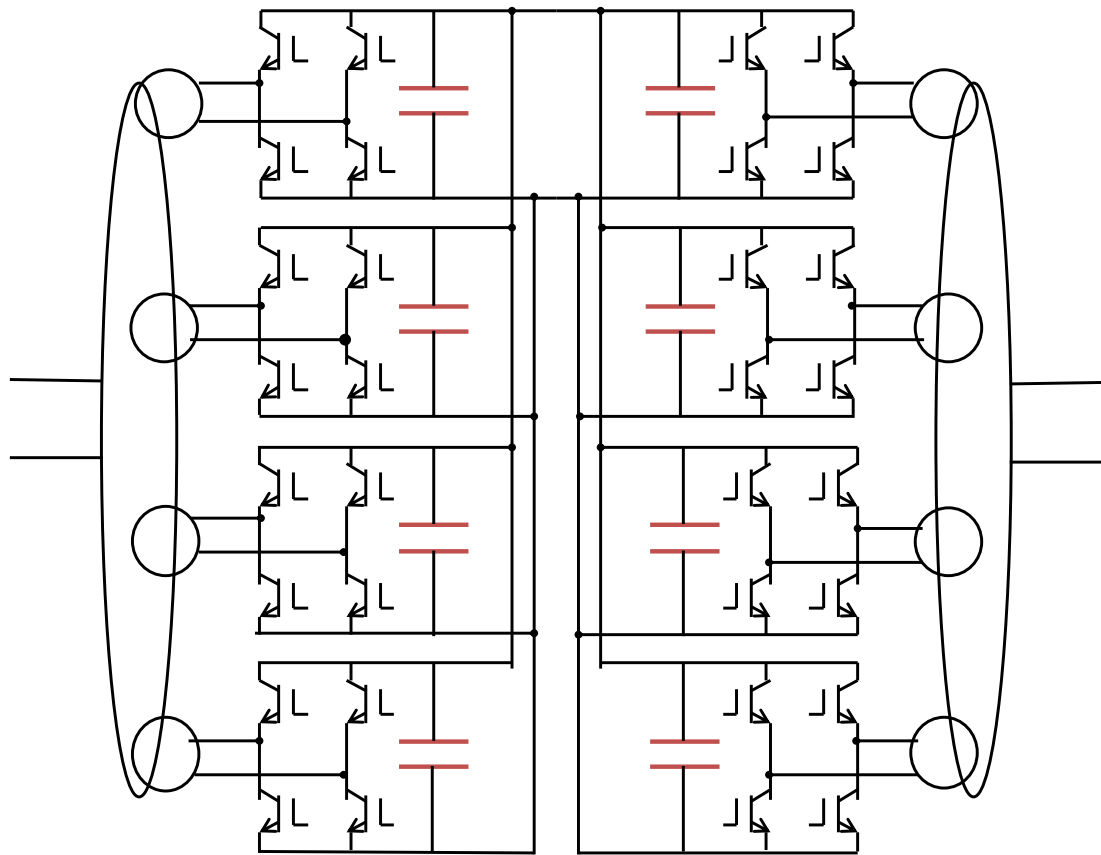


図 3.25 新八戸変電所 RPC 回路構成

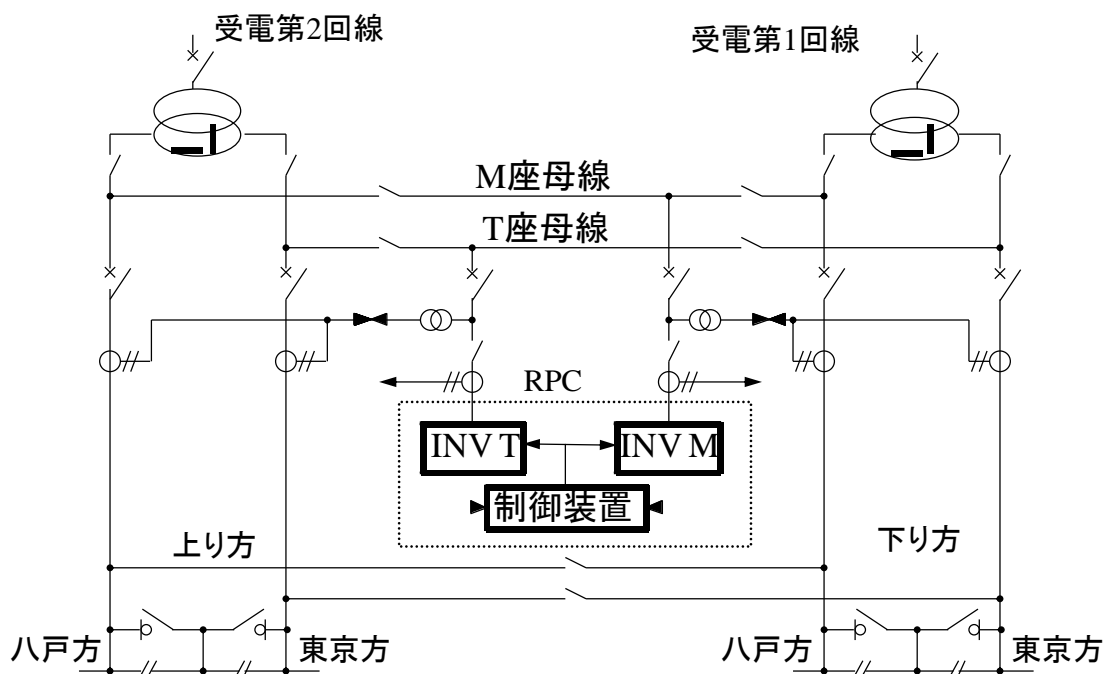
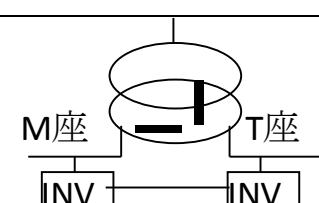
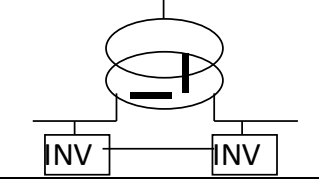
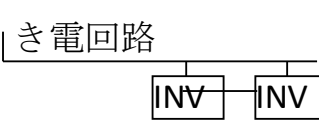


図 3.26 き電用変電所単線接続図

表 3.7 き電運用形態と RPC 制御モード

制御モード	運用形態	制御機能	展開
異相き電 (RPC)	通常運用 ・上下方面別に M 座 T 座異相き電 -lambda(λ) feeding	・P 融通 - Q 補償 - H 補償	
同相き電 (SVC-Q)	上下方面同相き電 M 座または T 座より	- Q 補償 - H 補償	
延長き電 (SVC-V)	隣接変電所からき電	・V 制御	

(3) 制御モードと運用形態

電気鉄道用変電所は、受電系統や変電所設備及びき電系統等の状況で、き電運用形態を変える必要がある。

き電運用形態は変電所の遮断器や断路器の「入切」の条件から判別できるため、これらの投入状態を上位配電盤で検出し、RPC は表 3.7 に示す 3 種類の制御モードを選択する。

すなわち、通常き電時の RPC モード、同相き電時の SVC-Q モード、延長き電時の SVC-V モードである。

各制御モードは、以下の 4 つの制御機能を組み合わせて実現する。

i) 有効電力融通制御と無効電力補償制御(P, Q 制御)

各座負荷の有効電力の差と無効電力を検出し、有効電力融通制御で各座の有効電力を融通し、スコット結線変圧器二次側に流れる有効電力を等しくする。さらに無効電力補償制御で無効電力の補償を行い、スコット結線変圧器二次側の無効電力を零にする。

ii) 無効電力補償制御(Q 制御)

i)の無効電力補償のみを行った制御。

iii) 列車の高調波補償制御(H 制御)

列車負荷の発生する第 3 調波、第 5 調波を検出して、RPC から逆位相の高調波電流成分を供給し、スコット結線変圧器二次巻線の高調波電流を低減する。

iv) き電線電圧補償制御(V 制御)

延長き電時は線路インピーダンスが増加し、き電電圧が低下する。このため、き電電圧が設定電圧以下になったときに RPC から進み無効電力を供給して、電

圧補償する。

(4) RPC の制御

図 3.27 に制御ブロックを示す。従来、変電所に設置されるような大容量電力変換器は三相側に接続されてきたが、RPC は単相回路に接続され単相電力を融通する必要がある。式(3.21)より得られた融通電力を出力するための、単相電力変換器の電流制御を以下に示す。

いま、図 3.28 に示すように、電力変換器の出力電流を I 、き電電圧値を V_s 、電力変換器の出力電圧値を V_i 、連系インピーダンスを L とする。融通電力より、式(3.29)に示すように電流指令の有効分 I_p^* と無効分 I_q^* を求める。

図 3.29 に示すベクトルの関係より、電流指令 I^* を求める。電流指令と電力変換器出力電流 I から、電力変換器の出力電圧 V_i は次式により求められる。 K はゲインである。

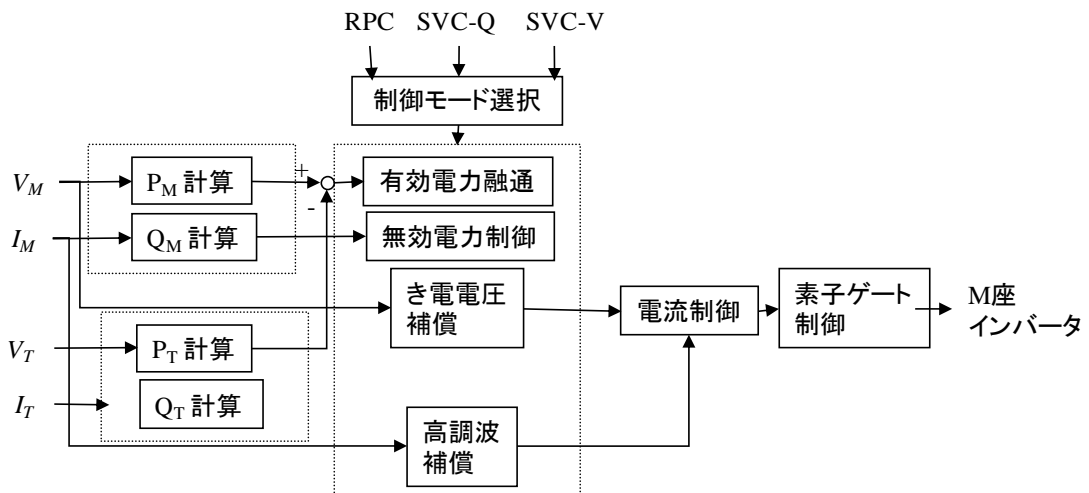


図 3.27 RPC 制御ブロック図

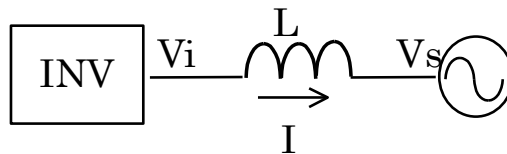


図 3.28 系統モデル

$$\left. \begin{aligned} I_p^* &= \frac{P_c}{V_s} \\ I_q^* &= \frac{Q_c}{V_s} \end{aligned} \right\} \dots (3.29)$$

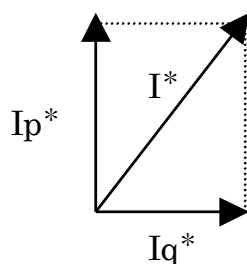


図 3.29 電流のベクトル図

$$V_i = V_s \cdot \sin \omega t + K \cdot (I^* - I) + L \frac{d}{dt} I^* \dots\dots\dots(3.30)$$

(5) 各制御機能の容量配分

今回の RPC 設備容量は完全補償でなく、電源系統側電圧変動率の電力会社規制を満たすために必要な容量を選定したため、最適な容量配分を選定する必要がある。そこで瞬時瞬時の有効電力融通容量と無効電力補償容量及び高調波補償容量の配分、並びにき電線の電圧補償レベルは、営業列車負荷を想定した解析によって表 3.8 のように標準値を設定した。ただし、RPC の主目的は電源系統の電圧変動抑制であるため、負荷が大きくなった場合には、RPC の容量を全て、P,Q 制御に振り向け、高調波補償制御にはリミッタをかけることとした。

表 3.8 補償量配分の標準値

制御モード	制御内容	標準値
RPC	有効電力融通 (P)	80%
	無効電力補償 (Q)	60%
	高調波補償(H)	20%
SVC-Q	無効電力補償 (Q)	100%
	高調波補償 (H)	20%
SVC-V	き電電圧降下補償 [V]	90% (27kV)

3.5.3 フィールド試験結果

(1) 試験目的

実際の列車負荷に対して RPC の表 3.7に示す制御機能を確認し、RPC が所定の電源不平衡補償機能持っていることと、列車や各種き電機器との相互干渉が無いことを確認した。なお一連の試験は、自励変換式(PWM 制御)である JR 東日本 E2 系車両と 926 形車両(East-i)、及びサイリスタ位相制御車である 200 系車両がそれぞれ 210~260km/h で走行中に実施した。

(2) RPC 制御モード試験

RPC 制御モードの列車走行試験は、通常の上下異相き電の回路構成にて実施された。図 3.30, 図 3.31, 図 3.32に RPC が運転時の有効電力特性、無効電力特性及び三相電流平衡化特性をそれぞれ示す。

図 3.30では RPC が T 座の負荷有効電力の半分を融通することにより、M 座、T 座のき電母線の有効電力を平衡化していることがわかる。

図 3.31では RPC の無効電力補償によってき電母線の無効電力がほぼ 0Mvar に制御されていることがわかる。なお、RPC の無効電力出力には表 3.8のリミッタ設定があるため、負荷電流が約 600A 以上ではき電母線の無効電力は完全に補償できない。

さらに図 3.32では負荷電流が約 600A でリミッタに達するまで、三相電流が平衡化されていることがわかる。

なお、同一負荷条件で RPC 停止中の三相電圧変動(2分ウィンドウ) 2.5%が、RPC 運転によって 1.1%に抑制されることを確認した。

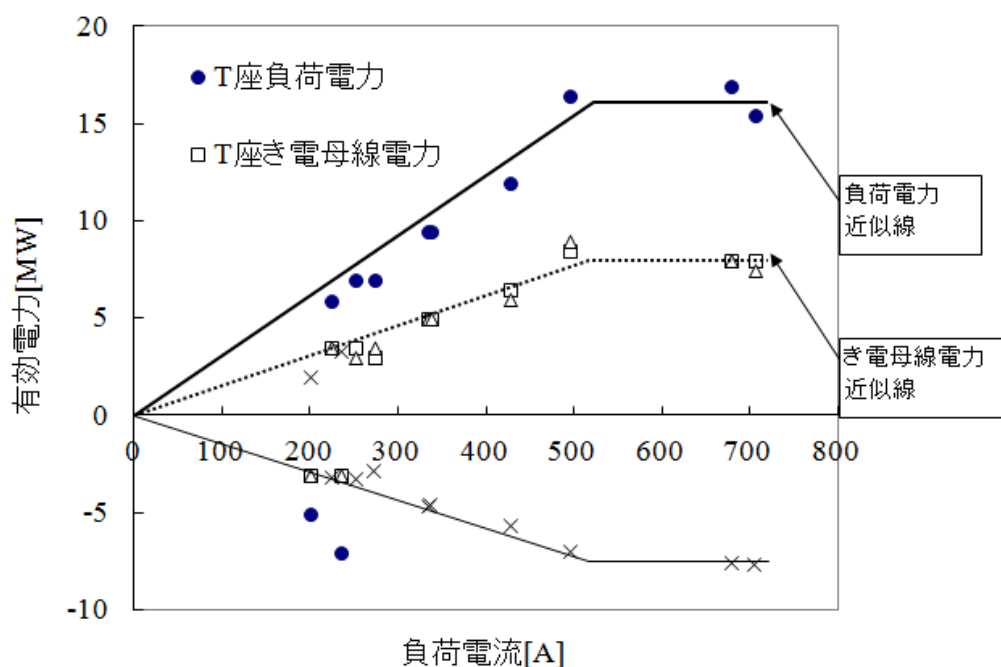


図 3.30 RPC の有効電力特性

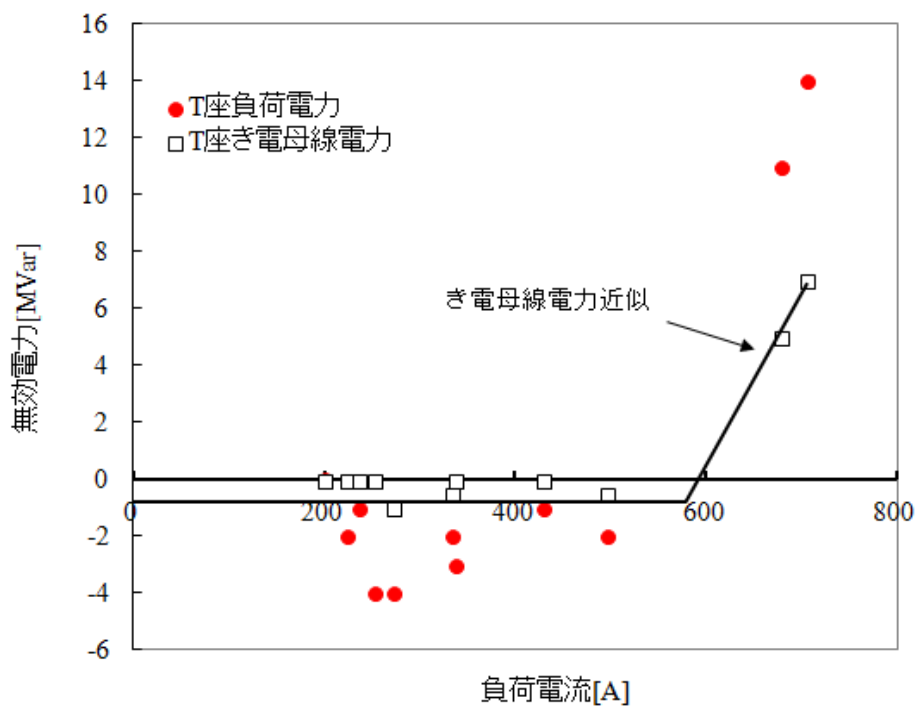


図 3.31 RPC の無効電力特性

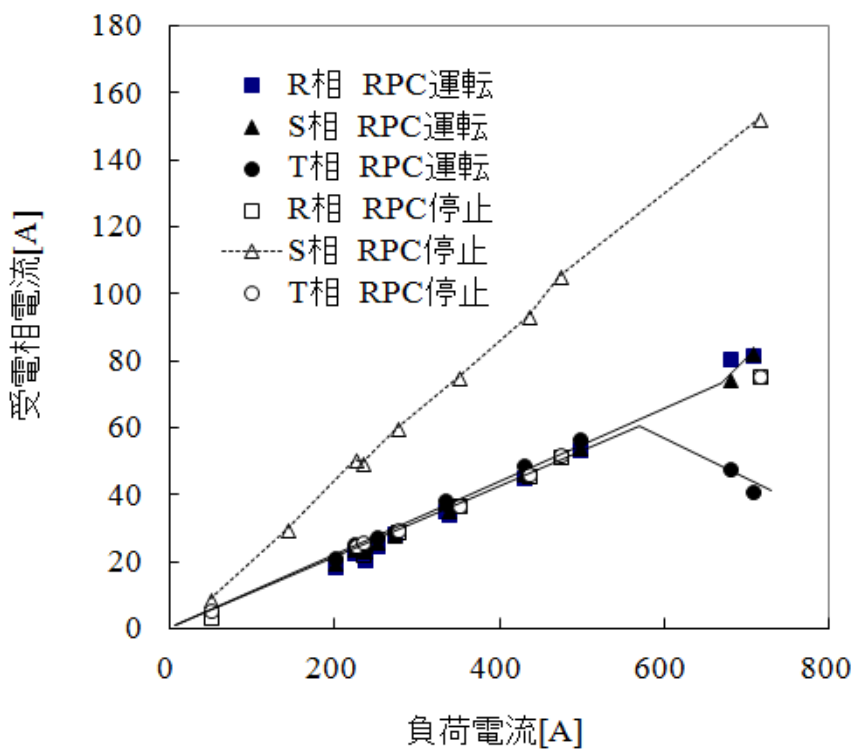


図 3.32 三相受電電流平衡化特性

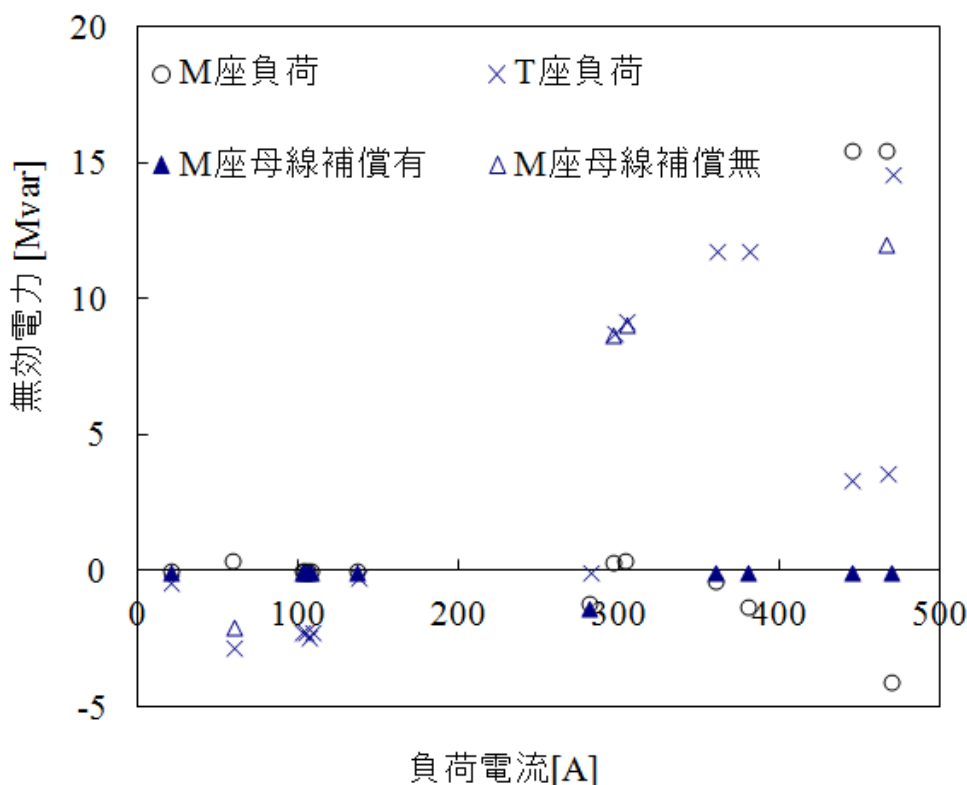


図 3.33 SVC-Q 制御モード無効電力特性

(3) SVC-Q 制御モード

図 3.33は、200 系車両走行時の負荷容量に対する、SVC-Q 制御モードの無効電力補償効果を示す。き電形態は M 座母線(変圧器二次)から M 座負荷と T 座負荷の両側にき電している。

SVC-Q モードでは表 3.8にしたがって RPC の全容量が無効電力補償に使われる。そのため、M 座及び T 座負荷容量が 500A 以上と大きい場合も、RPC 運転時の M 座母線無効電力は 1Mvar 以下に低減されている。

同一負荷条件において、RPC 停止中の三相電圧変動(2分ウィンドウ) 2.0%が、RPC 運転により約 1.2%に抑制されることを確認した。

(4) SVC-V 制御モード

隣接変電所から母線延長を行った、き電末端電圧の補償特性を図 3.34に示す。

き電電圧が設定した 28.5 kV 以下に低下すると RPC 装置の電圧補償が始まり、RPC 出力電流が増加する。その結果、き電電圧は 28.5kV を下回ることなく保たれることを確認した。

(5)高調波抑制制御機能

図 3.35に高調波補償特性を示す。RPC のアクティブフィルタ機能によって、き電電流に含まれる第 3 調波、第 5 調波の高調波が補償され、き電母線の高調波が減少した。

負荷電流 400A 以下の領域では RPC 容量に余裕があり、表 3.8 に定められた配分の容量まで高調波を補償する。変動負荷のためバラツキがあるが、補償率は 60% を上回っている。しかし、負荷が増加すると RPC の補償容量に余裕が無くなり、高調波補償機能は制限されてしまう。

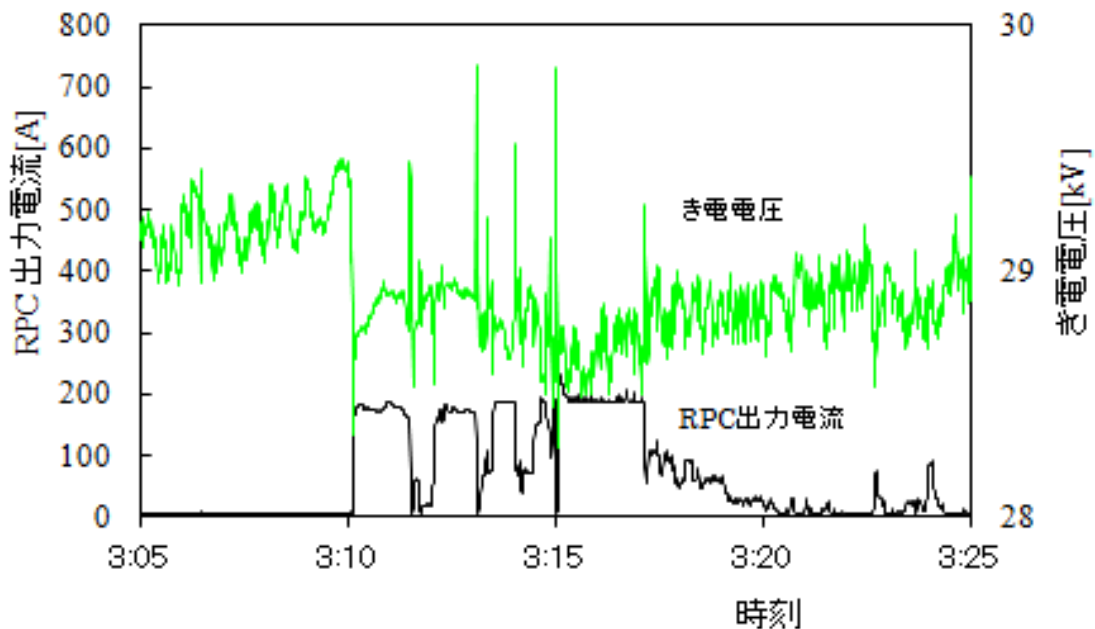


図 3.34 延長時 SVC-V 制御の各部波形

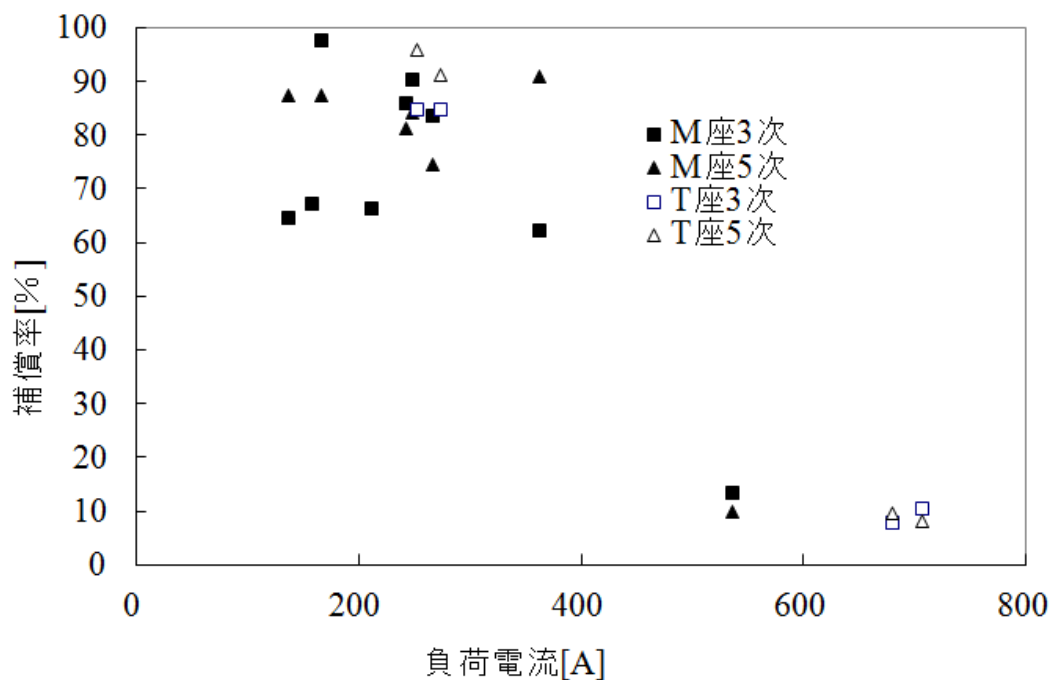


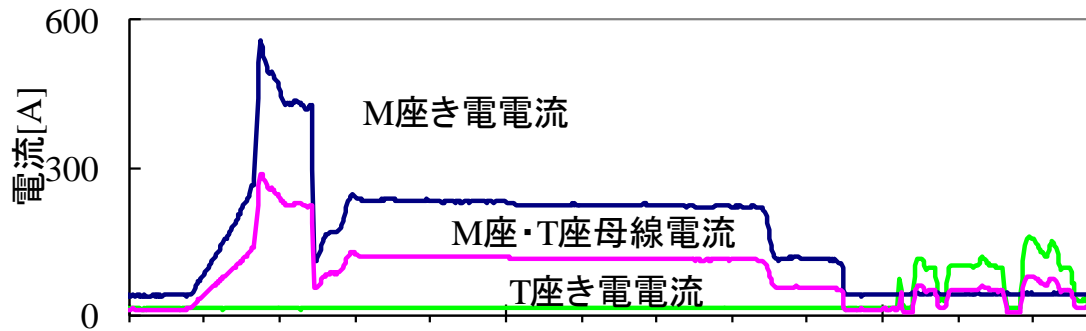
図 3.35 高調波抑制制御特性

(6) RPC 補償時の各部電流波形

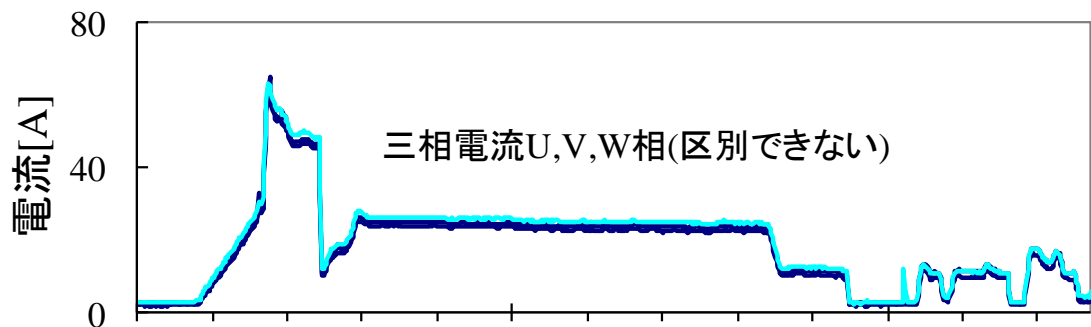
(b) 三相電流(補償済)

図 3.36に、M 座サイリスタ位相制御車両(200 系車両)負荷, T 座無負荷時の RPC モードで補償中の各部電流の実効値推移を示す。

(a)のき電側において M 座き電電流と T 座き電電流には大きな差があったが、RPC の補償動作によって、M 座と T 座の母線電流実効値は等しくなったことがわかる。これによって、(b)の三相側電流は完全に平衡した。



(a) き電電流(M 座サイリスタ位相制御負荷, T 座無負荷)と母線電流(補償済)



(b) 三相電流(補償済)

図 3.36 RPC 補償による各部電流推移

(7) RPC 補償時の各部電流波形

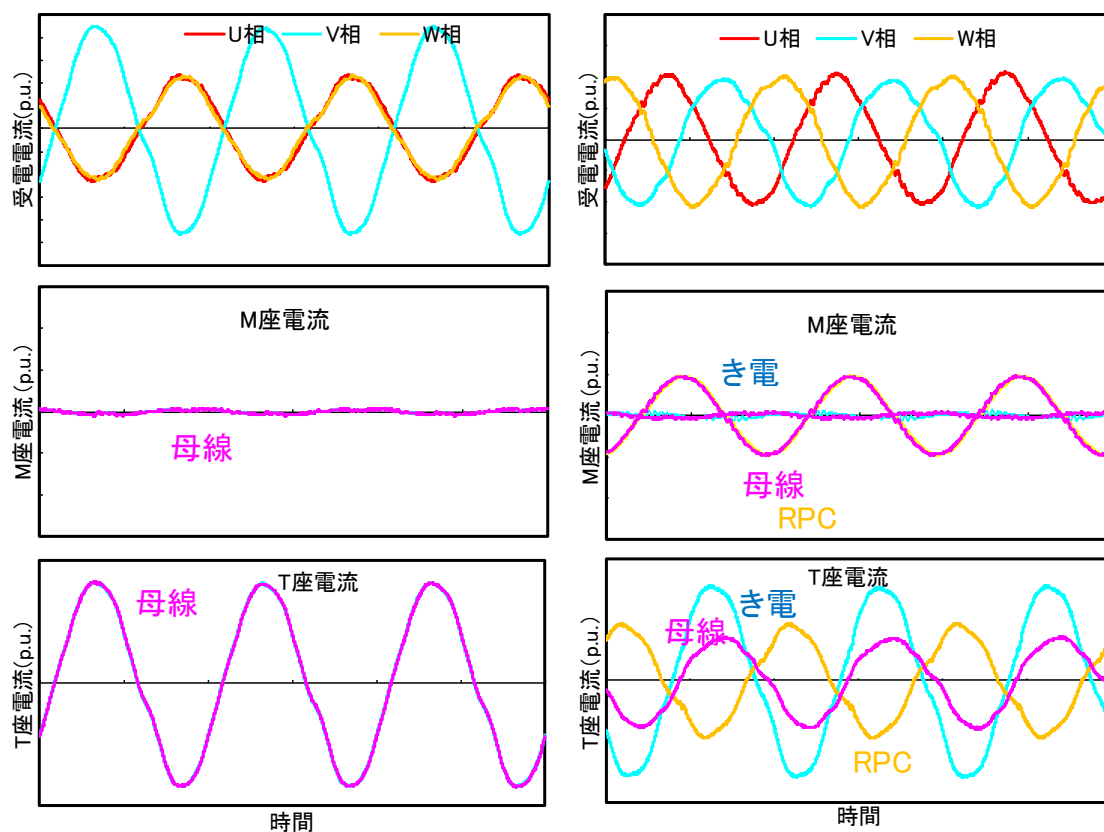
図 3.37に、T 座サイリスタ位相制御車両(200 系車両)負荷時の RPC モードでの補償有無による各部電流の瞬時波形を示す。

(a)の RPC 補償無しでは M 座負荷が無かったことから、三相側は V 相電流値が大きく、U 相・W 相は電流が逆位相関係(位相差 π)で、U・W 相とも電流値は V 相の半分となっている。このように三相側電流の値・位相差とも全くバランスが取れていない。また、負荷電流の第 3 調波成分が大きいいため、各電流波形は三角波に近い形状である。

これに対して(b)で RPC が補償動作を開始すると、T 座では負荷電流に対してほぼ逆位相で RPC 電流が出力され、き電母線には差し引きされた電流が残っている。M 座では、RPC の出力電流がそのままき電母線電流となっている。その

結果、M 座電流と T 座電流の値がほぼ同じとなり、位相差が $\pi/4$ となった。その結果、三相側では U・V・W 相電流の値がほぼ同等となり、相互の電流位相差も $2\pi/3$ を保っていることから三相平衡化効果が明確となった。

また、(b)の三相側相電流波形は(a)よりも正弦波に近くなった。ただし、RPCの電力変換器容量のほとんどが有効電力平衡化と無効電力補償に使われているため、高調波補償は完全ではなく、波形にはひずみが残っている。このように、高調波補償に関しては改善の余地が残っているが、現在では新幹線車両がすべて自励変換式車両となって高調波絶対量が減ったため、大きな課題ではない。



(a) 補償無し (b) 補償有り
 図 3.37 RPC 補償時の各部電流瞬時波形

3.6 まとめ

自励式変換器を用いた RPC 装置の開発は 1992 年から始まり、ミニモデル検証を経て、フィールド試験、実用化に至った。そして本章で記述したように、新幹線のき電用変電所に設置した RPC が、規定値以内に三相受電電圧変動を抑制できることを確認した。また、高調波補償機能、き電電圧補償機能も所定の性能を満たしていた。

このように、今後、大きな電圧変動が予測される弱電源地域に新幹線を建設する場合には、変電所への RPC 設置が有効な電圧変動対策となり得ることが確認された。

なお、RPC をき電区分所に設置することで、両側のき電回路の電圧降下補償だけでなく、き電回路間の有効電力融通を行うことも可能である。これによって、複数変電所間での負荷の均等負担を図ることができるため、今後の検討課題としたい。

第 4 章

4 三相単相変換時の電源系統と交流き電鉄道の協調

4.1 はじめに

日本の交流電気鉄道は商用周波単相交流方式を採用しており、三相電力系統から大容量の単相電力を受電すると、三相側に電圧不平衡や特定相に電圧変動を発生する。そのため、スコット結線変圧器等によって三相を2組の単相に変換し、方面別に異なるき電を行って、不平衡や電圧変動を軽減している。

負荷電力に比べて相対的に電源容量が小さい場合は、パワーエレクトロニクス技術を用いる方法が有利であり、自励式電力変換器を三相側に接続して、無効電力補償を行うとともに、各相の電力を融通して平衡化する方法が東海道新幹線で実用化されている。また、自励式電力変換器を二相側に接続して、同様に平衡化する手法を本論文3章で検討した。

しかしながら、変電所前の異相突合せをなくすことや、配線の複雑な車両基地へのき電を考えると、2組の単相ではなく、1組の単相き電が有利な場合が考えられる。

そこで、スコット結線変圧器の斜座から単相負荷に電力を供給し、直交する二相側にそれぞれ自励式の電力変換器を接続して、直流側を共通にすることで三相電力を単相電力に変換する方法について検討し、不平衡補償単相き電装置(SFC: Single Phase Feeding Power Conditioner)を開発した⁽⁴⁸⁾⁽⁴⁷⁾⁽⁴⁸⁾⁽⁴⁹⁾⁽⁵⁰⁾⁽⁵¹⁾。

ここでは、SFCの補償原理及び200Vシミュレータの開発と試験結果について述べる。なお本装置は、1997年10月に開業した北陸新幹線長野車両基地で実用化されている⁽⁵²⁾⁽⁵³⁾⁽⁵⁴⁾。

4.2 スコット結線変圧器と単相負荷

4.2.1 き電用変圧器

三相電力系統から大容量の単相電力を使用すると、三相側に不平衡電圧が発生し、三相機器に逆相電流が流れ、回転機はこの影響を最も受けやすく、過熱やトルクの減少が生じる。そのため、三相側の電流をできる限り平衡させることが望ましく、交流電気鉄道については、電気設備技術基準第55条及び解釈212条で、連続2時間の平均負荷で電圧不平衡率3%以内にするように定められている⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾。

そこで、スコット結線等の三相二相変換変圧器を用いて三相電力を二相電力に変換し、き電回路を方面別に構成して、三相側3線の電流がほぼ等しくなるようにして単相負荷による不平衡を軽減している。

4.2.2 三相電流の平衡条件

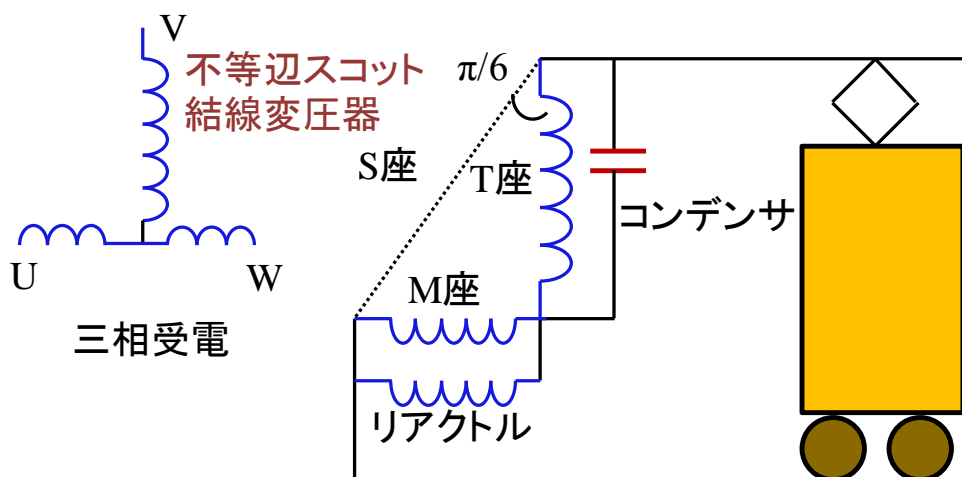
スコット結線変圧器を用いた三相二相変換では、2章で検討したように変圧器二次側のM座とT座にそれぞれ等しい電力の単相負荷を接続した場合に、一次

側に三相平衡電流が流れる。さらに、M座とT座の無効電力がなければ、三相受電点の力率が1になる。

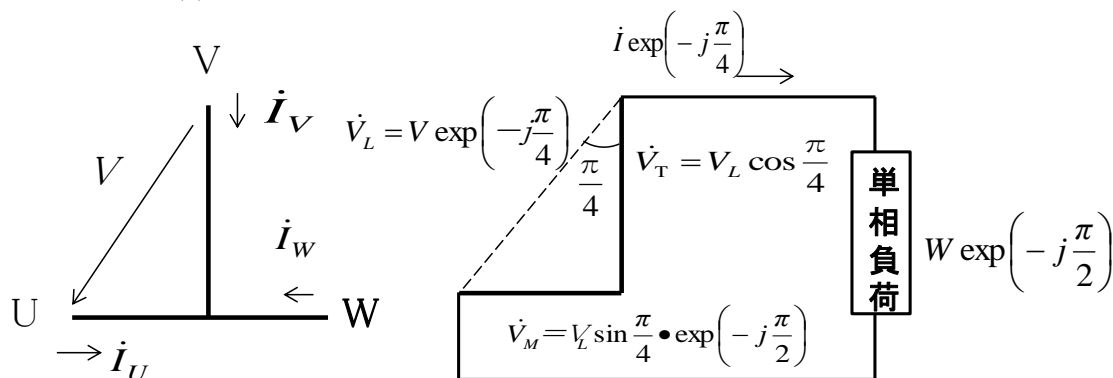
4.3 不等辺スコット結線変圧器による単相変換

スコット結線変圧器のM座とT座を直列に接続し、斜座(S: Slant 座)から単相負荷に電力を供給する場合、この変圧器を不等辺スコット結線変圧器と称している⁽²²⁾。

不等辺スコット結線変圧器のS座とT座が成す角を $\pi/4$ 、S座電圧を V_L 、負荷電流を I とし、T座電圧を基準にすると、各座の電圧・電流分布は図4.1の関係にある。単相負荷の発生する三相側電流を、V相基準として求めると次式となる。



(a) 不等辺スコット結線変圧器による三相単相変換き電



(b) 不等辺スコット結線変圧器における各部電圧・電流の関係

図 4.1 不等辺スコット結線変圧器と単相負荷の接続

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_U &= -\dot{I} \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) - \frac{\dot{I}}{\sqrt{3}} \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) \\ \dot{I}_V &= \frac{2\dot{I}}{\sqrt{3}} \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) \\ \dot{I}_W &= \dot{I} \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) - \frac{\dot{I}}{\sqrt{3}} \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) \end{aligned} \right\} \text{-----(4.1)}$$

この式を整理すると、各相の電流は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_U &= \left(-1 - \frac{1}{\sqrt{3}}\right) \frac{\dot{I}}{\sqrt{2}} \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) \\ \dot{I}_V &= \frac{2}{\sqrt{3}} \times \frac{\dot{I}}{\sqrt{2}} \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) \\ \dot{I}_W &= \left(1 - \frac{1}{\sqrt{3}}\right) \frac{\dot{I}}{\sqrt{2}} \exp\left(-\frac{j\pi}{4}\right) \end{aligned} \right\} \text{-----(4.2)}$$

三相側電流の大きさは(4.2)式から U 相, V 相, W 相の順に, 1.93: 1.41: 0.52 の比で小さくなる。すなわち, 三相側電流を平衡化するには, 2.3.8項で述べたように M 座と T 座の電力が等しくなるように補償する必要がある。

4.4 不平衡補償単相き電装置の補償原理

4.4.1 自励式無効電力補償装置を用いた電力系統安定化

電力系統の安定化用として, 3.3節に示すように GTO サイリスタあるいはを用いた自励式電力変換器を用いた静止形無効電力補償装置(三相 STATCO)が開発されている。これは, スコット結線変圧器一次側(三相側)での電力補償を行っている。

また, 3章で提案し, 検証した RPC(Railway Static Power Conditioner)では, スコット結線変圧器二次側での有効電力融通と無効電力補償によって, 電力系統安定化を図っている。

4.4.2 不平衡補償原理

ここで, 不等辺スコット結線変圧器の斜辺 S 座に単相負荷を接続し, M 座と T 座に自励式電力変換器を接続して, それぞれの座で無効電力の補償を行うとともに, 2組の自励式電力変換器間を直流で連系して有効電力の融通を行う方式を提案する。この装置を不平衡補償単相き電装置(SFC: Single Phase Feeding Power Conditioner)と称することとし, 基本構成は図 4.2に示すようである。

不等辺スコット結線変圧器の S 座と T 座とが成す角を $\pi/4$, S 座負荷電流を I , 力率角を θ とし, S 座電圧を V_L で表すと図 4.3のベクトル図が得られる。

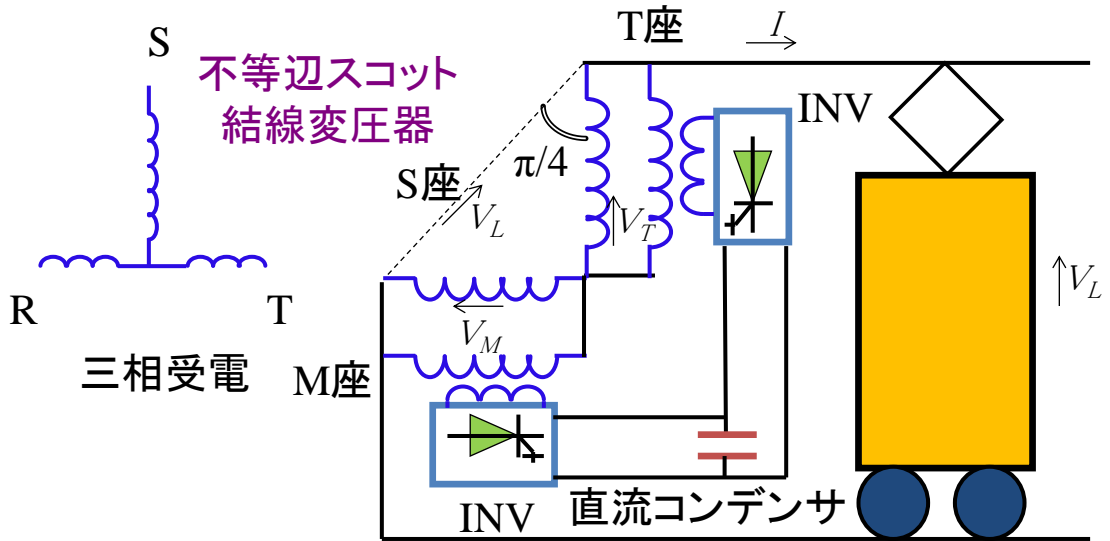


図 4.2 不平衡補償単相き電装置 SFC の基本構成

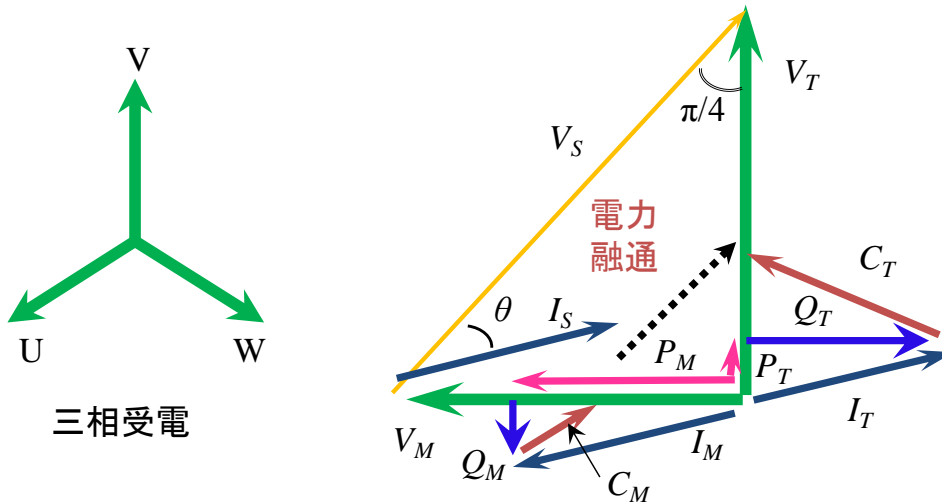


図 4.3 不平衡補償単相き電装置 SFC のベクトル図

これより，M 座及び T 座から見た，S 座負荷の有効電力 P 及び無効電力 Q (遅れを正とする) は，次式で表される。

$$\left. \begin{aligned}
 P_M &= V_L \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \cos\left(\frac{\pi}{4} - \theta\right) \\
 P_T &= V_L \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \cos\left(\frac{\pi}{4} + \theta\right) \\
 Q_M &= -V_L \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \sin\left(\frac{\pi}{4} - \theta\right) \\
 Q_T &= V_L \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \sin\left(\frac{\pi}{4} + \theta\right)
 \end{aligned} \right\} \text{---(4.3)}$$

負荷の複素電力を $W=V_L I$ として整理すれば、次式となる。

$$\left. \begin{aligned} P_M &= 0.5W(\cos \theta + \sin \theta) \\ P_T &= 0.5W(\cos \theta - \sin \theta) \\ Q_M &= -0.5W(\cos \theta - \sin \theta) \\ Q_T &= 0.5W(\cos \theta + \sin \theta) \end{aligned} \right\} \text{-----(4.4)}$$

すなわち、三相側の力率を 1 にするためには、M 座と T 座のそれぞれの無効電力 Q_M 及び Q_T に対して、自励式電力変換器の補償量を Q_{MC} 及び Q_{TC} として、無効電力を零にすれば良い。

さらに、三相側の電流を平衡化するためには M 座と T 座の有効電力の絶対値を等しくする必要があり、両者の有効電力が等しくないときは、直流電力を介して両座の差の 1/2 の電力を融通する。この融通電力 P_{dc} は M 座から T 座へ方向を正とすると、

$$P_{dc} = (P_M - P_T)/2 = 0.5W \sin \theta \quad \text{-----(4.5)}$$

が必要である。

以上により、単相負荷は直角の二相負荷に変換され、スコット結線変圧器の原理から、三相側の電流は平衡し、力率は 1 になり、三相側の電圧変動は大きく改善される。

電気車負荷の力率角は、一般に他励式のサイリスタ位相制御車が力行時 $\pi/6 \sim \pi/4$ 程度、自励式の電力変換器制御車両が力行時 0 程度、回生時 π 程度である。

各座の電力変換器の無効電力の補償モードは表 4.1 のようである。ここで、リアクトル動作とは遅れ無効電力の供給、コンデンサ動作とは進み無効電力の供給を指す。一般に回生負荷に対して力行負荷の時間が多く、容量も大きいため、M 座はリアクトル動作、T 座はコンデンサ動作が多くなる。そこで、M 座に固定コンデンサを、T 座に固定コンデンサをそれぞれ接続すれば、電力変換器の容量を小さくした経済的な装置構成が可能となる。

表 4.1 負荷の種類と電力変換器の動作モード

負荷の種類	M 座 Q_{MC}	T 座 Q_{TC}
力行	リアクトル	コンデンサ
回生	コンデンサ	リアクトル

4.5 各種負荷に対する不平衡補償

自励変換式車両の力率角を $\theta=0$ 、及び他励式サイリスタ制御車両の力率角を $\theta=\pi/6$ として、補償に必要な電力変換器容量を検討する。

4.5.1 自励変換式車両の補償

自励変換式車両負荷において力率角が $\theta=0$ の場合は、図 4.4 のベクトル図に示すように、M 座と T 座の有効電力が等しいため、無効電力補償のみ行えば良い。

各座の無効電力補償容量は、き電電圧を V_L 、負荷電流を I として、

$$\left. \begin{aligned} Q_{MC} &= V_L \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \\ Q_{TC} &= -V_L \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \end{aligned} \right\} \dots (4.6)$$

より、電力変換器の動作容量とモードは

$$\left. \begin{aligned} Q_{MC} &= 0.5V_L I = 0.5W \text{ (リアクトル動作)} \\ Q_{TC} &= -0.5V_L I = -0.5W \text{ (コンデンサ動作)} \end{aligned} \right\} \dots (4.7)$$

となる。

一方、各座の有効電力は、

$$\left. \begin{aligned} P_M &= V_L \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) = 0.5W \\ P_T &= V_L \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) = 0.5W \end{aligned} \right\} \dots (4.8)$$

で表され、M座とT座の有効電力は等しく、合計した有効電力は、次式となる。

$$P = P_M + P_T = V_L I = W \dots (4.9)$$

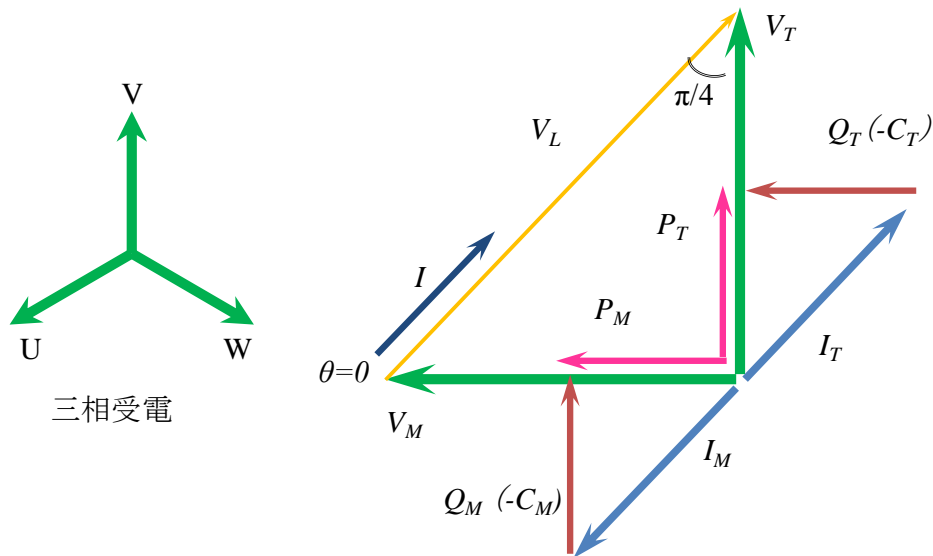


図 4.4 自励変換式車両の補償ベクトル

4.5.2 他励式サイリスタ位相制御車両の補償

他励式サイリスタ位相制御車両負荷の力率角が $\theta = \pi/6$ の場合は、図 4.5 のベクトルに示すように、M座とT座で無効電力補償を行うとともに、有効電力が異なるため電力融通を行う必要がある。

各座の無効電力補償容量は、

$$\left. \begin{aligned} Q_M &= -V_L \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\pi}{6}\right) \\ Q_T &= V_L \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\pi}{6}\right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.10)$$

より、次式となる。

$$\left. \begin{aligned} Q_{MC} &= 0.183V_L I = 0.183W \text{ (リアクトル)} \\ Q_{TC} &= -0.683V_L I = -0.683W \text{ (コンデンサ)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.11)$$

一方、有効電力は、

$$\left. \begin{aligned} P_M &= V_L \cos\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\pi}{6}\right) = 0.683W \\ P_T &= V_L \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \times I \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\pi}{6}\right) = 0.183W \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.12)$$

となり、M座とT座で値が異なる。

M座とT座の有効電力を等しくするためには、有効電力の小さい座から大きい座に電力を融通する必要がある。必要な電力の融通量は、次式となる。

$$P_{dc} = (P_M - P_T) / 2 = 0.25W \dots\dots\dots (4.13)$$

この結果、それぞれの座の有効電力及び合計電力は、次式となる。

$$\left. \begin{aligned} P'_M &= P_M - P_{dc} = (0.683 - 0.25)W = 0.433W \\ P'_T &= P_T + P_{Mdc} = (0.183 + 0.25)W = 0.433W \\ P &= P'_M + P'_T = 0.866W = W \cos(\pi/6) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.14)$$

したがって、有効電力融通後のM座とT座の有効電力は等しくなる。

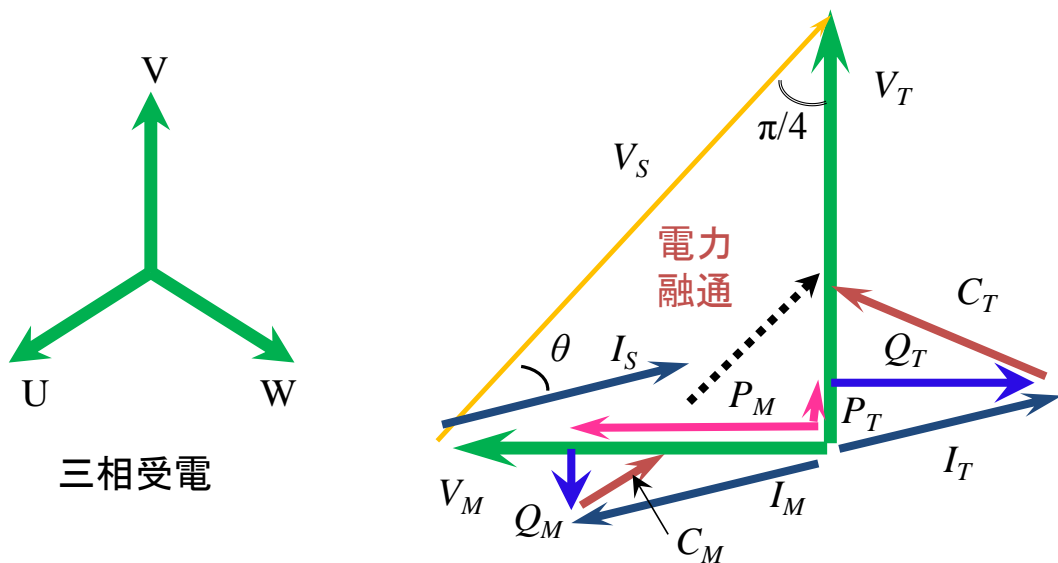


図 4.5 他励式サイリスタ位相制御車両の補償ベクトル

4.5.3 不平衡補償単相き電装置の補償効果

各種電気車に対する SFC の補償効果をまとめると、表 4.2 のようになる。それぞれについて三相側電流が平衡し、力率も改善されている。

表 4.2 負荷の種類と SFC 補償効果

負荷力率	補償	三相側電流(p.u.)			受電点力率
		U 相	V 相	W 相	
自励変換式車両 力率 1.0	無	1.93	1.41	0.52	1.0
	有	1.0	1.0	1.0	1.0
他励式車両 力率 0.866	無	1.93	1.41	0.52	0.866
	有	0.866	0.866	0.866	1.0

4.5.4 電圧変動の計算

(1) 不等辺スコット変圧器による単相変換

き電 S 座電圧 V を基準とした、き電側 M・T・S 各座の電圧 V_M, V_T, V_S 及び無補償状態での各座電流 I_M, I_T, I_S を次式に示す。

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_M &= \dot{V} \sin(\pi/4) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) = (1/\sqrt{2})\dot{V} \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) \\ \dot{V}_T &= \dot{V} \cos(\pi/4) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) = (1/\sqrt{2})\dot{V} \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) \\ \dot{V}_S &= \dot{V} \\ \dot{I}_M &= \dot{I} \exp\left(-j\frac{\pi}{4} - \theta\right) \\ \dot{I}_T &= \dot{I} \exp\left(-j\frac{3\pi}{4} - \theta\right) \\ \dot{I}_S &= \dot{I} \exp(-j\theta) \end{aligned} \right\} (4.15)$$

このとき不等辺スコット結線変圧器き電側 M 座 T 座の有効電力及び無効電力 P_M, P_T, Q_M, Q_T は次式となる。ただし、 Q は正の値が遅れ力率を表す。

$$\left. \begin{aligned} P_M &= V \cos(\pi/4) \times I \cos(\pi/4 - \theta) = 0.5W(\cos\theta + \sin\theta) \\ P_T &= V \sin(\pi/4) \times I \cos(\pi/4 + \theta) = 0.5W(\cos\theta - \sin\theta) \\ Q_M &= V \cos(\pi/4) \times I \sin(\pi/4 - \theta) = 0.5W(\sin\theta - \cos\theta) \\ Q_T &= V \sin(\pi/4) \times I \sin(\pi/4 + \theta) = 0.5W(\cos\theta + \sin\theta) \end{aligned} \right\} (4.16)$$

(2) 無補償時の電圧変動

三相 V 相電圧を基準とした、S 座単相負荷による三相電流を次式に示す。

$$\begin{aligned}
\dot{I}_U &= \dot{I} \sin(\pi/4) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) - (1/\sqrt{3})\dot{I} \cos(\pi/4) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) \\
&= (-1-1/\sqrt{3})(\dot{I}/\sqrt{2}) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) \\
\dot{I}_V &= (2/\sqrt{3})\dot{I} \cos(\pi/4) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) \\
&= (2/\sqrt{3})(\dot{I}/\sqrt{2}) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) \\
\dot{I}_W &= \dot{I} \sin(\pi/4) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) - I(1/\sqrt{3})\dot{I} \cos(\pi/4) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right) \\
&= (1-1/\sqrt{3})(\dot{I}/\sqrt{2}) \exp\left(-j\frac{\pi}{4}\right)
\end{aligned}
\tag{4.17}$$

この三相電流を対称座標法で分解して零相電流を I_0 , 正相電流 I_1 , 逆相電流 I_2 とすると次式となる。負荷の力率角及び絶対値によらず, 正相電流と逆相電流は直交し, 絶対値が等しい。したがって三相逆相電流と正相電流の比と定義される三相電流不平衡率は, 無補償時 100% である。

$$\begin{aligned}
\dot{I}_0 &= \dot{0} \\
\dot{I}_1 &= \dot{I}/\sqrt{3} \\
\dot{I}_2 &= \dot{I}/\sqrt{3} \exp\left(-j\frac{\pi}{2}\right)
\end{aligned}
\tag{4.18}$$

ここで系統短絡容量を P_S とし, 送電線の抵抗分を無視すれば, 三相線間電圧は次式のように変動する。ただし, k : 補償率を表す ($0 < k \leq 1$)

$$\begin{aligned}
\Delta V_{UV} &= -\frac{2W(1-k)}{P_S} \sin\left(\frac{7}{12}\pi - \frac{\theta}{2}\right) \times \sin\left(\frac{7}{12}\pi - \frac{\theta}{2}\right) \\
\Delta V_{VW} &= \frac{2W(1-k)}{P_S} \sin\left(\frac{\pi}{12} - \frac{\theta}{2}\right) \times \sin\left(-\frac{\pi}{12} - \frac{\theta}{2}\right) \\
\Delta V_{WU} &= \frac{2W(1-k)}{P_S} \sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right) \times \sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)
\end{aligned}
\tag{4.19}$$

一方で, 通常のスコット結線変圧器三相側各相の複素電力, 三相正相電力 \dot{W}_1 及び逆相電力 \dot{W}_2 は次式に示すとおりである。

$$\left. \begin{aligned}
 \dot{W}_U &= \frac{1}{6} \left\{ 3P_M + P_T + \sqrt{3}(Q_M - Q_T) + j(3Q_M + Q_T - \sqrt{3}(P_M - P_T)) \right\} \\
 \dot{W}_V &= \frac{2}{3} (P_T + jQ_T) \\
 \dot{W}_W &= \frac{1}{6} \left\{ 3P_M + P_T + \sqrt{3}(Q_M - Q_T) + j(3Q_M + Q_T - \sqrt{3}(P_M - P_T)) \right\} \\
 \dot{W}_1 &= P_M + P_T + j(Q_M + Q_T) \\
 \dot{W}_2 &= -P_M + P_T + j(-Q_M + Q_T) \\
 &\dots\dots(4.20)
 \end{aligned} \right\}$$

(4.20)式に(4.16)式を代入して、不等辺スコット結線変圧器三相側の正相電力及び逆相電力を導く。

$$\left. \begin{aligned}
 \dot{W}_1 &= P_M + P_T + j(Q_M + Q_T) \\
 &= W(\cos \theta + j \sin \theta) \\
 \dot{W}_2 &= -P_M + P_T + j(-Q_M + Q_T) \\
 &= W(-\sin \theta + j \cos \theta)
 \end{aligned} \right\} \dots\dots(4.21)$$

SFCのM座とT座変換器に十分な容量がある場合、各座の無効電力 Q_M, Q_T を完全補償しつつ、直流コンデンサを介して、き電側M座とT座の有効電力が等しくなるように融通するよう運転する。必要な電力融通量 P_C は(4.17)式のように、両者の差を1/2にした値となる。ただしM座からT座への融通を正の向きとしている。これによって三相二相変換変圧器の原理に従い、三相側は平衡する。

$$P_C = (P_M - P_T)/2 = 0.5W \sin \theta \quad \dots\dots\dots(4.22)$$

SFCが完全補償を行うのに必要なM座側容量 C_M とT座側 C_T を加えた全補償容量 C (4.27)式は、図4.6に示すように負荷の力率角 θ によって変化する。ここでは自励変換式車両力行の $\theta=0$ 条件に最適化して不等辺スコット結線変圧器スコット角 ϕ を $\pi/4$ としたため、 $\theta=0$ のとき有効電力融通は不要で全補償容量 C は最低値となり、負荷容量 W と等しくなる。また $\theta=\pi$ (自励変換式車回生)でも同様に $C=W$ である。一方、 $\theta=\pi/2$ において全補償容量は最大値の $1.41W$ が必要である。

なおき電回路の負荷の多くは、自励変換式制御車力行の $\theta=0$ からサイリスタ位相制御車力行の $\theta=\pi/6$ 、及び自励変換式車回生の $\theta=\pi$ 前後に位置している(図4.6の斜線領域)。

$$\left. \begin{aligned}
 C_M &= \sqrt{P_C^2 + Q_M^2} = 0.5W \sqrt{1 + \sin^2 \theta - 2 \sin \theta \cos \theta} \\
 C_T &= \sqrt{P_C^2 + Q_T^2} = 0.5W \sqrt{1 + \sin^2 \theta + 2 \sin \theta \cos \theta} \\
 C &= C_M + C_T
 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(4.23)$$

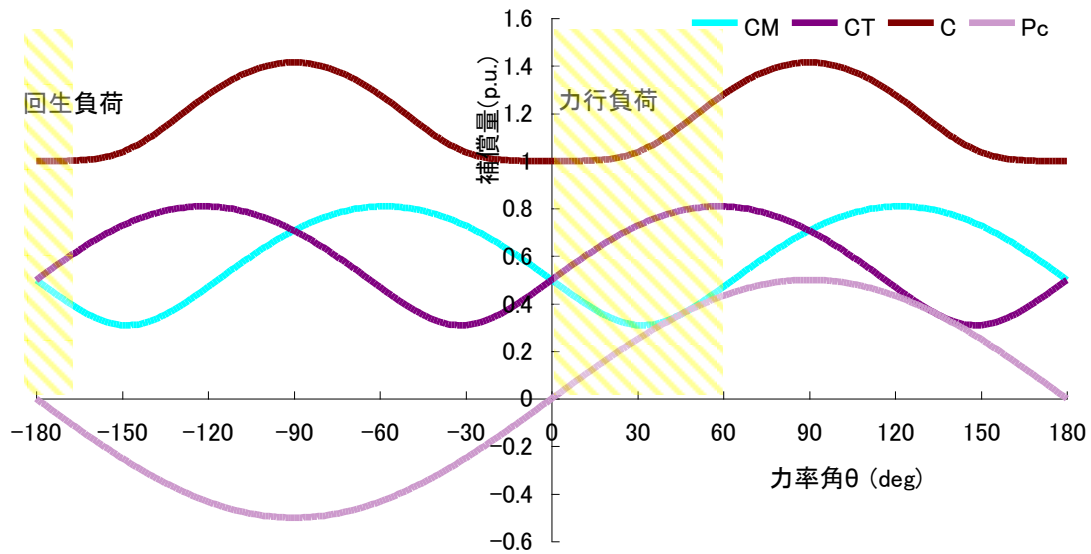


図 4.6 負荷力率角と必要補償容量(S 座と T 座の成す角 $\pi/4$)

(3) 不完全補償時

SFC 全装置容量が負荷容量よりも小さい場合,完全な補償は不可能であるため,三相側への影響を最小とするように装置を制御する必要がある。

制御の評価基準としては,一般に三相電圧不平衡率よりも条件が厳しい三相相間電圧変動率を用いることとする。(4.23)式から,相間電圧変動率は各相とも系統短絡容量 P_S と負荷の未補償複素電力 \dot{W}_2 の比率で定まる。したがって P_S を一定とすれば,負荷力率角 θ に対して未補償複素電力 \dot{W}_2 の絶対値 $|\dot{W}_2|$ が最小となるように,SFC で補償すればよい。

ここで M 座と T 座を合計した SFC 全補償容量を $C_{MAX} = k \cdot W = kVI$ (k :補償率, $0 < k \leq 1$) と置き,M 座と T 座の装置容量を同一の $0.5C_{MAX}$, M 座から T 座への有効電力融通量 $P_C = \alpha \cdot C_{MAX}$ (α :融通率, $0 \leq \alpha \leq 1$) と設定する。さらに計算を簡単にするために M 座補償制御角 β ($\alpha = \sin \beta, 0 \leq \beta \leq \pi/2$) と置く。

そして各座変換器の残り容量で,それぞれの座の無効電力 Q_M, Q_T を補償することとする。

この時,補償後の各座有効電力・無効電力を次式に表す。

$$\begin{aligned}
 & (\sqrt{1-\alpha^2} = \sqrt{1-\beta^2} = \cos \beta) \\
 & \left. \begin{aligned}
 P_M &= 0.5W(\cos \theta + \sin \theta - ka) = 0.5W(\cos \theta + \sin \theta - k \sin \beta) \\
 P_T &= 0.5W(\cos \theta - \sin \theta + ka) = 0.5W(\cos \theta - \sin \theta + k \sin \beta) \\
 Q_M &= 0.5W(\sin \theta - \cos \theta + k\sqrt{1-a^2}) = 0.5W(\sin \theta - \cos \theta + k \cos \beta) \\
 Q_T &= 0.5W(\cos \theta - \sin \theta - k\sqrt{1-a^2}) = 0.5W(\cos \theta - \sin \theta - k \cos \beta)
 \end{aligned} \right\} (4.24)
 \end{aligned}$$

(4.21)式及び(4.24)式から,三相側に残る未補償複素電力 \dot{W}_2 を求める。

$$\begin{aligned}
\dot{W}_2 &= -P_M + P_T + j(-Q_M + Q_T) \\
&= 0.5W\{-(\cos\theta + \sin\theta - k\sin\beta) + (\cos\theta - \sin\theta + k\sin\beta) \\
&\quad + j(-(\sin\theta - \cos\theta + k\cos\beta) + (\cos\theta + \sin\theta - k\cos\beta))\} \\
&= W\{k\sin\beta - \sin\theta + j(\cos\theta - k\cos\beta)\} \dots\dots\dots (4.25)
\end{aligned}$$

(4.25)式から,負荷容量 W と負荷力率角 θ 及び補償装置容量 C_{MAX} が与えられたときに, \dot{W}_2 の絶対値を最小化する有効電力融通量 α を求めることが出来る。

$k=1$,すなわち完全補償可能の場合, $\beta=\theta$ の条件で $\dot{W}_2=0$ となる。

さらに(4.25)式の二乗を取って β について微分する。

$$\begin{aligned}
\frac{d}{d\beta}|\dot{W}|^2 &= \frac{d}{d\beta}W^2\{k\sin\theta - \sin\theta + j(\cos\theta - k\cos\beta)\}^2 \\
&= \frac{d}{d\beta}W^2\{-k^2\cos 2\beta - \cos 2\theta - jk^2\sin 2\beta - 2j\sin 2\theta + 2k\cos(\beta + \theta) + 2jk\sin(\beta + \theta)\} \\
&= 2kW^2\{\sin 2\beta - \sin(\beta + \theta) - j\cos 2\beta + j\cos(\beta + \theta)\} \\
&\dots\dots\dots(4.26)
\end{aligned}$$

(4.25)式及び(4.26)式から, $0 < k < 1$ で完全補償できない場合でも, $\beta=\theta$ のとき,すなわち $\alpha = \sin\theta$ のとき \dot{W}_2 の絶対値が最小値 $(1-k)W$ となることがわかる。

この場合,三相電圧変動率は次式となる。不等辺スコット結線変圧器のスコット角 $\pi/4$ の条件では,これによって SFC の未補償複素電力 W_2 を最小化し,三相側への影響を最小とすることが出来る。

$$\left. \begin{aligned}
\Delta V_{UV} &= -\frac{2W(1-k)}{P_S} \sin\left(\frac{7}{12}\pi - \frac{\theta}{2}\right) \times \sin\left(\frac{7}{12}\pi - \frac{\theta}{2}\right) \\
\Delta V_{VW} &= \frac{2W(1-k)}{P_S} \sin\left(\frac{\pi}{12} - \frac{\theta}{2}\right) \times \sin\left(-\frac{\pi}{12} - \frac{\theta}{2}\right) \\
\Delta V_{WU} &= \frac{2W(1-k)}{P_S} \sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right) \times \sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right)
\end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(4.27)$$

補償率 $k=0.7$ とした場合の,これらの関係を,図 4.7に示す。ここでは負荷電力 W と SFC の補償可能領域との距離が,未補償複素電力 W_2 に相当する。有効電力融通量制御角 β を負荷電力 W の力率 θ に合致させたとき,距離が最短,すなわち未補償複素電力 W_2 が最小となることがわかる。

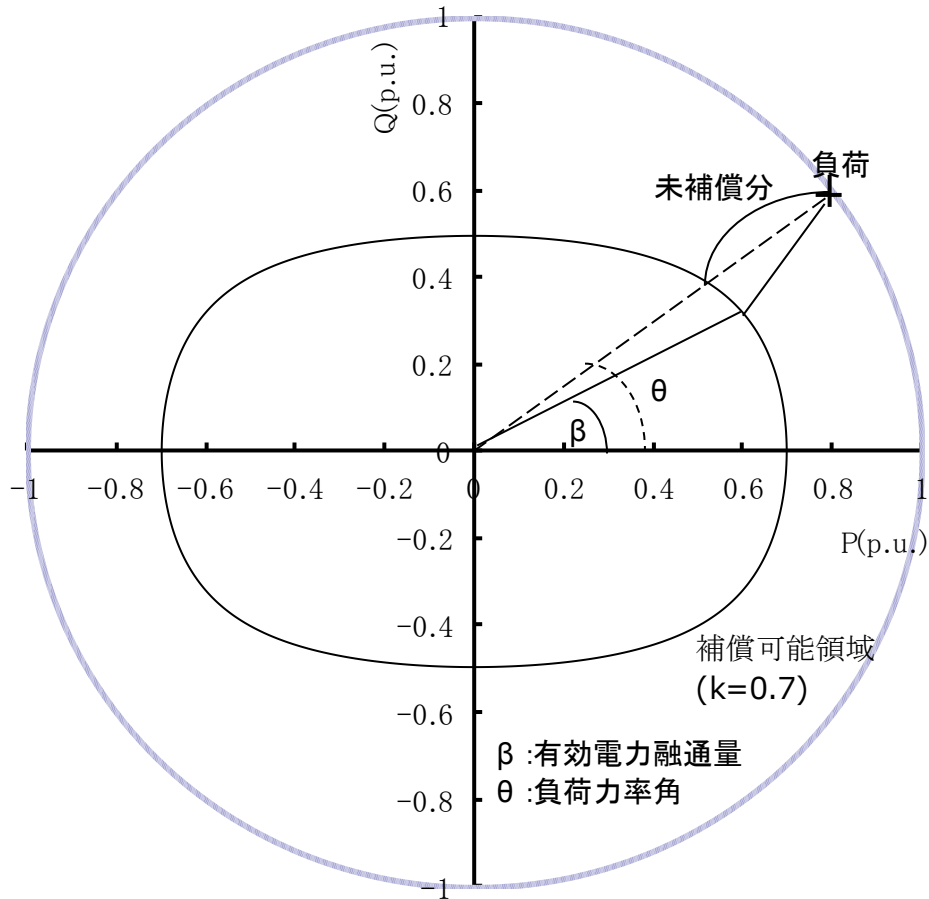


図 4.7 負荷力率角と未補償複素電力

4.5.5 装置容量の検討

(1) 自励式変換器による完全補償容量

不等辺スコット結線変圧器では、S 座と T 座が成す角を主たる負荷の力率角に合わせて設定する。ここで負荷力率角が平衡条件から離れると、完全補償に必要な装置全体の容量が大きくなり、かつ M 座と T 座に必要な補償容量にアンバランスが生じる。

4.5.4項で検討したように、主たる負荷を自励変換式車両の力行(力率角 0, 電流 I)と想定して S 座と T 座が成す角を $\pi/4$ とすれば、完全補償時の M 座 T 座補償容量はそれぞれ $0.5VI$ 、合計 $1.0VI$ である。同様に従なる負荷としてサイリスタ位相制御車両力行(力率角 $\pi/6$, 電流 I)を考えると、完全補償には T 座補償容量 $0.727VI$ 、M 座 $0.310VI$ が必要である。なお M 座と T 座を合わせた SFC 全体容量 $1.04VI'$ は、ほぼ負荷容量 $1.0VI'$ と等しい。

ここで主たる負荷電流 I に対して従なる負荷電流 I' が小さく、 $0.5I \geq 0.727I'$ が成り立てば、M 座と T 座にそれぞれ設置する $0.5VI$ の補償容量内ですべての負荷を完全補償できる。同様に回生電流の絶対値は力行電流よりも小さく、無視しうることが多い。このように必要な装置容量は、主たる負荷と従なる負荷の容量の相対関係から定まる。

(2) 固定容量の併用

電気鉄道の場合、S 座き電回路は列車力行負荷が大部分を占め、その力率角は自励変換式車の 0 からサイリスタ制御車等の遅れ角($\pi/6 \sim \pi/4$ 程度)である。したがって SFC では、表 4.1 に示したように、T 座で進み無効電力補償(C 動作)、M 座で遅れ無効電力補償(L 動作)する機会が多くなる。そこで M 座に固定容量のリアクトル L、T 座に固定容量のコンデンサ C を設置して、き電負荷に対する無効電力補償の一部を負担させることが可能である。これによって、自励式電力変換器の容量を節減して、SFC 装置全体の経済化を図ることができる。

(3) 突入電流への対応

交流電気車にはパンタグラフと主変換器(整流器)の中間に、電圧変換のために主変圧器が搭載されている。変電所及びき電区分所の異相セクションでは、車両が電源を切換えて加圧された瞬間に、車両主変圧器への大きな無負荷励磁突入電流(以下、突流と略す)が発生することがある。この突流の波形は上下非対称であり、その大きさは開放時、投入時のき電電圧位相、さらに車両主変圧器二次側の回転機補機からの逆加圧容量等、種々の要因によって変化する。

SFC からみた突流は、突発的な遅れ無効電力負荷である。突流に対して SFC が無効電力補償を試みる場合、上下非対称な電流波形補償のため変換器の出力変圧器が偏磁したり、突流が過大のために変換器出力過電流保護が働いたりする可能性がある。そのため、制御回路の応答性やアルゴリズムに工夫を施す必要がある。

4.6 不平衡補償単相き電装置の試作

不等辺スコット結線変圧器と自励式電力変換器を組み合わせた不平衡補償単相き電装置について、単相負荷に対する三相変換と不平衡補償理論の確認及び補償容量の制御方式の検証を行うため、模擬装置の試作・試験を行った。

4.6.1 模擬装置の概要

図 4.8 は試作した模擬装置の回路構成であり、M 座及び T 座の電力変換器はともに定格電圧 220V、定格容量 10kVA、定格周波数 50Hz である。直流コンデンサ定格電圧は 500V、出力変圧器は容量 10kVA、インピーダンス電圧降下 2.0% としている。

スイッチング素子には汎用の BiMOS パワートランジスタを 1S1P 接続で使い、スイッチング速度は 7kHz とした。これは、実用機において GTO 素子を用いて 3 パルス 8 段多重変換器を構成することとほぼ等価である。なお、本装置は RPC 試験用として製作したものを改造し、制御機能を改めて SFC として用いている。

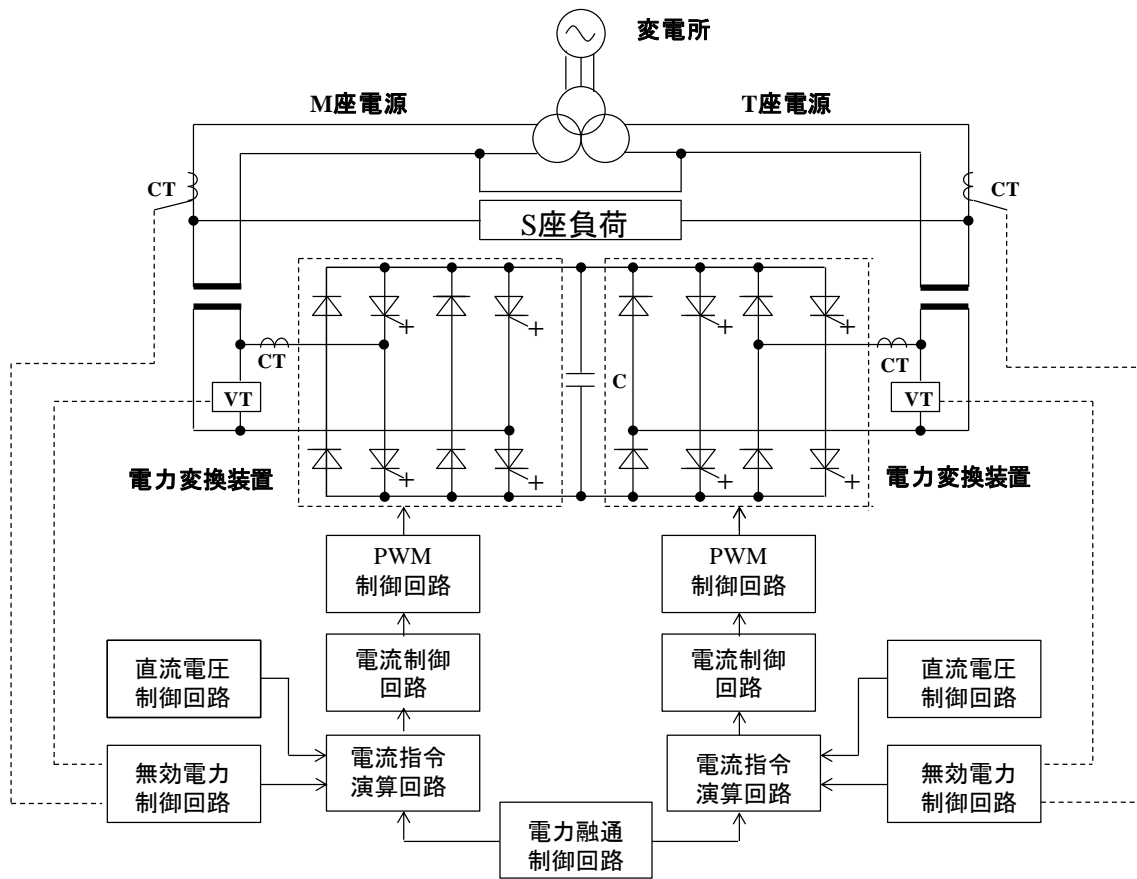


図 4.8 不平衡補償単相き電模擬装置の主回路構成



図 4.9 不平衡補償单相き電模擬装置外観

4.6.2 制御方式

M 座と T 座の電圧と電流を検出し、それぞれ力率 1.0 で、有効電力が等しくなるように電力変換器を制御する。SFC の補償容量が不足して、完全平衡できないこともあるので、次のように制御している。

すなわち、M 座と T 座を合計した SFC の全補償量を、

$$C_{max}=kW \quad (k : \text{補償率}, 0 < k \leq 1) \quad \dots\dots\dots(4.28)$$

とおき、M 座と T 座の補償容量を同一の $0.5C_{max}$ とする。

必要な補償量が多い座(例えば、他励車両力行の場合は T 座)において、

$$\text{装置補償容量} = k\sqrt{P_{dc}^2 + Q_{TC}^2} \quad \dots\dots\dots(4.29)$$

になるように k を設定して補償を行う。他座については電力融通量 kP_{dc} の残り容量で、無効電力補償を行っている。

補償容量が不足する場合は十分に補償されないため、補償後の M 座及び T 座の電力あるいは電流を、(4.15)式及び(4.16)式に代入することにより、三相側の電流及び電圧降下を求めることができる。

4.6.3 模擬装置の試験結果

図 4.10は不平衡補償単相き電模擬装置の試験回路である。M 座及び T 座の電圧は 220V であり、斜辺の S 座には $\sqrt{2}$ 倍の電圧が発生するので、巻数比 1:1.588 の単巻変圧器を用いて 200V に降圧している。S 座の負荷は、他励式サイリスタ車模擬としてサイリスタ位相制御を行った。模擬負荷はサイリスタ 1 段により電流を制御しており、その力率は電流により変化し、電流が 5A で力率が約 0.2、電流が 25A で力率が約 0.8 の割合で変化する。

ただし、三相側相電流を I_U, I_V, I_W 、三相側相間電圧を V_{UV}, V_{VW}, V_{WU} 、補償されたき電側座電流を I_M, I_T 、負荷電流を I_L 、座毎の RPC 補償電流を I_{CM}, I_{CT} 、座電圧を V_M, V_T 、負荷電圧を V_L とそれぞれ表す。

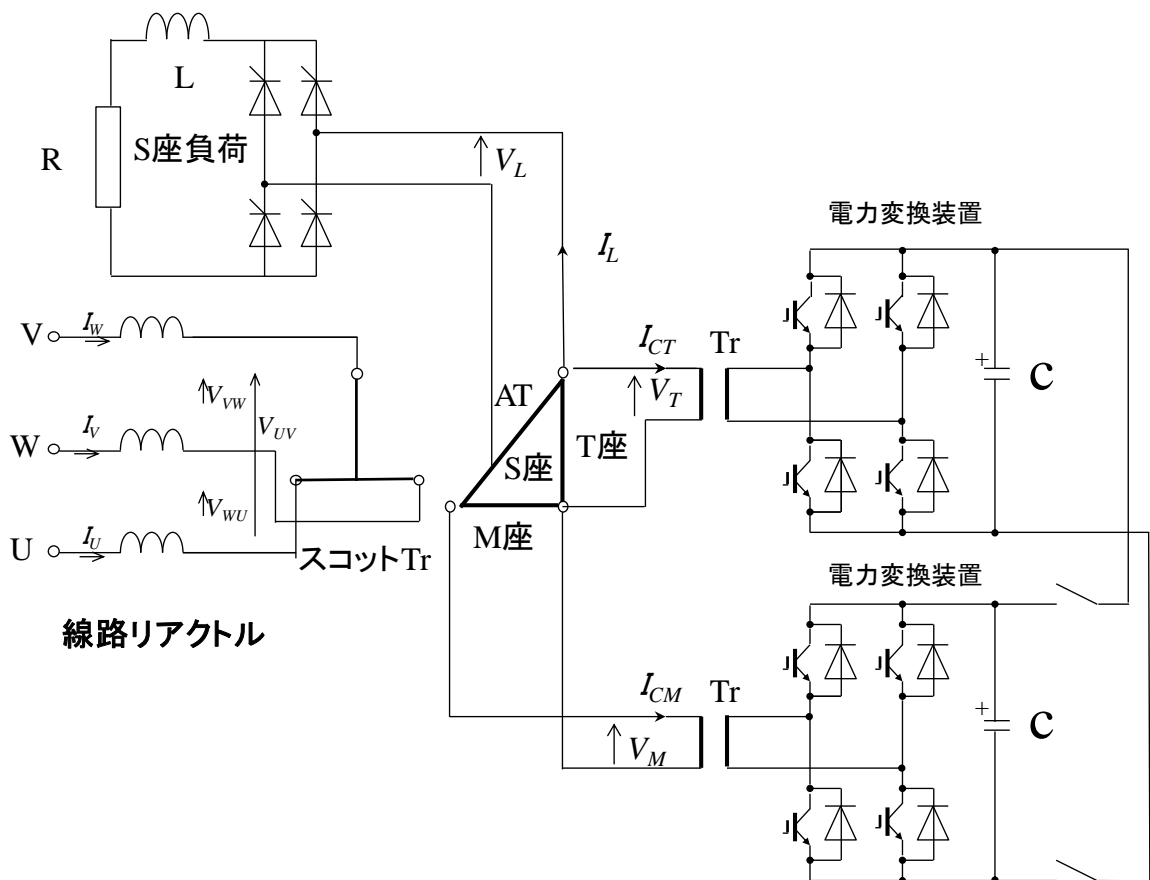
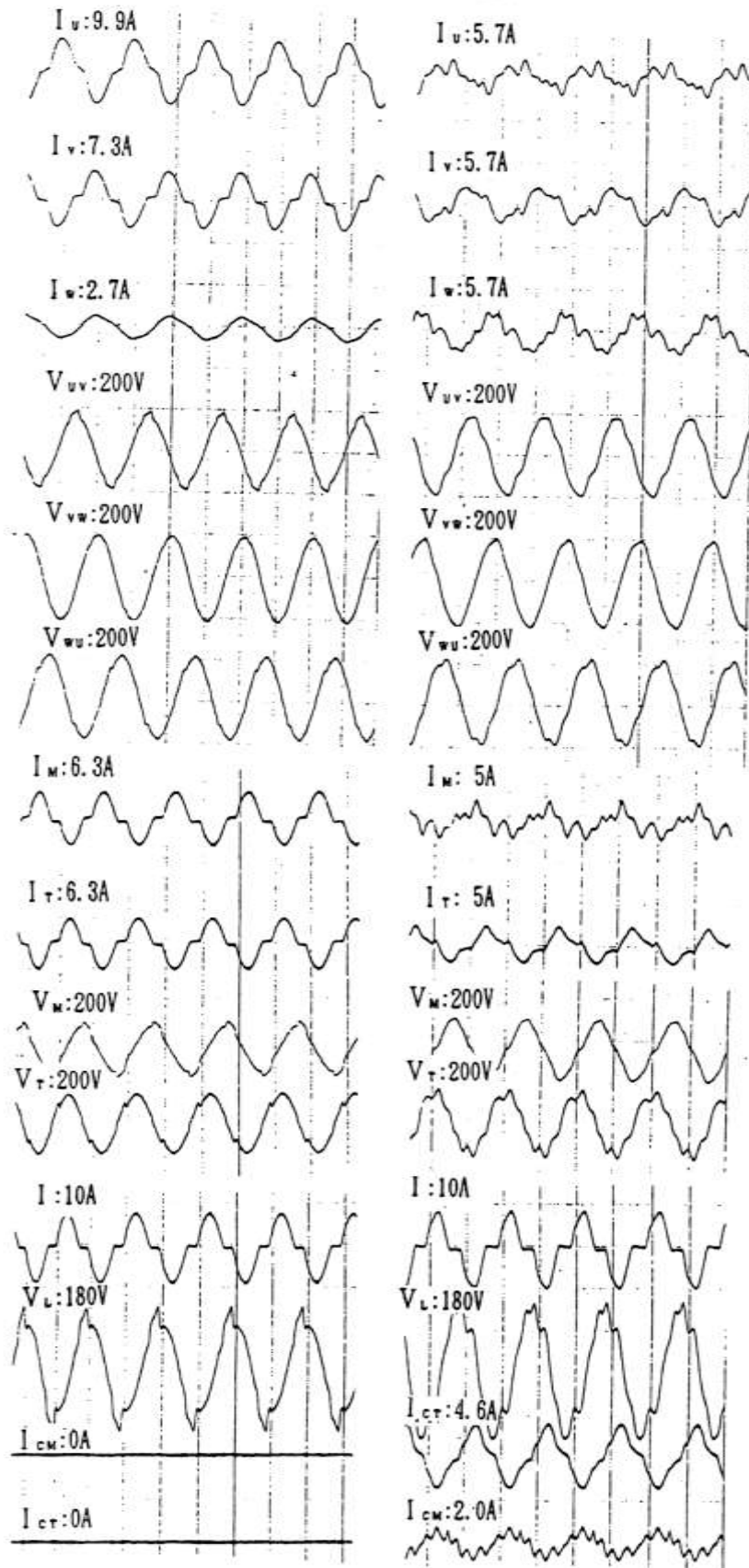


図 4.10 不平衡補償単相き電模擬装置の試験回路

4.6.4 各部の電圧・電流波形

S 座にサイリスタ負荷を接続し、単巻変圧器(AT)の負荷電流を 10A とした場合の、SFC の各部の電圧・電流波形を、補償無及び補償有について図 4.11 に示す。

補償前の 負荷電流は不等辺スコット結線変圧器の M 座と T 座はほぼ等しいが、三相側では不平衡となり U 相・V 相・W 相の順に小さくなっており、(4.6) 式の結果と一致する。



(a) 補償無 (b) 補償有
 図 4.11 SFC 補償時のオシログラム

補償後は、無効電力が補償されるため、M 座・T 座電流がそれぞれ減少するとともに、三相側電流は平衡している。なお、本試験で電流波形のひずみが大きいのは、サイリスタ負荷が 1 段制御で元々のひずみが大きいこと、SFC 模擬装置容量に対して負荷容量が 10% 程度と小さいことなどによるものである。

4.6.5 平衡化試験結果

SFC の不平衡補償の有無について、負荷電流を変化して試験を行った。受電側各部電流及び電圧不平衡の測定結果を表 4.3、表 4.4 及び図 4.12 以下に示す。

補償無では、電流は U 相・V 相・W 相の順に小さくなるが、補償によって各相の電流はほぼ同じになったことが分かる。電圧不平衡も最大 7% 程度であるが、補償することで 1% 程度以下に抑制された。

表 4.3 サイリスタ負荷の補償結果

測定項目	サイリスタ位相制御負荷									
	補償無					補償有				
	0	5	10	15	20	0	5	10	15	20
I_L [A]										
V_{uv} [V]	200	199	199	198	199	201	202	202	201	200
V_{vw} [V]	203	201	202	203	203	203	204	204	203	201
V_{wu} [V]	201	198	200	201	202	203	204	204	203	200
VT_{uv} [V]	198	188	182	182	179	204	201	201	198	194
VT_{vw} [V]	199	197	198	198	196	203	201	201	199	196
VT_{wu} [V]	200	197	198	198	201	202	204	203	201	195
I_u [A]	1.4	7.5	13.5	19.0	24.5	2.5	3.5	5.9	9.5	13.5
I_v [A]	1.1	5.9	10.0	14.3	18.8	2.5	3.5	6.5	9.5	11.9
I_w [A]	1.0	2.0	3.9	5.1	6.2	3.0	4.0	6.0	9.5	13.5
P_3 [kW]	1.0	0.8	1.5	2.6	3.9	1.0	1.8	2.6	3.8	4.9
P_m [kW]	0.2	1.2	2.2	2.8	3.1	0.1	0.4	1.0	1.8	2.6
P_t [kW]	0.4	-0.2	-0.2	-0.2	0.2	0.4	0.8	1.0	1.6	2.1
Q_3 [kvar]	-0.9	2.0	3.0	3.5	3.4	-0.9	-0.5	0.1	0.8	1.5
Q_m [kvar]	0.6	-0.4	-0.3	0.4	1.2	0.6	0.2	-0.2	-0.5	0.5
Q_t [kvar]	-0.8	1.0	1.8	2.4	2.8	-0.8	-0.6	-0.3	0.2	1.0
V_m [V]	222	215	215	212	221	222	225	225	219	205
V_t [V]	228	210	194	183	176	228	225	215	206	209
I_m [A]	2.0	4.0	7.0	10.0	12.1	2.0	3.0	4.9	6.5	9.9
I_t [A]	2.0	4.0	7.4	10.5	14.0	2.0	2.9	4.5	6.8	8.4
V_L [V]	210	182	169	155	158	210	206	200	192	182
I_L [A]	0.00	6.50	12.60	17.50	21.80	0.00	6.80	13.20	18.20	22.50
P_L [kW]	0.00	0.20	0.58	1.00	1.53	0.00	0.22	0.64	1.12	1.67
Q_L [kvar]	0.00	0.53	0.82	0.90	0.70	0.00	0.58	1.03	1.25	1.18
I_m [A]	0.0	4.6	7.7	10.2	12.2	2.7	3.3	4.7	6.7	10.1
I_t [A]	0.8	4.8	8.3	12.1	13.5	2.9	3.5	4.7	6.7	8.5
I_1 [A]	2.5	8.3	11.3	14.6	17.4	3.7	4.9	8.2	12.2	17.0
I_2 [A]	0.9	4.3	8.4	10.0	12.4	2.1	2.6	1.9	2.2	2.8
V_L [V]	202	193	191	180	160	211	208	201	192	183
I_L [A]	0.0	7.1	12.7	17.7	21.8	0.0	7.3	13.3	18.2	22.4
dVT_{uv} [%]	0.0	5.1	8.1	8.1	9.6	0.0	1.5	1.5	2.9	4.9
dVT_{vw} [%]	0.0	1.0	0.5	0.5	1.5	0.0	1.0	1.0	2.0	3.4
dVT_{wu} [%]	0.0	1.5	1.0	1.0	-0.5	0.0	-1.0	-0.5	0.5	3.5
V_{unb} [%]	0.6	3.1	5.5	5.5	6.9	0.6	1.0	0.7	0.9	0.6

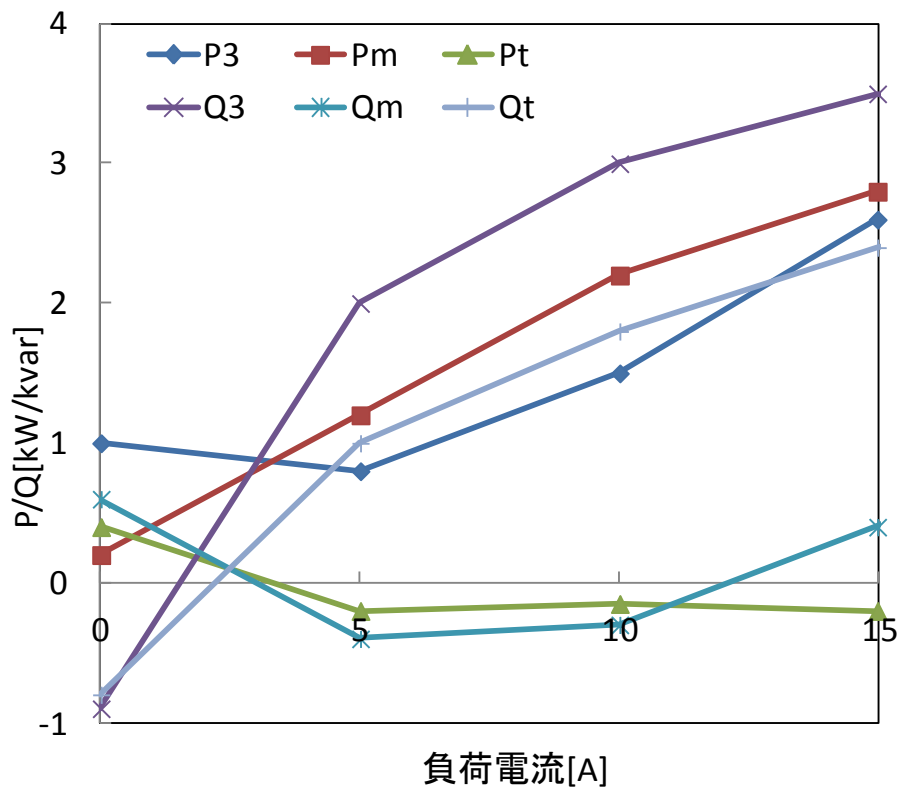
また、抵抗負荷の補償に関しては負荷電流 5A 及び 10A までは、補償無しでの三相電流のバラツキが補償によって収束している。しかし負荷電流 15A では電流のバラツキが広がっている。これは、SFC の自励式電力変換器の容量が使い尽くされてしまい、完全補償が不可能となったことを示している。

その結果、負荷電流 15A では M 座と T 座の有効電力も平衡化されなくなっており、各座及び三相の無効電力が残っている。

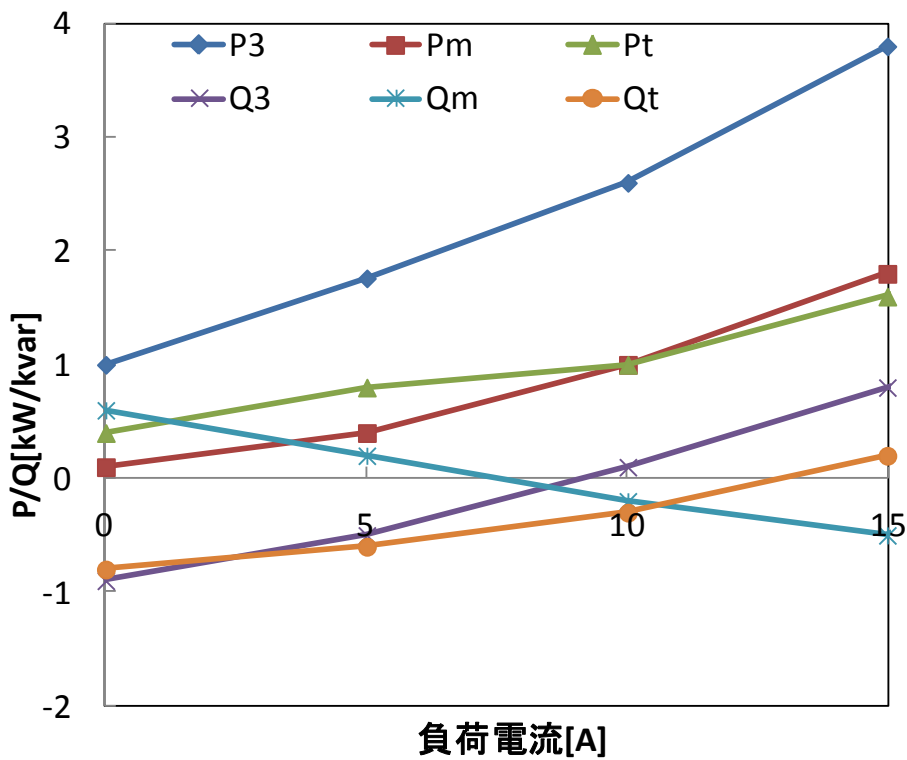
しかし、電圧不平衡で比較すると負荷電流 15A で変換器容量が飽和しても、補償よりも小さくなっていることから補償効果が認められる。

表 4.4 抵抗負荷の補償結果

測定項目	抵抗負荷									
	補償無					補償有				
I_L [A]	0	5	10	15	20	0	5	10	15	20
V_{uv} [V]	200	200	201	199	198	202	201	200	200	199
V_{vw} [V]	203	203	202	202	202	204	202	201	202	202
V_{wu} [V]	201	203	202	201	200	204	202	201	201	200
VT_{uv} [V]	198	196	192	189	183	200	200	197	192	192
VT_{vw} [V]	199	198	196	195	194	200	202	202	202	201
VT_{wu} [V]	200	202	203	204	204	200	202	201	195	202
I_u [A]	1.4	6.0	11.8	17.5	23.5	1.5	6.9	10.5	14.5	20.5
I_v [A]	1.1	5.9	10.0	14.1	18.5	1.2	5.0	7.0	8.2	12.1
I_w [A]	1.0	0.9	1.5	3.2	5.0	1.0	5.8	8.8	13.0	14.0
P_3 [kW]	1.0	1.8	2.8	3.8	4.8	0.4	2.4	3.6	4.6	6.0
P_m [kW]	0.2	0.8	1.4	2.0	2.6	0.1	0.9	1.8	2.6	3.1
P_t [kW]	0.4	0.7	1.1	1.4	1.5	0.1	0.9	1.6	1.5	2.4
Q_3 [kvar]	-0.9	0.6	0.9	1.2	1.8	0.7	-0.6	0.0	0.9	0.5
Q_m [kvar]	0.6	0.4	1.0	1.4	1.9	-0.2	0.6	0.7	0.6	1.6
Q_t [kvar]	-0.8	0.6	1.2	1.8	2.5	0.4	-0.4	0.0	0.2	0.5
V_m [V]	222	221	225	230	232	218	220	219	220	221
V_t [V]	228	209	198	189	178	218	219	217	220	205
I_m [A]	2.0	2.5	6.0	9.0	12.1	0.0	5.0	7.5	10.2	13.0
I_t [A]	2.0	3.5	6.9	10.5	13.8	0.0	3.0	5.0	5.5	8.9
V_L [V]	210	196	191	186	178	199	202	195	183	185
I_L [A]	0.00	5.50	10.70	16.50	22.20	0.00	5.50	11.00	16.40	23.00
P_L [kW]	0.00	0.58	1.07	1.57	1.99	0.00	0.61	1.11	1.52	2.16
Q_L [kvar]	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.03
I_m [A]	0.0	3.6	6.2	9.3	12.5	2.6	4.9	7.7	10.7	13.4
I_t [A]	0.8	4.1	7.2	11.0	13.7	2.9	3.7	5.1	5.9	8.9
I_1 [A]	2.5	5.0	8.8	12.8	17.1	3.8	7.8	11.9	16.3	20.7
I_2 [A]	0.9	3.3	6.2	9.3	12.4	1.9	2.3	3.1	4.3	6.1
V_L [V]	202	200	192	188	180	212	207	198	188	188
I_L [A]	0.0	5.7	10.8	16.4	22.0	0.0	5.8	11.1	16.2	23.1
dVT_{uv} [%]	0.0	1.0	3.0	4.5	7.6	0.0	0.0	1.5	4.0	4.0
dVT_{vw} [%]	0.0	0.5	1.5	2.0	2.5	0.0	-1.0	-1.0	-1.0	-0.5
dVT_{wu} [%]	0.0	-1.0	-1.5	-2.0	-2.0	0.0	-1.0	-0.5	2.5	-1.0
V_{umb} [%]	0.6	1.8	3.3	4.5	6.3	0.0	0.7	1.5	3.0	3.2

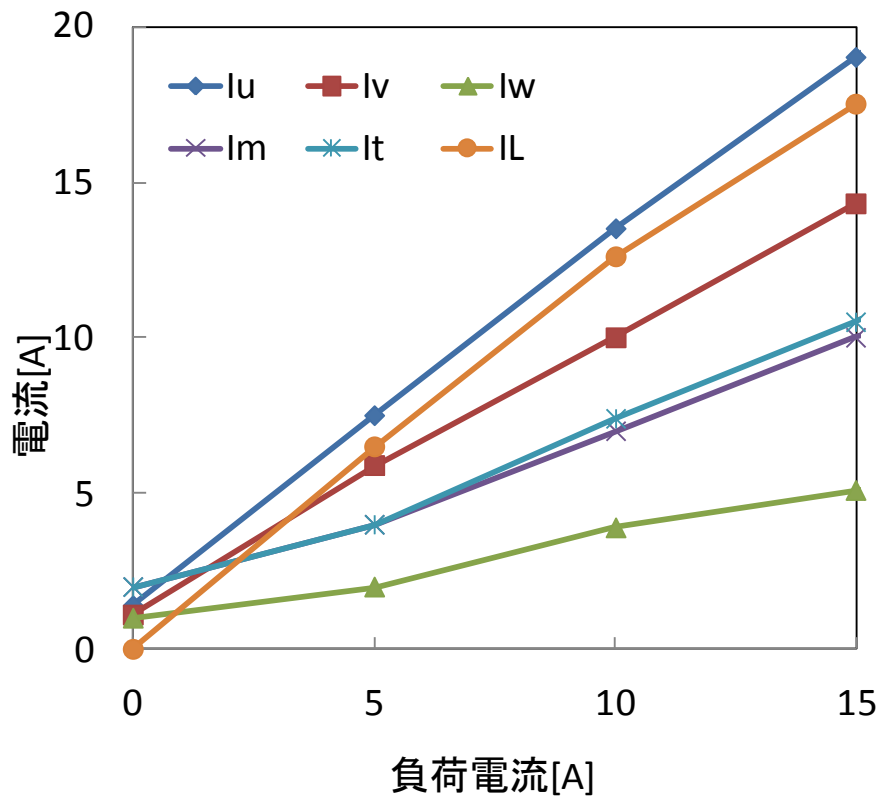


(a)補償無

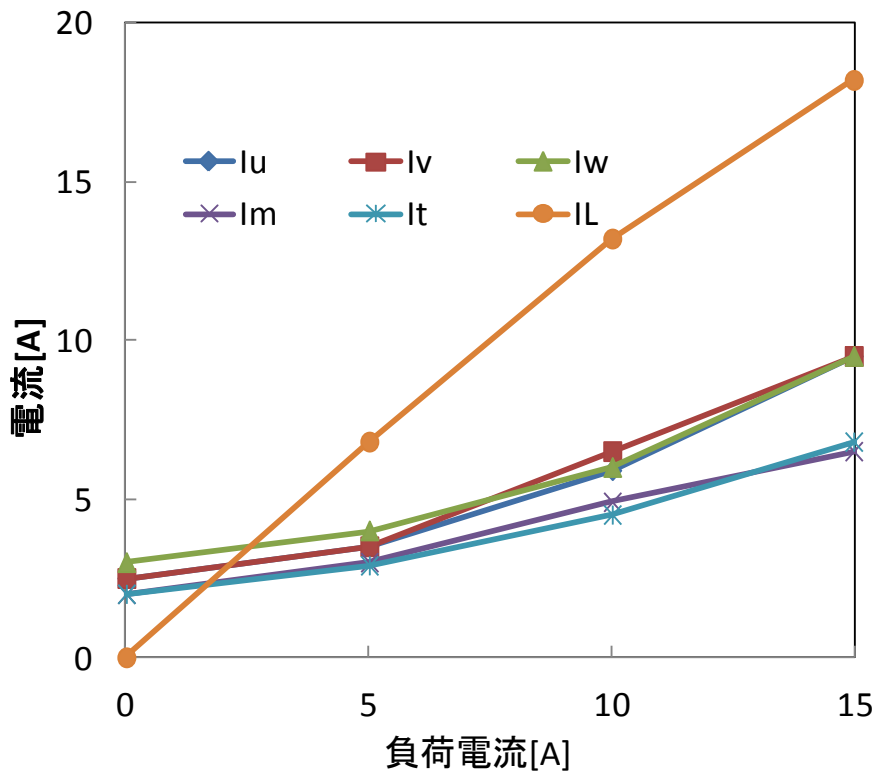


(b)補償有

図 4.12 サイリスタ負荷時の SFC 補償効果: 有効電力・無効電力

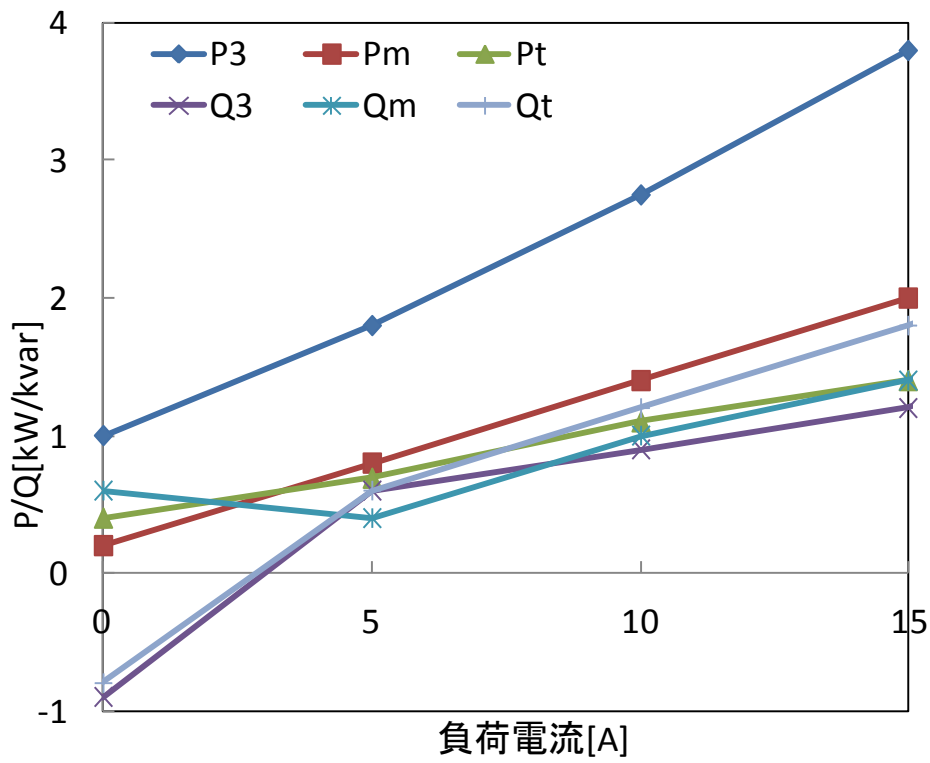


(a)補償無

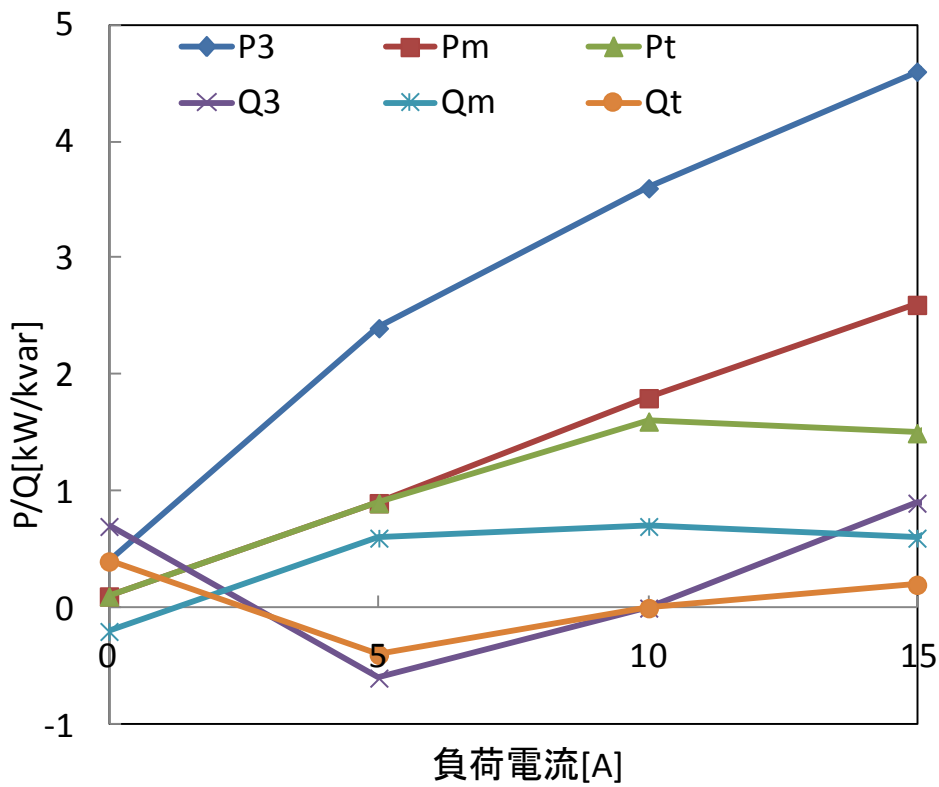


(b)補償有

図 4.13 サイリスタ負荷時の SFC 補償効果: 各部電流

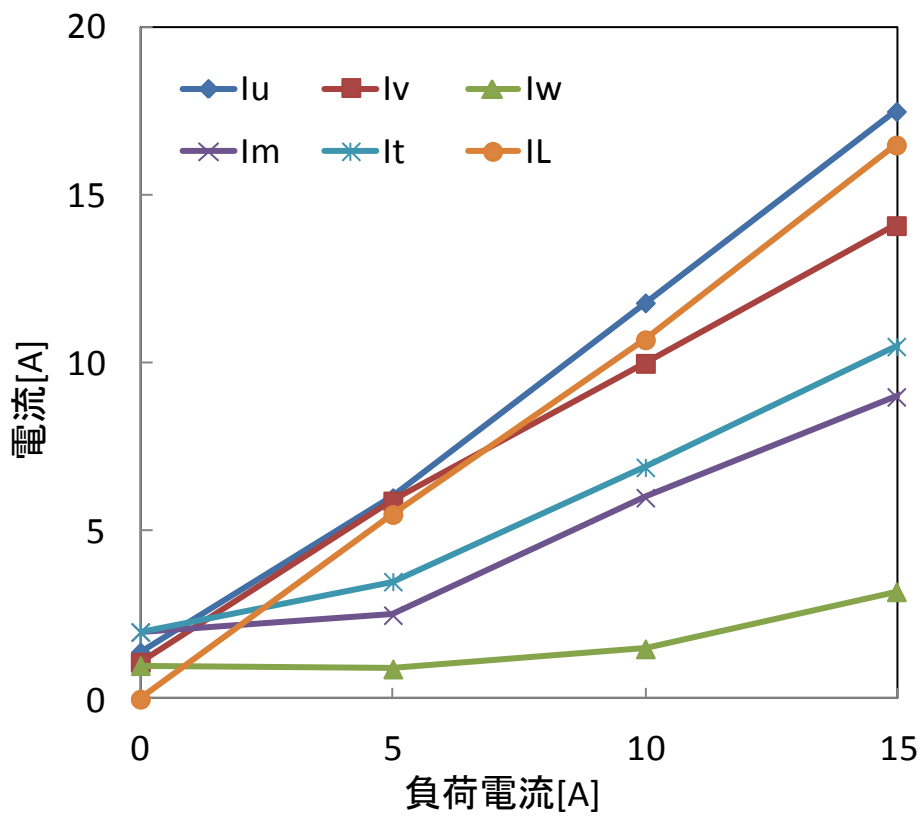


(a)補償無

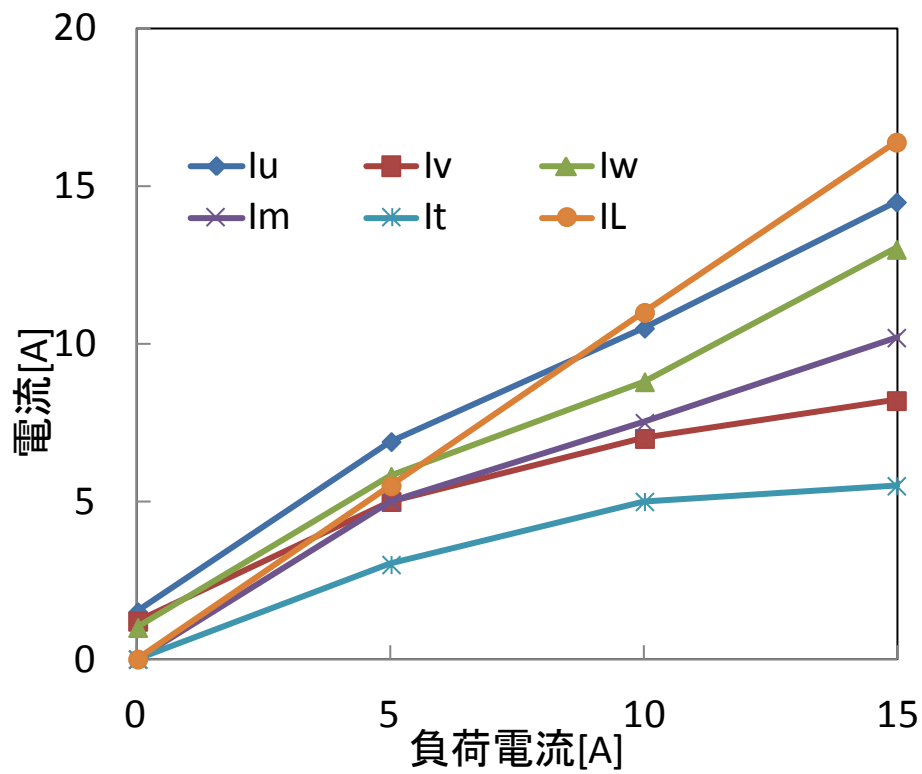


(b)補償有

図 4.14 抵抗負荷時の SFC 補償効果: 有効電力・無効電力



(a)補償無



(b)補償有

図 4.15 抵抗負荷時の SFC 補償効果: 各部電流

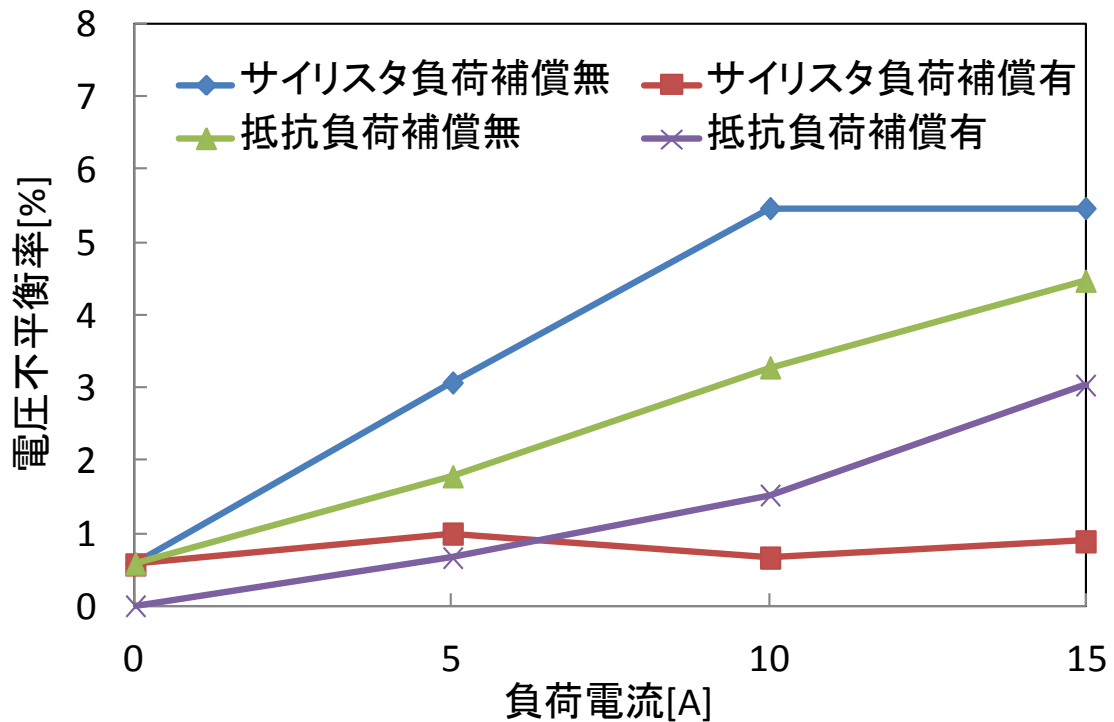


図 4.16 電圧不平衡の SFC 補償結果

4.6.6 突流への対応

交流電気鉄道の車両主変圧器に発生する無負荷励磁突入電流(以下、突流)は、SFC の自励式変換器から見ると突発的に発生する大きな無効電力であり、制御機能が損なわれる可能性がある。そこで突入電流発生模擬装置を使用して、SFC が補償動作中に突流が発生する状況を設定し、装置の応答を確認した。

試験回路は図 4.10の構成で、S 座に接続した突入電流発生模擬装置は車両主変圧器を模擬した单相の可飽和性変圧器(10kVA)に、投入位相制御可能なサイリスタを組み合わせている。可飽和性変圧器の二次側は開放した。

試験結果を図 4.17に示す。突流が発生した瞬間から SFC が補償動作を開始して、M 座及び T 座の電圧と電流が安定に向かっている。本試験では、両座の安定まで基本波で 3~4 周期(60~80ms)を要している。

なお、突流に対する反応は、突流の大きさと持続時間、系統短絡容量と SFC 補償装置の規模及び制御回路の特性によって全く異なる様相を示す。本試験はアナログ制御回路で構成された SFC 模擬装置において、突流発生模擬装置で発生させた突流を補償させた評価に過ぎず、実規模装置での安定性を保証するものではない。

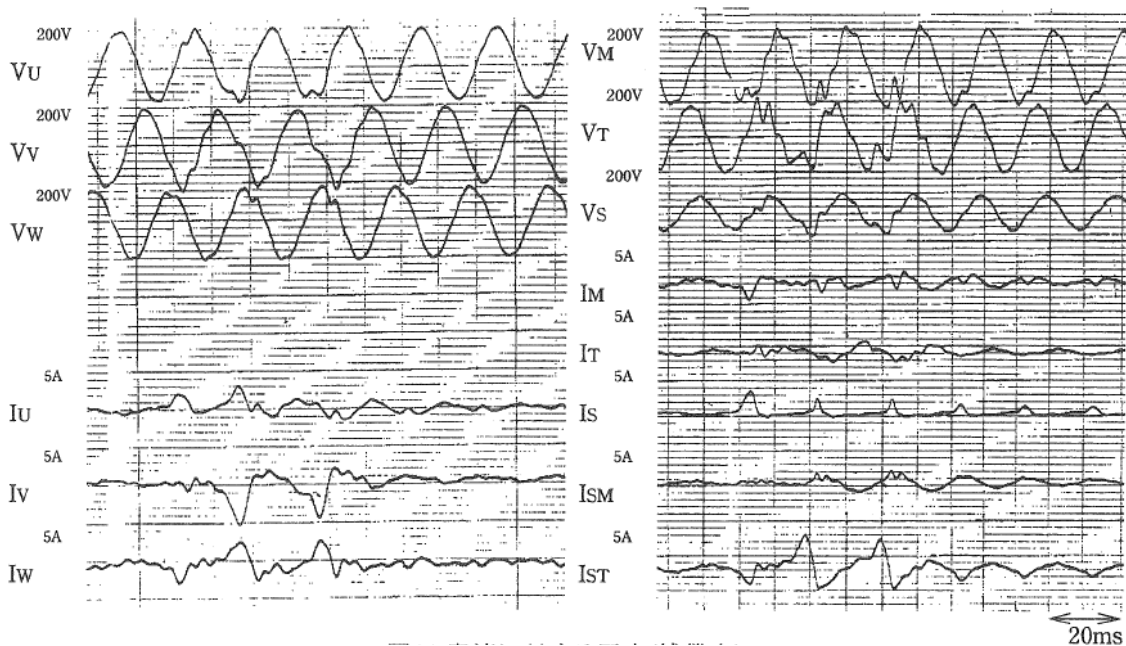


図 4.17 突流に対する SFC ミニモデル応答

4.7 SFC の実用化

パワーエレクトロニクス技術を応用して、三相電力を単相に変換する不平衡補償単相き電装置(SFC)を検討し、ミニモデルを試作して試験によって原理を確認した。

さらに、北陸新幹線長野車両基地では、単相き電を行う車両基地単独の変電所として、SFC を適用している⁽⁵²⁾⁽⁵³⁾⁽⁵⁴⁾。本装置は定格電圧 77kV、定格容量 20MVA 規模である。本論文の検討結果に基づいて、M 座は 4MVA の電力変換器×2 群と 2MVA のリアクトル、T 座は M 座と対になった 4MVA の電力変換器×2 群と 2MVA のコンデンサで構成している。開業前に装置性能試験を行い、補償効果を確認した。

4.8 まとめ

新幹線の車両基地においては配線が複雑なため、車両基地全体を同じ相で電している。このため、三相電力を直接単相に変換してき電する装置として、不等辺スコット結線変圧器と自励式電力変換器を組み合わせ、斜辺の単相負荷を二相側で電力が等しい直角の成分に変換して、三相側の不平衡を補償する不平衡補償単相き電装置(SFC)を提案した。

さらに、この装置について、理論解析及び模擬装置による検証試験を行い、次の結果を得た。

(1) スコット結線変圧器の二相側において、自励変換式車両では負荷力率角が 0 程度であるため無効電力補償を行うことで、サイリスタ位相制御車両では、負荷力率角が $\pi/6$ 程度であるため、さらに有効電力を融通することで、三相側の不平衡を軽減するとともに、力率を 1 にすることができる。

(2) 模擬装置による検証試験の結果，三相側電流が平衡化すること，電圧不平衡が軽減することなどが確認できた。

(3) 本研究に基づき，北陸新幹線長野車両基地変電所において SFC が実用化され，所定の性能を確認した。

5 結論

5.1 本研究で得られた成果

(1) 交流電気鉄道が電源系統に与える影響

第 2 章において、本論文が対象としている商用周波単相交流き電方式について、その技術的課題として以下を指摘した。

- 1) 単相負荷に伴う三相不平衡問題
- 2) 負荷が発生する高調波電流

(2) 三相二相変換時の電源系統と交流き電鉄道の協調

第 3 章において、三相二相変換に伴う不平衡問題対策として、変圧器き電側に接続した自励式変換器を用いて有効電力融通、無効電力補償及び高調波補償と電圧降下補償を可能とする RPC 装置を提案した。以下の成果を得て、今後、大きな電圧変動が予測される弱電源地域に新幹線を建設する場合には、変電所への RPC 設置が有効な電圧変動対策となり得ることを確認した。

- 1) 補償原理を理論検討し、ミニモデルで効果を検証した。
- 2) 新幹線での適用を検討し、装置規模と制御方法を決定した。
- 3) 新幹線の 2 箇所のき電用変電所に設置した、それぞれ装置容量 20MVA の RPC 装置が、規定値以内への三相受電電圧変動抑制、高調波補償機能、き電電圧補償機能を確認した。

(3) 三相単相変換時の電源系統と交流き電鉄道の協調

第 4 章において、車両基地等において配線が複雑な場面で有利な、三相単相変換時の三相不平衡対策を検討した。三相電力を直接単相に変換してき電する装置として、不等辺スコット結線変圧器と自励式電力変換器を組み合わせ、斜辺の単相負荷を二相側で電力が等しい直角の成分に変換して、三相側の不平衡を補償する不平衡補償単相き電装置(SFC)を提案した。さらに、この装置について、理論解析及び模擬装置による検証試験を行い、次の結果を得た。

- 1) スコット結線変圧器の二相側において、自励変換式車両では無効電力補償で、サイリスタ位相制御車両では有効電力融通と無効電力補償で、三相側の不平衡を軽減するとともに、力率を 1 とした。
- 2) 模擬装置による検証試験で、三相側電流が平衡化すること、電圧不平衡が軽減することなどが確認できた。
- 3) 本研究に基づき、北陸新幹線長野車両基地変電所において SFC が実用化され、所定の性能を確認した。

5.2 今後の課題

本論文で検証できなかった課題としては、以下が挙げられる。

- 1) き電区分所に設置して、両側のき電回路間で電力融通する構成の RPC
- 2) 省エネルギーを主目的とした交流き電回路における自励式変換器使用法
- 3) 自励変換式車両だけを負荷とした場合の経済的な構成と制御方法

6 謝辞

本研究は公益財団法人鉄道総合技術研究所において行ったものであり、多方面の皆様にご指導及びご協力を賜りました。

まず誰よりも、学位論文をまとめる機会を頂き、日本大学理工学部の研究室において大変熱心なご指導を賜った中村英夫先生と高橋聖先生に深く感謝いたします。同時に、副査をお願いした泉隆先生、小野隆先生、塩野光弘先生に感謝いたします。

そして、交流き電の奥深い世界の中で多くの業績を挙げ、私に対してこのような研究テーマを与えていただくと共に、表面的な技術だけでなく論文の書き方や技術者としてのあり方まで導いていただいた持永芳文博士に感謝いたします。

それから、鉄道総合技術研究所に入所するきっかけを作っていただき、最初の上司として電気の様々な見方を教えていただいた大木康二氏、入所直後から先輩として、そして上司として公私ともにご指導いただいた長谷伸一氏、き電グループリーダとして私を迎え入れていただいた伊藤二郎氏に感謝いたします。

さらに、き電研究室の先輩として鉄道総合技術研究所及び様々なフィールドにおいて、技術の開発手法や測定技術、また現地試験手順等、研究の術を教えていただいた久水泰司氏、安喰浩司氏、伊東利勝氏に感謝いたします。

また、き電研究室の後輩として現地測定等の様々な面で支えていただいた重枝秀紀博士、森本大観氏、小西武史博士、赤木雅陽氏、森田岳氏、吉井剣氏、柴田直樹氏にも感謝いたします。

一方、このような大きな研究開発課題を実績も無かった私が実施することを許していただき、巨額の投資決断によってRPC装置及びSFC装置の営業線での実用化を実現した日本鉄道建設公団（現、鉄道建設・運輸施設整備支援機構）の村田潔氏、加藤敬義氏、池戸昭治氏、濱田博徳氏、石関由男氏、秋田勝俊氏、鈴木厚氏他皆様と、設備受入・運用を行っていただいた東日本旅客鉄道株式会社の井上一氏、津金利雄氏、五味貴公氏、上田啓二氏、鈴木秀康氏、吉田智氏他各位に感謝いたします。

他方、RPC装置ミニモデル及びRPC・SFC実用機を設計・製作していただいた三菱電機株式会社の竹田正俊氏、宮下武司氏、村上俊太郎氏、船橋眞男氏、森嶋直樹氏他各位及び株式会社明電舎の大関進氏、渡邊秀夫氏、澁谷忠士氏、井手浩一氏、大辺実氏他各位、現地試験で一緒に測定した株式会社ジェイアール総研電気システムの各位に感謝いたします（各所属は担当当時、故人含む）。

家族に対しては、多くの現地試験や学位取得に向けての途上で家を空けることが多く、諸事や育児をすべて担当してもらいながら支えてもらったことに感謝いたします。

そして最後に、手が止まっていた私を上司として、また先輩として叱咤激励し、再び学位取得に向けての道に戻していただいた奥井明伸博士に深甚な謝意を捧げます。

7 参考文献

- (1) T. Uzuka, E. Masada, “High speed rail awaits the next breakthrough of power semiconductors” , Materials Science Forum Vols. 778-780, pp 1071-1076, 2014
- (2) T. Uzuka, “Faster than a Speeding Bullet”, IEEE Electrification magazine, IEEE, Vol.1, No.1, pp.11-20, 2013
- (3) * T. Uzuka, “ Trends in high-speed railways and the implications on power electronics and power devices” , The 23rd International Symposium On Power Semiconductor Devices and ICs (ISPSD’ 11), Plenary Speech, 2011
- (4) T. Uzuka, H. Nagasawa: “AC power supply for railways in Japan”, Elektrische Bahnen, Vol.107, pp. 199-206, 2009
- (5) パワーエレクトロニクス機器の EMC, 電気学会 パワーエレクトロニクス機器の EMC 解析・抑制技術共同研究委員会 編, 電気学会, 2013
- (6) 鉄道と EMC, 電気学会 電気鉄道の電磁環境に関する共同研究委員会 編, オーム社, 2008
- (7) 電気学会電気鉄道における教育調査専門委員会:「最新 電気鉄道工学」, ISBN4-339-00723-4, 2000, コロナ社
- (8) き電・変電技術変遷史, 日本鉄道電気技術協会, 2012
- (9) 柴川久光:「電気運転統計(国内)」, 鉄道と電気技術, Vol. 25, No. 4, pp. 49-54, 2014
- (10) 柴川久光:「電気運転統計 海外鉄道の電気方式」, 鉄道と電気技術, Vol. 25, No. 5, pp. 47-50, 2014
- (11) 国内外における高速鉄道技術, 電気学会技術報告 No.1303, 電気学会内外の高速鉄道技術の相違と特徴に関する調査専門委員会, 2014
- (12) T. Uzuka, M. Akagi, Y. Hisamizu, “Integrated simulator for AC traction power supply” , WCRR2008, 2008
- (13) 兎束哲夫, “電力供給設備からのアプローチ”, 平成 20 年電気学会産業応用部門大会, No. 3-S9-3, 2008
- (14) 兎束哲夫, “電力供給設備の欧州における動向”, 平成 19 年電気学会産業応用部門大会, No. 3-S9-5, 2007
- (15) 兎束哲夫, 森本大観, 鈴木厚, 秋山正之, 関島志郎:「新型結線き電用変圧器の開発と実用試験」, 平成 19 年電気学会産業応用部門全国大会, No. 3-23, 2007
- (16) 国内外における電気鉄道き電システムの最近の技術動向, 日本鉄道電気技術協会, 2010
- (17) 経済産業省:「電気設備に関する技術基準を定める省令」, 2014 年 7 月 18 日改正
- (18) 経済産業省:「電気設備技術基準」, 2012 年 9 月 14 日改正

- (19) 持永芳文, 白石浩, 新井浩一:「交流電気鉄道における電源平衡化対策」, 昭和 62 年電気・情報関連学会連合大会, No. 10-6, 1987
- (20) 持永芳文, 久水泰司, 横山傑, 岡田明敏, 宮田紀夫, 増田隆:「東海道新幹線大高変電所用無効電力補償装置(SVC)の効果確認試験」,平成 2 年,電気学会全国大会, No. 931, 1990
- (21) 神谷昌弘, 高木浩, 柴崎誠, 西台じゅん, 室谷金義, 浅野正邦, 陰野茂:「新幹線負荷による電圧変動対策用 SVC の開発」, 日新電機技報, Vol. 28, No. 3, pp. 31-40, 1983
- (22) 飯塚昭廣, 平川正澄, 岸田光央, 長谷伸一, 持永芳文, 竹田正俊, 村上昇太郎:「東海道新幹線新枇杷島変電所における静止形無効電力発生装置(SVG)の実負荷試験」:平成 6 年電気学会全国大会, No. 1087, 1994
- (23) 持永芳文, 藤江宏史, 古川孝之, 竹田正俊, 久場英治:「交流電気鉄道における三相側無効電力補償による電源電圧変動の抑制」, 電気学会論文誌 B, Vol. 112, No. 1, pp. 74-82, 1992
- (24) 竹田正俊, 村上昇太郎, 飯塚昭廣, 持永芳文:「自励式電力変換器を適用した三相不平衡電圧変動補償装置の開発」, 電気学会論文誌 D, Vol. 116-D, No. 8, pp. 826-834, 1996
- (25) 兎束哲夫, 長谷伸一, 持永芳文, 竹田正俊, 宮下武司:「自励式インバータによるき電側電力融通方式交流電気鉄道用電圧変動償装置の開発」, 平成 6 年電気学会産業応用部門全国大会, No. 187, 1994
- (26) 斎藤勉, 小野正明, 大辺実, 渋谷忠士, 大関進:「有効電力融通機能付無効電力補償装置」, 平成 6 年電気学会全国大会, No. 1088, 1994
- (27) T. Uzuka, S. Hase, Y. Mochinaga, M. Takeda, T. Miyashita:”A Static Voltage Compensator for AC Electric Railway using Self-commutated Inverters”, Proc. of IPEC-Yokohama ‘95, pp. 1077-1082, 1995
- (28) T. Uzuka, S. Hase, Y. Mochinaga, M. Takeda, T. Miyashita, T. Ueda:”A Static Voltage Compensator for AC Electric Railway using Self-commutated Inverters”, Electrical Engineering in Japan, Vol.117, No.3, pp. 87-101, 1996
- (29) T. Uzuka, S. Hase, Y. Mochinaga:” Development of Static Voltage Fluctuation Compensator for AC Electric Railway using Self-commutated Inverters”, Quarterly Report of RTRI, Vol. 38, No. 4, pp. 218-223, 1997
- (30) 兎束哲夫, 長谷伸一, 持永芳文, 竹田正俊, 宮下武司, 上田剛:「自励式電力変換器によるき電側電力融通方式交流電気鉄道用電圧変動補償装置の開発」電気学会論文誌 D, Vol. 115-D, No. 12, pp. 1521-1528, 1995
- (31) 長谷伸一, 持永芳文, 兎束哲夫, 久水泰司:「自励式電力変換器による交流電気鉄道電圧変動対策」, 鉄道総研報告, Vol. 10, No. 7, pp. 5-10, 1996
- (32) 上田剛, 橋谷田寶, 本郷忠敬:「パルス幅制御及び PWM 制御による各種制御回路の負荷電流の解析」, 電気設備学会誌, Vol. 14, No. 8, pp. 775-782, 1994

- (33) 電気学会電力用アクティブフィルタ調査専門委員会:「電力用アクティブフィルタ技術」,電気学会技術報告,II-No. 425,1992-6
- (34) 竹田正俊,朝枝建明,有塚智彦,大森繁樹,大仁田健司:「アーク炉フリッカ補償用大容量アクティブフィルタ」,三菱電機技報,Vol. 65, No. 6, pp. 580-584, 1991
- (35) 持永芳文,香山稔:「交流電気鉄道電圧降下対策用無効電力補償装置の実用化」,電気学会論文誌D(技術開発レポート),Vol. 113, No. 10, p1228, 1993
- (36) 川原敬治,持永芳文,久水泰司,井上隆・松浦敏明:「新幹線鉄道におけるき電回路末端設置単相SVCによる電圧降下対策」,電気学会論文誌D, Vol. 119-D, No. 4, pp. 523-528, 1999-4
- (37) 浜田博徳,五味貴公,持永芳文,大関進:「交流電気鉄道に適用する有効電力融通機能付き電圧変動補償装置」,電気学会静止器研究会資料(平成12年), No. SA-00-33, 2000
- (38) 持永芳文,村田潔,五味貴公,船橋眞男,森嶋直樹:「GCT・3レベルインバータを用いた新幹線向けRPC装置の開発」電気学会静止器研究会資料(平成13年), No. SA-01-42, 2001
- (39) 持永芳文,加藤敬義,五味貴公,吉原和成,西鳥羽稔:「東北新幹線新八戸変電所向け電圧補償装置」,電気学会静止器研究会資料(平成13年), No. SA-01-43, 2001
- (40) 持永芳文,鈴木厚,上田啓二,船橋眞男,森嶋直樹:「東北新幹線延伸用RPC装置概要とフィールド試験結果について」,電気学会静止器研究会資料(平成14年度), No. SA-02-63, 2002
- (41) 持永芳文,池戸昭治,津金利雄,井手浩一:「東北新幹線新八戸変電所向け電圧補償装置の現地試験概要」,電気学会静止器研究会資料(平成14年度), No. SA-02-64, 2002
- (42) 池戸昭治,上田啓二,井手浩一,船橋眞男,兔束哲夫:「新幹線用電圧変動補償装置の検証試験」,平成15年電気学会産業応用部門大会, No. 1-S3-1, 2003
- (43) T. Uzuka, S. Ikedo:”Railway Static Power Conditioner Field Test”, Quarterly Report of RTRI, Vol. 45, No. 2, pp. 64-67, 2004
- (44) T. Uzuka, S. Ikedo, K. Ueda:”A Static Voltage Fluctuation Compensator for AC Electric Railway”, Proc. of 2004 35th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference (PESC04), pp. 1869-1873, 2004
- (45) 兔束哲夫,池戸昭治,上田啓二,持永芳文,船橋眞男,井手浩一:「新幹線用電圧変動補償装置の開発と実用化」,電気学会論文誌B, Vol. 125-B, No. 9, pp. 885-892, 2005
- (46) 兔束哲夫,池戸昭治:「新幹線用電圧変動補償装置の実用化」,鉄道総研報告,第19巻7号, pp. 41-46, 2005

- (47) 持永芳文, 浜田博徳, 新井浩一:「不等辺スコット結線変圧器による交流電気鉄道用電源不平衡補償装置の開発」, 電気学会論文誌 D, Vol. 110, No. 1, pp. 41-50, 1990
- (48) 兎束哲夫, 持永芳文, 長谷伸一:「自励式電力変換器による不平衡補償単相き電装置の基礎検討」, 電気学会研究会, TER-96-22, 1996
- (49) 兎束哲夫, 持永芳文, 秋田勝俊, 村田潔, 井上一, 澁谷忠士, 大辺実:「北陸新幹線用不平衡補償単相き電装置のミニモデル試験」, 平成 8 年電気学会産業応用部門全国大会, No. 38, 1996
- (50) 兎束哲夫, 持永芳文, 長谷伸一, 吉田智:「自励式インバータによる不平衡補償単相き電装置の基礎検討」, 平成 8 年電気学会全国大会, No. 1251, 1996
- (51) T. Uzuka, Y. Mochinaga, S. Hase:” Principle Theory of Single Phase Feeding Power Conditioner for AC traction”, WCRR97, 1997
- (52) 村田潔, 兎束哲夫, 鈴木秀康, 大辺実, 「不平衡補償単相き電装置の開発」, J-Rail '97, No. 2, 1997
- (53) 伊藤二郎, 持永芳文, 井上一, 大関進:「長野車両基地変電所の電源補償装置」, OHM 誌, Vol. 85, No. 2, pp. 28-31, 1998
- (54) 持永芳文, 兎束哲夫, 長谷伸一, 久水泰司, 石関由男:「新幹線車両基地用不平衡補償単相き電装置の開発」, 電気学会論文誌 D, Vol. 120-B, No. 8/9, pp. 1084-1090, 2000

8 業績論文

A 審査付論文

- (1) T. Uzuka, E. Masada, “High speed rail awaits the next breakthrough of power semiconductors” , Materials Science Forum Vols. 778-780, pp 1071-1076, 2014
- (2) T. Uzuka, “Faster than a Speeding Bullet”, IEEE Electrification magazine, IEEE, Vol.1, No.1, pp.11-20, 2013
- (3) * T. Uzuka, “ Trends in high-speed railways and the implications on power electronics and power devices” , The 23rd International Symposium On Power Semiconductor Devices and ICs (ISPSD’ 11), Plenary Speech, 2011
- (4) T. Uzuka, H. Nagasawa: “AC power supply for railways in Japan”, Elektrische Bahnen, Vol.107, pp. 199-206, 2009
- (5) 兎束哲夫, 池戸昭治, 上田 啓二, 持永 芳文, 船橋眞男, 井手浩一:「新幹線用電圧変動補償装置の開発と実用化」, 電気学会論文誌 B, Vol. 125-B, No. 9, pp. 885-892, 2005
- (6) * T. Uzuka, S. Ikedo, K. Ueda:”A Static Voltage Fluctuation Compensator for AC Electric Railway”, Proc. of 2004 35th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference (PESC04), pp. 1869-1873, 2004
- (7) 持永芳文, 兎束哲夫, 長谷伸一, 久水泰司, 石関由男:「新幹線車両基地用不平衡補償単相き電装置の開発」, 電気学会論文誌 D, Vol. 120-B, No. 8/9, pp. 1084-1090, 2000
- (8) T. Uzuka, Y. Mochinaga, S. Hase:” Principle Theory of Single Phase Feeding Power Conditioner for AC traction”, WCRR97, 1997
- (9) T. Uzuka, S. Hase, Y. Mochinaga, M. Takeda, T. Miyashita, T. Ueda:”A Static Voltage Compensator for AC Electric Railway using Self-commutated Inverters”, Electrical Engineering in Japan, Vol.117, No.3, pp. 87-101, 1996
- (10) T. Uzuka, S. Hase, Y. Mochinaga, M. Takeda, T. Miyashita:”A Static Voltage Compensator for AC Electric Railway using Self-commutated Inverters”, Proc. of IPEC-Yokohama ‘95, pp. 1077-1082, 1995
- (11) 兎束哲夫, 長谷伸一, 持永芳文, 竹田正俊, 宮下武司, 上田剛:「自励式電力変換器によるき電側電力融通方式交流電気鉄道用電圧変動補償装置の開発」 電気学会論文誌 D, Vol. 115-D, No. 12, pp. 1521-1528, 1995

B 口頭発表

- (1) T. Uzuka, M. Akagi, Y. Hisamizu, “Integrated simulator for AC traction power supply”, WCRR2008, 2008
- (2) 兎束哲夫, “電力供給設備からのアプローチ”, 平成 20 年電気学会産業応用部門大会, No. 3-S9-3, 2008
- (3) 兎束哲夫, “電力供給設備の欧州における動向”, 平成 19 年電気学会産業応用部門大会, No. 3-S9-5, 2007
- (4) 兎束哲夫, 森本大観, 鈴木厚, 秋山正之, 関島志郎:「新型結線き電用変圧器の開発と実用試験」, 平成 19 年電気学会産業応用部門全国大会, No. 3-23, 2007
- (5) 兎束哲夫, 池戸昭治:「新幹線用電圧変動補償装置の実用化」, 鉄道総研報告, 第 19 巻 7 号, pp. 41-46, 2005
- (6) T. Uzuka, S. Ikedo:”Railway Static Power Conditioner Field Test”, Quarterly Report of RTRI, Vol. 45, No. 2, pp. 64-67, 2004
- (7) 池戸昭治, 上田啓二, 井手浩一, 船橋眞男, 兎束哲夫:「新幹線用電圧変動補償装置の検証試験」, 平成 15 年電気学会産業応用部門大会, No. 1-S3-1, 2003
- (8) T. Uzuka, S. Hase, Y. Mochinaga:” Development of Static Voltage Fluctuation Compensator for AC Electric Railway using Self-commutated Inverters”, Quarterly Report of RTRI, Vol. 38, No. 4, pp. 218-223, 1997
- (9) 村田潔, 兎束哲夫, 鈴木秀康, 大辺実, 「不平衡補償単相き電装置の開発」, J-Rail ‘97, No. 2, 1997
- (10) 長谷伸一, 持永芳文, 兎束哲夫, 久水泰司:「自励式電力変換器による交流電気鉄道電圧変動対策」, 鉄道総研報告, Vol. 10, No. 7, pp. 5-10, 1996
- (11) 兎束哲夫, 持永芳文, 長谷伸一:「自励式電力変換器による不平衡補償単相き電装置の基礎検討」, 電気学会研究会, TER-96-22, 1996
- (12) 兎束哲夫, 持永芳文, 秋田勝俊, 村田潔, 井上一, 澁谷忠土, 大辺実:「北陸新幹線用不平衡補償単相き電装置のミニモデル試験」, 平成 8 年電気学会産業応用部門全国大会, No. 38, 1996
- (13) 兎束哲夫, 持永芳文, 長谷伸一, 吉田智:「自励式インバータによる不平衡補償単相き電装置の基礎検討」, 平成 8 年電気学会全国大会, No. 1251, 1996
- (14) 兎束哲夫, 長谷伸一, 持永芳文, 竹田正俊, 宮下武司:「自励式インバータによるき電側電力融通方式交流電気鉄道用電圧変動補償装置の開発」, 平成 6 年電気学会産業応用部門全国大会, No. 187, 1994

D 著書（共著）

- (1) 国内外における高速鉄道技術，電気学会技術報告 No.1303，電気学会 内外の高速鉄道技術の相違と特徴に関する調査専門委員会，2014
- (2) パワーエレクトロニクス機器の EMC，電気学会 パワーエレクトロニクス機器の EMC 解析・抑制技術共同研究委員会 編，電気学会，2013
- (3) 国内外における電気鉄道き電システムの最近の技術動向，日本鉄道電気技術協会，2010
- (4) き電・変電技術変遷史，日本鉄道電気技術協会，2012
- (5) 鉄道と EMC，電気学会 電気鉄道の電磁環境に関する共同研究委員会 編，オーム社，2008
- (6) 電気学会電気鉄道における教育調査専門委員会：「最新 電気鉄道工学」，ISBN4-339-00723-4，2000，コロナ社